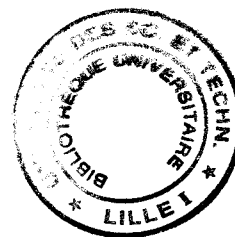


THESE

présentée à



L'UNIVERSITE DES SCIENCES
ET TECHNOLOGIES DE LILLE

pour obtenir le titre de

DOCTEUR DE L'UNIVERSITE

Spécialité : Electronique

par

Harinirina RANDRIANARISOA

ETUDE ET REALISATION D'UN BANC DE MESURES
POUR CAPTEURS DE RAYONNEMENT INFRAROUGE.
APPLICATION A LA CARACTERISATION DE MICRORADIOMETRES

Soutenu le 14 Décembre 1998 devant la Commission d'Examen

Membres du Jury	Mr	E.CONSTANT	Président de jury
	Mr	B.DUTHOIT	Rapporteur
	Mr	P.TABOURIER	Rapporteur
	Mr	D.LECLERCQ	Directeur de Thèse
	Mme	P.GODTS	Co Directeur de Thèse
	Mr	P.THERY	Examineur
	Mr	E.GAVIOT	Examineur
	Mr	F.RAUCOULES	Invité

*A Niaina,
à ma famille.*

REMERCIEMENTS

Ce travail de recherche a été effectué au sein de l'Institut d'Electronique et Microélectronique du Nord dirigé par le Professeur SALMER.

Je tiens à remercier vivement Monsieur le Professeur CONSTANT de présider la commission d'examen.

J'adresse mes plus vifs remerciements à Monsieur le Professeur DUTHOIT, directeur du Laboratoire d'Artois de Mécanique et Habitat de l'Université d'Artois d'avoir accepté d'être rapporteur de ce mémoire.

Je remercie également Monsieur le Professeur TABOURIER du Laboratoire d'Etude des Matériaux et des Composants pour l'Electronique de l'Université du Littoral et de la Côte d'Opale pour sa collaboration et d'avoir accepté de juger ce travail.

Je remercie Madame GODTS, Chargé de Recherche au CNRS de m'avoir confié ce thème de recherche. Je lui suis très reconnaissant pour ses conseils, ses compétences scientifiques, sa disponibilité et l'intérêt qu'elle a porté à mes résultats.

Monsieur le Professeur LECLERCQ a accepté de diriger ce travail. Je tiens à lui exprimer ma profonde gratitude pour les orientations et les conseils scientifiques et techniques qu'il m'a prodigués tout au long de ce travail, ainsi que sa part active à l'aboutissement de ce travail.

Monsieur le Professeur THERY m'a fait l'honneur de participer à ce jury. Je lui en suis particulièrement reconnaissant.

Je remercie sincèrement Monsieur GAVIOT qui m'a donné beaucoup de conseils et de faire partie de ce jury. Je tiens à lui exprimer ma profonde gratitude.

J'adresse mes remerciements à Monsieur RAUCOULES, gérant de la Société CAPTEC, qui s'est montré intéressé à nos travaux en vue d'applications industrielles.

Je voudrais remercier particulièrement Monsieur VERBECKE pour l'aide qu'il m'a apportée dans les travaux les plus divers et m'a toujours montré sa bonne volonté.

Mes remerciements vont également aux membres de l'équipe du laboratoire avec la sympathie et l'ambiance qui ont régné pendant ces années.

Je remercie Monsieur MICHON pour la contribution à la fabrication des pièces mécaniques nécessaires pour ce travail.

Je remercie Monsieur DEHORTER pour les soins qu'il a portés à la reproduction de ce manuscrit.

Sans oublier ma famille qui m'a soutenu pendant ces longues années ainsi que Niaina qui m'a encouragé et soutenu pendant la rédaction de ce travail. Je leur exprime ma sympathie la plus sincère. Je ne saurais oublier d'exprimer ma reconnaissance à toutes les personnes qui ont contribué dans ce sens.

SOMMAIRE

INTRODUCTION	14
CHAPITRE I : THEORIE SUR LA MESURE DE LA SENSIBILITE DES CAPTEURS THERMIQUES	
I.1 - PRINCIPE DE MESURE DE LA SENSIBILITE DES CAPTEURS THERMIQUES DE RAYONNEMENT INFRAROUGE	18
I.1.1 - Principe de fonctionnement des capteurs thermiques.....	18
I.1.1.1 - Bolomètres.....	21
I.1.1.2 - Capteurs pyroélectriques	22
I.1.1.3 - Thermopiles.....	22
I.1.2 - Expression de la sensibilité	24
I.1.3 - Mise en oeuvre du capteur d'éclairement énergétique	25
I.1.3.1 - Mesure d'éclairement énergétique.....	26
I.1.3.2 - Application à la mesure de température de surface sans contact	27
I.2 - CONSIDERATIONS THEORIQUES D'ELABORATION DU BANC DE MESURE ..	28
I.2.1 - Banc de mesure à plaques parallèles.....	30
I.2.1.1 - Expression de l'éclairement énergétique.....	31
I.2.2.2 - Expression du flux net	34
I.2.2 - Banc de mesure de type cavité.....	36
CHAPITRE II : PRESENTATION DES CAPTEURS DE RAYONNEMENT INFRAROUGE	
Introduction.....	39
II.1 - Les effets thermoélectriques dans les circuits à électrodes plaquées	42
II.1.1 - Expression du pouvoir thermoélectrique équivalent.....	43

II.1.1.1 - Régions métalliques simples	43
II.1.1.2 - Régions bimétalliques	44
II.1.2 - Etude des dérives en température	50
II.1.2.1 - Dérive de la conductivité électrique	50
II.1.2.2 - Dérive des pouvoirs thermoélectriques	51
II.1.2.3 - Dérive en température du pouvoir thermoélectrique d'un thermocouple plaqué	53
II.2 - Principe de fonctionnement et de réalisation des capteurs de rayonnement.....	57
II.2.1 - Principe de fonctionnement	57
II.2.2 - Principes de réalisation.....	60

CHAPITRE III : ETUDE ET REALISATION DES BANCS DE MESURE

Introduction.....	63
III.1 - Banc d'étalonnage à plaques parallèles.....	64
III.1.1 - Description	64
III.1.2 - Précisions de mesure sur les différents mesurandes.....	66
III.1.2.1 - Eclairage énergétique.....	66
III.1.2.2 - Flux net échangé.....	67
III.2 - Banc d'étalonnage à température de source élevée.....	67
III.2.1 - Description	67
III.2.2 - Précision de mesure	71
III.3 - Erreur sur la sensibilité des capteurs	71
III.4 - Banc de mesure dynamique.....	72

CHAPITRE IV : RESULTATS DE CARACTERISATION DES CAPTEURS

IV.1 - Détermination expérimentale de la sensibilité	76
IV.1.1 - Mesure de la sensibilité à l'éclairage énergétique et au flux net.....	77

IV.2 - Etude statistique de la fabrication des microcapteurs de la société I.C.M.C	83
IV.2.1 - Etude statistique de la résistance électrique des capteurs	84
IV.2.2 - Dispersion de la sensibilité à l'éclairement en fonction de la résistance.....	87
IV.3 - Etude d'évolution de la sensibilité à l'éclairement des capteurs en fonction de la température de la source	91
IV.4 - Détermination de la réponse indicielle des microcapteurs	95
IV.5 - Mesure du bruit - Défectivité.....	102
IV.5.1 - Mesure du bruit de tension V_s	102
IV.5.2 - Défectivité.....	105
IV.6 - Influence de la convection et de la conduction	107
IV.6.1 - Influence de la conduction gazeuse et de la convection naturelle	108
IV.6.2 - Influence de la convection forcée	111
CHAPITRE V : APPLICATIONS	
V.1 - Méthodes expérimentales de détermination de l'absorptivité de structures multicouches planaires	114
V.1.1 - Méthode fluxmétrique.....	114
V.1.2 - Comparaison avec une méthode thermométrique classique	117
V.2 - Application à la mesure d'émissivité des capteurs.....	119
V.3 - Régulation d'une plaque de cuisson en vitrocéramique.....	125
CONCLUSION.....	131
BIBLIOGRAPHIE.....	134
ANNEXES.....	142
LISTE DES FIGURES.....	146

NOMENCLATURE

- a : Pouvoir thermoélectrique des matériaux à 0°C [$\mu\text{V}/^\circ\text{C}$]
- a_{bs} : Absorptivité de la surface
- A : Surface [m^2]
- A_S : Surface du capteur [mm^2]
- b : Coefficient de dérive en température des pouvoirs thermoélectrique [$\mu\text{V}/^\circ\text{C}^2$]
- c : Chaleur spécifique [$\text{J}/\text{Kg.K}$]
- d : Dispersion
- D^* : Détectivité spécifique [$\text{cm.W}^{-1}.\text{Hz}^{1/2}$]
- e : Epaisseur [m]
- e_{eff} : Epaisseur efficace [m]
- e_m : Epaisseur de métallisation [m]
- e_S : Epaisseur substrat [m]
- e_T : Ecart-type
- E : Eclairage énergétique [W/m^2]
- \mathbf{E} : Vecteur gradient de potentiel électrique [V/m^2]
- E_S : Eclairage reçu par le capteur [W/m^2]
- f : Fréquence [Hz]
- F_{ij} : Facteur de forme géométrique ou facteur d'angle entre deux surface i et j
- F_{ij} : Facteur de forme gris
- G : Gradient tangentiel utilisable [K/W] par W/m^2
- h : Coefficient d'échange [$\text{W}/\text{m}^2.\text{K}$]
- I : Intensité électrique [A]
- J : Radiosité [W/m^2]
- \mathbf{J} : vecteur densité de courant [A/m^2]
- k : Constante générale
- K_p : coefficient de température [K^{-1}]
- K : Constante de proportionnalité $f(F_{ij}, \epsilon)$
- K_m : Terme adimensionnel normalisé

Nomenclature

- l : Largeur du capteur [m]
L : Longueur d'une cellule [m]
m : Mesurande
 M_i^0 : Emittance de la surface i [W/m²]
N : Nombre total de cellules
p : Coefficient pyroélectrique [C.m⁻².K⁻¹]
 R_0 : Résistance électrique de référence [Ω]
 \bar{R} : Résistance électrique moyenne [Ω]
 R_G : Résistance géométrique [m⁻²]
 R_{Si} : Résistance de la surface i [m⁻²]
 R_{th} : Résistance thermique [K/W]
 R_f : Réflectivité
S : Sensibilité [μ V/(W/m²)]
 S_ϕ : Sensibilité à la densité de flux net [μ V/(W/m²)]
 S_E : Sensibilité à l'éclairement [μ V/(W/m²)]
 $S_{\phi N}$: Sensibilité au flux net "Responsivité" [V/W]
t : Temps [s]
T : Température absolue [K]
 T_r : Transmittivité
 T_S : Température absolue du capteur [K]
 v_n : Tension de bruit [V/ $\sqrt{\text{Hz}}$]
V : Tension [V]
 V_S : Tension délivrée par le capteur [μ V]
 $V_{\text{réf}}$: Tension de référence [V]
 Z_t : Impédance thermique tangentielle [K/W]
 Z_p : Impédance thermique transversale [K/W]

Caractères grecs

- α_{12} : Pouvoir thermoélectrique équivalent [μ V/°C]
 Δ : Variation
 ϵ_S : Emissivité du capteur

Nomenclature

- φ : Densité de flux [W/m^2]
- φ_h : Densité de flux échangé par conduction et convection [W/m^2]
- φ_N : Densité de flux mesuré par le fluxmètre [W/m^2]
- φ_{NC} : Densité de flux de conduction [W/m^2]
- $\varphi_{N(N)}$: Densité de flux mesuré par le scotch noir [W/m^2]
- $\varphi_{N(o)}$: Densité de flux mesuré par le revêtement en or [W/m^2]
- ϕ_N : Flux net [W]
- ϕ_a : Flux absorbant [W]
- ϕ_r : Flux réfléchi [W]
- ϕ_t : Flux reparti tangentiel [W]
- ϕ_{Na} : Flux net sur la surface active [W]
- ϕ_{Nr} : Flux net perdu ou gagné par la zone réflectrice [W]
- ϕ_{NR} : Flux net perdu ou gagné par le capteur [W]
- ϕ_S : Flux net en présence du capteur [W]
- λ : Longueur d'onde [m]
- λ : Conductivité thermique [$\text{W}/\text{m.K}$]
- λ_m : Longueur d'onde maximale [m]
- ω : Fréquence angulaire [s^{-1}]
- ρ : Résistivité électrique [$\Omega.m$]
- ρ : Masse volumique [Kg/m^3]
- σ : Constante de Stefan - Boltzmann [$\text{W}/\text{m}^2.\text{K}^4$]
- σ : $1/\rho$ Conductivité électrique [$\Omega^{-1}.m^{-1}$]
- θ : Température [$^{\circ}\text{C}$]
- τ_h : Coefficient d'influence de la convection [$\text{K.m}^2/\text{W}$]
- τ_λ : Coefficient d'influence de la conduction gazeuse [$\text{K.m}/\text{W}$]
- τ_{tg} : Constante de temps tangentiel [s]
- τ_{tv} : Constante de temps propre au substrat [s]

Notation des indices

0 : Relatif à une référence de base

1 : Matériaux de faible conductivité thermique ou à la température de la source

2 : Matériaux de grande conductivité thermique ou à la température de la plaque support

Th : Thermique

Réf : Référence

a : Absorbant

eff : Effective

r : Réflecteur

s : Substrat

S : Relatif au capteur

T : Relatif à la cible

N : Surface noire

O : Surface dorée

INTRODUCTION

INTRODUCTION

Une des activités principales de notre équipe de recherche est l'étude et la réalisation de capteurs et microcapteurs de rayonnement infrarouge. Ces capteurs originaux, sont de type "thermique" et fonctionnent par conversion du rayonnement I.R en gradients périodiques de température de surface.^{[21],[42],[43]}

Le développement de tels capteurs nécessite la mise en oeuvre de compétences multidisciplinaires puisqu'elle implique la prise en compte simultanée des phénomènes thermiques et thermoélectriques qui sont couplés. Le travail à effectuer pour obtenir un capteur opérationnel peut être décomposé en trois tâches :

- la conception et la modélisation du capteur,
- la réalisation technologique,
- la caractérisation.

Le travail de thèse qui nous a été demandé était d'étudier et de réaliser un banc de caractérisation adapté à la spécificité des capteurs issus du laboratoire. L'objectif de ce travail est d'être en mesure de pouvoir déterminer un ensemble de caractéristiques le plus complet possible pour chaque prototype de capteur réalisé afin de vérifier les résultats de modélisation et d'améliorer les performances. De plus, ces résultats permettront de comparer les qualités des capteurs mis au point au laboratoire à celles des capteurs de même type existant par ailleurs.

Introduction

Pour mener à bien cette tâche, nous avons tout d'abord effectué une recherche documentaire [44],[45],[46],[47] afin de préciser les caractéristiques généralement données par les constructeurs (universitaires ou industriels) de capteurs thermiques de rayonnement I.R.

Les grandeurs le plus souvent citées sont :

- la sensibilité exprimée en $\mu\text{V}/\text{W}\cdot\text{m}^2$ ou en $\mu\text{V}/\text{W}$,
- la tension délivrée en fonction de la température de cible,
- la sensibilité spectrale,
- le temps de réponse,
- la détectivité (D ou D*) ou la température équivalente de bruit,
- l'immunité à la convection.

A partir de ces données, il a été possible de déterminer les différents appareils à acquérir ou à réaliser pour pouvoir mesurer de façon rapide, simple et reproductible les caractéristiques des capteurs. Nous nous sommes attachés tout particulièrement à définir la notion de sensibilité et de détectivité qui sera précisée dans le cadre de ce travail.

Pour des raisons technologiques, nous avons choisi de réaliser un premier dispositif permettant la mesure de la sensibilité des capteurs dans la gamme 20-200°C ainsi que le coefficient d'immunité à la convection. Afin de déterminer la sensibilité spectrale ou la variation de sensibilité du capteur en fonction de la température de la cible, il a été nécessaire de mettre en oeuvre un second banc de mesure basé sur l'utilisation d'un corps noir du commerce pouvant atteindre une température de 1200°C.

Pour que les conditions de mesure correspondent à la réalité, c'est ce même corps noir qui est utilisé comme source de rayonnement dans le troisième appareil réalisé pour mesurer le temps

Ce banc de caractérisation a été sans cesse perfectionné durant toute la durée de notre thèse puisqu'il a été utilisé par d'autres chercheurs pour caractériser les capteurs qu'ils concevaient (L.CAMBERLEIN^[42], S.SAKLY^[43], Laboratoire d'Electronique de Philips) et par des industriels pour effectuer des études statistiques sur leur production (Captec , ICMC) . Ces études statistiques ont permis d'évaluer la dispersion de la sensibilité des capteurs issus d'un même substrat et d'en analyser les causes (surgravure, alignement imprécis ...). De plus ces études conduisent naturellement vers la mise au point d'une méthode de contrôle et de suivi de production industrielle par mesure de la résistance électrique du capteur en cours de procédé technologique.

Afin de valider le savoir acquis tout au long de nos travaux, il nous a été demandé de concevoir et réaliser un prototype destiné à mesurer la température de surface d'une plaque de cuisson halogène par la face inférieure. L'objectif de cette tâche était d'évaluer la possibilité d'utiliser les capteurs fabriqués de façon industrielle pour assurer la régulation de température de ce type d'appareillage électroménager.

CHAPITRE I

THEORIE SUR LA MESURE DE LA SENSIBILITE

DES CAPTEURS THERMIQUES

CHAPITRE I

I.1 - PRINCIPE DE MESURE DE LA SENSIBILITE DES CAPTEURS THERMIQUES DE RAYONNEMENT INFRAROUGE

I.1.1 - Principe de fonctionnement des capteurs thermiques

D'une façon générale, la sensibilité d'un capteur est définie pour une valeur du mesurande (m_0) comme le rapport de la variation de la grandeur de sortie (dV_s) sur la variation de mesurande (dm) ^[1].

$$S(m) = \left(\frac{dV_s}{dm} \right)_{m=m_0} \quad (\text{I. 1})$$

Dans le cas idéal, la fonction $V_s = f(m)$ est linéaire et par conséquent la sensibilité est constante dans toute l'étendue de mesure du capteur.

En ce qui concerne les capteurs thermiques de rayonnement infrarouge, ils sont à notre connaissance tous basés sur le même principe qui consiste à utiliser une surface absorbante pour convertir le rayonnement incident en variation de température et à mesurer celle-ci par différentes méthodes ^[1].

Cette variation de température peut être déterminée à l'aide d'un capteur résistif (bolomètre), d'un ou plusieurs thermocouples, d'un matériau pyroélectrique ou d'un capteur de pression sensible à la dilatation d'un gaz soumis au rayonnement (cellule de Golay).

Le fonctionnement de la partie thermique de ce type de capteurs peut être schématisé simplement sous la forme d'une surface (A_s) à température homogène (T_s) échangeant de la chaleur avec son environnement [Figure I.1].

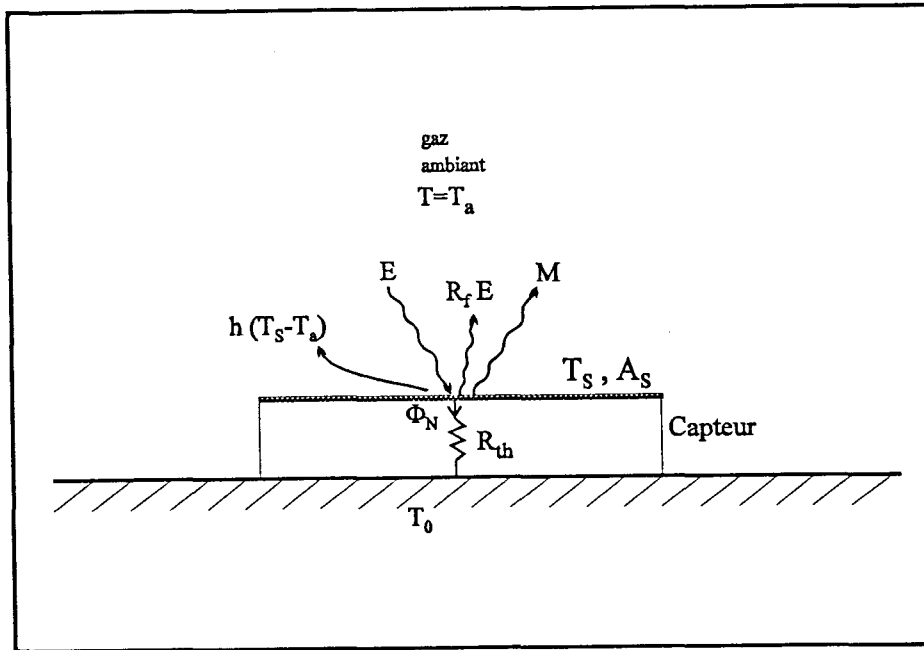


Figure I.1 - Principe des échanges de la chaleur entre le capteur et son environnement

La surface du capteur est soumise à un éclairage énergétique (E en W/m^2) provenant de toutes les directions de l'espace. Une partie de cet éclairage est absorbée et le reste est réfléchi dans toutes les directions ($R_f E$). Ces considérations décrivent le comportement du capteur en récepteur. Simultanément, le capteur émet aussi du rayonnement dans toutes les directions et sous différentes longueurs d'ondes, le flux radiatif émis par unité de surface (émissance : M) est alors :

$$M = \varepsilon_s \cdot \sigma \cdot T_s^4 \quad [W/m^2] \quad (I. 2)$$

Avec ε_s émissivité de la surface, σ constante de Stefan-Boltzmann, T_s la température de la surface.

Afin de distinguer le flux d'énergie radiative illuminant la surface (E) du flux d'énergie radiative quittant cette même surface, on introduit la radiosité ^[6] :

$$J = M + R_f \cdot E \quad [\text{W/m}^2] \quad (\text{I. 3})$$

C'est ce couple de grandeurs (J, E) qui permet d'établir un bilan radiatif entre différents corps qui se comportent simultanément en émetteur et réflecteur en s'influçant les uns les autres.

Dans le cas où la surface absorbante du capteur est en contact avec un gaz à température T_a , il faut prendre en compte la densité de chaleur (ϕ_h) échangée par conduction et convection, en introduisant le coefficient d'échange (h), soit :

$$\phi_h = h (T_s - T_a) \quad [\text{W/m}^2] \quad (\text{I. 4})$$

Le bilan énergétique sur la surface du capteur permet d'exprimer la quantité de chaleur, gagnée ou perdue, disponible à l'intérieur du capteur à une distance infinitésimale de la surface et représentée par le flux net (ϕ_N), soit :

$$\phi_N = [E - (J + \phi_h)] \cdot A_S \quad [\text{W}] \quad (\text{I. 5})$$

Ce flux net est constitué d'une composante d'origine radiative (ϕ_{NR}) et d'une composante d'origine conductive (ϕ_{NC}) :

$$\left. \begin{aligned} \phi_N &= \phi_{NR} + \phi_{NC} \\ \phi_{NR} &= (E - J) \cdot A_S \\ \phi_{NC} &= \phi_h \cdot A_S \end{aligned} \right\} \quad (\text{I. 6})$$

Le capteur étant supposé opaque au rayonnement, le flux net absorbé est transformé en flux de conduction circulant à travers le capteur. En appliquant la loi de Fourier suivant l'épaisseur, la température de surface du radiomètre (T_s) peut être calculée en fonction du flux net (ϕ_N). Pour cela, il suffit d'une température (T_0) de référence prise sur le corps du capteur, et de la résistance thermique R_{th} du matériau constituant l'espace entre les deux points de température, on a alors :

I.1.1.2 - Capteurs pyroélectriques

En ce qui concerne les capteurs pyroélectriques, ils fonctionnent uniquement en régime variable, le courant délivré étant de la forme :

$$I(t) = p \cdot A_s \cdot \frac{dT_s}{dt} \quad (\text{I. 10})$$

avec p : le coefficient pyroélectrique ($\text{C} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{K}^{-1}$)

A_s : surface du capteur

T_s : température du capteur

Soit en introduisant (I. 7) :

$$I(t) = p \cdot A_s \cdot \left[\frac{dT_0}{dt} + R_{th} \frac{d\phi_{NR}}{dt} + R_{th} \frac{d\phi_{NC}}{dt} \right] \quad (\text{I. 11})$$

Tout comme pour le cas précédent, il faut minimiser l'influence de la convection et de la température de référence (T_0) correspondant aux termes (1) et (3) de la relation précédente. Ce résultat est encore obtenu par encapsulation du capteur pyroélectrique dans un boîtier comportant une fenêtre.

I.1.1.3 - Thermopiles

Lorsque le détecteur utilisé est constitué d'un thermocouple [Figure I.2] sensible à une différence de température entre la surface absorbante (T_s) et le corps du capteur (T_0) la tension délivrée peut s'écrire :

$$V_s = \alpha (T_s - T_0)$$

soit encore, d'après la relation (I. 7):

$$V_s = \alpha R_{th} (\phi_{NR} + \phi_{NC}) \quad (\text{I. 12})$$

Pour réaliser un capteur de rayonnement, il faut minimiser la valeur du flux de convection (ϕ_{NC}) pour que la tension de sortie ne dépende que du flux net radiatif. De manière à réduire l'influence de (ϕ_{NC}), deux méthodes peuvent être pratiquées. La première consiste à encapsuler le capteur dans un boîtier ^[47], la seconde qui est utilisée pour réaliser les capteurs de rayonnement du laboratoire, est basée sur une structure thermique différentielle symétrique qui permet d'éliminer la quasi-totalité de l'influence du flux de convection sans boîtier de protection.

Dans le but d'augmenter le signal délivré par le capteur, un grand nombre (N) de thermocouples peuvent être mis en série afin de constituer une thermopile. Dans ce cas le signal délivré est de la forme :

$$V_s = N \cdot \alpha \cdot R_{th} \cdot \phi_{NR} \quad (I. 13)$$

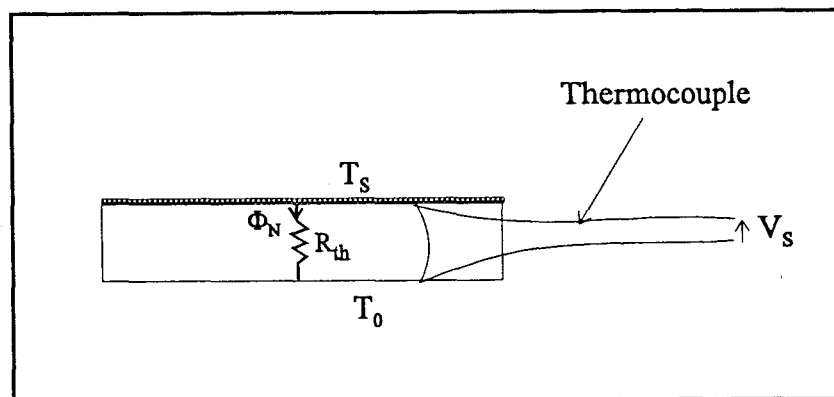


Figure I.2 - Schéma de principe d'un capteur de rayonnement à thermocouple

I.1.2 - Expression de la sensibilité

Lorsque le flux de convection ou de la conduction gazeuse (ϕ_{NC}) a été éliminé, nous avons montré que la tension délivrée par un capteur thermique de rayonnement infrarouge à l'exception du capteur pyroélectrique pouvait être mise sous la forme (I. 9),(I. 13):

$$V_S = N \cdot \alpha \cdot R_{th} \cdot \phi_{NR} = S_{\phi_N} \cdot \phi_{NR} \quad (I. 14)$$

S_{ϕ_N} représentant la sensibilité du capteur en (V/W) lorsque le mesurande est le flux net d'origine radiative ϕ_{NR} .

De façon usuelle, c'est cette définition de la sensibilité qui est le plus souvent rencontrée ^[47], mais nous montrons, dans le cadre de ce travail qu'elle n'est pas suffisante pour décrire les caractéristiques d'un capteur de rayonnement.

En effet, le coefficient S_{ϕ_N} ne prend pas en compte les performances du capteur pour convertir le rayonnement incident en flux net puisque c'est ce même flux net qui est choisi comme mesurande. C'est pourquoi il est nécessaire d'établir une autre définition de la sensibilité, faisant intervenir une grandeur physique plus fondamentale, homogène à un rayonnement infrarouge qui est l'éclairement énergétique E .

En remplaçant ϕ_{NR} par son expression (I. 6) l'équation (I. 14) devient :

$$V_S = S_{\phi_N} \cdot A_S (E - J) \quad (I. 15)$$

En introduisant l'absorptivité $a_{bs} = 1 - R_f$ pour un corps opaque, les équations (I. 2), (I. 3), (I. 14), (I. 15) permettent d'écrire :

$$V_S = S_{\phi_N} \cdot A_S (a_{bs} E - \epsilon_s \cdot \sigma \cdot T_s^4) = N \cdot \alpha \cdot R_{th} \cdot A_S (a_{bs} E - \epsilon_s \cdot \sigma \cdot T_s^4) \quad (I. 16)$$

Il apparaît que la tension délivrée par le capteur est une fonction de deux grandeurs, qui sont l'éclairement énergétique (E) et la température du capteur (T_s).

A partir de la définition de la sensibilité donnée précédemment (I. 1), on obtient :

$$dV = \left(\frac{\partial V}{\partial E} \right)_{T_S} dE + \left(\frac{\partial V}{\partial T_S} \right)_E dT_S, \quad (\text{I. 17})$$

soit $dV = S_E dE + S_{T_S} dT_S$

Ceci permet d'introduire la sensibilité à l'éclairement énergétique S_E et la sensibilité à la température du capteur S_{T_S} .

En appliquant ces définitions à la relation (I. 18), les sensibilités s'écrivent alors :

$$S_{\phi_N} = N \alpha \cdot R_{th} \quad [V/W] \quad (\text{I. 18})$$

$$S_E = S_{\phi_N} A_S a_{bs} \quad [V/(W/m^2)] \quad (\text{I. 19})$$

$$S_{T_S} = 4 S_{\phi_N} A_S \varepsilon_S \sigma T_S^3 \quad [V/K] \quad (\text{I. 20})$$

Il apparaît clairement que la sensibilité à l'éclairement (S_E), prend en compte l'aire (A_S) de la surface absorbante ainsi que son absorptivité (a_{bs}). Ce qui caractérise un capteur de rayonnement complet contrairement à S_{ϕ_N} qui est la sensibilité de la thermopile, c'est la détermination de cette grandeur (S_E) qui constitue l'objectif principal de ce travail, la sensibilité à la température du capteur (S_{T_S}), qui peut être considérée comme une grandeur perturbante, présentant un intérêt moindre.

I.1.3 - Mise en oeuvre du capteur d'éclairement énergétique

En accord avec ces différentes définitions de la sensibilité, le capteur peut être utilisé pour mesurer le flux net d'origine radiative ou l'éclairement énergétique reçu. Le premier type d'application ne correspondant pas à la préoccupation principale de cette thèse, il est développé pour référence en annexe.

I.1.3.1 - Mesure d'éclairement énergétique

La tension délivrée par le capteur ne permet pas d'accéder directement à la détermination de l'éclairement énergétique reçu. En examinant de nouveau la relation (I. 16) :

$$V_S = N \cdot \alpha \cdot R_{th} \cdot A_S (a_{bs} E - \epsilon_S \cdot \sigma \cdot T_S^4)$$

il apparaît que la valeur de E pourra être calculée connaissant la température (T_S) de la surface absorbante

$$E = \frac{V_S}{S_E} + \frac{\epsilon_S}{a_{bs}} \cdot \sigma T_S^4 \quad (\text{I. 21})$$

De tels capteurs sont commercialisés, le calcul du second terme peut alors être effectué numériquement par un microprocesseur ou de façon analogique à l'aide d'un soustracteur utilisant une forme linéarisée de T_S^4 [47].

Dans certains cas particuliers, le second terme peut être négligé comparativement au premier. Par exemple si l'éclairement énergétique est issu d'un corps noir à 800 K influençant totalement le capteur maintenu à température ambiante (300 K), l'erreur commise en négligeant l'émittance du capteur (460 W/m^2) par rapport à E (23000 W/m^2) est inférieure à 2% (pour $a_{bs} = 1$).

Lorsque l'utilisateur du capteur désire mesurer uniquement les fluctuations temporelles ou spatiales d'éclairement énergétique, il importe de maintenir constante la température (T_S) de la surface absorbante et l'expression (I. 16) devient :

$$\Delta V_S = N \cdot \alpha \cdot R_{th} \cdot A_S a_{bs} \Delta E = S_E \Delta E \quad (\text{I. 22})$$

I.1.3.2 - Application à la mesure de température de surface sans contact

Effectuer la mesure de température sans contact d'un corps rayonnant dans l'infrarouge revient à déterminer son émittance ($M_x = \epsilon_x \cdot \sigma \cdot T_x^4$). Pour cela il est nécessaire que cette émittance soit l'unique source de rayonnement éclairant le capteur, c'est-à-dire que le corps soit en influence totale avec le capteur. Pour obtenir cette condition, il faut que le capteur soit très proche de la surface à mesurer ou bien, utiliser un dispositif optique (lentilles, miroirs) parfaitement transparent pour toute l'étendue spectrale du capteur.

En configuration permettant l'influence totale, entre le capteur et une surface (S_x), la relation (I. 16) s'écrit :

$$V_S = \sigma N \cdot \alpha \cdot R_{th} \cdot A_S (a_{bs} \epsilon_x \cdot T_x^4 - \epsilon_S \cdot T_S^4) \quad (I. 23)$$

Pour déterminer la valeur de la température de la cible (T_x), il faut donc connaître les valeurs des paramètres suivants :

- l'absorptivité (a_{bs}) et l'émissivité (ϵ_S) du capteur,
- la température du capteur (T_S),
- l'émissivité de la cible (ϵ_x).

C'est principalement cette dernière grandeur qui pose problème pour les mesures de température sans contact puisque dans certains cas elle peut varier pendant la mesure (oxydation par exemple). Pour résoudre ce problème, nous avons mis au point un dispositif de mesure actif dont le principe consiste à chauffer ou à refroidir le capteur pour annuler la tension (V_S). Dans ce cas on obtient $T_S = T_x$ de façon quasi-indépendante des émissivités. Ce travail fait l'objet d'une thèse à paraître ^[60].

I.2 - CONSIDERATIONS THEORIQUES D'ELABORATION DU BANC DE MESURE

Dans le paragraphe précédent, les diverses formes (I. 18), (I. 19), (I. 20) permettant d'exprimer la sensibilité du capteur ont été établies.

Pour déterminer ces différentes valeurs, le banc de mesure doit permettre de :

- contrôler une variation d'éclairement énergétique (dE) tout en maintenant la température du capteur constante ($dT_s = 0$); dans ce cas c'est la sensibilité à l'éclairement énergétique S_E qui est mesurée,
- faire varier la température du capteur en fixant l'éclairement énergétique pour obtenir la sensibilité à la température, soit S_T .

La sensibilité au flux net peut être déterminée à partir d'un des deux points précédents pour qu'une variation de flux net d'origine radiative découle d'une variation d'éclairement énergétique ou de température du capteur :

$$d\phi_{NR} = [a_{bs} dE - 4 \epsilon_s \sigma T_s^3 dT_s] A_S \quad [W] \quad (I. 24)$$

Cette expression est obtenue à partir des relations (I. 2), (I. 3) et (I. 6)

Pour permettre d'appliquer ces différentes conditions, de mesure à la caractérisation des capteurs, des appareillages spécifiques ont été mis en oeuvre.

Tout d'abord, pour pouvoir fixer précisément leur température, ces capteurs de topologie plane sont plaqués sur un support plan thermostaté. Cette disposition facilite la manipulation des capteurs et des microcapteurs qui sont en grand nombre et de différentes dimensions.

Une configuration classique pour contrôler l'éclairement énergétique consiste à utiliser une cavité à température ajustable (T_t) formant un corps noir entourant complètement le capteur pour respecter les conditions d'influence totale [Figure I.3]. Un appareillage de ce type a été acquis pour constituer une source haute température dans la gamme 50 - 1200°C.

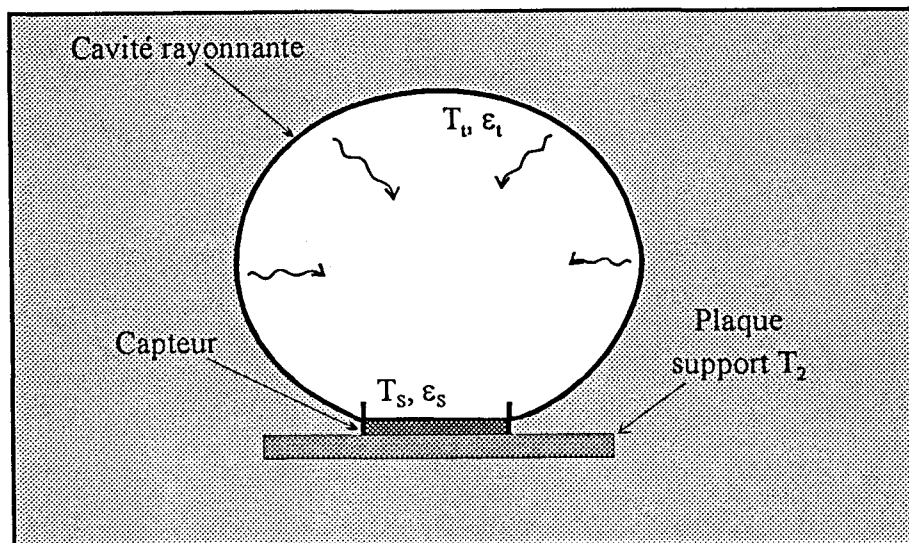


Figure I.3 - Configuration d'un banc de mesure avec capteur sur support plan thermostaté et en influence totale avec une cavité à température ajustable

Pour les basses températures ($20^{\circ}\text{C} - 100^{\circ}\text{C}$), par mesure de simplicité, nous avons choisi de réaliser au laboratoire une plaque plane thermostatée comme source d'éclairement énergétique [Figure I.4].

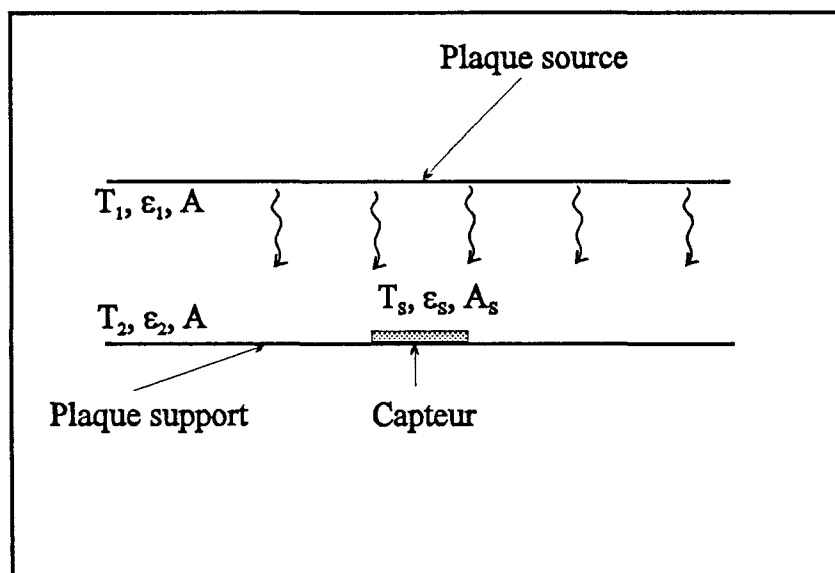


Figure I.4 - Système rayonnant comportant deux plaques parallèles

Pour être en mesure d'utiliser ces bancs de caractérisation, il est nécessaire d'établir l'expression du flux net et de l'éclairement énergétique reçu par le capteur.

Le banc à plaques parallèles sera tout d'abord étudié, puis, nous montrerons que le cas du banc à haute température constitué d'une cavité est un cas particulier du banc à plaques parallèles, la plaque source entourant complètement le capteur.

I.2.1 - Banc de mesure à plaques parallèles

Le banc à basse température décrit figure I.4 se compose de deux plaques parallèles de surface A, la plaque inférieure supportant le capteur à étalonner. Pour déterminer l'expression de l'éclairement énergétique et du flux net gagné ou perdu par le capteur, la méthode des réseaux électriques équivalents ^{[2][6]} est appliquée à partir des éléments du schéma suivant :

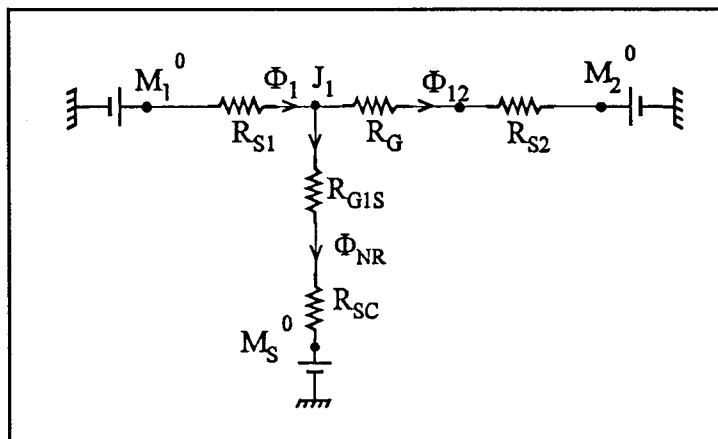


Figure I.5 - Schéma du réseau électrique du système thermique à deux plaques parallèles

avec $M_s^0 = \sigma \cdot T_s^4$, $M_1^0 = \sigma \cdot T_1^4$, $M_2^0 = \sigma \cdot T_2^4$

$$R_{S1} = \frac{1 - \epsilon_1}{\epsilon_1 A}, \text{ résistance de surface, } \epsilon_1 : \text{émissivité de la plaque 1 et A sa}$$

surface.

$R_{S_2} = \frac{1 - \varepsilon_2}{\varepsilon_2 A}$, résistance de surface, ε_2 : émissivité de la plaque 2 et A sa surface.

$R_{GIS} = \frac{1}{A_S F_{S1}}$, résistance géométrique, F_{S1} : facteur de forme entre le capteur et la plaque 1.

$R_{SC} = \frac{1 - \varepsilon_S}{\varepsilon_S A_S}$, résistance de surface, ε_S : émissivité du capteur et A_S sa surface absorbante.

$R_G = \frac{1}{A F_{12}}$, résistance géométrique, F_{12} : facteur de forme entre les plaques 1 et 2.

Ce schéma a fait l'objet d'une approximation consistant à négliger les effets de bord, c'est-à-dire les échanges radiatifs entre la périphérie des plaques et le milieu extérieur. Dans le cas particulier où les plaques de grande surface ($15 \times 15 \text{cm}^2$) sont suffisamment proches ($< 1 \text{cm}$) et si l'environnement est à la température ambiante, cette approximation est tout à fait valable.

En revanche, nous avons considéré le cas général où la température du capteur T_S est différente de la température de la plaque support T_2 . C'est pourquoi le schéma est constitué de 3 branches, "alimentées" par émittance ($M^0 = \sigma \cdot T^4$), M^0_1 , M^0_2 , et M^0_s .

I.2.1.1 - Expression de l'éclairement énergétique

L'éclairement énergétique (E_s) reçu par le capteur est égal au produit des radiosités (J_j) des N différentes surfaces influençant le capteur par les facteurs de forme (F_{sj}), soit :

$$E_S = \sum_{j=1}^N J_j \cdot F_{Sj} \tag{I. 25}$$

Dans le cas particulier d'une seule plaque (1) disposée en regard du capteur, on a :

$$E_S = J_1 \cdot F_{S1} \tag{I. 26}$$

En déterminant l'expression de la radiosité à partir du schéma de la figure I.5, l'éclairement énergétique s'écrit :

$$E_S = F_{S1} \left[\frac{M_1^0}{1 + R_1 \frac{R_2 + R_C}{R_2 R_C}} + \frac{M_2^0}{1 + R_2 \frac{R_1 + R_C}{R_1 R_C}} + \frac{M_S^0}{1 + R_C \frac{R_1 + R_2}{R_1 R_2}} \right] \text{ [W/m}^2\text{]} \tag{I. 27}$$

Avec $R_1 = R_{S1}$, $R_2 = R_G + R_{S2}$, $R_C = R_{G1S} + R_{SC}$

Dans le cas pratique d'un capteur de petites dimensions par rapport aux plaques, cette relation peut être simplifiée. Les ordres de grandeurs des différentes résistances données dans le tableau suivant permettent d'y parvenir.

	Capteur (3x3mm ²)	Capteur (10x10mm ²)
R_{S1} (m ⁻²)	1,4 ($\epsilon_1 = 0,97$)	1,4 ($\epsilon_1 = 0,97$)
R_{S2} (m ⁻²)	(50 pour $\epsilon_2 = 0,5$) (450 pour $\epsilon_2 = 0,1$)	(50 pour $\epsilon_2 = 0,5$) (450 pour $\epsilon_2 = 0,1$)
R_G (m ⁻²)	50	50
R_{G1S} (m ⁻²)	10^5	10^5
R_{SC} (m ⁻²)	10^5	100
Pour deux plaques 15x15 mm ² , distantes de 1cm		

Tableau I.1 - Valeurs des résistances du réseau électrique présenté figure I. 5 pour deux capteurs caractérisés

En reportant ces valeurs sur le schéma de la figure I.5, il apparaît que la résistance géométrique du capteur (R_{GIS}) est beaucoup plus importante que les résistances de surface des plaques (R_{S1} , R_{S2}) ainsi que la résistance géométrique R_G . Dans ces conditions, la radiosité J_1 est quasiment indépendante de l'émittance du capteur (M_S). Ce résultat peut également être mis en évidence en négligeant R_1 et R_2 par rapport à R_C dans la relation (I. 27) qui devient alors :

$$E_S = F_{S1} \left[\frac{M_1^0}{1 + \frac{R_1}{R_2}} + \frac{M_2^0}{1 + \frac{R_2}{R_1}} \right] \quad [W/m^2] \quad (I. 28)$$

L'éclairement énergétique illuminant le capteur dépend donc à la fois de l'émittance (M_1^0) de la plaque cible et de l'émittance (M_2^0) de la plaque servant de support.

Pour mesurer la sensibilité à l'éclairement énergétique (S_E), de façon simple et précise, il faut diminuer le nombre de paramètres à contrôler et donc minimiser l'influence de la température de la plaque 2 qui apparaît au travers de son émittance M_2^0 . Pour ce faire, le rapport (R_2/R_1) doit être le plus élevé possible ce qui correspond à une émissivité ϵ_2 minimale.

Dans le cas pratique précédemment décrit [Tableau I.1] d'une plaque cible d'émissivité $\epsilon_1 = 0,97$ et d'une plaque support d'émissivité $\epsilon_2 = 0,5$, pour un capteur de surface $10 \times 10 \text{ mm}^2$, le rapport (R_2/R_1) est de 71, le facteur de forme $F_{S1} = 0,98$ et l'expression (I. 28) devient :

$$E_S = \sigma (0,966. T_1^4 + 0,0136. T_2^4) \quad [W/m^2] \quad (I. 29)$$

Le faible coefficient qui affecte l'émittance M_2^0 permet de réduire l'erreur introduite par l'incertitude sur la température de la plaque support.

I.2.2.2 - Expression du flux net

Le flux net d'origine radiative (ϕ_{NR}), circulant dans le capteur est non seulement dépendant de la radiosité de la plaque cible (J_1), mais également de sa propre émittance (M_S^0), soit :

$$\phi_{NR} = \frac{J_1 - M_S^0}{R_C} \quad [W] \quad (I. 30)$$

conformément à la figure I.5.

De la même façon que pour le calcul de l'éclairement énergétique, l'expression approchée de la radiosité (J_1) peut être utilisée et le flux net s'exprime :

$$\phi_{NR} = \frac{1}{R_C} \left[\frac{M_1^0}{1 + \frac{R_1}{R_2}} + \frac{M_2^0}{1 + \frac{R_2}{R_1}} - M_S^0 \right] \quad [W] \quad (I. 31)$$

Pour donner un ordre de grandeur, dans les mêmes conditions d'émissivité ($\epsilon_2 = 0,5$, $\epsilon_1 = 0,97$) qu'au paragraphe précédent, le flux net peut être évalué par :

$$\phi_{NR} = 0,5 \cdot 10^{-5} \cdot [0,986 \cdot M_1^0 - M_S^0 + 0,014 \cdot M_2^0] \quad [W] \quad (I. 32)$$

Par rapport à l'expression de l'éclairement énergétique (I. 35), un terme supplémentaire non négligeable M_S^0 apparaît, montrant l'influence de la température du capteur T_S sur le flux net.

En pratique, le capteur est fixé sur la plaque support [Figure I.4]. Sa température de surface (T_S) est fonction de celle de la plaque support (T_2) et du flux de conduction le traversant (ϕ_{NR}) au travers d'une résistance thermique (R_{th}) prenant en compte la résistance du capteur et la résistance de contact entre le capteur et la plaque [Figure I.6].

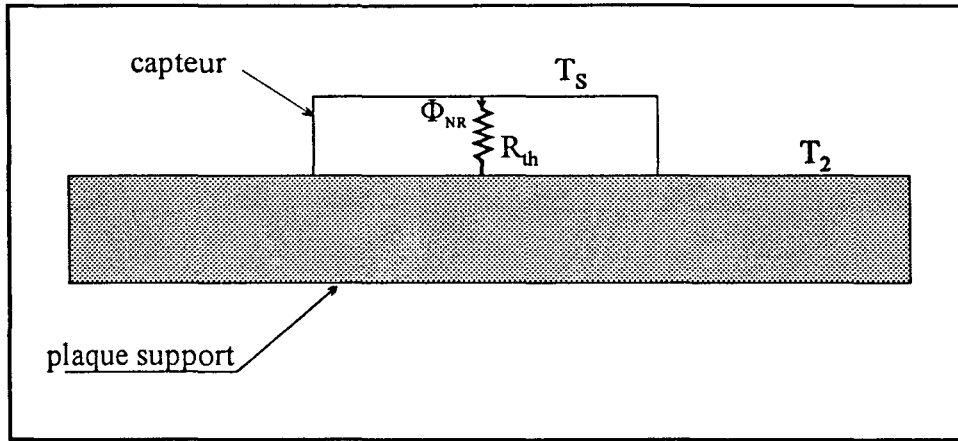


Figure I.6 - Prise en compte de la résistance thermique du capteur

L'équation suivante peut alors être établie :

$$T_S = T_2 + R_{th} \cdot \phi_{NR} \quad (I. 33)$$

d'où

$$M_S^0 = M_2^0 + 4 \cdot \sigma \cdot T_2^3 \cdot R_{th} \cdot \phi_{NR}$$

En reportant dans l'équation (I. 31) :

$$\phi_{NR} = \frac{R_2}{R_1 + R_2} \left[\frac{M_1^0 - M_2^0}{R_C + 4\sigma T_2^3 R_{th}} \right] \quad (I. 34)$$

La valeur de la résistance thermique R_{th} sera maximale dans le cas le plus défavorable d'un microcapteur de petite surface ($3 \times 3 \text{ mm}^2$) et de grande épaisseur (1mm). La résistance thermique interne du capteur est de l'ordre de 100 K/W à laquelle on ajoute une résistance de contact identique ce qui donne pour R_{th} une valeur totale de 200 K/W. Pour une température de plaque support (T_2) voisine de l'ambiante (300K), le terme ($4 \cdot \sigma \cdot T_2^3 \cdot R_{th}$) est de l'ordre de 10^3 m^{-2} , négligeable comparativement à R_C qui vaut $2 \cdot 10^5 \text{ m}^{-2}$, et l'expression (I. 34) devient :

$$\phi_{NR} = \frac{R_2}{R_1 + R_2} \left[\frac{M_1^0 - M_2^0}{R_C} \right] \quad (I. 35)$$

avec $R_1 = \frac{1 - \epsilon_1}{\epsilon_1 A}$, $R_2 = \frac{1}{F_{12} A} + \frac{1 - \epsilon_2}{\epsilon_2 A}$, et $R_C = \frac{1}{F_{S1} A_S} + \frac{1 - \epsilon_S}{\epsilon_S A_S}$

Dans le même cas pratique que précédemment, c'est-à-dire pour des plaques de surface de $15 \times 15 \text{ cm}^2$ avec des émissivités $\varepsilon_1 = 0,97$ et $\varepsilon_2 = 0,5$ et un facteur de forme $F_{S1} = 0,98$, l'équation (I. 35) prend la forme suivante :

$$\phi_{NR} = 0,986 \varepsilon_S A_S (1 - 0,02 \varepsilon_S) \sigma (T_1^4 - T_2^4) \quad (\text{I. 36})$$

Dans le cas où la plaque émettrice correspondant à la cible est un corps noir parfait ($\varepsilon_1 = 1$) de dimensions beaucoup plus importantes que le capteur ($F_{S1} \neq 1$), la relation (I. 35) conduit à la forme classique simplifiée :

$$\phi_{NR} = \sigma \varepsilon_S A_S (T_1^4 - T_2^4) \quad (\text{I. 37})$$

I.2.2 - Banc de mesure de type cavité

Pour déterminer les relations donnant l'éclairement énergétique et du flux net de ce banc de mesure, considérons à nouveau le réseau équivalent [Figure I.5]. La plaque source entourant entièrement le capteur, l'influence radiative de la plaque support doit être éliminée du réseau de résistances. Pour cela, il suffit de faire tendre R_2 vers l'infini.

De plus, puisque la source est une cavité, le capteur est en influence totale et le facteur de forme F_{S1} vaut 1. Dans ces conditions, l'expression de l'éclairement énergétique (I. 28) se simplifie et devient :

$$E_S = M_1^0 = \sigma T_1^4 \quad (\text{I. 38})$$

Le flux net est obtenu par simplification de la relation (I. 31) qui s'écrit :

$$\phi_{NR} = \frac{1}{R_C} \cdot (M_1 - M_S) = \frac{\sigma}{R_C} \cdot (T_1^4 - T_S^4) \quad (\text{I. 39})$$

En pratique, la température de surface du capteur T_S n'est pas connue, mis proche de la température (T_2) du support de capteur comme nous l'avons montré (I. 35).

En remplaçant R_C par son expression :

$$R_C = \frac{1}{A_S \cdot \varepsilon_S}$$

dans la relation (I. 39), le flux net s'écrit :

$$\phi_{NR} = \sigma A_S \varepsilon_S (T_1^4 - T_2^4) \quad (\text{I. 40})$$

En conclusion, pour caractériser les échanges radiatifs dans les deux bancs de mesure décrits au chapitre III, il suffira d'utiliser les relations (I. 29) et (I. 36) pour le dispositif à plaques parallèles et les relations (I. 39) et (I. 34) pour le banc à cavité.

CHAPITRE II

PRESENTATION DES CAPTEURS DE RAYONNEMENT INFRAROUGE

CHAPITRE II

PRESENTATION DES CAPTEURS DE RAYONNEMENT INFRAROUGE

Introduction

Le capteur de rayonnement élémentaire étudié jusqu'à présent était constitué de manière schématique, d'une surface mince absorbante déposée sur un matériau homogène, associée à un thermocouple [Figure II.1].

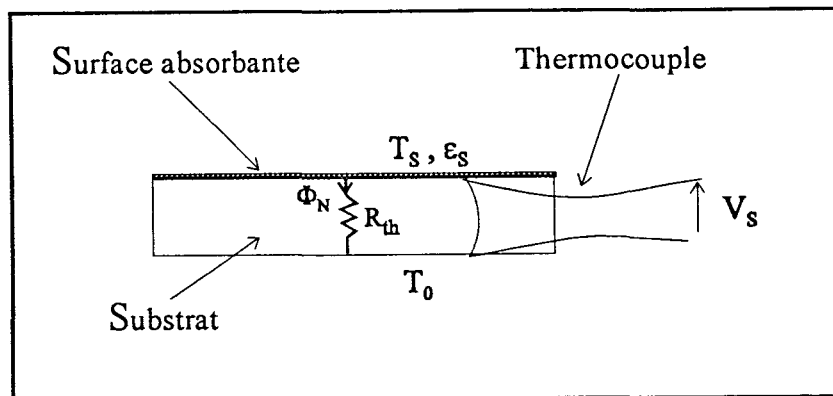


Figure II.1 - Schéma d'une structure élémentaire de capteur composé d'une surface absorbante déposée sur un substrat homogène et associée à un thermocouple

Pour s'affranchir de la convection et de la conduction gazeuse, il est nécessaire de disposer deux structures de ce type côte à côte de façon à former un différentiel d'absorption obtenu par un contraste d'émissivité ($\epsilon_{S1} \neq \epsilon_{S2}$) [Figure II.2].

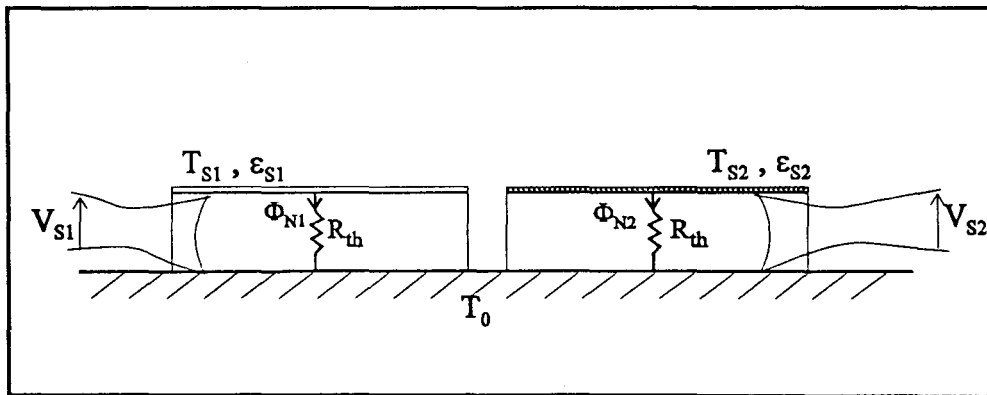


Figure II.2 - Deux structures de températures et d'absorptivités différentes

Lorsque les thermocouples sont connectés en série, le signal résultant V_S s'écrit :

$$V_S = \alpha (T_{S1} - T_{S2}) \quad (\text{II. 1})$$

La même tension (V_S) peut être obtenue à l'aide d'un seul thermocouple dont les jonctions seraient disposées en surface [Figure II.3].

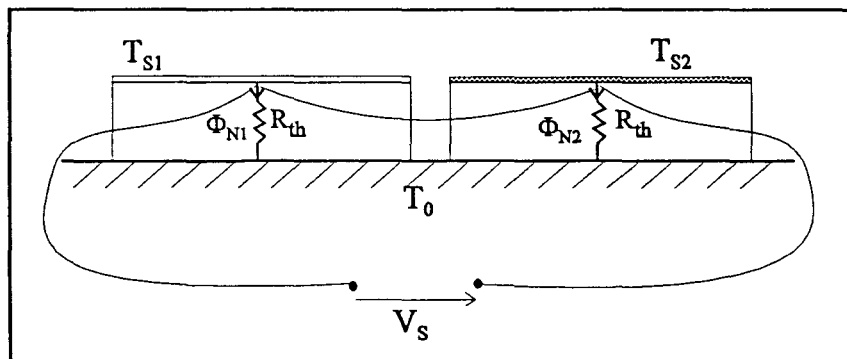


Figure II.3 - Association des deux structures pour une mesure différentielle

En exprimant la tension V_S , en fonction des flux ϕ_{N1} et ϕ_{N2} :

$$V_S = \alpha R_{th} (\phi_{N1} - \phi_{N2}) \quad (\text{II. 2})$$

Soit en remplaçant par leurs composantes radiatives (ϕ_{NR}) et convectives (ϕ_N) :

$$V_S = \alpha R_{th} (\phi_{NR1} - \phi_{NR2} + \phi_{NC1} - \phi_{NC2}) \quad (\text{II. 3})$$

Pour des capteurs suffisamment petits, les conditions de conduction et convection sont identiques et leurs effets se compensent : $\phi_{NC1} = \phi_{NC2}$. On a alors la relation :

$$V_S = \alpha R_{th} (\phi_{NR1} - \phi_{NR2}) \quad (\text{II. 4})$$

En pratique, pour obtenir ce résultat, les capteurs sont constitués d'un réseau de zones absorbantes et réfléchissantes disposé au-dessus d'une thermopile de surface composée d'un grand nombre de thermocouples plaqués connectés en série.

Leur structure est originale dans le sens où ils sont "surfaciques", c'est-à-dire qu'un capteur de surface 10 mm² délivrera deux fois plus de signal qu'un capteur de 5 mm² placé dans les mêmes conditions.

De plus, par rapport à un thermocouple conventionnel, un thermocouple plaqué apporte un degré de liberté supplémentaire qui est l'épaisseur du placage. Cette particularité sera exploitée dans la première partie de ce chapitre afin d'étudier la faisabilité d'une thermopile plaquée dont la sensibilité serait indépendante de la température moyenne des jonctions. Puis le principe de fonctionnement des capteurs sera décrit ainsi que le procédé de fabrication.

II.1 - Les effets thermoélectriques dans les circuits à électrodes plaquées

L'évolution des technologies par l'utilisation des techniques de dépôt sous vide ou électrolytiques permet de réaliser de façon simple et reproductible des thermocouples plaqués [Figure II.4] qui présentent l'avantage de pouvoir être compensés en température c'est-à-dire rendre le pouvoir thermoélectrique indépendant de la température du thermocouple..

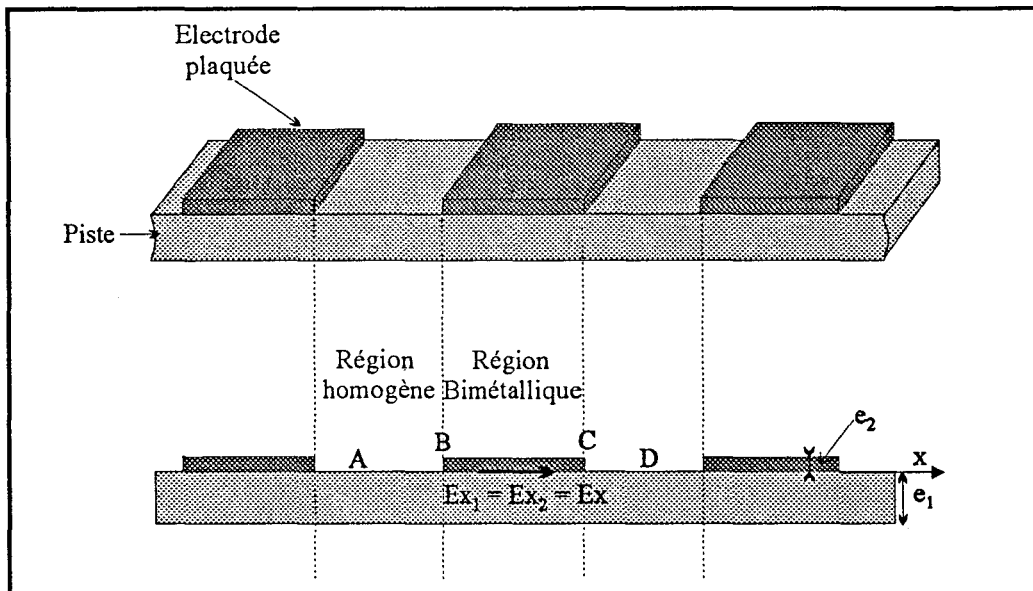


Figure II.4 - Schéma de principe d'un thermocouple plaqué

Selon la définition de Hannay, l'effet thermoélectrique résulte d'un déplacement des porteurs libres des régions chaudes vers les régions froides, induisant une différence de potentiel d'amplitude suffisante pour compenser le courant électrique d'origine thermique.

Le pouvoir thermoélectrique peut donc être déduit de la relation liant le courant électrique aux gradients de potentiel et de température. Il suffit de résoudre l'équation de sorte que le courant électrique résultant s'annule en un point quelconque du circuit ^{[1],[4],[15],[20]}. Soit :

$$\mathbf{J} = \sigma \mathbf{E} - \sigma \alpha \text{grad}_x T \quad (\text{II. 5})$$

avec

- J** : vecteur densité de courant (A/m²)
- σ : conductivité électrique (Siemens/m)
- E** : vecteur gradient de potentiel électrique (V/m)
- α : pouvoir thermoélectrique (V/degré)
- grad T** : vecteur gradient de température (degré/m)

Cette méthode sera appliquée successivement dans les régions métalliques simples puis dans les zones bimétalliques.

II.1.1 - Expression du pouvoir thermoélectrique équivalent

II.1.1.1 - Régions métalliques simples

Dans ces régions, en présence de gradient thermique la loi d'Ohm locale se généralise sous la forme :

$$\mathbf{J} = \sigma_1 \mathbf{E} - \sigma_1 \alpha_1 \text{grad}_x \mathbf{T} \quad (\text{II. 6})$$

D'après la relation (II. 6), il y aura annulation de la densité de courant si :

$$\alpha_1 = \frac{E}{\text{grad}_x T}$$

La différence de potentiel entre deux points A et B d'un circuit monodimensionnel [Figure II.4] est obtenue par intégration du gradient de potentiel électrique entre ces deux points :

$$\Delta V = V_A - V_B = \int_A^B \alpha_1(T) dT$$

Lorsque la température n'excède pas 200°C, le pouvoir thermoélectrique α peut être considéré comme une fonction linéaire de la température, soit :

$$\alpha(T) = a + b T \quad (\text{avec } T : \text{température en } ^\circ\text{C})$$

En introduisant la température moyenne du circuit :

$$\theta_M = \frac{(T_A + T_B)}{2}$$

et le pouvoir thermoélectrique moyen :

$$\alpha_1(\theta_M) = a_1 + b_1 \theta_M$$

Nous obtenons, à l'aide de la relation précédente, la différence de potentiel entre les points A et B :

$$\Delta V = V_A - V_B = \alpha_1(\theta_M)(T_B - T_A) \quad (\text{II. 7})$$

II.1.1.2 - Régions bimétalliques

La même méthode peut être utilisée pour déterminer le pouvoir thermoélectrique dans les zones bimétalliques. Dans une région plaquée, le potentiel électrique est continu de part et d'autre de la surface de séparation entre conducteurs [Figure II.4]. Il y a donc égalité des champs électriques E_{x1} et E_{x2} tout le long de la jonction des deux métaux et la condition de passage du milieu (1) au milieu (2) s'écrit :

$$E_{x1} = E_{x2} = E_x \quad (\text{II. 8})$$

Compte tenu de la relation (II. 6) nous aurons donc dans chacun des conducteurs superposés des densités de courants j_{1x} et j_{2x} telles que :

$$E_{x1} = E_{x2} = E_x = \frac{j_{1x}}{\sigma_1} + \alpha_1 \text{grad}_x T = \frac{j_{2x}}{\sigma_2} + \alpha_2 \text{grad}_x T \quad (\text{II. 9})$$

Le champ thermoélectrique proportionnel au gradient de température est compensé en tout point de chacune des couches afin d'égaliser le champ électrique résultant.

Pour calculer le pouvoir thermoélectrique équivalent, nous allons établir la condition permettant d'annuler le courant électrique circulant suivant la direction axiale ox .

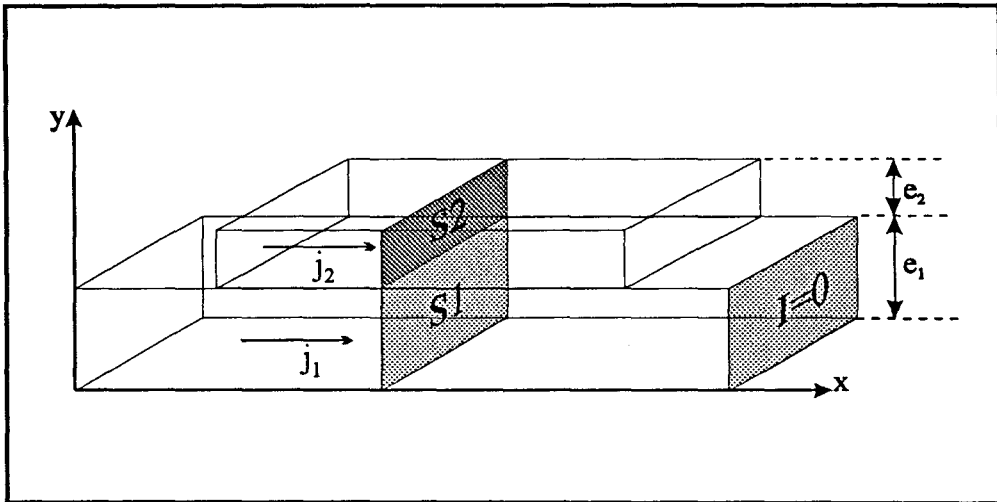


Figure II.5 - Définition des surfaces d'intégrations des densités de courant électrique

En introduisant les deux sections droites S_1 , S_2 des couches 1 et 2 de hauteurs respectives e_1 , e_2 et de largeur unitaire [Figure II.2], les expressions des courants I_1 et I_2 traversant ces surfaces sont obtenues à l'aide des relations de définition :

$$I_1 = \iint_{S_1} j_1 \cdot dS_1$$

et

$$I_2 = \iint_{S_2} j_2 \cdot dS_2$$

se réduisant à :

$$I_1 = e_1 j_{1x} \quad \text{et} \quad I_2 = e_2 j_{2x}$$

Dans le cas particulier où j_1 et j_2 sont uniformes et les surfaces S_1 et S_2 situées dans un plan de section droite.

Le courant traversant la section droite de la couche bimétallique suivant la direction ox est donc :

$$I = (\sigma_1 e_1 + \sigma_2 e_2) E_x - (\alpha_1 \sigma_1 e_1 + \alpha_2 \sigma_2 e_2) \text{grad}_x T = 0 \quad (\text{II. 10})$$

En identifiant cette relation avec la loi d'Ohm généralisée aux conducteurs homogènes d'épaisseur $e = e_1 + e_2$ (II. 6) et de conductivité électrique équivalente σ_{eq} , on obtient :

$$I = \sigma_{\text{eq}} (e_1 + e_2) E_x - \sigma_{\text{eq}} \alpha_{\text{eq}} (e_1 + e_2) \text{grad}_x T = 0 \quad (\text{II. 11})$$

La conductance linéique s'exprime alors par la relation :

$$\sigma_{\text{eq}} (e_1 + e_2) = \sigma_1 e_1 + \sigma_2 e_2$$

soit
$$\sigma_{\text{eq}} = \frac{\sigma_1 e_1 + \sigma_2 e_2}{e_1 + e_2} \quad (\text{II. 12})$$

Ce qui conduit à un pouvoir thermoélectrique équivalent suivant :

$$\alpha_{\text{eq}} = \frac{\alpha_1 \sigma_1 e_1 + \alpha_2 \sigma_2 e_2}{\sigma_1 e_1 + \sigma_2 e_2} \quad (\text{II. 13})$$

La différence de potentiel $V_A - V_D$ entre les extrémités d'un thermocouple de surface [Figure II.1], dépend donc de la différence de température $T_B - T_C$ entre les lignes frontières des électrodes et de la température moyenne $\theta_M = (T_B + T_C)/2$ suivant la relation :

$$V_A - V_D = [\alpha_1(\theta_M) - \alpha_{\text{eq}}(\theta_M)] [T_B - T_C] \quad (\text{II. 14})$$

obtenue par intégration du gradient de potentiel sur le chemin A - D, soit :

$$E_x = \alpha_1 \text{grad}_x T \quad \text{dans les régions A-B et C-D} \quad (\text{II. 14.1})$$

et
$$E_x = \alpha_{\text{eq}} \text{grad}_x T \quad \text{dans la région B-C} \quad (\text{II. 14.1})$$

les deux extrémités du circuit étant à la même température : $T_A = T_D$.

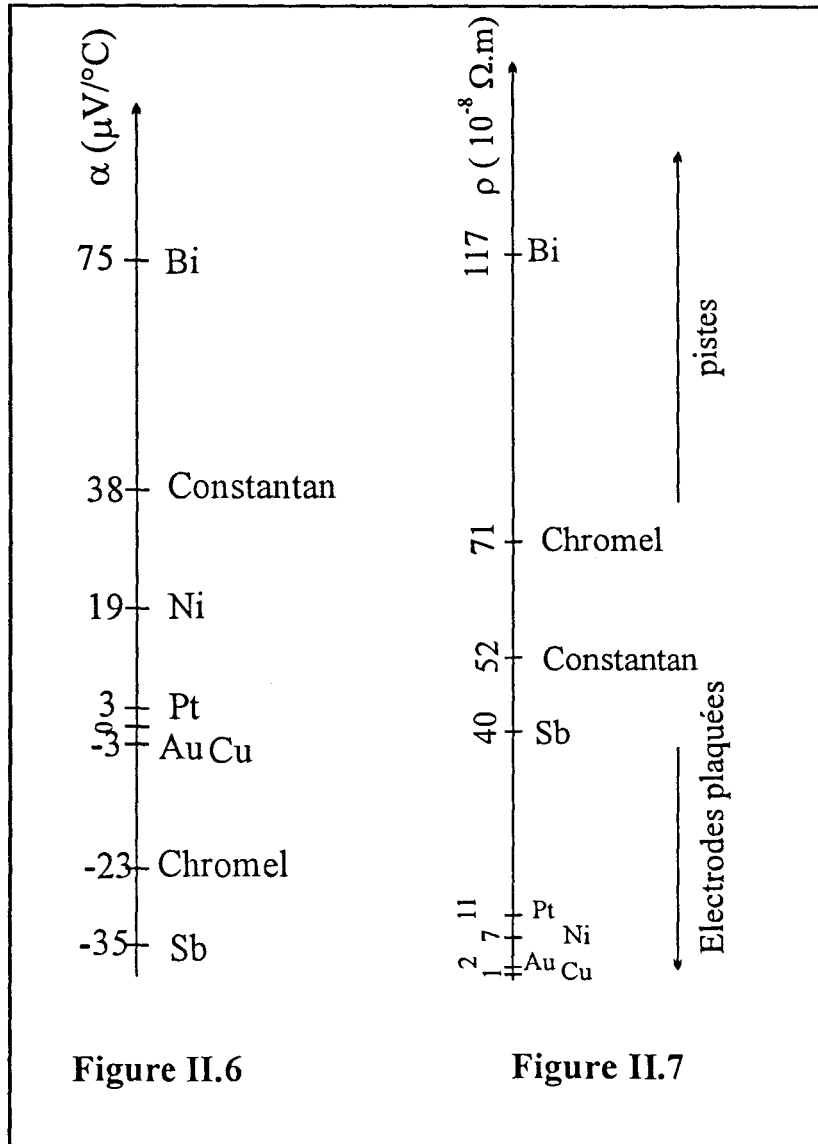
Il résulte de cette relation qu'un circuit thermoélectrique plaqué est équivalent à un thermocouple classique de pouvoir thermoélectrique :

$$\alpha_{12} = \alpha_1(\theta_M) - \alpha_{\text{eq}}(\theta_M) = \frac{\sigma_2 e_2}{\sigma_1 e_1 + \sigma_2 e_2} [\alpha_2(\theta_M) - \alpha_1(\theta_M)] \quad [\mu\text{V}/^\circ\text{C}] \quad (\text{II. 15})$$

Les matériaux doivent être choisis de telle manière que la différence de leurs pouvoirs thermoélectriques soit la plus élevée possible. Le graphique représenté [Figure II.6] où les pouvoirs thermoélectriques sont classés par ordre croissant, permet d'effectuer facilement cette sélection.

Pour que l'effet thermoélectrique se manifeste de façon significative, il est nécessaire que le produit conductivité - épaisseur ($\sigma_2 e_2$) de la couche plaquée soit grand devant celui de la piste ($\sigma_1 e_1$). La figure II.7 reprend le classement des matériaux par conductivités croissantes permettant de distinguer les matériaux adaptés pour réaliser la piste de ceux susceptibles de constituer les électrodes plaquées.

Afin d'évaluer le pouvoir thermoélectrique résultant du choix de deux matériaux de même épaisseur ($e_1 = e_2$) ce qui correspond aux cas les plus usuels en technologies couches minces, le graphe correspondant à la relation (II. 15) est représenté [Figure II.8]. Il montre clairement que les couples utilisant du bismuth sont les plus performants pour réaliser des thermocouples plaqués.



Classement des pouvoirs thermoélectriques et des résistivités électriques des matériaux

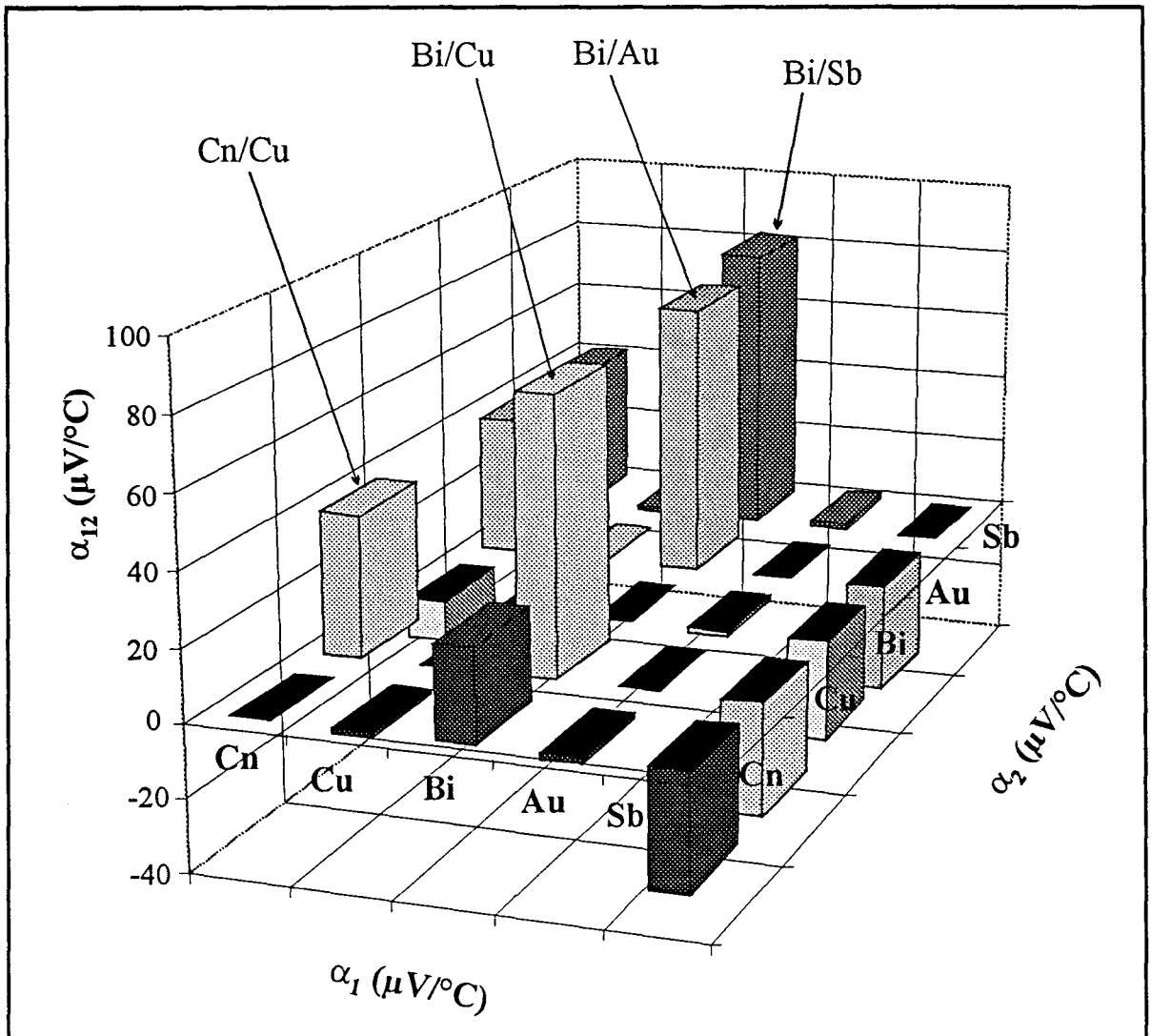


Figure II.8 - Pouvoirs thermoélectriques de thermocouples usuels

II.1.2 - Etude des dérives en température

A partir de l'équation (II. 15) il apparaît que le pouvoir thermoélectrique α_{12} dépend des épaisseurs des deux métaux (e_1, e_2), de leurs conductivités électriques (σ_1, σ_2) et de leurs pouvoirs thermoélectriques propres (α_1, α_2). Pour l'étude de la dérive en température de α_{12} , il ne sera pris en compte que les dérives de ces deux derniers types de paramètres. En effet, compte tenu des faibles épaisseurs, les effets de dilatation thermique des couches métalliques seront négligés.

II.1.2.1 - Dérive de la conductivité électrique

Dans tout métal (ou alliage), l'agitation thermique des ions croît avec la température, d'où pour les électrons libres, des captures et des chocs plus nombreux : la résistivité électrique des métaux varie donc dans le même sens que la température ^{[1],[20]}.

En première approximation, pour de nombreux métaux, les variations de résistivité électrique (ρ) peuvent être représentées linéairement dans la gamme 0-100°C, soit :

$$\rho = \rho_0 (1+k.T) \quad \text{avec} \quad \sigma = \frac{1}{\rho} \quad (k \text{ en } ^\circ\text{C}^{-1}) \quad (\text{II. 16})$$

Quelques valeurs numériques pour des matériaux typiques sont données dans le tableau suivant :

	ρ_0 ($\Omega.m$)	k ($^{\circ}C^{-1}$)
cuivre ^{[20][16]}	$1,69.10^{-8}$	0,0043
or ^{[20][16]}	$2,2.10^{-8}$	0,004
nickel	$6,9.10^{-8}$	0,0068
fer	$10,1.10^{-8}$	0,0065
platine	$10,58.10^{-8}$	0,00392
constantan	52.10^{-8}	0,00001
antimoine	$40,1.10^{-8}$	0,0051
chromel	$70,6.10^{-8}$	0,00032
bismuth	117.10^{-8}	0,0046

Tableau II.1 - Résistivités électriques et coefficients en température de quelques matériaux

II.1.2.2 - Dérive des pouvoirs thermoélectriques

Pour la plupart des couples, il n'y a pas de relation simple entre le pouvoir thermoélectrique et la température lorsque celle-ci varie de façon importante [Figure II.9] ^[24]. Cependant, il est souvent possible de linéariser leurs variations dans la gamme 0-100 $^{\circ}C$ suivant la relation :

$$\alpha(T) = a + b T \quad [\mu V/^{\circ}C] \quad (II. 17)$$

Quelques valeurs de a et b sont données dans le tableau II.2.

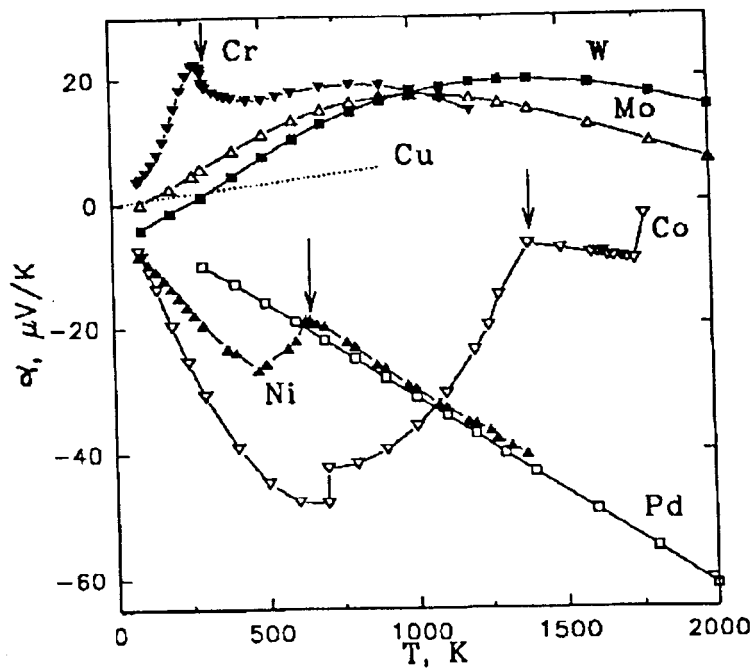


Figure II.9 - Evolution des pouvoirs thermoélectriques en fonction de la température

	a (μV/°C)	b (μV/°C ²)
bismuth	75	0,05
constantan	38	0,089
nickel	19	0,03
platine	3	0,032
cuivre	-2,7	-0,0079
or	-2,9	-0,0093
fer	-17	0,0297
chromel	-22,77	-0,011216
antimoine	-35	-0,14

Tableau II.2 - Pouvoirs thermoélectriques de quelques matériaux ^[24]

N.B : La littérature « anglo-saxonne »^{[57],[65]} utilise fréquemment la convention des signes inverses.

II.1.2.3 - Dérive en température du pouvoir thermoélectrique d'un thermocouple plaqué

En insérant les relations (II. 16) et (II. 17) dans l'expression du pouvoir thermoélectrique équivalent α_{12} (II. 15), la dépendance en température de α_{12} peut s'écrire de la façon suivante :

$$\alpha_{12}(T) = \frac{1}{1 + \frac{e_1 \rho_{02}(1 + k_2 T)}{e_2 \rho_{01}(1 + k_1 T)}} \cdot [(a_2 - a_1) + (b_2 - b_1)T] \quad (\text{II. 18})$$

L'indice 1 correspond au matériau constituant la piste et l'indice 2 à celui du placage avec :

a_i : le pouvoir thermoélectrique des matériaux à la température 0°C [$\mu\text{V}/^\circ\text{C}$],

b_i : le coefficient de dérive en température des pouvoirs thermoélectriques [$\mu\text{V}/^\circ\text{C}^2$],

e_i : épaisseur des matériaux [m],

ρ_{0i} : résistivité électrique à 0°C [$\Omega\cdot\text{m}$],

k_i : coefficient de température des résistivités [$^\circ\text{C}^{-1}$]

Il apparaît que cette dépendance est paramétrée par les caractéristiques thermoélectriques des matériaux ainsi que par le rapport de leurs épaisseurs (e_1/e_2). Pour un couple de matériaux donné, il est alors possible de fixer les épaisseurs de manière à minimiser la dérive en température.

Différents exemples pour les couples les plus significatifs sont représentés fig II.10.a, b,c,d.

Afin de faciliter l'étude de la qualité de la compensation en température et comparer les différents thermocouples, l'expression (II. 18) peut être écrite en première approximation sous la forme linéaire suivante :

$$\alpha_{12}(T) \approx \frac{a}{1+d} \cdot \left[1 + \left(\frac{b}{a} + \frac{d}{1+d} \cdot (k_1 - k_2) \right) T \right] \quad (\text{II. 19})$$

en posant $d = \frac{e_1}{e_2} \cdot \frac{\rho_{02}}{\rho_{01}}$, $a = a_2 - a_1$, $b = b_2 - b_1$

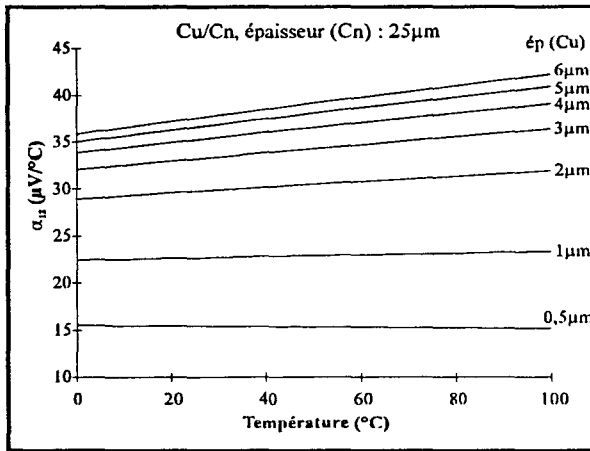


Figure II.10.a

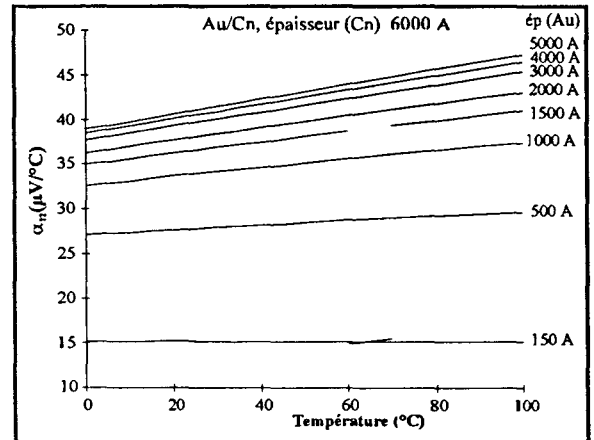


Figure II.10.b

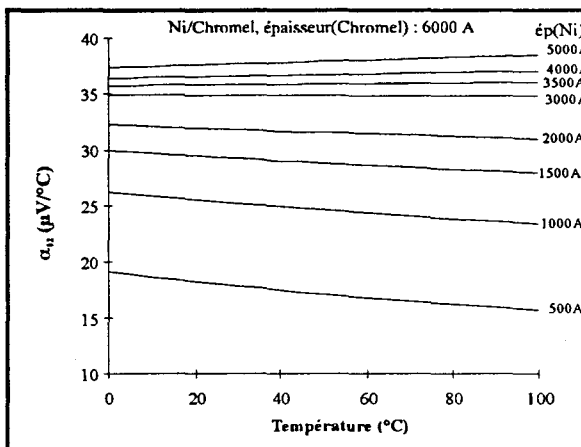


Figure II.10.c

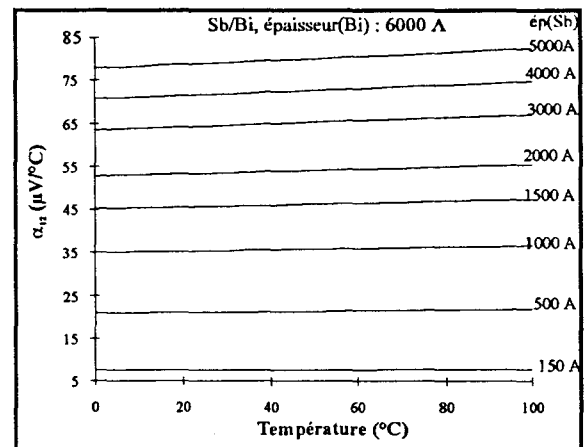


Figure II.10.d

Figure II.10 - Pouvoirs thermoélectriques en fonction de la température et de l'épaisseur de placage

Cette relation a été vérifiée numériquement par comparaison avec l'expression exacte du pouvoir thermoélectrique (II. 18) dans la gamme 0 - 100°C et pour des rapports d'épaisseurs (e_1/e_2) compris entre 0,1 et 50.

Pour les couples Cu/Cn, Au/Cn et Ni/Chromel la linéarisation est validée avec moins de 1% d'erreur et la qualité de la compensation peut être évaluée par une pente (p) soit :

$$\alpha_{12} = \alpha_0 \cdot (1 + p \cdot T) \quad (\text{II. 20})$$

L'évolution de cette pente en fonction du rapport des épaisseurs (e_1/e_2) pour ces trois couples est représentée [Figure II.11].

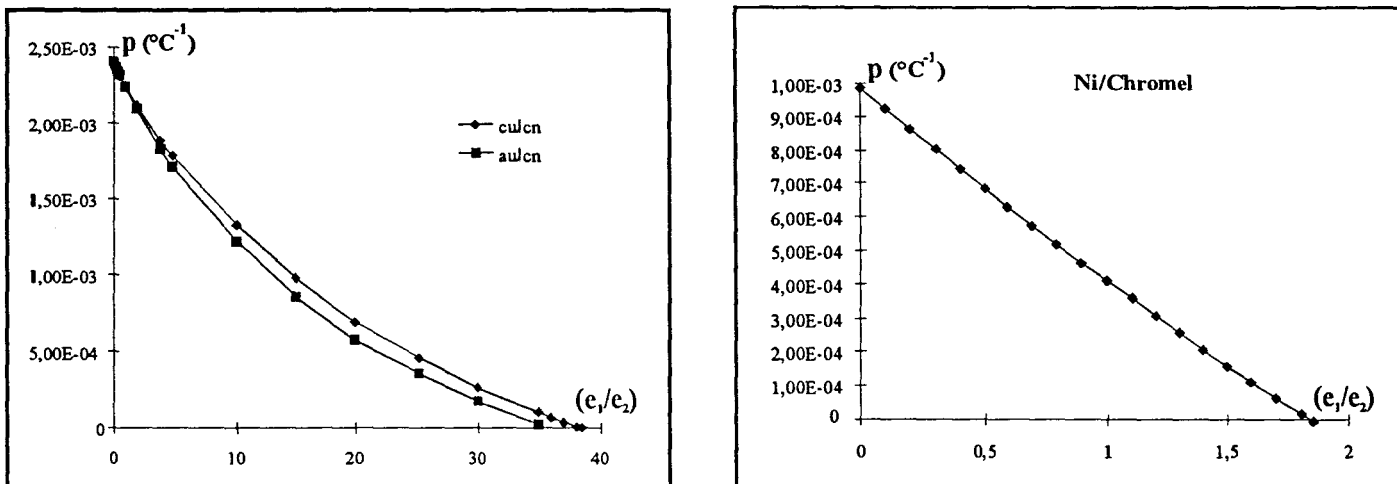


Figure II.11 - Coefficient de dérive en température du pouvoir thermoélectrique en fonction du rapport des épaisseurs

La compensation en température peut être parfaitement réalisée avec les valeurs suivantes :

- Pour Cu/Cn : $(e_2/e_1) = 1/50$ $\alpha_{12} = 15\mu\text{V}/^\circ\text{C}$
- Pour Au/Cn : $(e_2/e_1) = 1/35$ $\alpha_{12} = 15\mu\text{V}/^\circ\text{C}$
- Pour Ni/Chromel : $(e_2/e_1) = 1/1,7$ $\alpha_{12} = 36\mu\text{V}/^\circ\text{C}$

Pour réaliser de tels thermocouples plaqués et compte tenu de la grande disparité du rapport des épaisseurs, il conviendra de choisir une technologie adaptée, par exemple un dépôt d'or de $1\mu\text{m}$ sur un laminé de constantan de $35\mu\text{m}$.

L'effet de la compensation des thermocouples plaqués peut être évalué par rapport au coefficient de dérive en température des thermocouples non plaqués. Il suffit de lire sur le graphe [Figure II.11] les valeurs de p pour $(e_1/e_2) \rightarrow 0$. Par ailleurs, il est à noter que dans ce cas le pouvoir thermoélectrique équivalent est plus faible, notamment pour Au/Cn et Cu/Cn.

Cette dégradation est encore plus importante pour le thermocouple plaqué Sb/Bi qui ne peut être compensé que pour des valeurs quasiment nulles du pouvoir thermoélectrique.

II.2 - Principe de fonctionnement et de réalisation des capteurs de rayonnement

II.2.1 - Principe de fonctionnement

Les thermoéléments précédemment étudiés peuvent être disposés en série de façon à former une thermopile plaquée [Figure II.12].

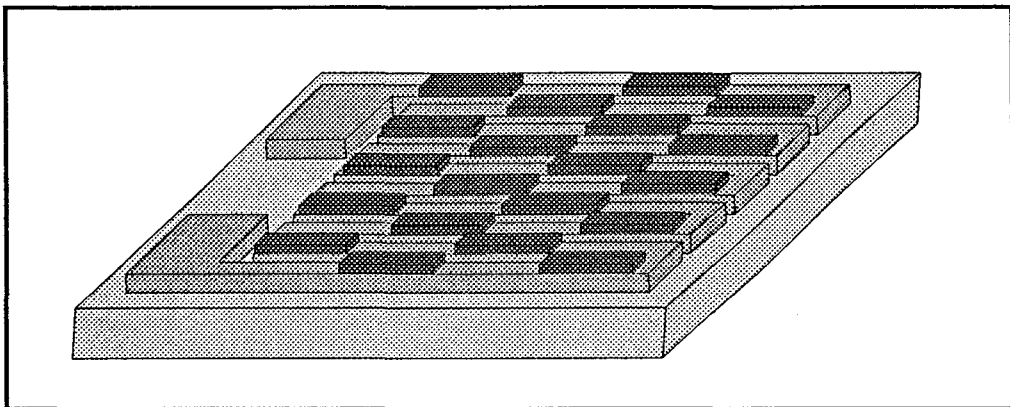


Figure II.12 - Représentation d'une thermopile plaquée

Par nature, les thermocouples sont bien adaptés pour réaliser des mesures de type différentiel. Ainsi, en leur associant une surface absorbante et une surface réfléchissante, la différence de flux radiatif absorbé est convertie en écart de température et donc en f.e.m [Figure II.13].

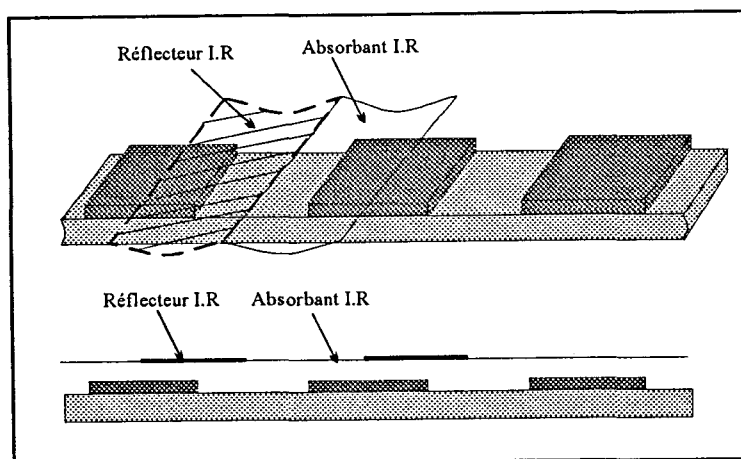


Figure II.13 - Eléments absorbant et réflecteur d'un thermocouple

En combinant ces deux propriétés essentielles, des capteurs à contraste d'émissivité périodique ont été réalisés [Figure II.14]. La tension délivrée par ces capteurs correspond alors à la somme des f.e.m délivrées par les thermocouples.

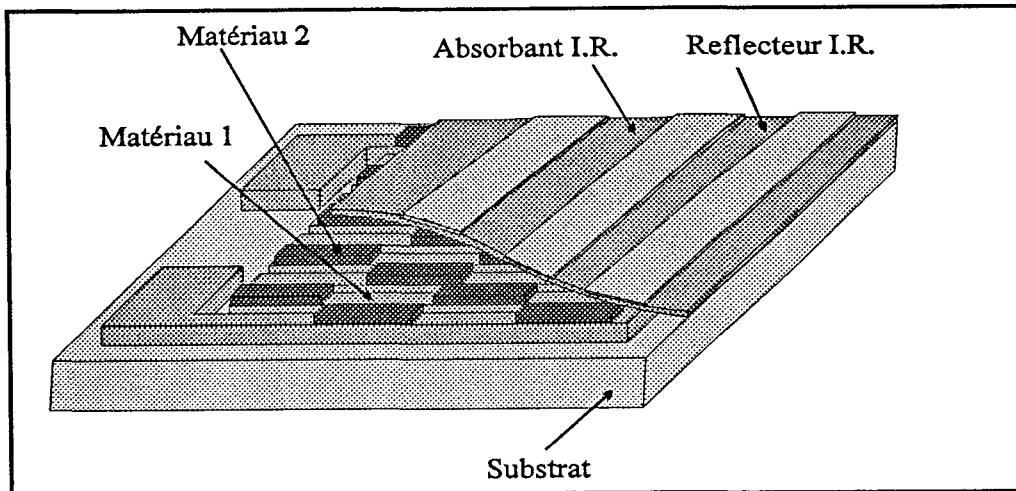


Figure II.14 - Capteur radiatif

Pour être sensible dans le domaine I.R., les matériaux utilisés comme absorbant et réflecteur doivent avoir les propriétés correspondantes dans le domaine spectral visé.

Les substrats sur lesquelles sont déposés les thermopiles doivent également présenter des caractéristiques thermiques adéquates. En effet pour que l'écart de température détecté au niveau des thermojonctions soit suffisamment élevé, il est nécessaire que le substrat ne soit pas trop conducteur d'un point de vue thermique.

Par ailleurs les couches superficielles absorbantes étant en pratique, partiellement transparentes, le substrat joue également le rôle d'absorbant dans certaines gammes de

longueurs d'onde. C'est pour pouvoir exploiter cette dernière propriété qu'une géométrie de piste thermoélectrique avec rétrécissement dans la zone absorbante a été conçue [Figure II.15].

Cette topologie permet en effet d'augmenter la surface de substrat exposée au rayonnement.

De plus, la résistance thermique entre les zones chaude et froide est augmentée.

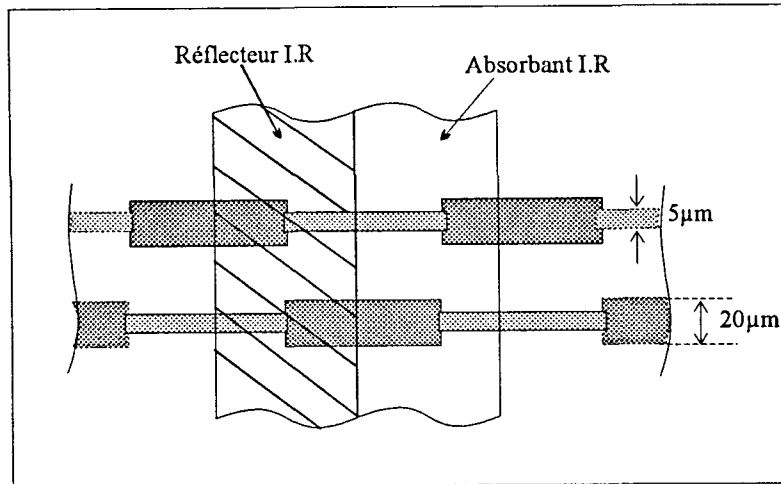


Figure II.15 - Topologie de piste rétrécie

De manière générale, vis-à-vis des phénomènes thermiques perturbants que constituent la convection et la conduction gazeuses, la structure distribuée et symétrique de ce type de capteurs leur confère une bonne immunité, même en présence de flux hétérogène.

Les études associant cette immunité à la structure des microcapteurs ont déjà fait l'objet de travaux présentés dans des thèses antérieures ^{[21][42][43]}. Les mesures permettant de valider expérimentalement cet avantage sont présentées au chapitre IV.

II.2.2 - Principes de réalisation

Les microcapteurs réalisés en couches minces sont fabriqués à l'aide des technologies de la microélectronique associées à la lithographie optique. Les masques sont fabriqués à partir de plaquettes de verre recouvertes de chrome ou d'oxyde de fer qui sont gravés suivant les motifs que l'on veut appliquer. Pour chaque opération technologique, les substrats à partir desquels seront réalisés les capteurs sont recouverts de résine photosensible. Ces substrats sont alors exposés au rayonnement d'un insolateur U.V à travers les masques.

La révélation de la résine permet de découvrir les zones opérationnelles pour l'étape technologique correspondante. Différents types d'opérations peuvent alors être effectués. Il s'agit tout d'abord de dépôts des métaux, par évaporation ou pulvérisation cathodique ^[64] ou de matériaux isolant électriques et absorbants thermiques, par seringue et aplanissement à la tournette ou par plasma ^[64].

Les techniques de gravure sont chimiques (pour les métaux) ou sèches : par gravure ionique réactive (pour les isolants).

Une autre méthode d'enlèvement du métal hors des zones nécessaires est la technique de "lift-off". C'est une méthode inverse de celle de gravure où c'est d'abord le métal qui est déposé puis la résine, qui est alors enlevée au niveau des zones où l'on veut graver le métal. En effet, pour le lift-off, on dépose d'abord la résine puis on révèle. L'opération de métallisation intervient ensuite, (généralement par évaporation) recouvrant toute la surface du substrat. Le métal déposé sur la résine est ensuite décollé par dissolution de celle-ci dans un bain d'acétone. Seules les zones sur lesquelles le métal a pu adhérer restent métallisées.

Ces différentes techniques sont utilisées à l'IEMN pour la réalisation des microcapteurs fabriqués principalement jusqu'à maintenant à partir de substrats de verre.

Pour réaliser la piste thermoélectrique, une première couche de métal de faible conductivité thermique y est déposée puis gravée par attaque chimique.

Pour le Constantan et le Chromel, c'est la technique de pulvérisation cathodique qui est utilisée pour garantir des dépôts respectant les pourcentages initiaux des alliages. La solution d'attaque chimique est à base d'acide nitrique (HNO_3) dilué.

Les technologies couches minces permettant de maîtriser les petites dimensions, les dépôts sont de l'ordre de $0,5 \mu\text{m}$ d'épaisseur. La ligne gravée, en forme de serpent, a pour largeur typiquement entre 20 et $30 \mu\text{m}$, de même que l'interligne.

Sur cette première couche de matériau thermoélectrique, un second dépôt par lift-off permet de réaliser les microthermocouples plaqués.

Pour constituer la partie radiative, on dépose ensuite une couche permettant d'isoler électriquement la microthermopile des réflecteurs. Cette couche, apparente entre les réflecteurs, jouera également le rôle d'absorbant de manière interstitielle. Les matériaux mis en jeu peuvent être l'oxyde de silicium (SiO_2) ou le nitrure de silicium (Si_3N_4) ou le polyimide.

Les deux premiers sont déposés par plasma, tandis que le polyimide est déposé à la seringue et aplani par centrifugation à la tournette.

Les réflecteurs typiquement en or sont alors réalisés par lift-off.

Il reste à creuser par gravure ionique réactive (GIR) la couche d'isolant pour avoir accès aux plots de contact de la thermopile qui sont épaissis par lift-off pour garantir des soudures efficaces.

CHAPITRE III

ETUDE ET REALISATION DES BANCS DE

MESURE

CHAPITRE III

ETUDE ET REALISATION DES BANCS DE MESURE

Introduction

De manière à caractériser les capteurs décrits précédemment, il est nécessaire de mettre au point des bancs d'étalonnage suivant les concepts développés au chapitre I.

Deux bancs de mesure fonctionnant dans des gammes de température différentes ont été réalisés.

Tout d'abord, un système à plaques parallèles contrôlées en température est utilisable de 20 à 100°C. Ce dispositif étanche permet de mesurer les sensibilités des capteurs dans des environnements gazeux de conductivités thermiques différentes.

Pour les températures de sources plus élevées, nous avons réalisé un support spécifique pour les différents capteurs à caractériser qui sont disposés face à l'ouverture de la cavité d'un corps noir industriel GRASEBY. Ce dernier banc est plus particulièrement adapté pour effectuer des mesures en haute température de cible, jusqu'à 1200 °C.

III.1 - Banc d'étalonnage à plaques parallèles

III.1.1 - Description

Le banc présenté figure III.1 est composé d'une plaque inférieure constituée d'un échangeur à circulation d'eau thermostatée.

Ce dispositif comprend un bain aqueux de 20 litres dont la température est régulée à l'aide d'un refroidisseur et d'un thermoplongeur alimenté par un thermostat industriel. L'intérêt d'un tel système est de pouvoir dissiper les calories émises à partir de la plaque supérieure.

Celle-ci se présente sous la forme d'une plaque de cuivre d'épaisseur suffisante (1mm) pour assurer une température homogène sur toute sa surface. Pour contrôler la température de cette plaque, une résistance chauffante plane de mêmes dimensions est collée sur sa face supérieure. La régulation est assurée à l'aide d'un régulateur PID suivi d'un amplificateur de puissance [Figure III.2].

Pour respecter des conditions d'influence totale vis-à-vis des capteurs, les surfaces des plaques sont de 15x15 cm².

La température des plaques est mesurée à l'aide de deux thermocouples de type T dont les soudures froides sont immergées dans un bain de glace pilée à 0°C ($T_{\text{réf}}$).

En ce qui concerne la plaque supérieure, la soudure chaude du thermocouple est insérée dans une rainure, le tout étant recouvert d'un film d'émissivité 0,97 de caractéristiques proches de celles d'un corps noir.

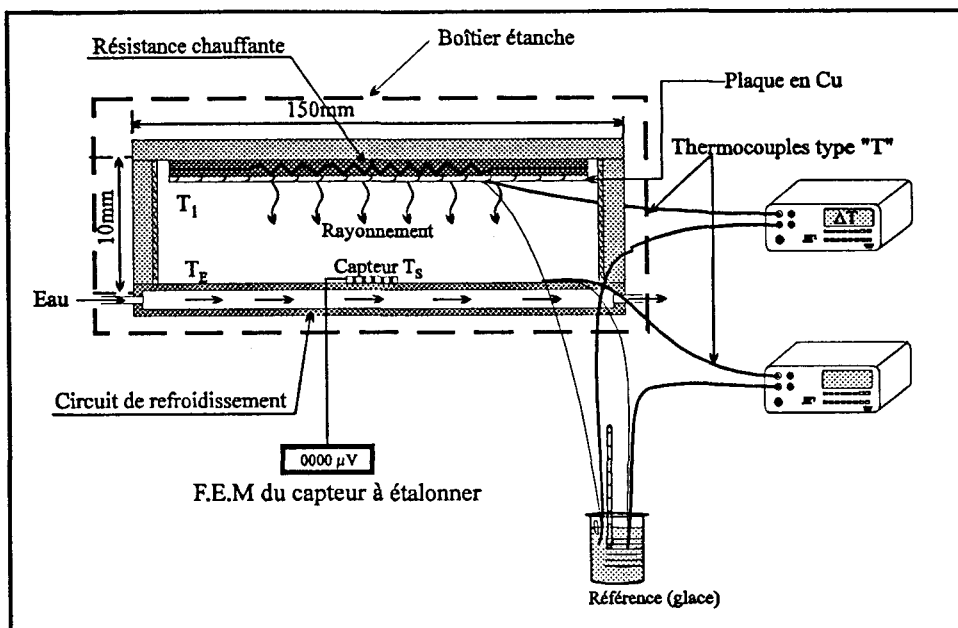


Figure III.1 - Banc d'étalonnage à plaques parallèles

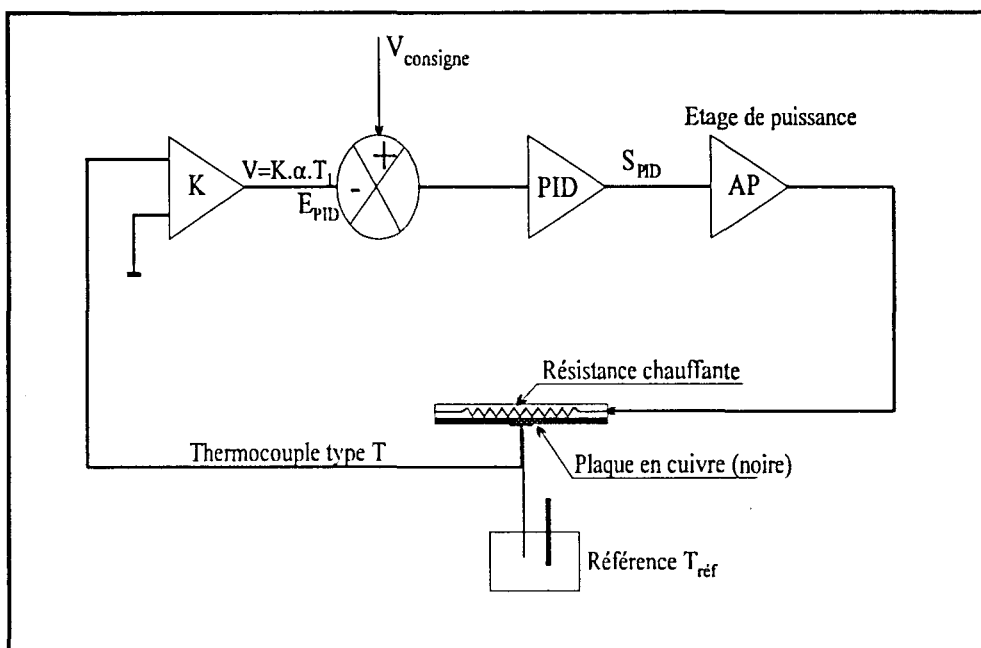


Figure III.2 - Schéma synoptique de la régulation de la plaque supérieure

Pour une mesure rigoureuse du flux de rayonnement, le second thermocouple devrait être disposé sur la surface sensible du capteur. Une telle méthode serait peu pratique et provoquerait des perturbations. C'est pourquoi la soudure chaude est insérée également dans la plaque inférieure, sous le capteur. Dans ce cas, l'erreur induite est inférieure à 0,5% comme nous l'avons démontré au chapitre I.2.2.2 et nous considérons la température du capteur égale à celle de l'échangeur, soit $T_S = T_E$.

III.1.2 - Précisions de mesure sur les différents mesurandes

III.1.2.1 - Eclairage énergétique

L'équation (I.29) établie précédemment donne l'expression de l'éclairage énergétique pour ce banc d'étalonnage, soit :

$$E_S = \sigma (0,966 \cdot T_1^4 + 0,0136 \cdot T_2^4)$$

Les deux thermocouples étant identiques, les erreurs sur les températures T_1 et T_2 sont les mêmes ($\Delta T_1 = \Delta T_2 = \Delta T$) et suivent la norme internationale (IEC 584-2 : 1982). Elles sont évaluées à 0,5°C.

L'erreur relative s'écrit alors :

$$\frac{\Delta E_S}{E_S} = \frac{4(0,966 \cdot T_1^3 + 0,0136 \cdot T_2^3)}{0,966 \cdot T_1^4 + 0,0136 \cdot T_2^4} \cdot \Delta T \quad (\text{III. 1})$$

Soit en négligeant l'influence radiative de la plaque inférieure :

$$\frac{\Delta E_S}{E_S} \approx 4 \cdot \frac{\Delta T_1}{T_1} \quad (\text{III. 2})$$

Ainsi, pour une plaque supérieure maintenue à température ambiante (300K), l'erreur relative sur l'éclairement énergétique est de 0,66% et décroît à 0,5% lorsque cette plaque est portée à 400K.

III.1.2.2 - Flux net échangé

A partir de la relation (I.32) et en assimilant la température du capteur à celle de la plaque inférieure ($T_S = T_2$), le flux net s'écrit :

$$\phi_{NR} = 4,83 \cdot 10^{-6} \cdot \sigma \cdot (T_1^4 - T_2^4)$$

L'erreur relative prend alors la forme :

$$\frac{\Delta\phi_{NR}}{\phi_{NR}} = \frac{4\Delta T}{T_1^4 - T_2^4} \cdot (T_1^3 + T_2^3) \quad (\text{III. 3})$$

Dans les mêmes conditions que précédemment, pour $T_1 = 320\text{K}$ puis $T_1 = 400\text{K}$, avec $T_2 = 300\text{K}$, l'erreur relative est respectivement de 8% et de 1%.

A la lumière de ces calculs, il apparaît que pour obtenir des résultats acceptables, la température de la cible devra être au moins supérieure de 20K à celle du capteur.

III.2 - Banc d'étalonnage à température de source élevée

III.2.1 - Description

Pour pouvoir faire la mesure à haute température, nous avons utilisé comme source de rayonnement infrarouge le corps noir de "GRASEBY INFRARED, Inc" [Figure III.3]. Ses éléments constitutifs principaux sont une cavité, un système de chauffage et une paire de

thermocouples. La cavité est un cône de 20° d'ouverture, réalisé à partir de carbure de silicium. Le type de revêtement de grande émissivité associé à la géométrie de la cavité contribuent à obtenir une émissivité totale proche de l'unité ($0,99 \pm 0,1\%$).

La température de la cavité est contrôlée et régulée par un microprocesseur basé sur le principe du P.I.D. La mesure de cette température de la cavité est effectuée à l'aide d'un thermocouple de type "S" (platine/platine 10% rhodium) qui présente une erreur maximale de 1K.

Le large domaine de fonctionnement de ce corps noir (50°C à 1200°C) permet d'ajuster le spectre de rayonnement appliqué au capteur.

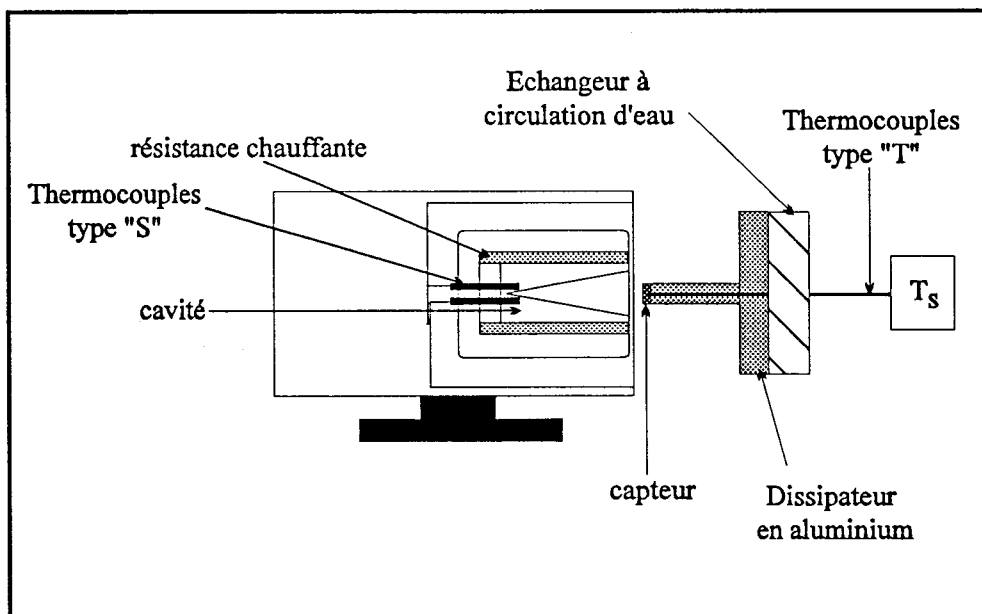


Figure III.3 - Dispositif de mesure à haute température

En effet, dans la pratique, lorsqu'un rayonnement se propage dans un milieu dont l'indice de réfraction n est égal à l'unité (c'est le cas du vide en toute rigueur, ou de l'air), la loi de Planck qui détermine l'émittance spectrale du corps noir a pour expression ^[2] :

$$M_{\lambda}^0 = \frac{C_1 \lambda^{-5}}{e^{\frac{C_2}{\lambda T}} - 1} \tag{III. 4}$$

C_1 et C_2 sont des constantes physiques dont les valeurs sont données ci-dessous.

$$C_1 = 3,741.10^{-16} \text{ W.m}^2$$

$$C_2 = 0,014388 \text{ m.K}$$

La température T est en Kelvin [K]

La figure III.4 représente la distribution spectrale de l'émittance du corps noir en fonction de la température entre 250 à 1200°C.

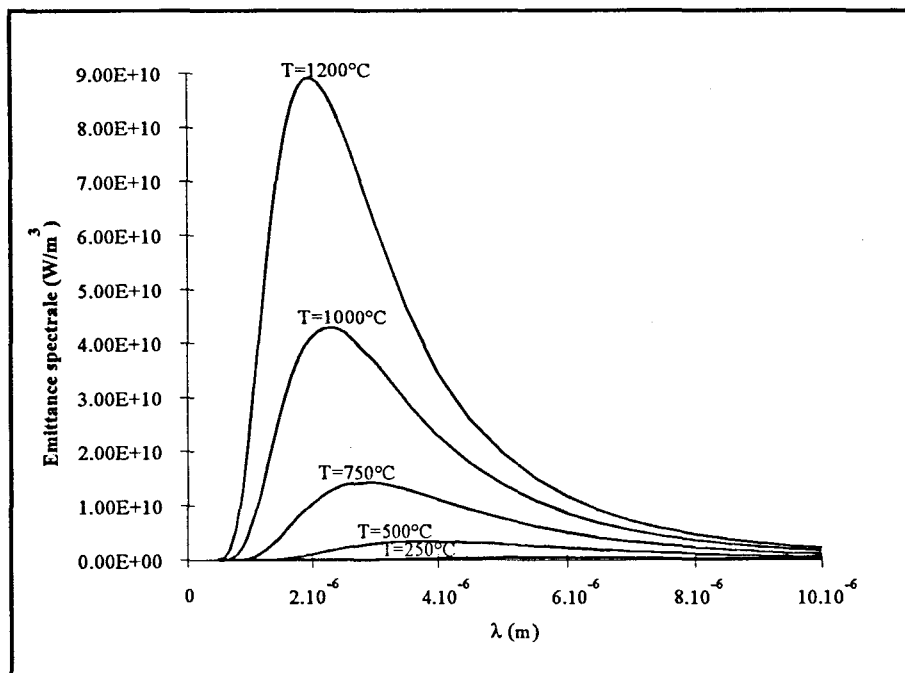


Figure III.4 - Emittance spectrale du corps noir en fonction de la température

Des courbes montrant l'évolution de la sensibilité des capteurs en fonction de la température de cible, seront présentées au chapitre IV.

Pour ce type de mesure, compte tenu des très forts flux de chaleur émis, il est indispensable de fixer les capteurs sur un support assurant un refroidissement efficace. De plus, afin d'assurer des mesures reproductibles et précises, il faut que le capteur soit en influence totale avec l'ouverture du cône de diamètre 25 mm.

Dans de telles conditions, un support spécifique en aluminium massif a été réalisé. Implanté au centre, un thermocouple de type T en contact avec la face arrière du capteur permet de mesurer sa température [Figure III.3].

Un échangeur à circulation de fluide, solidaire du support, permet d'évacuer les calories.

Une photographie du banc de mesure réalisé est présentée figure III.5.

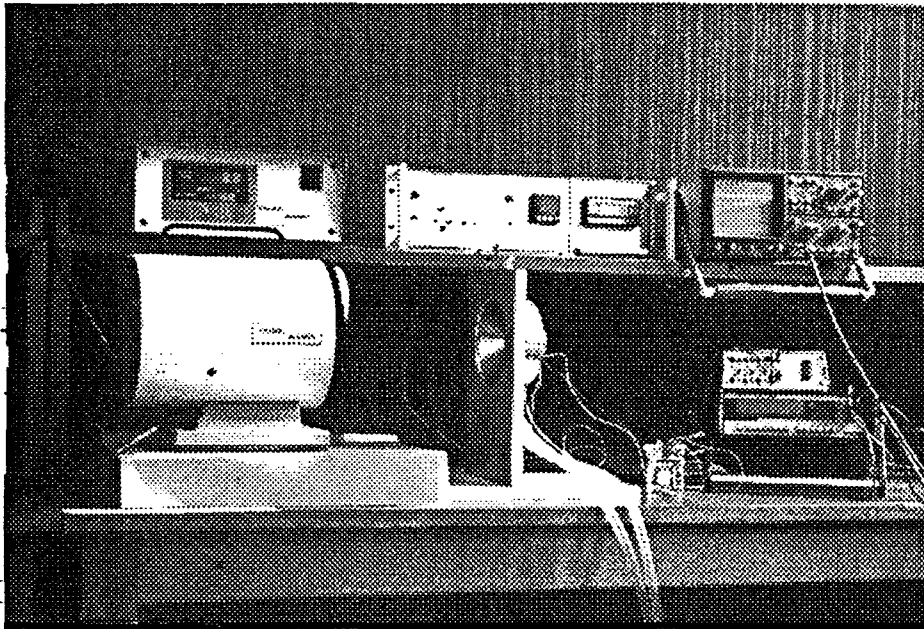


Figure III.5 - Le corps noir GRASEBY et le contrôleur de température

III.2.2 - Précision de mesure

Comme précédemment, l'erreur relative sur l'éclairement énergétique s'écrit :

$$\frac{\Delta E_S}{E_S} \approx 4 \cdot \frac{\Delta T_1}{T_1} \quad (\text{III. 5})$$

Pour des valeurs limites de température (400K et 1500K), compte tenu de l'erreur sur la température du corps noir ($\Delta T_1 = 1\text{K}$), les erreurs relatives seront respectivement 4% et 0,3%.

Pour la mesure de flux net échangé, il faut prendre en compte la variation de température du capteur (soit, en valeur maximale, $\Delta T_2 = 5^\circ\text{C}$). L'erreur relative s'écrit :

$$\frac{\Delta \phi_{NR}}{\phi_{NR}} = \frac{4}{T_1^4 - T_2^4} \cdot (T_1^3 \Delta T_1 + T_2^3 \Delta T_2) \quad (\text{III. 6})$$

et prend pour valeur, pour des températures de capteur de 300K et de cibles égales à 400K et 1500K, respectivement 4,5% et 0,27%.

III.3 - Erreur sur la sensibilité des capteurs

A partir de la définition donnée en I.1 :

$$S(m) = \left(\frac{dV_S}{dm} \right)_{m=m_0}$$

L'erreur sur la sensibilité s'écrit :

$$\frac{\Delta S}{S} = \frac{\Delta(dV_S)}{dV_S} + \frac{\Delta(dm)}{dm} \quad (\text{III. 7})$$

L'erreur relative sur les différents mesurandes (E_S , ϕ_{NR}) a été évaluée dans le paragraphe précédent. L'erreur $\Delta(dV_S)$ sur la mesure de la tension délivrée par le capteur est fixée à $1\mu\text{V}$.

Pour que l'erreur relative sur la tension soit négligeable, la tension minimale délivrée par le capteur devra être d'au moins une centaine de microvolts ($\frac{\Delta(dV_S)}{dV_S} < 1\%$).

L'erreur globale sur la sensibilité sera donc égale à l'erreur commise sur les mesurandes déterminés précédemment.

III.4 - Banc de mesure dynamique

Le dispositif est destiné à mesurer le temps de réponse des capteurs soumis à un indice d'éclairement énergétique.

Le principe de l'obturateur mécanique a été retenu afin d'obtenir des temps de montée très faibles [Figure III.6.a et III.6.b].

Pour mesurer le temps de réponse global du système (obturateur + amplificateur rapide [Figure III.7]), une diode I.R a été mise en place. La courbe obtenue est présentée figure III.8 et le temps de réponse à 90% est de 1,9 ms.

Comparé au temps de réponse des capteurs, cette valeur pourra être négligée en première approximation.

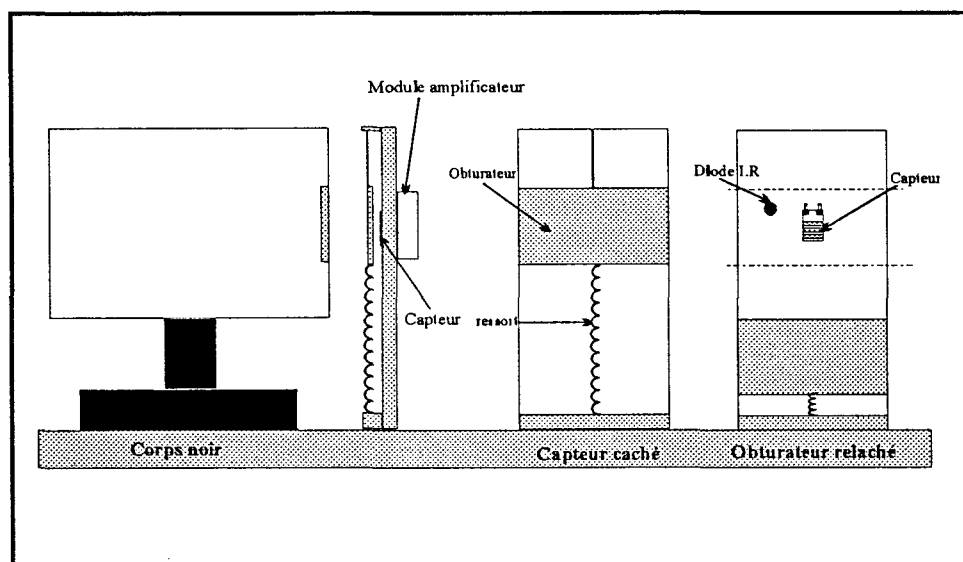


Figure III.6.a - Système de mesure du temps de réponse

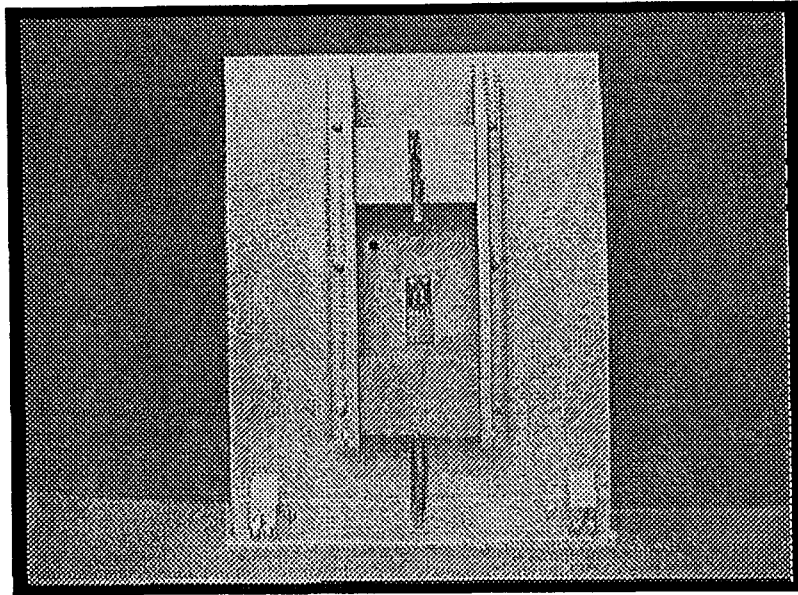


Figure III.6.b - Obturateur mécanique

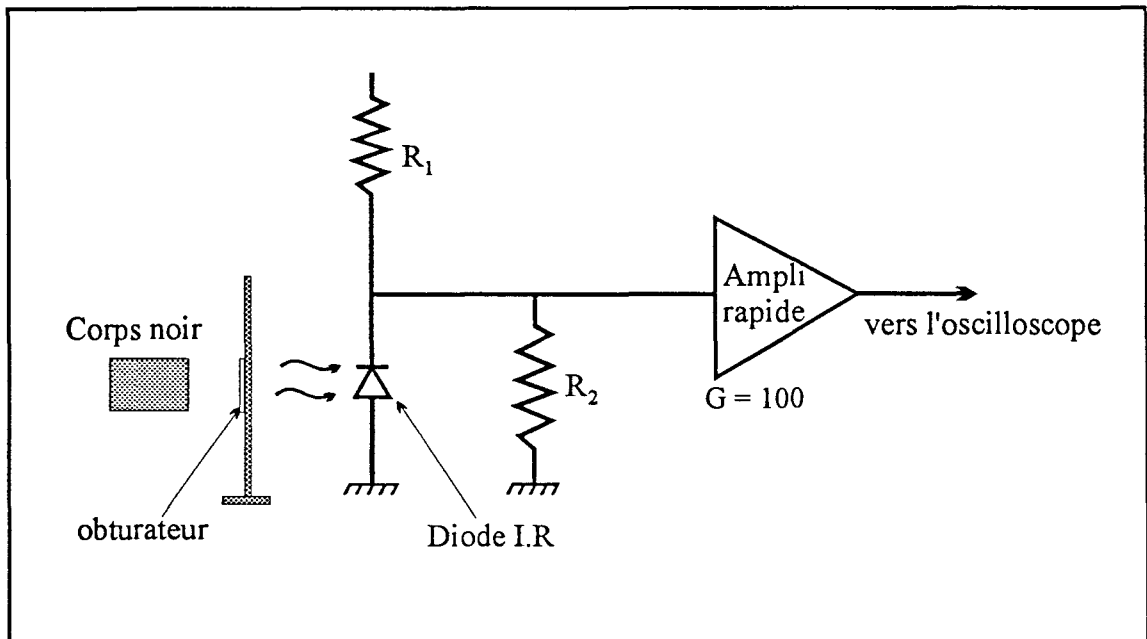


Figure III.7 - Montage de mesure du temps de réponse total du système

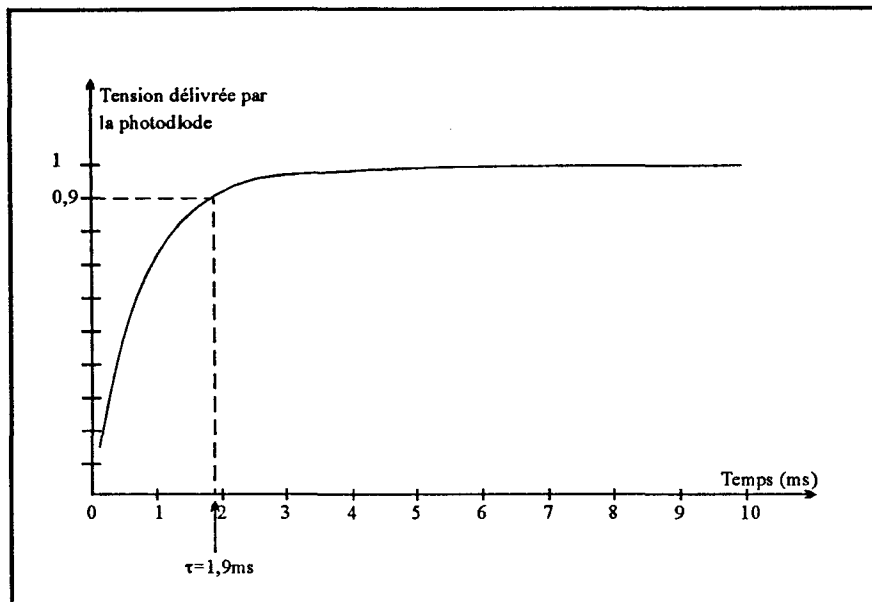


Figure III.8 - Evolution du temps de réponse du système

CHAPITRE IV

RESULTATS DE CARACTERISATION

DES CAPTEURS

CHAPITRE IV

RESULTATS DE CARACTERISATION DES CAPTEURS

IV.1 - Détermination expérimentale de la sensibilité

La relation de définition de la sensibilité (I.17) établies au chapitre I, soit :

$$dV_S = S_E dE + S_{T_S} dT_S = S_{\phi_N} \cdot d\phi_{NR} \quad (\text{IV. 1})$$

ont permis d'exprimer les trois différentes formes de sensibilité pouvant être appliquées aux capteurs de rayonnement thermique :

- La sensibilité au flux net d'origine radiative définie par :

$$S_{\phi_N} = \frac{dV_S}{d\phi_{NR}} \quad (\text{IV. 2})$$

- La sensibilité à l'éclairement énergétique qui découle de la relation (IV. 1) :

$$S_E = \left(\frac{dV_S}{dE} \right)_{T_S = \text{constant}} \quad (\text{IV. 3})$$

- La sensibilité du capteur à sa propre température issue également de (IV. 1), soit :

$$S_{T_S} = \left(\frac{dV_S}{dT_S} \right)_{E = \text{constant}} \quad (\text{IV. 4})$$

Différents capteurs réalisés au laboratoire et dans l'industrie ont été étudiés. Leurs caractéristiques principales sont données dans le Tableau IV. 1. Leur description fait l'objet du chapitre II.2 où est notamment précisée la configuration d'une piste rétrécie.

Identification	Technologie	Largeur de piste (μm)	Nombre de thermocouples	Type de thermocouples	Surface du capteur A_S (mm^2)
IEMN 3x3	Couches minces	20	500	Au/Constantan	9
IEMN 3x3-R ^(*)	Couches minces	20 et 5	500	Au/Constantan	9
ICMC 3x3	Couches minces	20	100	Nickel/Chromel	9
ICMC 5x5	Couches minces	20	300	Nickel/Chromel	25
IEMN 10x10	Feuilles minces	65	370	Cu/Constantan	100
HEIMANN	Couches minces		40	polySi/Al	0,25 ^(**)

(*) : pistes rétrécies

(**) : surface absorbante

Tableau IV. 1 - Différents types de capteurs

IV.1.1 - Mesure de la sensibilité à l'éclairement énergétique et au flux net

Pour effectuer ces mesures, le banc à plaques parallèles est utilisé. La tension (V_S) délivrée par le capteur est relevée en fonction de la température (T_1) de la plaque supérieure tout en maintenant sensiblement constante la température de la plaque inférieure (T_2).

Pour tous les capteurs du tableau IV.1, la valeur d'éclairement énergétique sera calculée à partir de la même relation (I. 29), soit :

$$E_S = \sigma (0,966.T_1^4 + 0,0136.T_2^4) \quad (\text{IV. 5})$$

qui permet de tracer les courbes d'évolution de la tension en fonction de l'éclairement pour les différents capteurs [Figures IV.1 - IV.2 - IV.3]. Les valeurs numériques des coefficients de cette

expression calculées pour le capteur le plus grand (10x10mm²) sont pratiquement identiques pour les autres capteurs.

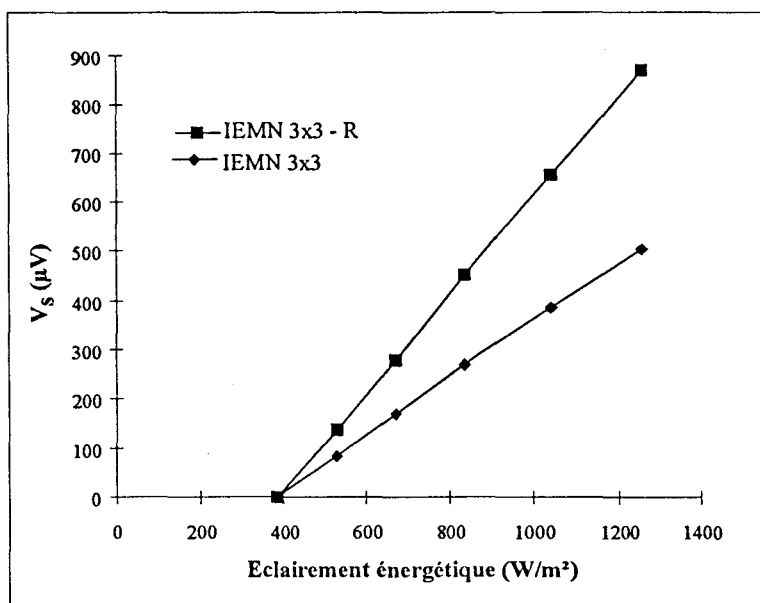


Figure IV.1 - Tension mesurée en fonction de l'éclairement énergétique des capteurs réalisés à l'IEMN

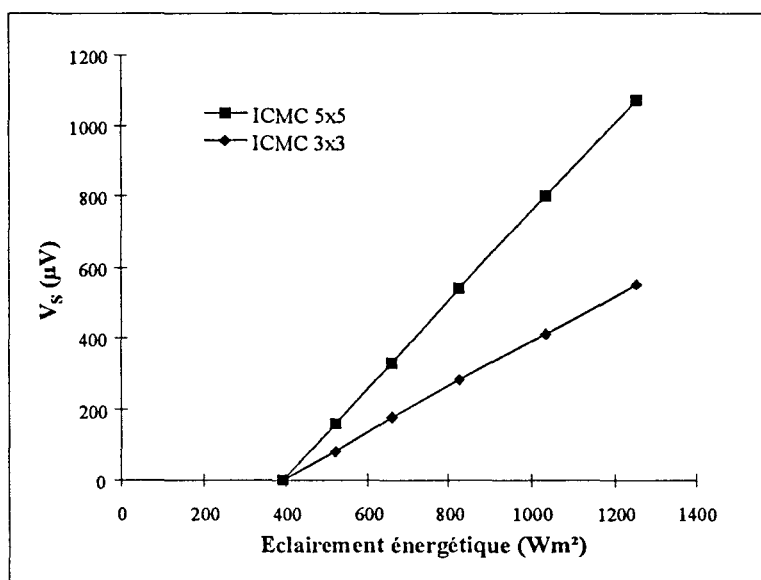
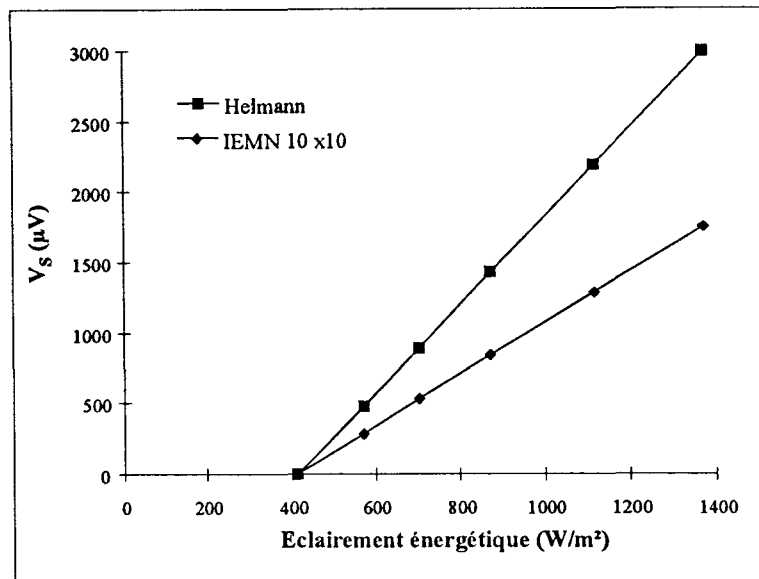


Figure IV.2 - Tension mesurée en fonction de l'éclairement énergétique des capteurs réalisés par ICMC



**Figure IV.3 - Tension mesurée en fonction de l'éclairement énergétique des capteurs
Heimann et IEMN réalisés en feuilles minces**

En toute rigueur, pour déterminer précisément la sensibilité S_E , il faut maintenir constante la température du capteur (IV. 3). En pratique, sur l'ensemble des mesures effectuées cette température de l'ordre de $17^\circ C$ n'a pas augmenté de plus de $3^\circ C$. Pour un éclairement énergétique variant de 500 à $1300 W/m^2$, cette fluctuation de la température du capteur génère une erreur maximale de $18 W/m^2$, évaluée à l'aide de la relation (I.16) ce qui correspond à une erreur relative inférieure à $2,2\%$ sur la valeur de la sensibilité S_E .

Les points d'intersection des courbes précédentes avec l'axe des abscisses permettent de déterminer la valeur de l'émittance des capteurs assimilés à des corps noirs ($M_S^0 = \sigma.T_S^4$) qui est, dans ce cas pratique, voisine de $400 W/m^2$.

La sensibilité S_{ϕ_N} au flux net d'origine radiative pourra être calculée à partir de la relation (I. 36)

donnant le flux net, dans le cas du banc à plaques parallèles :

$$\phi_{NR} = 0,986 \cdot A_S \cdot \varepsilon_S (1 - 0,02 \varepsilon_S) \sigma (T_1^4 - T_2^4) \quad (\text{IV. 6})$$

Dans l'expression du flux net ϕ_{NR} apparaît le facteur émissivité moyenne ε_S du capteur de surface totale A_S . Il est donc nécessaire, pour calculer S_{ϕ_N} , de déterminer les différentes émissivités des capteurs ce qui fait l'objet du paragraphe V.1 suivant.

En introduisant les valeurs de ε_S relevées expérimentalement et résumées tableau IV.2, une étude comparative peut être effectuée en traçant la tension délivrée par les différents capteurs en fonction de la densité de flux radiatif échangé ($\varphi_{NR} = \phi_{NR} / A_S$) qui a été préférée au flux net. En effet c'est cette grandeur qui peut être rattachée à la densité de flux émis par la source plutôt que le flux net c'est-à-dire la puissance reçue par le capteur qui est une grandeur non accessible directement et non significative par rapport au vrai mesurande. Ainsi, il sera plus aisé de comparer les différents capteurs entre eux [Figure IV.4, IV.5, IV.6] en prenant en compte la densité de flux en W/m^2 .

Comme le laissait prévoir la relation précédente, le flux net ainsi que sa densité s'annulent lorsque les températures sont égales, et en conséquence le signal de sortie du capteur est nul comme le montre le réseau de courbes expérimentales.

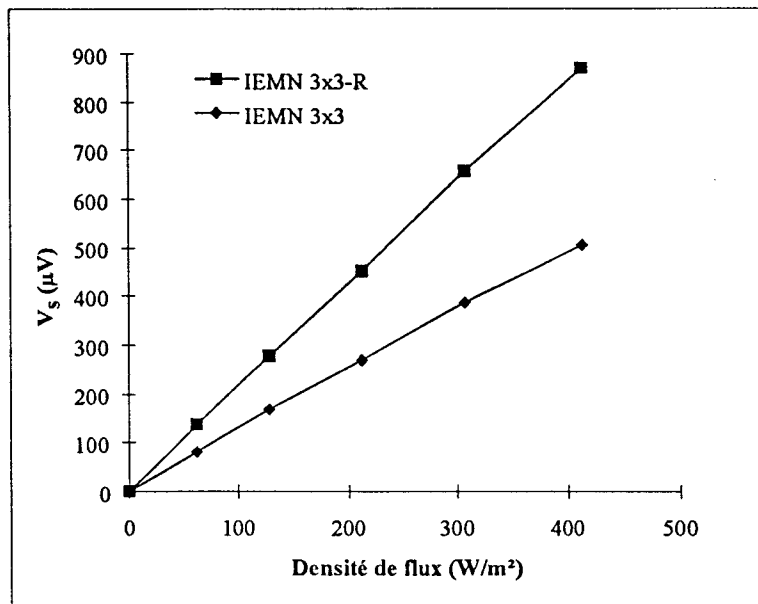


Figure IV.4 - Tension de sortie des microcapteurs sur substrat de verre réalisés à l'IEMN en fonction de la densité de flux net

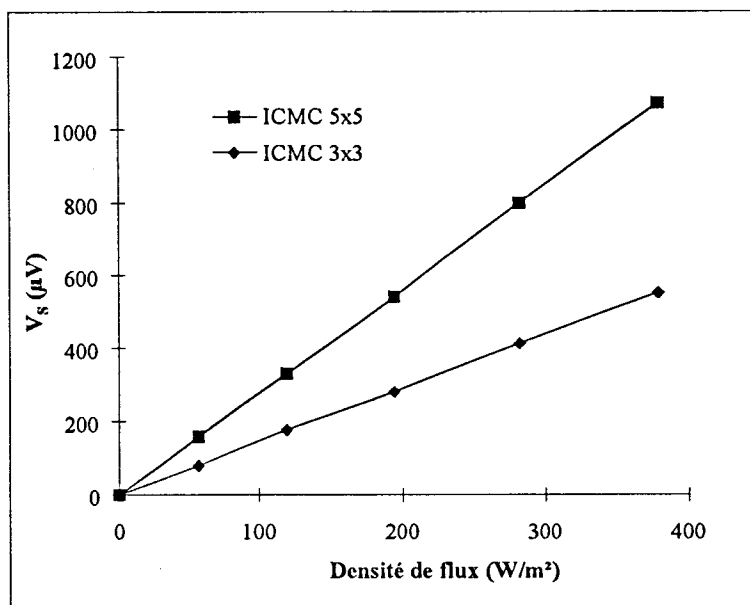


Figure IV.5 - Tension de sortie des microcapteurs réalisés par ICMC en fonction de la densité de flux net

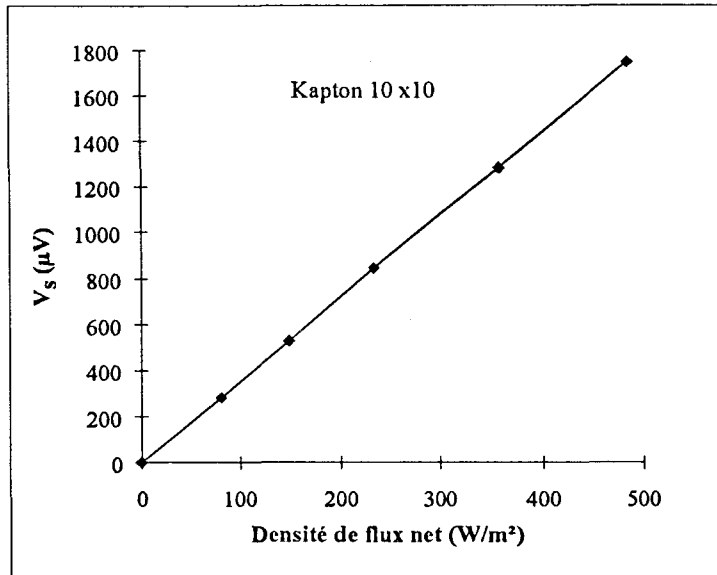


Figure I.V.6 - Tension de sortie du capteur réalisé sur substrat de Kapton à l’IEMN en fonction de la densité de flux net

Les sensibilités à l’éclairement et à la densité de flux correspondent aux pentes des courbes tracées et sont données dans ce tableau IV.2.

Identification suivant les références du tableau IV.1	Emissivité ϵ_s	Sensibilité à l’éclairement (S_E) [$\mu V/(W/m^2)$]	Sensibilité à la densité de flux net (S_ϕ) [$\mu V/(W/m^2)$]	Sensibilité au flux net (Responsivité) ($S_{\phi N}$) [mV/W]
IEMN 3x3	0,48	0,58	1,20	133
IEMN 3x3-R (*)	0,49	0,99	2,10	233
ICMC 3x3	0,47	0,64	1,35	150
ICMC 5x5	0,41	1,24	2,82	113
IEMN 10x10	0,51	1,82	3,63	36,3
HEIMANN TPS 424		3,11		48000 (*)

(*) Donnée constructeur EGG Heimann

Tableau IV.2 - Emissivités (ϵ_s) et sensibilités des différents capteurs caractérisés

Pour les capteurs à structure planaire, et compte tenu de l'émissivité moyenne qui est voisine de 0,5, la sensibilité à la densité de flux net est environ deux fois supérieure à la sensibilité à l'éclairement énergétique.

En ce qui concerne le capteur Heimann, caractérisé de la même façon que les autres capteurs, c'est-à-dire disposé face à une cible chauffée, il présente une sensibilité (S_E) à peine deux fois supérieure à celle du capteur IEMN 10x10. Par contre la notice technique de ce même capteur donne une responsivité ($S_{\phi N}$) typiquement de 48V/W soit plus de 1000 fois mieux que le capteur IEMN. Cette valeur n'est pas représentative de la réalité et concerne la sensibilité de la thermopile incluse dans le capteur de rayonnement et non pas celle du radiomètre lui même.

IV.2 - Etude statistique de la fabrication des microcapteurs de la société I.C.M.C

L'objectif de cette étude est de montrer que la structure originale des microcapteurs à différentiel d'absorption est parfaitement adaptée à une fabrication industrielle en grande série. Pour cela, la dispersion de sensibilité mesurée sur un grand nombre de capteurs sera déterminée. D'autre part, dans le but de contrôler la production par l'intermédiaire d'une simple mesure de la résistance électrique des microcapteurs, la fonction reliant la sensibilité à la résistance électrique a été établie.

La première série de capteurs ($3 \times 3 \text{mm}^2$) est issue d'un substrat de verre de surface totale $50 \times 50 \text{mm}^2$ comportant 88 capteurs. La série n°2 issue d'un second substrat comporte 104 microcapteurs. Enfin une troisième série de 8 capteurs ($5 \times 5 \text{mm}^2$) a fait l'objet d'une caractérisation mais celle-ci sans étude statistique complète, compte tenu du nombre peu élevé d'échantillons.

IV.2.1 - Etude statistique de la résistance électrique des capteurs

Pour déterminer la dispersion de la production des deux premières séries de capteurs, nous avons calculé pour chaque série de capteurs la valeur moyenne de la résistance, l'écart-type ainsi que la dispersion relative.

La valeur moyenne de la résistance électrique des N capteurs de résistances R_1, R_2, \dots, R_N est donnée par ^{[27] [28]} :

$$\bar{R} = \frac{\sum_{i=1}^N R_i}{N} \quad (\text{IV. 7})$$

L'écart-type calculé à partir de la relation suivante permet de quantifier la qualité de la fabrication.

$$e_T = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^N (R_i - \bar{R})^2}{N}} \quad (\text{IV. 8})$$

La dispersion relative s'écrit :

$$d = \frac{e_T}{\bar{R}} \quad (\text{IV. 9})$$

Elle présente l'avantage d'être indépendante de la valeur des résistances ce qui facilite la comparaison entre les séries de capteurs.

Les relations de définition (IV. 7), (IV. 8) et (IV. 9) sont ensuite appliquées à l'ensemble des capteurs, et les résultats obtenus sont présentés dans le tableau IV.3.

Numéro de série	Nombre des capteurs	Résistance moyenne \bar{R} (k Ω)	Ecart-type e_T (k Ω)	Dispersion d (%)
1	88	6,25	0,26	4
2	104	7,54	0,24	3
3	8	28,25	2,28	8

Tableau IV.3 - Résultats statistiques des capteurs

Pour tracer l’histogramme des deux premières séries de capteurs, nous avons choisi comme intervalle de classe $I_C = 0,1 \text{ k}\Omega$, ce qui donne les répartitions suivantes :

$R_j(\text{k}\Omega)$	5,7 à < 6	6 à < 6,1	6,1 à < 6,2	6,2 à < 6,3	6,3 à < 6,4	6,4 à < 6,5	6,5 à < 6,6	6,6 à < 6,7	6,7 à < 6,9	6,9 à < 7,1	Total capteurs
Nombre capteurs dans la classe j	2	4	10	16	21	13	8	6	5	3	88

Tableau IV.4 - Série n°1

$R_j(\text{k}\Omega)$	7 à < 7,2	7,2 à < 7,3	7,3 à < 7,4	7,4 à < 7,5	7,5 à < 7,6	7,6 à < 7,7	7,7 à < 7,8	7,8 à < 7,9	7,9 à < 8,1	8,1 à < 8,5	Total capteurs
Nombre capteurs dans la classe j	2	4	6	13	24	15	14	13	10	4	104

Tableau IV.5 - Série n°2

Les histogrammes correspondants sont représentés [Figure IV.7, IV.8], la hauteur des rectangles étant calculée à partir de la relation suivante :

$$H_j = \frac{N}{\Delta R_j} \cdot I_C \tag{IV. 10}$$

ΔR_j étant l’intervalle de résistance pris en compte pour calculer le nombre de capteurs dans la classe j.

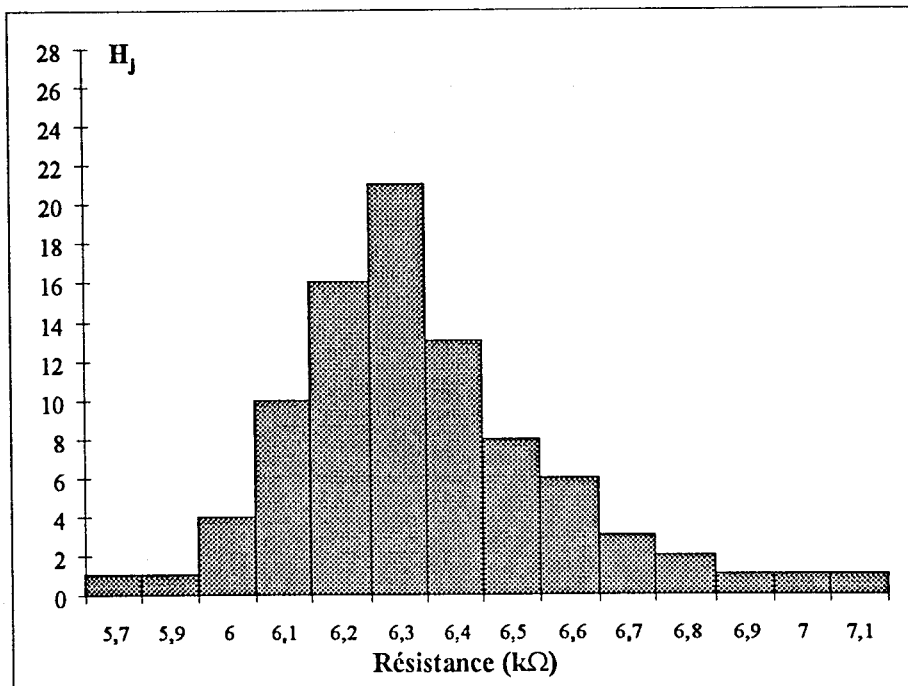


Figure IV.7 - Courbe de distribution des résistances des microcapteurs de la série n°1

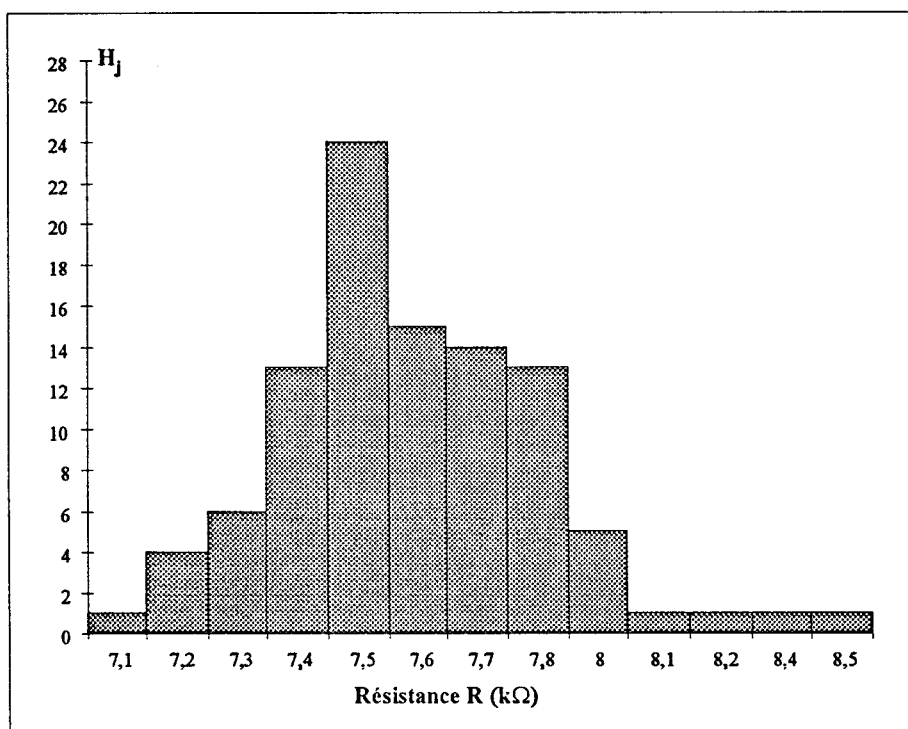


Figure IV.8 - Courbe de distribution des résistances des microcapteurs de la série n°2

La loi de répartition des résistances peut être comparée à une loi de type gaussienne pour laquelle 68% des capteurs devraient avoir une résistance comprise entre 6 k Ω et 6.51 k Ω pour la série 1 et entre 7,3 k Ω et 7,78 k Ω pour la série 2. 95% des capteurs devraient avoir une résistance comprise entre 5,73 k Ω et 6,77 k Ω pour la série 1, pour la série 2, comprise entre 7,06 k Ω et 8,02 k Ω .

En pratique, 72% de la série 1 et 70% de la série 2 sont compris dans le premier intervalle et respectivement 97% et 98% dans le deuxième intervalle.

Cette bonne concordance nous permet donc de considérer que la répartition des résistances des capteurs obéit à une loi normale ce qui permet de prévoir très facilement le nombre de capteurs pouvant répondre à certains critères de résistance électrique lors de la fabrication.

IV.2.2 - Dispersion de la sensibilité à l'éclairement en fonction de la résistance

La détermination expérimentale de la sensibilité étant une mesure longue et fastidieuse, nous avons sélectionné six capteurs dans chacune des trois séries dont les résistances électriques sont comprises dans les domaines $\bar{R} \pm e_T$, correspondant à 68% de la population d'un substrat. Les résultats obtenus sont présentés dans le tableau IV.6.

Echantillons de la série n°1		Echantillons de la série n°2		Echantillons de la série n°3	
R(k Ω)	S _E [μ V/(W/m ²)]	R(k Ω)	S _E [μ V/(W/m ²)]	R(k Ω)	S _E [μ V/(W/m ²)]
6,05	0,65	7,39	0,74	25,29	1,25
6,06	0,65	7,40	0,70	26,03	1,26
6,26	0,66	7,57	0,75	26,84	1,31
6,32	0,64	7,62	0,72	28,05	1,32
6,33	0,65	7,67	0,73	28,34	1,33
6,95	0,69	7,68	0,76	28,78	1,33

Tableau IV.6 - Valeurs de la sensibilité à l'éclairement en fonction de la résistance

A partir de ce tableau, nous avons déterminé pour chaque série la valeur moyenne de la sensibilité à l'éclairement, l'écart-type et la dispersion relative, soient :

<u>série n°1</u>	$S_{\text{Emoyenne}} = 0,66 \mu\text{V}/(\text{W}/\text{m}^2)$, écart-type = $0,02 \mu\text{V}/(\text{W}/\text{m}^2)$	d = 2,5%
<u>série n°2</u>	$S_{\text{Emoyenne}} = 0,73 \mu\text{V}/(\text{W}/\text{m}^2)$, écart-type = $0,02 \mu\text{V}/(\text{W}/\text{m}^2)$	d = 2,9%
<u>série n°3</u>	$S_{\text{Emoyenne}} = 1,30 \mu\text{V}/(\text{W}/\text{m}^2)$, écart-type = $0,03 \mu\text{V}/(\text{W}/\text{m}^2)$	d = 2,5%

La dispersion maximale obtenue pour chaque série de capteurs n'excède pas 3% ce qui signifie que pour trier des capteurs suivant une fourchette de sensibilité, il suffit de définir la gamme de résistance électrique correspondante. La simple mesure de la résistance électrique permet alors de sélectionner les capteurs correspondants.

De plus, afin d'évaluer la dépendance de la sensibilité à l'éclairement en fonction de la résistance des capteurs, nous avons représenté figures IV.9, IV.10 et IV.11 les courbes obtenues pour chaque série. Il apparaît que cette sensibilité augmente légèrement avec la résistance électrique ce qui nous semble normal puisque dans ce cas la résistance thermique entre les jonctions de la thermopile augmente également ce qui entraîne un accroissement des différences de température et donc de la f.e.m induite.

Pour vérifier cette tendance, un échantillonnage de 16 microcapteurs a été choisi au hasard dans la série et caractérisé. La courbe obtenue est représentée [Figure IV.12]. Une fonction approchée également tracée permet de calculer la sensibilité à l'éclairement à partir de la résistance électrique soit

$$S_E = \sqrt{0,53 - 53,73 \cdot \exp(-R)} \quad (\text{IV. 11})$$

Cette relation est valable dans une gamme de résistances comprises entre 5,7 k Ω et 6,7 k Ω correspondant à 95% de la production.

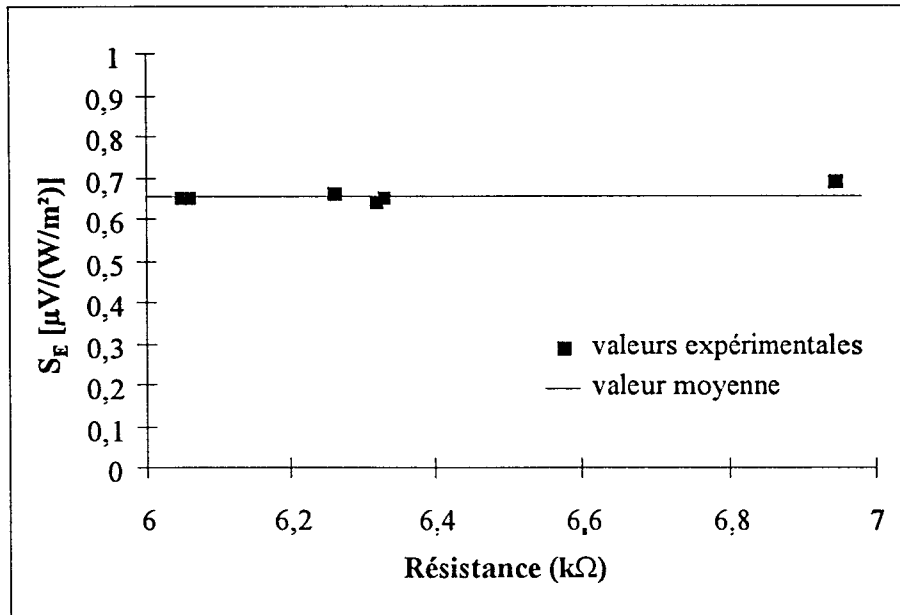


Figure IV.9 - Dispersion de la sensibilité à l'éclaircissement pour les échantillons de la série n°1

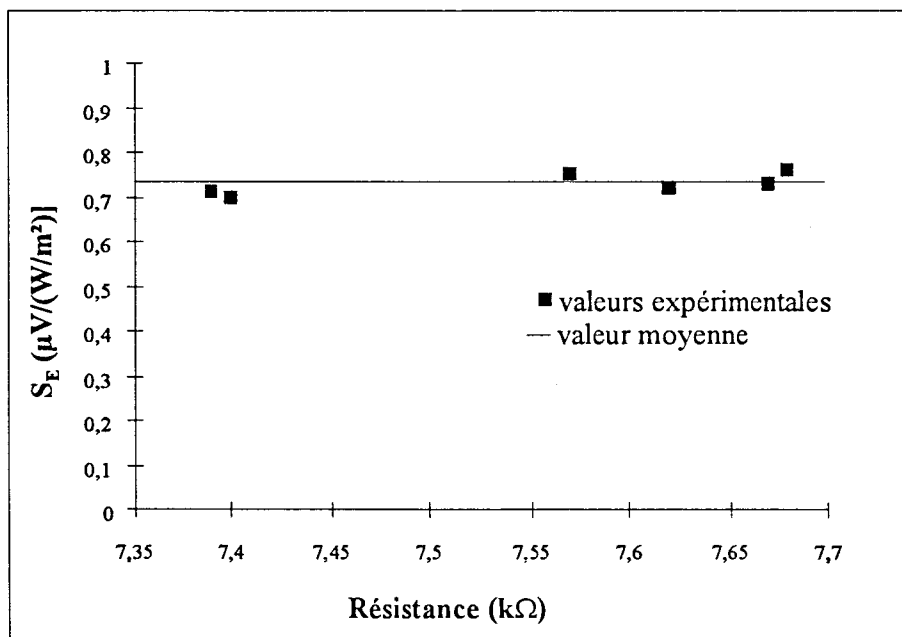


Figure IV.10 - Dispersion de la sensibilité à l'éclaircissement pour les échantillons de la série n°2

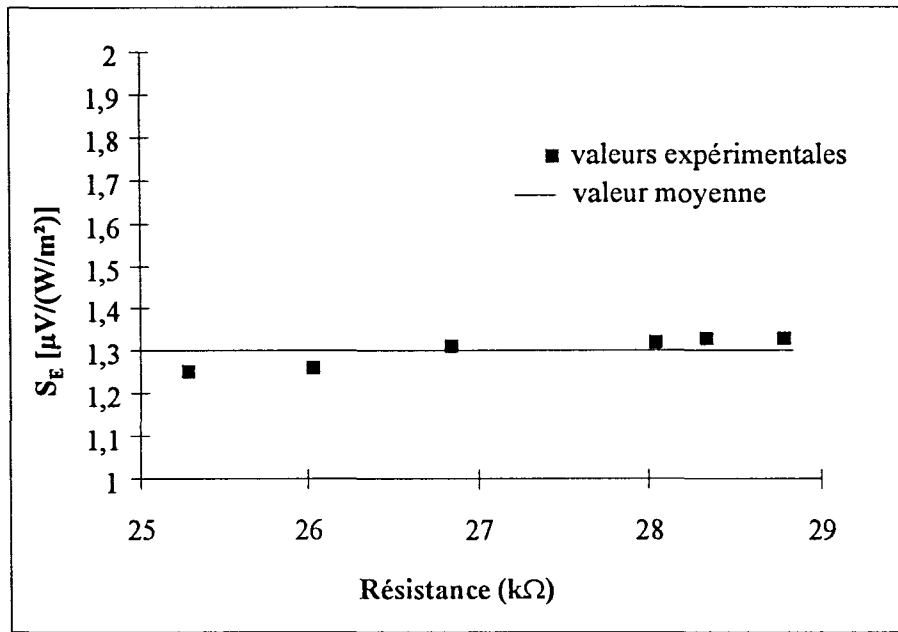


Figure IV.11 - Dispersion de la sensibilité à l'éclairement pour les échantillons de la série

n°3

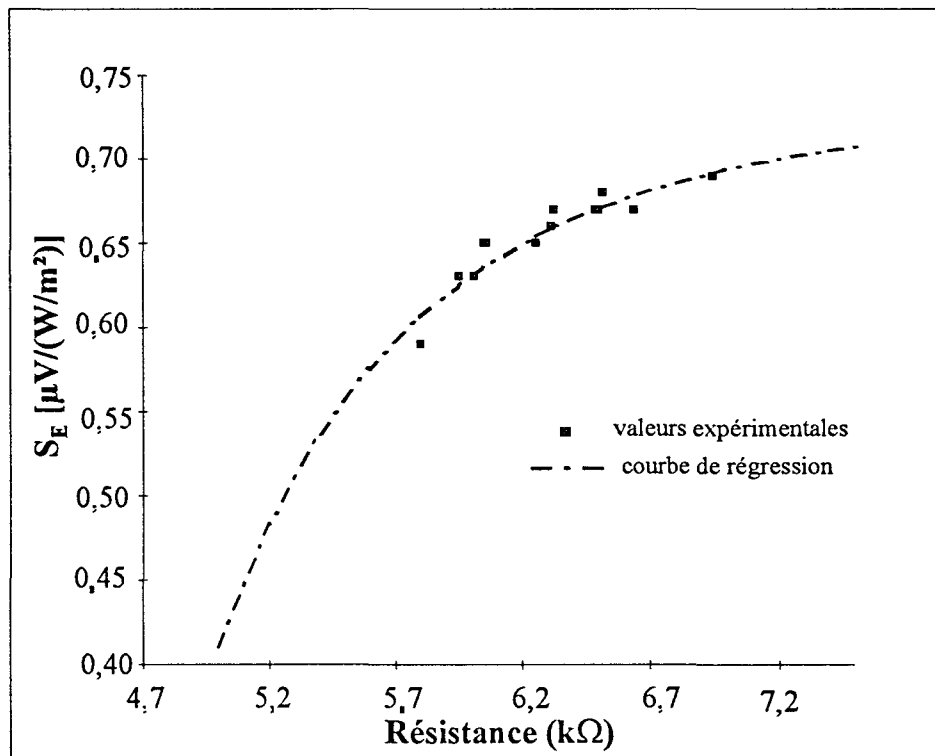


Figure IV.12 - Allure de la sensibilité et courbe de régression associée

IV.3 - Etude de l'évolution de la sensibilité à l'éclairement des capteurs en fonction de la température de la source

Pour compléter l'étude du capteur en régime stationnaire, le banc d'étalonnage de température de source élevée décrit au chapitre III a été utilisé.

L'objectif des mesures effectuées est de déterminer la loi de variation de la sensibilité à l'éclairement énergétique en fonction de la température de la cible (voir figure III.4). Cette sensibilité étant proportionnelle à l'émissivité des revêtements absorbants, il suffit de caractériser quatre types de capteurs [Tableau IV.7] différenciés par leur type d'absorbant pour couvrir l'ensemble des radiomètres réalisés. Les résultats obtenus sont présentés figures IV.13a, IV.13b, IV.13c.

Identification	Support	couche absorbante	Thermocouple
IEMN 3x3 -R	verre	Si ₃ N ₄	Cn/Au
ICMC 5x5	verre	polyimide	Chromel/Ni
IEMN 10x10	kapton	kapton noir	Cn/Cu
Heimann	boîtier	fenêtre 6 à 14 µm	PolySi/Al

Tableau IV.7 - Types de capteurs caractérisés

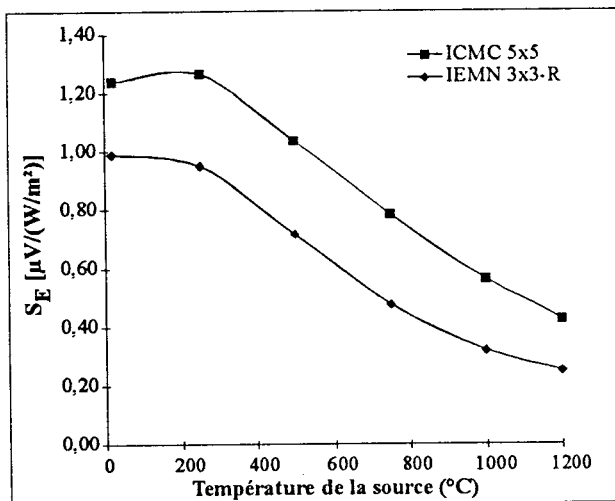


Figure IV.13a

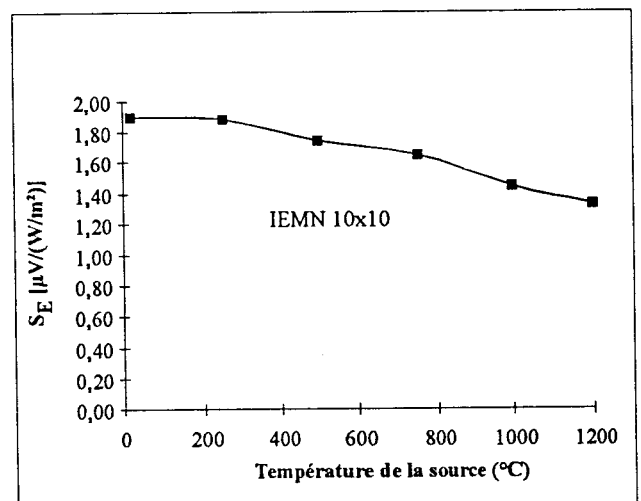


Figure IV.13b

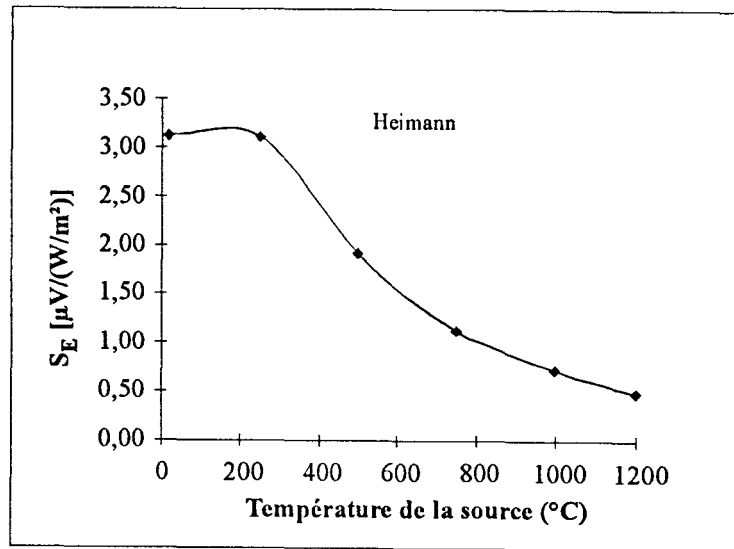


Figure IV.13 - Sensibilité à l'éclairement énergétique en fonction de la température de la source

Les courbes de sensibilité des capteurs réalisés sur verre (IEMN 3x3-R, ICMC 5x5) présentent des lois de variation très proches l'une de l'autre [Figure IV.13a]. Ceci permet de confirmer les résultats obtenus par S.SAKLY [43] concernant la mesure de l'absorptivité des matériaux constituant les microcapteurs réalisés en technologie couches minces.

Le capteur IEMN 10x10 a été réalisé en technologie feuilles minces et la couche absorbante est constituée d'une feuille de Kapton d'épaisseur 14 μm et d'une couche de résine époxy de 10 μm d'épaisseur. Ce bicouche possédant un spectre d'absorption beaucoup plus étendu que celui du verre, la sensibilité du capteur correspondant présente une dépendance en température moins importante.

En revanche, comparé aux capteurs précédents, la sensibilité du radiomètre Heimann décroît fortement avec la température de la cible. Ce phénomène est probablement induit par la bande passante spectrale de la fenêtre de protection qui ne laisse passer que les longueurs d'ondes comprises entre 6 μm et 14 μm .

Dans le but de réaliser un microcapteur dont la sensibilité serait pratiquement indépendante de la température de la cible, des études concernant le dépôt de différents matériaux absorbants ont été menées au laboratoire.

Le résultat le plus significatif a été obtenu en recouvrant entièrement le capteur IEMN 3x3-R d'une couche d'or de 3000 Å et en "noircissant" par traitement électrolytique les bandes constituant les zones absorbantes. La courbe de sensibilité [Figure IV.14] est particulièrement plane, avec une légère perte de sensibilité pour les grandes longueurs d'onde (0,78 $\mu\text{V}/(\text{W}/\text{m}^2)$ au lieu de 0,99) En revanche pour les courtes longueurs d'onde correspondant à haute température, la sensibilité est considérablement augmentée puisqu'elle vaut 0,9 $\mu\text{V}/(\text{W}/\text{m}^2)$ à 120°C au lieu de 0,25.

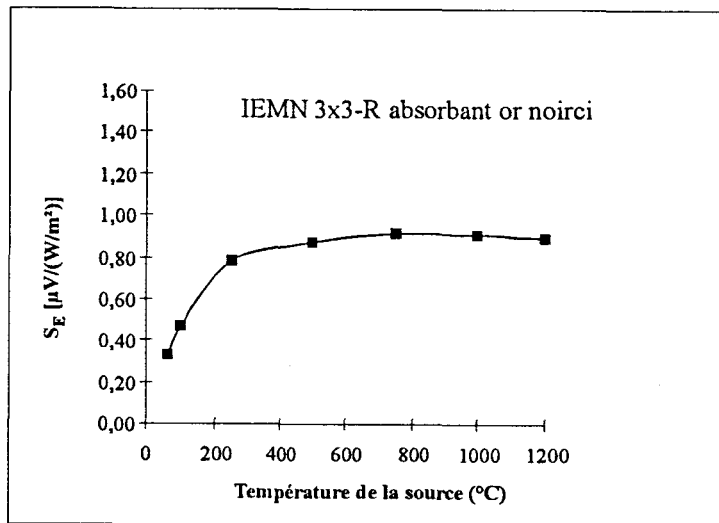


Figure IV.14 - Sensibilité à l'éclairement énergétique en fonction de la température de la source pour un capteur de type IEMN 3x3-R avec absorbant en or noirci.

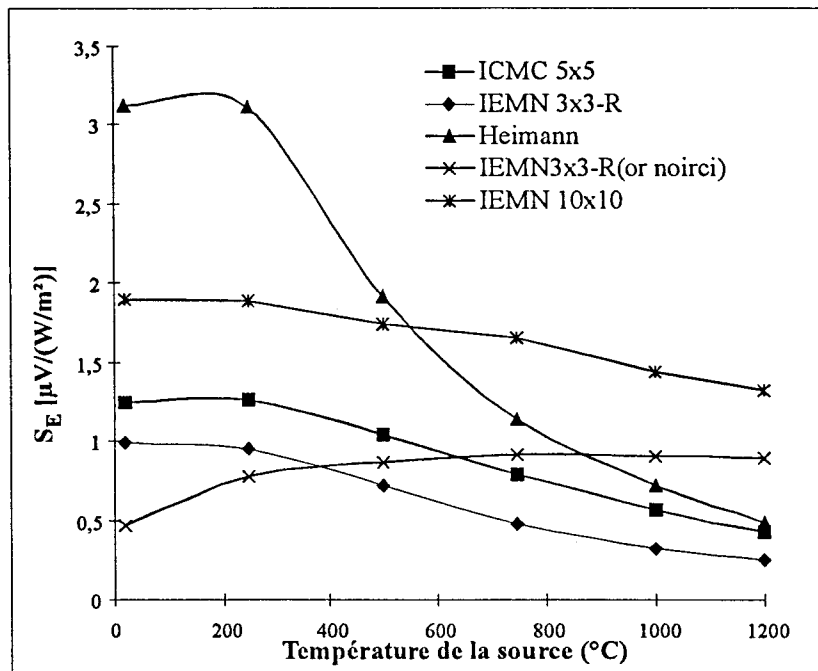


Figure IV.15 - Sensibilité comparée des différents capteurs

La figure IV.15 permet la comparaison entre les caractéristiques des différents capteurs étudiés.

IV.4 - Détermination de la réponse indicielle des microcapteurs

Pour la mesure du temps de réponse, le capteur placé sur un puits thermique à température T_0 est soumis à un échelon d'éclairement énergétique réalisé à partir d'une source contrôlée par un obturateur.

Afin d'établir théoriquement le temps de réponse des capteurs étudiés dans le cadre de ce travail, un modèle analytique approché a été mis au point. Les résultats de simulation sont comparés aux résultats expérimentaux obtenus suivant la procédure décrite au chapitre III.

Un capteur planaire à absorption différentielle distribuée peut être en première approximation décrit à l'aide d'éléments localisés composés de résistances et de capacités thermiques [Figure IV.16]. Un modèle de ce type a été précédemment développé par L.CAMBERLEIN ^[42] pour le régime stationnaire et nous nous proposons de l'étendre aux régimes variables.

Pour compléter ce modèle il est nécessaire d'introduire des hypothèses simplificatrices au niveau de l'absorption du rayonnement. On considérera que les réflecteurs sont parfaits ($a_{bs} = 0$) et que de plus le rayonnement capté par les surfaces absorbantes est converti en flux de conduction (ϕ_a) localement aux noeuds correspondants du réseau.

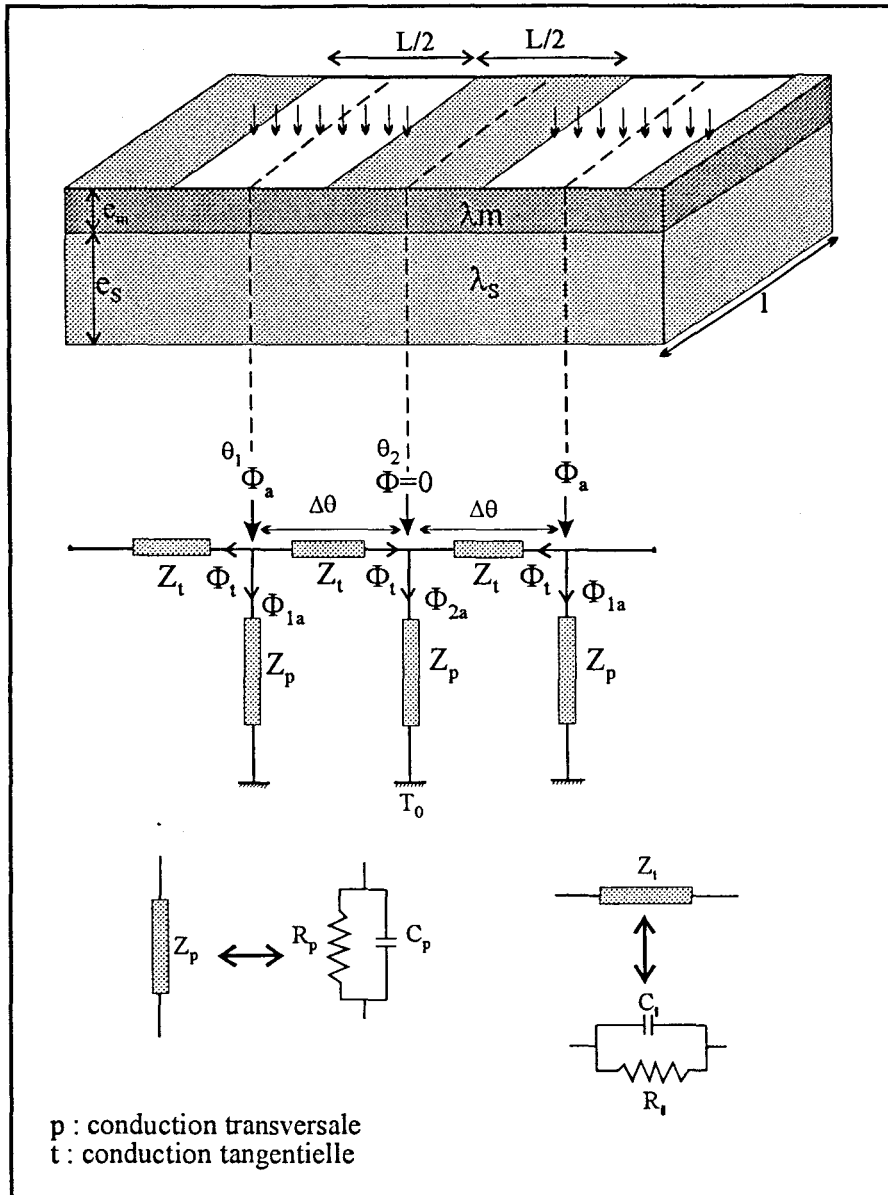


Figure IV.16 - Modèle à constantes localisées

Dans ces conditions, l'impédance des groupes "RC" disposés en parallèles s'écrit :

$$Z_p(j\omega) = \frac{R_p}{1 + j\omega R_p C_p} \tag{IV. 12}$$

avec e_s : l'épaisseur du substrat [m]

λ_s : conductivité thermique du substrat [W/m.K]

L : longueur d'une cellule [m]

l : largeur du capteur [m]

c : chaleur spécifique [J/Kg.K]

$$R_p = \frac{2e_s}{\lambda_S L l}, C_p = e_s \rho c \frac{L}{2} \quad \text{et} \quad R_p C_p = \frac{e_s^2 \rho c}{\lambda_S}$$

$\frac{\lambda_S}{\rho c}$ désignant la diffusivité thermique ^{[21][52]} (m^2/s) du substrat.

De la même manière, les impédances attribuées à la conduction tangentielle s'expriment :

$$Z_t(j\omega) = \frac{R_t}{1 + j\omega R_t C_t} \quad (\text{IV. 13})$$

$$\text{avec } R_t = \frac{L}{2l(\lambda_S e_s + \lambda_m e_m)}, C_t = e_s \rho c \frac{L}{2} \quad \text{et} \quad R_t C_t = \frac{e_s \rho c L^2}{4(\lambda_S e_s + \lambda_m e_m)}$$

Compte tenu de la périodicité, les équations régissant la répartition des flux $\phi_a, \phi_t, \phi_{1a}, \phi_{2a}$,

définis sur la figure IV.16 s'écrivent :

$$\phi_a = 2 \phi_t + \phi_{1a} \quad (\text{IV. 14})$$

$$\phi_{2a} = 2 \phi_t \quad (\text{IV. 15})$$

Les températures θ_1, θ_2 des zones alternativement chaudes et froides au niveau desquelles se trouvent les jonctions de la thermopile s'expriment par :

$$\theta_1 - \theta_2 = Z_t \cdot \phi_t \quad (\text{IV. 16})$$

$$\theta_2 - T_0 = Z_p \cdot \phi_{2a} \quad (\text{IV. 17})$$

$$\theta_1 - T_0 = Z_p \cdot \phi_{1a} \quad (\text{IV. 18})$$

On note $\Delta\theta = \theta_1 - \theta_2$

A partir des relations (IV. 14), (IV. 15), (IV. 17) et (IV. 18), on peut exprimer ϕ_t en fonction de ϕ_a et des seules impédances Z_p et Z_t :

$$\phi_t = \frac{Z_p}{Z_t + 4Z_p} \cdot \phi_a \quad (\text{IV. 19})$$

En régime variable, les relations (IV. 16) et (IV. 19) conduisent à une relation fonction de la fréquence généralisée sous la forme suivante :

$$\Delta\theta(j\omega) = \phi_t(j\omega) \cdot \frac{Z_p}{1 + 4 \cdot \frac{Z_p}{Z_t}} \quad (\text{IV. 20})$$

Pour caractériser la structure de façon purement thermique, on peut alors introduire la notion du "Gradient Thermique Utilisable" ^[21] rapporté à une densité de flux unitaire, et définie de la manière suivante :

$$G = (1/\phi_t) \cdot (\Delta\theta/L) \quad \text{en (K/m) par W/m}^2 \quad (\text{IV. 21})$$

C'est un gradient tangentiel de température, observé périodiquement entre deux thermojonctions successives sollicitées par une densité de flux unitaire.

A partir de la relation (IV. 20), nous obtenons le gradient tangentiel utilisable exprimé dans le domaine fréquentiel :

$$G(j\omega) = \frac{1}{L} \cdot \frac{Z_p}{1 + 4 \cdot \frac{Z_p}{Z_t}} \quad (\text{IV. 22})$$

Soit après le calcul, avec $x = L/(2e_s)$, en terme de fonction de transfert : image fréquentielle - image de réponse impulsionnelle, il vient :

$$G(j\omega) = \frac{1}{2\lambda_S} \cdot \frac{x}{x^2 + 4K_m} \cdot \frac{1}{1 + j\omega \frac{x^2 \tau_{tv} + 4K_m \tau_{tg}}{x^2 + 4K_m}} \quad (\text{IV. 23})$$

$$\text{où } \tau_{tv} = e_S^2 \cdot \frac{\rho c}{\lambda_S} \text{ et } \tau_{tg} = \frac{L^2}{4K_m} \cdot \frac{\rho c}{\lambda_S} \quad K_m = 1 + \frac{\lambda_m e_m}{\lambda_S e_S}$$

Cette fonction fréquence est caractéristique d'un système du premier ordre.

Avec $p \rightarrow j\omega$, le facteur multiplicatif de $j\omega$ constitue la constante de temps globale du système notée $\tau_{63\%}$. Compte tenu des relations classiques de Laplace, la réponse indicielle se détermine dans le domaine temps par :

$$G(t) = L^{-1} \left(\frac{1}{p} \cdot G(p) \right) \quad (\text{IV. 24})$$

Cette relation conduit à l'expression suivante pour la réponse indicielle :

$$G(t) = \frac{1}{2\lambda_S} \cdot \frac{x}{x^2 + 4K_m} \cdot \left(1 - \exp \left(- \frac{t}{\tau_{63\%}} \right) \right) \quad (\text{IV. 25})$$

$$\text{où } x = \frac{L}{2e_S}$$

L'expression de la constante de temps peut alors être évaluée selon deux considérations :

- Si on tient compte de toute l'épaisseur du substrat (e_S) au niveau du " couplage tangentiel ", une valeur majorante peut être définie par :

$$\tau_{63\%} = \frac{x^2 \tau_{tv} + 4K_m \tau_{tg}}{x^2 + 4K_m} = 5 (e_S)^2 \cdot \frac{\rho c}{\lambda_S} \cdot \frac{x^2}{x^2 + 4K_m} \quad (\text{IV. 26})$$

- En négligeant ce couplage, nous obtenons une valeur minorante :

$$\tau_{63\%} = (e_S)^2 \cdot \frac{\rho c}{\lambda_S} \cdot \frac{x^2}{x^2 + 4K_m} \quad (\text{IV. 27})$$

Afin d'affiner le calcul, nous proposons de prendre en compte l'épaisseur effective du substrat e_{eff} participant aux échanges thermiques latéraux. Pour cela, un logiciel d'ajustement de courbes a été utilisé en laissant l'ordinateur la possibilité de faire varier l'épaisseur effective du substrat (e_{eff}) afin d'obtenir des courbes théoriques et expérimentales quasiment confondues.

Les courbes obtenues sont présentées sous une forme normalisée figures IV.17, IV.18 et IV.19. Les caractéristiques essentielles des capteurs sont résumées dans le tableau IV.9. Il faut remarquer que pour les capteurs à substrat de verre, l'épaisseur effective obtenue par ajustement est inférieure à l'épaisseur réelle du substrat, ce qui est une condition nécessaire pour valider le modèle approché. En revanche, pour le radiomètre sur substrat Kapton de $50\mu\text{m}$ d'épaisseur, l'épaisseur effective calculée est de $65\mu\text{m}$. Nous interpréterons ce résultat surprenant par le fait que la longueur de la cellule de base du capteur est très grande vis-à-vis de son épaisseur ($L = 2000\mu\text{m}$, $e_s = 65\mu\text{m}$). Dans ce cas, toute l'épaisseur du substrat et seulement une partie de sa longueur auraient dû être prises en compte.

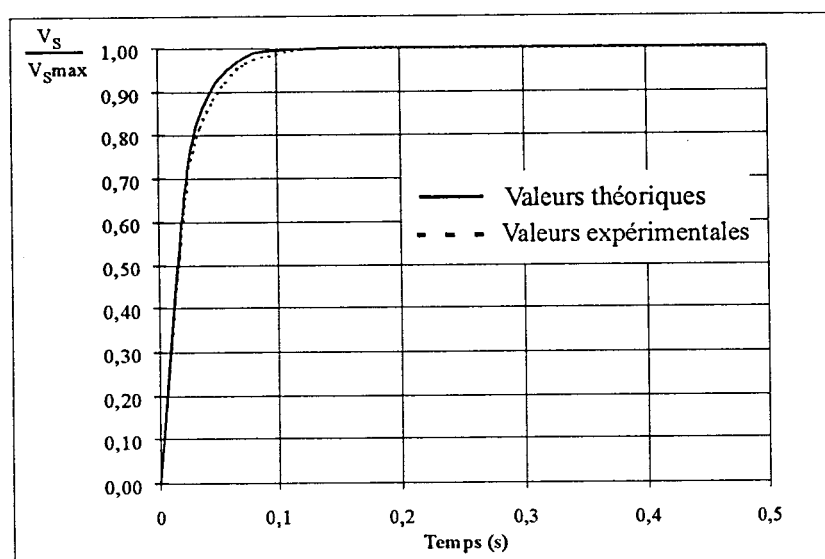


Figure IV.17 - Réponses indicielles théorique et expérimentale du capteur réalisé à l'IEMN (IEMN 3x3-R)

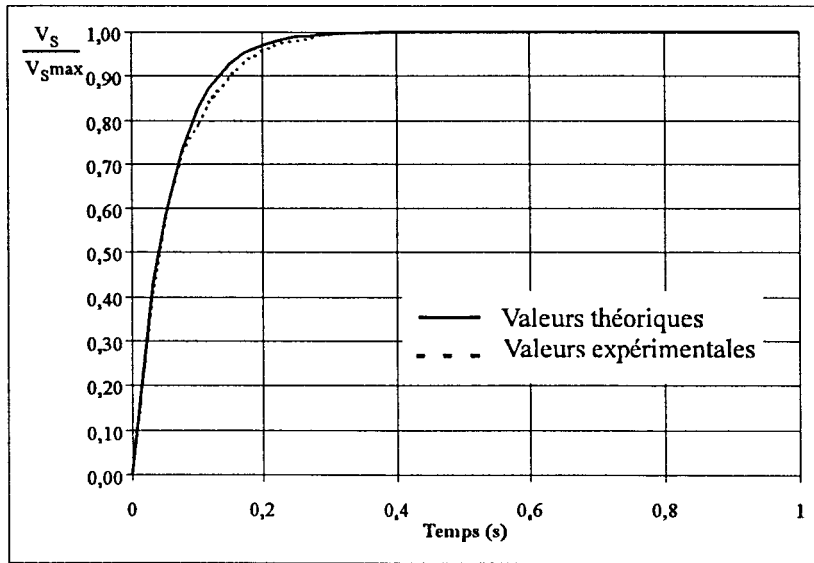


Figure IV.18 - Réponses indicielles théorique et expérimentale du capteur réalisé à ICMC (ICMC 3x3)

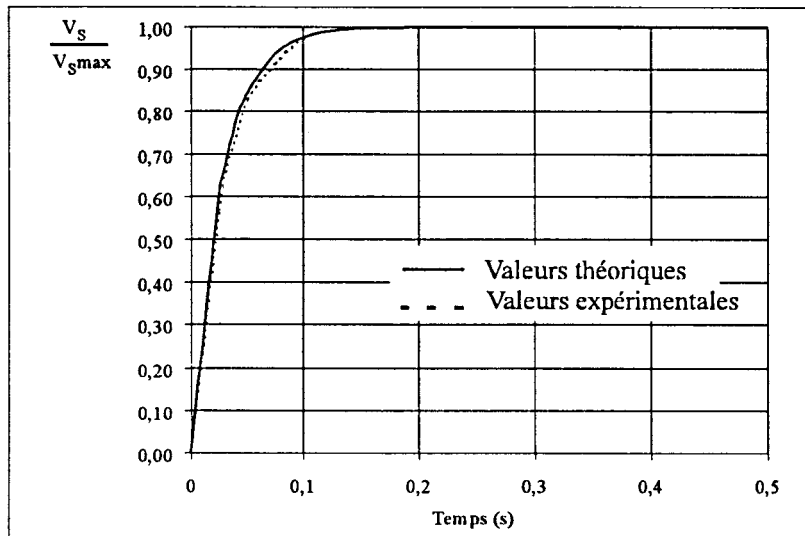


Figure IV.19 - Réponses indicielles théorique et expérimentale du capteur en feuilles minces réalisé à l'IEMN (IEMN 10x10)

Capteur	Longueur cellule L (μm)	Épaisseur substrat e_s (μm)	Épaisseur effective e_{eff} (μm)	Nature substrat	$\tau_{63\%}$ mesure (ms)	$\tau_{90\%}$ mesure (ms)
IEMN 3x3-R	600	400	115,36	verre	18	40
ICMC 3x3	1250	550	178,70	verre	50	155
IEMN 10x10	2000	50	65	kapton	26	65
Heimann TPS 424					25 - 60 (*)	

(*) Donnée constructeur

Tableau IV.9 - Comparaison des résultats obtenus par le modèle analytique et la mesure

Il ressort de cette étude en régime variable qu'un modèle à constantes localisées peut, dans certaines conditions, convenir pour représenter des phénomènes physiques distribués bidimensionnels. L'examen des résultats obtenus met en évidence le fait que pour minimiser le temps de réponse des capteurs IEMN ou ICMC, il faut diminuer l'épaisseur du substrat (e_s) et (ou) réduire la longueur des cellules. Bien entendu, de telles modifications se feront au détriment de la sensibilité, et les caractéristiques géométriques d'un capteur devront être déterminées en fonction de l'application envisagée dans laquelle on donnera priorité à la sensibilité ou à la rapidité de réponse.

IV.5 - Mesure du bruit - Défectivité

IV.5.1 - Mesure du bruit de tension V_S

Les principales sources de bruit pouvant affecter un circuit électrique sont ^[66] :

- Le bruit de Johnson (ou bruit thermique) qui est produit par la résistance, soit :

$$v_n = \sqrt{4kTR\Delta f} \quad [V/\sqrt{\text{Hz}}] \quad (\text{IV. 28})$$

avec k : constante de Boltzmann [$1,38.10^{-23}$ J/K]

T : température absolue de la résistance [K]

R : résistance [Ω]

Δf : bande de bruit [Hz]

- Le bruit de scintillement (ou bruit en 1/f) qui est lié à la technologie de fabrication.

- Le bruit de grenaille (ou bruit de Schottky) qui apparaît lorsqu'un courant électrique traverse un composant.

Les thermopiles constituant le circuit électrique des microcapteurs sont réalisées à partir de métaux déposés en couches minces. Ces circuits n'étant parcourus par aucun courant, seul le bruit de Johnson semble devoir être pris en compte.

Afin de vérifier cette hypothèse, nous avons confié un microcapteur de type ICMC 3x3 au LEMCEL de l'Université du Littoral et de la Côte d'opale.

La tension de bruit mesurée dont le relevé est présenté figure IV.22 est pratiquement constante dans la bande 10 Hz - 1 kHz. Ramenée à l'entrée de l'amplificateur ($G = 1000$) la tension de bruit introduite par le capteur est donc de $11 \text{ nV}/\sqrt{\text{Hz}}$. La réponse en fréquence étant plate, elle est caractéristique du bruit de Johnson dont il est facile de déterminer théoriquement l'amplitude pour la résistance de $6,3 \text{ k}\Omega$ du capteur mesuré, $v_n = 10,1 \text{ nV}/\sqrt{\text{Hz}}$.

Cette bonne concordance avec les résultats expérimentaux permet donc de conclure que le bruit introduit par le circuit thermoélectrique des microcapteurs de type IEMN - ICMC est d'origine thermique. Pour des fréquences inférieures à 10 Hz, le bruit n'a pas pu être mesuré mais, comme la présence de bruit en $1/f$ n'a pas été détectée dans la bande 10 Hz - 1 kHz, il est peu probable qu'il soit significatif dans la bande 0 - 10 Hz. Bien entendu, le capteur de rayonnement complet dans des conditions effectives d'utilisation, sera soumis à d'autres bruits liés au rayonnement ou à la convection qu'il faudra prendre en compte au cas par cas.

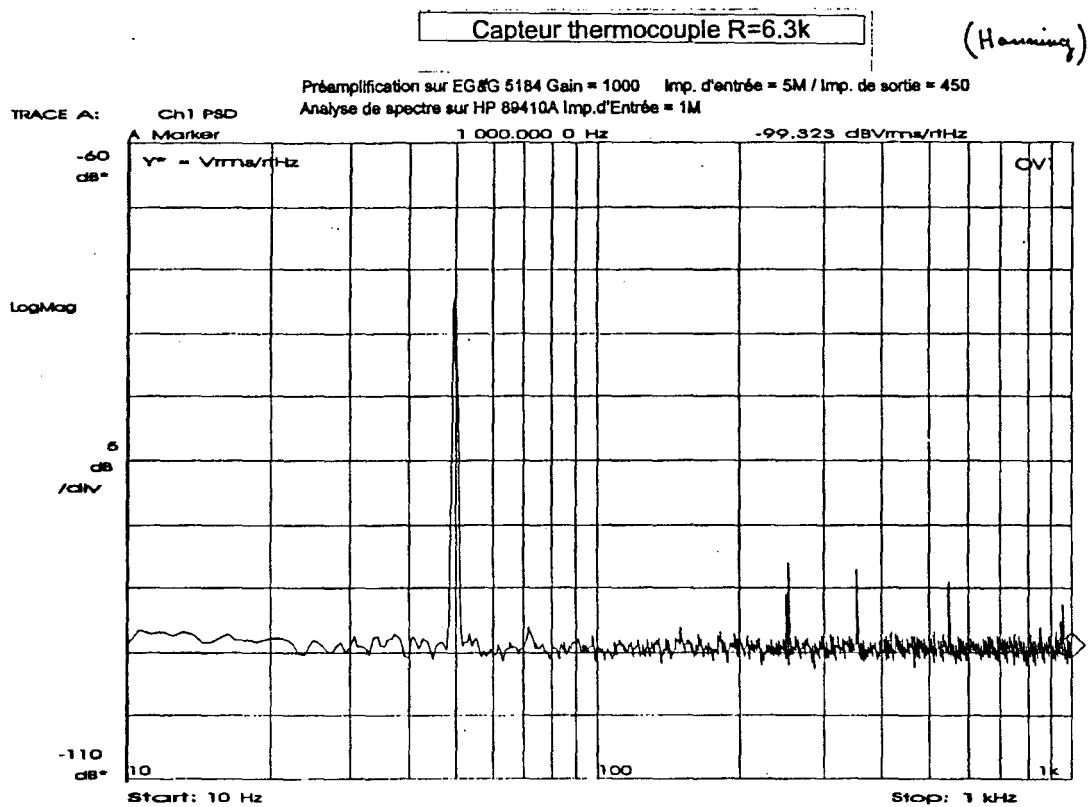


Figure IV.20 - Mesure de bruit d'un capteur

IV.5.2 - Défectivité

La défectivité est un paramètre fréquemment utilisé en instrumentation puisqu'elle permet de calculer la puissance minimale pouvant être détectée par un capteur. Dans notre cas, elle est définie par la relation suivante ^{[1][47]} :

$$D = \frac{1}{v_n} \cdot \frac{dV_S}{d\phi_{NR}} = \frac{S_{\phi N}}{v_n} \quad (\text{IV. 29})$$

avec v_n : tension de bruit [V]

V_S : tension de sortie du capteur [V]

ϕ_{NR} : puissance reçue par le capteur [W]

$S_{\phi N}$: sensibilité au flux net (Responsivité) [V/W]

Afin de prendre en compte la surface active du capteur pour pouvoir effectuer des comparaisons, on utilise la défectivité spécifique D^* telle que

$$D^* = D \sqrt{A_S} \quad (\text{IV. 30})$$

avec A : aire de la surface active du capteur

Soit :

$$D^* = \frac{1}{v_n} \cdot S_{\phi N} \sqrt{A_S} \quad (\text{IV. 31})$$

En appliquant ces relations aux différents capteurs étudiés, on obtient les résultats présentés dans le tableau IV.10.

Identifica tion	R _{électrique} [kΩ]	Tension de bruit v _n [nV/(Hz) ^{1/2}]	S _{φN} [mV/W]	S _E [μV/(W/m ²)]	Délectivité D $\frac{\sqrt{\text{Hz}}}{\mu\text{W}}$	Délectivité spécifique D* $\left(\frac{\sqrt{\text{Hz}}}{\text{mW}} \cdot \text{m}\right)$	Délectivité à l'éclairément D _E $\left(\frac{\text{m}^2 \sqrt{\text{Hz}}}{\text{W}}\right)$	Surface du capteur A _S (mm ²)
IEMN 3x3	7	10,73	133	0,58	12,39	37,18	54,05	9
IEMN 3x3-R	18	17,21	233	0,99	13,54	40,62	57,53	9
ICMC 3x3	6,3	10,18	150	0,64	14,73	44,20	62,87	9
ICMC 5x5	28	21,46	113	1,24	5,27	26,32	57,78	25
IEMN 10x10	0,890	4,06	36,3	1,82	8,95	89,50	448,74	100
Heimann TPS 424	45 (*)	27,20	48000 (*)	3,11	1764,24	882,12	114,31	0,25 (**)

(*) Donnée constructeur EGG&Heimann

(**) :surface absorbante

Tableau IV.10

Tout comme dans le précédent chapitre, on peut s'étonner de trouver que la délectivité ou même la délectivité spécifique soit un paramètre qui met en valeur les capteurs les plus petits.

Cela est dû à l'utilisation de la responsivité (S_{φN}), qui comme nous l'avons écrit précédemment (relations I.18, I.19), caractérise la thermopile et non pas le capteur.

C'est pourquoi nous définissons la délectivité à l'éclairément (D_E) dont les valeurs sont données dans le tableau IV.10 colonne n°8 définie par la relation suivante:

$$D_E = \frac{1}{v_n} \cdot \left(\frac{dV_S}{dE}\right)_{T_S} = \frac{1}{v_n} S_E \tag{IV. 32}$$

avec E l'éclairement énergétique incident (W/m^2) SE la sensibilité du capteur correspondante. Cette nouvelle grandeur permet de caractériser la réponse à l'éclairement du capteur qui correspond au véritable mesurande pour un radiomètre. Toutes les qualités du capteur peuvent ainsi être prises en compte y compris l'efficacité du revêtement absorbant I.R. Le capteur Heimann est environ deux fois plus performant que les capteurs IEMN en technologies couches minces qui ont été caractérisés lors de ce travail. Ceci correspond à un résultat beaucoup plus réaliste que le facteur 20 donné par la détermination de la détectivité spécifique D^* . En revanche le radiomètre IEMN 10x10 se révèle être le plus intéressant de ce point de vue en raison de sa faible résistance électrique et de son substrat peu conducteur.

IV.6 - Influence de la convection et de la conduction

Pour être précis et fiables, les capteurs de rayonnement doivent être le plus immunisés possible contre les types de transfert thermique tels que la convection et la conduction gazeuse. On rappelle que les phénomènes de convection correspondent au mouvement des particules du fluide environnant le capteur qui induisent des échanges thermiques entre celui-ci et le gaz. Les paramètres dépendent principalement de la topographie de surface du capteur et de la conductivité thermique du gaz.

On distingue deux types de convection :

- La convection naturelle est due à des différences de température qui créent des zones de densités volumiques gazeuses différentes entraînant un mouvement des particules.
- La convection forcée est générée par un fluide mis en mouvement par une source extérieure (pompe, ventilateur...).

IV.6.1 - Influence de la conduction gazeuse et de la convection naturelle

En conditions normales d'utilisation, les capteurs peuvent être soumis à des courants de convection ou à des environnements gazeux de différentes natures.

La variation relative de sensibilité à ces grandeurs d'influence peut être formalisée par les coefficients suivants :

$$\tau_{\lambda} = \frac{1}{S_E} \left(\frac{dS_E}{d\lambda} \right) \quad (\text{IV. 33})$$

$$\tau_h = \frac{1}{S_E} \left(\frac{dS_E}{dh} \right) \quad (\text{IV. 34})$$

- λ définissant la conductivité thermique du gaz et h le coefficient d'échange par convection entre le capteur et le fluide environnant ^[6].

En pratique, il est très difficile de contrôler les mouvements de convection naturelle. C'est pourquoi le coefficient τ_{λ} a été déterminé à l'aide d'un dispositif permettant de faire varier la conductivité thermique du gaz.

La relation entre h et λ pour des capteurs plans est un problème complexe de mécanique des fluides et trop spécifique pour être traité dans le cadre de ce travail.

Pour étudier l'influence de la conduction gazeuse, le capteur est placé dans le banc d'étalonnage à plaques parallèles qui, hermétiquement fermé, permet d'effectuer des mesures de sensibilité en injectant différents gaz dans l'enceinte entre la source et le capteur [Figure IV.21].

D'un point de vue théorique, nous avons montré ^[43] que le coefficient d'immunité à la convection ou à la conduction gazeuse était essentiellement lié à la conduction thermique du substrat. C'est pourquoi nous avons caractérisé deux types de capteurs réalisés sur substrat de verre et sur Kapton.

Des gaz des conductivités thermiques différentes sont introduits [Tableau IV.11] et les valeurs des f.e.m pour des éclaircements énergétiques variant de 0 à 900 W/m² sont relevées [Figures IV.22 et IV.23].

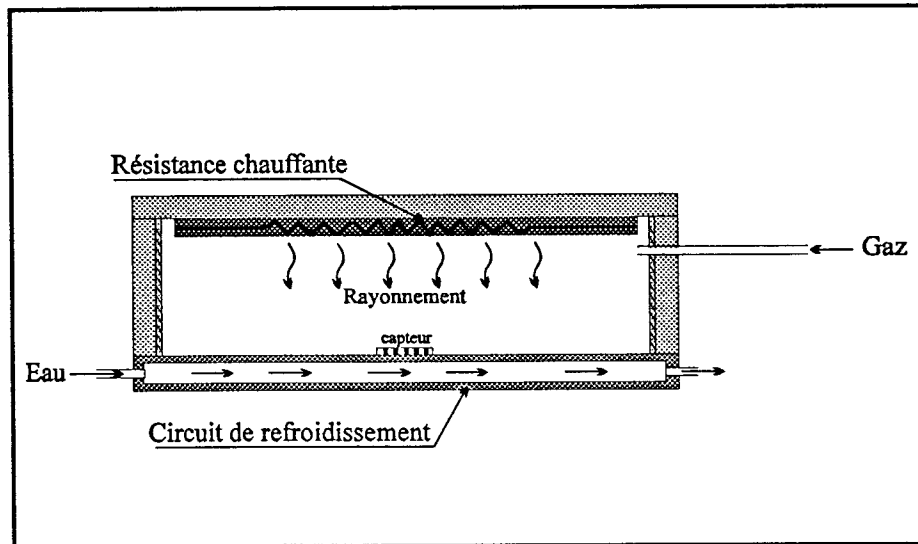


Figure IV.21 - Banc d'étalonnage à plaques parallèles pour l'étude de l'influence de la conduction gazeuse

	Air	CO ₂	Hélium
Conductivité thermique (W/m.K)	0,025	0,016	0,149

Tableau IV.11 - Valeurs des conductivités thermiques des gaz utilisés^[16]

A partir de ces courbes, les coefficients τ_λ pour les deux types de capteur peuvent être calculés :

Pour le capteur sur verre (IEMN 3x3-R) $\tau_\lambda = 4,92.10^{-4}$ K.m/W

Pour le capteur sur Kapton (IEMN 10x10) $\tau_\lambda = 3,19.10^{-3}$ K.m/W

Les performances du capteur sur verre dans ce domaine sont non seulement dues à la plus grande conductivité du substrat (1W/Km au lieu de 0,2 W/Km pour le Kapton) et également à des longueurs de cellules beaucoup plus réduites (respectivement 300 μm pour 1 mm).

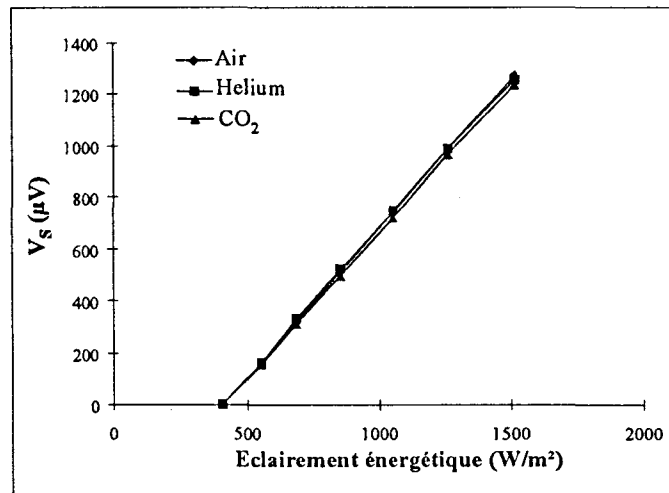


Figure IV.22 - Tension de sortie en fonction de l'éclairement énergétique du capteur sur verre (IEMN 3x3-R) pour différents gaz

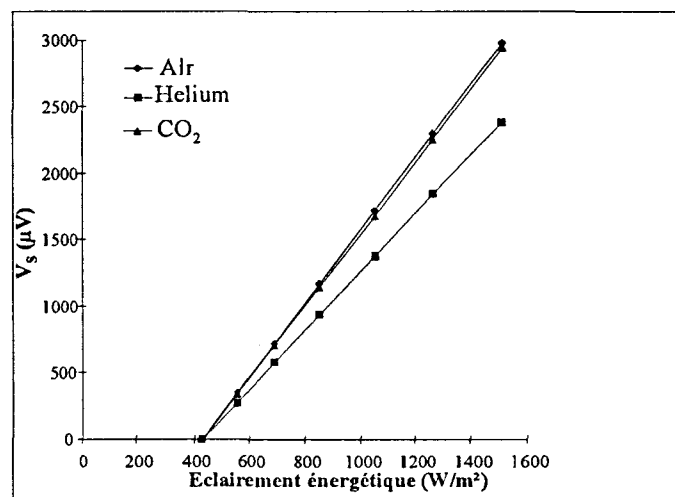


Figure IV.23 - Tension de sortie en fonction de l'éclairement énergétique du capteur sur Kapton (IEMN 10x10)

IV.6.2 - Influence de la convection forcée

Le principe consiste à balayer la surface du capteur à l'aide d'une lame d'air issue d'une soufflerie. La vitesse d'air est ajustable et mesurée avec un anémomètre à hélice [Figure IV.24]

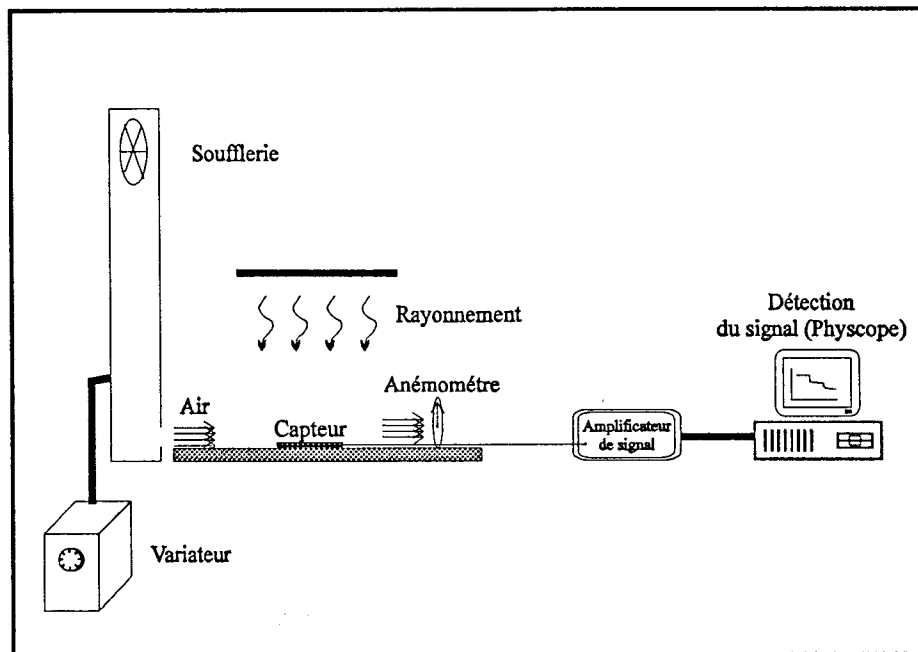


Figure IV.24 - Principe de mesure de la sensibilité en conditions de convection forcée

Les deux capteurs précédemment caractérisés ont fait l'objet de cette mesure dont les résultats sont présentés figures IV.25 et IV.26. L'analyse de ces résultats fait apparaître une variation de sensibilité inférieure à 7 % pour les deux capteurs et pour une vitesse d'air comprise entre 0 et 200 m/mn.

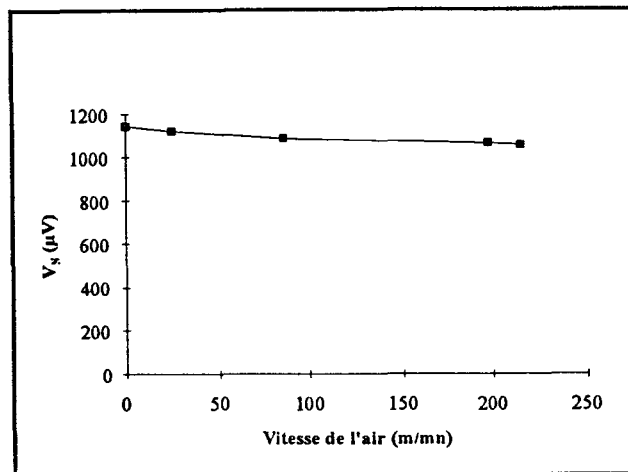


Figure IV.25 - Tension de sortie en fonction de la vitesse de l'air du capteur sur verre (IEMN 3x3-R)

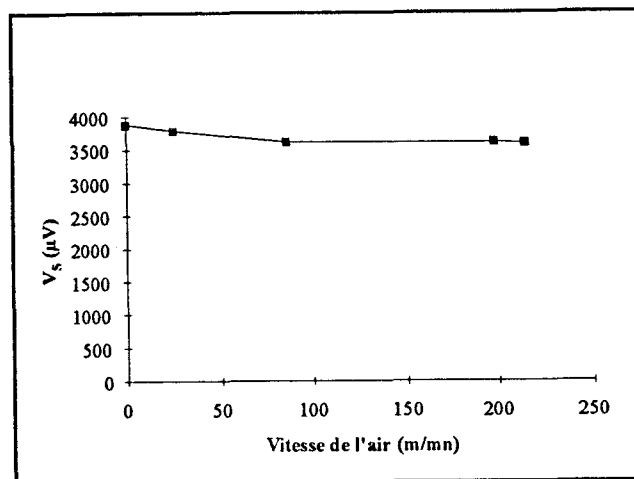


Figure IV.26 - Tension de sortie en fonction de la vitesse de l'air du capteur sur Kapton (IEMN 10x10)

Ce dispositif de mesure, destiné à des études surtout qualitatives, ne présente pas une précision de mesure suffisante au niveau de la lame d'air pour pouvoir comparer les performances des deux capteurs.

CHAPITRE V

APPLICATIONS

CHAPITRE V

APPLICATIONS

Deux types d'applications sont présentés dans ce chapitre.

- La première permet la détermination de l'absorptivité de structures planaires à l'aide des fluxmètres conductifs. Cette méthode est utilisée pour étudier les propriétés des matériaux ainsi que des capteurs radiatifs.

- La deuxième application concerne la régulation d'une plaque de cuisson en vitrocéramique de type industriel.

V.1 - Méthodes expérimentales de détermination de l'absorptivité de structures multicouches planaires

V.1.1 - Méthode fluxmétrique

Dans la plupart des cas, l'absorptivité des matériaux est donnée pour une incidence normale, dans une bande spectrale comprenant toutes les longueurs d'onde.

L'absorptivité varie avec l'état de surface des matériaux. Dans les calculs d'échanges radiatifs, nous admettrons que toutes les surfaces en présence ont une absorptivité indépendante de la longueur d'onde et de la direction, autrement dit qu'il s'agit de surfaces grises dont l'émissivité (ϵ) égale l'absorptivité ^[6].

Le dispositif à plaques parallèles est utilisé pour effectuer cette mesure [Figure V.1].

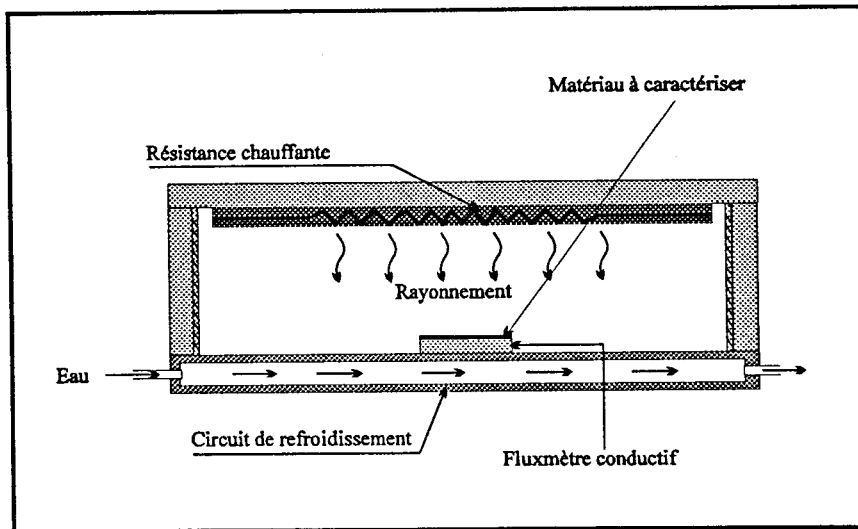


Figure V.1 - Dispositif de mesure d'absorptivité

Le fluxmètre conductif disposé sur la plaque inférieure délivre une tension proportionnelle à la densité de flux total le traversant. Les matériaux à caractériser sont collés à la surface de ce capteur, faisant ainsi varier la part radiative du flux total, en fonction de leur émissivité. La deuxième partie du flux total provient de la conduction gazeuse et ne dépend pas des matériaux, à condition que l'épaisseur de l'échantillon soit faible par rapport à la plus petite dimension de sa surface et par rapport à la distance entre les plaques.

La densité de flux mesurée par le fluxmètre (φ_N) s'écrit donc :

$$\varphi_N = \varphi_{NR} + \varphi_{NC} \quad (\text{V. 1})$$

avec φ_{NR} : densité de flux de rayonnement

φ_{NC} : densité de flux de conduction

en posant $\varphi_{NR} = \varepsilon \sigma (T_1^4 - T_2^4) = K \cdot \varepsilon$

où T_1 : la température de la cible

T_2 : la température du capteur

ε : l'émissivité du revêtement

On peut écrire :

$$\varepsilon = \frac{\varphi_N - \varphi_{NC}}{K} \quad (\text{V. 2})$$

Pour déterminer la densité de flux de conduction φ_{NC} et la constante K , on utilise différents matériaux collés sur la surface du capteur conducteur et dont les émissivités sont connues.

Par exemple, pour un ruban adhésif étalon d'émissivité $\varepsilon_N = 0,93$ et un revêtement d'or ($\varepsilon_O=0,05$) déposé sur une feuille de kapton, dans les mêmes conditions thermiques, les densités de flux mesurés sont exprimées à partir des relations (V. 1) et (V. 2) de la manière suivante :

$$\left. \begin{aligned} \varphi_{N(N)} &= K \cdot \varepsilon_N + \varphi_{NC} \\ \varphi_{N(O)} &= K \cdot \varepsilon_O + \varphi_{NC} \end{aligned} \right\} \quad (\text{V. 3})$$

En maintenant sensiblement constante la température de plaque support T_2 , on réalise sensiblement la condition $T_S \# T_2$. Le système (V. 3) permet de calculer les valeurs de K et de φ_{NC} pour différentes températures T_1 de la cible. Les résultats obtenus sont présentés dans le tableau suivant :

Température T_1 de la cible (°C)	Température T_S du capteur (°C)	φ_{NC} (W/m ²)	K (W/m ²)
40,3	19,5	42,1	90,7
59,3	20,0	77,0	276,6
78,4	20,5	113,4	442,2
98,1	21,1	151,2	657,6

Tableau V.1 - Détermination des valeurs de K et de φ_{NC} en fonction de la température de la cible

A l'aide de ces valeurs, il est donc possible de déterminer l'émissivité (V. 2) des matériaux déposés sur le fluxmètre à partir de la mesure de densité de flux. Quelques exemples les plus représentatifs sont présentés dans le tableau suivant :

Matériaux	Emissivité mesurée
Kapton recouvert d'une couche d'or	0,05
Peinture noire mate	0,97
Cuivre poli	0,06
Kapton 14 μ m	0,84
Kapton noir 25 μ m	0,94

Tableau V.2 - Résultats de mesure d'émissivité avec le banc d'étalonnage

Ces matériaux étant spécifiques, il est difficile de trouver les valeurs des émissivités correspondantes dans la littérature, c'est pourquoi afin de valider ces résultats, nous avons mis en oeuvre une autre méthode de mesure.

V.1.2 - Comparaison avec une méthode de détermination thermométrique

Ces résultats ont pu être comparés aux mesures d'émissivité effectuées à l'aide d'un thermomètre infrarouge commercialisé par Bioblock. Ce dispositif fonctionnant dans la bande 6 - 12 μ m, conformément à la loi de Wien ^[2], il est préférable de chauffer les échantillons à des températures de l'ordre de 100 °C afin d'obtenir une précision de mesure maximale de 0,2 °C. En plaçant la sonde à une distance de quelques cm de la cible, de façon à être en influence totale, cet appareil permet de mesurer la température de la cible à condition d'introduire la valeur de l'émissivité de celle-ci dans la gamme 0,1 - 1.

Le dispositif de mesure, décrit figure V.2, est constitué d'une plaque régulée en température sur laquelle est disposée une plaque de Cuivre d'épaisseur 1 mm destinée à recevoir deux échantillons.

L'échantillon de référence est placé à côté du matériau à caractériser, ce qui permet de les maintenir pratiquement à la même température, compte tenu de leur proximité et de la forte conductivité thermique de la plaque de Cuivre.

Dans un premier temps, la température est relevée sur l'échantillon d'émissivité connue, ici, du ruban adhésif ($\epsilon = 0,93$).

Puis, le thermomètre étant ensuite disposé face au matériau à caractériser, la valeur de l'émissivité est ajustée pour afficher la même température.

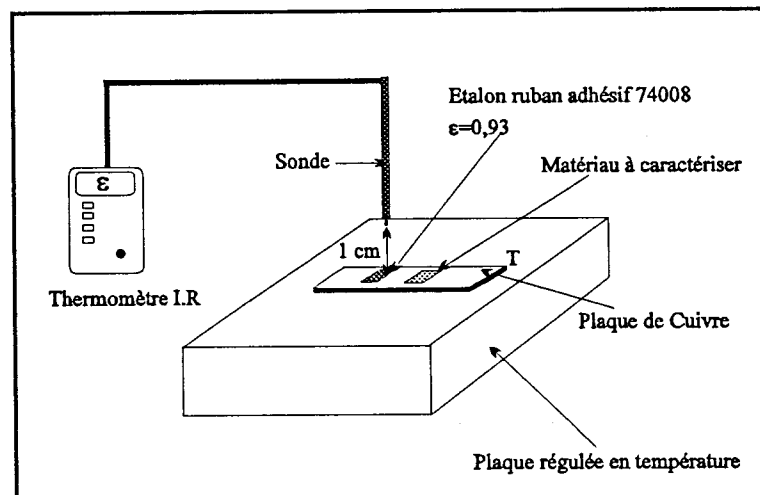


Figure V.2 - Dispositif de mesure d'émissivité par thermométrie infrarouge

Les résultats présentés tableau V.3 font apparaître une bonne concordance avec ceux obtenus par la méthode fluxmétrique.

Les avantages de cette dernière sont de permettre la mesure de très faibles émissivités et de plus, d'être à large spectre.

Matériaux	Emissivité mesurée par méthode fluxmétrique	Emissivité mesurée par thermométrie I.R
Kapton recouvert d'or	0,05	< 0,10
Peinture noire mate	0,97	0,95
Cuivre poli	0,06	< 0,10
Kapton 14 μ m	0,84	0,85
Kapton noir 25 μ m	0,94	0,96

Tableau V.3 - Résultats comparés des deux méthodes de mesure

V.2 - Application à la mesure de l'émissivité des capteurs

La méthode fluxmétrique présentée paragraphe V.1 a été utilisée pour la détermination de l'émissivité des capteurs et des microcapteurs. Ceux ci sont alors collés à la surface d'un fluxmètre conductif placé devant une source de température et la même méthode différentielle avec comparaison par rapport à des revêtements noirs ou réflecteurs peut être mise en oeuvre. Cependant, compte tenu de la petite taille des microcapteurs (3x3 ou 5x5 mm²), pour avoir un flux mesuré suffisamment élevé, il est nécessaire d'utiliser la source de rayonnement I.R du banc d'étalonnage haute température présenté au paragraphe III.2. Le dispositif correspondant est représenté figure V.3.

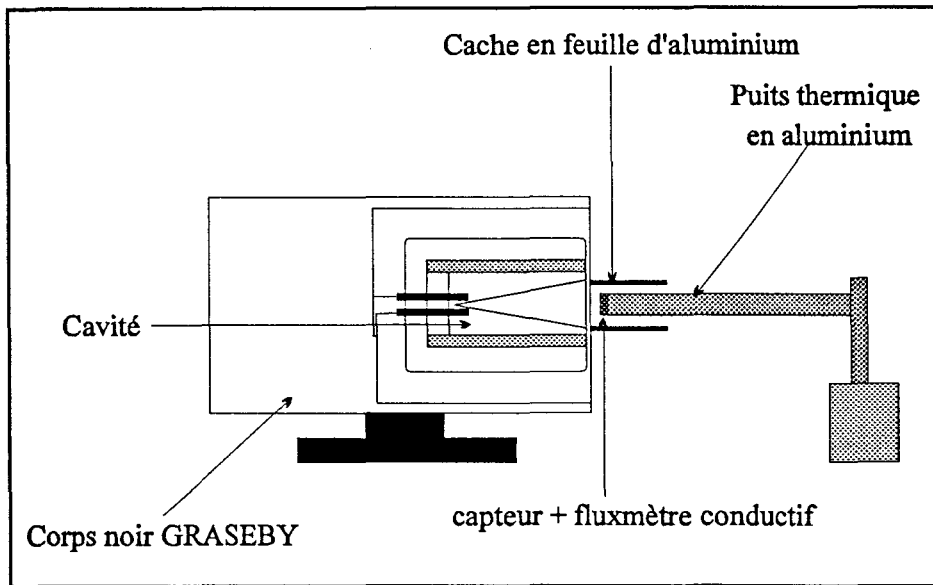


Figure V.3 - Dispositif de mesure d'émissivité des microcapteurs

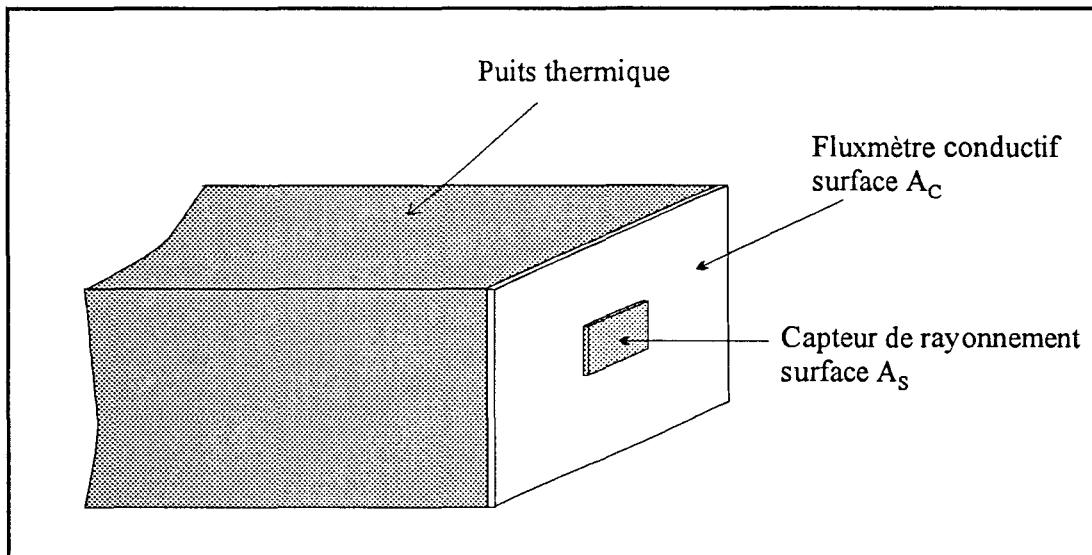


Figure V.4 - Zoom sur la partie capteur et fluxmètre

Le fluxmètre conductif est fixé à l'extrémité d'une barre en aluminium assurant la fonction de puits thermique [Figure V.4]. Ce système est disposé devant l'ouverture du corps noir pour y être soumis aux flux. Un cache cylindrique en feuille d'aluminium permet de minimiser les courants de convection.

Lorsque le microcapteur est collé à la surface du fluxmètre, le flux total traversant celui-ci est composé du flux de conduction gazeuse ϕ_{NC} , du flux net radiatif absorbé par le capteur $\phi_{NR(S)}$ et du flux net radiatif absorbé par la surface du fluxmètre restante $\phi_{NR(R)}$.

Soit le bilan :

$$\phi_N = \phi_{NC} + \phi_{NR(S)} + \phi_{NR(R)} \quad (\text{V. 4})$$

avec
$$\phi_{NR(S)} = \sigma \cdot \bar{\varepsilon} \cdot (T_1^4 - T_2^4) \cdot A_S$$

$$\phi_{NR(R)} = \sigma \cdot \varepsilon_{\phi_{mC}} \cdot (T_1^4 - T_2^4) \cdot (A_C - A_S)$$

où $\bar{\varepsilon}$ est l'émissivité moyenne du capteur entier

$\varepsilon_{\phi_{mC}}$: l'émissivité du fluxmètre conductif

A_S : la surface du capteur de rayonnement

A_C : la surface du fluxmètre conductif

En posant
$$\begin{cases} \phi_{TC} = \phi_{NC} + \phi_{NR(R)} \\ \text{et } K = \sigma \cdot (T_1^4 - T_2^4) \cdot A_S \end{cases}$$

l'équation (V. 4) devient :

$$\phi_N = \phi_{TC} + K \cdot \bar{\varepsilon}$$

Le principe présenté en V.1 peut être appliqué pour la détermination de ϕ_{TC} et de K .

Les valeurs mesurées des émissivités moyennes sont présentées dans le tableau suivant :

Type de capteur	Emissivités moyennes ($\bar{\epsilon}$)
IEMN 3x3	0,52
IEMN 3x3-R	0,52
ICMC 3x3	0,48
ICMC 5x5	0,41
IEMN 10x10	0,51

Tableau V.4 - Emissivités moyennes des capteurs

Ces valeurs d'émissivité $\bar{\epsilon}$ sont des valeurs globales et relatives à la surface totale des capteurs.

En distribuant le flux sur les zones absorbantes (d'aire A_a , d'émissivité ϵ_a) et les zones réfléchissantes (A_r , ϵ_r), se répartissant suivant les schémas de la figure V.5, l'émissivité moyenne mesurée peut s'écrire :

$$\bar{\epsilon} = \frac{\epsilon_a A_a + \epsilon_r A_r}{A_a + A_r} \quad (\text{V. 5})$$

L'émissivité des absorbants est déduite de la valeur de $\bar{\epsilon}$, des aires A_a et A_r et en prenant $\epsilon_r=0,05$ pour des réflecteurs en or. On a donc, à partir de l'équation (V. 5) :

$$\epsilon_a = \bar{\epsilon} \cdot \left(1 + \frac{A_r}{A_a} \right) - \frac{A_r}{A_a} \cdot \epsilon_r$$

Les valeurs correspondantes aux différents capteurs sont représentées sur le tableau V.5.

Pour pouvoir déterminer l'émissivité moyenne ϵ_S de la partie active du capteur (A_S) intervenant directement sur le signal délivré par la thermopile, il faut exclure l'influence des plots de connexion (voir figure V.5).

On prend donc en compte la distribution sur la surface active essentiellement, des zones absorbantes (en proportion p) et des zones réfléchrices (en proportion $1-p$). On peut alors exprimer l'émissivité correspondant à la surface active A_S du capteur par :

$$\epsilon_S = p \cdot \epsilon_a + (1 - p) \cdot \epsilon_r \quad (\text{V. 6})$$

Pour une distribution équipartie des zones absorbante et réfléchrice ($p = 1/2$) avec $\epsilon_r = 0,05$ et ϵ_a déduite de (V. 5), l'émissivité des surfaces actives des différents capteurs à caractériser a été calculée. Les résultats en sont donnés dans le tableau V.5.

Type de capteur	Emissivités des absorbants	Emissivités (ϵ_S) de la partie active
IEMN 3x3	0,91	0,48
IEMN 3x3-R	0,93	0,49
ICMC 3x3	0,89	0,47
ICMC 5x5	0,77	0,41
IEMN 10x10	0,96	0,51

Tableau V.5 - Valeurs de l'émissivité des parties absorbantes et de la partie active des capteurs

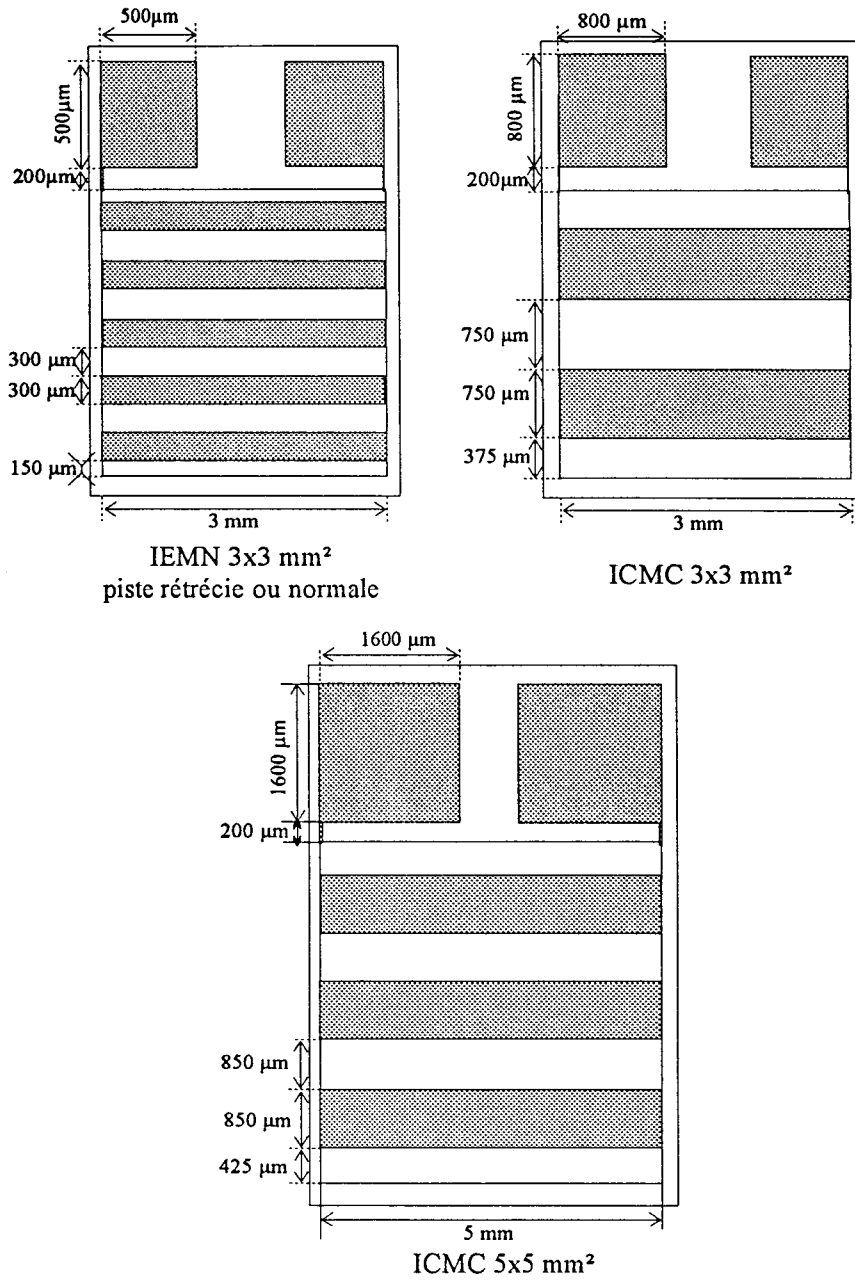


Figure V.5 - Répartition des zones absorbantes et réfléchtrices (zones grises) sur la surface des capteurs

V.3 - Régulation d'une plaque de cuisson en vitrocéramique

Ce projet qui nous a été proposé par la société I.C.M.C (Innovation Couches Minces) consistait à développer un système de régulation de température d'une plaque de cuisson halogène en vitrocéramique. Cette étude de faisabilité était destinée à évaluer l'augmentation des performances de la régulation grâce à l'intégration d'un microcapteur de rayonnement dans le dispositif.

Le principe physique de la mesure repose sur la détermination de l'émittance de la plaque en vitrocéramique afin de pouvoir en contrôler la température (T_p).

Le microradiomètre est disposé sous la plaque, un cône réflecteur en acier inoxydable permet au capteur d'être pratiquement en influence totale avec cette plaque [Figure V.6].

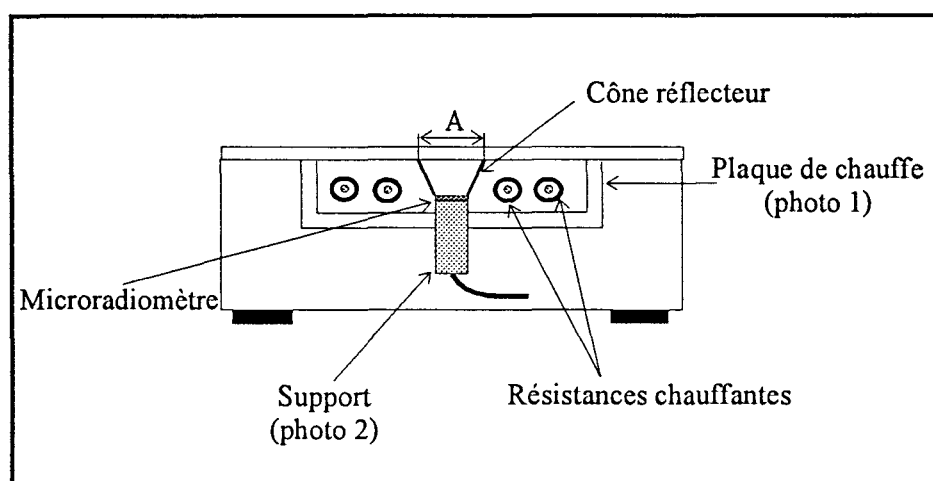


Figure V.6 - Dispositif capteur - plaque vitrocéramique

Dans ces conditions, l'éclairement énergétique reçu par le capteur est sensiblement proportionnel à l'émittance de la plaque vitrocéramique dans la zone A et la relation (I. 27) permet d'exprimer la tension délivrée par le capteur :

$$V_S = S_E \cdot \sigma \cdot (k \cdot T_p^4 - T_S^4) \quad (\text{V. 7})$$

k étant un facteur proche de 1 représentatif du facteur de forme du montage radiatif (capteur - cône - zone A) et de leurs émissivités respectives.

La température moyenne de fonctionnement d'une plaque chauffante vitrocéramique étant de l'ordre de 800K, il est possible de négliger l'influence du terme en (T_S^4) comme nous l'avons montré au chapitre I.1.4.1.

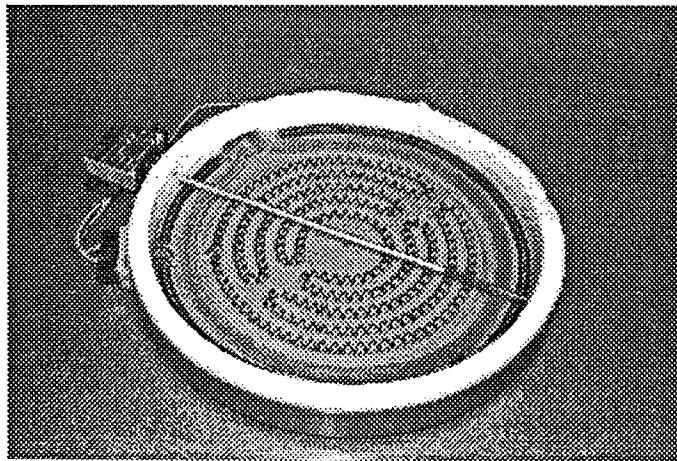


Photo 1 - Photographie de la plaque de chauffe

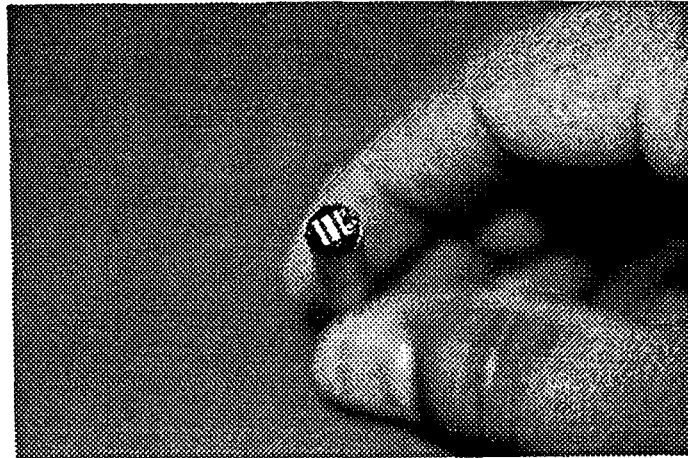


Photo 2 - Photographie du microcapteur sur son support

En conséquence, la tension délivrée par le capteur ne dépend pratiquement que de la puissance quatrième de la température de la cible (T_p) et le radiomètre peut être utilisé comme capteur de température dans le système de régulation représenté [Figure V.7].

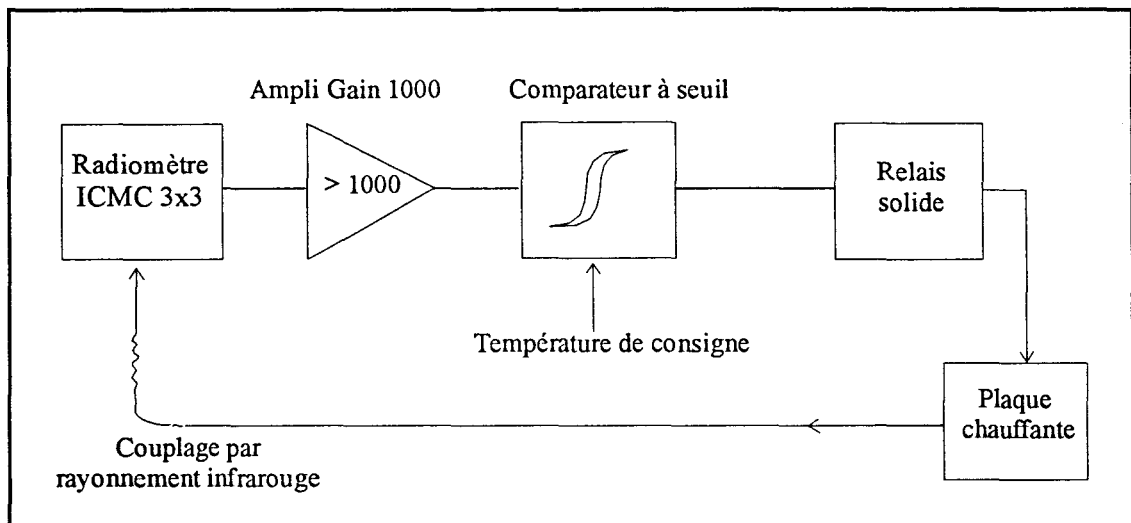


Figure V.7 - Synoptique du système de régulation

Le régulateur classique de type "tout ou rien" comprend un comparateur à seuil dont la valeur est fixée à $\pm 5^\circ\text{C}$. De plus, la face inférieure de la plaque en vitrocéramique ainsi que le microradiomètre sont équipés de thermocouples afin d'en mesurer les températures.

Un premier essai expérimental en conditions réelles d'utilisation a été effectué pour vérifier le bon fonctionnement de la régulation. Un récipient rempli de deux litres d'eau est posé sur la plaque en vitrocéramique et la consigne de température (570°C) est brutalement appliquée afin d'obtenir la réponse indicielle. Les courbes présentées figure V.8 montrent que le signal de sortie du microcapteur suit bien l'évolution de la température de la plaque mesurée par le thermocouple. On constate également que la montée en température du capteur (de 20 à 76°C) qui se poursuit au delà de 15mn reste sans incidence sur la valeur de V_S qui demeure constante à une valeur de 3mV .

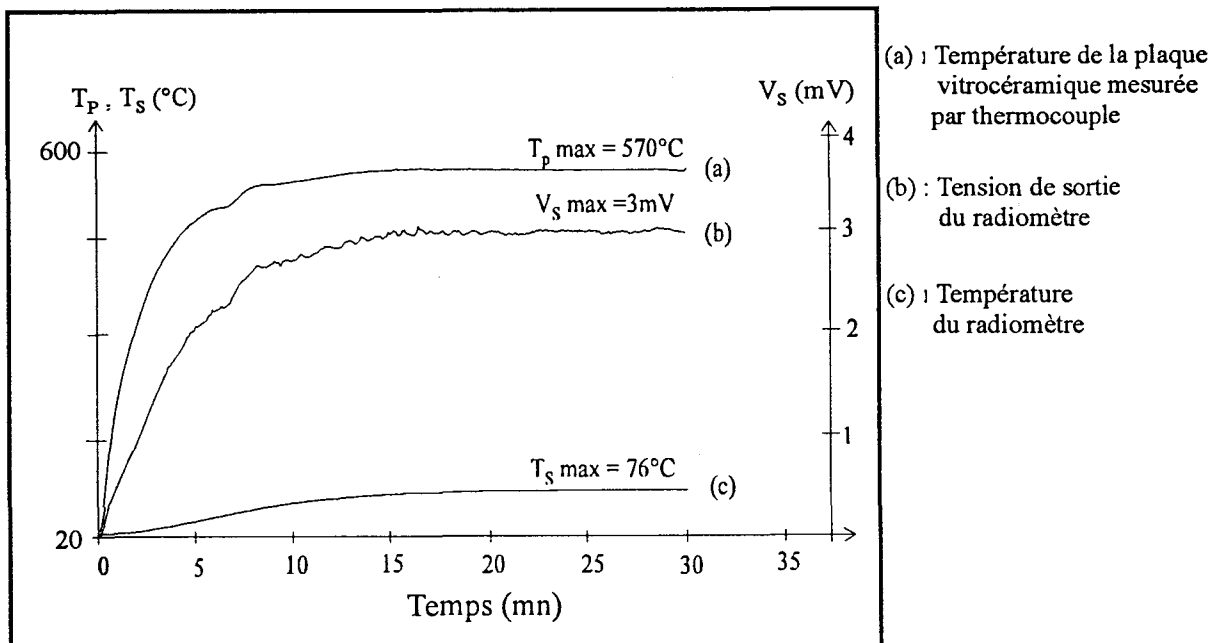


Figure V.8 - Réponse indicielle de la plaque régulée

En régime permanent, les fluctuations de température de la face inférieure de la plaque sont faibles ($\pm 5^{\circ}\text{C}$).

La période de déclenchement du système “ tout ou rien ” est de 20s, contre environ 1mn pour la régulation d’origine, ce qui a permis d’augmenter notablement les performances de cette plaque de cuisson.

CONCLUSION

CONCLUSION

Le travail qui nous a été confié au début de notre thèse concerne l'étude et la réalisation d'un banc de mesure principalement destiné à mesurer la sensibilité des capteurs de rayonnement infrarouge réalisés au laboratoire. La première question qui s'est posée était : "Comment définir la sensibilité d'un capteur de rayonnement thermique?". Une étude bibliographique sur le sujet et notamment l'analyse de fiches techniques de capteurs industriels a permis de mettre en évidence une définition usuellement nommée "responsivité" exprimée en V/W et que nous avons appelée "sensibilité au flux net" puisque c'est le flux net gagné ou perdu par le capteur qui est considéré comme la grandeur à mesurer. En utilisant cette définition et après quelques mesures préliminaires menées rapidement, il est apparu que les capteurs réalisés à l'IEMN semblaient être 1000 fois moins sensibles que les capteurs de l'industrie.

Ce résultat était particulièrement étrange puisque l'expérimentation qui consistait simplement à disposer les capteurs face à une plaque noircie chauffée à $100\text{ }^{\circ}\text{C}$ et à mesurer rapidement la tension délivrée ne donnait qu'un rapport compris entre 2 et 5 en défaveur des capteurs IEMN.

C'est en considérant la définition de base de la sensibilité d'un capteur, que nous avons compris que la cause de ce désaccord résidait dans la définition de la grandeur à mesurer et par conséquent dans la constitution matérielle du capteur. Après analyse des différentes grandeurs pouvant caractériser les échanges radiatifs entre un capteur et une cible, l'éclairement énergétique (E) exprimé en W/m^2 a été retenu pour constituer le mesurande, ce qui nous a

Conclusion

amenés à définir la sensibilité à l'éclairement énergétique (S_E en $V/W/m^2$) et la détectivité à l'éclairement (D_E en $m^2 \sqrt{Hz}/W$).

Dans ces conditions, les caractéristiques du capteur de rayonnement sont entièrement prises en compte y compris son aire et la qualité du revêtement absorbant infrarouge contrairement à la sensibilité au flux net qui ne prend en compte que les performances d'une partie du capteur, c'est à dire la thermopile.

C'est à partir de ces considérations qu'ont été réalisés les bancs de mesure avec comme objectif de comparer ces deux expressions de sensibilité ainsi que la détectivité sur différents types de capteurs.

En ce qui concerne l'étude de la sensibilité (S_E), les résultats des mesures effectuées il y a plusieurs mois ont montré qu'il existait un facteur 1,7 entre le meilleur capteur réalisé à l'IEMN et le capteur industriel de référence. Pour la détectivité à l'éclairement, l'examen des valeurs mesurées donne un net avantage au capteur IEMN 10x10 de faible résistance électrique et réalisé sur du Kapton, matériau polymère très bon isolant thermique.

Depuis lors, de nouveaux types capteurs ont été mis au point au laboratoire et les résultats de modélisation montrent que la sensibilité de ces capteurs pourra être facilement multipliée par un facteur 10, les premières réalisations ont déjà permis de doubler la sensibilité du capteur en couches minces de type ICMC5X5.

BIBLIOGRAPHIE

BIBLIOGRAPHIE

- [1] Georges ASH et Collaborateurs, "Les capteurs en instrumentation industrielle", Edition Dunod 1991

- [2] J.F SACCADURA, "Initiation aux transferts thermiques", Edition Lavoisier, Technique et Documentation, Paris, 1978

- [3] J.P HOLMAN, "Heat transfert", Edition Fifth, Mc Graw-Hill, 1981

- [4] D.LECLERCQ, "Contribution à l'étude de l'effet Peltier dans les circuits bimétalliques à électrodes plaquées. Application à la conception des nouveaux capteurs". Thèse de doctorat d'état, Université de Lille1, 1991

- [5] P.THERY, D.LECLERCQ, P.HERIN, "Conception et réalisation de fluxmètres radiatifs", French patent n° 8607072, Mai 1986

- [6] ANDRE.B DE VRIENDT, "La transmission de chaleur", Volume 2, Introduction au rayonnement thermique. Edition Gaëtan Morin

- [7] C.PELLETIER, J.SCHMOUKER, "Technologie et Université, Mesure des grandeurs et thermodynamique", Edition DUNOD, 1970

- [8] J.CHARRIER, J.A MARUCIC, "Possibilités d'utilisation des méthodes thermiques à des fins d'essais non destructifs en Génie Civil"

- [9] S.GUTHS, "Anémomètre à effet Peltier et fluxmètre thermique. Conception et réalisation. Application à l'étude de la convection naturelle". Thèse de doctorat de l'Université. Université d'Artois, 1994

Bibliographie

- [10] H.RANDRIANARISOA, "Caractérisation des fluxmètres conductif et radiatif. Application au processus d'hydratation de béton". D.E.A d'Electronique, Université de Lille1, 1993
- [11] M.EL HARZLI, "Etude et réalisation d'un nouveau capteur de rayonnement thermique. Application à la détection du rayonnement provenant de sources lointaines". Thèse de doctorat de l'Université, Université de Lille1, 1993
- [12] P.HERIN, "Conception et caractérisation de capteurs de flux radiatif et convectif. Application aux mesure in situ". Thèse de doctorat de l'Université, Université de Lille1, 1988
- [13] Alan.J.CHAPMAN, "Heat transfert", Rice University, Fourth Edition, Mac Millan Publishing Cie, London, 1982
- [14] F.VOLKLEIN, H.BALTES, "Optimization tool for the performance parameters of thermoelectric microsensors". Sensors and Actuators A, 36(1993) pp 65-71
- [15] G.GAUSSORGUES, "La thermographie infrarouge". Principe Technologies Applications Technique & Documentation Lavoisier. 3^{ème} Edition, paris, 1983
- [16] D.R.LIDE, "CRC Handbook of Chemistry and Physics", CRC Press, BOca Raton, FL, 1996, 77th Edition.
- [17] P.GODTS, F.RAUCOULES, F.POLET, H.RANDRIANARISOA, "Un nouveau procédé de mesure de température de surface sans contact et à large gamme d'émissivité". S.F.T 1996 Valenciennes
- [18] L.CAMBERLEIN, H.RANDRIANARISOA, P.GODTS, P.THERY, "Thin planar microthermopiles. Application for designing new prototypes of heat flow sensor and radiation detector". Europhysics Industrials. Workshop - Oberhof (Allemagne) 25 - 28 Avril 1994

- [19] P.GODTS, H.RANDRIANARISOA, D.LECLERCQ, F.POLET, F.RAUCOULES, "A new planar self-calibration microradiometer. Application to contactless temperature measurement". Sensor 97 8th International Fair and Congress for sensors , Transducers & Systems. Nuremberg (Allemagne) 13 - 15 Mai 1997
- [20] J.HLADIK, "Métrologie des propriétés thermophysiques des matériaux", chap XI, E.Gaviot, D.Leclercq, P.Thery, "Fluxmètre thermiques à circuits imprimés bimétalliques". Ed.Masson, Paris, 1990
- [21] E.GAVIOT, "Conception et optimisation des radiomètres thermiques à Absorption Différentielles Distribuées". Thèse de H.D.R, Université de Lille1, Juin 1998
- [22] R.GIBLIN, "Les lois de la convection naturelle", Collection Mémoires des Sciences Physiques, fascicule 70, Gauthier-Villars, 1971
- [23] A.BEJAN, "Convection heat transfert", Ed J.Wiley & sons,New-York 1984
- [24] LACROIX, " Couples thermoélectriques et mesure de température ", Techniques de l'Ingénieur, Mesure et Contrôle, [R2590]
- [25] R.CARDIERGUES, "Mémento de Physique Technique", (Ingénieur d'équipement Technique)
- [26] Recueil des conférences, "L'enseignement des microtechnologies et des microsystèmes : une approche pluridisciplinaire". Journées d'Electronique 1995, Lyon 16-15 mars 1995
- [27] J.BRARD, "Application de la statistique. Traitement des résultats de mesure". Edité par l'Association Française de Normalisation (AFNOR), septembre 1995
- [28] MURRAY R.SPIEGEL, "Théorie et applications de la statistique", Série Schaum - McGraw-Hill, 1990

- [29] M.MOREAU, A.MATHIEU, "Statistique appliquée à l'expérimentation", Edition EYROLLES, 1979
- [30] Kenneth G.KREIDER, "Sputtered high temperature thin film thermocouples", Journal of Vacuum Science&Technology A 11(4), Jul/Aug 1993
- [31] G.E.POIRIER, R.E CAVICCHI, S.SEMANCIK, "Ultrathin heteroepitaxial SnO₂ films for use in gas sensors", Journal of Vacuum Science&Technology A 11(4), Jul/Aug 1993
- [32] P.BURTIN, G.RICHON, M.ENGEL, J.GOUAULT, "Dispositif de conditionnement thermique pour l'étude des propriétés resistives et thermoélectriques d'alliages binaires en couches minces", Revue Phys Appl 20(1985) pp 203-206
- [33] W.W BEENS, M.SIKKENS, J.L VERSTER, "An emissiometer with high accuracy for determination of total hemispherical emittance of surfaces", J.Phys E:Sci.Instrum, vol 13, 1980.
- [34] Ph.HERIN, P.THERY, "Measurements on the thermoelectric properties of thin layers of two metals in electrical contact. Application for designing new heat-flow sensors", Measurement Science&Technology 3(1992) p 495-500.
- [35] A.ACCORSI, G.DELAPIERRE, C.VAUCHIER, D.CHARLOT, "A new microsensor for environmental measurements", Sensors and Actuators B, 4(1991) pp 539-543
- [36] J.CHARRIER, J.A MARUCIC, "Possibilité d'utilisation des méthodes thermiques à des fins d'essais non destructifs en Génie Civil", Rapport de recherche LPC n°113, Avril 1982
- [37] M.J CUNNINGHAM, "Measurements errors and Instrument inaccuracies", J.Phys E.Sci.Instrum 14, 1981 pp 901
- [38] M.BASSIERE, GAIGNEBETE, "Métrologie Générale", Dunod, Paris 1966

Bibliographie

- [39] M.GOUET, "Mesure et Contrôle sur PC", Collection Mesures Physiques, Edition Masson, Paris 1993
- [40] F.KREITH, "Transmission de la chaleur et Thermodynamique", Ed. Masson, Paris 1967
- [41] G.G GUBAREFF, J.E JANSEN, R.H TORBORG, "Thermal radiation properties survey", Honeywell Research Center Minneapolis, 1960
- [42] L.CAMBERLAIN, "Capteurs de température à réseau planaire distribué de thermopiles en couches minces", Thèse de Doctorat, Université de Lille1, juin 1997
- [43] S.SAKLY, "Etude et réalisation de microcapteurs radiatifs infrarouges en technologie couches minces à structure distribuée périodique", Thèse de Doctorat, Université de Lille1, juin 1998
- [44] EG & G HEIMANN, "Pyroelectric Infrared Sensors", Documentation technique, EG&G Heimann Optoelectrics GmbH, Germany, Weher Köppel 3, 65199 Wiesbaden
- [45] SERVO Corporation, "Infrared Detector Products", <http://www.servo.com>
- [46] Central Research Laboratory (C.R.L), "Infrared Detectors", Dawley Road, Hayes Middlesex, UK UB3 1HH, <http://www.ebl.rl.ac.uk/europractice/mc3/crl2.html>
- [47] H.BALTES, D.MOSER and F.VÖLKLEIN, "Thermoelectric Microsensors and Microsystems", Zurich, Switzerland, 1994
- [48] J.TAINE & J.P PETIT, "Transferts thermiques - Mécanique des fluides anisothermes", Cours et Données de base, 2^e Edition Dunod, Paris 1995
- [49] D.P NEIKIRK, WAYNE.W.LAM, D.B RUTLEDGE, "Far-Infrared Microbolometer Detectors", International Journal of Infrared and Millimeter Waves, Vol5, pp 245-277,1984.

Bibliographie

- [50] TECHNOLOGIE OPPORTUNITY, "Measuring Seebeck Inhomogeneity of Thermocouples", <http://tag-www.larc.nasa.gov/tops/tops95/exhibits/ins/ins-53-95/ins05395.html>
- [51] A.DEH, H.KLINGBEIL, K.FRICKE, K.BEILENHOF, H.L. HARTNAGEL, "Gas integrated thermoelectric microwave power sensor", Technische Hochschule Darmstadt, Institut für Hochfrequenztechnik, Merckstr.25, D-64283 Darmstadt, F.R.G
- [52] H.S CARSLAW & JAEGER, "Conduction of heat in solids", 2nd Ed, Clarendon Press, Oxford, 1995
- [53] P. BOUSQUET, "Spectroscopie instrumentale", Collection DUNOD Université, Paris, 1969
- [54] C.MACHUT, "Contribution à l'étude des thermocouples plaqués. Application à l'autocompensation en température de nouveaux capteurs", Thèse de Doctorat, Université de Lille1, juillet 1997
- [55] C.MACHUT, E.GAVIOT, P.GODTS, S.SAKLY, D.LECLERCQ, "A new peltier Sensor for measuring the thermal conductivity of fluids", IEEE Transactions on Instrument and Measurement, vol 46, n°5, october 1997
- [56] E.GAVIOT, P.GODTS, S.GUTHS, D.LECLERCQ, "Thin foil planar radiometers. Application for designing contactless ΔT sensors", Meas. Sci. Technol. 6, 1996 pp. 440-446
- [57] G.BRUHAT, "Electricité", 8ème Edition, Masson paris, 1967
- [58] P.FLEURY & J.P MATHIEU, "Electrostatique courants continus", 4ème Edition, Eyrolles, Paris, 1983
- [59] D.M ROWE, "CRC Handbook of thermoelectrics", CRC Press, London, 1995

Bibliographie

- [60] F.POLET, "Conception d'un microcapteur de température à auto-étalonnage intégré",
Thèse de Doctorat, Université de Lille1, à paraître 1999
- [61] D.LECLERCQ, P.THERY, "Fluxmètres thermiques à gradients tangentiels", La revue
des laboratoires d'essais, Dec 1994, p.14 - 18
- [62] D.LECLERCQ, E.GAVIOT, P.THERY, "The heat flow sensor for designing a new
thermostat for radiant panel", Temperature and thermal measurement in industry and
science 5th International symposium, Prague, Tchécoslovaquie, Nov 9 - 11, 1993
- [63] F.WATTIAU, E.GAVIOT, P.THERY, "L'effet Peltier appliqué à la conception et à la
réalisation d'un nouveau capteur de débit massique", J.Phys.III France 3 ,p.1797 -
1809, 1993
- [64] A.RICHARDT, A.M.DURAND, "LE VIDE" - Les couches minces - Les couches dures,
Edition IN FINE, 1994
- [65] D.D. POLLOCK, " Thermocouples, Theory and Properties ", CRC Press, Boca Raton,
FL, 1991
- [66] Circuits linéaires Texas Instruments ISBN 2 - 86886 - 047 - 8

ANNEXE

ANNEXE

UTILISATION EN CAPTEUR DE FLUX NET

Dans ce cas, la mesure de la tension délivrée et la connaissance de S_{ϕ_N} permettent de déduire la valeur du flux net d'origine radiative absorbé par le capteur (ϕ_{NR}).

L'application la plus fréquente sera de disposer le microcapteur sur une surface dont les échanges par rayonnement (ϕ_x) doivent être mesurés [Figure A.1].

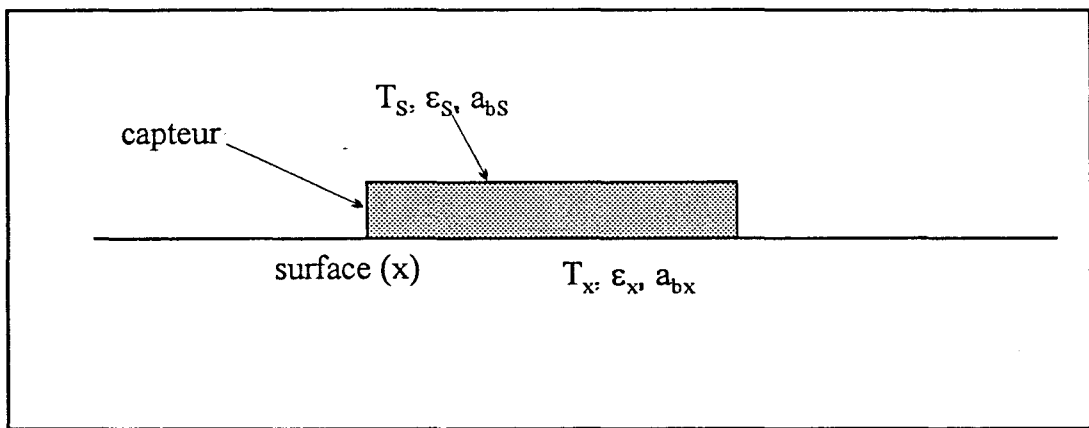


Figure A.1 - Le capteur posé sur un puits thermique

La relation (I. 6) permet d'écrire les expressions du flux net échangé par la surface (x) et par le capteur (s) :

$$\phi_{NR} = A_s \left[E a_{bs} - \varepsilon_s \sigma T_s^4 \right] \quad [W] \quad (A. 1)$$

$$\phi_{Nx} = A_x \left[E a_{bx} - \varepsilon_x \sigma T_x^4 \right] \quad (A. 2)$$

La densité de flux échangé par rayonnement entre la surface (x) et son environnement s'exprime par :

$$\varphi_x = \frac{\phi_{Nx}}{A_x} = \frac{a_{bx}}{a_{bs}} \frac{\phi_{NR}}{A_s} + \sigma \left(\frac{a_{bx}}{a_{bs}} \varepsilon_s T_s^4 - \varepsilon_x T_x^4 \right) \quad [\text{W/m}^2] \quad (\text{A. 3})$$

La relation met en évidence le fait que pour exploiter le microcapteur en capteur de flux net, dans le cas le plus général, l'utilisateur doit avoir connaissance des grandeurs suivantes :

- l'absorptivité et l'émissivité du capteur (a_{bs}, ε_s)
- l'absorptivité et l'émissivité de la surface de mesure (a_{bx}, ε_x)
- la température du capteur (T_s)
- la température de la surface (T_x)
- la surface de la partie absorbante du capteur (A_s).

Le nombre de ces grandeurs peut être réduit dans certaines configurations expérimentales où la température de surface du capteur est très proche de la température de la surface de mesure ($T_s \approx T_x$). La relation (A. 3) prend alors la forme :

$$\varphi_x = \frac{a_{bx}}{a_{bs}} \frac{\phi_{NR}}{A_s} + \sigma T_s^4 \left(\frac{a_{bx}}{a_{bs}} \varepsilon_s - \varepsilon_x \right) \quad (\text{A. 4})$$

Notons que cette approximation est d'autant plus valable lorsque le capteur présente une faible résistance thermique entre la surface sensible et le boîtier, ce qui est vrai pour les microcapteurs planaires développés au laboratoire.

De plus, dans un environnement où les surfaces d'échanges radiatifs peuvent être considérées comme grises ^[6], les absorptivités sont égales aux émissivités et l'expression de la densité de flux devient :

$$\varphi_x \approx \frac{\varepsilon_x}{\varepsilon_s} \cdot \frac{\phi_{NR}}{A_s} \quad \text{soit} \quad \varphi_x \approx \frac{V_s}{S_\phi} \cdot \frac{\varepsilon_x}{\varepsilon_s} \cdot \frac{1}{A_s} \quad (\text{A. 5})$$

Annexe

Dans ce cas quasi-idéal, la détermination de la densité de flux net échangé par une surface (x) ne nécessite, outre la valeur du flux net mesuré par le capteur (ϕ_{NR}), que la connaissance des émissivités du capteur et de la surface en question.

LISTE DES FIGURES

LISTE DES FIGURES

CHAPITRE I

Figure I.1 - Principe des échanges de la chaleur entre le capteur et son environnement

Figure I.2 - Schéma de principe d'un capteur de rayonnement à thermocouple

Figure I.3 - Configuration d'un banc de mesure avec capteur sur support plan thermostaté et en influence totale avec une cavité à température ajustable

Figure I.4 - Système rayonnant comportant deux plaques parallèles

Figure I.5 - Schéma du réseau électrique du système thermique à deux plaques parallèles

Figure I.6 - Prise en compte de la résistance thermique du capteur

CHAPITRE II

Figure II.1 - Schéma d'une structure élémentaire de capteur composé d'une surface absorbante sur un substrat homogène associée à un thermocouple

Figure II.2 - Deux structures de températures et d'absorptivités différentes

Figure II.3 - Association des deux structures pour une mesure différentielle

Figure II.4 - Schéma de principe d'un thermocouple plaqué

Figure II.5 - Définition des surfaces d'intégrations des densités de courant électrique

Figure II.6 - Classement des pouvoirs thermoélectriques des matériaux

Figure II.7 - Classement des résistivités électriques des matériaux

Figure II.8 - Pouvoirs thermoélectriques de thermocouples usuels

Figure II.9 - Evolution des pouvoirs thermoélectriques en fonction de la température

Figure II.10 - Pouvoirs thermoélectriques en fonction de la température et de l'épaisseur de placage

Figure II.11 - Coefficient de dérive en température du pouvoir thermoélectrique en fonction du rapport des épaisseurs

Figure II.12 - Représentation d'une thermopile plaquée

Figure II.13 - Eléments absorbant et réflecteur d'un thermocouple

Figure II.14 - Capteur radiatif

Figure II.15 - Topologie de piste rétrécie

CHAPITRE III

Figure III.1 - Banc d'étalonnage à plaques parallèles

Figure III.2 - Schéma synoptique de la régulation de la plaque supérieure

Figure III.3 - Dispositif de mesure à haute température

Figure III.4 - Emission spectrale du corps noir en fonction de la température

Figure III.5 - Le corps noir GRASEBY et le contrôleur de température

Figure III.6.a - Système de mesure du temps de réponse

Figure III.6.b - Obturateur mécanique

Figure III.7 - Montage de mesure du temps de réponse total du système

Figure III.8 - Evolution du temps de réponse du système

CHAPITRE IV

Figure IV.1 - Tension mesurée en fonction de l'éclairement énergétique des capteurs réalisés à l'IEMN

Figure IV.2 - Tension mesurée en fonction de l'éclairement énergétique des capteurs réalisés à ICMC

Figure IV.3 - Tension mesurée en fonction de l'éclairement énergétique des capteurs Heimann et IEMN réalisés en feuilles minces

Figure IV.4 - Tension de sortie des microcapteurs réalisés à l'IEMN sur verre en fonction de la densité de flux net

Figure IV.5 - Tension de sortie des microcapteurs réalisés à ICMC sur verre en fonction de la densité de flux net

Figure IV.6 - Tension de sortie du capteur réalisé à l'IEMN sur Kapton en fonction de la densité de flux net

Figure IV.7 - Courbe de distribution des résistances des microcapteurs de la série n°1

Figure IV.8 - Courbe de distribution des résistances des microcapteurs de la série n°2

Figure IV.9 - Dispersion de la sensibilité à l'éclairement pour les échantillons de la série n°1

Figure IV.10 - Dispersion de la sensibilité à l'éclairement pour les échantillons de la série n°2

Figure IV.11 - Dispersion de la sensibilité à l'éclairement de la série n°3

Figure IV.12 - Allure de la sensibilité et la courbe de régression

Figure IV.13 - Sensibilité à l'éclairement énergétique en fonction de la température de la source

Figure IV.14 - Sensibilité à l'éclairement énergétique en fonction de la température de la source pour un capteur de type IEMN 3x3-R avec absorbant en or noirci

Figure IV.15 - Sensibilité comparée des différents capteurs

Figure IV.16 - Modèle à constantes localisées

Figure IV.17 - Réponses indicielles théorique et expérimentale du capteur réalisé à l'IEMN (IEMN 3x3-R)

Figure IV.18 - Réponses indicielles théorique et expérimentale du capteur réalisé à ICMC

Figure IV.19 - Les réponses indicielles théorique et expérimentale du capteur en feuilles minces réalisé à l'IEMN (IEMN 10x10)

Figure IV.20 - Mesure de bruit d'un capteur

Figure IV.21 - Banc d'étalonnage à plaques parallèles pour l'étude de l'influence de la conduction gazeuse

Figure IV.22 - Tension de sortie en fonction de l'éclairement énergétique du capteur sur verre (IEMN 3x3-R) pour différents gaz

Figure IV.23 - Tension de sortie en fonction de l'éclairement énergétique du capteur sur Kapton (IEMN 10x10) pour différents gaz

Figure IV.24 - Principe de mesure de la sensibilité en conditions de convection forcée

Figure IV.25 - Tension de sortie en fonction de la vitesse de l'air du capteur sur verre (IEMN 3x3-R)

Figure IV.26 - Tension de sortie en fonction de la vitesse de l'air du capteur sur Kapton (IEMN 10x10)

CHAPITRE V

Figure V.1 - Dispositif de mesure d'absorptivité

Figure V.2 - Dispositif de mesure d'émissivité par thermométrie infrarouge

Figure V.3 - Dispositif de mesure d'émissivité des microcapteurs

Figure V.4 - Zoom sur la partie capteur et fluxmètre

Figure V.5 - Répartition des zones absorbantes et réfléchissantes sur la surfaces des capteurs

Figure V.6 - Dispositif capteur - plaque vitrocéramique

Figure V.7 - Synoptique du système de régulation

Figure V.8 - Réponse indicielle

Photo1 - Photographie de la plaque de chauffe

Photo2 - Photographie du microcapteur sur son support

LISTE DES TABLEAUX

Tableau I.1 - Valeurs des résistances

Tableau II.1 - Résistivité électriques et coefficients en température de quelques matériaux

Tableau II.2 - Pouvoirs thermoélectriques de quelques matériaux

Tableau IV.1 - Différents types de capteur

Tableau IV.2 - Emissivités (ϵ_s) et sensibilités des différents capteurs caractérisés

Tableau IV.3 - Résultats statistiques des capteurs

Tableau IV.4 - Série n°1

Tableau IV.5 - Série n°2

Tableau IV.6 - Valeurs de la sensibilité à l'éclairement en fonction de la résistance

Tableau IV.7 - Types de capteurs caractérisés

Tableau IV.8 - Valeurs de l'épaisseur effective e_{eff} en (μm) pour différentes épaisseurs de substrat (e_s) et longueurs de cellule (L)

Tableau IV.9 - Comparaison des résultats obtenus par le modèle analytique et la mesure

Tableau IV.10 -

Tableau IV.11 - Valeurs des conductivités thermiques des gaz utilisés

Tableau V.1 - Détermination des valeurs de K et de φ_{NC} en fonction de la température de la cible

Tableau V.2 - Résultats de mesure d'émissivité avec le banc d'étalonnage

Tableau V.3 - Résultats comparés des deux méthodes de mesure

Tableau V.4 - Emissivités moyennes des capteurs

Tableau V.5 - Valeurs de l'émissivité des parties absorbantes et de la partie active des capteurs

ABSTRACT :

This work concerns the study and the realization of test bench apparatuses for infrared sensors and microsensors and the characterization of the latter. The main measured quantities attached to this type of sensors are the irradiance and the exchanged heat flow. The sensitivities pertaining to such quantities are measured by way of several benches of characterization specifically developed and which are described. A first bench based on parallel plates was developed to take measurements for temperatures of target ranging between 20°C and 200°C. A second device makes it possible to extend the temperature range up to 1200°C. Both gases conduction and convection influences on the sensitivity regarding the sensors were evaluated, on the one hand while injecting various gases in the set up, and on the other hand in forced convection obtained from a laminated flow issued from a small turbine. The response time was measured owing to a dynamic system based on a mechanical shutter generating a step up of irradiance. The determination of the detectivity resulting from the measurement of the noise generated by the sensor is also given in this paper. As regards technology transfer, a manufacture efficiency ratio has been introduced with classical statistics considerations applied to several series of sensors produced by the French company ICMC devoted to micro-electronics devices. A law of behaviour describing the sensitivity of the sensors according to their resistance was thus established allowing an efficient production monitoring. Presently two applications are presented : the first one relates to the development of a method directed to measuring the quantity emissivity regarding both materials and sensors. The second application is concerned with industrial issues with a view to integrating the radiometer in a regulation system fitted for halogenous hotplates made of vitroceraamics.

KEYWORDS : Thermoelectric power - Thermopile - Radiometer - Infrared radiation - Detectivity - Irradiance - Heat flow - Sensitivity - Seebeck effect - Thin films - Emissivity - Microsensor

