

République Algérienne Démocratique et Populaire
Ministère De l'Enseignement Supérieur et de la Recherche Scientifique
Université Ahmed Draia - Adrar
Faculté des Sciences et de la technologie
Département Sciences de la matière



Thèse pour l'obtention du diplôme de Doctorat LMD en physique

Spécialité : Génie de l'environnement et sciences des matériaux

Option : Energie renouvelable

Intitulé :

Conception et optimisation de la performance d'un module thermoélectrique pour génération d'énergie thermique ou électrique

Soutenu publiquement le : 11/12/2022

Par : Mr. ZOUÏ Mohamed Amine

Devant le jury composé de :

Pr. BOUSSAÏD Mohamed	Président	Université Ahmed Draia Adrar
Pr. BENTOUBA Said	Rapporteur	Université Ahmed Draia Adrar
Pr. BOUROUIS Mahmoud	Co-Rapporteur	Université Rovira i Virgili Tarragone Espagne
Dr. BOUDAOUÏ lhouaria	Examineur	Université Ahmed Draia Adrar
Pr. HARROUZ Abdelkader	Examineur	Université Ahmed Draia Adrar
Pr. DENNAÏ Benmoussa	Examineur	Université Mohammed Tahri Bechar

2021/2022

Remerciement

En premier je remercie le DIEU tout puissant de m'avoir donné le courage, la force et la patience d' ce modeste travail.

C'est avec une grande émotion que j'écris ces quelques lignes afin de remercier tous ont contribué à la réalisation de ce travail de près ou de loin ou parfois même sans le savoir.

Je tiens en premier lieu d'adresser un profond remerciement à toute ma famille particulièrement à mes parents, mon épouse, frères et sœurs. Ils ont su me guider et me soutenir durant ces longues années d'études.

Evidemment, cette thèse n'aurait pu avoir lieu sans le soutien de mon directeur et encadrant de thèse, à savoir Pr. Said BENTOUBA et Pr. Mahmoud BOUROUIS, pour toute la confiance qu'ils m'ont apporté pendant ces quatre années, ce fut un véritable plaisir de travailler avec eux. J'ai appris beaucoup à leur contact et je tiens à souligner la qualité de leur encadrement et leur très grande disponibilité qui m'a permis de réaliser ces travaux dans les meilleures conditions possibles

J'adresse mes sincères remerciements à Pr. BOUSSAID Mohamed, qui a accepté de présider le jury de soutenance et également à Dr. BOUDAOU Dhouaria et Pr. HARROUZ Abdelkader et Pr. DENNAI Benmoussa, qui m'ont fait l'honneur d'examiner ce travail et de participer au jury de thèse.

J'adresse mes remerciements à Monsieur John Stockholm de la société Marvel Thermoelectrics (France) pour m'avoir fait confiance et pour avoir su nous fournir les matériaux essentiels durant ce travail de recherche.

Je n'oublie pas les directeurs de laboratoire, M. KALLOUM Slimane (LESSI) et M. HAMOUDA Messaoud (LDDI) ainsi que l'ensemble des membres des deux laboratoires qui m'ont permis d'effectuer ces travaux dans une excellente ambiance, je me suis toujours senti chez moi dans chacun de ces laboratoires. Merci à tous les doctorants que j'ai pu côtoyer durant cette thèse, Bounefla nacier, Ouahab Ali, Taybi Mohamed, Laidi Abdellah, Hartani Amine, Djamel Bellatrech, et tous les autres doctorants, merci pour votre soutien. Pour terminer, je tiens à remercier toutes ces personnes, devenues des amis au grès de mes études au sein de l'université d'Adrar et d'Espagne

Table de matière

Remerciement.....	I
Table de matière	I
Liste des figures	VI
Liste des tableaux	XI
Liste des sigles et abréviations	XII
Introduction générale.....	XIV
Chapitre I. Introduction à la thermoélectricité	1
1. Introduction	1
2. Généralité sur la thermoélectricité	1
2.1. Historique.....	1
2.2. Effets thermoélectriques	2
2.2.1. Effet Seebeck.....	2
2.2.2. Effet Peltier	3
2.2.3. Effet Thomson	3
2.2.4. Effet Joule.....	4
2.2.5. Résistivité et conductivité électrique.....	4
2.2.6. Conductivité thermique	5
2.3. Rendement et Figure de mérite des matériaux thermoélectrique.....	5
2.3.1. Figure de mérite.....	5
2.3.2. Rendement d'un dispositif thermoélectrique.....	6
3. Matériaux thermoélectriques.....	8
3.1. Matériaux thermoélectriques classiques	9
3.2. Nouveaux matériaux thermoélectriques.....	10
4. Application des générateurs thermoélectrique	12
4.1. Source de chaleur radio-isotopique.....	12
4.1.1. Domaine spatial	13
4.1.2. Alimentation électrique dans les régions éloignées.....	13
4.1.3. Domaine médicale	14
4.2. Source de chaleur naturelle	15

Table de matière

4.2.1. Gaz naturel et biomasse	15
4.2.2. Corps humain.....	17
4.2.3. Source solaire	20
4.3. Source de chaleur perdue	24
4.3.1. Récupération de la chaleur issue des industries et des ménages	24
4.3.2. Récupération de la chaleur perdue des moyens de transport.....	26
5. Conclusion.....	31
Chapitre II. Etude bibliographique.....	32
1. introduction	33
2. Conceptions des modules thermoélectriques	33
2.1. Module plane	33
2.2. Module tubulaire.....	34
2.3. Méthode de fabrication des matériaux thermoélectrique.....	35
2.3.1. La méthode de croissance de Bridgman	35
2.3.2. La méthode des poudres	36
3. Paramètres affectants l'efficacité d'un module TE	36
3.1. La diffusion	36
3.2. L'oxydation.....	37
3.3. Dilatation thermique	37
4. Etat de l'art des modules thermoélectriques tubulaires.....	38
5. Les échangeurs de chaleur.....	42
5.1. Notions de base	42
5.1.1. Mécanismes de transfert de chaleur dans un échangeur de chaleur	42
5.1.2. Résistance thermique de contact.....	43
5.2. Refroidisseur à air	45
6. Conclusion.....	46
Chapitre III. Optimisation de l'échangeur de chaleur tubulaire a ailette.....	47
1. Introduction	48
2. Les échangeurs de chaleur.....	48
3. Paramètres géométriques dans un échangeur de chaleur tubulaire à ailette.....	50
4. Influence des paramètres géométriques et physique sur le transfert de chaleur et la perte de charge.....	51
4.1. Effet de la hauteur d'ailette.....	51
4.2. Effet de pas d'ailette	52
4.3. Effet de l'épaisseur d'ailette	52

4.4.	Effet du diamètre du tube.....	52
4.5.	Effet de la vitesse de l'air.....	53
5.	Simulation numérique.....	53
5.1.	Domaine de calcul.....	53
5.2.	Régime d'écoulement et modélisation de la turbulence.....	55
5.3.	Equations générales de transport.....	55
5.4.	Maillage.....	56
5.5.	Conditions aux limites.....	59
5.6.	Algorithme de calcul.....	59
6.	Résultats et discussion.....	60
6.1.	Evaluation du transfert thermique et des pertes de charge.....	61
6.2.	Résultats numériques obtenus.....	62
7.	Conclusion.....	65
Chapitre IV. Conception et fabrication.....		66
1.	Introduction.....	67
2.	Conception du module.....	67
3.	Fabrication du tube a ailette.....	68
4.	Fabrication des branches thermoélectriques.....	70
4.1.	Procédure d'assemblage des branches.....	71
4.1.1.	Choix de brasure.....	71
4.1.2.	Procédure de soudage des jambes.....	71
4.2.	Renforcement des branches.....	72
4.3.	Résine de fixation.....	73
5.	Assemblage final.....	74
5.1.	Fixation des branches.....	74
5.2.	Isolation électrique du module.....	75
6.	Conclusion.....	76
Chapitre V. Étude expérimentale et numérique.....		78
1.	Introduction.....	79
2.	Partie expérimentale.....	79
2.1.	Tests thermoélectriques.....	79
2.1.1.	Les essais de matériaux.....	79
2.1.2.	Les essais de performance.....	79
2.1.3.	Les essais paramétriques.....	80

2.2.	Configuration du banc d'essai	80
2.3.	Paramètres d'entrées et de sorties	81
2.3.1.	Paramètres d'entrés	81
A.	Paramètres constants	81
B.	Paramètres variables.....	82
2.3.2.	Paramètres de sortie	82
2.4.	Circuit électrique et thermique	82
2.4.1.	Circuit électrique.....	82
2.4.2.	Circuit thermique	83
2.5.	Protocole de test.....	84
3.	Partie numérique	86
3.1.	Construction de la Géométrie sur DesignModeler	86
3.2.	Simulation numérique sur CFX	88
3.2.1.	Domaine de calcul.....	88
3.2.2.	Maillage du domaine de calcul.....	89
3.2.3.	Conditions aux limites	90
3.2.4.	Régime d'écoulement et propriété physique.....	91
3.3.	Simulation numérique sur Thermal-Electrique	91
3.3.1.	Attribution de matériaux	91
3.3.2.	Domaine de calcul.....	93
3.3.3.	Maillage du domaine de calcul.....	93
3.3.4.	Condition aux limites	94
3.3.5.	Caractérisation de la résistance de contact.....	95
3.4.	System Coupling configuration	97
3.4.1.	Création de transfert de données	97
3.4.2.	Contrôles d'étapes	98
3.4.3.	Démarrage de la simulation	99
3.4.4.	Affichage des résultats	100
4.	Conclusion.....	100
Chapitre VI. Résultats et discussions		101
1.	Introduction	102
2.	Résultats expérimentaux	102
2.1.	Paramètres mesurés	102
2.1.1.	Tension du circuit ouvert V_{OC}	102

Table de matière

2.1.2.	Tension et courant du circuit fermé	103
2.2.	Paramètres calculés.....	104
2.2.1.	Puissance maximale	104
2.2.2.	Puissance de sortie en fonction du courant	105
2.2.3.	Calcul de la résistance totale interne R_m	105
2.2.4.	Calcul de la résistance interne idéal	106
2.2.5.	Calcul de la résistance spécifique de contact R_{EC}	108
3.	Résultats numériques.....	109
3.1.	Tension du circuit ouvert V_{OC}	109
3.2.	Puissance maximale.....	110
3.3.	Effectivité du module tubulaire	111
3.4.	Efficacité du module tubulaire	112
3.5.	Influence de la résine	114
3.5.1.	Influence de la conductivité thermique de la résine.....	114
3.5.2.	Influence de l'épaisseur de la couche de résine	116
3.6.	Influence de la vitesse d'air	118
3.7.	Distribution de la température	118
4.	Conclusion.....	120
	Conclusion générale	122
	Références	126

Liste des figures

Figure I-1: Expérience originale de thomas Seebeck [2]	1
Figure I-2 : Schema basic d'un thermocouple	3
Figure I-3 : Principe de l'effet Peltier	3
Figure I-4 : Corrélation entre différentes paramètres intrinsèques des matériaux [9].....	6
Figure I-5 : Principe de fonctionnement d'un thermocouple [10].....	6
Figure I-6 : (a) Etat de l'art de la recherche sur les thermoéléments par année ; (b) Taux de développement de la recherche sur les thermoéléments de 1950 à 2017 [62]	12
Figure I-7 : Vue de coupe d'un MMRTG [69]	13
Figure I-8 : RTG utilisé pour alimenter les phares et les balises de navigation [73]	14
Figure I-9 : A gauche, stimulateur cardiaque et à droite, pile RTG [76]	15
Figure I-10 : Photo de Gentherm Gaz TEG [87].....	16
Figure I-11 : Photo de CampStove [90]	16
Figure I-12 : WTEG intégré dans une chemise [100]	17
Figure I-13 : (gauche) TEG alimentant un système d'EEG monté sur un bandeau extensible [101] ; (droite) Oxymètre de pouls sans fil [102].....	18
Figure I-14 : (gauche) Montre-bracelet Seiko Thermic [105]; (droite) Bracelet Dyson [106].	18
Figure I-15 : (gauche) TEG flexible fabriqué à l'aide d'une technologie d'impression par distributeur [109] ; (droite) Dispositif flexible et configuration d'essai : (A) dispositif flexible testé, (B) circuit ouvert à température ambiante [110].....	19
Figure I-16 : Schéma d'un système SHP-TE intégré [122]	21
Figure I-17 : Illustration d'une cellule STEG composée d'une paire d'éléments thermoélectriques de type p et n [125]	22
Figure I-18 : Générateurs thermoélectriques solaires à concentration CTG : (a) le prototype expérimental ; (b) Détails de l'unité [128].....	22

Figure I-19 : Intégration du TEG dans la ligne d'échappement du prototype de véhicule BMW X6 [170]	28
Figure I-20 : TEG installé dans les gaz d'échappement d'une motocyclette [178]	29
Figure II-1 : Schéma d'un dispositif thermoélectrique typique [191]	34
Figure II-2 : Vue en coupe d'un module tubulaire [195]	35
Figure II-3 : Architecture et Photographie du tube thermoélectrique fabriqué par Min et Rowe [194]	38
Figure II-4 : Schéma et photo du module tubulaire réalisé en PbTe fabriqué par Schmitz et al [200]	39
Figure II-5 : A gauche le processus de fabrication du module TE tubulaire et à droite la démonstration de la (a) production d'électricité et (b) la réfrigération (fabriqué par SAKAI et al) [202]	40
Figure II-6 : Processus de fabrication du générateur thermoélectrique tubulaire réalisé par Jang et al [203]	41
Figure II-7 : Diagramme du transfert de chaleur dans un dissipateur de chaleur	43
Figure II-8 : Distribution de la température à travers la paroi composite. (a) Avec un contact interface parfait. (b) Pour des surfaces réelles typiques [215]	44
Figure II-9 : type d'ailettes [216]	45
Figure III-1 : Principales types de construction d'échangeurs de chaleur tubulaires à ailettes (a) ailettes de géométrie circulaire, (b) ailettes de géométrie plate, (c) géométrie du tube plat à ailettes [221]	49
Figure III-2 : Cotation d'un échangeur tubulaire a ailette, (a) vue de face, (b) arrangement en ligne, (c) arrangement en cascade	51
Figure III-3 : Domaine de calcul d'un seul tube a ailette (zone grisé)	54
Figure III-4 : Maillage généré pour le domaine de calcul	58
Figure III-5 : Effet du maillage sur l'erreur dans le coefficient d'échange convectif moyen. .	58
Figure III-6 : Dimension fixe de l'échangeur et la portion étudiée	61
Figure III-7 : Effet de la hauteur d'ailette sur le transfert thermique total	63

Liste des figures

Figure III-8 : Effet de l'espacement sur le transfert thermique total.....	63
Figure III-9 : Effet de la hauteur d'ailette sur la chute de pression.....	64
Figure III-10 : Effet de l'espacement sur la chute de pression.....	64
Figure III-11 : l'intervalle optimale de l'espacement et hauteur des ailettes	65
Figure IV-1 : Vu en coupe du module innovant.....	67
Figure IV-2 : Disposition en 3D de la partie thermoélectrique du module.....	68
Figure IV-3 : (a) ailette type LL, (b) ailettes extrudées [243].....	69
Figure IV-4 : Photo du l'échangeur fabriqué	70
Figure IV-5 : Branche thermoélectrique	70
Figure IV-6 : Craquage de la branche sous une pression excessive.....	72
Figure IV-7 : Photo d'une branche réalisée.....	72
Figure IV-8 : Branche fixée avec la languette par une résine isolante.....	73
Figure IV-9 : Connexion électrique des branches TE.....	74
Figure IV-10 : Les zones d'étanchéité et d'isolation	75
Figure IV-11 : Etape de réalisation du module TE innovant	76
Figure V-1 : Configuration du banc d'essai	81
Figure V-2 : Schéma du circuit électrique du banc d'essai.....	83
Figure V-3 : Schéma du circuit thermique	84
Figure V-4 : Photo du système de fixation du module TE.....	86
Figure V-5 : Plans de symétrie et géométrie simulée du module tubulaire	87
Figure V-6 : Géométrie de calcul 3D sur DesignModeler.....	87
Figure V-7 : Partage de géométrie et couplage des composantes sur ANSYS plateforme.....	88
Figure V-8 : Domaine de calcul	89
Figure V-9 : Maillage du domaine fluide sur CFX	90
Figure V-10 : Conditions aux limites du domaine de calcul sur CFX-Pre.....	90
Figure V-11 : Assignation des matériaux et de leurs propriétés au module tubulaire	93

Figure V-12 : Modèle de calcul du domaine solide sur Thermal-Electrique	93
Figure V-13 : Maillage du domaine solide sur Thermal-Electrique	94
Figure V-14 : Conditions aux limites sur Thermal-Electric.....	94
Figure V-15 : Caractérisation de la résistance de contact thermique et électrique d'un couple TE	95
Figure V-16 : Exemple de caractérisation d'un contact entre jambe et connecteur sur Thermal-Electric	97
Figure V-17 : Etapes de création de transfert de données entre CFX et Thermal-Electric sur la composante System Coupling	98
Figure V-18 : Etape de démarrage de la simulation.....	99
Figure VI-1 : Graphe V_{OC} en fonction de ΔT	103
Figure VI-2 : Courbe $V(I)$ du module TE	103
Figure VI-3 : Courbe de la puissance maximale en fonction de ΔT	104
Figure VI-4 : Puissance de sortie en fonction de la tension sous résistance de charge.....	105
Figure VI-5 : Valeur de la résistance interne du module en fonction de la température.....	106
Figure VI-6 : Résistance idéal interne du module en fonction de la température	108
Figure VI-7 : Résultat numérique de la tension en circuit ouvert pour $\Delta T = 60^{\circ}C$	109
Figure VI-8 : Tension en circuit ouvert des Résultats expérimentaux et de simulations.....	110
Figure VI-9 : Puissance maximale des Résultats expérimentaux et de simulations	111
Figure VI-10 : Résultat numérique de la tension avec résistance de charge pour $\Delta T = 60^{\circ}C$	111
Figure VI-11 : Effectivité idéale et réelle du module innovant.....	112
Figure VI-12 : Facteur de mérite en fonction de la température coté chaude	113
Figure VI-13 : Efficacité du module en fonction de la température du tube chaude	114
Figure VI-14 : Variation de la puissance de sortie du module selon différentes conductivité thermique de la résine	115
Figure VI-15 : Influence de différentes conductivités thermique de résine sur l'efficacité du module.....	116

Liste des figures

Figure VI-16 : Tension de sortie du module tubulaire en fonction de la couche de résine et selon une configuration sans résine avec tube en alumine	117
Figure VI-17 : l'influence de la couche de différentes résines sur la tension de sortie du module par rapport à une configuration similaire à un module conventionnelle	117
Figure VI-18 : Influence de la vitesse de l'air sur le rendement de l'ailette	118
Figure VI-19 : Distribution de la température pour module réel simulé avec $T_C = 30^\circ\text{C}$, $T_h = 90^\circ\text{C}$, $R_L = 5.5 \Omega$, (A) distribution globale avec résistance de charge, (B) distribution locale avec résistance de charge, (C) distribution globale circuit ouvert, (D) distribution locale circuit ouvert.....	119
Figure VI-20 : Distribution de la température pour module réel simulé avec $T_C = 30^\circ\text{C}$, $T_h = 90^\circ\text{C}$ et sans résistance de charge, (A) distribution locale sur tube extérieur, (B) distribution locale sur tube intérieur.	120

Liste des tableaux

Tableau III-1 : Paramètres fixe et variable de la géométrie examinée dans cette étude	54
Tableau III-2 : nombre de portions pour chaque espacement d'ailette	61
Tableau IV-1 : Paramètre physique et chimique du tube à ailettes fabriqué.....	69
Tableau IV-2 : paramètres dimensionnels des composantes des branches TE	71
Tableau V-1 : valeurs des paramètres d'entrés	82
Tableau V-2 : valeurs dimensionnelles du module simulé	88
Tableau V-3 : Principale paramètres insérés dans CFX-Pre	91
Tableau V-4 : Propriétés physiques des composants du module innovant	92
Tableau V-5 : Valeurs de la résistance de contact thermique et électrique utilisée dans la simulation.....	96
Tableau VI-1 : Valeur analytique de la résistance interne R_M idéal du module TE.....	107

Liste des sigles et abréviations

TE	thermoélectrique
TEG	générateur thermoélectrique
TEC	refroidisseur thermoélectrique
RTG	générateur thermoélectrique à radio-isotopes
ATEG	module thermoélectrique tubulaire
CFD	dynamique des fluides numérique
I	Courant électrique (A)
J	Densité de courant électrique ($A \cdot cm^{-2}$)
Q	Flux de chaleur ($J \cdot cm^{-2} \cdot s^{-1}$)
N	nombre de couple thermoélectriques
n	jambe thermoélectrique de type n
p	jambe thermoélectrique de type p
V_{OC}	tension a court-circuit (V)
V_{CC}	tension de circuit fermé (V)
I_{CC}	courant de circuit fermé (A)
T_H	Température chaude (K)
T_C	Température froide (K)
ZT	Figure de Mérite (K^{-1})
S	Coefficient de Seebeck ($\mu V \cdot K$)
σ	la conductivité électrique ($\Omega^{-1} \cdot m^{-1}$)
λ	Conductivité thermique ($W \cdot K^{-1} \cdot m^{-1}$)
λ_e	Conductivité thermique du réseau ($W \cdot K^{-1} \cdot m^{-1}$)
λ_L	Conductivité thermique électronique ($W \cdot K^{-1} \cdot m^{-1}$)
π	Coefficient de Peltier (V)
ρ	Résistivité ($\Omega \cdot m$)
σ	La conductivité électrique (S/m)
τ	Coefficient de Thomson ($V \cdot K^{-1}$)
COP	Coefficient de Performance (sans unité)
η	rendement énergétique (sans unité)
Q_f	la puissance calorique absorbée du côté froid du thermocouple
P	la puissance fournie par le générateur (W)
D	Diamètre du tube

Liste des sigles et abréviations

S	Pas d'ailettes
h_a	Hauteur d'ailette
g	Epaisseur d'ailette
Al	aluminium
Cu	cuivre
Bi_2Te_3	tellurure de bismuth
ρ	Densité (Kg/m^3)
C_p	chaleur spécifique ($\text{J}/\text{kg}.\text{K}$)
R_{TC}	résistance de contact thermique ($\text{m}^2\text{K}/\text{W}$)
R_{EC}	résistance de contact électrique (Ωm^2)
R_m	résistance totale du module (Ω)
R_J	résistance propre des jambes thermoélectrique (Ω)
R_C	résistance de contacte globale de l'interface entre les jambes et le connecteurs (Ω)
R_L	résistance de charge (Ω)

Introduction générale

Un des enjeux majeurs d'aujourd'hui est l'approvisionnement en énergie propre et durable. À présent, les énergies fossiles représentent la plus grande partie de la production énergétique mondiale malgré les conséquences de pollution et des gaz à effet de serre.

La consommation énergétique algérienne évolue de manière considérable ces dernières années, en électricité avec un taux de croissance qui atteint 14% par an pour l'électricité ou en consommation des hydrocarbures. Une rationalisation de la consommation d'énergie est primordiale pour les préserver les ressources aux futures générations, en focussant sur le développement et l'utilisation des sources d'énergie renouvelables (solaire, éolien, hydrolienne, ...) ainsi que le recours au recouvrement d'énergie perdue par plusieurs phénomènes physiques et électriques. Parmi ces différentes techniques et sources d'énergie, la thermoélectricité se révèle à présent comme une source d'énergie potentielle promise pour l'avenir.

Les matériaux thermoélectriques ayant en effet la spécificité de convertir directement un flux de chaleur en énergie électrique (effet Seebeck) et vice-versa (effet Peltier). Ils offrent l'avantage de recycler l'énergie perdue sous forme de chaleur issu de l'industrie ou des transports routiers en électricité. De telles dispositifs sont particulièrement fiables, silencieux et ne génèrent pas de vibrations puisque leur fonctionnement ne nécessite pas l'apport de l'énergie mécanique. Des efforts importants ont été déployés pour développer techniquement la conversion énergétique utilisant de nouveaux matériaux thermoélectriques, C'est au cours des années 1960 qu'a été lancé les programmes de recherche les plus importants dans ce domaine basé sur des matériaux semi-conducteurs pour maximiser leurs propriétés thermoélectriques. La conversion optimale de l'énergie thermique en électricité nécessite des matériaux efficaces, mais surtout des matériaux fonctionnant sur une large gamme de température, en plus une meilleure intégrité de l'ensemble du système de génération d'énergie à savoir les échangeurs de chaleur, l'isolation et les contacts. Aujourd'hui les applications de la thermoélectricité manquent de conception flexible et compacte, nécessitant plus de développement par l'élaboration d'une stratégie d'intégration des modules thermoélectriques dans les systèmes de production d'énergie selon le process existant.

Le module TEG (thermoélectrique générateur) commercial conventionnel est essentiellement à architecture plate. Il est composé de dix à cent éléments thermoélectriques (jambes) de type n et de type p, connectés électriquement en série par des languettes conductrices et thermiquement en parallèle, tous interposés entre deux couches de céramique.

Pour générer de l'électricité à partir d'un module TEG, une différence de température doit être appliquée à ces deux côtés. Généralement, cette chaleur entrant ou sortant du module est transportée par un liquide ou un gaz. Par conséquent, l'ingénierie d'un tel système nécessite une optimisation technico-économique par une adaptation simple et cohérente entre ses différents composants. Afin d'adapter les modules TEG à un milieu gazeux/liquide, un module tubulaire est approprié qu'un module de forme plate. En effet, la mise en œuvre du TEG plat rend le système plus complexe, plus lourd et plus coûteux, contrairement à la forme tubulaire, qui présente une configuration plus pratique et plus simple pour sa mise en œuvre avec un tel milieu.

Le but des travaux de cette thèse est la conception et la fabrication d'un nouveau prototype de générateur thermoélectrique tubulaire à ailettes. L'objectif est de développer une conception

simple, robuste et compacte qui peut être facilement intégrée dans un système de conversion thermoélectrique gaz/liquide, conduisant à une installation plus rentable. À cette fin, la conception est basée sur trois exigences de construction : (i) les pattes thermoélectriques sont quadratiques et disposées axialement, (ii) le module est assemblé par de la résine le rendant en structure semi-rigide, (iii) les ailettes sont annulaires et incorporées au module.

Pour concrétiser cet objectif, un modèle numérique est établi pour évaluer les paramètres physiques du module, tels que la résistance de contact et les propriétés de la résine. Nous avons également simulé la performance thermique de l'échangeur de chaleur afin de définir les valeurs dimensionnelles optimales telles que la hauteur et l'espacement des ailettes qui peuvent être adaptées au module. Chaque modèle numérique a été validé avant d'être exploité. Pour cela, un banc d'essai a été réalisé et des mesures ont été relevées pour vérifier que les résultats obtenus par la simulation sont en cohérence avec ceux des tests expérimentaux.

Cette thèse a été scindé en 05 chapitres ; nous avons présenté une introduction à la thermoélectricité dans chapitre I, les principaux effets thermoélectriques qui aboutissent au concept des générateur thermoélectrique et une vaste présentation des applications thermoélectriques existantes ; les concepts et les approches de cet outil de récupération.

Le chapitre II a été consacré à l'étude bibliographie et un état d'art de cette technologie avec ces principaux éléments de la conversion d'énergie thermoélectrique en focalisant sur la conception des modules thermoélectriques plans et tubulaires, leurs procédures de fabrication, et les paramètres affectant l'efficacité, ainsi qu'une présentation des échangeurs de chaleur.

Dans le chapitre III ; nous avons concentré sur la partie de simulation des échangeurs de chaleur tubulaire à ailettes, Notre objectif est l'optimisation de certains paramètres dimensionnels de l'échangeur comme la hauteur d'ailette, pas d'ailette (espacement entre ailette) et épaisseur d'ailette sous des conditions de vitesse et de température bien déterminé. Les résultats du chapitre III ont été utilisés dans le chapitre IV afin de valider le choix des paramètres à développer dans la partie expérimentale qui nous a permis la fabrication de l'échangeur tubulaire assemblé avec les composantes thermoélectriques formant ainsi le module thermoélectrique innovant de notre partie expérimentale. L'objectif est de développer une conception simple, robuste et compacte qui peut être facilement intégrée dans un système de conversion thermoélectrique gaz/liquide, conduisant à une installation plus rentable surtout pour les applications industrielles qui dégagent des énergies perdues en atmosphère. Le module tubulaire innovant a été mis à l'épreuve dans un banc d'essai conçu spécialement, plusieurs paramètres ont été testés, en outre d'une simulation numérique sur la plateforme ANSYS Workbench afin d'analyser le comportement thermique et électrique du nouveau module basant sur les résultats expérimentaux du module déjà obtenus.

Les résultats des tests expérimentaux et numériques sur notre module thermoélectrique innovant ont fait l'objet du chapitre V. Nous avons effectué une évaluation du comportement thermique et thermoélectrique du module en représentant la puissance et la résistance interne, comme résultats de la première partie afin de compléter une simulation rapprochée au comportement réel du module tubulaire. Les résultats de notre partie expérimentale et simulation ont été discutés au chapitre VI, notre conception est unique ; il nous a donné la possibilité d'améliorer l'efficacité du module en facilitant son intégration dans les processus industriels pour récupération de l'énergie perdu. Enfin une conclusion générale clôtura cette thèse de doctorat.

Chapitre I. Introduction à la thermoélectricité

1. Introduction

Ce chapitre a pour but de donner aux lecteurs une vue élargie sur la thermoélectricité, toute en basant sur ses applications et les enjeux liés à celle-ci. Cette étude bibliographique est répartie comme suite. La première partie porte sur l'explication des phénomènes thermoélectriques et les paramètres associés. La seconde partie présente les différents matériaux thermoélectriques classiques et nouveaux. Enfin, la troisième partie porte sur les applications TE existantes dans tous les secteurs.

2. Généralité sur la thermoélectricité

2.1. Historique

Volta [1] semble le premier à avoir mis en évidence le phénomène thermoélectrique. Il avait mis une extrémité d'un conducteur en fer dans de l'eau bouillante et constate l'effet d'un courant électrique sur une grenouille. Qui signifie la présence d'un phénomène thermoélectrique.

Mais ce n'est qu'en 1821 que Thomas Johann Seebeck, physicien allemand, met en évidence la différence de potentiel qui se crée à la jonction entre deux matériaux lorsqu'ils sont soumis à un gradient de température [2]. Son expérience montra qu'en chauffant la jonction entre deux métaux différent (bismuth et cuivre), un courant se génère et circule dans l'anneau (figure I.1). Seebeck attribuera faussement la déviation de l'aiguille aimantée à l'apparition d'un champ magnétique, il venait d'inventer la pile thermoélectrique utilisant un nouvel effet qui prendra plus tard son nom : l'effet Seebeck.

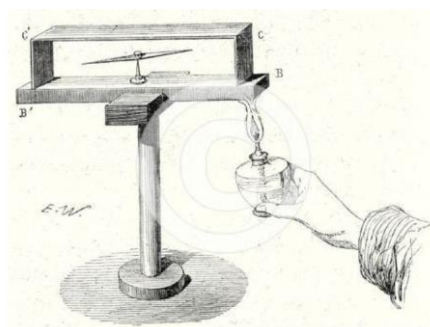


Figure I-1: Expérience originale de thomas Seebeck [2]

En 1834, un horloger et inventeur français installé à Genève, Jean Peltier, découvre le second effet thermoélectrique (effet Peltier) [3]. Il constate qu'une différence de température apparaît aux jonctions de deux matériaux de natures différentes soumis à un courant électrique.

En 1838, un physicien germano-balte, Heinrich Lenz, montre que de la chaleur est absorbée ou libérée à une jonction thermoélectrique suivant le sens du courant.

En 1851, un physicien anglais, William Thomson, (Lord Kelvin) a démontré le lien entre les effets Seebeck et Peltier [4] : un matériau soumis à un gradient thermique et parcouru par un courant électrique échange de la chaleur avec le milieu extérieur. En revanche, un courant électrique est établi par un matériau soumis à un gradient thermique et parcouru par un flux de chaleur. Lord Kelvin a défini le troisième effet thermoélectrique connu sous le nom d'effet Thomson qui ne nécessite pas l'existence de deux matériaux et d'une jonction.

Au siècle suivant, en 1909, Edmund Altenkirch, calcule pour la première fois correctement l'efficacité énergétique d'un générateur thermoélectrique [5] connu maintenant sous le nom de ZT(figure de mérite) et deux ans plus tard pour le refroidissement thermoélectrique [6].

Après avoir présenté chronologiquement les découvertes des effets thermoélectriques, une formulation mathématique de ses effets sera utile. A ceux-ci peut s'ajouter l'effet Joule qui convertit directement l'électricité en chaleur d'une manière irréversible, car il ne peut que créer de la chaleur et non l'absorber.

2.2. Effets thermoélectriques

2.2.1. Effet Seebeck

Pour un circuit ouvert d'un thermocouple constitué de deux métaux différents, appelés thermoéléments ou pattes, (A & B) connectés à deux jonctions (T_H & T_C), électriquement en série et thermiquement en parallèle, comme le montre la figure I.2. Une force électromotrice est générée, créant une tension aux bornes (1 & 2) lorsque les jonctions sont maintenues à des températures différentes entre T_H et T_C . C'est ce qu'on appelle l'effet Seebeck.

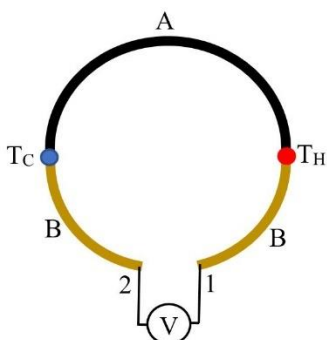


Figure I-2 : Schema basic d'un thermocouple

La tension de sortie dépend du coefficient Seebeck (S) qui est la différence entre les coefficients Seebeck des deux métaux. Pour maximiser l'effet Seebeck dans un circuit d'un générateur à couples multiples (N), on utilise des semi-conducteurs qui peuvent être dopés, créant un type p avec un coefficient Seebeck positif et un type n avec un coefficient Seebeck négatif, ce qui maximise le coefficient Seebeck du circuit. La tension de circuit ouvert (V_{OC}) est :

$$V_{OC} = N S (T_H - T_C) \quad (I.1)$$

Le coefficient Seebeck, également appelé « Pouvoir Thermoélectrique » s'exprime en $V.K^{-1}$ (ou plus généralement en $\mu V.K^{-1}$ au vu des petites valeurs de ce coefficient dans les matériaux usuels).

2.2.2. Effet Peltier

Un courant électrique I est imposé à un circuit de thermocouple à une jonction maintenue à température constante (figure I.3), entraîne une libération de chaleur Q à une jonction et une absorption de chaleur à l'autre jonction, ce qui est connu sous le nom d'effet Peltier ou pompe à chaleur. Le rapport entre le courant (I) et la chaleur (Q) est défini comme le coefficient Peltier (π) et il est lié au coefficient Seebeck (S) comme suite :

$$\pi = S T \quad (I.2)$$

$$Q = S I T \quad (I.3)$$

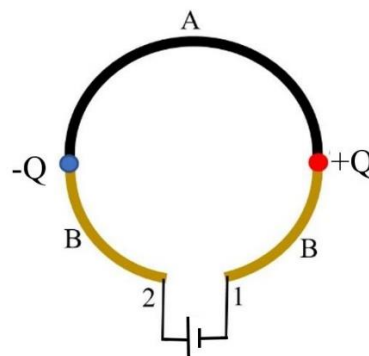


Figure I-3 : Principe de l'effet Peltier

2.2.3. Effet Thomson

En raison de la dépendance du coefficient Seebeck à la température et de la présence d'un gradient de température le long du matériau thermoélectrique, la génération de chaleur réversible a lieu en raison du flux de courant, ce qui est connu sous le nom d'effet Thomson. La

chaleur de Thomson est causée par le gradient de température le long de la jambe de l'élément thermique, ce qui entraîne l'absorption ou la libération de chaleur Peltier dans le matériau thermoélectrique en cas de dépendance du coefficient Seebeck à la température.

Il peut s'écrire comme suite :

$$\tau = T \frac{dS}{dT} \quad (I.4)$$

Tous les effets thermoélectriques, indiqués en équation. (1.1 - 1.4), dépendent du coefficient Seebeck du matériau (S) qui est une propriété du matériau dépendant de la température. Dans le cas d'un coefficient Seebeck moyen constant avec la température, le coefficient Thomson (τ) est égal à zéro.

2.2.4. Effet Joule

La circulation d'un courant électrique j à travers un matériau résistif de résistivité ρ entraîne la création d'un flux de chaleur Q par unité de surface selon la relation suivante :

$$Q = \rho j^2 \quad (I.5)$$

Dans cette relation le flux de chaleur est toujours positif ($Q > 0$), car le flux de charge est au carré et la résistivité électrique est toujours positive. Contrairement aux effets Peltier et Thomson, l'effet Joule est irréversible et ne peut que créer de la chaleur et non l'absorber.

2.2.5. Résistivité et conductivité électrique

La résistivité électrique est une propriété fondamentale qui quantifie la force avec laquelle un matériau donné s'oppose au flux de courant électrique. Une grande résistivité indique qu'un matériau permet difficilement la circulation du courant électrique. La résistivité est généralement désignée par la lettre ρ et son unité est l'ohm-mètre ($\Omega \cdot m$). Par exemple $1 \Omega \cdot m$ est la résistivité d'un cube de matériau solide de $1 m \times 1 m \times 1 m$ et la résistance entre ces contacts est de 1Ω .

La résistivité électrique ρ donc est définie :

$$\rho = R \frac{A}{l} \quad (I.6)$$

Où R est la résistance électrique, A est la section transversale et l est la longueur de la pièce.

La conductivité électrique ou conductance spécifique est la réciproque de la résistivité électrique, et fait référence à la capacité d'un matériau à conduire un courant électrique. Elle est

généralement désignée par la lettre σ . Son unité est le siemens par mètre (S/m), et est définie comme l'inverse de la résistivité :

$$\sigma = 1/\rho \quad (I.7)$$

2.2.6. Conductivité thermique

La conductivité thermique λ (également dénommée k) est la propriété d'un matériau à conduire la chaleur. Elle est évaluée principalement en fonction de la loi de Fourier pour la conduction de la chaleur. Le transfert de chaleur se produit à un taux plus faible dans les matériaux de faible conductivité thermique que dans les matériaux de conductivité thermique élevée. En conséquence, les matériaux à haute conductivité thermique sont largement utilisés dans les applications de dissipateurs de chaleur, et les matériaux à faible conductivité thermique sont utilisés comme isolation thermique. La conductivité thermique est mesurée en watts par mètre-kelvin (W/mK) et dépend souvent de la température.

L'effet de la température sur la conductivité thermique est différent pour les métaux et les non-métaux. Dans les métaux, la conductivité thermique est principalement due aux électrons libres. D'autre part, la conductivité thermique des non-métaux est principalement due aux vibrations du réseau (phonons). En général, la conductivité thermique d'un semi-conducteur a deux composantes principales : la composante réseau (phonon) (λ_L), et la composante électronique (ou trou) (λ_e).

2.3. Rendement et Figure de mérite des matériaux thermoélectrique.

2.3.1. Figure de mérite

L'efficacité thermoélectrique d'un matériau TE exprimée par la figure de mérite thermoélectrique sans dimension (ZT), qui dépend des propriétés de transport du matériau comme le montre l'équation (1.8).

$$ZT = \frac{S^2 \sigma T}{K} \quad (I.8)$$

Où S est le coefficient Seebeck ($\mu V.K^{-1}$), σ la conductivité électrique ($\Omega^{-1}.m^{-1}$), et K la conductivité thermique ($W.m^{-1}.K^{-1}$). Cette équation montre que pour maximiser ZT d'un matériau, celui-ci doit répondre aux critères suivants : (i) une faible conductivité thermique pour maintenir une différence de température considérable entre les deux extrémités du matériau, (ii) une conductivité électrique élevée pour réduire la résistance interne du matériau et donc une réduction de l'effet Joule, et (iii) un coefficient Seebeck élevé, nécessaire pour obtenir une haute tension [7][8].

Selon le graphique de la figure I.4 [9], qui présente la relation entre ZT et d'autres paramètres tels que la conductivité électrique σ , le coefficient Seebeck S , le facteur de puissance $S^2\sigma$, la conductivité thermique électronique K_e , la conductivité thermique du réseau K_l et la conductivité thermique totale K . Ces paramètres sont bien corrélés et il est très difficile de les optimiser indépendamment, en particulier pour les métaux classiques.

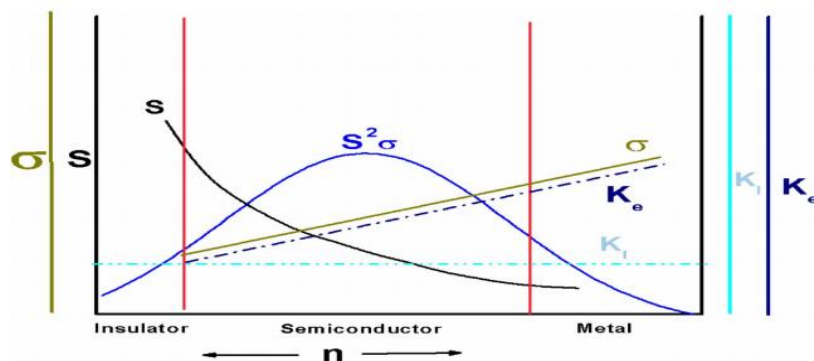


Figure I-4 : Corrélation entre différents paramètres intrinsèques des matériaux [9]

2.3.2. Rendement d'un dispositif thermoélectrique

Le calcul du rendement d'un dispositif thermoélectrique dépend de son fonctionnement ; soit en mode réfrigérant ou en mode générateur électrique comme illustré dans figure I.5.

Lorsqu'un thermocouple est alimenté en courant électrique, il y aura, sous l'effet du passage de courant, une absorption de chaleur au niveau de la jonction métal/semi-conducteur et dégagement de chaleur dans la jonction opposée. Le dispositif fonctionne alors comme un réfrigérateur.

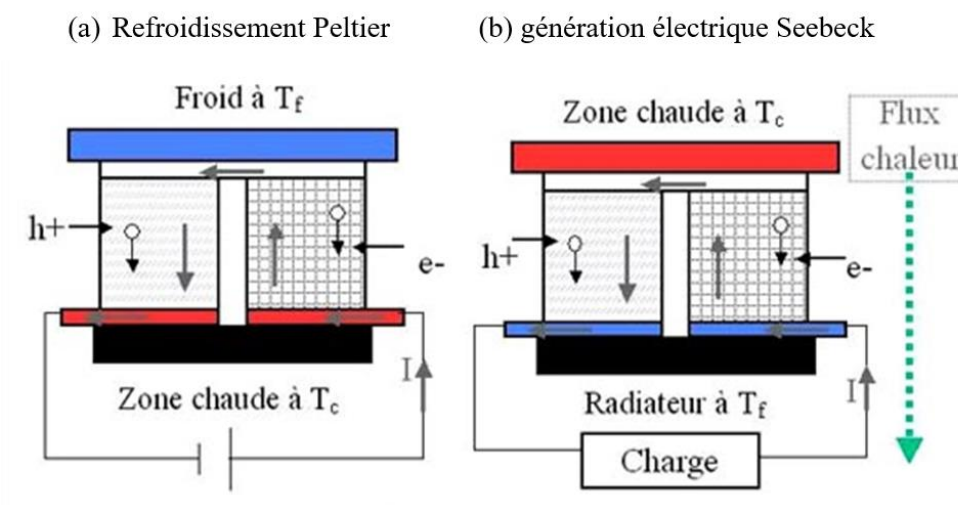


Figure I-5 : Principe de fonctionnement d'un thermocouple [10]

L'efficacité des systèmes réfrigérants est caractérisée par le Coefficient de Performance (COP), traduit par la relation :

$$COP = \frac{Q_f}{P} \quad (I.7)$$

D'où Q_f et la puissance calorique absorbée du côté froid du thermocouple et P et la puissance fournie par le générateur.

Dans le cas où le système est placé entre un gradient de température, celui-ci génère alors un courant électrique par le déplacement des porteurs de charges dans les branches p et n. Le générateur thermoélectrique peut alors être caractérisé par son rendement énergétique η (inférieur à l'unité) :

$$\eta = \frac{P_u}{Q_c} \quad (I.8)$$

D'où P_u et la puissance électrique utile générée, et Q_c et la puissance calorique apportée par la partie chaude du gradient thermique.

Les coefficients COP et η peuvent être maximisés en optimisant le courant électrique provenant de la source dans le premier cas, ou bien la géométrie des semi-conducteurs p et n (second cas). Les coefficients COP et η optimisés peuvent alors s'écrire :

$$COP_{opt} = \frac{T_c \sqrt{1+ZT} - T_h/T_c}{\Delta T \sqrt{1+ZT} + T_c/T_h} \quad (I.9)$$

$$\eta_{opt} = \frac{\Delta T \sqrt{1+ZT} - 1}{T_h \sqrt{1+ZT} + T_c/T_h} \quad (I.10)$$

Où ΔT est la différence entre la température du côté chaud T_h et celle du côté froid T_c .

Ces équations standard de base reposent généralement sur quatre hypothèses principales, à savoir (i) les résistances de contact électrique et thermique sont négligeables, (ii) l'effet Thomson a un effet négligeable sur le rendement, (iii) le transfert de chaleur par convection et rayonnement sont négligeable, et (iv) la dépendance des propriétés de transport thermoélectrique du module TEG avec la température, qui fait que les performances des TEG changent à différentes températures [11].

Il existe plusieurs façons de calculer la performance d'un couple thermoélectrique en termes de production d'énergie, soit en faisant la moyenne, soit en utilisant les éléments finis [12], [13].

Les méthodes de calcul de la moyenne surestiment le rendement mais fournissent une valeur immédiate basée sur les propriétés calculées du TEG à la température moyenne de la jonction [14]. D'autre part, les éléments finis nécessitent beaucoup d'itérations et prennent donc plus de temps pour obtenir des résultats [15].

Bien que des modèles analytiques unidimensionnels simples soient fréquemment utilisés pour prédire les performances de ces dispositifs [16], la diversité et la complexité des applications thermoélectriques nécessitent généralement une analyse numérique tridimensionnelle (3D) complète [17] utilisant des outils de simulation tels que ANSYS [18], GT-SUITE [19], FLUENT [20] et GT Power [21].

3. Matériaux thermoélectriques

Depuis la découverte des matériaux TE, leur utilisation a été limitée aux thermocouples pour les mesures de température en raison de leur très faible efficacité [22]. Ce n'est que dans les années 1960 que des recherches pertinentes sur les semi-conducteurs thermoélectriques ont développé davantage d'applications dans le domaine de la réfrigération et de la production d'énergie.

Depuis la découverte des semi-conducteurs thermoélectriques [23] jusqu'en 1993, la figure de Mérite (ZT) a connu une modeste amélioration. Après cette date, des prédictions théoriques ont suggéré que l'efficacité des matériaux TE pourrait être considérablement améliorée en utilisant l'ingénierie des nanostructures [24]. Rurali et al. [25] ont discuté théoriquement et expérimentalement la nano structuration comme étant un moyen efficace pour réduire la corrélation négative des propriétés de transport thermoélectrique. Par exemple, les nanostructures 2D et 1D ralentissent la diffusion des phonons, ce qui entraîne une diminution de la conductivité thermique qui, à son tour, augmente l'efficacité du TEG, de sorte que les matériaux thermoélectriques nanostructurés soulèvent un grand intérêt.

En même temps, en utilisant des techniques modernes de synthèse et de caractérisation, des matériaux en vrac conventionnels contenant des composants nanostructurés ont été explorés et développés dans le but d'obtenir des rendements plus élevés [26]. Ainsi, aujourd'hui, le facteur ZT peut être augmenté de deux manières : (i) les échantillons en vrac contenant des nanomatériaux constituant et (ii) les nanomatériaux eux-mêmes [27]. Il convient de mentionner que les petits matériaux (nanostructurés) sont difficiles à fabriquer avec précision en raison des exigences élevées en matière d'échantillons à l'échelle nanométrique [28]. Les matériaux

thermoélectriques peuvent être classés en deux catégories, à savoir les matériaux conventionnels et les nouveaux matériaux.

3.1. Matériaux thermoélectriques classiques

Les matériaux thermoélectriques conventionnels, qui sont des alliages semi-conducteurs dopés en masse ou des chalcogénures, peuvent être regroupés en trois familles selon la plage de température à laquelle les performances sont optimales : les matériaux à base de Bi_2Te_3 pour les applications à température ambiante ($< 150\text{ °C}$), TAGS $[(\text{AgSbTe}_2)_{1-x}(\text{GeTe})_x]$ et les matériaux à base de PbTe pour la plage de température intermédiaire ($150 - 500\text{ °C}$) et le SiGe pour les utilisations à des températures plus élevées ($> 500\text{ °C}$) [29][30][31]. La gamme de température peut être élargie en utilisant une combinaison de matériaux caractérisés par différentes gammes de température dans une structure segmentée [32].

Les Bi_2Te_3 sont bien connus et peuvent avoir une ZT proche de l'unité à température ambiante. Cependant, comme ils sont facilement oxydés et vaporisés, ces matériaux ne peuvent pas être utilisés pour des applications à haute température dans l'air [33]. Environ 70 % des modules TE disponibles sur le marché utilisent le bismuth et le tellure comme matériaux fonctionnels [34]. Récemment, Mamur et al. [35] ont passé en revue les dernières recherches sur la croissance de la nanostructure Bi_2Te_3 par diverses méthodes et sa caractérisation par des approches théoriques et analytiques. Les auteurs ont conclu que le chiffre du mérite (ZT) passe de 0,58 à 1,16 si les matériaux sont développés sous forme de nanostructures.

Le tellure de plomb (PbTe) est un bon matériau thermoélectrique pour les applications nécessitant des températures moyennes allant jusqu'à 900 K. Le PbTe a un point de fusion élevé (1190 K), une bonne stabilité chimique, une faible pression de vapeur et une résistance chimique robuste [36]. Sa valeur élevée de ZT proche de 0,8, lui a permis d'être utilisé avec succès dans plusieurs missions spatiales de la NASA. Des études récentes ont révélé des valeurs maximales de ZT d'environ 1,4 pour les matériaux à base de PbTe -phase unique et de 1,8 pour les matériaux homogènes à base de PbTe - PbSe [37]. des études approfondie de la R&D sur le PbTe et ses composés, alliages et composites connexes, de même que sur les composites nanostructuré à base de PbTe , figure dans les références [38] et [39].

Les alliages silicium-germanium ($\text{Si}_{1-x}\text{Ge}_x$) sont parmi les meilleurs matériaux TE signalés dans la littérature pour les applications à haute température (côté chaud $> 500\text{ °C}$). De plus, ils sont l'un des matériaux thermoélectriques les moins chers et les moins toxiques [29]. Delime-Codrin

et al. [40] ont rapporté un chiffre significatif de ZT égal à 1,88 à 873 K avec du $\text{Si}_{0,55}\text{Ge}_{0,35}(\text{P}_{0,10}\text{Fe}_{0,01})$ nanostructuré.

3.2. Nouveaux matériaux thermoélectriques

Phonon-glass electron-crystal (PGEC) proposés par Slack [41] ont une structure de cage intermétallique complexe qui confère au matériau des caractéristiques électroniques élevées comme le cristal et en même temps une faible conductivité thermique comme le verre [42]. Deux catégories de matériaux relativement nouveaux sont généralement considérées comme des matériaux PGEC, à savoir les clathrates et les Skutterudites [43]. Parmi les autres matériaux TE, les alliages semi-Heusler ont attiré une attention considérable grâce à leurs propriétés de transport électrique attirantes, leurs coefficients Seebeck relativement élevés et leurs riches combinaisons d'éléments [44]. En plus, ils possèdent une résistance mécanique robuste, une bonne stabilité thermique à haute température et des propriétés physiques multiformes [45]. En 2005, Gascoin et al. [46] ont proposé la phase Zintl comme un candidat intéressant pour les matériaux thermoélectriques. Il s'agit généralement de semi-conducteurs à faible bande interdite et à structure complexe. Par la suite, plusieurs études ont été menées pour l'utilisation de ce type de matériau et les meilleures valeurs obtenues pour le ZT se situaient entre 1 et 1,5 [47].

Au cours des deux dernières décennies, depuis la découverte du premier matériau thermoélectrique céramique, de nombreux efforts ont été déployés pour obtenir des matériaux thermoélectriques à haute performance pour les systèmes de conversion d'énergie [48]. Les oxydes TE tels que le $\text{Ca}_3\text{Co}_4\text{O}_9$ ($\text{ZT} \sim 1$) sont de bons éléments TE [7], et sont écologiques et essentiellement stables à haute température [49]. D'autres oxydes qui peuvent être utilisés à haute température sans s'oxyder ont également fait l'objet d'une grande attention ces dernières années [50].

Contrairement aux oxydes, le chalcogénure métallique thermoélectrique possède des propriétés électriques élevées et une faible conductivité thermique, ce qui implique un facteur de mérite (ZT) élevé grâce à l'application de la nano structuration avancée et de l'ingénierie des bandes. En outre, les chalcogénures sont faciles à transformer en différents types de structures, ce qui donne un large champ d'étude pour l'amélioration des performances thermoélectriques. Les valeurs les plus élevées de ZT enregistrées avec le sélénure de plomb (PbSe) étaient de 1,4 à 1,7 à 800-900 K [51] et les chalcogénures d'étain $\text{Sn}(\text{Se},\text{Te})$, ont atteint des valeurs élevées de $\text{ZT} > 2,3$ à 723-973 K pour le SnSe monocristallin [52] et $\text{ZT} \sim 1,6$ à environ 923 K pour les matériaux à base de SnTe [53]. En outre, ils ont l'avantage d'être des matériaux peu coûteux

avec une température de fonctionnement élevée, même à des températures moyennes, mais leurs faibles propriétés mécaniques, leur faible stabilité thermique et, dans certains cas, la présence d'éléments toxiques (par exemple, le Pb) affecte leurs utilisations dans des applications réelles.

Depuis la découverte des polymères conducteurs, un grand intérêt a été porté aux matériaux organiques TE [54]. Ceux-ci sont légers, flexibles et adaptés aux applications à température ambiante, généralement avec des procédés de fabrication relativement simples par rapport à d'autres matériaux à base de semi-conducteurs. Les polymères sont intrinsèquement de mauvais conducteurs thermiques, ce qui les rend utilisables pour la thermoélectricité, mais leur faible conductivité électrique, leur coefficient Seebeck et leur stabilité ont limité leur utilisation dans les applications thermoélectriques [55]. Cependant, par rapport aux matériaux TE inorganiques, les matériaux TE organiques ou polymères présentent plusieurs avantages, tels qu'un coût potentiellement faible en raison de l'abondance des ressources en carbone et un processus de synthèse assez simple. En outre, les propriétés physiques et chimiques de certains polymères peuvent être soumises à un éventail assez large de modifications de leurs structures moléculaires [56]. Les propriétés des polymères et des composites TE à base de polymères ont été considérablement améliorées avec des valeurs de ZT allant jusqu'à 0,42 [57]. Il convient de noter que la méthode d'hybridation, qui consiste à mélanger tous les matériaux thermoélectriques déjà mentionnés, a également donné des résultats [58].

D'autres matériaux tels que le graphène (atomes de carbone formant un matériau cristallin bidimensionnel) a suscité un intérêt considérable depuis sa découverte en 2004 car il possède de nombreuses propriétés de transport thermoélectrique et thermique inhabituelles [59]. Une étude récente a rapporté un facteur de mérite thermoélectrique (ZT) allant jusqu'à 1,4, avec du graphène et des clusters C60 synthétisés par dépôt chimique en phase vapeur (CVD) [60]. Une autre étude théorique par simulation a révélé trois valeurs maximales de ZT de 2.0, 2.7 et 6.1 à 300 K avec une jonction de nanoruban de graphène bicouche torsadé [61].

Comme le montre la figure I.6 [62], la recherche de nouveaux matériaux thermoélectriques connaît une croissance exponentielle, mais certaines catégories sont plus intéressantes que d'autres.

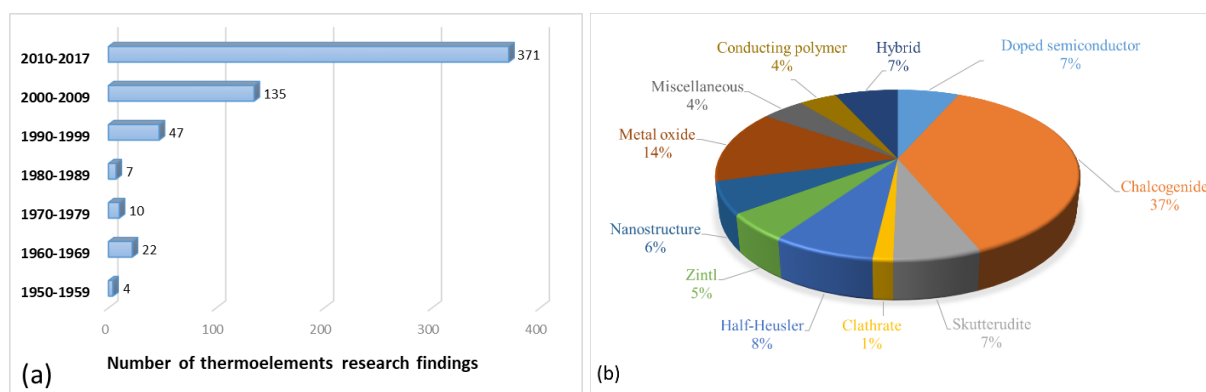


Figure I-6 : (a) Etat de l'art de la recherche sur les thermoéléments par année ; (b) Taux de développement de la recherche sur les thermoéléments de 1950 à 2017 [62]

4. Application des générateurs thermoélectrique

Pour produire de l'électricité à partir d'un module TE, il est nécessaire d'avoir une différence de température entre ses surfaces chaude et froide. En d'autres termes, il est nécessaire que la chaleur récupérée de la source chaude se disperse dans les éléments semi-conducteurs p et n du module, puis vers la source froide qui est généralement l'environnement. Les applications TEG peuvent être classées en trois catégories selon la nature de la source chaude : (i) source de chaleur radio-isotopique, (ii) source de chaleur naturelle, et (iii) source de chaleur résiduelle.

4.1. Source de chaleur radio-isotopique

Un générateur thermoélectrique à radio-isotopes (RTG) est un générateur électrique nucléaire de conception simple. Il ne s'agit ni d'un processus de fusion ni de fission nucléaire, qui nécessiterait des contraintes importantes sur le système, mais de la désintégration naturelle d'un atome radioactif, généralement du plutonium 238 sous forme de dioxyde de plutonium $^{238}\text{PuO}_2$. En se désintégrant, les atomes radioactifs dégagent de la chaleur, dont une partie est directement convertie en électricité [63].

Le premier RTG a été développé par Mound Laboratories en 1954 [64]. La source de chaleur consistait en une sphère de 1 cm de diamètre contenant 57 Ci (1,8 Wt) de ^{210}Po à l'intérieur d'une capsule en acier nickelé, le tout dans un récipient en Lucite. Avec des thermocouples chromel-constantan soudés à l'argent, la "pile thermique" produisait 1,8 mWe [65].

Trois domaines, ont bénéficié des RTG plus particulièrement le domaine spatial, les dispositifs d'alimentation électrique dans les régions éloignées et le domaine médical, bien que les deux derniers domaines n'aient pas prospéré en raison des risques liés à l'utilisation de radio-isotopes.

4.1.1. Domaine spatial

Le premier RTG lancé dans l'espace par les États-Unis d'Amérique a été le SNAP 3B en 1961, alimenté par 96 grammes de plutonium métal 238, à bord du vaisseau spatial Navy Transit 4A [66]. En 2010, les États-Unis ont lancé 41 RTG sur 26 systèmes spatiaux [67]. Parmi eux figuraient Galileo (lancé en 1989 sur Jupiter), Ulysse (lancé en 1990 en orbite solaire), Cassini (lancé en 1997 sur Saturne), New Horizons (lancé en 2006 pour survoler Pluton 2015) et le robot Curiosity du Mars Science Laboratory (installé sur Mars en 2012). Des systèmes de groupes auxiliaires de puissance nucléaire (SNAP) ont été utilisés pour les sondes qui se sont éloignées du Soleil, dont les panneaux solaires se trouvent inopérants [68].

Les RTG utilisés dans le programme spatial américain comprenaient initialement des matériaux SiGe installés dans le GPHS-RTG, succédé plus tard par les alliages de tellure de plomb ou TAGS utilisés dans le MMRTG (RTG multi-mission), comme le montre la figure I.7 [69]. Ce MMRTG a été développé dans le cadre du programme appelé MMRTG amélioré ou eMMRTG [70] avec l'utilisation de nouveaux matériaux thermoélectriques skutterudite pour atteindre une efficacité plus élevée et de faibles taux de dégradation qui sont importants pour les missions à long terme vers les planètes extérieures [71].

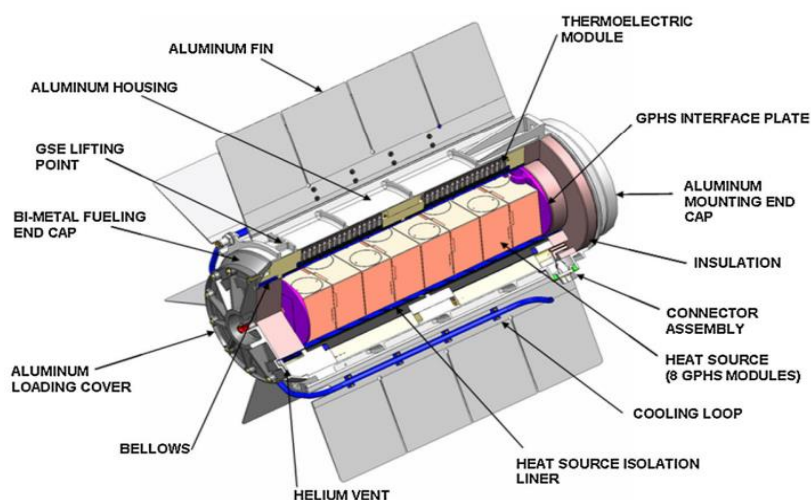


Figure I-7 : Vue de coupe d'un MMRTG [69]

4.1.2. Alimentation électrique dans les régions éloignées

L'une des premières utilisations terrestres des RTG a été faite en 1966 par la marine américaine pour alimenter des instruments environnementaux à Fairway Rock, une petite île inhabitée de l'Alaska. Les RTG ont été utilisés sur ce site jusqu'en 1995 [72]. Ces systèmes ont été développés pour l'alimentation en énergie d'équipements nécessitant une source d'énergie stable et fiable, sur plusieurs années et sans maintenance. Il s'agit par exemple de l'alimentation

électrique de systèmes situés dans des environnements isolés ou inaccessibles, comme les phares et les balises de navigation, et les stations météorologiques. De même, entre 1960 et 1980, l'Union soviétique a construit de nombreux phares et balises de navigation sans équipage équipés avec environ 1 000 RTG (figure I.8) [73]. Tous les RTG russes ont depuis longtemps épuisé leur durée de vie de 10 ans et nécessitent des mesures de démantèlement extrêmes en raison de la source de radioactivité potentiellement dangereuse et du risque d'être utilisés dans des actes terroristes [74]. Il est évident que toute recherche et développement dans ce domaine a été arrêtée en raison des risques déjà mentionnés [75].



Figure I-8 : RTG utilisé pour alimenter les phares et les balises de navigation [73]

4.1.3. Domaine médicale

En 1966, de petites piles au plutonium (de très petits RTG alimentés au Pu238) ont été utilisées dans des stimulateurs cardiaques implantés pour assurer une très longue durée de vie des piles, comme le montre la figure I.9 [76]. En 2004, environ 90 d'entre elles étaient encore utilisées. De nombreuses entreprises ont fabriqué des stimulateurs cardiaques à énergie nucléaire : ARCO (Perma-grain), Medtronic (Laurens-Alcatel), Gulf General Atomic, Cordis (Telektronic, Accuffix), American Optical, Technologie Biocontrol (Coratomic) et Medical Devices, Inc (MDI) [77]. Après le développement des batteries au lithium, le marché des batteries nucléaires s'est effondré [78].



Figure I-9 : A gauche, stimulateur cardiaque et à droite, pile RTG [76]

4.2. Source de chaleur naturelle

4.2.1. Gaz naturel et biomasse

Pouillet, en 1840, a utilisé l'effet Seebeck pour fabriquer une cellule thermoélectrique avec une paire soudée de bismuth et de cuivre. Les deux soudures étaient immergées dans deux récipients, l'un contenant de la glace fondante et l'autre de l'eau chaude [79]. Cet appareil fournissant une source constante d'électricité dynamique qui a été utilisé par l'auteur pour étudier les lois générales des courants [80].

En même temps, plusieurs prototypes de piles thermoélectriques ont été construits et même commercialisés, avec des tailles et des matériaux différents pour différents usages [81]. Par exemple, la batterie d'Oersted et de Fourier conçue pour leurs recherches [82], la thermopile de Ruhmkorff (1860) alimentée au gaz et refroidie à l'eau [83], et la gigantesque batterie de Clamond (1879), qui fut la première batterie thermoélectrique alimentée au charbon ou au bois qui aurait été utilisée dans l'industrie, avec une hauteur de 2,50 m et un diamètre de 1 m. Sa puissance maximale était de 192 watts, à 54 volts et 3,5 ampères [84]. Il convient de noter que la réalisation la plus remarquable est le Thermo-Multiplicateur de Melloni, construit en 1830, qui était un instrument permettant de produire de très petites quantités de chaleur sensible. La batterie était composée d'une dizaine de paires bismuth-antimoine qui étaient associées à un galvanomètre Nobili. Cet instrument était si sensible que l'aiguille du galvanomètre déviée sous l'effet de la chaleur naturelle d'une personne placée à 10 m de la batterie [85].

De nos jours, les thermopiles ou les générateurs thermoélectriques TEG sont conçus pour fournir de l'énergie à des capteurs autonomes, installés dans des endroits éloignés soumis à des conditions environnementales sévères, c'est-à-dire à des températures très basses et à un accès difficile, où les sources d'énergie renouvelables conventionnelles, telles que l'énergie solaire et éolienne, ne sont pas régulièrement disponibles. La chaleur est généralement fournie par un

brûleur catalytique sans flamme [86]. Quelques fabricants de générateurs thermoélectriques alimentés au gaz naturel sont installés dans plus de 55 pays. Par exemple, Gentherm fabrique des TEG d'une puissance allant de 15 à 550 W. Ces générateurs sont principalement utilisés sur les plateformes offshore, le long des pipelines, en altitude ou à proximité des puits de gaz (figure I.10) [87]. Un autre exemple est celui de Farwest Corrosion Control, une entreprise qui fabrique et installe des TEG pour la protection cathodique contre la corrosion des conduites et qui a installé plus de 15 000 générateurs dans 51 pays [88].



Figure I-10 : Photo de Gentherm Gaz TEG [87]

Plusieurs dispositifs destinés à un usage public ont été commercialisés. L'un d'entre eux est la radio à bougie thermoélectrique (1990) qui utilise la chaleur des bougies pour alimenter la radio via un module FeSi_2 TE [89]. Ces applications sont devenues obsolètes avec l'émergence d'autres technologies plus pratiques, mais malgré cela, il existe encore quelques applications spécifiques, comme le CampStove illustré à la figure I.11. Cet équipement, conçu pour le camping en général, brûle du bois pour produire 2 W de 0,4 A et 5 V en utilisant un générateur thermoélectrique dans lequel la connexion des appareils électriques est faite via un port USB [90].



Figure I-11 : Photo de CampStove [90]

4.2.2. Corps humain

Comme la chaleur du corps humain est naturelle et stable, elle pourrait être utilisée pour fournir de l'électricité dans des applications très spécifiques, telles que les applications médicales [91] [92]. Le corps humain dégage environ 100 W de chaleur au repos et 525 W pendant l'effort physique [93].

Plusieurs recherches ont été menées sur les générateurs thermoélectriques portables (WTEG) depuis 2001 [94] dans le but de remplacer les batteries lithium-ion [95] comme source d'énergie pour les appareils portables, étant donné que le marché mondial des technologies portables connaît une croissance rapide et devrait dépasser 34 milliards de dollars d'ici 2020 et 78 milliards de dollars d'ici 2021 [96]. Les WTEG sont classées selon leur architecture rigide ou flexible (extensible ou non) [97] en configuration 2D ou 3D [98], ou selon les matériaux de leurs composants TE qui peuvent être inorganiques, organiques ou hybrides [99].

Leonov et Vullers [92] ont publié une revue intéressante sur les WTEG, en se focalisant sur les générateurs thermoélectriques de type rigide et flexible. Ils ont conclu que les générateurs thermoélectriques portables étaient arrivés à maturité et que la principale préoccupation était d'améliorer l'efficacité du générateur tout en le rendant plus mince et plus flexible. Ces auteurs ont mené des recherches approfondies sur les TEG à substrat rigide. Ils ont mis au point différents produits WTEG qui utilisent la chaleur du corps, comme le système d'électrocardiographie sans fil intégré à une chemise de bureau. Ce produit était alimenté par 17 petits modules TE intégrés à l'avant d'une chemise, comme le montre la figure I.12. Ils convertissent le flux thermique naturel du corps en énergie électrique de 0,8 à 3 mW selon l'activité physique de la personne [100].

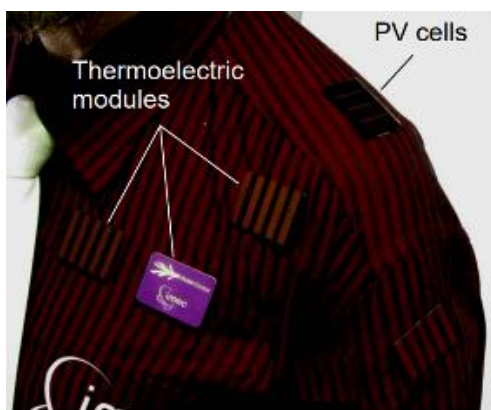


Figure I-12 : WTEG intégré dans une chemise [100]

L'une des principales entreprises dans ce domaine est IMEC (Belgique), qui travaille sur la production thermoélectrique par l'homme depuis les années 2000, en vue d'alimenter les systèmes électroniques de soins de santé. L'IMEC et le Holst Centre ont développé plusieurs capteurs sans fil tels que le système d'acquisition EEG alimenté par le corps humain qui produit 2-2,5mW de puissance et se porte en bandeau, représenté sur la figure I.13 [101], et un oxymètre de pouls sans fil (2006) alimenté entièrement par une montre de type TEG utilisant des thermopiles Bi_2Te_3 commerciales, représenté sur la figure I.13, et dans lequel le générateur développe environ $89\mu\text{W}$ de puissance [102].



Figure I-13 : (gauche) TEG alimentant un système d'EEG monté sur un bandeau extensible [101] ; (droite) Oxymètre de pouls sans fil [102]

La première montre-bracelet thermoélectrique alimentée par la conversion de la chaleur corporelle en énergie électrique a été commercialisée par Seiko et Citizen et remonte à 1999 [103] [104]. La montre Seiko (figure I.14) produisait $22\mu\text{W}$ de puissance électrique et une tension à vide de 300 mV avec un rendement d'environ 0,1% [105]. Un autre exemple est le bracelet Dyson TE (2012) illustré à la figure I.15 [106], lequel, en utilisant la chaleur du corps, a permis de charger une batterie intégrée à celui-ci pour recharger à son tour un téléphone portable ou tout autre appareil mobile.

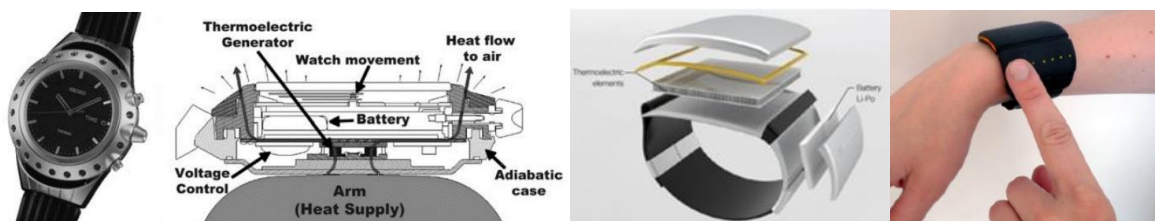


Figure I-14 : (gauche) Montre-bracelet Seiko Thermic [105]; (droite) Bracelet Dyson [106].

En raison des inconvénients des modules rigides, c'est-à-dire la résistance thermique élevée entre la peau et le TEG, les modules flexibles sont plus adaptés à la production d'électricité à partir de la chaleur corporelle, car ils peuvent être adaptés à la forme du corps, ce qui augmente la surface utile pour la capture de la chaleur et réduit la résistance thermique de contact [107]. Francioso et ses collaborateurs [91] ont mis au point un micro générateur thermoélectrique flexible et portable composé de 100 thermocouples à couche mince de Sb_2Te_3 et Bi_2Te_3 , conçu pour alimenter des applications d'assistance à l'autonomie à domicile (AAD) à très faible consommation électronique. Le meilleur résultat obtenu était de 430 mV en circuit ouvert, et une puissance de sortie électrique allant jusqu'à 32 nW à 40 °C. KIM et al. [108] ont fabriqué un TEG en forme de tissu flexible avec une technologie d'impression 3D composé de 20 thermocouples et d'une épaisseur de 0,5 mm comme le montre la figure I.15 (gauche) [109]. Le TEG, lorsqu'il est appliqué sur un corps humain, génère une puissance électrique de 25 mV à une température ambiante de 5 °C. Une nouvelle approche a été présentée par Suarez et ses collaborateurs [110], qui utilisent des pattes massives standard interconnectées à un alliage eutectique étirable de gallium et d'indium à faible résistivité (EGaIn), le tout dans un emballage élastomère flexible, comme le montre la figure I.15(droite). Les auteurs ont rapporté un facteur de mérite (ZT) de 0,35, qu'ils ont affirmé être meilleur que celui de tout autre dispositif similaire rapporté dans la littérature ouverte. Zadan et ses collaborateurs [111] ont présenté un générateur thermoélectrique (TEG) souple et extensible, capable de se dilater, afin d'explorer l'intégration de ce TEG dans les technologies portables. Toutes les recherches menées jusqu'à présent ont suggéré que cette option ne peut être viable qu'à des températures modérées, c'est-à-dire à l'intérieur en particulier, ce qui limite son application, sans compter le coût élevé des modules TE [112].

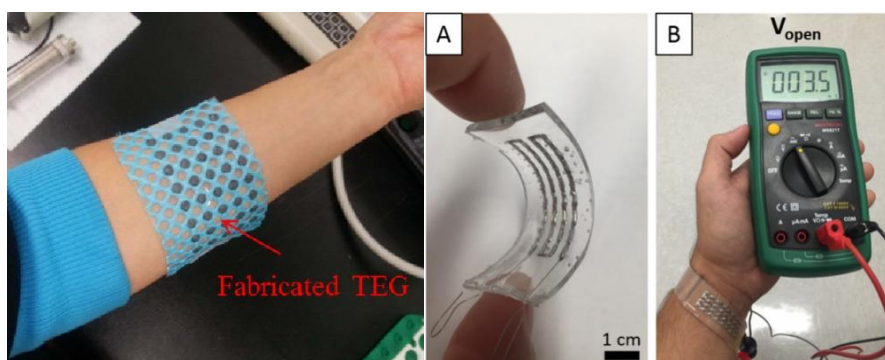


Figure I-15 : (gauche) TEG flexible fabriqué à l'aide d'une technologie d'impression par distributeur [109] ; (droite) Dispositif flexible et configuration d'essai : (A) dispositif flexible testé, (B) circuit ouvert à température ambiante [110]

Soleimani et al [113] ont publié une étude sur les récents développements des TEG inorganiques, organiques et hybrides portables. Les auteurs ont conclu que les matériaux TE inorganiques restent favorables en raison de leur ZT élevée (~ 1), mais défavorables en raison de leur rareté, de leur toxicité et de leur rigidité peu pratique. Les matériaux TE organiques ont une grande flexibilité et sont non toxiques, mais leurs faiblesses résident dans leur faible stabilité dans l'air et dans la complexité du processus de synthèse. Selon eux, les matériaux TE hybrides sont la solution au problème de la rigidité des matériaux TE inorganiques et de la faible efficacité des matériaux TE organiques. Ces matériaux TE hybrides conviennent bien aux TEG portables. Jiang et al [114] ont présenté une revue portant sur les récents développements des matériaux TE concernant les matériaux à base de films et de fibres pour les applications portables flexibles. Ils ont conclu que ces applications deviendront finalement une réalité avec le développement de la technologie de préparation des jambes TE en film ou en fibre, optimisation de modèles de thermorégulation humaine pour la conception de dispositifs portables pour son intégration avec d'autres dispositifs portables de conversion d'énergie renouvelable.

4.2.3. Source solaire

Un générateur thermoélectrique solaire (STEG) est un système conçu pour récupérer la chaleur du rayonnement solaire et la convertir en électricité à l'aide d'un générateur thermoélectrique (TEG). Il devient une alternative technologique et concurrence les systèmes solaires photovoltaïques dominants malgré son faible rendement de conversion par rapport à la technologie PV [115]. Les TEG sont classés en fonction du type de capteurs optiques utilisés, qui peut être un système de concentration optique ou non. Les capteurs de concentration optique sont généralement des lentilles cylindriques, des lentilles de Fresnel, des miroirs paraboliques, des miroirs plats ou des concentrateurs paraboliques. Les solutions non concentrées sont plutôt limitées aux collecteurs plats sous vide ou non sous vide, et aux tubes sous vide [116]. Karthick et al [117], dans une étude récente, ont signalé que l'utilisation de concentrateurs optiques combinés à des tubes à caloducs améliore l'efficacité des générateurs thermoélectriques solaires (STEG).

Les premières recherches sur l'énergie solaire thermoélectrique remontent à la fin du XIXe siècle, avec le brevet de Weston en 1888 [118] qui combinait une thermopile (TEG) avec un miroir ou une lentille pour concentrer le rayonnement solaire sur les jonctions chaudes et une batterie d'accumulateurs. En 1910, la société Sun Electric Generator Company [119] a publié des revendications concernant le fonctionnement d'un générateur solaire thermoélectrique. Les

premières données expérimentales sur un dispositif STEG ont été publiées par Coblenz en 1922 [120] avec une efficacité inférieure à 0,01 %. D'autres progrès ont été signalés en 1954 sur un dispositif STEG par Telkes [121] qui a démontré une efficacité de 0,63% et 3,35% à $1 \times$ et $50 \times$ soleil respectivement sur des concentrateurs optiques dans un collecteur solaire plat. Ils utilisent des alliages de type ZnSb en combinaison avec un bi-alliage négatif. Les études les plus significatives sur les générateurs thermoélectriques solaires (STEG) sont résumées ci-après.

He et al [122] ont réalisé une étude théorique et expérimentale sur l'intégration de modules thermoélectriques dans des chauffe-tubes solaires à vide (SHP-TE), comme l'illustre la figure I.16. Leurs données expérimentales ont montré une efficacité électrique de 1%, ce qui est légèrement inférieur à un système avec un cycle organique de Rankine, mais selon les auteurs, le système SHP-TE est simple et n'a pas de composants mobiles et ses unités sont faciles à remplacer. Sur le même principe, une autre recherche créative a été faite avec l'utilisation d'un concentrateur solaire parabolique [123][124].

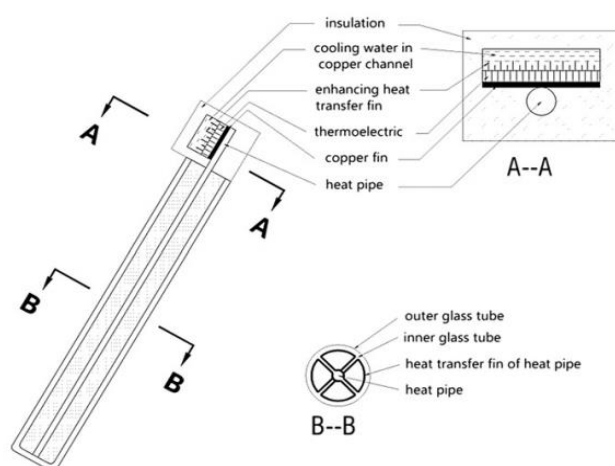


Figure I-16 : Schéma d'un système SHP-TE intégré [122]

Kraemer et al [125] ont utilisé des matériaux thermoélectriques nanostructurés pour développer les générateurs thermoélectriques solaires à écran plat exposés dans la figure I.17. Ces TE éléments ont atteint une efficacité maximale de 4,6 % sous une irradiation de 1 kW.m^{-2} . L'efficacité était 7 à 8 fois supérieure à la meilleure valeur signalée précédemment pour un écran plat.

Amatya et Ram [126] ont combiné un module Bi_2Te_3 commercial avec un concentrateur parabolique (concentration solaire de $66 \times$ soleils). Une efficacité du système de 3 % a été mesurée et une puissance de sortie de 1,8 W a été atteinte. Rehman et ses collaborateurs [127]

ont proposé une nouvelle conception de capteur pour un générateur thermoélectrique à concentration solaire. Le système avait une efficacité électrique de 1,45 % et une efficacité optique maximale de 93,61 %. Li et ses collègues [128] ont évalué un prototype consistant en un générateur thermoélectrique à concentration solaire (CTG) avec lentille de Fresnel (figure I.18). Leurs résultats ont montré que le rendement le plus élevé possible du CTG pouvait atteindre 9,8 %, 13,5 % et 14,1 %, respectivement, pour les alliages Bi_2Te_3 , skutterudite et LAST (lead antimony silver telluride).

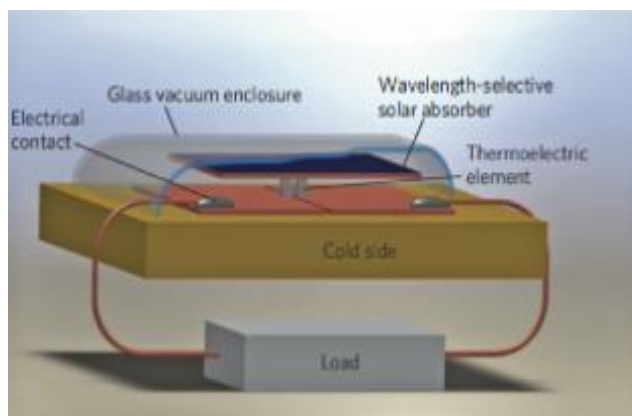


Figure I-17 : Illustration d'une cellule STEG composée d'une paire d'éléments thermoélectriques de type p et n [125]

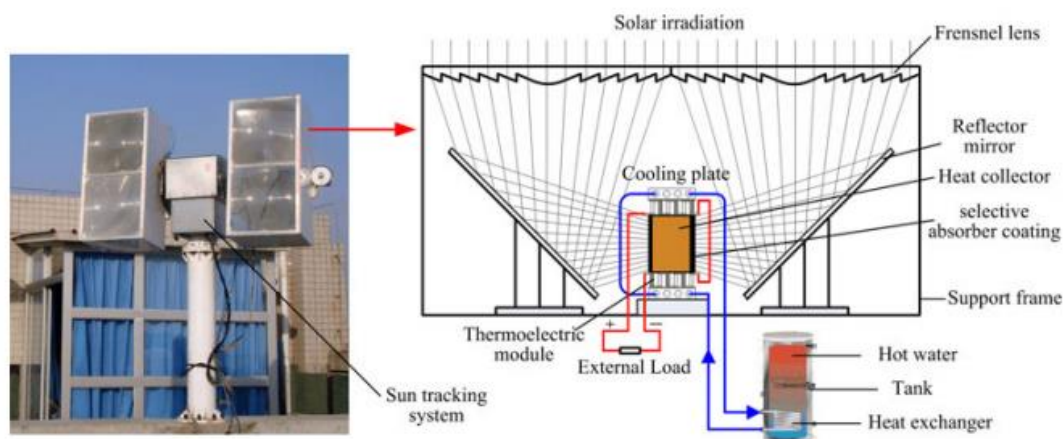


Figure I-18 : Générateurs thermoélectriques solaires à concentration CTG : (a) le prototype expérimental ; (b) Détails de l'unité [128]

Les systèmes photovoltaïques et thermoélectriques sont les seuls procédés qui convertissent directement l'énergie solaire en énergie électrique [129]. Certaines études ont été menées sur les systèmes hybrides photovoltaïque-thermoélectrique [130] et les systèmes photovoltaïques à concentration (CPV) thermoélectriques [131]. Un autre système hybride consiste en un couplage direct d'un chauffe-eau solaire avec un module thermoélectrique, afin d'améliorer la

performance globale du système produisant simultanément de la chaleur et de l'électricité [132]. Cependant, leur combinaison est complexe en raison de leurs caractéristiques opposées, vu qu'une intégration efficace des deux systèmes est essentielle [133]. Sripadmanabhan Indira et al [134] ont étudié différentes configurations du système hybride intégrant des concentrateurs photovoltaïques (CPV) et des générateurs thermoélectriques (TEG) et ont formulé des recommandations pour les recherches futures. Les auteurs ont rapporté que les systèmes thermiques solaires intégrés basés sur des CPV-TEG ont des performances électriques et thermiques plus élevées que celles des systèmes PV-TEG non concentrés. Li et ses collègues [135] ont comparé un système hybride photovoltaïque-thermoélectrique (PV-TE) utilisant un réseau de caloducs à micro-canaux avec la production d'électricité PV. Les résultats ont montré que les rendements électriques du système hybride PV-TE étaient environ 14% plus élevés que ceux du système PV de base.

Mizoshiri et al [136] ont construit un module hybride composé d'un module thermoélectrique à couche mince et d'un module photovoltaïque. Ce module hybride filtre la lumière à travers un filtre infrarouge (miroir chaud) ne laissant passer que la lumière qui contribuait à la conversion photovoltaïque. En même temps, la lumière réfléchie était focalisée sur le côté chaud du module thermoélectrique à l'aide d'une lentille. La tension totale à vide du générateur thermo-photovoltaïque hybride a montré une augmentation de 1,3 % par rapport à l'utilisation du module photovoltaïque seul. En outre, en ce qui concerne les systèmes hybrides TPV/TE, les cellules thermo photovoltaïques (TPV) sont capables de convertir le rayonnement infrarouge en électricité. Elles sont composées d'une source de chaleur, d'un émetteur, d'un filtre et de cellules photovoltaïques (PV) [137]. Contrairement aux panneaux solaires photovoltaïques, les cellules TPV sont exposées à des sources de combustion radiante. Étant donné que la densité de puissance radiante de ces sources peut être beaucoup plus élevée que celle du soleil, la densité de puissance électrique des cellules TPV est beaucoup plus élevée que celle des cellules solaires avec un rendement de 24,5% [138]. Jusqu'à présent, peu d'études ont été menées sur les systèmes TPV/TE intégrés. Qiu et Hayden. [139] ont indiqué que l'efficacité d'un système intégré avec des cellules TPV GaSb et TEG était supérieure à celle des cellules TPV et TE individuelles. Pour cette raison, le système hybride TPV/TE est un système alternatif intéressant et des recherches supplémentaires sont nécessaires à l'avenir [140]. Cependant, la préoccupation majeure des systèmes hybrides est de parvenir à une hybridation optimale, ce qui signifie que la somme des puissances maximales produites séparément par chaque PV et TE doit être égale à la puissance produite par le système hybride [141].

4.3. Source de chaleur perdue

Une énorme quantité de chaleur perdue de faible qualité est rejetée dans l'environnement sans aucune tentative de récupération de cette chaleur [7]. Au cours des trois dernières décennies, beaucoup d'efforts ont été faits pour améliorer l'efficacité de la technologie thermoélectrique dans les applications de récupération de la chaleur [142]. Ceci est favorisé par le fait que la technologie TE pourrait être facilement adaptée aux paramètres physiques tels que la température, la pression et le fluide de transfert de chaleur pour une application de récupération de chaleur donnée. La récupération de la chaleur perdue à l'aide de la technologie thermoélectrique peut être divisée en deux groupes principaux comme suit.

4.3.1. Récupération de la chaleur issue des industries et des ménages

Dai et al [143] ont rapporté qu'aux États-Unis, 33% de l'énergie de fabrication industrielle est rejetée directement dans l'atmosphère ou dans les systèmes de refroidissement sous forme de chaleur perdue, et cette quantité de chaleur pourrait être utilisée pour produire de 0,9 TWh à 2,8 TWh d'électricité par an si des matériaux thermoélectriques avec des valeurs moyennes de ZT allant de 1 à 2 étaient disponibles. Il est donc nécessaire de mener des études techniques et économiques pour développer la faisabilité pour des applications à grande échelle qui, à moyen et long terme, feraient d'elle une source compétitive d'énergie propre [144]. Zou et al [145] ont démontré que les eaux usées municipales peuvent être utilisées pour produire de l'électricité à l'aide d'un générateur thermoélectrique (TEG). Leur étude théorique réalisée pour la station d'épuration des eaux usées de Christian burg a estimé la production d'énergie à 1094 à 70 986 kWh par an, soit une économie de 163 à 6066 dollars. Dans une autre étude qui utilisait un dispositif de récupération de chaleur par refroidissement à air avec des tuyaux carrés de 120 mm, le rendement de récupération des eaux usées était de 1,28% et la période d'amortissement de l'équipement s'étendait à 8 ans [146].

Araiz et al [147] ont réalisé une étude technico-économique sur la récupération thermoélectrique des gaz chauds d'une usine de fabrication de laine de roche. Ils ont rapporté une production maximale de puissance nette de 45 kW et un coût nivelé de l'électricité d'environ 15 c €/kWh, ce qui a démontré la faisabilité du système. Mirhosseini et al [148] ont réalisé une étude similaire en utilisant un absorbeur en forme d'arc conçu pour la récupération thermoélectrique de la chaleur résiduelle d'un four rotatif à ciment. L'évaluation économique a montré que le paramètre dominant dans le coût du système est le dissipateur de chaleur.

Il est à noter que la récupération de la chaleur dépend fortement de la température ambiante. Dans les régions chaudes, les enquêtes ont principalement porté sur la récupération de la chaleur

dégagée par les systèmes de climatisation [149]. Cependant, les études sur la récupération de la chaleur étaient plus diversifiées dans les régions froides. Killander et Bass [150] ont développé et testé un prototype de générateur thermoélectrique conçu pour fournir de petites quantités d'électricité en utilisant la chaleur des cuisinières à bois existantes dans les maisons des régions froides et isolées du nord de la Suède. Le coût du raccordement au réseau dans cette région variait entre 5 000 et 120 000 dollars par maison. L'appareil fournissait suffisamment d'énergie pour l'éclairage électrique et pour regarder la télévision pendant les longues nuits d'hiver. Aux Pays-Bas, Gasunie Research, un opérateur de réseau d'énergie, a développé en 1999-2000, construit et testé 20 chaudières autonomes (auto-alimentées) qui utilisaient la flamme de chauffage produite pour générer suffisamment d'électricité pour faire fonctionner ses composants électriques en utilisant six modules thermoélectriques HZ-20 [151].

Ils ont conclu que ces générateurs thermoélectriques fournissaient 60 W d'électricité, ce qui était suffisant pour faire fonctionner leurs composants électriques. D'autres tests ont été effectués aux États-Unis d'Amérique et en Angleterre [152] sur des unités de chauffage central hydronique à l'échelle résidentielle qui ont été modifiées par l'ajout d'une étape de production thermoélectrique pour démontrer un fonctionnement autonome dans un environnement réaliste. L'étage thermoélectrique est un ensemble de 18 modules thermoélectriques en alliage de tellure de bismuth, qui génère une puissance électrique de 109 W suffisante pour alimenter la soufflante, la commande de gaz et la pompe à eau du chauffage central hydronique. Selon Sornek et al [153], le succès commercial d'une telle installation doit être axé sur la réussite : (i) l'introduction des modifications nécessaires aux dispositifs de chauffage, (ii) le développement d'une structure dédiée du TEG.

Dans le cas de conditions de fonctionnement où la température ambiante n'est pas aussi importante que la disposition du système hors réseau, Bass et Farley [154] ont testé trois générateurs thermoélectriques conçus pour fournir de l'énergie électrique dans un champ de gaz naturel. Ces générateurs ont converti la chaleur résiduelle produite par l'équipement utilisé dans le champ de gaz en une source d'énergie thermique pour les générateurs. L'électricité générée a été utilisée pour la protection cathodique, l'alimentation électrique de la télémétrie et l'éclairage. Par ailleurs, l'armée américaine a utilisé la technologie thermoélectrique pour réduire la logistique de l'alimentation du champ en intégrant des dispositifs thermoélectriques dans la cuisine d'assaut qui servait à chauffer les portions de nourriture sur le champ. Ces dispositifs ne nécessitent pas de générateur électrique externe pour alimenter la cuisine d'assaut. De plus, ils

produisaient un surplus d'électricité qui pouvait être utilisé pour l'éclairage, le chargement des batteries, l'alimentation radio, les équipements de communication, etc. [155].

4.3.2. Récupération de la chaleur perdue des moyens de transport

a) Automobiles

Le transport routier en Europe représente environ 20 % des émissions totales de dioxyde de carbone, dont 75 % proviennent des voitures particulières, et des taux similaires sont observés en Amérique et en Asie [156]. La réglementation européenne vise à atteindre un objectif d'émissions de CO₂ de 95 g/km d'ici 2021 et de 68 g/km d'ici 2025 pour les voitures particulières et les véhicules utilitaires légers [157]. Il convient de tenir compte du fait que deux tiers de l'énergie de combustion d'un véhicule sont perdus sous forme de chaleur dissipée, dont 40 % sous forme de gaz d'échappement chauds [158][159]. Si environ 6 % de la chaleur des gaz d'échappement pouvait être convertie en énergie électrique, il serait possible de réduire la consommation de carburant d'environ 10 % [160].

À cette fin, les grands constructeurs automobiles américains, asiatiques et européens, en collaboration avec des instituts de recherche et des universités, tentent de développer différents types de TEG pour améliorer l'économie de carburant de leurs modèles de véhicules, afin de préserver et de gagner une part supplémentaire du futur marché automobile, qui sera sans doute plus restrictif. Agudelo et al [161] ont testé une voiture particulière diesel dans une chambre climatique afin de déterminer le potentiel de récupération d'énergie à partir des gaz d'échappement. Ils ont conclu que les économies de carburant potentielles allaient de 8 à 19 % et que le silencieux présentait les pertes d'énergie les plus élevées, ce qui impliquait que l'installation d'un TEG devait être située avant celui-ci. Il y a en effet trois emplacements possibles pour le TEG [156], à savoir (i) le TEG est placé à l'extrémité du système d'échappement ; (ii) le TEG est situé entre le convertisseur catalytique et le silencieux, ce qui est la meilleure option ; (iii) le TEG est situé en amont du convertisseur catalytique et silencieux. Si le poids du TEG installé et les chutes de pression supplémentaires dans le système d'échappement ne sont pas optimisés, le véhicule consommera plus de carburant qu'il ne doit en économiser, et le système devient alors totalement inefficace [162]. Les différents générateurs thermoélectriques fabriqués pour les automobiles (ATEG) peuvent être comparés selon la forme, le matériau ou le système de transfert de chaleur approprié.

À la fin des années 1980, Birkholt [163], en collaboration avec Porsche, a proposé un générateur thermoélectrique de section rectangulaire, capable de produire jusqu'à 58 W dans des conditions

de pointe avec des éléments en FeSi_2 . À la fin des années 1990, le centre de recherche japonais de Nissan [164] a mis au point un générateur TE à section rectangulaire de 72 modules. Chacun de ces modules contenait 8 paires d'éléments Si-Ge destinés à être appliqués aux véhicules à essence. La puissance électrique fournie par le générateur était de 35,6 W. Plus tard, ils ont testé un générateur thermoélectrique composé de 16 modules Bi_2Te_3 fonctionnant à basse température ; la puissance électrique générée par le générateur était de 193 W [165]. En 1992, Hi-Z Technology a commencé le développement d'un générateur thermoélectrique de 1 kW pour les moteurs diesel de camions avec le financement du Département américain de l'énergie et de la Commission californienne de l'énergie [166]. Amerigon (aujourd'hui Gentherm) a développé des générateurs thermoélectriques pour les véhicules de tourisme entre 2004 et 2011 en 5 phases. Le projet était parrainé par le ministère américain de l'énergie (DOE) et comprenait la participation de BMW et de Ford pour la phase 3 et de Faurecia pour la phase 5 [167]. Les phases 1 et 2 ont porté sur les essais d'un TEG liquide/liquide à basse température qui a développé 500 W et a été construit avec des matériaux Bi_2Te_3 implantés dans un design de TEG plat [167] [168]. Dans la phase 3, un TEG gaz/liquide en forme de plaque plane à haute température (plus de 600 °C), composé d'éléments TE segmentés en deux étapes et basé sur un alliage semi-Heusler (Zr, Hf), a été installé près de l'entrée des gaz chauds et des éléments Bi_2Te_3 près de la sortie. La puissance de sortie mesurée a donné environ 100 W [167] [169]. Au cours des phases 4 et 5, une nouvelle conception cylindrique a été choisie en raison des limitations rencontrées avec la conception à plaque plate, et la puissance de sortie a atteint plus de 200 W dans la phase 4. Dans la phase finale, la puissance de sortie a été améliorée sur une BMW X6 (figure I.19) [170] et une Lincoln MKT (Ford) avec plus de 600 W de puissance produite lors des essais du véhicule et plus de 700 W lors des essais au banc [167] [171]. Ce succès a conduit Gentherm, BMW et Tenneco en 2011 à lancer un nouveau programme de sept ans en utilisant un nouveau dispositif thermoélectrique à cartouche. L'électricité produite par le TEG pourrait permettre de réduire la consommation de carburant de 2 %, ce qui est loin des objectifs du programme. General Motors a développé un prototype en utilisant des modules Bi-Te et Skutterudite qui a été installé sur une Chevrolet suburbaine [172]. Les skutterudites utilisés à haute température ont été leur choix final. La puissance moyenne développée par le TEG devait être de 350 W pour les cycles de conduite en ville et de 600 W sur les autoroutes [173]. En 2013, Fiat et Chrysler ont annoncé la fabrication du premier véhicule utilitaire léger équipé d'un TEG [174] avec une économie de carburant de 4 %. Le TEG utilisait une architecture à flux croisés, avec des éléments TE segmentés de TAGS, Bi_2Te_3 -PTe et Skutterudites. Un autre développement important a été nommé RENOTER [175], une

association entre Renault et Volvo impliquant 8 partenaires et partiellement financée par le gouvernement français. Ce projet a été réalisé dans le but d'installer des générateurs thermoélectriques dans leur gamme de voitures.

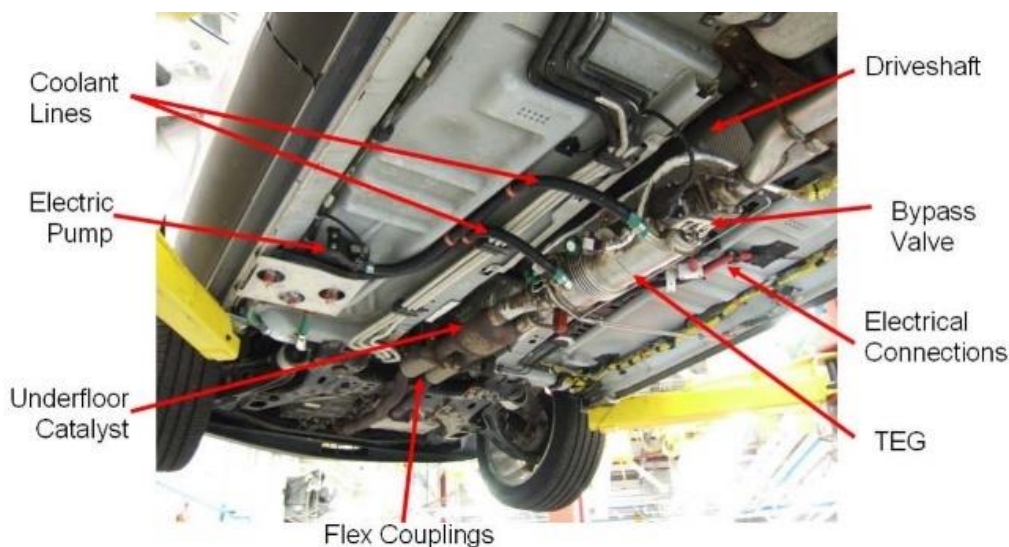


Figure I-19 : Intégration du TEG dans la ligne d'échappement du prototype de véhicule BMW X6 [170]

Bou Nader [176] a proposé une configuration thermodynamique innovante et a étudié le potentiel d'économie de carburant des véhicules électriques hybrides utilisant un système de générateur thermoélectrique comme convertisseur d'énergie au lieu du moteur à combustion interne classique. Les résultats de la simulation ont révélé une consommation de carburant 33 % plus élevée avec la configuration de générateur thermoélectrique choisie par rapport au moteur à combustion interne conventionnel. Cette enquête a mis en évidence l'importance d'augmenter la figure de mérite du module de générateur thermoélectrique afin d'obtenir une efficacité du système comparable à celle du moteur à combustion interne. Ce convertisseur d'énergie a un potentiel de mise en œuvre dans les futurs groupes motopropulseurs avec des carburants alternatifs sans carbone. Récemment, Shen et ses collaborateurs [170] ont présenté la situation actuelle, les défis et les perspectives d'avenir des générateurs thermoélectriques de gaz d'échappement automobiles. Les auteurs ont cité onze défis à surmonter avant de pouvoir envisager une utilisation commerciale. Il s'agit principalement du faible rendement du TEG, de la capacité insuffisante d'extraction de la chaleur et de la distribution non uniforme de la température du côté de l'échappement, et de la limitation de l'espace.

b) Motocyclettes

Les motocyclettes sont le moyen de transport le plus utilisé dans certains pays comme l'Indonésie. Septiadi et al [177] ont étudié l'utilité d'installer un générateur thermoélectrique sur

l'échappement d'une motocyclette. Leurs résultats ont montré que la tension de sortie atteinte était de 15,7 V et 7,7 V pour des TEG de 4 modules et 2 modules, respectivement. En 2013, ATSUMITEC, en coopération avec l'Institut de technologie de Nagoya, a appliqué le module Heusler au générateur de sous-puissance d'une motocyclette [178], en intégrant le dispositif thermoélectrique à une pile à combustible, comme l'illustre la figure I-20. La pile à combustible a produit de l'énergie à partir de quantités infimes de combustible usé dans les gaz d'échappement. La différence de température entre la chaleur des gaz d'échappement et la chaleur générée par la réaction chimique dans la pile à combustible a été utilisée pour produire de l'énergie au moyen du dispositif thermoélectrique. La puissance de sortie totale de la pile à combustible plus la puissance thermoélectrique était de 400 W [179]. Schlichting et al [180] ont testé la faisabilité de l'installation d'un TEG sur une motocyclette, dans le but de remplacer l'alternateur par une unité TEG. Ils ont utilisé 570 modules pour correspondre à la puissance de l'alternateur. Ils ont conclu que le potentiel de remplacement de l'alternateur par des unités TEG était assez faible.

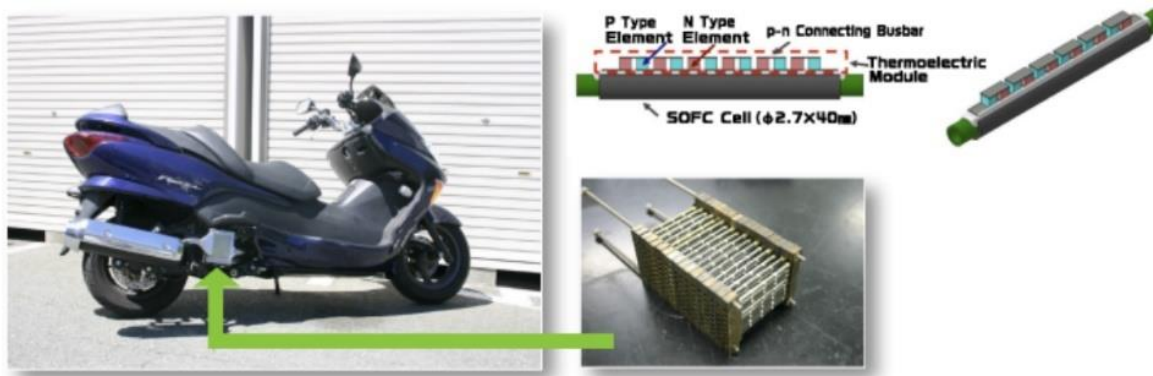


Figure I-20 : TEG installé dans les gaz d'échappement d'une motocyclette [178]

c) Aéronefs

Les avions modernes sont de plus en plus souvent équipés de capteurs et d'émetteurs pour un meilleur contrôle et une meilleure sécurité. L'alimentation de ces capteurs par des lignes électriques entraînerait un câblage lourd supplémentaire, ce qui entraînerait une consommation supplémentaire de carburant. L'utilisation de générateurs thermoélectriques pour alimenter ces instruments est l'une des approches les plus prometteuses. La mise en place de réseaux de capteurs sans fil autonomes, permettrait de réduire le poids et la complexité des avions, et donc la consommation de carburant.

Boeing Research & Technology a estimé qu'une réduction de 0,5% de la consommation de carburant se traduirait par une réduction de 12,075 millions de dollars des coûts d'exploitation mensuels des avions commerciaux américains et par une réduction d'environ 0,03% des émissions de carbone des avions de passagers américains, en tenant compte du fait que la contribution des avions aux émissions mondiales de carbone est d'environ 2% [181]. Une étude récente réalisée dans le cadre du programme de recherche aéronautique allemand (LuFo-5) sur les performances d'un générateur thermoélectrique intégré entre la partie chaude d'un propulseur et le flux de dérivation du refroidisseur a démontré que l'efficacité du TEG variait de 3 à 7 % avec une puissance de 1 kW/m² à 9 kW/m² selon son emplacement dans les différentes parties chaudes du propulseur [182]. Lyras et al [183] ont conçu un TEG à installer entre les parois intérieures et extérieures de l'avion, puisque le fuselage est exposé à des températures extrêmement basses (~ -50 °C) [184], tandis que l'intérieur de l'avion a une température contrôlée (~ +20 °C) pour le confort des passagers. Certains capteurs tels que le capteur de stress [185], qui contrôle l'état de santé de la coque, doivent être installés sur différentes parties de l'avion. Il serait donc très utile de pouvoir utiliser un TEG fixé directement sur le fuselage et combiné à une unité de stockage de chaleur à matériau à changement de phase (PCM). Cela créerait un gradient de température pendant le décollage et l'atterrissage, qui pourrait générer de l'électricité pour alimenter un système de capteurs sans fil autonomes de faible puissance [186][187]. Le système a été intégré avec succès et a fait l'objet d'essais fonctionnels, ce qui lui a permis d'être utilisé dans une installation d'essai en vol [185].

Les hélicoptères ont également été pris en compte dans le cadre d'une étude sur la faisabilité de la récupération des gaz d'échappement des hélicoptères à l'aide de modules thermoélectriques. Les résultats de cette étude ont montré que l'énergie électrique produite dans les conditions réelles d'exploitation était importante mais actuellement insuffisante, en particulier si l'on tient compte du rapport poids/puissance [188].

d) Navires

Il existe peu de recherches sur la récupération thermoélectrique de la chaleur perdue des navires dans la littérature ouverte. Le transport maritime représente à lui seul environ 2,8 % des gaz à effet de serre dans le monde [224]. En outre, l'intégration de la production d'énergie thermoélectrique dans les navires est plus avantageuse que dans d'autres systèmes de transport car l'eau de refroidissement est entièrement disponible. L'intégration de la thermoélectricité dans ce secteur est presque inexistante en raison de l'absence de réglementations internationales strictes, imposant des taux de pollution autorisés pour les navires, contrairement au secteur

automobile. L'Union européenne prévoit actuellement des mesures visant à réduire les émissions du transport maritime international [189], l'introduction de nouvelles règles plus strictes devrait donc augmenter le rythme de la recherche dans ce secteur.

Un projet appelé ECOMARINE, cofinancé par l'Union européenne (Fonds social européen) et des fonds nationaux grecs, a été réalisé pour mettre en place une unité de récupération de l'énergie thermoélectrique dans le but de maximiser la production d'électricité par la récupération de la chaleur perdue, et d'améliorer simultanément la qualité de l'énergie électrique. Dans ce contexte, Loupis et al [190] ont développé un TEG tubulaire d'un diamètre de 500 mm, qui assure une très faible perte de charge des flux de gaz d'échappement lors de leur passage à travers le RTG. Les auteurs ont rapporté un rendement de conversion de 6,4%, une récupération de la chaleur perdue de 1,2% et une alimentation électrique de 20,3 kW.

5. Conclusion

Dans ce chapitre, l'état de l'art des générateurs thermoélectriques, les applications et les progrès récents sont tous signalés. Les connaissances fondamentales de l'effet thermoélectrique, les lois fondamentales et les paramètres affectant l'efficacité des matériaux thermoélectriques conventionnels et nouveaux ont été abordés. Les applications de la thermoélectricité sont regroupées en trois domaines principaux. Le premier groupe traite de l'utilisation de la chaleur émise par un radio-isotope pour alimenter en électricité divers dispositifs, seul l'espace s'avérant être le domaine dans lequel la thermoélectricité a été couronnée de succès. Dans le deuxième groupe, une source de chaleur naturelle peut être utile pour produire de l'électricité, mais ce groupe de thermoélectricité est encore à une phase de maturité en raison d'un faible rendement de conversion, ce qui laisse les applications encore au niveau du laboratoire. Le troisième groupe progresse à grande vitesse principalement parce que les recherches sont financées par les gouvernements et/ou les constructeurs automobiles dont l'objectif final est de réduire la consommation de carburant des véhicules et par conséquent d'atténuer les émissions de gaz à effet de serre.

Chapitre II. Etude bibliographique

1. introduction

Dans le chapitre précédent, nous avons exposé les phénomènes thermoélectriques ainsi que les différents matériaux thermoélectriques classiques et nouveaux. En outre, un large état de l'art a été présenté sur les applications TE existantes. Dans ce chapitre, nous donnerons un aperçu bibliographique des deux parties qui constituent le module thermoélectrique tubulaire innovant, à savoir la partie module et la partie échangeur de chaleur, lesquelles seront assemblées en un unique ensemble au cours de cette étude.

2. Conceptions des modules thermoélectriques

Pour universaliser la thermoélectricité, il a été primordial de fabriquer des modules thermoélectriques standards de différentes tailles à la portée de tout le monde, parmi les premiers qui ont fabriqués des modules TE commercialisés est la société générale électrique en 1959 [191]. De nos jours il y a des dizaines de sociétés qui fabriquent les modules TE implantés dans les quatre coins du monde que certaines sont répertoriées dans [189].

2.1. Module plane

Un module thermoélectrique est généralement fabriqué pour produire de l'électricité à partir d'une source de chaleur (TEG) ou inversement produire du froid à partir d'une source de courant électrique (TEC). Bien que de nombreuses recherches aient été menées pour développer des modules de forme innovante, la plupart de ces modules reposent sur le concept de plaque plane.

Un module typique comprend entre une dizaine et une centaine d'éléments thermoélectriques de type n et de type p, connectés électriquement en série et thermiquement en parallèle, et intercalés entre deux couches de céramique voire figure II.1 [191]. Les couples p et n sont connectés par des languettes conductrices (généralement en cuivre) liées avec les éléments via une brasure. Quand un gradient de température se produisant entre ses deux jonctions, le TEG convertit l'énergie thermique en énergie électrique selon le principe de l'effet Seebeck. Ou inversement quand on applique une tension électrique au module un gradient de température se produise entre ses deux faces, le TEC convertit l'énergie électrique en énergie thermique selon le principe de l'effet Peltier.

Les deux plaques céramiques ont pour rôle de support pour le module et d'isolant électrique, mais leurs résistances thermiques dégradent l'efficacité du module. De cela certaines recherches proposent un concept de générateur thermoélectrique à contact direct (DCTEG), qui

se caractérise par une des surfaces du module est directement exposée à la source de chaleur et l'autre surface est en contact direct avec le flux de liquide de refroidissement [192] [193].

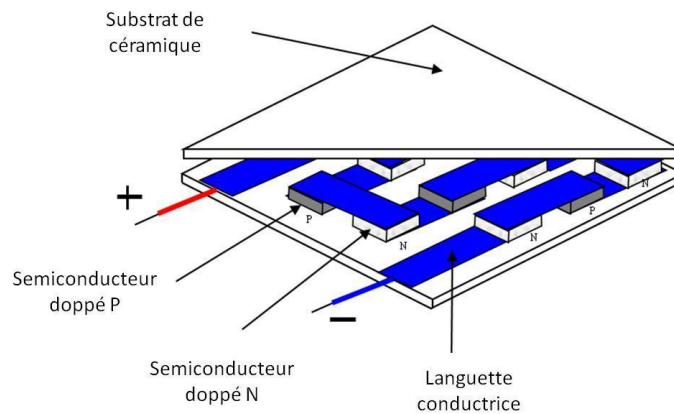


Figure II-1 : Schéma d'un dispositif thermoélectrique typique [191]

Une grande partie des modules TE commercialisés sont produits en Chine, à Taïwan et au Vietnam, où le coût de la main-d'œuvre est considérablement faible, Les matériaux TE de base peuvent être produits soit en utilisant la méthode de croissance cristalline, soit la méthode des poudres. Les modules TE commerciaux actuels utilisent la méthode de croissance des cristaux tandis que de nombreux prototypes de recherche utilisent la méthodologie de la poudre.

2.2. Module tubulaire

Les modules plats sont parfaits pour les applications où le flux de chaleur est perpendiculaire à ces faces. Mais dans les applications telles que le captage de la chaleur des gaz d'échappement, la chaleur circule le long d'un cylindre et, par conséquent, il devient extrêmement compliqué de fixer un générateur TE constitué de modules plats autour d'une source de chaleur cylindrique, surtout lorsque le diamètre de la source de chaleur est inférieur à 1 cm [194]. C'est pourquoi il est convenable d'utiliser des modules TEG en forme de cylindre ou tubulaire pour de telles applications. La disposition en série de plusieurs jonctions de type p et n en forme d'anneau constituerait le module TEG en forme tubulaire, comme le montre la figure II.2 [195]. Ces éléments TE de forme annulaire sont connectés électriquement en série et reliés alternativement sur leurs périmètres intérieur et extérieur par des électrodes annulaires intercalées. Les espaces entre les éléments TE annulaires de type n et p, en dessous et au-dessus des électrodes annulaires, sont remplis de matériaux électriquement et thermiquement isolants.

Le module en forme de tube à sa surface intérieure en tant que jonction de thermocouple et sa surface extérieure en tant qu'autre jonction. En principe, la surface intérieure et la surface

extérieure doivent toutes deux posséder un revêtement électriquement isolant et thermiquement conducteur dont les fonctions sont les mêmes que celles des plaques céramiques utilisées dans le module en forme de Plane.

Lorsque la chaleur circule dans le tube TE, soit à la surface extérieure ou l'espace intérieur selon la conception, une différence de température peut être établie et, par conséquent, l'énergie électrique est produite. Seuls quelques prototypes de modules ont été signalés comme ayant été fabriqués et seront examinés dans ce chapitre.

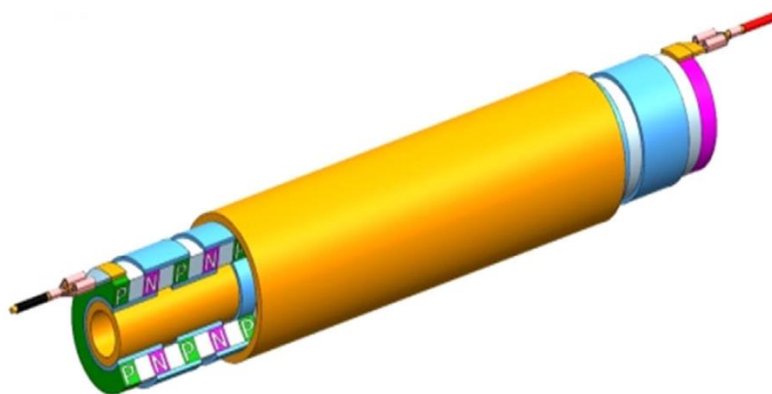


Figure II-2 : Vue en coupe d'un module tubulaire [195]

2.3. Méthode de fabrication des matériaux thermoélectrique

2.3.1. La méthode de croissance de Bridgman

Dans cette méthode, qui est un procédé de croissance de cristaux monocristallins, le matériau est fondu dans une ampoule de quartz qui présente un bord pointu au fond. L'ampoule est ensuite chauffée avec un gradient de température vertical, la solidification commence de bas en haut de sorte que les matériaux soient en phase liquide dans le haut et sous forme solide dans le bas de l'ampoule, créant ainsi le monocristal d'origine. Ensuite, l'ampoule est lentement déplacée vers le bas, de la zone chaude vers la zone froide, préservant la formation de cristaux dans la direction axiale et produisant une tige de matériau thermoélectrique [196].

Une fois les tiges formées, 25 à 40 % de la tige est éliminée des deux extrémités car les extrémités des tiges ont des propriétés thermoélectriques inférieures. La partie restante de la tige est coupée radialement en disques d'épaisseur qui correspond à la hauteur des jambes TE, puis tranchée en cubes. Les cubes formés sont disposés en série P et N pour former des couples thermoélectriques. L'agencement, le soudage (côté froid) et le brasage à la flamme (côté chaud) des cubes thermoélectriques et des conducteurs sur la plaque céramique sont effectués manuellement. Ce processus de fabrication manuelle rend les performances du module TE du

produit final non constantes. Finnerty [197] a testé plusieurs modules TEG plats dont les performances variaient dans certains cas jusqu'à 50 % et étaient généralement inférieures à la valeur de performance suggérée par le fabricant.

L'utilisation de cette méthode pour la fabrication des modules TE entraîne une perte de matière variée entre 25 à 40 %. Les propriétés thermoélectriques varient sur la longueur de la barre, c'est pourquoi les modules TEG fabriqués à partir de différentes parties de la barre auraient des performances différentes. Le coût de la main-d'œuvre manuelle limite la capacité à produire de tels produits de manière rentable à des volumes élevés. Le passage à une méthode de fabrication automatisée est une nécessité qui permettrait d'améliorer les performances et la cohérence des modules TEG.

2.3.2. La méthode des poudres

Afin de produire un lingot solide en utilisant la métallurgie des poudres, une poudre mécaniquement alliée passe généralement par trois étapes principales ou plus. La première étape consiste à préparer la poudre mécaniquement alliée existante en réduisant son contenu oxydé. La deuxième étape consiste à presser la poudre dans la forme d'échantillon proposée à l'aide d'une matrice. La troisième étape est le frittage à des températures élevées pour permettre la formation de cristaux multidirectionnels. Le deuxième et la troisième étape peuvent avoir lieu simultanément ou séparément selon la méthodologie. Certains des travaux signalés ont été réalisés à partir de matières premières sous forme de bismuth pur, de tellure et de dopants. Cette méthode semble être un candidat potentiel pour la production des éléments thermoélectrique.

3. Paramètres affectants l'efficacité d'un module TE

3.1. La diffusion

La diffusion est le mouvement des particules des régions de forte concentration vers les régions de faible concentration. La diffusion dans les semi-conducteurs est d'une grande importance pour la technologie des semi-conducteurs. Comme les dimensions des circuits diminuent, la compréhension des mécanismes des processus de diffusion à l'échelle atomique deviendra cruciale pour modéliser et concevoir avec précision les futurs dispositifs.

Un dispositif thermoélectrique se compose d'une couche de liaison qui relie électriquement l'électrodes avec l'élément thermoélectrique. Aux interfaces entre les électrodes métalliques, les matériaux de soudure et les éléments thermoélectriques d'un dispositif thermoélectrique, se produit la diffusion et dégrade les performances et la fiabilité du dispositif. Ainsi, une couche

de Ni est utilisée comme barrière de diffusion dans certains dispositifs commerciaux qui utilisent des matériaux thermoélectriques en masse [198]. Cependant, en raison de phénomènes de diffusion indésirables et imprévisibles, les technologies de procédés modernes tentent de réduire la diffusion en diminuant la plage thermique subie par le dispositif pendant son fonctionnement.

3.2. L'oxydation

La prédisposition de la structure d'un matériau thermoélectrique à changer au contact de l'oxygène de l'air est nommée "oxydabilité". En effet connu que l'oxygène est un gaz réactif. Au contact de l'oxygène, les ions atomiques hautement énergétiques éjectés de la structure de la cible sont susceptibles de réagir avec les ions d'oxygène par collisions et de se transformer en oxydes sur la surface de la cible. Quand la pression partielle de l'oxygène croît, la fréquence des collisions entre le gaz actif et les ions atomiques augmente, ce qui provoque une élévation de la vitesse de pulvérisation et de dépôt. Les conséquences de ce phénomène indésirable sont doubles : dans un premier cas, une fine couche superficielle de matériau oxydé se forme et le processus de dépôt est freiné par la formation de la couche oxydée ; dans le second cas, une diffusion d'oxygène à l'intérieur du matériau entraîne une oxydation plus profonde et progressive. Les oxydes ont été considérés à ce jour comme inappropriés pour les applications thermoélectriques.

3.3. Dilatation thermique

Dans un dispositif TE, les pattes TE sont soudées ou brasées aux bandes conductrices par des matériaux de liaison. Cependant, cette liaison rigide sous des contraintes de gradient de température cyclique a long terme peut engendrer une dégradation ou même une rupture totale [199] Parmi les facteurs possibles de rupture de l'interface, on peut citer la différence des coefficients de dilatation thermique (CTE) des matériaux en contact et la fatigue mécanique, etc. En conséquence il aura lieu à une augmentation de la résistance de contact électrique et thermique, qui affectent directement les performances des dispositifs TE.

Les couches de contact correspondantes doivent correspondre au CTE des différents matériaux TE. Une approche efficace pour la correspondance du CTE consiste à faire varier la composition de la couche de contact qui est sensible au rapport élémentaire. Par exemple, un alliage W-Cu a été utilisé comme matériau de contact pour les skutterudites (CoSb_3), et différents rapports W/Cu donnent des CTE différents [210].

4. Etat de l'art des modules thermoélectriques tubulaires

Peu d'études ont été publiées sur les TEG fabriqués en forme tubulaire, principalement en raison des difficultés techniques de construction. Cependant, ce domaine est encore en phase de développement et nécessite une plus grande attention.

Min et Rowe [194] ont fabriqué un module thermoélectrique en forme de tube composé de quatre thermoéléments annulaires en utilisant la technique de découpe par électroérosion. Il s'agit d'un arrangement coaxial de matériaux thermoélectriques de type n et p alternés sous la forme de rondelles annulaires plates, avec des anneaux de cuivre disposés sur la périphérie intérieure et extérieure des "rondelles" pour assurer la connectivité électrique en série, les espaces entre ces dernières étant remplis de matériaux isolants électriques et thermiques. La liaison électrique est réalisée par une pâte à souder à 200 °C comme illustré dans figure II.3. La puissance électrique obtenue à partir de ce prototype à quatre anneaux est de 30 mW lorsqu'une différence de température de 70 K est maintenue entre les surfaces intérieure et extérieure du tube thermoélectrique. Les performances du prototype ne correspondaient pas aux prévisions analytiques pour plusieurs raisons, notamment la résistance de contact entre les anneaux thermoélectriques et le flux de chaleur perpendiculaire à la direction préférée.

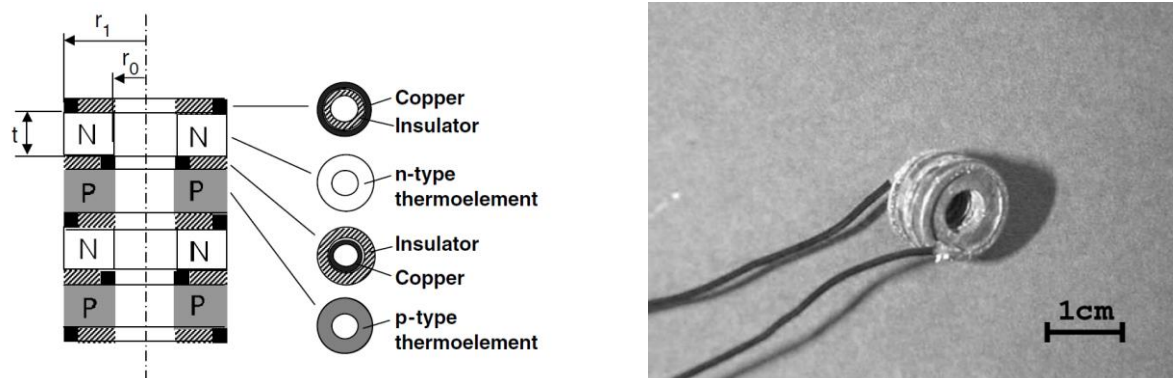


Figure II-3 : Architecture et Photographie du tube thermoélectrique fabriqué par Min et Rowe [194]

Schmitz et al [200] a étudié la fabrication de modules TEG annulaires en tellure de plomb par frittage (Spark plasma sintering), avec une conception à anneau complet similaire à celle de Mine et Rowe mais utilisant des conducteurs cylindriques. Les conducteurs électriques sont directement fixés aux surfaces intérieure et extérieure du TEG. Les dimensions des anneaux sont de 14,3 mm, 9,3 mm et 1 mm pour le diamètre extérieur, le diamètre intérieur et l'épaisseur (t) respectivement. Les conducteurs sont conçus pour contrecarrer les contraintes mécaniques dues à la dilatation thermique en fournissant des contraintes de traction et de compression sur les surfaces extérieure et intérieure du TEG. La surface extérieure a été choisie pour le transfert

de chaleur des gaz d'échappement en raison de sa plus grande surface par rapport à la surface intérieure qui est utilisée comme dissipateur de chaleur à l'aide du liquide de refroidissement.

Dans figure II.4 une photo du module fabriqué composé de quatre couples de TEG annulaires, mais la performance n'a pas été étudiée et une résistance électrique élevée a été signalée en raison de mauvais contacts électriques résultant du processus d'assemblage.

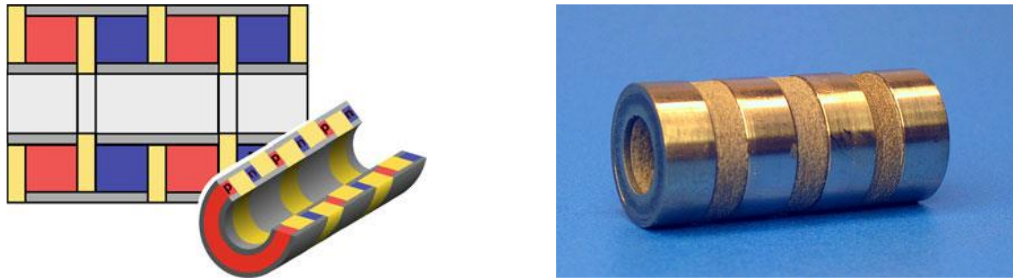


Figure II-4 : Schéma et photo du module tubulaire réalisé en PbTe fabriqué par Schmitz et al [200]

Takahashi et al [201] ont présenté une conception tubulaire pour un TEG avec des couches inclinées de tellure de bismuth et de nickel pour les échangeurs de chaleur dans les applications de récupération de la chaleur perdue, le dispositif utilise une conception thermoélectrique transversale fabriquée par frittage SPS du matériau thermoélectrique et du métal créant un module tubulaire avec des diamètres extérieur et intérieur de 14 mm et 10 mm. De l'eau chaude d'une température de 95 °C circule dans le tube et de l'eau froide à 10 °C circule sur la surface extérieure dans un échangeur de chaleur de type calandre et tube avec un débit de 20 litres par minute pour les deux flux. Une puissance maximale de 2,7 W a été générée à une basse tension d'environ 0,12 V et à un courant élevé de 22 A en raison de la faible résistance interne du module (0,0045 ohms). La conception offre une très haute conductance thermique, qui convient aux échangeurs de chaleur dans la récupération de la chaleur résiduelle, et une densité volume/puissance élevée par rapport aux conceptions TEG annulaires classiques. L'efficacité du dispositif était de 0,2 % en raison de la faible valeur du ZT (0,144), car la conception utilise du nickel métallique pour les éléments de type N. Le dispositif est capable d'atteindre une densité de puissance similaire à celle des dispositifs conventionnels, mais avec un rendement inférieur nécessitant un flux de chaleur d'ordre de grandeur supérieur.

SAKAI et al [202] ont fabriqués un module TE tubulaire qui permet à la fois la production d'électricité et la réfrigération Peltier. Le module tubulaire a été obtenu par l'empilage de composants annulaires dans la direction axiale, suivi de procédés simultanés de frittage et d'assemblage par procédé "spark plasma sintering" (voir figure II.5). La densité de puissance et le rendement maximum observés expérimentalement sont de 0,9 kW/m² et 2,2 %,

respectivement, sous une différence de température ΔT de 85 K en utilisant de l'eau chaude et froide. La réfrigération par effet Peltier de la surface extérieure du tube est également démontrée. Avec ΔT maximale obtenue de 49 K et une densité de puissance de $32,6 \text{ kW/m}^2$.

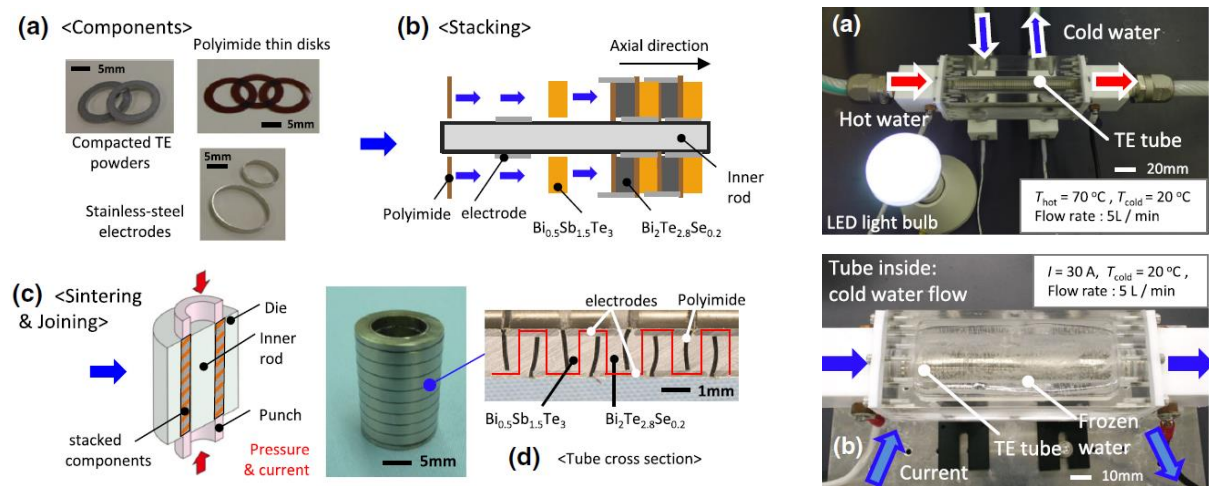


Figure II-5 : A gauche le processus de fabrication du module TE tubulaire et à droite la démonstration de la (a) production d'électricité et (b) la réfrigération (fabriqué par SAKAI et al) [202]

Ces recherches sont limitées aux applications à basse température, car l'assemblage avec un abrasif a température de fusion faible pour des températures élevées n'est plus réalisable, en plus son architecture doit être bien étudiée afin d'éviter les contraintes mécaniques entre les différentes composantes du module sous un gradient de température élevé.

Jang et al [203] ont démontré que le soudage par résistance modifiée (MRW) réalisé par spark plasma sintering (SPS) est une méthode d'assemblage efficace pour la fabrication du module TE tubulaire fonctionnant à des températures élevées (figure II.6), avec une faisabilité et une extensibilité considérable. En générale, la plupart des recherches ont suivi la même conception que celle mentionnée précédemment, mais selon des méthodes d'élaboration différentes.

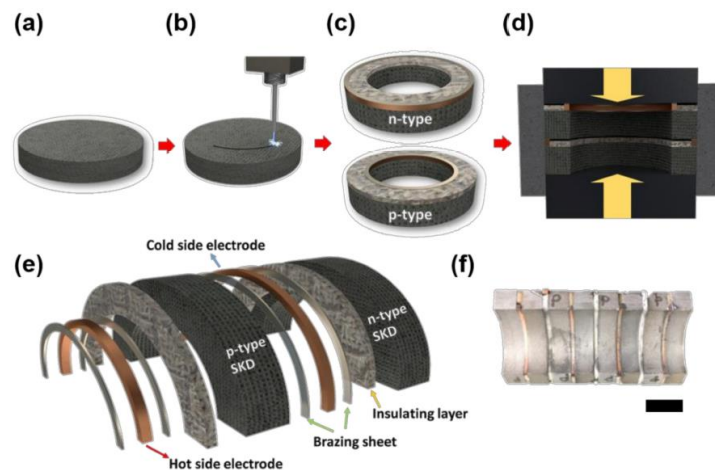


Figure II-6 : Processus de fabrication du générateur thermoélectrique tubulaire réalisé par Jang et al [203]

D'autres chercheurs [204], [205] ont fait état de certaines difficultés rencontrées dans la conception de l'anneau annulaire. Ces défis comprennent la fissuration du matériau TE pendant le fonctionnement à des températures de 400 K à 800 K en raison des contraintes thermiques qui ont provoqué de fortes contraintes de traction à l'intérieur du matériau [205] et la fissuration des anneaux TEG pendant la fabrication et le fonctionnement en raison de la fragilité du matériau [204].

Les recherches théoriques sur les modules tubulaires sont plus consistantes et plus diversifiées que celles expérimentales, qui reposent généralement sur les performances du module thermoélectrique tubulaire ou annulaire (ATEG) selon une configuration géométrale bien défini.

Shen et al.[206] ont présenté une étude théorique détaillée des performances d'un modèle de TEG annulaire avec des couples composés de branches P et N angulaires disposées le long de la circonférence d'une source et d'un dissipateur de chaleur cylindrique à température constante. L'étude est basée sur un modèle unidimensionnel de conduction thermique en régime permanent. Zhang et al. [207] et Kaushik et Manikandan [208] ont étudié l'influence des couches d'interface et l'effet Thomson sur La puissance et l'efficacité d'un ATEG. Un modèle 3D pour étudier l'effet d'une distribution non uniforme de la température sur la performance d'un ATEG a été développé sur la base de la simulation multiphysique par Bauknecht et al [209].

Selon ces études citées, on constate que la puissance de sortie, la puissance de sortie par unité de masse et le rendement de l'ATEG sont généralement inférieures à celles d'un TEG plat pour des conditions de température données. Un modèle théorique pour étudier l'effet de la

configuration géométrique de thermo éléments sur la performance d'un ATEG a été réalisée par Zhang et al.[210], leurs résultats montrent que la puissance de sortie maximale par unité de masse ne peut être atteinte que lorsque la section transversale de la jambe thermoélectrique est constante pour l'ATEG idéal, et les équations similaires de la puissance de sortie maximale par unité de masse pour l'ATEG et le TEG plat sont obtenus sous une différence de température et longueur des jambes fixe. Shen et al.[211] ont proposé un générateur thermoélectrique annulaire segmenté (SATEG). Les performances et les analyses de stress d'un SATEG à deux segments ont été étudiés par Fan et Gao [212] , et Shittu et al.[213]. Selon Wen et al [214], la puissance de sortie et l'efficacité d'un SATEG peut être considérablement améliorée par rapport à celle d'un non-SATEG.

5. Les échangeurs de chaleur

Les surfaces étendues ou "ailettes" sont couramment utilisées pour améliorer le transfert de chaleur, soit sur des systèmes de refroidissement thermique, soit dans des situations de récupération d'énergie comme pour les modules thermoélectriques.

5.1. Notions de base

5.1.1. Mécanismes de transfert de chaleur dans un échangeur de chaleur

Un dissipateur de chaleur est un élément physique qui extrait la chaleur de la source de production et l'expulse vers l'environnement proche. Le transfert de chaleur de la source à l'environnement est effectué par deux mécanismes de transfert de chaleur : la conduction (par le dissipateur de chaleur "T_{base} - T_s") et la convection (dissipateur de chaleur de la surface extérieure vers l'environnement, "T_s - T_{amb}") (figure II.7).

La conduction est la manière dont le transfert de chaleur se fait dans les corps solides est régie par la loi de Fourier (éq.II.1). Cette loi stipule que le flux de chaleur transmis par conduction dans une direction donnée est proportionnel à la surface de la section transversale, perpendiculaire à cette direction, et au gradient de température dans cette direction.

$$\frac{dQ}{dt} = -\lambda S \frac{\partial T}{\partial x} \quad (\text{II.1})$$

Selon cette loi, plus la conductance thermique est élevée, plus le gradient de température est faible pour un flux de chaleur donné. Cela signifie que des matériaux tels que l'aluminium, le cuivre et d'autres sont utilisés pour la dissipation de la chaleur. La convection est le mécanisme de transfert de chaleur qui a lieu dans un fluide en raison du contact direct entre les molécules et du mouvement macroscopique interne (mouvement causé par des forces artificielles ou

naturelles). Le transfert de chaleur par convection nécessite la connaissance des principes de la convection de la chaleur, de la dynamique des fluides et la théorie de la couche limite. Cependant, tout cela peut être regroupé dans un seul paramètre " α " selon La loi de Newton sur le refroidissement.

$$Q = \alpha S(T_s - T_{amb}) \quad (II.2)$$

Il ressort de l'expression (II.2) que pour un flux thermique donné Q , plus le coefficient de transfert de chaleur par convection α est élevé, plus le gradient thermique entre la surface extérieure du dissipateur de chaleur et l'environnement est faible. L'objectif étant d'évacuer la chaleur de la source avec le plus faible gradient de température entre la source et l'environnement, cela signifie que les dissipateurs sont constitués de matériaux à haute conductivité thermique (résistance de conduction minimale) et à fort coefficient de convection (une résistance de convection minimale est requise).

$$Q = \frac{Q_{base} - Q_{amb}}{R_T} = \frac{Q_{base} - Q_{amb}}{R_{cond} + R_{conv}} \quad (II.3)$$

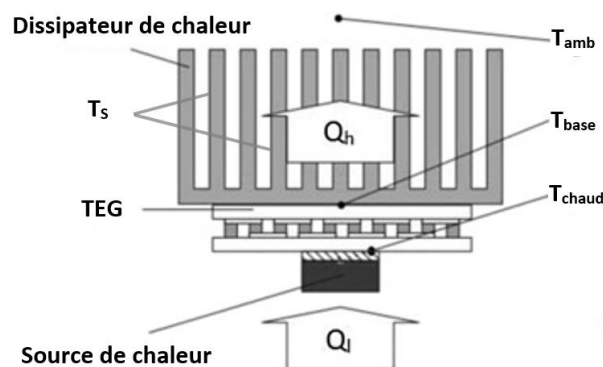


Figure II-7 : Diagramme du transfert de chaleur dans un dissipateur de chaleur

5.1.2. Résistance thermique de contact

Sous un gradient de température fixe, un dissipateur de chaleur est plus ou moins efficace selon sa capacité à dissiper la chaleur. Comme nous l'avons vu dans la section précédente, cette capacité est liée à la fois à la conduction et à la convection de la chaleur. Cependant, le contact entre le dissipateur de chaleur et la source de chaleur est un facteur qui joue un rôle crucial dans la capacité d'évacuation de la chaleur.

Lorsque deux corps (A, B) à des températures différentes entrent en contact, la chaleur provenant du corps chaud s'écoule vers le corps froid, provoquant un gradient de température dans les deux solides [214]. Cependant, dans le contact, une discontinuité apparaît dans le

gradient de température, figure II-8. Cette discontinuité révèle l'existence d'une résistance au flux de chaleur à travers le contact, cette résistance thermique de contact (R_{cont}) provoque un gradient de température plus important.

L'explication de l'existence de ce gradient thermique est que le contact entre les deux matériaux n'est pas parfait à 100% mais qu'il y a des vides. Ce contact fait que le flux de chaleur est dirigé vers la zone de contact solide-solide plutôt que vers la zone des cavités, car ces cavités empochent généralement du gaz comme l'air qui a une conductivité thermique très faible, en plus si les cavités sont sous vide le flux de chaleur sera nul.

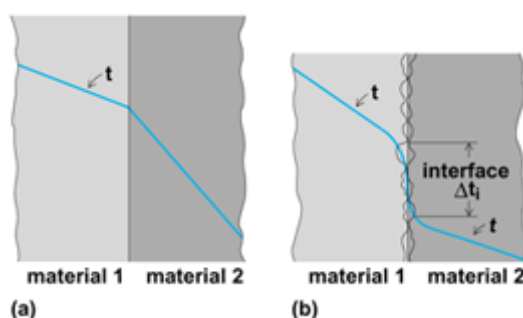


Figure II-8 : Distribution de la température à travers la paroi composite. (a) Avec un contact interface parfait. (b) Pour des surfaces réelles typiques [215]

Des facteurs tels que la pression de contact, la dureté du matériau, la qualité de la surface et le matériau d'interface font varier aussi la résistance thermique de contact.

- La pression de contact et la dureté du matériau. Lorsque la pression de contact augmente, la surface de contact augmente en raison de la déformation du matériau (plus ou moins importante selon la dureté du matériau).

- Le matériau d'interface. Le remplissage des interstices avec un matériau de bonne conductivité thermique améliore le flux de chaleur à travers le contact. De nombreux travaux se concentrent sur la recherche de nouveaux matériaux afin d'améliorer la conduction à travers le contact.

- La qualité de la surface (rugosité, planéité, impuretés de surface). Les surfaces mal polies de manière significative réduisent le contact métal sur métal, ce qui implique une réduction de la capacité de conduction de la chaleur et donc une plus grande résistance thermique.

En général, un bon contact doit être assuré entre les solides (surfaces polies, utilisation de l'interface des matériaux, augmentation de la pression de contact) pour augmenter la qualité de transfert thermique entre deux corps en liaison.

5.2. Refroidisseur à air

Les échangeurs de chaleur les plus couramment utilisés dans les systèmes électroniques et thermoélectriques sont les refroidisseurs à air, les refroidisseurs à liquide et les refroidisseurs à changement de phase (liquide-gaz, solide-liquide). Chacun a son domaine d'application et ses caractéristiques à prendre en compte lors de la conception ou de la sélection d'un refroidisseur. Les surfaces étendues ou "ailettes" sont couramment utilisées dans les refroidisseurs à air pour améliorer le transfert de chaleur, soit sur les systèmes de refroidissement thermique, soit dans des situations de collecte d'énergie comme dans le cas des modules thermoélectrique. Ces ailettes sont des surfaces supplémentaires installées à certains endroits, ce qui permet d'augmenter la surface d'échange de chaleur d'un équipement donné avec le milieu environnant. Ils sont surtout utilisés lorsque le coefficient de transfert de chaleur par convection entre le solide et le milieu, présente des valeurs plus faibles, comme dans le cas de la convection naturelle. Ainsi, le faible coefficient est compensé d'une certaine manière avec une augmentation de la surface en contact avec le milieu fluide.

Les ailettes sont généralement utilisées dans les moteurs à combustion interne refroidis par air, le refroidissement des composants électroniques, les machines électriques en général, les échangeurs de chaleur, la climatisation, la récupération de chaleur, et une multitude d'application industrielle. Ces ailettes peuvent adopter des formes très différentes, et cela dépend en grande partie du process et de l'architecture de l'application afin d'atteindre l'objectif de tout problème particulier de dissipation de la chaleur. Elles peuvent être classées en trois groupes selon leur forme (figure II.9) :

- DROITE : ailette droite de section transversale uniforme.
- ANNULAIRE : Surface de départ cylindrique et généré avec un profil constant.
- TRIANGULAIRE : ailette droite de section transversale non uniforme.
- AIGUILLE : ailette avec une forme cylindrique ou conique.

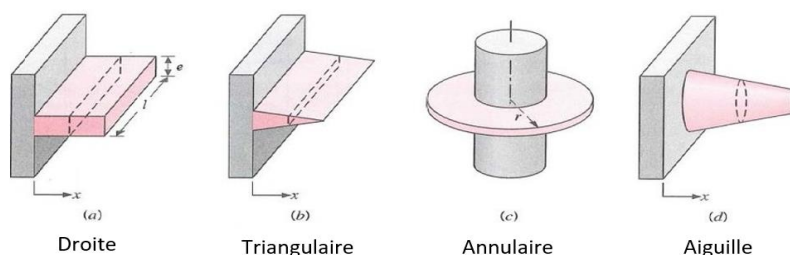


Figure II-9 : type d'ailettes [216]

6. Conclusion

Dans ce chapitre, nous avons donné un aperçu bibliographique des deux parties qui constituent le module thermoélectrique tubulaire innovant, à savoir la partie module et la partie échangeur de chaleur, lesquelles seront assemblées en un unique ensemble au cours de cette étude.

L'objectif de ce chapitre est de donner une vision globale des modules thermoélectriques existants, qu'ils soient commercialisés ou en cours de développement. Ceci afin de nous permettre de comprendre la problématique de leur conception en vue de procéder à la conception du module innovant en toute confiance.

Chapitre III. Optimisation de l'échangeur de chaleur tubulaire a ailette.

1. Introduction

Dans le chapitre précédent nous avons donné un aperçu bibliographique sur les deux parties qui constituent le module thermoélectrique tubulaire innovant, à savoir la partie module et la partie échangeur de chaleur, qui vont être assemblés en un seul corps dans cette étude.

Dans ce chapitre, une étude numérique (simulation) détaillé sur l'échangeur de chaleur tubulaire à ailettes sera examinée. Le but est d'optimiser certains paramètres dimensionnels de l'échangeur comme la hauteur d'ailette, pas d'ailette (espacement entre ailette) et épaisseur d'ailette, et cela sous des conditions de vitesse et de température bien déterminé.

Les échangeurs de chaleur tubulaire à ailettes sont utilisés pour les processus dans lesquels un liquide échange de chaleur avec un gaz. En général, le liquide circule dans les tubes tandis que le gaz est dirigé à travers les tubes à ailettes.

2. Les échangeurs de chaleur

Dans un échangeur gaz-liquide, le coefficient de transfert de chaleur sur le côté liquide est généralement d'un ordre de grandeur supérieur à celui du côté gazeux. Par conséquent, pour avoir des conductivités thermiques équilibrées des deux côtés pour un minimum de dimensions de l'échangeur de chaleur, des ailettes sont utilisées côté gaz pour augmenter la surface d'échange thermique par convection. La figure III.1 [217] montre trois importants types de construction d'échangeurs de chaleur tubulaires à ailettes. La figure III.2 (a) montre géométrie circulaire des ailettes, la figure III.3 (b) montre la géométrie plate des ailettes, et la figure III.4 (c) montre la géométrie du tube plat à ailettes.

Ces échangeurs sont largement utilisés dans la climatisation, les réfrigérateurs et l'automobile, quelques exemples d'applications industrielles sont les tours de refroidissement, les évaporateurs, les condenseurs et les radiateurs. Ils peuvent supporter des pressions élevées du côté tube, et pour les hautes températures, certains paramètres doivent être pris en considération comme le type de fixation, les matériaux utilisés et l'épaisseur du matériau.

L'objectif général des échangeurs de chaleur à ailettes est d'augmenter la surface, ce qui accroît le transfert de chaleur. Cependant, l'augmentation de la surface augmente la chute de pression du flux de fluide passant sur les échangeurs de chaleur. Ce compromis doit être équilibré dans le cadre de la conception des assemblages d'ailettes. La conception doit également tenir compte des coûts des matériaux et de la fabrication. Il est donc souhaitable de calculer une conception optimisée pour les échangeurs de chaleur à tubes à ailettes qui permettra un transfert de chaleur maximal entre les deux milieux tout en minimisant les pertes de charges.

Plusieurs études expérimentales ont été menées sur la caractérisation des performances de transfert de chaleur côté air de plusieurs types d'ailettes utilisées dans les échangeurs de chaleur tubulaires à ailettes. Ces études qui sont répertoriées dans [218][219][220] ont permis d'établir des relations de corrélations à partir des résultats d'expériences qui ne sont valables que pour une gamme de conditions de fonctionnement et de géométries d'ailettes et de tubes. Afin de prédire avec précision les coefficients de transfert de chaleur dans le but d'optimiser les géométries des ailettes, les interactions entre le transfert de chaleur local et la distribution du flux doivent être prises en compte.

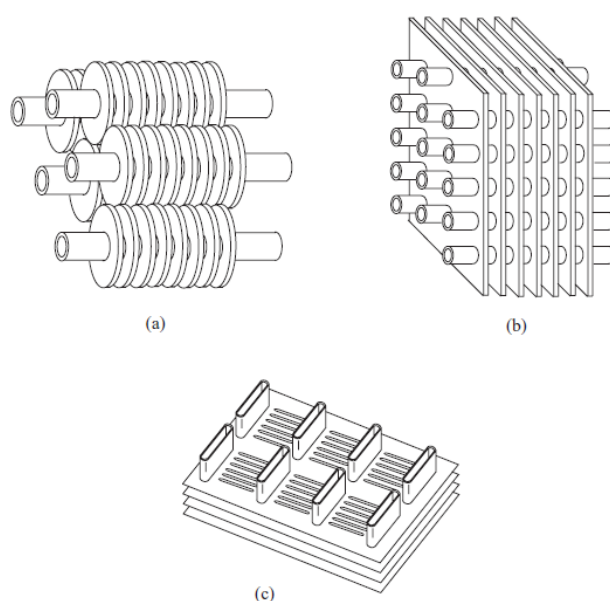


Figure III-1 : Principales types de construction d'échangeurs de chaleur tubulaires à ailettes (a) ailettes de géométrie circulaire, (b) ailettes de géométrie plate, (c) géométrie du tube plat à ailettes [221].

Pour cela pour mieux comprendre les mécanismes les plus importants du transfert de chaleur et d'écoulement dans ces échangeurs, des techniques de mesure sont utilisées comme la vélocimétrie par image de particules (PIV) et la thermographie infrarouge (IR) ainsi que les capacités de calcul de la dynamique des fluides (CFD) [222].

La simulation numérique peut être donc un outil utile. En particulier, il faut examiner les structures d'écoulement et les distributions de température détaillées et les pertes de charges au moyen de la simulation numérique intégrant la technique de la dynamique des fluides numérique (CFD).

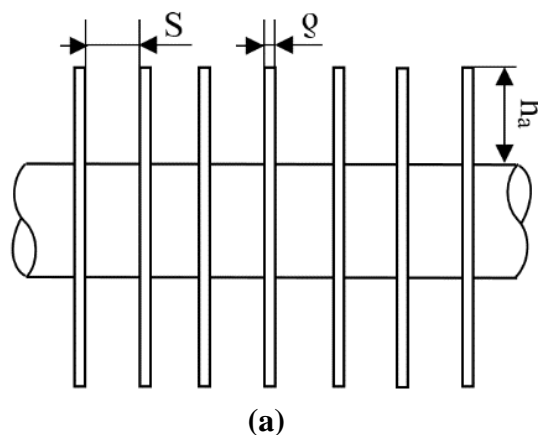
3. Paramètres géométriques dans un échangeur de chaleur tubulaire à ailette.

Le principal objectif du dimensionnement thermique d'un échangeur de chaleur est de déterminer la surface nécessaire pour transférer la chaleur aux températures et aux débits donnés du fluide. Cette mission n'est pas facile car si tous les paramètres influençant le transfert de chaleur sont pris en considération, l'étude deviendra assez complexe. Il est donc préférable de limiter le nombre de variables à étudier, en privilégiant certains paramètres par rapport à d'autres et en se basant sur les conditions techniques définies au départ.

Il y a sept variables géométriques et cinq variables d'écoulement qui affectent le coefficient de transfert de chaleur et le facteur de friction pour une ailette ordinaire [223]. Sans tenir compte de la structure du tube et la forme des ailettes,

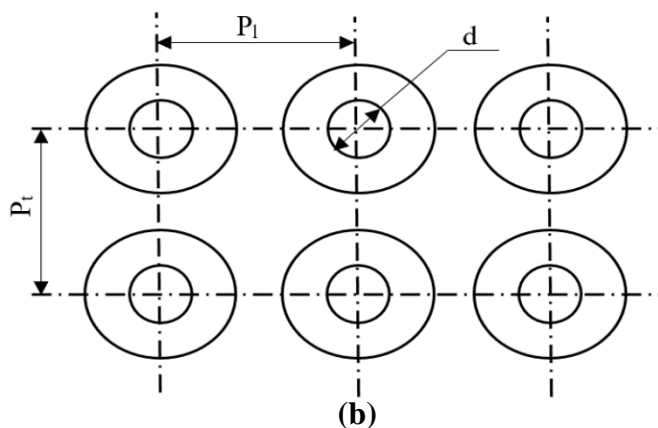
Les variables de la géométrie sont :

- 1- Hauteur d'ailette h_a
- 2- Pas d'ailette S
- 3- Epaisseur d'ailette g
- 4- Diamètre extérieur du tube d
- 5- Pas transversal P_t
- 6- Pas longitudinal P_l
- 7- Nombre de rangés n



Les variables d'écoulement

- 1- Vitesse du gaz U
- 2- Densité ρ
- 3- Viscosité μ
- 4- Conductivité thermique k
- 5- Chaleur spécifique C_p



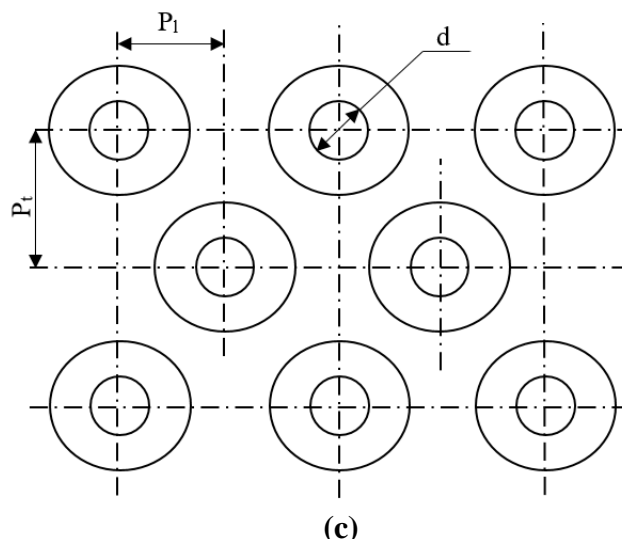


Figure III-2 : Cotation d'un échangeur tubulaire a ailette, (a) vue de face, (b) arrangement en line, (c) arrangement en cascade

4. Influence des paramètres géométriques et physique sur le transfert de chaleur et la perte de charge.

La répartition du coefficient de transfert thermique sur un tube à ailettes repose essentiellement sur les paramètres d'écoulement et la géométrie des ailettes. De plus, il existe des facteurs importants qui régissent le transfert de chaleur et la chute de pression dans un faisceau de tubes à ailettes, et leur interaction crée des difficultés de conception encore plus complexes.

4.1. Effet de la hauteur d'ailette

Accroître le transfert de chaleur et minimiser la perte de charge des tubes à ailettes nécessite la prise en compte de nombreux paramètres en premier lieu, l'effet de hauteur des ailettes du tube à ailettes annulaire.

Bilirgen et al. [224] ont conclu dans une étude numérique sur un tube à ailette annulaire que plus la hauteur des ailettes augmentait, plus le transfert de chaleur global augmentait et que l'ampleur de l'augmentation du transfert de chaleur global était plus importante pour des ailettes moins espacées. Une tendance similaire a constaté l'auteur en ce qui concerne la chute de pression, plus la hauteur des ailettes augmentait, la chute de pression augmentait avec l'ampleur de l'augmentation plus importante pour les ailettes moins espacées. Plusieurs études ont constaté la même tendance que soit pour un seul rangé ou plusieurs rangés en arrangement linière ou triangulaire[225] [226] [227]. Si la proportion hauteur d'ailette sur diamètre du tube est grande, la nature de l'écoulement sur le faisceau de tubes va se rapprocher de la caractéristique d'écoulement que l'on trouve le long du canal[228].

4.2. Effet de pas d'ailette

Généralement, un espacement plus petit entre les ailettes crée des couches limites plus épaisses. La formation de la zone de stagnation à la base de l'ailette et à la surface du tube est balayée par un écoulement non turbulent et elle est incapable de participer à un transfert de chaleur actif. Ainsi, la limite de réduction de l'espacement des ailettes dépendra de la vitesse et de la turbulence de l'écoulement dans les espaces entre les ailettes [229] [230] [231].

Ward et Young [232] ont conclu que dans le cas d'un espacement faible, une plus grande chute de pression est prévue du côté de l'air lorsque l'espacement des ailettes passe de 201,97 à 407,87 ailettes par mètre. Tandis que Jamson [233] a proposé une valeur de 275,6 ailettes par mètre à 342,5 ailettes par mètre et il n'a constaté aucun effet sur le coefficient de transfert de chaleur côté air.

Une relation utile entre espacement des ailettes et la hauteur des ailettes a été démontrée par Bilirgen [224]. Le tracer du transfert de chaleur et la perte de charge en fonction de l'espacement normalisé des ailettes h_a/S (espacement des ailettes divisé par la hauteur d'ailettes), a montré que pour $h_a/S > 1,5$, la chute de pression reste relativement constante. En revanche, le transfert de chaleur montre une diminution significative lorsque h_a/S passe de 1,5 à 6. Il y a donc une diminution du transfert de chaleur sans diminution significative de la chute de pression. Il a conclu qu'il n'y a aucun intérêt à concevoir un tube à ailettes avec $h_a/S > 1,5$.

4.3. Effet de l'épaisseur d'ailette

L'effet de l'épaisseur des ailettes sur le transfert de chaleur et la chute de pression est beaucoup moins important en comparaison avec l'espacement et la hauteur des ailettes [234]. Bilirgen [224] a constaté que une augmentation de l'épaisseur des ailettes entraîne une légère augmentation du transfert de chaleur et une légère augmentation de la chute de pression, alors que le transfert de chaleur augmentait également avec l'augmentation de la conductivité thermique du matériau.

4.4. Effet du diamètre du tube

Peu d'études se sont concentrées sur l'effet du diamètre du tube dans un tube circulaire [218]. Lu et al. [235] ont présenté l'influence du diamètre du tube sur le coefficient de performance (COP) et le rapport entre le taux de transfert de chaleur et la chute de pression ($Q/\Delta P$). L'analyse montre que la performance des échangeurs de chaleur à tubes et ailettes diminue avec

l'augmentation du diamètre des tubes. Jameson [233] et Mirkovic [226] ont montré que la chute de pression augmente avec le diamètre du tube.

4.5. Effet de la vitesse de l'air

Le développement et la forme de la couche limite, qui varie avec la vitesse de l'air, est l'un des facteurs les plus importants qui influence la performance du transfert de chaleur dans les faisceaux de tubes sans ailettes et avec ailettes. Lorsque la vitesse de l'air augmente, la formation de tourbillons en fer à cheval augmente et l'épaisseur de la couche limite diminue. Il est généralement admis que la vitesse du fluide dans la zone de recirculation est plus faible que dans le flux principal et que le coefficient de transfert de chaleur y est réduit.

Pour déterminer le nombre de Reynolds des corps en écoulement transversal, il est impératif de sélectionner la vitesse d'écoulement. Il convient de noter qu'une dimension caractéristique utilisée pour identifier le nombre de Reynolds n'a pas été convenu. Les chercheurs utilisent la vitesse d'entrée, la vitesse moyenne et la vitesse dans la plus petite section transversale comme vitesse de référence [236] [237].

5. Simulation numérique

5.1. Domaine de calcul

La figure III.3 présente un schéma du domaine de calcul utilisé pour modéliser une seule rangée de tubes à ailettes en écoulement transversal. Dans la direction y , les limites de symétrie se sont imposées à la ligne centrale du tube et au centre entre les tubes adjacents. Dans la direction z , la symétrie se trouvait au milieu des ailettes et à mi-distance entre les ailettes. Dans la direction x , le domaine de calcul s'étendait sur 1.2 fois le diamètre des ailettes en amont de l'axe central du tube et sur 3 fois le diamètre des ailettes en aval.

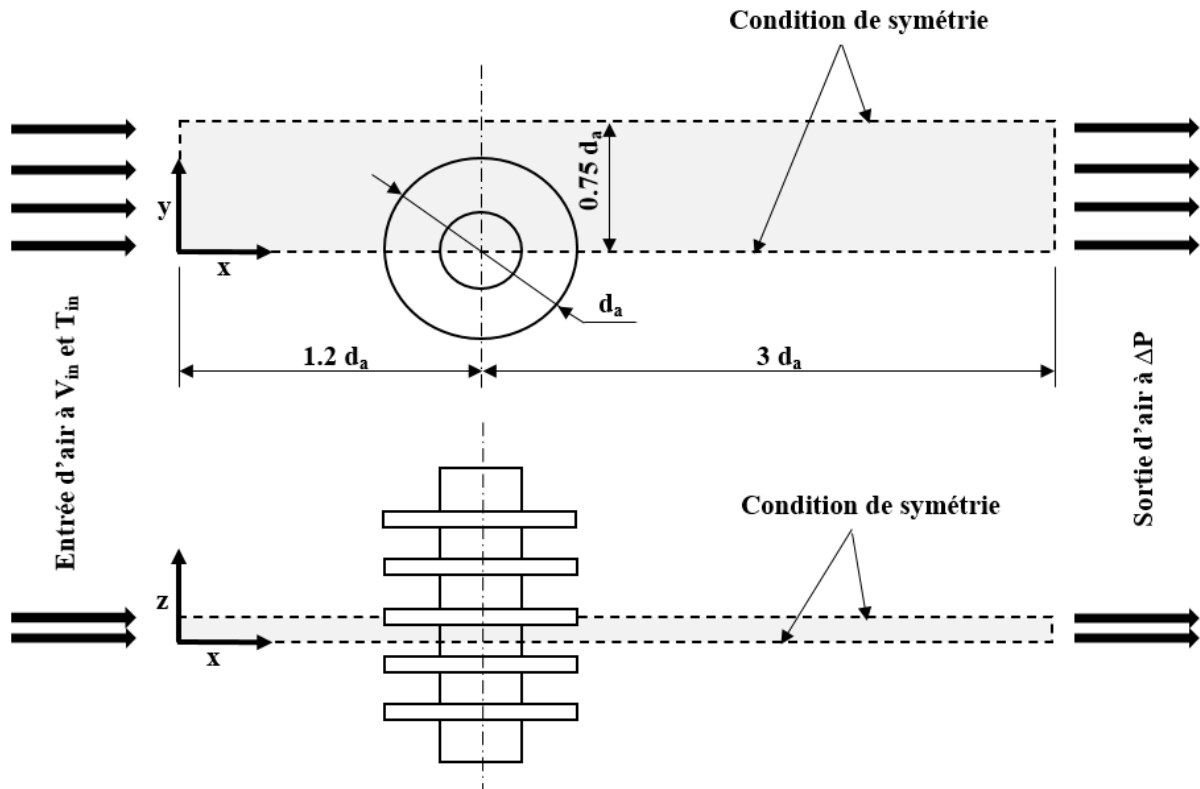


Figure III-3 : Domaine de calcul d'un seul tube a ailette (zone grisé)

Le tableau III.1 énumère les valeurs utilisées pour la géométrie du tube à ailettes. Seuls deux paramètres géométriques ont été pris pour variables (le pas et la hauteur des ailettes), tandis que les autres paramètres ont été définis constant afin de réduire la complexité de l'étude. tel le cas de l'épaisseur des ailettes, où son effet sur le transfert de chaleur et la chute de pression est beaucoup moins important que l'espacement et la hauteur des ailettes [224]. Le matériau retenu pour l'ailette et le tube est choisi suivant le standard en usage dans ce type d'échangeur.

Tableau III-1 : Paramètres fixe et variable de la géométrie examinée dans cette étude

Paramètres	Symbole	Valeur
Diamètre du tube	D	19 mm
Pas d'ailettes	S	1-2-3-4-5 mm
Hauteur d'ailette	h_a	5-7-9-11-13 mm
Epaisseur d'ailette	g	0.6 mm (fixée)
Matériau d'ailette	Al	Aluminium (fixé)
Matériau du tube	Cu	Cuivre (fixé)

5.2. Régime d'écoulement et modélisation de la turbulence

Notre étude est basée uniquement sur le transfert de chaleur établi entre le flux d'air et l'échangeur et cela pendant son parcours à travers les ailettes, à savoir que le mode de transfert thermique dominant ici est la convection, donc il est nécessaire et important de déterminer si le mouvement du fluide est laminaire ou turbulent.

Selon une étude de Benmachiche et al [238] portant sur une géométrie similaire à la nôtre, l'écoulement est turbulent à une vitesse d'entrée d'air de 1,3 à 6,3 m/s, ce qui correspond à la plage de nombres de Reynolds de 5500 à 29700. Ainsi, le modèle examiné ici est considéré comme étant turbulent.

Fluent propose le choix entre plusieurs modèles de turbulence : modèle à une équation (Spalart-Allmaras), modèles à deux équations ($k - \epsilon$ standard, $k - \epsilon$ -RNG, $k - \epsilon$ (Realizable), $k - \omega$ et $k - \omega$ -SST-), modèles à cinq équations RSM (Reynolds stress model). Le modèle de turbulence à deux équations $k - \epsilon$ et $k - \omega$ sont actuellement les plus utilisés pour les calculs d'écoulement et de transfert de chaleur, car ces modèles ont souvent un bon accord entre la complexité et la précision[239].

Dans cette thèse le modèle $k - \epsilon$ -RNG est notre choix d'étude pour un écoulement turbulent en régime permanent.

5.3. Equations générales de transport

Pour un flux d'air supposé tridimensionnel, incompressible, stationnaire et turbulent ; traité comme un fluide à propriété constante, la convection forcée est régie par l'équation de continuité, les équations de Navier-Stokes et l'équation d'énergie.

Les équations adoptées par ANSYS FLUENT pour le modèle RNG $k-\epsilon$ en régime permanent sont les suivantes [224]:

- Equation de continuité :

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_i} (\rho u_i) = 0 \quad (\text{III.1})$$

- Quantité de mouvement :

$$\frac{\partial (\rho u_i)}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_j} (\rho u_i u_j) = - \frac{\partial p}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\mu \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} - \frac{2}{3} \delta_{ij} \frac{\partial u_l}{\partial x_l} \right) \right] + \frac{\partial}{\partial x_j} (-\rho \overline{u_i u_j}) \quad (\text{III.2})$$

D'où

$$-\rho \overline{u_i u_j} = \mu_t \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) - \frac{2}{3} \left(\rho K + \mu_t \frac{\partial u_i}{\partial x_i} \right) \delta_{ij} \quad (\text{III.3})$$

- Équations de transport

$$\rho \frac{Dk}{Dt} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_k} \right) \frac{\partial k}{\partial x_i} \right] + \mu_t S^2 - \rho \varepsilon \quad (\text{III.4})$$

$$\rho \frac{D\varepsilon}{Dt} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_\varepsilon} \right) \frac{\partial \varepsilon}{\partial x_i} \right] + C_{l\varepsilon} \frac{\varepsilon}{k} \mu_t S^2 + C_{2\varepsilon} \rho \frac{\varepsilon^2}{k} - R \quad (\text{III.5})$$

D'où σ_k , σ_ε , and C_μ sont des constantes

$$\mu_t = C_\mu \rho \frac{k^2}{\varepsilon} \quad (\text{III.6})$$

Le taux du terme de contrainte R est donné par :

$$R = \frac{C_\mu \rho \eta^3 \left(1 - \frac{\eta}{\eta_0} \right) \varepsilon^2}{1 + \beta \eta^3} \frac{1}{k} \quad (\text{III.7})$$

$$\eta = \frac{Sk}{\varepsilon} \quad (\text{III.8})$$

$$\eta_0 = 4.38, \beta = 0.012, S^2 = 2 \cdot S_{ij} \cdot S_{ij}$$

$$S_{ij} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) \quad (\text{III.9})$$

La théorie du RNG donne des valeurs pour les constantes $C_{1\varepsilon}=1.42$ et $C_{2\varepsilon}=1.68$.

Equation d'énergie

$$\frac{\partial}{\partial t} (\rho E) + \frac{\partial}{\partial x_i} (u_i (\rho E + P)) = \frac{\partial}{\partial x_i} \left(k_{eff} \frac{\partial T}{\partial x_i} \right) \quad (\text{III.10})$$

Où E est l'énergie totale et $k_{eff} = k + k_t$ la conductivité effective, y compris la conductivité thermique turbulente k_t

Equation de transport d'énergie dans la région solide de l'ailette

$$\frac{\partial}{\partial t} (\rho c_p T) = \frac{\partial}{\partial x_i} \left(k_s \frac{\partial T}{\partial x_i} \right) \quad (\text{III.11})$$

5.4. Maillage

FLUENT est fourni avec le programme CFD (abréviation de Computational Fluid Dynamics, soit en français Mécanique des Fluides Numériques) qui permet à l'utilisateur de disposer de toute la gamme de fonctions nécessaires pour s'adapter aux géométries complexes compatibles. Le modèle de calcul du tube à ailettes considéré a été construit dans Design Modeler ANSYS Workbench et le maillage est généré avec la composante Mesh. Afin de pouvoir évaluer les

effets des différents paramètres géométriques sur l'efficacité des échangeurs de chaleur, il est indispensable de choisir un maillage optimal pour pouvoir arriver à une analyse correcte du phénomène étudié.

Le raffinement et la génération du système de maillage sont importants pour prévoir le transfert de chaleur dans des géométries complexes. Autrement, la densité et la distribution des maillages jouent un rôle essentiel dans la précision des données. En raison de la forte interaction entre l'écoulement moyen et la turbulence, les résultats numériques des écoulements turbulents tendent à dépendre davantage de l'optimisation du maillage que ceux des écoulements laminaires [240].

Dans le but de garantir une bonne résolution de l'écoulement, la densité du maillage a été contrôlée d'une façon que ; les régions où les gradients sont élevés, comme autour de la paroi du tube et des ailettes un maillage plus fin été attribué, et dans les régions où les gradients sont petits, un maillage plus grossier peut être utilisé pour gagner du temps de calcul, un exemple de maillage se trouve à la figure III.4. Le choix de la densité de maillage adéquate nécessite une étude sur l'indépendance du maillage. Dans cette étude la densité du maillage était progressivement augmentée jusqu'à ce que le changement relatif du coefficient d'échange convectif moyen soit inférieur à 5 % [240] (figure III.5). Donc le maillage choisi pour assurer l'indépendance de la maille comme illustré dans la figure III.4 : est de 0,3 mm pour le domaine solide (ailette), et pour le domaine fluide, un maillage tétraèdre de 0,3 mm est appliqué dans les régions où la précision est nécessaire, comme autour de la paroi du tube et des ailettes, dans les autres régions du fluides, un maillage hexaèdre de 0,4 mm est suffisant pour gagner du temps de calcul. En outre, le maillage à cinq couches de la couche limite a été appliqué aux surfaces de contact des régions fluides avec les régions solides afin d'améliorer la précision de la simulation du système de couplage. Pour cette étude, 280.000 à 1.440.000 éléments ont été utilisées pour discrétiser l'ensemble du domaine de calcul.

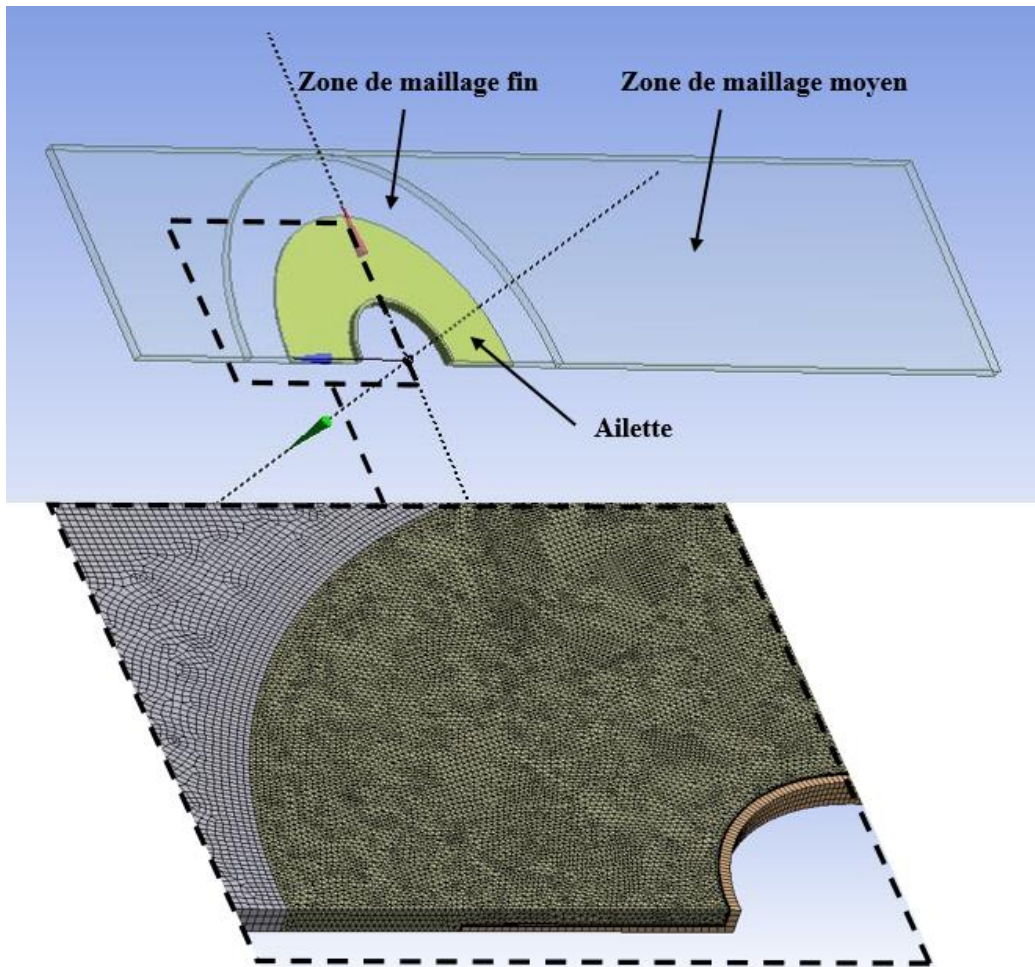


Figure III-4 : Maillage généré pour le domaine de calcul

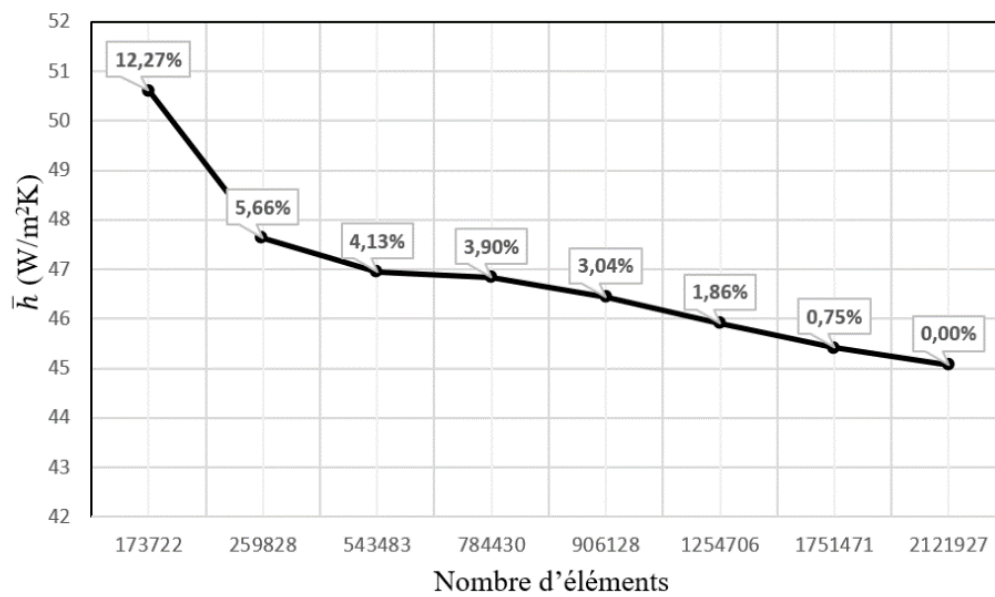


Figure III-5 : Effet du maillage sur l'erreur dans le coefficient d'échange convectif moyen.

5.5. Conditions aux limites

Dans les conditions aux limites en amont, l'air sec a été spécifié avec une température d'entrée uniforme (T_{in}) de 30°C et une vitesse uniforme (V_{in}) de 3 m/s dans la direction x seulement, alors que les composantes y et z de la vitesse étaient nulles avec une intensité de la turbulence ($I = 1\%$). Une température constante de ($T_P = 90^\circ\text{C}$) est assignée sur la paroi du tube. A la fin du domaine de calcul, on suppose une pression statique. Dans les plans de symétrie, les gradients de température et les composantes tangentielles des gradients de vitesse dans la direction normale sont fixés à zéro. Sur la surface de l'ailette, la condition de non-glissement de la vitesse a été spécifiée au niveau des parois.

5.6. Algorithme de calcul

Le logiciel FLUENT CFD basé sur la méthode des volumes finis est utilisé pour résoudre le problème. Pour réaliser les simulations de notre problème, nous avons utilisé un PC doté d'un microprocesseur i5 avec 8 Go de mémoire vive. Dans la simulation actuelle du problème, les procédures suivantes de l'analyse sont exécutées :

1. Création de la géométrie sur "Ansys Design Modeler".
2. Maillage et définition des conditions aux limites sur "Ansys MESH".
3. Démarrer FLUENT avec le solveur 3D.
4. Vérifier le maillage (par exemple : la dimension du domaine de calcul, le volume des cellules, le nombre des nœuds et la surface du minimum et maximum cellule).
5. Choisissez le type de solveur basé sur la pression (**Pressure based**).
6. Pour calculer le champ d'écoulement, sélectionnez le modèle **k- ϵ (RNG)** et, pour le traitement proche-paroi, définissez la fonction "**Standard Wall Functions**". Pour coupler le transfert de chaleur (convection et conduction), activez l'équation d'énergie.
7. Choisir les matériaux (aluminium et air sec), selon la liste existante.
8. Imposer les conditions aux limites (voir section 3.5).
9. Définir les paramètres dans la section solutions :

Sélectionnez la méthode de discrétisation des équations différentielles,

- Couplage pression-vitesse, choisissez : **SIMPLE**
- Pression, choisissez : **Second order**

- Quantité de mouvement, choisissez : **Second order upwind**
- Énergie cinétique turbulente, choisissez : **First order upwind**
- Taux de dissipation turbulent, choisissez : **First order upwind**
- Énergie, choisissez : **Second order upwind**

Les facteurs de sous relaxation sont :

- Pression 0,3
- Densité 1,0
- Énergie 1,0
- Quantité de mouvement 0,7
- Énergie cinétique turbulent 0,8
- Taux de dissipation turbulent 0,8
- Viscosité turbulent 1,0

10. Dans moniteurs des résidus choisi les critères de convergences comme suit :

$$\text{Continuité} = 0,001 \quad k = 0,001 \quad \varepsilon = 0,001$$

$$\text{Vitesse (x,y,z)} = 0,001 \quad \text{Énergie} = 10^{-6}$$

11. Initialisation du champ d'écoulement : choisi méthode d'initialisation hybride.

12. Calcul de solution.

13. Enregistrer les résultats.

6. Résultats et discussion

Avant de procéder à la réalisation de l'échangeur tubulaire à ailettes annulaires, une étude numérique a été menée pour choisir les paramètres géométriques de l'échangeur les plus performants. L'analyse été mené sur deux paramètres seulement qui affecte le taux de transfert de chaleur et la chute de pression (perte de charge) à savoir la hauteur d'ailette et le pas d'ailettes, tandis que les autres paramètres dimensionnels ont été fixés (figure III.6), car ils dépendent largement de la dimension et de nombre des composants (connecteurs électriques et jambes thermoélectriques) choisi pour son intégration dans le module thermoélectrique innovant.

La figure III.6 illustre la portion de l'échangeur qui représente le domaine de calcul solide délimité sur les plans de symétrie géométrique de la pièce, de telle manière qu'un assemblage

de quatre portions constituera une ailette complète avec sa partie de tube, en plus le nombre total qui comportera un seul échangeur thermique dépend de l'espacement entre ailettes.

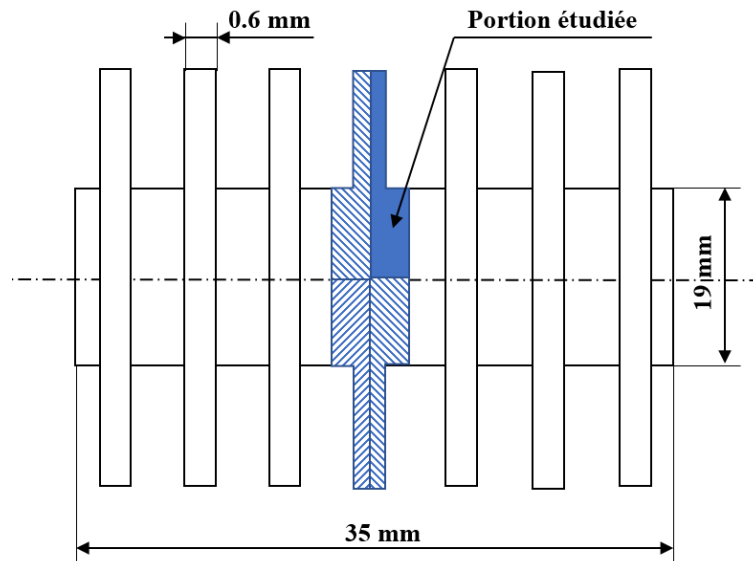


Figure III-6 : Dimension fixe de l'échangeur et la portion étudiée

Le tableau qui se suit représente le nombre d'ailettes et le nombre de portions possible pour chaque espacement d'ailette pour un longueur de tube de 35 mm.

Tableau III-2 : nombre de portions pour chaque espacement d'ailette

Espacement (mm)	Nombre d'ailettes	Nombre de portions
1	22	88
2	13	52
3	10	40
4	8	32
5	6	24

6.1. Evaluation du transfert thermique et des pertes de charge

Le taux de transfert thermique côté air de l'échangeur a été calculé selon l'équation (III.12).

$$\dot{Q} = \dot{H}_{\text{sor}} - \dot{H}_{\text{ent}} \quad (\text{III.12})$$

Les débits massiques de l'enthalpie à l'entrée et à la sortie du domaine de calcul respectivement \dot{H}_{ent} et \dot{H}_{sor} (équation III.13) ont été déterminés à l'aide du code de calculé fluent.

$$\dot{H} = \int H \rho V \cdot dS \quad (\text{III.13})$$

On peut extraire \dot{Q} en utilisant la valeur intégrale du flux de chaleur au niveau de la paroi interne du tube sur sa surface interne [241].

Le flux de chaleur totale transféré à travers l'intégrité de l'échangeur est

$$\dot{Q}_{tot} = \dot{Q} \cdot N_p \quad (\text{III.14})$$

D'où N_p représente le nombre de portions pour un seul échangeur de chaleur (voir tableau 2).

La mesure de la perte de charge (chute de pression) ΔP permet de déterminer la puissance de refoulement nécessaire au bon fonctionnement d'un échangeur de chaleur. Il faut donc caractériser les pertes de charge afin de dimensionner ces échangeurs thermiques.

La perte de charge ΔP peut être obtenue en connaissant les pressions à l'entrée et à la sortie de l'échangeur :

$$\Delta P = P_{ent} - P_{sor} \quad (\text{III.13})$$

6.2. Résultats numériques obtenus

Pour pouvoir analyser l'effets de la hauteur et de l'espacement des ailettes sur le taux de transfert de chaleur et la chute de pression, la vitesse et la température de l'air ont été maintenu constant (3m/s, 30°C), pour coté liquide; il a été estimé à une température constante de 90°C sur toute la surface interne du tube, aussi l'épaisseur d'ailette et le diamètre du tube ont été fixés, tandis que l'espacement et la hauteur des ailettes était modifié.

Les résultats ont été obtenus pour des espacements d'ailettes de 1, 2, 3 et 4 mm. Pour chaque espacement d'ailette, des hauteurs d'ailettes de 5, 7, 9,11 et 13 mm ont été utilisées.

La figure III.7 représente l'effet de la hauteur d'ailette pour différents espacements sur l'échange thermique totale de l'échangeur. Les courbes ont une tendance linéaire et montre clairement que plus le pas d'ailette diminue, plus le taux de transfert de chaleur est grand. Plus la hauteur d'ailette est grande plus le transfert de chaleur est grand. La courbe S=4 et S=5 présentent les taux et les pentes les plus faibles, qui signifié qu'au-delà d'un espacement qui dépasse 4 mm même avec l'augmentation de la hauteur d'ailette, le transfert n'est pas considérable, par contre les courbes S=1 et S=2 présentent les meilleurs taux de transfert thermique et les meilleures croissances par rapport à l'augmentation de la hauteur d'ailette. Cette analyse est concrétisée par la figure III.8 qui démontre que les hauteurs d'ailettes de 11 et 13 mm sont les meilleurs candidats au module innovant.

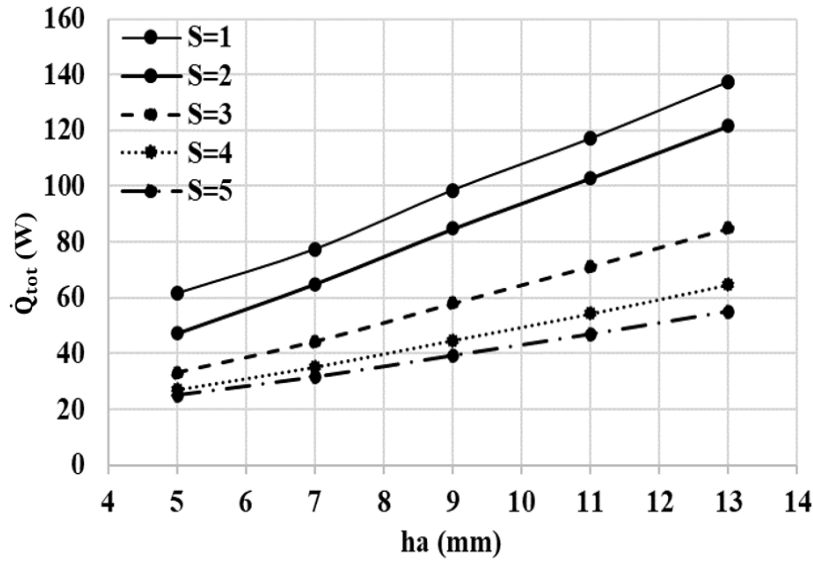


Figure III-7 : Effet de la hauteur d'ailette sur le transfert thermique total

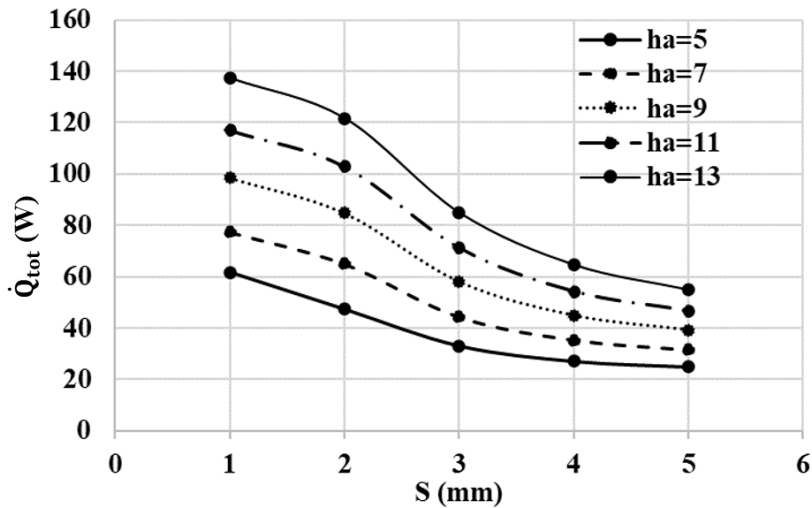


Figure III-8 : Effet de l'espacement sur le transfert thermique total

Dans le paragraphe précédent ; Nous avons conclu que le transfert de chaleur est proportionnel avec l'augmentation de la hauteur d'ailette et la diminution du pas d'ailette, sous des conditions et de plage d'étude bien définies. En effet il y a d'autres paramètres physiques qu'il faut prendre en considération qui influe sur le choix de dimensionnement d'un échangeur, évoquant ici le rôle important de la chute de pression (perte de charge) dans cette étude. Car dans le cas de la convection forcée la puissance consommée par le système de ventilation doit être optimisé pour minimiser son influence sur le rendement global du système.

Les deux figures suivantes illustrent la relation directe de la chute de pression devant la hauteur et pas d'ailette, la figure III.9 démontre clairement que la hauteur d'ailette n'a pas grande influence sur la chute de pression et cela est due à l'épaisseur faible de l'ailette par rapport au

pas d'ailette, sauf dans le cas de la courbe S=1 ou la valeur de l'épaisseur et proche de celle de l'espacement, en plus elle représente une chute de pression trop élevée comparé aux autres espacements, qui en pratique se traduit par une puissance de refoulement plus élevée et en conséquent un rendement globale plus faible.

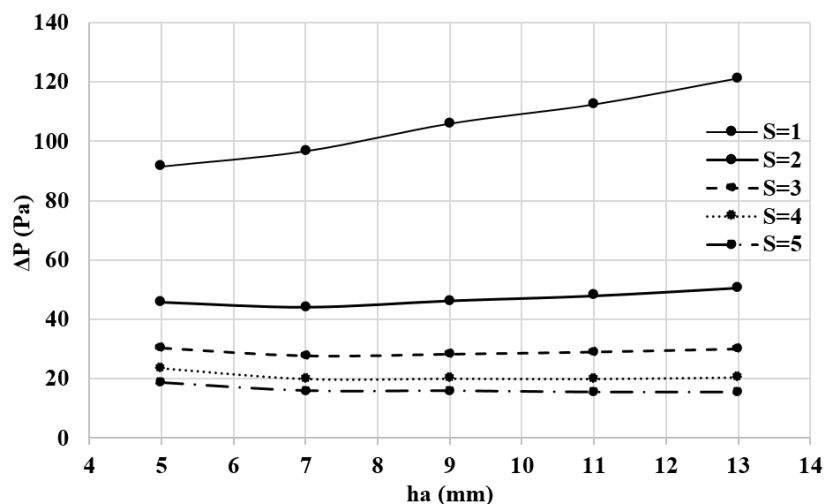


Figure III-9 : Effet de la hauteur d'ailette sur la chute de pression

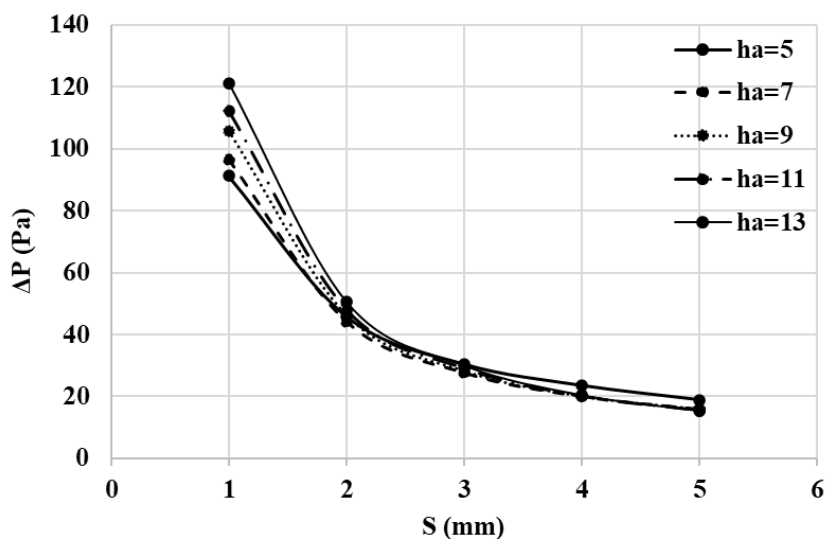


Figure III-10 : Effet de l'espacement sur la chute de pression

L'analyse précédente nous a permis de filtrer les données et de sélectionner quatre valeurs dimensionnelles admissibles pour notre échangeur de chaleur à savoir : 3-11, 3-13, 2-11 et 2-13 (la première et la deuxième valeur représente respectivement le pas et la hauteur d'ailette). Seul un graphe qui combine entre le flux de chaleur totale \dot{Q}_{tot} et la chute de pression ΔP pourra filtrer davantage ces valeurs (voir figure III.11). À partir de ce graphique, nous concluons que l'intervalle entre les deux points 3-13 et 2-11 correspond à la plage garantissant une performance

optimale ainsi que le point d'intersection entre les deux courbes représente la valeur optimale moyenne. Le choix de la valeur 2-11 implique que le transfert de chaleur a été favorisé devant la chute de pression tandis que l'inverse est vrai pour l'autre extrémité 3-13.

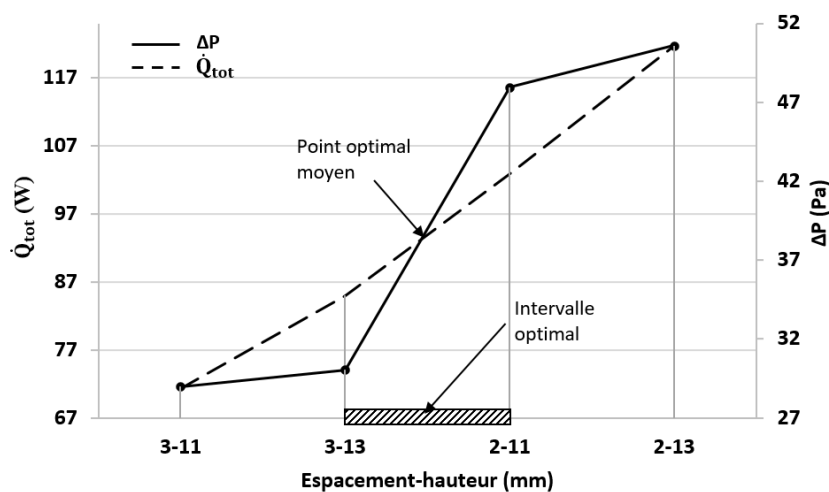


Figure III-11 : l'intervalle optimale de l'espaceur et hauteur des ailettes

7. Conclusion

Dans ce chapitre. Notre focus a porté sur l'optimisation de l'échangeur thermique qui sera intégré à notre module thermoélectrique expérimental innovant. Deux paramètres dimensionnels ont été sélectionnés comme variable (espaceur et hauteur d'ailette) pour prévoir le comportement de l'échangeur sous simulateur numérique, tandis que les critères de choix ont été basés sur le taux de transfert thermique total et la chute de pression. Les paramètres constants sont le diamètre du tube, température et vitesse des fluides d'échange thermique. Les résultats ont montré qu'un espaceur de 2 à 3 mm et une hauteur de 11 à 13 mm présentent les valeurs optimales pour une efficacité maximale de l'échangeur dans les conditions physiques bien définis. Aussi un choix au-delà de ces valeurs engendre soit une augmentation importante de la chute de pression, soit une chute du taux de transfert thermique totale.

Chapitre IV. Conception et fabrication

1. Introduction

Dans le chapitre précédant nous avons entamé une étude numérique pour l'optimisation du dimensionnement de l'échangeur de chaleur à ailette annulaire, à savoir en particulier le hauteur et l'espacement des ailette. Ces résultats seront utilisés dans ce chapitre pour la fabrication de notre échangeur tubulaire, qui par de suite sera assemblé avec les composantes thermoélectriques formant ainsi notre module thermoélectrique innovant. L'objectif est de développer une conception simple, robuste et compacte qui peut être facilement intégrée dans un système de conversion thermoélectrique gaz/liquide, conduisant à une installation plus rentable.

2. Conception du module

La figure IV.1 représente une architecture 3D du module TE sujet de cette étude. Cette conception nouvelle vise la production d'énergie électrique, par la récupération de la chaleur résiduelle (énergie perdue) des processus industriels, tout en convertissant l'énergie thermique directement en électricité. Lorsqu'un fluide chaud circule dans le tube intérieur, et que de l'air de refroidissement circule du côté des ailettes ou inversement, une différence de température s'établit entre le tube extérieur et le tube intérieur du TEG et par conséquent, de l'énergie électrique est générée par le module. Ce system peut être réversible c-à-d si le module est alimenté en tension électrique, il va produire du froid, ainsi comportant comme une pompe à chaleur.

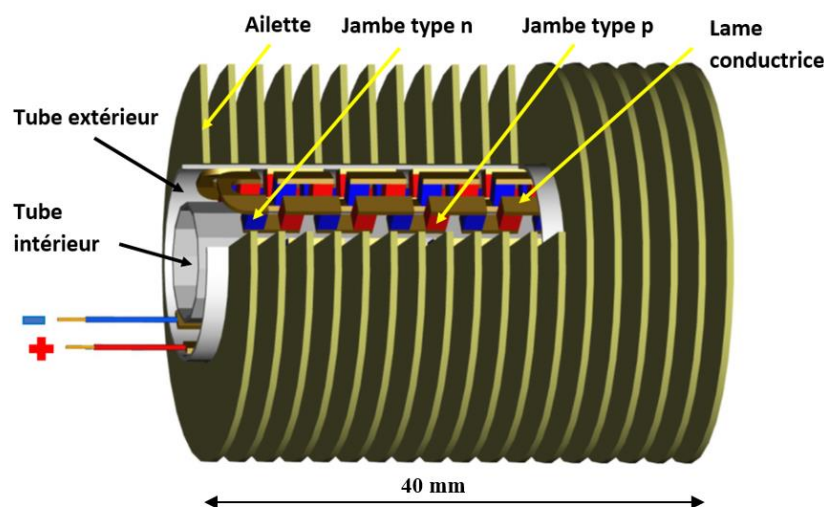


Figure IV-1 : Vu en coupe du module innovant

Comme présenté dans chapitre II.3 les modules thermoélectriques tubulaires réalisés ont été basés dans leurs conceptions sur des thermo éléments en forme annulaire produits généralement soit par découpage en forme annulaire de matériaux TE brut soit par frittage d'une poudre TE (Spark plasma sintering) dans un moule en forme annulaire. Ces méthodes présentent certains inconvénients : la première méthode résulte à des pertes de matière élevée, et la deuxième prennent du temps de fabrication, impliquent donc à des coûts de production élevés. Dans ce projet nous allons utiliser des thermo éléments (jambe TE) quadratique ordinaire qui sont utilisés dans la fabrication des modules thermoélectriques plats, en raison que leurs coûts de fabrication est proportionnellement faible vu l'industrialisation de son procédé de fabrication.

La figure IV.2 montre l'architecture choisi pour la disposition des couples TE p et n autour de la forme tubulaire du module.

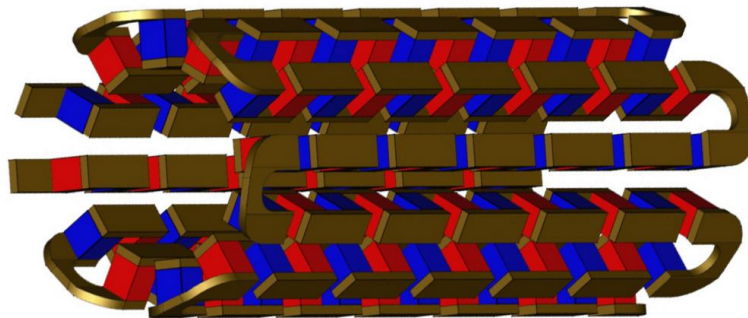


Figure IV-2 : Disposition en 3D de la partie thermoélectrique du module

3. Fabrication du tube a ailette

Le dissipateur de chaleur joue un rôle essentiel dans l'efficacité globale du générateur car il dissipe le flux de chaleur hors du module afin de maintenir une différence de température maximale entre les deux côtés du générateur tout en augmentant la résistance mécanique du module.

Dans l'industrie il y a plusieurs types de tube a ailette caractérisé par la méthode dans laquelle l'ailette est fixée sur le tube à savoir le type L, LL, ailettes encastrées et ailette extrudées [242]. L'ailettes extrudées représente le meilleur choix (figure IV.3.b) car les ailettes deviennent intégrales au tube et possédant donc d'excellentes propriétés de transfert de chaleur, une bonne longévité et une excellente protection anticorrosion du tube de base. Mais cette méthode n'est

applicable qu'à l'échelle industrielle vu les moyens machines-outils nécessaires à sa fabrication, pour cela nous contentant ici du type LL qui est un alternatif idéal au précédent.

Le tube a ailette de type LL (figure IV.3.a) consiste que le matériau de la bande d'ailette est soumis à une déformation contrôlée sous tension de telle manière que les pieds des ailettes se chevauchent, enfermant ainsi complètement le tube de base, ce qui permet d'offrir une excellente résistance à la corrosion et d'avoir une pression de contact optimale au pied de l'ailette plaqué sur le tube de base, optimisant ainsi les propriétés de transfert de chaleur.

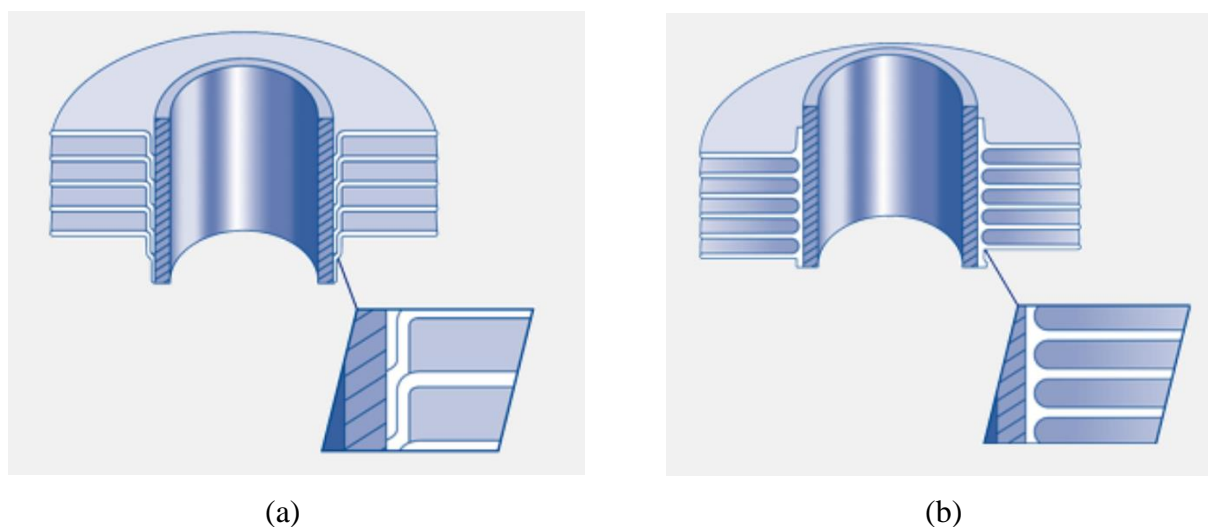


Figure IV-3 : (a) ailette type LL, (b) ailettes extrudées [243]

Les dimensions choisies pour le tube à ailettes à fabriquer est basé sur l'étude effectuée dans chapitre III et dans la limite de la disponibilité d'éléments de fabrication. Le tableau suivant répertorie les paramètres dimensionnels et la composition chimique des deux composantes de l'échangeur.

Tableau IV-1 : Paramètre physique et chimique du tube à ailettes fabriqué

Paramètre	Matériau	Longueur	Diamètre extérieur	Diamètre intérieur	Epaisseur
Tube	Cuivre	40 mm	19 mm	18 mm	0.5 mm
Ailettes	Aluminium	—	40 mm	20 mm	0.6 mm

L'insertion des ailettes sur le tube doit passer par deux étapes : la première étape était de donner une forme aux ailettes permettant le montage type LL par le moyen d'une matrice conçue pour ce but, la seconde étape consiste à monter l'ensemble (ailettes et tube) sur un dispositif mécanique, ce dernier assure le montage sous pression des ailettes sur le tube, de telle manière que les pieds des ailettes se chevauchent l'un sur l'autre (voir figure IV.4). Cette procédure est établie à froid et à sec, en plus avant l'assemblage, les surfaces de contact doivent être

proprement nettoyées des particules étrangères et de la couche de corrosion, car la présence d'impureté entre les surfaces de contacts peut engendrer une augmentation considérable de la résistance thermique de contact.

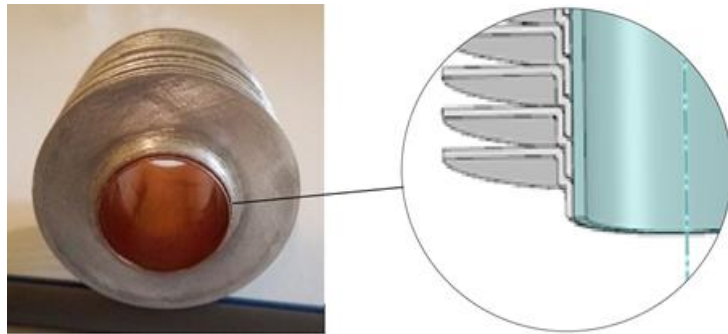


Figure IV-4 : Photo du l'échangeur fabriqué

4. Fabrication des branches thermoélectriques

Un module TE typique se compose de dix à une centaine d'éléments thermoélectriques de type n et de type p, connectés électriquement en série et thermiquement en parallèle, et interposés entre deux couches de céramique. Les paires p-n sont connectées par des lamelles conductrices (connecteurs) reliées aux éléments TE par une soudure à bas point de fusion [244]. De cette définition, on constate qu'un module TE doit suivre une configuration bien précise quel que soit la géométrie choisie.

Dans le design de cette étude les paires p et n sont interposées entre le tube extérieur et intérieur selon un arrangement comme illustré dans la figure IV.2. Les essais préliminaires ont démontré l'échec totale d'un tel montage s'il est fabriqué en une seule pièce, ce qui nous mène à diviser l'ensemble en plusieurs branches d'éléments TE identique (voir figure IV.5) fabriquées à part, et en suite chaque branche sera fixée sur la face intérieure du tube extérieur.

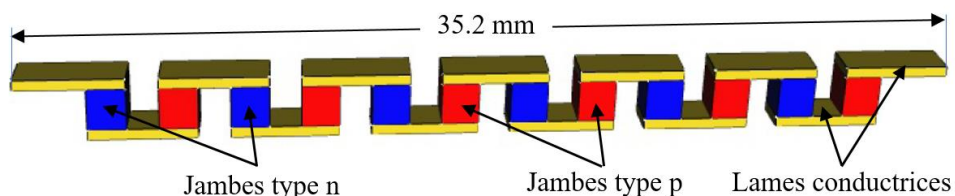


Figure IV-5 : Branche thermoélectrique

Les couples TE p et n ont été fournis par l'entreprise - Marvel thermoelectrics - pour garantir ainsi une grande qualité des éléments TE, ces éléments thermoélectriques Bi_2Te_3 sont revêtus

de Titanium, cette couche de Ti plaquée sert de barrière de diffusion qui empêche la diffusion et la réaction chimique entre la soudure et les thermo éléments.

Les dimensions et la composition chimique des éléments TE et les connecteurs sont répertoriés dans le tableau suivant et pour plus de détails une fiche technique des paramètres thermoélectrique des éléments TE est en annexe.

Tableau IV-2 : paramètres dimensionnels des composantes des branches TE

Paramètre	Matériau	Longueur	largeur	Epaisseur
Jambe type n	Bi_2Te_3	1.4 mm	1.4 mm	1.64 mm
Jambe type p	Bi_2Te_3	1.4 mm	1.4 mm	1.64 mm
Connecteurs	Cuivre	4 mm	1.4 mm	0.4 mm

4.1. Procédure d'assemblage des branches

4.1.1. Choix de brasure

Une faible résistance de contact électrique et thermique est une condition préalable à la réalisation des générateurs thermoélectriques hautement efficaces, pour cela le contact ou la soudure entre les jambes et les lames conductrices est établie par une brasure spéciale. Dans la littérature plusieurs composés de brasage des éléments TE, ont été développés et utilisés pour améliorer les performances de contact [245].

Le soudage avec l'alliage $\text{Sn}_{42}\text{Bi}_{58}$ est notre choix d'étude, car il présente une meilleure résistance au craquage, une excellente mobilité à l'état fondu, et surtout un retrait nul à la solidification. D'autres propriétés physiques et mécaniques de cet alliage sont énumérées dans la référence [246]. La faible température de fusion (138°C) conviens bien à l'intervalle de température d'application du module, sachant que au-delà de la températures de service la soudure devient molle et entraine une diffusion importante de la soudure dans le matériau TE [245], et en conséquence une dégradation des caractéristique thermoélectrique des élément TE.

4.1.2. Procédure de soudage des jambes

La première étape consiste à appliquer une couche de brasure (pâte a soudé) sur l'une des faces des connecteurs et de chauffer l'ensemble dans un four jusqu'à la fusion total de la soudure et la formation d'une couche de soudure qui doit être répartie sur toute la surface du connecteur avec une quantité suffisante.

L'étape suivante est de mettre l'ensemble des jambes et connecteurs dans un dispositif conçu spécialement pour souder l'ensemble et d'avoir une soudure de qualité des jambes avec les

connecteurs tout en gardant une très bonne linéarité du segment et une haute tolérance dimensionnelle, sachant que chaque branche contient 6 couples thermoélectriques p et n.

L'opération est effectuée dans un four sous une température légèrement au-delà de la température de fusion de la soudure. Le dispositif assure une pression d'assemblage par moyen de ressorts bien ajusté, une pression supérieure peut provoquer le craquage partiel ou total de la jambe comme illustré dans la figure IV.6. A l'instant où l'ensemble est soudé, le dispositif doit être sorti du four et le refroidir lentement.

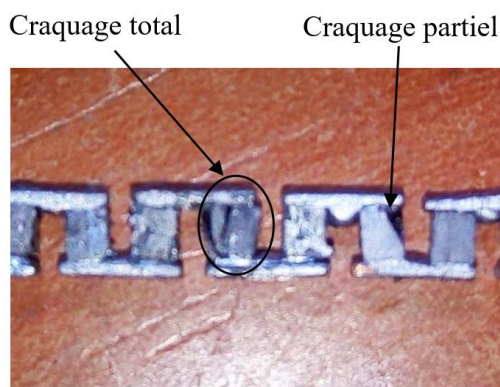


Figure IV-6 : Craquage de la branche sous une pression excessive

Après le refroidissement total du dispositif, la branche formée est retirée de l'appareil et passé au test de mesure de sa résistance globale, afin de garantir que le soudage était parfaitement établi. La figure IV.7 représente une photo d'une branche réalisée qui a passé le test de qualité.

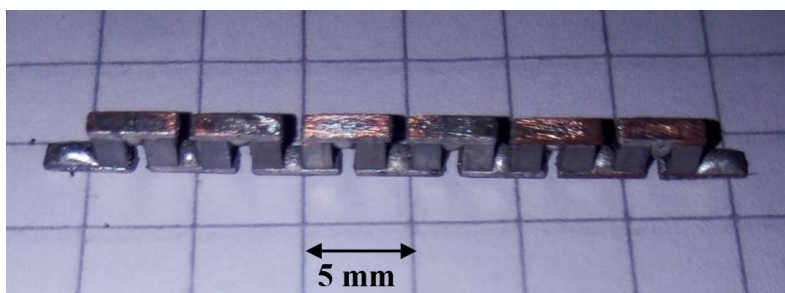


Figure IV-7 : Photo d'une branche réalisée

4.2. Renforcement des branches

Pendant la réalisation des branches ; on a constaté qu'elles sont très fragiles car à la moindre fausse manœuvre la branche se rompt, ceci rend leurs fixations sur le tube extérieur difficile et même impossible après plusieurs tentatives.

La solution était de renforcer la branche par une languette en aluminium de 0.5 mm d'épaisseur et 2.5 mm de largeur (plus large que les connecteurs) et de longueur égale à celui de la branche.

La fixation est faite par une résine époxy électriquement isolante et thermiquement conductrice comme la montre la figure IV.8. Cette opération se réalise par le même dispositif utilisé pour l'assemblage de la branche, profitant ainsi du même alignement et de la même pression déjà exercé sur la branche pour prévenir la cassure de la branche pendant la fixation de la languette sur les connecteurs.

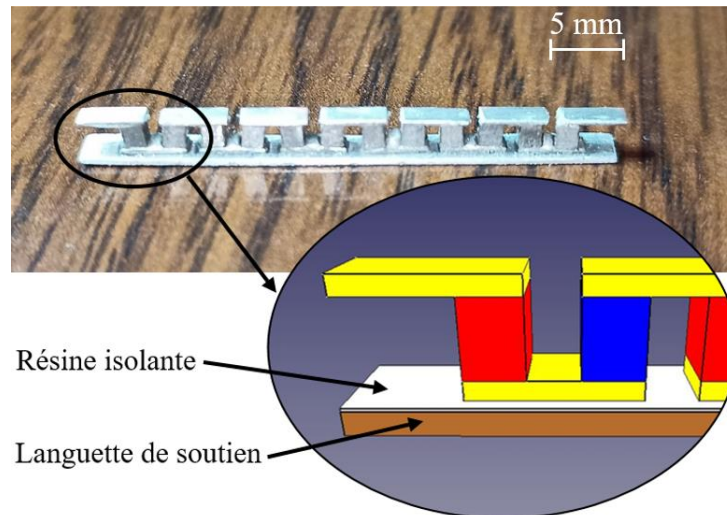


Figure IV-8 : Branche fixée avec la languette par une résine isolante

La languette de soutien n'a pas seulement que le rôle de renforcement de la branche, mais aussi l'ensemble des languettes vont former automatiquement le tube intérieur comme on va voir dans la section 1.4 suivante.

4.3. Résine de fixation

L'avantage d'utiliser la résine pour fixer les connecteurs aux languettes et au tube extérieur, est en premier lieu, une facilité de l'assemblage du module, et en deuxième lieu, donner au module un assemblage moins rigide afin d'absorber au maximum les contraintes internes dues à la dilatation thermique des différentes parties du module. Ceci, en effet, atténue le problème de fissuration qui persiste dans les modules thermoélectriques. Mais, d'autre part, malgré la fine couche de résine appliquée, celle-ci peut avoir une influence significative sur les performances du générateur en raison de la faible conductivité thermique de la résine utilisée qui est estimé à 0.25 W/m.k , et sa dépendance envers la variation de la température et de la pression.

Notant que une étude a montré que la conductance thermique de certains adhésifs ne change pas significativement avec les variations de température et de pression apparente [247]. D'autres études sur les résines composites révèlent une conductivité qui atteint jusqu'à 4,3

W/m.k [248] [249]. Cependant, le choix d'une résine adaptée nécessite des tests de performance sur l'élasticité, la conductivité thermique et électrique et l'épaisseur optimal de la couche appliquée.

5. Assemblage final

5.1. Fixation des branches

Dans cette partie nous allons procéder à la fixation des branches TE sur la face intérieure du tube extérieur. L'opération consiste en premier lieu d'appliquer une couche mince isolante inférieure à 0.1mm sur la face intérieure du tube de l'échangeur à ailette (voir figure IV.11) pour éviter toute contacte électrique entre la branche (connecteurs) et le tube. L'isolant choisi est le vernis utilisé dans le bobinage des moteurs électrique qui a une bonne adhérence sur le cuivre et une dilatation similaire à ce dernier.

Ensuite les branches vont être fixées l'un après l'autre par la même résine employée pour le renforcement des branches, de manière à appliquer la colle que sur la face des connecteurs qui sont en contact avec le tube comme illustre la figure IV.11. L'opération est effectuée manuellement à l'aide d'un guidage pour permettre un alignement correct avec le tube.

Chaque branche est reliée électriquement avec sa branche voisine par un connecteur soudé a leurs extrémités pour permettre un branchement en série de toutes les couple TE du module. La figure suivante représente la façon dont laquelle est branché électriquement le module.

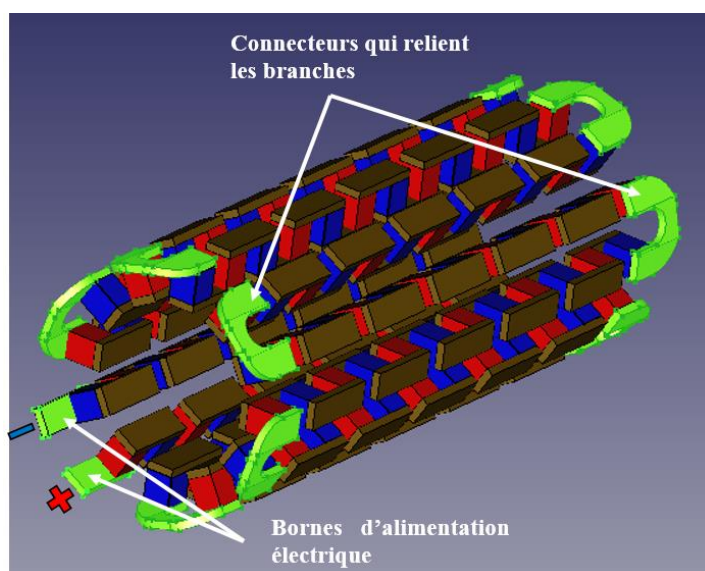


Figure IV-9 : Connexion électrique des branches TE

Après la fixation de toutes les branches qui sont au nombre de 14 (84 couples p-n), le tube intérieur prend sa forme qui n'est que l'ensemble des languettes de soutien.

5.2. Isolation électrique du module

A cette phase le module n'est pas étanche électriquement à l'intérieur et peut ainsi le liquide du process de se pénétrer à l'intérieur du module et par conséquent dégrader ou court-circuiter électriquement le module, pour cela le jeu qu'est entre deux languettes doit être scellé avec de la résine comme démontré dans la figure IV.10 et le reste des parties sont scellées avec deux couvercles annulaires étanches de chaque côté.

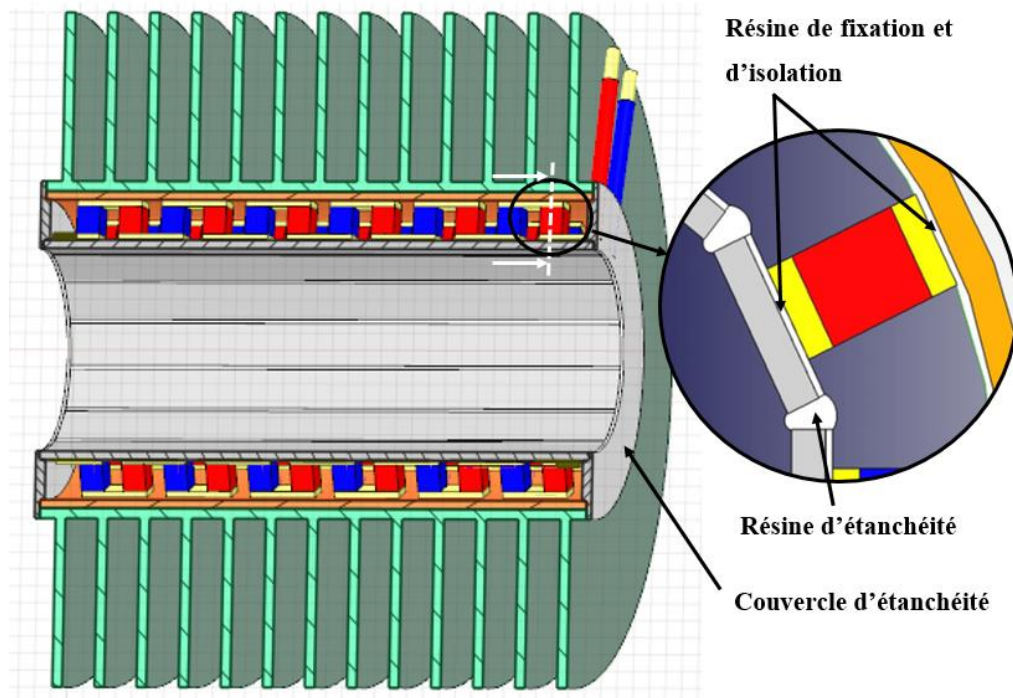


Figure IV-10 : Les zones d'étanchéité et d'isolation

La figure IV.11 représente les étapes de réalisation de notre module thermoélectrique innovant et les photos de la forme finale du module.

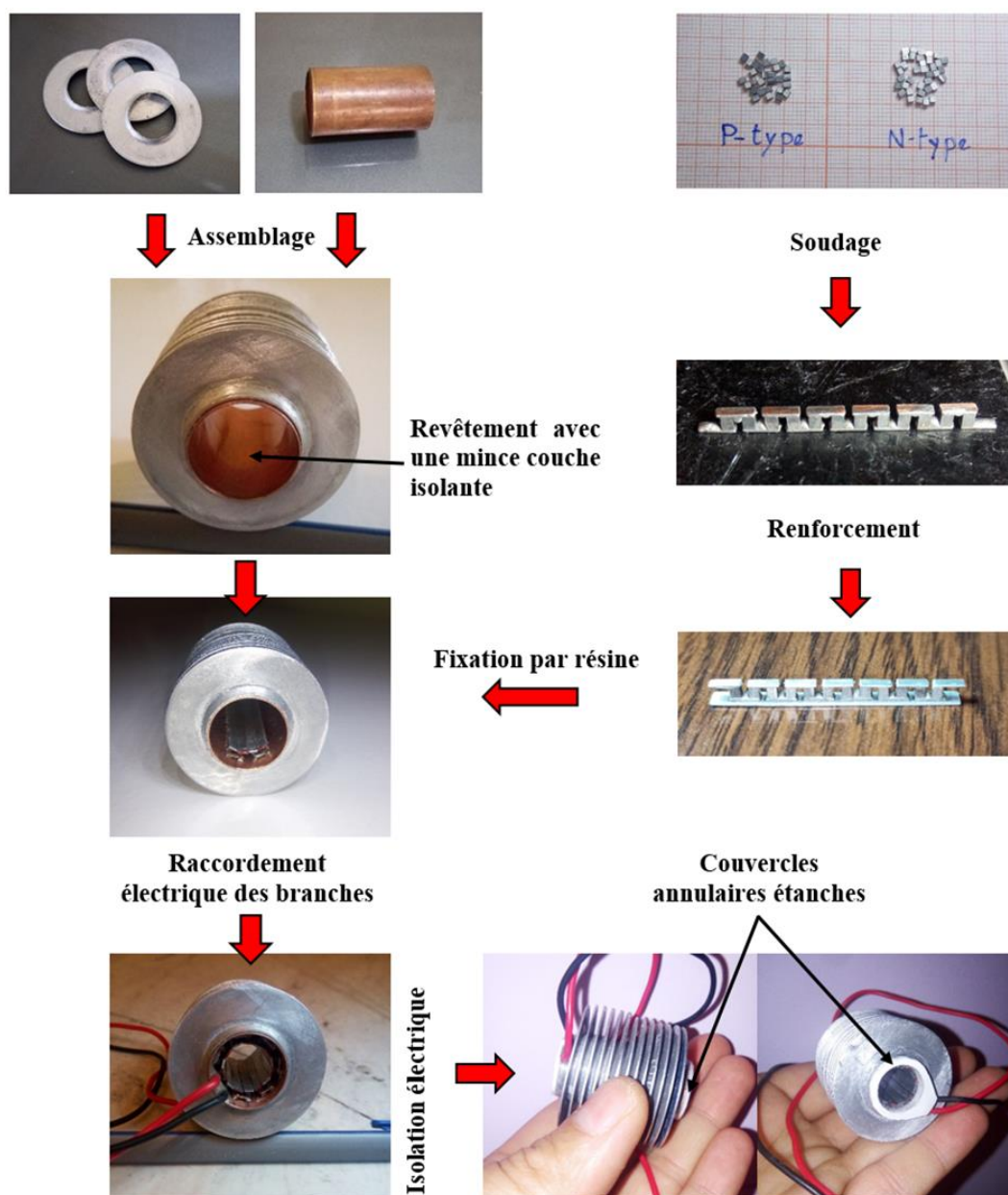


Figure IV-11 : Etape de réalisation du module TE innovant

6. Conclusion

Dans ce chapitre nous avons procédé à la conception et à la fabrication d'un nouveau design de module tubulaire à ailette annulaire. La pièce clé de ce montage est la branche TE qui peut être une solution adéquate sur les difficultés rencontrées dans la fabrication des modules TE de forme autre que le plat.

L'opération était très délicate et a exigé beaucoup de précision, car à la moindre fausse manipulation au montage peut engendrer l'échec total de l'ensemble, puisque les couples TE sont électriquement connectés en série et un seul dessoudage d'une des jambes TE cause l'échec de l'ensemble. Sachant que ce détachement est irréversible car ressouder à nouveau la jambe

détachée du connecteur est détournée, puisque la jambe va perdre sa couche anti-diffusion de titanium selon mon constat sur des jambes dessoudées.

Autre problème rencontré est la fissuration partielle de la soudure qui a par conséquence une augmentation de la résistance totale de la branche. Pour cela après chaque fixation d'une branche sur le tube, un deuxième contrôle de la résistance doit être établi.

Le choix de la résine pour assurer l'étanchéité interne du module contre le liquide de process représentait une solution efficace. D'autres solutions peuvent se présenter comme le remplissage du vide à l'intérieur du module par de la mousse thermo-isolante, qui garantit une isolation thermique et électrique.

Chapitre V. Étude expérimentale et numérique

1. Introduction

Dans le chapitre précédant nous avons entamé la phase de réalisation d'un prototype du module thermoélectrique tubulaire à ailette annulaire. L'opération était faite avec succès dans toutes ces étapes de réalisation. Mais cette validation du montage n'est pas suffisante pour donner confirmation de réussite. De cela, dans ce chapitre nous allons mettre le module à l'épreuve sous un banc d'essai spécialement conçu pour cela. Ensuite une étude numérique va être entamer sur la plateforme ANSYS Workbench pour analyser le comportement thermique et électrique du module basant sur les résultats expérimentaux du module déjà obtenus.

2. Partie expérimentale

Pour évaluer les performances du module innovant un banc d'essai est conçu spécialement pour ça. Plusieurs tests vont être effectués et les résultats seront exposés et discutés dans le chapitre suivant.

2.1. Tests thermoélectriques

L'évaluation d'un produit thermoélectrique est un domaine vaste car les tests dépendent totalement des paramètres nécessaires pour des fins bien définis, et chaque objectif nécessite un équipement et des procédures de test légèrement différents. Il existe trois catégories de base d'approches d'essai : les essais de matériaux, les essais de performance et les essais paramétriques.

2.1.1. Les essais de matériaux

Comme son nom l'indique ces tests sont effectués pour évaluer une nouvelle formulation de matériaux ou de tester un échantillon de matériau par rapport à des conditions spécifiques. Ces tests consistent à déterminer les paramètres thermoélectriques de base à savoir : coefficient Seebeck (α), résistivité électrique (ρ), conductivité thermique (λ), facteur de mérite (ZT) et facteur de puissance (α^2/ρ). Dans notre cas d'étude ces paramètres sont fournis par le fabricant des jambes TE installées dans notre module. Pour plus de détail veuillez consulter en annexe la fiche technique du fabricant.

2.1.2. Les essais de performance

Pour évaluer la construction d'un module thermoélectrique (TEM) fabriqué, des tests de performance peuvent être utilisés. Ces tests n'ont pas l'objectif de mesurer les propriétés des matériaux, mais ils se concentrent sur la performance du module, en mesurant un ou plusieurs des éléments suivants : tension, courant, chaleur absorbée, chaleur rejetée, puissance électrique

générée ou consommée, et efficacité. Il est également important que les tests doivent être établis sur une gamme de différences de température et de conditions de charge électrique qui couvre la plage de fonctionnement du module TE.

Les essais de performance sont souvent utilisés pour évaluer la performance d'un système nouvellement construit [250] [139] ou pour tester un nouveau module thermoélectrique [251] [202] [201]. Les résultats des tests de différentes conceptions et processus peuvent être utilisés pour optimiser les systèmes testés. Les tests de performance ont également été utilisés pour surveiller la santé des dispositifs lors des tests de durabilité [252]. Pour les modules commercialisés, les données contenues dans les fiches techniques du module TE semblent être directement issues des tests de performance.

2.1.3. Les essais paramétriques

Les essais paramétriques mesurent des propriétés qui peuvent être utilisées pour extrapoler les performances, mais qui ne sont pas, à proprement parler, des propriétés du matériau. Les propriétés mesurées par les tests paramétriques sont simplement des paramètres dépendant de la température d'un modèle prédictif. Une fois les paramètres trouvés par le test, le modèle est utilisé pour prédire les performances de l'unité testée. Les tests paramétriques se situent à l'intersection des tests de matériaux et des tests de performance. Comme les essais de performance, le but des essais paramétriques est souvent de prédire les performances des modules.

2.2. Configuration du banc d'essai

Le prototype de générateur thermoélectrique tubulaire à ailettes est composé de 14 branches thermoélectriques disposés axialement entre le tube interne et le tube externe, chaque branche est composée de 12 quadratique jambes de type p et n alterné et connectées électriquement en série, ce qui donne un total de 84 paires p-n constituant le module.

Le test expérimental a été réalisé dans un banc d'essai dédié à l'évaluation des performances du module en mode générateur thermoélectrique (effet Seebeck) selon une configuration comme illustré dans la figure suivante. Le principe consiste d'appliquer une différence de température au module toute en circulant de l'eau chaude à l'intérieur du tube (conduction) et refroidir par convection forcée par l'air.

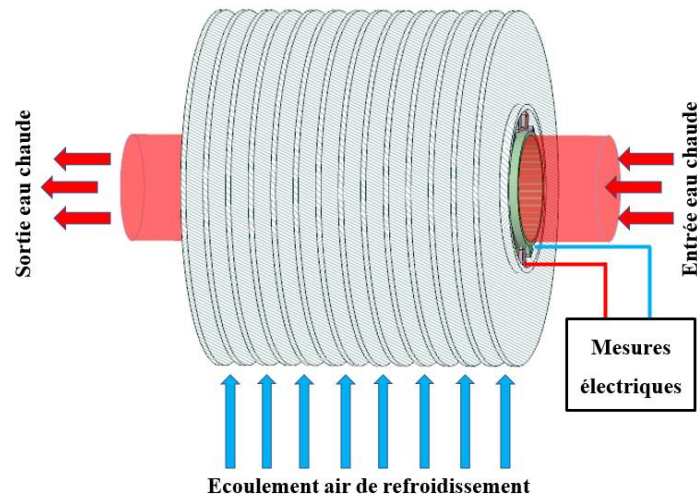


Figure V-1 : Configuration du banc d'essai

2.3. Paramètres d'entrées et de sorties

L'expérience réalisée a pour but d'évaluer le comportement électrique du module innovant devant des gradients de température ΔT bien défini. Ce gradient de température est établi dans un système ditherme, c.-à-d. l'existence de deux milieux de différent température qui échangent de la chaleur, gouvernés par les lois du transfert de chaleur et de la thermodynamique. Donc, les paramètres d'entrées permettent d'assurer le gradient de température visé, tandis que les paramètres de sortie sont de nature entièrement électrique telle que la tension et le courant.

2.3.1. Paramètres d'entrées

Le module est conçu pour fonctionner dans un environnement liquide/gaz, sous condition que l'un des fluides fournisse de la chaleur et l'autre fluide absorbe cette chaleur. Ce flux de chaleur traverse les jambes TE, générant ainsi un courant électrique.

Les fluides les plus adéquats choisis pour cette expérience sont l'eau et l'air, plus précisément l'eau chaude qui représente la source de chaleur, et l'air ambiant qui sera le milieu qui dissipe cette chaleur.

A. Paramètres constants

L'environnement ou le milieu ambiant constitue une source de température stable et constante, étant donné sa capacité illimitée à absorber de la chaleur sans que sa température ne fluctue, mais dans la limite où la chaleur absorbée par l'environnement est infiniment petite par rapport à son volume global. La dissipation de la chaleur du module vers son environnement est établie en grande partie par un transfert de chaleur par convection forcée, c'est pourquoi des ailettes

sont utilisées pour accroître la surface d'échange entre le module et l'environnement (voir chapitre III). Les deux autres modes (conduction et rayonnement) ne contribuent pas significativement au transfert.

Le débit d'air et d'eau chaude est maintenu constant (voir tableau V.1) pour limiter le nombre d'expériences requises. A savoir que le débit d'air est assuré par un ventilateur qui fonctionne en 12 volts (généralement utilisé dans le refroidissement des processeurs), choisi selon l'étude du chapitre III, tandis que le débit d'eau chaude a été utilisé afin de garantir une température constante sur toute la surface interne du tube intérieur.

B. Paramètres variables

La température de l'eau circulant dans le tube intérieur est retenue comme paramètre de température variable du fait que le contrôle de la température de l'eau est plus aisé et plus précise que celui de la température de l'air. L'eau est véhiculée à une vitesse constante grâce à une pompe installée dans un circuit fermé connecté à un réservoir, tandis que la chaleur est générée par le biais d'une résistance variable implantée dans le réservoir comme schématisé dans la figure V.3.

Tableau V-1 : valeurs des paramètres d'entrés

Fluide	Température °C	Débit L/min	Vitesse m/s
Air	30	—	3
Eau	35 à 90	20	—

2.3.2. Paramètres de sortie

La réponse du module au flux de chaleur qui le traverse se traduit par la génération d'une différence de potentiel à ces deux bornes. Ainsi, les paramètres de sortie sont des paramètres entièrement électriques tels que la tension et le courant. Ces deux derniers composants sont impératifs dans le calcul des autres paramètres tels que la puissance et la résistance interne du module. Donc la précision est requise à ce niveau et cela par le recours à des instruments de mesure appropriés et professionnels.

2.4. Circuit électrique et thermique

2.4.1. Circuit électrique

La puissance maximale de sortie du module thermoélectrique est déterminée lorsque la résistance du module correspond à la résistance de la charge. En pratique, la puissance

maximale d'un module thermoélectrique peut être facilement mesurée lorsqu'il existe une différence de température à travers celui-ci.

Afin d'obtenir une mesure précise de la puissance de sortie en réduisant le problème des fluctuations de mesure dues à l'effet Peltier, un circuit approprié a été installé [253]. Le circuit est composé de deux boucles (circuit) connectées au module, la première mesure indique la tension en circuit ouvert V_{OC} quand l'interrupteur (switch) est en position (0) et la seconde mesure (interrupteur en position (1)) indique la tension en court-circuit V_{CC} et le courant en court-circuit I_{CC} sous une résistance de charge R_L qui varie de 2Ω jusqu'à 22Ω . L'interrupteur est utilisé pour permettre le fonctionnement d'une seule boucle, ce qui signifie que si une boucle est fermée l'autre est automatiquement ouverte et vice versa (figure V.2).

Notant que V_{MTE} et R_m représente respectivement la tension générée par le module par l'effet Seebeck et la résistance interne du module, cependant toutes les mesures ont été effectuées lorsque les conditions d'équilibre étaient atteintes.

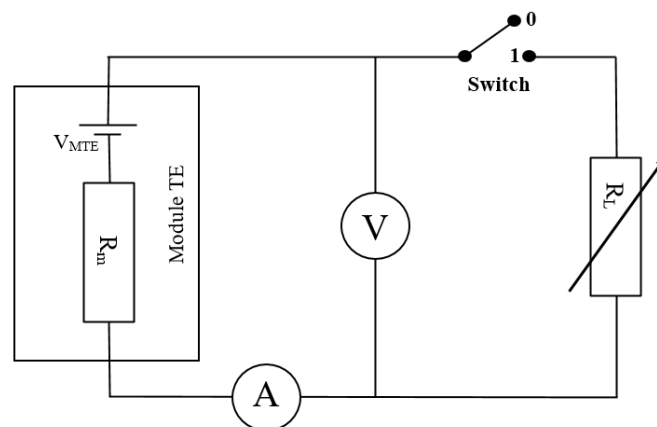


Figure V-2 : Schéma du circuit électrique du banc d'essai

2.4.2. Circuit thermique

Le circuit thermique dans ce montage expérimental se compose de deux parties comme illustré dans la figure V.3. La première partie est le circuit d'eau chaude, qui est la partie la plus complexe en installation étant donné les différents composants qui le composent. Le principe consiste à acheminer l'eau chaude dans le tube intérieur du module de manière à maintenir une température constante le long de la paroi du tube. Pour cela une pompe est installée pour permettre la circulation de l'eau à travers des tubes adéquats, la pompe aspire de l'eau du réservoir et la dirige vers le module, puis la retourne vers le même réservoir, de manière à former un circuit fermé. Une vanne de régulation est prévue à la sortie de la pompe, pour ajuster le débit d'eau à la valeur souhaitée.

Une résistance électrique est montée à l'intérieur du réservoir dont la puissance doit être suffisante pour pouvoir chauffer le volume total d'eau à une valeur maximale de 90°C. Etant donné que la température de l'eau est variable, un thermostat est connecté à la résistance afin de contrôler et de réguler la puissance de la résistance pour avoir une température fixe en fonction du gradient requis.

La deuxième partie est simple et consiste à installer un ventilateur 12 volts (généralement utilisé dans le refroidissement des microprocesseurs) au-dessous du module, afin de souffler de l'air à travers les ailettes de façon à réaliser un transfert de chaleur par convection forcée. La puissance du ventilateur est sélectionnée de sorte à avoir une vitesse de soufflement environ 3m/s.

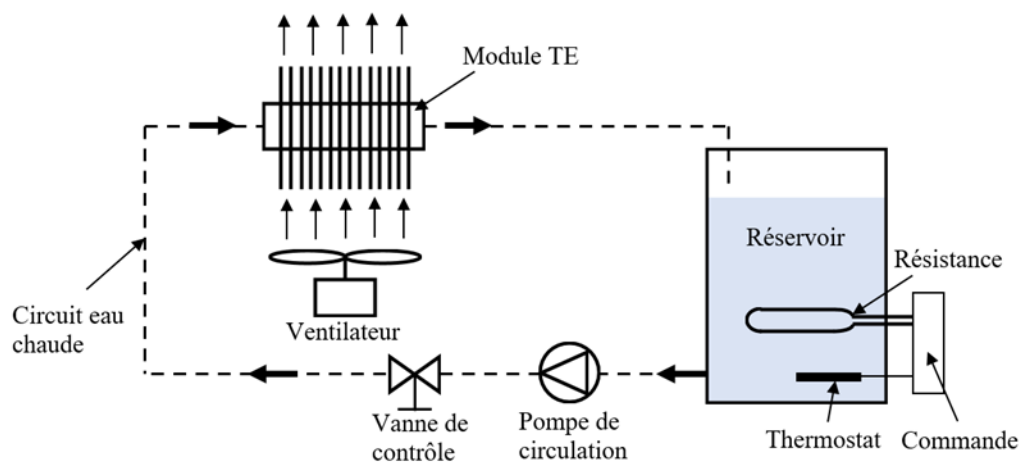


Figure V-3 : Schéma du circuit thermique

2.5. Protocole de test

Dans ces tests, nous nous intéressons uniquement à la mesure de V_{OC} , V_{CC} et I_{CC} car nous considérons cela suffisant pour l'analyse et l'extraction des autres paramètres tels que la puissance et la résistance interne. Notons que ces mesures sont prises directement du module opérant en régime stationnaire.

Pour mener un test de mesure, tout d'abord, il est essentiel de connecter les deux extrémités du tube interne du module thermoélectrique fabriqué au circuit d'eau chaude, en utilisant un joint en caoutchouc et un système de serrage pour éviter toute fuite d'eau chaude comme démontré dans la photo de la figure V.4.

À ce stade, il est impératif de procéder à un test à froid (eau à température normale) pour s'assurer que le circuit d'eau chaude fonctionne correctement sans fuite et pour éviter tout incident pouvant survenir pendant les tests. Pour ce faire, il faut mettre en marche la pompe de

circulation d'eau, qui va aspirer l'eau du réservoir et l'acheminer vers le module, puis le retourner au même réservoir, de manière à former un circuit fermé. Une vanne de régulation est installée au refoulement de la pompe permet le réglage du débit d'eau à la valeur voulue et pour prévenir le problème de cavitation de la pompe.

Par la suite, on procède au branchement du module TE aux différents instruments de mesure selon le schéma de montage dans la figure V.2. Puis en mis en marche le ventilateur de refroidissement des ailettes installé au-dessous du module.

Une fois le module est installé sur la boucle de mesure, nous commençons à chauffer l'eau dans le réservoir d'eau chaude par la résistance électrique implantée à l'intérieur du réservoir. La valeur de la température de l'eau est réglée et maintenue par le biais d'un thermostat réglable.

Une fois la température de l'eau désirée est atteinte on démarre la pompe de circulation et en attend quelques minutes jusqu'à la stabilisation de la température, ce qui signifie que l'état stationnaire est atteint.

La première valeur relevée à l'état stationnaire est celle de V_{OC} sur un gradient de température $\Delta T=5^{\circ}C$. Puis en met l'interrupteur en position (1) pour mesurer la valeur V_{CC} et I_{CC} sous une résistance de charge R_L qui varie de 2Ω jusqu'à 22.5Ω (douze valeurs de résistance choisi), à cet instant on aperçoit une perturbation de la température due à l'effet Peltier. Ici le thermostat intervient pour équilibrer à nouveau la température consignée, cela demande certain temps d'attente jusqu'à arriver à l'état stationnaire. Ce contrôle doit être effectué avant chaque prise de mesure.

En suite en augment à chaque fois la température de $5^{\circ}C$ et en recommence les mêmes procédures de mesure déjà citée. La limite maximum de température est de $90^{\circ}C$, ce qui nous donne 12 paliers de température et chaque palier comporte 36 mesures de tension et courant ce qui fait 432 mesures au totale.

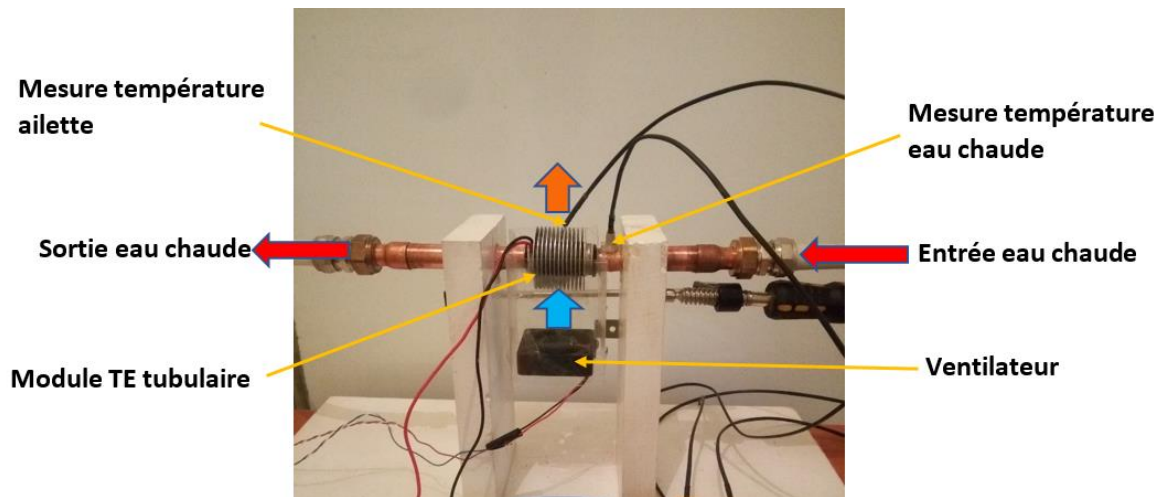


Figure V-4 : Photo du système de fixation du module TE

3. Partie numérique

Pour étudier en profondeur la conception du module tubulaire, une simulation sur **ANSYS Workbench® 19.2** a été réalisée, afin de déterminer le comportement thermique et électrique du module innovant d'une part, et d'autre part analyser l'influence de la résine utilisée sur l'efficacité du module tubulaire, rappelons que la résine est utilisée dans cette étude pour joindre et/ou isoler électriquement les différentes composantes du module. Les données incertaines de la simulation, telles que la résistance de contact thermique et électrique, ont été calibrées à l'aide des résultats expérimentaux. Cette caractérisation numérique visait aussi à prévoir la puissance développée par le module tubulaire à grande échelle sans recourir à des tests expérimentaux plus longue et coûteux.

La simulation numérique a été réalisée à l'aide d'un système de couplage bidirectionnel (**system coupling**) de Fluid flow (**CFX**) avec **Thermal-electric** dans la plateforme **ANSYS Workbench 19.2**. Ce logiciel a l'avantage de prendre en compte tous les effets thermoélectriques utiles (Joule, Thomson, Peltier, Seebeck) pendant la simulation [251]. Le modèle employé dans le présent travail est basé sur les hypothèses suivantes : (i) état stationnaire dans le modèle numérique fluide-thermo-électrique Multiphysics ; (ii) l'écoulement à travers les ailettes est supposé incompressible ; (iii) la gravité, le transfert de chaleur par rayonnement et le transfert de chaleur par convection naturelle sont omis, et (iv) la résistance de contact thermique et électrique est prise en considération.

3.1. Construction de la Géométrie sur **DesignModeler**

La simulation de la géométrie entière du module tubulaire innovant requiert un temps de calcul considérable. Pour cette raison, nous simplifions la géométrie en exploitant autant de plans de

symétrie que possible afin de réduire le temps de calcul, à condition de faire en sorte qu'il n'y ait qu'un seul couple TE dans la direction axiale du tube. Deux plans de symétrie ont été choisis transversale et longitudinale qui simplifient le modèle à 1/12 de la géométrie totale, comme le montre la figure V.5, ce qui permet la simulation de seulement sept paires d'éléments thermoélectriques et deux d'une demi-ailette.

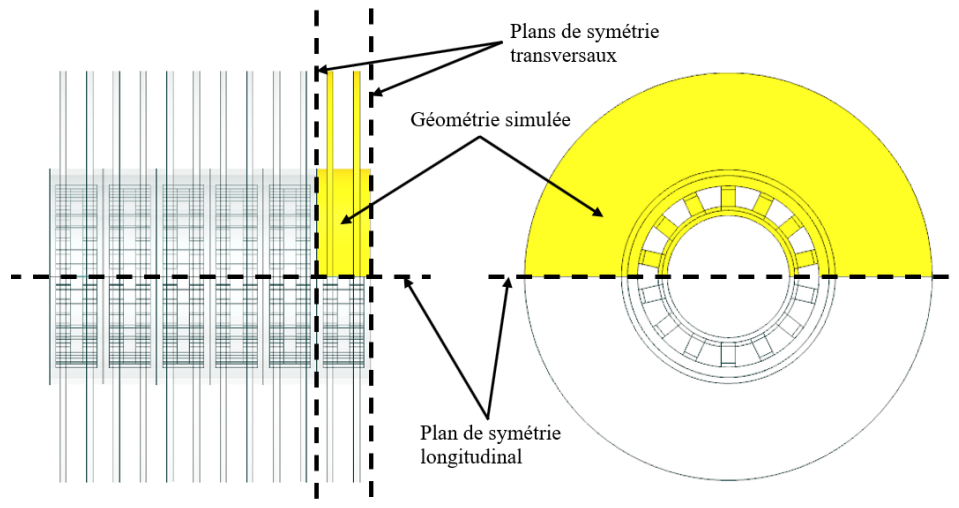


Figure V-5 : Plans de symétrie et géométrie simulée du module tubulaire

Le modèle 3D du module innovant est préparé à l'aide du CAD **DesignModeler** sur plateforme **ANSYS** comme la montre la figure V.6. Ce modèle 3D a été partagé entre les deux logiciels **CFX** et **Thermal-Electric**, à savoir que **CFX** effectue la simulation de la partie fluide du modèle et que **Thermal-Electric** se charge de la partie solide, tandis que le composant de couplage (**system coupling**) pilote le transfert bidirectionnel des données entre les deux simulateurs pour aboutir à une simulation multi-physique comme présenté sur la capture de la figure V.7.

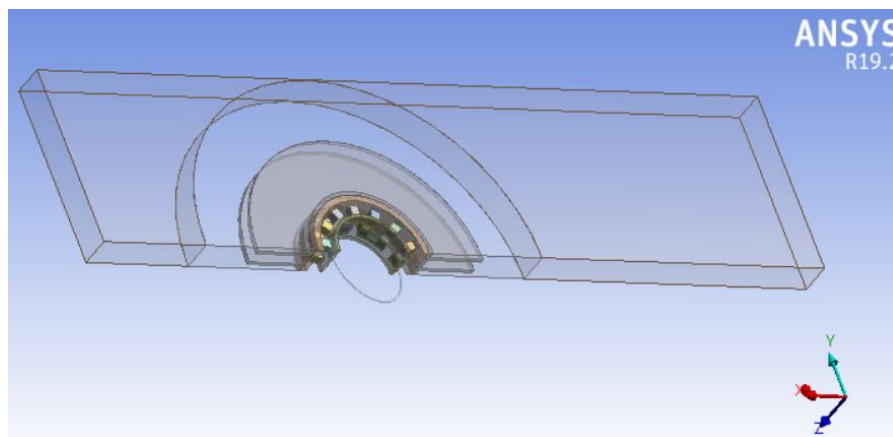


Figure V-6 : Géométrie de calcul 3D sur DesignModeler

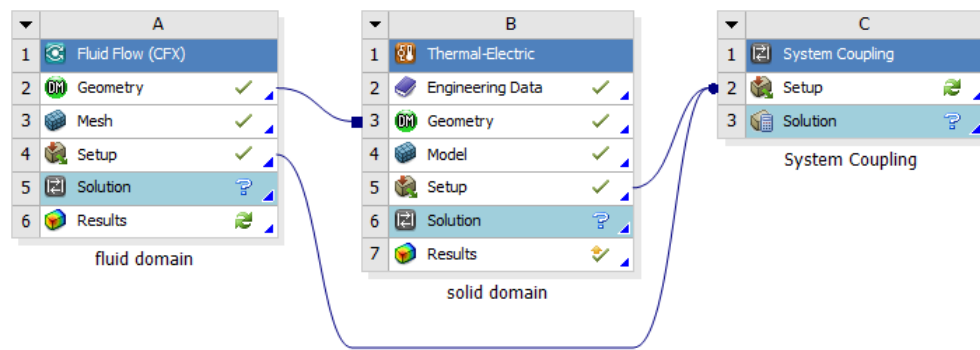


Figure V-7 : Partage de géométrie et couplage des composantes sur ANSYS plateforme

Le tableau V-2 énumère les valeurs utilisées pour la géométrie du tube à ailettes qui correspondent à celles du prototype réel.

Tableau V-2 : valeurs dimensionnelles de la portion du module simulé

Paramètre	Longueur	largeur	Diamètre extérieur	Diamètre intérieur	Epaisseur
Tube intérieur	5.2 mm	—	12 mm	11 mm	0.5 mm
Tube extérieur	5.2 mm	—	19 mm	18 mm	0.5 mm
Ailettes	—	—	40 mm	20 mm	0.6 mm
Jambe type n	1.4 mm	1.4 mm	—	—	1.64 mm
Jambe type p	1.4 mm	1.4 mm	—	—	1.64 mm
Connecteurs	4 mm	1.4 mm	—	—	0.4 mm

3.2. Simulation numérique sur CFX

L'algorithme du noyau numérique de **CFX** est basé sur la méthode des volumes finis pour traiter des maillages structurés et non structurés généralisés en coordonnées cartésiennes. Les équations de continuité, de quantité de mouvement et de conservation de l'énergie sont résolues par une méthode des volumes finis basée sur les éléments et utilisant un schéma d'advection à haute résolution, tandis que les équations de turbulence sont résolues à l'aide d'un schéma de différence first-order upwind [254].

3.2.1. Domaine de calcul

La figure V.8 représente le domaine de calcul du domaine fluide retenu pour la simulation sur CFD **CFX**, lequel est similaire à celui adopté pour la simulation des ailettes sur simulateur **FLUENT** (voir section III.4). Dans la direction y, les limites de symétrie se sont imposées à la

ligne centrale du tube et au centre entre les tubes adjacents. Dans la direction z , la symétrie se fait à mi-distance entre les ailettes tout en incluant deux ailettes. Dans la direction x , le domaine de calcul s'étendait sur 1.2 fois le diamètre des ailettes en amont de l'axe central du tube et sur 3 fois le diamètre des ailettes en aval.

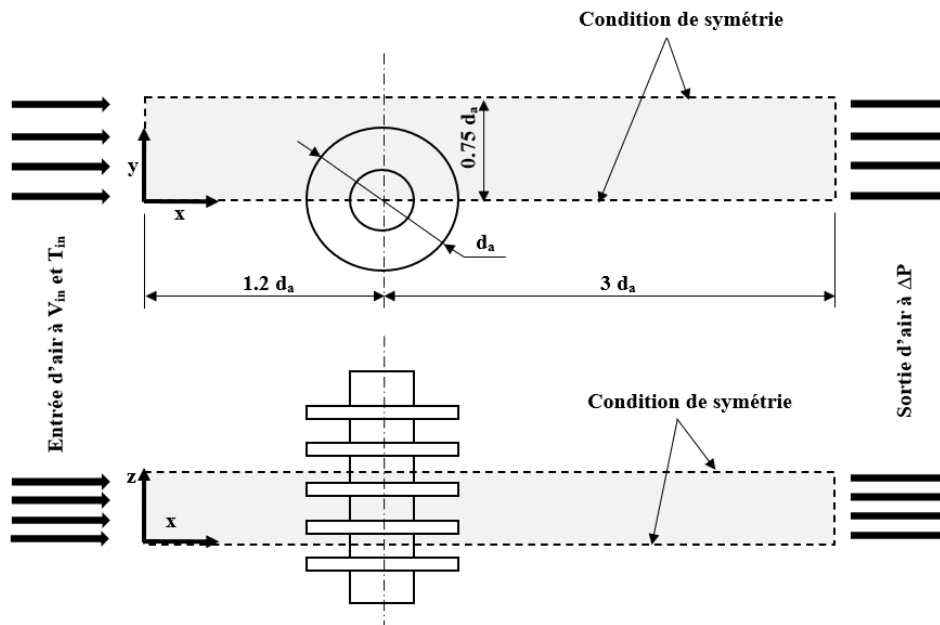


Figure V-8 : Domaine de calcul

3.2.2. Maillage du domaine de calcul

ANSYS CFX est un code de méthode des volumes finis (MVF). Pour obtenir des solutions pour les équations gouvernantes, une approche numérique doit être adoptée, par laquelle les équations sont remplacées par des approximations algébriques et résolues en utilisant une méthode numérique. Cette approche implique de discrétiser le domaine spatial en volumes de contrôle finis en utilisant un certain maillage.

Pour la discrétisation spatiale des domaines simulés **ANSYS Meshing** est utilisé. La taille du maillage choisie pour cette étude, qui assure l'indépendance du maillage, est la suivante : un maillage tétraèdre de 0,2 mm est appliqué dans les régions où la précision est récurrente, comme autour de la paroi du tube et des ailettes. Dans les autres régions fluides, un maillage hexaèdre de 0,4 mm est suffisant pour préserver le temps de calcul. En plus, la grille de limite à cinq couches (voir figure V.9) est appliquée aux surfaces de contact entre les régions solides et fluides pour accroître la précision de la simulation du système de couplage.

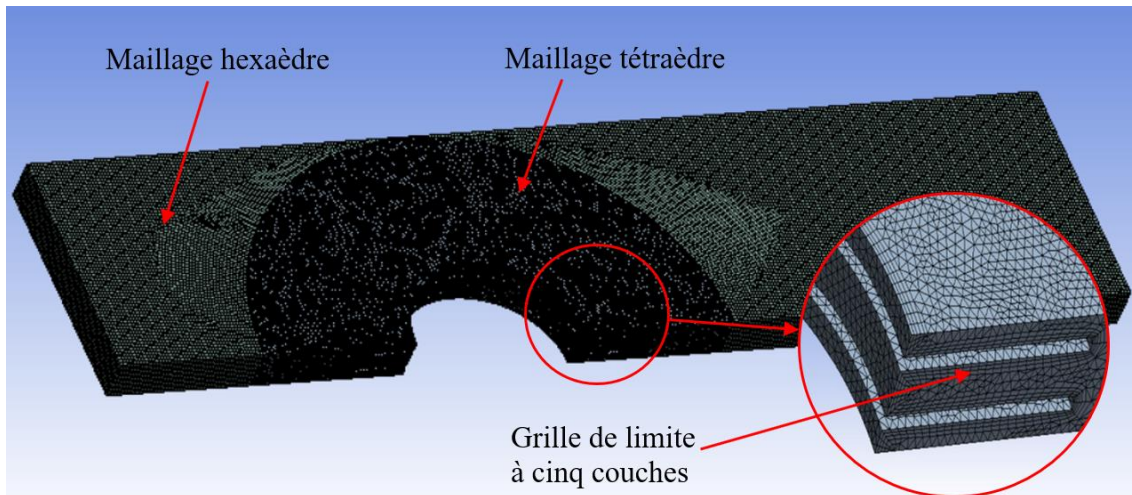


Figure V-9 : Maillage du domaine fluide sur CFX

3.2.3. Conditions aux limites

La figure V.10 représente les conditions aux limites du domaine de calcul fluide prise sur **CFX-Pre**. Ces données sont insérées comme suite : Dans les conditions aux limites amont entrant le domaine de calcul, l'air sec idéal (air ideal gas) a été spécifié avec une température d'entrée uniforme (T_{in}) de 30°C et une vitesse uniforme (V_{in}) de 3 m/s dans la direction x seulement avec une intensité de la turbulence ($I = 1\%$). A la fin du domaine de calcul, on suppose une pression statique. Dans les plans de symétrie (désigné par flèche rouge dans la figure), les gradients de température et les composantes tangentiels des gradients de vitesse dans la direction normale sont fixés à zéro. Sur la surface de l'ailette, la condition de non-glissement de la vitesse a été spécifiée au niveau des parois, et le transfert de chaleur de la paroi d'ailette est assigné au système de couplage.

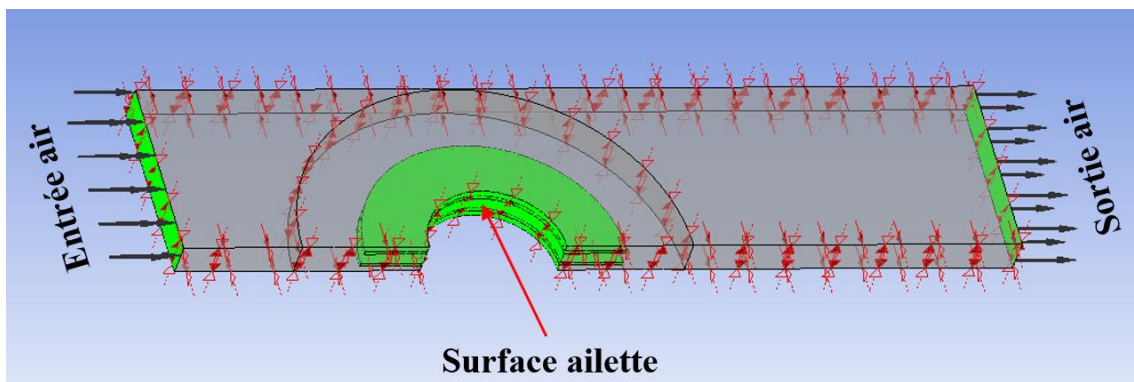


Figure V-10 : Conditions aux limites du domaine de calcul sur CFX-Pre

3.2.4. Régime d'écoulement et propriété physique

Notre étude sur **ANSYS CFX** est basée uniquement sur le transfert de chaleur établi entre le flux d'air et la surface d'ailette et cela pendant son parcours à travers les ailettes, à savoir que le mode de transfert thermique ici est la convection forcée, donc selon la section III.4.2 le modèle examiné ici est considéré comme étant turbulent.

CFX, comme la plupart des outils modernes de CFD, permet d'utiliser des modèles de turbulence pour simuler les flux. Ce dernier propose le choix entre plusieurs modèles de turbulence : k-Epsilon ($k - \epsilon$), shear stress transport (SST), BSL Reynolds stress, SSG Reynolds stress and RNG k-Epsilon. Dans cette thèse le modèle RNG k-Epsilon est notre choix d'étude pour un écoulement turbulent en régime permanent [255].

Le fluide attribué à la simulation de l'écoulement est l'air défini comme gaz idéal, ces propriétés telles que la masse molaire (g/mole), la densité (kg/m^3), la chaleur spécifique ($\text{J/kg}\cdot\text{K}$), la conductivité thermique ($\text{W/m}\cdot\text{K}$), la conductivité électrique (S/m) sont fournies. Autre principaux paramètres introduits sont énumérés dans le tableau V-3.

Tableau V-3 : Principale paramètres insérés dans **CFX-Pre**

Fluide	Surface ailette (wall)	Entrée air	Sortie air
<u>Material</u>	<u>Mass an Momentum</u>	<u>Mass and Momentum</u>	<u>Mass and Momentum</u>
Air Ideal Gas	No slip wall	Normal speed (3m/s)	Static pressure 0 [Pa]
<u>Turbulence</u>	<u>Wall roughness</u>	<u>Turbulence</u>	
RNG k-Epsilon	Smooth wall	Low (intensity 1%)	
<u>Heat transfert</u>	<u>Heat transfert</u>	<u>Heat transfert</u>	
Total Energy	System coupling	Static temperature (30°C)	

3.3. Simulation numérique sur Thermal-Electrique

3.3.1. Attribution de matériaux

Cette étude utilise le tellure de bismuth (Bi_2Te_3) en tant que matériau thermoélectrique des jambes du module tubulaire. Les propriétés du Bi_2Te_3 sont dépendantes de la température telles que le coefficient Seebeck, la conductivité thermique et la résistivité électrique. Ces propriétés physiques utilisées dans la simulation ont été calculées à partir de la fiche technique du fabricant Interm thermoelectric company (voir annexe).

Avant de simuler le module étudié, il faut attribuer des propriétés matériaux à chaque géométrie du module thermoélectrique, comme le montre la figure V-11. ANSYS dispose d'un ensemble

standard de matériaux dans sa bibliothèque. Les matériaux peuvent toutefois être personnalisés et les propriétés peuvent être attribuées comme défini dans le tableau V-4.

Dans la simulation solide sur le module **Thermal-Electric** on a attribué des propriétés telles que le coefficient Seebeck isotrope, la conductivité thermique isotrope et la résistivité isotrope aux matériaux de type p et de type n, tandis que pour l'aluminium et le cuivre seulement la conductivité thermique, à l'exception des connecteurs, qui demande l'assignement de la conductivité électrique et thermique au même temps. Concernant la résistance de charge nous avons adopté la conductivité électrique selon la formule V.1, qui varie en fonction de la charge voulue.

$$\sigma_{\text{charge}} = L / (R_{\text{charge}} * S) \quad (V.1)$$

L et S représente respectivement la longueur et la section de la résistance et R_{charge} est la valeur de la résistance de charge simulée qui équivaut à 1/12 de la résistance réelle utilisée dans les tests expérimentaux, étant donné que nous simulons que 1/12 du module réel.

Les propriétés physiques de chaque composant du module sont illustrées dans le tableau V-4.

Tableau V-4 : Propriétés physiques des composants du module innovant

Composantes	Matériau	Densité ρ (Kg/m ³)	Chaleur spécifique C (J/kg.K)	Conductivité thermique κ (W/m.K)	Conductivité électrique σ (Ohm ⁻¹ cm ⁻¹)	Coefficient Seebeck α (μ V/K)
n-type leg	Bi ₂ Te ₃	7740	200	a	a	a
p-type leg	Bi ₂ Te ₃	7740	200	a	a	a
Connecteurs	Cuivre	8933	385	401	56.10 ⁴	—
Tube extérieur	Cuivre	8933	385	401	—	—
Ailette/tube interne	Aluminium	2702	903	237	—	—
Resistance de charge	Cuivre	8933	385	401	σ_{charge}	—
Couche isolante	Varnis	—	—	0.25	—	—
$a = a_0 + a_1 \cdot T + a_2 \cdot T^2 + a_3 \cdot T^3 + a_4 \cdot T^4 + a_5 \cdot T^5 + a_6 \cdot T^6$ (T: Temperature)						
		κ (W/m.K)		σ (Ohm ⁻¹ cm ⁻¹)		α (μ V/K)
	p-type	n-type	p-type	n-type	p-type	n-type
a_0	1.47	1.565	1145.23	1199	195.61	195.65
a_1	2.17167.10 ⁻³	3.3984.10 ⁻³	-7.5630	-5.35638	0.52104	0.31627
a_2	2.26128.10 ⁻⁵	1.73219.10 ⁻⁵	3.4690.10 ⁻²	2.06045.10 ⁻²	-2.2343.10 ⁻³	-1.1739.10 ⁻³
a_3	3.23864.10 ⁻⁸	1.62686.10 ⁻⁷	-1.6825.10 ⁻⁴	9.2983.10 ⁻⁵	-5.8110.10 ⁻⁶	6.8552.10 ⁻⁷
a_4	0	1.8700.10 ⁻⁹	1.0245.10 ⁻⁶	3.4232.10 ⁻⁹	0	0
a_5	0	5.59604.10 ⁻¹²	0	1.5318.10 ⁻⁹	0	0
a_6	0	0	0	2.49716.10 ⁻¹¹	0	0

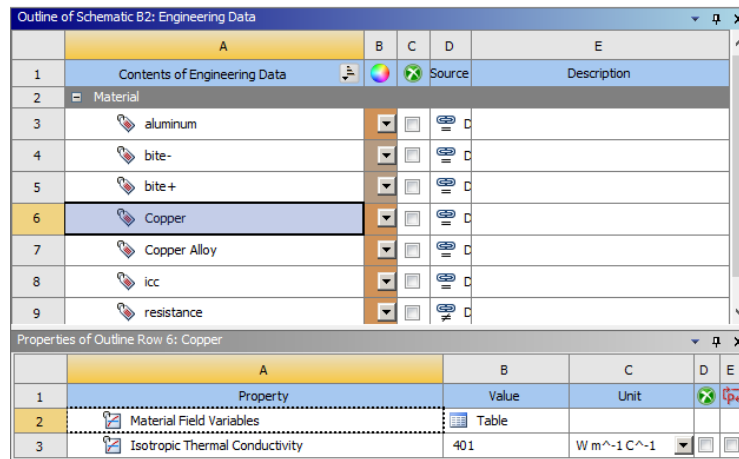


Figure V-11 : Assignment des matériaux et de leurs propriétés au module tubulaire

3.3.2. Domaine de calcul

Le domaine de calcul sur Thermal-Electric n'est que la partie solide du modèle de calcul (voir figure V.14). Pour ce faire il faut supprimer la partie fluide du domaine.

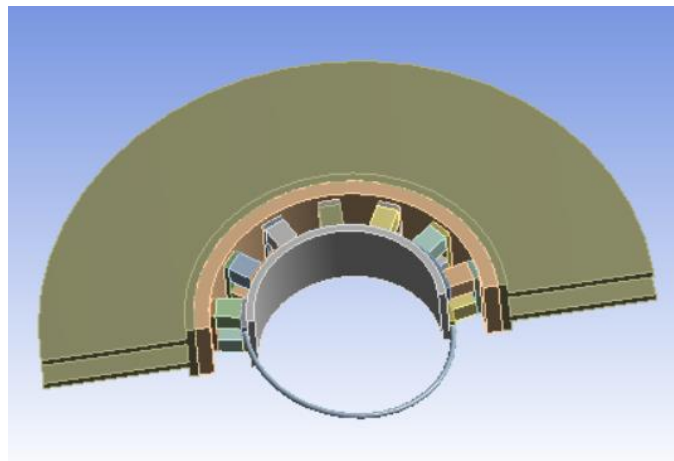


Figure V-12 : Modèle de calcul du domaine solide sur Thermal-Electrique

3.3.3. Maillage du domaine de calcul

Thermal-Electric prend en charge le maillage du modèle. La figure V.13 montre le modèle de maillage, qui est entièrement un maillage hexaédrique de 0,3 mm avec 53276 éléments et 202967 nœuds. Ce type de maillage fournit la solution la plus précise en utilisant le moins de temps de calcul possible.

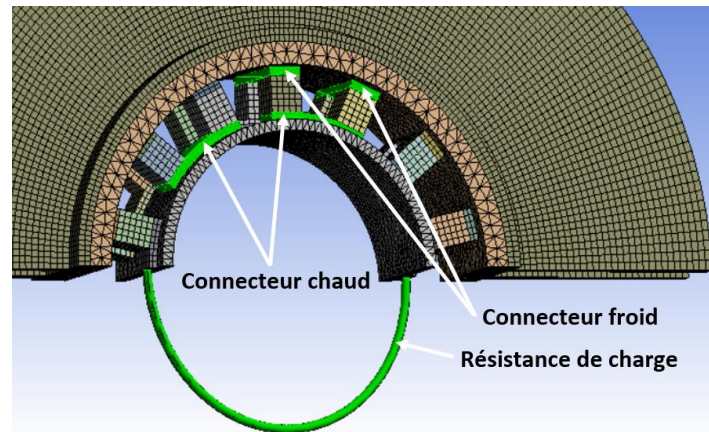


Figure V-13 : Maillage du domaine solide sur Thermal-Electrique

3.3.4. Condition aux limites

Les éléments **ANSYS Thermal-Electric** permettent de simuler localement les effets thermiques et électriques, y compris les sources et les dissipateurs de chaleur dus aux effets Joule, Seebeck, Peltier et Thomson. Les conditions aux limites ont été définies comme indiqué sur la figure V.14. Ces conditions consistaient à définir une température au côté chaud de la surface du tube intérieur du module et de définir l'interface fluide solide nécessaire pour le couplage entre les deux modules, tandis que toutes les autres faces constituant les limites du domaine considéré comme isotherme. Un potentiel électrique de référence de 0 V a été fixé à l'une des points limites des connecteurs (bas potentiel), tandis que la tension était mesurée à l'autre pointe limite des connecteurs.

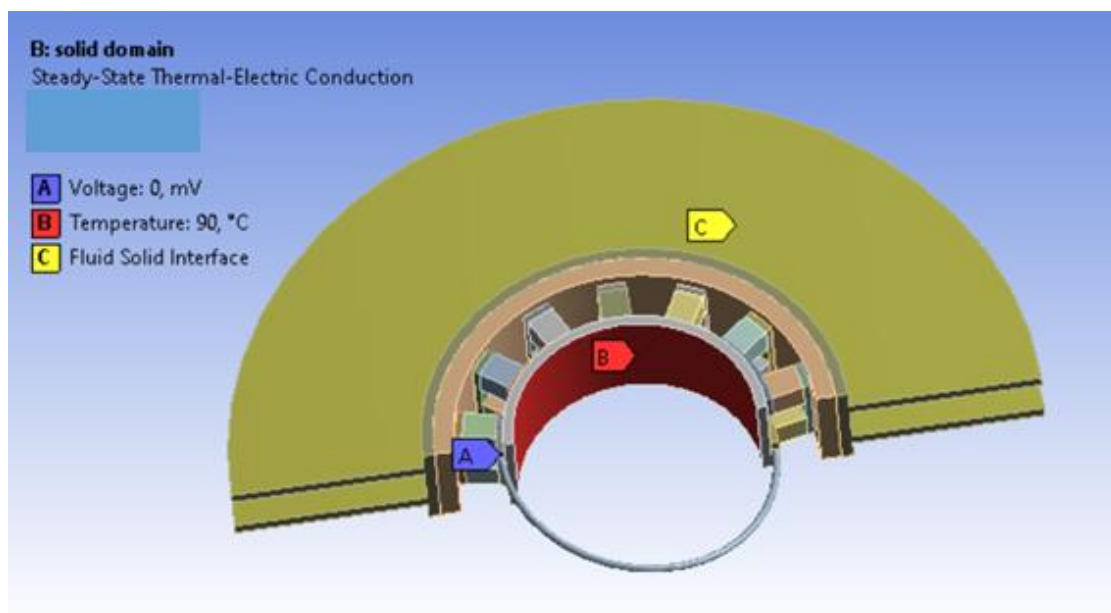


Figure V-14 : Conditions aux limites sur Thermal-Electric

3.3.5. Caractérisation de la résistance de contact

Le défi critique dans la fabrication d'un générateur thermoélectrique efficace est d'assurer une résistance de contact de haute qualité et stable à la température entre les différentes parties du système TEG. Les résistances de contact thermiques et les résistances de contact électriques doivent être prises en compte lors de la simulation des modules TEG [256]. Les résistances de contact peuvent potentiellement avoir un effet significatif sur les performances du module TEG ; par conséquent, les résistances de contact de l'interface des matériaux prototypes doivent être caractérisées.

En effet, le prototype compte sept résistances interfaciales, comme l'illustre la figure V.15 pour un couple d'éléments thermoélectriques. Cinq interfaces constituent uniquement une résistance de contact thermique (R_{TC1} , R_{TC2} , R_{TC3} , R_{TC6} , R_{TC7}) et deux interfaces constituent à la fois des résistances de contact thermique et électrique (R_{TC4} , R_{TC5} , R_{EC1} , R_{EC2}). La tâche consiste à définir une valeur moyenne et raisonnable pour chaque résistance de contact afin de calibrer les paramètres d'entrées de la simulation au prototype réel. L'approche suivie utilise toutes les données rapportées dans la littérature pour établir une plage de valeurs valables pour chaque résistance de contact.

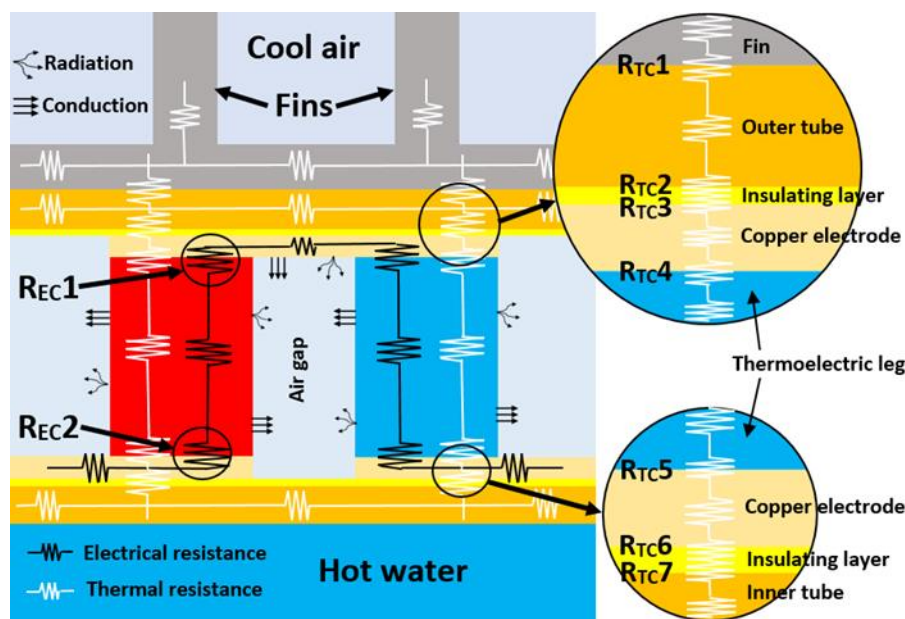


Figure V-15 : Caractérisation de la résistance de contact thermique et électrique d'un couple TE

Ensuite, ces valeurs ont été ajustées pour reproduire les résultats expérimentaux. L'objectif est de caractériser numériquement les comportements thermiques et électriques du système TEG réel, de sorte que le système puisse être évalué numériquement à grande échelle sans nécessiter de tests expérimentaux supplémentaires coûteux, et également de prévoir l'amélioration de la

conception pour une performance accrue en réduisant les résistances de contact. Le tableau 3 indique les valeurs des résistances de contact supposées dans le prototype.

Tableau V-5 : Valeurs de la résistance de contact thermique et électrique utilisée dans la simulation

Interface	Resistance de contact thermique (m ² K/W)	Resistance de contacte électrique (Ωm ²)	Reference
R _{TC1}	10×10 ⁻⁵	—	[257] [258] [259]
R _{TC2} , R _{TC3} , R _{TC6} , R _{TC7}	25×10 ⁻⁵	—	[260] [261] [247]
R _{TC4} , R _{TC5}	2×10 ⁻⁵	—	[262]
R _{EC1} , R _{EC2}	—	20×10 ⁻⁹	—

R_{TC1} représente la résistance de contact thermique entre les ailettes et le tube extérieur. Elle est supposée être de l'ordre de 17×10⁻⁵–10×10⁻⁵ m²K/W [257] [258] [259].

R_{TC2}, R_{TC3}, R_{TC6}, R_{TC7} représentent les résistances de contact thermique entre le cuivre et la couche isolante (vernis). Malheureusement, peu de données sur le comportement thermique de contact du polymère adhésif sont disponibles dans la littérature ouverte. Selon l'étude de Mirmira et al. [247], ces résistances thermiques sont supposées être dans la marge de 25–67×10⁻⁵ m²K/W, ce qui est également en bon accord avec les références [260] [261].

Les résistances de contact électrique R_{EC1} et R_{EC2} sont supposées égales et peuvent être facilement évaluées numériquement. Ziolkowski et al [263] ont rapporté des valeurs numériques pour ces résistances dans la marge de 3–100×10⁻⁹ Ωm², en fonction de la perfection de la fabrication. Dans la même interface, les résistances de contact thermique R_{TC4} et R_{TC5} ont été fixées à 2×10⁻⁵ m²K/W [262].

La couche isolante a été remplacée par une résistance de contact thermique globale R_{totale} calculée comme suit :

$$R_{total} = R_{layer} + R_{contact a} + R_{contact b} \quad (V.2)$$

$$R_{layer} = \frac{d}{k} \quad (V.3)$$

Où d et k sont respectivement l'épaisseur et la conductivité thermique de la couche, et R_{contact a}, R_{contact b} représentent la résistance de contact des deux interfaces de la couche.

Ces contacts de résistance doivent être saisis dans le composant Connexions dans le volet Outline, comme indiqué dans la figure V.16, en se référant au tableau V.5, rappelant que la résistance de contact est l'inverse de la conductance du contact.

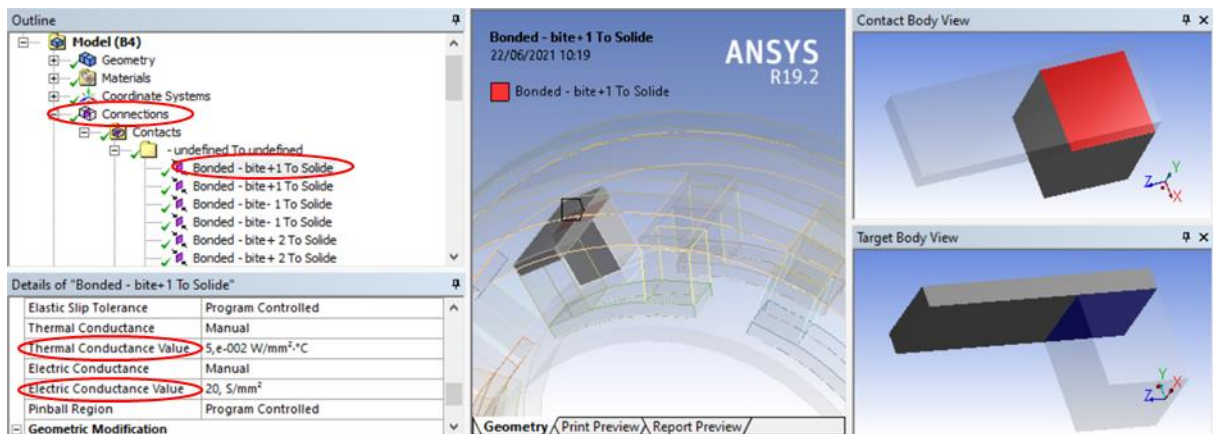


Figure V-16 : Exemple de caractérisation d'un contact entre jambe et connecteur sur Thermal-Electric

3.4. System Coupling configuration

Dans le système (System Coupling), on configure le couplage entre CFX et Thermal-Electric. Cela nous permet de résoudre ces deux analyses en même temps. Dans une analyse couplée à sens unique, les transferts de données se font dans un seul sens entre les participants couplés. Par contre dans notre cas nous entamons une analyse couplée bidirectionnelle car les données sont transférées dans les deux sens entre les participants couplés [264].

Ce système de couplage bidirectionnelle comporte dans son schéma du projet deux cellules :

Configuration (setup) : Cette cellule permet de voir les informations sur les participants, les régions et les variables, et pour définir les paramètres d'analyse et le transfert de données entre les participants.

Solution : Cette cellule permet de résoudre une analyse couplée et pour voir les informations sur la solution et les graphiques de convergence des données ou les moniteurs graphiques.

3.4.1. Création de transfert de données

Un transfert de données est défini par une région source et une région cible, et est capable de transférer un type de variable dans une seule direction entre deux participants. Chaque transfert de données est défini par une série de propriétés telles que la source, la cible et le contrôle du transfert de données. Dans ce type d'analyse, les régions source et cible sont définies sur les deux participants.

Sur l'interface System Coupling, on sélectionne les deux régions du différent participant dans la vue Outline à condition que les deux régions ont la même topologie, puis on sélectionne dans le menu contextuel Créer un transfert de données, cette opération crée trois transferts de données par défaut.

La figure V.17 englobe les étapes de création de transfert de données et les paramètres choisis pour être transféré entre les deux participants.

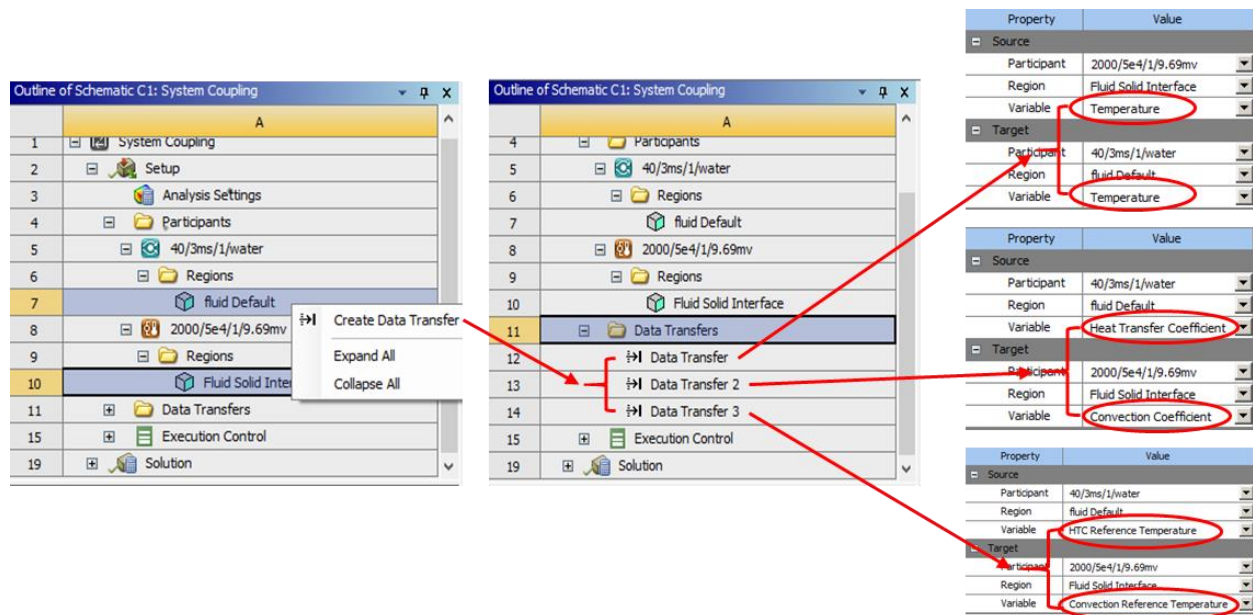


Figure V-17 : Etapes de création de transfert de données entre CFX et Thermal-Electric sur la composante System Coupling

3.4.2. Contrôles d'étapes

La durée de l'analyse couplée est décomposée en une séquence d'étapes de couplage. Les transferts de données entre les solveurs couplés ont lieu au début de chaque itération de couplage dans une étape de couplage. Les étapes de couplage sont toujours indexées. Pendant l'analyse, chaque nouvelle étape de couplage est lancée lorsque : La durée de l'analyse de couplage n'a pas été atteinte, et Le nombre maximal d'itérations de couplage a été atteint ou l'étape de couplage a convergé.

Deux options nécessaires doivent être introduit sont les suivantes (voir coin bas gauche figure V.18) :

- Itérations minimales

- Cette option permet de spécifier le nombre minimum d'itérations de couplage (au moins 1) qui peuvent être exécutées par étape de couplage.
- Le nombre minimum d'itérations de couplage spécifié sera exécuté même si toutes les mesures de convergence sont réalisées en moins d'itérations.

- Itérations maximales

- Cette option permet de spécifier le plus grand nombre d'itérations de couplage qui peuvent être exécutées par étape de couplage qui est cinq pour notre cas.

3.4.3. Démarrage de la simulation

Après avoir introduit tous les paramètres nécessaires et laisser le reste des paramètres par défaut nous allons démarrer la simulation en cliquant sur l'icône **Update** (voire figure V.18 côté gauche haut). La progression de la solution commence, et la progression est résumée dans la fenêtre du moniteur du diagramme de la scène et dans la fenêtre d'information sur la solution, ainsi que dans la fenêtre de progression du schéma du Workbench.

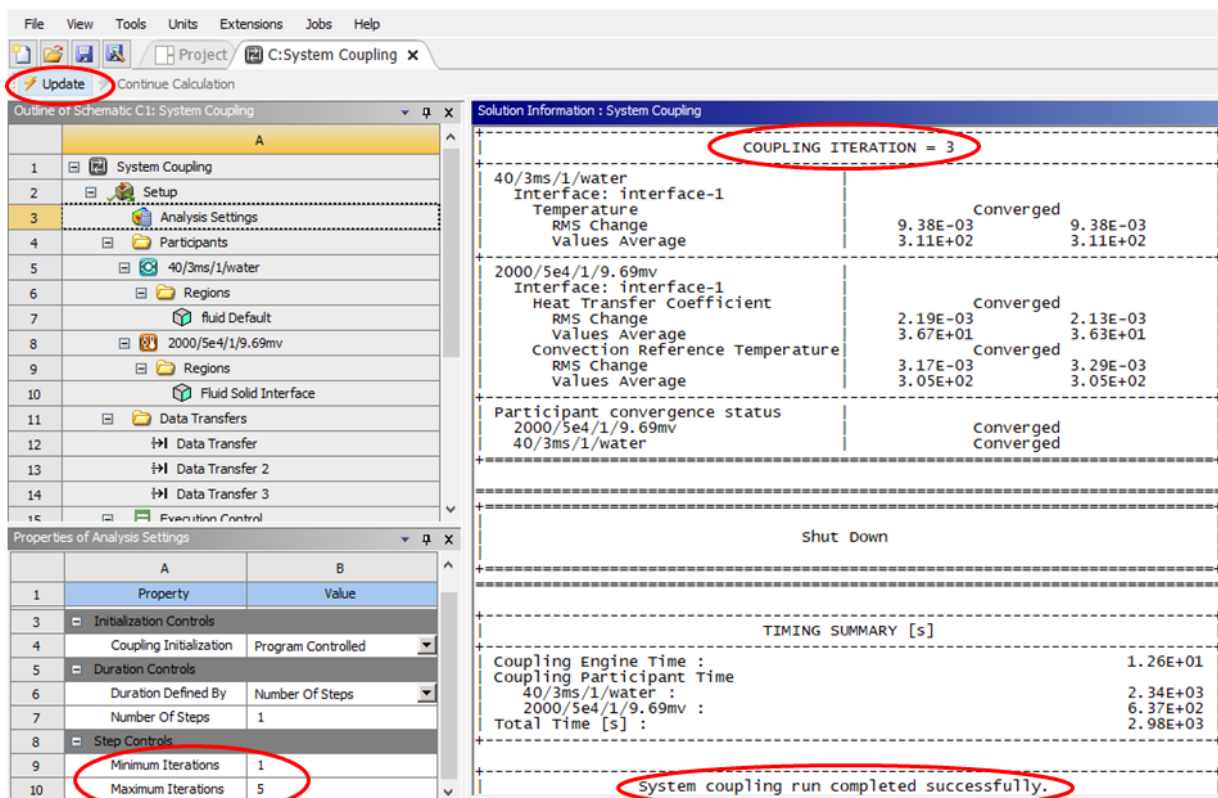


Figure V-18 : Etape de démarrage de la simulation

Le rôle principal du service de couplage de systèmes est de gérer l'analyse couplée. Il y a trois aspects de cette tâche :

- Communication inter-processus
- Synchronisation des processus et évolution de l'analyse
- Gestion de la convergence

3.4.4. Affichage des résultats

La phase finale dans cette simulation est de visualiser et analysé les résultats obtenus de simulation couplée des deux composantes. Dans la plupart des cas, **CFD-Post** permet de combiner les résultats de deux composants couplés dans une seule session **CFD-Post**.

Malheureusement, le composant **Thermal-Electric** ne prend pas en charge le partage de ses résultats sur CFD-Post. L'alternative ici est de visualiser et analysé les résultats du **CFX** et de **Thermal-Electric** séparément.

4. Conclusion

Au cours de ce chapitre, nous avons soumis le module à des tests via un banc d'essai spécialement construit à cet effet. Puis une étude numérique a été lancée sur la plateforme ANSYS Workbench afin d'analyser le comportement thermique et électrique du module à partir des résultats expérimentaux du module précédemment acquis.

Les tests expérimentaux ont été concluant malgré certaine difficulté rencontrée pendant les tests comme le contrôle de la température et la maîtrise de l'état stationnaire. De même dans la partie simulation où les résultats obtenus sont logiques, qui reflète un comportement évident d'un module thermoélectrique. Les résultats obtenus seront présentés et analysés en détail dans le chapitre suivant.

Chapitre VI. Résultats et discussions

1. Introduction

Dans le chapitre précédent nous avons entamé les tests expérimentaux sur le prototype du module thermoélectrique tubulaire innovant pour extraire les valeurs nécessaires à l'évaluation du module, suivi par une simulation numérique de ce dernier.

Ces résultats obtenus issus des tests expérimentaux et numériques sur module innovant vont être traités et analysés pour évaluer physiquement le module. En première partie nous allons exposer sous forme de graphes les résultats expérimentaux et leurs dérivés comme la puissance et la résistance interne, et en deuxième lieu nous utilisons les résultats de la première partie pour construire une simulation rapprochée au comportement réel du module tubulaire dans le but de mieux analyser le comportement thermique et thermoélectrique du module.

2. Résultats expérimentaux

V_{OC} , V_{CC} et I_{CC} sont les valeurs prélevées directement du module en fonctionnement à l'état stationnaire, tandis que les autres paramètres comme la puissance P_{max} et la résistance interne R_m du module sont dérivés des mesures directes.

2.1. Paramètres mesurés

2.1.1. Tension du circuit ouvert V_{OC}

La courbe de la figure VI.1 représente la tension du circuit ouvert en fonction de la différence de température. Notant que la température du côté froid est de 30°C (température ambiante) tandis que la température de l'eau est assignée de 35°C jusqu'à 90°C par un incrément de 5°C. la valeur maximum obtenue est de ~ 600 mV pour une différence de température de 60°C. la courbe a une tendance linéaire et sa pente représente le coefficient Seebeck suivant l'équation VI.1, cela signifie que le coefficient Seebeck (S) est indépendant de la température dans un intervalle d'étude réduit. Il convient de noter que les matériaux thermoélectriques sont très dépendants de la température et ne présentent des valeurs maximales que dans des intervalles restreints. Ainsi, notre sélection de matériau TE s'est portée sur le tellure de bismuth (Bi_2Te_3) dont la température idéale de fonctionnement est proche de la température ambiante.

$$V_{OC} = N S (T_H - T_C) \quad (VI-1)$$

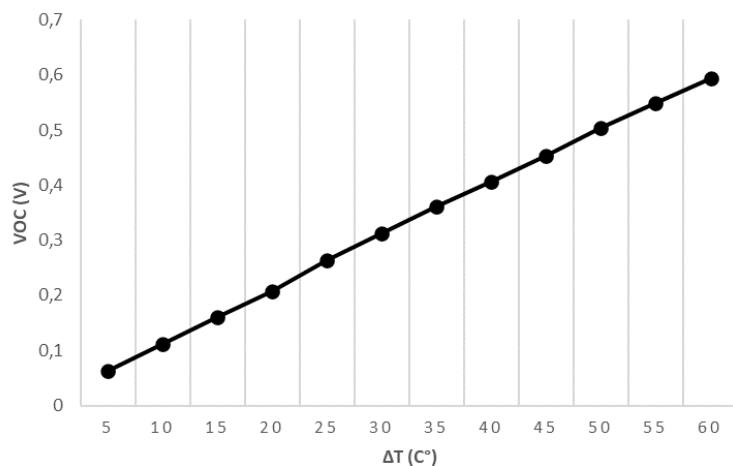


Figure VI-1 : Graphe V_{OC} en fonction de ΔT

2.1.2. Tension et courant du circuit fermé

La différence de température entre l'eau chaude et la convection forcée de l'air du côté des ailettes, génère la tension (V) et le courant (I). Une relation entre le courant et la tension peut être tracée pour le module tubulaire sous une charge résistive variable de 2.3 à 22.5 Ω sous une température constante. En supposant que la résistance interne ne varie pas considérablement sur la plage de température, les courbes tension-courant sont approximativement linéaires, comme le montrent les lignes linéaires sur les courbes I-V de la figure VI.2.

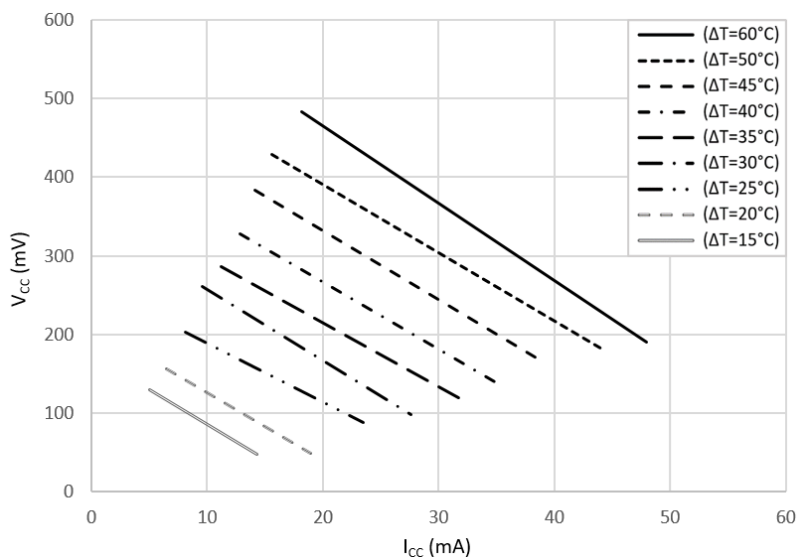


Figure VI-2 : Courbe V(I) du module TE

2.2. Paramètres calculés

2.2.1. Puissance maximale

Il est bien connu que la puissance maximale d'un module thermoélectrique se produit lorsque R_L est égal à la résistance interne totale du générateur TE. Toutes fois, l'équation (VI.2) peut être utilisée pour calculer la puissance maximale de sortie du TEG sans recourir à la valeur de la résistance interne totale du module [253].

$$P_{max} = \frac{V_{OC}^2}{4R_L(\frac{V_{OC}}{V_L}-1)} \quad (V.2)$$

Où, R_L est la résistance de charge, V_{OC} et V_L sont respectivement la tension en circuit ouvert et la tension avec résistance de charge.

La tension en circuit ouvert est connue à l'extrémité des pôles du module. Pour calculer la puissance maximale à l'aide de l'équation V.2, il est d'abord nécessaire de calculer la tension en court-circuit sous une charge résistive variable. Pour ce faire, on ajoute une charge connue à l'expérience, on ferme le circuit, puis on mesure la tension en circuit fermé. Cette résistance sera en contact avec les deux extrémités du module où l'on mesure la tension à vide (V_{OC}).

La figure VI.3 représente la courbe de la puissance électrique maximale (P_{max}) en fonction de la différence de température entre l'eau chaude et l'air, rappelons que la température de l'air est maintenue à 30°C. On peut constater du graphe que l'augmentation de la différence de température entraînera, de façon évidente, une plus grande puissance électrique, en conséquence de l'augmentation de la tension Seebeck, conformément à l'équation V.2.

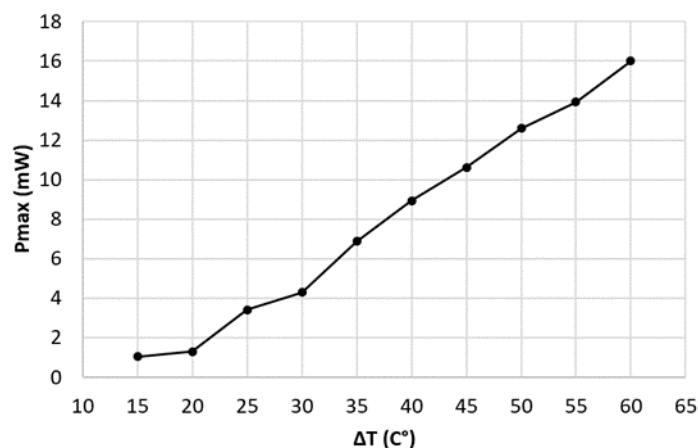


Figure VI-3 : Courbe de la puissance maximale en fonction de ΔT

Il faut savoir que peu importe la valeur de R_L retenue pour la calcul de P_{max} , nous obtenons approximativement le même graphique, cependant afin d'obtenir une meilleure précision, R_L est rapproché de la résistance interne du module.

2.2.2. Puissance de sortie en fonction du courant

Les propriétés de génération d'énergie du module, mesurées à différents gradients de températures (obtenue par le gradient de la température l'air et l'eau chaude), et sous une résistance de charge variable de 2.3 à 22.5 Ω , sont présentées à la figure VI-4.

La puissance de sortie du module est calculée selon la formule $P=V.I$, V représente la tension mesurée aux bornes de la résistance de charge R_L et I son courant. Les courbes affichent un profil correspondant à un générateur thermoélectrique typique [265].

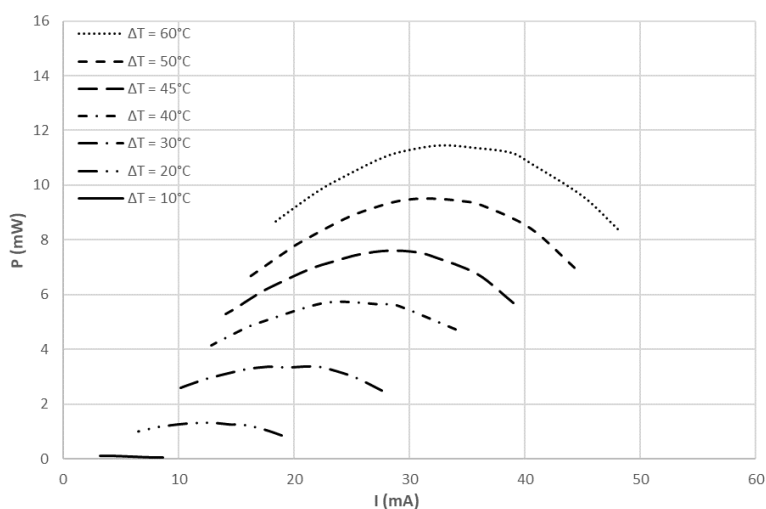


Figure VI-4 : Puissance de sortie en fonction de la tension sous résistance de charge

2.2.3. Calcul de la résistance totale interne R_m

La résistance interne d'un module thermoélectrique est parmi les paramètres influant le rendement de ce dernier. Pour un module réel sa résistance totale R_m est la somme de la résistance propre des jambes thermoélectrique R_J , plus la résistance de contacte globale de l'interface entre les jambes et le connecteurs R_C [266].

De cela nous déduisons la résistance globale d'un module R_m comme suite :

$$R_m = R_J + R_C \quad (VI.3)$$

Nous allons en premier lieu calculer R_m en exploitant les résultats expérimentaux recueillis et en appliquant la formule suivante.

$$R_m = R_L \left(\frac{V_{oc}}{V_L} - 1 \right) \quad (V.4)$$

La figure VI.5 illustre la variation de la résistance interne du module Tubulaire en fonction de la température. Pour une analyse simple et précise nous utilisons quatre valeurs de la résistance de charge R_L que nous estimons proche de la valeur R_m .

Les quatre courbes du graphe sont très proches ce qui nous donne une validité de nos mesures expérimentales. Les courbes ont une tendance décroissante dans l'intervalle de 45°C jusqu'à 80°C, par suite une augmentation brusque dans un intervalle proportionnellement court de 80°C à 90°C, revenant ainsi à la valeur initiale inscrite. Notant que la variation de la résistance est environ de 21% et une valeur moyenne de cette R_m est estimée à 5.4 Ω .

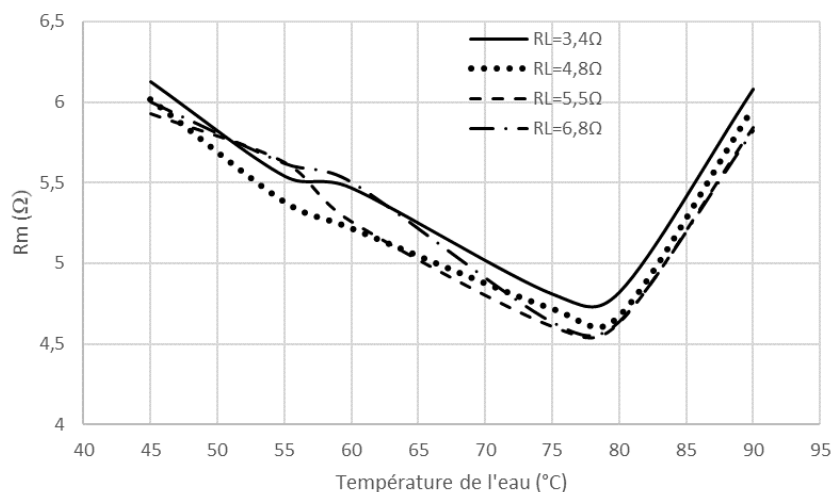


Figure VI-5 : Valeur de la résistance interne du module en fonction de la température

L'explication logique de ces résultats est probablement due au comportement mécanique du module sous l'effet de la délation thermique non-uniforme entre les différents composants du module, tandis que la probabilité qu'il y ait une présence d'un craquage de la soudure est exclue du fait que les essais de contrôle ont révélé la même tendance que le présent graphe, sachant que le phénomène de craquage est un phénomène irréversible, ce qui implique que la valeur de la résistance interne croîtra de test en test, contrairement à notre cas.

2.2.4. Calcul de la résistance interne idéal

Pour un module TE idéal, la résistance interne n'est que la somme des résistances de chaque jambe TE p et n constituant le module dans l'hypothèse que la résistance de contact est omise.

Donc la résistance interne idéal est en fonction de la résistivité électrique du matériau thermoélectrique selon l'équation VI.5.

$$R_J = N(R_p + R_N) \quad (VI.5)$$

Ou R_J et la résistance totale du module idéal en ohm, N est le nombre du couple TE contenant dans le module (84 couples dans notre cas) et R_p , R_n sont les résistances propres des jambes TE p et n respectivement.

La résistance propre des jambes TE $R_{p,n}$ peut être calculé selon la formule suivante.

$$R_{p,n} = \rho \frac{L}{S} \quad (VI.6)$$

Ici ρ ($\Omega \cdot \text{mm}$) est la résistivité électrique du matériau TE et L (mm) et S (mm^2) respectivement sont la longueur de la jambe et sa section (voir tableau IV.2).

Etant donné que la résistivité électrique est dépendante de la température selon des paliers dans notre gamme de température expérimentale.

Ces valeurs sont prescrites dans le tableau suivant et affichées dans le graphe VI.6.

Tableau VI-1 : Valeur analytique de la résistance interne R_M idéal du module TE

Température °C	R_n (Ω)	R_p (Ω)	R_J (Ω)
30	0,0079	0,0088	1,41
40	0,0083	0,0094	1,48
50	0,0086	0,0100	1,56
60	0,0090	0,0105	1,64
70	0,0093	0,0111	1,72
80	0,0097	0,0117	1,79
90	0,0100	0,0121	1,86

D'après le graphique VI.6, on remarque que la résistance interne augmente avec l'augmentation de la température à une tendance linéaire, ce qui nous permet de conclure que la résistance interne est très sensible à la moindre variation de température malgré le fait que la plage de température est seulement de 60°C. Sur cette plage de température, la résistance a subi une augmentation de 0,45 Ω , ce qui correspond à une hausse rapide d'environ 30 %, rendant le recours à une valeur moyenne inadéquat dans ce cas.

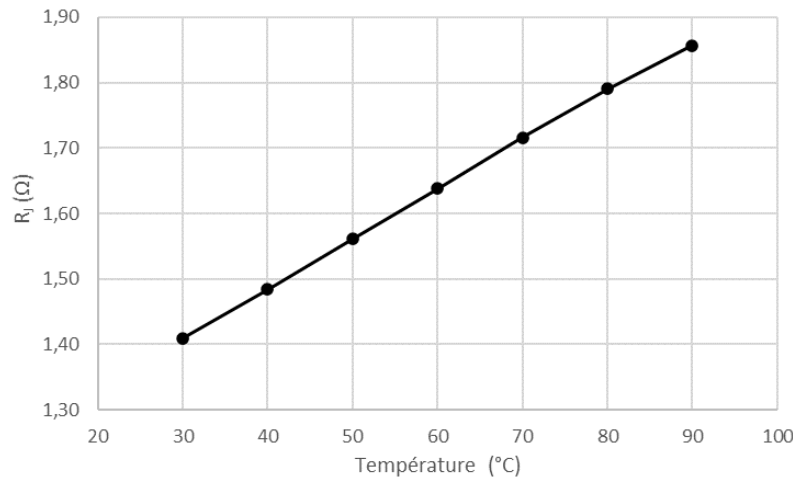


Figure VI-6 : Résistance idéal interne du module en fonction de la température

2.2.5. Calcul de la résistance spécifique de contact R_{EC}

En réalité pour un module TE réel, la résistance interne de la jambe n'est pas le seul participant dans la résistance globale du module car la résistance de contact électrique influe aussi, et elle a des conséquences indésirables dans la fabrication d'un module TE, ce qui limite ses performances.

Cette résistance de contact électrique R_C peut être exprimée sous la forme d'une résistance de contact spécifique R_{EC} ($\Omega.m^2$) selon l'équation (VI.6). Cette dernière, elle est utile dans le paramétrage de la simulation du prototype du module tubulaire.

$$R_C = 2N(R_{EC1} + R_{EC2})/S \quad (VI.6)$$

Rappelons que R_{EC1} et R_{EC2} sont les résistances spécifiques de contact pour chaque interface de contacte de la jambe (voir figure V.15).

R_C peut être aussi exprimé selon l'équation VI.7 :

$$R_C = R_m - R_j \quad (VI.7)$$

De l'équation VI.6 et VI.7 et supposant que R_{EC1} égale R_{EC2} nous obtenons l'équation VI.8

$$R_{EC1} = S(R_m - R_j)/4N \quad (VI.8)$$

Les valeurs obtenues analytiquement de R_{EC} dans notre intervalle de température était de 16 à $26 \times 10^{-9} \Omega m^2$ soit une valeur moyenne de $21 \times 10^{-9} \Omega m^2$ qui correspond parfaitement à la valeur obtenue numériquement (voir tableau V-5), et ce qui est en accord avec les données rapportées

dans [262] avec les mêmes dimensions de jambe et le même matériau que ceux de la présente étude.

3. Résultats numériques

Pour imiter parfaitement le comportement thermique et électrique du module tubulaire sur ANSYS par un couplage entre le module CFX et **Thermal-Electric**, il est impératif d'insérer dans le simulateur tous les phénomènes qui se manifestent dans le système réel. Le simulateur est incapable de reproduire parfaitement le phénomène réel, puisque son code de calcul se base que sur des approches et modèles de calcul approximatives.

3.1. Tension du circuit ouvert V_{OC}

Dans cette partie, nous allons tenter de reproduire numériquement les résultats de V_{OC} issus des tests expérimentaux. L'approche adoptée consiste à ajuster certains paramètres complémentaires sur **Thermal-Electric** ayant le plus grand impact sur la simulation, à savoir les résistances de contact thermiques et électriques.

En premier lieu, une plage de valeurs appropriée est fixée pour chaque contact selon une méthodologie dont le détail a fait l'objet de la section V.2.3.5. Par la suite, après avoir affecté une valeur initiale pour chaque contact, la simulation est exécutée dans la condition de ΔT la plus basse afin de restreindre l'effet des autres paramètres sur le résultat de la simulation, dont les pertes thermiques qui dépendent directement de ΔT . Puis on ajuste continuellement les valeurs des contacts de résistance jusqu'à ce qu'elles correspondent à la valeur expérimentale. Une fois la valeur de chaque contact de résistance est définie, on poursuit la simulation sur le reste de la plage de température. La figure ci-dessous reproduit une capture d'image du résultat de la simulation du module sur Thermal-Electric, affichant la dispersion de la tension en circuit ouvert sur la chaîne de couple thermoélectrique pour $\Delta T = 60^\circ\text{C}$.

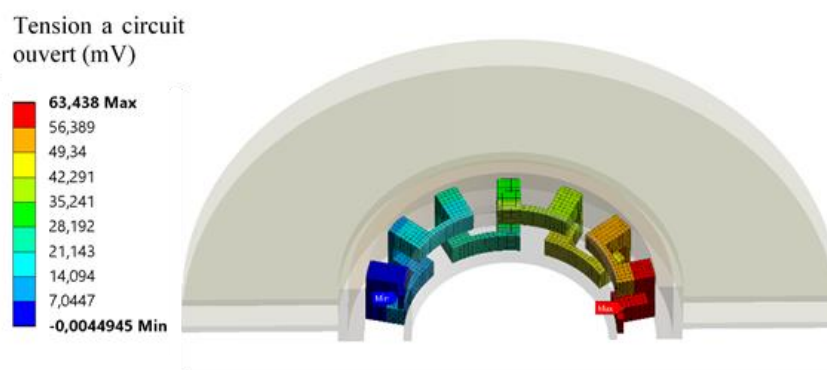


Figure VI-7 : Résultat numérique de la tension en circuit ouvert pour $\Delta T = 60^\circ\text{C}$

La figure VI.8 illustre une comparaison entre les résultats expérimentaux et numériques de V_{OC} . Les colonnes rouges représentent les résultats de la simulation basant sur les mêmes valeurs d'entrée que dans les tests expérimentaux, en tenant compte des résistances de contact thermique supposées du tableau V-5. Comme le montre clairement la figure, l'écart entre les valeurs expérimentales et numériques du circuit ouvert augmente avec l'augmentation du ΔT , ce qui est dû à certains paramètres qui ont été négligés dans la simulation numérique et qui dépendent clairement de la température, à savoir les pertes thermiques par conduction et par rayonnement dans les différentes zones du module (comme déjà illustré dans la figure V.15).

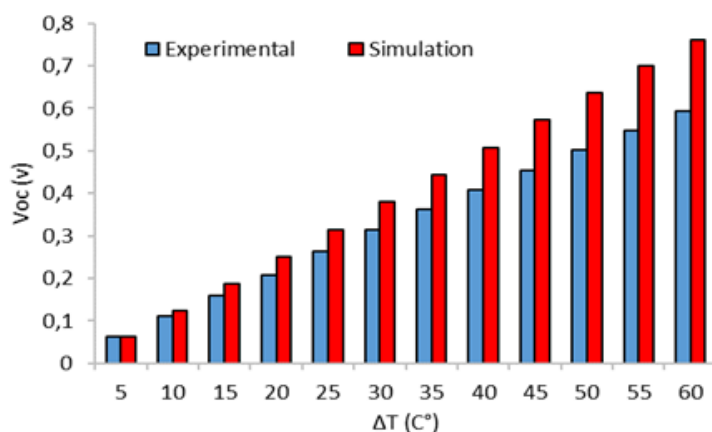


Figure VI-8 : Tension en circuit ouvert des Résultats expérimentaux et de simulations

Ces pertes thermiques augmentent avec l'augmentation de la température, ce qui contribue de plus en plus à la réduction de l'efficacité du module. De plus, le comportement thermique de la couche isolante en termes de conductivité thermique et de résistance de contact peut largement augmenter la résistance thermique globale du module qui est dans notre cas prise constante. L'écart maximal constaté entre la valeur expérimentale et la valeur simulée des V_{OC} était d'environ 22 %.

3.2. Puissance maximale

De toute évidence, la courbe de puissance maximale expérimentale et simulée présente une tendance similaire à celle de la figure VI.8, comme le montre la figure VI.9, mais avec un taux de décalage plus important. Les colonnes bleues et rouges représentent, respectivement, la puissance maximale des résultats expérimentaux et de simulation, pour une valeur de la résistance de charge égale $R_L = 5.5 \Omega$.

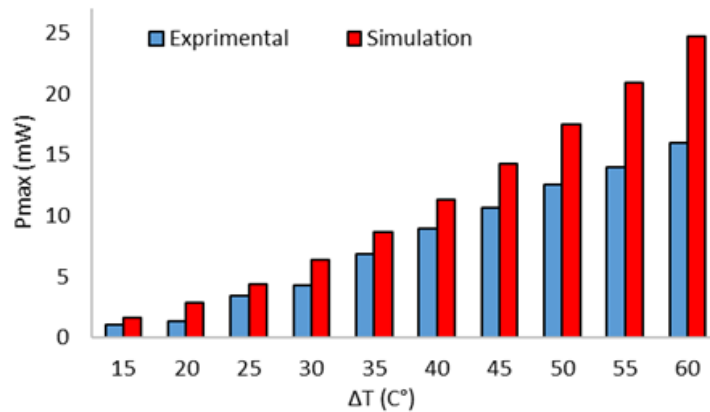


Figure VI-9 : Puissance maximale des Résultats expérimentaux et de simulations

L'écart progressif entre les deux courbes est dû aux mêmes facteurs qui ont affecté la valeur de V_{OC} mais avec un impact plus considérable, du fait que le calcul de la puissance est en fonction de la valeur du V_{OC} et du V_L (voir équation V-2) et que la tension en charge V_L est également impacté par les pertes thermiques négligées dans la simulation, ce qui justifié l'écart constaté.

La figure VI-10 représente une capture d'image du résultat de la simulation du module sur Thermal-Electric, illustrant la dispersion de la tension sous charge résistive ($R_L = 5.5 \Omega$) sur la chaîne de couple thermoélectrique pour $\Delta T = 60^\circ C$.

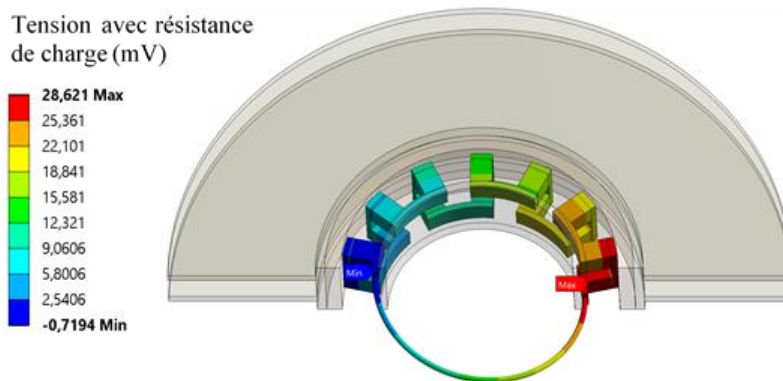


Figure VI-10 : Résultat numérique de la tension avec résistance de charge pour $\Delta T = 60^\circ C$

3.3. Effectivité du module tubulaire

L'effectivité est nouvellement définie par le rapport entre la puissance de sortie d'un dispositif TEG avec considération des résistances de contact et celle sans aucune résistance de contact [267].

$$E_{ff} = \frac{\text{puissance de sortie TEG avec resistance de contact}}{\text{puissance de sortie TEG sans resistance de contact}} \quad (VI.9)$$

Le graphique VI-11 fait la comparaison entre l'effectivité issue des résultats numériques (appelons ici effectivité idéale), et l'effectivité réelle obtenue à partir des résultats expérimentaux du module tubulaire.

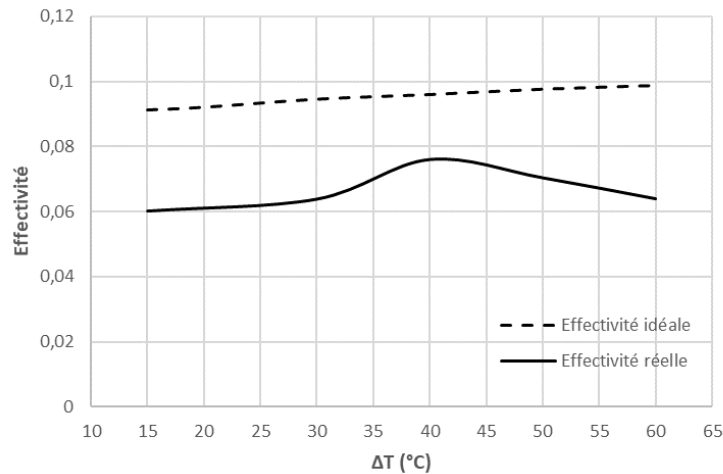


Figure VI-11 : Effectivité idéale et réelle du module innovant

La courbe en discontinue représente l'effectivité idéale qui a une tendance linéaire avec l'augmentation de la température. Cette tendance est due par le fait que le coefficient Seebeck dans cet intervalle de température augmente avec la température, et ce dernier a une influence directe sur la puissance de sortie du module.

Alors que la seconde courbe emprunte une forme parabolique avec un pic au voisinage de la valeur ΔT de 35 à 45°C. Cette tendance est due aux fluctuations de la résistance interne du module (voir Figure VI-5) provenant essentiellement du comportement thermomécanique du module. L'écart entre les deux courbes n'est que l'effet des pertes de chaleur par convection, conduction et radiation négligées dans la simulation, notant que certaines études rapportent que les pertes de chaleur réduisent l'efficacité d'un module d'environ 40-50% [268].

3.4. Efficacité du module tubulaire

Les performances d'un module utilisé comme générateur sont généralement évaluées par l'efficacité du module η , définie comme suit :

$$\eta = \frac{Q_h - Q_c}{Q_h} \quad (\text{VI.10})$$

L'écart de température résulte du flux de chaleur Q_h entrant du côté chaud et de Q_c sortant du côté froid égale à la puissance P générée par le module.

$$P = Q_h - Q_c \quad (\text{VI.11})$$

Donc l'efficacité du générateur TE exprime le rapport entre la puissance générée par le générateur et la chaleur absorbée sur son côté chaud.

$$\eta = \frac{P}{Q_h} \quad (\text{VI.12})$$

Notant que cette formule est valable dans le cas où les pertes thermiques sont négligées.

Pour une distribution uniforme de la température et sans pertes thermiques, le rendement du module peut être exprimé comme suit

$$\eta = \frac{\Delta T}{T_h} \frac{\sqrt{1+ZT}-1}{\sqrt{1+ZT}+T_c/T_h} \quad (\text{VI.13})$$

Où T_h et T_c sont les températures des côtés chaud et froid, respectivement. ZT est le facteur de mérite thermoélectrique sans dimension pour un couple thermoélectrique p et n.

Pour $T_m = (T_h + T_c) / 2$ ZT est calculer selon l'équation suivante.

$$ZT = \alpha^2 \sigma T_m / \lambda \quad (\text{VI.14})$$

Où α (V/K) est le coefficient de Seebeck, σ (S/m) est la conductivité électrique, λ (W/m.K) est la conductivité thermique, et T_m est la température moyenne absolue.

La figure VI-12 affiche la valeur de ZT en fonction de la température du coté chaud du module de la paire TE p-n en tellurure de bismuth composent le module tubulaire. Comme on peut le constater sur la figure, la valeur de ZT est presque constante à une valeur moyenne de 0,9, cela est en raison du petit intervalle de la température (pour un intervalle plus large veuillez consulter l'annexe). Notant que le tellurure de bismuth est le matériau thermoélectrique dominant pour les applications proches de la température ambiante et son facteur de mérite est au voisinage de 1 [269].

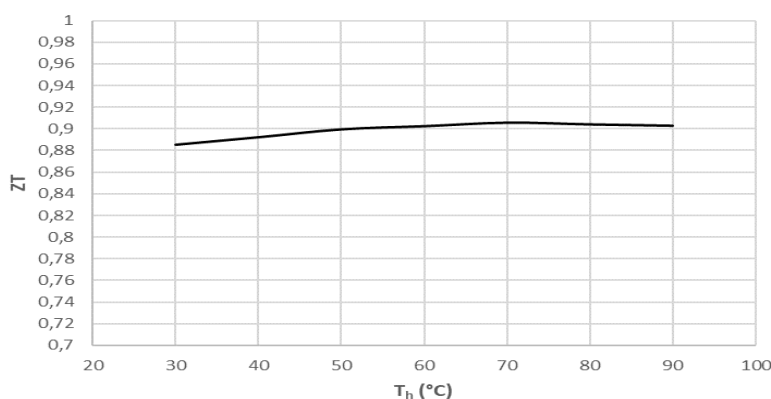


Figure VI-12 : Facteur de mérite en fonction de la température coté chaude

Après avoir calculer le facteur de mérite, nous allons calculer l'efficacité du module avec et sans les résistances des contacts thermiques et électriques, en utilisant l'équation (VI.13).

Le but ici est d'évaluer l'influence de la résistance de contact sur l'efficacité du module, toujours nous admettons que les pertes de chaleur par conduction ou rayonnement sont négligées. Comme le montre la figure VI-13 l'efficacité augment avec la différence de température, Cette allure est logique puisque, suivant l'équation (VI.13), $\Delta T/T_h$ constitue la partie prédominante de l'équation qui croît avec l'augmentation de T_h .

Par ailleurs, il semble clair selon le graphique que la résistance a une influence considérable sur le rendement du module. Ce rendement maximal (sans résistances de contact) est difficile à atteindre et même impossible car on pourra jamais éliminer les résistances de contact électriques et thermiques dans la construction d'un tel dispositif.

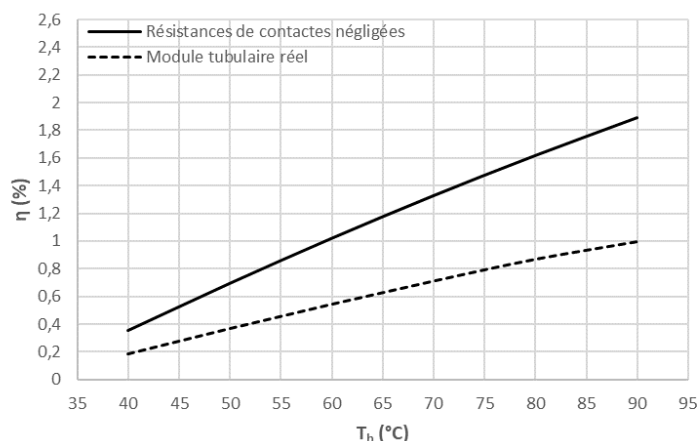


Figure VI-13 : Efficacité du module en fonction de la température du tube chaude

3.5. Influence de la résine

3.5.1. Influence de la conductivité thermique de la résine

L'avantage d'utiliser de la résine pour joindre les connecteurs aux tubes internes et externes est de donner au module un assemblage plus facile et moins rigide pour absorber autant que possible les contraintes internes dues à la dilatation thermique des différentes parties du module. Ceci a pour effet d'atténuer le problème de craquage des modules thermoélectriques. Le choix d'une résine adéquate nécessite des tests de performance sur la thermoélasticité, la conductivité thermique et sa dépendance avec la température, l'isolation électrique et l'épaisseur optimale de la couche à appliquer. Cela rend notre tâche difficile avec le manque des données techniques sur la résine utilisée dans cette étude, cependant nous basant sur certaines études qui montre

que la conductance thermique de certains adhésifs ne change pas significativement avec les changements de température et de la pression apparente [247].

Le graphique VI-14 illustre la puissance de sortie du module dans le cas de différentes conductivités thermiques des résines, comme celle utilisée dans cette recherche ($\lambda = 0,25$ W/m.K), et de certaines résines composites existantes qui ont démontré une conductivité thermique allant de 2.5 à 4,3 W/m.k [248] [249]. Il faut préciser ici que toutes les résistances de contact sont prises en compte.

Les courbes du graphe nous montrent que la conductivité thermique de la résine a une forte influence sur la puissance de sortie du module malgré la fine couche de résine appliquée (environ 0.15 mm) en raison de la très faible conductivité thermique de la résine utilisée.

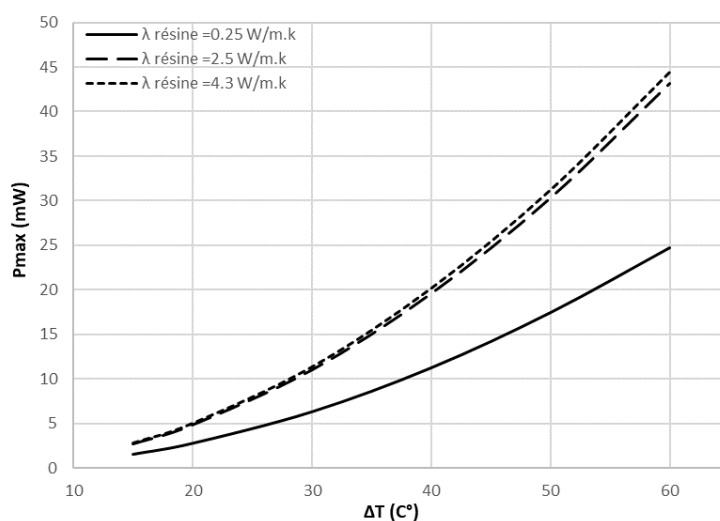


Figure VI-14 : Variation de la puissance de sortie du module selon différentes conductivité thermique de la résine

La simulation montre aussi qu'une augmentation de la conductivité thermique de la résine de 0,25 à 2,5 W/m.K augmente aussi la puissance de sortie de 74%, mais au-delà de cette valeur le changement en puissance n'est plus significatif, car selon l'équation V-2 la contribution de la conductivité thermique n'est plus importante pour le calcul de la résistance globale de la résine face à une résistance de contact plus élevée considérée comme constante dans les trois cas de résine.

La même tendance pour le graphe VI-15 qui dévoile une montée en efficacité ($T_h = 90^\circ\text{C}$) de 0.99% à 1.32% pour $\lambda = 0.25$ et 2.5 w/m.K respectivement soit une augmentation de 0.33%. A noter que la valeur max obtenue de l'efficacité (sans résistance de contacte) est de 1.89%.

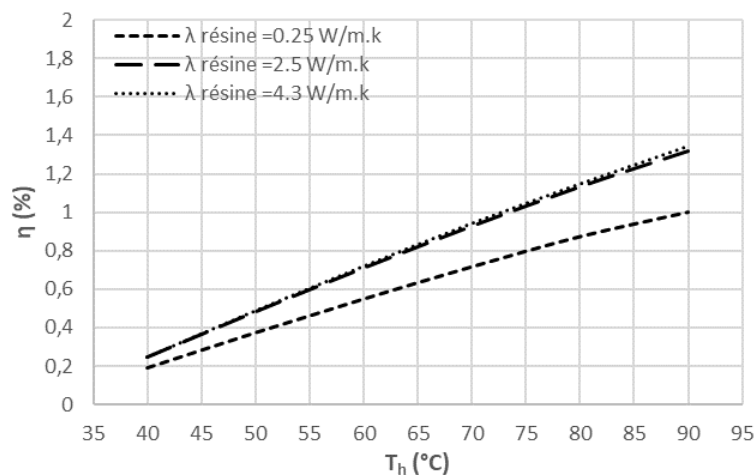


Figure VI-15 : Influence de différentes conductivités thermiques de résine sur l'efficacité du module

Il ressort de ces deux graphiques que non seulement la conductivité de la résine est un facteur important pour une meilleure efficacité du module, mais qu'il faut également tenir compte de la résistance de contact de la résine avec les surfaces des pièces à joindre.

3.5.2. Influence de l'épaisseur de la couche de résine

L'épaisseur de la couche de résine à employer pour joindre les éléments TE aux tubes intérieurs et extérieurs est un facteur important dans cette recherche. En effet, cette couche contribue à la résistance globale du module et plus la résistance est faible, plus la puissance de sortie est élevée. Afin de permettre une bonne analyse du problème, nous traçons le graphique VI-16 qui représente la tension de sortie du module (circuit ouvert) en fonction de l'épaisseur de la couche de résine selon la conductivité thermique des trois types de résine déjà évoqués.

En addition, deux courbes de référence (lignes) ont également été tracées. La première concerne la tension de sortie du module dépourvue de résine, et la seconde désigne la tension de sortie dans le cas où le module possède la même technique de fixation qu'un module plat classique, tout en substituant le matériau des tubes extérieur et intérieur (cuivre et aluminium) par l'alumine (Al_2O_3) qui compose les plaques de céramique du module plat commercial. L'objectif est de déterminer l'épaisseur et la conductivité thermique optimales de la résine afin d'atteindre les performances d'un module thermoélectrique commercial.

La conductivité thermique de l'alumine est fournie dans la base de données ANSYS (25 W/m.K), tandis que l'épaisseur moyenne choisie selon la littérature [270] [271] est de 0,75 mm. Il convient de préciser que les résistances de contact ont été négligées dans cette partie de la simulation.

Le graphique ci-dessous indique que le tube en alumine (configuration de module commercial plat) est plus performant que la résine, seule une conductivité supérieure à 4,3 w/m.K peut le concurrencer. Notant que la structure du tube en alumine est inexistante, et cette comparaison n'est qu'une évaluation de la fiabilité du module tubulaire innovant avec différents types de résine.

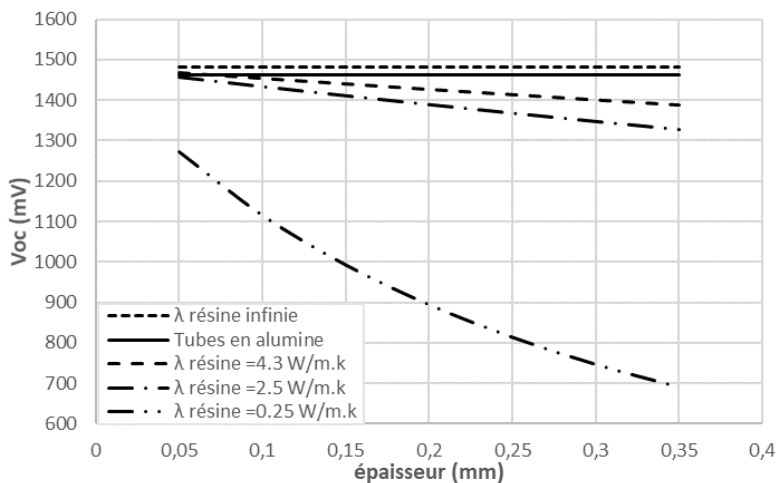


Figure VI-16 : Tension de sortie du module tubulaire en fonction de la couche de résine et selon une configuration sans résine avec tube en alumine

La figure V-17 nous permet de mieux estimer l'épaisseur optimale de la couche de résine en faisant appel au rapport entre le V_{OC} avec résine et V_{OC} avec tube en alumine. Les courbes montrent que pour une épaisseur inférieure à 0.1mm les deux résines de 2.5 et 4.3 w/m.k sont favorables, tandis que pour une épaisseur comprise entre 0,1 et 0,2 mm, la résine de 4,3 w/m.k peut fournir une tension de sortie similaire à celle du module commercial conventionnel.

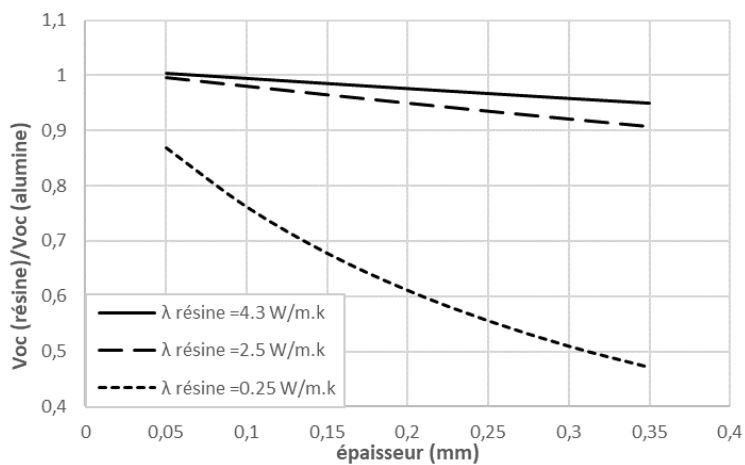


Figure VI-17 : l'influence de la couche de différentes résines sur la tension de sortie du module par rapport à une configuration similaire à un module conventionnelle

On peut en déduire que les propriétés thermiques et dimensionnelles de la couche de résine sont cruciales pour une meilleure performance du module TE tubulaire.

3.6. Influence de la vitesse d'air

Le choix de la vitesse du flux d'air de refroidissement relève de plusieurs paramètres, dont le plus important est la puissance consommée par le ventilateur. Et étant donné que cette puissance est comptée dans le calcul du rendement global d'un système, son impact sur ce dernier peut devenir significatif si une étude technico-économique n'est pas considérée, surtout lorsqu'il s'agit d'une installation à grande échelle, afin de permettre d'optimiser l'énergie consommée par le système de refroidissement.

Comme le démontre la figure VI-18, l'augmentation de la vitesse de l'air entraîne une augmentation significative de l'efficacité du module tubulaire jusqu'à une valeur constante due à la limitation de la conductivité thermique de l'ailette. L'efficacité dans le graphe représente le rapport entre la puissance réelle produite et la puissance produite dans le cas d'une ailette isotherme (matériau infiniment conducteur). Cette expression est similaire à celle du rendement d'ailettes η_a qui est généralement définie comme le rapport entre la dissipation thermique réelle d'une ailette et sa dissipation idéale si toute l'ailette était à la même température que sa base.

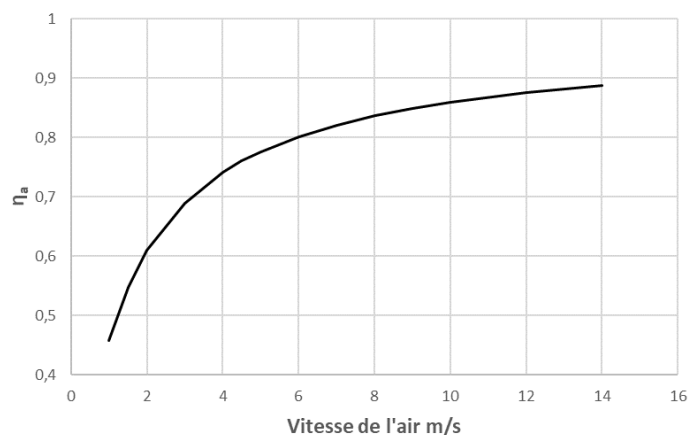


Figure VI-18 : Influence de la vitesse de l'air sur le rendement de l'ailette

3.7. Distribution de la température

Dans cette partie, nous examinons la distribution de la température sur les diverses composantes du module à partir des images de la simulation sur ANSYS Thermal-Electric. L'objectif est d'une part est de valider la simulation, et d'autre part d'analyser la dispersion de la température afin d'identifier les zones de température irrégulières qui influe sur le rendement du module.

La figure VI-19 (A) et (C) présente la répartition de la température globale ($T_C = 30^\circ\text{C}$ et $T_h = 90^\circ\text{C}$) sur l'ensemble du module dans le cas de circuit ouvert et de charge résistive respectivement. En général, dans les deux situations la distribution est homogène, et on constate une claire dégradation graduelle des couleurs au niveau des jambes TE qui signifie une présence de grande résistance thermique, qui est évidente vue la conductivité thermique faible des jambes, tandis que l'ailette et les tubes présentent une distribution proportionnellement constante en raison de leurs conductivités thermiques élevées.

Afin de visualiser la répartition de la température au niveau de l'ailette, nous utilisons la distribution locale sur l'ailette seule (voir figures (B) et (D)), qui nous montre contrairement au figure (A) et (C) un profil hétérogène de la température puisque l'intervalle de température est devenu plus restreint, ce profil est parfaitement usuel dans le cas des ailettes annulaires[272]. Cela nous confirme que le couplage entre CFX et Thermal-Electric s'est bien établi. On constate aussi une légère différence de température entre la simulation en circuit ouvert et celle en charge, qui est plus importante pour deuxième circuit, due au flux de courant électrique traversant les jambes TE, générant ainsi de la chaleur par effet Joule [273].

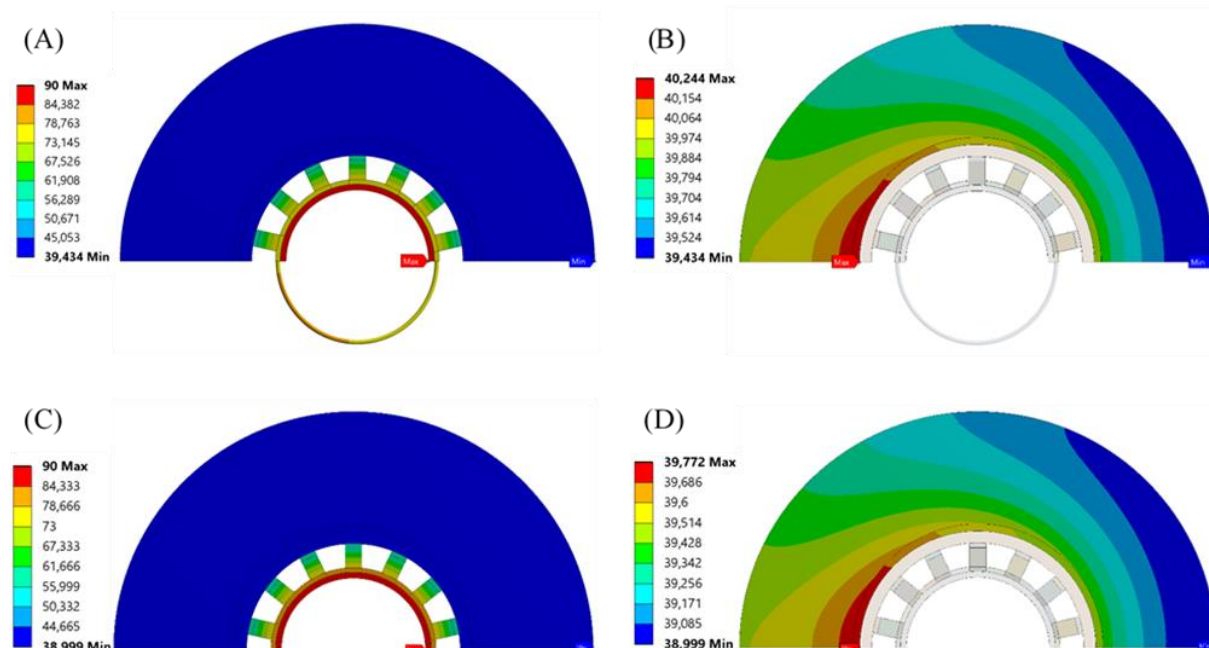


Figure VI-19 : Distribution de la température pour module réel simulé avec $T_C = 30^\circ\text{C}$, $T_h = 90^\circ\text{C}$, $R_L = 5.5 \Omega$, (A) distribution globale avec résistance de charge, (B) distribution locale avec résistance de charge, (C) distribution globale circuit ouvert, (D) distribution locale circuit ouvert.

Dans un module TEG conventionnelle plat, un certain nombre de couples thermoélectriques sont connectés en série pour produire la tension requise. L'énergie électrique produite par

chaque couple varie pour un point de fonctionnement thermique donné, une présence de distribution non uniforme de la chaleur sur les faces du TEG, crée une baisse de la production d'énergie par rapport à la puissance maximale qui serait disponible si chaque couple TE fonctionnait avec la même distribution de chaleur [274].

La figure VI-20 expose la distribution de la chaleur sur le tube externe et interne selon les paramètres de simulation du module réel avec $T_h = 90^\circ\text{C}$. La distribution non uniforme de la chaleur sur le tube extérieur est nettement visible (figure (A)), en revanche on observe une distribution uniforme de la chaleur sur le tube intérieur (figure (B)) où la circulation de l'eau chaude assure une homogénéité de la chaleur sur la paroi du tube intérieur. Cette fluctuation de température affectera la puissance de sortie et le rendement du module tubulaire malgré le faible écart constaté. La solution possible à ce problème est d'ajuster la répartition des couples TE sur le périmètre du tube de manière à éviter les zones de température inadéquates.

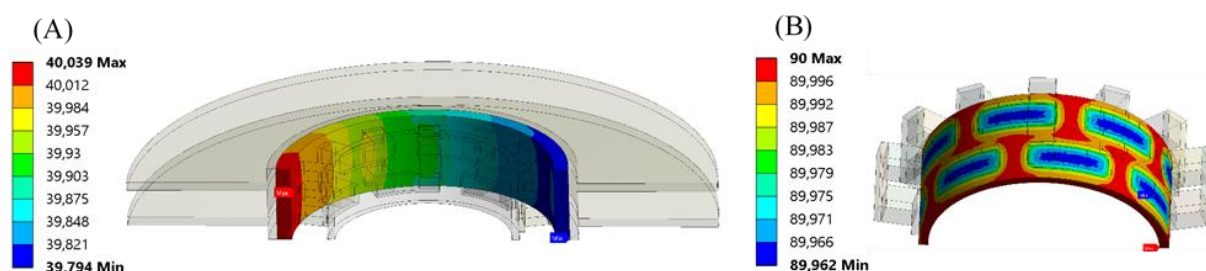


Figure VI-20 : Distribution de la température pour module réel simulé avec $T_c = 30^\circ\text{C}$, $T_h = 90^\circ\text{C}$ et sans résistance de charge, (A) distribution locale sur tube extérieur, (B) distribution locale sur tube intérieur.

4. Conclusion

Dans le but d'analyser et d'évaluer le comportement thermique et thermoélectrique du module tubulaire innovant pour la récupération de la chaleur résiduelle, des tests sur banc d'essai et des simulations sur la plateforme ANSYS ont été menés. La première partie présente les résultats des tests expérimentaux et la deuxième les résultats de simulation en assurant une cohérence entre les deux parties.

Les résultats expérimentaux acquis ont été exploités pour obtenir les courbes de tensions, courants et puissances, qui reflète l'allure normale issu d'un générateur thermoélectrique. Bien que la résistance interne du module fût supérieure à la normale, ceci est fortement dû à la résistance de contact et à la couche de résine utilisée.

Nous avons utilisé les résultats expérimentaux pour construire une simulation proche au comportement réel du module tubulaire afin d'analyser le comportement thermique et

thermoélectrique du module. Nous avons constaté que le principal élément influençant les performances du module est la résine. Suivant les résultats de notre analyse, une résine dont la conductivité thermique est supérieure à 4,3 w/m.k et une épaisseur qui ne dépasse pas 0,2 mm pourra concurrencer un module conventionnel similaire.

Conclusion générale

Conclusion générale

Les générateurs thermoélectriques, étant donné leur particularité à fournir du courant électrique avec une très faible différence de température sur une large plage de température, sont aujourd'hui une des principales solutions à proposer pour la récupération de l'énergie perdue et la chaleur de manière statique et non polluante, y compris dans des conditions environnementales sévères. Le rendement relativement faible de cette technologie de conversion a entravé son évolution, à l'exception dans certains secteurs où les avantages des TEG sont plus favorables que d'autres technologies. L'utilisation de la thermoélectricité dans divers secteurs de laboratoires et industriels a donné lieu à des perspectives différentes. Elle a révélé un succès significatif dans certaines applications et un échec total dans d'autres. Les recherches actuelles sur les générateurs thermoélectriques se concentrent sur le développement de nouveaux matériaux thermoélectriques efficaces en surmontant les inconvénients de la corrélation entre les propriétés électriques et thermiques des matériaux thermoélectriques,

Le travail fourni exposé dans cette thèse de doctorat porte sur la conception et la réalisation d'un nouveau concept de générateur thermoélectrique tubulaire à ailettes qui combine des éléments thermoélectriques rigides quadratiques à base de Bi_2Te_3 et une structure tubulaire à ailettes, afin de récupérer la chaleur perdue dans un milieu gazeux/liquide. L'objectif est de développer une conception simple, robuste et compacte qui peut être facilement intégrée dans un système de conversion thermoélectrique gaz/liquide, conduisant à une installation plus rentable.

Dans cette thèse, les connaissances fondamentales de l'effet thermoélectrique, les lois fondamentales et les paramètres affectant l'efficacité des matériaux thermoélectriques conventionnels et nouveaux ont été abordés.

La particularité d'un nouveau module qui permet d'intégrer des ailettes annulaires nous a incité à étudier l'adaptation de l'échangeur de chaleur au module thermoélectrique innovant, pour une intégration optimale. Deux paramètres dimensionnels ont été sélectionnés comme variable (espacement et hauteur d'ailette) pour prévoir le comportement de l'échangeur sous simulateur numérique, tandis que les critères de choix étaient le taux de transfert thermique total et la chute de pression. Les résultats de simulation ont montré qu'un espacement de 2 à 3 mm et une hauteur de 11 à 13 mm présentent les valeurs optimales pour une efficacité maximale de l'échangeur dans les conditions physique bien défini. Aussi un choix au-delà de ces valeurs engendre soit une augmentation importante de la chute de pression, soit une chute du taux de

transfert thermique totale. Après avoir réussi à déterminer les valeurs dimensionnelles du module thermoélectrique tubulaire nous avons procédé à la fabrication de notre nouveau module (chapitre quatre). La pièce clé dans ce montage est la branche TE qui peut être une solution adéquate sur les difficultés rencontrées dans la fabrication des modules TE de forme autre que le plat. Dans notre conception expérimentale, nous avons choisi une résine pour l'assemblage des différentes parties du module et pour assurer l'étanchéité interne du module contre le liquide de process ; ce qui a représenté une solution efficace.

Au cours du chapitre V, nous avons soumis notre module réalisé à des tests via un banc d'essai spécialement construit à cet effet. Puis une étude numérique a été lancée sur la plateforme ANSYS Workbench afin d'analyser le comportement thermique et électrique du module à partir des résultats expérimentaux du module précédemment acquis. Les résultats des tests expérimentaux et de simulation ont donné une cohérence entre les deux parties ; ce qui nous a permis de tester notre module dans des conditions proche de réalité. Les résultats ont permis de mettre en évidence les facteurs qui affectent l'efficacité du module, tels que la résistance de contact et la couche de résine. Ce travail nous amène à conclure que pour améliorer l'efficacité du module tubulaire, certains paramètres de conception et de qualité des matériaux doivent être pris en considération, comme indiqué ci-dessous.

1- Atténuation de la résistance de contact thermique tube/fins en utilisant des tubes à ailettes extrudées.

2- La sélection d'une résine plus conductrice et plus élastique qui assure une faible résistance de contact thermique, notant que les recherches dans ce domaine sont étendues et prometteuses.

3- La géométrie des ailettes et des tubes doit être mieux adaptée aux paramètres du processus.

D'autres travaux dans cette direction de recherche seront une aubaine dans un que de recherche qui évolue très vite et peut résoudre ce problème d'énergie perdue .

Références

- [1] A. Volta, “Nuova memoria sull’electricità animale,” *Lettere al signor Abate Anton Maria Vassalli*, 1794.
- [2] T. J. Seebeck, « *Magnetische Polarisation der Metalle und Erze durch Temperatur-Differenz* », *Abhandlungen der Königlich Preußischen Akademie der Wissenschaften zu Berlin, Verlag von Wilhelm Engelmann*,. 1895.
- [3] J. C. Peltier, “Nouvelles expériences sur la calorificité des courants électriques,” *Annales de chimie et de physique*, vol. 56, pp. 371–386, 1834.
- [4] W. Thomson, “On the Dynamical Theory of Heat Transfer,” *Transactions of the Royal Society of Edinburgh*, vol. 3, pp. 91–98, 1851.
- [5] E. Altenkirch, “Über den nutzeffekt der thermosäule,” *Physikalische Zeitschrift*, vol. 10, p. 560, 1909.
- [6] E. Altenkirch, “Elektrothermische Kälteerzeugung und reversible elektrische Heizung,” *Physikalische Zeitschrift*, vol. 12, pp. 920–924, 1911.
- [7] H. Ohta, K. Sugiura, and K. Koumoto, “Recent Progress in Oxide Thermoelectric Materials: p-Type $\text{Ca}_3\text{Co}_4\text{O}_9$ and n-Type SrTiO_3^- ,” *Inorganic Chemistry*, vol. 47, no. 19, pp. 8429–8436, Oct. 2008, doi: 10.1021/ic800644x.
- [8] J. M. O. Zide *et al.*, “Demonstration of electron filtering to increase the Seebeck coefficient in $\text{In}_{0.53}\text{Ga}_{0.47}\text{As}/\text{In}_{0.53}\text{Ga}_{0.28}\text{Al}_{0.19}\text{As}$ superlattices,” *Physical Review B*, vol. 74, no. 20, Nov. 2006, doi: 10.1103/PhysRevB.74.205335.
- [9] K. B. Masood, P. Kumar, R. A. Singh, and J. Singh, “Odyssey of thermoelectric materials: foundation of the complex structure,” *Journal of Physics Communications*, vol. 2, no. 6, p. 062001, Jun. 2018, doi: 10.1088/2399-6528/aab64f.
- [10] “Thème. Etude expérimentale d’un module thermoélectrique avec réalisation d’une application à effet Peltier - PDF Free Download.” <https://docplayer.fr/206361952-Theme-etude-experimentale-d-un-module-thermoelectrique-avec-realisation-d-une-application-a-effet-peltier.html> (accessed Dec. 13, 2022).
- [11] A. H. Elarusi, H. Fagehi, H. Lee, and A. Attar, “Theoretical Approach to Predict the Performance of Thermoelectric Generator Modules,” *Journal of Electronic Materials*, vol. 46, no. 2, pp. 872–881, Feb. 2017, doi: 10.1007/s11664-016-4948-9.
- [12] R. J. Buist, “Design and engineering of thermoelectric cooling devices,” in *10th International Conference on Thermoelectrics*, 1991.
- [13] R. J. Buist, “Calculation of Peltier device performance,” *CRC Handbook of Thermoelectrics*, pp. 143–155, 1995.
- [14] S. Kumar, S. D. Heister, X. Xu, and J. R. Salvador, “Optimization of Thermoelectric Components for Automobile Waste Heat Recovery Systems,” *Journal of Electronic Materials*, vol. 44, no. 10, pp. 3627–3636, Oct. 2015, doi: 10.1007/s11664-015-3912-4.
- [15] P. G. Lau and R. J. Buist, “Calculation of thermoelectric power generation performance using finite element analysis,” 1997, pp. 563–566. doi: 10.1109/ICT.1997.667592.
- [16] S. W. Angrist, “Direct energy conversion,” 1976.

- [17] E. E. Antonova and D. C. Looman, “Finite elements for thermoelectric device analysis in ANSYS,” 2005, pp. 215–218. doi: 10.1109/ICT.2005.1519922.
- [18] A. Release, *9.0 Documentation, 2004*, ANSYS. Inc.
- [19] T. Y. Kim and J. Kim, “Assessment of the energy recovery potential of a thermoelectric generator system for passenger vehicles under various drive cycles,” *Energy*, vol. 143, pp. 363–371, Jan. 2018, doi: 10.1016/j.energy.2017.10.137.
- [20] M. Chen, L. A. Rosendahl, and T. Condra, “A three-dimensional numerical model of thermoelectric generators in fluid power systems,” *International Journal of Heat and Mass Transfer*, vol. 54, no. 1–3, pp. 345–355, Jan. 2011, doi: 10.1016/j.ijheatmasstransfer.2010.08.024.
- [21] Q. E. Hussain, D. R. Brigham, and C. W. Maranville, “Thermoelectric Exhaust Heat Recovery for Hybrid Vehicles,” *SAE International Journal of Engines*, vol. 2, no. 1, pp. 1132–1142, Apr. 2009, doi: 10.4271/2009-01-1327.
- [22] J. Zheng, “Recent advances on thermoelectric materials,” *Frontiers of Physics in China*, vol. 3, no. 3, pp. 269–279, Sep. 2008, doi: 10.1007/s11467-008-0028-9.
- [23] A. F. Ioffe, “Power Application Principles of Semiconductor Thermopiles,” *USSR Academy of Sciences*, 1950.
- [24] L. D. Hicks and M. S. Dresselhaus, “Effect of quantum-well structures on the thermoelectric figure of merit,” *Physical Review B*, vol. 47, no. 19, pp. 12727–12731, May 1993, doi: 10.1103/PhysRevB.47.12727.
- [25] R. Rurali, C. Yu, and I. Zardo, “Special issue on thermoelectric properties of nanostructured materials,” *Journal of Physics D: Applied Physics*, vol. 51, no. 43, p. 430301, Oct. 2018, doi: 10.1088/1361-6463/aadf4f.
- [26] D. Beretta *et al.*, “Thermoelectrics: From history, a window to the future,” *Materials Science and Engineering: R: Reports*, vol. 138, p. 100501, Oct. 2019, doi: 10.1016/j.mser.2018.09.001.
- [27] I. Sarbu and A. Dorca, “A comprehensive review of solar thermoelectric cooling systems,” *International Journal of Energy Research*, vol. 42, no. 2, pp. 395–415, Feb. 2018, doi: 10.1002/er.3795.
- [28] K.-X. Chen, M.-S. Li, D.-C. Mo, and S.-S. Lyu, “Nanostructural thermoelectric materials and their performance,” *Frontiers in Energy*, vol. 12, no. 1, pp. 97–108, Mar. 2018, doi: 10.1007/s11708-018-0543-5.
- [29] K. Romanjek, S. Vesin, L. Aixala, T. Baffie, G. Bernard-Granger, and J. Dufourcq, “High-Performance Silicon–Germanium-Based Thermoelectric Modules for Gas Exhaust Energy Scavenging,” *Journal of Electronic Materials*, vol. 44, no. 6, pp. 2192–2202, Jun. 2015, doi: 10.1007/s11664-015-3761-1.
- [30] C. B. Vining, “The Thermoelectric Limit $ZT = 1$: Fact or Artifact,” in *Proceedings of the XIth Intl. Conference on Thermoelectrics, Univ. of Texas, Arlington, TX*, 1992, pp. 223–231.
- [31] D. T. Crane and L. E. Bell, “Progress Towards Maximizing the Performance of a Thermoelectric Power Generator,” 2006, pp. 11–16. doi: 10.1109/ICT.2006.331259.
- [32] N. M. Yatim, N. Z. I. M. Sallehin, S. Suhaimi, and M. A. Hashim, “A review of ZT measurement for bulk thermoelectric material,” presented at the RECENT

- ADVANCEMENT ON APPLIED PHYSICS, INDUSTRIAL CHEMISTRY AND CHEMICAL TECHNOLOGY: Proceedings of the International Conference on Recent Advancements in Science and Technology 2017 (ICoRAST2017), Melaka, Malaysia, 2018, p. 030002. doi: 10.1063/1.5041223.
- [33] S. Liu, J. Wang, J. Jia, X. Hu, and S. Liu, "Synthesis and thermoelectric performance of Li-doped NiO ceramics," *Ceramics International*, vol. 38, no. 6, pp. 5023–5026, Aug. 2012, doi: 10.1016/j.ceramint.2012.02.099.
- [34] M. Karami Rad, A. Rezaia, M. Omid, A. Rajabipour, and L. Rosendahl, "Study on material properties effect for maximization of thermoelectric power generation," *Renewable Energy*, vol. 138, pp. 236–242, Aug. 2019, doi: 10.1016/j.renene.2019.01.104.
- [35] H. Mamur, M. R. A. Bhuiyan, F. Korkmaz, and M. Nil, "A review on bismuth telluride (Bi₂Te₃) nanostructure for thermoelectric applications," *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, vol. 82, pp. 4159–4169, Feb. 2018, doi: 10.1016/j.rser.2017.10.112.
- [36] Z. H. Dughaish, "Lead telluride as a thermoelectric material for thermoelectric power generation," *Physica B: Condensed Matter*, vol. 322, no. 1–2, pp. 205–223, Sep. 2002, doi: 10.1016/S0921-4526(02)01187-0.
- [37] A. D. LaLonde, Y. Pei, H. Wang, and G. Jeffrey Snyder, "Lead telluride alloy thermoelectrics," *Materials Today*, vol. 14, no. 11, pp. 526–532, Nov. 2011, doi: 10.1016/S1369-7021(11)70278-4.
- [38] C. Gayner and K. K. Kar, "Recent advances in thermoelectric materials," *Progress in Materials Science*, vol. 83, pp. 330–382, Oct. 2016, doi: 10.1016/j.pmatsci.2016.07.002.
- [39] J. R. Sootsman, D. Y. Chung, and M. G. Kanatzidis, "New and Old Concepts in Thermoelectric Materials," *Angew. Chem. Int. Ed.*, vol. 48, no. 46, pp. 8616–8639, Nov. 2009, doi: 10.1002/anie.200900598.
- [40] K. Delime-Codrin *et al.*, "Large figure of merit $ZT = 1.88$ at 873 K achieved with nanostructured Si_{0.55}Ge_{0.35}(P_{0.10}Fe_{0.01})," *Applied Physics Express*, vol. 12, no. 4, p. 045507, Apr. 2019, doi: 10.7567/1882-0786/ab08b7.
- [41] H. Anno, H. Yamada, T. Nakabayashi, M. Hokazono, and R. Shirataki, "Gallium composition dependence of crystallographic and thermoelectric properties in polycrystalline type-I Ba₈GaxSi_{46-x} (nominal x=14–18) clathrates prepared by combining arc melting and spark plasma sintering methods," *Journal of Solid State Chemistry*, vol. 193, pp. 94–104, Sep. 2012, doi: 10.1016/j.jssc.2012.03.069.
- [42] C. Wan, Y. Wang, N. Wang, and K. Koumoto, "Low-Thermal-Conductivity (MS)_{1+x}(TiS₂)₂ (M = Pb, Bi, Sn) Misfit Layer Compounds for Bulk Thermoelectric Materials," *Materials*, vol. 3, no. 4, pp. 2606–2617, Apr. 2010, doi: 10.3390/ma3042606.
- [43] B. B. Iversen *et al.*, "Why are Clathrates Good Candidates for Thermoelectric Materials?," *Journal of Solid State Chemistry*, vol. 149, no. 2, pp. 455–458, Feb. 2000, doi: 10.1006/jssc.1999.8534.
- [44] M. Zou, J.-F. Li, and T. Kita, "Thermoelectric properties of fine-grained FeVSb half-Heusler alloys tuned to p-type by substituting vanadium with titanium," *Journal of Solid State Chemistry*, vol. 198, pp. 125–130, Feb. 2013, doi: 10.1016/j.jssc.2012.09.043.
- [45] J. Yu, K. Xia, X. Zhao, and T. Zhu, "High performance p-type half-Heusler thermoelectric materials," *Journal of Physics D: Applied Physics*, vol. 51, no. 11, p. 113001, Mar. 2018, doi: 10.1088/1361-6463/aaa58.

- [46] F. Gascoin, S. Ottensmann, D. Stark, S. M. Haïle, and G. J. Snyder, “Zintl Phases as Thermoelectric Materials: Tuned Transport Properties of the Compounds $CaxYb_{1-x}Zn_2Sb_2$,” *Advanced Functional Materials*, vol. 15, no. 11, pp. 1860–1864, Nov. 2005, doi: 10.1002/adfm.200500043.
- [47] J. Shuai, J. Mao, S. Song, Q. Zhang, G. Chen, and Z. Ren, “Recent progress and future challenges on thermoelectric Zintl materials,” *Materials Today Physics*, vol. 1, pp. 74–95, Jun. 2017, doi: 10.1016/j.mtphys.2017.06.003.
- [48] N. M. Ferreira *et al.*, “New method to improve the grain alignment and performance of thermoelectric ceramics,” *Materials Letters*, vol. 83, pp. 144–147, Sep. 2012, doi: 10.1016/j.matlet.2012.05.131.
- [49] Y. F. Wang, K. H. Lee, H. Ohta, and K. Koumoto, “Fabrication and thermoelectric properties of heavily rare-earth metal-doped $SrO(SrTiO_3)_n$ ($n=1, 2$) ceramics,” *Ceramics International*, vol. 34, no. 4, pp. 849–852, May 2008, doi: 10.1016/j.ceramint.2007.09.034.
- [50] D. Lu, G. Chen, J. Pei, X. Yang, and H. Xian, “Effect of erbium substitution on thermoelectric properties of complex oxide $Ca_3Co_2O_6$ at high temperatures,” *Journal of Rare Earths*, vol. 26, no. 2, pp. 168–172, Apr. 2008, doi: 10.1016/S1002-0721(08)60059-9.
- [51] C. Gayner, K. K. Kar, and W. Kim, “Recent progress and futuristic development of PbSe thermoelectric materials and devices,” *Materials Today Energy*, vol. 9, pp. 359–376, Sep. 2018, doi: 10.1016/j.mtener.2018.06.010.
- [52] L.-D. Zhao, C. Chang, G. Tan, and M. G. Kanatzidis, “SnSe: a remarkable new thermoelectric material,” *Energy Environ. Sci.*, vol. 9, no. 10, pp. 3044–3060, 2016, doi: 10.1039/C6EE01755J.
- [53] S. Li, X. Li, Z. Ren, and Q. Zhang, “Recent progress towards high performance of tin chalcogenide thermoelectric materials,” *J. Mater. Chem. A*, vol. 6, no. 6, pp. 2432–2448, 2018, doi: 10.1039/C7TA09941J.
- [54] T.-C. Tsai, H.-C. Chang, C.-H. Chen, and W.-T. Whang, “Widely variable Seebeck coefficient and enhanced thermoelectric power of PEDOT:PSS films by blending thermal decomposable ammonium formate,” *Organic Electronics*, vol. 12, no. 12, pp. 2159–2164, Dec. 2011, doi: 10.1016/j.orgel.2011.09.004.
- [55] Y. Choi *et al.*, “Effect of the carbon nanotube type on the thermoelectric properties of CNT/Nafion nanocomposites,” *Organic Electronics*, vol. 12, no. 12, pp. 2120–2125, Dec. 2011, doi: 10.1016/j.orgel.2011.08.025.
- [56] R. Yue and J. Xu, “Poly(3,4-ethylenedioxythiophene) as promising organic thermoelectric materials: A mini-review,” *Synthetic Metals*, vol. 162, no. 11–12, pp. 912–917, Jul. 2012, doi: 10.1016/j.synthmet.2012.04.005.
- [57] B. T. McGrail, A. Sehirlioglu, and E. Pentzer, “Polymer Composites for Thermoelectric Applications,” *Angewandte Chemie International Edition*, vol. 54, no. 6, pp. 1710–1723, Feb. 2015, doi: 10.1002/anie.201408431.
- [58] T. A. Yemata, Q. Ye, H. Zhou, A. K. K. Kyaw, W. S. Chin, and J. Xu, “Conducting polymer-based thermoelectric composites,” in *Hybrid Polymer Composite Materials*, Elsevier, 2017, pp. 169–195. doi: 10.1016/B978-0-08-100785-3.00006-1.

- [59] W. Duan, J. Liu, C. Zhang, and Z. Ma, “The magneto-thermoelectric effect of graphene with intra-valley scattering,” *Chinese Physics B*, vol. 27, no. 9, p. 097204, Sep. 2018, doi: 10.1088/1674-1056/27/9/097204.
- [60] D. Olaya *et al.*, “Cross-plane thermoelectric figure of merit in graphene - C60 heterostructures at room temperature,” *FlatChem*, vol. 14, p. 100089, Mar. 2019, doi: 10.1016/j.flatc.2019.100089.
- [61] S. Deng, X. Cai, Y. Zhang, and L. Li, “Enhanced thermoelectric performance of twisted bilayer graphene nanoribbons junction,” *Carbon*, vol. 145, pp. 622–628, Apr. 2019, doi: 10.1016/j.carbon.2019.01.089.
- [62] K. V. Selvan, M. N. Hasan, and M. S. Mohamed Ali, “State-of-the-Art Reviews and Analyses of Emerging Research Findings and Achievements of Thermoelectric Materials over the Past Years,” *Journal of Electronic Materials*, vol. 48, no. 2, pp. 745–777, Feb. 2019, doi: 10.1007/s11664-018-06838-4.
- [63] J. Yang and T. Caillat, “Thermoelectric Materials for Space and Automotive Power Generation,” *MRS Bulletin*, vol. 31, no. 03, pp. 224–229, Mar. 2006, doi: 10.1557/mrs2006.49.
- [64] K. C. Jordan and J. H. Birden, “THERMAL BATTERIES USING POLONIUM-210.(INFORMATION REPORT),” Mound Lab., 1954.
- [65] R. L. Cataldo and G. L. Bennett, “US space radioisotope power systems and applications: past, present and future,” in *Radioisotopes-Applications in Physical Sciences*, InTech, 2011.
- [66] R. Cataldo, “Spacecraft Power System Considerations for the Far Reaches of the Solar System,” in *Outer Solar System*, V. Badescu and K. Zacny, Eds. Cham: Springer International Publishing, 2018, pp. 767–790. doi: 10.1007/978-3-319-73845-1_16.
- [67] R. L. B. Cataldo, “U.S. Space Radioisotope Power Systems and Applications: Past, Present and Future,” Jan. 01, 2011. Accessed: Jun. 18, 2018. [Online]. Available: <https://ntrs.nasa.gov/search.jsp?R=20120000731>
- [68] D. P. Kramer *et al.*, “Recent Joint Studies Related to the Development of Space Radioisotope Power Systems,” *E3S Web of Conferences*, vol. 16, p. 05002, 2017, doi: 10.1051/e3sconf/20171605002.
- [69] N. Jaziri, A. Boughamoura, J. Müller, B. Mezghani, F. Tounsi, and M. Ismail, “A comprehensive review of Thermoelectric Generators: Technologies and common applications,” *Energy Reports*, p. S2352484719306997, Dec. 2019, doi: 10.1016/j.egy.2019.12.011.
- [70] D. Woerner, “A Progress Report on the eMMRTG,” *Journal of Electronic Materials*, vol. 45, no. 3, pp. 1278–1283, Mar. 2016, doi: 10.1007/s11664-015-3998-8.
- [71] T. C. Holgate, R. Bennett, T. Hammel, T. Caillat, S. Keyser, and B. Sievers, “Increasing the Efficiency of the Multi-mission Radioisotope Thermoelectric Generator,” *Journal of Electronic Materials*, vol. 44, no. 6, pp. 1814–1821, Jun. 2015, doi: 10.1007/s11664-014-3564-9.
- [72] “Arctic Submarine Lab History.” <https://web.archive.org/web/20130218182628/http://www.csp.navy.mil/asl/Timeline.htm> (accessed Nov. 19, 2019).
- [73] J. Ruffio, *What Future for Radioisotope Thermoelectric Generators (RTG)?* Physics.

- [74] “Radioisotope Thermoelectric Generators,” *Bellona.org*, Apr. 01, 2005. <http://bellona.org/news/nuclear-issues/radioactive-waste-and-spent-nuclear-fuel/2005-04-radioisotope-thermoelectric-generators-2> (accessed Jun. 14, 2018).
- [75] W. J. F. Standring, M. Dowdall, M. Sneve, ø G. Selnæs, and I. Amundsen, “Environmental, health and safety assessment of decommissioning radioisotope thermoelectric generators (RTGs) in northwest Russia,” *Journal of Radiological Protection*, vol. 27, no. 3, pp. 321–331, Sep. 2007, doi: 10.1088/0952-4746/27/3/005.
- [76] D. Prutchi, *Nuclear Pacemaker-s*, 2005.
- [77] “Facts about pacemakers.” <http://osrp.lanl.gov/pacemakers.shtml> (accessed Jun. 14, 2018).
- [78] M. Prelas, M. Boraas, F. De La Torre Aguilar, J.-D. Seelig, M. Tchakoua Tchouaso, and D. Wisniewski, “Potential ApplicationsPotential Applications for Nuclear Batteries,” in *Nuclear Batteries and Radioisotopes*, vol. 56, Cham: Springer International Publishing, 2016, pp. 285–305. doi: 10.1007/978-3-319-41724-0_6.
- [79] Cnam, “Cnam - Culture - Claude Servais Pouillet,” *Culture*. <http://culture.cnam.fr/made-in-cnam/claude-servais-pouillet-718304.kjsp?RH=1423328764669> (accessed Jun. 18, 2018).
- [80] J. Gavarret, *Traité d’électricité*. V. Masson, 1807.
- [81] “Strony internetowe.” <http://aztekium.pl/sites.py?tekst=1&lang=pl> (accessed Jun. 18, 2018).
- [82] “Les Thermocouples - Il y a un siècle et plus.” http://aviatechno.net/thermo/thermo_ancien.php?retour=thermo01.php%23histoire (accessed Sep. 28, 2018).
- [83] “<COLLEC.INTERNET>OBJET Documents 797 sur 935.” <http://cugnot.cnam.fr:8000/SEARCH/BASIS/COLLEC/INTERNET/OBJET/DDW?W%3DDOM++PH+LIKE+%27ELECTRICITE/MAGNETISME%27%26M%3D797%26K%3D35493%26R%3DY%26U%3D1> (accessed Jun. 18, 2018).
- [84] R. M. Walmsley, *Electricity in the service of man: a popular and practical treatise on the applications of electricity to modern life*. London; Toronto: Cassell, 1911.
- [85] M. Melloni, *Mémoire sur la transmission libre de la chaleur rayonnante par différents corps solides et liquides présenté à l’Académie des Sciences le 4 fevrier 1833 par M. Melloni*. imprimerie de madame veuve Thuau, 1833.
- [86] R. Bonin, D. Boero, M. Chiaberge, and A. Tonoli, “Design and characterization of small thermoelectric generators for environmental monitoring devices,” *Energy Conversion and Management*, vol. 73, pp. 340–349, Sep. 2013, doi: 10.1016/j.enconman.2013.05.016.
- [87] “Thermoelectric Generators (TEGs) | Gentherm Global Power Technologies.” <http://www.genthermglobalpower.com/products/thermoelectric-generators-tegs> (accessed Jun. 22, 2018).
- [88] “Thermoelectric Generators for Cathodic Protection by Global Thermoelectric Inc. | Farwest Corrosion Control.” <https://www.farwestcorrosion.com/thermoelectric-generators-for-cathodic-protection-by-global-thermoelectric.html> (accessed Jun. 22, 2018).
- [89] S. Horie, “in Thermoelectric Energy Conversion Systems, REALIZE Science & Engineering,” *Tokyo*, pp. 112–115, 1995.

- [90] BioLite-ROW, “BioLite Outdoor & Off-Grid Energy | Rest-Of-World,” *BioLite-ROW*. <https://row.bioliteenergy.com/> (accessed Jun. 25, 2018).
- [91] L. Francioso *et al.*, “Flexible thermoelectric generator for ambient assisted living wearable biometric sensors,” *Journal of Power Sources*, vol. 196, no. 6, pp. 3239–3243, Mar. 2011, doi: 10.1016/j.jpowsour.2010.11.081.
- [92] V. Leonov and R. J. M. Vullers, “Wearable electronics self-powered by using human body heat: The state of the art and the perspective,” *Journal of Renewable and Sustainable Energy*, vol. 1, no. 6, p. 062701, Nov. 2009, doi: 10.1063/1.3255465.
- [93] V. Bhatnagar and P. Owende, “Energy harvesting for assistive and mobile applications,” *Energy Science & Engineering*, vol. 3, no. 3, pp. 153–173, May 2015, doi: 10.1002/ese3.63.
- [94] A. R. M. Siddique, S. Mahmud, and B. V. Heyst, “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, pp. 730–744, Jun. 2017, doi: 10.1016/j.rser.2017.01.177.
- [95] V. Karthikeyan *et al.*, “Wearable and flexible thin film thermoelectric module for multi-scale energy harvesting,” *Journal of Power Sources*, vol. 455, p. 227983, Apr. 2020, doi: 10.1016/j.jpowsour.2020.227983.
- [96] A. Nozariasbmarz *et al.*, “Review of wearable thermoelectric energy harvesting: From body temperature to electronic systems,” *Applied Energy*, vol. 258, p. 114069, Jan. 2020, doi: 10.1016/j.apenergy.2019.114069.
- [97] S. Han, “Wearable Thermoelectric Devices,” in *Thermoelectric Thin Films*, P. Mele, D. Narducci, M. Ohta, K. Biswas, J. Morante, S. Saini, and T. Endo, Eds. Cham: Springer International Publishing, 2019, pp. 31–42. doi: 10.1007/978-3-030-20043-5_2.
- [98] T. Sun, B. Zhou, Q. Zheng, L. Wang, W. Jiang, and G. J. Snyder, “Stretchable fabric generates electric power from woven thermoelectric fibers,” *Nat Commun*, vol. 11, no. 1, p. 572, Dec. 2020, doi: 10.1038/s41467-020-14399-6.
- [99] Q. Xu *et al.*, “Conformal organic–inorganic semiconductor composites for flexible thermoelectrics,” *Energy Environ. Sci.*, vol. 13, no. 2, pp. 511–518, 2020, doi: 10.1039/C9EE03776D.
- [100] V. Leonov, T. Torfs, C. Van Hoof, and R. J. Vullers, “Smart wireless sensors integrated in clothing: an electrocardiography system in a shirt powered using human body heat,” *Sensors & Transducers*, vol. 107, no. 8, p. 165, 2009.
- [101] M. Van Bavel *et al.*, “Wearable battery-free wireless 2-channel EEG systems powered by energy scavengers,” *Sensors & Transducers Journal*, vol. 94, no. 7, pp. 103–115, 2008.
- [102] T. Torfs, “Pulse oximeter fully powered by human body heat,” *Sensors & Transducers J.*, vol. 80, no. 6, pp. 1230–1238, 2007.
- [103] Z. Yuan, “Etude et réalisation de microgénérateurs thermoélectriques planaires en technologie silicium,” PhD Thesis, Lille 1, 2012.
- [104] M. Kishi *et al.*, “Micro thermoelectric modules and their application to wristwatches as an energy source,” in *Eighteenth International Conference on Thermoelectrics. Proceedings, ICT’99 (Cat. No.99TH8407)*, Baltimore, MD, USA, 1999, pp. 301–307. doi: 10.1109/ICT.1999.843389.

- [105] A. E. S. dos S. Fernandes, “Conversão de energia com células de Peltier,” PhD Thesis, Faculdade de Ciências e Tecnologia, 2012.
- [106] “Dyson energy bracelet a good call.” <https://newatlas.com/dyson-energy-bracelet/12040/> (accessed Sep. 30, 2018).
- [107] F. Suarez, A. Nozariasbmarz, D. Vashaee, and M. C. Öztürk, “Designing thermoelectric generators for self-powered wearable electronics,” *Energy & Environmental Science*, vol. 9, no. 6, pp. 2099–2113, 2016, doi: 10.1039/C6EE00456C.
- [108] M. K. Kim, M. S. Kim, S. E. Jo, H. L. Kim, S. M. Lee, and Y. J. Kim, “Wearable thermoelectric generator for human clothing applications,” Jun. 2013, pp. 1376–1379. doi: 10.1109/Transducers.2013.6627034.
- [109] Z. Cao, “Printable thermoelectric devices for energy harvesting,” PhD Thesis, University of Southampton, 2014.
- [110] F. Suarez, D. P. Parekh, C. Ladd, D. Vashaee, M. D. Dickey, and M. C. Öztürk, “Flexible thermoelectric generator using bulk legs and liquid metal interconnects for wearable electronics,” *Applied Energy*, vol. 202, pp. 736–745, Sep. 2017, doi: 10.1016/j.apenergy.2017.05.181.
- [111] M. Zadan, M. H. Malakooti, and C. Majidi, “Soft and Stretchable Thermoelectric Generators Enabled by Liquid Metal Elastomer Composites,” *ACS Appl. Mater. Interfaces*, p. acsami.9b19837, Apr. 2020, doi: 10.1021/acsami.9b19837.
- [112] M. Geisler, “Récupération d’énergie mécanique pour vêtements connectés autonomes,” PhD Thesis, Université Grenoble Alpes, 2017.
- [113] Z. Soleimani, S. Zoras, B. Ceranic, S. Shahzad, and Y. Cui, “A review on recent developments of thermoelectric materials for room-temperature applications,” *Sustainable Energy Technologies and Assessments*, vol. 37, p. 100604, Feb. 2020, doi: 10.1016/j.seta.2019.100604.
- [114] C. Li, F. Jiang, C. Liu, P. Liu, and J. Xu, “Present and future thermoelectric materials toward wearable energy harvesting,” *Applied Materials Today*, vol. 15, pp. 543–557, Jun. 2019, doi: 10.1016/j.apmt.2019.04.007.
- [115] M. A. Zoui, S. Bentouba, and M. Bourouis, “The Potential of Solar Thermoelectric Generator STEG for Implantation in the Adrar Region,” *Algerian Journal of Renewable Energy and Sustainable Development*, vol. 2, no. 01, pp. 17–27, Jun. 2020, doi: 10.46657/ajresd.2020.2.1.3.
- [116] D. Narducci, P. Bermel, B. Lorenzi, N. Wang, and K. Yazawa, “Solar Thermoelectric Generators,” in *Hybrid and Fully Thermoelectric Solar Harvesting*, vol. 268, Cham: Springer International Publishing, 2018, pp. 45–61. doi: 10.1007/978-3-319-76427-6_3.
- [117] K. Karthick, S. Suresh, M. M. M. D. Hussain, H. M. Ali, and C. S. S. Kumar, “Evaluation of solar thermal system configurations for thermoelectric generator applications: A critical review,” *Solar Energy*, vol. 188, pp. 111–142, Aug. 2019, doi: 10.1016/j.solener.2019.05.075.
- [118] “U. S. Patent N. 389,125 (1888).,” 1888.
- [119] “Anon., Prometheus No. 1144, 832 (1911).,” 1911
- [120] W. W. Coblentz, “Harnessing heat from the sun,” *Sci. Am.:(United States)*, vol. 127, 1922.

- [121] M. Telkes, “Solar Thermoelectric Generators,” *Journal of Applied Physics*, vol. 25, no. 6, pp. 765–777, Jun. 1954, doi: 10.1063/1.1721728.
- [122] W. He, Y. Su, Y. Q. Wang, S. B. Riffat, and J. Ji, “A study on incorporation of thermoelectric modules with evacuated-tube heat-pipe solar collectors,” *Renewable Energy*, vol. 37, no. 1, pp. 142–149, Jan. 2012, doi: 10.1016/j.renene.2011.06.002.
- [123] N. Miljkovic and E. N. Wang, “Modeling and optimization of hybrid solar thermoelectric systems with thermosyphons,” *Solar Energy*, vol. 85, no. 11, pp. 2843–2855, Nov. 2011, doi: 10.1016/j.solener.2011.08.021.
- [124] H. Fan, R. Singh, and A. Akbarzadeh, “Electric Power Generation from Thermoelectric Cells Using a Solar Dish Concentrator,” *Journal of Elec Materi*, vol. 40, no. 5, pp. 1311–1320, May 2011, doi: 10.1007/s11664-011-1625-x.
- [125] A. Date, A. Date, C. Dixon, and A. Akbarzadeh, “Progress of thermoelectric power generation systems: Prospect for small to medium scale power generation,” *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, vol. 33, pp. 371–381, May 2014, doi: 10.1016/j.rser.2014.01.081.
- [126] R. Amatya and R. J. Ram, “Solar Thermoelectric Generator for Micropower Applications,” *Journal of Electronic Materials*, vol. 39, no. 9, pp. 1735–1740, Sep. 2010, doi: 10.1007/s11664-010-1190-8.
- [127] N. ur Rehman, M. Uzair, and M. A. Siddiqui, “Optical analysis of a novel collector design for a solar concentrated thermoelectric generator,” *Solar Energy*, vol. 167, pp. 116–124, Jun. 2018, doi: 10.1016/j.solener.2018.03.087.
- [128] P. Li, L. Cai, P. Zhai, X. Tang, Q. Zhang, and M. Niino, “Design of a Concentration Solar Thermoelectric Generator,” *Journal of Electronic Materials*, vol. 39, no. 9, pp. 1522–1530, Sep. 2010, doi: 10.1007/s11664-010-1279-0.
- [129] K. P. Suleebka, “High temperature solar thermoelectric generator,” *Applied Energy*, vol. 5, no. 1, pp. 53–59, Jan. 1979, doi: 10.1016/0306-2619(79)90005-9.
- [130] P. Motiei, M. Yaghoubi, E. GoshtashbiRad, and A. Vadiiee, “Two-dimensional unsteady state performance analysis of a hybrid photovoltaic-thermoelectric generator,” *Renewable Energy*, vol. 119, pp. 551–565, Apr. 2018, doi: 10.1016/j.renene.2017.11.092.
- [131] S. Mahmoudinezhad, A. Rezania, and L. A. Rosendahl, “Behavior of hybrid concentrated photovoltaic-thermoelectric generator under variable solar radiation,” *Energy Conversion and Management*, vol. 164, pp. 443–452, May 2018, doi: 10.1016/j.enconman.2018.03.025.
- [132] A. Faddouli *et al.*, “Numerical analysis and performance investigation of new hybrid system integrating concentrated solar flat plate collector with a thermoelectric generator system,” *Renewable Energy*, vol. 147, pp. 2077–2090, Mar. 2020, doi: 10.1016/j.renene.2019.09.130.
- [133] S. Shittu, G. Li, Y. G. Akhlaghi, X. Ma, X. Zhao, and E. Ayodele, “Advancements in thermoelectric generators for enhanced hybrid photovoltaic system performance,” *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, vol. 109, pp. 24–54, Jul. 2019, doi: 10.1016/j.rser.2019.04.023.
- [134] S. Sripadmanabhan Indira *et al.*, “A review on various configurations of hybrid concentrator photovoltaic and thermoelectric generator system,” *Solar Energy*, vol. 201, pp. 122–148, May 2020, doi: 10.1016/j.solener.2020.02.090.

- [135] G. Li, S. Shittu, K. Zhou, X. Zhao, and X. Ma, “Preliminary experiment on a novel photovoltaic-thermoelectric system in summer,” *Energy*, vol. 188, p. 116041, Dec. 2019, doi: 10.1016/j.energy.2019.116041.
- [136] M. Mizoshiri, M. Mikami, and K. Ozaki, “Thermal–Photovoltaic Hybrid Solar Generator Using Thin-Film Thermoelectric Modules,” *Japanese Journal of Applied Physics*, vol. 51, p. 06FL07, Jun. 2012, doi: 10.1143/JJAP.51.06FL07.
- [137] C. Ferrari, F. Melino, M. Pinelli, P. R. Spina, and M. Venturini, “Overview and Status of Thermophotovoltaic Systems,” *Energy Procedia*, vol. 45, pp. 160–169, 2014, doi: 10.1016/j.egypro.2014.01.018.
- [138] G. Colangelo, A. de Risi, and D. Laforgia, “New approaches to the design of the combustion system for thermophotovoltaic applications,” *Semiconductor Science and Technology*, vol. 18, no. 5, pp. S262–S269, May 2003, doi: 10.1088/0268-1242/18/5/318.
- [139] K. Qiu and A. C. S. Hayden, “Development of a novel cascading TPV and TE power generation system,” *Applied Energy*, vol. 91, no. 1, pp. 304–308, Mar. 2012, doi: 10.1016/j.apenergy.2011.09.041.
- [140] P. Huen and W. A. Daoud, “Advances in hybrid solar photovoltaic and thermoelectric generators,” *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, vol. 72, pp. 1295–1302, May 2017, doi: 10.1016/j.rser.2016.10.042.
- [141] K.-T. Park *et al.*, “Lossless hybridization between photovoltaic and thermoelectric devices,” *Sci Rep*, vol. 3, no. 1, p. 2123, Dec. 2013, doi: 10.1038/srep02123.
- [142] M. C. Barma, M. Riaz, R. Saidur, and B. D. Long, “Estimation of thermoelectric power generation by recovering waste heat from Biomass fired thermal oil heater,” *Energy Conversion and Management*, vol. 98, pp. 303–313, Jul. 2015, doi: 10.1016/j.enconman.2015.03.103.
- [143] D. Dai, Y. Zhou, and J. Liu, “Liquid metal based thermoelectric generation system for waste heat recovery,” *Renewable Energy*, vol. 36, no. 12, pp. 3530–3536, Dec. 2011, doi: 10.1016/j.renene.2011.06.012.
- [144] O. Ando Junior, N. Calderon, and S. de Souza, “Characterization of a Thermoelectric Generator (TEG) System for Waste Heat Recovery,” *Energies*, vol. 11, no. 6, p. 1555, Jun. 2018, doi: 10.3390/en11061555.
- [145] S. Zou, E. Kanimba, T. E. Diller, Z. Tian, and Z. He, “Modeling assisted evaluation of direct electricity generation from waste heat of wastewater via a thermoelectric generator,” *Science of The Total Environment*, vol. 635, pp. 1215–1224, Sep. 2018, doi: 10.1016/j.scitotenv.2018.04.201.
- [146] F. Meng, L. Chen, Z. Xie, and Y. Ge, “Thermoelectric generator with air-cooling heat recovery device from wastewater,” *Thermal Science and Engineering Progress*, vol. 4, pp. 106–112, Dec. 2017, doi: 10.1016/j.tsep.2017.09.008.
- [147] M. Araiz, Á. Casi, L. Catalán, Á. Martínez, and D. Astrain, “Prospects of waste-heat recovery from a real industry using thermoelectric generators: Economic and power output analysis,” *Energy Conversion and Management*, vol. 205, p. 112376, Feb. 2020, doi: 10.1016/j.enconman.2019.112376.
- [148] M. Mirhosseini, A. Rezaia, and L. Rosendahl, “Power optimization and economic evaluation of thermoelectric waste heat recovery system around a rotary cement kiln,”

- Journal of Cleaner Production*, vol. 232, pp. 1321–1334, Sep. 2019, doi: 10.1016/j.jclepro.2019.06.011.
- [149] R. Agrawal, “Development and Analysis of Waste Heat Recovery System by Air Conditioning Application,” *International Journal of Emerging Trends in Engineering and Development*, vol. 1, no. 8, 2017, doi: 10.26808/rs.ed.i8v1.03.
- [150] A. Killander and J. C. Bass, “A stove-top generator for cold areas,” 1996, pp. 390–393. doi: 10.1109/ICT.1996.553511.
- [151] D. T. Alien and W. C. Mallon, “Further development of ‘self-powered boilers,’” 1999, pp. 80–83. doi: 10.1109/ICT.1999.843339.
- [152] D. T. Allen and J. Wonsowski, “Thermoelectric self-powered hydronic heating demonstration,” 1997, pp. 571–574. doi: 10.1109/ICT.1997.667594.
- [153] K. Sornek, M. Filipowicz, M. Żołądek, R. Kot, and M. Mikrut, “Comparative analysis of selected thermoelectric generators operating with wood-fired stove,” *Energy*, vol. 166, pp. 1303–1313, Jan. 2019, doi: 10.1016/j.energy.2018.10.140.
- [154] J. C. Bass and R. L. Farley, “Examples of power from waste heat for gas fields,” 1997, pp. 547–550. doi: 10.1109/ICT.1997.667588.
- [155] D. Pickard, F. DiLeo, A. Kushch, M. Hauerbach, and L. LeVine, “A Self-Powered Field Feeding System,” ARMY NATICK SOLDIER CENTER MA, 2006.
- [156] G. Fontaras, N.-G. Zacharof, and B. Ciuffo, “Fuel consumption and CO₂ emissions from passenger cars in Europe – Laboratory versus real-world emissions,” *Progress in Energy and Combustion Science*, vol. 60, pp. 97–131, May 2017, doi: 10.1016/j.pecs.2016.12.004.
- [157] D. Di Battista, M. Mauriello, and R. Cipollone, “Waste heat recovery of an ORC-based power unit in a turbocharged diesel engine propelling a light duty vehicle,” *Applied Energy*, vol. 152, pp. 109–120, Aug. 2015, doi: 10.1016/j.apenergy.2015.04.088.
- [158] C. Yu and K. T. Chau, “Thermoelectric automotive waste heat energy recovery using maximum power point tracking,” *Energy Conversion and Management*, vol. 50, no. 6, pp. 1506–1512, Jun. 2009, doi: 10.1016/j.enconman.2009.02.015.
- [159] F. Stabler, “Automotive applications of high efficiency thermoelectrics. DARPA/ONR Program Review and DOE High Efficiency Thermoelectric Workshop,” *San Diego (CA)*, 2002.
- [160] J. Vázquez, M. A. Sanz-Bobi, R. Palacios, and A. Arenas, “State of the art of thermoelectric generators based on heat recovered from the exhaust gases of automobiles,” in *Proc. 7th European Workshop on Thermoelectrics*, 2002.
- [161] A. F. Agudelo, R. García-Contreras, J. R. Agudelo, and O. Armas, “Potential for exhaust gas energy recovery in a diesel passenger car under European driving cycle,” *Applied Energy*, vol. 174, pp. 201–212, Jul. 2016, doi: 10.1016/j.apenergy.2016.04.092.
- [162] M. Mori, T. Yamagami, M. Sorazawa, T. Miyabe, S. Takahashi, and T. Haraguchi, “Simulation of Fuel Economy Effectiveness of Exhaust Heat Recovery System Using Thermoelectric Generator in a Series Hybrid,” *SAE International Journal of Materials and Manufacturing*, vol. 4, no. 1, pp. 1268–1276, Apr. 2011, doi: 10.4271/2011-01-1335.
- [163] U. Birkholt, “Conversion of Waste Exhaust Heat in Automobiles Using FeSi₂ Thermoelements,” in *Proc. 7th Int. conf. Thermoelectric Energy Conv.*, 1988, 1988.

- [164] K. Ikoma, M. Munekiyo, K. Furuya, M. Kobayashi, T. Izumi, and K. Shinohara, “Thermoelectric module and generator for gasoline engine vehicles,” 1998, pp. 464–467. doi: 10.1109/ICT.1998.740419.
- [165] K. Ikoma, M. Munekiyo, K. Furuya, M. Kobayashi, H. Komatsu, and K. Shinohara, “Thermoelectric Generator for Gasoline Engine Vehicles Using Bi₂Te₃ Modules,” *Journal of the Japan Institute of Metals*, vol. 63, no. 11, pp. 1475–1478, 1999, doi: 10.2320/jinstmet1952.63.11_1475.
- [166] J. C. Bass, N. B. Elsner, and F. A. Leavitt, “Performance of the 1 kW thermoelectric generator for diesel engines,” *AIP Conference Proceedings*, vol. 316, no. 1, pp. 295–298, Aug. 1994, doi: 10.1063/1.46818.
- [167] D. Crane *et al.*, “TEG On-Vehicle Performance and Model Validation and What It Means for Further TEG Development,” *Journal of Electronic Materials*, vol. 42, no. 7, pp. 1582–1591, Jul. 2013, doi: 10.1007/s11664-012-2327-8.
- [168] D. T. Crane, J. W. LaGrandeur, F. Harris, and L. E. Bell, “Performance Results of a High-Power-Density Thermoelectric Generator: Beyond the Couple,” *Journal of Electronic Materials*, vol. 38, no. 7, pp. 1375–1381, Jul. 2009, doi: 10.1007/s11664-009-0674-x.
- [169] D. T. Crane and J. W. LaGrandeur, “Progress Report on BSST-Led US Department of Energy Automotive Waste Heat Recovery Program,” *Journal of Electronic Materials*, vol. 39, no. 9, pp. 2142–2148, Sep. 2010, doi: 10.1007/s11664-009-0991-0.
- [170] Z.-G. Shen, L.-L. Tian, and X. Liu, “Automotive exhaust thermoelectric generators: Current status, challenges and future prospects,” *Energy Conversion and Management*, vol. 195, pp. 1138–1173, Sep. 2019, doi: 10.1016/j.enconman.2019.05.087.
- [171] L. E. Bell, J. W. LaGrandeur, and D. T. Crane, “Progress Report on Vehicular Waste Heat Recovery using a Cylindrical Thermoelectric Generator,” *Thermoelectrics Goes Automotive*, 2010.
- [172] G. P. Meisner, “Advanced thermoelectric materials and generator technology for automotive waste heat at GM,” in *Proceedings of the 2d Thermoelectrics Applications Workshop*, 2011.
- [173] S. Kumar, S. D. Heister, X. Xu, J. R. Salvador, and G. P. Meisner, “Thermal Design of Thermoelectric Generators for Automobile Waste Heat Recovery,” in *Volume 1: Heat Transfer in Energy Systems; Theory and Fundamental Research; Aerospace Heat Transfer; Gas Turbine Heat Transfer; Transport Phenomena in Materials Processing and Manufacturing; Heat and*, Rio Grande, Puerto Rico, USA, Jul. 2012, pp. 67–77. doi: 10.1115/HT2012-58129.
- [174] D. Magnetto, “HeatReCar: first light commercial vehicle equipped with a TEG,” in *3rd International Conference Thermal Management for EV/HEV, Darmstadt*, 2013, vol. 24.
- [175] L. Aixala, “RENOTER project,” in *3rd Thermoelectrics applications workshop. Baltimore, MD: US Department of Energy*, 2012.
- [176] W. Bou Nader, “Thermoelectric generator optimization for hybrid electric vehicles,” *Applied Thermal Engineering*, vol. 167, p. 114761, Feb. 2020, doi: 10.1016/j.applthermaleng.2019.114761.
- [177] W. N. Septiadi, G. A. Iswari, M. A. Rofiq, B. Gitawan, J. M. Gugundo, and C. A. Duga Purba, “Output voltage characteristic of heat pipe sink thermoelectric generator with

- exhaust heat utilization of motorcycles,” *IOP Conference Series: Earth and Environmental Science*, vol. 105, p. 012129, Jan. 2018, doi: 10.1088/1755-1315/105/1/012129.
- [178] “Fundamental Research - Atsumitec (Japan).” <http://www.atsumitec.co.jp/en/technology/basis> (accessed Jun. 13, 2018).
- [179] Y. Shinohara, “The State of the Art on Thermoelectric Devices in Japan,” *Materials Today: Proceedings*, vol. 2, no. 2, pp. 877–885, 2015, doi: 10.1016/j.matpr.2015.05.114.
- [180] A. D. Schlichting, S. R. Anton, and D. J. Inman, “Motorcycle waste heat energy harvesting,” presented at the The 15th International Symposium on: Smart Structures and Materials & Nondestructive Evaluation and Health Monitoring, San Diego, California, Mar. 2008, p. 69300B. doi: 10.1117/12.775783.
- [181] J. Huang, “Aerospace and aircraft thermoelectric applications,” in *DoE Thermoelectric Applications Workshop, San Diego, CA*, 2009.
- [182] C. Bode *et al.*, “Potential of Future Thermoelectric Energy Recuperation for Aviation,” *Journal of Engineering for Gas Turbines and Power*, vol. 139, no. 10, p. 101201, May 2017, doi: 10.1115/1.4036527.
- [183] M. Lyras, L. Zymaride, T. Kyratsi, L. S. Louca, and T. Becker, “Simulation Based Design of a Thermoelectric Energy Harvesting Device for Aircraft Applications,” in *Volume 3: Vibration in Mechanical Systems; Modeling and Validation; Dynamic Systems and Control Education; Vibrations and Control of Systems; Modeling and Estimation for Vehicle Safety and Integrity; Modeling and Control of IC Engines and Aftertreatment Systems; Unmanned Aerial Vehicles (UAVs) and Their Applications; Dynamics and Control of Renewable Energy Systems; Energy Harvesting; Control of Smart Buildings and Microgrids; Energy Systems*, Tysons, Virginia, USA, Oct. 2017, p. V003T41A003. doi: 10.1115/DSCC2017-5355.
- [184] M. Pidwirny, “The Layered Atmosphere,” *Fundamentals of Physical Geography*, 2006.
- [185] L. V. Allmen *et al.*, “Aircraft Strain WSN Powered by Heat Storage Harvesting,” *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, vol. 64, no. 9, pp. 7284–7292, Sep. 2017, doi: 10.1109/TIE.2017.2652375.
- [186] M. E. Kiziroglou, S. W. Wright, T. T. Toh, P. D. Mitcheson, Th. Becker, and E. M. Yeatman, “Design and Fabrication of Heat Storage Thermoelectric Harvesting Devices,” *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, vol. 61, no. 1, pp. 302–309, Jan. 2014, doi: 10.1109/TIE.2013.2257140.
- [187] D. Samson, T. Otterpohl, M. Kluge, U. Schmid, and Th. Becker, “Aircraft-Specific Thermoelectric Generator Module,” *Journal of Electronic Materials*, vol. 39, no. 9, pp. 2092–2095, Sep. 2010, doi: 10.1007/s11664-009-0997-7.
- [188] T. Kousksou, J.-P. Bédécarrats, D. Champier, P. Pignolet, and C. Brillet, “Numerical study of thermoelectric power generation for an helicopter conical nozzle,” *Journal of Power Sources*, vol. 196, no. 8, pp. 4026–4032, Apr. 2011, doi: 10.1016/j.jpowsour.2010.12.015.
- [189] D. Champier, “Thermoelectric Generators: A Review of Present and Future Applications,” in *3rd International Congress on Energy Efficiency and Energy Related Materials (ENEFM2015)*, A. Y. Oral and Z. B. Bahsi Oral, Eds. Cham: Springer International Publishing, 2017, pp. 203–212. doi: 10.1007/978-3-319-45677-5_25.

- [190] M. Loupis, N. Papanikolaou, and J. Prousalidis, “Fuel consumption reduction in marine power systems through thermoelectric energy recovery,” in *Proceedings of the 2nd International MARINELIVE Conference on All Electric Ship, Athens, Greece*, 2013, pp. 1–7.
- [191] R. Saidur, M. Rezaei, W. K. Muzammil, M. H. Hassan, S. Paria, and M. Hasanuzzaman, “Technologies to recover exhaust heat from internal combustion engines,” *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, vol. 16, no. 8, pp. 5649–5659, Oct. 2012, doi: 10.1016/j.rser.2012.05.018.
- [192] T. Y. Kim, A. Negash, and G. Cho, “Direct contact thermoelectric generator (DCTEG): A concept for removing the contact resistance between thermoelectric modules and heat source,” *Energy Conversion and Management*, vol. 142, pp. 20–27, Jun. 2017, doi: 10.1016/j.enconman.2017.03.041.
- [193] T. Y. Kim, A. Negash, and G. Cho, “Experimental and numerical study of waste heat recovery characteristics of direct contact thermoelectric generator,” *Energy Conversion and Management*, vol. 140, pp. 273–280, May 2017, doi: 10.1016/j.enconman.2017.03.014.
- [194] G. Min and D. M. Rowe, “Ring-structured thermoelectric module,” *Semicond. Sci. Technol.*, vol. 22, no. 8, pp. 880–883, Aug. 2007, doi: 10.1088/0268-1242/22/8/009.
- [195] D. M. Rowe, Ed., *Thermoelectrics handbook: macro to nano*. Boca Raton: CRC/Taylor & Francis, 2006.
- [196] H. J. Gau, Y. J. Chiou, C. C. Wu, Y. K. Kuo, and C. H. Ho, “Thermoelectric Properties of $Pb_{1-x}Cd_xSe$ Crystals Grown by Vertical Bridgman Method,” *SSP*, vol. 194, pp. 148–152, Nov. 2012, doi: 10.4028/www.scientific.net/SSP.194.148.
- [197] D. A. Finnerty, “The Development of Methodologies and a Novel Test Facility for the Characterisation of Thermoelectric Generators,” PhD Thesis, 2013.
- [198] N.-H. Bae, S. Han, K. E. Lee, B. Kim, and S.-T. Kim, “Diffusion at interfaces of micro thermoelectric devices,” *Current Applied Physics*, vol. 11, no. 5, pp. S40–S44, Sep. 2011, doi: 10.1016/j.cap.2011.05.036.
- [199] C. L. Cramer, H. Wang, and K. Ma, “Performance of Functionally Graded Thermoelectric Materials and Devices: A Review,” *Journal of Electronic Materials*, vol. 47, no. 9, pp. 5122–5132, Sep. 2018, doi: 10.1007/s11664-018-6402-7.
- [200] A. Schmitz, C. Stiewe, and E. Müller, “Preparation of Ring-Shaped Thermoelectric Legs from PbTe Powders for Tubular Thermoelectric Modules,” *Journal of Elec Materi*, vol. 42, no. 7, pp. 1702–1706, Jul. 2013, doi: 10.1007/s11664-012-2402-1.
- [201] K. Takahashi, T. Kanno, A. Sakai, H. Tamaki, H. Kusada, and Y. Yamada, “Bifunctional thermoelectric tube made of tilted multilayer material as an alternative to standard heat exchangers,” *Sci Rep*, vol. 3, no. 1, p. 1501, Dec. 2013, doi: 10.1038/srep01501.
- [202] A. Sakai, T. Kanno, K. Takahashi, H. Tamaki, and Y. Yamada, “Power Generation and Peltier Refrigeration by a Tubular π -Type Thermoelectric Module,” *Journal of Elec Materi*, vol. 44, no. 11, pp. 4510–4515, Nov. 2015, doi: 10.1007/s11664-015-4017-9.
- [203] H. Jang *et al.*, “Fabrication of Skutterudite-Based Tubular Thermoelectric Generator,” *Energies*, vol. 13, no. 5, p. 1106, Mar. 2020, doi: 10.3390/en13051106.
- [204] M. H. Morsy, “Development of Fabrication Process to Prototype a Novel Annular Thermoelectric Generator Design,” PhD Thesis, 2015.

- [205] N. Mansouri, E. J. Timm, H. J. Schock, D. Sahoo, and A. Kotrba, “Development of a Circular Thermoelectric Skutterudite Couple Using Compression Technology,” *Journal of Energy Resources Technology*, vol. 138, no. 5, p. 052003, Sep. 2016, doi: 10.1115/1.4032619.
- [206] Z.-G. Shen, S.-Y. Wu, and L. Xiao, “Theoretical analysis on the performance of annular thermoelectric couple,” *Energy Conversion and Management*, vol. 89, pp. 244–250, Jan. 2015, doi: 10.1016/j.enconman.2014.09.071.
- [207] A. B. Zhang *et al.*, “Effects of interface layers on the performance of annular thermoelectric generators,” *Energy*, vol. 147, pp. 612–620, Mar. 2018, doi: 10.1016/j.energy.2018.01.098.
- [208] S. C. Kaushik and S. Manikandan, “The influence of Thomson effect in the energy and exergy efficiency of an annular thermoelectric generator,” *Energy Conversion and Management*, vol. 103, pp. 200–207, Oct. 2015, doi: 10.1016/j.enconman.2015.06.037.
- [209] A. Bauknecht, T. Steinert, C. Spengler, and G. Suck, “Analysis of Annular Thermoelectric Couples with Nonuniform Temperature Distribution by Means of 3-D Multiphysics Simulation,” *Journal of Elec Materi*, vol. 42, no. 7, pp. 1641–1646, Jul. 2013, doi: 10.1007/s11664-012-2360-7.
- [210] A. B. Zhang, B. L. Wang, D. D. Pang, J. B. Chen, J. Wang, and J. K. Du, “Influence of leg geometry configuration and contact resistance on the performance of annular thermoelectric generators,” *Energy Conversion and Management*, vol. 166, pp. 337–342, Jun. 2018, doi: 10.1016/j.enconman.2018.04.042.
- [211] Z.-G. Shen, X. Liu, S. Chen, S.-Y. Wu, L. Xiao, and Z.-X. Chen, “Theoretical analysis on a segmented annular thermoelectric generator,” *Energy*, vol. 157, pp. 297–313, Aug. 2018, doi: 10.1016/j.energy.2018.05.163.
- [212] S. Fan and Y. Gao, “Numerical analysis on the segmented annular thermoelectric generator for waste heat recovery,” *Energy*, vol. 183, pp. 35–47, Sep. 2019, doi: 10.1016/j.energy.2019.06.103.
- [213] S. Shittu, G. Li, X. Zhao, X. Ma, Y. G. Akhlaghi, and E. Ayodele, “High performance and thermal stress analysis of a segmented annular thermoelectric generator,” *Energy Conversion and Management*, vol. 184, pp. 180–193, Mar. 2019, doi: 10.1016/j.enconman.2019.01.064.
- [214] Z. F. Wen, Y. Sun, A. B. Zhang, B. L. Wang, J. Wang, and J. K. Du, “Performance Analysis of a Segmented Annular Thermoelectric Generator,” *Journal of Elec Materi*, vol. 49, no. 8, pp. 4830–4842, Aug. 2020, doi: 10.1007/s11664-020-08208-5.
- [215] “Temperature distribution through composite wall. (a) With perfect interface contact. (b) For typical actual surfaces. | McGraw Hill’s AccessScience.” https://www.accessscience.com/highwire/markup/item_fulltext/368689 (accessed Dec. 13, 2022).
- [216] A. Ahmed Nour El Islam, “Echauffement et refroidissement des actionneurs électromécaniques (Cours),” 2019.
- [217] H. S. Lee, *Thermal design: heat sinks, thermoelectrics, heat pipes, compact heat exchangers, and solar cells*. Hoboken, NJ: Wiley, 2010.
- [218] T. A. Tahseen, M. Ishak, and M. M. Rahman, “An overview on thermal and fluid flow characteristics in a plain plate finned and un-finned tube banks heat exchanger,” *Renewable*

- and Sustainable Energy Reviews*, vol. 43, pp. 363–380, Mar. 2015, doi: 10.1016/j.rser.2014.10.070.
- [219] A. A. Bhuiyan and A. K. M. S. Islam, “Thermal and hydraulic performance of finned-tube heat exchangers under different flow ranges: A review on modeling and experiment,” *International Journal of Heat and Mass Transfer*, vol. 101, pp. 38–59, Oct. 2016, doi: 10.1016/j.ijheatmasstransfer.2016.05.022.
- [220] M. Awais and A. A. Bhuiyan, “Heat and mass transfer for compact heat exchanger (CHXs) design: A state-of-the-art review,” *International Journal of Heat and Mass Transfer*, vol. 127, pp. 359–380, Dec. 2018, doi: 10.1016/j.ijheatmasstransfer.2018.08.026.
- [221] M. Asadi and H. K. Ramin, “Analysis of heat transfer arising radiation in circular finned-tube heat exchanger,” *International Journal of Transport Economics*, pp. 1–13, 2013.
- [222] S. Vintrou, D. Bougeard, S. Russeil, R. Nacereddine, and J.-L. Harion, “Quantitative infrared investigation of local heat transfer in a circular finned tube heat exchanger assembly,” *International Journal of Heat and Fluid Flow*, vol. 44, pp. 197–207, Dec. 2013, doi: 10.1016/j.ijheatfluidflow.2013.05.019.
- [223] R. L. Webb and N. Y. Kim, “Enhanced heat transfer,” *Taylor and Francis, NY*, 2005.
- [224] H. Bilirgen, S. Dunbar, and E. K. Levy, “Numerical modeling of finned heat exchangers,” *Applied Thermal Engineering*, vol. 61, no. 2, pp. 278–288, Nov. 2013, doi: 10.1016/j.applthermaleng.2013.08.002.
- [225] E. Konstantinidis, D. Castiglia, S. Balabani, and M. Yianneskis, “On the Flow and Vortex Shedding Characteristics of an In-Line Tube Bundle in Steady and Pulsating Crossflow,” *Chemical Engineering Research and Design*, vol. 78, no. 8, pp. 1129–1138, Nov. 2000, doi: 10.1205/026387600528283.
- [226] Z. Mirkovic, “Heat transfer and flow resistance correlation for helically finned and staggered tube banks in cross flow,” *Heat Exchangers: Design and Theory Source Book, Afgan, NH and Schlunder, EU, Eds*, vol. 6, pp. 559–584, 1974.
- [227] V. F. Yudin, L. S. Tokhtarova, V. Lokshin, and S. N. Tulin, “Correlation of Experimental Data on Convective Heat Transfer in Cross Flow Over Bundles with Transverse Spiral and Circumferential Fins,” *Trudy TsKTI*, no. 82, 1968.
- [228] A. A. Zhukauskas, “Investigation of heat-transfer in different arrangements of heat-exchanger surfaces,” *Thermal Engineering*, vol. 21, no. 5, pp. 40–46, 1974.
- [229] H. Brauer, “Wärme- und strömungstechnische Untersuchungen an quer angeströmten Rippenrohrbündeln. Teil 1: Versuchsanlagen und Meßergebnisse bei höheren Drucken: Wärme- und strömungstechnische Untersuchungen an quer angeströmten Rippenrohrbündeln. Teil 1: Versuchsanlagen und Meßergebnisse bei höheren Drucken,” *Chemie Ingenieur Technik*, vol. 33, no. 5, pp. 327–335, May 1961, doi: 10.1002/cite.330330507.
- [230] M. S. Mon and U. Gross, “Numerical study of fin-spacing effects in annular-finned tube heat exchangers,” *International Journal of Heat and Mass Transfer*, vol. 47, no. 8–9, pp. 1953–1964, Apr. 2004, doi: 10.1016/j.ijheatmasstransfer.2003.09.034.
- [231] T. J. Rabas and J. Taborek, “Survey of Turbulent Forced-Convection Heat Transfer and Pressure Drop Characteristics of Low-Finned Tube Banks in Cross Flow,” *Heat Transfer Engineering*, vol. 8, no. 2, pp. 49–62, Jan. 1987, doi: 10.1080/01457638708962793.

- [232] D. J. Ward and E. H. Young, “Heat transfer and pressure drop of air in forced convection across triangular pitch banks of finned tubes,” *Chem. Eng. Progr.*, vol. 55, 1959.
- [233] S. L. Jameson, “Tube spacing in finned-tube banks,” *Trans. ASME*, vol. 67, pp. 633–642, 1945.
- [234] J. Stasiulevicius, A. Skrinska, and A. Zukauskas, “Heat transfer of finned tube bundles in crossflow,” 1988.
- [235] C.-W. Lu, J.-M. Huang, W. C. Nien, and C.-C. Wang, “A numerical investigation of the geometric effects on the performance of plate finned-tube heat exchanger,” *Energy Conversion and Management*, vol. 52, no. 3, pp. 1638–1643, Mar. 2011, doi: 10.1016/j.enconman.2010.10.026.
- [236] J. P. Holman, *Heat Transfer (Si Units) Sie*. Tata McGraw-Hill Education, 2008.
- [237] A. Bejan, “Shape and Structure, from Engineering to Nature,” *Entropy*, vol. 3, no. 5, pp. 293–294, 2001.
- [238] A. H. Benmachiche, F. Tahrouf, F. Aissaoui, M. Aksas, and C. Bougriou, “Comparison of thermal and hydraulic performances of eccentric and concentric annular-fins of heat exchanger tubes,” *Heat Mass Transfer*, vol. 53, no. 8, pp. 2461–2471, Aug. 2017, doi: 10.1007/s00231-017-2001-z.
- [239] S. Djouimaa, “Simulation de l’écoulement transsonique turbulent autour d’une aube de turbine,” PhD Thesis, Batna, Université El Hadj Lakhdar, Faculté des Sciences de l’Ingénieur, 2007.
- [240] M. S. Mon, “Numerical investigation of air-side heat transfer and pressure drop in circular finned-tube heat exchangers,” 2003.
- [241] C. T. Ó Cléirigh and W. J. Smith, “Can CFD accurately predict the heat-transfer and pressure-drop performance of finned-tube bundles?,” *Applied Thermal Engineering*, vol. 73, no. 1, pp. 681–690, Dec. 2014, doi: 10.1016/j.applthermaleng.2014.08.019.
- [242] “Tubes à ailettes,” *Profins*. <https://www.profins.com/fr/tubes-a-ailettes-pour-echanger-de-chaleur/> (accessed Apr. 07, 2021).
- [243] “Tubes à ailettes,” *Profins*. <https://www.profins.com/fr/tubes-a-ailettes-pour-echanger-de-chaleur/> (accessed Dec. 13, 2022).
- [244] M. A. Zoui, S. Bentouba, J. G. Stocholm, and M. Bourouis, “A Review on Thermoelectric Generators: Progress and Applications,” *Energies*, vol. 13, no. 14, p. 3606, Jul. 2020, doi: 10.3390/en13143606.
- [245] Q. H. Zhang, X. Y. Huang, S. Q. Bai, X. Shi, C. Uher, and L. D. Chen, “Thermoelectric Devices for Power Generation: Recent Progress and Future Challenges: Thermoelectric Devices for Power Generation,” *Adv. Eng. Mater.*, vol. 18, no. 2, pp. 194–213, Feb. 2016, doi: 10.1002/adem.201500333.
- [246] Z. Mei and J. W. Morris, “Characterization of eutectic Sn-Bi solder joints,” *JEM*, vol. 21, no. 6, pp. 599–607, Jun. 1992, doi: 10.1007/BF02655427.
- [247] S. R. Mirmira, E. E. Marotta, and L. S. Fletcher, “Thermal Contact Conductance of Adhesives for Microelectronic Systems,” *Journal of Thermophysics and Heat Transfer*, vol. 11, no. 2, pp. 141–145, Apr. 1997, doi: 10.2514/2.6232.

- [248] Z. Wei *et al.*, “Enhanced thermal conductivity of epoxy composites by constructing aluminum nitride honeycomb reinforcements,” *Composites Science and Technology*, vol. 199, p. 108304, Oct. 2020, doi: 10.1016/j.compscitech.2020.108304.
- [249] S. K. Nayak, S. Mohanty, and S. K. Nayak, “A new way synthesis of expanded graphite as a thermal filler to enhance the thermal conductivity of DGEBA resin as thermal interface material,” *High Performance Polymers*, vol. 32, no. 5, pp. 506–523, Jun. 2020, doi: 10.1177/0954008319884616.
- [250] A. Kurniawan, S. P. Fitri, and M. F. Rahman, “Experimental Study of Thermoelectric Generator as Electrical Source of Impressed Current Cathodic Protection for Ship Hull,” *International Journal of Marine Engineering Innovation and Research*, vol. 1, no. 3, Jun. 2017, doi: 10.12962/j25481479.v1i3.1940.
- [251] O. V. Merkulov, B. V. Politov, K. Y. Chesnokov, A. A. Markov, I. A. Leonidov, and M. V. Patrakeev, “Fabrication and Testing of a Tubular Thermoelectric Module Based on Oxide Elements,” *Journal of Electronic Materials*, vol. 47, no. 5, 2018.
- [252] Woosung Park, M. T. Barako, A. M. Marconnet, M. Ashoghi, and K. E. Goodson, “Effect of thermal cycling on commercial thermoelectric modules,” in *13th InterSociety Conference on Thermal and Thermomechanical Phenomena in Electronic Systems*, San Diego, CA, USA, May 2012, pp. 107–112. doi: 10.1109/ITHERM.2012.6231420.
- [253] D. M. Rowe and G. Min, “Evaluation of thermoelectric modules for power generation,” *Journal of Power Sources*, vol. 73, no. 2, pp. 193–198, Jun. 1998, doi: 10.1016/S0378-7753(97)02801-2.
- [254] B. Lotfi and B. Sundén, “Development of new finned tube heat exchanger: Innovative tube-bank design and thermohydraulic performance,” *Heat Transfer Engineering*, vol. 41, no. 14, pp. 1209–1231, 2020, doi: 10.1080/01457632.2019.1637112.
- [255] “ANSYS CFX Tutorials.pdf.” Accessed: Jun. 26, 2021. [Online]. Available: http://iepoi.fs.um.si/upload/editor/lesnik/tutoriali_manuali/ANSYS%20CFX%20Tutorials.pdf
- [256] O. Höglblom and R. Andersson, “Analysis of Thermoelectric Generator Performance by Use of Simulations and Experiments,” *Journal of Elec Materi*, vol. 43, no. 6, pp. 2247–2254, Jun. 2014, doi: 10.1007/s11664-014-3020-x.
- [257] D. Tang, D. Li, Y. Peng, and Z. Du, “A new approach in evaluation of thermal contact conductance of tube–fin heat exchanger,” *Applied Thermal Engineering*, vol. 30, no. 14–15, pp. 1991–1996, Oct. 2010, doi: 10.1016/j.applthermaleng.2010.05.001.
- [258] J. Jeong, C. N. Kim, and B. Youn, “A study on the thermal contact conductance in fin–tube heat exchangers with 7mm tube,” *International Journal of Heat and Mass Transfer*, vol. 49, no. 7–8, pp. 1547–1555, Apr. 2006, doi: 10.1016/j.ijheatmasstransfer.2005.10.042.
- [259] J. W. Sheffield, R. A. Wood, and H. J. Sauer, “Experimental investigation of thermal conductance of finned tube contacts,” *Experimental Thermal and Fluid Science*, vol. 2, no. 1, pp. 107–121, Jan. 1989, doi: 10.1016/0894-1777(89)90055-1.
- [260] I. Savija, J. R. Culham, M. M. Yovanovich, and E. E. Marotta, “Review of Thermal Conductance Models for Joints Incorporating Enhancement Materials,” *Journal of Thermophysics and Heat Transfer*, vol. 17, no. 1, pp. 43–52, Jan. 2003, doi: 10.2514/2.6732.

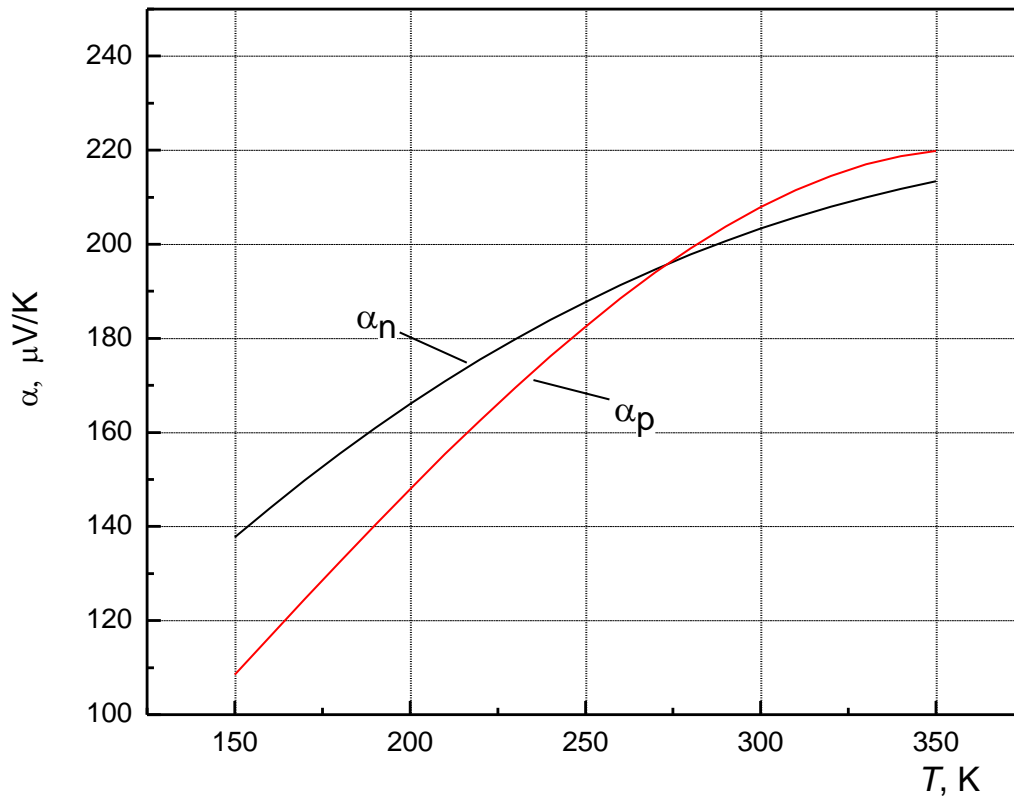
- [261] Ju Liu, Han Feng, Xiaobing Luo, Run Hu, and Sheng Liu, “A simple setup to test thermal contact resistance between interfaces of two contacted solid materials,” in *2010 11th International Conference on Electronic Packaging Technology & High Density Packaging*, Xi’an, China, Aug. 2010, pp. 116–120. doi: 10.1109/ICEPT.2010.5582472.
- [262] C. Fuqiang, H. Yanji, and Z. Chao, “A Physical Model for Thermoelectric Generators With and Without Thomson Heat,” *Journal of Energy Resources Technology*, vol. 136, no. 1, p. 011201, Mar. 2014, doi: 10.1115/1.4026280.
- [263] P. Ziolkowski, P. Poinas, J. Leszczynski, G. Karpinski, and E. Müller, “Estimation of Thermoelectric Generator Performance by Finite Element Modeling,” *Journal of Elec Materi*, vol. 39, no. 9, pp. 1934–1943, Sep. 2010, doi: 10.1007/s11664-009-1048-0.
- [264] S. K. Chimakurthi, S. Goodrich, and M. TOOLEY, “ANSYS Workbench System Coupling: a state-of-the-art computational framework for analyzing multiphysics problems,” *engineering with Computers*, vol. 34, no. 2, pp. 385–411, doi: <https://doi.org/10.1007/s00366-017-0548-4>.
- [265] H. Wang, R. McCarty, J. R. Salvador, A. Yamamoto, and J. König, “Determination of Thermoelectric Module Efficiency: A Survey,” *Journal of Elec Materi*, vol. 43, no. 6, pp. 2274–2286, Jun. 2014, doi: 10.1007/s11664-014-3044-2.
- [266] R. Bjørk, “The Universal Influence of Contact Resistance on the Efficiency of a Thermoelectric Generator,” *Journal of Elec Materi*, vol. 44, no. 8, pp. 2869–2876, Aug. 2015, doi: 10.1007/s11664-015-3731-7.
- [267] C. N. Kim, “Development of a numerical method for the performance analysis of thermoelectric generators with thermal and electric contact resistance,” *Applied Thermal Engineering*, vol. 130, pp. 408–417, Feb. 2018, doi: 10.1016/j.applthermaleng.2017.10.158.
- [268] R. Bjørk, D. V. Christensen, D. Eriksen, and N. Pryds, “Analysis of the internal heat losses in a thermoelectric generator,” *International Journal of Thermal Sciences*, vol. 85, pp. 12–20, Nov. 2014, doi: 10.1016/j.ijthermalsci.2014.06.003.
- [269] I. T. Witting, F. Ricci, T. C. Chasapis, G. Hautier, and G. J. Snyder, “The Thermoelectric Properties of n-Type Bismuth Telluride: Bismuth Selenide Alloys $\text{Bi}_{2}\text{Te}_{3-x}\text{Se}_x$,” *Research*, vol. 2020, pp. 1–15, Mar. 2020, doi: 10.34133/2020/4361703.
- [270] F. P. Brito *et al.*, “Analysis of the Effect of Module Thickness Reduction on Thermoelectric Generator Output,” *Journal of Elec Materi*, vol. 45, no. 3, pp. 1711–1729, Mar. 2016, doi: 10.1007/s11664-015-4182-x.
- [271] D. Luo, R. Wang, W. Yu, and W. Zhou, “Parametric study of a thermoelectric module used for both power generation and cooling,” *Renewable Energy*, vol. 154, pp. 542–552, Jul. 2020, doi: 10.1016/j.renene.2020.03.045.
- [272] M. S. Mon, “Numerical investigation of air-side heat transfer and pressure drop in circular finned-tube heat exchangers,” 2003.
- [273] E. Kilinc, F. Uysal, E. Celik, and H. Kurt, “Steady-state thermal-electric analysis of a π -shaped 8-pair thermoelectric generator,” *Materials Today: Proceedings*, vol. 8, pp. 523–530, 2019, doi: 10.1016/j.matpr.2019.02.049.
- [274] R. A. *et al.*, “Performance analysis of thermoelectric generator implemented on non-uniform heat distribution of photovoltaic module,” *Energy Reports*, vol. 7, pp. 2379–2387, Nov. 2021, doi: 10.1016/j.egy.2021.04.029.

Annexe

TM150121-IntermPropertiesTEmaterial

Temperature dependences of Bi-Te -based materials parameters

Interm (standard material)



Seebeck coefficient

Approximation polynomial

$$\alpha = \alpha_0 + \alpha_1 \cdot T + \alpha_2 \cdot T^2 + \alpha_3 \cdot T^3 \quad [\mu\text{V/K}]$$

T – temperature in Celsius °C

n-type material

$$\alpha_0 = 195.65$$

$$\alpha_1 = 0.31627$$

$$\alpha_2 = -1.1739 \cdot 10^{-3}$$

$$\alpha_3 = 6.8552 \cdot 10^{-7}$$

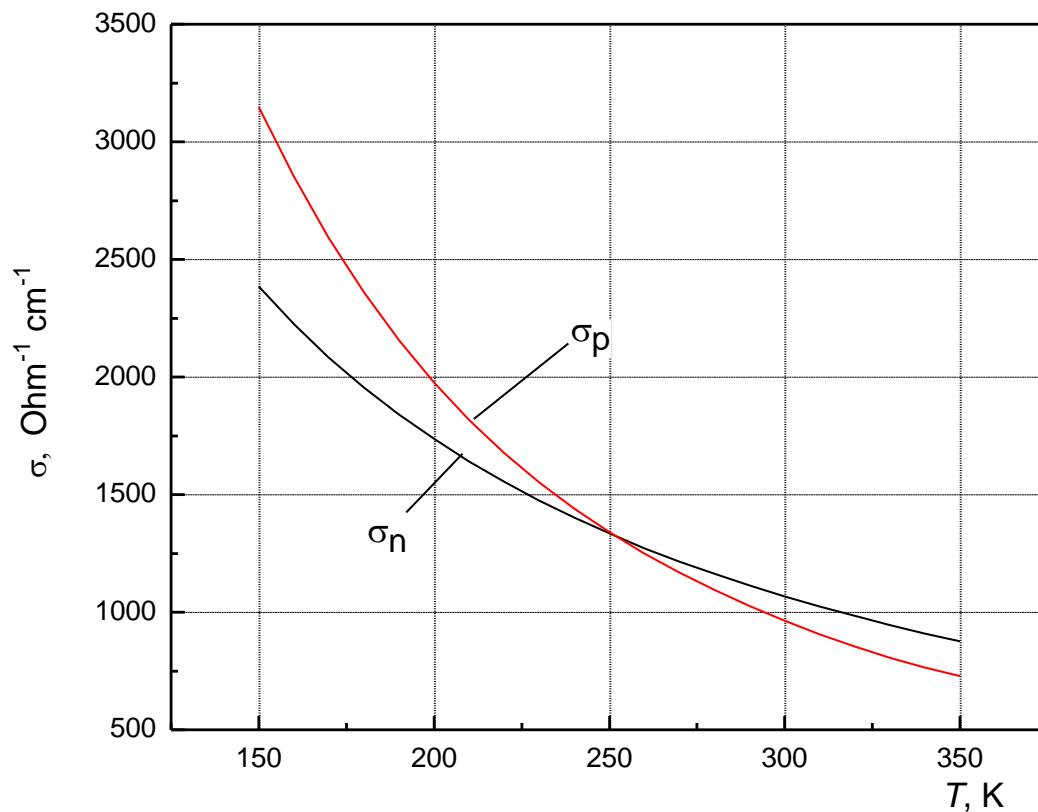
p-type material

$$\alpha_0 = 195.61$$

$$\alpha_1 = 0.52104$$

$$\alpha_2 = -2.2343 \cdot 10^{-3}$$

$$\alpha_3 = -5.8110 \cdot 10^{-6}$$



Electrical conductivity

Approximation polynomial

$$\sigma = \sigma_0 + \sigma_1 \cdot T + \sigma_2 \cdot T^2 + \sigma_3 \cdot T^3 + \sigma_4 \cdot T^4 + \sigma_5 \cdot T^5 + \sigma_6 \cdot T^6 \quad [\text{Ohm}^{-1} \text{cm}^{-1}]$$

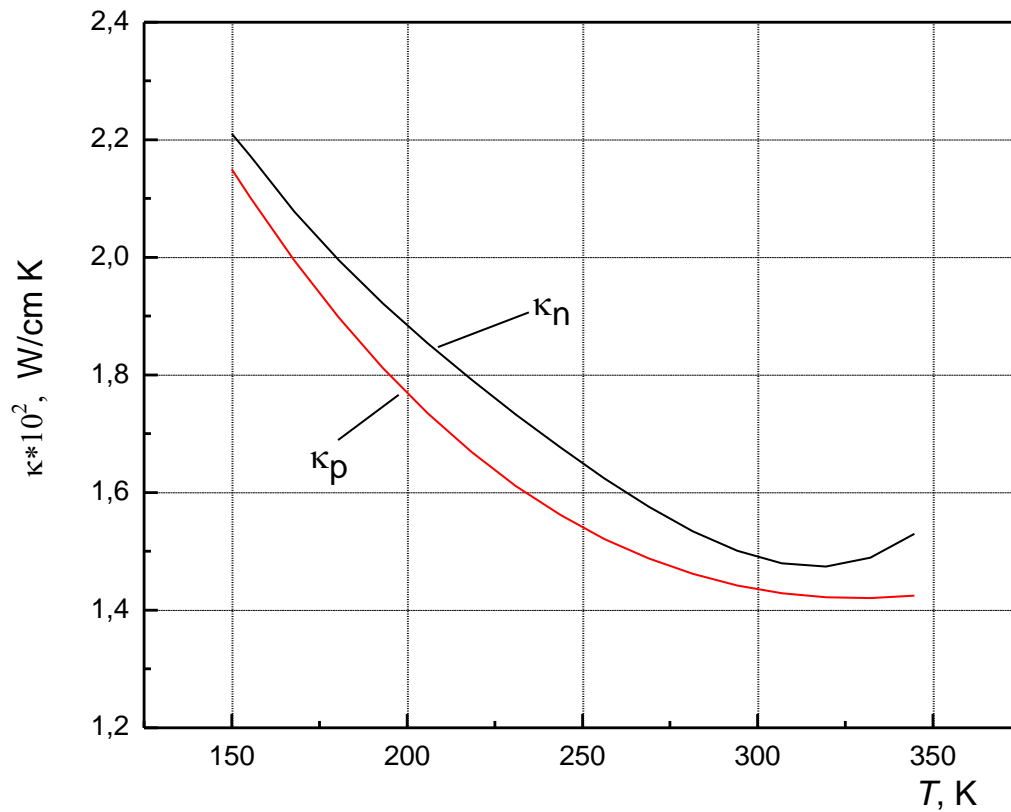
T – temperature in Celsius °C

n-type material

$$\begin{aligned} \sigma_0 &= 1199 \\ \sigma_1 &= -5.35638 \\ \sigma_2 &= 2.06045 \cdot 10^{-2} \\ \sigma_3 &= -9.2983 \cdot 10^{-5} \\ \sigma_4 &= -3.4232 \cdot 10^{-9} \\ \sigma_5 &= 1.5318 \cdot 10^{-9} \\ \sigma_6 &= 2.49716 \cdot 10^{-11} \end{aligned}$$

p-type material

$$\begin{aligned} \sigma_0 &= 1145.23 \\ \sigma_1 &= -7.5630 \\ \sigma_2 &= 3.4690 \cdot 10^{-2} \\ \sigma_3 &= -1.6825 \cdot 10^{-4} \\ \sigma_4 &= 1.0245 \cdot 10^{-6} \\ \sigma_5 &= 0 \\ \sigma_6 &= 0 \end{aligned}$$



Thermal conductivity

Approximation polynomial

$$\kappa = (\kappa_0 + \kappa_1 \cdot T + \kappa_2 \cdot T^2 + \kappa_3 \cdot T^3 + \kappa_4 \cdot T^4 + \kappa_5 \cdot T^5) \cdot 0.001 \quad [\text{W} \cdot \text{cm} / \text{K}]$$

T – temperature in Celsius °C

n-type material

$$\begin{aligned} \kappa_0 &= 15.651 \\ \kappa_1 &= -3.3984 \cdot 10^{-2} \\ \kappa_2 &= 1.73219 \cdot 10^{-4} \\ \kappa_3 &= 1.62686 \cdot 10^{-6} \\ \kappa_4 &= 1.8700 \cdot 10^{-8} \\ \kappa_5 &= 5.59604 \cdot 10^{-11} \end{aligned}$$

p-type material

$$\begin{aligned} \kappa_0 &= 14.78 \\ \kappa_1 &= -2.17167 \cdot 10^{-2} \\ \kappa_2 &= 2.26128 \cdot 10^{-4} \\ \kappa_3 &= -3.23864 \cdot 10^{-7} \\ \kappa_4 &= 0 \\ \kappa_5 &= 0 \end{aligned}$$

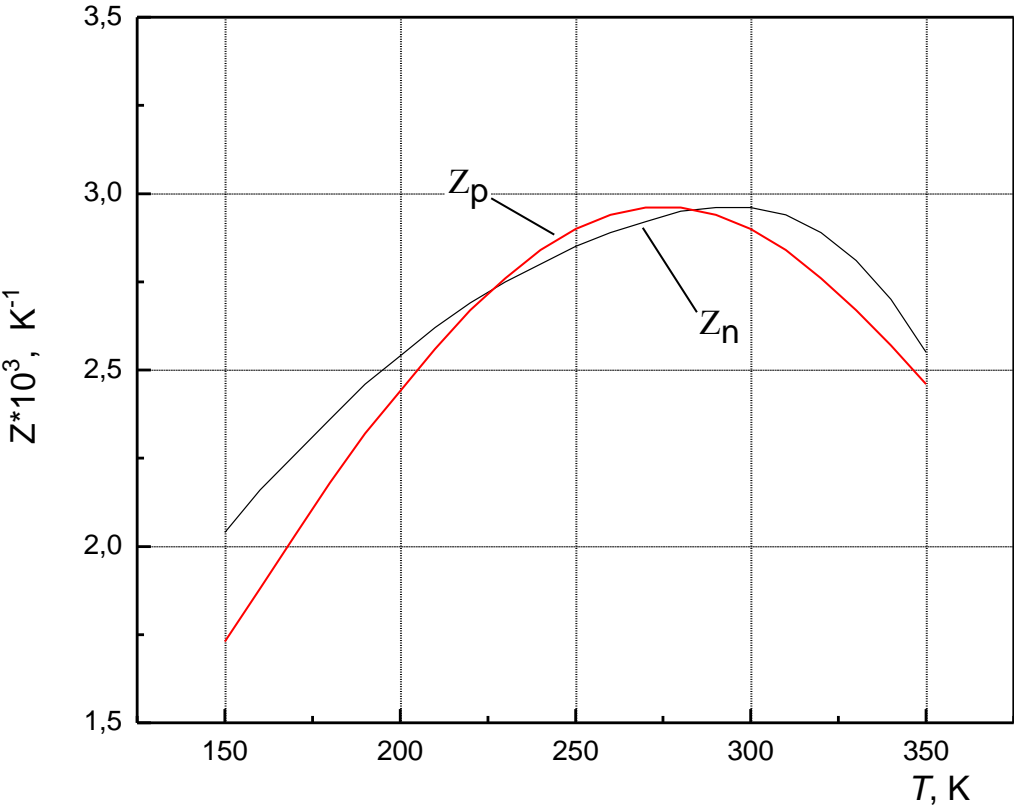


Figure of merit $Z=\alpha^2\sigma/\kappa$.

المخلص

تتبع معظم الوحدات الكهروحرارية في السوق التكويني التقليدي الذي يكون أساساً في شكل مسطح. إن تكيف هذه الوحدات المسطحة مع نظام توليد كهروحرارية بين غاز وسائل ينطوي على تعقيد في التركيب، على عكس الشكل الأنبوبي، الذي يقدم التكويني الأكثر عملية وبساطة في التنفيذ مع هذه الوسيلة.

في هذا البحث، يتم تقديم تصميم وتصنيع نموذج أولي جديد لمولد كهروحرارية أنبوبي ذو زعانف. الهدف هو تطوير تصميم بسيط وقوي ومضغوط يمكن دمجه بسهولة في نظام تحويل كهروحراري بين غاز وسائل، مما يؤدي إلى تركيب أكثر فعالية من حيث التكلفة. لهذا الغرض، يعتمد التصميم على ثلاث متطلبات بناء: (1) الأرجل الكهروحرارية تربيعية ومرتبطة محورياً، (2) يتم تجميع الوحدة بواسطة الراتنج مما يجعلها في هيكل شبه صلب، (3) الزعانف حلقيّة ومدمجة مع الوحدة.

تم إنشاء نموذج رقمي لتقييم الخصائص الفيزيائية للوحدة، مثل مقاومة التلامس وخصائص الراتنج. قمنا أيضاً بمحاكاة الأداء الحراري للمبادل الحراري من أجل تحديد قيم الأبعاد المثلى مثل ارتفاع الزعنف وتباعد الزعنف التي يمكن تكيفها مع الوحدة النمطية. تم توليد طاقة خرج قدرها 25 مللي وات و600 مللي فولت كجهد دائرة مفتوحة أثناء عملية الاختبار تحت درجة حرارة متدرجة 60 درجة مئوية.

Abstract

Most thermoelectric modules on the market follow a conventional configuration which is essentially in flat shape. The adaptation of these flat modules to a gas/liquid thermoelectric generation system involves complexity in the conception., unlike the tubular shape, which presents the most practical and simple configuration for its implementation with such medium.

In this paper, the design and fabrication of a new finned tubular thermoelectric generator prototype is presented. The objective is to develop a simple, robust and compact design that can be easily integrated into gas/liquid thermoelectric conversion system, leading to a more cost-effective installation. For this purpose, the design is based on three construction requirements: (i) the thermoelectric legs are quadratic and axially arranged, (ii) the module is assembled by resin making it in semi-rigid structure, (iii) the fins are annular and incorporated to the module.

A numerical model is established to evaluate the physical parameters of the module, such as contact resistance and resin properties. We also simulated the thermal performance of the heat exchanger in order to define the optimal dimensional values such as fin height and fin spacing that can be adapted to the module. The output power of 25 mW and 600 mV as open-circuit voltage was generated during the test process under a temperature gradient of 60 °C.

résumé

La plupart des modules thermoélectriques sur le marché suivent une configuration conventionnelle qui est essentiellement de forme plate. L'adaptation de ces modules plats à un système de génération thermoélectrique gaz/liquide implique une complexité dans la conception, contrairement à la forme tubulaire, qui présente la configuration la plus pratique et la plus simple pour sa mise en œuvre avec un tel milieu.

Dans cette thèse, la conception et la fabrication d'un nouveau prototype de générateur thermoélectrique tubulaire à ailettes est présenté. L'objectif est de développer une conception simple, robuste et compacte qui peut être facilement intégrée dans un système de conversion thermoélectrique gaz/liquide, conduisant à une installation plus rentable. À cette fin, la conception est basée sur trois exigences de construction : (i) les pattes thermoélectriques sont quadratiques et disposées axialement, (ii) le module est assemblé par de la résine le rendant en structure semi-rigide, (iii) les ailettes sont annulaires et incorporées au module.

Un modèle numérique est établi pour évaluer les paramètres physiques du module, tels que la résistance de contact et les propriétés de la résine. Nous avons également simulé la performance thermique de l'échangeur de chaleur afin de définir les valeurs dimensionnelles optimales telles que la hauteur et l'espacement des ailettes qui peuvent être adaptées au module. Une puissance de sortie de 25 mW et une tension en circuit ouvert de 600 mV ont été générées pendant le processus d'essai sous un gradient de température de 60 °C.