

N° d'ordre: 1026

50376
1993
191

50376
1993
191

THESE
présentée à

L'UNIVERSITE DES SCIENCES ET TECHNOLOGIES DE LILLE

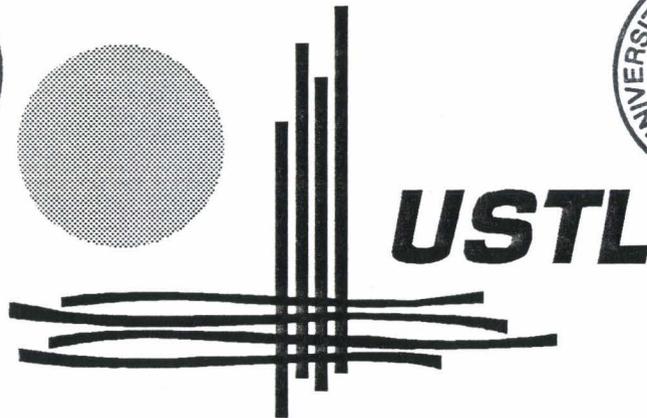
pour obtenir le titre de

DOCTEUR DE L'UNIVERSITE

Specialité: ELECTRONIQUE

par

Mohamed EL HARZLI



**ETUDE ET REALISATION D'UN NOUVEAU CAPTEUR DE RAYONNEMENT
THERMIQUE. APPLICATION A LA DETECTION DU RAYONNEMENT
PROVENANT DE SOURCES LOINTAINES.**

Soutenue le 05 Avril 1993 devant la Commission d'Examen

Membres du jury MM.

L. RACZY

Président

J.M. DEVISME

Rapporteur

B. DUTHOIT

Rapporteur

P. THERY

Directeur de thèse

D. LECLERCQ

Examinateur

E. CAMOT

Examinateur

AVANT-PROPOS

Ce travail a été effectué au sein du Laboratoire "Capteurs et Instrumentation" de l'U.F.R d'I.E.E.A de l'Université des Sciences et Technologies de Lille.

Monsieur le Professeur P.THERY m'a accueilli dans ce laboratoire et m'a confié le thème de cette recherche. Je tiens à lui exprimer ma profonde gratitude pour les orientations et les conseils qu'il m'a prodigués tout au long de ce travail ainsi que pour la part active qu'il a eue dans son aboutissement.

Je suis particulièrement reconnaissant à Monsieur le Professeur L.RACZY, de l'Université de Lille, pour l'honneur qu'il me fait en présidant le Jury de cette thèse.

Monsieur le Professeur J.M.DEVISME, de l'Université d'Amiens, s'est intéressé à mes travaux et a accepté d'en être Rapporteur. Je suis très sensible à l'honneur qu'il me fait en participant à ce Jury.

Je remercie Monsieur le Professeur B.DUTHOIT, de l'Université d'Artois, qui a montré beaucoup d'intérêt pour ces recherches et a accepté d'en rédiger un rapport. Je le remercie vivement pour ses conseils précieux et suis très honoré de sa participation à ce Jury.

Je tiens à remercier Monsieur D.LECLERCQ, Maître de conférence à l'I.U.T A de Lille, qui a bien voulu me faire l'honneur d'accepter de faire partie de mon Jury ainsi que pour son aide précieuse tout au long de ce travail.

Mes remerciements s'adressent également à Monsieur E.GAVIOT, Maître de conférence à l'université du Littoral d'avoir accepté de faire partie de mon Jury ainsi que pour l'aide et les conseils qu'il a apportés pour l'aboutissement de ce travail.

Sommaire

INTRODUCTION	1
CHAPITRE-I:- Transferts thermiques par rayonnement	
I-I- Introduction	3
I-II- Lois physiques du rayonnement - Définitions	5
I-II-1- Définitions	5
<i>a)- Flux énergétique d'une source</i>	5
<i>b)- Intensité énergétique d'une source dans une direction donnée</i>	5
<i>c)- Emittance</i>	5
<i>d)- Luminance dans une direction donnée O_x</i>	6
<i>e)- Loi de Lambert</i>	7
I-II-2- Lois du rayonnement thermique	8
<i>a)- Loi de Planck</i>	8
<i>b)- Loi de Wien</i>	10
<i>c)- Loi de Stefan-Boltzmann</i>	10
I-III- Emission et absorption des corps réels	12
I-III-1- Emission des corps réels	12
I-III-2- Absorption des corps réels	13
<i>a)- Eclaircissement</i>	13
<i>b)- Réflexion, absorption et transmission</i>	13
I-III-3- Loi de Kirchoff	14
I-IV- Echange de chaleur entre surfaces séparées par un milieu non absorbant	16
I-IV-1- Echange de chaleur entre surfaces noires	16
<i>a)- Facteur de forme</i>	16
<i>b)- Bilan de l'échange de chaleur entre surfaces noires</i>	17
<i>c)- Analogie électrique</i>	18
I-IV-2- Les détecteurs de rayonnement thermique	20
<i>a)- Détecteurs à piles thermoélectriques</i>	20
<i>b)- Détecteurs à fluxmètres thermiques</i>	22
<i>c)- Détecteurs à contraste d'émissivité</i>	26

CHAPITRE-II-: Etude et réalisation d'un nouveau capteur de rayonnement thermique

II-I- Description des fluxmètres thermiques	29
II-I-1- Introduction	29
II-I-2- Généralités	29
II-I-3- Caractéristiques	29
3-1- réalisation	29
3-2- étalonnage	32
II-II- Mesure d'un échange radiatif	36
II-II-1- Principe	36
II-II-2- Principe de séparation des composantes radiative et convective	41
II-II-3- Caractéristiques du fluxmètre radiatif	42
3-1- influence de la distance entre une cellule noire et une cellule brillante	42
3-2- influence du contraste d'émissivité	43
3-3- influence des flux convectif et conductif	43
3-4- influence du flux radiatif	44
II-II-4- Conséquence de la différence entre les températures des surfaces des deux cellules noire et brillante	53
II-III- Application types du fluxmètre radiatif	58
II-III-1- Mesure directe du rayonnement thermique	58
II-III-2- Application à la détection des feux de forêts	58
II-IV- Résultats pratiques et interpréations	60
II-IV-1- Méthodes d'étalonnage des capteurs réalisés	60
a)- Dispositif d'étalonnage	61
b)- Caractéristiques du fluxmètre étalonné	61
c)- Principe d'étalonnage	63
II-IV-2- Etalonnage du fluxmètre thermique	63
II-IV-3- Etalonnage du fluxmètre radiatif	65
II-V- Conclusion	71

CHAPITRE-III-: Etude théorique de l'effet thermoélectrique dans une jonction bimétallique.

Modélisation des transferts thermiques dans une cellule fluxmétrique.

III-I- Couplage thermoélectrique dans une jonction bimétallique	72
III-I-1- Thermocouple plaqué - Résultats théoriques	72
a)- Principe	72
b)- Loi d'Ohm généralisée	73
c)- F.e.m résultante	73
III-I-2- Expression de la f.e.m détectée par un thermocouple de surface soumis à un gradient tangentiel	75
III-II- Application à la mesure des flux thermiques	78
III-II-1- Flux thermique non uniforme dans l'épaisseur de la jonction thermoélectrique	78
III-II-2- Intérêt de l'électrode de forme dissymétrique	80
III-II-3- Contribution de la composante tangentielle du flux thermique à l'apparition d'une f.e.m aux bornes du support continu	82
III-III- Méthode numérique de calcul des champs de température et de flux	84
III-III-1- Calcul de la f.e.m dans le support continu de constantan situé sous l'électrode de cuivre	84
III-III-2- Contribution des éléments frontières à l'apparition d'une f.e.m	88
III-III-3- Expression de la sensibilité du thermocouple	92
III-IV- Modélisation de la structure multicouche	93
III-IV-1- Définition d'un algorithme de programmation	93
III-IV-2- Description géométrique de la cellule	93
III-IV-3- Profil du modèle discret étudié	95
III-V- Conditions aux limites appliquées à une cellule thermoélectrique en régime permanent	98
III-V-1- Les différents types de conditions aux limites	98
a)- Condition de Dirichlet	98
b)- Condition de Newman	98
c)- Condition de Fourier	99
d)- Echange radiatif entre deux surfaces	99
III-V-2- Optimisation de la géométrie du circuit bimétallique	100
III-VI- Simulation des transferts thermique à travers la cellule fluxmétrique	104
III-VI-1- Cas du capteur non recouvert de kapton cuivré	104
a)- Condition de Dirichlet	104
b)- Condition de Newman	105
c)- Condition de Fourier	105

<i>d)- Rayonnement</i>	106
III-VI-2- Cas du capteur recouvert de kapton cuivré	107
<i>a)- Condition de Dirichlet</i>	112
<i>b)- Autres conditions</i>	114
III-VI-3- Explication qualitative des échanges de chaleur à travers la cellule thermoélectrique en régime permanent	115
<i>a)- Cellule découverte</i>	120
<i>b)- Cellule recouverte</i>	120
III-VII- Conclusion	126

CHAPITRE-IV-: Application à la réception du rayonnement thermique en provenance de sources lointaines avec amplification naturelle par réflecteur parabolique.

IV-I- Introduction	127
IV-II- Fondement théorique	130
IV-II-1- Principe	130
IV-II-2- F.e.m aux bornes du capteur radiatif	130
IV-II-3- F.e.m aux bornes du fluxmètre thermique	132
IV-II-4- Influence de la convection sur les capteurs	133
<i>a)- Cas du fluxmètre thermique</i>	133
<i>b)- Cas du fluxmètre radiatif</i>	134
IV-III- Résultats expérimentaux et interprétations	137
IV-III-1- Description de la chaîne de mesure et de traitement	137
IV-III-2- Vérification de la loi de Stefan-Boltzmann	139
IV-III-3- Influence d'une convection forcée sur les capteurs	141
<i>a)- Cas du radiateur comme support pour les fluxmètres</i>	142
<i>b)- Variation de la f.e.m et de la température en fonction de la conductivité du support</i>	143
b-1- plaque métallique de 1 mm d'épaisseur	143
b-2- plaque métallique de 2 mm d'épaisseur	149
b-3- support en polystyrène	149
b-4- capteur sans support	155
<i>c)- Conclusion</i>	158
IV-III-4- Réponse à une impulsion rectangulaire de durée finie	159
IV-III-5- Détection de sources de rayonnement thermique par balayage du milieu environnant	161
IV-IV- Conclusion	164

CONCLUSION	165
ANNEXES	
Annexe-1-	167
Annexe-2-	172
Annexe-3-	175
BIBLIOGRAPHIE	177

Introduction

Les piles thermoélectriques ont été utilisées depuis fort longtemps pour la mesure du rayonnement thermique.

Dans les détecteurs classiques les jonctions chaudes de la thermopile sont en contact thermique avec une surface noircie utilisée pour générer une élévation de température proportionnelle à l'intensité du rayonnement incident.

Les thermopiles les plus anciennes comprenaient une rangée de soudures chaudes exposées au rayonnement et une rangée de soudures froides protégées du rayonnement. Les problèmes pratiques posés par l'utilisation de ces thermopiles étaient des problèmes de constante de temps et de dérive de zéro. Le temps de réponse était de l'ordre de quelques secondes.

La nécessité d'utiliser les capteurs de rayonnement en régime variable a conduit à diminuer au maximum la surface sensible soumise au rayonnement de façon à diminuer la masse et par suite l'inertie du capteur d'une part et d'autre part la conductance entre soudures chaudes et soudures froides a été augmentée au maximum (à une valeur compatible avec la sensibilité). Les appareils à thermopiles utilisés pour capter le rayonnement thermique sont des radiomètres ou pyromètres à radiation. Ils sont sensibles dans une gamme spectrale allant de $1\mu\text{m}$ à $20\mu\text{m}$ et peuvent être utilisés pour la mesure des basses températures. La surface étant très petite, la thermopile doit être utilisée avec un système optique permettant de concentrer sur la surface noircie le rayonnement en provenance de la source.

L'objectif du travail qui nous a été confié était initialement d'utiliser un capteur du type fluxmètre thermique pour mesurer le rayonnement en provenance d'une source dans une configuration classique, la face avant du fluxmètre thermique est recouverte d'une peinture absorbante, le flux radiatif est converti en une différence de température, c'est à dire en un gradient appliqué suivant l'épaisseur du capteur. Un tel dispositif présente plusieurs avantages; d'une part sa constante de temps est faible et permet une utilisation en régime variable, et d'autre part, la grande sensibilité des capteurs à effet thermoélectrique distribué permet l'utilisation des détecteurs fluxométriques sans optique de concentration.

Toute source de rayonnement vue sous un angle de 2π radians par la face avant du capteur provoque une élévation de température moyenne de cette

face et génère suivant l'épaisseur du capteur un gradient de température proportionnel à la température radiante du milieu environnant.

Un objectif important du travail présenté a été d'introduire un nouveau capteur thermoélectrique à gradient d'émissivité, c'est à dire dont la surface est constituée par une juxtaposition d'éléments de surface absorbants et réfléchissants. La f.e.m générée par un tel capteur ne dépend que de la température radiante du milieu environnant, sans tenir compte de la température d'air, c'est à dire des échanges par convection avec la surface du capteur.

Dans la première partie de ce travail nous rappelons les résultats classiques relatifs au rayonnement thermique et aux échanges radiatifs entre surfaces.

La description et la caractérisation des détecteurs de flux thermique et rayonnement utilisés dans notre travail fait l'objet de la deuxième partie.

Pour optimiser la sensibilité du capteur nous avons utilisé une modélisation par les éléments finis. Les résultats de simulation obtenus ont permis d'interpréter les sensibilités mesurées expérimentalement.

Collé sur une partie, un tel capteur permet la détection des sources d'énergie radiante lorsqu'elles sont vues sous un angle solide suffisant.

Pour détecter le rayonnement en provenance d'une source à grande distance, il faut collecter les rayons en provenance de la source à l'aide d'un système optique. Dans la dernière partie relative aux applications, nous présentons une parabole réfléchissante utilisée pour concentrer, sur un capteur placé à son foyer, le rayonnement en provenance d'objets thermiques éloignés. La f.e.m obtenue est alors une mesure différentielle entre le rayonnement en provenance d'une direction de l'espace amplifié par le gain de la parabole et la température radiante du milieu environnant le capteur. Ces dispositifs ont été utilisés pour la détection des feux de forêts. L'étude expérimentale est présentée de façon à montrer l'intérêt d'utiliser un capteur à contraste d'émissivité si on veut augmenter la valeur du rapport signal/bruit puisque les échanges convectifs constituent des sources aléatoires de bruit qui se superpose au signal util proportionnel au seul rayonnement thermique.

Chapitre-1-

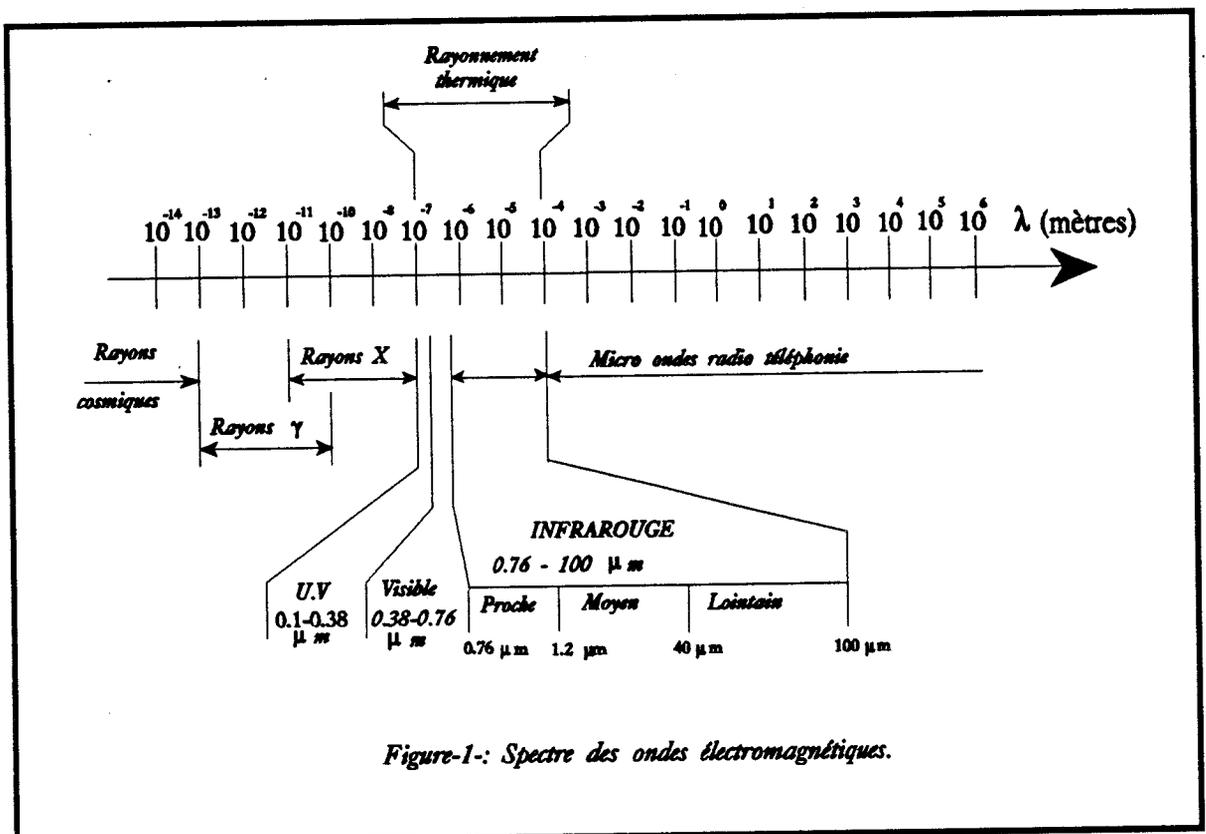
Transfert thermique par rayonnement

I-I- Introduction

On appelle rayonnement l'ensemble des échanges d'énergie à distance entre les corps par ondes électromagnétiques. Tous les corps, sous l'effet de diverses excitations, émettent de l'énergie qui se propage dans le milieu qui les entoure, milieu supposé transparent et homogène pour les ondes électromagnétiques.

Ces rayonnements émis peuvent être décomposés en spectres de radiations périodiques simples, caractérisés par leur période T , leur fréquence $\nu = \frac{1}{T}$ ou leur longueur d'onde λ appelés radiations monochromatiques.

La figure-1- montre le spectre des ondes électromagnétiques.



Le rayonnement émis par les corps, du fait de leur température, ne représente qu'une très faible partie du rayonnement total (0,1 à 100 μm).

Dans cette gamme, nos sens sont capables de détecter le rayonnement sous forme d'une sensation de chaleur. Dans une bande très étroite (de 0,38 à 0,76 μm) appelé spectre visible, ce rayonnement excite le nerf optique sous forme de lumière.

Pour les rayonnements thermiques, la partie non visible du spectre s'appelle Ultra-Violet (U.V) pour les longueurs d'onde de 0,1 à 038 μm et Infra-Rouge (I.R) pour les grandes longueurs d'ondes (de 0,76 à 100 μm).

Pour les températures inférieures à 500°C, le rayonnement thermique est totalement centré dans l'infrarouge.

I-II- Lois physiques du rayonnement - Définitions

I-II-1- Définitions

a)- Flux énergétique ϕ d'une source

Flux monochromatique: c'est le flux Φ_λ émis par la source dans l'intervalle de longueur d'onde $d\lambda$ autour de la valeur λ .

Flux total: c'est la puissance totale émise par une source dans tout l'espace environnant:

$$\Phi_{\text{total}} = \int_0^{\infty} \Phi_\lambda d\lambda$$

Le flux Φ s'exprime en Watt.

b)- Intensité énergétique I d'une source dans une direction donnée

Intensité totale: c'est la fraction de flux énergétique dans une direction donnée Ox ramenée à l'unité d'angle solide:

$$I_{Ox} = \left[\frac{d\Phi}{d\Omega} \right]_{Ox}$$

L'intensité s'exprime en Watt/Stéradian.

c)- Emittance

Emittance totale: c'est le flux total Φ émis par unité de surface de la source:

$$M = \frac{d\Phi}{dS}$$

L'émittance s'exprime en Watt/mètre².

e)- Loi de Lambert

Si la luminance d'une source est la même dans toutes les directions, c'est-à-dire indépendante de la direction, ces sources sont appelées sources à émission isotrope ou diffuse et obéissent à la loi de Lambert.

$$L_{0x} = L = \frac{I_{0x}}{dS \cdot \cos \theta} = \frac{I_{0n}}{dS}$$

(I_{0n} : Intensité dans une direction On normale à dS).

On en déduit que:

$$I_{0x} = I_{0n} \cdot \cos \theta$$

De cette relation, appelée parfois loi du cosinus, on tire que l'indicatrice d'émission est dans ce cas une sphère tangente en O à la surface émettrice dS .

Une indicatrice d'émission est une surface associée à l'élément de surface dS , en portant à partir de celui-ci des vecteurs proportionnels à l'intensité I_{0x} dans les directions considérées, figure-3-.

Le flux est égal à:

$$d\Phi = \int_{(1/2 \text{ espace})} L_{0x} \cdot dx \cdot \cos \theta \cdot d\Omega$$

Dans ce cas,

$$L_{0x} = L$$

et en intégrant sur l'angle hémisphérique 2π stéradian,

$$d\Phi = L \cdot dS \int_{(1/2 \text{ espace})} \cos \theta \cdot d\Omega = L \cdot dS \cdot \pi$$

Le flux

$$d\Phi = L \cdot \pi \cdot dS$$

L'émittance

$$M = \frac{d\Phi}{dS} = L \cdot \pi$$

L'émittance d'une source diffuse est donc constante et égale à $L\pi$.

Pour un rayonnement monochromatique, le même raisonnement aurait abouti à:

$$M_{\lambda} = \pi \cdot L_{\lambda}$$

d)- Luminance dans une direction donnée Ox

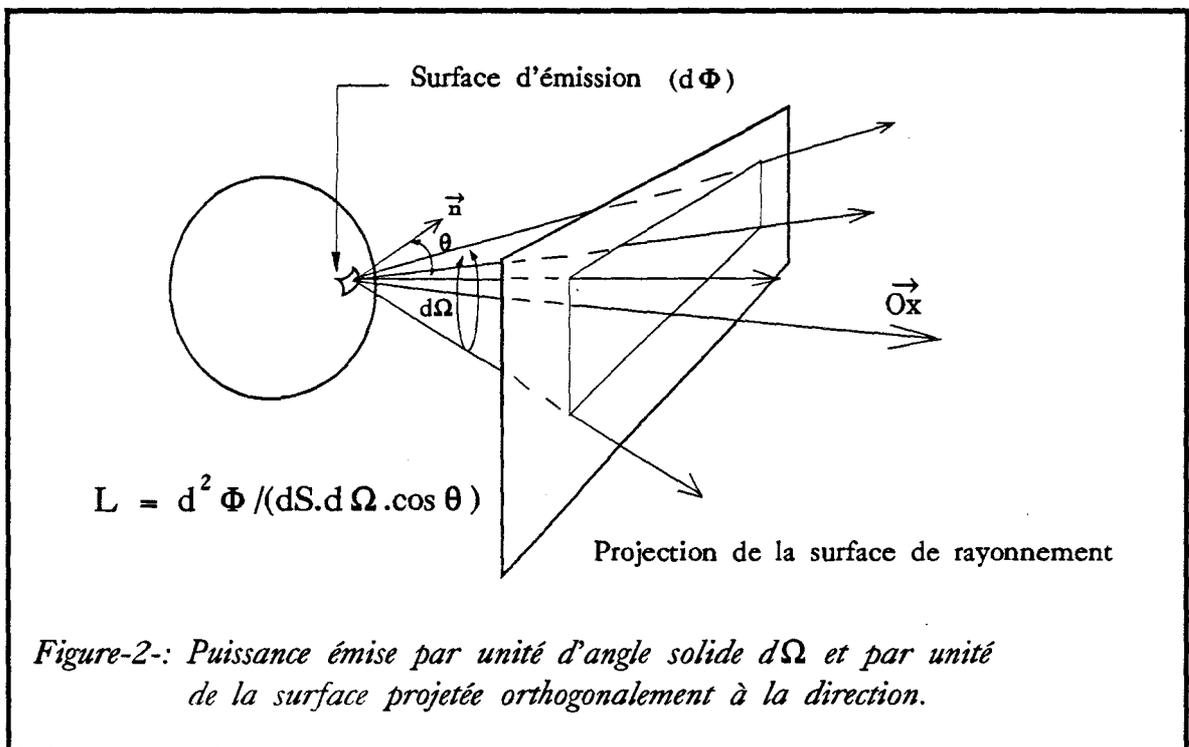
Luminance totale: c'est l'intensité I_{Ox} de la source dans une direction Ox divisée par la surface apparente dS' de cette source dans la même direction:

$$L_{Ox} = \frac{I_{Ox}}{dS \cdot \cos \theta} = \frac{I_{Ox}}{dS'} = \frac{d^2 \Phi_{Ox}}{d\Omega \cdot dS'}$$

C'est aussi la puissance rayonnée par unité d'angle solide entourant la direction Ox et par unité de surface projetée perpendiculairement à cette direction Ox.

On en déduit que le flux émis par un élément de surface dS dans un angle solide $d\Omega$ entourant une direction Ox, incidence d'un angle θ sur la normale à cette surface, a pour expression, figure-2-:

$$d^2 \Phi_{Ox} = L_{Ox} \cdot dS \cdot \cos \theta \cdot d\Omega$$



I-II-2- Lois du rayonnement thermique

A partir de considérations thermodynamiques, le maximum d'énergie calorifique pouvant être rayonné par la matière à chaque température et longueur d'onde a pu être évalué. L'émetteur idéal qui rayonnerait cette énergie porte le nom de corps noir et sert d'étalon de rayonnement.

Toutes les lois physiques du rayonnement thermique décrivent l'émission du corps noir. Dans la pratique, le corps noir sera utilisé comme référence à laquelle on viendra comparer les caractéristiques de rayonnement des autres corps. Ce concept de corps noir est donc primordial ainsi que sa réalisation pratique.

a)- Loi de Planck

Cette loi donne une relation entre l'émittance monochromatique du corps noir M_{λ}° , à la température absolue T , et la longueur d'onde λ , figure-4-.

$$M_{\lambda,T}^{\circ} = \frac{C_1 \cdot \lambda^{-5}}{\exp(C_2/\lambda T) - 1}$$

Cette formule est une formule approchée utilisée en pratique.

$$C_1 = 2 \cdot \pi \cdot h \cdot C_0^2 = 3,74 \cdot 10^{-16} \text{ W.m}^2$$

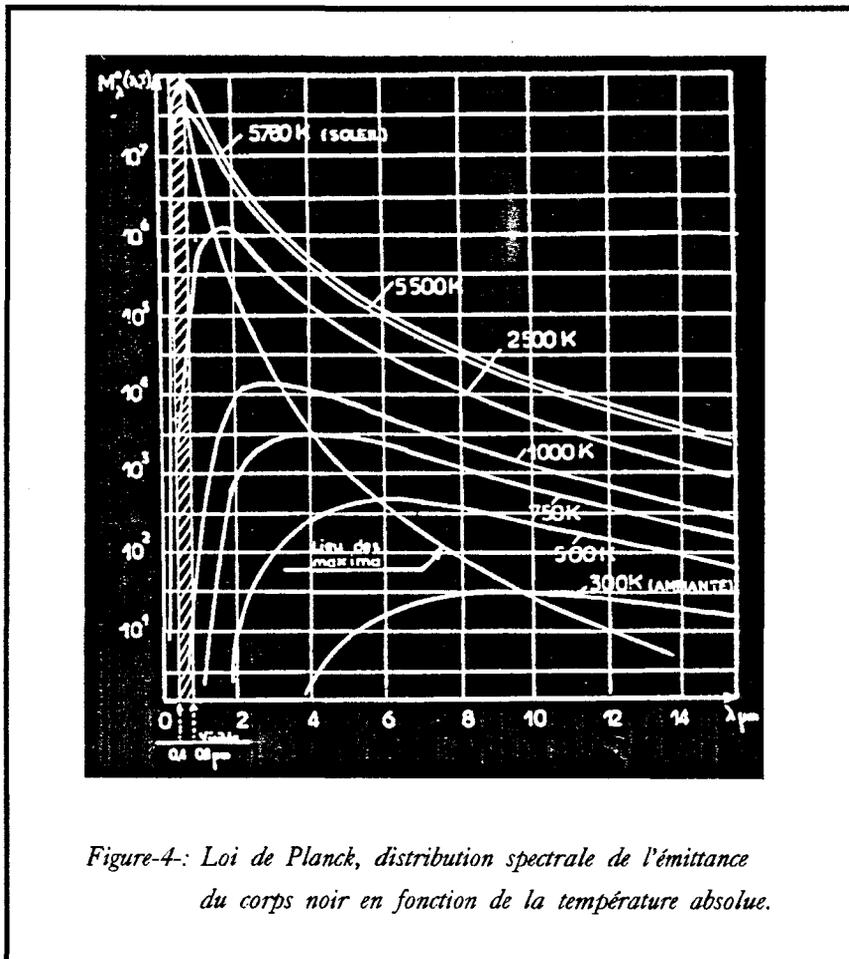
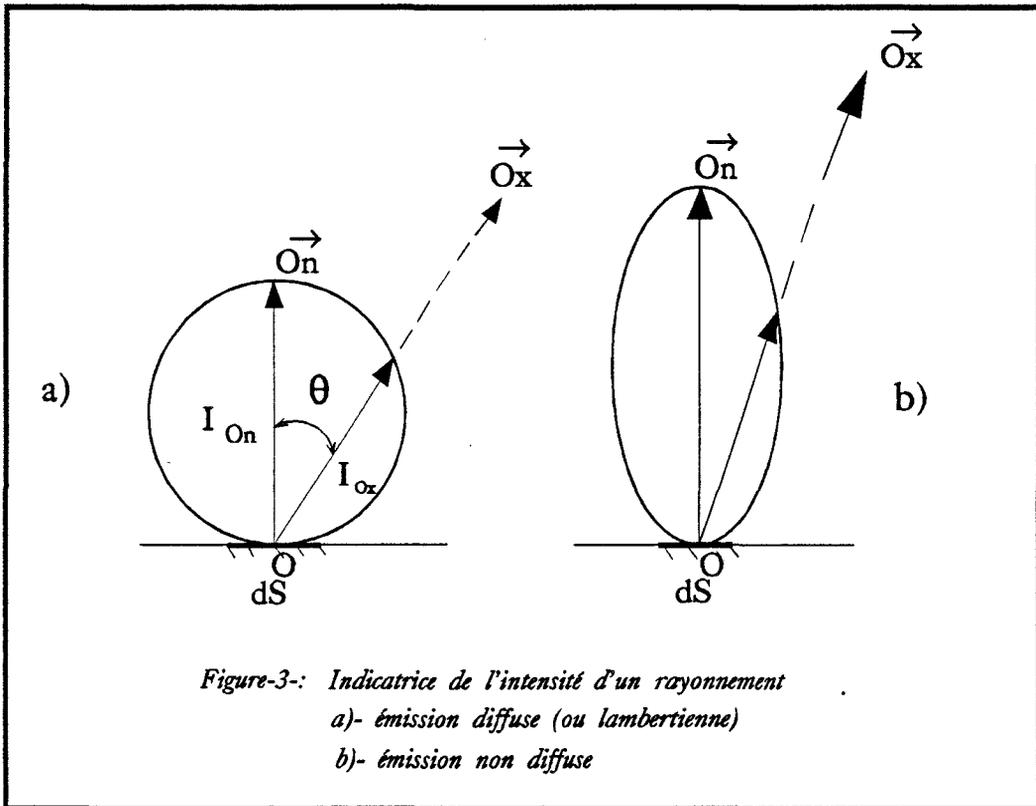
$$C_2 = \frac{h \cdot C_0}{K} = 1,44 \cdot 10^{-2} \text{ m.K}$$

où

C_0 : vitesse de la lumière

K : constante de Boltzmann

h : constante de Planck.



b)- Loi de Wien

Cette loi donne la valeur de longueur d'onde λ_m correspondant à l'émittance monochromatique maximum pour une température T donnée.

$$\lambda_m = 2898/T \quad (\mu\text{m}^\circ\text{K})$$

pour $\lambda = \lambda_m$ la dérivée de $M_{\lambda,T}^\circ$ s'annule.

En calculant les dérivées, on s'aperçoit que lorsque la température croît, l'abscisse λ_m du maximum de $M_{\lambda,T}^\circ$ se déplace vers les courtes longueurs d'ondes.

- Le déplacement de λ_m vers les courtes longueurs d'ondes, lorsque T croît, explique le fait que pendant son échauffement, un corps n'émet que dans l'IR au départ, puis commence à rougir lorsque son spectre d'émission vient empiéter dans le domaine du visible et enfin, pour une température élevée, le spectre d'émission recouvre tout le visible ce qui correspond à une émission de lumière blanche.

- La plupart des sources de chaleur industrielles ont une température inférieure à 2000°K. Elles possèdent donc toutes un rayonnement essentiellement infrarouge. En revanche, le soleil possède une partie importante de son rayonnement dans le visible et même dans l'ultraviolet.

b)- Loi de Stefan-Boltzmann

Cette loi donne l'émittance totale du rayonnement du corps noir dans le vide en fonction de sa température absolue. Elle exprime que le flux énergétique total émis par un corp noir à une température donnée T dans un demi-espace et pour toutes les longueurs d'onde du spectre, est proportionnel à la quatrième puissance de la température.

$$M^\circ = \int_0^\infty M_{\lambda}^\circ \cdot d\lambda$$

La formule de Planck donne:

$$M_{\lambda}^\circ = \frac{C_1 \cdot \lambda^{-5}}{\exp(C_2/\lambda T) - 1}$$

d'où

$$M^{\circ} = \int_0^{\infty} \frac{C_1 \cdot \lambda^{-5}}{\exp(C_2/\lambda T) - 1} d\lambda$$

Le calcul de l'intégrale aboutit à:

$$M^{\circ} = \sigma_0 \cdot T^4$$

σ_0 est appelée constante de Stefan-Boltzman et est égale à $5,67 \cdot 10^{-8} \text{ W/m}^2 (\text{°K})^4$

I-III- Emission et absorption des corps réels

I-III-1- Emission des corps réels

Les lois physiques donnent les émittances totales M° ou monochromatique M_λ° du corps noir. Le rayonnement du corps noir n'a pas de direction de propagation préférentielle. L'émission est diffuse obéissant à la loi de Lambert. On évalue les propriétés émissives du corps noir placé dans les mêmes conditions de température T et de longueur d'onde λ , à l'aide de coefficients appelés émissivités totale, monochromatique, hémisphérique ou directionnelle.

Les émittances totale M et monochromatique M_λ sont données par:

$$M = \varepsilon \cdot M^\circ$$

$$M_\lambda = \varepsilon_\lambda \cdot M_\lambda^\circ$$

où ε et ε_λ sont les émissivités hémisphériques totale et monochromatique (pour la longueur d'onde λ) du corps.

Les luminances totale L_{Ox} et monochromatique $L_{Ox,\lambda}$ directionnelles du corps sont données par:

$$L_{Ox} = \varepsilon_{Ox} \cdot L^\circ = \varepsilon_{Ox} \cdot M^\circ / \pi$$

$$L_{Ox,\lambda} = \varepsilon_{Ox,\lambda} \cdot L_\lambda^\circ = \varepsilon_{Ox,\lambda} \cdot M_\lambda^\circ / \pi$$

où

ε_{Ox} et $\varepsilon_{Ox,\lambda}$ sont les émissivités directionnelles totale et monochromatique (pour λ) du corps.

Les émissivités sont toujours inférieures à l'unité puisque le corps noir est par définition le corps qui émet le maximum d'énergie thermique donc d'émissivité totale égale à un.

I-III-2- Absorption des corps réels

Considérons maintenant la réception d'un rayonnement incident sur une surface quelconque. En plus des définitions décrites plus avant, il faut ajouter une nouvelle grandeur que l'on appelle éclairement de la surface réceptrice.

a)- Eclairement

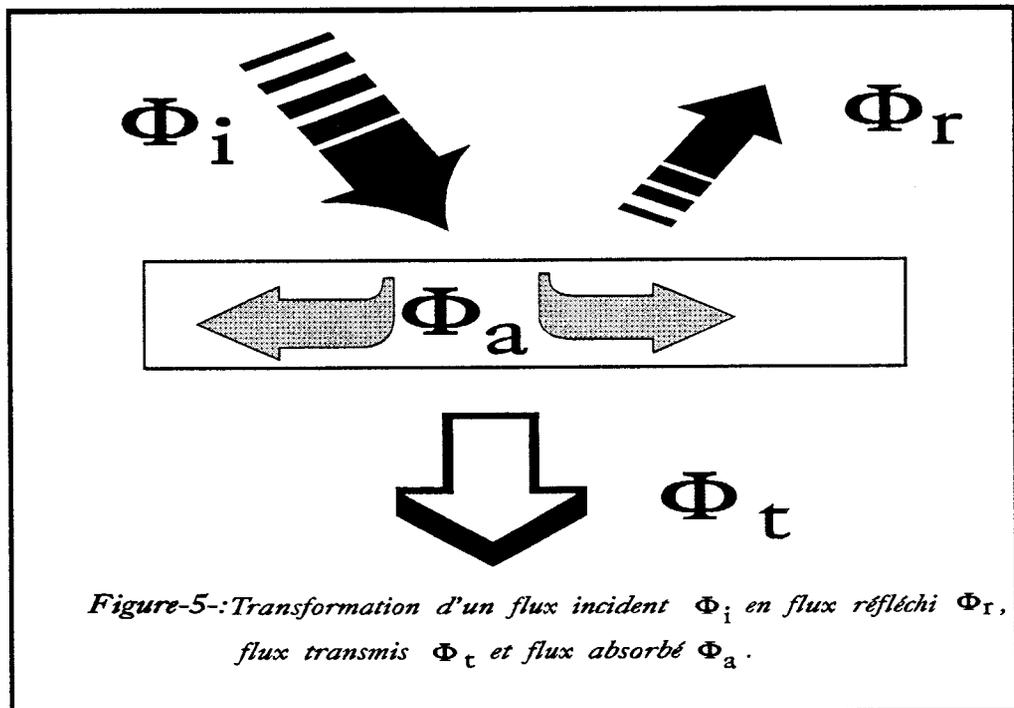
On définit l'éclairement comme le flux énergétique reçu par l'unité de surface réceptrice.

Si $d\Phi$ est le flux reçu par l'air de surface dS , l'éclairement énergétique est donné par:

$$E = \frac{d\Phi}{dS} \text{ (W/m}^2\text{)}$$

b)- Réflexion, absorption et transmission

Lorsqu'un rayonnement atteint la surface d'un corps, une partie α du flux transporté est absorbée (transformée en chaleur dans la masse du corps récepteur), une partie ρ est réfléchi (renvoyée sans avoir pénétré dans le milieu), et une dernière partie τ peut être transmise (traverse le corps et ressort de l'autre côté), figure-5-.



Si Φ_i est le flux incident, alors:

$$\Phi_i = \Phi_a + \Phi_r + \Phi_t$$

où

Φ_a , Φ_r et Φ_t sont les flux absorbé, réfléchi et transmis.

On peut ainsi définir les coefficients suivants:

$$\alpha = \frac{\Phi_a}{\Phi_i} : \text{facteur total d'absorption;}$$

$$\rho = \frac{\Phi_r}{\Phi_i} : \text{facteur total de réflexion ou réflectivité totale;}$$

$$\tau = \frac{\Phi_t}{\Phi_i} : \text{facteur total de transmission.}$$

Ces trois grandeurs sont liées par la relation:

$$\alpha + \rho + \tau = 1$$

Ces valeurs sont des grandeurs totales hémisphériques. Elles caractérisent de manière totale le comportement d'un corps par rapport au rayonnement reçu. Dans la plupart des cas, ces trois grandeurs dépendent d'un grand nombre de facteurs comme la longueur d'onde, la température, la direction du rayonnement, l'état de surface du récepteur...

I-III-3- Loi de KIRCHOFF

Cette loi relie les facteurs d'émission et d'absorption. Pour un corps ou un système donné de corps en équilibre thermique, pour chaque surface du corps ou du système, le facteur monochromatique d'émission ϵ_λ est égal au facteur monochromatique d'absorption α_λ .

$$\epsilon_\lambda = \alpha_\lambda$$

Cette formule reste valable pour les facteurs directionnels

$$\epsilon_{0x,\lambda} = \alpha_{0x,\lambda}$$

Sur les corps noirs où $\epsilon_\lambda = 1$, on obtient:

$$\alpha_\lambda = \epsilon_\lambda = 1 \quad \rho_\lambda = \tau_\lambda = 0$$

Le corps noir est donc un absorbeur parfait (il absorbe tout le rayonnement qu'il reçoit sans aucune réflexion).

Pour un corps gris (corps dont les facteurs d'absorption et d'émission monochromatiques sont indépendants de la longueur d'onde et de la direction),

$$\alpha_{0x,\lambda} = \alpha_{\lambda} = \alpha$$

$$\varepsilon_{0x,\lambda} = \varepsilon_{\lambda} = \varepsilon$$

et:

$$\alpha = \varepsilon$$

Si on connaît la valeur de ε ou de α d'un corps gris, on peut en déduire sa courbe d'émission à la température considérée à partir de la courbe d'émission du corps noir à la même température.

La loi de Kirchoff ne peut pas être étendue au rayonnement total sauf pour le cas des corps gris.

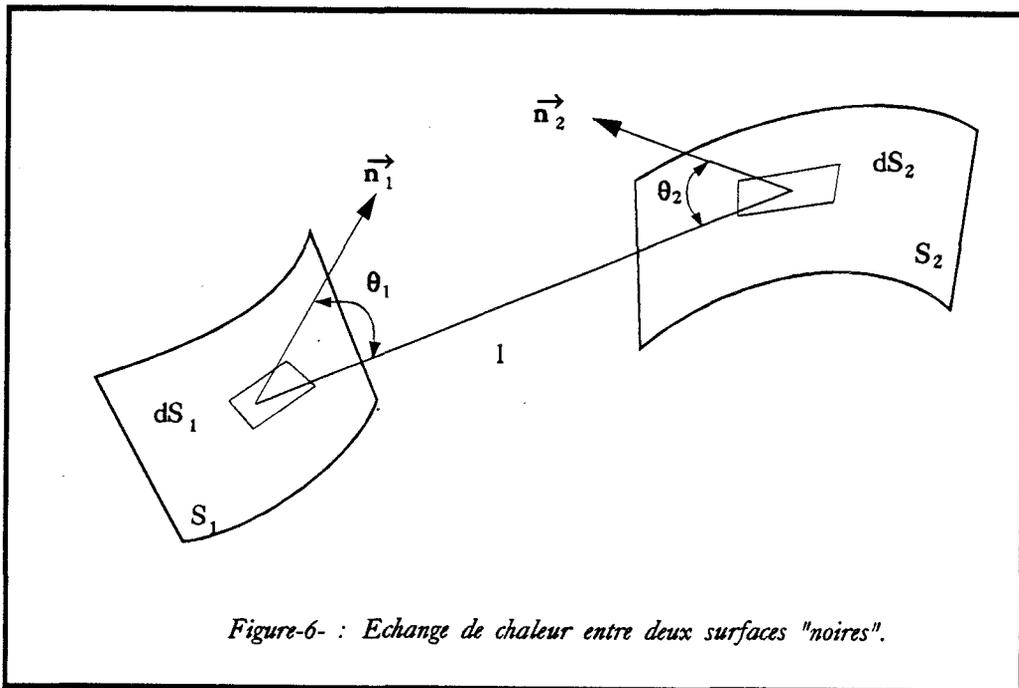
I-IV- Echange de chaleur entre surfaces séparées par un milieu non absorbant

Un milieu parfaitement transparent est non absorbant et ne participe pas aux échanges de température.

L'air pur (exemple de gaz carbonique et de vapeur d'eau) peut être assimilé à un milieu transparent.

I-IV-1- Echange de chaleur entre surfaces noires

Soient deux surfaces noires S_1 et S_2 de température T_1 et T_2 rayonnant l'une vers l'autre, figure-6-.



a)- Facteur de forme

Le flux total hémisphérique émis par S_1 est:

$$\Phi_1 = M_1^{\circ} \cdot S_1$$

Seule une fraction Φ_{12} de ce flux atteindra S_2 ,

$$\Phi_{12} = F_{12} \cdot \Phi_1 = M_1^{\circ} \cdot S_1 \cdot F_{12}$$

où F_{12} est appelé facteur de forme ou facteur d'angle de la surface S_1 vers la surface S_2 . F_{12} représente la fraction du rayonnement hémisphérique émis par S_1 et qui est intercèpté (et absorbé) par S_2 . Un rapide calcul montre que ces quantités sont uniquement fonction de la géométrie dont la valeur est comprise entre 0 et 1. Un raisonnement identique montre que le flux total émis par S_2 est:

$$\Phi_2 = M_2^\circ \cdot S_2$$

Lors du calcul de ces facteurs de forme pour les surfaces noires, on s'aperçoit que:

$$S_2 \cdot F_{21} = S_1 \cdot F_{12}$$

Cette propriété $S_1 \cdot F_{1j} = S_j \cdot F_{j1}$ permet souvent une simplification des calculs lorsque l'un de ces facteurs de forme est difficile à calculer.

Il existe pour ces facteurs de forme une relation d'addition qui indique que:

$$\sum_{j=1}^n F_{1j} = 1$$

Cela signifie pratiquement qu'il est possible d'évaluer certains facteurs de forme connaissant les autres, pour un système donné, en décomposant les surfaces et en combinant les facteurs de forme selon des relations algébriques.

Le terme F_{11} est le facteur de forme de l'échange d'une surface S_1 avec elle-même. Il apparaît évident que ce facteur de forme n'existe que si S_1 est une surface concave.

b)- Bilan de l'échange de chaleur entre surfaces noires

Dans le cas des surfaces noires, il n'y a ni réflexion, ni transmission puisque tout le flux reçu est entièrement absorbé. Le flux net Φ_{12} échangé entre deux surfaces noires S_1 et S_2 est le bilan entre la puissance Φ_{12} émise par la surface S_1 vers la surface S_2 et la puissance Φ_{21} reçue et absorbée par la surface S_1 en provenance de la

surface S_2 .

$$\Phi_{12net} = \Phi_{12} - \Phi_{21} = M_1^{\circ} \cdot S_1 \cdot F_{12} - M_2^{\circ} \cdot S_2 \cdot F_{21}$$

Cette relation peut aussi s'écrire:

$$\Phi_{12net} = S_1 \cdot F_{12} (M_1^{\circ} - M_2^{\circ}) = S_2 \cdot F_{21} (M_2^{\circ} - M_1^{\circ})$$

Le flux de chaleur échangé entre les surfaces S_1 et S_2 est égal à la différence des émittances multipliée par le produit $S_2 \cdot F_{21}$ ou $S_1 \cdot F_{12}$.

Or, d'après la loi de Stephan Boltzmann

$$M_1^{\circ} = \sigma \cdot T_1^4$$

$$\Phi_{12net} = S_1 \cdot F_{12} \cdot \sigma (T_1^4 - T_2^4) = S_2 \cdot F_{21} \cdot \sigma (T_1^4 - T_2^4)$$

Le flux de chaleur échangé entre les deux surfaces S_1 et S_2 est aussi égal à la différence de puissance quatrième des températures multipliée par le produit $S_1 \cdot F_{12} \cdot \sigma$ ou $S_2 \cdot F_{21} \cdot \sigma$.

Si la température T_1 de la surface S_1 est supérieure à la température T_2 de la surface S_2 , le flux échangé de S_1 à S_2 est positif. Cela veut dire que la surface S_1 émet davantage de rayonnement vers S_2 qu'elle n'en reçoit (et absorbe) en provenance de S_2 . Cela signifie que l'on compte positivement les pertes d'énergie d'une surface par rayonnement.

c)- Analogie électrique

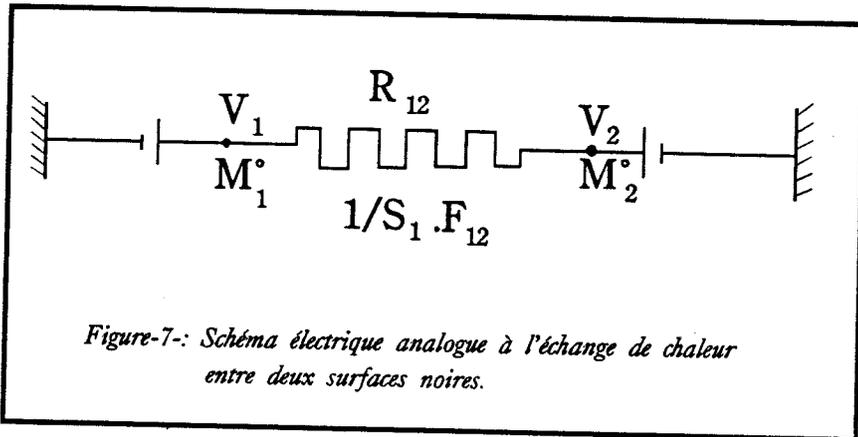
Si l'on considère les analogie électriques suivantes:

RAYONNEMENT	ELECTRICITE
Φ_{net} : flux échangé par rayonnement	I : intensité du courant
$M_1^{\circ} - M_2^{\circ}$: différence entre les émittances	$V_1 - V_2$: différence de potentiel entre deux noeuds
$S_1 \cdot F_{12}$: facteur de forme* surface	$\frac{1}{R}$: conductance entre deux noeuds

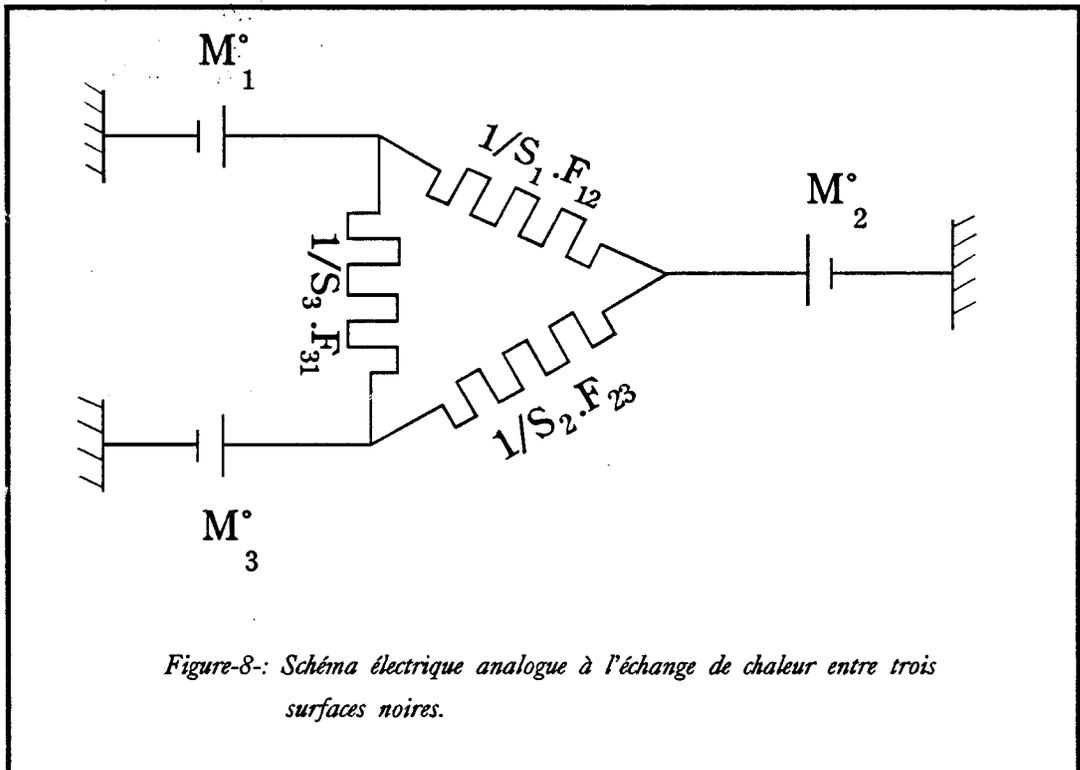
On peut dire que les relations:

$$\Phi_{\text{net}} = S_1 \cdot F_{12} \cdot (M_1^\circ - M_2^\circ) \text{ et } I = \frac{1}{R} (V_1 - V_2) \text{ sont analogues.}$$

L'échange de chaleur entre deux surfaces noires peut donc être représenté par un schéma analogue très simple, figure-7-.



Les flux de chaleur échangé par rayonnement entre plusieurs surfaces noires peuvent être représentés par les intensités dans différentes branches d'un réseau électrique, figure-8-.



I-IV-2- Les détecteurs de rayonnement thermique

a)- Détecteurs à piles thermoélectriques

Un détecteur de rayonnement thermique est un capteur qui génère une variation de grandeur électrique (courant ou tension) sous l'effet d'un flux de rayonnement.

La mesure de cette grandeur de sortie électrique permet la détermination du flux de rayonnement lorsque l'on connaît la courbe d'étalonnage du capteur. Cette dernière est toujours indispensable puisque le rayonnement est capté plus ou moins parfaitement et que l'amplitude de la grandeur de sortie électrique dépend de l'amplitude du flux effectivement capté.

Dans les détecteurs thermiques, le rayonnement provoque l'échauffement d'une surface de mesure en contact thermique avec un élément sensible dont les propriétés électriques varient avec la température.

Les éléments à thermopiles sont des détecteurs thermiques bien connus qui produisent sous faible résistance électrique une f.é.m directement proportionnelle au flux de rayonnement à mesurer.

Les piles thermoélectriques les plus anciennes comprenaient une rangée de soudures chaudes exposées au rayonnement et une rangée de soudures froides à l'abri de l'air. En l'absence de rayonnement, toutes les soudures sont pratiquement à la même température et la f.é.m mesurée est identiquement nulle. Pour un apport radiatif déterminé, la différence de température entre jonctions (qui détermine la f.é.m de sortie et la sensibilité) dépend essentiellement de la résistance thermique entre jonctions thermoélectriques et du nombre de soudures connectées en série. Des résistances thermiques importantes et par suite de bonnes sensibilités ont été obtenues en utilisant des circuits en couches minces (sur support mica) comme conducteurs de la thermopile.

Les problèmes pratiques posés par l'utilisation de ces premières thermopiles ont été des problèmes de constante de temps et de stabilité du zéro. Le temps de réponse étant de 3 à 4 secondes, le domaine d'application de ces dispositifs a été limité aux réponses lentement variables. Pour maintenir l'équilibre thermique entre jonctions, des structures plus symétriques comprenant une rangée de

soudures chaudes placées entre deux rangées latérales de jonctions froides ont été réalisées.

L'évolution technique a conduit à utiliser les détecteurs à thermopile pour la détection du rayonnement infrarouge modulé en amplitude.

En régime variable, l'augmentation de température de l'élément sensible varie en fonction inverse de sa capacité thermique. Si l'on veut mesurer des échanges rapidement variables en fonction du temps, il faut réduire au maximum les effets capacitifs, donc la masse des éléments détecteurs. Quand les effets capacitifs ont été minimisés au maximum, la constante de temps peut encore être diminuée au détriment de la sensibilité par une augmentation de la conductance thermique entre jonctions thermoélectriques.

Les conditions à mettre en oeuvre pour obtenir une sensibilité maximale ont été établies à la suite d'études expérimentales détaillées. Les résultats peuvent être résumés de la façon suivante:

Un capteur optimisé doit

- posséder la capacité thermique la plus faible;
- posséder, pour une énergie donnée, la plus petite surface de mesure réalisable. En pratique, les soudures chaudes sont regroupées sur une surface sensible de 1 à 8 mm².

- réaliser un compromis sensibilité-constante de temps en rendant égales les pertes par conduction thermique dans les matériaux de la thermopile d'une part, et les pertes par convection dans le fluide environnant d'autre part.

En pratique la surface active soumise au rayonnement est réduite au maximum et une pile thermoélectrique ne peut être utilisée sans optique de concentration.

Les appareils capables de capter une partie du rayonnement thermique émis par une source, de mesurer l'énergie reçue et d'en déduire par analyse la température sont des radiomètres ou pyromètres à radiation.

Les radiomètres dont la gamme spectrale varie de 1µm à 20µm sont utilisés pour la mesure des basses températures qui correspondent à un rayonnement relativement faible. Cette faible énergie est compensée par la largeur de la bande de fréquence.

Le radiomètre est composé de quatre parties:

- un système optique de collection du rayonnement infrarouge provenant de la source et définissant la surface de vue. Ce système qui est un amplificateur optique peut être un miroir ou une lentille transparente aux infrarouges;
- un détecteur qui est une thermopile qui délivre une tension électrique directement proportionnelle à la luminance de la surface;
- un système de régulation de la température du détecteur est généralement utilisé pour supprimer les problèmes de dérive du zéro;
- un détecteur de signal et un indicateur gradué en température.

Ces dispositifs ont pu être utilisés pour mesurer la température d'objets à distance dans la gamme $[-60^{\circ}\text{C}, 100^{\circ}\text{C}]$ avec une constante de temps comprise entre 2 et 200 ms. Le grand avantage de ces thermopiles est de détecter le rayonnement infrarouge sur un large spectre allant de $0,4\mu\text{m}$ à $35\mu\text{m}$, figure-9-.

L'objectif de ce travail est de montrer l'intérêt d'utiliser des capteurs du type fluxmètre thermique pour capter le flux radiatif en provenance d'une source. Dans beaucoup de problèmes industriels, il n'est pas essentiel de mesurer avec précision la température d'un élément de surface à distance, mais de mesurer une valeur globale du flux énergétique rayonné par une source.

La nécessité de mesurer globalement le rayonnement émis par un environnement radiatif ou source à angle solide de 2π radians conduit à utiliser des capteurs de surface utile plus importante de façon à pouvoir supprimer l'optique de concentration. Un autre objectif est de montrer l'intérêt de remplacer la thermopile par un fluxmètre thermique dans un dispositif avec concentration du rayonnement thermique.

b)- Détecteurs à fluxmètres thermiques

Un fluxmètre thermique est un capteur en forme de feuille de très faible épaisseur (0,1 mm) fournissant une f.é.m directement proportionnelle à la différence de température entre ses surfaces limites.

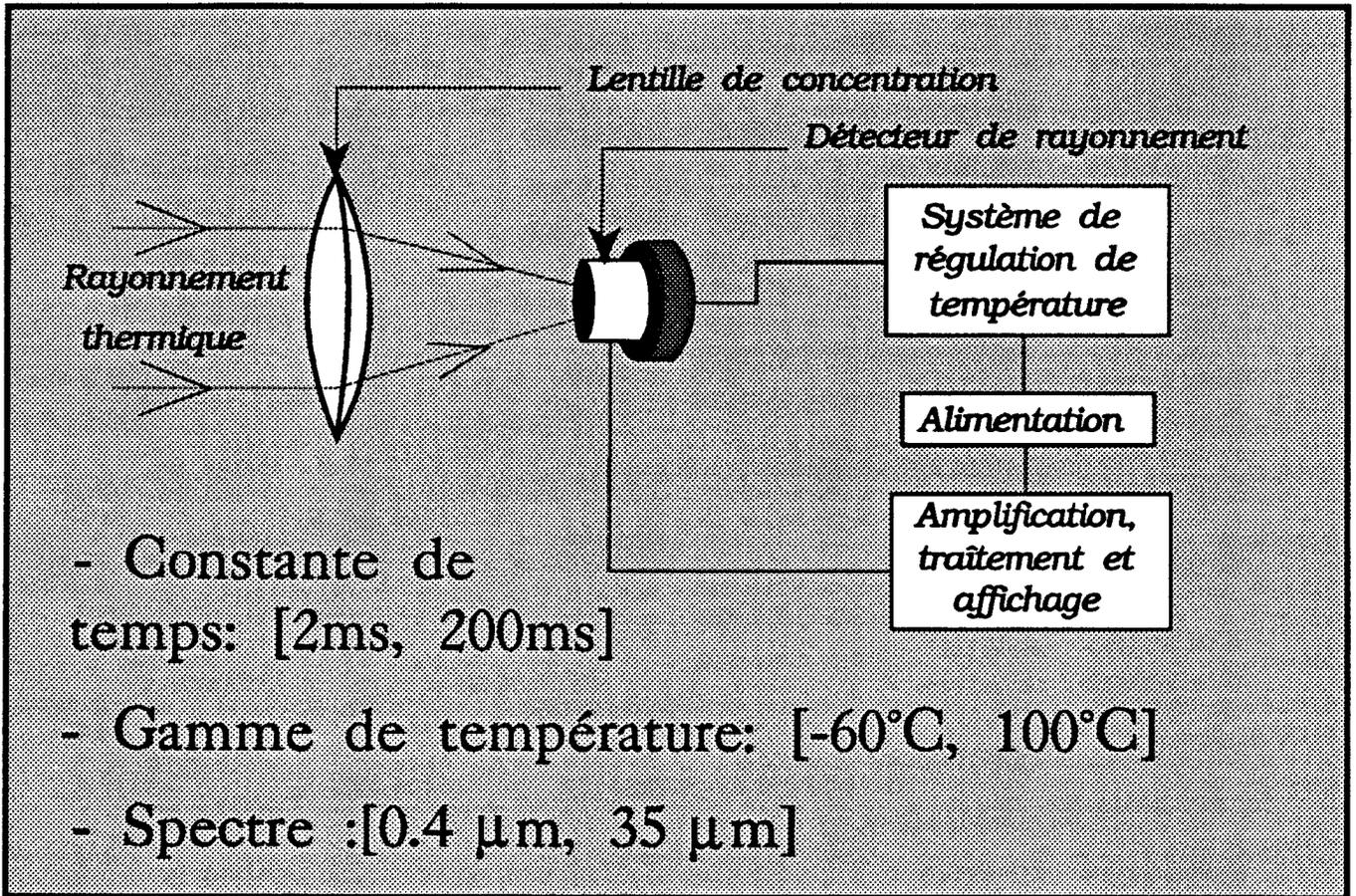


Figure-9-: Principe de mesure de la température à distance

Pour utiliser un fluxmètre thermique comme capteur de rayonnement, il suffit de soumettre une seule de ses faces au flux de rayonnement à mesurer de façon à créer une différence de température et par suite une f.é.m dépendant du rayonnement à mesurer.

En fait, l'énergie du rayonnement transformée en chaleur sur la surface exposée provoque surtout une élévation de la température moyenne du capteur au dessus de la température du fluide environnant. Le champ de température est représenté sur la figure-10-.

Les résistances de surface du capteur étant grandes par rapport à la résistance interne, les températures T_1 et T_2 des surfaces sont sensiblement égales, la température T_1 de la face exposée au rayonnement étant légèrement supérieure à la température T_2 de l'autre face.

Les températures T_1 et T_2 sont déterminées par les coefficients d'échanges convectifs avec le milieu fluide environnant. L'énergie transformée en chaleur sur la face exposée se partage donc en deux parties sensiblement égales puisque la résistance interne du fluxmètre vis à vis des résistances de surface peut être négligée en première approximation. La f.é.m mesurée étant représentative de la déperdition par la face arrière, il y a conversion du flux de rayonnement en flux conductif qui peut être mesuré avec précision. La sensibilité des capteurs de flux thermique étant de l'ordre de 2mV/W , il sera possible de mesurer avec précision des flux de rayonnement inférieurs au mW . Une façon très simple de réaliser un capteur de rayonnement consistera donc à suspendre un fluxmètre thermique dans l'air et de le soumettre sur une seule face au flux de rayonnement à mesurer. Le flux de rayonnement provoque donc une élévation de la température moyenne du fluxmètre thermique qui s'apparente à l'élévation de la température des soudures chaudes dans les dispositifs à thermopile classique. Le fluxmètre étant suspendu dans l'air ambiant, l'élévation de la température moyenne par rapport à la température d'air a l'avantage de n'être pas limitée par la conduction thermique dans les conducteurs comme dans les circuits thermoélectriques classiques.

La mesure du flux de rayonnement étant ramenée à la mesure d'un flux thermique, c'est à dire à un gradient thermique moyen sous la surface exposée au rayonnement à détecter, la première différence avec les systèmes à thermopile classique est que la constante de temps ne dépend que de l'épaisseur du capteur et non pas de la surface utile de mesure.

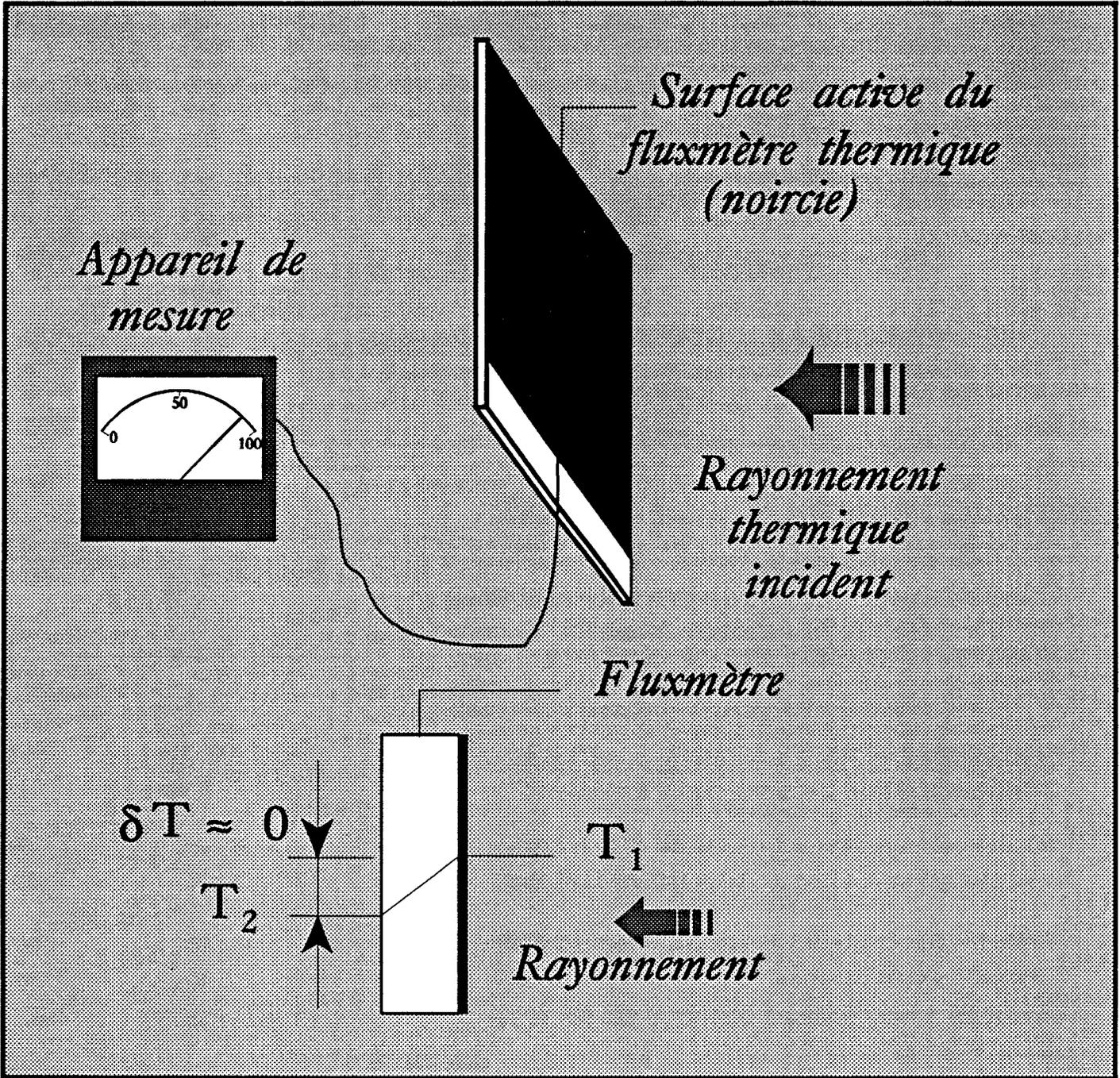


Figure-10-: Détecteur à fluxmètre thermique

Il est donc possible d'adapter la surface active au système de concentration de rayonnement thermique et d'obtenir une information représentative d'un gradient thermique moyen.

Le premier avantage du capteur est dû à sa faible épaisseur, c'est à dire au rapprochement extérieur des surfaces du capteur entre lesquelles on mesure la différence de température. La diminution de la résistance interne du capteur permet de minimiser le bruit de mesure et apporte une solution au problème de la dérive du zéro. Le fait que la température de la face arrière du capteur soit sensiblement égale à celle de la face avant en présence de rayonnement symétrise les échanges convectifs avec le fluide de part et d'autre du détecteur, sachant que la face arrière du capteur ne reçoit aucun rayonnement. Il en résulte que les perturbations convectives dues à une variation de la température d'air T_a ou à une variation du coefficient d'échange entre le capteur et son environnement seront éliminées par la méthode de mesure différentielle, par définition.

c)- Détecteurs à contraste d'émissivité

Lorsque le fluxmètre thermique est utilisé comme détecteur, le flux de rayonnement à mesurer est converti en flux conductif proportionnel à la différence de température suivant l'épaisseur du capteur. Notons ici que la différence de température dépend de l'émissivité de la face soumise au rayonnement. Dans le cas d'une surface de faible émissivité, l'écart de température est plus faible que dans le cas d'une surface de forte émissivité. La différence entre les f.é.m détectées par les capteurs d'émissivités contrastées est proportionnelle au flux de rayonnement à mesurer pourvu que les faces arrières des deux capteurs soient maintenues à la même température. Un capteur de rayonnement pourrait être constitué par deux fluxmètres d'émissivités contrastées montés en différentiel. Un tel dispositif présente un avantage au capteur précédent.

Une autre façon de réaliser un capteur de rayonnement consiste à soumettre une surface comprenant des régions d'émissivité contrastées au flux de rayonnement et à mesurer des différences de température suivant la direction tangentielle du capteur entre ces régions.

L'objectif essentiel de notre travail est de présenter un nouveau capteur de très faible épaisseur ayant une face contenant des zones d'émissivités contrastées et qui fournit une f.é.m proportionnelle au flux radiatif intercepté par sa surface active, figure-11-.

L'avantage que présente ce type de capteur est l'intégration de cellules fluxmétriques d'émissivités différentes sur une même surface. Contrairement au cas précédent où l'on doit utiliser deux capteurs avec des revêtements contrastés. Le problème qui se pose par ce type de mesure est l'existence d'un écart de température entre les deux fluxmètres.

En effet, le revêtement noir absorbe presque la totalité du rayonnement qu'il reçoit, ce qui se traduit par une augmentation de la température du fluxmètre noir. Le revêtement brillant, quant à lui, réfléchit presque la totalité du rayonnement incident, la température du fluxmètre brillant dans ce cas reste presque inchangée. La différence entre les températures des deux fluxmètres génère une f.é.m résultante proportionnelle au transfert thermique par conduction entre ceux-ci, ce qui perturbe énormément les mesures du rayonnement dans certains cas.

L'utilisation de cellules fluxmétriques d'émissivités contrastées sur un même support permet d'uniformiser la température au niveau de leur surface inférieure commune.

Les faces supérieures, noires et brillantes, sont portées à des températures différentes dont l'écart, aussi faible qu'il soit, caractérise le flux radiatif reçu. Sa valeur ne peut donner naissance qu'à un échange convectif très faible avec le milieu environnant.

La f.e.m obtenue aux bornes du capteur est pratiquement proportionnelle au flux de rayonnement thermique intercepté par sa face active.

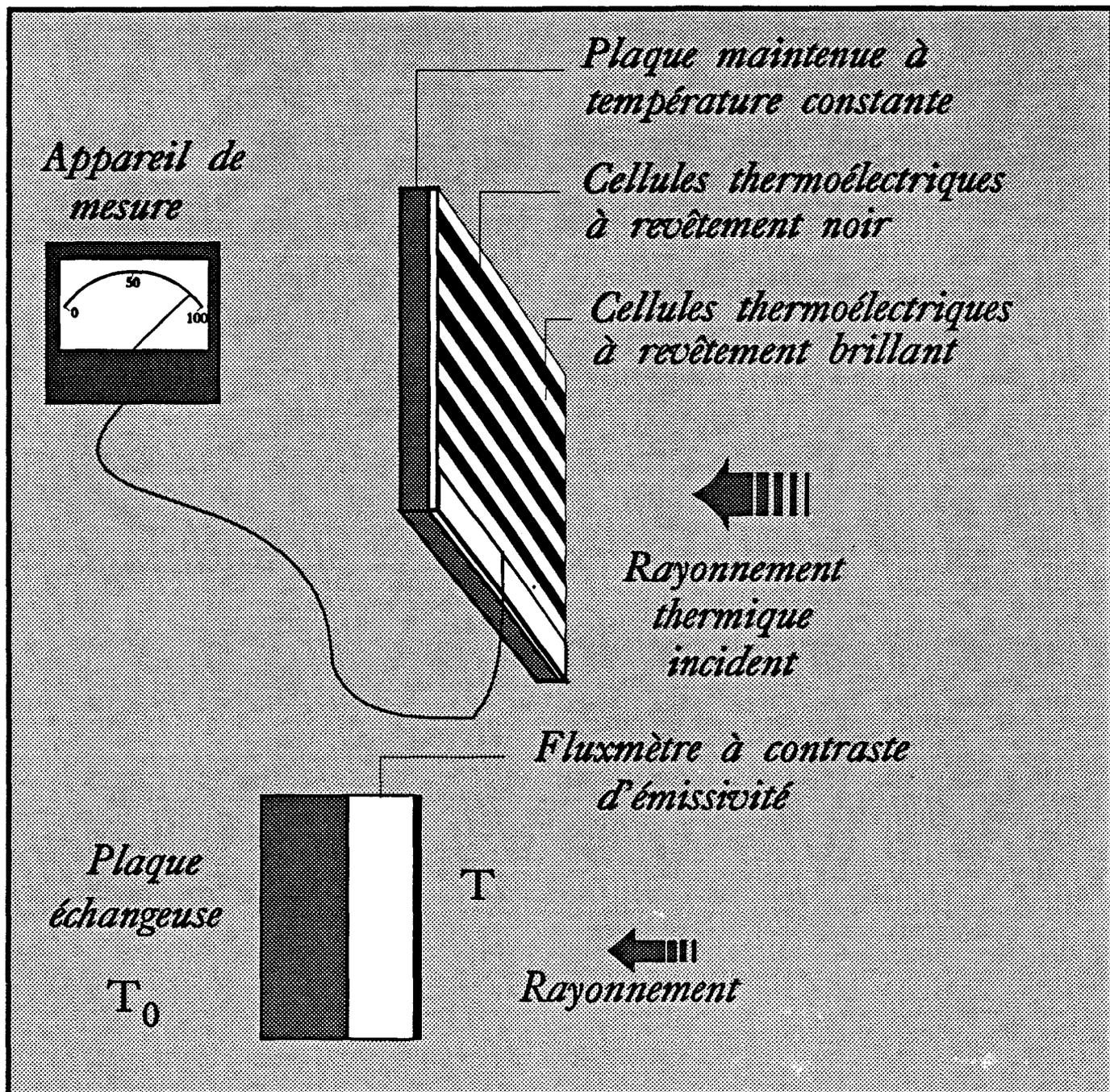


Figure-11-: Détecteur à contraste d'émissivité

Chapitre-11-

*Etude et réalisation d'un nouveau capteur
de rayonnement thermique*

II-I- Description des fluxmètres thermiques

II-I-1- Introduction

Dans le but de réaliser un capteur radiatif à émissivités contrastées, il était nécessaire d'étudier et d'optimiser un fluxmètre classique. En réalité le capteur de rayonnement thermique est une association alternée de cellules fluxmétriques de revêtements différents sur un même support continu.

Les cellules d'émissivités contrastées sont alternées et opposées deux à deux.

Afin d'obtenir une évaluation précise du rayonnement thermique détecté, nous avons utilisé des revêtements d'émissivités proches des valeurs extrêmes, le premier est un absorbant noir, $\epsilon \approx 1$, et le second est un revêtement en aluminium poli, $\epsilon \approx 0.04$.

II-I-2- Généralités

Un capteur de flux thermique doit avoir une grande sensibilité afin que la f.e.m qu'il délivre soit suffisante pour l'utilisation d'instrumentation en milieu industriel, le temps de réponse doit être assez faible pour permettre la mesure en régime variable et l'adaptation à une chaîne automatique de mesure, la résistance thermique doit être faible pour ne pas perturber le champ de température à mesurer, et finalement le prix ne doit pas être très élevé [6][8][11][28].

II-I-3- Caractéristiques

3-1- réalisation:

Le principe des fluxmètres classiques consiste à faire passer un flux de chaleur dans un disque isolant et de prélever l'écart de température entre ses surfaces externes à l'aide d'un thermocouple. La réalisation de ces capteurs, reste artisanale, et leur grande épaisseur ne permettent pas d'avoir des fluxmètres de grande surface, de même la mesure en régime variable se trouve limitée aux variations très lentes.

La nouvelle génération de fluxmètres présentés dans cette partie répond aux besoins de la mesure en thermique^{[20][28]}, aussi bien en régime permanent qu'en régime variable, car ils possèdent à la fois une très faible épaisseur et un temps de réponse suffisamment court. Les perturbations introduites par la structure multicouche se trouvent alors minimisées^{[14][21][22]}.

Les nouveaux fluxmètres sont réalisés par la méthode des circuits imprimés, la partie sensible est un circuit bimétallique constitué essentiellement d'un ruban de constantan de 25 μm d'épaisseur sur la surface duquel ont été réalisés en grand nombre des dépôts électrolytiques de cuivre disposés en série.

Le principe de ces fluxmètres est basé sur l'effet Seebeck pour lequel la mesure d'une f.e.m est liée à l'apparition d'un écart de température entre deux points d'un circuit constitué de deux conducteurs différents, formant un thermocouple.

Le problème de réalisation de tels circuits est purement technologique, la soudure des contacts bimétalliques est pratiquement impossible pour des épaisseurs très faibles.

La technique des circuits imprimés a rendu possible la réalisation de tels thermocouples par dépôt d'une couche métallique mince de grande conductivité électrique (cuivre) sur support métallique de pouvoir thermoélectrique différent (constantan), figure-1-.

Le cuivre joue le rôle de court-circuit électrique qui a pour effet d'augmenter la conductivité électrique dans la direction tangentielle.

Le circuit se comporte comme s'il était constitué par une succession de tronçons métalliques (cuivre et constantan) en contact électrique.

La surface de jonction bimétallique est le siège d'interactions thermoélectriques distribuées.

La caractéristique principale de ce circuit bimétallique est la présence d'une dissymétrie tangentielle des frontières des dépôts électrolytiques par gravure de trous rectangulaires dans chacune des régions cuivrées; un tel circuit constitue une thermopile.

Le circuit bimétallique est pressé entre des feuilles de kapton cuivré, lorsqu'un flux thermique traverse perpendiculairement le circuit multicouche, il y a canalisation des lignes de flux aux endroits où il y a contact thermique entre la thermopile et le milieu environnant. La présence de la dissymétrie introduit une distortion des lignes de flux thermique dans la direction tangentielle du circuit bimétallique, cette

distortion génère une f.é.m. proportionnelle au flux thermique traversant la surface sensible du capteur, plus la distortion est accentuée, plus est importante la f.é.m. détectée aux bornes du support continu. La f.é.m. mesurée est représentative du flux thermique traversant la surface du capteur, elle est égale à la somme des f.é.m. de chacune des cellules fluxométriques mises en série dans la thermopile soit le nombre de dépôts électrolytiques constituant le fluxmètre multiplié par la f.é.m. d'une seule cellule, en supposant égales les f.é.m. élémentaires, cette égalité peut être expliquée, en première approximation, par l'égalité géométrique et physique des cellules fluxométriques et ensuite par la périodicité de la distortion des lignes de flux thermique dont la période est égale à la longueur de la cellule^[13].

$$(f.é.m)_{\text{Totale}} = \text{Nombre de cellules} \times (f.é.m)_{\text{Cellule}}$$

Les fluxmètres ainsi réalisés ont la caractéristique d'avoir une sensibilité indépendante de la température et de la pression; ils peuvent être utilisés dans des intervalles de température allant de -100°C jusqu'à 200°C, et de pression de 0 bar jusqu'à 10 bars, de même ils sont caractérisés par une faible résistance électrique (de l'ordre de 100 Ω) facilitant la mesure et le traitement de la f.é.m. détectée. La résistance thermique est rendue négligeable dans les applications habituelles, compte tenu de la faible épaisseur du fluxmètre, par contre il faut prendre en considération les résistances thermiques de contact entre le capteur et la paroi sur laquelle il est disposé. Ces résistances peuvent être minimisées en utilisant un adhésif adapté pour coller le fluxmètre sur la surface à caractériser.

Les perturbations du champ de température en régime permanent, introduites par la présence du capteur, sont négligeables compte tenu de la faible valeur de la résistance thermique de celui-ci et la minimisation des résistances de contact.

En revanche, ces perturbations deviennent plus importantes en régime variable lorsque l'on mesure les transferts conductifs dans des parois légères (polystyrène), il faut tenir compte de l'effet capacitif du circuit multicouche, car sa capacité thermique n'est généralement pas négligeable vis-à-vis d'un milieu de même épaisseur. Toute fois, lorsque le capteur est disposé sur une paroi de béton ou de plâtre,

par exemple, les perturbations en régime transitoire peuvent être négligées^[22].

Les erreurs systématiques en régime permanent sont dues essentiellement à un contraste d'émissivité entre la surface du fluxmètre et celle de la paroi sur laquelle il est disposé.

Ces perturbations sont traduites par une modification locale des échanges radiatifs et par conséquent une légère variation de température en fonction de la valeur du flux radiatif^[12].

3-2- étalonnage:

Compte tenu de la complexité de la structure multicouche du capteur, il est impossible de déterminer les caractéristiques thermiques du fluxmètre à partir des propriétés thermophysiques des matériaux qui le constituent, supposés connus.

La seule méthode pour déterminer ces caractéristiques est uniquement expérimentale^[12].

La méthode consiste à imposer un flux thermique et mesurer la f.é.m. apparue aux bornes du fluxmètre.

- *sensibilité*

Connaissant la valeur du flux imposé, la sensibilité est calculée à partir de la relation suivante:

$$K = \frac{\Delta V}{\Phi} \quad \mu V/W$$

- *résistance thermique*

La mesure de la résistance thermique d'un fluxmètre peut s'effectuer de plusieurs méthodes expérimentales, nous avons utilisé, lors de notre mémoire de D.E.A.^[12], une lame d'air d'épaisseur déterminée, et nous avons relevé la différence de température aux bornes de l'ensemble fluxmètre-lame d'air à l'aide d'un thermocouple (de sensibilité égale à 40 $\mu V/^{\circ}C$). Connaissant la valeur du flux imposé, nous avons déterminé la résistance thermique du fluxmètre.

On sait que

$$\begin{aligned}R_{\text{Tot}} &= \frac{\Delta T}{\Phi} = \frac{\Delta T_f + \Delta T_a}{\Phi} \\ &= \frac{\Delta T_f}{\Phi} + \frac{\Delta T_a}{\Phi} \\ &= R_f + R_a\end{aligned}$$

R_f : la résistance thermique du fluxmètre

R_a : la résistance thermique de l'air.

On en déduit:

$$R_f = R_{\text{Tot}} - R_a = \frac{\Delta T}{\Phi} - \frac{e}{\lambda \cdot s}$$

où e et s sont respectivement l'épaisseur et la surface de la lame d'air.

$\lambda = 0.025$ pour l'air.

- capacité thermique

La capacité thermique a été déterminée de plusieurs façons, par l'analyse de la réponse en fréquence^[7], par la méthode graphique par détermination du temps de réponse en assimilant le capteur, en première approximation, à un circuit électrique RC, la constante de temps θ du fluxmètre est égale au produit $R_{th} \cdot C_{th}$, par analogie électrique-thermique^{[12][26]}, soit:

$$C_{th} = \frac{\theta}{R_{th}}$$

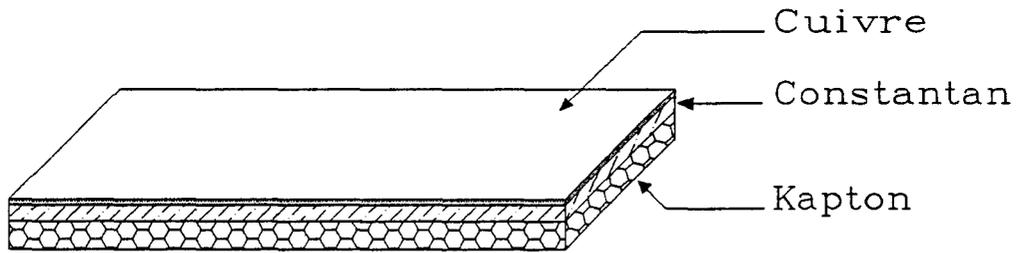
- chaîne d'étalonnage

Le principe consiste à imposer un flux thermique Φ de valeur déterminée et de relever la f.é.m ΔV au bornes du fluxmètre à étalonner.

La source de chaleur est une résistance chauffante, en constantan sur support kapton, commandée par un système asservi (figure-2-) afin de réguler la puissance thermique imposée^{[29][26]}.

Le dispositif comporte au total deux résistances chauffantes, un fluxmètre auxiliaire, dit à flux nul, et une couche isolante.

Figure-1-



Dépôt électrolytique d'une mince couche de cuivre
sur une feuille de constantan.

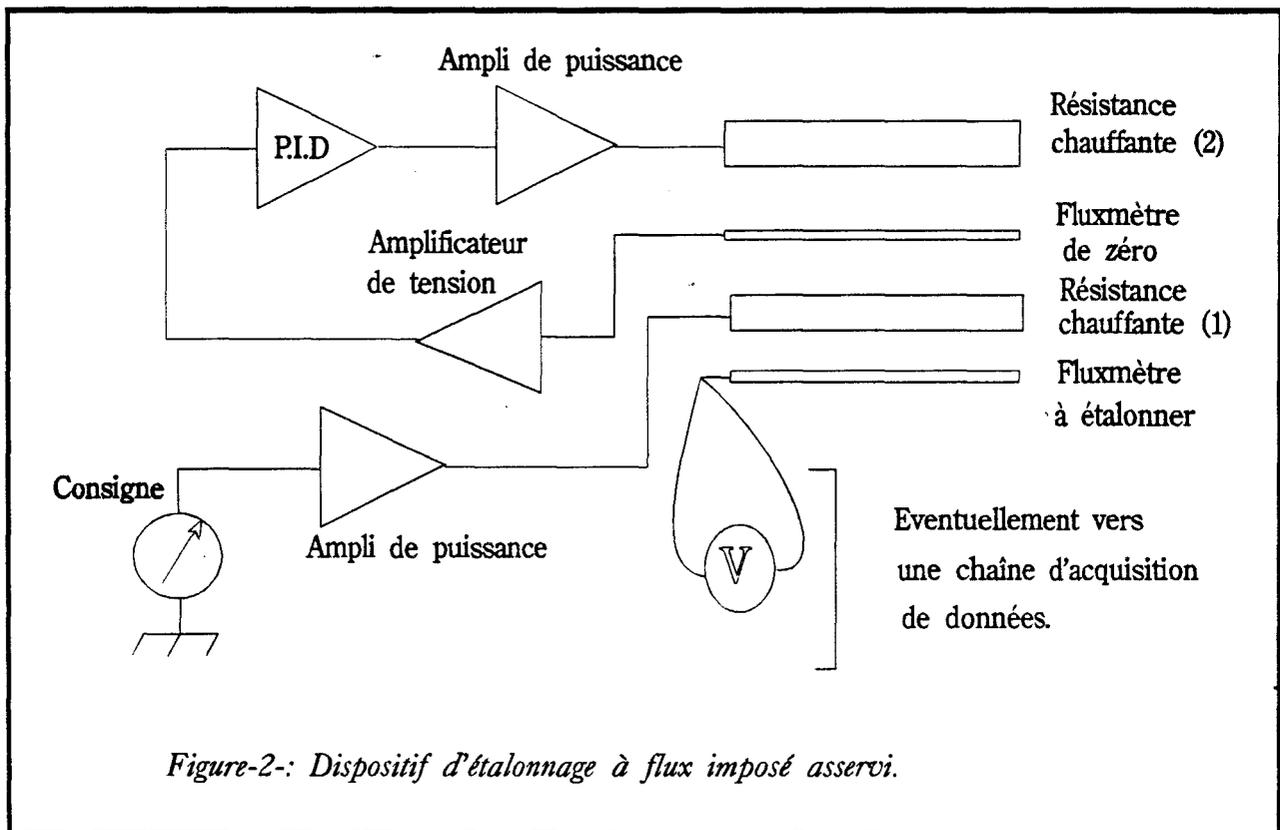


Figure-2-: Dispositif d'étalonnage à flux imposé asservi.

La première résistance chauffante permet d'imposer le flux thermique voulue à l'aide d'un amplificateur de puissance, ce flux est dissipé des deux côtés de la résistance chauffante, le fluxmètre à étalonner se trouve, dans ces conditions traversé par seulement la moitié de la puissance imposée, la puissance perdue est évaluée par le fluxmètre auxiliaire, la tension obtenue à ses bornes est amplifiée puis appliquée à l'entrée d'un P.I.D, qui permet d'assurer l'annulation du flux perdu en injectant le courant nécessaire dans la deuxième résistance chauffante pour obtenir une puissance égale à la puissance perdue de sorte que le flux traversant le capteur à étalonner soit égal au flux imposé Φ .

Le traitement des données est assuré par une chaîne de mesure qui comprend un micro-ordinateur PC et un banc d'instrumentation avec:

- deux amplificateurs de puissance de gain 30;
- deux résistances chauffantes branchées chacune à la sortie d'un amplificateur de puissance;
- un P.I.D pour assurer l'asservissement du dispositif;
- un C.N.A et C.A.N pour la conversion des données pour le traitement.

II-II- Mesure d'un échange radiatif

II-II-1- Principe

Jusqu'à présent, plusieurs types de fluxmètres ont été conçus afin de répondre à des applications particulières compte tenu de leurs formes et leurs dimensions.

Placés sur une paroi, les capteurs réalisés permettent la mesure du flux thermique, convectif et radiatif, en générant une f.é.m lui est proportionnelle.

Le but de ce travail est de montrer comment réaliser un capteur qui permet de mesurer directement le rayonnement thermique en ayant des caractéristiques identiques à celles des fluxmètres classiques.

La mesure du rayonnement thermique a été effectuée de plusieurs façons utilisant le même principe qui est basé sur la séparation de la composante radiative du bilan énergétique, du fait que le flux thermique global est la superposition des flux convectif et radiatif:

$$\Phi_{\text{Tot}} = \Phi_{\text{Rad}} + \Phi_{\text{Conv}}$$

- Une première méthode^[30] a été utilisée en recouvrant un fluxmètre d'un revêtement noir et un autre d'un revêtement brillant dont les sensibilités sont connues, et à partir de la différence des f.é.m. des deux fluxmètres, on pouvait calculer la valeur du flux radiatif, figure-3a-.

On suppose, dans ce cas, que le premier fluxmètre a une sensibilité K_n et l'autre une sensibilité K_b :

- la f.é.m. du fluxmètre noir est donnée par:

$$\Delta V_n = K_n \cdot \Phi_T$$

puisque'il est traversé par la somme des flux radiatif et convectif, soit,

$$\Phi_T = \frac{\Delta V_n}{K_n}$$

- la f.é.m. du fluxmètre brillant est donnée par:

$$\Delta V_b = K_b \cdot \Phi_{\text{conv}}$$

du fait que le flux radiatif est entièrement réfléchi par le revêtement brillant.

soit,

$$\Phi_{\text{conv}} = \frac{\Delta V_b}{K_b}$$

la valeur du flux radiatif est déterminée à partir de la relation suivante:

$$\begin{aligned} \Phi_{\text{ray}} &= \Phi_{\text{Tot}} - \Phi_{\text{conv}} \\ &= \frac{\Delta V_n}{K_n} - \frac{\Delta V_b}{K_b} \end{aligned}$$

En réalité, une correction s'impose, car si l'on tient compte de la différence entre les températures de surface du fluxmètre dans les deux cas de revêtements, les flux peuvent être écrits de la manière suivante:

- cas du revêtement noir:

$$\Phi_n = \Phi_{rn} + \Phi_{cn}$$

- cas du revêtement brillant:

$$\Phi_b = \Phi_{cb} \quad (\Phi_{rb} \approx 0)$$

Dans ce cas, la différence des flux peut s'écrire:

$$\begin{aligned} \Delta\Phi &= \Phi_n - \Phi_b = \Phi_{rn} + \Phi_{cn} - \Phi_{cb} \\ &= \Phi_{rn} + \Delta\Phi_c \end{aligned}$$

Le flux radiatif est donc:

$$\Phi_r = \Delta\Phi - \Delta\Phi_c = \Delta\Phi + h_c \cdot s (T_n - T_b)$$

La f.e.m radiative est égale à la différence des f.e.m noire et brillante augmentée d'une f.e.m qui dépend de l'écart entre les températures de surface du fluxmètre dans les deux cas de revêtements.

- Une autre méthode ^[14] consiste à réaliser sur le même support deux thermopiles, l'une recouverte d'un revêtement noir et l'autre d'un revêtement brillant, la f.é.m est relevée par mesure différentielle. En déterminant la sensibilité de chacune des deux thermopiles, le flux radiatif intercepté par le capteur est directement lié à la f.é.m détectée, figure-3b-.

Avec ce type de fluxmètre, on peut avoir à la fois une information sur le flux total, le flux convectif et le flux radiatif.

- La méthode présentée dans ce travail, est toujours basée sur un contraste des émissivités qui consiste, à utiliser une seule thermopile, mais des cellules disposés de sorte que la f.é.m. mesurée aux bornes du capteur soit directement proportionnelle au flux radiatif mis en jeu.

La présence de revêtements d'émissivités contrastées permet d'obtenir une f.é.m représentative des échanges radiatifs.

A fin d'obtenir cette f.é.m. radiative, les cellules fluxmétriques sont disposées alternativement en sens contraire deux à deux dans la thermopile, de façon à annuler la différence entre flux convectif et conductif, figure-4-. Une cellule radiative est donc constituée de deux cellules opposées, l'une est noire, l'autre est brillante.

Dans cette disposition, l'ensemble délivre une f.é.m. résultante égale à la différence des f.é.m. de chacune des deux cellules, cette tension est proportionnelle au flux radiatif, converti en flux conductif qui traverse la jonction cuivre-constantan du circuit bimétallique.

Constitué d'un grand nombre d'éléments, le capteur délivre alors une f.é.m. suffisante pour être traitée en instrumentation industrielle.

La disposition des cellules noires et brillantes ne change en rien les caractéristiques électriques et thermiques du capteur.

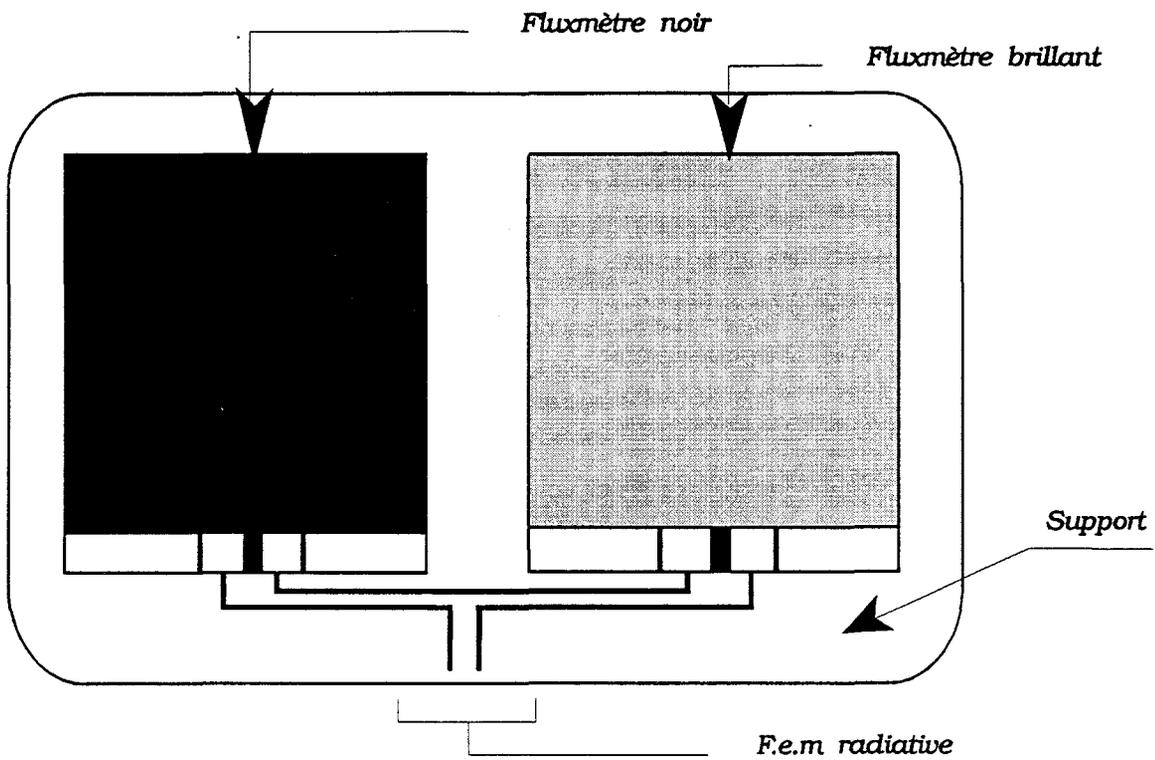


Figure-3a-: Mesure du rayonnement thermique à l'aide de deux fluxmètres classiques montés en différentiel.

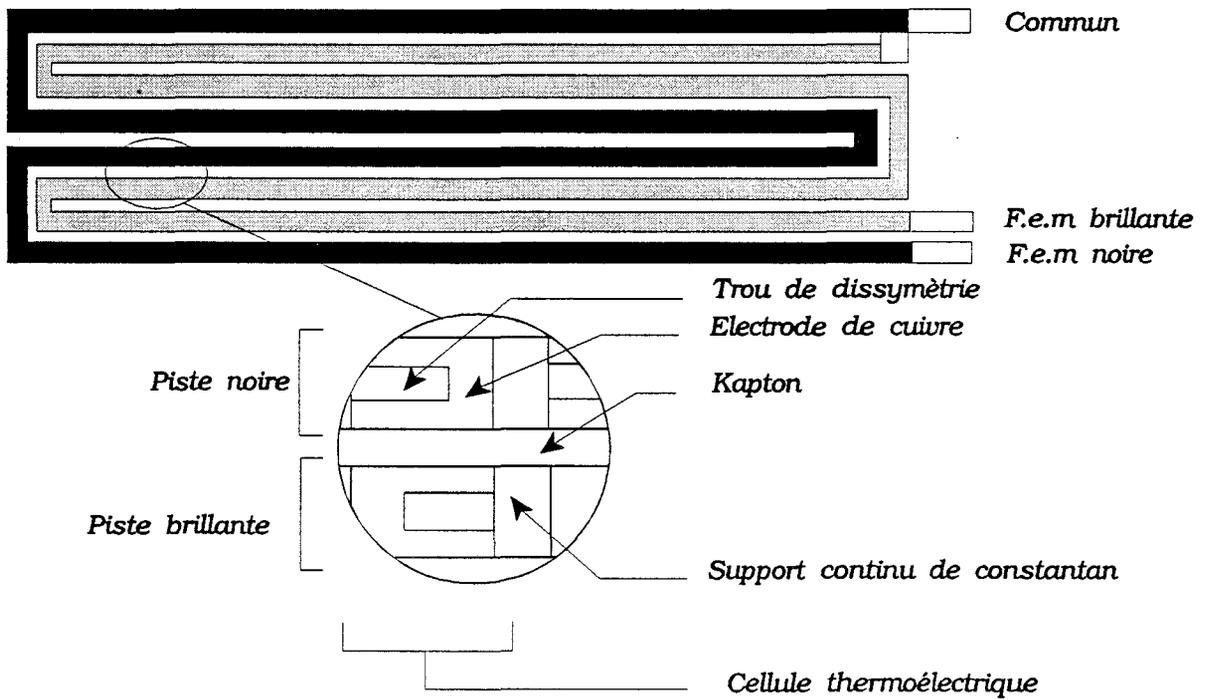


Figure-3b-: Capteur avec deux pistes séparées, noire et brillante.

Capteur de rayonnement thermique à cellules fluxmétriques opposées

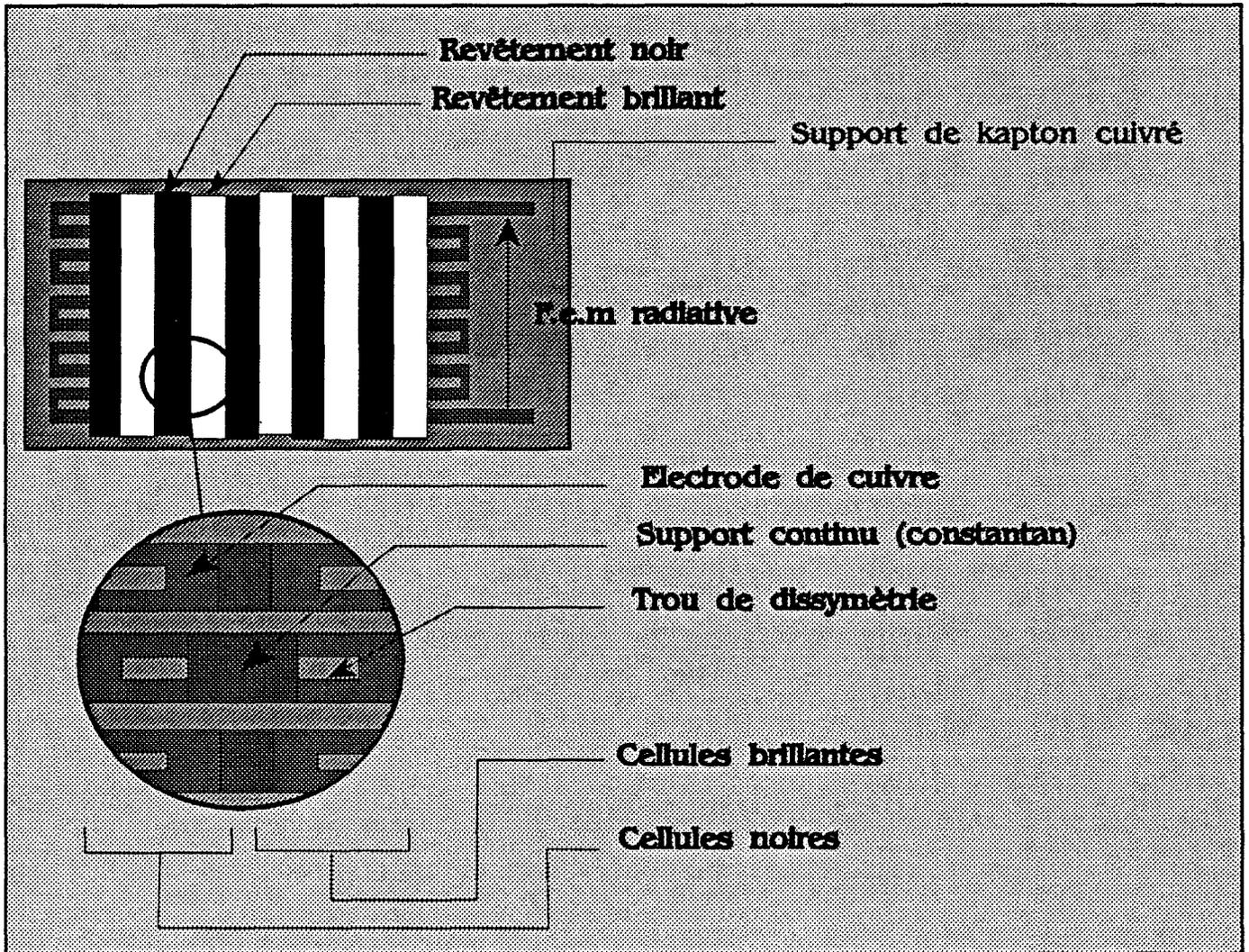


Figure-4-

II-II-2- Principe de séparation des composantes radiative et convective

La séparation des composantes radiative et convective d'un flux thermique est basée sur la différence entre les émissivités des surfaces de deux cellules consécutives, une surface noire ($\epsilon \approx 1$) absorbe presque la totalité du flux thermique qu'elle reçoit (radiatif et convectif), tandis qu'une surface brillante ($\epsilon \approx 0$) réfléchit presque la totalité du flux radiatif incident.

Le bilan thermique des deux surfaces noire et brillante est dressé comme suit:

- surface noire:

Le flux total est une superposition des flux radiatif et convectif:

$$\Phi_{\text{Tot}} = \Phi_{\text{conv}} + \Phi_{\text{ray}}$$

La totalité de ce flux est absorbée par le capteur noir de sensibilité notée K_n , induisant une f.é.m. lui est proportionnelle:

$$\Delta V_n = K_n \cdot \Phi_{\text{Tot}} = K_n \cdot (\Phi_{\text{conv}} + \Phi_{\text{ray}})$$

- surface brillante:

Le flux radiatif est réfléchi par les surfaces de faible émissivité, la seule composante du flux faisant apparaître une f.é.m. aux bornes du capteur brillant est la convection, la sensibilité du fluxmètre est notée K_b , soit une f.é.m. induite égale à:

$$\Delta V_b = K_b \cdot \Phi_{\text{conv}} = K_b (\Phi_{\text{Tot}} - \Phi_{\text{ray}})$$

La f.é.m. représentative du rayonnement est la différence entre les deux expressions précédentes:

$$\Delta V_{\text{ray}} = \Delta V_n - \Delta V_b = K_n (\Phi_{\text{conv}} + \Phi_{\text{ray}}) - K_b \cdot \Phi_{\text{conv}} = (K_n - K_b) \cdot \Phi_{\text{conv}} + K_n \cdot \Phi_{\text{ray}}$$

Dans le cas de deux capteurs identiques, de sensibilités égales ($K_n = K_b$), la différence ($K_n - K_b$) est nulle, la f.é.m. est donc directement proportionnelle au flux radiatif:

$$\Delta V_{\text{rad}} = K_n \cdot \Phi_{\text{rad}} = K \cdot \Phi_{\text{rad}}$$

Ce résultat suppose que l'émissivité du revêtement brillant soit égale à zéro.

II-II-3- Caractéristiques du fluxmètre radiatif

Un tel capteur fournit une f.é.m proportionnelle à la composante radiative du flux thermique quelles que soient les flux convectif et conductif.

3-1- influence de la distance entre une cellule noire et une cellule brillante:

La distance entre les deux cellules, notamment du côté des trous, perturbe fortement la sensibilité du capteur. En effet, le contraste d'émissivité entre les deux cellules génère un écart de température de surface considérable, duquel résulte un flux thermique tangentiel important qui vient s'ajouter au flux tangentiel total résultant de la contrainte appliquée au capteur.

Ce flux tangentiel additionnel se présente sous forme d'une discontinuité à l'extrémité de la cellule du côté du trou.

Afin de réduire cette discontinuité, nous avons augmenté la distance de séparation entre les cellules d'émissivités contrastées, notamment du côté du côté des trous faisant face.

De cette manière, la discontinuité se trouve éloignée des régions frontières et sa contribution n'est pas tenue en compte dans le calcul.

La conductance thermique de cette région de séparation a donc diminué.

L'inconvénient que présente cette augmentation de la distance entre les cellules est la réduction de leur nombre sur la surface active du capteur.

Une autre méthode plus avantageuse qui permet de préserver un plus grand nombre de cellules sur la même surface active du capteur, consiste à réaliser un trou dans la zone de séparation afin de diminuer sa conductance. Les contraintes technologiques nous ont empêchés d'adopter cette dernière méthode en raison de la difficulté de réalisation du trou sur cette partie qui risquerait de provoquer des ruptures dans le support continu de constantan.

3-2- influence du contraste d'émissivité:

Lorsque deux cellules opposées sont recouvertes d'un même revêtement, et exposées au même flux, elles délivrent des f.é.m. égales du fait que les distributions locales des champs de température et de flux au niveau de leurs jonctions bimétalliques sont identiques, la tension résultante est donc nulle,

$$\Delta V_1 = \Delta V_2, \text{ soit } \Delta V_{\text{rad}} = 0$$

En simulation, on a fait l'étude des deux cas extrêmes, revêtement noir et revêtement brillant, et on a obtenu des résultats conformes à la théorie, la figure-5- illustre les distributions de la température et du flux dans le cas d'un revêtement noir, avec un flux radiatif issu d'une source portée à une température de 100°C et située à 1cm de la surface du capteur. On constate que les deux cellules sont le siège de distributions identiques et égales en température et en flux, ce qui s'explique par l'apparition de f.é.m égales, et par conséquent, une f.é.m résultante nulle.

Les profils de température et de flux dans le cas d'un revêtement brillant ne sont pas présentés du fait qu'ils sont qualitativement identiques à ceux d'un revêtement noir, seules les valeurs qui sont plus faibles en raison de la réflexion du rayonnement thermique au niveau de la surface brillante du fluxmètre.

Les résultats expérimentaux sont décrits au paragraphe II-IV.

3-3- influence des flux convectif et conductif:

En l'absence du rayonnement, les revêtements noirs et brillants ne jouent aucun rôle dans la structure multicouche des deux cellules opposées, car elles se comportent indifféremment vis-à-vis du flux

convectif en raison de leurs conductivités thermiques égales et de leurs faibles épaisseurs.

Nous avons simulé le transfert d'un flux conductif dû à un écart de température entre les surfaces du capteur radiatif et d'un flux convectif dû à un milieu fluide de coefficient d'échange égale à $10 \text{ W/}^\circ\text{Km}^2$. La présence des revêtements dans ces cas est sans importance car en l'absence d'un rayonnement thermique ces revêtements se comportent comme des matériaux de conductivités thermiques égales et d'épaisseurs identiques, faisant partie de la structure multicouche du capteur.

Dans notre application, on a choisi un papier très mince de conductivité thermique voisine de celle du kapton.

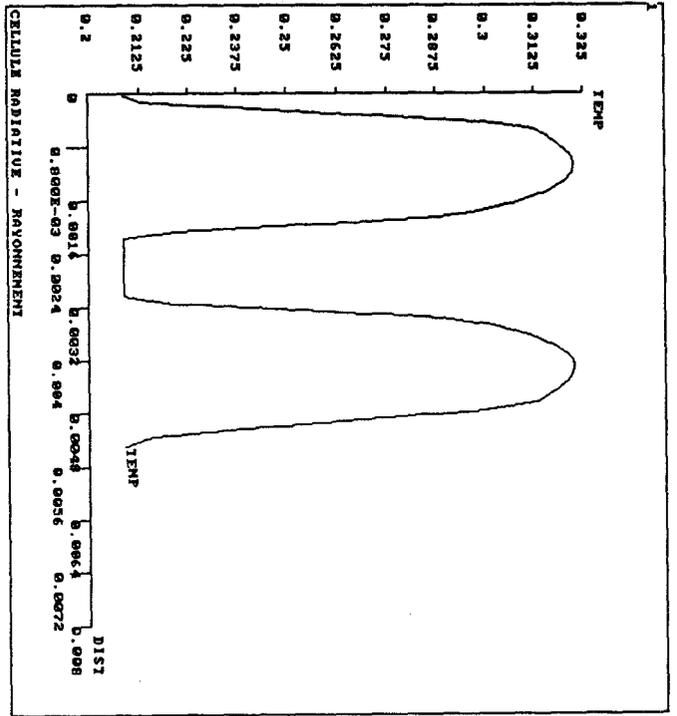
Les deux cellules fluxométriques sont recouvertes de revêtements de mêmes conductivités thermiques, les structures multicouches demeurent donc identiques. Sous une même contrainte, les deux cellules délivrent des f.é.m égales et opposées, soit une résultante nulle.

L'illustration des résultats de la simulation dans ce cas de contrainte est donnée en figures -6a-, -6b- et 6-c-; on constate que les deux cellules réagissent identiquement à la convection et à la conduction tout en générant des f.é.m égales et opposées, les flux tangentiels ont la même allure pour les deux cellules opposées, mais des sens contraires.

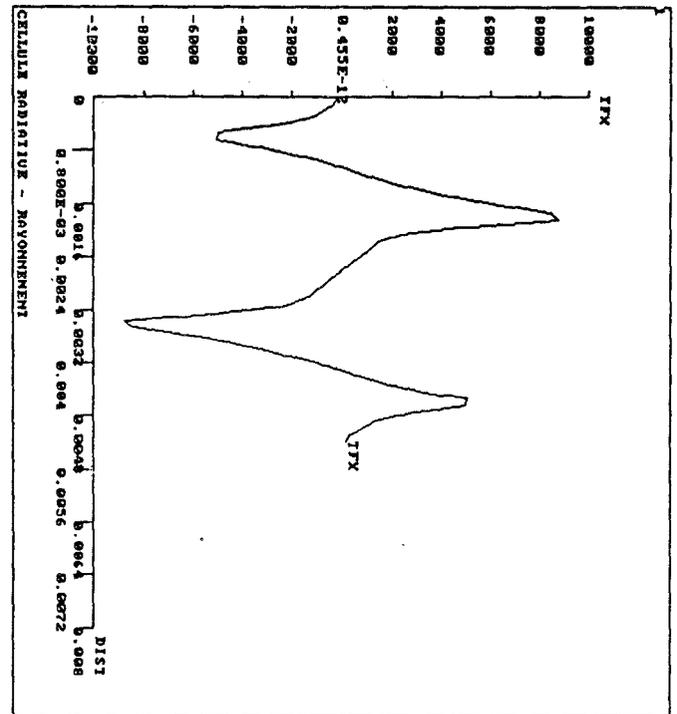
3-4- influence du flux radiatif:

En simulation, on a appliqué un rayonnement thermique issu d'une source portée à une température de 100°C et située à 1cm de la surface de la thermopile radiative, le rayonnement thermique est absorbé par la seule surface noire, il en résulte un échauffement de celle-ci, la distribution non uniforme du flux tangentiel devient importante, d'où l'apparition d'une f.é.m proportionnelle au flux radiatif imposé. En revanche, la surface brillante réfléchit la totalité de ce dernier, la température de surface reste presque inchangée, le rayonnement thermique est donc sans influence sur la cellule de surface réfléchissante.

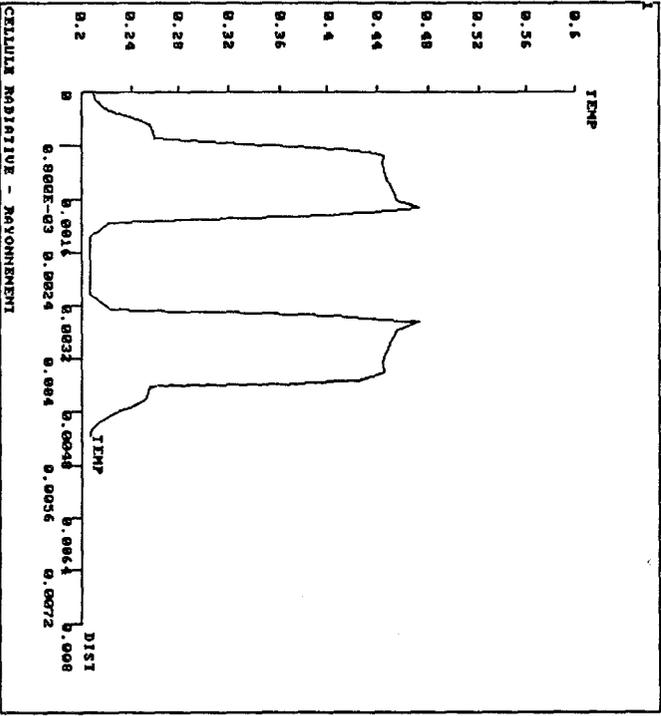
La figure-7- donne les profils de la température et du flux tangentiel au niveau de la jonction bimétallique de la thermopile radiative, où l'on constate un écart de température entre la surface noire et la



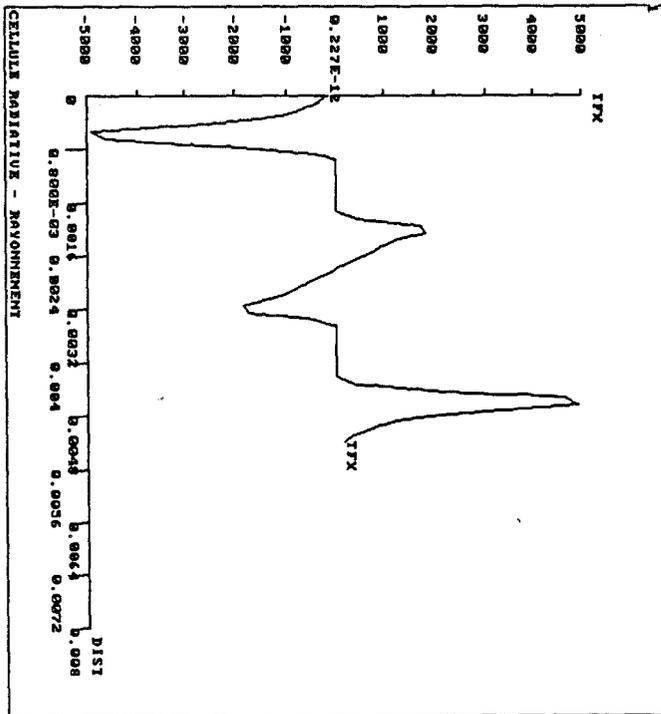
ANSYS 4.362
 JUN 28 1998
 17:39:45
 PLOT NO. 5
 POST1
 STEP=1
 IITER=18
 PATH PLOT
 MOD1=441
 MOD2=484
 TEMP
 ZU =1
 DIST=0.6666
 XF =0.5
 YF =0.5
 ZF =0.5



ANSYS 4.362
 JUN 28 1998
 17:39:52
 PLOT NO. 6
 POST1
 STEP=1
 IITER=18
 PATH PLOT
 MOD1=441
 MOD2=484
 TFX
 ZU =1
 DIST=0.6666
 XF =0.5
 YF =0.5
 ZF =0.5



ANSYS 4.362
 JUN 28 1998
 17:39:2
 PLOT NO. 1
 POST1
 STEP=1
 IITER=18
 PATH PLOT
 MOD1=397
 MOD2=448
 TEMP
 ZU =1
 DIST=0.6666
 XF =0.5
 YF =0.5
 ZF =0.5



ANSYS 4.362
 JUN 28 1998
 17:39:8
 PLOT NO. 2
 POST1
 STEP=1
 IITER=18
 PATH PLOT
 MOD1=397
 MOD2=448
 TFX
 ZU =1
 DIST=0.6666
 XF =0.5
 YF =0.5
 ZF =0.5

Figure-5:- Profils de la température et du flux tangential au niveau de la jonction bimétallique du capteur radiatif dans le cas d'un même revêtement (noir).

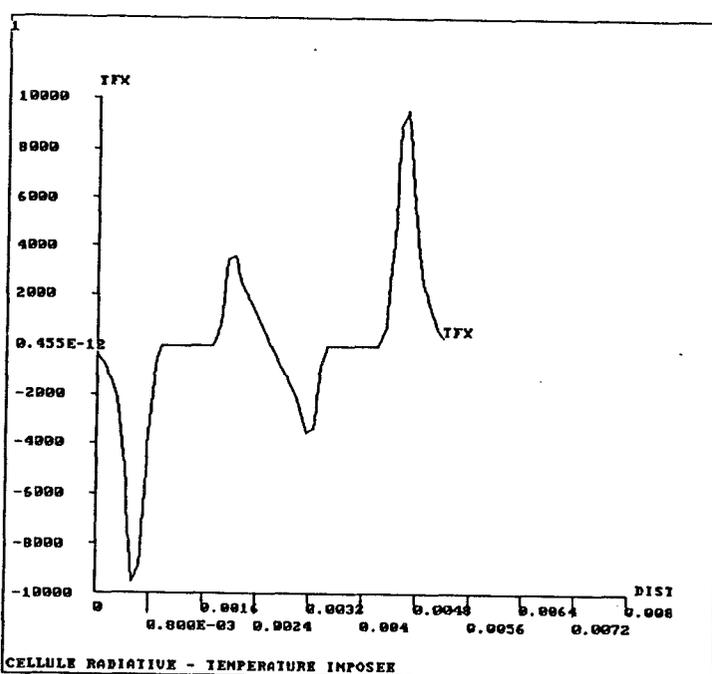
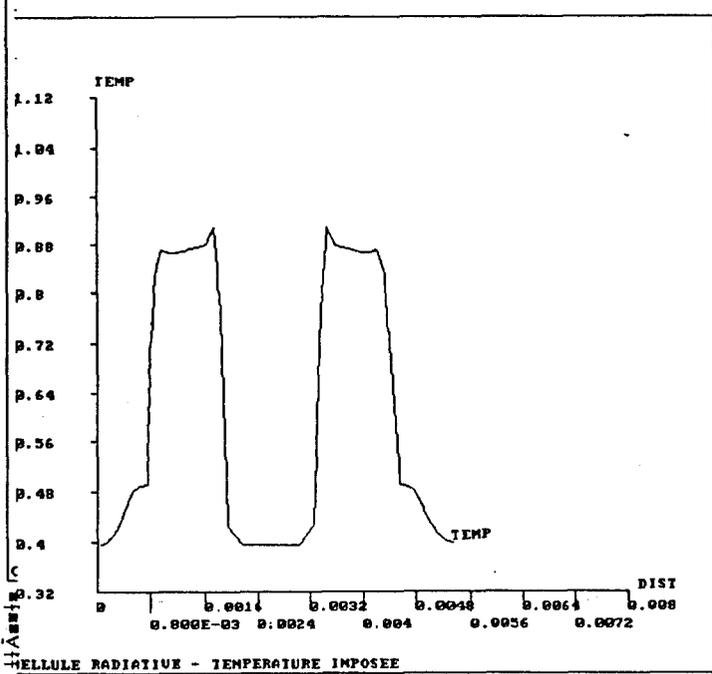
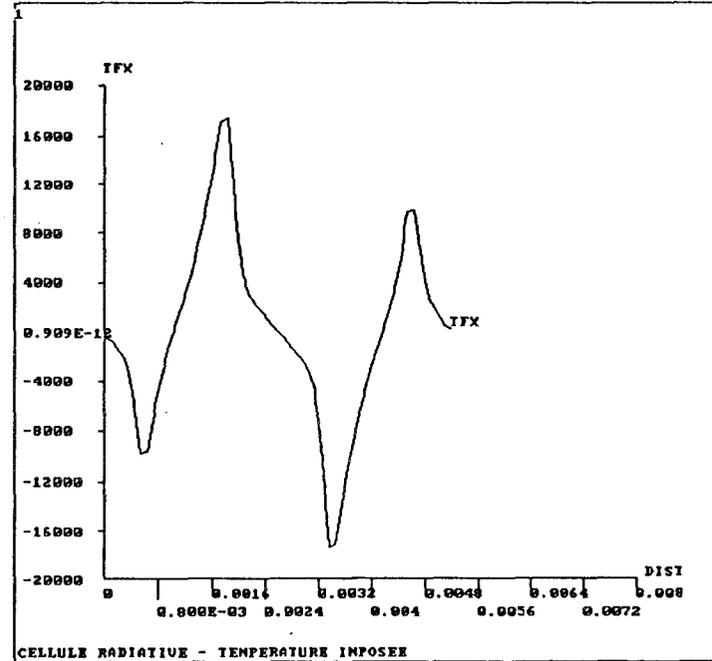
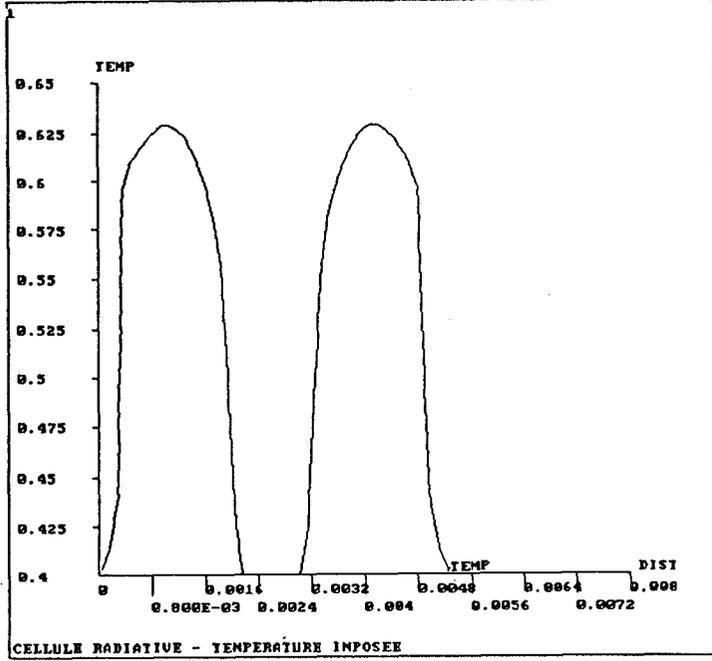
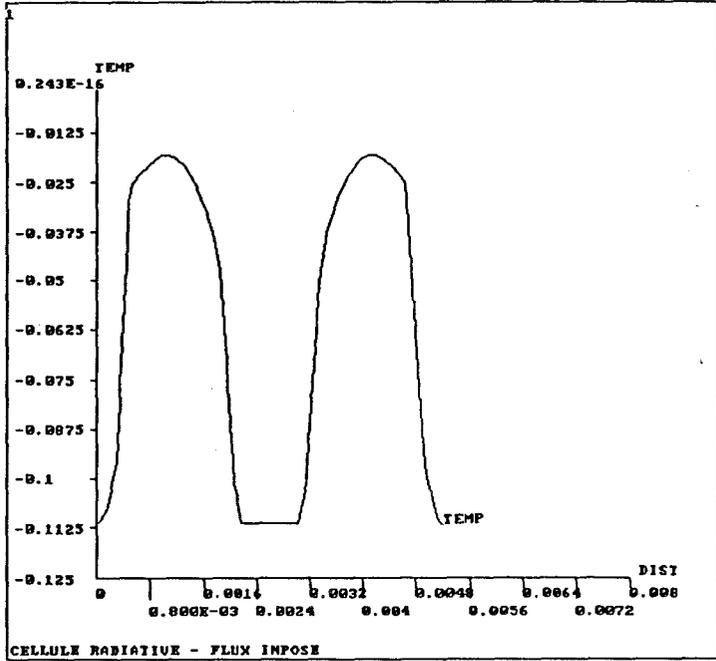
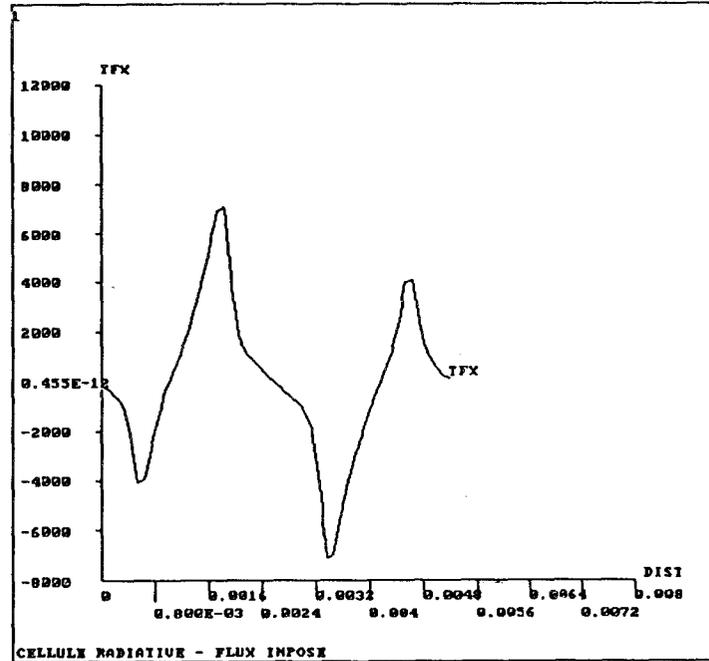


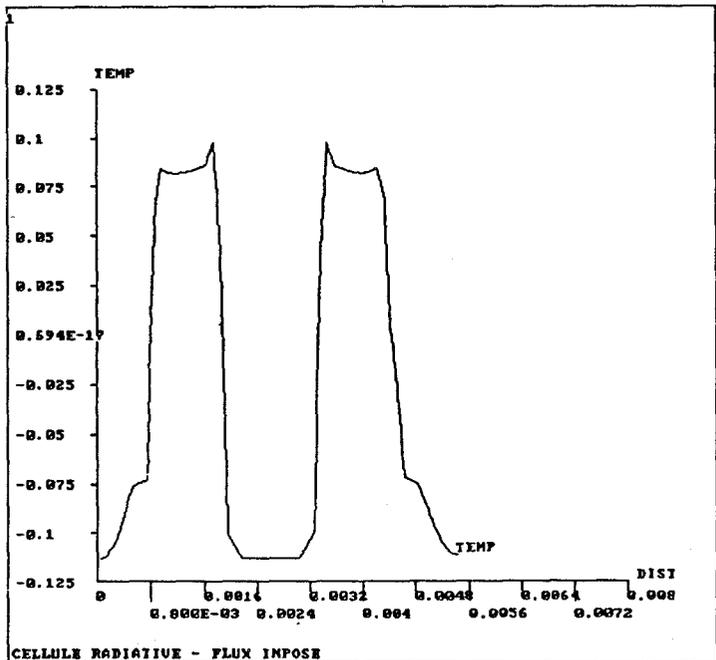
Figure-6a: Profil de la température et du flux tangentiel dans le cas d'une condition de Dirichlet.



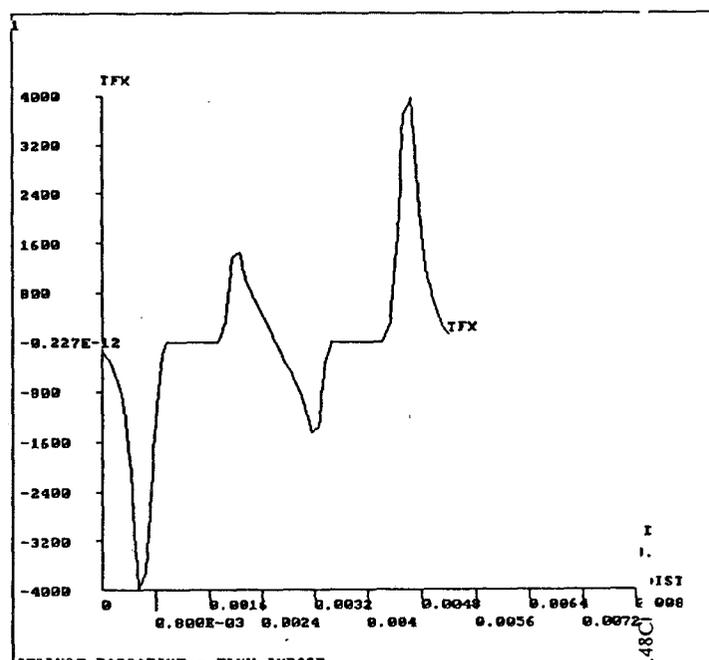
ANSYS 4.3A2
JUN 28 1990
15:49:56
PLOT NO. 5
POST1
STEP=1
ITER=10
PATH PLOT
NOD1=441
NOD2=484
TEMP
ZU =1
DIST=0.6666
XF =0.5
YF =0.5
ZF =0.5



ANSYS 4.3A2
JUN 28 1990
15:50:2
PLOT NO. 6
POST1
STEP=1
ITER=10
PATH PLOT
NOD1=441
NOD2=484
TFX
ZU =1
DIST=0.6666
XF =0.5
YF =0.5
ZF =0.5



ANSYS 4.3A2
JUN 28 1990
15:49:23
PLOT NO. 1
POST1
STEP=1
ITER=10
PATH PLOT
NOD1=397
NOD2=440
TEMP
ZU =1
DIST=0.6666
XF =0.5
YF =0.5
ZF =0.5



ANSYS 4.3A2
JUN 28 1990
15:49:29
PLOT NO. 2
POST1
STEP=1
ITER=10
PATH PLOT
NOD1=397
NOD2=440
TFX
ZU =1
DIST=0.6666
XF =0.5
YF =0.5
ZF =0.5

Figure -6b-: Profil de la température et du flux tangentiel dans le cas d'une condition de Newman.

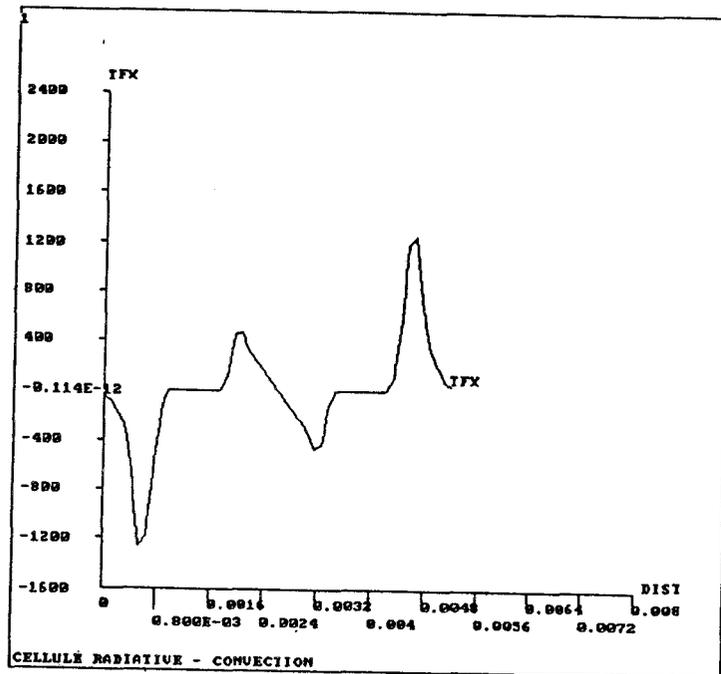
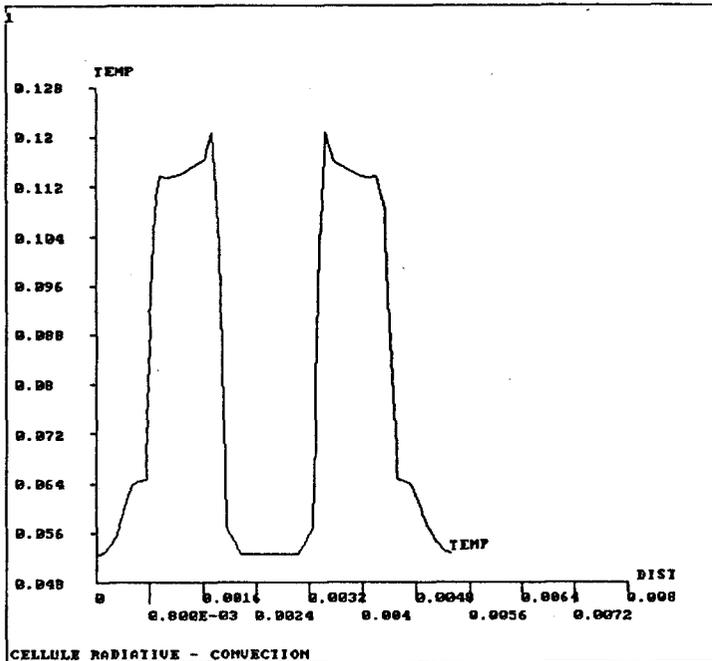
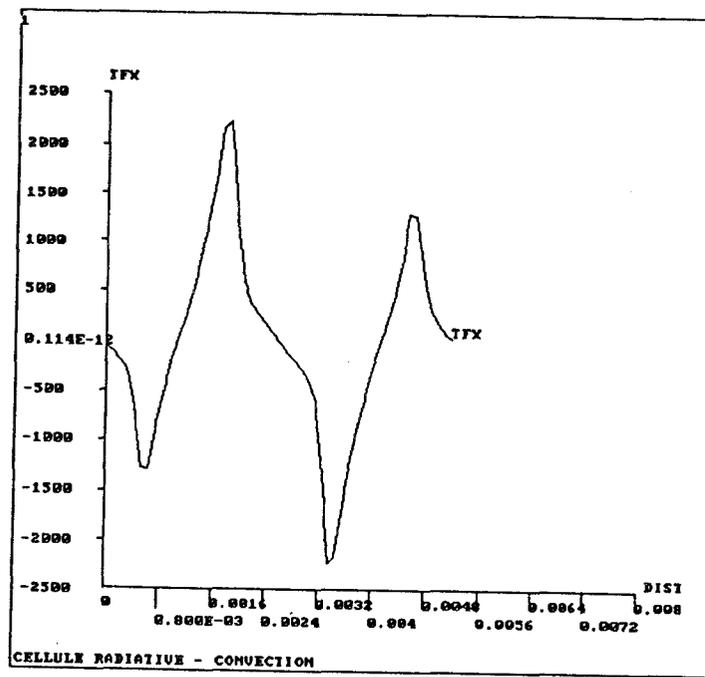
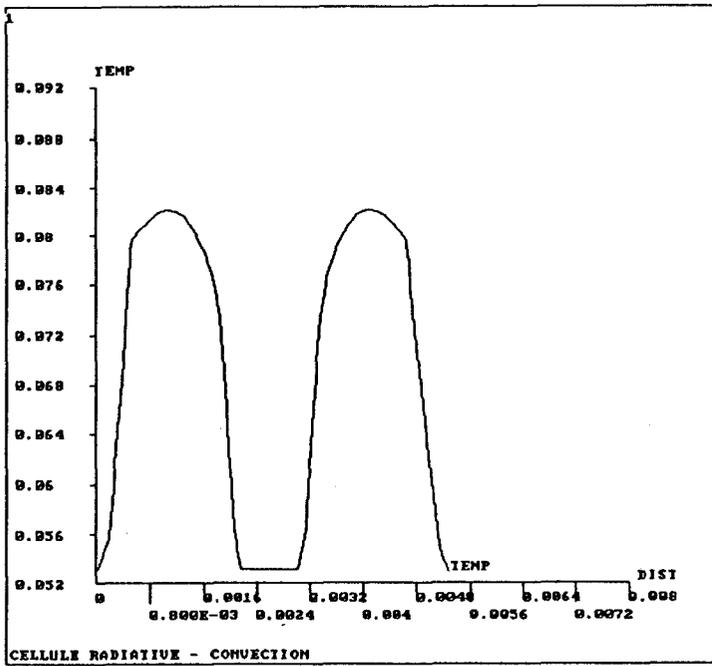
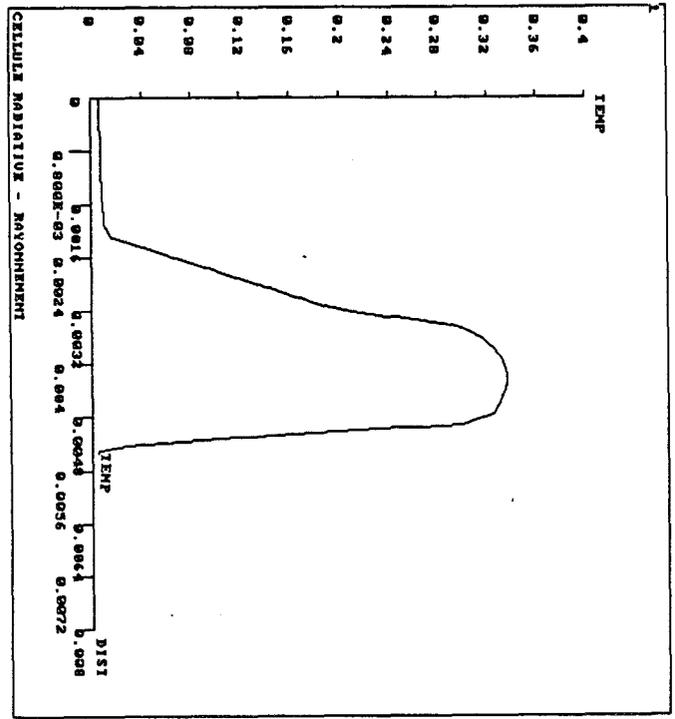
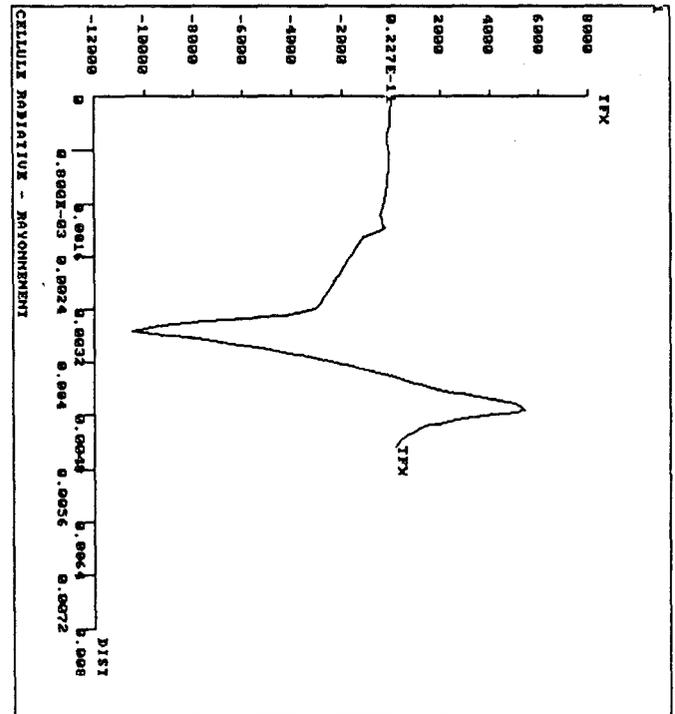


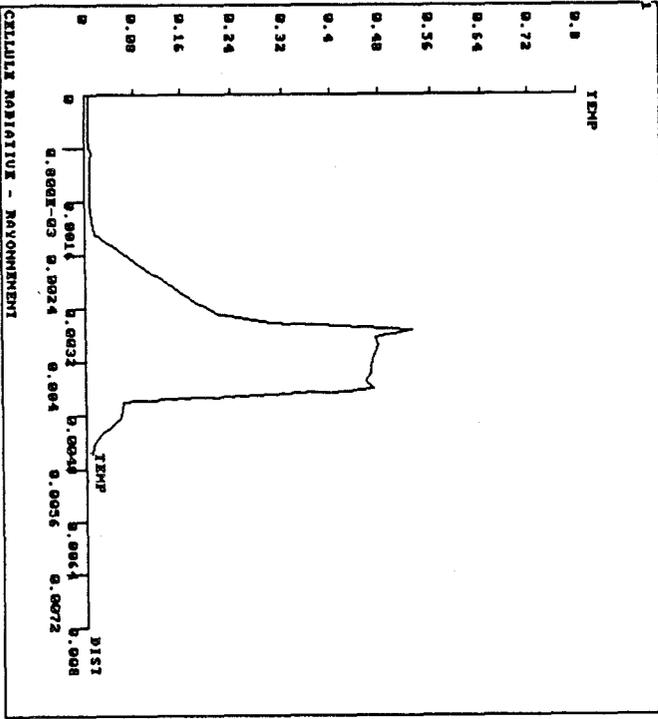
Figure -6c-: Condition de Fourier.



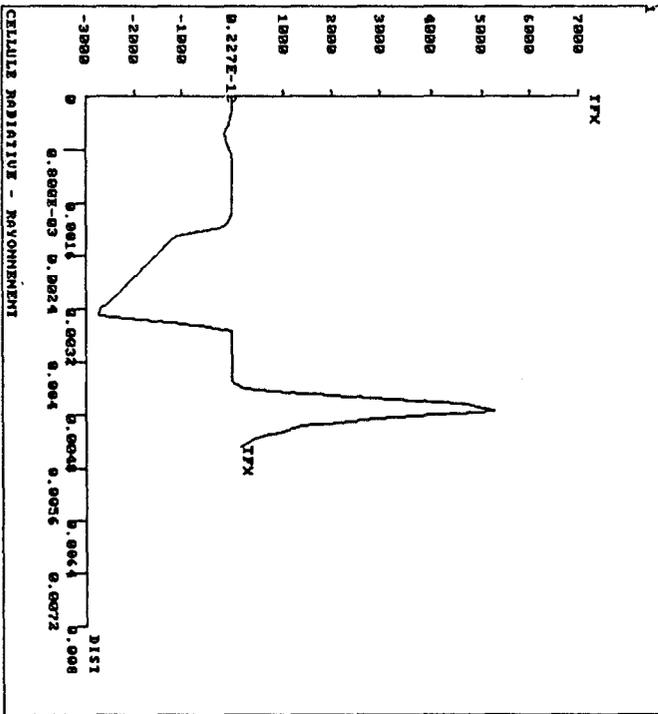
ANSYS 4.302
 JUL 7 1990
 16:30:21
 PLOT NO. 5
 POST1
 STEP=1
 IITER=10
 PATH PLOT
 MOD1=441
 MOD2=484
 IDMP
 ZU =1
 DIST=0.6666
 XF =0.5
 YF =0.5
 ZF =0.5



ANSYS 4.302
 JUL 7 1990
 16:30:19
 PLOT NO. 6
 POST1
 STEP=1
 IITER=10
 PATH PLOT
 MOD1=441
 MOD2=484
 TFX
 ZU =1
 DIST=0.6666
 XF =0.5
 YF =0.5
 ZF =0.5

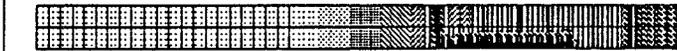


ANSYS 4.302
 JUL 7 1990
 16:30:17
 PLOT NO. 1
 POST1
 STEP=1
 IITER=10
 PATH PLOT
 MOD1=397
 MOD2=440
 IDMP
 ZU =1
 DIST=0.6666
 XF =0.5
 YF =0.5
 ZF =0.5



ANSYS 4.302
 JUL 7 1990
 16:30:30
 PLOT NO. 2
 POST1
 STEP=1
 IITER=10
 PATH PLOT
 MOD1=397
 MOD2=440
 TFX
 ZU =1
 DIST=0.6666
 XF =0.5
 YF =0.5
 ZF =0.5

Figure-7: Profil de la température et du flux tangentiel au niveau de la jonction bimétallique de l'ensemble des deux cellules, noire et brillante, dans le cas d'un rayonnement thermique.



CELLULE RADIATIVE - RAYONNEMENT

ANSYS 4.3A2
 JUL 7 1990
 16:33:12
 PLOT NO. 17
 STRESS
 STEP=1
 ITER=10
 TEMP
 SPM =0.010852
 SPM =0.556567
 ZU =1
 DIST=0.002915
 XF =0.00265
 YF =0.200E-03
 ZF =0.175E-03
 0.071487
 0.132122
 0.192757
 0.253392
 0.314027
 0.374662
 0.435297
 0.495932
 0.556567

Figure-8a:

Distribution de température au niveau de la surface de séparation bimétallique.



CELLULE RADIATIVE - RAYONNEMENT

ANSYS 4.3A2
 JUL 7 1990
 16:33:20
 PLOT NO. 18
 POST1 VECTOR
 STEP=1
 ITER=10
 TF
 MAX =48633
 ELEM=326
 ZU =1
 DIST=0.002915
 XF =0.00265
 YF =0.200E-03
 ZF =0.175E-03

Figure-8b: Ligne de flux à la surface du contact bimétallique.



CELLULE RADIATIVE - RAYONNEMENT

ANSYS 4.3A2
 JUL 7 1990
 16:33:42
 PLOT NO. 19
 STRESS
 STEP=1
 ITER=10
 TEMP
 SPM =0.010852
 SPM =0.556567
 ZU =1
 DIST=0.002915
 XF =0.00265
 YF =0.200E-03
 ZF =0.175E-03
 0.071487
 0.132122
 0.192757
 0.253392
 0.314027
 0.374662
 0.435297
 0.495932
 0.556567

Figure-8c: Température au niveau de la surface supérieure de cuivre.

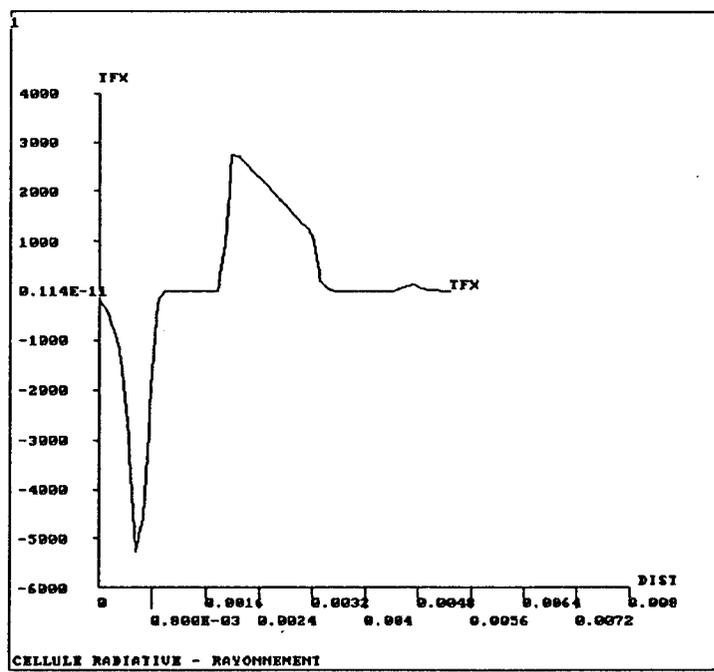
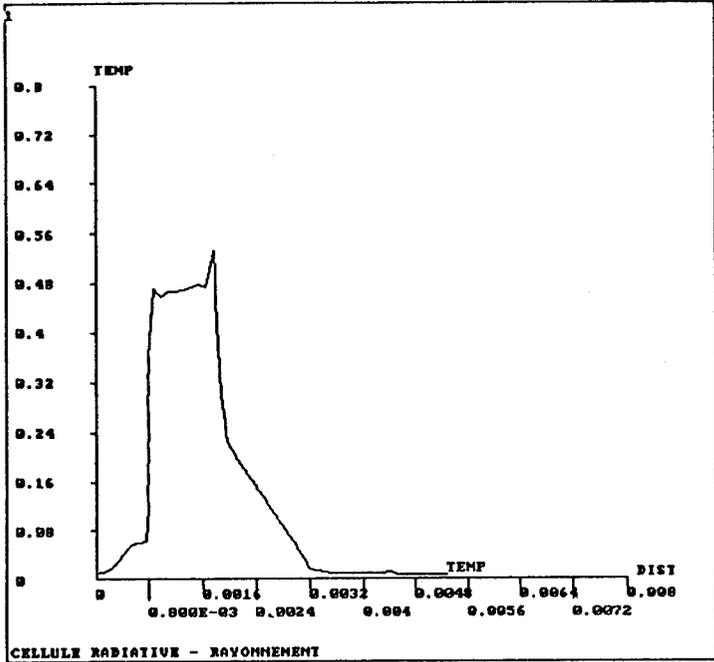
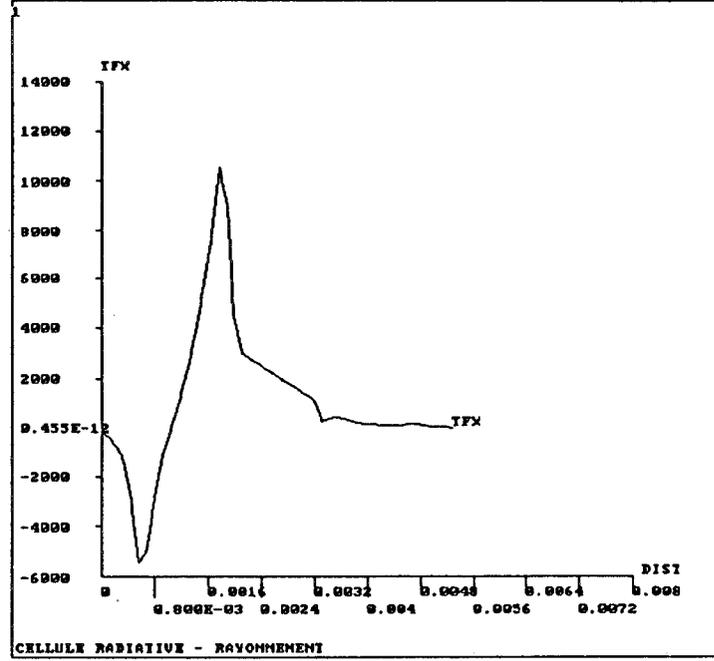
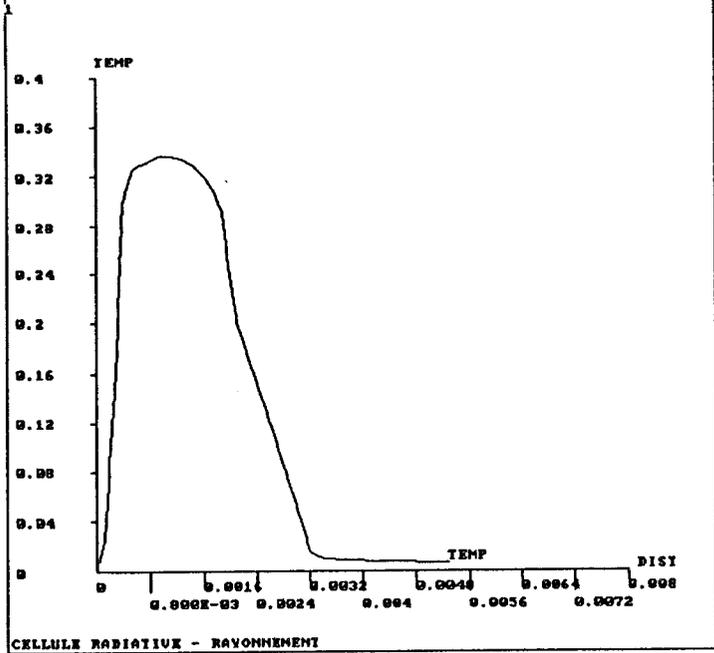
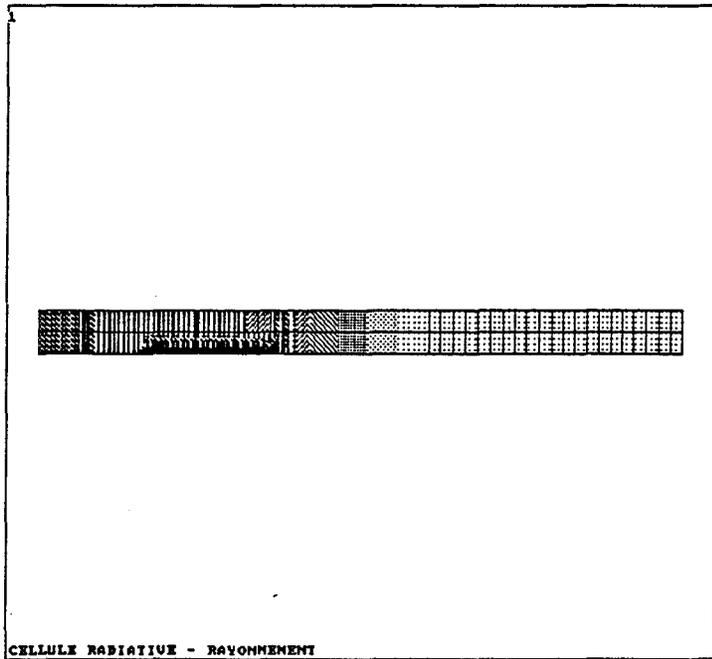


Figure-9: Profils de la température et du flux tangentiel dans le cas d'une inversion des revêtements.

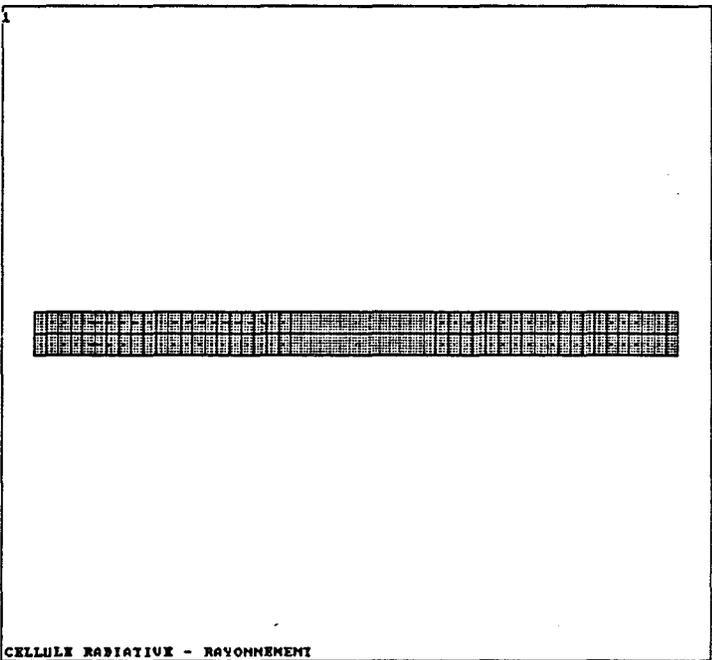


ANSYS 4.3A2
 JUL 7 1990
 16: 3:34
 PLOT NO. 17
 STRESS
 STEP=1
 ITER=10
 TEMP
 SMN =0.010052
 SMX =0.556567

ZU =1
 DIST=0.002915
 XF =0.00265
 YF =0.200E-03
 ZF =0.175E-03

0.071487
 0.132122
 0.192757
 0.253392
 0.314027
 0.374662
 0.435297
 0.495932
 0.556567

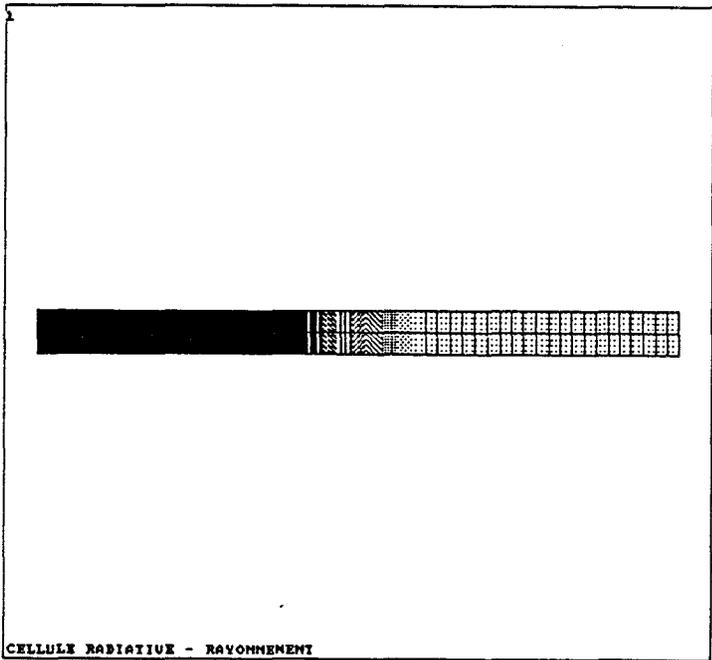
CELLULE RADIATIVE - RAYONNEMENT



ANSYS 4.3A2
 JUL 7 1990
 16: 3:47
 PLOT NO. 18
 POST1 VECTOR
 STEP=1
 ITER=10
 TF
 MAX =48653
 ELEM=320

ZU =1
 DIST=0.002915
 XF =0.00265
 YF =0.200E-03
 ZF =0.175E-03

CELLULE RADIATIVE - RAYONNEMENT



ANSYS 4.3A2
 JUL 7 1990
 16: 4:25
 PLOT NO. 19
 STRESS
 STEP=1
 ITER=10
 TEMP
 SMN =0.010052
 SMX =0.556567

ZU =1
 DIST=0.002915
 XF =0.00265
 YF =0.200E-03
 ZF =0.175E-03

0.071487
 0.132122
 0.192757
 0.253392
 0.314027
 0.374662
 0.435297
 0.495932
 0.556567

CELLULE RADIATIVE - RAYONNEMENT

Figure-9bis:-

Température et lignes
 de flux tangentiel dans
 le cas d'une inversion
 des revêtements.

surface brillante.

Le bilan énergétique dans ce cas peut être dressé comme suit:

$$\Phi_{\text{Tot}} = \Phi_{\text{rad}}$$

soit

$$\begin{aligned}\Delta V_n &= K \cdot \Phi_{\text{rad}} \\ \Phi_{\text{con}} &= 0\end{aligned}$$

soit

$$\Delta V_b = K \cdot \Phi_{\text{con}} = 0$$

$$\Delta V_{\text{rad}} = \Delta V_n - \Delta V_b = K \cdot \Phi_{\text{rad}}$$

Ce qui montre bien que la f.é.m correspondant au flux radiatif est délivrée par la seule cellule noire.

II-II-4- Conséquence de la différence entre les températures des surfaces des deux cellules noire et brillante

La mesure du rayonnement thermique est basée sur la séparation des composantes radiative et convective, ce qui nécessite l'utilisation de revêtements d'émissivités différentes, noir pour les cellules orientées dans un sens et brillant pour celles orientées dans le sens opposés, la différence de leurs f.e.m convectives est nulle. Seulement, il faut que les cellules noires et brillantes aient la même température de surface afin que les flux convectifs soient égaux pour chaque cellule, ce qui n'est pas le cas ici. En effet, le revêtement noir absorbe tout le rayonnement qu'il reçoit, ce qui se traduit par une augmentation de la température de surface de la cellule noire, le revêtement brillant, quant à lui, réfléchit le rayonnement thermique incident, la température de surface de la cellule brillante reste presque inchangée et faible.

Il a été mis en évidence, au chapitre III, que la présence de revêtements d'émissivités différentes ne modifie pas la sensibilité des cellules, ce qui implique qu'une égalité des températures des surfaces des deux cellules se traduit par des f.é.m égales et opposées, et par conséquent une f.é.m résultante nulle.

Cet écart de température entre les surfaces noires et brillantes est à la fois important, puisqu'il caractérise le rayonnement thermique, et nuisible, car il donne naissance à une f.e.m supplémentaire à la f.e.m radiative, la mesure sera donc perturbée par une grandeur convective de valeur inconnue, par contre, pour les applications habituelles, et tenant compte des dimensions des cellules et de leur nombre, les f.é.m convectives délivrées en simulation par chaque cellule, noire et brillante, sont pratiquement égales à environ 0.01 près, ce qui nous laisse la possibilité de considérer leur différence négligeable devant la f.é.m radiative résultante.

Le bilan convectif au niveau de chaque cellule peut être dressé de la façon suivante:

- flux convectif au niveau de la cellule noire:

$$\Phi_{cn} = h_c S (T_a - T_{sn})$$

avec T_a et T_{sn} les températures de l'air et de la surface noire respectivement.

- flux convectif au niveau de la cellule brillante:

$$\Phi_{cb} = h_c S (T_a - T_{sb})$$

où T_{sb} est la température de la surface brillante.

la différence entre ces deux flux donne une convection égale à:

$$\Delta\Phi_c = h_c S (T_{sb} - T_{sn})$$

cet écart peut se traduire par l'apparition d'une f.e.m supplémentaire qui vient s'ajouter à la f.e.m radiative, on se retrouve avec une f.e.m résultante augmentée de ΔV_c qui s'écrit:

$$\Delta V = \Delta V_{rad} + \Delta V_c$$

D'une part, la valeur de ΔV_c est négative, du fait que T_{sb} est inférieure à T_{sn} compte tenu de la faible émissivité du revêtement, et d'autre part elle est très faible, ce qui modifie très peu la valeur de la f.e.m radiative.

Dans les applications courantes, on peut ne pas tenir compte de cet écart, en effet, la séparation des composantes radiative et convective est généralement effectuée dans un local fermé où les conditions climatiques sont préalablement définies, la convection est rendue faible et le rayonnement thermique est dominant par l'utilisation d'un plafond chauffant et de parois voisines rayonnantes.

Dans ces conditions, les mouvements de l'air sont faibles et le flux échangé par convection entre surfaces et milieu ambiant est devenu négligeable.

Néanmoins, dans le cas où l'on considère des conditions totalement inconnues et où la convection est à la fois dominante et incontrôlable, la méthode classique de séparation des composantes radiative et convective pour évaluer le flux radiatif devient incompatible en raison de l'écart de température considérable qui apparaît entre les surfaces d'émissivités différentes, duquel résulte un écart non négligeable entre les flux convectifs aux niveaux de chaque fluxmètre, noir et brillant.

Dans ce cas, le flux radiatif n'est pas égal à la différence des flux mesurés par chaque capteur, nous obtenons, un flux résultant Φ_r de valeur:

$$\begin{aligned}\Phi_r &= \Phi_{Tot} - \Phi_{cvb} \\ &= \Phi_{rad} + \Phi_{cvm} - \Phi_{cvb} \\ &= \Phi_{rad} + \Delta\Phi_{cv}\end{aligned}$$

où $\Delta\Phi_{cv}$ est une valeur non négligeable devant le flux radiatif à évaluer.

Le but de ce travail est de réaliser un capteur de flux radiatif basé sur le même principe de séparation des composantes radiative et convective mais qui permet d'annuler à tout instant l'écart entre les flux convectifs au niveau de chaque partie d'émissivités différentes.

La différence entre notre capteur et ceux réalisés auparavant est que les cellules ont d'une part le même support de kapton cuivré sur la face inférieure et qu'elles sont disposées alternativement sur la même piste d'autre part.

Par contre les faces supérieures des cellules noires et brillantes sont isolées entre elles, les couches de kapton cuivé ne recouvrent que les cellules de même émissivité (orientées dans le même sens), de cette manière, les températures de surface des cellules d'émissivités contrastées ne sont pas uniformes. La f.e.m radiative ne peut, en aucun cas, être nulle en présence d'un rayonnement thermique.

Dans ces conditions, la température des cellules noires est plus élevée que celle des cellules brillantes, mais leur surface inférieure commune est maintenue à une température uniforme.

La figure-10- illustre qualitativement la distribution des lignes de champ de température au niveau de l'ensemble des deux cellules d'émissivités différentes et disposées l'une en face de l'autre.

La disposition des cellules, que nous avons choisie, permet de réduire au minimum les pertes latérales et de rendre unidirectionnelles les lignes de flux tangentiel, car dans la direction latérale, la température est uniforme.

Nous avons simulé un rayonnement thermique issu d'une source portée à une température élevée (100°C) et située à 1 cm de la surface du capteur, ce rayonnement est couplé à un flux convectif résultant d'un milieu fluide dont le coefficient d'échange a été choisi égal à 10 W/°Km² et une température ambiante de 20°C.

Les résultats obtenus sont donnés ci-dessous.

$$\begin{aligned} \Phi_{rn} &= 0.624 \text{ mW} & \Delta V_{rn} &= 0.274 \text{ } \mu\text{V} \\ \Phi_{cn} &= 0.155 \text{ mW} & \Delta V_{cn} &= 0.068 \text{ } \mu\text{V} \\ \Phi_{cb} &= 0.158 \text{ mW} & \Delta V_{cb} &= 0.069 \text{ } \mu\text{V} \\ \Delta V_c &= \Delta V_{cn} - \Delta V_{cb} = -0.001 \text{ } \mu\text{V} \\ \Delta V_{rad} &= 0.273 \text{ } \mu\text{V} \end{aligned}$$

La sensibilité des cellules est de 440 $\mu\text{V/W}$.

Les f.e.m relevées aux bornes des deux cellules, noire et brillante, sont égales à 0.342 μV et 0.069 μV respectivement.

Les températures de surface sont égales à 0.6°C pour la cellule noire et 0.14°C pour la cellule brillante.

L'écart de température des deux surfaces est d'importance négligeable pour la convection et capitale pour le rayonnement.

Le capteur réalisé permet donc de mesurer la quantité de flux radiatif intercepté par sa surface tout en ignorant la composante convective due à l'environnement, avec une précision acceptable.

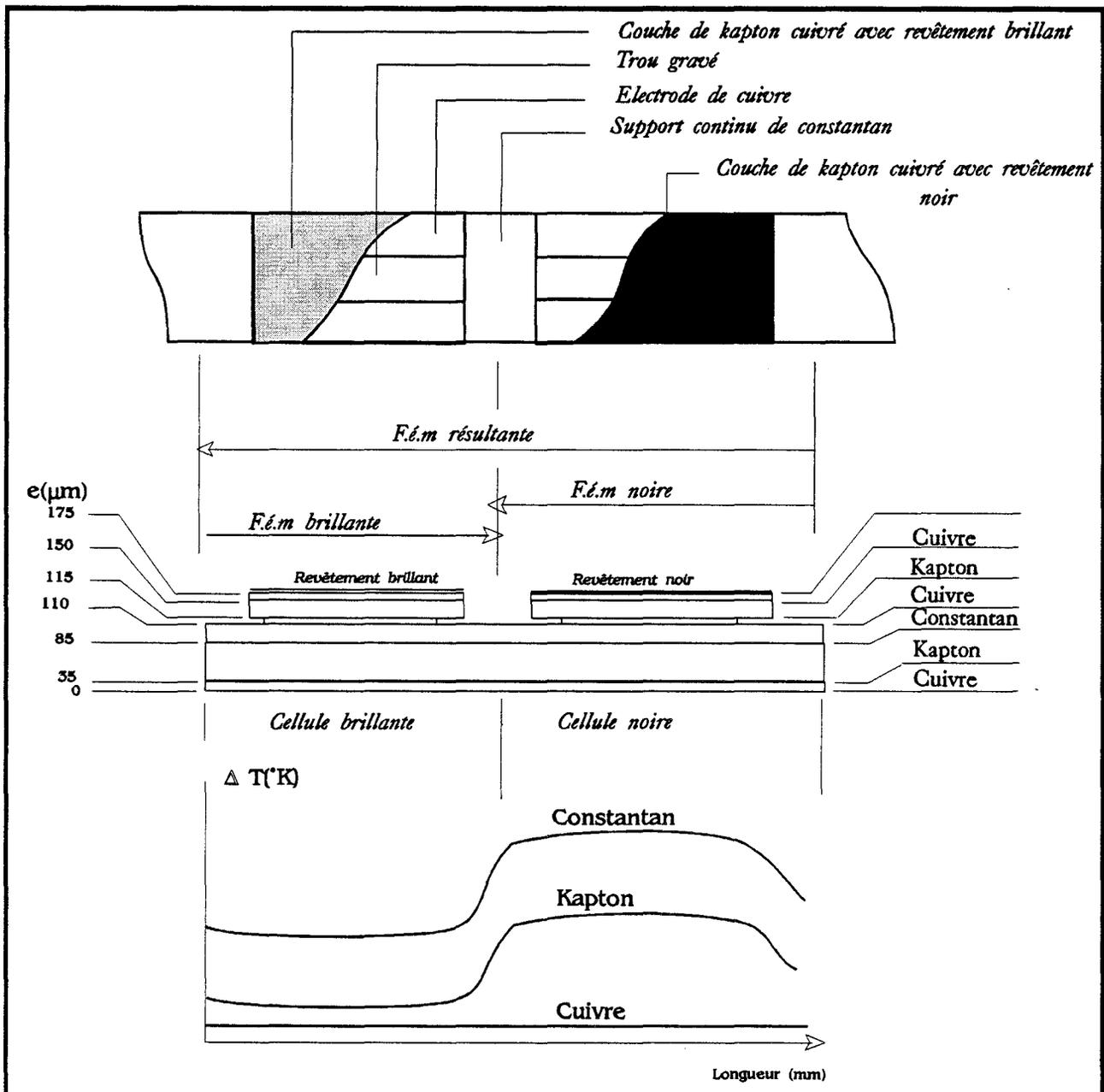


Figure-10- : Ensemble de deux cellules thermoélectriques, noire et brillante, opposées l'une à l'autre et constituant une thermopile radiative.

- Profile de température au niveau de la structure multicouche des deux cellules.

II-III- Applications types du fluxmètre radiatif

Le capteur de rayonnement thermique a été conçu dans le but de répondre aux besoins des applications mettant en jeu le rayonnement thermique. Ces applications sont nombreuses, elles peuvent aller du domaine du bâtiment à celui du rayonnement solaire en passant par le domaine de l'agroalimentaire et autres.

II-III-1- Mesure directe du rayonnement thermique

L'intérêt essentiel de la conception du fluxmètre radiatif est de pouvoir mesurer directement le rayonnement thermique mis en jeu dans un espace déterminé, ou d'avoir des renseignements sur sa provenance, dans le but de contrôler sa densité ou de suivre la trace d'une source de rayonnement thermique en déplacement, etc...

Le principe de détection du rayonnement est classique, dans la mesure où l'on dispose d'une instrumentation adéquate, notamment un amplificateur d'instrumentation de gain élevé, suivi d'une chaîne de mesure.

II-III-2- Application à la détection des feux de forêts

Le fluxmètre radiatif peut être utilisé pour détecter le rayonnement thermique provenant d'une source lointaine. Cette application est révélatrice d'un intérêt capital pour la sauvegarde des forêts des feux qui provoquent la destruction de plusieurs milliers d'hectares en quelques jours voire quelques heures.

Le principe de cette détection est simple, il est basé sur l'utilisation d'un réflecteur parabolique qui apporte un gain naturel important, compte tenu de sa surface, figure-11-.

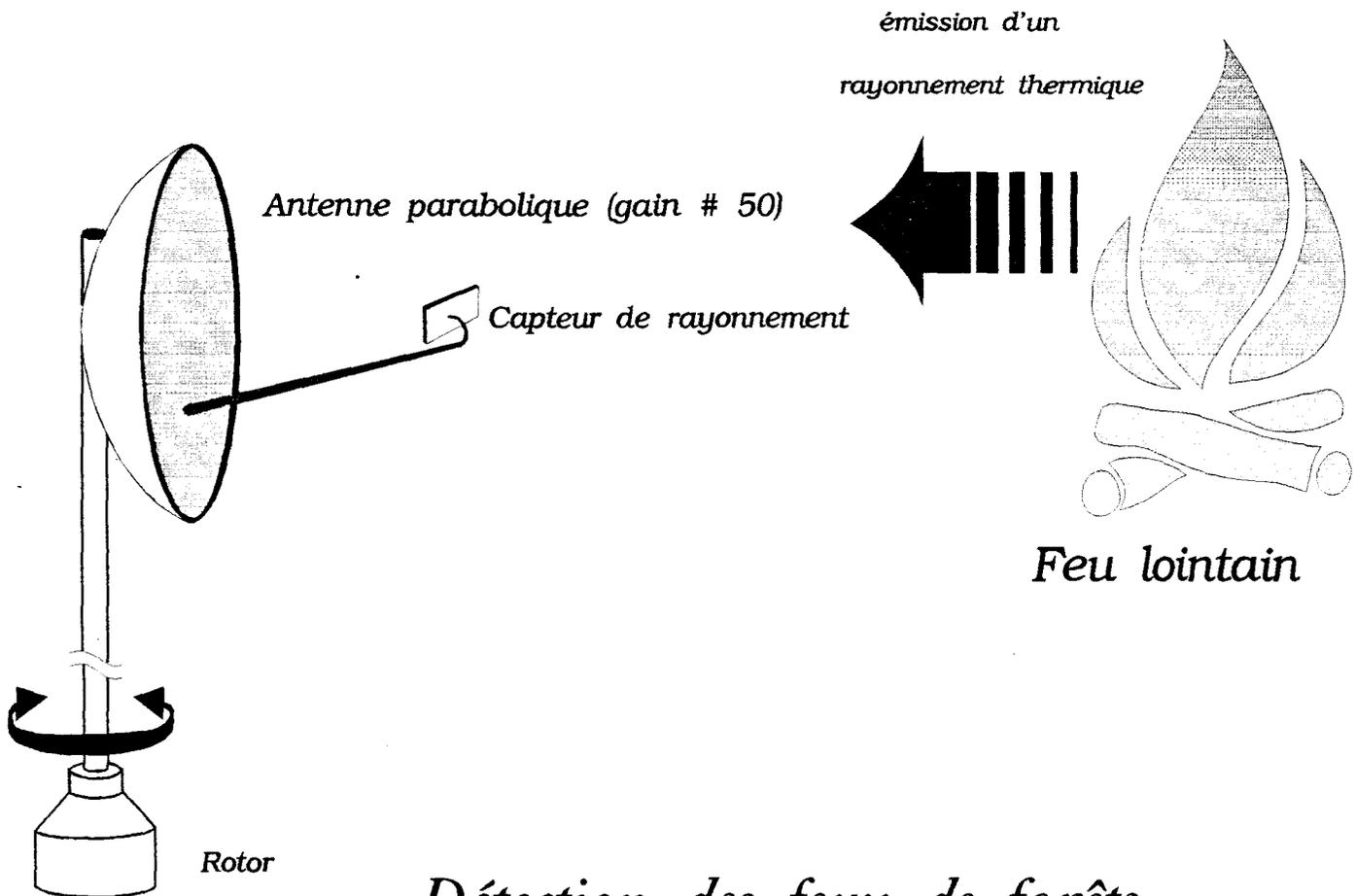
L'ensemble capteur-réflecteur parabolique peut être raccordée à un système rotatif qui permet le balayage de toutes les directions.

Le chapitre-IV- traite en détail tous les essais qui ont été réalisés avec les deux fluxmètres, thermique et radiatif, et montre l'intérêt de l'utilisation du capteur radiatif pour l'évaluation du rayonnement thermique en provenance de sources lointaine. Ce dernier permet, avec une bonne précision, d'éliminer toute perturbation de nature convective

qui entraînerait une atténuation du rayonnement incident ou apporterait une information supplémentaire sans intérêt.

Ces perturbations convectives peuvent être détectées avec un fluxmètre thermique qui délivre une information représentative du bilan radiatif et convectif global.

Figure-11-



II-IV- Résultats pratiques et interprétations

La réalisation d'un capteur de rayonnement thermique a nécessité l'étude d'un capteur classique afin de pouvoir vérifier l'indépendance des caractéristiques thermoélectriques du fluxmètre radiatif vis-à-vis des contraintes appliquées.

En effet, ce dernier n'est autre qu'un capteur classique dont les cellules d'émissivités contrastées ont été disposées alternativement et opposées deux à deux de manière à réaliser la séparation des composantes convective et radiative du flux thermique total.

La f.é.m résultante ne représente, dans ce cas, que l'échange radiatif mis en jeu, avec des perturbations, dues au phénomène de convection, estimées négligeables.

Les simulations qui ont été faites, ont montré que les caractéristiques du capteur de rayonnement thermique sont identiques à celle du fluxmètre classique (sensibilité, résistance thermique, épaisseur etc...), compte tenu des dimensions égales des cellules fluxmétriques dans les deux cas de capteurs, classique et radiatif.

On rappelle que la disposition des cellules, les unes en face des autres, modifie fortement la stabilité des résultats à cause de la distance qui les sépare, cette distance a été optimisée afin de rendre négligeable son effet vis à vis des caractéristiques du capteur.

II-IV-1- Méthodes d'étalonnage des capteurs réalisés

Dans le but de déterminer les caractéristiques des capteurs réalisés, on a choisit une méthode simple et rigoureuse qui consiste à utiliser un fluxmètre étalonné permettant de donner la densité du flux thermique par unité de surface, en appliquant cette valeur à un capteur de sensibilité inconnue elle fait apparaître une f.é.m lui est proportionnelle apparaît aux bornes de celui-ci.

Toutefois, la méthode d'étalonnage diffère d'un fluxmètre à un autre, pour le fluxmètre thermique on détermine le flux qui le traverse en calculant celui mesuré par le capteur étalonné.

En revanche, pour le capteur radiatif, on doit déterminer le flux de rayonnement tout en recouvrant le capteur "connu" de revêtements noir et brillant, la différence des deux flux mesurés est

sensiblement égale au flux radiatif. Ce dernier, en étant intercepté par le fluxmètre radiatif fait apparaître une f.é.m proportionnelle à sa densité, le rapport de la f.é.m par le flux radiatif donne la sensibilité du fluxmètre. Ce rapport doit être indépendant de la valeur du flux absorbé, c'est pourquoi plusieurs points de mesure ont été prélevés afin de vérifier la linéarité de la courbe donnant la f.é.m aux bornes du capteur en fonction du flux imposé, cette vérification est faite pour les deux types de capteurs, classique et radiatif.

La méthode d'étalonnage que nous avons utilisée, aussi simple qu'elle soit et malgré qu'elle diffère de celles décrites auparavant, demande une chaîne de traitement adéquate afin de suivre la trace du signal recueilli aux bornes du fluxmètre à étalonner. Nous décrirons en détail le raisonnement pour déterminer les sensibilités des fluxmètres réalisés.

a)- Dispositif d'étalonnage:

L'étalonnage des capteurs a nécessité l'utilisation d'une chaîne de mesure, figure-12-, constituée:

- d'une source de lumière (lampe);
- d'un fluxmètre thermique de sensibilité connue;
- d'un amplificateur de gain 2000;
- d'un Convertisseur Analogique Digital;
- d'un ordinateur piloté par un logiciel d'acquisition de données conçu au laboratoire par P.HERIN.

Les capteurs sont disposés sur une plaque métallique maintenue à température constante à l'aide d'une circulation permanente d'eau.

Compte tenu du large spectre de longueurs d'ondes du rayonnement thermique couvert par la nouvelle génération des fluxmètres thermiques, nous nous sommes limités à l'utilisation d'une lampe électrique de 100 watts comme source de rayonnement tout en considérant que les résultats obtenus peuvent s'étendre à tout le spectre du rayonnement thermique.

b)- Caractéristiques du fluxmètre étalonné:

Le capteur utilisé pour l'étalonnage des fluxmètres réalisés a été étalonné par la méthode classique à flux nul décrite au paragraphe II-I-2-2. Il a une surface active $S_e = 12.5 \times 12.5 \text{ cm}^2$ et une sensibilité de $K_e = 770 \mu\text{V/W}$, l'indice "e" désigne "étalonné".

Liaison RS-232

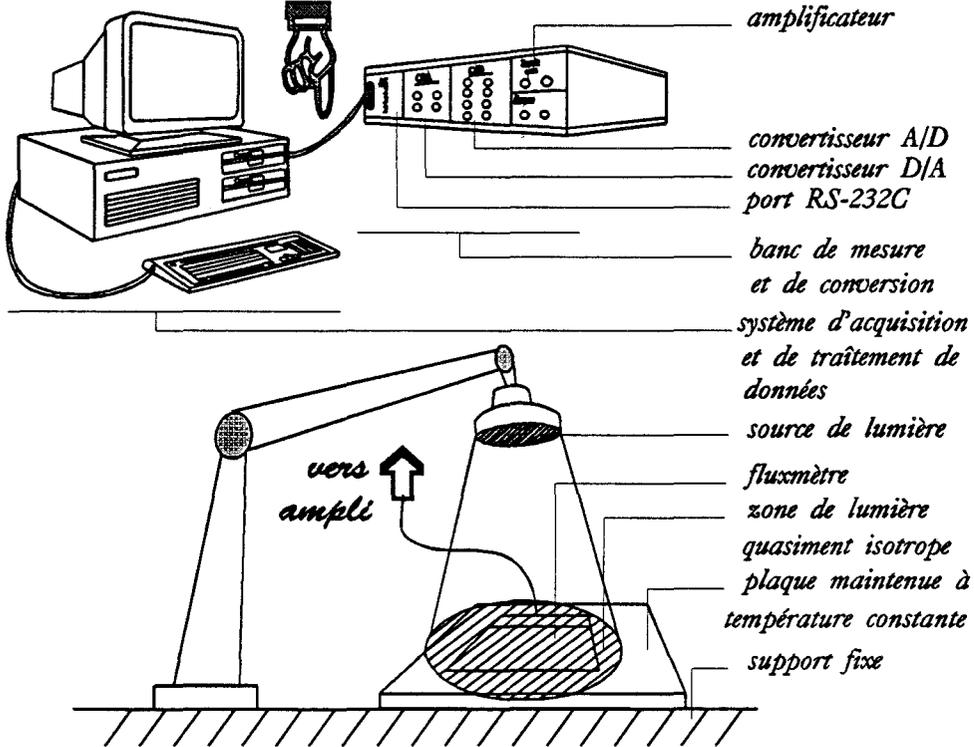


Figure-12-: Chaîne d'étalonnage et d'acquisition de données.

c)- Principe d'étalonnage:

Le principe d'étalonnage consiste à évaluer la densité du flux thermique mis en jeu, qui sera appliqué au fluxmètre à étalonner; pour cela, nous avons mesurer cette densité ϕ à l'aide du fluxmètre étalonné qui délivre une f.é.m ΔV_e proportionnelle à celle-ci et dont la valeur est obtenue par la relation,

$$\phi = \frac{\Delta V_e}{K_e \cdot S_e} \quad W/m^2$$

Cette même densité ϕ est appliquée au fluxmètre à étalonner qui délivre à son tour une f.é.m ΔV proportionnelle à ϕ , la sensibilité est obtenue par le rapport des deux valeurs

$$K = \frac{\Delta V}{\phi} \quad \mu V/W/m^2$$

II-IV-2- Etalonnage du fluxmètre thermique

La principale caractéristique du fluxmètre thermique réalisé, est qu'il permet la mesure des flux convectif et radiatif couplés, lorsqu'il est recouvert d'un revêtement noir, et élimine pratiquement tout le rayonnement en présence d'une couche mince réfléchissante.

La simulation a montré que la présence de l'un ou de l'autre des revêtements, ne change en rien les caractéristiques électriques et thermiques du capteur, compte tenu de sa structure multicouche, et en raison de la très faible épaisseur des revêtements utilisés vis-à-vis de celle des capteurs.

Le fluxmètre devient totalement indépendant des contraintes thermiques qui lui sont appliquées par la présence des deux couches de kapton cuivré se trouvant de part et d'autre du circuit bimétallique cuivre-constantan.

On désigne par ΔV_e la f.é.m détectée aux bornes du fluxmètre étalonné, S_e sa surface et K_e sa sensibilité.

De même, ΔV , S et K , représentent respectivement la tension, la surface et la sensibilité du fluxmètre à étalonner.

On note ϕ la densité de flux par unité de surface mesurée par le fluxmètre étalonné. Nous avons tracé la variation de la tension aux

bornes du fluxmètre à étalonner en fonction de celle du fluxmètre "connu" et les valeurs obtenues sont dressées au tableau suivant:

tableau de valeurs:

$\Delta V_e (\mu V)$	750	830	951	1282	1573	1860	2100	2650
$\Delta V (\mu V)$	87	95	110	150	180	215	242	306

On a,

$$\phi = \frac{\Delta V_e}{K_e \cdot S_e} \quad W/m^2$$

cette même densité est appliquée au fluxmètre à étalonner pour délivrer une f.é.m ΔV proportionnelle:

$$\Delta V = K \cdot S \cdot \phi \quad \mu V$$

En remplaçant ϕ par son expression, on peut établir la relation donnant la f.é.m ΔV du fluxmètre "inconnu" en fonction de celle du fluxmètre "connu", ΔV_e ;

soit

$$\Delta V = \frac{S \cdot K}{S_e \cdot K_e} \cdot \Delta V_e$$

qu'on peut écrire aussi sous la forme suivante:

$$\Delta V = \alpha \cdot \Delta V_e$$

où

$$\alpha = \frac{S \cdot K}{S_e \cdot K_e}$$

Nous avons tracé la droite $\Delta V(\Delta V_e)$, courbe-1-, à partir de laquelle nous avons pu déterminer le coefficient α défini par la pente de cette droite, et pour plus de précision, nous avons utilisé le rapport des valeurs moyennes des f.é.m ΔV_e et de ΔV :

$$\alpha = \frac{\sum v}{\sum v_e} = 0.115$$

la sensibilité du capteur est donnée par la relation:

$$K = \alpha \cdot \frac{S_e \cdot K_e}{S} \quad \mu V/W$$

Sachant que $S_e = 156.25 \text{ cm}^2$, $K_e = 770 \text{ } \mu V/W$ et $S = 38.5 \text{ cm}^2$, le calcul a donné une sensibilité égale à $452 \text{ } \mu V/W$, cette valeur est très proche de celle trouvée en simulation avec une erreur relative de 3% environ.

II-IV-3- Etalonnage du fluxmètre radiatif

Le principe de réalisation du capteur de rayonnement thermique est basé sur celui du fluxmètre classique.

Sa structure est une mosaïque de cellules noires et brillantes opposées deux à deux formant des thermopiles radiatives mises en série.

La fonction principale de ce capteur est qu'il permet de mesurer directement le rayonnement thermique sans tenir compte des autres composantes, notamment la convection.

La méthode d'étalonnage du capteur de rayonnement est relativement différente de celle du capteur classique. En effet, ce dernier permet d'identifier tout flux, que ce soit de nature radiative, convective ou conductive, il est de conception identique que celle du fluxmètre "connu", utilisé pour l'étalonnage, contrairement au capteur de rayonnement qui réunit deux thermopiles opposées l'une à l'autre et ayant des émissivités différentes permettant la mesure du rayonnement thermique seul.

De ce fait, on ne peut s'intéresser qu'à la densité du flux radiatif reçu par le capteur étalonné de conception classique.

Pour déterminer la valeur du flux radiatif, nous avons procédé de la manière suivante:

- dans un premier temps, le capteur est recouvert d'un revêtement noir générant un f.é.m proportionnelle à la somme des flux convectif et radiatif:

$$\Delta V_{en} = K_e \cdot S_e (\phi_r + \phi_c) = K_e \cdot S_e \cdot \phi$$

soit

$$\phi = \frac{\Delta V_{en}}{K_e \cdot S_e} \quad W/m^2$$

- ensuite on utilise un revêtement réfléchissant qui permet d'éliminer presque la totalité du rayonnement, la f.é.m induite est proportionnelle au flux convectif:

$$\Delta V_{eb} = K_e \cdot S_e \cdot \phi_c$$

soit

$$\phi_c = \frac{\Delta V_{eb}}{K_e \cdot S_e} \quad W/m^2$$

$$\phi_r = \phi - \phi_c = \frac{\Delta V_{en} - \Delta V_{eb}}{K_e \cdot S_e} = \frac{\Delta V_{er}}{K_e \cdot S_e} \quad W/m^2$$

Le capteur de rayonnement n'est donc sensible qu'à cette densité de flux radiatif, qui engendre à ces bornes une f.é.m égale à:

$$\Delta V = K_e \cdot S_e \cdot \phi_r = \frac{K_e \cdot S_e}{K_e \cdot S_e} \cdot \Delta V_{er}$$

qu'on peut écrire aussi:

$$\Delta V = \beta \cdot \Delta V_{er}$$

Le coefficient β représente la pente de la droite $\Delta V(\Delta V_{er})$,
courbe-2-, à partir duquel la sensibilité est facilement calculée:

$$K = \frac{K_e \cdot S_e}{S} \cdot \beta \quad \mu V/W$$

Le tableau ci-dessous donne les valeurs de ΔV en fonction de ΔV_{er}
obtenues expérimentalement.

tableau de valeurs:

$V_{en} (\mu V)$	1500	1600	1900	2200	2500	2800
$V_{eb} (\mu V)$	365	370	380	410	430	450
$\Delta V_{er} (\mu V)$	1135	1230	1520	1790	2070	2350
$\Delta V (\mu V)$	100	110	125	150	170	198
$K (\mu V/W)$	453	467.4	422.8	430	422	433

En utilisant la valeur moyenne, on trouve $\beta = 0.0845$, ce qui donne une
valeur de la sensibilité du capteur de $434.5 \mu V/W$, on obtient une
erreur relative de 1.25 % par rapport aux simulations ($K=440 \mu V/W$).

Nous avons relevé la variation des f.é.m du fluxmètre étaloné
détectées avec les deux revêtements, noir et brillant, et du capteur
radiatif, pour un seul point de mesure, courbe-3-.

La courbe(A) donne la variation de la f.é.m aux bornes du fluxmètre
thermique étaloné ($4400 \mu V$) avec un revêtement noir, soit, pour une
sensibilité de $770 \mu V/W$, un flux de thermique total de $5,7W$.

Avec un revêtement brillant, il délivre une f.é.m de $430 \mu V$, courbe(B),
soit un flux convectif de $0,56W$.

Le flux radiatif est égal à la différence des deux flux dans les deux
cas de revêtement, soit $5,14 W$.

La densité du flux radiatif est de $328 W/m^2$ compte tenu de la surface
du fluxmètre de $156,25 cm^2$.

Cette densité de flux de rayonnement thermique est appliquée au capteur
radiatif de surface $23 cm^2$ qui délivre une f.é.m de $360 \mu V$.

Le flux radiatif traversant le capteur de rayonnement thermique à
étalonner est de:

$$\Phi_r = 328 \times 23 \cdot 10^{-4} = 0,754 \text{ W}$$

La sensibilité est donc:

$$K = \frac{360}{0,75} = 480 \text{ } \mu\text{V/W}$$

soit une erreur de 9,5%, pour un point de mesure, par rapport à la simulation.

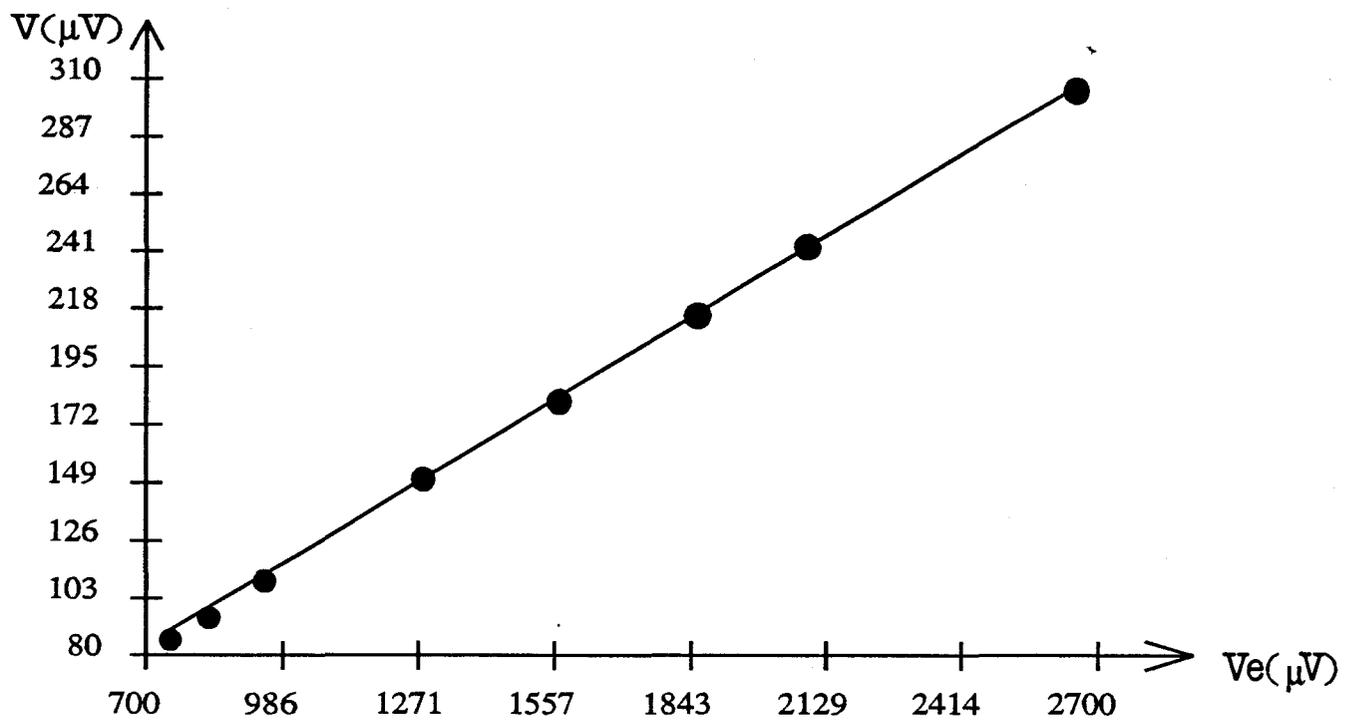
Remarque:

La surface active S du fluxmètre radiatif est égale à la moitié de la surface totale de celui-ci du fait que ce dernier est effectivement constitué de deux capteurs, noir et brillant, de surfaces égales.

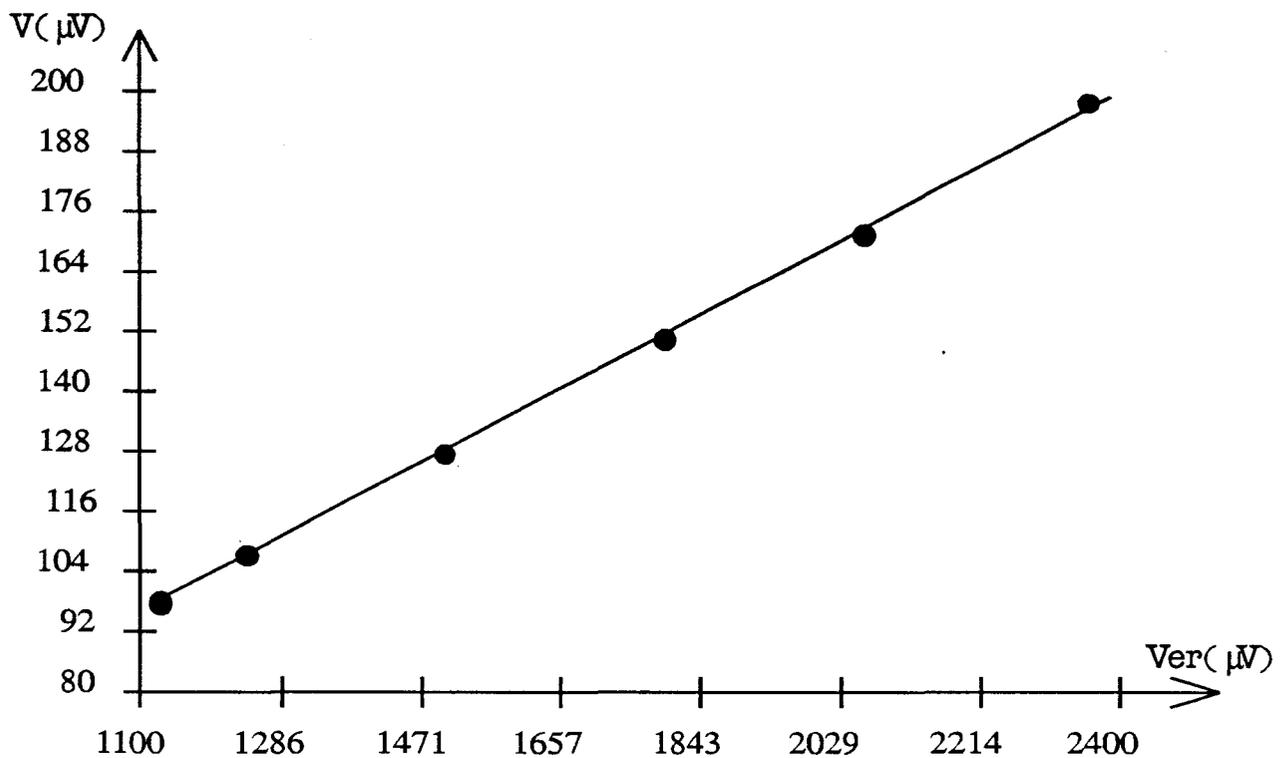
Le rayonnement détecté par le capteur résulte de l'écart de température entre les cellules noires et brillantes; ceci a pour conséquence une f.é.m nulle aux bornes du capteur lorsque les températures de surface des cellules opposées deviennent égales, cette condition n'est possible que dans le cas d'un revêtement d'émissivité uniforme sur la surface entière du fluxmètre.

La courbes -4- illustre le comportement qualitatif du capteur de rayonnement dans les deux cas de revêtement. On constate que la f.é.m s'annule lorsque la surface du fluxmètre radiatif est entièrement réfléchissante, de même lorsque la surface est entièrement noircie, ceci peut être expliqué par l'uniformité des températures des deux cellules opposées, les flux qui les traversent sont égaux, d'où l'apparition de tensions égales à leurs bornes et une résultante nulle. En supprimant les revêtements, le fluxmètre effectue la séparation des composantes convective et radiative et délivre une f.é.m proportionnelle au rayonnement thermique seul.

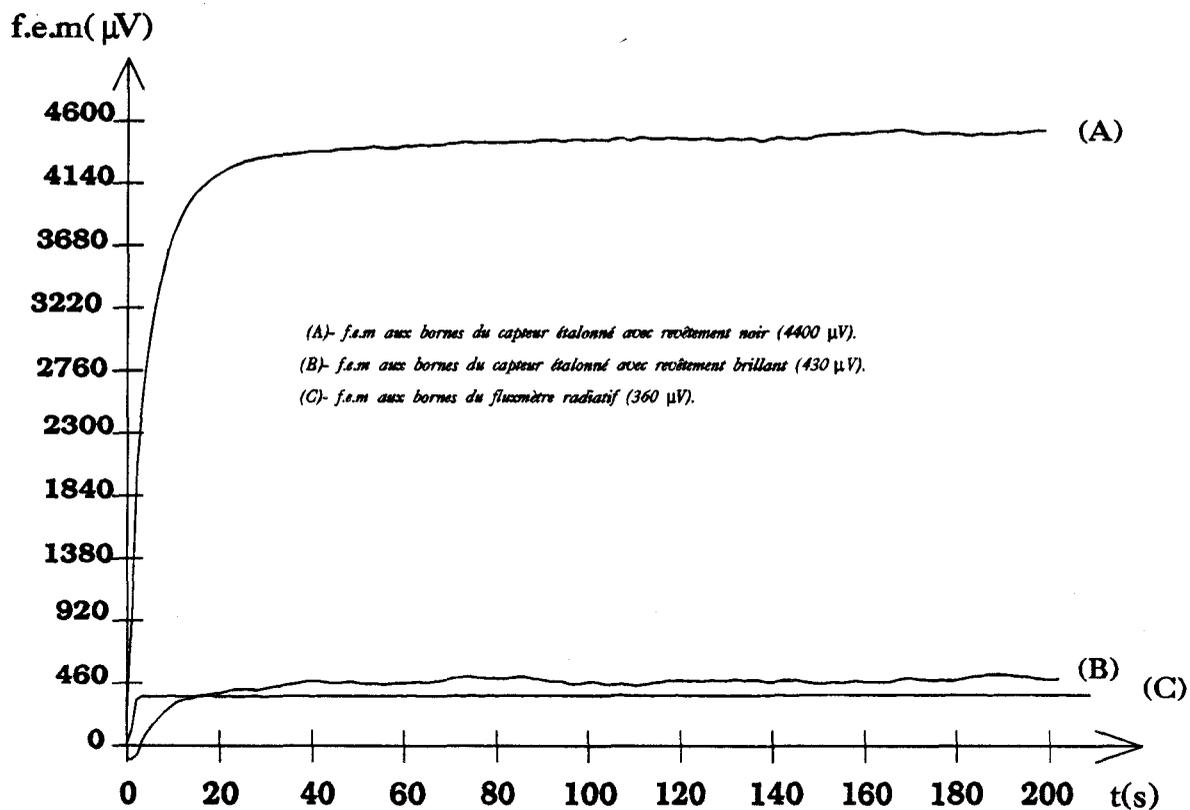
On remarque une légère inversion de la f.é.m avec le revêtement noir qui est due à l'existence d'une série de connexions en forme de thermocouples (cuivre-constantan) et qui délivrent une tension sous l'influence d'une différence de température. Cette f.e.m est plus importante dans le cas du revêtement noir, mais elle reste négligeable vis à vis des mesures effectuées, que dans le cas du revêtement brillant car la température est plus élevée dans le premier cas en raison de l'absorption du flux radiatif par le revêtement noir, et faible au niveau du revêtement brillant qui réfléchit presque la totalité du rayonnement reçu.



Courbe-1: Tracé de la f.e.m du capteur réalisé en fonction de celle du fluxmètre étalonné.

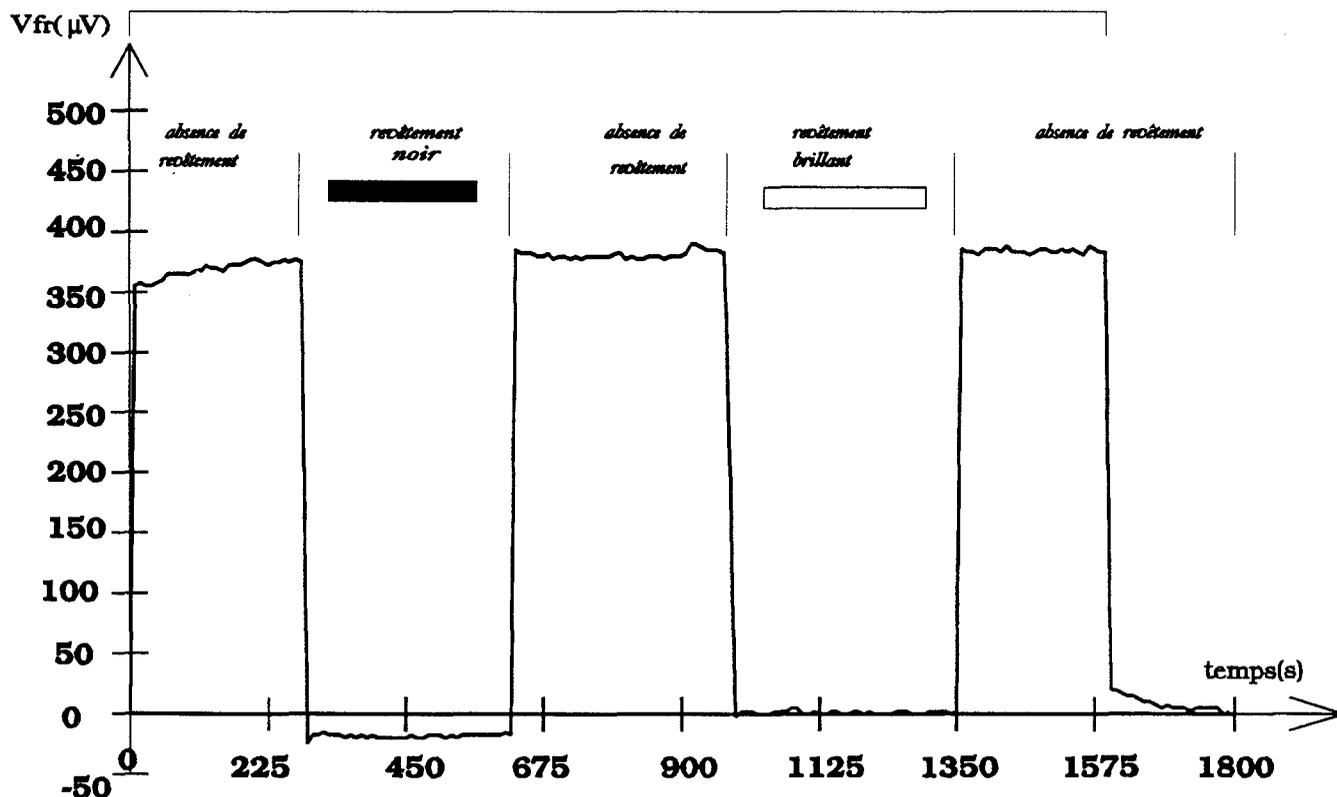


Courbe- 2: F.e.m du capteur radiatif en fonction de $V_{er}=V_n-V_b$ du fluxmètre étalonné.



Courbe-3-: La f.e.m du capteur radiatif est proportionnelle à la différence des f.e.m noire et brillante du fluxmètre étaloné.

Fluxmètre éclairé



Courbe-4: Variation de la f.e.m du capteur radiatif (V_{fr}) en fonction des revêtements.

II-V- Conclusion

En vertu de cette étude, nous avons pu mettre en évidence la possibilité de séparer les composantes radiative et convective d'un flux thermique avec le minimum d'erreur dans le but de pouvoir mesurer le rayonnement thermique tout en utilisant une combinaison particulière de fluxmètres classiques avec lesquels on mesure les flux thermiques radiatif, convectif et conductif.

Dans un premier temps, l'étalonnage du capteur radiatif a montré que la sensibilité reste indépendante des conditions aux limites et de l'environnement, la f.é.m délivrée par celui-ci est linéaire en fonction du flux radiatif reçu par sa surface active.

Nous avons pu mener cette étude au moyen de simulations aux éléments finis en 3D, ceci nous a permis de connaître les champs de température et de flux au sein de la structure multicouche constituant la cellule fluxmétrique et par conséquent d'optimiser sa géométrie afin d'avoir la meilleure linéarité de la sensibilité du capteur et son entière indépendance vis-à-vis des contraintes appliquées.

Avant de simuler le transfert de chaleur à travers le capteur radiatif, il a été nécessaire d'étudier une seule cellule fluxmétrique puisqu'elle représente la moitié d'une thermopile radiative.

Les résultats préliminaires obtenus sont satisfaisants et sont compatibles avec la théorie et la simulation.

Nous avons donc réalisé un capteur de rayonnement thermique qui permet d'éliminer et d'ignorer tout flux de nature convective indépendamment de la valeur de celui-ci.

Dans le chapitre IV, nous allons utiliser ce fluxmètre radiatif dans la détection de rayonnement thermique en provenance de sources lointaines et vérifier son efficacité pour l'élimination des perturbations dues aux variations des conditions climatiques de l'environnement.

Chapitre-III-

*Etude théorique de l'effet thermoélectrique
dans une jonction bimétallique*

*Modélisation des transferts thermiques dans
une cellule fluxmétrique*

III-I- Couplage thermoélectrique dans une jonction bimétallique

III-I-1- Thermocouple plaqué- Résultats théoriques

a)-Principe:

Un thermocouple plaqué est constitué par la superposition de deux conducteurs métalliques, notés (1) et (2) de pouvoirs thermoélectriques α_1 et α_2 , de conductivités électriques σ_1 et σ_2 et de conductivités thermiques λ_1 et λ_2 respectivement.

Les deux matériaux sont mis en contact électrique sur une partie de la surfaces du support continu. Les régions dépourvues de contacts bimétalliques jouent le rôle d'électrodes du thermocouple, figure-1-.

Figure-1-



Dépôt électrolytique d'une mince couche de cuivre sur une feuille de constantan.

Le thermocouple est réalisé par dépôt électrolytique du matériau (2) sur le matériau (1), l'interface bimétallique entre les deux conducteurs (1) et (2) constituant un contact électrique et un contact thermique supposés parfaits, représente la partie utile du circuit, les parties extrêmes du métal (1) jouent le rôle de connexions entre lesquelles est mesurée la f.é.m. thermoélectrique générée par le thermocouple.

b)-Loi d'Ohm généralisée:

La loi d'Ohm peut être généralisée pour chacun des deux conducteurs (1) et (2), dans laquelle la densité de courant \vec{j} dépend de la température et du potentiel électrochimique μ :

$$\vec{j}_1 = -\sigma_1 (\vec{\nabla} \bar{\mu}_1 + \alpha_1 \vec{\nabla} T_1) \quad (1)$$

$$\vec{j}_2 = -\sigma_2 (\vec{\nabla} \bar{\mu}_2 + \alpha_2 \vec{\nabla} T_2) \quad (2)$$

Dans la région plaquée, la présence d'un gradient tangentiel de température $\nabla_t T$ entre deux points du plan de la jonction bimétallique, entretient la circulation de courants de densités j_1 et j_2 respectivement dans les matériaux superposés tout en satisfaisant les conditions aux limites classiques de continuité de la température et du potentiel électrochimique à travers le plan de jonction, qui se traduit par:

$$\nabla_{t1} T = \nabla_{t2} T = \nabla_t T \quad \text{et} \quad \nabla_{t1} \bar{\mu} = \nabla_{t2} \bar{\mu} = \nabla_t \bar{\mu} \quad (3)$$

où les indices (1) et (2) désignent respectivement les matériaux correspondants.

La condition (3) nous permet d'écrire à partir de la relation (1):

$$\frac{j_{t1}}{\sigma_1} + \alpha_1 \nabla_{t1} T = \frac{j_{t2}}{\sigma_2} + \alpha_2 \nabla_{t2} T \quad (4)$$

c)-f.e.m résultante:

La relation (4) conduit à la relation suivante:

$$\frac{j_{t1}}{\sigma_1} = \frac{j_{t2}}{\sigma_2} + (\alpha_2 - \alpha_1) \nabla_t T \quad (5)$$

Pour notre application, on a choisi le cuivre et le constantan, leur caractéristiques électriques et thermiques sont données dans le tableau suivant:

	Conductivité thermique W/mK	Pouvoir thermo-électrique $\mu\text{V/K}$
<i>Cuivre</i>	398	38
<i>Constantan</i>	23	3

En comparant ces valeurs, on peut dire que le cuivre est beaucoup plus conducteur que le constantan. En première approximation c'est un conducteur parfait du courant électrique et de la chaleur, les chutes ohmiques sont négligeables devant celles du constantan, le cuivre est donc assimilé à une source de courant électrique pour le constantan dont la valeur est $\alpha_2 \sigma_2 \nabla T_2$, qui n'est pas compensé par le courant thermoélectrique interne $\alpha_1 \sigma_1 \nabla T_1$.

La circulation de ces courants induits engendre des chutes ohmiques au sein du constantan dont la sommation le long de la direction tangentielle équivaut à la f.e.m. thermoélectrique du thermocouple cuivre-constantan et elle est proportionnelle au flux thermique traversant la surface du contact bimétallique.

Le gradient de potentiel induit dans chaque élément de longueur dx s'écrit:

$$\nabla V_1 = \frac{j_{t1}}{\sigma_1} = \frac{j_{t2}}{\sigma_2} + (\alpha_2 - \alpha_1) \nabla T_{tx} \approx (\alpha_2 - \alpha_1) \nabla T_{tx} \quad (6)$$

puisque $j_{t1}/\sigma_1 \gg j_{t2}/\sigma_2$

La f.e.m de Seebeck mesurée par un thermocouple plaqué dépend du seul gradient tangentiel de température lorsque le gradient thermique global est tangentiel pour un champ de température monodimensionnel.

L'effet Seebeck se traduit par une f.e.m directement proportionnelle à l'écart de température ΔT aux extrémités du thermocouple:

$$\Delta V = (\alpha_2 - \alpha_1) \Delta T \quad (7)$$

Par contre, dans le cas d'un transfert tridimensionnel, le gradient tangentiel de température ∇T_x est différent de ∇T , et la

distribution du gradient thermique tangentiel n'est pas directement reliée à la différence de température entre les extrémités du dépôt électrolytique. Cette différence de température qui dépend du gradient thermique global peut être nulle sans que la somme algébrique des $\nabla T_x \Delta x$ soit nulle.

La mesure dans le cas où la différence de température ΔT est nulle nous permet de détecter une f.e.m de Seebeck qui sera obtenue par sommation des f.e.m élémentaires générées dans chaque élément de longueur Δx :

$$\Delta V = \sum_{i=1}^{Nx} (\alpha_2 - \alpha_1) \nabla T_x \Delta x \quad (8)$$

III-I-2- Expression de la f.e.m détectée par un thermocouple de surface soumis à un gradient tangentiel

Considérons la superposition de deux conducteurs (1) et (2) d'épaisseurs respectives e_1 et e_2 et de largeur unité, figure-2-, et définissons les deux sections droites S_1 et S_2 normales à la direction longitudinale du circuit bimétallique, les expressions des courants I_1 et I_2 traversant ces surfaces sont obtenues à l'aide des relations suivantes:

$$\begin{aligned} I_1 &= \iint_{S_1} \vec{j}_1 \cdot \vec{dS}_1 = j_{1x} e_1 \\ I_2 &= \iint_{S_2} \vec{j}_2 \cdot \vec{dS}_2 = j_{2x} e_2 \end{aligned} \quad (9)$$

Le courant traversant la section droite de la couche bimétallique suivant la direction Ox est la somme des deux courants I_1 et I_2 :

$$\begin{aligned} I &= I_1 + I_2 \\ &= \sigma_1 e_1 E_x - \alpha_1 \sigma_1 e_1 \text{grad}_x T + \sigma_2 e_2 E_x - \alpha_2 \sigma_2 e_2 \text{grad}_x T \\ &= (\sigma_1 e_1 + \sigma_2 e_2) E_x - (\alpha_1 \sigma_1 e_1 + \alpha_2 \sigma_2 e_2) \text{grad}_x T \end{aligned} \quad (10)$$

E désigne le champ électrique dans les couches conductrices.

Cette relation est identique à la loi d'Ohm généralisée à un conducteur

d'épaisseur $e = e_1 + e_2$, de conductivité électrique globale σ_{eq} et de pouvoir thermoélectrique équivalent α_{eq} , qu'on peut écrire:

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

avec

$$\sigma_{eq} (e_1 + e_2) = \sigma_1 e_1 + \sigma_2 e_2 \quad (14)$$

soit:

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

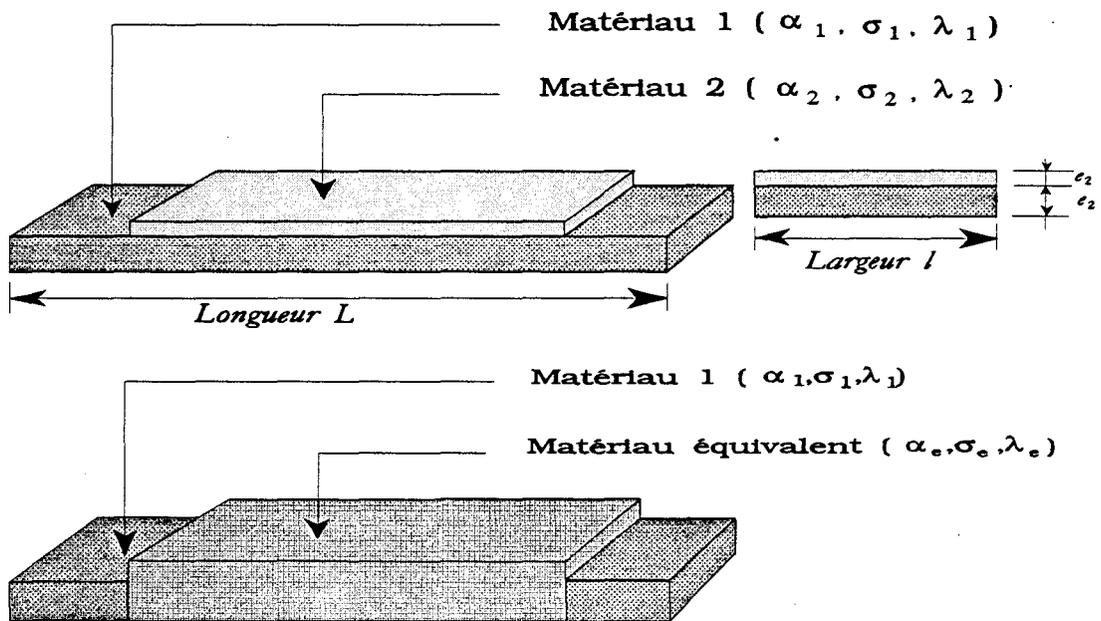
De la même façon on détermine les valeurs des conductivités électrique et thermique:

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

et

$$\lambda_{eq} = \frac{\lambda_1 e_1 + \lambda_2 e_2}{e_1 + e_2} \quad (14)$$

Figure-2-



- Le matériau 2 de grande conductivité joue le rôle de court-circuit.
- Un matériau équivalent est pris en compte.

Dans ce cas, la mise en série du métal équivalent ($\alpha_{eq}, \sigma_{eq}, \lambda_{eq}$) avec le métal (1), conduit à la différence des deux pouvoirs thermoélectriques dont dépend la f.e.m du thermocouple:

$$\begin{aligned} \alpha_{eq} - \alpha_1 &= \frac{\alpha_1 \sigma_{e1} + \alpha_2 \sigma_{e2}}{\sigma_{e1} + \sigma_{e2}} - \alpha_1 \\ &= \frac{(\alpha_2 - \alpha_1) \sigma_{e2}}{\sigma_{e1} + \sigma_{e2}} \end{aligned} \quad (15)$$

La différence de potentiel aux bornes d'un thermocouple est proportionnelle à l'écart de température ΔT à ses extrémités.

$$\Delta V = \frac{(\alpha_2 - \alpha_1) \sigma_{e2}}{\sigma_{e1} + \sigma_{e2}} \Delta T \quad (16)$$

Cette relation a été établie tout en considérant le transfert thermique monodimensionnel.

Dans le cas où la conductivité électrique de l'électrode plaquée (*Cuivre*) est très grande et que son épaisseur est très petite devant celles du support continu (*Constantan*), la relation ci-dessus devient:

$$\Delta V = (\alpha_2 - \alpha_1) \Delta T \quad (17)$$

du fait que $\sigma_2 e_2 \gg \sigma_1 e_1$.

Lorsque le gradient thermique est tangentiel, un thermocouple plaqué se comporte comme un thermocouple traditionnel.

III-II- Application à la mesure des flux thermiques

III-II-1- Flux thermique non uniforme dans l'épaisseur de la jonction thermoélectrique

Dans le cas plus général où les lignes de flux thermique ne sont plus tangentielles, la relation (6) reste valable; le gradient thermique est directement converti en gradient de potentiel électrique en tout points de la couche de faible conductivité. Même lorsque les extrémités de la jonction thermoélectrique sont maintenues à la même température, tout échauffement localisé de la surface de la jonction provoque une conduction non uniforme dans l'épaisseur de la jonction et génère une distribution de gradients de potentiels électriques localement proportionnels aux gradients tangentiels de température (figure-3-).

Le problème pratique posé est de déterminer la différence de potentiel (ΔV_1 mesurée entre les extrémités de la couche de faible conductivité) en fonction du détail de la distribution de gradients thermiques tangentiels. Chaque élément de volume $e_1 dx dy$ de la couche de faible conductivité (d'épaisseur e_1) recouvert par l'électrode en cuivre étant soumis au champ électrique $(\alpha_2 - \alpha_1) \nabla T_{tx}$ est source de courant et le flux électrique Φ_t^e traversant la face $e_1 dy$ de cet élément dans la direction Ox est proportionnel au flux thermique Φ_t traversant cette même surface.

$$\Phi_{tx}^e = (\alpha_2 - \alpha_1) \nabla T_{tx} e_1 dy = - (\alpha_2 - \alpha_1) \frac{\Phi_{tx}}{\lambda_1} \quad (18)$$

puisque $\Phi_{tx} = - \lambda_1 \nabla T_{tx} e_1 dy$

Dans chaque élément de volume, le flux thermique est directement converti en flux électrique. Il en résulte que le flux électrique moyen orienté suivant l'axe x'x de la couche de faible conductivité est proportionnel à la valeur moyenne du flux thermique orienté suivant cette même direction:

$$\overline{\Phi_{tx}^e} = (\alpha_2 - \alpha_1) \frac{\overline{\Phi_{tx}}}{\lambda_1} \quad (19)$$

Si N_x est le nombre d'éléments de longueur dx suivant la longueur de la jonction thermoélectrique et si $N_y(x)$ le nombre d'éléments de longueur dy suivant la direction transversale pour une valeur déterminée de x (pour une jonction de forme dissymétrique $N_y(x)$ est une fonction de la variable x), nous aurons pour la valeur moyenne du flux thermique tangentiel $\overline{\Phi_{tx}}$ en fonction de la distribution des gradients thermiques inducteurs:

$$\overline{\Phi_{tx}} = \frac{1}{N_x} \sum_1^{N_x} \sum_1^{N_y(x)} \lambda_1 \nabla T_{tx} e_1 dy \quad (20)$$

Du point de vue électrique tout se passe comme si la jonction était traversée de part en part par un flux électrique tangentiel proportionnel au flux thermique inducteur. Connaissant le flux thermique moyen, nous obtenons pour la valeur moyenne du gradient thermique:

$$\overline{\nabla T_{tx}} = \frac{\overline{\Phi_{tx}}}{\lambda_1 e_1 N_y} = \frac{1}{N_x N_y} \sum_1^{N_x} \sum_1^{N_y(x)} \nabla T_{tx} \quad (21)$$

Nous obtenons alors la différence de potentiel ΔV_1 en intégrant sur toute la longueur de la jonction bimétallique:

$$\Delta V_1 = (\alpha_2 - \alpha_1) \overline{\nabla T_{tx}} N_x \Delta x = \frac{1}{N_y} \sum_1^{N_x} \sum_1^{N_y(x)} \nabla T_{tx} \Delta x \quad (22)$$

Cette relation est générale et montre que même lorsque les extrémités de la jonction sont maintenues à la même température, il est possible de détecter une différence de potentiel proportionnelle à la valeur moyenne du flux thermique tangentiel. Cette différence de potentiel dépendra de la forme géométrique de la jonction et du détail de la distribution des températures sur la surface de la jonction. Dans le cas particulier où la température de surface n'est pas uniforme, il y a entretien d'une distribution non uniforme de lignes de flux électrique confondues avec les lignes de flux thermique dans l'épaisseur des conducteurs de la jonction thermoélectrique. La différence de potentiel ΔV_1 est alors représentative du flux thermique tangentiel moyen suivant la direction axiale de la jonction.

La circulation des lignes de flux dans l'épaisseur de la jonction

thermoélectrique étant entretenue par la non uniformité du champ de température sur la surface de la jonction, il suffira, pour détecter une différence de potentiel ΔV_1 d'amplitude suffisante, de créer sur la surface de la jonction une distribution de température suffisamment dissymétrique pour provoquer une déviation préférentielle des lignes de flux suivant un seul des côtés de l'axe du circuit thermoélectrique.

III-II-2- Intérêt de l'électrode de forme dissymétrique

Il existe de nombreuses façons de créer une distribution non uniforme de température sur la surface d'une jonction thermoélectrique. Dans les applications du type fluxmètres thermiques le champ de température fortement non uniforme est déterminé par le flux thermique traversant une structure multicouche dans laquelle est inséré le circuit thermoélectrique.

Le circuit est disposé entre deux feuilles électriquement isolantes, pour former une structure multicouche hétérogène. Les lignes de flux dans la structure multicouche sont fortement influencés par l'hétérogénéité du circuit bimétallique. Au niveau d'une cellule élémentaire de ce circuit, certaines parties sont en contact thermique avec les milieux environnants, d'autres parties en sont isolées. Compte tenu de ces régions thermiquement hétérogènes, le flux thermique traversant la structure suivant la direction perpendiculaire au plan de lamination se partage en tubes de flux élémentaires canalisés par les électrodes de grande conductivité (figure-4-).

En fait, à cause de la faible épaisseur des couches électriquement isolantes, les variations de température sont très faibles sur la surface de la jonction thermoélectrique, d'une part, et les électrodes de grande conductivité canalisent la chaleur et diffusent dans le support continu de la thermopile, d'autre part.

Pour favoriser le transfert de la chaleur suivant la direction axiale dans le support continu du circuit thermoélectrique et le rendre prédominant suivant un seul des côtés, il est indispensable d'introduire dans le circuit des dissymétries thermiques permettant de provoquer une courbure préférentielle des lignes de flux suivant la direction choisie.

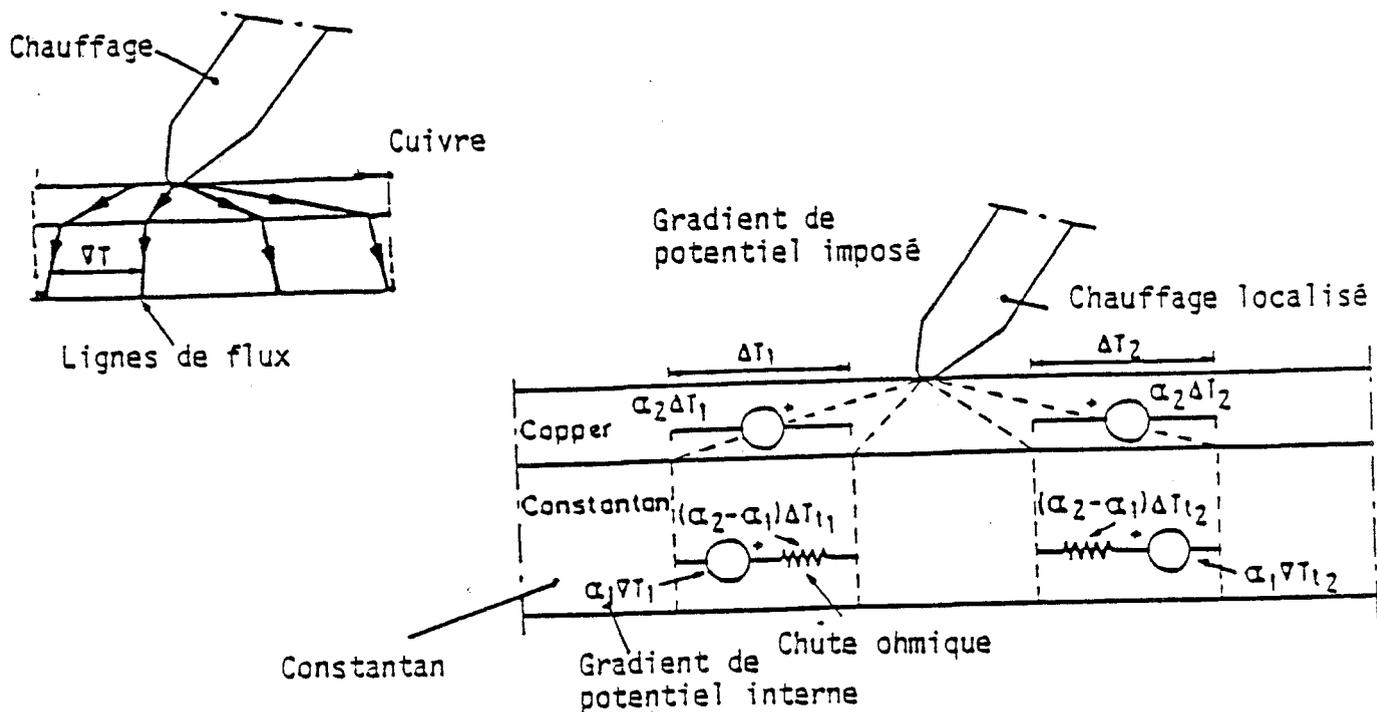


Figure-3: Le gradient de potentiel est imposé par la couche supérieure de grande conductivité.

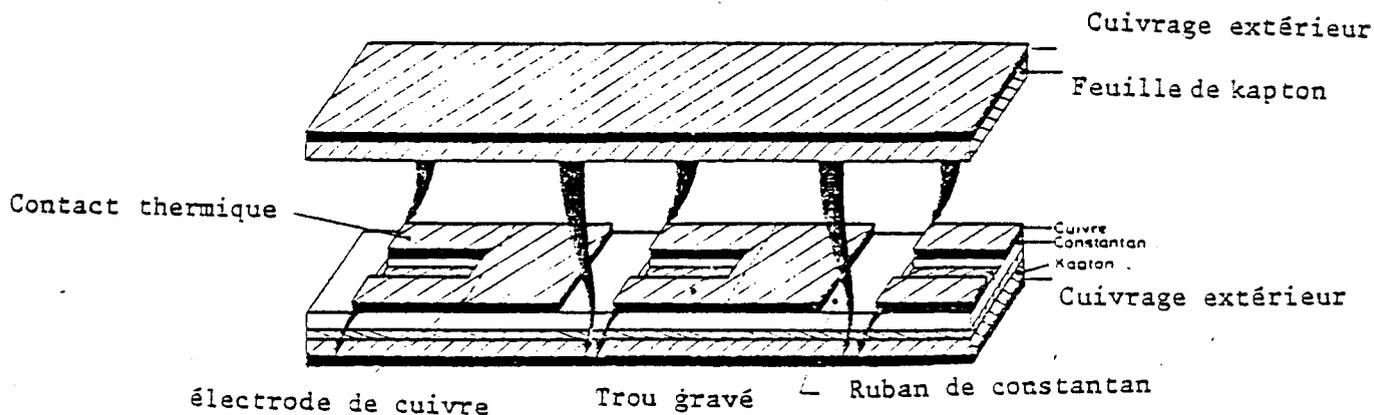


Figure-4: Canalisation du flux thermique transversal en tubes de flux élémentaires par les électrodes de grande conductivité.

Les électrodes jouant le rôle de contacts thermiques diffusent la chaleur dans les directions tangentiels, la conception d'électrodes de formes dissymétriques permet de favoriser cette diffusion suivant une seule direction. La distribution de gradients thermiques tangentiels et par suite la sensibilité de la structure multicouche au flux thermique inducteur oriente suivant la direction normale dépendra donc de la forme détaillée du circuit bimétallique imprimé.

En fait, la diffusion de la chaleur par les électrodes jouant le rôle du contact thermique dans leur couche support est surtout importante au voisinage des lignes frontières des régions recouvertes de cuivre électrolytique. La conduction tangentielle y subit une discontinuité des lignes de flux au voisinage de la frontière d'un contact thermique. Ce phénomène est très important en pratique et doit être pris en compte pour le calcul de la différence de potentiel induite dans le support de la couche bimétallique.

III-II-3- Contribution de la composante tangentielle du flux thermique à l'apparition d'une f.é.m. aux bornes du support continu

La composante tangentielle du flux thermique dans le circuit bimétallique de forme dissymétrique donne naissance à une distribution locale non uniforme d'un champ de température, ce champ étant inducteur d'une circulation de densité de courant électrique tangentielle non nulle j_t . Le gradient de potentiel dans le support continu est égal aux chutes ohmiques dans ce dernier, j_{t1}/σ_1 :

$$\vec{\nabla}V_1 = \frac{\vec{j}_1}{\sigma_1} = (\alpha_2 - \alpha_1) \vec{\nabla}T \quad (23)$$

soit une différence de potentiel aux bornes d'une portion dx du matériau (1) dans sa direction tangentielle :

$$dV_1 = \frac{j_{t1}}{\sigma_1} dx = (\alpha_2 - \alpha_1) dT_t \quad (24)$$

Cette d.d.p. est proportionnelle à l'écart de température aux bornes de cette même portion dx , et elle dépend des pouvoirs thermoélectriques des deux matériaux.

La f.e.m détectée entre deux points x_1 et x_2 dans la direction $x'x$ est obtenue par intégration de l'expression (24) sur une longueur Δx du support continu:

$$\Delta V_1 = \int_{\Delta x} dV_1 = (\alpha_2 - \alpha_1) \int_{\Delta x} dt_t$$

soit

$$\Delta V_1 = (\alpha_2 - \alpha_1) \Delta T \quad (25)$$

(ΔT d'un élément frontière est non nul).

Cette relation est représentative du bilan énergétique au sein d'un thermocouple dans lequel le transfert de chaleur est quasi monodimensionnel, $\Delta T \neq 0$.

III-III- Méthode numérique de calcul des champs de température et de flux

III-III-1- Calcul de la f.é.m. dans le support continu de constantan situé sous l'électrode de cuivre

Chaque élément du matériau de faible conductivité électrique, noté (1), de volume $dx dy dz$ situé en dessous de l'électrode de cuivre est le siège d'un flux thermoélectrique de composante tangentielle:

$$d\Phi_{tx} = -\lambda_1 \nabla T_{tx} dy dz \quad (26)$$

traversant la surface $dy dz$.

Ce flux est en tout point du volume dv , converti en un flux électrique lui est proportionnel et égal à:

$$d\Phi_{ex} = -(\alpha_2 - \alpha_1) \frac{d\Phi_{tx}}{\lambda_1} = (\alpha_2 - \alpha_1) \nabla T_{tx} dy dz \quad (27)$$

Notation: - $d\Phi_{tx}$: flux thermique tangentiel suivant $x'x$
- $d\Phi_{ex}$: flux électrique tangentiel suivant $x'x$

Le gradient de potentiel est donné par la relation:

$$\nabla V_1 = \frac{d\Phi_{ex}}{ds} = \frac{d\Phi_{ex}}{dy dz} = (\alpha_2 - \alpha_1) \nabla T_{tx} \quad (28)$$

Afin de résoudre cette équation, on a eu recours à la méthode des éléments finis, en utilisant le programme ANSYS4.3 commercialement disponible.

La méthode consiste à discrétiser les matériaux en un certain nombre d'éléments, le plus grand possible, dans les trois directions $x'x$, $y'y$ et $z'z$ de volume $\Delta x \Delta y \Delta z$ chacun.

Chaque matériau comporte donc N_x éléments dans la direction $x'x$, N_y dans la direction $y'y$ et N_z dans la direction $z'z$, soit un nombre total de $N_x N_y N_z$ éléments constituant chacun d'eux.

Supposons, tout d'abord, que le matériau de faible conductivité n'est constitué que de N_x éléments, soit $N_y = N_z = 1$, chaque élément i de longueur Δx_i est donc le siège d'un gradient de température ∇T_{x_i} générant une f.é.m. élémentaire égale à:

$$\Delta V_i = (\alpha_2 - \alpha_1) \nabla T_{x_i} \Delta x_i \quad (29)$$

La d.d.p. des N_x éléments, en série, dans la direction $x'x$, est la somme:

$$\Delta V = (\alpha_2 - \alpha_1) \sum_{i=1}^{N_x} \nabla T_{x_i} \Delta x_i \quad (30)$$

Compte tenu du nombre d'éléments que comporte le matériau de faible conductivité, la f.é.m. détectée dans un élément i est proportionnelle à la valeur moyenne du gradient de température dans les deux directions $y'y$ et $z'z$, soit:

$$\overline{\nabla T_{tx_i} \Delta x_i} = \frac{1}{N_y N_z} \sum_{j=1}^{N_y} \sum_{k=1}^{N_z} \nabla T_{x_{ijk}} \Delta x_{ijk} \quad (31)$$

la valeur de la f.é.m. de l'élément i s'écrit donc:

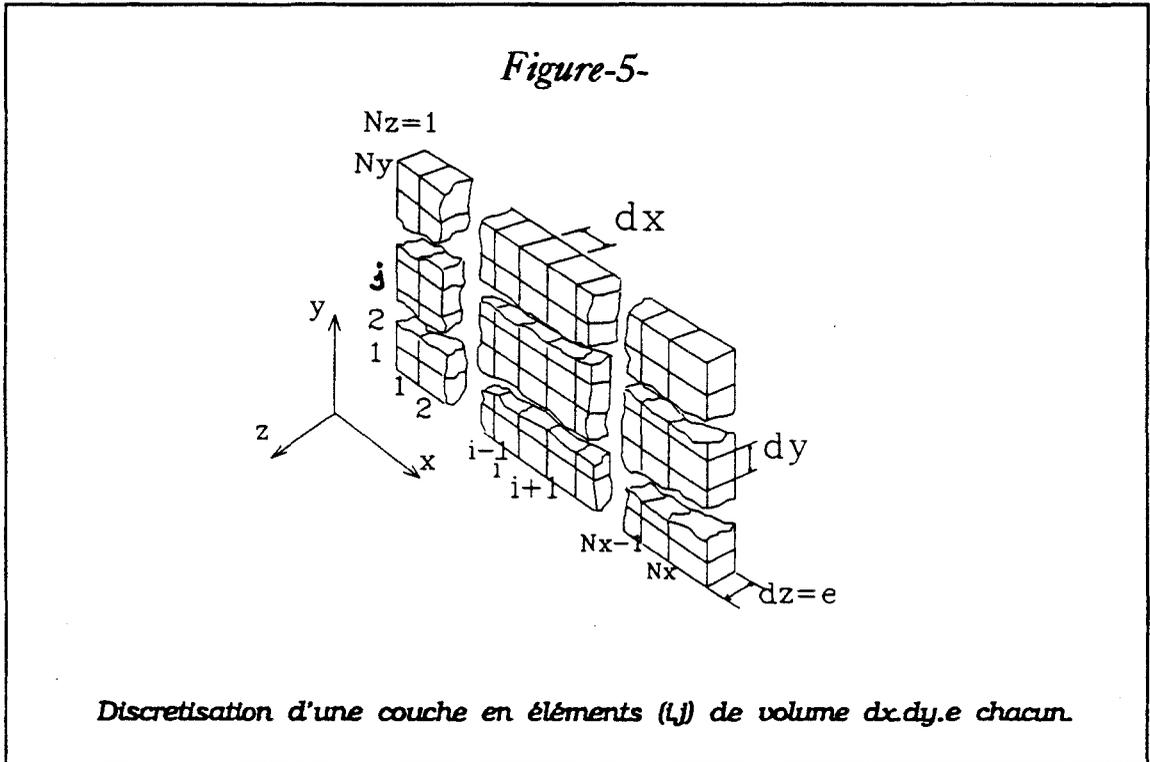
$$\Delta V_i = (\alpha_2 - \alpha_1) \overline{\nabla T_{tx_i} \Delta x_i} = \frac{\alpha_2 - \alpha_1}{N_z N_y} \sum_{j=1}^{N_y} \sum_{k=1}^{N_z} \nabla T_{x_{ijk}} \Delta x_{ijk} \quad (32)$$

La f.é.m. totale induite dans la longueur du matériau de faible conductivité est la somme sur les N_x éléments de celui-ci:

$$\begin{aligned} \Delta V &= \sum_{i=1}^{N_x} \Delta V_i = (\alpha_2 - \alpha_1) \sum_{i=1}^{N_x} \overline{\nabla T_{tx_i} \Delta x_i} \\ &= \frac{\alpha_2 - \alpha_1}{N_y N_z} \sum_{i=1}^{N_x} \sum_{j=1}^{N_y} \sum_{k=1}^{N_z} \nabla T_{x_{ijk}} \Delta x_{ijk} \end{aligned} \quad (33)$$

Dans notre cas, l'épaisseur des matériaux, direction $z'z$, est beaucoup plus faible par rapport aux dimensions latérales, $x'x$ et $y'y$, ce qui nous amène à ne prendre qu'un seul élément suivant cette direction, et par conséquent $N_z=1$.

Chaque matériau se trouve, dans cette condition, composé de $N_x N_y$ éléments de volume $\Delta v_{ij} = e \Delta x_i \Delta y_j$ chacun, figure-5-.



Tenant compte de cette condition, les expressions précédentes peuvent s'écrire:

- valeur moyenne du gradient de température dans un élément i :

$$\overline{\nabla T_{tx_i}} = \frac{1}{N_y} \sum_{j=1}^{N_y} \nabla T_{tx_{ij}} \Delta x_i \quad (34)$$

- f.é.m. d'un élément i:

$$\Delta V_i = (\alpha_2 - \alpha_1) \overline{\nabla T}_{tx_i} \Delta x_i = \frac{\alpha_2 - \alpha_1}{N_y} \Delta x_i \sum_{j=1}^{N_y} \nabla T_{tx_{ij}} \quad (35)$$

- f.é.m. totale des N_x éléments:

$$\Delta V = \sum_{i=1}^{N_x} \Delta V_i = \frac{\alpha_2 - \alpha_1}{N_y} \sum_{i=1}^{N_x} \sum_{j=1}^{N_y} \nabla T_{tx_{ij}} \Delta x_i \quad (36)$$

Le programme ANSYS permet le calcul des gradients tangentiels ∇T_t dans chaque élément et suivant les trois directions x'x, y'y et z'z: ∇T_{tx} , ∇T_{ty} et ∇T_{tz} .

Connaissant le nombre d'éléments constituant le matériau de faible conductivité, préalablement défini, ainsi que les propriétés thermoélectriques des matériaux utilisés, cuivre et constantan dans notre cas, on peut déterminer facilement la valeur ΔV de la f.é.m. détectée aux bornes du support continu de constantan.

Le matériau de faible conductivité est déposé sur une partie du support continu, les extrémités, où il n'y a pas de dépôts de cuivre, représentent les connexions du circuit bimétallique, et les régions se trouvant à proximité immédiate du dépôt jouent le rôle de frontières.

Les éléments frontières dans ce cas sont ceux qui se trouvent aux rangs 1 et N_x . Le dépôt couvre tous les éléments du rang 2 au rang N_x-1 à l'exception du trou, figure-6-. Dans ces conditions, la f.é.m. résultante s'écrit:

$$\Delta V = \sum_{i=2}^{N_x-1} \Delta V_i = \frac{\alpha_2 - \alpha_1}{N_y} \sum_{i=2}^{N_x-1} \sum_{j=1}^{N_y} \nabla T_{tx_{ij}} \Delta x_i \quad (37)$$

Le circuit thermoélectrique multicouche est d'autant plus sensible au flux thermique traversant sa jonction bimétallique que la distribution non uniforme du champ de température au niveau de celle-ci est accentuée.

Pour créer une telle distribution, on a eu recours à choisir une forme géométrique laissant le flux thermique, qui traverse la structure multicouche dans la direction normale au plan de lamination, se partager tangentiellement en tubes de flux élémentaires canalisés par les électrodes de cuivre.

Pour accentuer cette distribution, il a fallu introduire une dissymétrie géométrique dans le circuit bimétallique suivant la direction tangentielle afin d'avoir des déviations des tubes de flux thermique et par suite une distribution fortement non uniforme de la température dans cette direction du matériau de faible conductivité.

De la forme géométrique du circuit bimétallique, va dépendre la distribution du gradient de température dans la direction tangentielle du circuit thermoélectrique multicouche, donc la sensibilité au flux thermique normal.

La forme des électrodes de cuivre, dans notre cas, favorise la circulation d'un flux électrique tangentiellement en diffusant la chaleur suivant une seule direction, ou du moins en grande partie dans cette direction. La distribution non uniforme du gradient de température dans le matériau de faible conductivité se trouve donc accentuée grâce à cette dissymétrie géométrique du thermocouple.

La diffusion de la chaleur par les électrodes de cuivre dans le support continu se produit par resserement des lignes de flux dans celles-ci; ce resserement s'appelle phénomène de constriction, phénomène qui crée une discontinuité considérable dans la région des lignes frontières.

Le programme ANSYS permet de mettre en évidence cette discontinuité.

La valeur de la d.d.p. induite dans le support continu du circuit bimétallique dépend largement du phénomène de constriction, en définitive c'est la somme des deux f.é.m., dues à la distribution non uniforme du champ de température dans les régions plaquées d'une part et dans les frontières d'autre part, cette f.é.m est représentative du flux traversant le circuit thermoélectrique, on écrit alors:

$$\Delta V = \Delta V_s + \Delta V_f \quad (38)$$

$$\left\{ \begin{array}{l} \Delta V_s : \text{f.é.m dans le support continu situé en dessous de} \\ \quad \text{l'électrode de cuivre.} \\ \Delta V_f : \text{f.é.m dans les éléments frontières} \end{array} \right.$$

La d.d.p. apportée par la contribution des éléments frontières est due à l'importante discontinuité de la composante tangentielle du gradient de température par le phénomène de constriction, connaissant donc cette distribution dans les éléments frontières du matériau de faible conductivité, on peut déterminer facilement la f.é.m. induite par cette discontinuité.

On note, alors, ∇T_{tx}^- la valeur du gradient de température dans l'élément frontière situé sous l'électrode de cuivre et ∇T_{tx}^+ sa valeur dans l'élément voisin situé juste à l'extérieur de cette frontière.

La discontinuité est donnée par la différence entre les valeurs du gradient de température dans chacun des deux éléments:

$$\nabla T_{tx}^f = \nabla T_{tx}^+ - \nabla T_{tx}^- \quad (39)$$

d'où une f.é.m. induite égale à:

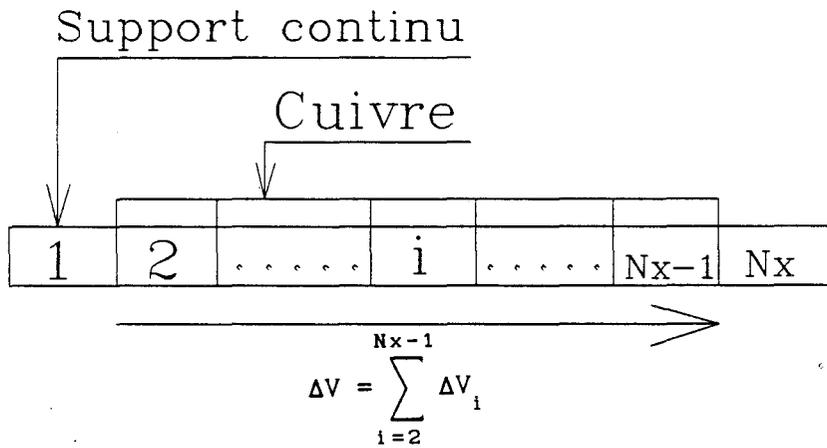
$$\Delta V_f = (\alpha_2 - \alpha_1) \overline{\nabla T_{tx}^f} \Delta x \quad (40)$$

soit une contribution moyenne, compte tenu des N_y éléments dans la direction $y'y$ ainsi que $N_x = N_z = 1$, de même les éléments ont la même longueur Δx :

$$\Delta V_f = (\alpha_2 - \alpha_1) \overline{\nabla T_{tx}^f} \Delta x = \frac{\alpha_2 - \alpha_1}{N_y} \sum_{j=1}^{N_y} \left[\nabla T_{tx}^+ - \nabla T_{tx}^- \right]_j \Delta x \quad (41)$$

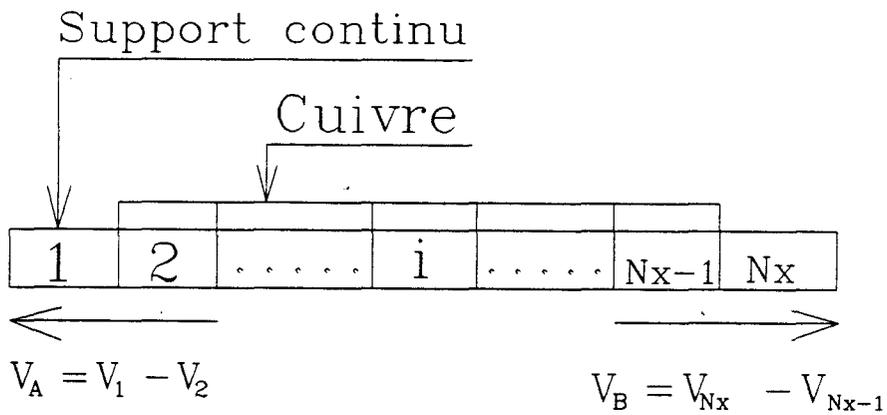
Cette relation donne la contribution des éléments frontières au niveau d'une extrémité du thermocouple. En considérant les deux extrémités notées A et B, figure-7-, la f.é.m. apportée par les deux frontières est:

Figure-6-



La sommation ne tient compte que des éléments se situant juste en dessous de l'électrode de cuivre.

Figure-7-



La contribution apportée par les éléments frontières A et B est donnée par l'expression: $V_f = V_B - V_A$.

$$\Delta V_f = \Delta V_B^f - \Delta V_A^f$$

$$\Delta V_f = (\alpha_2 - \alpha_1) \left[\overline{\nabla T_{tx}^f}(B) - \overline{\nabla T_{tx}^f}(A) \right] \Delta x$$

$$= \frac{(\alpha_2 - \alpha_1)}{N_y} \sum_{j=1}^{N_y} \left[\nabla T_{tx_{N,j}} - \nabla T_{tx_{N-1,j}} - \nabla T_{tx_{1,j}} + \nabla T_{tx_{2,j}} \right] \Delta x$$

(42)

La f.é.m. induite dans un thermocouple à circuit bimétallique traversé par un flux thermique est la somme des f.é.m. dans les éléments du support continu situés sous l'électrode de grande conductivité électrique et dans les éléments frontières :

$$\Delta V = \Delta V_s + \Delta V_f = (\alpha_2 - \alpha_1) \sum_{i=2}^{Nx-1} \overline{\nabla T_{tx}^s} \Delta x_i + \overline{\nabla T_{tx}^f} \Delta x_i$$

$$= (\alpha_2 - \alpha_1) \Delta x \left[\sum_{i=2}^{Nx-1} \overline{\nabla T_{tx}^s} + \overline{\nabla T_{tx}^f} \right] \quad (43)$$

Tous les éléments ont la même longueur Δx .

$\overline{\nabla T_{tx}^s}$: gradient thermique tangentiel dans les éléments du support continu de constantan.

$\overline{\nabla T_{tx}^f}$: gradient thermique tangentiel dans les éléments frontières.

$$\Delta V = (\alpha_2 - \alpha_1) \Delta x \left[\frac{1}{N_y} \sum_{i=2}^{Nx-1} \sum_{j=1}^{N_y} \nabla T_{tx_{i,j}} + \sum_{j=1}^{N_y} \left[\left(\nabla T_{tx_{Nx,j}} - \nabla T_{tx_{Nx-1,j}} \right) - \left(\nabla T_{tx_{1,j}} - \nabla T_{tx_{2,j}} \right) \right] \right]$$

$$\Delta V = (\alpha_2 - \alpha_1) \frac{\Delta x}{N_y} \sum_{j=1}^{N_y} \left[\sum_{\substack{i=2 \\ i \neq Nx-1}}^{Nx} \nabla T_{tx_{i,j}} + \nabla T_{tx_{2,j}} - \nabla T_{tx_{1,j}} \right]$$

(44)

Cette expression donne la f.é.m. induite aux bornes d'un thermocouple soumis à une ou plusieurs contraintes thermiques extérieures, à base de laquelle les résultats ont été vérifiés.

III-III-3- Expression de la sensibilité du thermocouple

La formule (44) est représentative du bilan énergétique au sein du thermocouple traduit par l'apparition d'une f.é.m. thermoélectrique, à l'aide de laquelle va être déterminée la sensibilité du thermocouple au flux thermique qui traverse sa jonction bimétallique; cette sensibilité est donnée par le rapport suivant:

$$K = \frac{\Delta V}{\Phi} \quad (45)$$

{ ΔV : la f.é.m. induite en μV ;
 Φ : flux thermique inducteur en W (ou en W/m^2);
 K : sensibilité du thermocouple en $\mu V/W$ (ou en $\mu V/W/m^2$).

III-IV- Modélisation de la structure multicouche

III-IV-1- Définition d'un algorithme de programmation

Afin de pouvoir modéliser les échanges thermiques et représenter la distribution spatiale des champs de température et de flux ainsi d'optimiser les caractéristiques du circuit bimétallique, on a eu recours à la méthode des éléments finis, cette méthode consiste à discrétiser un milieu continu en un ensemble d'éléments lui est équivalent et a l'avantage d'être utilisée pour un grand nombre d'applications industrielles.

Parmi les logiciels commercialement disponibles, nous avons choisi l'ANSYS 4.3.

Pour construire le programme de calcul, il faut;

- choisir le domaine d'application, la thermique dans notre cas;
- choisir la dimension, notre modèle est en 3-D;
- définir et générer les noeuds du modèle;
- définir et générer ses éléments;
- définir les matériaux constituant le modèle;
- affecter les caractéristiques thermophysiques à chaque matériau;
- appliquer les conditions aux limites;
- demander la solution.

La méthode consiste tout d'abord à éliminer toute symétrie dans le système afin d'éviter le dédoublement des résultats. Dans le cas où ce système comporterait une symétrie, on généraliserait les solutions par prolongement par symétrie.

III-IV-2- Description géométrique de la cellule

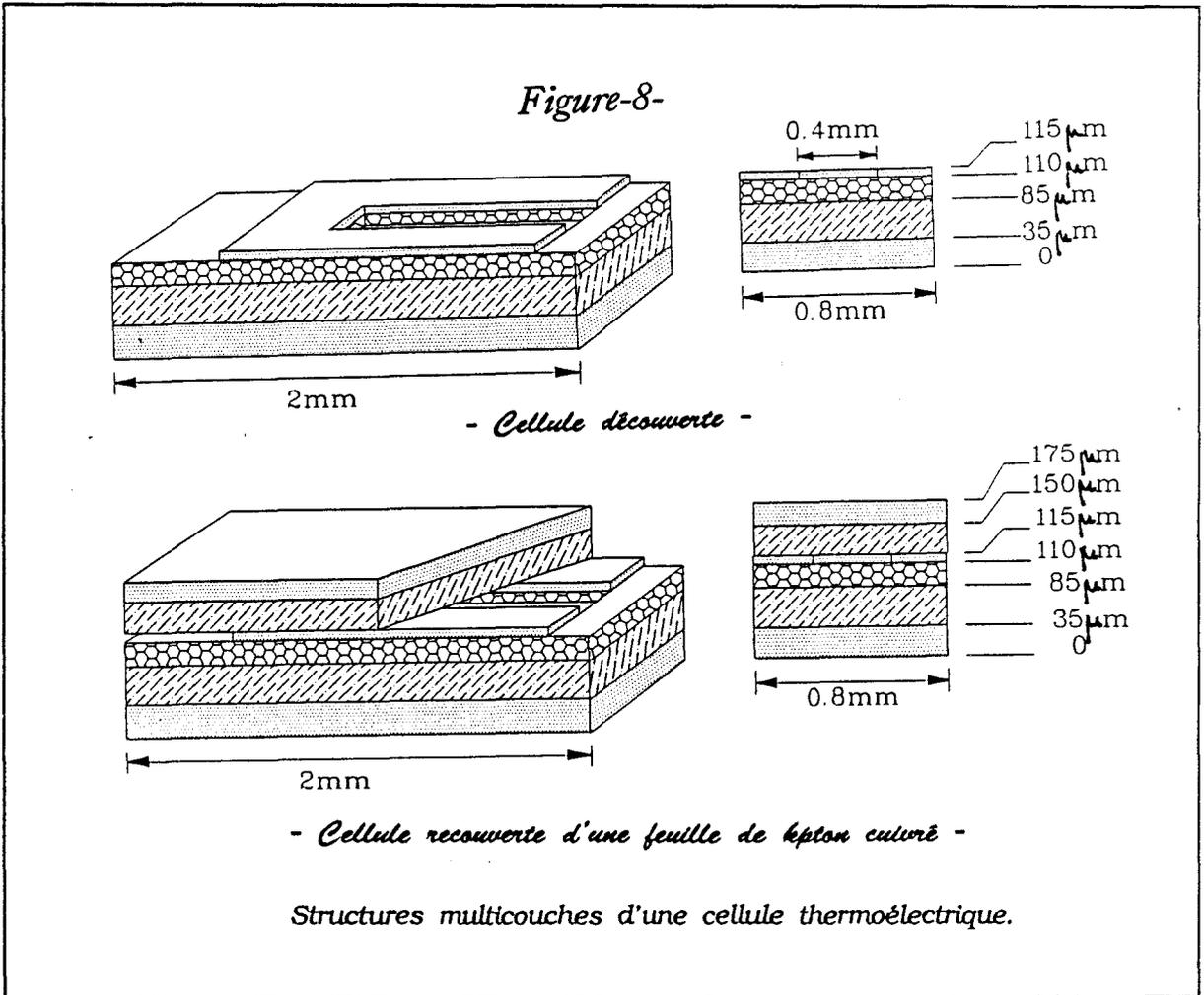
La structure de la cellule thermoélectrique est un ensemble multicouche en contacts électrique et thermique supposés parfaits.

La longueur de la cellule est de 2 mm, sa largeur est de 0.8 mm et de 175 μm d'épaisseur dont:

- 35 μm pour la couche inférieure de cuivre;
- 50 μm pour le Kapton;
- 25 μm pour le constantan;
- 5 μm pour l'électrode de cuivre;

- 35 μm pour la couche supérieure de kapton;
- 25 μm pour la couche supérieure de cuivre.

La description détaillée de la structure multicouche est donnée en figure-8-



Le circuit multicouche présente une symétrie dans la direction longitudinale, seule la moitié a donc été prise en compte, les résultats seront prolongés par symétrie.

III-IV-3- Profil du modèle discret étudié

Vu la symétrie que comporte la cellule, seule la moitié de celle-ci a été prise en compte, le détail est donné en figure-9-.

La méthode la plus simple à mettre en oeuvre pour modéliser une telle cellule consiste à utiliser des éléments en forme de briques.

Afin d'obtenir un système discret régulier, les parties "vides" du modèle ont été remplies d'un ensemble d'éléments équivalents à un milieu continu d'air, le modèle ainsi obtenu est représenté figure-10-.

La discrétisation du modèle doit se faire dans un repère (O,x,y,z), dans notre cas, on a choisi la disposition de la figure-11-.

Pour que les résultats soient précis, nous avons pris un grand nombre d'éléments (briques) pour chaque couche constituant le modèle, néanmoins, ce nombre ne dépassant pas les capacités du logiciel afin d'éviter des incidents et des erreurs lors du calcul.

Dans cette disposition, la longueur a été prise dans la direction x'x, la largeur dans la direction y'y et l'épaisseur dans la direction z'z. Chaque couche du modèle est discrétisée en un nombre d'éléments dans les deux directions x'x et y'y, tandis que dans la direction z'z le nombre d'éléments est l'unité du fait que l'épaisseur d'une couche est trop petite devant ses dimensions latérales; on note N_x le nombre d'éléments dans la direction x'x, N_y dans la direction y'y et $N_z = 1$ dans la direction z'z.

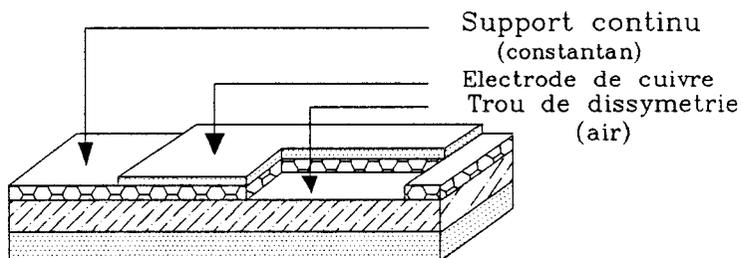
Dans ce cas, le nombre total d'éléments constituant une couche est $N = N_x.N_y$, la longueur de chaque élément, sa largeur et son épaisseur sont notées Δx , Δy et Δz respectivement, avec;

$$\Delta x = \frac{L}{N_x} = \frac{2}{20} = 0.1\text{mm}$$

$$\Delta y = \frac{1}{N_y} = \frac{0.4}{4} = 0.1\text{mm}$$

$$\Delta z = e$$

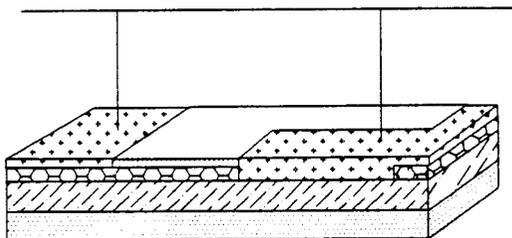
Figure-9-



*Elimination de toutes symétries dans la cellule thermoélectrique ,
pour éviter le dédoublement des résultats.*

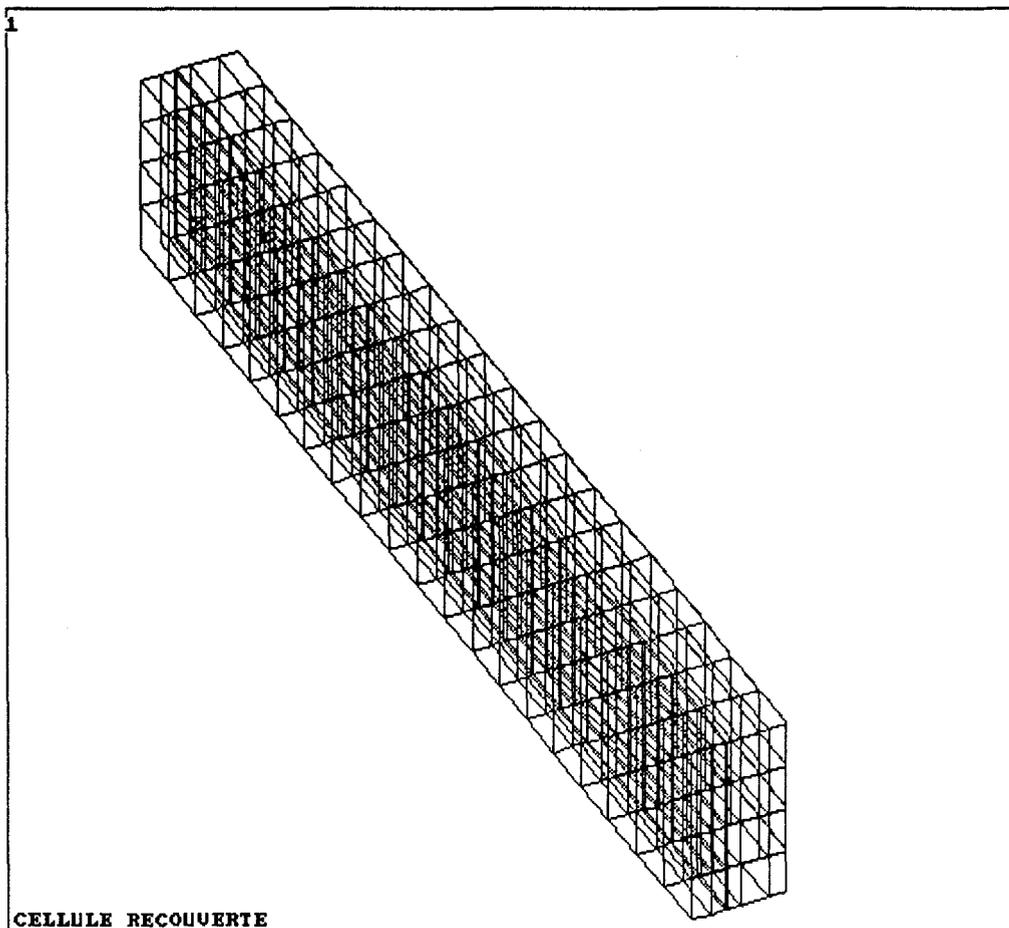
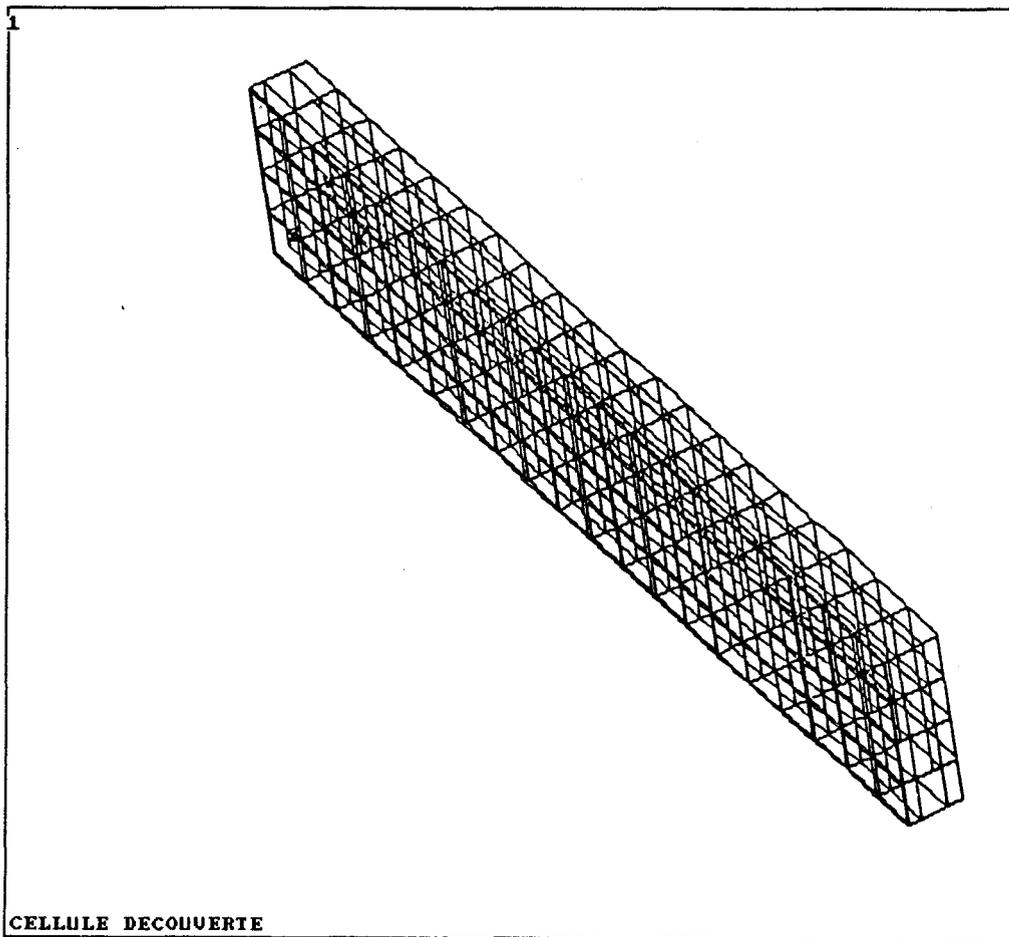
Figure-10-

(Zones remplies d'air)



*Modèle parallélépipédique obtenu par remplissage des zones
vides par de l'air.*

Figure-11- Modèles discrets des demi-cellules étudiées en simulation.

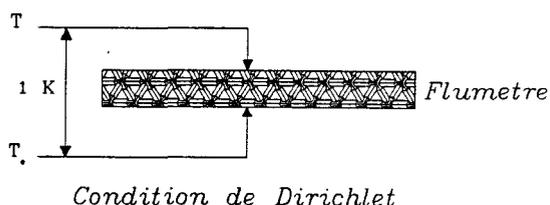


III-V- Conditions aux limites appliquées à une cellule thermoélectrique en régime permanent

III-V-1- Les différents types de conditions aux limites

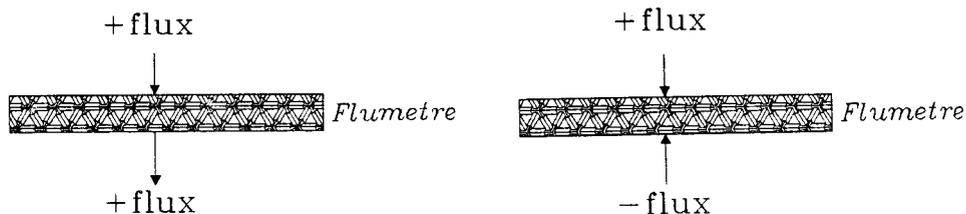
a)-Condition de Dirichlet:

La condition de dirichlet consiste à imposer un écart de température déterminé (1°K) entre les surface limites de la cellule thermoélectrique.



b)-Condition de Neumann:

Cette condition consiste à imposer un flux thermique à l'une des surfaces de la cellule thermoélectrique et de l'extraire de l'autre, la valeur prise dans notre cas est de $10 \mu\text{W}$ par noeud, soit $0.105 \text{ e-}02 \text{ W}$ du fait qu'il y a 105 noeuds par plan. Ce flux a été imposé de la façon suivante: $+0.105\text{e-}02 \text{ W}$ au niveau de la face supérieure et $-0.105\text{e-}02 \text{ W}$ sur la face inférieure.



c)-Condition de Fourier

Ce type de conditions permet de modéliser un échange convectif pour caractériser l'interaction entre la surface du circuit multicouche et le milieu environnant. Cette interaction est définie par un coefficient d'échange noté h_c dont dépend largement la température de surface du circuit, ce coefficient dépend du mouvement du milieu fluide où se trouve le capteur.

Le bilan énergétique convectif est défini par la relation classique suivante:

$$\Phi_c = h_c (T_f - T_s) \quad \text{W/m}^2$$



où T_f est la température du fluide, dans notre cas l'air, et T_s celle de la surface du capteur.

On a pris $h_c = 10 \text{ W/mK}$ et $T_a = 20 \text{ }^\circ\text{C}$.

d)-Echange radiatif entre deux surfaces:

L'échange radiatif entre deux surfaces i et j portées à températures absolues T_i et T_j respectivement, est donné par la relation ci-dessous:

$$\Phi_{ij} = S_i \varepsilon \sigma f_{ij} (T_i^4 - T_j^4)$$

T_i et T_j : températures absolues des surfaces i et j respectivement;

Φ_{ij} : flux radiatif échangé entre les surfaces i et j ;

ε : émissivité;

σ : constante de Stefan-Boltzmann;

f_{ij} : facteur de forme de la surface i par rapport à la surface j ;

S_i : surface i .

Pour simuler le transfert thermique par rayonnement entre une source rayonnante portée à une température élevée et la surface supérieure du capteur, on a considéré que ce transfert est monodimensionnel compte tenu de la disposition parallèle des surfaces et leurs dimensions égales.

Ces deux surfaces possèdent le même nombre de noeuds et d'éléments, dans notre cas.

Un élément radiatif est représenté par deux noeuds en regard appartenant chacun à une surface, l'un appartient à la surface rayonnante et l'autre à la surface du capteur, figure-12-.

Chaque élément radiatif est caractérisé par sa surface, son émissivité et son facteur de forme.

- l'émissivité dépend du revêtement de la surface:

$\epsilon = 1$ dans le cas d'un revêtement noir;

$\epsilon = 0,04$ dans le cas d'un revêtement d'aluminium poli.

- le facteur de forme est pris égal à 1.

III-V-2- Optimisation de la géométrie du circuit bimétallique

On a étudié différents cas du point de vue conditions aux limites et formes du circuit bimétallique en vue d'optimiser nos résultats.

Le but essentiel est de concevoir un capteur de flux thermique dont les caractéristiques électriques et thermiques restent indépendantes du type de contraintes extérieures appliquées.

On a constaté que dans le cas des capteurs recouverts de Kapton cuivré, les réponses sont indépendantes des conditions aux limites et de l'environnement, par rapport aux capteurs découverts.

Toutefois, les dimensions de l'électrode de cuivre jouent un rôle primordial dans cette indépendance. On a étudié l'erreur relative du circuit bimétallique en fonction des dimensions de l'électrode de cuivre et du trou, en appliquant les trois conditions aux limites, du type Dirichlet, Neumann et Fourier.

Les résultats obtenus montrent qu'une augmentation importante de la sensibilité du circuit multicouche peut être obtenue en modifiant les dimensions de l'électrode de cuivre, mais cette augmentation de la sensibilité est accompagnée d'une augmentation considérable de l'erreur relative, la sensibilité du capteur devient, dans ce cas, largement dépendante du type de conditions aux limites appliquées.

Le but essentiel est de trouver les dimensions optimales pour lesquelles l'erreur relative est la plus faible possible.

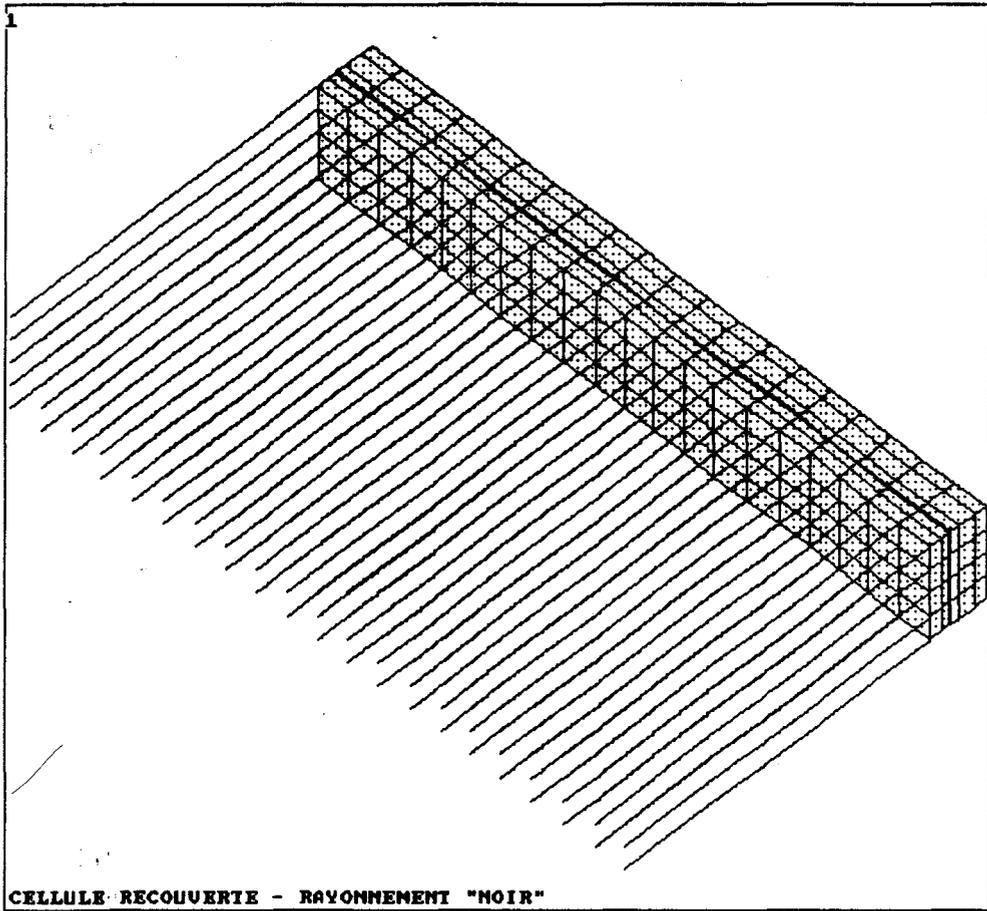


Figure-12- Modélisation du rayonnement thermique.

L'erreur relative est calculée comme étant le rapport de la différence des sensibilités maximale et minimale, obtenues par application des trois contraintes à la même cellule, par la sensibilité maximale:

$$\varepsilon = \frac{K_{\max} - K_{\min}}{K_{\max}} \quad \text{en \%}$$

Les tableaux ci-dessous illustrent les valeurs optimales des dimensions de la cellule pour lesquelles la sensibilité est très peu variable en fonction des conditions appliquées.

tableau 1:

c \ b	0.1	0.2	0.3	0.4	0.5
0.3	13.8	12.3	10.1	11.2	13
0.6	12.6	11.2	9.6	10.5	11.9
0.9	11.7	10.6	8.2	9.7	11.1
1.1	11.3	9.7	7.8	8.7	10.5

Pour ne pas dresser tous les tableaux, on n'en a choisi qu'un seul pour lequel $a = 0.5$ mm et $d = 0.1$ mm, les autres tableaux sont tous caractérisés par des valeurs faibles de l'erreur relative pour les côtés $b = 0.3$ mm et $c = 1.1$ mm soit la longueur du trou, figure-13-.

Le tableau ci-dessous donne les variations de ε dans le cas des valeurs optimales de b et c (0.3 mm et 1.1 mm respectivement).

tableau 2:

d \ a	0.3	0.6	0.9	1.1
0.1	9	7.9	7.2	5.7
0.2	8.8	7.3	5.7	4.3
0.3	8.1	6.3	5	4.6

La sensibilité est donc très stable pour les dimensions suivantes:

$a = 1.1$ mm $b = 0.3$ mm $c = 1.1$ mm et $d = 0.2$ mm

l'erreur est de 4.3 %, mais la sensibilité est la plus faible, elle est de 460.4 $\mu\text{V/W}$ en condition de Dirichlet, de 457.3 $\mu\text{V/W}$ en condition de Neumann et de 440 $\mu\text{V/W}$ en condition de Fourier.

Le programme de calcul ANSYS 4.3 permet d'apporter des informations détaillées sur la distribution des champs de température et de flux dans chaque élément et au niveau de chaque noeud de la structure multicouche, ce qui permet de calculer de la f.é.m. aux bornes du circuit bimétallique ainsi que sa sensibilité.

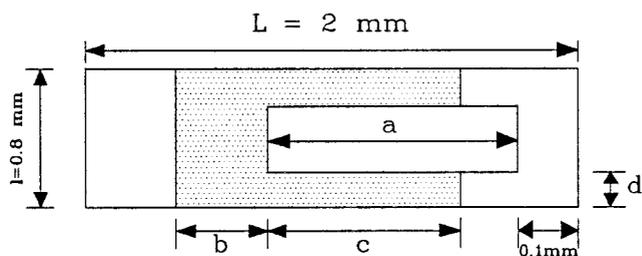


figure-13-

III-VI- Simulation des transferts thermiques à travers la cellule fluxmétrique

Le programme ANSYS permet d'imposer différentes sollicitations, notamment du type Dirichlet, Neumann et Fourier, puis de calculer les champs de température et de flux en chaque noeud et dans chaque élément du modèle.

L'objectif de cette partie est de montrer, en premier lieu, qu'une cellule thermoélectrique simple face directement soumise à une sollicitation se comporte de façon totalement différente lorsqu'il est soumise à une autre, puis de mettre en évidence l'intérêt de recouvrir les thermopiles par une couche de Kapton cuivré, pour cette raison, deux cas ont été traités: cellule non recouverte et cellule recouvert de kapton cuivré.

Le calcul du programme permet la détermination des caractéristiques thermophysiques de la cellule en général, et en particulier sa résistance thermique et la f.é.m thermoélectrique détectée à ses bornes, à partir de laquelle peut être déterminée la sensibilité.

III-VI-1- Cas du capteur non recouvert de kapton cuivré

a)- Condition de Dirichlet:

Le profil de température au niveau de l'interface bimétallique est donné en figure-14a-.

Pour un écart de température de 1°K, on a obtenu les résultats suivants:

- valeur moyenne du gradient de température:

$$\overline{\sum T_{gx}} = - 1250,86 \text{ °K/m}$$

- flux total traversant la cellule:

$$\Phi = 0,1955 \cdot 10^{-2} \text{ W}$$

- f.é.m. résultante:

$$\Delta V = - 4,378 \text{ } \mu\text{V}$$

- sensibilité:

$$K = 2238,66 \text{ } \mu\text{V/W}$$

b)- Condition de Neumann:

On a simulé cette condition pour un flux de $0,105 \cdot 10^{-2} \text{W}$.

Le profil de température dans ce cas est donné en figure-14b-.

Les résultats de la simulation sont indiqués ci-dessous:

- valeur moyenne du gradient thermique:

$$\overline{\sum T_{gx}} = 134,13 \text{ } ^\circ\text{K/m}$$

- f.é.m résultante:

$$\Delta V = 0,469 \text{ } \mu\text{V}$$

- sensibilité:

$$K = 447,1 \text{ } \mu\text{V/W}$$

c)- Condition de Fourier

On a simulé une convection due à un milieu de coefficient d'échange h_c égal à $10 \text{ W/}^\circ\text{Km}^2$ avec une température ambiante de 20°C , les résultats obtenus sont:

- valeur moyenne du gradient de température:

$$\overline{\sum T_{gx}} = 1,6305 \text{ } ^\circ\text{K/m}$$

- f.é.m résultante:

$$\Delta V = 0,5706 \cdot 10^{-2} \text{ } \mu\text{V}$$

- flux convectif total:

$$\Phi = 0,15899 \cdot 10^{-2} \text{ W}$$

- sensibilité:

$$K = 35,89 \text{ } \mu\text{V/W}$$

La figure-14c- donne les profils de la température et du flux tangentiel au niveau de la surface de jonction et sur la longueur de la cellule passant par le trou et par l'électrode de cuivre.

d)- Rayonnement:

Deux cas de transfert thermique par rayonnement ont été simulés pour le capteur non recouvert:

- le capteur est recouvert d'un revêtement noir:

Exposé à un rayonnement thermique, le revêtement noir absorbe la totalité de celui-ci en le transformant en un flux conductif, ce revêtement noir se comporte donc comme une source de flux maintenue à la surface du capteur. Le transfert de chaleur est similaire à celui d'un flux imposé directement à la surface du thermocouple.

L'évacuation de ce flux s'effectue plus facilement à travers les régions plaquées qu'à travers le trou, ce qui s'explique par une température plus élevée au niveau de ce dernier qu'au niveau des régions plaquées. De façon qualitative, on retrouve la condition de Neumann.

Le profil de température au niveau de la jonction bimétallique dans ce cas est représenté en figure-14d-.

Résultats obtenus:

- valeur moyenne du gradient de température:

$$\overline{\sum T_{gx}} = 80,425 \text{ } ^\circ\text{K/m}$$

- f.é.m résultante:

$$\Delta V = 0,281 \text{ } \mu\text{V}$$

- flux radiatif total:

$$\Phi = 0,6239 \cdot 10^{-3} \text{ W}$$

- sensibilité:

$$K = 451 \text{ } \mu\text{V/W}$$

- le capteur est recouvert d'un revêtement brillant:

Le papier d'aluminium poli a un coefficient d'absorption égal à 0.04, il réfléchit presque la totalité du rayonnement qu'il reçoit, la température de surface dans ce cas est plus faible que dans le cas du revêtement noir. Le transfert de chaleur à travers le capteur est qualitativement identique à celui du revêtement noir, car le revêtement brillant se comporte comme tel en se transformant aussi en source de flux conductif de valeur très faible par rapport à celle du revêtement noir.

Résultats obtenus:

Pour la même source de rayonnement, on a obtenu les résultats suivants:

- *valeur moyenne du gradient de température:*

$$\overline{\sum T_{gx}} = 3,24125 \cdot ^\circ\text{K/m}$$

- *f.é.m résultante:*

$$\Delta V = 0,0113 \mu\text{V}$$

- *flux radiatif total:*

$$\Phi = 0,250395 \cdot 10^{-4} \text{ W}$$

- *sensibilité:*

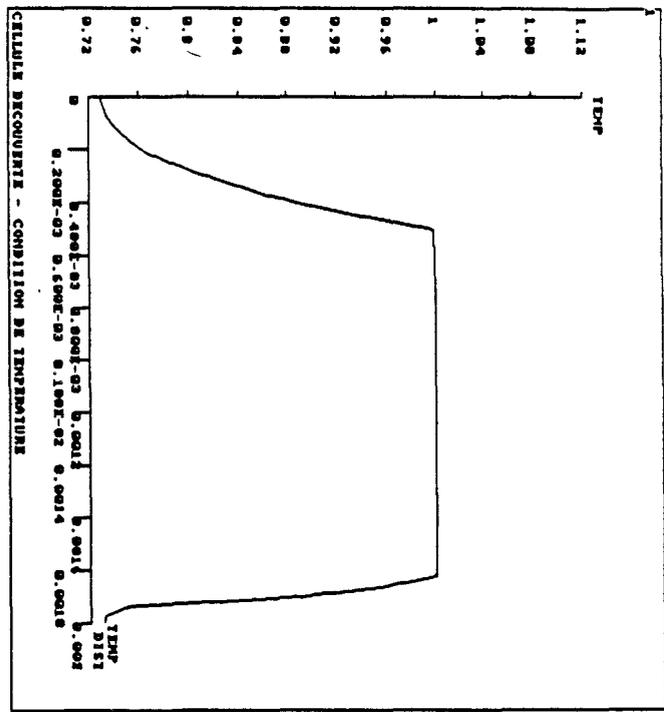
$$K = 453 \mu\text{V/W}$$

Les profils de la température et du flux au niveau de l'interface bimétallique de la cellule de surface réfléchissante sont qualitativement identiques à ceux d'une surface absorbante, donnés en figure-14d-.

III-VI-2- Cas du capteur recouvert de kapton cuivré

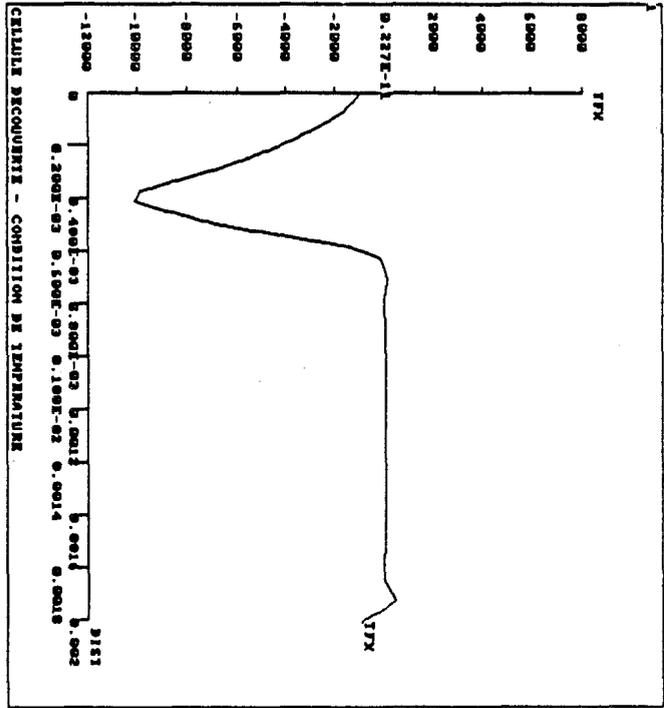
Lorsque le circuit bimétallique est recouvert d'une couche de kapton cuivré, le transfert de chaleur à travers celui-ci se fait de façon indépendante du type de sollicitation appliquée, ce qui se traduit par une sensibilité indépendante.

L'objectif de cette partie est de mettre en évidence cette indépendance qui caractérise de façon primordiale les capteurs recouverts de couches de kapton cuivré de part et d'autre du circuit bimétallique, et la nécessité d'utiliser ce genre de capteur dans des applications très variées.



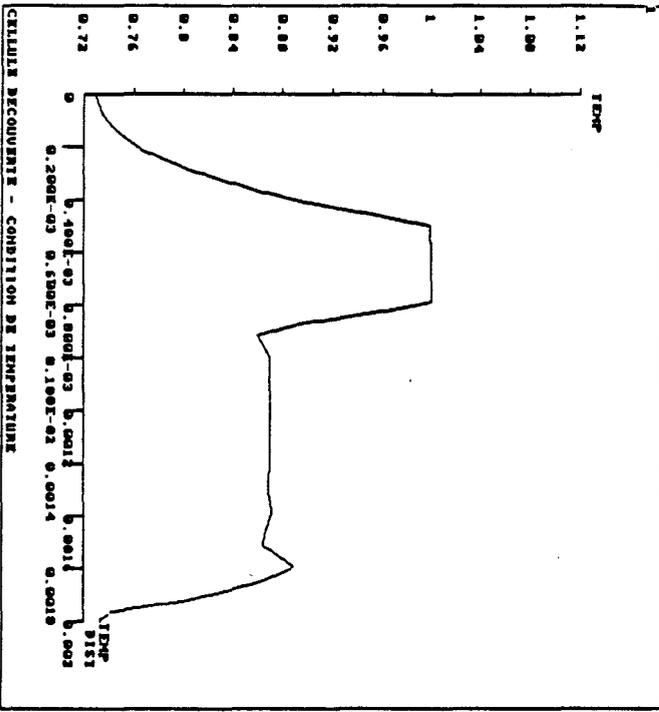
ANSYS 4.3d2
APR 6 1990
19:14:21
PLOT NO. 17
POST1
STEP=1
ITER=5
PATH PLOT
MOD1=400
MOD2=420
TEMP

ANSYS 4.3d2
APR 6 1990
19:14:11
PLOT NO. 1
POST1
STEP=1
ITER=5
PATH PLOT
MOD1=316
MOD2=336
TEMP

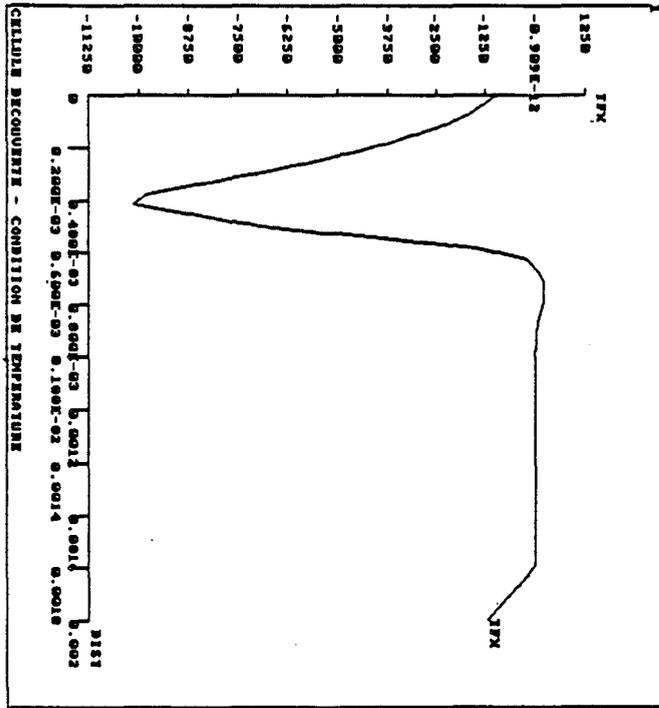


ANSYS 4.3d2
APR 6 1990
19:14:26
PLOT NO. 18
POST1
STEP=1
ITER=5
PATH PLOT
MOD1=400
MOD2=420
TFX

ANSYS 4.3d2
APR 6 1990
19:13:25
PLOT NO. 2
POST1
STEP=1
ITER=5
PATH PLOT
MOD1=316
MOD2=336
TFX

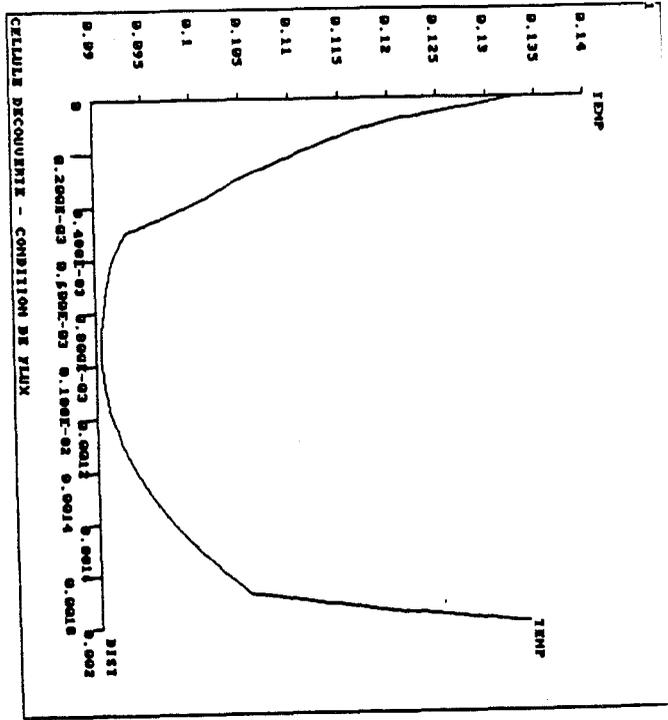


ANSYS 4.3d2
APR 6 1990
19:14:11
PLOT NO. 1
POST1
STEP=1
ITER=5
PATH PLOT
MOD1=316
MOD2=336
TEMP

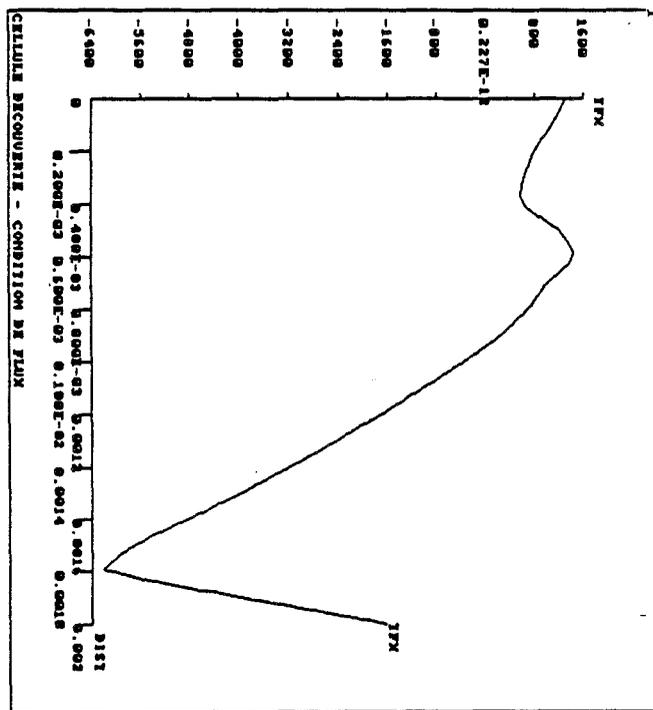


ANSYS 4.3d2
APR 6 1990
19:13:25
PLOT NO. 2
POST1
STEP=1
ITER=5
PATH PLOT
MOD1=316
MOD2=336
TFX

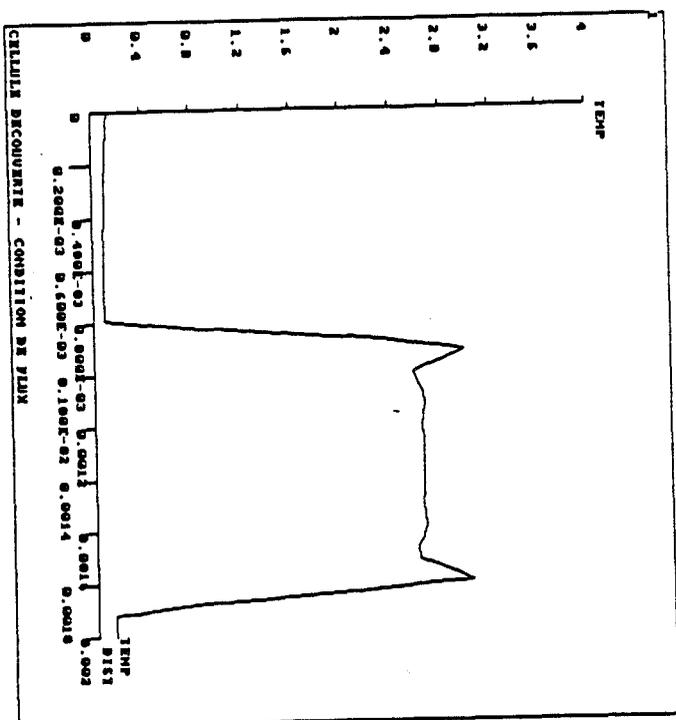
Figure-14a-: Profils de température et de flux au niveau de la jonction bimétallique le long de l'électrode plaquée et le long du trou



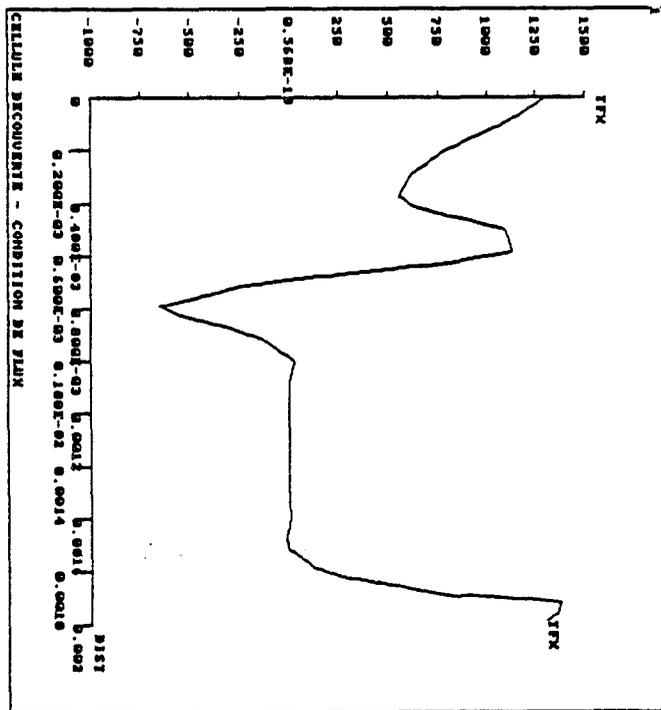
ANSYS 4.302
 APR 6 1990
 19:39:10
 PLOT NO. 17
 POST1
 SDEF=1
 IDEF=5
 PATH PLOT
 NOD1=400
 NOD2=420
 TFX
 ZU =1
 DIST=0.6666
 XF =0.5
 YF =0.5
 ZF =0.5



ANSYS 4.302
 APR 6 1990
 19:39:13
 PLOT NO. 18
 POST1
 SDEF=1
 IDEF=5
 PATH PLOT
 NOD1=400
 NOD2=420
 TFX
 ZU =1
 DIST=0.6666
 XF =0.5
 YF =0.5
 ZF =0.5

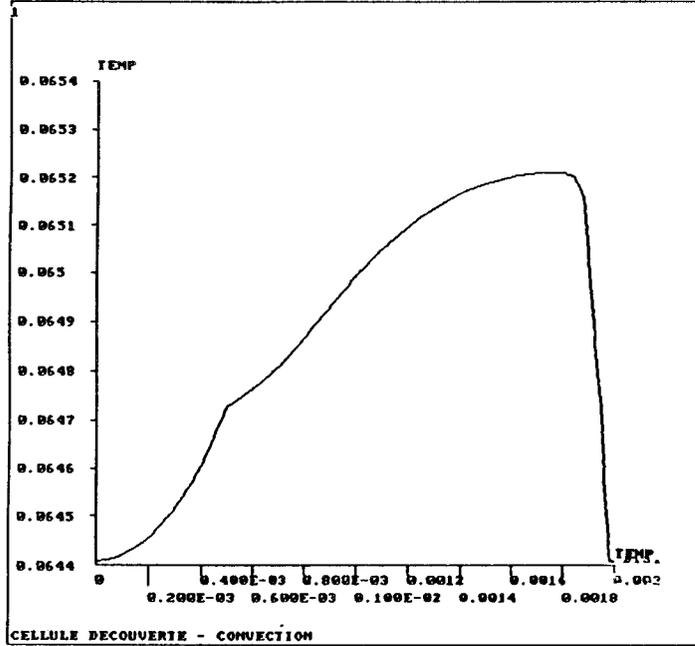


ANSYS 4.302
 APR 6 1990
 19:37:24
 PLOT NO. 1
 POST1
 SDEF=1
 IDEF=5
 PATH PLOT
 NOD1=316
 NOD2=336
 TFX
 ZU =1
 DIST=0.6666
 XF =0.5
 YF =0.5
 ZF =0.5



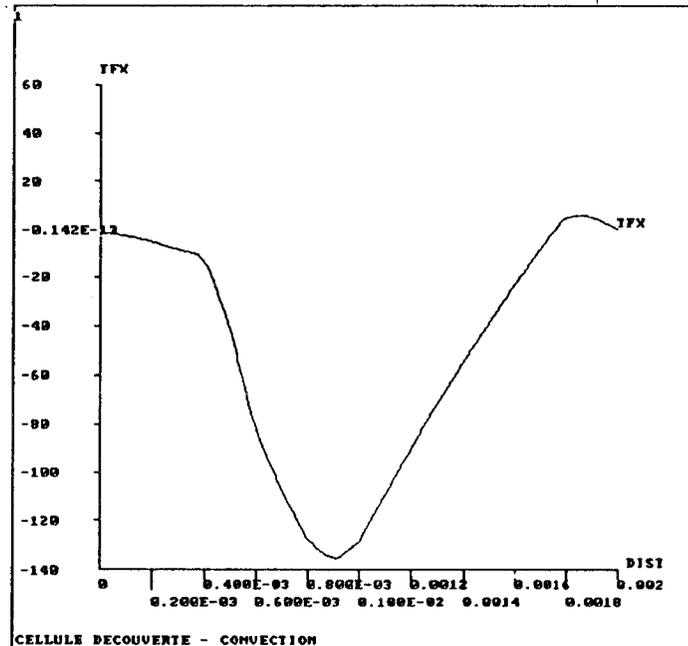
ANSYS 4.302
 APR 6 1990
 19:37:28
 PLOT NO. 2
 POST1
 SDEF=1
 IDEF=5
 PATH PLOT
 NOD1=316
 NOD2=336
 TFX
 ZU =1
 DIST=0.6666
 XF =0.5
 YF =0.5
 ZF =0.5

Figure-14b : Profils de température et de flux au niveau de l'interface bimétallique le long de l'électrode plaquée et le long du trou



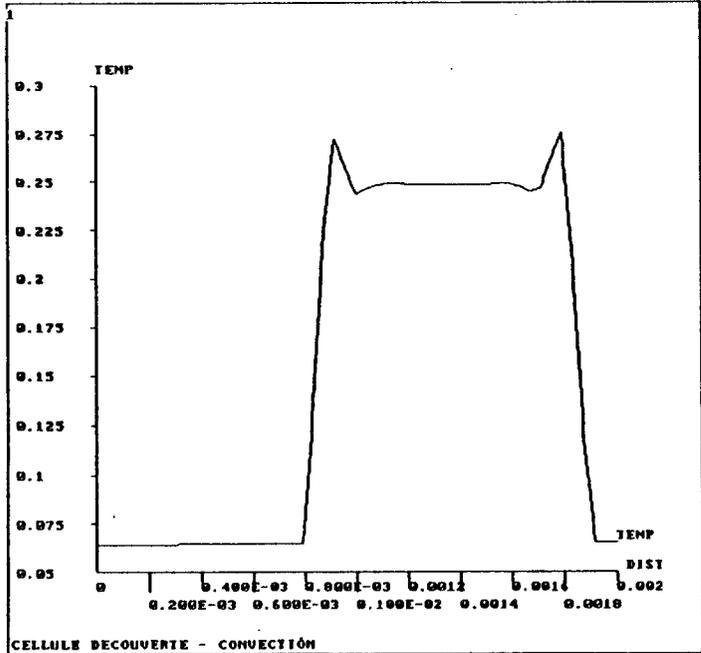
ANSYS 4.3A2
 APR 20 1990
 13:54:47
 PLOT NO. 17
 POST1
 STEP=1
 ITER=5
 PATH PLOT
 NOD1=400
 NOD2=420
 TEMP

ZU =1
 DIST=0.6666
 XF =0.5
 YF =0.5
 ZF =0.5



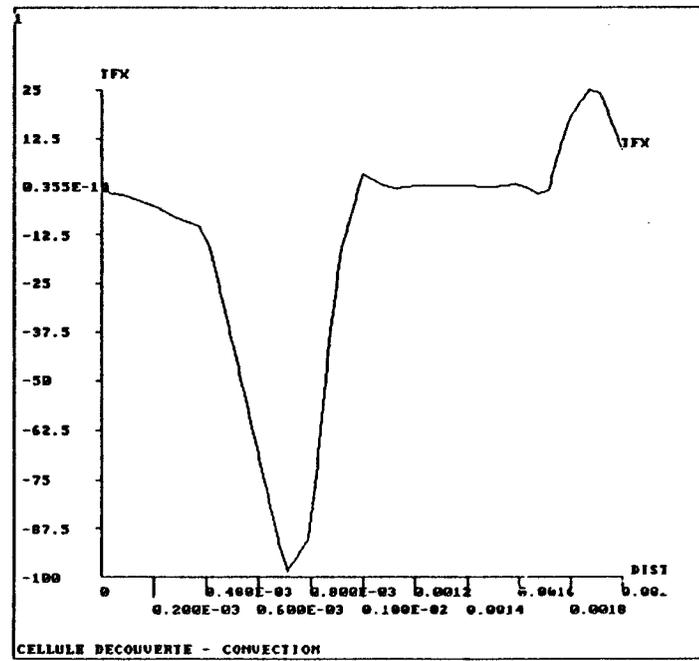
ANSYS 4.3A2
 APR 20 1990
 13:54:54
 PLOT NO. 18
 POST1
 STEP=1
 ITER=5
 PATH PLOT
 NOD1=400
 NOD2=420
 TFX

ZU =1
 DIST=0.6666
 XF =0.5
 YF =0.5
 ZF =0.5



ANSYS 4.3A2
 APR 20 1990
 13:52:50
 PLOT NO. 1
 POST1
 STEP=1
 ITER=5
 PATH PLOT
 NOD1=316
 NOD2=336
 TEMP

ZU =1
 DIST=0.6666
 XF =0.5
 YF =0.5
 ZF =0.5



ANSYS 4.3A2
 APR 20 1990
 13:53:00
 PLOT NO. 2
 POST1
 STEP=1
 ITER=5
 PATH PLOT
 NOD1=316
 NOD2=336
 TFX

ZU =1
 DIST=0.6666
 XF =0.5
 YF =0.5
 ZF =0.5

Figure-14c

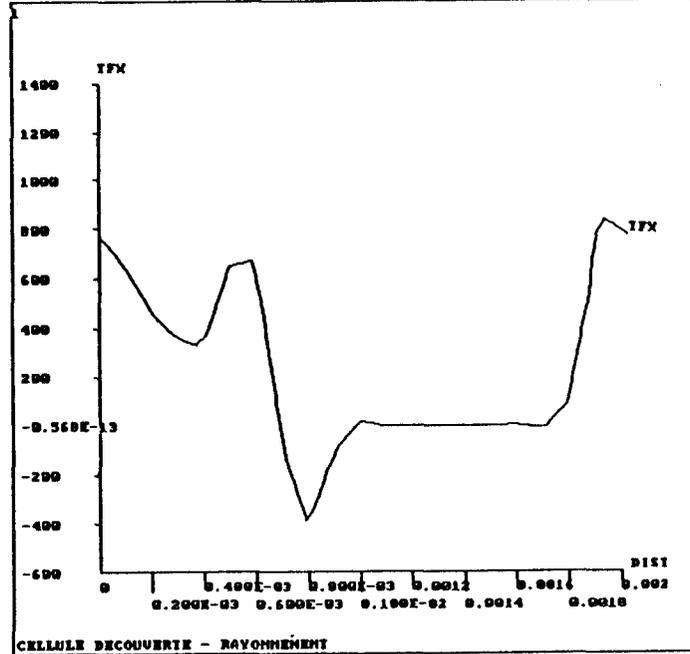
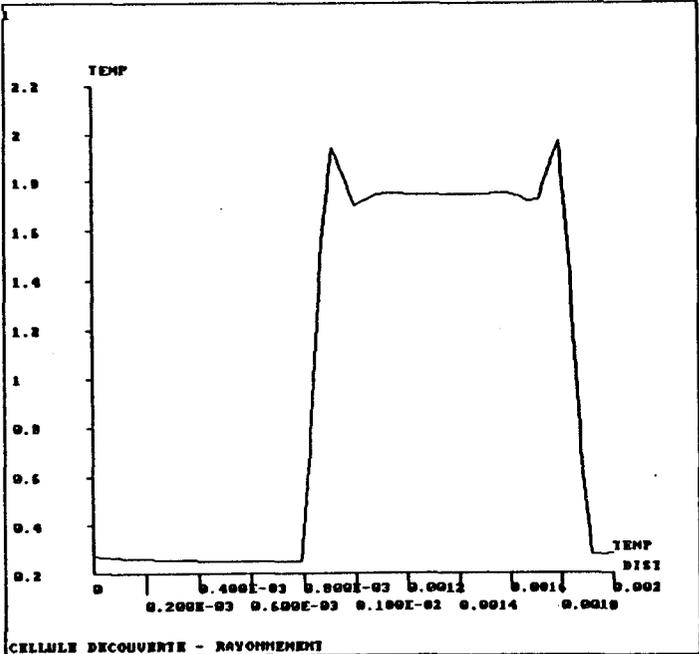
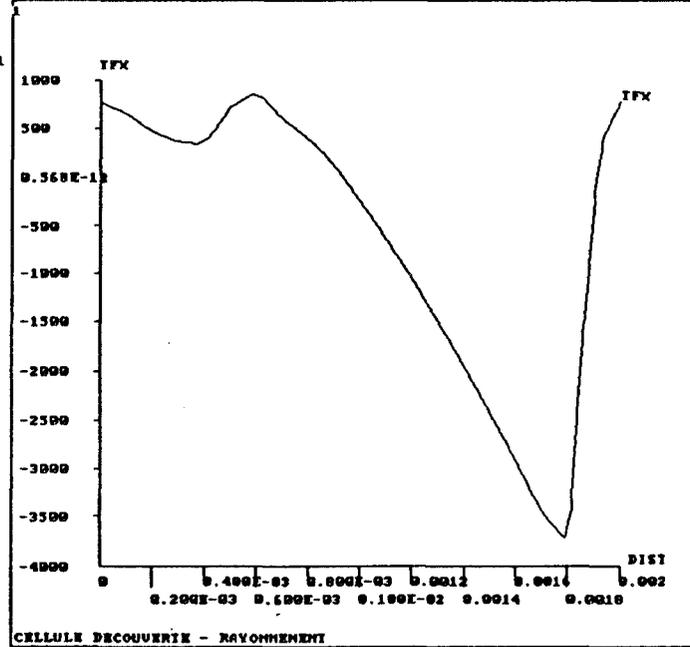
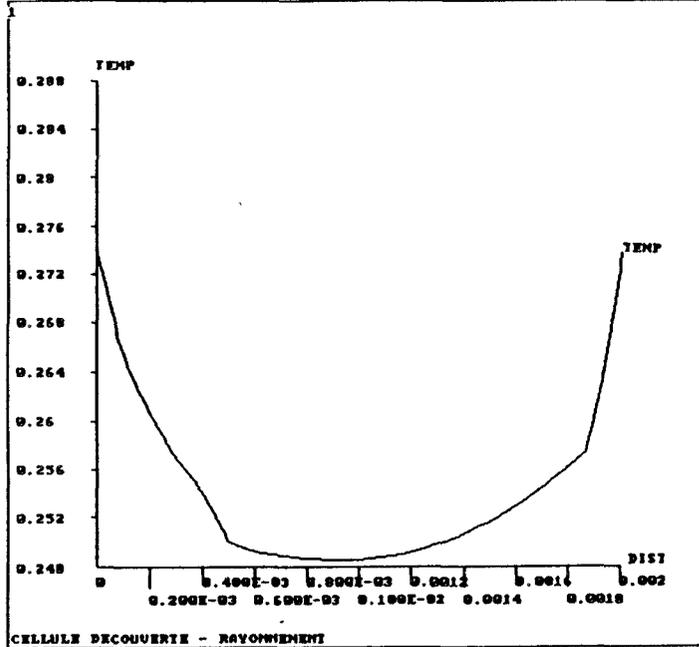


Figure-14d-

a)- Condition de Dirichlet:

La figure-20a- illustre la modélisation du transfert de chaleur à travers le trou de la cellule lorsqu'on maintient un écart de température entre la surface inférieure et la surface supérieure de celle-ci.

La distribution locale des résistances thermiques des deux couches supérieure et inférieure de kapton cuivré est uniforme, seule leurs résistances équivalentes respectives peuvent être prises en compte; ces résistances équivalentes ont été prises chacune égale à la somme des résistances thermiques de cuivre et de kapton.

On doit tenir compte de la valeur négligeable de la résistance thermique du cuivre devant celles de l'air et du kapton.

En régime permanent, le cuivre joue le rôle de source de chaleur; la couche supérieure de cuivre transmet donc toute la chaleur qu'elle reçoit, température ou/et flux, à la couche qui se trouve juste en dessous, le kapton. La valeur de la température au niveau de la jonction cuivre-kapton est environ égale à la valeur imposée, soit 1°K dans notre cas.

L'écart de température au niveau de la couche de kapton est important, celui de la couche d'air l'est encore plus, ce qui explique l'importante "chute de température" au niveau du trou, contrairement à celle au niveau des régions plaquées du circuit bimétallique. En tenant compte de ces considérations, on peut prévoir et tracer le profil de température au niveau de l'interface bimétallique de la cellule, figures -20a- et -20b-.

On retrouve de façon qualitative le profil obtenu en simulation, figure-15-.

Résultats obtenus:

- valeur moyenne du gradient de température:

$$\overline{\sum Tg_x} = - 170 \text{ K/m}$$

- flux thermique engendré:

$$\Phi = 0.129 \text{ e}^{-2} \text{ W}$$

- f.é.m. induite:

$$\Delta V = -0.595 \text{ } \mu\text{V}$$

- sensibilité:

$$K = 460.4 \text{ } \mu\text{V/W}$$

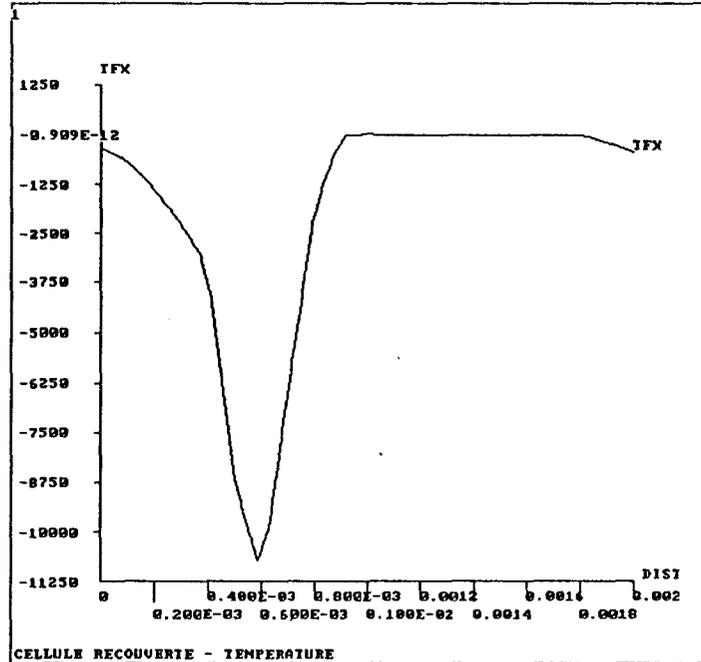
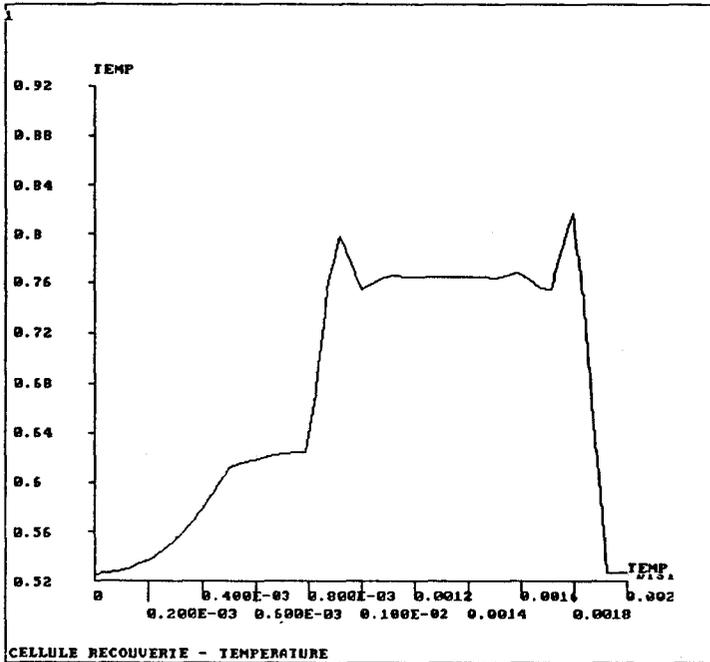
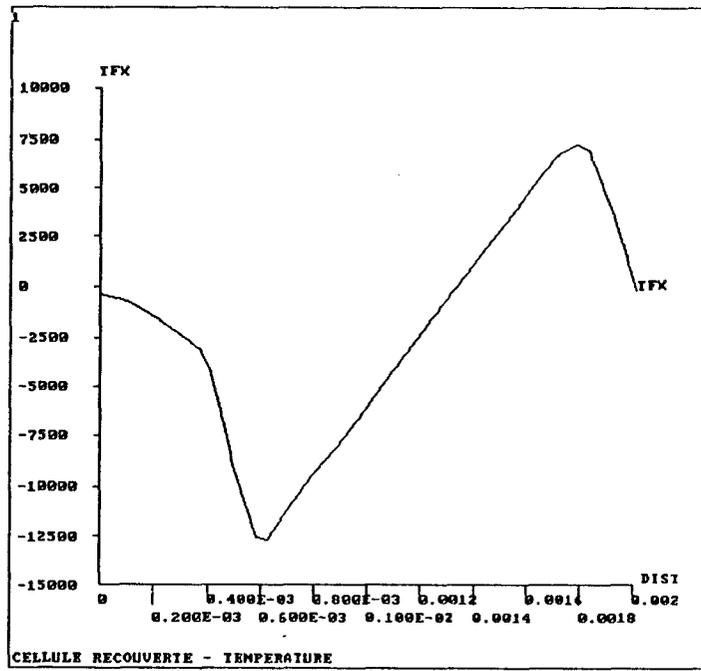
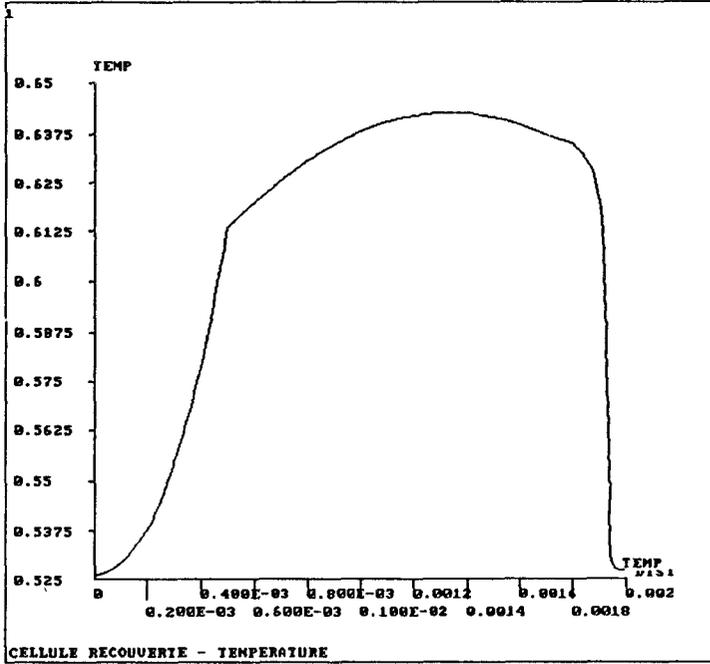


Figure-15- : Profils de température et de flux au niveau de la jonction bimétallique dans le cas d'une condition de Dirichlet.

b)- Autres conditions:

La couche supérieure de cuivre rend isotherme la surface supérieure du kapton, le capteur se trouve soumis à un seul type de conditions aux limites quelque soit la contrainte imposée, les résultats sont proportionnels compte tenu de la valeur inchangée de la sensibilité.

Résultats obtenus:

condition de Neumann:

La figure-16- donne les profils de la température et du flux au niveau de la jonction bimétallique de la cellule, les résultats de la simulation sont:

- valeur moyenne du gradient de température:

$$\overline{\sum Tg_x} = -128.5 \text{ K/m}$$

- flux imposé:

$$\Phi = 0.105 \text{ e}^{-2} \text{ W}$$

- f.é.m. induite:

$$\Delta V = -0.45 \text{ } \mu\text{V}$$

- sensibilité:

$$K = 457.3 \text{ } \mu\text{V/W}$$

condition de Fourier

La cellule se comporte de façon indifférente quelque soit la condition appliquée, tous les profils obtenus sont, de façon qualitative, identiques. La figure-17-, donne les tracés de température et de flux pour la convection, et les résultats de cette simulation sont donnés ci-dessous:

- valeur moyenne du gradient de température:

$$\overline{\sum Tg_x} = 2 \text{ K/m}$$

- flux engendré:

$$\Phi = 0.159 \text{ e}^{-3} \text{ W}$$

- f.é.m. induite

$$\Delta V = -0.07 \text{ } \mu\text{V}$$

- sensibilité:

$$K = 440 \text{ } \mu\text{V/W}$$

rayonnement:

La sensibilité du capteur au rayonnement thermique est de l'ordre de $440 \mu\text{V/W}$, les profils de température et de flux ne diffèrent guère de ceux obtenus dans les autres conditions, ce qui confirme les résultats de la modélisation.

Les figures -18a- et -18b- donnent les profils des températures et des flux tangentiels au niveau de l'interface bimétallique de la cellule dans les deux cas de revêtements, noir et brillant.

III-VI-3- Explication qualitative des échanges de chaleur à travers la cellule thermoélectrique en régime permanent

En régime établi, l'effet capacitif dû à l'inertie thermique de la structure multicouche disparaît, seules les résistances thermiques de chacune des couches superposées engendrent des chutes de température plus ou moins importantes compte tenu de la conductivité thermique et de l'épaisseur.

Dans ces conditions, nous représentons chaque couche par sa résistance thermique équivalente prise dans la direction normale à sa surface, en négligeant, en première approximation, la résistance tangentielle.

Nous nous intéressons aux profils de la température et du flux au niveau de la jonction bimétallique cuivre-constantan, dans les deux cas de configuration; cellule découverte et cellule recouverte d'une couche de kapton cuivré.

On précise que la modélisation du transfert de chaleur pour une température imposée ne tient compte que des résistances thermiques linéiques de la structure multicouche dans la direction de l'épaisseur.

- La conductivité thermique du cuivre est très grande par rapport à celle des autres matériaux, le cuivre joue le rôle de conducteur parfait de chaleur, c'est pourquoi on considère sa résistance thermique négligeable (nulle).

- L'air, par contre, possède une conductivité thermique très faible, la chute de température au niveau de la couche d'air est d'autant plus importante que son épaisseur est grande.

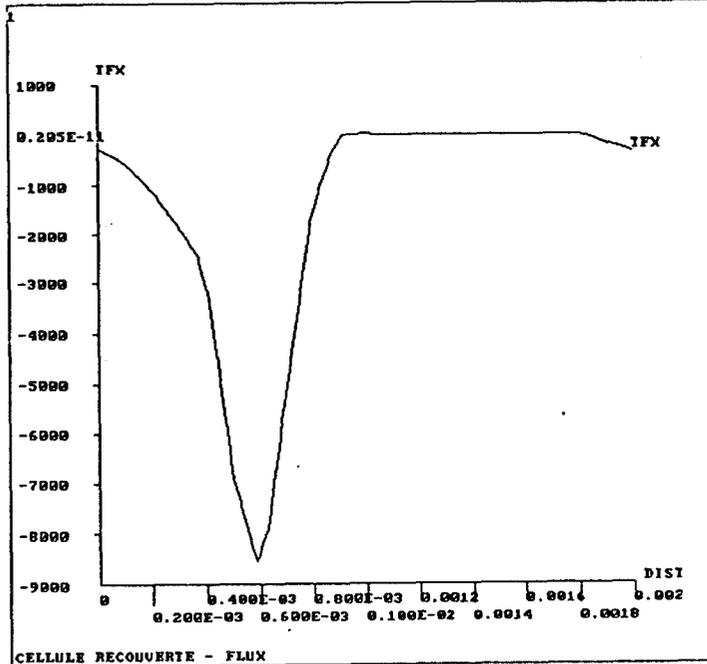
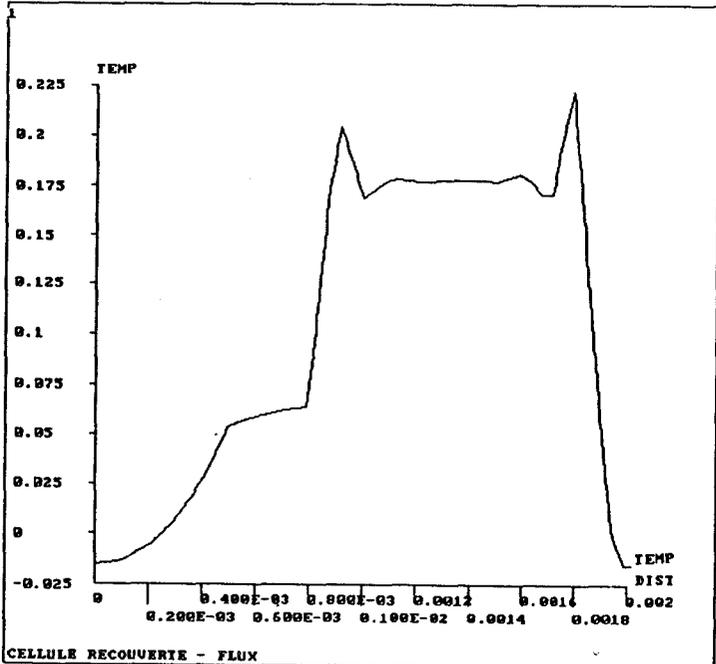
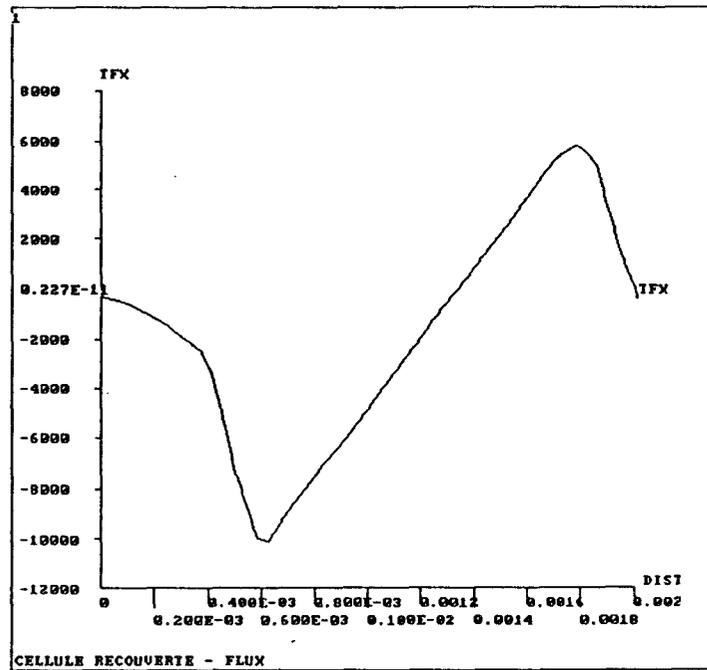
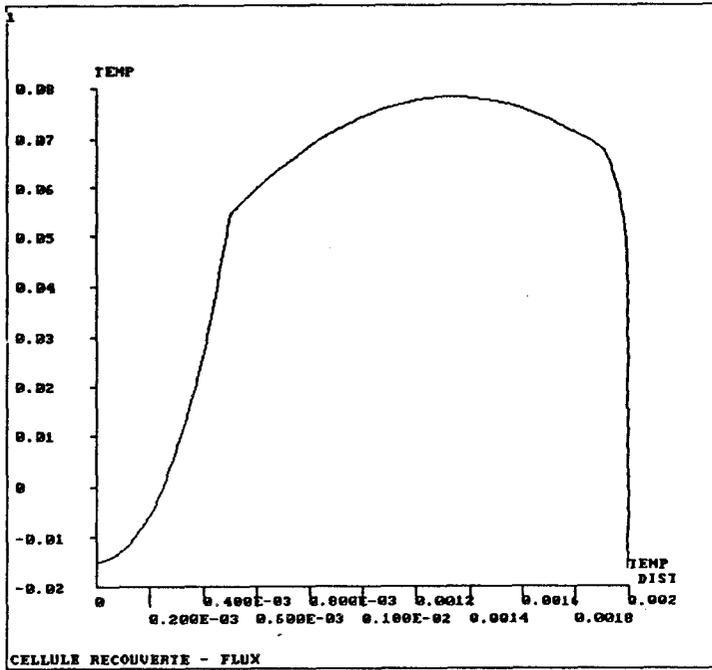


Figure-16--: Profils de température et de flux dans une condition de Newman.

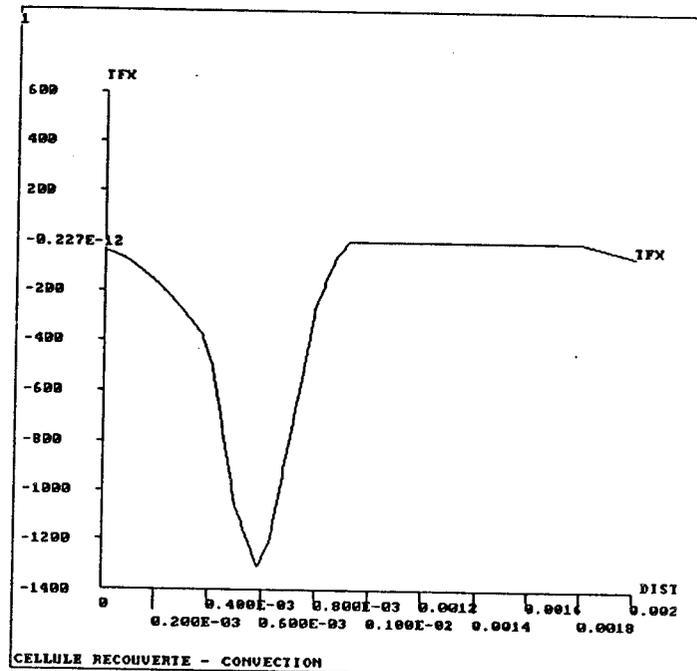
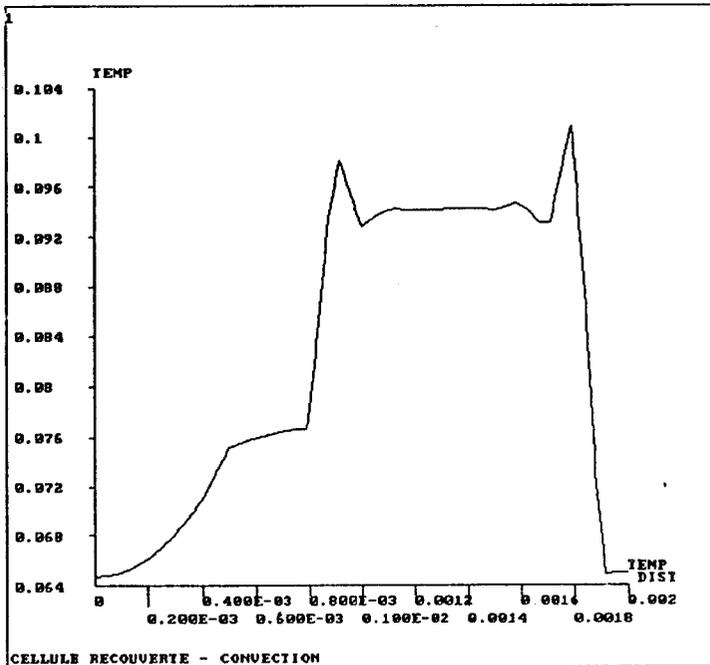
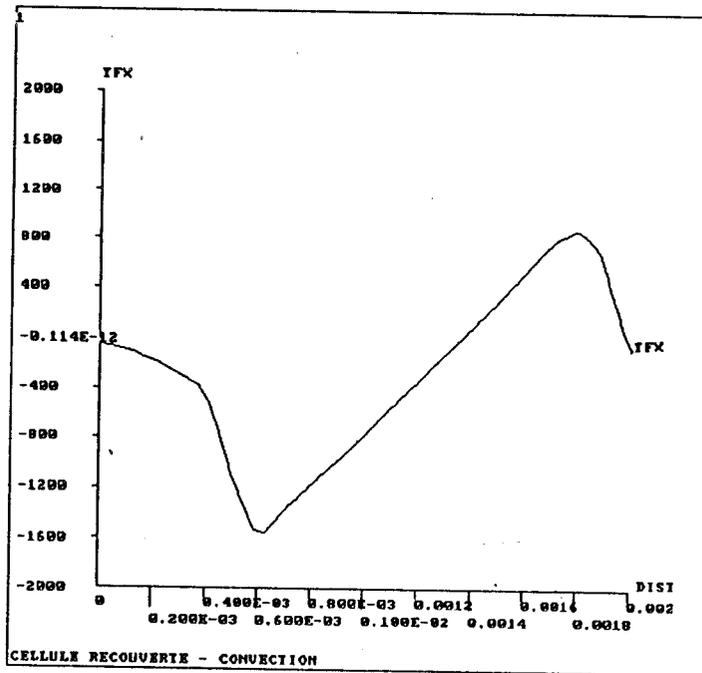
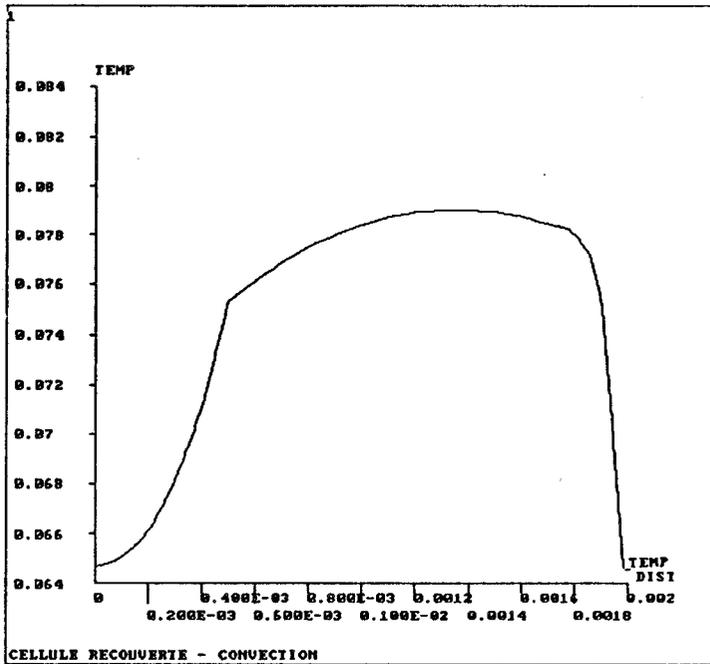


Figure-17- : Condition de Fourier.

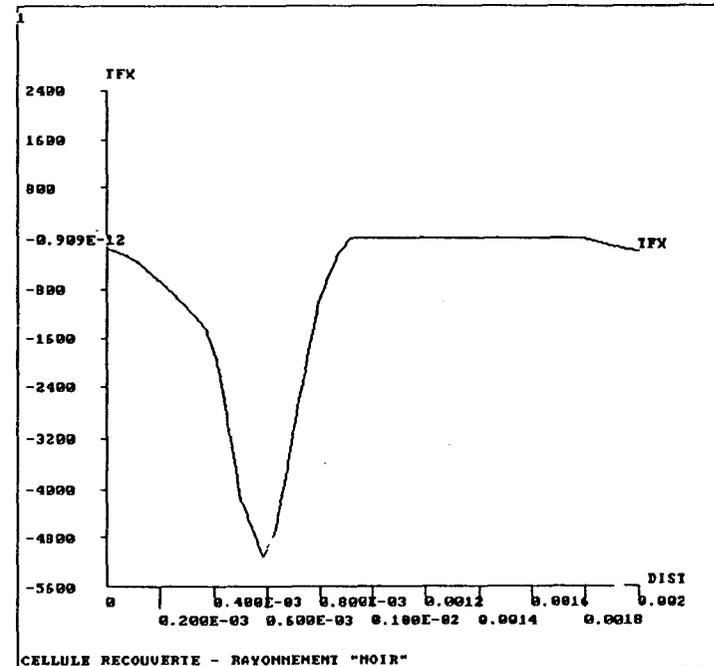
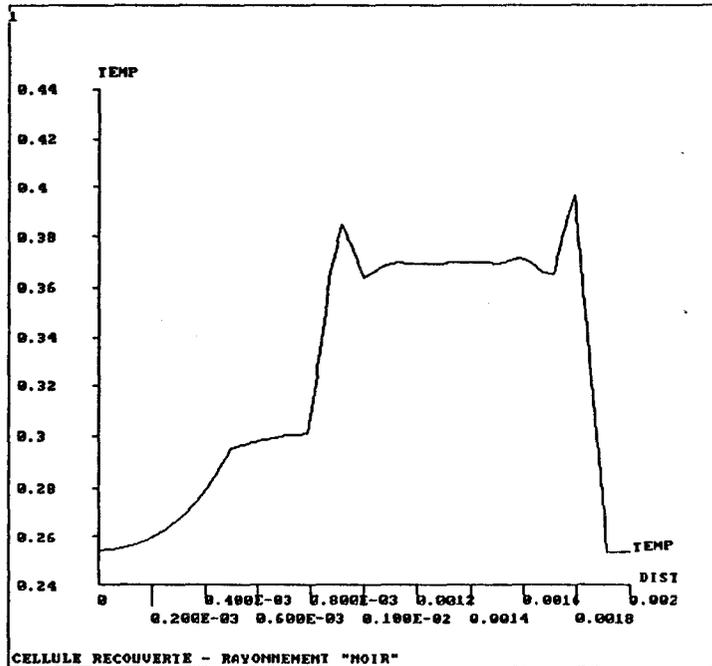
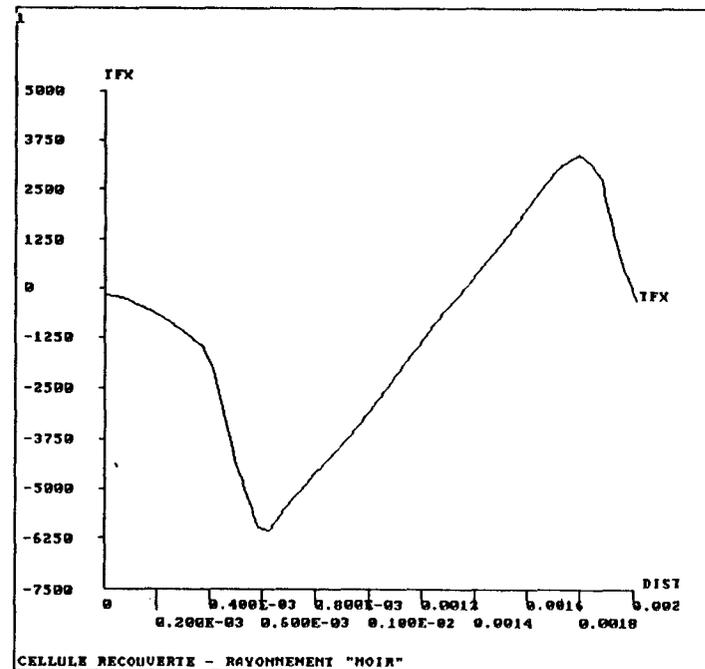
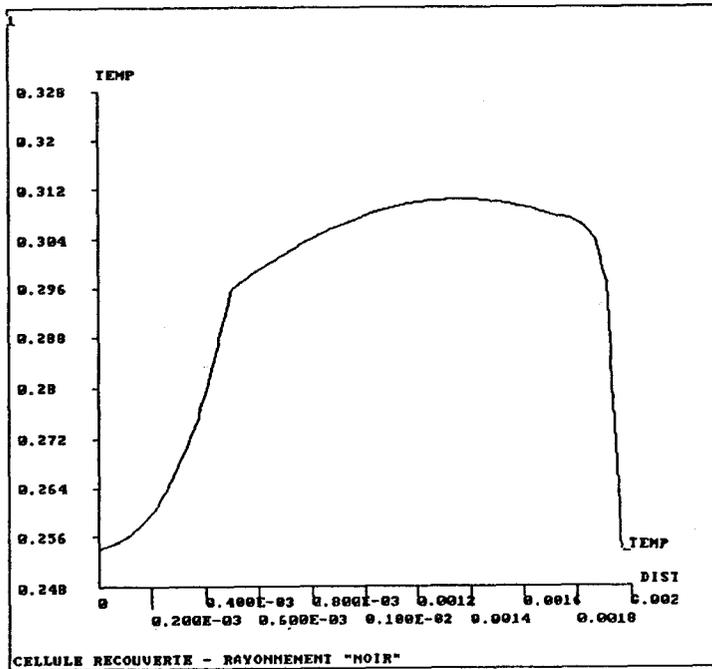


Figure 18a - Rayonnement thermique avec un revêtement noir.

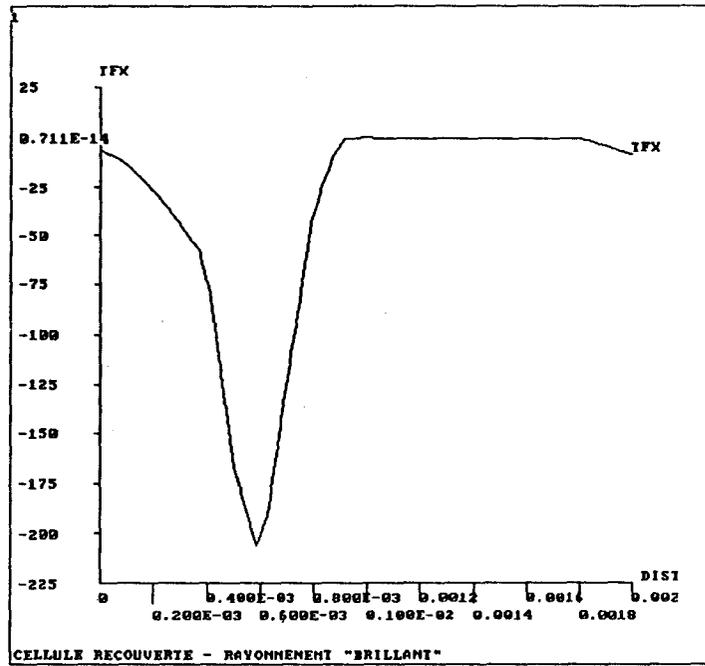
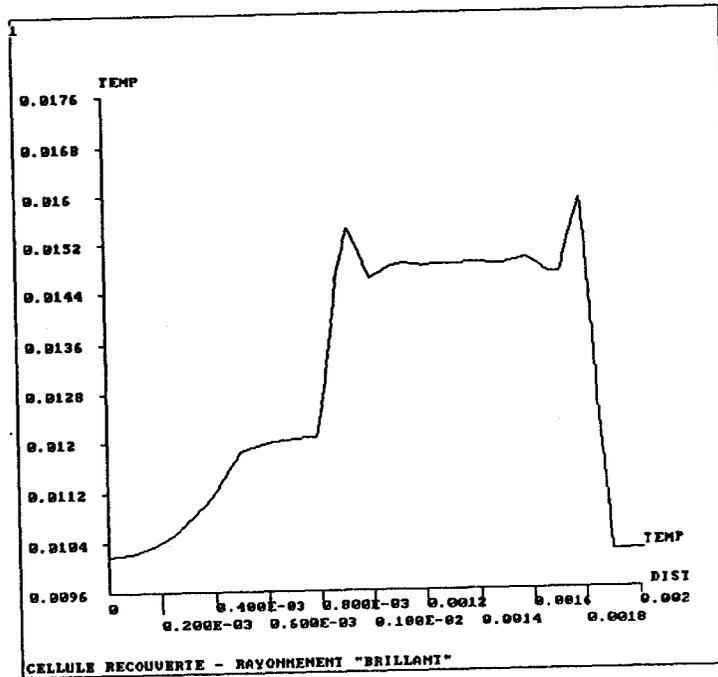
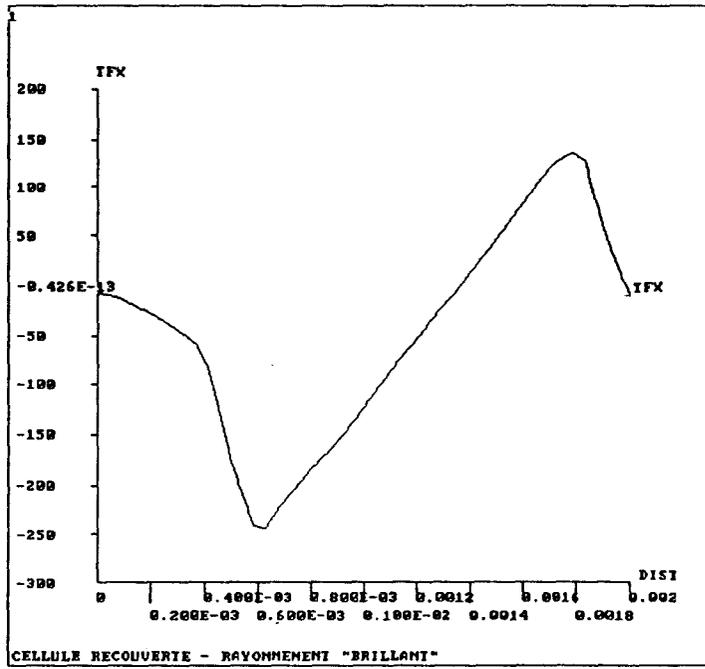
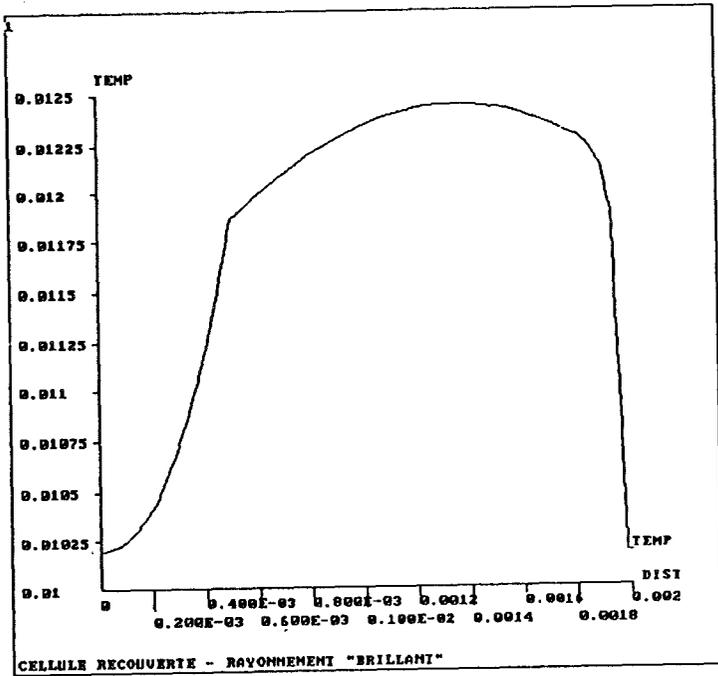


Figure-18b- : Rayonnement thermique avec un revêtement brillant.

- Le kapton, quant à lui, est caractérisé par une résistance thermique importante vis-à-vis de celle du constantan.

Compte tenu de ces considérations, nous pouvons prévoir et expliquer le profil de la température au niveau de l'interface bimétallique de la cellule thermoélectrique (recouverte ou découverte) dans le cas d'une condition de Dirichlet et d'une condition de Neumann.

a)- Cellule découverte

Les figures -19a- et -19b- illustrent la modélisation de la structure multicouche de la cellule thermoélectrique prise dans ses longueurs passant par le trou et par les régions plaquées, ainsi que les profils de température dans les deux cas précédents de conditions aux limites.

-condition de Dirichlet:

La température au niveau de la surface de jonction juste en dessous de la couche de cuivre est de 1°K environs du fait que le cuivre est considéré comme étant un conducteur parfait de chaleur.

Par contre, les parties se trouvant juste en dessous d'une couche d'air, ont une température plus faible à cause de la grande résistivité thermique que présente la couche d'air.

Au niveau du trou, la température est supérieure à celle des extrémités, en raison de la présence de la couche d'air qui rend difficile l'évacuation de chaleur à travers l'orifice gravé.

-condition de Neumann:

Les couches se trouvent traversées par un flux identique, les chutes de température sont proportionnelles aux résistances thermiques des couches superposées, ce qui explique une température faible au niveau du support continu et une température plus élevée au niveau du trou.

b)- Cellule recouverte

Dans le cas d'une cellule recouverte d'une couche de kapton cuivré, tous les transferts de chaleur sont rendus identiques, la cellule réagit dans ce cas à un seul type de conditions aux limites.

Ce phénomène peut être expliqué par la symétrie transversale du circuit multicouche de part et d'autre du circuit bimétallique et par l'existence de couches, supérieure et inférieure, de cuivre rendant isothermes les deux surfaces du capteur.

Les figures -20a- et -20b- illustrent la modélisation et le profil de température pour une cellule thermoélectrique recouverte d'une couche de kapton cuivré, dans les deux cas de conditions aux limites, Dirichlet et Neumann.

Cellule decouverte

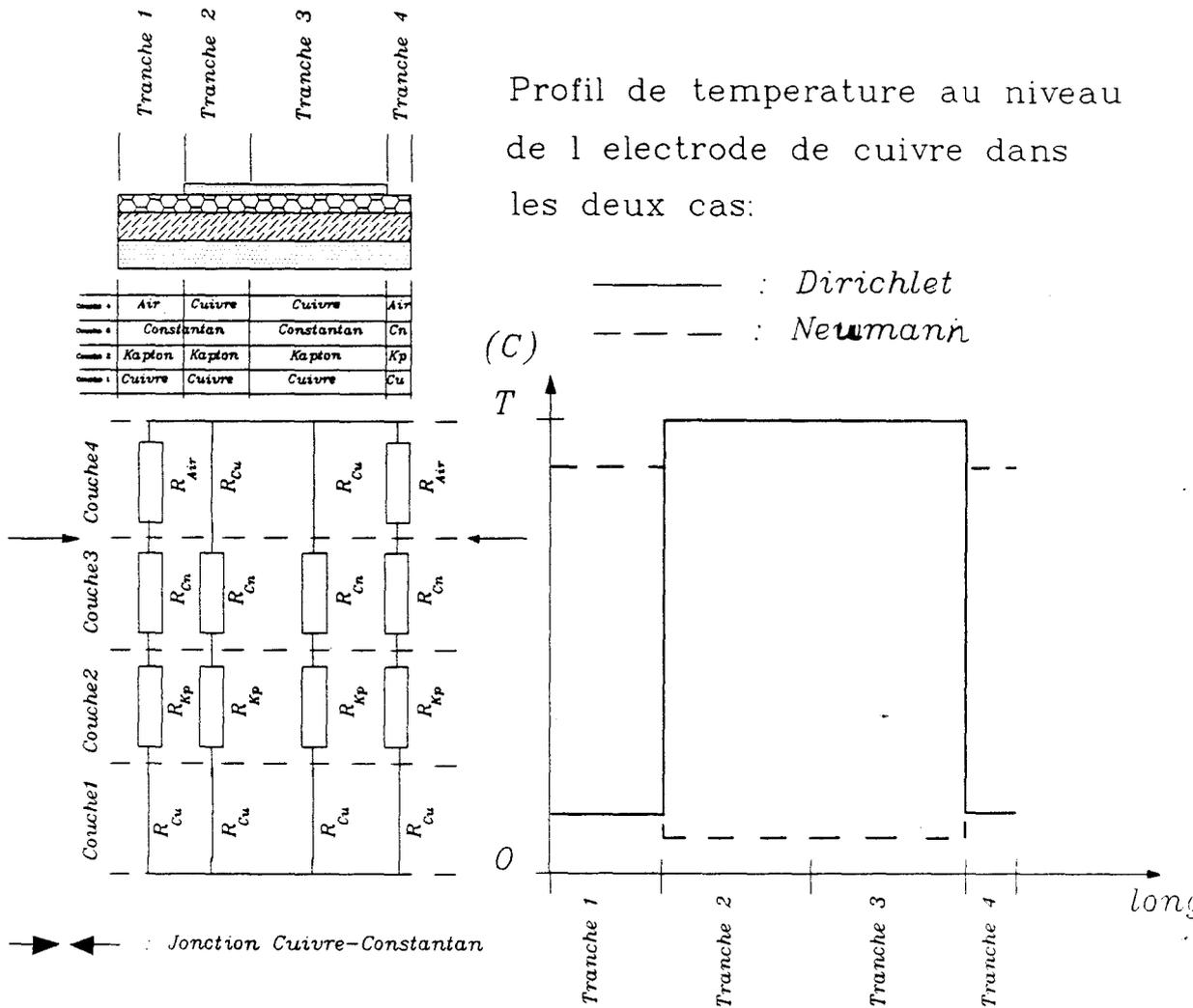


Figure-19b-

Cellule recouverte

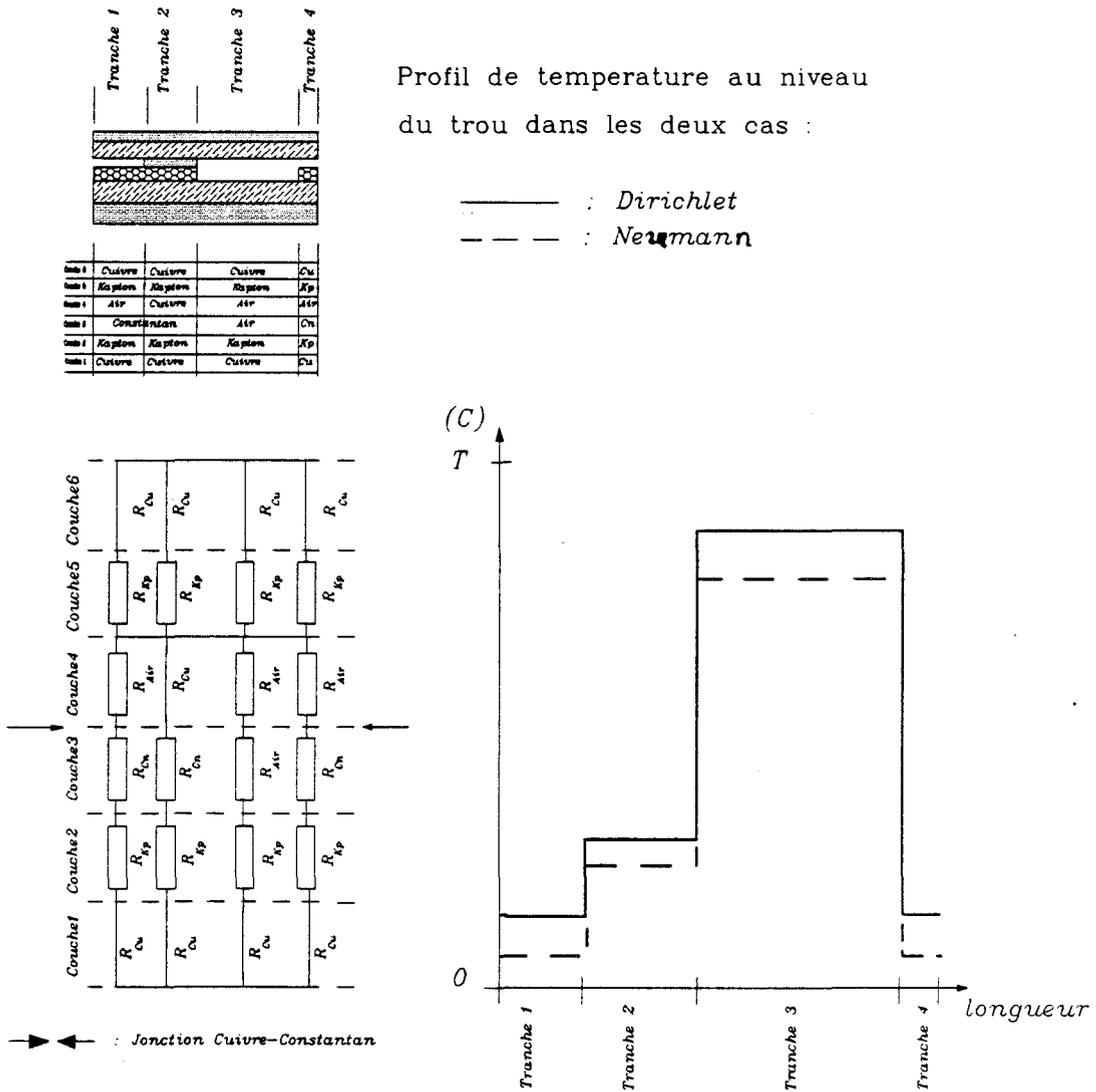
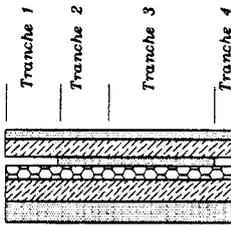


Figure-20a-

Cellule recouverte



Profil de température au niveau de l'électrode de cuivre dans les deux cas :

— : Dirichlet
 - - - : Neumann

Mat 1	Cuivre	Cuivre	Cuivre	Cu
Mat 1	Kapton	Kapton	Kapton	Alp
Mat 4	Alp	Cuivre	Cuivre	Alp
Mat 1	Constantan	Constantan	Constantan	Cu
Mat 1	Kapton	Kapton	Kapton	Alp
Mat 1	Cuivre	Cuivre	Cuivre	Cu

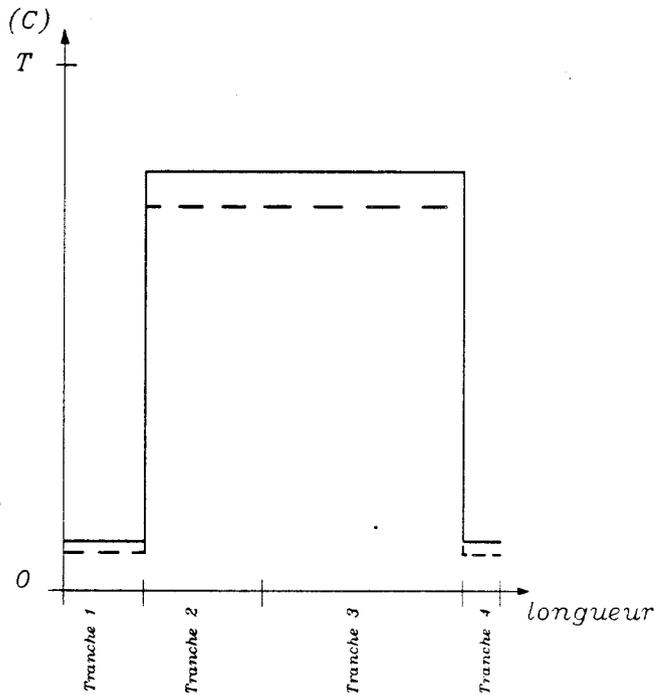
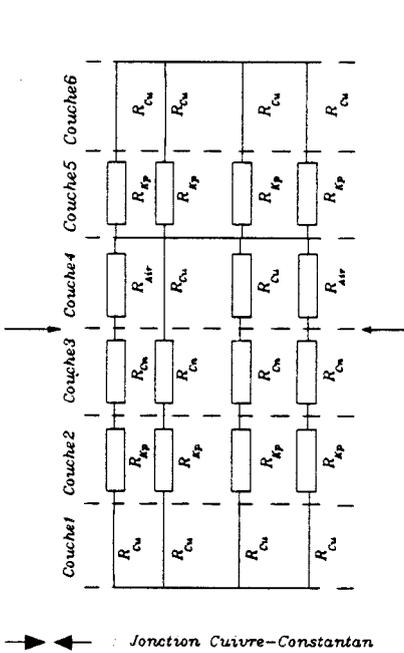


Figure-20b-

III-VII- Conclusion

Les buts de cette simulation sont multiples, nous voulions:

- obtenir plus d'informations sur le mode de transfert de la chaleur à travers un circuit multicouche;

- étudier les distributions des champs de température et de flux au niveau de la jonction bimétallique d'un circuit thermoélectrique;

- connaître la dépendance de ses caractéristiques thermoélectriques des dimensions de cette jonction;

- mettre en évidence l'importance de recouvrir une cellule thermoélectrique d'une couche de kapton cuivré;

- montrer que la sensibilité d'une telle structure multicouche est indépendante du type de conditions appliquées, et la nécessité d'utiliser un capteur recouvert.

Les résultats obtenus lors de ces simulations ont bien montré cette importance, le capteur recouvert est caractérisé par une sensibilité très stables et totalement indépendantes de la sollicitation à laquelle il est soumis, par contre, le capteur non recouvert a une sensibilité qui dépend largement de la condition imposée, ce qui nous empêche d'utiliser ce capteur dans des applications générales, son application ne peut être admissible que dans des conditions très stables du point de vue environnement.

Le rôle des couches de cuivre supérieure et inférieure est de maintenir une température uniforme au niveau des surfaces du capteur ainsi de pouvoir évacuer le maximum de chaleur transversalement au plan de la jonction bimétallique, les pertes latérales dans ces conditions sont réduites au minimum.

Chapitre-IV-

*Application à la réception du rayonnement thermique
en provenance de sources lointaines avec amplification
naturelle par réflecteur parabolique*

IV-I- Introduction

Dans cette partie, nous mettons en oeuvre une application du capteur radiatif dans le domaine de la détection des feux de forêts. Cette application nécessite l'évaluation du flux radiatif émis par une source d'incendie. Afin de s'affranchir de la convection due aux variations de l'air ou d'en éliminer les effets, deux moyens sont en général utilisés malgré leurs imperfections. Ces moyens consistent globalement à séparer les deux composantes convective et radiative, soit en utilisant un seul capteur et deux mesures, soit en utilisant deux capteurs et une seule mesure, en recouvrant l'un ou l'autre des capteurs de revêtements d'émissivités différentes. C'est sur ce principe même que nous nous sommes basés pour réaliser notre capteur. L'inconvénient majeur du premier procédé, est que les valeurs de la convection mesurées ne sont pas les mêmes au niveau des deux fluxmètres. En effet, la paroi sur laquelle est disposé le fluxmètre prend une température plus ou moins élevée proportionnellement au flux radiatif absorbé. Lorsqu'on utilise un revêtement noir, ce dernier provoque une convection importante, proportionnelle à l'élévation de la température de surface, différente de celle mise en jeu entre paroi et milieu environnant dans le cas d'un revêtement brillant pour lequel la température de surface de la paroi reste inchangée. Il en résulte un réel déséquilibre thermique entre les deux configurations que ce soit dans le temps ou dans l'espace, c'est-à-dire avec un seul fluxmètre et deux mesures à des instants différents ou avec deux fluxmètres et une seule mesure à des endroits différents. Dans ces conditions, on ne peut négliger l'effet des revêtements sur la convection sans prendre davantage de précautions même dans des conditions où le coefficient d'échange h_c peut être très faible et où le rayonnement est prédominant.

Le but de ce travail est de pouvoir disposer d'un capteur qui permet d'évaluer, avec une précision meilleure que 10%, le flux radiatif qui le traverse sans pour autant être perturbé par des convections d'origines naturelles ou forcées. L'avantage de principe du fluxmètre radiatif est qu'il utilise des cellules fluxmétriques identiques recouvertes alternativement de revêtements noirs et brillants sur un même support de kapton cuivré en vue d'uniformiser les températures de surface dont les écarts sont dûs au contraste d'émissivités au niveau

des cellules. Cette température uniforme est obtenue grâce à la couche mince de cuivre qui recouvre, à cet effet, la surface inférieure du capteur. Dans ces conditions, toutes les cellules se trouvent soumises à la même convection et génèrent une f.é.m convective résultante nulle. Le capteur réalise avec précision la séparation des composantes radiative et convective et délivre une f.é.m proportionnelle à la quantité de rayonnement auquel il est soumis.

Parmi le nombre important d'applications qu'on peut envisager de faire avec un tel capteur, nous nous sommes penchés sur un problème qui ne manque pas d'intérêt en matière de prévention et de sécurité, à savoir la détection des feux de forêts.

Il apparaît que la sécurité des biens, des personnes et du patrimoine écologique ne peut faire l'objet d'une constante surveillance sans mettre en oeuvre un réseau de cellules d'observation ou un système de surveillance aérienne ou spatiale. Dans le cas des deux dernières solutions, le survol de vastes territoires s'avère très rapidement hors de prix et nécessite néanmoins une aide électronique rapide adjointe à l'observateur visuel des foyers d'incendie. La mise en place d'une surveillance par satellite demande d'autre part un traitement du signal permettant de s'affranchir des conditions météorologiques locales, tel qu'une éventuelle alerte ne puisse être décidée qu'au delà d'une certaine étendue du sinistre, incompatible avec la sécurité des biens et des gens en milieu relativement urbanisé.

Ainsi, il apparaît utile de concevoir un réseau d'observation dont tout les points de mailles associés soient équipées d'une instrumentation efficace quoique de faible prix de revient. En effet, cette dernière quantité évolue de façon quadratique en fonction de la surface à protéger. Compte tenu de ces contingences matérielles, il nous est apparu utile de recenser quelques méthodes d'observation simples dans le domaine infrarouge et leur modalités de mise en oeuvre. Les capteurs suivants peuvent faire l'objet d'une investigation: photopiles, photodiodes, détecteurs pyroélectriques et aussi systèmes thermoélectriques. C'est sur ces derniers que nous nous sommes tournés compte tenu de leur facilité de production, de leur faible prix de revient et de leur efficacité en mesure "large bande" en infrarouge.

La mise en oeuvre d'un quelconque de ces capteurs demande une amplification naturelle préalable du rayonnement infrarouge sur le lieu même de la réception.

Le dispositif optique que nous avons envisagé, car c'est le mieux adapté à notre application fluxmétrique, est un réflecteur parabolique apportant un gain ajustable par le choix des surfaces mises en oeuvre.

IV-II- Fondement théorique

IV-II-1- Principe

Afin de pouvoir évaluer la puissance radiative mise en jeu, il a fallu placer le capteur au foyer d'un réflecteur parabolique de grand diamètre.

le flux radiatif intercepté par le capteur se trouve, dans ce cas, amplifié de façon naturelle. Ce procédé a l'avantage de réduire au minimum les perturbations, de nature convective, dues aux mouvements du fluide environnant.

La parabole a une surface effective S_p et le fluxmètre a une surface active S_f , le schéma de principe est donné en figure-1-.

IV-II-2- F.e.m aux bornes du capteur radiatif

La densité ϕ_0 de flux radiatif émise par la source est, en première approximation, entièrement réfléchi par la surface de la parabole pour être interceptée par le fluxmètre. Dans ce cas le flux reçu par le capteur est:

$$\Phi_r = \phi_0 \cdot (S_p - S_f) \quad (W) \quad (1)$$

Une partie de la puissance émise par la source de rayonnement égale à la puissance reçue directement par la surface extérieure du fluxmètre ne parvient pas à la parabole, du fait que le capteur fait écran au rayonnement intercepté par la parabole, d'où le terme retranché associé à la puissance incidente au niveau de la surface du capteur ($\phi_0 \cdot S_f$).

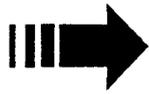
D'autre part, le fluxmètre reçoit du rayonnement à la fois en provenance de la parabole sur sa face interne et en provenance de la source directement sur sa face externe.

Or le capteur ne permet pas la détection du rayonnement thermique par sa face externe en raison de l'isothermicité de cette dernière, par la présence de la couche de cuivre qui la recouvre.

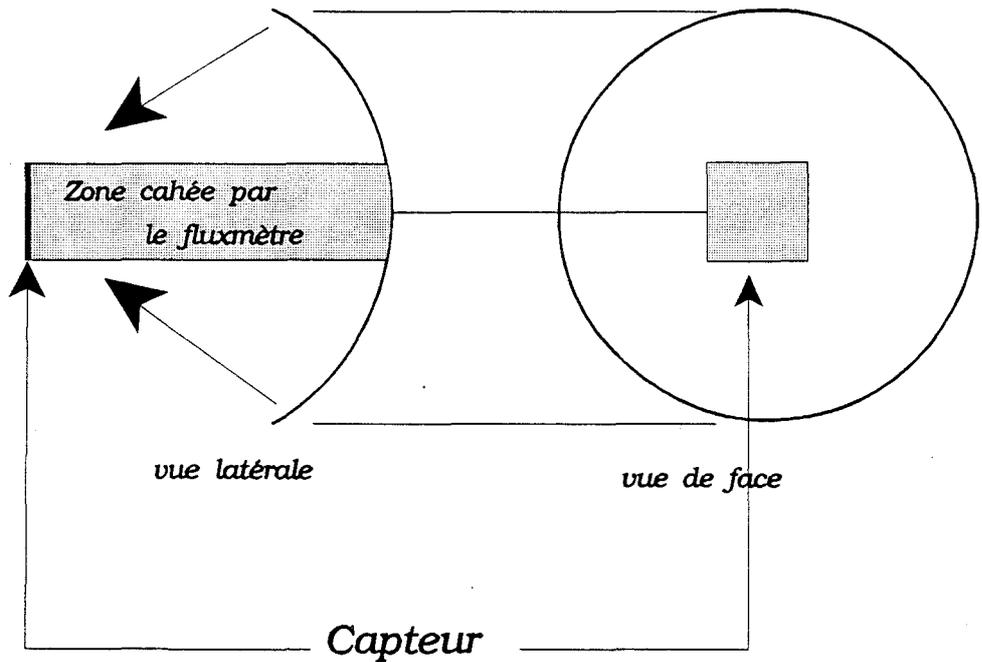
La f.e.m correspondant au flux reçu par cette face est donc nulle. Le bilan radiatif reste égal, conformément à la relation (1), à:

Puissance émise par

la source



Réflecteur parabolique



Caractéristiques du réflecteur parabolique:

- Diamètre: 46 cm
- Distance focale: 19,6 cm
- Nature du revêtement: aluminium (surface polie, $\epsilon \approx 0,04$)

Figure-1-: Principe d'utilisation du fluxmètre avec un réflecteur parabolique.

$$\Delta V_f = K \cdot \Phi_r \quad (2)$$

$$= K \cdot \phi_0 (S_p - S_f) \quad \mu V \quad (3)$$

La surface du fluxmètre peut, dans une première approximation, être négligée devant celle du réflecteur parabolique, la f.é.m apparue aux bornes du fluxmètre peut être évaluée à l'aide de la relation simple:

$$\Delta V_f \approx K \cdot \phi_0 \cdot S_p \quad (4)$$

puisque $S_f \ll S_p$, $S_p/S_f \approx 35$.

Le fluxmètre radiatif, faisant l'objet de ce travail, possède les caractéristiques suivantes:

$$S_f = 48,75 \text{ cm}^2$$

$$K = 440 \text{ } \mu V/W$$

$$R_{th} = 0,4 \text{ K/W}$$

$$C_{th} = 2,6 \text{ J/W}$$

IV-II-3- F.e.m aux bornes d'un capteur fluxmétrique

Nous appelons capteur fluxmétrique, un fluxmètre thermique permettant la mesure des flux radiatif et convectif couplés sans pouvoir les séparer directement.

Dans un premier cas où l'on suppose que la convection est négligeable, la quantité de flux évaluée par le fluxmètre ordinaire peut être exprimée par la relation précédente (4). Le capteur délivre une f.é.m proportionnelle à l'énergie radiative reçue:

$$\Delta V_f = K \cdot \phi_0 (S_p - S_f)$$

Pour le fluxmètre classique, on a, $S_p/S_f \approx 45$

Le capteur utilisé pour nos mesures comporte les caractéristiques suivantes:

$$S_f = 38,5 \text{ cm}^2$$

$$K = 440 \text{ } \mu V/W$$

$$R_{th} \approx 0,4 \text{ } ^\circ K/W$$

$$C_{th} \approx 35 \text{ J/W}$$

En pratique, cette f.é.m s'ajoute à une f.é.m relative à l'échange convectif dû à la différence de température entre la surface du capteur et l'air ambiant.

La f.é.m résultante peut s'exprimer par la relation suivante:

$$\Delta V = K \cdot [\phi_0 (S_p - S_f) - h_c \cdot S_f (T_f - T_a)]$$

La réception du rayonnement thermique en provenance de sources lointaines, tel qu'incendie, nécessite l'utilisation du dispositif de détection monté en extérieur (mesures in situ).

L'environnement est instable du point de vue des variations de température, de pression et de degré d'humidité. A ces variations s'ajoutent les mouvements d'air instables et imprévisibles dûs au vent. Ces mouvements donnent naissance à des convections très importantes, détectées par le fluxmètre thermique et interprétées comme une information majoritairement radiative plus ou moins élevée. Cette dernière risque d'être considérée comme un signal de détresse (il y a incendie !!); ou, au contraire, elle provoque l'atténuation de la f.é.m radiative représentative d'une détection de source de rayonnement thermique, et dans ce cas, même s'il y a début d'incendie, le fluxmètre thermique délivre une f.é.m insuffisante pour être prise en considération. "On a l'impression que tout va bien, ET POURTANT!!!!...". Afin d'éviter cet incident, la meilleur solution est d'utiliser un fluxmètre radiatif permettant de s'affranchir des perturbations de nature convective.

a)- Cas du fluxmètre thermique

En l'absence du flux convectif, le fluxmètre classique délivre, proportionnellement au rayonnement qu'il reçoit, une tension

$$\Delta V_f = \Delta V_r = K \cdot \Phi_r$$

Le fluxmètre a été noirci pour absorber la totalité du rayonnement incident, ce qui provoque une augmentation de température de sa surface supérieure^(*). Cette augmentation apparaît au niveau de la surface inférieure^(**), compte tenu de la faible épaisseur du capteur, ce qui fait naître une circulation de flux convectif entre le capteur et l'air. On note que cette interaction s'effectue dans les deux sens au niveau du fluxmètre.

Ce dernier est donc le siège d'une f.é.m résultant du couplage radiatif et convectif, représenté par la relation:

$$\Delta V_f = \Delta V_r + \Delta V_c$$

(*) Nous appelons surface supérieure, celle faisant face à la parabolle.
(**) La surface inférieure est celle qui fait face à la source.

Néanmoins, le flux convectif "circule" dans le sens surface inférieure-air à travers le fluxmètre, donc en sens opposé au flux radiatif, ce qui se traduit par une f.é.m convective négative. La tension au bornes du capteur se trouve diminuée au fur et à mesure que la température de la surface inférieure du fluxmètre augmente, soit,

$$\Delta V_f = \Delta V_r - |\Delta V_c|$$

b)- Cas du capteur radiatif

Malgré la disposition alternée des cellules noires et des cellules brillantes, la température de la surface inférieure du fluxmètre est rendue quasi uniforme par la présence de la couche de cuivre. En effet, dans le cas où il y aurait une couche thermiquement isolante, la distribution de température au niveau de la surface ne serait pas uniforme, les zones situées en dessous des cellules brillantes seraient moins chaudes que les zones situées en dessous des cellules noires, ce qui créerait réellement un écart de température non négligeable. Par suite, la différence entre les flux convectifs "noirs" et "brillant" serait importante, et les informations du capteur deviennent faussées vis à vis du rayonnement.

La couche inférieure de cuivre, fortement conductrice de chaleur ($\lambda = 398 \text{ W.m}^{-2}.\text{K}$), assure une isothermicité presque parfaite de la surface inférieure du fluxmètre radiatif. La figure-2- donne une représentation qualitative du champ de température au niveau de chaque couche de la thermopile radiative; La température de la surface inférieure prend une valeur moyenne :

$$T_m = \frac{T_n + T_b}{2}$$

Le flux convectif résultant de l'interaction entre surface et milieu ambiant est identique pour l'ensemble des cellules, qu'elles soient noires ou brillantes, d'où l'égalité des f.é.m d'origine convective "noires" et "brillantes". Par ailleurs il en résulte une f.é.m convective globale nulle.

D'une façon générale, hormis le rayonnement thermique, tout déséquilibre thermique représenté par un écart de température ΔT ne

sera pas pris en compte par le fluxmètre radiatif. Ainsi, la f.é.m délivrée par ce dernier est exclusivement proportionnelle au flux du rayonnement thermique intercepté;

$$\Delta V_r = K \cdot \Phi_r$$
$$\Delta V_c \approx 0$$

C'est la principale caractéristique du fluxmètre radiatif réalisé dans ce travail.

IV-III- Résultats expérimentaux et interprétations

IV-III-1- Description de la chaîne de mesure et de traitement

La chaîne de mesure et de traitement est composée de deux parties distinctes reliées à un ordinateur (PC Compatible), chargé de commander le déroulement des mesures et d'en stocker les résultats (Figure-3-).

La première partie est constituée essentiellement de la source de rayonnement thermique et du couple capteur-réflecteur parabolique. La source a pour fonction d'imposer un flux radiatif de valeur fixe. Le capteur, de sensibilité connue K, délivre une f.é.m proportionnelle au flux thermique qui le traverse, après amplification naturelle au moyen du réflecteur parabolique situé à une certaine distance de la source de rayonnement.

La seconde partie comporte le banc de mesure avec, principalement:

- des amplificateurs d'instrumentation (de gain 2000);
- un convertisseur analogique-digital;
- un port série RS-232.

Les signaux délivrés par le capteur de flux thermique étant de faible niveau ($440 \mu\text{V/W}$), il est nécessaire de les amplifier pour les amener à une valeur suffisante (quelques volts) à l'entrée du convertisseur analogique-numérique à huit voies multiplexées.

Nous avons utilisé pour cela un amplificateur d'instrumentation intégré caractérisé par sa faible dérive en température et son faible bruit.

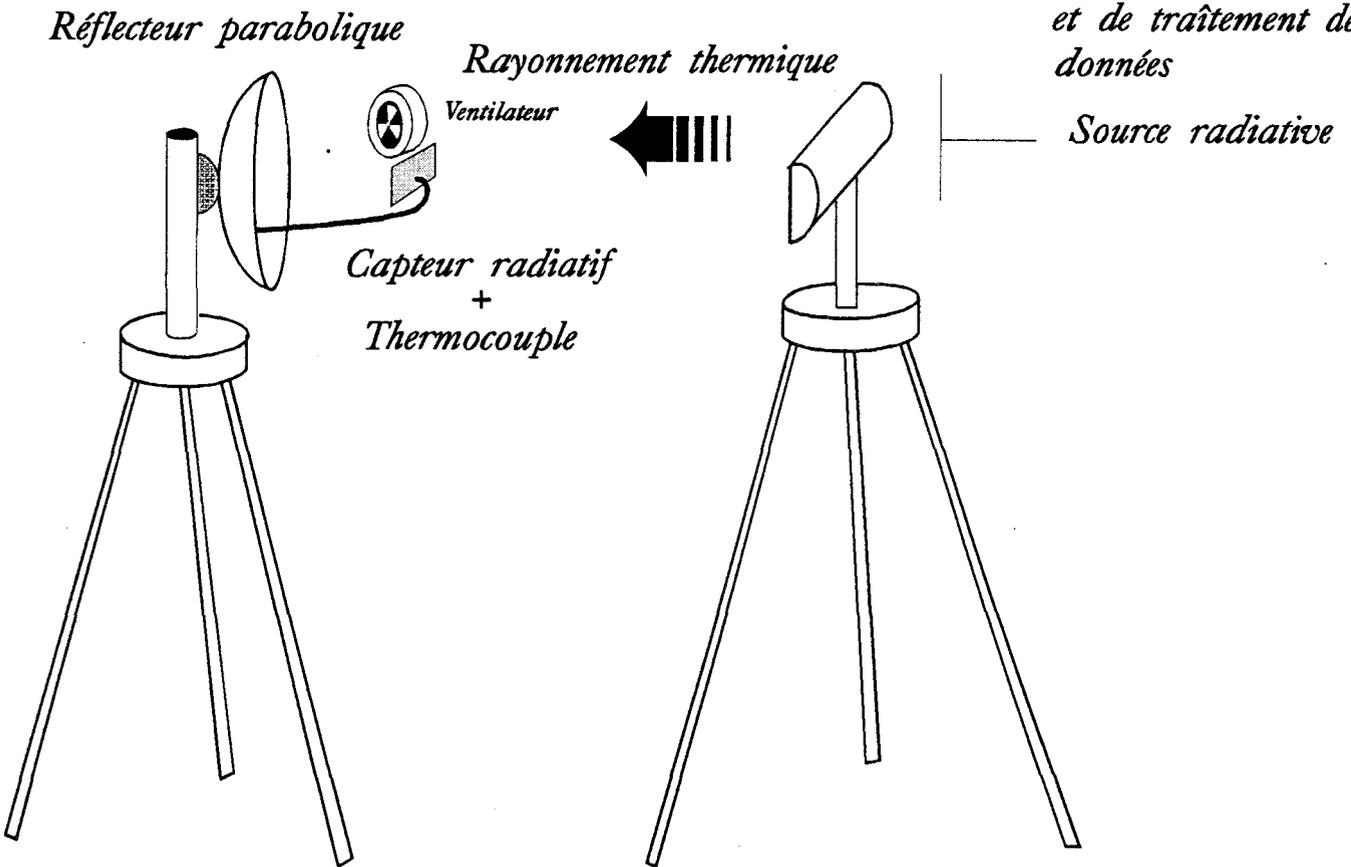
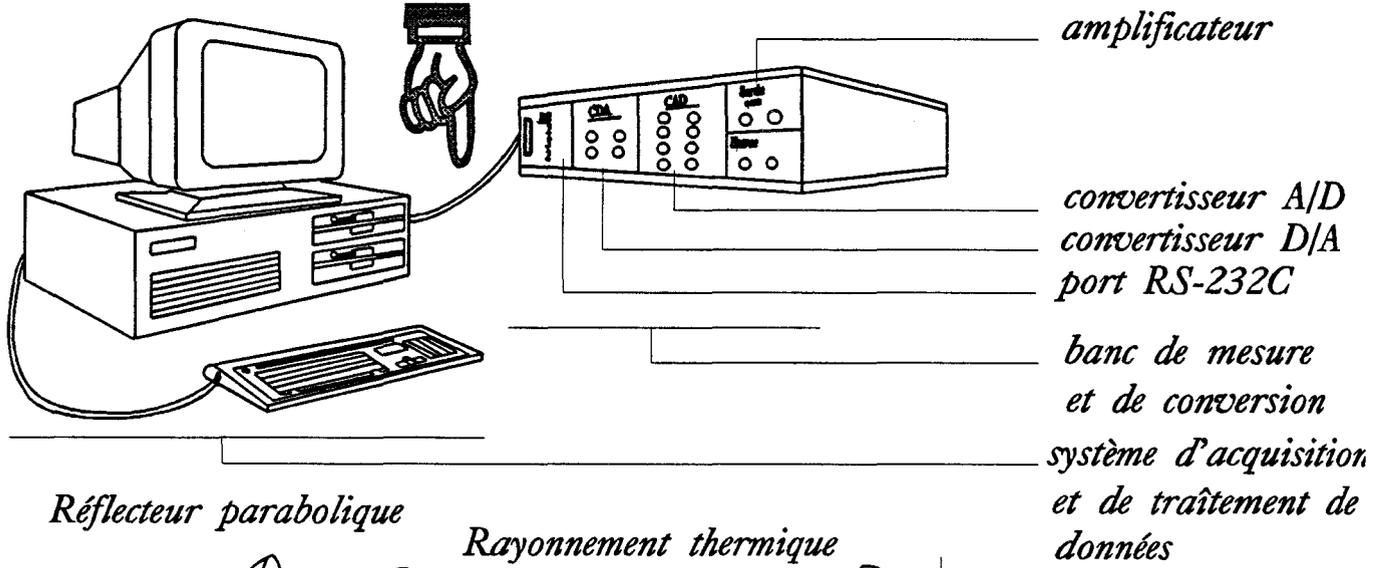
Ce circuit intégré a été câblé de façon à obtenir un gain de 2000 (à 1%) et une bande passante de 0 à 20Hz (largement suffisante pour les mesures à effectuer).

Pour la mesure simultanée du flux et de la température, nous avons utilisé un thermocouple Nickel-Chrome, du type K, pour relever les variations de température au niveau de la surface inférieure du fluxmètre et dont la sensibilité est de $50\mu\text{V}/^\circ\text{C}$.

Le capteur et le thermocouple sont connectés chacun à un amplificateur, dont les sorties sont reliées chacune à une voie multiplexée du convertisseur analogique-digital.

Les données sont acheminées vers l'ordinateur à travers le port de liaison série du type RS-232.

Liaison RS-232



Dispositif d'acquisition de données pour la réception du rayonnement thermique avec amplification naturelle par réflecteur parabolique.

Figure-3-

Les résultats des mesures sont stockés dans la "mémoire vive" de l'ordinateur, puis traités et transférés sur l'unité de stockage "disque dur ou disque souple". Ils sont alors disponibles pour être traités à nouveau ou sortis sur l'imprimante. L'évolution du flux et de la température peut être suivie en temps réel.

Le programme d'acquisition de données que nous avons utilisé a été conçu au laboratoire par P.HERIN.

IV-III-2- Vérification de la loi de Stefan Boltzmann

Nous disposons de deux capteurs différents: l'un est classique et permet la mesure du flux thermique total (convectif et radiatif), l'autre est exclusivement radiatif, il ne peut mesurer que le flux du rayonnement thermique. Néanmoins, ces deux capteurs possèdent des sensibilités égales ($440 \mu\text{V/W}$), à 8% près.

Le but de cette partie est de comparer le comportement de l'un et l'autre de ces deux capteurs vis-à-vis du rayonnement thermique et d'étudier l'influence des échanges par convection sur les mesures.

Pour montrer que la f.é.m détectée était représentative d'échanges radiatifs, nous avons vérifié la loi de Stéfán qui donne la variation du flux détecté par le capteur en fonction de la densité de rayonnement $\phi_0 = \sigma T^4$ émise par une source de rayonnement thermique portée à une température croissante, allant de 20°C (424.5 W/m^2) à 300°C (6112.2 W/m^2) sachant que $\sigma = 5,67 \cdot 10^{-8} \text{ W/(m.K}^4\text{)}$.

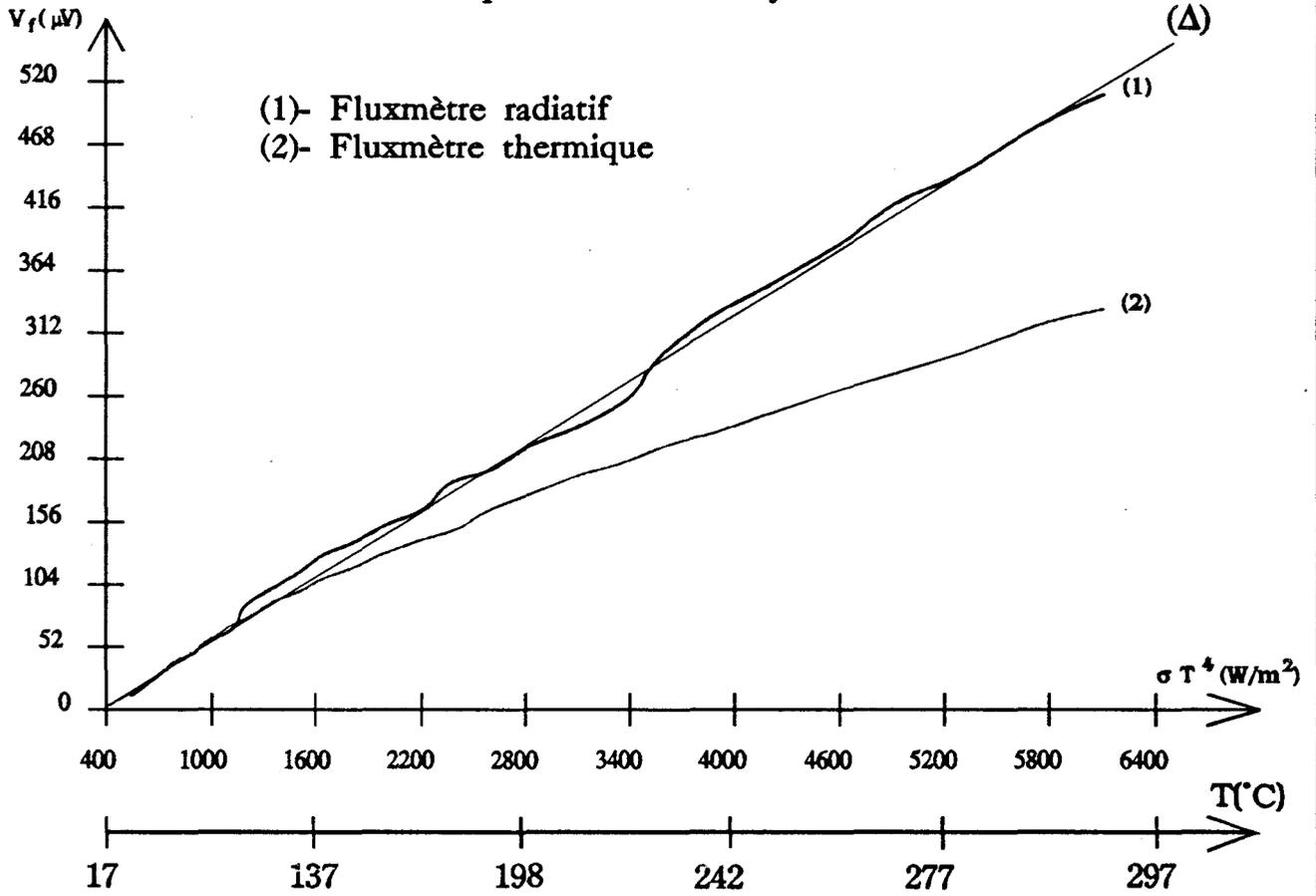
Nous avons utilisé, pour cela, une plaque métallique chauffée à l'électricité et maintenue à des paliers de température de plus en plus élevés. Les relevés obtenus sont représentés par le graphe-1-.

Nous constatons, courbe (1), que le fluxmètre radiatif délivre une f.é.m qui suit parfaitement la droite (Δ) représentant la variation $V = f(\phi_{r0})$, ce qui tend à prouver que l'information délivrée par le capteur de rayonnement est uniquement radiative, l'échange convectif entre la surface du capteur et le milieu ambiant, malgré l'élévation de sa température, reste sans influence sur les mesures.

La droite (Δ) représentant la variation linéaire de la f.é.m en fonction du flux radiatif incident passe par l'origine quand la température est de $16,8^\circ\text{C}$, c'est à dire à l'équilibre thermique.

Dans ce cas, la source et le capteur sont à la même température et l'échange par rayonnement thermique est nul.

Varaition de la f.é.m des fluxmètres en fonction de la puissance
 σT^4 émise par la source de rayonnement



Graph-1-

Par contre, la courbe obtenue avec le fluxmètre classique, courbe (2), pour les mêmes variations de température, n'est pas linéaire, elle devient de plus en plus incurvée lorsque la puissance émise augmente. L'augmentation de la puissance radiative provoque une augmentation de la température de surface du capteur, et par suite un échange convectif, de plus en plus important, apparaît entre la surface du capteur et le milieu ambiant, ce qui se traduit par une diminution du flux total intercepté par le fluxmètre, car le sens du flux convectif est opposé à celui du flux radiatif, les f.é.m correspondantes ont des signes opposés; soit:

$$\begin{aligned}\Delta V &= V_r + V_c \\ &= V_r - |V_c| < V_r\end{aligned}$$

De même, on constate que pour des valeurs faibles du flux radiatif, c'est à dire aux températures faibles, les deux courbes coïncident, la convection dans ce cas est négligeable et la f.é.m délivrée par le fluxmètre thermique est représentative du seul échange radiatif.

A partir de ces premiers résultats, il apparaît que le fluxmètre radiatif n'est pas sensible à la convection naturelle. La f.é.m mesurée à ses bornes peut être considérée comme purement radiative quelque soit la température à laquelle il est porté.

Ces mesures ont été réalisées avec les capteurs disposés sur un radiateur ayant pour fonction de maintenir une température constante au niveau de la surface inférieure du capteur.

Pour coller les capteurs sur les supports, nous avons utilisé un adhésif siliconé afin de minimiser les résistances de contact. En effet, des perturbations importantes peuvent être introduites par ces résistances de contact pouvant atteindre des valeurs très élevées.

IV-III-3- Influence d'une convection forcée sur les capteurs

Pour étudier l'influence de la convection sur les mesures du rayonnement thermique nous avons utilisé la chaîne de mesure décrite plus haut où l'ensemble capteur-réflecteur parabolique se trouve situé à proximité d'un ventilateur générant une convection forcée autour du fluxmètre.

Dans un premier temps, nous avons utilisé comme support pour les fluxmètres, un radiateur pour composants électroniques, afin d'évacuer un maximum de chaleur au niveau du capteur.

D'autres mesures ont été réalisées en plaçant les capteurs sur des matériaux différents, de façon à modifier l'échange conductif sous la surface du capteur. Les matériaux sont des plaques métalliques d'épaisseurs différentes, 1mm et 2mm respectivement, du polystyrène et de l'air (capteur sans support).

a)- Cas du radiateur comme support pour les fluxmètres

- capteur radiatif

Nous avons appliqué un flux radiatif de valeur inconnue, en provenance d'un chauffage électrique (800 W) situé à 1m du réflecteur parabolique. A un instant donné, après établissement, nous avons appliqué la ventilation forcée.

Le graphe-2- donne la variation de la f.é.m détectée et de la température de surface.

On constate que pendant la ventilation, et malgré la baisse marquée de la température, la f.é.m reste pratiquement inchangé ($\approx 3\%$). Ces variations du flux et de la température sont relatives aux valeurs du régime permanent en l'absence de ventilation, dans ce cas, la température atteint 322°K (49°C) et la f.é.m prend une valeur de 2400 μ V. La variation de la température correspond alors à une baisse de 20°K, soit environ 7%. Cette variation est importante vis à vis des variations de température mises en jeu dans le cas des capteurs utilisés.

Après chaque infime perturbation, la f.e.m retourne à sa valeur de départ, régime établi, sans aucune variation, pendant et après ventilation.

- fluxmètre thermique

Nous avons repris les mêmes expériences en remplaçant le capteur radiatif par le fluxmètre thermique. Le graphe-3- donne les variations de la f.e.m et de la température au niveau de la surface du fluxmètre.

D'une part, on remarque que, pour les mêmes conditions expérimentales, la température augmente plus rapidement dans ce cas que dans le cas du capteur radiatif. En effet, elle atteint une valeur de $47 \pm 2^\circ\text{C}$ (320°K) en 660 secondes, et $48 \pm 1^\circ\text{C}$ (321°K) en 800 secondes dans le cas du capteur radiatif, ce qui se traduit par une augmentation notable de la température si l'on considérait une durée égale pour les deux capteurs. Cette importante augmentation de la température de surface du fluxmètre thermique vis-à-vis de celle du capteur radiatif peut s'expliquer par la différence de leurs surfaces noires. En effet, le capteur radiatif est constituée d'une mosaïque de revêtements noirs et brillants disposés alternativement, dont les surfaces totales correspondantes sont égales chacune à 23 cm^2 . Par contre, la surface totale du fluxmètre thermique, entièrement noircie, est égale à 43 cm^2 , ce qui se traduit par un flux de rayonnement thermique absorbé par celle-ci plus important que celui absorbé par la surface noire du capteur radiatif, les parties brillantes réfléchissent presque la totalité du rayonnement, d'où l'élévation importante de la température de surface du fluxmètre thermique.

D'autre part la f.é.m a diminué de façon considérable au moment de l'application de la ventilation; cette diminution est de l'ordre de 25%.

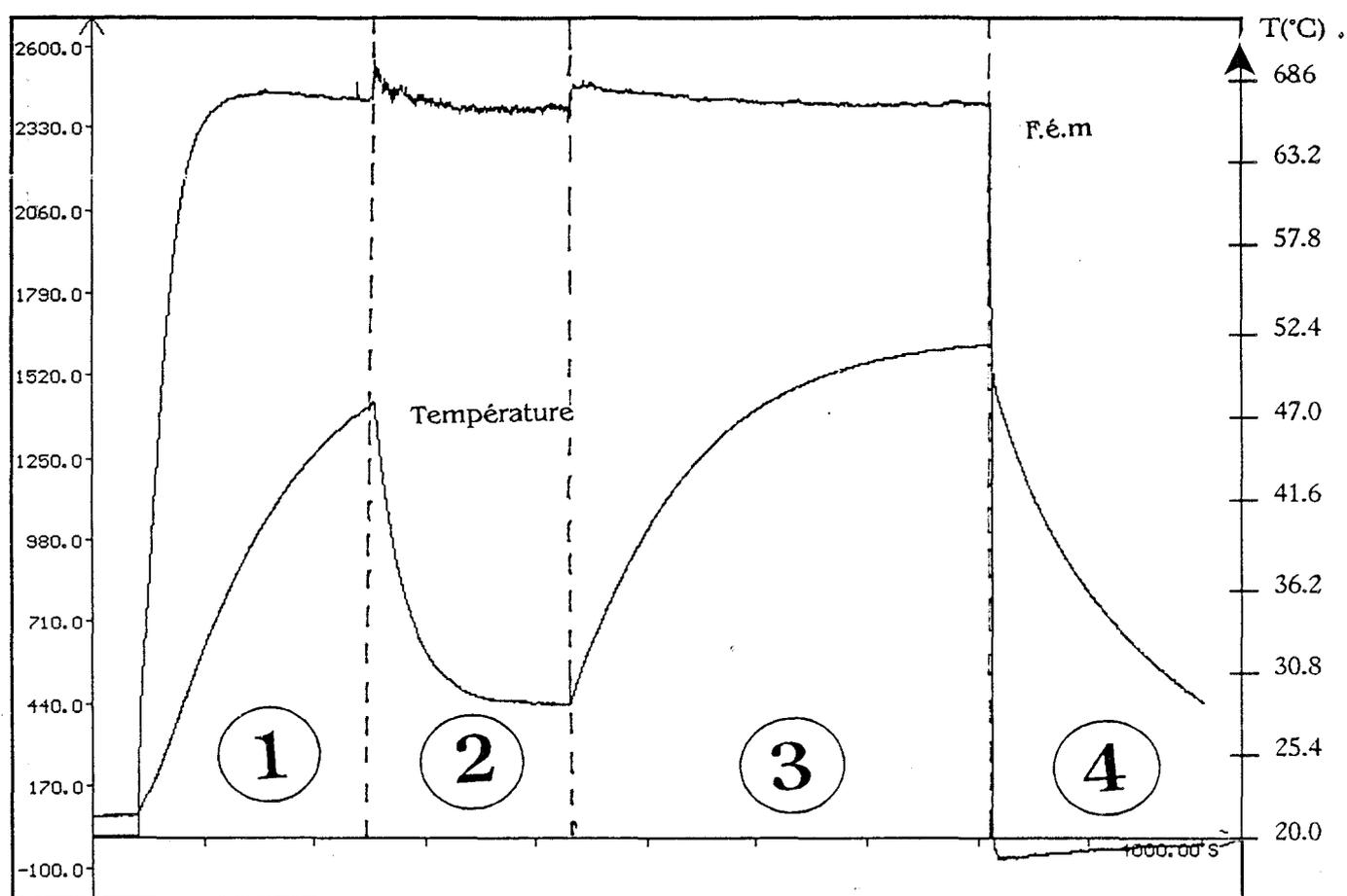
On peut constater aussi, contrairement au fluxmètre radiatif, que la f.é.m détectée diminue au fur et à mesure que la température augmente, zone (1) du graphe-3-, ce qui peut s'expliquer par une augmentation du flux convectif, d'où une baisse de la valeur du flux total ($\Phi_r + \Phi_c = \Phi_r - |\Phi_c|$).

b)- Variation de la f.é.m et de la température en fonction de la conductivité du support

b-1- plaque métallique de 1mm d'épaisseur

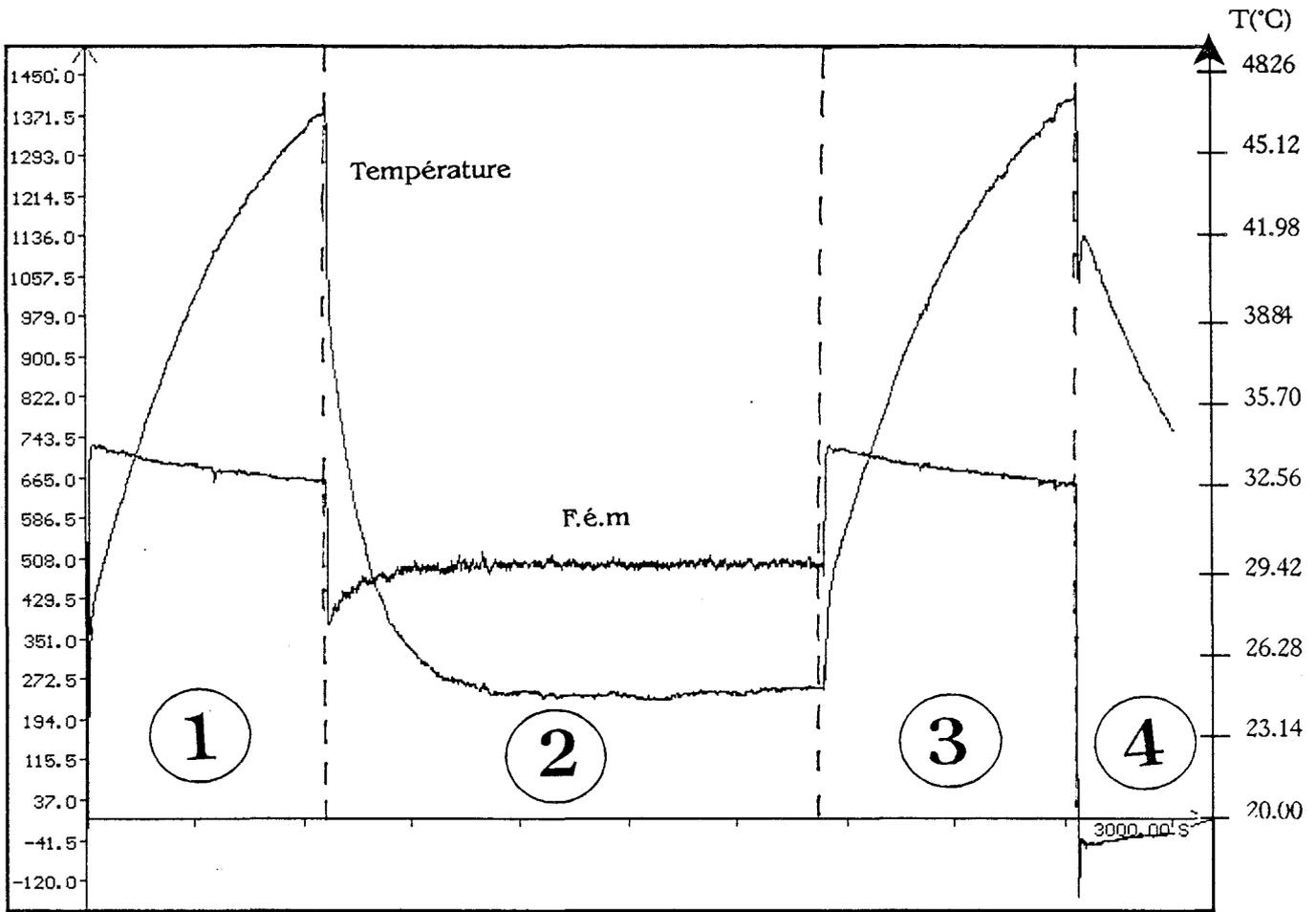
Nous avons représenté l'évolution de la f.é.m en fonction de la conductivité thermique du support, c'est-à-dire en disposant les capteurs sur un support métallique d'épaisseur 1mm.

Les résultats sont comparés à ceux obtenus dans le cas de l'utilisation d'un radiateur comme support, compte tenu du meilleur rapport signal/bruit en présence d'une convection.



Graphe-2: Effet de la convection forcée sur le capteur radiatif disposé sur radiateur.

- Zone (1): Rayonnement thermique seul
- Zone (2): Rayonnement + ventilation
- Zone (3): Arrêt de la ventilation
- Zone (4): Suppression du rayonnement.



Graphe-3: Effet de la convection forcée sur le fluxmètre thermique disposé sur radiateur.

- Zone (1): Rayonnement thermique seul
- Zone (2): Rayonnement + ventilation
- Zone (3): Arrêt de la ventilation
- Zone (4): Suppression du rayonnement.

- fluxmètre radiatif

La première observation qu'on peut faire dans ce cas, graphe-4-, c'est que la f.é.m, en régime établi, fluctue autour de la valeur de $2500\mu\text{V}$, valeur voisine de celle obtenue dans le cas du radiateur. Ces fluctuations ne dépassent pas les 5% d'erreur (On ne tient pas compte des "pics" en régime transitoire. Dans le cas du capteur radiatif le régime transitoire est très court).

Les erreurs apportées par l'utilisation de cette plaque métallique restent toujours faibles (4% maximum) malgré l'importante élévation de température de la surface du capteur, et la baisse considérable de celle-ci en présence de la ventilation. Cette baisse est de 10%, en effet, la température a diminué de 74°C à 40°C (de 347°K à 313°K), la variation absolue de la température est de 34°K .

La plaque métallique est caractérisée par une constante de temps faible due à la valeur importante de sa conductivité thermique.

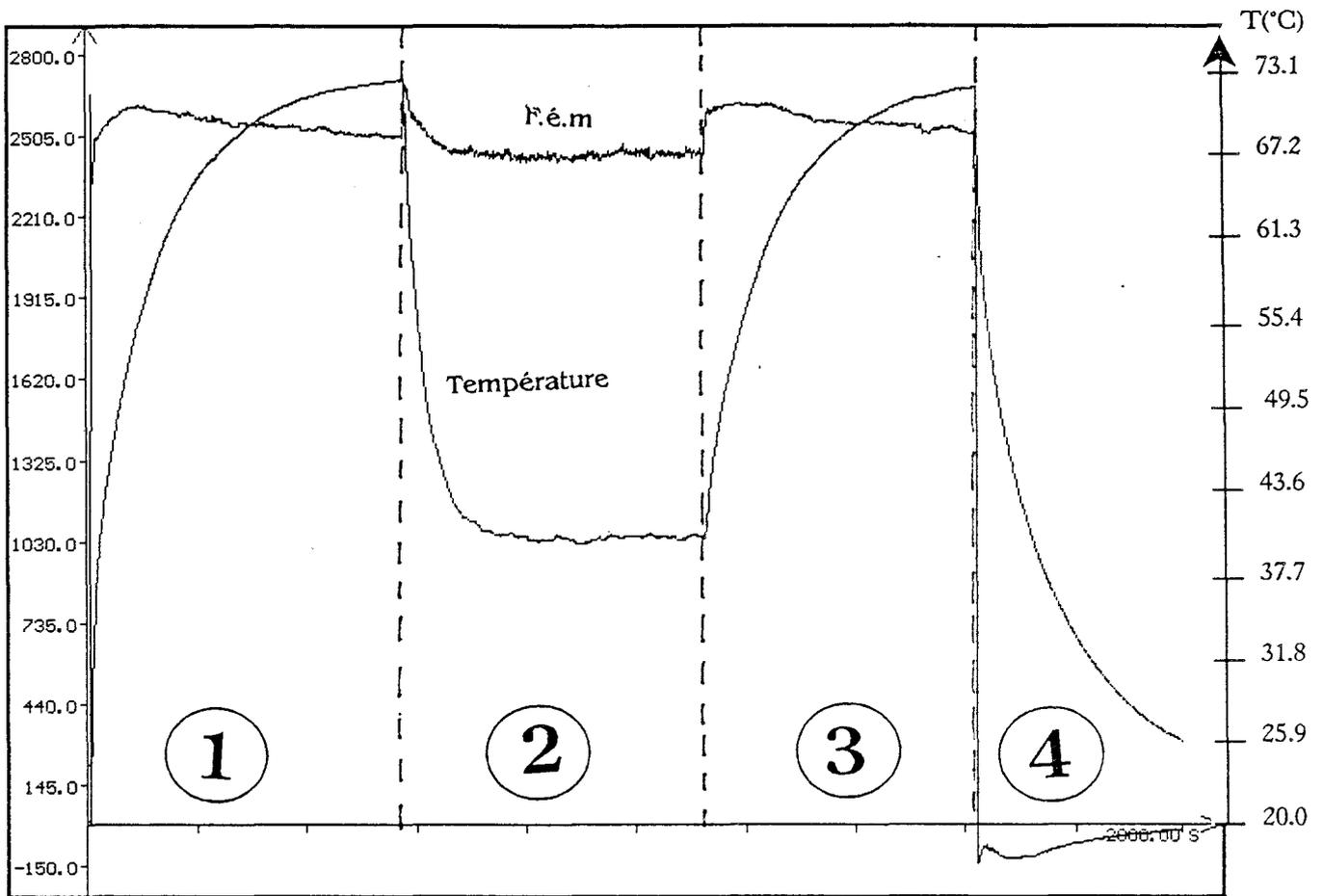
En comparaison avec le radiateur qui a une constante de temps plus importante, la température s'établit plus rapidement dans le cas de la plaque métallique, ce qui se traduit par un échauffement rapide de la surface du capteur. Cependant cet échauffement reste sans influence sur la f.é.m détectée, que ce soit en l'absence ou en présence de la ventilation.

- fluxmètre thermique

Le positionnement du fluxmètre thermique sur la plaque métallique de 1mm d'épaisseur a l'avantage de ramener la f.é.m détectée aux bornes du fluxmètre à une valeur plus élevée que celle obtenue avec le radiateur, la f.é.m est passée de $680\mu\text{V}$ à $1500\mu\text{V}$ environ (graphe-5-).

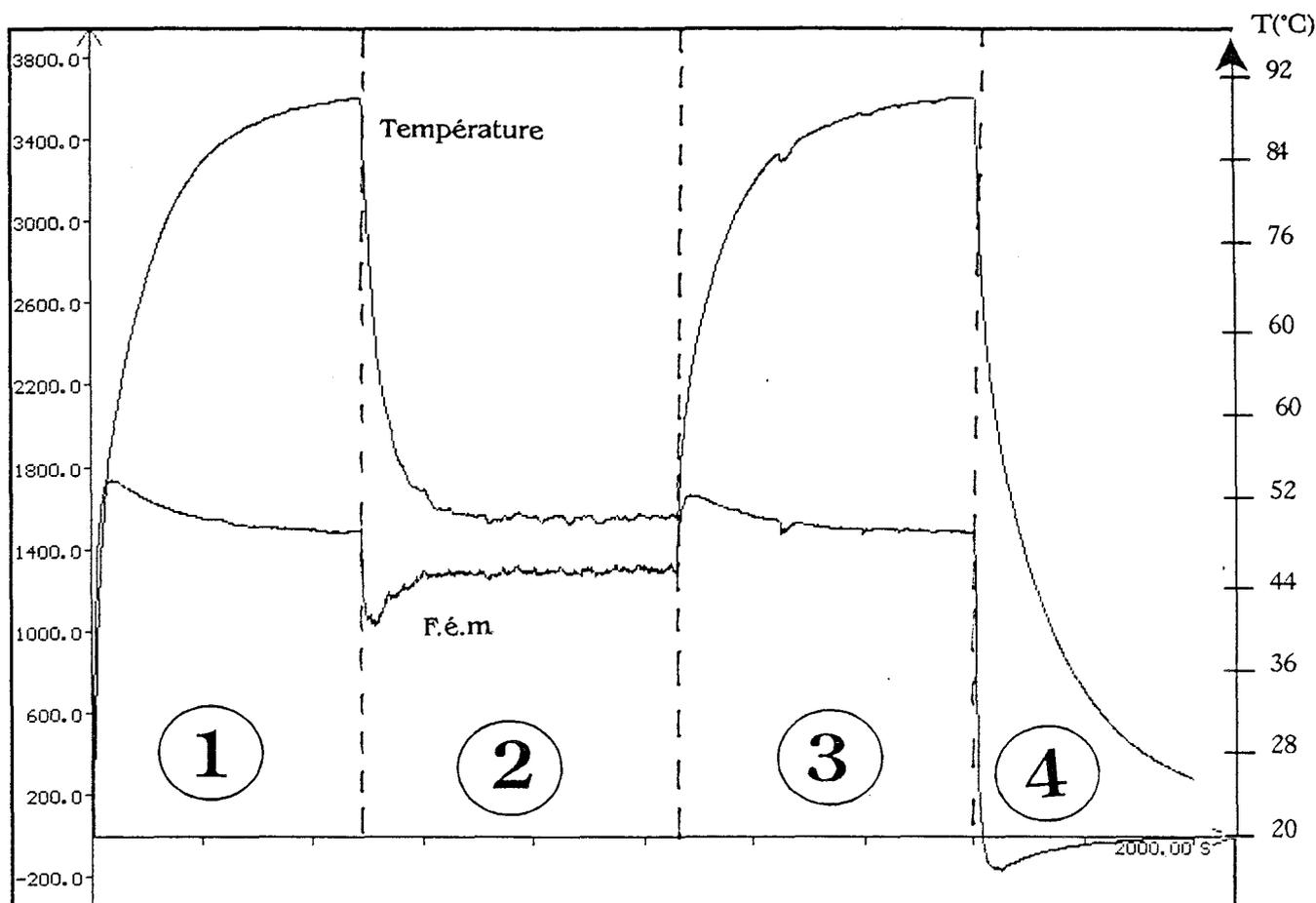
La baisse de la f.é.m dès l'application de la ventilation est réduite à 13% au lieu de 25% dans le cas du radiateur.

La faible constante de temps qui caractérise la plaque métallique se traduit donc par une montée rapide de la température, la baisse due à la ventilation est de 11%, soit une variation absolue de 40°K , cette variation reste très importante vis à vis de la température du capteur.



Graphe-4: Effet de la convection forcée sur le capteur radiatif
disposé sur une plaque métallique de 1mm d'épaisseur.

- Zone (1): Rayonnement thermique seul
- Zone (2): Rayonnement + ventilation
- Zone (3): Arrêt de la ventilation
- Zone (4): Suppression du rayonnement.



Graph-5-: Effet de la convection forcée sur le fluxmètre thermique
disposé sur une plaque métallique de 1mm d'épaisseur.

Zone (1): Rayonnement thermique seul

Zone (2): Rayonnement + ventilation

Zone (3): Arrêt de la ventilation

Zone (4): Suppression du rayonnement.

b-2- plaque métallique de 2mm d'épaisseur

L'épaisseur du support métallique a doublé, la température, dans ce cas, ne peut s'établir qu'après une durée environ quatre fois supérieure à celle dans le cas précédent.

- fluxmètre radiatif

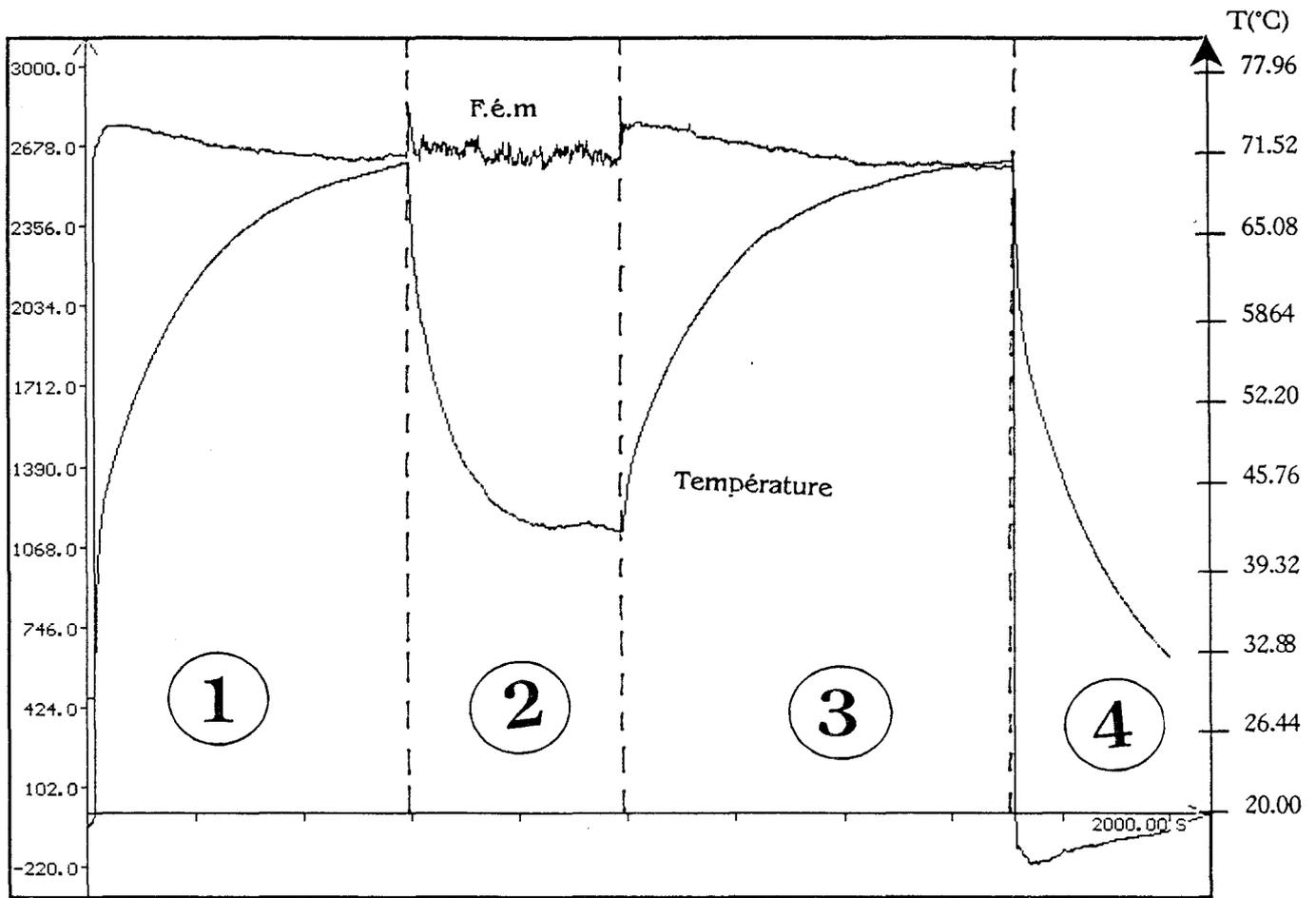
Nous constatons, graphe-6-, une légère augmentation de la f.é.m (2600 μ V) par rapport à celle obtenue dans le cas du radiateur (2500 μ V) ainsi qu'une variation relative inférieure à 4% due à l'application de la ventilation. Cette dernière n'a que fait apparaître un bruit d'amplitude très faible dont la valeur est d'importance négligeable. Par contre, la température présente une baisse de 9% lors de l'application de la ventilation, zone (2), la température a diminué de 345°K (72°C) à 316°K (43°C) et cette baisse considérable reste sans influence notable sur la f.é.m détectée.

- fluxmètre thermique

La f.é.m relevée aux bornes du fluxmètre thermique avec support métallique de 2mm d'épaisseur, graphe-7-, est réduite à 790 μ V au lieu de 1550 μ V dans le cas de la plaque métallique de 1mm. La variation relative provoquée par la ventilation est dans ce cas réduite à 8%; la température, quant à elle, a baissé de 9%, en passant de 337°K (64°C) à 307°K (34°C), soit une variation absolue de 30°K, variation qui reste considérable.

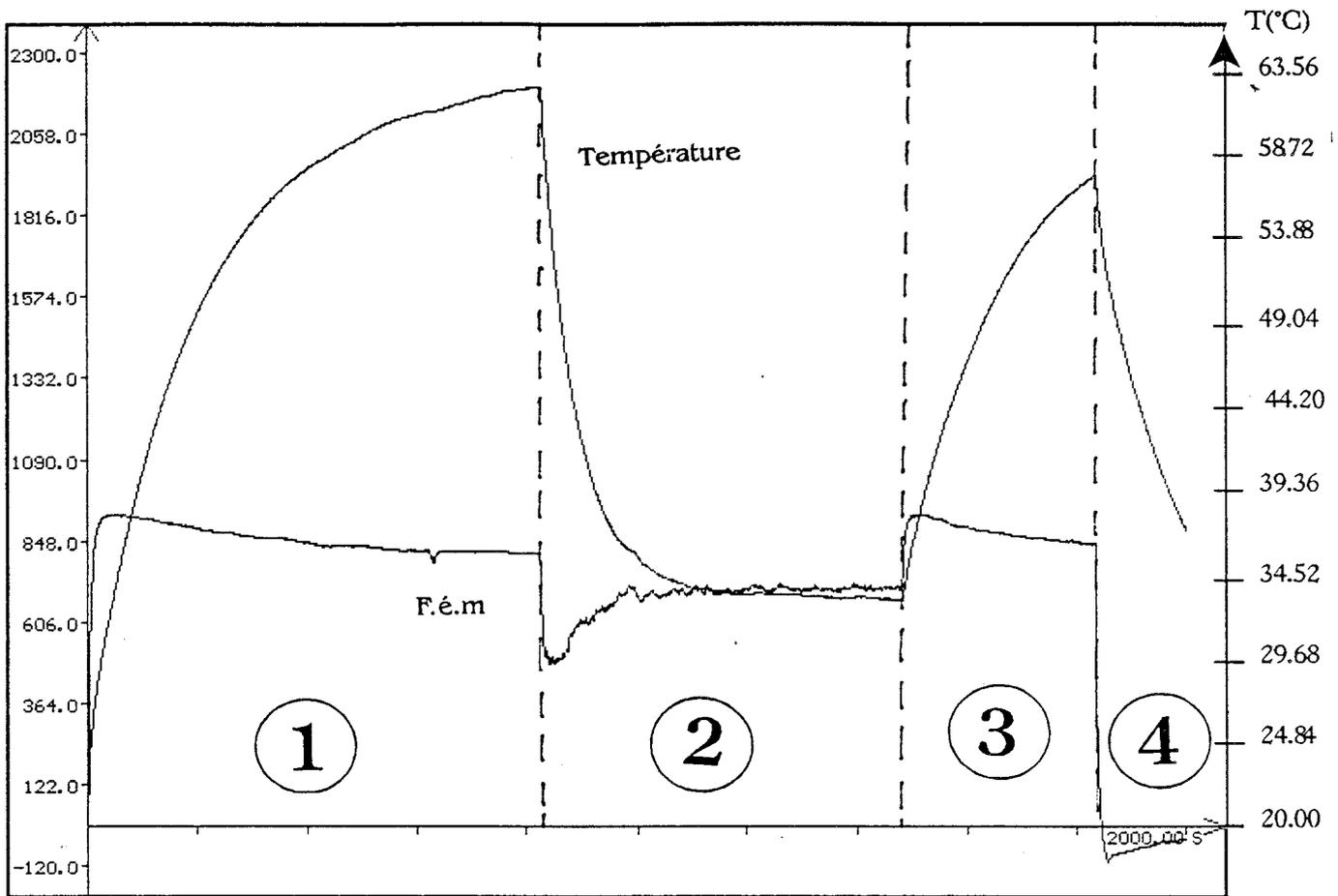
b-3- support en polystyrène

Pour compléter les résultats précédents, nous avons placé les capteurs sur une plaque de faible conductivité, polystyrène, de 2cm d'épaisseur. Les résultats obtenus sont comparés à ceux de la partie précédente obtenus en positionnant les capteurs sur un radiateur permettant d'évacuer la chaleur.



Graphe-6: Effet de la convection forcée sur le capteur radiatif
disposé sur une plaque métallique de 2mm d'épaisseur.

- Zone (1): Rayonnement thermique seul
- Zone (2): Rayonnement + ventilation
- Zone (3): Arrêt de la ventilation
- Zone (4): Suppression du rayonnement.



Graphe-7-: Effet de la convection forcée sur le fluxmètre thermique disposé sur une plaque métallique de 2mm d'épaisseur.

- Zone (1): Rayonnement thermique seul
- Zone (2): Rayonnement + ventilation
- Zone (3): Arrêt de la ventilation
- Zone (4): Suppression du rayonnement.

- *fluxmètre radiatif*

La f.é.m détectée aux bornes du capteur de rayonnement thermique reste toujours voisine de 2500 μV , graphe-8-, ce qui veut dire que le flux reçu n'est pas influencé par la conductivité thermique du support. Par contre, la température a rapidement atteint une valeur importante compte tenu de la faible constante de temps qui caractérise le support de polystyrène.

Dès l'application de la ventilation, la f.é.m se trouve légèrement augmentée de 8% et y reste stabilisée durant le temps de ventilation, contrairement aux autres supports pour lesquels la f.é.m subit une variation transitoire avec retour à la valeur précédant la ventilation. Ceci peut s'expliquer par l'établissement et le maintien de la température de surface par l'effet d'isolation que présente la couche de polystyrène.

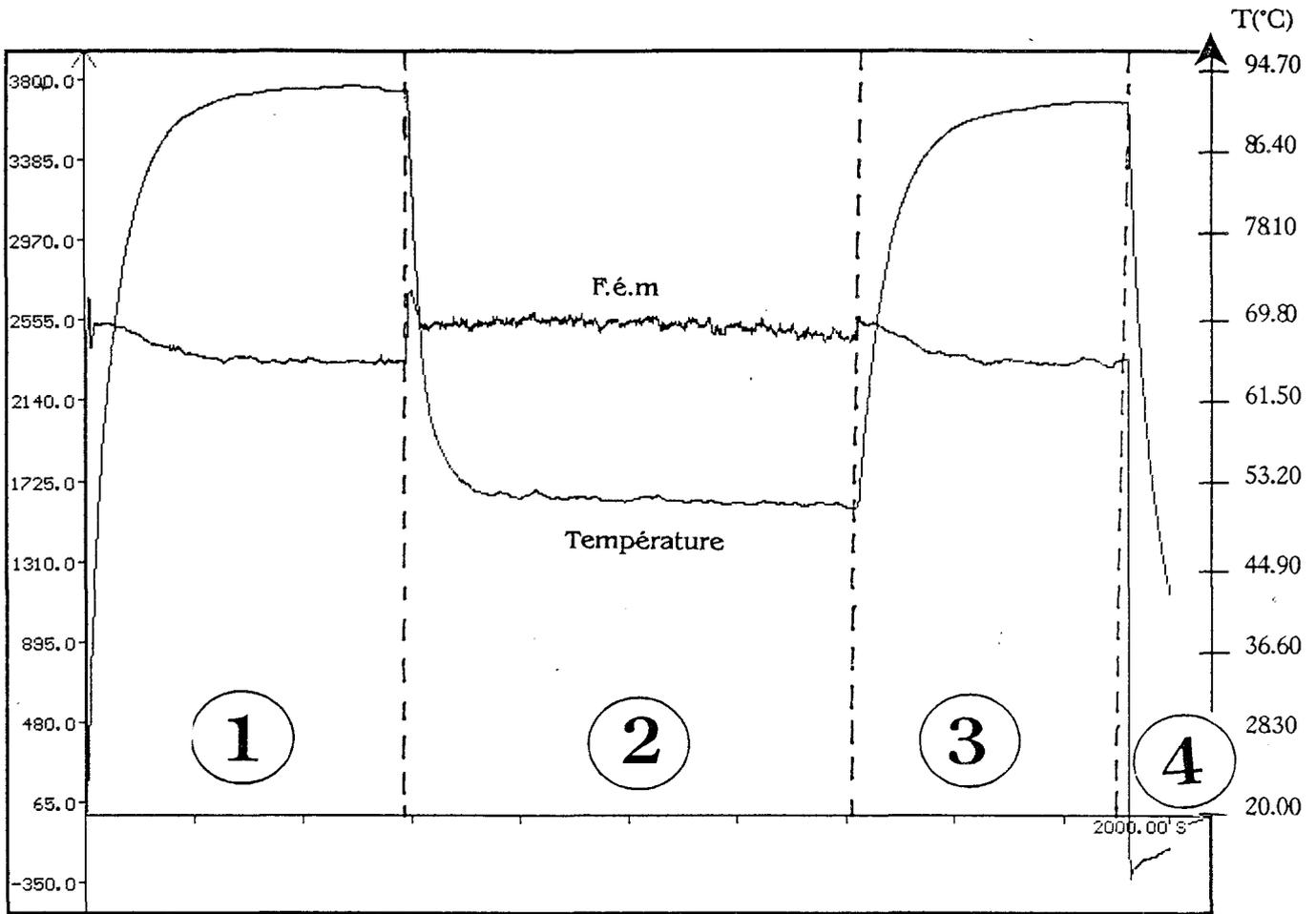
En effet, l'écart de température entre la source de rayonnement et le capteur a augmenté, d'où l'augmentation du flux thermique, cette augmentation reste raisonnablement faible compte tenu de la valeur élevée de la température de la source de rayonnement par rapport à celle du capteur.

La température de surface du capteur a subit une diminution de 368°K (95°C) à 325°K (52°C), soit une variation relative de 12% et une variation absolue de 43°K, toujours importante.

En comparant avec les résultats obtenus avec le radiateur, nous constatons, dans un premier temps, que la f.é.m subit 2,7 fois moins d'erreurs avec le radiateur qu'avec le support de polystyrène. Quant à la température, elle se stabilise rapidement à une valeur très élevée, compte tenu de la faible constante de temps.

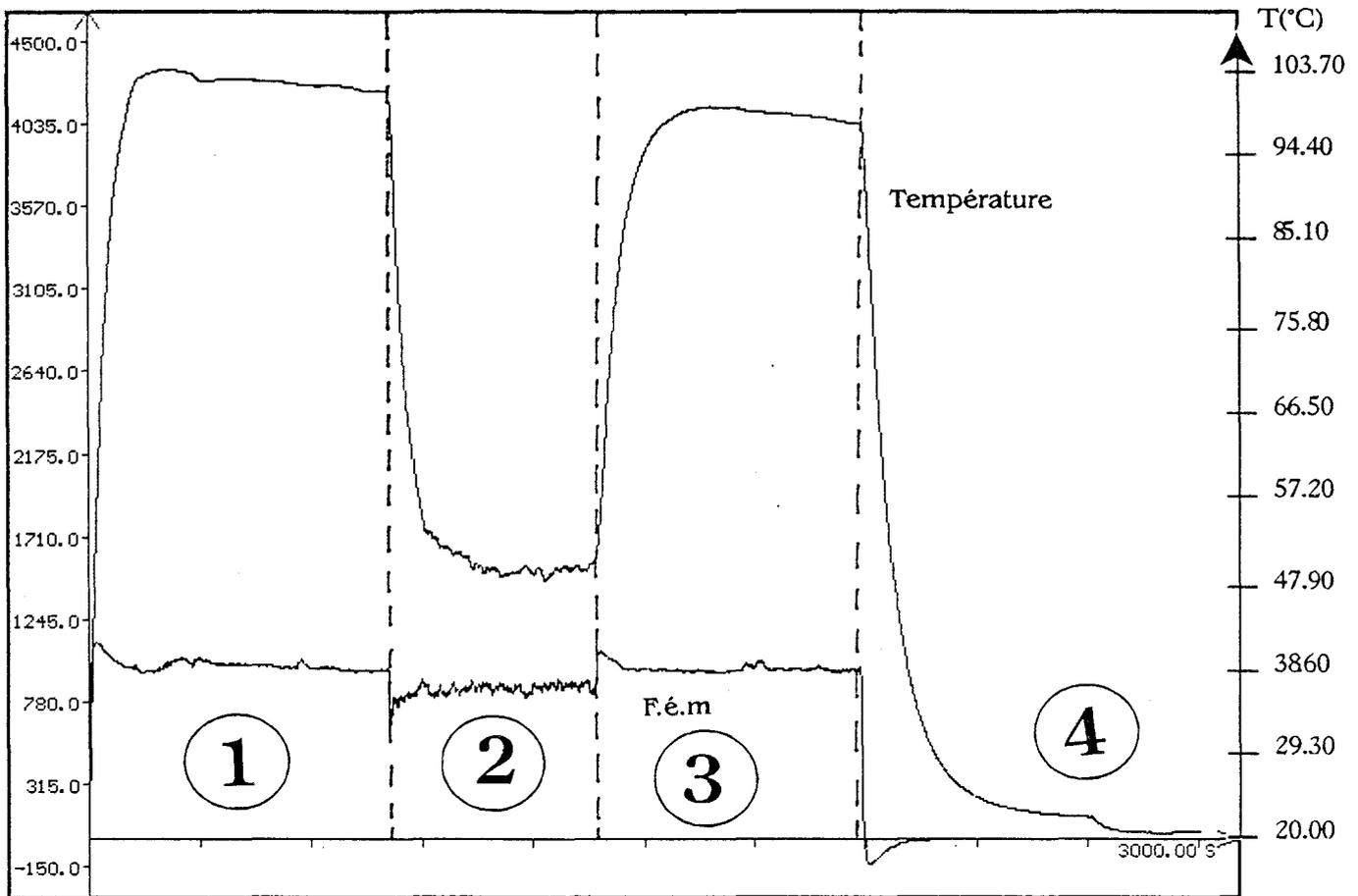
- *fluxmètre thermique*

La disposition du fluxmètre thermique sur un support en polystyrène présente à la fois un avantage, du fait que l'erreur due à la convection (ventilation) est devenue faible (7,4%), et un inconvénient compte tenu de l'atténuation que subit la f.é.m détectée (1000 μV). La température a subit une diminution de 378°K (105°C) à 324°K (51°C), soit une variation relative de 14%, et une variation absolue de 54°K, graphe-9-.



Graphe-8: Effet de la convection forcée sur le capteur radiatif
disposé sur un support en polystyrène.

- Zone (1): Rayonnement thermique seul
- Zone (2): Rayonnement + ventilation
- Zone (3): Arrêt de la ventilation
- Zone (4): Suppression du rayonnement.



Graphique-9: Effet de la convection forcée sur le fluxmètre thermique disposé sur un support en polystyrène.

- Zone (1): Rayonnement thermique seul
- Zone (2): Rayonnement + ventilation
- Zone (3): Arrêt de la ventilation
- Zone (4): Suppression du rayonnement.

En comparaison avec les résultats obtenus avec le radiateur, on peut dire qu'il est plus avantageux de disposer le fluxmètre thermique sur un support en polystyrène plutôt que sur un radiateur.

b-4- capteur sans support

Nous avons effectué des mesures avec les fluxmètres sans l'utilisation de supports, c'est-à-dire en les laissant en l'air.

- fluxmètre radiatif

Nous constatons, graphe-10-, que la f.é.m détectée aux bornes du capteur se trouve légèrement influencée par l'augmentation de la température de surface, et cette influence est d'autant plus importante que la température augmente.

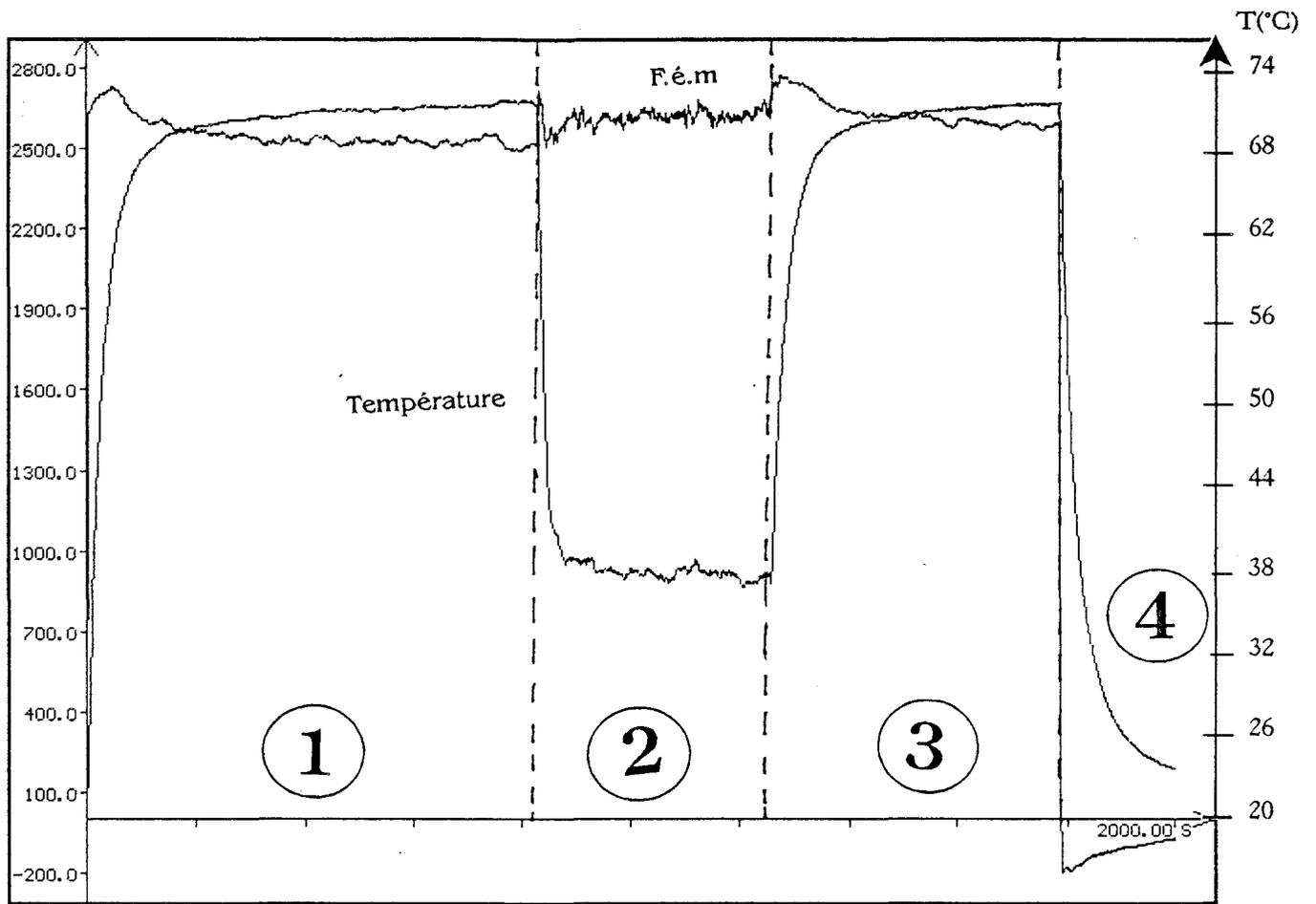
Des perturbations non négligeables apparaissent lors de l'application de la ventilation et lors de sa suppression, ces perturbations peuvent atteindre 12%, tandis que la température subit une baisse allant de 346°K (73°C) à 311°K (38°C), soit une variation relative de 10%.

- fluxmètre thermique

La f.é.m relevée, graphe-11-, est la plus faible par rapport à celles détectées dans les cas étudiés précédemment, cette atténuation de la f.é.m est due essentiellement à l'importante élévation de température de la surface noircie du fluxmètre qui atteint environ 368°K (95°C).

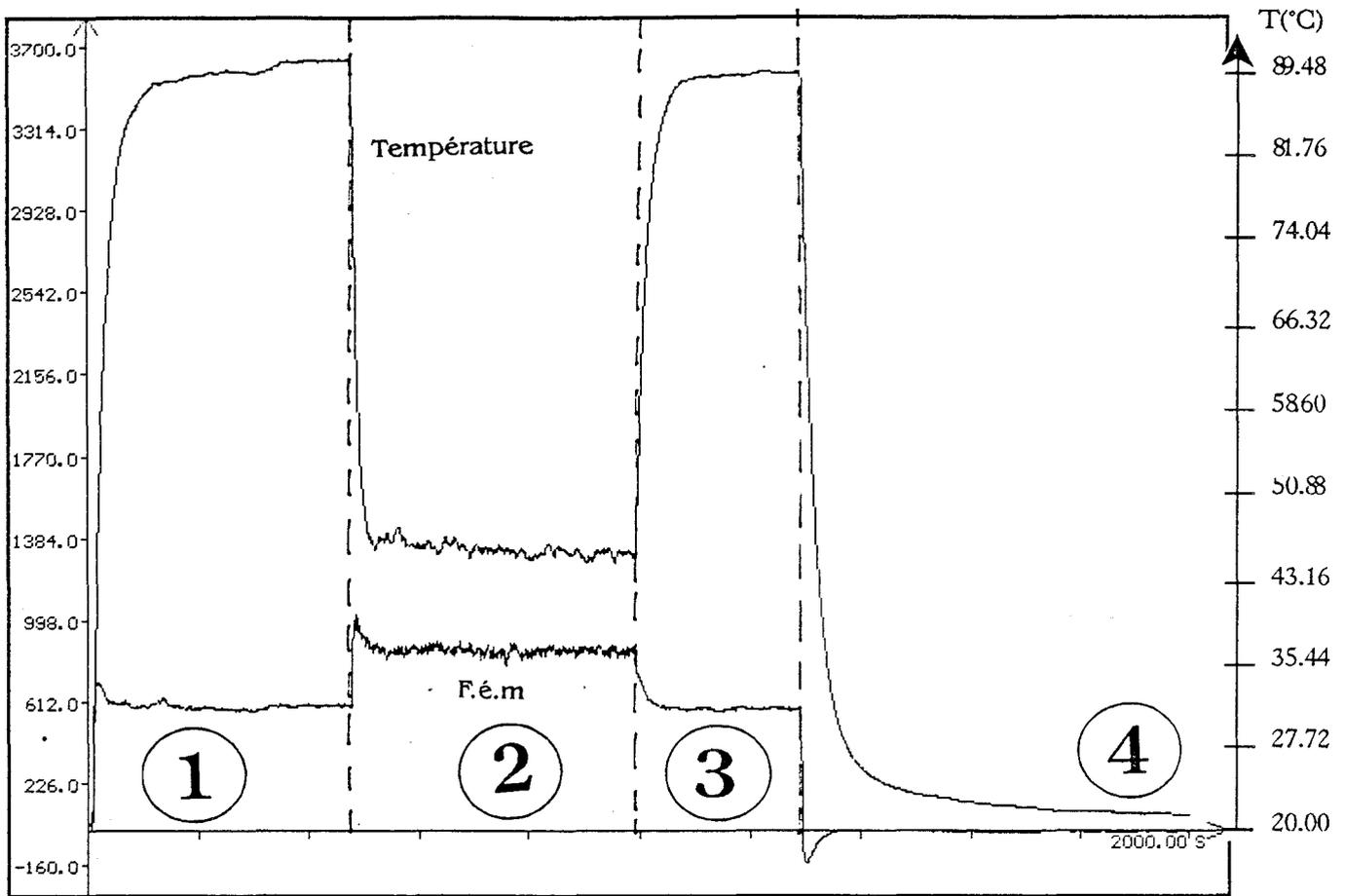
Dès l'application de la ventilation, la f.é.m augmente de 46% par rapport à la valeur atteinte en régime permanent, cette augmentation est due à la baisse que subit la température de surface du fluxmètre, ce qui se traduit par un échange thermique plus important, d'où l'augmentation importante de la f.é.m détectée.

La température a subit, dans ce cas, une chute de 366°K (93°C) à 319°K (46°C), cette chute correspond à une variation relative de 13%.



Graphe-10: Effet de la convection forcée sur le capteur radiatif sans support.

- Zone (1): Rayonnement thermique seul
- Zone (2): Rayonnement + ventilation
- Zone (3): Arrêt de la ventilation
- Zone (4): Suppression du rayonnement.



graphe-11: Effet de la convection forcée sur le fluxmètre thermique sans support.

Zone (1): Rayonnement thermique seul

Zone (2): Rayonnement + ventilation

Zone (3): Arrêt de la ventilation

Zone (4): Suppression du rayonnement.

c)-Conclusion

La f.é.m délivrée par le capteur de rayonnement thermique, le flux radiatif incident étant inchangé, garde presque la même valeur quelque soit le matériau utilisé comme support (de l'ordre de $2500\mu V$). C'est la température de surface qui prend des valeurs plus ou moins importantes selon le matériau utilisé. Très élevée lorsqu'on utilise un support en polystyrène, cette élévation de température est due à l'isolation thermique que présente la couche de polystyrène. Il n'y a aucune évacuation de chaleur et le fluxmètre thermique est thermiquement en circuit ouvert.

L'importante augmentation de la température de surface du fluxmètre n'a pas d'influence notable sur la valeur de la f.é.m détectée, bien qu'il y ait une légère augmentation de celle-ci sans "retour" à la valeur établie, quand on applique la ventilation.

La perturbation apportée par cette dernière, restant toujours très faible pour tous les supports que nous avons utilisés, ne dépasse pas les 5% d'erreur, il faut remarquer que cette perturbation est en général transitoire, sauf dans le cas du polystyrène où elle reste permanente et atteint 8%.

De manière générale, il importe de disposer le capteur radiatif sur un support échangeur de chaleur afin de réduire au minimum tout bruit thermique apporté par des perturbations extérieures.

Le capteur radiatif est conçu de manière à éliminer toute perturbation de nature convective ou/et conductive. Or, des fluctuations persistent en présence de la ventilation. Ces fluctuations de nature convective, sont transmises par conduction à travers le capteur radiatif.

Cette tendance du capteur à détecter ces faibles signaux de nature convective vient de l'imperfection de réalisation du capteur compte tenu à la fois de la différence des cellules, du point de vue géométrique, et de certaines connexions présentées sous forme de thermocouples. En effet, la présence de quelques dépôts de cuivre sur des parties du support continu de constantan, sans pour autant faire partie des éléments actifs du capteur (cellules thermoélectriques), peut générer des f.é.m par effet Seebeck en fonction de la variation de température. Les f.é.m convectives ne sont pas tout à fait égales pour toutes les cellules. La compensation, dans notre cas, ne peut être mieux que 95% environ. Le reste du signal est une information d'origine

convective.

Nous espérons que cette compensation des f.é.m convectives pourrait être améliorée en réalisant le capteur par voie industrielle.

Dans le cas du fluxmètre thermique, la première remarque qu'on peut faire, c'est que la valeur de la f.é.m délivrée par le fluxmètre dépend largement du type de support utilisé. Elle est plus importante lorsqu'on utilise un support métallique de 1mm, et plus faible en laissant le capteur en l'air. La perturbation introduite par la ventilation reste toujours considérable quelque soit le support utilisé.

D'autre part, elle ne peut être améliorée en deça de 20%, sauf dans le cas du polystyrène où elle est réduite à 8%. Cependant, cette f.é.m reste toujours fonction des deux composantes radiative et convective.

IV-III-4- Réponse à une impulsion rectangulaire de durée finie

Afin d'obtenir plus de renseignements sur la réponse des fluxmètres en régime variable, nous leur avons appliqué une impulsion courte et avons mesuré le temps de réponse dans les deux cas de capteurs.

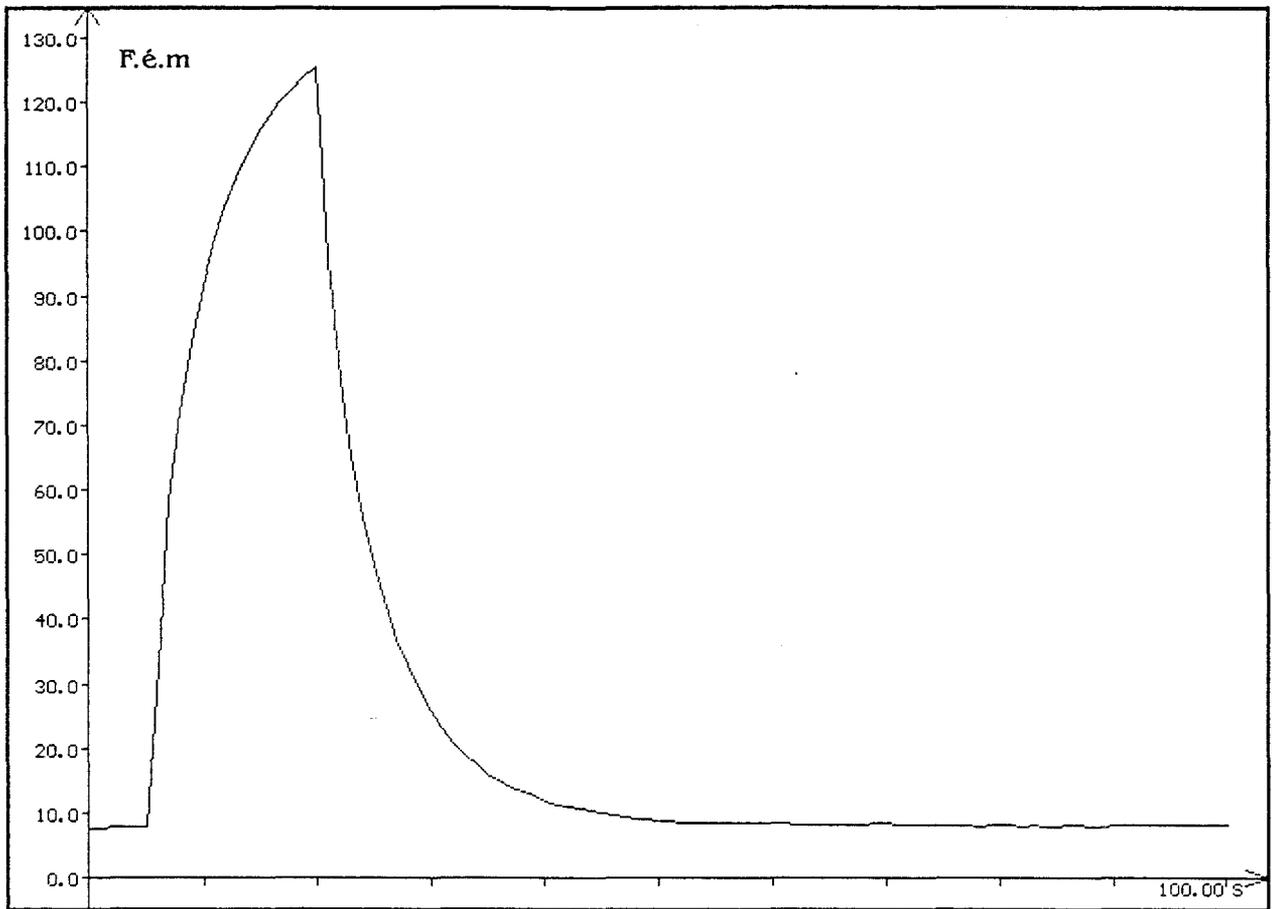
Le principe consiste à appliquer un flux radiatif et attendre jusqu'à ce que la f.é.m ait atteint environ 90% de la f.é.m maximale et de mesurer le temps de montée correspondant.

Concernant le fluxmètre thermique, nous avons relevé un temps de montée important avant établissement, graphe-12-, traduisant en partie l'effet de la structure multicouche, qui constitue le fluxmètre.

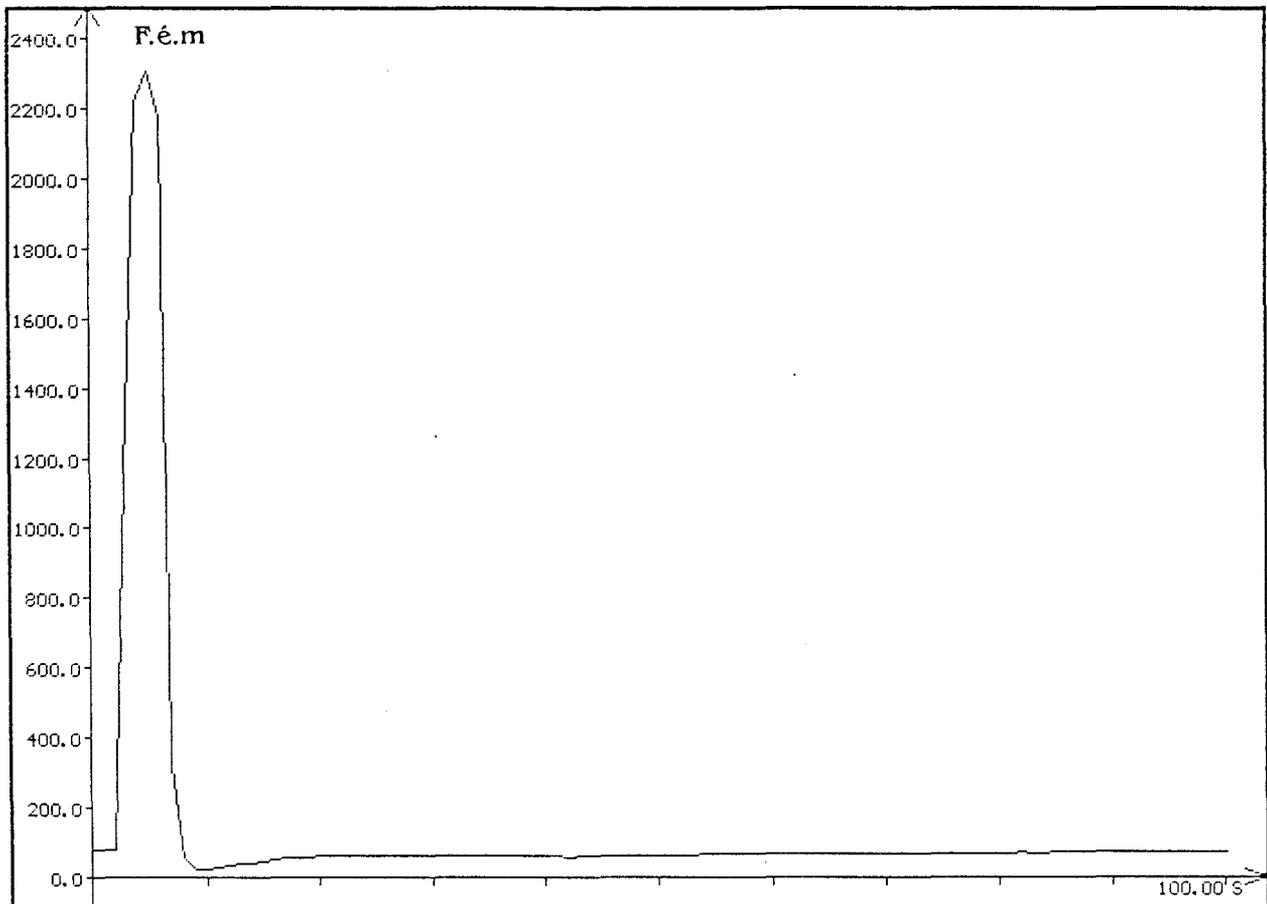
La capacité thermique importante s'oppose à l'établissement rapide du régime permanent.

Le dispositif expérimental est le même que celui utilisé pour effectuer toutes les mesures précédentes.

Nous constatons que la f.é.m est encore faible (20% de la valeur maximale) malgré que 15 secondes ont été écoulées, ce qui nous amène, après un calcul simple et en assimilant le fluxmètre en première approximation à un circuit (R,C), à une constante de temps de 67 secondes, et un temps de montée de 154 secondes. Cependant, la f.é.m aux bornes du fluxmètre radiatif atteint 90% de la valeur maximale en 2 secondes (2250 μ V), graphe-13-, ce qui



Graph 12-: Réponse impulsionnelle du fluxmètre thermique.



Graph 13-: Réponse impulsionnelle du capteur radiatif.

correspond à une constante de temps de 0,87 seconde.

Le capteur radiatif est donc adapté à la mesure de rayonnement thermique en régime variable.

C'est un autre avantage de l'utilisation du capteur radiatif qui s'ajoute aux précédents pour la mesure du rayonnement thermique seul. Le fluxmètre thermique ne peut assurer cette mesure, car il ne permet pas une séparation correcte des composantes radiative et convective. Cette méthode pose généralement des problèmes par introduction d'erreurs systématiques non négligeables rendant impossible l'évaluation du flux radiatif mis en jeu.

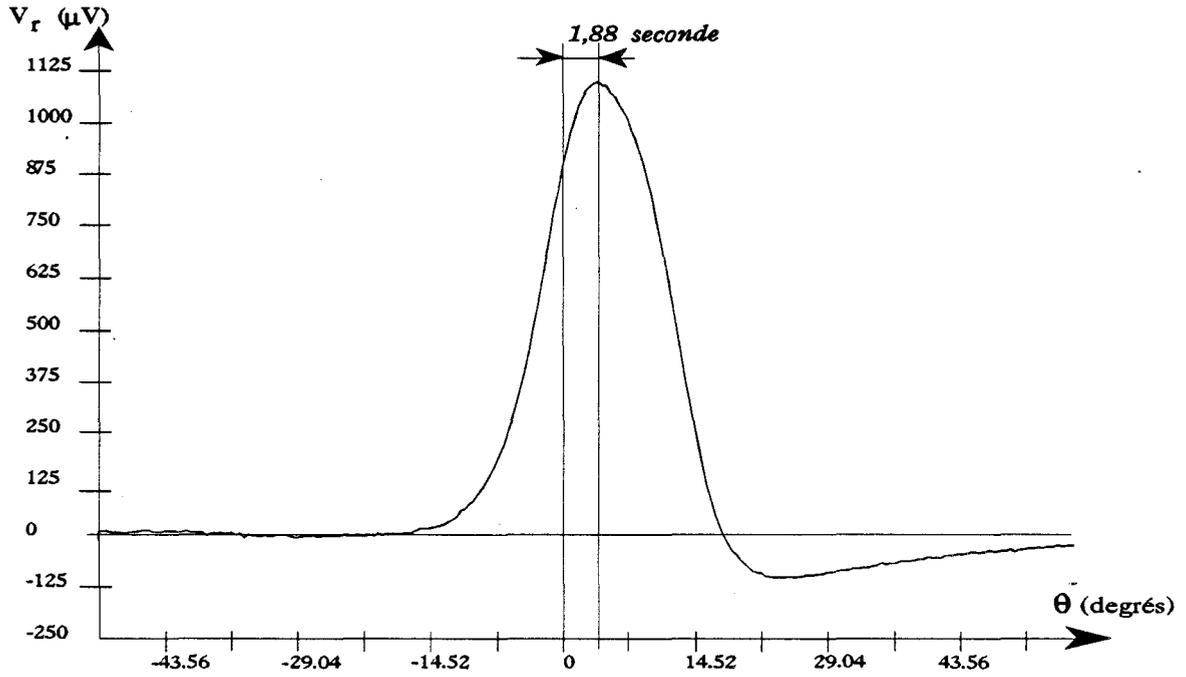
IV-III-5- Détection de sources de rayonnement thermique par balayage du milieu environnant

L'ensemble capteur-réflecteur parabolique est disposé sur un système rotatif qui effectue continuellement ou momentanément des rotations afin de balayer tout le domaine environnant dans une certaine portée limite fonction des dimensions du réflecteur et celles du capteur ainsi de la puissance radiative incidente.

Nous avons placé la source à 1,5m de la parabole et avons relevé la f.é.m aux bornes du fluxmètre radiatif durant un tour complet (de -180° à 180°). Pour la représentation du phénomène, nous n'avons pris en compte que la partie où la détection d'une f.é.m apparaît aux bornes du capteur radiatif, graphe-14-.

L'ensemble capteur-réflecteur tourne avec une vitesse de $4,5^\circ$ par seconde à 1% près. La durée de balayage est légèrement supérieure au temps de réponse du capteur radiatif, ce qui se traduit par un retard qui apparaît entre le moment où la surface du réflecteur et la surface de la source deviennent parallèles. L'angle θ est nul, et le capteur en régime établi délivrerait une f.é.m maximale. Le retard est de $2,4^\circ \pm 0,1^\circ$, ce qui correspond à environ 2 secondes. Cette valeur est pratiquement égale au temps de réponse du capteur radiatif à une impulsion. En effet, au moment où la surface de la source est parallèle à celle du réflecteur, ce dernier reçoit le maximum de flux radiatif en provenance de la source, bien qu'il faille attendre environ 2 secondes pour qu'une f.é.m maximale soit détectée.

Graphe-14-



Variation de la f.e.m. du fluxmètre radiatif en fonction de l'angle de rotation de l'ensemble capteur-réfecteur parabolique par rapport à la source de rayonnement.

Le réflecteur parabolique que nous avons utilisé a un angle de visée théorique d'environ 26.6°, nous avons obtenu dans nos mesures un angle d'environ 29° (voir annexe 2).

Nous avons schématisé la réception du rayonnement par la surface du réflecteur parabolique en rotation, figure-4-.

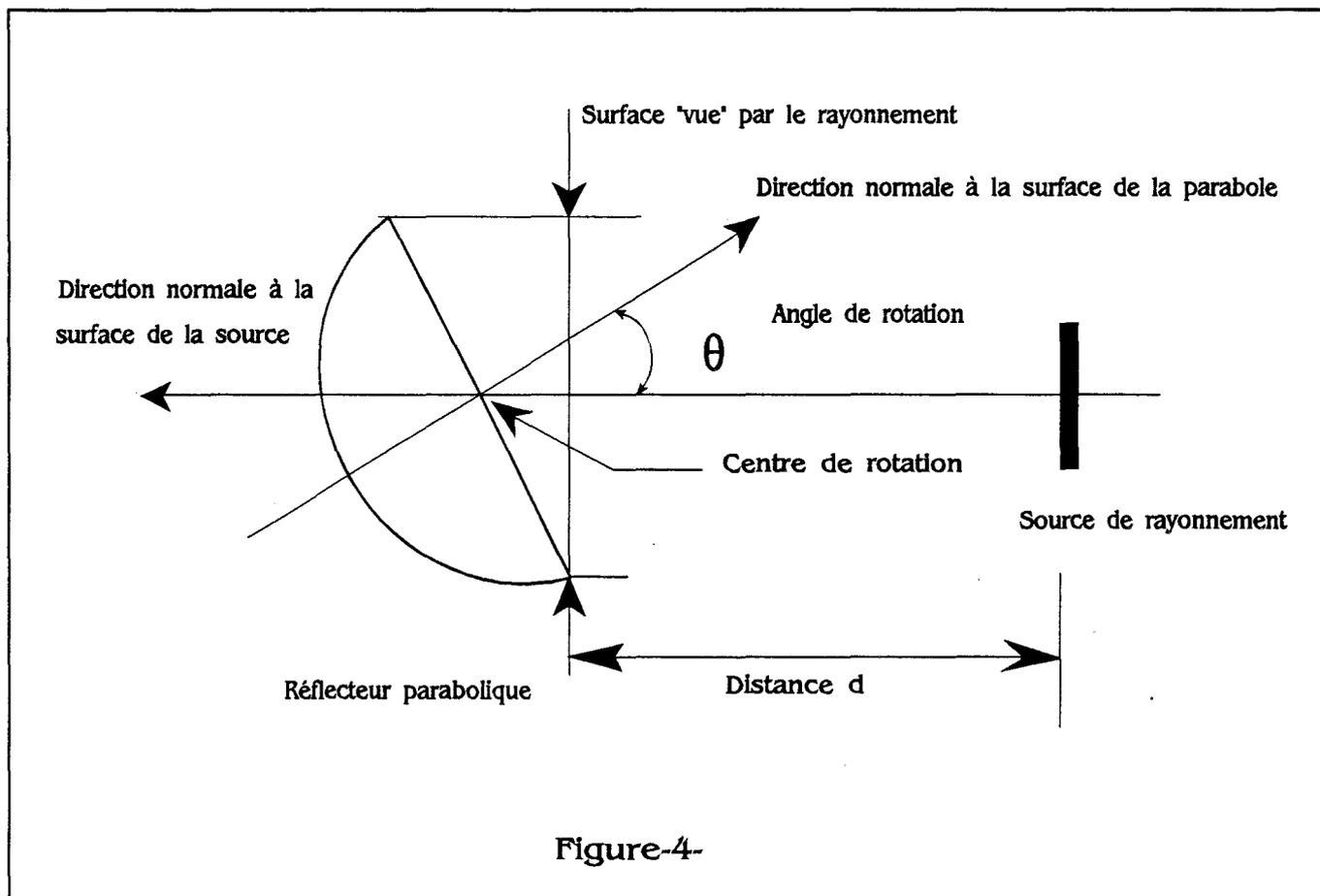


Figure-4-

IV-IV- Conclusion

Dans cette partie nous avons pu prouver l'importance du fluxmètre radiatif dans la mesure directe du rayonnement thermique issu d'une source radiative lointaine, à la différence du capteur classique de flux thermique qui ne peut assurer la détection du flux radiatif seul sans convection additionnelle nuisible pour cette application ou toute autres pour laquelle la connaissance du flux radiatif est primordiale. La détection d'incendie, donc de flux radiatif, est rendue possible avec un tel capteur sans que les changements météorologiques (convections) ne puissent influencer, dans un sens ou dans l'autre, l'information restituée par le capteur.

Nous avons utilisé pour nos essais un réflecteur parabolique de petites dimensions et un capteur de surface non négligeable, il serait préférable d'utiliser un réflecteur de grandes dimensions devant celles du capteur radiatif pour pouvoir supprimer encore mieux tout bruit dû aux changements de température et d'augmenter le gain afin de disposer d'informations plus précises et dans un domaine plus étendu.

Conclusion

Ce travail a été consacré à l'étude et la réalisation d'un nouveau capteur de rayonnement thermique. Nous avons montré dès le début du mémoire l'intérêt de ramener la mesure de l'échauffement d'une surface absorbante soumise à un rayonnement à la mesure du gradient thermique au voisinage de cette surface. De ce point de vue les capteurs du type fluxmètre thermique permettant de mesurer un gradient thermique avec précision sont adaptés à la mesure du rayonnement thermique. Il suffira pour cela que la face avant du fluxmètre thermique soit recouverte d'une peinture absorbant le rayonnement thermique.

Lorsque le détecteur est un fluxmètre thermique, l'élévation de température est convertie en gradient de température suivant l'épaisseur du capteur. La f.e.m détectée par le fluxmètre est représentative du flux de rayonnement à détecter, mais elle a l'inconvénient d'être influencée par les échanges par convection sur la surface active du capteur échauffé par rayonnement. L'influence des échanges convectifs avec le milieu environnant sur la f.e.m détectée ne permet pas les mesures "in situ".

Pour apporter une solution à ces problèmes, c'est à dire rendre la f.e.m détectée indépendante des échanges par convection avec le milieu environnant nous avons conçu et réalisé un capteur à contraste d'émissivité. Le circuit thermoélectrique est recouvert d'une surface décomposable en éléments d'émissivités contrastées de façon à être totalement insensible aux échanges par convection. La fonction de cette surface est de générer des gradients de température qui seront détectés par la chaîne thermoélectrique.

Dans ces conditions, l'absorption du rayonnement thermique par tous les éléments de surface de forte émissivité de la face exposée provoque:

- l'apparition d'un gradient moyen suivant l'épaisseur
- l'apparition de gradient entre les éléments de surface de la face exposée

Le circuit thermoélectrique étant conçu pour ne pas être sensible au gradient thermique convectif suivant l'épaisseur, la f.e.m détectée ne dépend que du flux d'énergie thermique absorbé par la surface exposée.

Les résultats expérimentaux ont montré que la f.e.m n'était pas sensible aux échanges convectifs entre la surface active du capteur et le milieu environnant.

Les travaux actuels du laboratoire sont orientés vers la recherche de nouveaux matériaux performants pour la réalisation de capteurs fluxométriques nouveaux, d'une part, et la miniaturisation des capteurs d'autre part.

Avec ces nouvelles configurations de fluxmètres, nous espérons aboutir à des résultats encore meilleurs du point de vue élimination des effets convectifs au niveau de la surface des capteurs radiatifs.

Annexes

Programme de simulation

Le programme, sous ANSYS 4.3, permettant la simulation des transferts thermiques à travers une cellule thermoélectrique nécessite une structure algorithmique bien déterminée. Le processeur effectue l'exécution des étapes dans un ordre prédéfini.

La structure que nous avons établie est la suivante:

- *soustraction de la simulation:*

/title, cellule radiative - rayonnement
 **** par exemple.

- *définition du mode graphique utilisé:*

/show,ega256
 **** pour désigner un mode EGA 256 couleurs.

- *choix du domaine d'application:*

kan,-1
 **** thermique.

- *définition des éléments types*

et,1,70
 **** pour une application 3D en conduction.

et,2,31
et,3,31 **** pour raison de commodité nous avons pris 4 E.T radiatifs.
et,4,31
et,5,31

- *précision de la température d'offset*

toffst,273
 **** la température est en °K.

- *détermination des caractéristiques des éléments types radiatifs*

r,2,0.14e-07,1,1,5.67e-08
 **** E.T 2, s=0.14e-07m², f=1, ε=1, σ=5.67e-8

r,3,0.14e-07,1,0.04,5.67e-08
 **** E.T 3, s= 0.14e-07m², f=1, ε=0.04, σ=5.67e-08

r,4,0.73333e-07,1,0.04,5.67e-8
r,5,0.07333e-07,1,0.04,5.67e-8

- *génération des noeuds de la cellules*

n,1 **** noeud 1 en x=0,y=0 et z=0
n,22,2.1e-03 **** noeud 22 en x=2.1mm,y=0 et z=0
fill **** remplir 20 noeuds équidistants entre 1 et 22.

n,23,3.2e-03
n,44,5.3e-03
fill
ngen,3,44,1,44,,0.2e-03
**** générer suivant la direction Oy 3 lignes de 44 noeuds distantes de 0.2mm.

ngen,2,132,1,132,,,35e-06
**** génér dans la direction Oz deux plans de 132 noeuds distants de 35 μ m (épaisseur de la couche de kapton)

ngen,2,132,133,264,,,50e-06
ngen,2,132,265,396,,,25e-06
ngen,2,132,397,528,,,5e-06
ngen,2,132,529,660,,,25e-06
ngen,2,132,661,792,,,35e-06
**** constitution de la maille complète de la structure

ngen,2,132,793,924,,,1e-02
**** génération des noeuds du plan de la source radiative située à 1cm.

- *génération des éléments de la cellule*

e,1,2,46,45,133,134,178,177
**** premier élément cube formé par les noeuds indiqués

egen,43,1,-1 **** génération de cet élément 43 fois
egen,2,44,1,43
**** génération de deux rangées de 43 éléments chacune

e,133,134,178,177,265,266,310,309
egen,43,1,-1
egen,2,44,87,129

e,265,266,310,309,397,398,442,441
egen,43,1,-1
egen,2,44,173,215

e,397,398,442,441,529,530,574,573
egen,43,1,-1
egen,2,44,529,301

e,529,530,574,661,662,706,705
egen,43,1,-1
egen,2,44,345,387

e,661,662,706,705,793,794,838,837
egen,43,1,-1
egen,2,44,431,473
**** construction du maillage de la cellule

e, 793, 925
egen, 44, 1, -1
egen, 3, 44, 517, 560
egen, 44, 1, -1

**** éléments radiatifs pris entre deux noeuds appartenant à deux plans différents

- définition des caractéristiques des matériaux utilisés

mat, 1

**** matériau N°1

kxx, 1, 398

**** conductivité thermique égale à 398W/mK (cuivre)

esel, , 1, 86

emodif, all

**** sélection des 86 premiers éléments pour le cuivre (couche inférieure)

mat, 2

kxx, 2, 0.156

esel, , 87, 172

emodif, all

**** matériau 2, kapton, 2ème couche

mat, 3

kxx, 3, 23

esel, , 173, 180

easel, , 192, 196

easel, , 208, 258

emodif, all

**** couche de constantan

mat, 4

kxx, 4, 398

esel, , 264, 266

easel, , 294, 296

easel, , 307, 320

easel, , 326, 339

emodif, all

**** électrode de cuivre

mat, 5

kxx, 5, 0.025

esel, , 181, 191

easel, , 197, 207

easel, , 259, 263

easel, , 267, 293

easel, , 297, 306

easel, , 321, 325

easel, , 340, 344

easel, , 366, 409, 43

easel, , 452, 495, 43

emodiff, all

**** zones remplies d'air

mat,6
kxx,6,0.156
esel,,345,365
easel,367,408
easel,,410,430
emodiff,all
**** couche supérieures de kapton

mat,7
kxx,7,398
esel,,431,451
easel,,453,494
easel,,496,516
emodif,all
**** couche supérieure de cuivre

eall

- définition des matériaux radiatifs

mat,8
type,2
real,2
**** le matériau 8 est l'élément type 2

esel,,517,537
easel,,561,581
easel,,605,625
emodif,all
**** surface radiative noire

mat,9
type,3
real,3
esel,,540,560
easel,,584,604
easel,,628,648
emodif,all
**** surface radiative brillante

mat,10
type,4
real,4
esel,,539,627,44
emodif,all
**** surface brillante

mat,11
type,5
real,5
esel,,538,626,44
emodiff,all
**** surface brillante

eall
**** tout sélectionner

- définir la périodicité du motif

cp,1,temp,133,176
cp,2,temp,177,220
cp,3,temp,221,264
cp,4,temp,153,156
cp,5,temp,197,200
cp,6,temp,241,244

**** précision des noeuds ayant la même température

cpsgen,5,132,1,6

**** étendre la périodicité à toutes les couches

- procéder à la résolution par itération

iter,-10

**** 10 itérations

kbc,1

nselect,z,0

nt,all,temp,0

**** maintien d'une température de 0°K sur la face inférieure du fluxmètre

nselect,z,1.175e-3

nt,all,temp,100

**** la température de la source est de 100°K

nall

/pbc,all,1

eplo

**** visualiser la structure

- enregistrer le programme

afwrite

fini

- demander la solution

Principe de détection des incendies

L'utilisation d'un système de détection à réflecteur parabolique nécessite la connaissance de certains paramètres, tels que le gain naturel du système capteur-réflecteur, son gain réel ainsi que l'angle de visée. Ceci afin de pouvoir déterminer quantitativement la grandeur à mesurer. Dans notre cas c'est le flux radiatif issu d'une source d'incendie.

1)- Coefficient de réflexion de la parabole

Le réflecteur parabolique utilisé est en aluminium poli dont le coefficient d'absorption (a) du rayonnement thermique est de 0.04, soit 96% de ce dernier se trouve réfléchi et concentré au foyer au niveau du capteur.

On pose $\epsilon = 1 - a$.

Pour une densité ϕ de flux incident, la puissance reçue par le capteur de surface S_c est égale à:

$$P = \epsilon \cdot \phi \cdot (S_p - S_c)$$

Pour un capteur de sensibilité K ($\mu V/W$), la f.e.m délivrée à ses bornes est:

$$V = \epsilon \cdot K \cdot \phi \cdot (S_p - S_c) \quad \mu V$$

2)- Gain naturel de concentration

Le gain naturel de concentration est défini par le rapport:

$$G_c = \frac{P_2}{P_1} = \frac{\epsilon \cdot \phi \cdot (S_p - S_c)}{\phi \cdot S_c}$$

$$= \epsilon \cdot \left(\frac{S_p}{S_c} - 1 \right) \approx 21$$

avec:

- $S_p = 1520.5 \text{ cm}^2$
- $S_c = 67.5 \text{ cm}^2$
- $\epsilon = 0.96$

P_1 : puissance reçue directement du côté source de rayonnement

P_2 : puissance reçue du côté parabole.

3)- Gain réel du système capteur-rélecteur

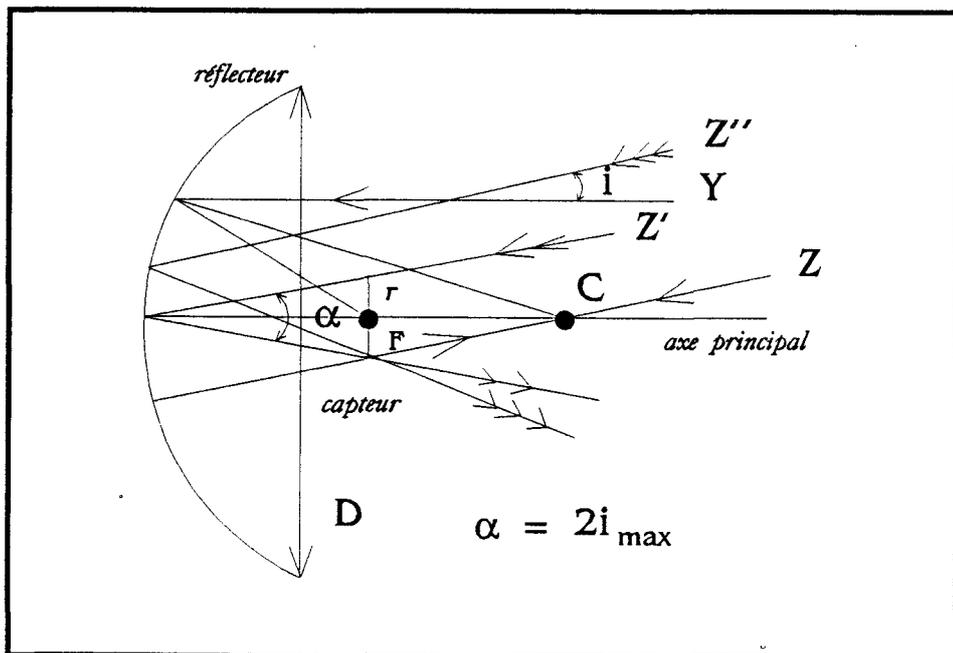
On définit le gain réel du système par le rapport de la puissance reçue par le capteur et celle reçue directement si le capteur était appliqué sur un puit thermique ($P_0 = S_c \cdot \phi$)

$$G = \frac{P_1}{P_0} = G_c = 21$$

Le gain réel est égal au gain naturel, du fait que le capteur ne reçoit aucun flux sur sa face en regard avec la source de rayonnement, car le capteur est, d'une part, appliqué sur un radiateur maintenant sa température inférieure uniforme, et d'autre part ce dernier est caché par un revêtement brillant pour éviter tout échauffement dû à la source.

4)- Angle de visée du système

On peut schématiser la réflexion d'un rayon incident sur la parabole par la figure suivante:



L'angle de visée du système capteur-rélecteur est l'angle au delà duquel les rayons réfléchis passent en dehors du capteur. Il est défini

par : $\alpha = 2 \cdot i_{\max}$
 où $\tan i_{\max} = \frac{r}{F}$

avec r : rayon du capteur
 F : foyer de la parabole

A la surface du capteur correspond un rayon $r \approx 4.6$ cm

Le foyer F est de 19.6 cm.

Soit $i_{\max} \approx 13.3^\circ$

L'angle de visée du système est donc de 26.6° .

En pratique nous avons trouvé 29° , soit un écart de 2.4° que nous estimons dû au phénomène de réfraction et à l'effet de bord.

L'ensemble capteur-réfecteur est monté sur un rotateur d'antenne standard du commerce, il tourne à une vitesse de $4.5^\circ/\text{s}$. Cette vitesse est largement suffisante dans la mesure où notre capteur a une constante de temps de 0.88 s, ce qui nécessite une vitesse maximale ω égale à $8^\circ/\text{s}$ ($\omega = \text{angle de visée}/\text{constante de temps}$).

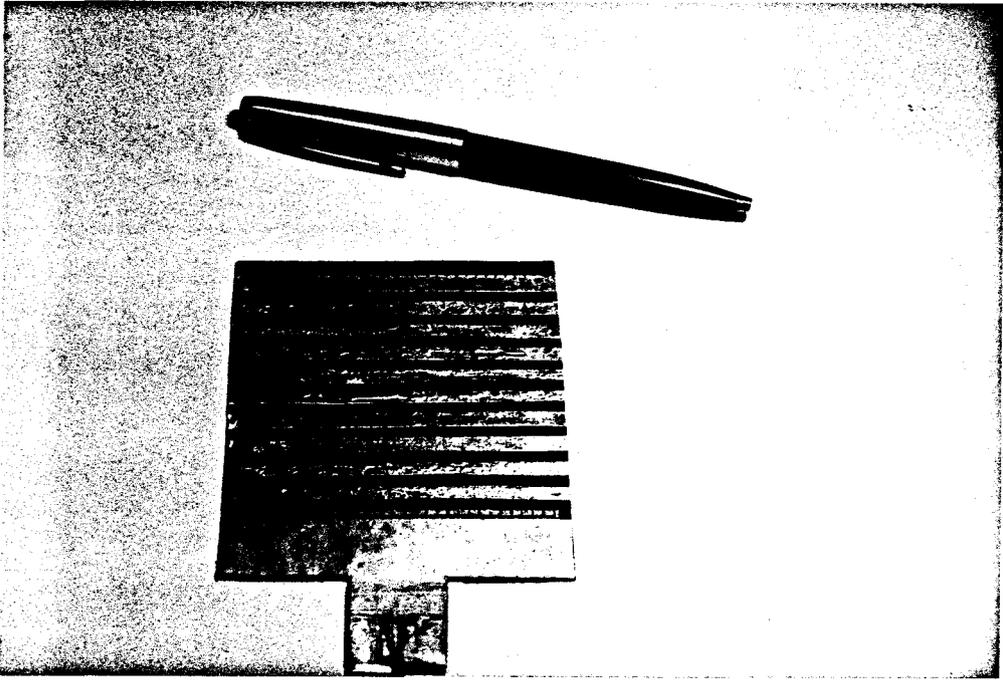


Photo-1:- Capteur radiatif à contraste d'émissivité

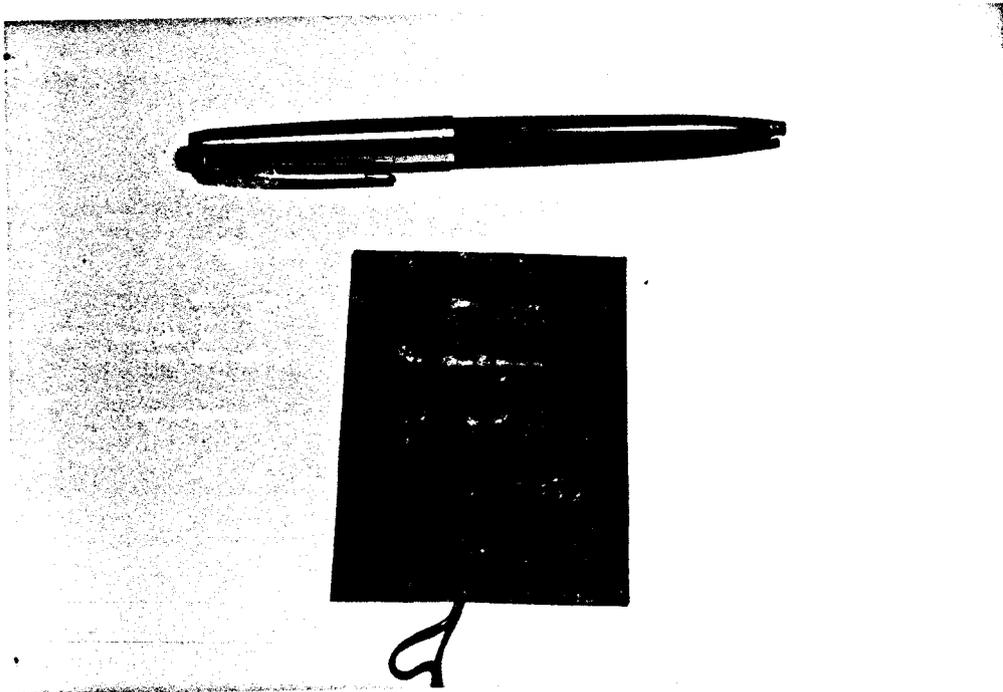


Photo-2:- Fluxmètre thermique

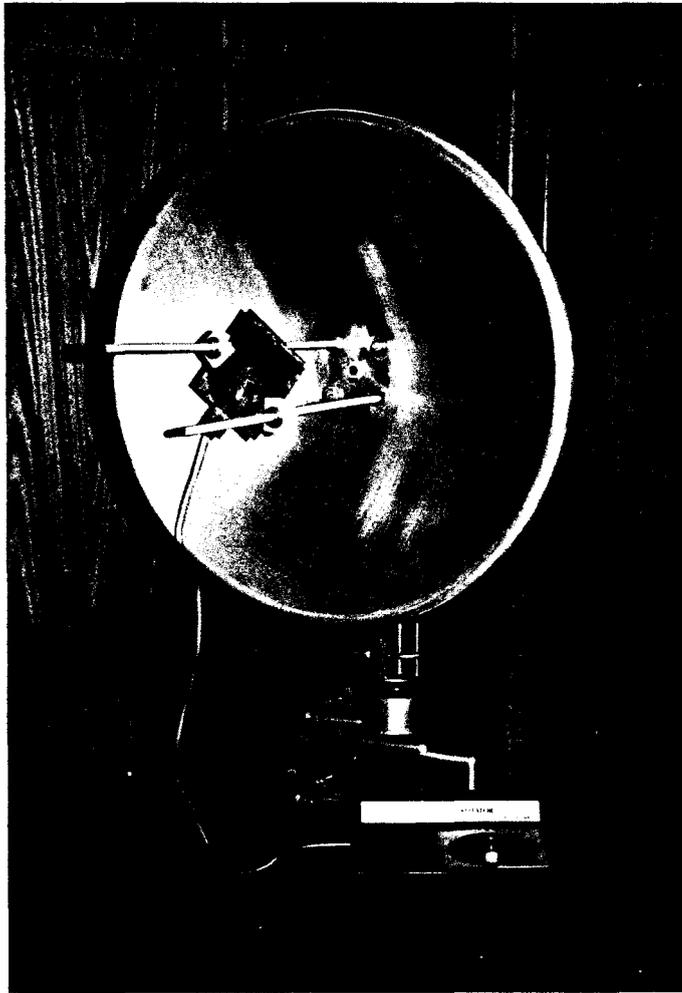


Photo-3-: Le capteur est placé au foyer du réflecteur parabolique



Photo-4-: Chaîne d'acquisition et de traitement de données

Bibliographie

- BIBLIOGRAPHIE -

- [1]- G.GAUSSORGUES
" *La thermographie infrarouge*"
Technique et documentation.
- [2]- G.PROCHER, D.HERNOT
" *Thermique appliquée aux bâtiments*"
Les éditions parisiennes C.F.P
- [3]- C.BRUNJAIL " *Journée d'études: la mesure des flux thermiques*"
I.U.T de Saint Nazaire (1981).
- [4]- A.GOUFFE " *Transmission de la chaleur par rayonnement,
cahier1*"
GAUTIER VILLARS.
- [5]- C.BORY " *Les échanges de chaleur par convection*"
BORDAS.
- [6]- F.WATTIAU " *Contribution à l'étude théorique et
expérimentale des échanges thermiques en
régime transitoire dans les matériaux de
construction*"
Thèse 3ème cycle, Lille I, 1978.
- [7]- D.LECLERCQ, E.GAVIOT et P.THERY
" *Frequency domain analysis of entropy
generation through heat flow*"
J.Appl.Phys.54(10)- Octobre 1983.
- [8]- D.LECLERCQ " *Caractérisation des transferts
thermiques par analyse de la réponse en
fréquence*"
Thèse 3ème cycle, Lille I, 1982.
- [9]- J.P.BARDON " *Transfert thermique par rayonnement et
par conduction*"
Ecole d'été.

[10]- R.SIEGEL, J.R.HOWELL

" Thermal radiation heat transfert "

Mc Graw - Hill Book company.

[11]- P.THERY

" Fluxmètres calorifiques "

Brevet ANVAR 1979.

[12]- M.EL HARZLI

" Etalonnage de capteurs sensibles aux flux radiatif et conductif "

D.E.A d'Electronique, Novembre 1987.

[13]- A.ASSAM

" La méthode des éléments finis appliquée à la modélisation et à l'optimisation de circuits thermoélectriques à électrodes plaquées "

Thèse 3ème cycle, Lille I, 1990.

[14]- P.HERIN

" Conception et caractérisation de capteurs de flux radiatif et convectif. Application aux mesures in situ "

Thèse 3ème cycle, Lille I, 988.

[15]- S.BELATTAR

" Le traitement par corrélation des mesures simultanées de flux et de température de surface appliqué à l'analyse énergétiques sur la surface d'une paroi en régime variable "

Thèse 3ème cycle, Lille I, 1985.

[16]- J.CRABOL

" Transfert d'énergie par rayonnement "

Ecole d'été 1976.

[17]- A.LEBRUN

" Rappels sur les échanges d'énergie, entre surfaces, par rayonnement "

Note interne, CREMAT, Lille I, 1986.

[18]- D.LECLERCQ, P.THERY

" Three dimensional thermoelectric coupling in bimetallic printed circuit. Application for designing new heat flow sensors"

Workshop on heat flow measurement, 1Budapest, 1986.

[19]- P.RAZLOZNICK, P.THERY

" Adapting available finite element heat transfert programs to sole 3D distributed thermoelectric field problems in large plated junctions"

FEMCAD 88, Paris, Pergamon Press editor.

[20]- B.DUTHOIT, E.GAVIOT, P.HERIN, D.LECLERCQ, P.RAZLOZNICK et P.THERY

" Thermopiles à circuit imprimé bimétallique appliquées à la mesure des flux thermiques"

Sté française de thermique, journée du 20 janvier 1988.

[21]- S.LASSUE

" Analyse des échanges radiatifs et convectifs à la surface d'une paroi opaque. Application à la commande optimale du système habitat"

Thèse 3ème cycle, Lille I, 1989.

[22]- B.DUTHOIT, P.HERIN, S.LASSUE, P.THERY

" Régulation et commande du système thermique de l'habitat par mesure expérimentale des variations de flux thermique sur la paroi d'un bâtiment donné"

A.T.P Thermique du bâtiment.

[23]- D.LECLERCQ

" Contribution à l'étude de l'effet Peltier dans les circuits bimétalliques à électrodes plaquées. Application à la conception de nouveaux capteurs"

Thèse d'état, Lille I, 1991.

[24]- P.THERY, J.PAUQUET

" Propriétés thermoélectriques des systèmes à deux couches conductrices superposées "

J.of Physics & Sc. Instruments- vol.13, 1980.

[25]- E.GAVIOT, P.HERIN, P.THERY

" News thermopiles for measuring convective and radiative heat fluxes on a wall "

Thermal and temperature measurement in science and industry, 1987.

[26]- H.OIRY

" Etude thermique approfondie d'un fluxmètre à gradient tangentiel "

Thèse 3ème cycle, Nantes, 1985.

[27]- P.THERY

" Etude et caractérisation d'un nouveau fluxmètre thermique "

Brevet ANVAR.

[28]- B.BOUCHIQUET

" Réalisation d'un générateur de flux thermique asservi "

Juin 1982.

[29]- L.OTER-DUTHOIT

" Application des méthodes de la théorie des systèmes à la simulation de l'évolution des flux thermiques sur les faces d'entrée et de sortie d'une paroi multicouche "

Thèse 3ème cycle, Lille I, 1985.

[30]- L.DUTEL

" Contribution à l'étude d'un nouveau coefficient de pertes d'énergie thermique en régime transitoire dans un local aveugle. Analyse des composantes radiatives et convectives des flux entrants dans les parois. "

Thèse 3ème cycle, Lille I, 1988.

