

50376  
1994  
113

N° d'ordre : 1261

// CC0gen 2010 16 31

50376  
1994  
113

# THESE

présentée à

L'UNIVERSITE DES SCIENCES ET TECHNOLOGIES  
DE LILLE

pour obtenir le titre de

DOCTEUR DE L'UNIVERSITE  
Spécialité électronique



Mohammed RAHMOUN

CONCEPTION ET REALISATION D'UN DISPOSITIF  
A EFFET PELTIER ADAPTE A LA MESURE DES  
FAIBLES DEBITS DE LIQUIDE

Soutenue le 8 Avril 1994 devant la Commission d'Examen

Membres du jury MM.

L. RACZY

Président

R. HOUDART

Rapporteur

B. DUTHOIT

Rapporteur

P. THERY

Directeur de thèse

D. LECLERCQ

Examinateur

E. GAVIOT

Examinateur

## AVANT-PROPOS

Ce travail a été effectué au sein du laboratoire "Capteurs thermiques" de l'institut d'électronique et de micro-électronique du nord. I.E.M.N, UMR\_CNRS 9929.

Monsieur le Professeur THERY m'a accueilli dans son équipe et m'a confié le thème de cette recherche. Je tiens à lui exprimer ma profonde gratitude pour l'aide qu'il m'a prodiguée tout au long de ce travail et pour la part active qu'il a eue dans son aboutissement.

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

Je remercie Monsieur le Professeur HOUDART, de l'université du littoral, directeur d'étude à l'U.T de Dunkerque, qui a montré beaucoup d'intérêt pour ces recherches et à accepté d'en être rapporteur. Je suis très sensible à l'honneur qu'il me fait en participant à ce jury.

Monsieur le Professeur DUTHOIT de l'université d'ARTOIS, directeur du laboratoire "Capteurs et Instrumentations" de Béthune, s'est intéressé à mes travaux et à accepté d'en rédiger un rapport. Je l'en remercie vivement et suis très honoré de sa participation à ce jury.

Je remercie vivement Monsieur le Professeur LECLERCQ de l'université des sciences et technologies de Lille qui me fait l'honneur de faire partie de ce jury. Je remercie également pour son aimable collaboration, ses conseils précieux et la part active qu'il a eue dans l'aboutissement de ce travail.

Je tiens à remercier Monsieur GAVIOT, Maître de conférence à l'Université du Littoral, qui me fait l'honneur de faire partie de ce Jury et m'a fait profiter de ses conseils précieux.

Tous mes remerciements à l'ensemble du personnel qui a assuré avec beaucoup de soin et de compétence la confection et l'impression de ce document.

Mes remerciements vont également à toutes les personnes qui ont activement contribué à ce travail. Je remercie enfin mes collègues de Laboratoire pour leur gentillesse et leur disponibilité.

**CONCEPTION ET REALISATION D'UN DISPOSITIF A EFFET  
PELTIER ADAPTE A LA MESURE DES FAIBLES DEBITS DE  
LIQUIDE**

# SOMMAIRE

_ INTRODUCTION.....	1
---------------------	---

## Chapitre 1

### RESULTATS THEORIQUES

I.1 THEORIE SIMPLIFIEE DES EFFETS THERMOELECTRIQUES DANS LES CIRCUITS A ELECTRODES PLAQUEES.....	9
I.1.1 LE POUVOIR THERMOELECTRIQUE DU CIRCUIT BIMETALLIQUE.....	10
I.1.1.1 REGIONS METALLIQUES HOMOGENES .....	10
I.1.1.2 REGIONS RECOUVERTES D'UN DEPOT METALLIQUE.....	12
I.1.2 CALCUL DE LA FORCE ELECTROMOTRICE INDUITE PAR EFFET PELTIER.....	15
I.1.3 MESURE DE LA FORCE ELECTROMOTRICE INDUITE PAR EFFET PELTIER.....	17
I.2 MODELISATION DU CHAMP DE TEMPERATURE DANS UN CIRCUIT THERMOELECTRIQUE TRAVERSE PAR UN COURANT.....	20
I.2.1 EQUATION DU CHAMP DE TEMPERATURE .....	20
I.2.2 INTRODUCTION DES ECHANGES AVEC LE MILIEU ENVIRONNANT.....	21
I.2.3 MODELISATION DU CIRCUIT THERMOELECTRIQUE PERIODIQUE.....	24
* expression du champ de température et du flux dans les régions cuivrées et non cuivrées.....	25
I.3 CALCUL DE LA FEM DELIVREE PAR LE CIRCUIT.....	31

## Chapitre 2

DISPOSITIF EXPERIMENTAL DE MESURE.....	36
II.1 LE DISPOSITIF D'ETALONNAGE AUTOMATIQUE.....	37
II.1.1 DESCRIPTION ET ETALONNAGE DU DEBITMETRE VOLUMIQUE DE REFERENCE.....	37
II.1.2 DISPOSITIF AUTOMATIQUE D'ETALONNAGE DES DEBITMETRES THERMOELECTRIQUES.....	39
II.1.2.1 CIRCUIT DU FLUIDE.....	39
II.1.2.2 CIRCUIT ELECTRIQUE.....	40
II.2 LE CONDITIONNEUR DE SIGNAL.....	42
II.2.1 SOLUTION CLASSIQUE.....	42
II.2.2 MESURE PAR INTERRUPTION DE COURANT.....	43
II.2.3 PERFORMANCES DU CONDITIONNEUR A INTERRUPTION DE COURANT.....	46
* Linéarité.....	47
* Temps de réponse.....	48
* Coefficient de température.....	49
* Tension de bruit ramenée à l'entrée.....	50

## Chapitre 3

RESULTATS EXPERIMENTAUX.....	52
III.1 PRINCIPE DE MESURE DE VITESSE DU FLUIDE PAR EFFET PELTIER.....	53

III.2 REALISATION DU DEBITMETRE.....	56
III.3 RESULTATS EXPERIMENTAUX .....	58
_ Caractérisation du débitmètre.....	58
III.4 INFLUENCE DE LA TEMPERATURE SUR LA FEM DETECTEE.....	77
III.4.1 DERIVE DUE A L'ECHAUFFEMENT DU CIRCUIT PAR EFFET JOULE.....	77
III.4.2 DERIVE CAUSEE PAR UNE VARIATION DE TEMPERATURE DU FLUIDE.....	78
_ CONCLUSION .....	83
_ BIBLIOGRAPHIE .....	86
_ ANNEXES.....	89
_ LISTES DES FIGURES.....	91



# INTRODUCTION

## INTRODUCTION

Le domaine du capteur suscite actuellement un intérêt croissant dans le domaine de l'instrumentation. A l'heure actuelle, l'électronique et le traitement informatique ne constituent plus la part prépondérante du coût des systèmes.

C'est en effet la mesure de précision qui définit les difficultés rencontrées dans la mise en oeuvre de la chaîne de mesures, notamment dans le cadre de mesure de débits massiques. Cette grandeur physique présente un grand intérêt pratique dans de nombreux domaines tels que l'ingénierie chimique ou biomédicale.

Diverses méthodes de mesure de débit massique sont proposées<sup>(5)</sup>: certaines sont applicables au cas de faibles débits, notamment celles qui utilisent des débitmètres thermiques dont le principe est simple: lorsque le débit est nul, l'échauffement provoqué par un élément chauffant est symétrique. Lorsqu'il y a débit, la quantité de chaleur fournie provoque une élévation de température, l'écart de température  $\Delta T$  est donc proportionnel au débit massique  $Q_m$  du fluide. Il existe également des dispositifs de mesure à " fil chaud " comme l'anémomètre à fil chaud qui est utilisé depuis longtemps pour les mesures sur les fluides en mouvement<sup>(6)</sup>. Le principe de mesure de ce type de capteurs consiste à placer un fil chauffé dans un milieu fluide en vue de déterminer les propriétés physiques de ce milieu à partir des variations de la température du fil.

La vitesse du fluide est, dans la majorité des cas, la grandeur à mesurer. Cette mesure étant basée sur le transfert d'une quantité de chaleur entre le fil et le milieu ambiant, toute variation de température ou de composition du fluide environnant peut donc être détectée. En fait, le principe de mesure repose sur la possibilité de maintenir constante la température de l'élément chauffant. Cette température dépend principalement des pertes thermiques par conduction dans le fluide. L'utilisation de ce procédé par la mesure du débit massique du fluide n'est possible que lorsque l'écart entre la température de l'élément chauffant et celle du fluide est très grand. L'indication fournie en pratiquant ces différentes méthodes basées sur le refroidissement d'un élément chauffant dépend de la différence de température entre le capteur et le fluide. De plus, dans le cas de faibles débits, les pertes thermiques dans le fluide sont minimales. On en déduit donc que, dans ce cas, la température du fluide entourant le capteur intervient dans la mesure du débit massique et la sensibilité de ce type de capteurs aux propriétés du milieu environnant est limitée par la résistance du circuit entre jonctions thermoélectriques.



Parmi les capteurs disponibles industriellement, il n'en existe aucun à notre connaissance présentent les caractéristiques suivantes:

- \_ Pas de pièces mobiles
- \_ Fonctionnement en toute position
- \_ Très faible perte en charge
- \_ Grande sensibilité aux très faibles débit
- \_ Très faible écart en température entre la surface sensible et le milieu fluide à mesurer
- \_ Information directement massique

Basé sur l'effet Peltier, le nouveau débitmètre massique que nous présentons dans ce travail répond parfaitement à un tel cahier des charges. L'élément de base de ce type de capteur est un circuit bimétallique à deux conducteurs connectés en série de façon à réaliser de nombreuses jonctions. La possibilité de réaliser des circuits thermoélectriques en forme de circuits imprimés bimétalliques sur un support isolant (feuille de Kapton) permet d'envisager des structures plus complexes comportant de nombreuses sources générant, par effet Peltier, des gradients de température bidimensionnels sur la surface d'un circuit imprimé (figure 1 ).

Le principe de mesure est de créer à l'aide d'un courant électrique des différences de température entre les jonctions du circuit thermoélectrique considéré. Le mouvement relatif du fluide par rapport au circuit active les échanges thermiques et diminue la différence de température  $\Delta T$  entre jonctions thermoélectriques. La variation de l'écart de température entre deux jonctions dépend du débit massique du fluide autour du circuit et constitue donc un moyen de mesure appréciable de débit. Un nombre suffisant d'électrodes placées en série le long d'un ruban métallique attribue à une meilleure sensibilité au circuit thermoélectrique, cette sensibilité peut être optimisée en ajustant la longueur entre jonctions thermoélectriques. Compte tenu des faibles valeurs de tensions à mesurer, le succès de toute expérience repose en fait sur une instrumentation électronique adaptée simple et fiable.

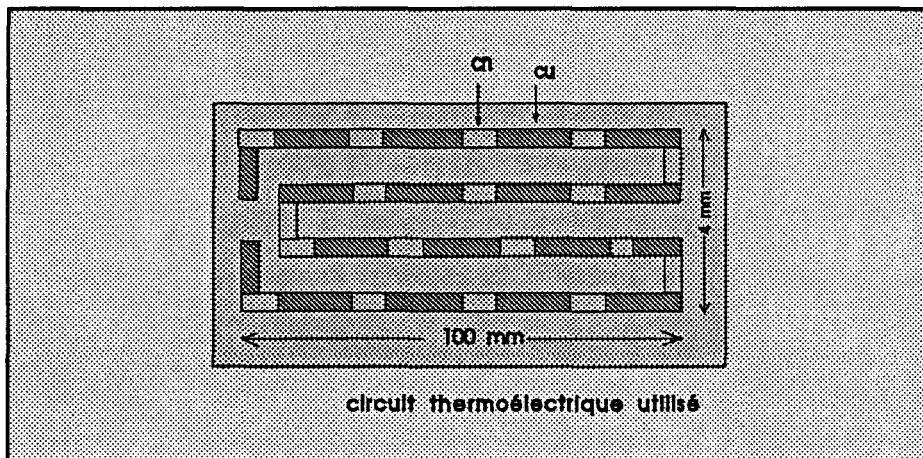


Figure 1 Circuit thermoélectrique



La méthode expérimentale<sup>(5)</sup> choisie consiste donc :

- à injecter un courant d'intensité connue dans le circuit bimétallique de façon à générer une distribution réversible d'écart de température dépendant des propriétés du milieu environnant.
- à interrompre la circulation du courant et à mesurer la différence de potentiel à vide représentative des écarts de température en utilisant cette fois le circuit bimétallique comme détecteur.

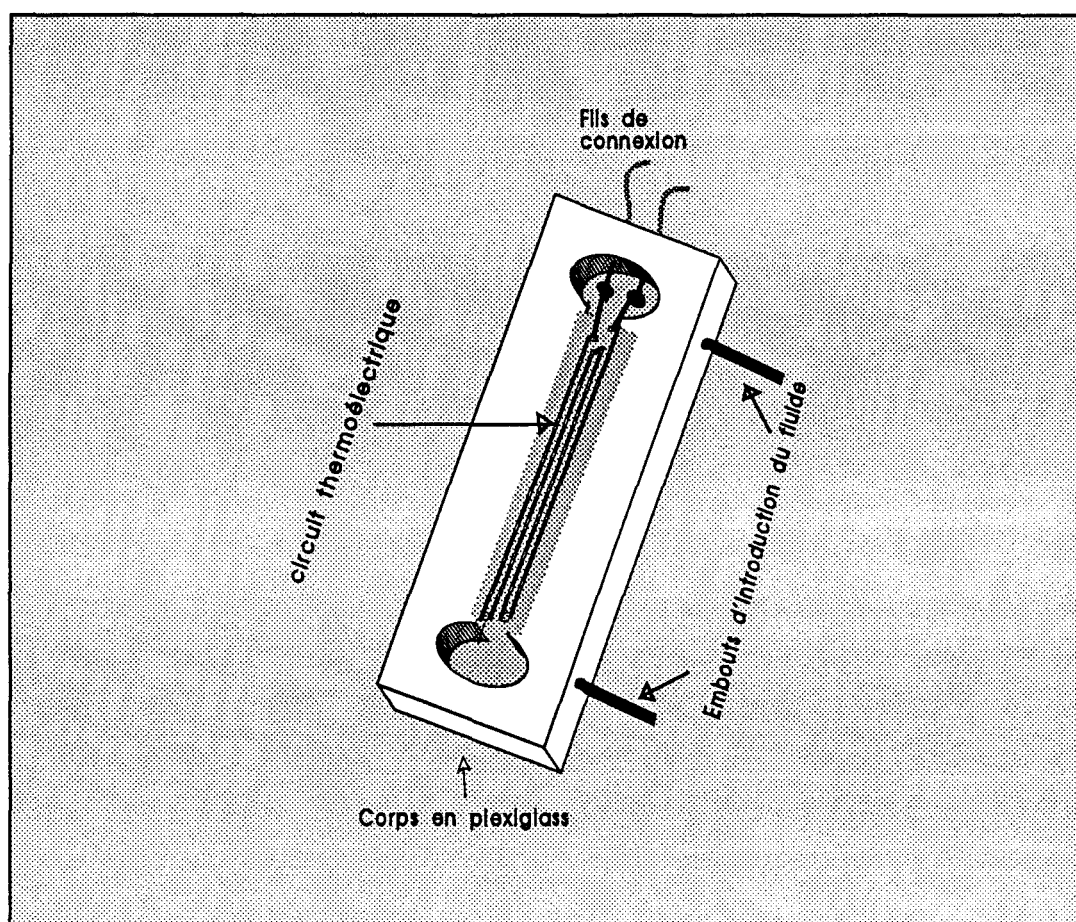
Ainsi le courant est périodiquement interrompu pour mesurer la f.e.m induite par effet Seebeck en circuit ouvert. Il en résulte que par la mesure de la tension aux bornes du circuit, on obtient des informations sur le milieu environnant. Une détection des variables dynamiques d'un écoulement autour du capteur devient alors possible en utilisant un dispositif électronique de mesure permettant d'interrompre, pendant un temps très court, le passage du courant électrique et de mesurer au cours de ce laps de temps la différence de potentiel aux bornes du circuit thermoélectrique.

Les résultats présentés dans ce travail sont relatifs aux mesures basées sur l'effet Peltier dans un circuit thermoélectrique immergé dans un milieu fluide (figure 2 ).

L'élément sensible constitué par un ruban de faible épaisseur comportant de nombreuses cellules plaquées est placé dans une canalisation de section droite rectangulaire qui sera traversée par un fluide en mouvement et dont la composition est connue.

Le débit massique est alors déterminé par la mesure de la fem de Seebeck proportionnelle aux différences de température distribuées sur cet élément sensible.

Par raison de symétrie, le circuit thermoélectrique n'est pas sensible à l'échange global de chaleur avec le milieu fluide (pas d'effet fluxmétrique). Compte tenu de ces considérations, seules les variations réversibles de température entretenues par effet Peltier qui se superposent aux variations de température moyenne sur la surface du circuit sont détectées. Ces différences de température étant influencées par les propriétés physiques du milieu fluide, la mesure de ces écarts permet d'identifier toute perturbation de l'environnement associée à une modification de sa conduction thermique indépendamment des échanges thermique avec le milieu environnant.



**Figure 2** Débitmètre massique

S'agissant d'un écoulement dans une conduite de direction fixe, la masse du liquide qui y circule est définie indépendamment des conditions de température et pression.

Rappelons succinctement les phénomènes physiques exploités pour réaliser le débitmètre massique: l'effet Seebeck qui a été mis en oeuvre depuis longtemps pour concevoir et réaliser une grande diversité de capteurs dans lesquels la mesure d'une grandeur physique est ramenée à la mesure d'une différence de températures.

Les applications industrielles de l'effet Seebeck sont nombreuses et concernent la mesure des différences de températures à l'aide de thermocouples de surfaces, ou de capteurs dont l'élément de base est une pile thermoélectrique<sup>(1)(3)</sup>.

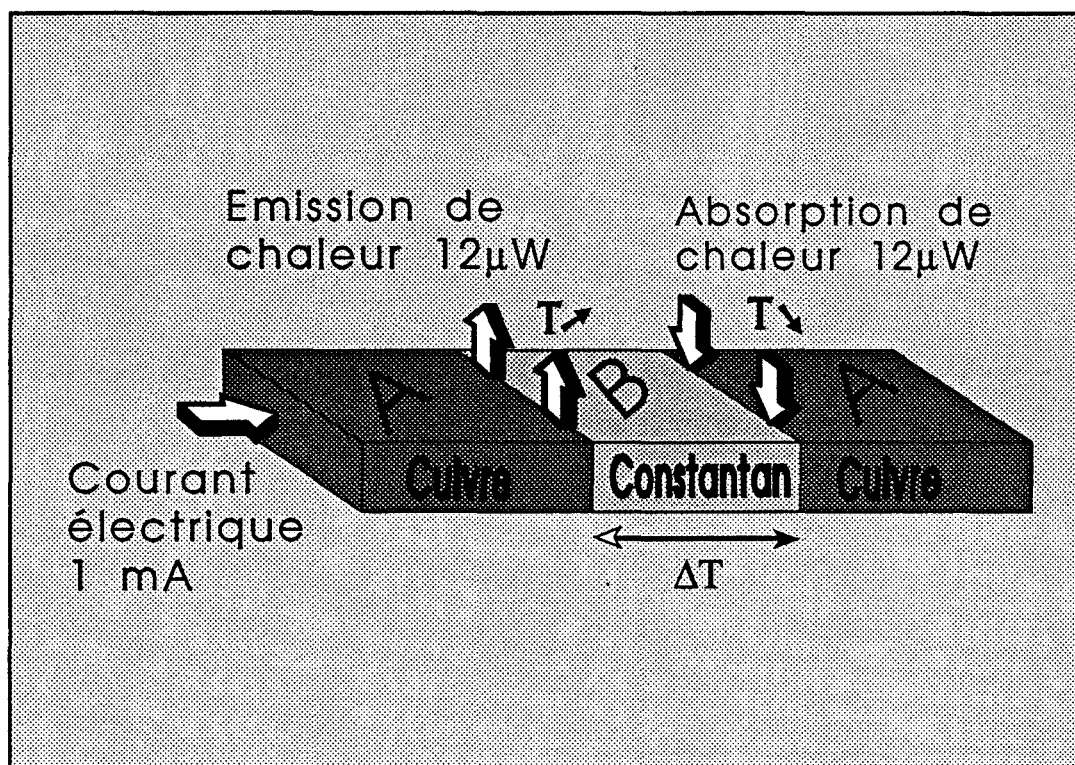


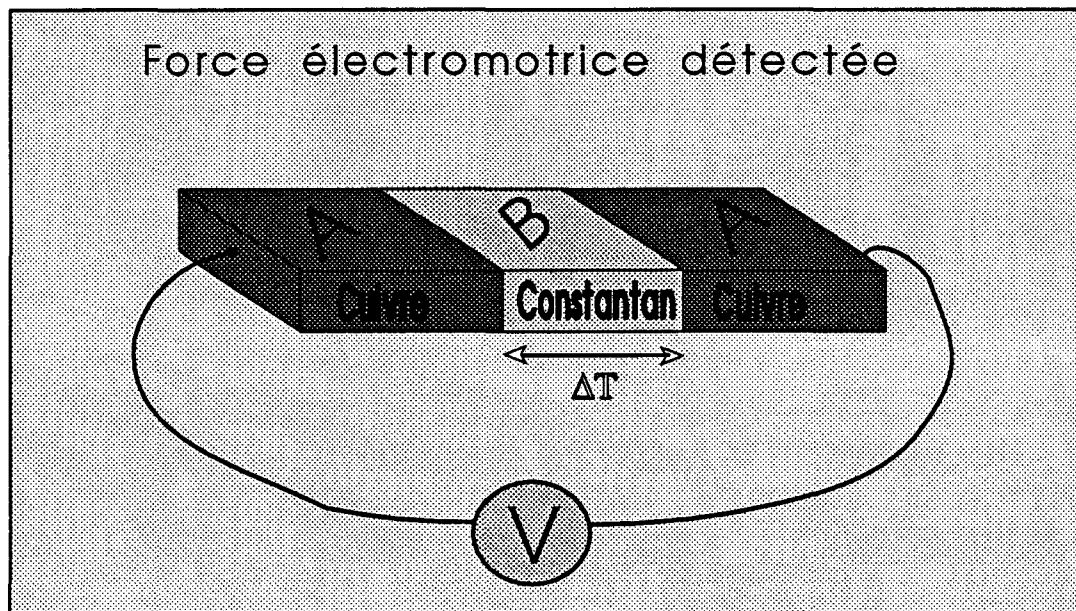
Figure 3 Génération d'écart de température par effet Peltier

Le passage d'un courant électrique dans une chaîne thermoélectrique donne lieu à l'apparition de l'effet Peltier au niveau de la jonction. Celle-ci peut alors absorber ou libérer de la chaleur selon le sens du courant électrique et la nature du couple thermoélectrique.

Un courant électrique circulant dans une structure bimétallique formée de deux conducteurs différents A et B, initialement à la même température, provoque le dégagement d'une quantité de chaleur sur l'une des jonctions A/B et l'absorption d'une quantité de chaleur rigoureusement égale à l'autre jonction B/A (voir figure 3), c'est l'effet Peltier.

Si les échanges avec l'extérieur ne viennent pas compenser ces effets thermiques, la température de l'une des jonctions doit s'élever, celle de l'autre jonction diminuer et la

différence de température présente entre jonctions thermoélectriques peut être détectée aux bornes de la chaîne thermoélectrique par effet Seebeck (figure 4 ).



**Figure 4** Détection des écarts de température par effet Seebeck

Les quantités de chaleurs échangées de façon réversible au niveau des jonctions sont très faibles et cela constitue, avec les difficultés liées aux mesures des différences de température, un handicap pour les applications industrielles basées sur l'effet Peltier. Notons à titre d'exemple que la puissance échangée par effet Peltier au niveau d'une jonction cuivre\_constantan à la température de 300 K et traversée par un courant de 1 mA n'est que de 12  $\mu$ W. Il faudra donc multiplier le nombre de jonctions thermoélectriques mises en place dans un circuit afin de pouvoir amplifier l'effet des écarts de température induits par effet Peltier sur le milieu environnant.

Les problèmes posés par l'utilisation des circuits thermoélectriques classiques sont dus à la difficulté de résoudre les problèmes pratiques posés par la soudure de nombreux contacts bimétalliques. Dans le cas particulier où la thermopile peut être solidaire d'un support rigide, la technique des circuits imprimés à trous métallisé permet de simplifier le processus de fabrication. Les techniques de la micro-électronique pourraient également être utilisées pour réaliser des capteurs très sensibles et discrets.

Les circuits imprimés réalisés au laboratoire, de façon industrielle, se présentent sous la forme de rubans métalliques faiblement conducteur (constantan). Chacun de ces rubans est recouvert d'un autre matériau (cuivre), de forte conductivité électrique, déposé par voie électrolytique,

à intervalles réguliers (figure 5 ).

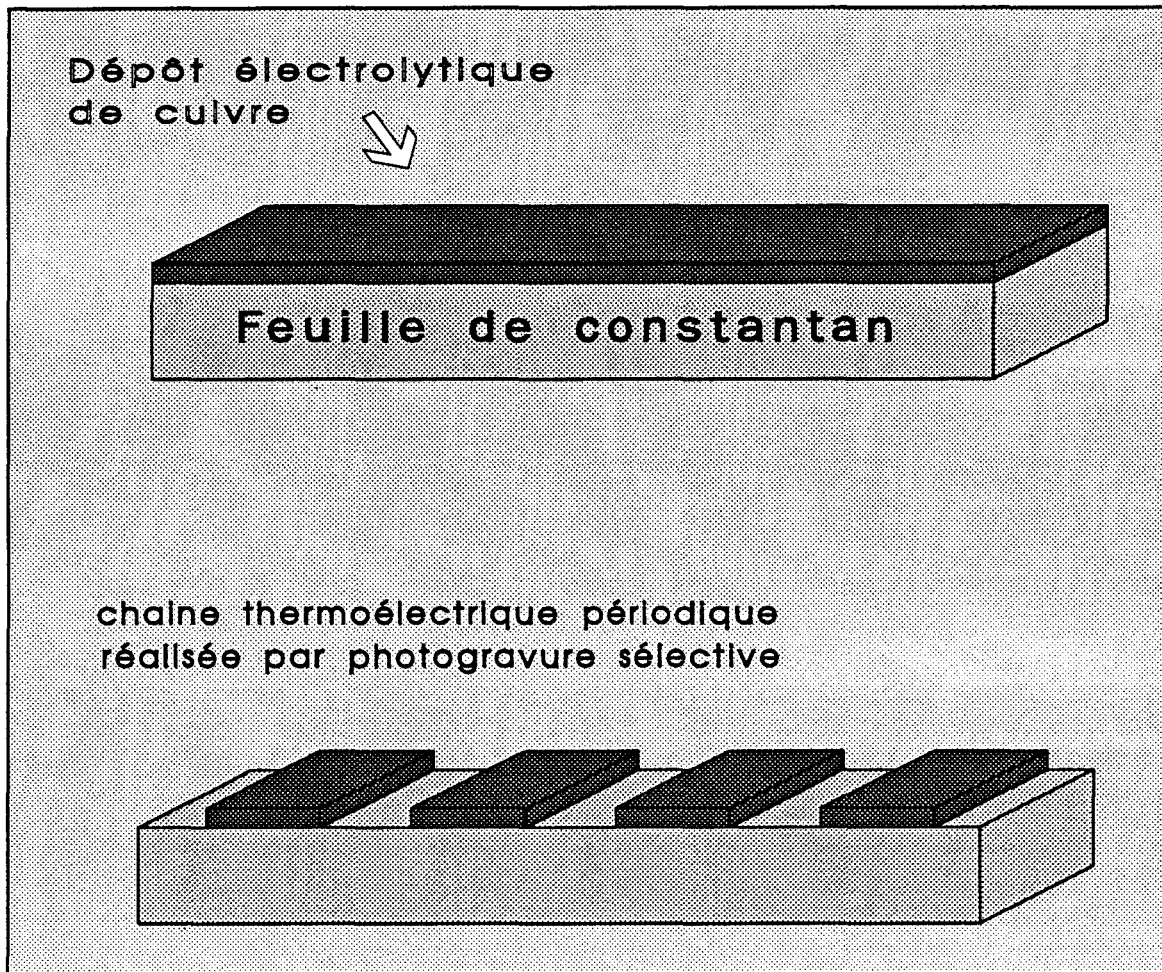
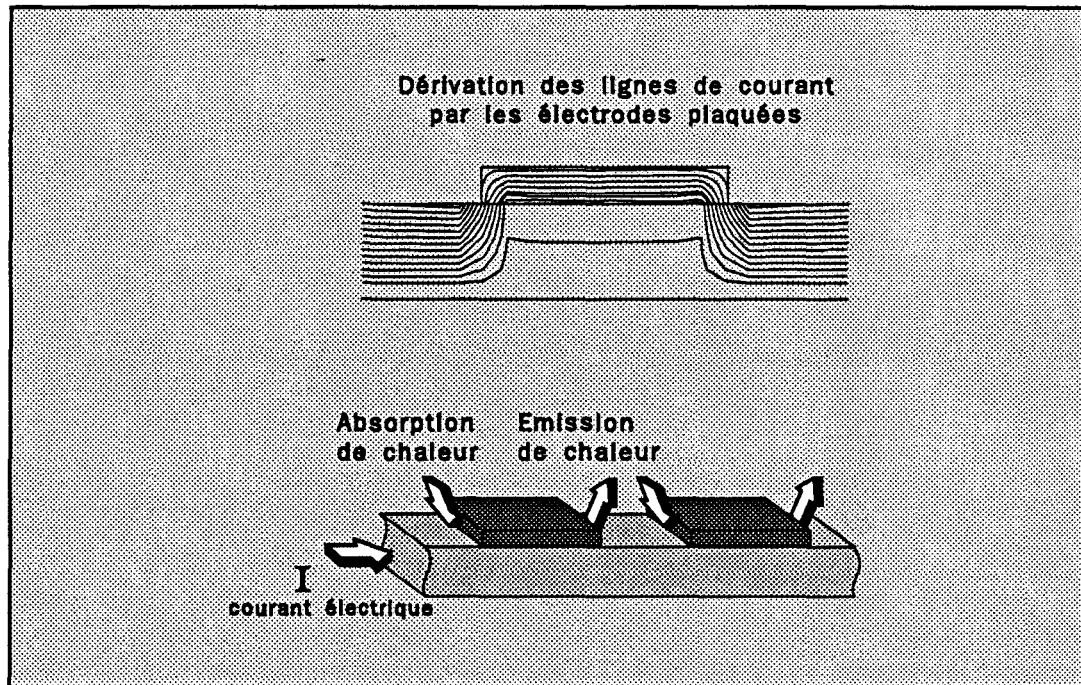


Figure 5 Chaîne thermoélectrique à électrodes plaquées



Ce dernier impose alors au niveau de la jonction ses propriétés électriques et, dans la zone de contact, joue un rôle de "court\_circuit ". Les interactions thermoélectriques dans ces circuits sont distribuées sur la surface où il y a contact électrique entre couches métalliques. L'effet Peltier peut être mis en évidence en faisant passer un courant suivant l'axe principal d'une couche bimétallique. compte tenu de la grande conductivité des électrodes de cuivre, la plus grande partie du courant injecté dans le support de faible conductivité est dérivée par ces électrodes. Des sources réversibles d'énergies entretenues par effet Peltier sont localisées aux endroits de passage du courant électrique d'un métal à l'autre (figure 6 ).



**Figure 6** Effet Peltier dans une chaîne thermoélectrique à électrodes plaquées

Quand on place le capteur en condition d'échange thermique avec le milieu environnant, les écarts de température distribués sur la surface du circuit dépendent non seulement des propriétés thermiques et thermoélectriques du circuit bimétallique mais aussi des échanges thermiques avec le fluide qui l'entoure. La mesure de la fem induite par ces écarts de température permet donc de caractériser le milieu environnant et notamment d'effectuer des mesures de débit.



Chapitre

RESULTATS THEORIQUES



## I.1 THEORIE SIMPLIFIEE DES EFFETS THERMOELECTRIQUES DANS LES CIRCUITS A ELECTRODES PLAQUEES

### I.1.1 LE POUVOIR THERMOELECTRIQUE DU CIRCUIT BIMETALLIQUE

Lorsqu'un gradient de température est appliqué sur un conducteur, la concentration des électrons de conduction reste constante tandis que la vitesse moyenne d'agitation thermique est plus importante pour les électrons situés près de la source chaude que pour ceux localisés près de la source froide. Il en résulte une diffusion des électrons chauds vers les régions froides et des électrons froids vers les régions chaudes.

#### I.1.1.1 REGIONS METALLIQUES HOMOGENES

Dans ces régions la loi d'Ohm doit être généralisée et exprimée par la relation:

$$j = \sigma ( E - \alpha \text{ grad } T ) \quad (1)$$

avec  $j$  : vecteur densité de courant ( A/m )

$E$  : champ électrique ( V/m )

$\sigma$  : conductivité électrique ( siemens/m )

$\alpha$  : pouvoir thermoélectrique ( V/degré )

$\text{grad } T$  : gradient de température ( degré/m )

En circuit ouvert, la densité de courant s'annule en tout point et le champ électrique est proportionnel au gradient de température :

$$E = \alpha \text{ grad } T$$

Le pouvoir thermoélectrique est défini par la relation

$$\alpha = E / \text{grad } T$$

Il en résulte que la différence de potentiel entre deux points A et B du conducteur homogène est obtenue par la relation :

$$\begin{aligned}\Delta V &= V_A - V_B = \int_A^B E \, dx \\ &= \int_A^B \alpha_1(T) \, dT\end{aligned}$$

Lorsque la température n'excède pas 200°C, le pouvoir thermoélectrique  $\alpha$  peut être considéré comme une fonction linéaire de la température habituellement représenté par la relation suivante :

$$\alpha(T) = a + b T$$

a : exprimé en (  $\mu\text{V}/^\circ\text{C}$  )

b : exprimé en (  $\mu\text{V}/^\circ\text{C}^2$  )

T : exprimé en ( K )

Le pouvoir thermoélectrique en deux points A et B d'un conducteur dépend de la température entre ces deux points. La différence de potentiel entre deux points A et B dépendra au profil de température entre A et B. Pour simplifier le calcul de l'intégrale, nous introduisons les valeurs moyennes de :

\_ la température moyenne du circuit

$$\theta_m = (T_A + T_B) / 2$$

\_ le pouvoir thermoélectrique moyen

$$\alpha = a + b \theta_m$$

$$\text{d'où } \Delta V = V_A - V_B = \alpha(\theta_m) (T_B - T_A) \quad (2)$$

I.1.1.2 REGIONS RECOUVERTES D'UN DEPOT METALLIQUE

Dans ces régions recouvertes d'un dépôt métallique, les deux conducteurs sont en contact électrique, et puisque les pouvoirs thermoélectriques ne sont pas les mêmes, toute différence de température entre deux points de la surface de contact entretient la circulation de courants induits. De part et d'autre de la jonction, le potentiel électrique est continu et par conséquent les champs électriques  $E_{x1}$  et  $E_{x2}$  sont égaux tout le long de la jonction des deux métaux (voir figure 8)

$$E_{x1} = E_{x2} = E_x \quad (3)$$

et compte tenu de la loi d'Ohm on a :

$$E_x = \frac{j_{1x}}{\sigma_1} + \alpha_1 \text{grad}_x T = \frac{j_{2x}}{\sigma_2} + \alpha_2 \text{grad}_x T \quad (4)$$

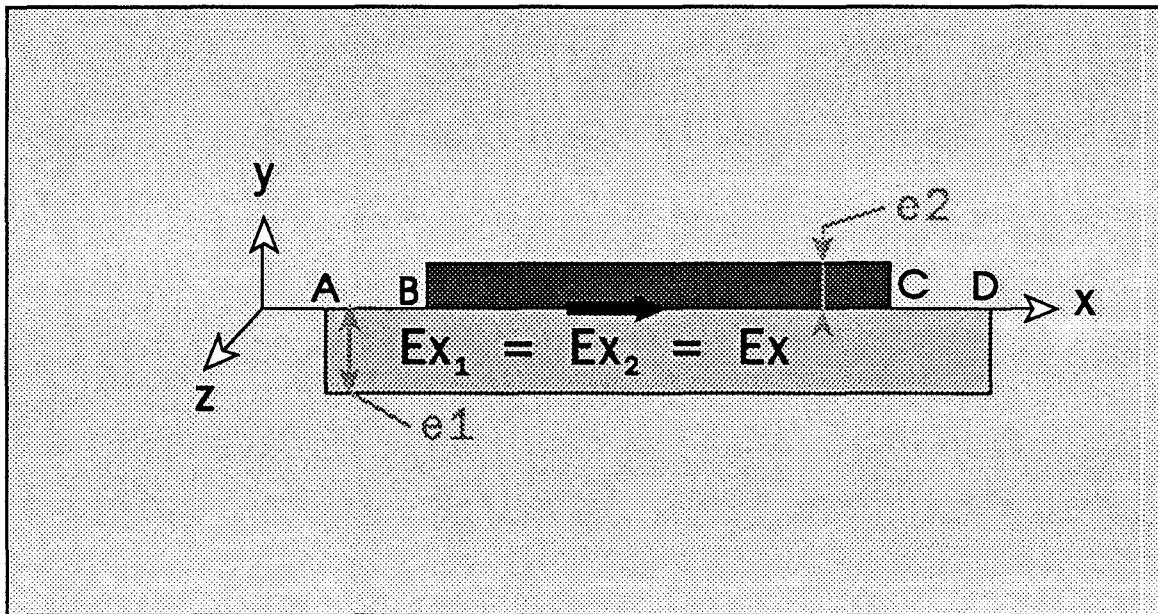


Figure 8 Egalité des gradients de potentiel électrique le long de la jonction

Le pouvoir thermoélectrique équivalent peut être calculé en établissant la condition permettant d'annuler le courant électrique suivant la direction ox, puisque par définition le pouvoir

thermoélectrique permet de calculer la fem induite par un écart de température entre deux points d'un conducteur supposé en circuit ouvert.

Soient  $S_1$  et  $S_2$  deux sections droites de hauteurs respectives  $e_1$  et  $e_2$  et de largeur unitaire ( voir figure 9 ).

Dans le cas particulier où les densités de courant  $j_1$  et  $j_2$  sont uniformes,  $S_1$  et  $S_2$  les sections droites, le courant traversant la section droite de la couche bimétallique suivant la direction  $ox$  s'exprime par la relation :

$$I = I_1 + I_2 = e_1 j_1 + e_2 j_2$$

$$I = (\sigma_1 e_1 + \sigma_2 e_2) E_x - (\alpha_1 \sigma_1 e_1 + \alpha_2 \sigma_2 e_2) \text{grad}_x T = 0 \quad (5)$$

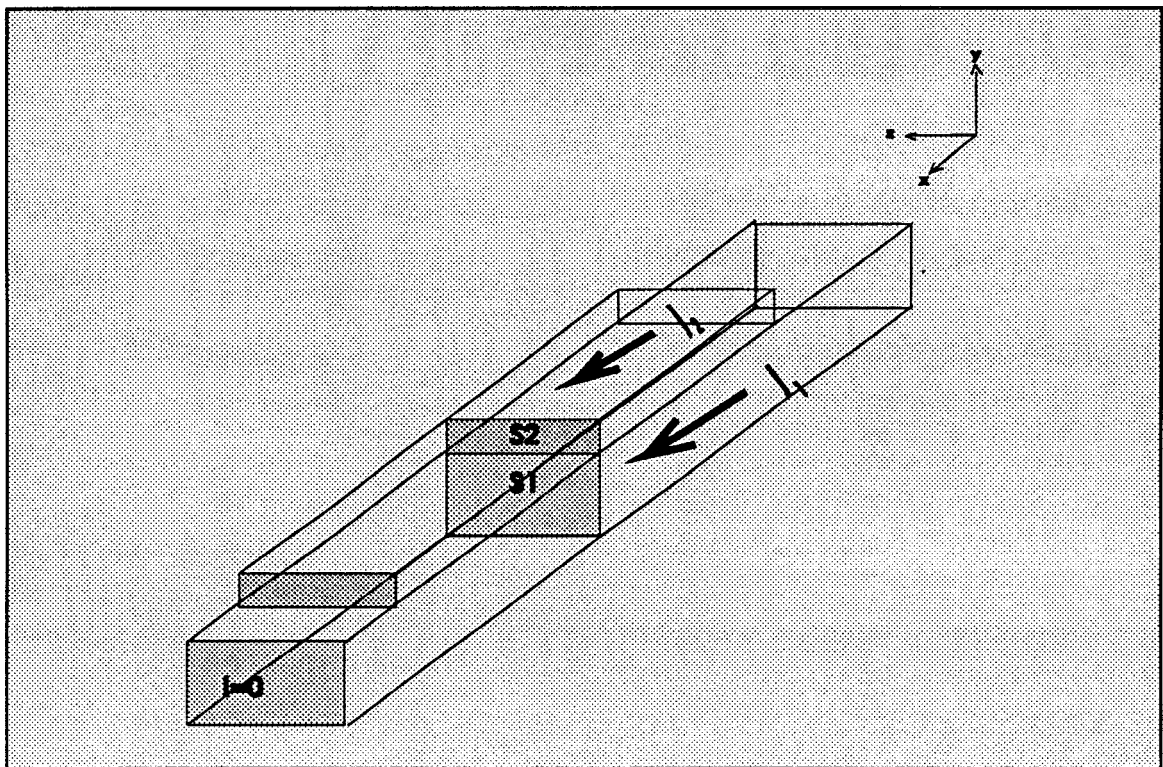


Figure 9 Définition des surfaces d'intégration des densités de courants électrique

La loi d'Ohm généralisée aux conducteurs homogènes d'épaisseur  $e_1+e_2$  et de conductivité équivalente  $\sigma_{eq}$  donne l'expression du courant suivante :

$$I = \sigma_{eq}(e_1+e_2)E_x - \alpha_{eq}\sigma_{eq}(e_1+e_2)\text{grad}_x T = 0 \quad (6)$$

En identifiant les relations (5) et (6) on en déduit :

$$\sigma_{eq} = \frac{\sigma_1 e_1 + \sigma_2 e_2}{e_1 + e_2} \quad (7)$$

et

$$\alpha_{eq} = \frac{\alpha_1 \sigma_1 e_1 + \alpha_2 \sigma_2 e_2}{\sigma_{eq}(e_1 + e_2)} = \frac{\alpha_1 \sigma_1 e_1 + \alpha_2 \sigma_2 e_2}{\sigma_1 e_1 + \sigma_2 e_2} \quad (8)$$

Soit en négligeant la variation de la conductivité électrique  $\sigma_1$  et  $\sigma_2$  et en prenant en compte l'influence de la température sur le pouvoir thermoélectrique :

$$\alpha_1 = a_1 + b_1 T \quad \text{et} \quad \alpha_2 = a_2 + b_2 T$$

alors

$$\alpha_{eq} = \frac{a_1 \sigma_1 e_1 + a_2 \sigma_2 e_2}{\sigma_1 e_1 + \sigma_2 e_2} + \frac{b_1 \sigma_1 e_1 + b_2 \sigma_2 e_2}{\sigma_1 e_1 + \sigma_2 e_2} T$$

$$\alpha_{eq} = a_{eq} + b_{eq} T \quad (9)$$

La différence de potentiel  $V_A - V_D$  entre les extrémités du thermocouple dépend de la différence de température  $T_B - T_C$  entre les lignes frontières des électrodes et de la température moyenne:

$$T_M = (T_B + T_C) / 2$$

$$V_A - V_D = [ \alpha_1(T_M) - \alpha_{eq}(T_M) ] (T_B - T_C) \quad (10)$$

de la même façon, la conductivité thermique est exprimée par la relation suivante :

$$\lambda_{eq}(x) = \frac{\lambda_1 e_1(x) + \lambda_2 e_2(x) + \lambda_k e_k}{e_1(x) + e_2(x) + e_k} \quad (11)$$

avec :  $\lambda_1, e_1$  : conductivité thermique et épaisseur du constantan

$\lambda_2, e_2$  : conductivité thermique et épaisseur du cuivre

$\lambda_k, e_k$  : conductivité thermique et épaisseur de la couche isolante (kapton) supportant le circuit thermoélectrique

### I.1.2 CALCUL DE LA FORCE ELECTROMOTRICE INDUITE PAR EFFET PELTIER

Le passage du courant électrique dans le circuit génère des variations périodiques de température sur la surface du circuit. La différence de température  $\Delta T$  induite entre les jonctions proportionnelle à la valeur du courant traversant le circuit, est donnée par la relation suivante :

$$\Delta T = (\alpha_2 - \alpha_1) T_M I_2 R_{th} \quad (12)$$

puisque le passage du courant  $I_2$  du support continu dans l'électrode plaqué libère la puissance  $(\alpha_2 - \alpha_1) \cdot T_m \cdot I_2$  à l'une des jonctions et absorbe la même puissance à l'autre jonction séparée par une résistance thermique  $R_{th}$ .

avec  $\alpha_2 - \alpha_1$  : pouvoir thermoélectrique du couple (V/K)

$R_{th}$  : résistance thermique du circuit

Par effet Seebeck cette différence de température  $\Delta T$  génère des différences de potentiel  $\Delta V_{th}$  exprimées par :

$$\Delta V_{th} = (\alpha_2 - \alpha_1) \frac{\sigma_2 e_2}{\sigma_1 e_1 + \sigma_2 e_2} \Delta T \quad (13)$$

En utilisant la relation précédente, on aura :

$$\Delta V_{th} = (\alpha_2 - \alpha_1)^2 \frac{\sigma_2 e_2}{\sigma_1 e_1 + \sigma_2 e_2} T_m I_2 R_{th} \quad (14)$$

avec

$$I_2 = I \frac{\sigma_2 e_2}{\sigma_1 e_1 + \sigma_2 e_2}$$

d'où

$$\Delta V_{th} = (\alpha_2 - \alpha_1)^2 \cdot \left( \frac{\sigma_2 e_2}{\sigma_1 e_1 + \sigma_2 e_2} \right)^2 \cdot T_M \cdot I \cdot R_{th} \quad (15)$$

Mais le passage du courant électrique provoque aussi une chute ohmique dans le circuit qui se superpose à la fem thermoélectrique. La tension entre les bornes du circuit est la superposition de la fem thermoélectrique et de la chute ohmique.

$$\Delta V = R_e I + \Delta V_{th}$$

avec  $R_e$  : résistance électrique du circuit

-- Compte tenu de l'expression précédente on a :

$$\Delta V = R_e I + (\alpha_2 - \alpha_1)^2 \left( \frac{\sigma_2 e_2}{\sigma_1 e_1 + \sigma_2 e_2} \right)^2 \cdot T_M \cdot R_{th} \cdot I \quad (16)$$

$$\Delta V = R_e I \left[ 1 + (\alpha_2 - \alpha_1)^2 \left( \frac{\sigma_2 e_2}{\sigma_1 e_1 + \sigma_2 e_2} \right)^2 \cdot T_M \frac{R_{th}}{R_e} \right] \quad (17)$$

Cette force contre électromotrice d'origine thermoélectrique s'oppose au passage du courant électrique qui lui a donné naissance, et provoque une augmentation de résistance électrique apparente qui est proportionnelle au facteur de mérite  $z$  du circuit thermoélectrique :

$$z = (\alpha_2 - \alpha_1)^2 \left[ \frac{\sigma_2 e_2}{\sigma_1 e_1 + \sigma_2 e_2} \right]^2 \frac{R_{th}}{R_e} \quad (18)$$

et  $\Delta V$  s'écrit alors :

$$\Delta V = R_e I (1 + z T_M)$$

Dans la plupart des circuits thermoélectrique de nature métallique, le pouvoir thermoélectrique est faible et l'augmentation de résistance apparente n'excède jamais quelques pour cent. Dans ces conditions, la chute ohmique est de grandeur très supérieure à la fem thermoélectrique à mesurer. La dérive en température de cette chute ohmique étant supérieure à la fem thermoélectrique, il est difficile d'isoler en pratique les gradients thermiques induits par effet Peltier.

### I.1.3 MESURE DE LA FORCE ELECTROMOTRICE INDUITE PAR EFFET PELTIER

La méthode utilisée est la méthode potentiométrique dont le schéma est représenté sur la figure 10, on a

$$\Delta V = V_{th} + R_e I - R' I \quad (19)$$

où  $R'$  est une résistance calibrée .



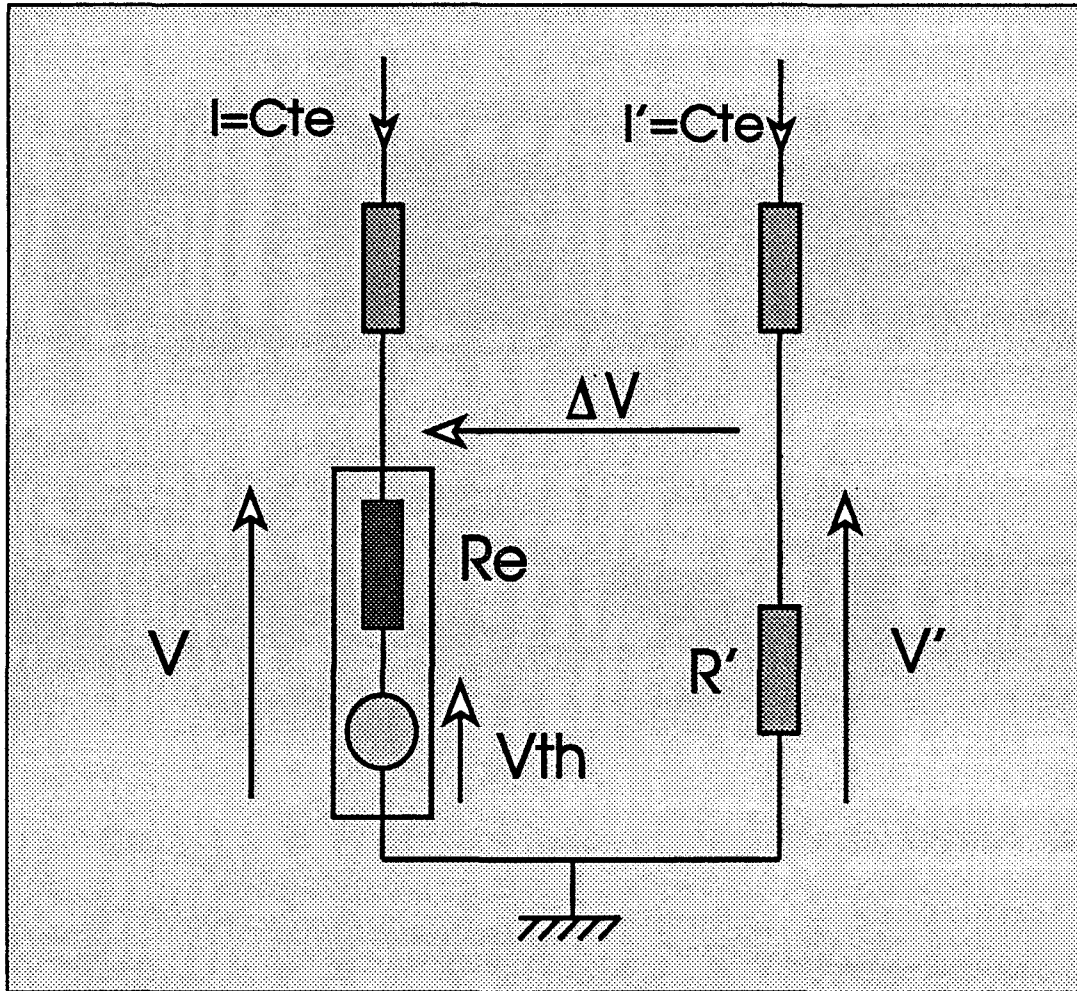


Figure 10 Structure en pont permettant la mesure de la Fem thermoélectrique

La façon la plus simple de mesurer la fem  $\Delta V_{th}$  est de faire passer un courant d'intensité  $I'$  dans  $R'$  de façon à compenser la d.d.p ohmique apparaissant aux bornes du circuit thermoélectrique.

Malheureusement la résistance électrique du circuit  $R_e$  varie en fonction de la température moyenne suivant la relation :

$$R_e = R_{e0} (1+mT_M) \tag{20}$$

avec  $m$  : coefficient de température équivalent du circuit

$R_{e0}$  : résistance du circuit à  $0^\circ\text{C}$

La seule façon d'éliminer l'effet des dérives en température sur la mesure de  $V_{th}$  est d'interrompre périodiquement le passage du courant pendant la mesure de façon à annuler la chute ohmique  $R_e I$  qui seule dépend des variations de température moyenne du circuit (voir figure 11 ).

A l'instant où le courant inducteur est brusquement coupé, les différences de température n'étant plus entretenues par effet Peltier (puisque le courant est nul), les écarts de température distribués sur la surface du circuit s'annulent avec une constante de temps dépendante des échanges avec le milieu environnant. A cause de cette décroissance exponentielle, la fem mesurée à vide n'est égale à  $\Delta V_{th}$  qu'à l'instant où le courant est annulé dans le circuit.

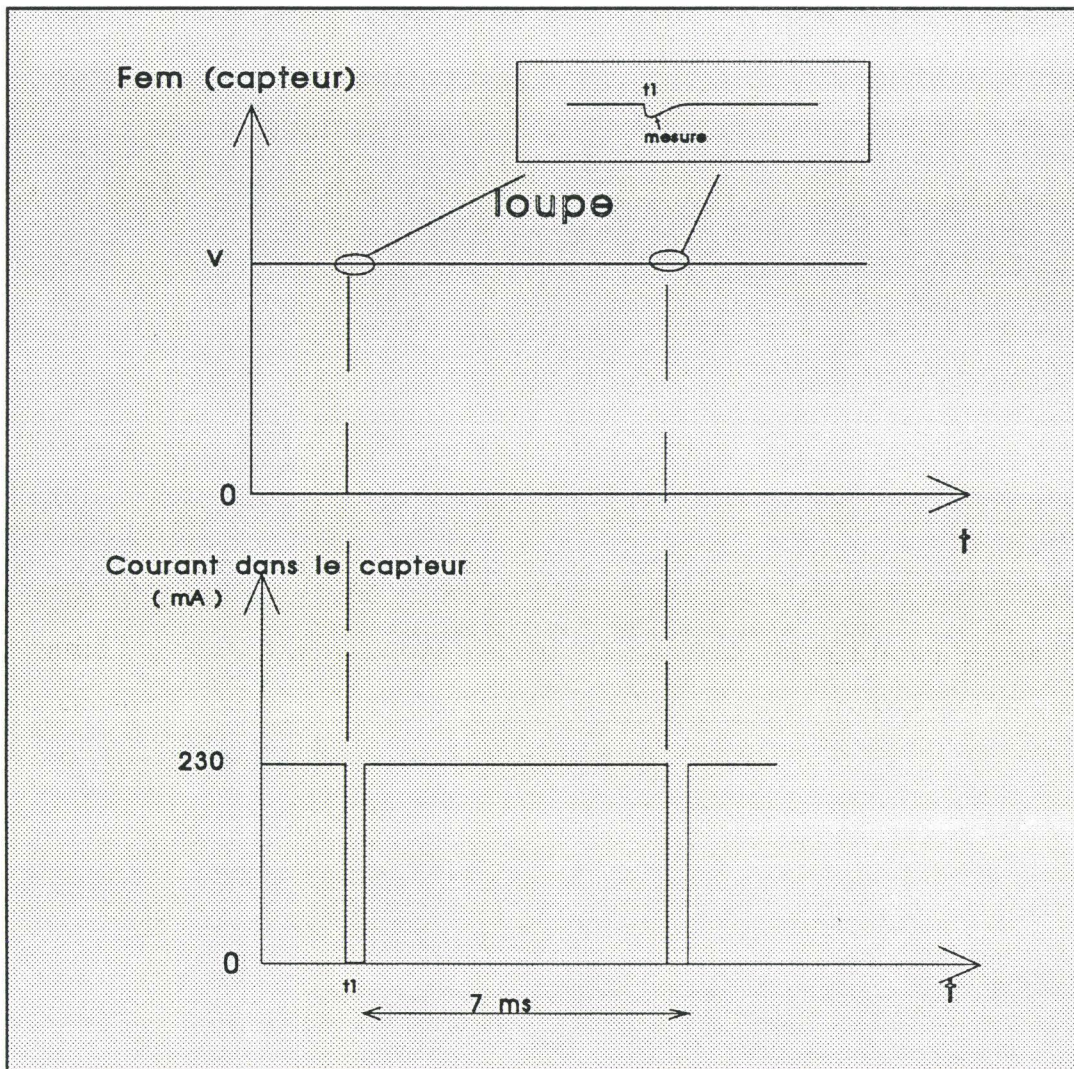


Figure 11 Mesure de la fem thermoélectrique par annulation de courant



## I.2 MODELISATION DU CHAMP DE TEMPERATURE DANS UN CIRCUIT THERMOELECTRIQUE TRAVERSE PAR UN COURANT

### I.2.1 EQUATION DU CHAMP DE TEMPERATURE

Du fait du passage d'un courant de densité  $j$  dans un circuit thermoélectrique, la surface du circuit thermoélectrique n'est plus en équilibre thermique, chacune des frontières des thermoéléments, supposés monodimensionnels, est soumise à des sources de chaleur de signes contraires. Ces sources réversibles de chaleur provoquent soit une élévation, soit une diminution de température sur la surface du circuit. Dans le circuit thermoélectrique le flux d'énergie  $\Phi_e$  est la superposition du flux thermique  $\Phi$  habituel et d'une composante thermoélectrique  $\alpha T j$ .

$$\Phi_e = \alpha j T + \Phi \quad (21)$$

A ce flux d'énergie il faut ajouter le flux d'énergie  $V j$  transporté par le courant électrique de densité  $j$  circulant sous le potentiel  $V(x)$  variable suivant la longueur du circuit thermoélectrique de sorte que nous obtiendrons pour le flux énergétique global :

$$\Phi_{et} = \Phi_e + V.j$$

$$\Phi_{et} = \alpha j T - \lambda \text{ grad } T + V.j \quad (22)$$

Dans le cas particulier où le circuit est thermiquement et électriquement isolé du milieu environnant, il y a conservation du flux d'énergie global donc  $\text{div}\Phi_{et} = 0$  d'où :

$$\frac{d\Phi_{et}}{dx} = \frac{d(\alpha j T)}{dx} - \frac{d}{dx} \left( \lambda \frac{dT}{dx} \right) + \frac{d(V.j)}{dx} \quad (23)$$

puisque on a conservation du courant électrique on a :

$$dj / dx = 0$$

et comme le pouvoir thermoélectrique est une fonction linéaire de la température:

$$\alpha(T) = a + bT \quad \text{alors} \quad d\alpha / dT = b$$

et aussi

$$\frac{dV}{dx} = -E = -\frac{j}{\sigma} - \alpha \frac{dT}{dx}$$

tous calculs faits l'expression (23) devient :

$$-\lambda \frac{d^2T}{dx^2} + jbT \frac{dT}{dx} - \frac{j^2}{\sigma} = 0 \quad (24)$$

Cette expression contient un terme en  $j^2$  représentatif de l'effet Joule et un terme proportionnel à  $dT/dx$  représentatif de l'effet Thomson, qui peut être négligé compte tenu des faibles gradients de température apparaissant sur la surface du circuit.

### I.2.2 INTRODUCTION DES ECHANGES AVEC LE MILIEU ENVIRONNANT

La température locale du circuit thermoélectrique plongé dans un fluide liquide ou gazeux et parcouru par un courant électrique  $I$ , dépend des pertes thermiques dans le fluide.

Pour un circuit de section droite, de largeur  $l_g$  et d'épaisseur  $e$  donc de section  $S = e l_g$  (figure 12), parcouru par un flux d'énergie totale  $\Phi_{et}$ , on a :

$$\frac{d\Phi_{et}}{dx} = S \left[ -\lambda \frac{d^2T}{dx^2} + jbT \frac{dT}{dx} - \frac{j^2}{\sigma} \right] \quad (25)$$

en négligeant le terme de l'effet Thomson, la relation précédente devient :

$$\frac{d\Phi_{et}}{dx} = S \left[ -\lambda \frac{d^2T}{dx^2} - \frac{j^2}{\sigma} \right] \quad (26)$$

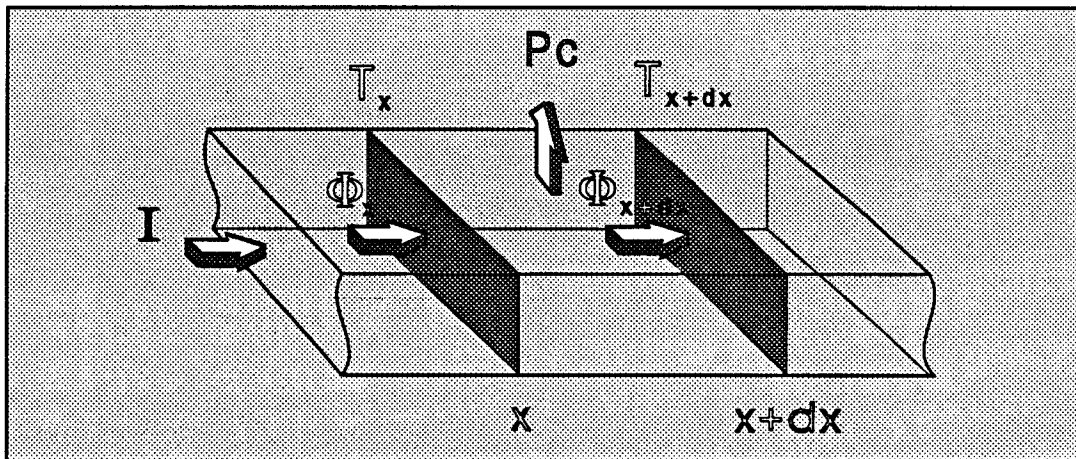


Figure 12 Bilan énergétique dans une section de métal homogène

La puissance dissipée par unité de longueur  $l_c$  dans le fluide est donnée par la relation suivante:

$$P_c = d\Phi_{et} / dx$$

d'où

$$P_c = -S\lambda \frac{d^2T}{dx^2} - \frac{j^2}{\sigma} S \quad (27)$$

pour simplifier les notations de cette relation, nous allons introduire les grandeurs suivantes pour une unité de longueur:

$r_t = 1 / \lambda S = 1 / \lambda e l_g$  : résistance thermique du circuit

$r_e = 1 / \sigma S = 1 / \sigma e l_g$  : résistance électrique du circuit

La relation (27) devient :

$$P_c = -\frac{1}{r_t} \frac{d^2 T}{dx^2} - j^2 S^2 r_e$$

et comme  $jS = I$  alors :

$$P_c = -\frac{1}{r_t} \frac{d^2 T}{dx^2} - I^2 r_e \quad (28)$$

d'où l'équation de température :

$$\frac{d^2 T}{dx^2} + r_e r_t I^2 = -r_t P_c \quad (29)$$

En régime stationnaire la puissance localement dissipée par conduction est proportionnelle à l'écart entre la température locale du circuit  $T(x)$  et la température du fluide environnant:

$$P_c = -g(T(x) - T_0) \quad (30)$$

avec  $g = K\lambda_f$  : coefficient de déperdition par unité de longueur (W/m.K)

où  $K$  : coefficient de forme du circuit (sans dimension)

$\lambda_f$  : conductivité thermique du fluide (W/m.K)

$T(x)$  : température locale du circuit

$T_0$  : température de référence du fluide

L'équation de température s'écrit :

$$\frac{d^2 T}{dx^2} + r_e r_t I^2 = g r_t (T(x) - T_0)$$

posons  $\theta(x) = T(x) - T_0$  on a :

$$\frac{d^2\theta}{dx^2} - gr_t\theta + r_e r_t I^2 = 0 \quad (31)$$

En remplaçant  $g$  par  $K\lambda_f$  l'équation du champ de température s'écrit :

$$\frac{d^2\theta}{dx^2} - K\lambda_f r_t \theta + r_e r_t I^2 = 0 \quad (32)$$

### I.2.3 MODELISATION DU CIRCUIT THERMOELECTRIQUE PERIODIQUE

L'équation différentielle précédente peut s'écrire :

$$\frac{d^2\theta}{dx^2} - \gamma^2\theta = -r_e r_t I^2 \quad (33)$$

où  $\gamma^2 = g r_t$

avec - dans les régions non cuivrées :

$$r_t = \frac{1}{(\lambda_1 e_1 + \lambda_k e_k) l_g} \quad r_e = \frac{1}{\sigma_1 e_1 l_g}$$

- dans les régions cuivrées :

$$r_t = \frac{1}{(\lambda_1 e_1 + \lambda_2 e_2 + \lambda_k e_k) l_g} \quad r_e = \frac{1}{(\sigma_1 e_1 + \sigma_2 e_2) l_g}$$

Connaissant l'équation différentielle définissant le champ de température, il est possible de déterminer la température  $\theta(x)$  induite sur la surface du circuit thermoélectrique supposé monodimensionnel de longueur  $L$ . Puisque les extrémités du circuit sont supposées maintenues à température constante, la solution doit vérifier deux conditions aux limites imposées, portant sur  $\theta(0)$  et  $\theta(L)$  qui sont toutes deux égale à la température des connexions de sortie.

- \* Expression du champ de température et de flux dans des régions cuivrées et non cuivrées

A l'intérieur de chaque partie cuivrée ou non, la solution analytique de l'équation (33) peut être exprimée comme une relation entre le flux entrant  $\Phi'_i$  et le flux sortant  $\Phi_{i+1}$  du domaine délimité par les noeuds aux températures  $\Theta_i$  et  $\Theta_{i+1}$ . De part et d'autre de chaque frontière, il y a continuité du champ de température suivant la direction axiale, mais par contre, il y a discontinuité du flux thermique due à la génération quasi-ponctuelle de chaleur par effet Peltier. (voir figure 13 )

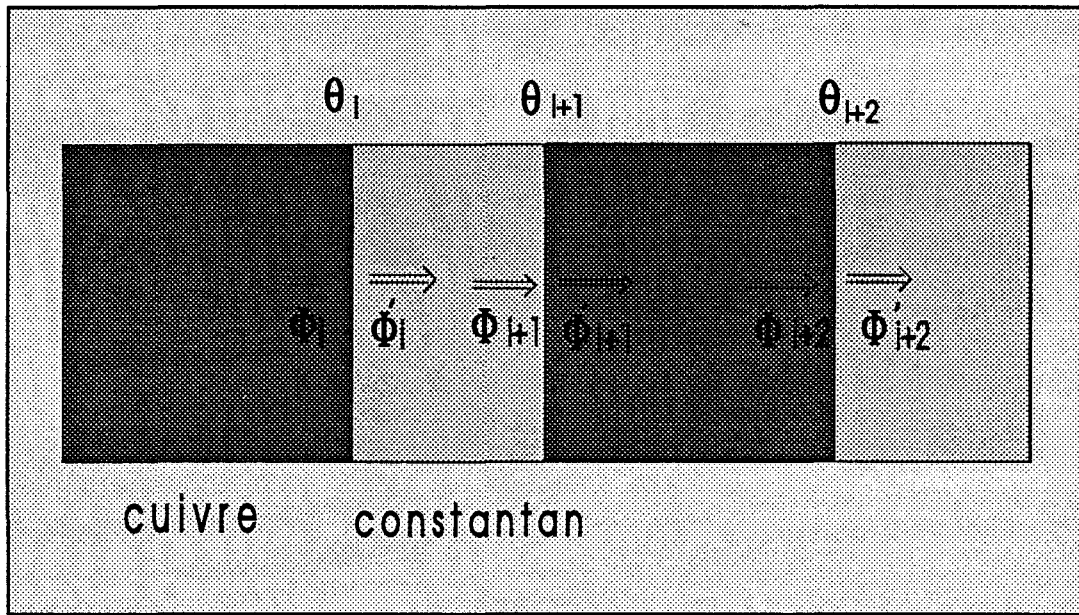


Figure 13 Section de chaîne thermoélectrique plaquée

Pour établir cette relation, supposons connue la condition limite  $\theta_0 = \theta(x=0)$  et la dérivée  $\theta' = d\theta/dx$  au point  $x=0$ .

En utilisant la méthode de Laplace, nous obtenons pour la solution de l'équation (33) la relation suivante liant  $\theta(x)$  à  $\theta(0)$  à l'énergie du domaine.

$$\theta(x) = \theta(0) \operatorname{ch}\gamma x + \frac{\theta'(0)}{\gamma} \operatorname{sh}\gamma x - \frac{I^2 r_e}{g} (\operatorname{ch}\gamma x - 1) \quad (34)$$

Le flux thermique à l'origine du premier domaine  $0 < x < 1$  est lié au gradient de température par la relation :



$$\theta'(0) = \frac{d\theta}{dx}(x=0) = -r_t \Phi(0)$$

la relation (34) devient :

$$\theta(x) = \theta(0) \operatorname{ch}\gamma x - \frac{r_t}{\gamma} \Phi(0) \operatorname{sh}\gamma x - \frac{I^2 r_e}{g} (\operatorname{ch}\gamma x - 1)$$

Si on introduit la résistance caractéristique  $R_c$  homogène à une résistance thermique tel que  $R_c^2 = r_t / g$  , alors la relation précédente devient :

$$\theta(x) = \theta(0) \operatorname{ch}\gamma x - R_c \Phi(0) \operatorname{sh}\gamma x - R_c \frac{I^2 r_e}{\gamma} (\operatorname{ch}\gamma x - 1) \quad (35)$$

et la relation définissant le flux thermique circulant dans une section droite du circuit est la suivante :

$$\Phi(x) = -\frac{1}{r_t} \frac{d\theta}{dx}$$

d'où

$$\Phi(x) = -\theta(0) \frac{\gamma}{r_t} \operatorname{sh}\gamma x + \Phi(0) \frac{R_c}{r_t} \gamma \operatorname{ch}\gamma x + \frac{R_c I^2 r_e}{r_t} \operatorname{sh}\gamma x$$

$$\Phi(x) = -\frac{\theta(0)}{R_c} \operatorname{sh}\gamma x + \Phi(0) \operatorname{ch}\gamma x + \frac{I^2 r_e}{\gamma} \operatorname{sh}\gamma x \quad (36)$$

et à partir de la relation (35) , nous déduisons la relation donnant  $\Phi(0)$  :

$$\Phi(0) = \theta(0) \frac{\operatorname{ch}\gamma x}{R_c \operatorname{sh}\gamma x} - \frac{\theta(x)}{R_c \operatorname{sh}\gamma x} - R_c \frac{I^2 r_e}{R_c \gamma} \frac{(\operatorname{ch}\gamma x - 1)}{\operatorname{sh}\gamma x}$$

$$\Phi(0) = \theta(0) \frac{\coth \gamma x}{R_c} - \frac{\theta(x)}{R_c \operatorname{sh} \gamma x} - \frac{I^2 r_e}{\gamma} \operatorname{th} \left( \gamma \frac{x}{2} \right) \quad (37)$$

donc le flux au point x s'écrit :

$$\Phi(x) = \frac{\theta(0)}{R_c} \left( \frac{\operatorname{ch}^2 \gamma x}{\operatorname{sh} \gamma x} - \operatorname{sh} \gamma x \right) - \frac{\theta(x)}{R_c} \frac{\operatorname{ch} \gamma x}{\operatorname{sh} \gamma x} + \frac{I^2 r_e}{\gamma} (\operatorname{sh} \gamma x - \operatorname{th} \left( \gamma \frac{x}{2} \right) \operatorname{ch} \gamma x)$$

d'où :

$$\Phi(x) = \frac{\theta(0)}{R_c} \frac{1}{\operatorname{sh} \gamma x} - \frac{\theta(x)}{R_c} \coth \gamma x + \frac{I^2 r_e}{\gamma} \operatorname{th} \left( \gamma \frac{x}{2} \right) \quad (38)$$

En regroupant les relations (37) et (38), nous obtenons la relation matricielle :

$$\begin{vmatrix} \Phi(0) \\ \Phi(x) \end{vmatrix} = \begin{vmatrix} \frac{\coth \gamma x}{R_c} & -\frac{1}{R_c} \frac{1}{\operatorname{sh} \gamma x} \\ \frac{1}{R_c} \frac{1}{\operatorname{sh} \gamma x} & -\frac{\coth \gamma x}{R_c} \end{vmatrix} \begin{vmatrix} \theta(0) \\ \theta(x) \end{vmatrix} + \begin{vmatrix} -\frac{r_e \operatorname{th} \left( \gamma \frac{x}{2} \right)}{\gamma} \\ \frac{r_e \operatorname{th} \left( \gamma \frac{x}{2} \right)}{\gamma} \end{vmatrix} I^2$$

dans laquelle le deuxième terme représente l'influence sur le champ de température de la dissipation par effet Joule .

Connaissant les températures  $\theta(0)$  en  $x=0$  et  $\theta(x)$ , les flux thermiques sont connus aux mêmes points .

D'une façon générale, nous aurons entre les noeuds i et i+1 limitant une région non cuivrée de longueur l (figure 13 ), la relation :

$$\begin{vmatrix} \Phi'_i \\ \Phi'_{i+1} \end{vmatrix} = \begin{vmatrix} \frac{\coth \gamma l}{R_c} & -\frac{1}{R_c} \frac{1}{\operatorname{sh} \gamma l} \\ \frac{1}{R_c \operatorname{sh} \gamma l} & -\frac{\coth \gamma l}{R_c} \end{vmatrix} \begin{vmatrix} \theta_i \\ \theta_{i+1} \end{vmatrix} + \begin{vmatrix} -\frac{r_e \operatorname{th} \frac{\gamma l}{2}}{\gamma} \\ \frac{r_e \operatorname{th} \frac{\gamma l}{2}}{\gamma} \end{vmatrix} I^2$$

et entre les noeuds i+1 et i+2 limitant la région cuivrée suivante de longueur  $l_u$ :

$$\begin{vmatrix} \Phi'_{i+1} \\ \Phi_{i+2} \end{vmatrix} = \begin{vmatrix} \frac{\coth \gamma_u l_u}{R_{c_u}} & -\frac{1}{R_{c_u}} \frac{1}{sh \gamma_u l_u} \\ 1 & -\frac{\coth \gamma_u l_u}{R_{c_u}} \end{vmatrix} \begin{vmatrix} \theta_{i+1} \\ \theta_{i+2} \end{vmatrix} + \begin{vmatrix} -\frac{r_{eu}}{\gamma_u} th \frac{\gamma_u l_u}{2} \\ \frac{r_{eu}}{\gamma_u} th \frac{\gamma_u l_u}{2} \end{vmatrix} I^2$$

avec  $\gamma_u$  et  $R_{c_u}$  correspondant aux régions cuivrées .

A l'aide de ces relations matricielles, trois grandeurs sont à déterminer au niveau de chaque frontière (figure 14 ) :

- \_ La température
- \_ Le flux thermique à gauche de la frontière
- \_ Le flux thermique à droite de la frontière .

Les échanges par effet Peltier au niveau de chaque frontière donne les relations exprimant une discontinuité entre les flux thermiques sortant et entrant :

$$\Phi'_i - \Phi_i = (\alpha_2 - \alpha_1) (T_0 + \theta_i) I_2$$

et  $\Phi'_{i+1} - \Phi_{i+1} = -(\alpha_2 - \alpha_1) (T_0 + \theta_{i+1}) I_2$

et comme  $\alpha_2 - \alpha_1 = a_2 - a_1 + (b_2 - b_1) \theta_i$  ( $\alpha_1 = \alpha_{cu} = a_1 + b_1 \theta_i$ )  
 $\alpha_2 - \alpha_1 = a + b \theta_i$  ( $\alpha_2 = \alpha_{cu} = a_2 + b_2 \theta_i$ )

d'où  $\Phi'_i - \Phi_i = (a + b\theta_i)(T_0 + \theta_i)I_2$

et  $\Phi'_{i+1} - \Phi_{i+1} = -(a + b\theta_i) (T_0 + \theta_i)I_2$

alors  $\Phi'_i - \Phi_i = (a + bT_0)\theta_i I_2 + aT_0 I_2 + b\theta_i^2 I_2$

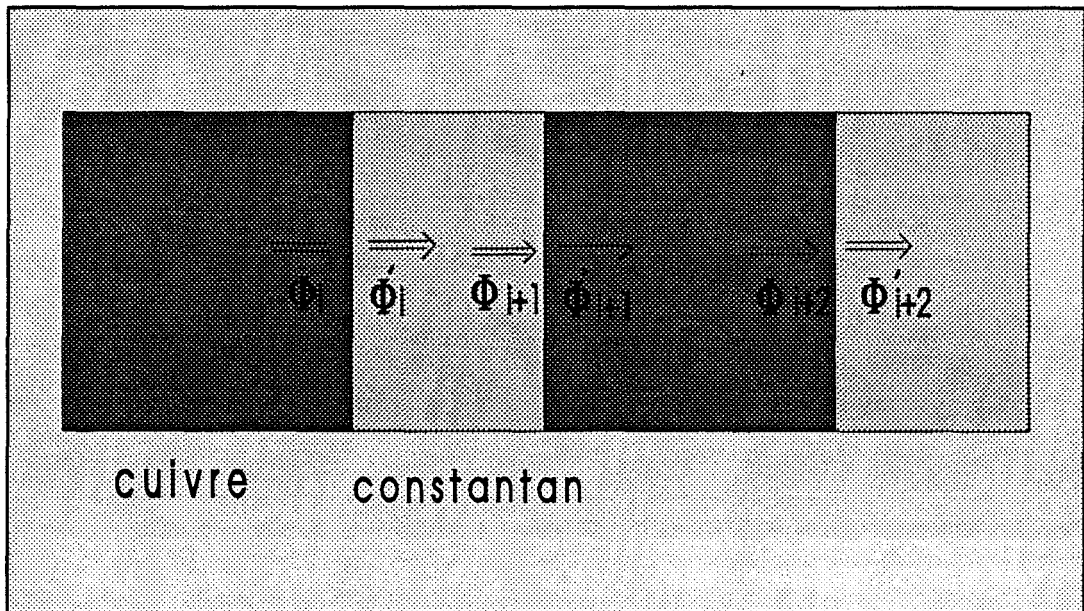


Figure 14 Section de chaîne thermoélectrique plaquée

et  $\Phi'_{i+1} - \Phi_{i+1} = -(a+bT_0)\theta_i I_2 - aT_0 I_2 - b\theta^2_i I_2$   
 soit au 2<sup>ème</sup> ordre près :

$$\Phi'_i - \Phi_i = a'\theta_i I_2 + aT_0 I_2 \quad \text{avec} \quad a' = a + bT_0$$

et  $\Phi'_{i+1} - \Phi_{i+1} = -a'\theta_{i+1} I_2 - aT_0 I_2$

cette discontinuité peut être introduite dans la relation matricielle précédente donnant les flux  $\Phi_i$  et  $\Phi_{i+1}$  en fonction de  $\theta_i$  et  $\theta_{i+1}$  :

$$\begin{pmatrix} \Phi_i \\ \Phi_{i+1} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \frac{1}{R_c} \coth \gamma l - a' I_2 & \frac{1}{R_c \sinh \gamma l} \\ -\frac{1}{R_c \sinh \gamma l} & -\frac{1}{R_c} \coth \gamma l \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \theta_i \\ \theta_{i+1} \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} -aT_0 I_2 - \frac{r_e J^2}{\gamma} \tanh \gamma \frac{l}{2} \\ \frac{r_e J^2}{\gamma} \tanh \gamma \frac{l}{2} \end{pmatrix}$$

et prendre la forme suivante :

$$\begin{vmatrix} \Phi_i \\ \Phi_{i+1} \end{vmatrix} = G \begin{vmatrix} \theta_i \\ \theta_{i+1} \end{vmatrix} + E$$

$$G = \begin{vmatrix} \frac{1}{R_c} \coth \gamma l - a' I_2 & -\frac{1}{R_c \operatorname{sh} \gamma l} \\ \frac{1}{R_c \operatorname{sh} \gamma l} & -\frac{1}{R_c} \coth \gamma l \end{vmatrix} \quad \text{et} \quad E = \begin{vmatrix} -a T_0 J_2 - \frac{r_d I^2}{\gamma} \operatorname{th} \gamma \frac{l}{2} \\ \frac{r_d I^2}{\gamma} \operatorname{th} \gamma \frac{l}{2} \end{vmatrix}$$

De la même façon, la relation matricielle entre les noeuds i+1 et i+2 limitant la région cuivrée située à droite du domaine précédent donnant les flux  $\Phi_{i+1}$  et  $\Phi_{i+2}$ :

$$\begin{vmatrix} \Phi_{i+1} \\ \Phi_{i+2} \end{vmatrix} = \begin{vmatrix} \frac{1}{R_{c_u}} \coth \gamma_u l_u + a' I_2 & -\frac{1}{R_{c_u} \operatorname{sh} \gamma_u l_u} \\ \frac{1}{R_{c_u} \operatorname{sh} \gamma_u l_u} & -\frac{\coth \gamma_u l_u}{R_{c_u}} \end{vmatrix} \begin{vmatrix} \theta_{i+1} \\ \theta_{i+2} \end{vmatrix} + \begin{vmatrix} a T_0 J_2 - \frac{r_u I^2}{\gamma_u} \operatorname{th} \gamma_u \frac{l_u}{2} \\ \frac{r_u I^2}{\gamma_u} \operatorname{th} \gamma_u \frac{l_u}{2} \end{vmatrix}$$

soit :

$$\begin{vmatrix} \Phi_{i+1} \\ \Phi_{i+2} \end{vmatrix} = G' \begin{vmatrix} \theta_{i+1} \\ \theta_{i+2} \end{vmatrix} + E'$$

### I.3 CALCUL DE LA FEM DELIVREE PAR LE CIRCUIT

Dans le cas où le circuit est immergé dans un milieu fluide de conductivité thermique  $\lambda > 0.1 \text{ W/m.K}$ , la variation de la température le long du circuit peut être considérée comme la somme d'une température moyenne constante, induite par effet Joule, suivant toute la longueur du circuit et d'une fluctuation périodique induite par effet Peltier. Alors, dans ces conditions, le champ de température et le flux thermique sont pratiquement périodiques suivant la longueur du circuit.

En négligeant les effets d'extrémités, nous allons établir une relation analytique permettant de calculer la Fem délivrée par un circuit thermoélectrique en fonction de ses dimensions géométriques et de la conductivité du milieu environnant.

Le circuit thermoélectrique représenté sur la figure 15, est constitué par des cellules élémentaires [cu - (cu-cn)], au niveau des frontières limitant chaque cellule, on introduit une condition de périodicité portant sur les températures et les flux thermiques.

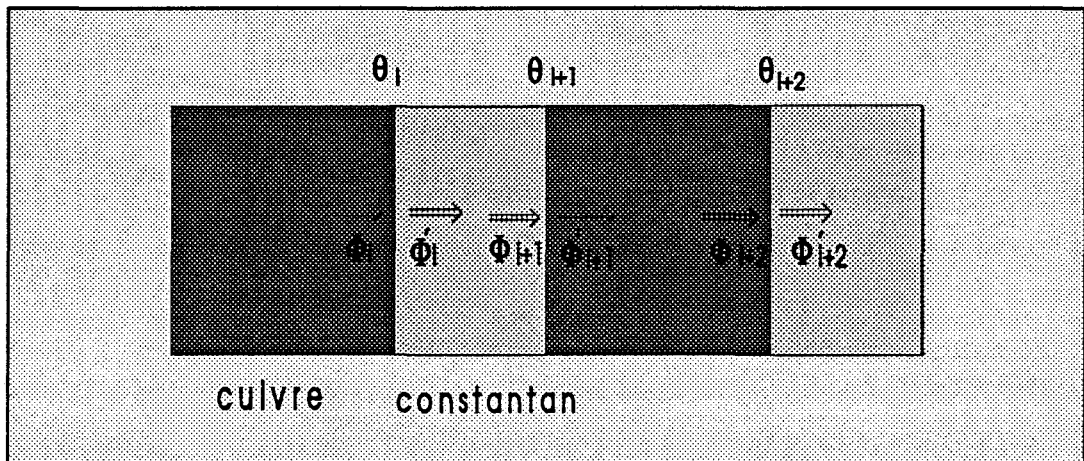


Figure 15 Section de chaîne thermoélectrique

Le flux thermique sortant d'une région cuivrée :

$$\Phi_i = \Phi_{i+2}$$

La température aux frontières de chaque cellule élémentaire :

$$\theta_i = \theta_{i+2}$$



$$\begin{aligned} \text{et } \Phi'_i &= \Phi_i + \alpha_{T_m}(T_m+273) I_2 = \Phi_i + \alpha_{T_m}(T_m+273) \frac{\sigma_2 e_2}{\sigma_1 e_1 + \sigma_2 e_2} I \\ &= \Phi_i + a_1 I \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \Phi'_{i+1} &= \Phi_{i+1} - \alpha_{T_m}(T_m+273) I_2 = \Phi_{i+1} - \alpha_{T_m}(T_m+273) \frac{\sigma_2 e_2}{\sigma_1 e_1 + \sigma_2 e_2} I \\ &= \Phi_{i+1} - a_1 I \end{aligned}$$

avec  $T_m$  : température moyenne du circuit .

et  $\alpha_{T_m} = \alpha_{2T_m} - \alpha_{1T_m}$  : pouvoir thermoélectrique du couple  
cu-cn à la température  $T_m$

$I_2 = I \sigma_2 e_2 / (\sigma_1 e_1 + \sigma_2 e_2)$  : courant délivré par l'électrode  
de cuivre

En posant  $\Phi = \Phi_i = \Phi_{i+2}$ , le flux thermique sortant d'une région plaquée et  $\theta = \theta_i = \theta_{i+2}$  la température au niveau de la frontière de cette même région .

En posant  $\theta' = \theta_{i+1}$ , la température au niveau de la frontière comprise dans chaque cellule et  $\Phi' = \Phi_{i+1}$  le flux thermique sortant du constantan. les relations matricielles exprimant la relation entre les flux et les températures aux extrémités d'une cellule élémentaire sont données par :

$$\begin{pmatrix} \Phi \\ \Phi' \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \frac{1}{R_c} \coth \gamma l & -\frac{1}{R_c \sinh \gamma l} \\ \frac{1}{R_c \sinh \gamma l} & -\frac{1}{R_c} \coth \gamma l \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \theta \\ \theta' \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} -\frac{r_e I^2 \cosh \gamma l}{2} - a_1 I \\ \frac{r_e I^2 \cosh \gamma l}{2} \end{pmatrix}$$

$$\begin{vmatrix} \Phi' \\ \Phi \end{vmatrix} = \begin{vmatrix} \frac{1}{R_c} \coth \gamma l & -\frac{1}{R_c \operatorname{sh} \gamma l} \\ \frac{1}{R_c \operatorname{sh} \gamma l} & -\frac{1}{R_c} \coth \gamma l \end{vmatrix} \begin{vmatrix} \theta \\ \theta' \end{vmatrix} + \begin{vmatrix} -\frac{r_a I^2}{\gamma_u} \operatorname{th} \gamma_u \frac{l_u}{2} + a_1 I \\ \frac{r_a I^2}{\gamma_u} \operatorname{th} \gamma_u \frac{l_u}{2} \end{vmatrix}$$

ce système de quatre équations à quatre inconnues conduit à la relation analytique donnant l'expression de la différence de température  $\theta - \theta'$  apparaissant entre les limites de chaque cellule :

$$\text{soit } \Phi + \Phi' = \left[ \frac{1}{R_c} \coth \gamma l + \frac{1}{R_c \operatorname{sh} \gamma l} \right] (\theta - \theta') - a_1 I$$

$$\text{et } \Phi + \Phi' = - \left[ \frac{1}{R_c} \coth \gamma_u l_u + \frac{1}{R_c \operatorname{sh} \gamma_u l_u} \right] (\theta - \theta') + a_1 I$$

$$\text{d'où } 0 = (\theta - \theta') \left[ \frac{1}{R_c} \left( \coth \gamma l + \frac{1}{\operatorname{sh} \gamma l} \right) + \frac{1}{R_c} \left( \coth \gamma_u l_u + \frac{1}{\operatorname{sh} \gamma_u l_u} \right) \right] - 2a_1 I$$

$$\text{d'où } \theta - \theta' = \frac{2a_1 I}{\frac{1}{R_c} \left( \coth \gamma l + \frac{1}{\operatorname{sh} \gamma l} \right) + \frac{1}{R_c} \left( \coth \gamma_u l_u + \frac{1}{\operatorname{sh} \gamma_u l_u} \right)}$$

$$\theta - \theta' = \frac{2a_1 I}{\frac{1}{R_c} \coth \gamma \frac{l}{2} + \frac{1}{R_c} \coth \gamma_u \frac{l_u}{2}}$$

$$\theta - \theta' = \frac{2\alpha_{T_m} (T_m + 273) \frac{\sigma_2 e_2}{\sigma_1 e_1 + \sigma_2 e_2} I}{\frac{1}{R_c} \coth \gamma \frac{l}{2} + \frac{1}{R_c} \coth \gamma_u \frac{l_u}{2}}$$

En tenant compte des conditions de périodicités portant sur les températures, la fem apparaissant entre les extrémités d'une cellule est exprimée par la relation:



$$\Delta V = V_{i+2} - V_i = (\alpha_{1_{T_M}} - \alpha_{eq})(\theta - \theta')$$

$$\text{avec } \alpha_{eq} = \frac{\alpha_{1_{T_M}} \sigma_1 e_1 + \alpha_{2_{T_M}} \sigma_2 e_2}{\sigma_1 e_1 + \sigma_2 e_2}$$

$$d'où \Delta V = \frac{\alpha_{1_{T_m}} \sigma_2 e_2 - \alpha_{2_{T_m}} \sigma_2 e_2}{\sigma_1 e_1 + \sigma_2 e_2} \frac{2(\alpha_{1_{T_m}} - \alpha_{2_{T_m}})(T_m + 273) \frac{\sigma_2 e_2}{\sigma_1 e_1 + \sigma_2 e_2} I}{G_u \coth \gamma \frac{l}{2} + G_c \coth \gamma_u \frac{l_u}{2}}$$

$$\Delta V = \left[ (\alpha_{1_{T_m}} - \alpha_{2_{T_m}}) \left( \frac{\sigma_2 e_2}{\sigma_1 e_1 + \sigma_2 e_2} \right) \right]^2 \frac{2(T_m + 273)I}{G_c \coth \gamma \frac{l}{2} + G_c \coth \gamma_u \frac{l_u}{2}} \quad (39)$$

avec

$G_c = 1/R_c$  : Conductance caractéristique des régions non plaquées, soit:

$$G_c^2 = (\lambda_1 e_1 + \lambda_k e_k) l_g K \lambda$$

$G_{cu} = 1/R_{cu}$  : Conductance caractéristique des régions plaquées, soit :

$$G_{cu}^2 = (\lambda_1 e_1 + \lambda_2 e_2 + \lambda_k e_k) l_g K \lambda$$

$\gamma$  : Constante de propagation de la chaleur suivant toute la longueur du circuit, dans les régions non plaquées, soit :

$$\gamma^2 = \lambda K (\lambda_1 e_1 + \lambda_k e_k)^{-1} l_g^{-1}$$

$\gamma_u$  : Constante de propagation de la chaleur suivant toute la longueur du circuit dans les régions plaquées, soit :

$$\gamma_u^2 = \lambda K (\lambda_1 e_1 + \lambda_2 e_2 + \lambda_k e_k)^{-1} l_g^{-1}$$

$K$  : Coefficient du forme du circuit

$\lambda$  : Conductivité thermique du fluide environnant

$l, l_g, l_u$  : Longueur des parties non plaquées, largeur du circuit, longueur des régions plaquées.

$\alpha_1, \sigma_1$  : Pouvoir thermoélectrique, conductivité électrique

$e_1, \lambda_1$  : Epaisseur, conductivité thermique du support en constantan

$e_1, \lambda_1$  : Epaisseur, conductivité thermique du support en kapton

$\alpha_2, \sigma_2$  : Pouvoir thermoélectrique, conductivité électrique

$e_2, \lambda_2$  : Epaisseur, conductivité thermique des dépôts électrolytiques de cuivre

La fem délivrée par un circuit constitué de N cellules élémentaires, disposées périodiquement est obtenue en multipliant la fem obtenue précédemment par le nombre N de cellules considérées étant à la même température moyenne  $T_m$  :

$$V_t = N \Delta V$$



## DISPOSITIF EXPERIMENTAL DE MESURE

## II.1 LE DISPOSITIF D'ETALONNAGE AUTOMATIQUE

Afin d'obtenir des mesures précises et reproductibles, nous avons réalisé un dispositif permettant de contrôler le débit volumique et la température du fluide injecté dans le débitmètre à effet Peltier.

Nous avons dans un premier temps réalisé un débitmètre volumique et procédé à son étalonnage. Ce débitmètre a ensuite été inséré dans la chaîne de mesure automatique.

### II.1.1 DESCRIPTION ET ETALONNAGE DU DEBITMETRE VOLUMIQUE DE REFERENCE

Le débitmètre réalisé basé sur la mesure d'un volume et d'un temps est représenté sur la figure 16

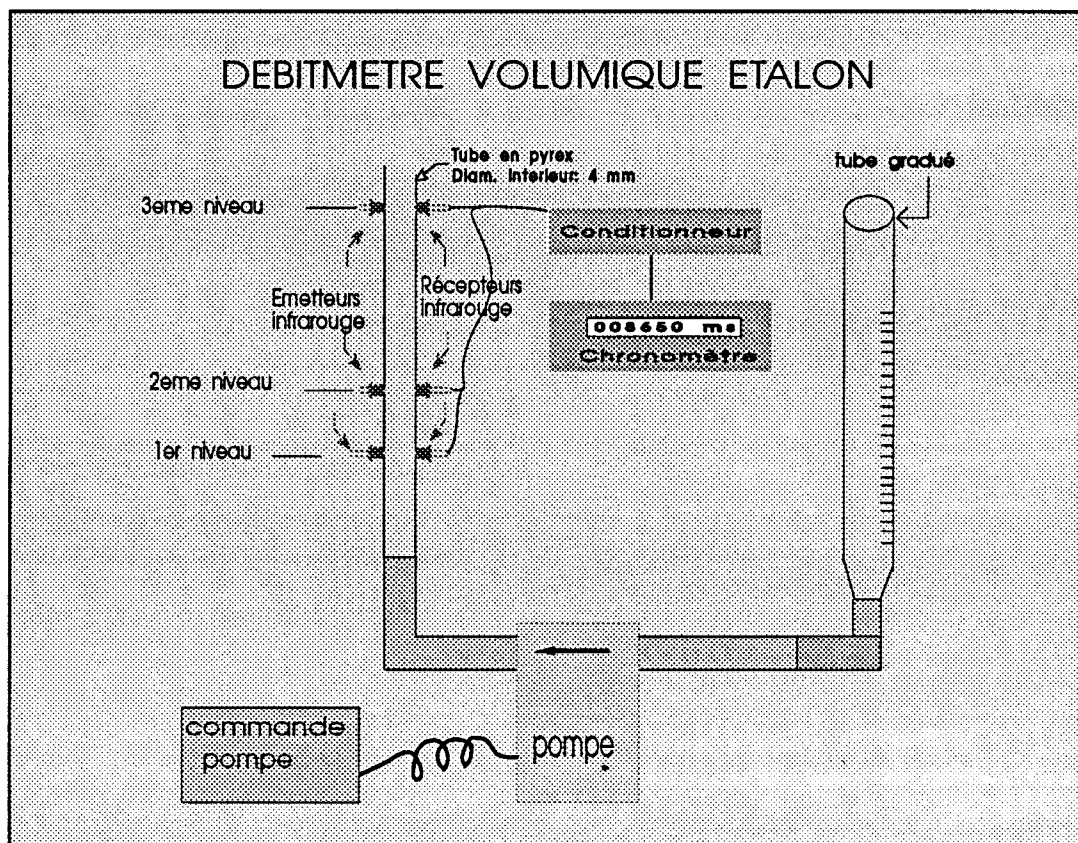


Figure 16 Débitmètre étalon

Le principe de fonctionnement consiste à mesurer avec précision le temps mis par le fluide pour remplir un volume connu matérialisé à l'aide de deux barrières infrarouge ( 2ème et 3ème niveau ) disposées sur un tube en pyrex.

Une barrière supplémentaire (1er niveau ) a été ajoutée afin de contrôler les instants de mise en route et l'arrêt de la pompe en dehors de la zone de mesure.

La mesure du volume compris entre les deux barrières infrarouge a été réalisée à l'aide d'un logiciel de pilotage spécifique comportant deux phases:

a: la pompe est actionnée, le tube se remplit, lorsque le fluide parvient au niveau 2, le micro-ordinateur coupe l'alimentation de la pompe. Le niveau est alors relevé sur le tube gradué en dixièmes de ml.

b: la pompe est relancée, et stoppée à nouveau lorsque le fluide franchit le 3ème niveau. La lecture du volume de liquide utilisé est effectuée sur le tube gradué et nous a permis de déterminer le volume compris entre les deux barrières, soit  $17.3 \text{ ml} \pm 0.1 \text{ ml}$  .

La mesure du temps écoulé entre le franchissement des deux barrières infrarouge permet d'en déduire le débit volumique à l'aide de la relation suivante :

$$\text{Débit} = \text{Volume} / \text{temps écoulé}$$

qui correspond à la valeur moyenne du débit durant la première période de mesure.

## II.1.2 DISPOSITIF AUTOMATIQUE D'ETALONNAGE DES DEBITMETRES THERMOELECTRIQUES

### II.1.2.1 CIRCUIT DU FLUIDE

Le circuit parcouru par le fluide est représenté sur la figure 17

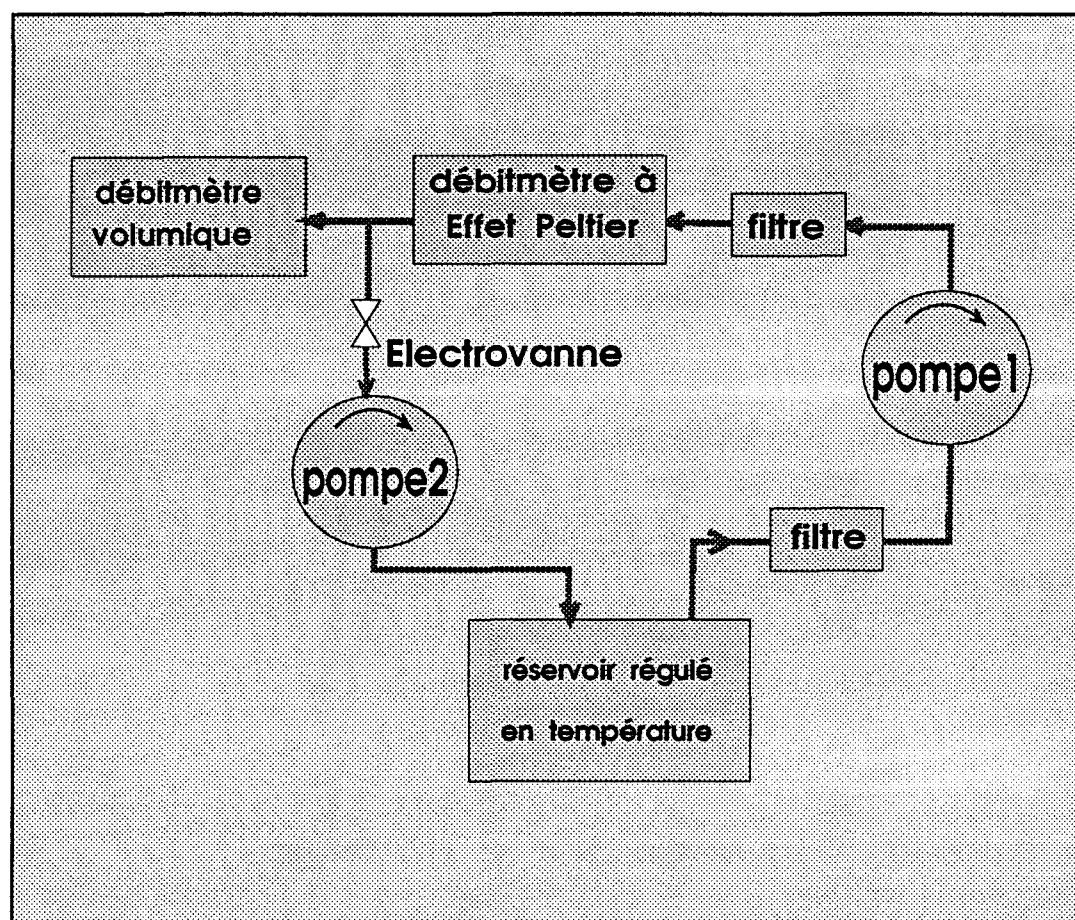


Figure 17 Circuit du fluide

Le liquide est prélevé dans le réservoir régulé en température à l'aide d'une pompe à engrenages (pompe 1) puis est injecté dans le débitmètre à effet Peltier. Des filtres disposés en amont et en aval de la pompe permettent de retenir d'éventuelles impuretés présentes dans le fluide. Lors de la phase de mesure, l'électrovanne EV est fermée et le fluide issu du débitmètre à effet Peltier est dirigé vers le débitmètre étalon.

Le micro-ordinateur mesure le temps nécessaire pour que le fluide remplisse la portion de tube délimitée par les barrières infrarouge. Pour les gammes de débit étudiés en pratique, la durée de mesure pouvait varier de 10 à 200 secondes.

Après chaque phase de mesure, il est nécessaire de vider le tube du débitmètre étalon. Cette fonction est assurée à l'aide d'un micro-ordinateur qui stoppe la pompe 1 puis ouvre l'électrovanne et actionne la pompe de vidange (pompe 2) jusqu'à ce que le liquide parvienne au niveau 1. une phase de mesure peut alors recommencée.

### II.1.2.2 CIRCUIT ELECTRIQUE

Le dispositif automatique d'étalonnage des débitmètres thermoélectriques est représenté sur la figure 18

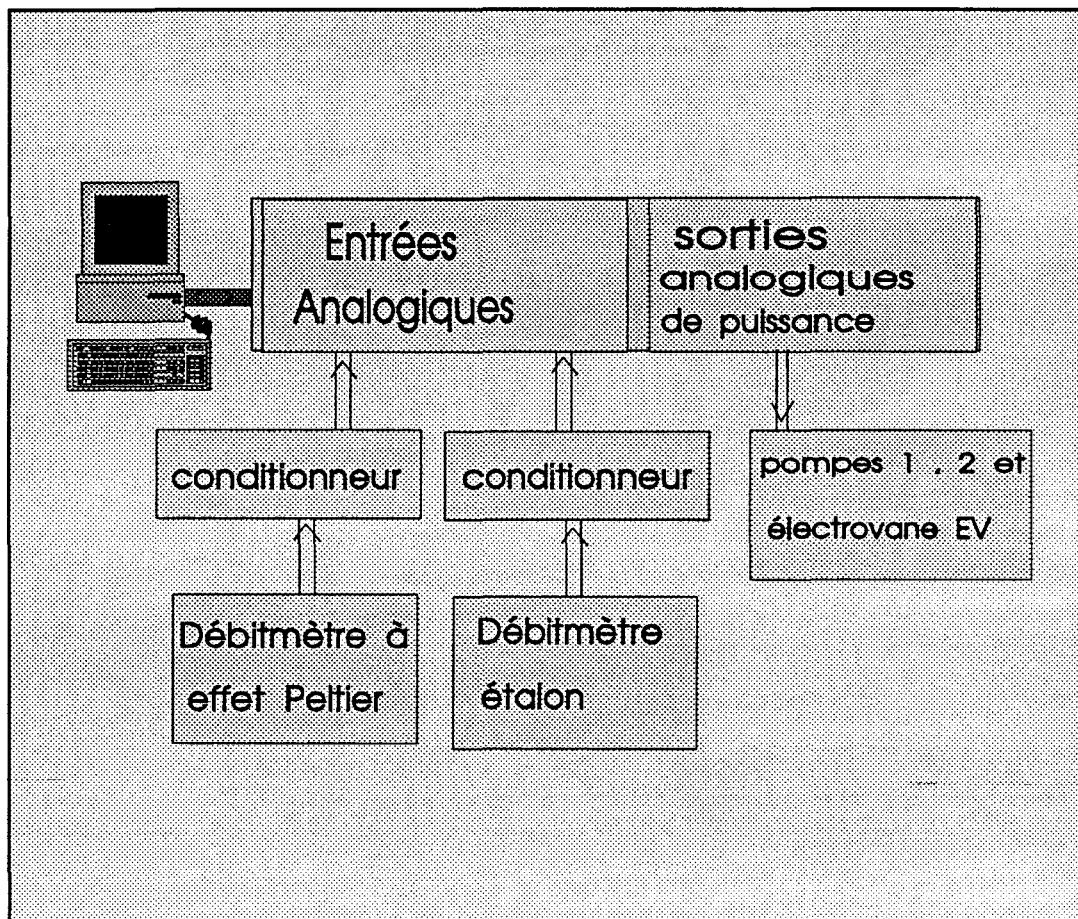


Figure 18 Circuit électrique

Ce circuit est destiné à assurer l'interfaçage entre le micro-ordinateur et les différents capteurs actionneurs constituant le dispositif automatique d'étalonnage.

Les conditionneurs associés au débitmètre à effet Peltier ainsi qu'au débitmètre étalon sont connectés sur les entrées analogiques de l'interface.

La pompe de vidange et l'électrovanne, bien que fonctionnent en tout ou rien, ont également

été connectées sur des sorties analogiques de puissance qui étaient inutilisées.

La pompe à engrenage est connectée sur une sortie analogique de puissance (100 W) ce qui permet de commander à l'aide du micro-ordinateur, la vitesse de la pompe et en conséquence la valeur du débit dans le circuit de fluide. Le programme a été conçu de façon à permettre le relevé automatique des courbes d'étalonnage des débitmètres à effet Peltier.

Au départ, le micro-ordinateur impose une vitesse nulle au fluide et enregistre la tension issue du débitmètre à effet Peltier. Puis la tension d'alimentation de la pompe est incrémentée afin d'assurer un ensemble de mesures de débit volumique à l'aide du débitmètre étalon ainsi que le relevé de la tension délivrée par le débitmètre à effet Peltier.

Cette opération est répétée jusqu'à ce que la gamme de débit désiré soit couverte.

Ce dispositif a fonctionné plusieurs années sans problèmes et a donné toute satisfaction en matière de reproductibilité des mesures et de fiabilités.



## II.2 LE CONDITIONNEUR DE SIGNAL

Dans la partie théorique, nous avons montré qu'un circuit thermoélectrique parcouru par un courant électrique délivrant une f.c.e.m, résultant des gradients de température induite par effet Peltier le long du circuit.

Le circuit thermoélectrique présentant une résistance électrique ( $R_c$ ), la ddp  $\Delta V$  entre les connexions du circuit, parcouru par un courant ( $I$ ) est donc de la forme:

$$\Delta V = R_c I + v \quad (39)$$

$v$  : étant la f.c.e.m d'origine thermoélectrique à mesurer précisément.

Pour extraire la f.c.e.m  $v$  de la ddp  $\Delta V$ , nous allons tout d'abord étudier une solution classique en pont de Wheastone, puis un montage à interruption de courant.

### II.2.1 SOLUTION CLASSIQUE

Le circuit est introduit dans un pont de Wheastone (figure 19 ), les résistances  $R_1$  et  $R_2$  étant ajustées de façon à annuler la chute ohmique  $R_c I$  dans la résistance interne du capteur. Ce montage donnerait d'excellents résultats si la résistance interne du circuit thermoélectrique était constante quelque soit sa température .

En pratique, les circuits constantan-cuivre utilisés présentent un coefficient de température positif de l'ordre de  $0.6 \cdot 10^{-3}$  ce qui conduit à des erreurs de mesure très importantes comme le montre l'exemple suivant.

Considérons un circuit thermoélectrique constitué de 26 cellules et de longueur totale 400 mm, présentant une résistance électrique de  $8.2 \Omega$  à  $20 \text{ }^\circ\text{C}$ . A  $40 \text{ }^\circ\text{C}$ , la résistance électrique est de  $8.22 \Omega$ . Alimenté par un courant de 230 mA, la tension  $V_A - V_B$  varie donc de  $4600 \mu\text{V}$  lorsque la température du capteur évolue de  $20 \text{ }^\circ\text{C}$  à  $40 \text{ }^\circ\text{C}$ .

La variation en température de cette tension étant très supérieure à la fem à mesurer, la détermination directe de la fem thermoélectrique est pratiquement impossible.

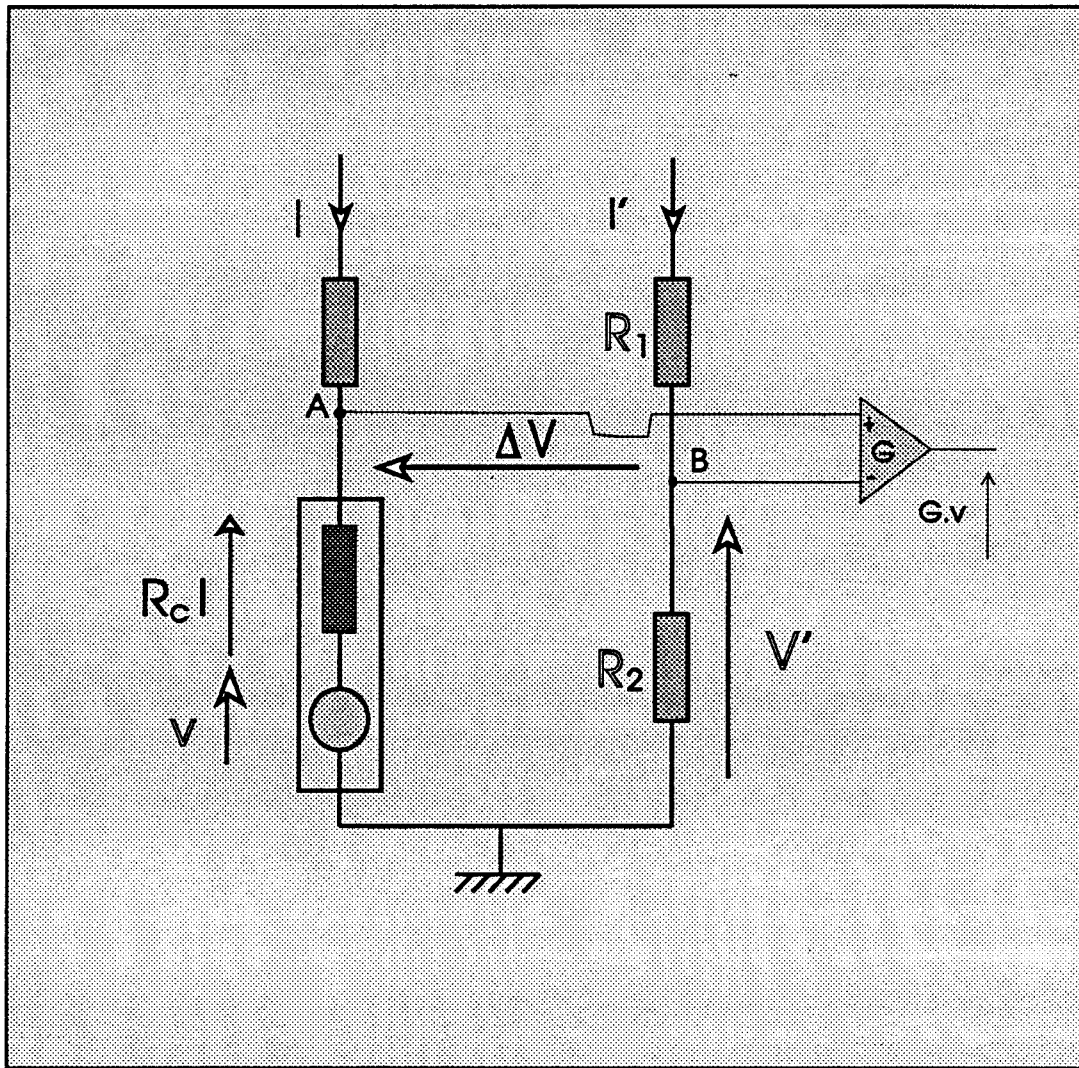


Figure 19 Montage en pont permettant la mesure de la fem thermoélectrique

### II.2.2 MESURE PAR INTERRUPTION DE COURANT

En examinant la relation (39), il apparaît que la mesure de la f.c.e.m thermoélectrique ( $v$ ) est immédiate lorsque le courant  $I$  est annulé, puisque dans ce cas la tension présente entre les connexions du capteur ( $\Delta V$ ) est égale à la tension thermoélectrique ( $v$ ) .

En pratique, cette méthode est exploitable si le courant ( $I$ ) est interrompu pendant un temps très court, ne permettant pas aux gradients thermique induits par effet Peltier de diminuer sensiblement.



Le circuit électronique réalisé est représenté figure 20

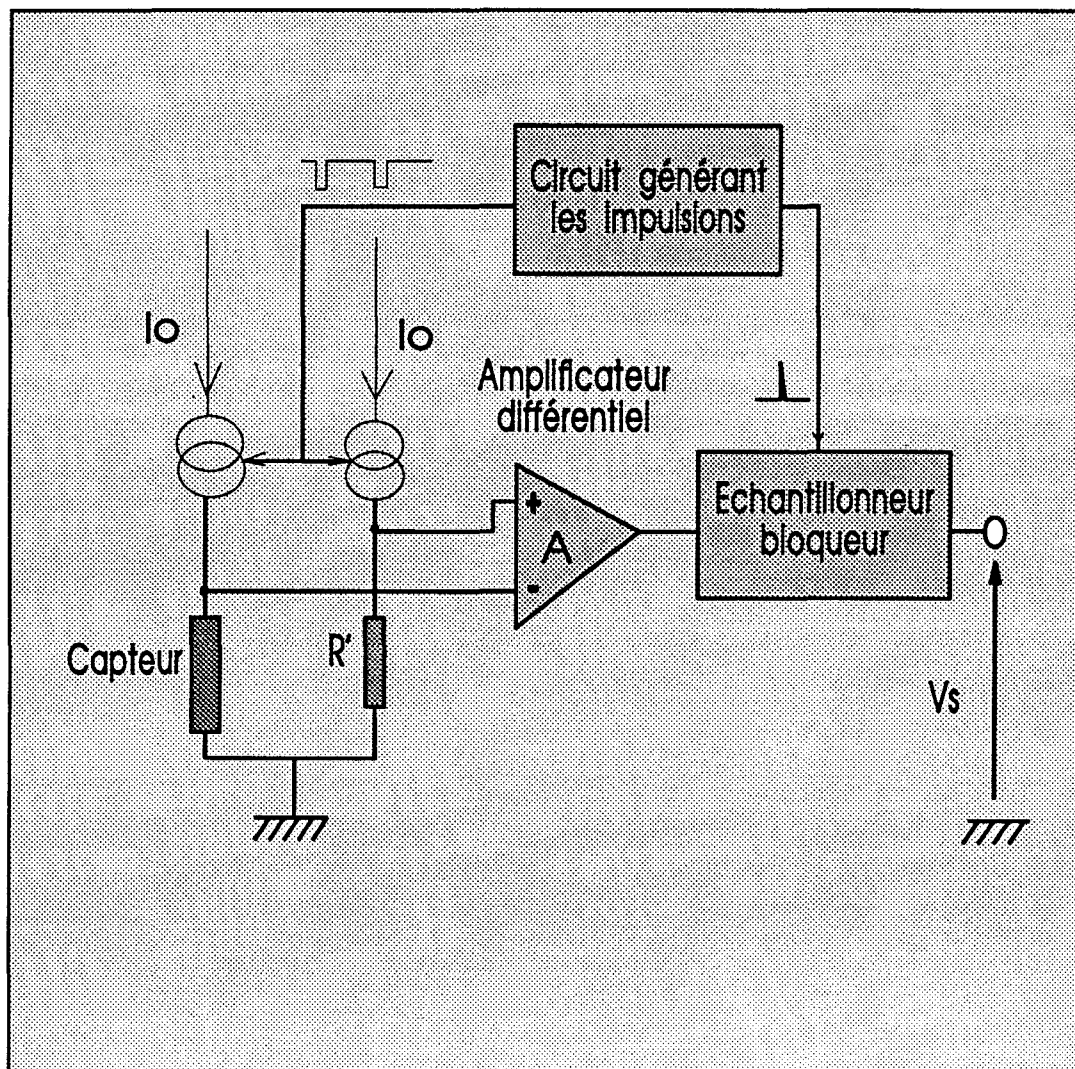


Figure 20 Schéma de principe complet du circuit de mesure de la fem thermoélectrique

Le capteur est alimenté par un générateur de courant pouvant être commandé en tout ou rien à l'aide d'un générateur de signaux de commande réalisé à l'aide de circuits logiques.

Un générateur de courant identique alimente une résistance fixe  $R'$ , approximativement égale à la résistance interne du capteur. Ce circuit a pour fonction de délivrer une tension égale à  $R'I$  durant la phase d'alimentation du capteur, évitant ainsi la saturation de l'amplificateur différentiel, ce qui permet de faire fonctionner le montage à fréquence plus élevée.



La figure 21 représente le diagramme temporel des différents signaux relevés sur le conditionneur.

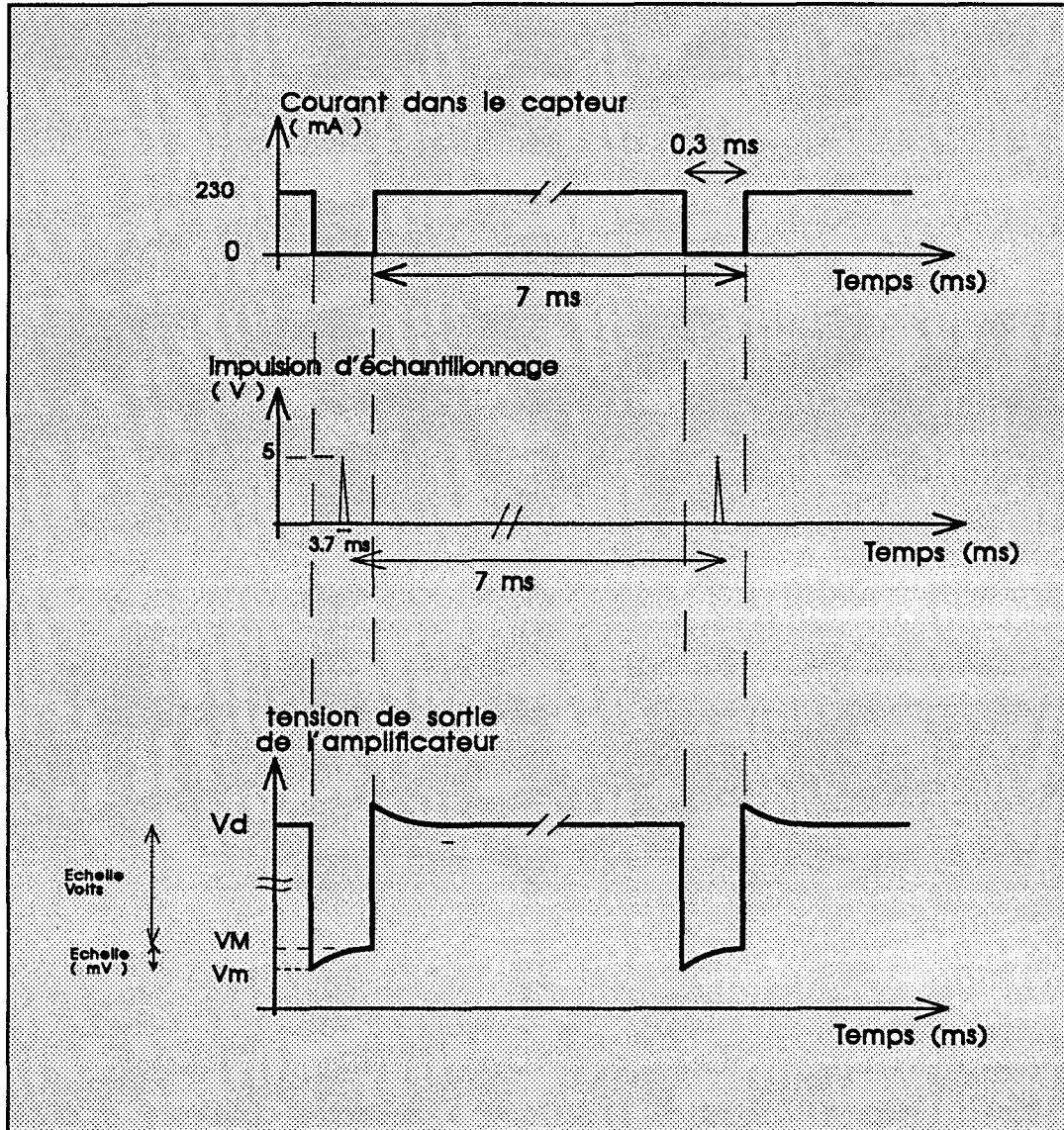


Figure 21 Signaux d'alimentation du pont et de sortie de l'amplificateur

L'évolution temporelle de la tension de sortie de l'amplificateur différentiel nous permet de confirmer l'hypothèse d'une très faible chute de la tension thermoélectrique lors de l'interruption de courant. Nous relevons en effet une perte de tension de 80  $\mu$ V peu importante vis à vis de la tension délivrée par le capteur qui est de 10 400  $\mu$ V.

Les impulsions d'échantillonnage issues du générateur de signaux de commande activent le circuit échantillonneur\_bloqueur un court instant après l'interruption du courant dans le circuit. Ce retard permet d'attendre l'annulation des transitoires électriques dûs à la capacité

et à l'inductance propres du capteur et de son câble de liaison (figure 22).

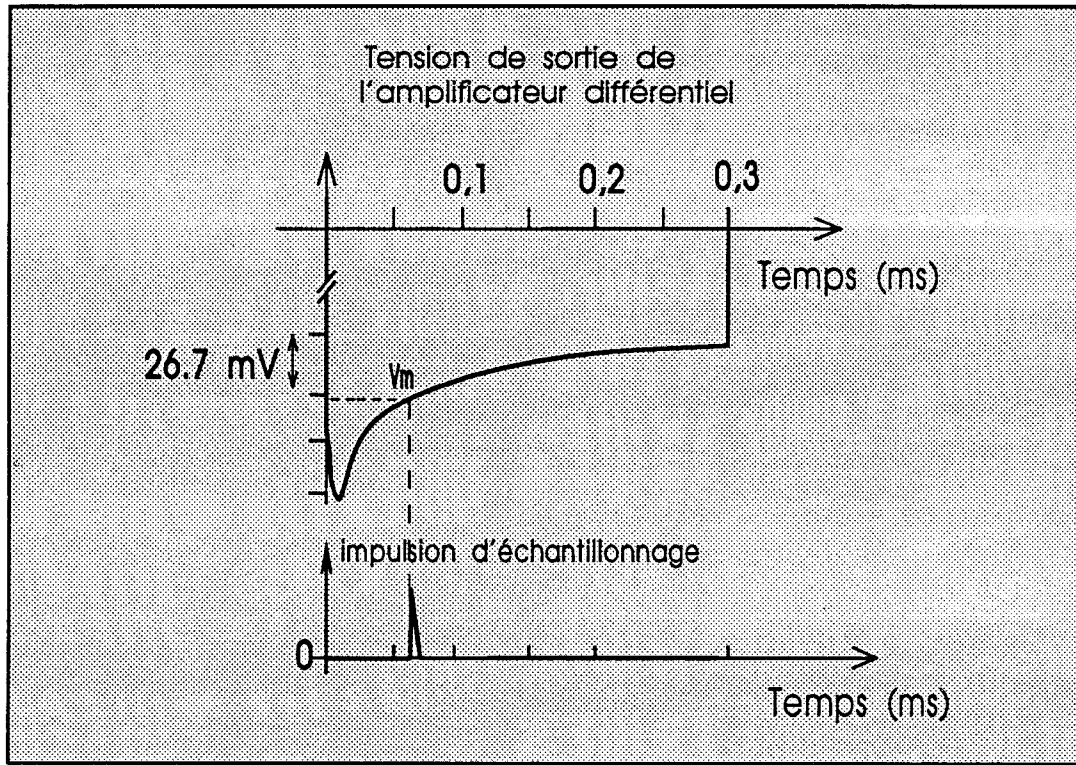


Figure 22 Signal de sortie de l'amplificateur lors de la phase de mesure et impulsion d'échantillonnage

dans ces conditions, nous disposons en sortie de l'échantillonneur\_bloqueur d'une tension continue, réactualisée toutes les 7.2 ms et égale à la f.e.m thermoélectrique multipliée par le gain de l'amplificateur .

### II.2.3 PERFORMANCES DU CONDITIONNEUR A INTERRUPTION DE COURANT

On se propose dans ce paragraphe de décrire un certain nombre de dispositifs de traitement, dits conditionneurs du signal, dont la fonction est en rapport direct avec la nature du signal telle que celle-ci résulte d'une part des caractéristiques propres du capteur et le cas échéant de son conditionneur et d'autre part des conditions pratiques de la mesure.

Les problèmes examinés concernent :

- \_ la linéarité
- \_ la tension de bruit ramenée à l'entrée
- \_ le temps de réponse
- \_ le coefficient de température

Pour effectuer ces mesures nous avons remplacé le circuit thermoélectrique par un circuit électrique présentant le même comportement électrique (figure 23.a)

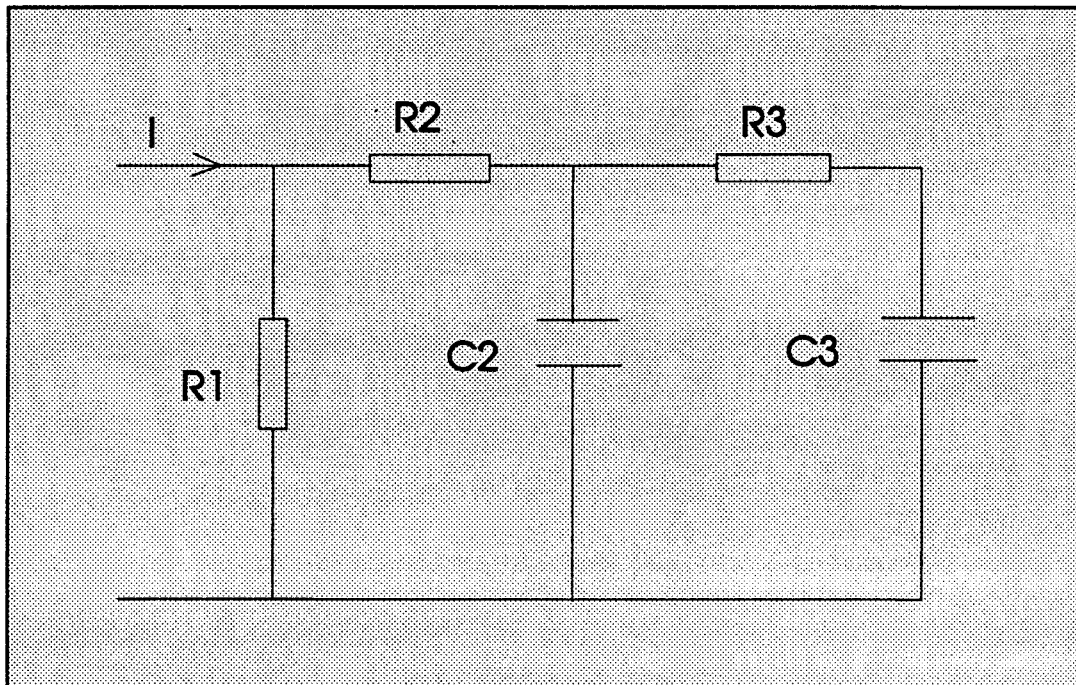


Figure 23.a Circuit électrique équivalent au circuit thermoélectrique

Avec :  $R_1 = 8.2 \Omega$  ,  $R_2 = 1.2 \text{ k}\Omega$  ,  $R_3 = 2.4 \text{ k}\Omega$

$C_2 = 22 \mu\text{F}$  ,  $C_3 = 100 \text{ nF}$

La valeur de  $R_1$  est sensiblement égale à la résistance interne du capteur (égale à  $8.2 \Omega$ ). Le produit  $R_2 C_2$  étant proche de la constante de temps thermique du capteur et le rapport  $R_1 / (R_1 + R_2)$  égale au coefficient de performance du circuit thermoélectrique.

Dans ces conditions lors de la phase d'alimentation du capteur, les capacités  $C_2$  et  $C_3$  sont chargées à une tension égale à  $R_1 I$ . Lors de l'interruption de courant la d.d.p entre les bornes du circuit est égale à  $v_{th} = R_1 I / (R_1 + R_2)$  et décroît avec une constante de temps  $R_3 C_3$  au début, et avec  $R_2 C_2$  pour la fin de la décroissance.

## \* Linéarité :

Dans cette partie, la variation de la résistance  $R_2$  entraîne, en gardant la valeur  $R_2 C_2$  constante, une variation de la tension de sortie du conditionneur, et dont la courbe est représentée sur la figure 23.b

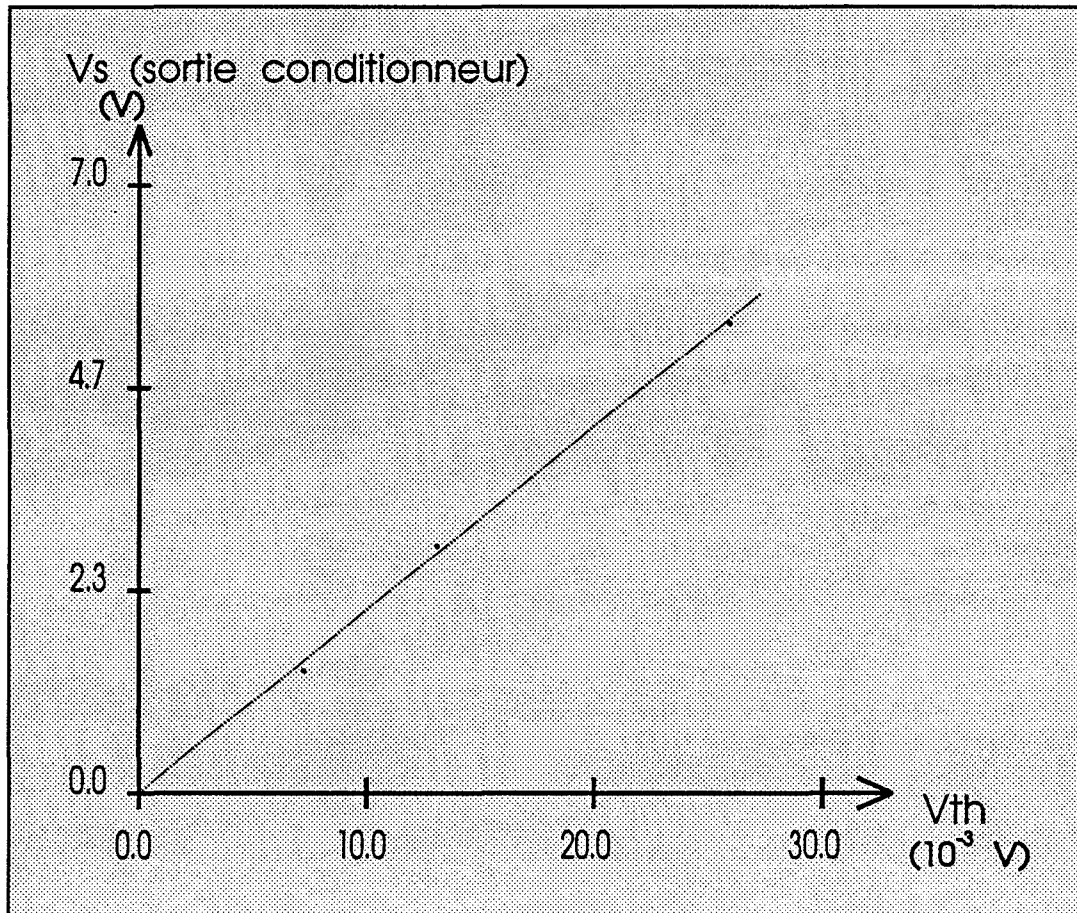


Figure 23.b Vérification de la linéarité de la tension de sortie conditionneur

avec  $V_{th} = R_1 I R_1 / (R_1 + R_2)$

On constate que la tension de sortie du conditionneur est proportionnelle à la variation de la fem thermoélectrique du capteur.

## \* Temps de réponse

Pour déterminer le temps de réponse, il est nécessaire de produire une variation brusque (échelon) à l'entrée du conditionneur. Pour cela une résistance de valeur 2.4 k $\Omega$  est introduit



en parallèle sur la résistance  $R_3$  du faux capteur. Les signaux relevés expérimentalement sont représentés sur la figure 23.c

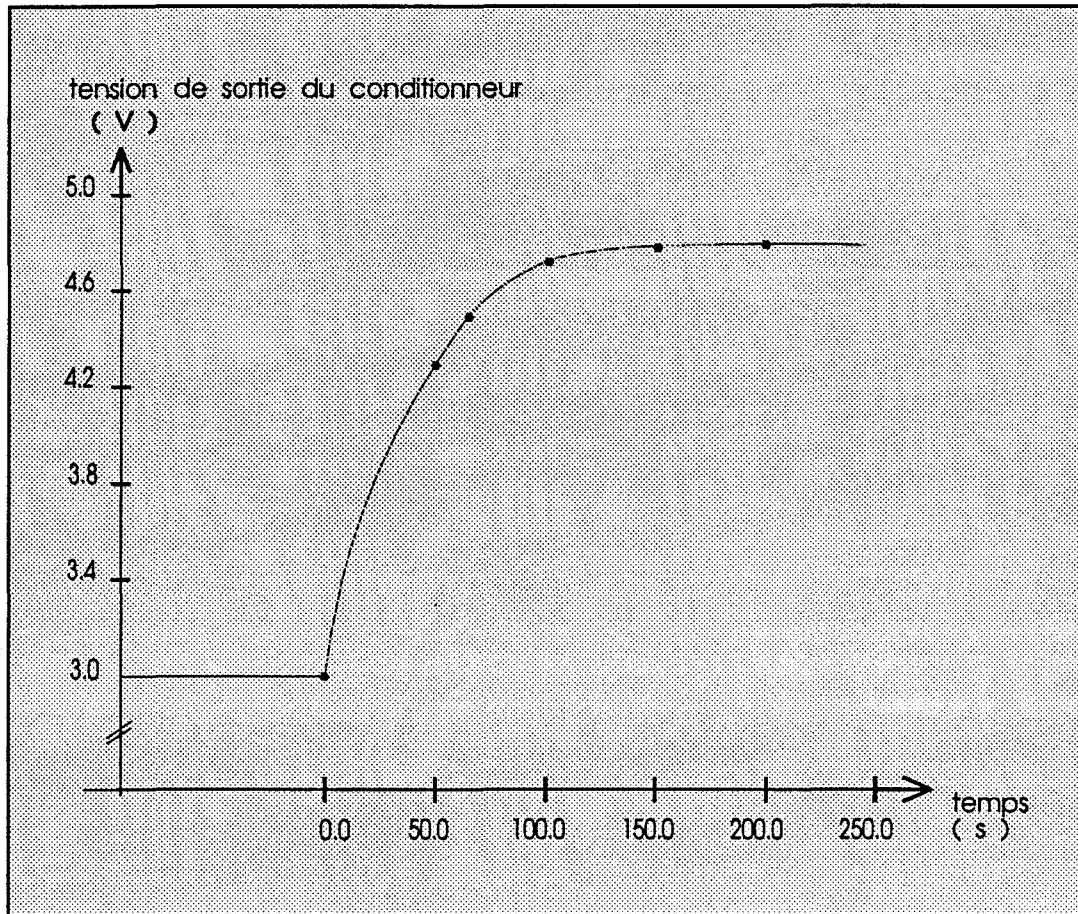


Figure 23.c Réponse indicielle de la tension de sortie du conditionneur

Le temps de réponse  $\tau$  correspondant à la croissance de  $V_s$  jusqu'à 90 % de sa variation totale est de 85 ms.

\* Coefficient de température du conditionneur

Dans cette partie, le conditionneur est soumis à une variation de température afin de connaître son comportement.

à 20 °C  $V_{s1} = 2.965$  Volts

à 55 °C  $V_{s2} = 2.964$  Volts



On remarque qu'il n'y a pas de variation de la tension de sortie du conditionneur en fonction de température, ce qui nous laisse à conclure que l'électronique n'est pas influencée par la température.

\* Tension de bruit ramenée à l'entrée

C'est la fluctuation de tension de sortie du conditionneur divisée par le gain de l'ampli (1000), elle est de l'ordre de  $10^{-6}$  volts.

La base de temps du conditionneur a été modifiée de façon à délivrer des signaux de rapport cyclique 0.5. L'évolution temporelle de la f.c.e.m thermoélectrique d'un capteur immergé dans l'eau immobile est représenté sur la figure 23.d

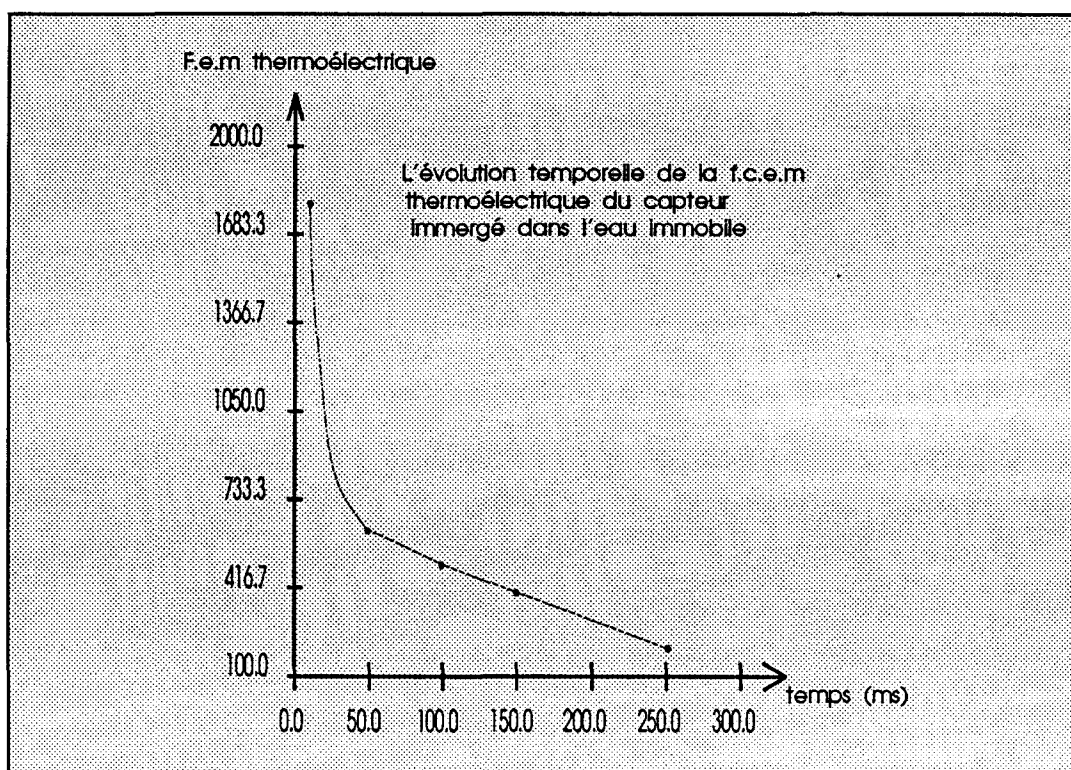


Figure 23.d Evolution temporelle de la fem thermoélectrique du capteur immergé dans l'eau immobile

La résistance interne du capteur étant de 8.2 ohms, le courant d'alimentation est de 233 mA, les valeurs des capacités ont été ajustées afin d'obtenir sensiblement la même décroissance en connectant alternativement le capteur, puis le circuit électrique équivalent.

# Chapitre 3

## RESULTATS EXPERIMENTAUX

### III.1 PRINCIPE DE MESURE DE VITESSE DU FLUIDE PAR EFFET PELTIER

Lorsque le circuit thermoélectrique est traversé par un fluide en mouvement, les échanges à travers la surface latérale du circuit sont favorisés. Plus la vitesse de déplacement du fluide est élevée, plus les quantités de chaleur fournies ou extraites par le fluide aux sources entretenues par effet Peltier sont importantes.

L'échange d'énergie entre le circuit et le milieu fluide en mouvement peut être décrit à l'aide d'un coefficient d'échange introduit dans la formulation classique. En première approximation, le circuit thermoélectrique est considéré monodimensionnel. Comme le rapport existant entre la longueur et la largeur du circuit est très important, l'échange local de chaleur entre le fluide en mouvement et un point du circuit d'abscisse  $x$  pourra être représenté par un coefficient d'échange local  $h(x)$ .

Pour établir une relation entre le coefficient d'échange thermique  $h(x)$  et le facteur de géométrie  $K$ , il faut introduire un coefficient d'échange moyen  $h_m$ , résultant de l'intégration de  $h(x)$  le long du circuit de longueur  $L$ :

$$h_m = \frac{1}{L} \int_0^L h(x) dx$$

La relation entre  $h$  et  $K$  devient:

$$K = 2 \cdot l_c \cdot \frac{h_m}{\lambda}$$

Avec :  $l_c$  : largeur du circuit (en mm)

$\lambda$  : conductivité thermique du fluide (W/m.K)

On peut introduire aussi la relation existante entre le coefficient  $h_m$  et le nombre de Nusselt moyen  $Nu_m$ :

$$h_m = \frac{\lambda \cdot Nu_m}{D}$$

où  $D$  représente la largeur du circuit.

La relation donnant le coefficient K devient :

$$K = 2l_c \frac{Nu_m}{D}$$

Afin de déterminer la relation entre K et la vitesse d'écoulement du fluide , il suffit de rappeler et utiliser la relation de Kramer fréquemment utilisée pour caractériser les anémomètres à fils ou à films chauds:

$$Nu = 0.42 Pr^{0.22} + 0.57 Pr^{0.33} Re^{0.5}$$

où - Re est le nombre de Reynolds:

$$Re = U \frac{l_c}{\nu}$$

Avec U: vitesse du fluide

$l_c$ : largeur du circuit thermoélectrique

$\nu$  :viscosité cinématique

$$\nu = \frac{\mu}{\rho}$$

$\mu$  : viscosité dynamique

$\rho$  : masse volumique

-Pr est le nombre de Prandtl:

$$Pr = \frac{\mu c_p}{\lambda}$$

Avec  $c_p$  : chaleur massique à pression constante

$\lambda$  : conductivité thermique du fluide

$\delta$  : diffusivité thermique

En posant  $\delta = \frac{\lambda}{\rho c_p}$

On obtient  $Pr = \nu / \delta$  qui est uniquement fonction de la nature du fluide .

le nombre de Nusselt devient:

$$Nu = 0.42 Pr^{0.22} + 0.57 Pr^{0.33} \left(\frac{l_c}{\nu}\right)^{0.5} U^{0.5}$$

Pour un fluide donné, la seule variable est sa vitesse d'écoulement puisque le nombre de Nusselt est fonction de seule vitesse U.

$$Nu = a + b U^{0.5}$$

en utilisant la relation rappelée précédemment entre K et Nu, on obtient :

$$K = a_1 + b_1 U^{0.5}$$

Nous nous limiterons donc à l'étude expérimentale de la dépendance de la F.e.m délivrée par le circuit en fonction du débit volumique ou massique du fluide injecté. Cette dépendance sera déterminée pour chaque configuration obtenue en faisant varier la géométrie des circuits d'une part et la nature du fluide utilisé d'autre part.

L'intérêt des résultats expérimentaux est de permettre de déterminer la relation mathématique entre la vitesse du fluide et la fem délivrée.

### III.2 REALISATION DU DEBITMETRE

Le circuit thermoélectrique est constitué par un laminé de constantan en forme de ruban recouvert d'un grand nombre d'électrodes plaquées régulièrement espacées de longueur totale 400 mm et de largeur 0.3 mm.(figure 24.)

Le circuit est protégé par du kapton (50  $\mu\text{m}$ ) afin d'avoir une bonne protection chimique et électrique envers le fluide utilisé et une bonne robustesse.

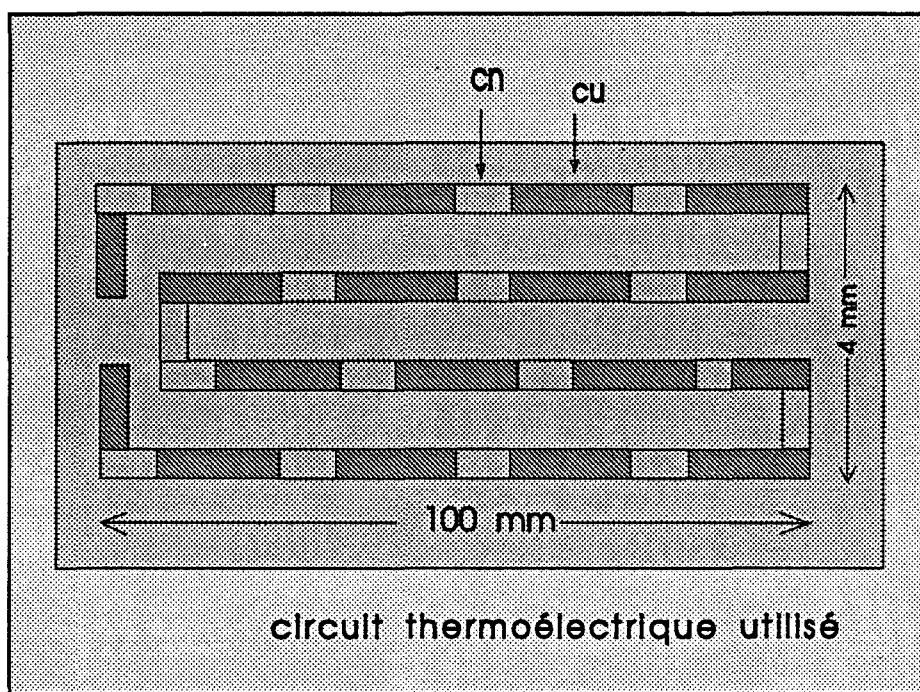


Figure 24 circuit thermoélectrique

Le circuit ainsi réalisé est placé dans une canalisation de section droite rectangulaire qui sera traversée par un fluide en mouvement. Le fond de la canalisation est une plaque de plexiglas dans laquelle a été fraisée une rainure. La longueur de la rainure est de 130 mm et sa largeur est de 6 mm . La pièce a une longueur de 150 mm, une largeur de 25mm et une hauteur de 10 mm. Le schéma représentatif est présenté sur la figure 25 .

Une autre pièce en plexiglas semblable à la première lui sert de couvercle amovible et étanche.

Nous avons réalisé plusieurs prototypes de débitmètre ne différent les uns des autres que par la profondeur de la rainure, afin de déterminer la variation de la fem délivrée par le circuit thermoélectrique en fonction de la vitesse moyenne du fluide environnant.

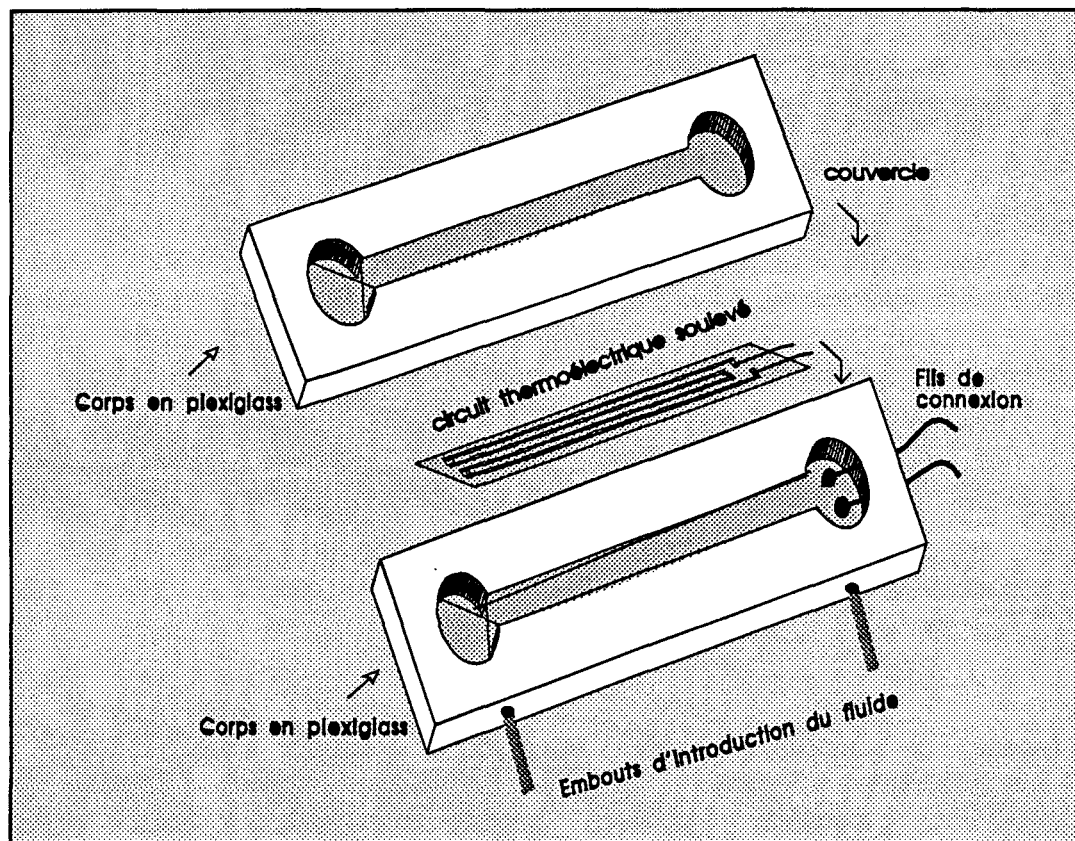


Figure 25 Débitmètre expérimental



### III.3 RESULTATS EXPERIMENTAUX

#### III.3.1 CAS DE L'EAU

##### Caractérisation du débitmètre

L'objectif de cette partie est la détermination de la loi de variation de la fem délivrée par le circuit thermoélectrique en fonction du débit du fluide utilisé.

Pour un courant d'intensité déterminée l'amplitude des écarts de température entre jonctions thermoélectriques dépend de la longueur des électrodes plaquées et de la distance intermédiaire.

Cette différence de température proportionnelle à la fem détecté dépend également de la nature de fluide, et de sa vitesse moyenne. Les premières expériences ont été réalisées en faisant circuler de l'eau pure dans la canalisation. Pour mettre en évidence cette dépendance avec les caractéristiques géométriques, une série de mesures a été faite avec des circuits référencés type1, 2 et 3 ayant des électrodes de même largeur et épaisseur, mais de longueurs différentes.

Chacun des circuits à 400 mm de longueur et 0.3 mm de largeur. Le circuit noté 2 (type 2) a des électrodes de longueur optimisées pour donner une sensibilité maximale en fonction des variations de la vitesse du fluide.

Les autres circuits (notés 1 et 3), les dimensions des électrodes non optimisées, c'est à dire volontairement modifiées de façon à avoir des sensibilités théoriques inférieures à celle du type2.

L'ensemble de l'optimisation s'est effectué expérimentalement. Les paramètres dimensionnels ont été modifiés de façon dichotomique, pour chaque fluide, en vue de converger vers les meilleurs sensibilités. La cohérence des résultats a été ensuite vérifiée à l'aide d'un logiciel de simulation développé au laboratoire. Ce logiciel travaille de façon monodimensionnelle et utilise une séquence de calculs analytique beaucoup plus efficace qu'un code de calcul de type équations aux éléments finis. Compte tenu des approximations du modèle, les résultats expérimentaux se rapprochent des solutions obtenues avec une précision de l'ordre de 10%.

Les dimensions des trois types de circuits thermoélectriques sont données dans le tableau suivant :



circuits	largeur (mm)	longueur(mm) cuivre	longueur(mm) constantan
type 1	0.3	0.8	0.1
type 2	0.3	1.17	0.37
type 3	0.3	3	0.85

Le fluide utilisé pour les différentes courbes étant de l'eau de conductivité thermique  $\lambda$  égale à 0.569 W/m.K, maintenue à une température égale à 25.5 °C.

Le seul paramètre variable pour cette série de mesures est la profondeur de la rainure.

Les relevés expérimentaux représentés sur la figure 26-1 , représentent la variation de la fem délivrée par le circuit thermoélectrique en fonction du débit du fluide environnant.

Afin de mieux comparer les sensibilités des circuits , nous avons tracé la différence de la fem par unité de puissance c'est à dire par mW en fonction de débit du fluide circulant dans la canalisation .

Afin de vérifier si la loi de King est vérifiée, nous avons tracé la variation de la Fem par unité de puissance en fonction de la racine carrée du débit. Les courbes obtenues étaient sensiblement des droites de pentes différentes. Nous pouvons conclure que la modélisation des échanges convectifs à l'aide de la loi de King est validée.

Les graphes de la figure 26 présentent les courbes obtenues pour les trois types de circuits disposés dans une rainure de profondeur 3 mm.

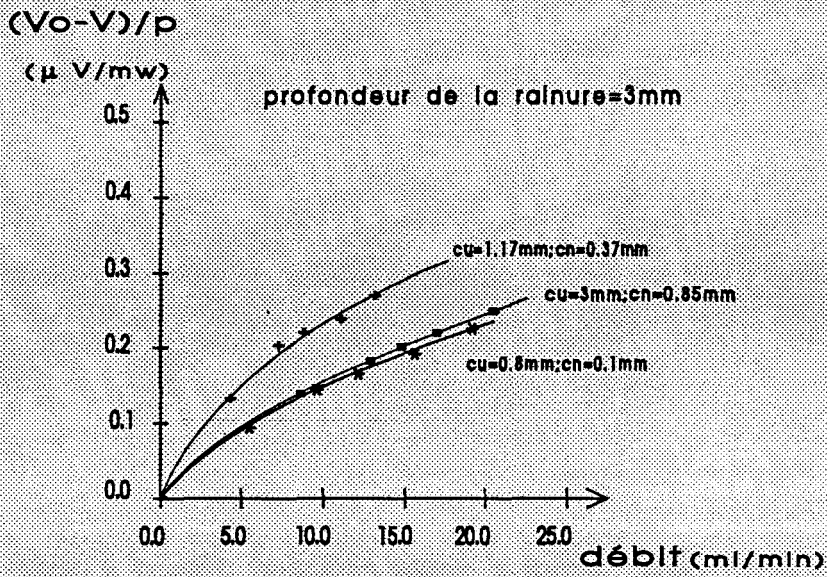


Figure 26-1 Variation de la Fem par unité de puissance en fonction du débit

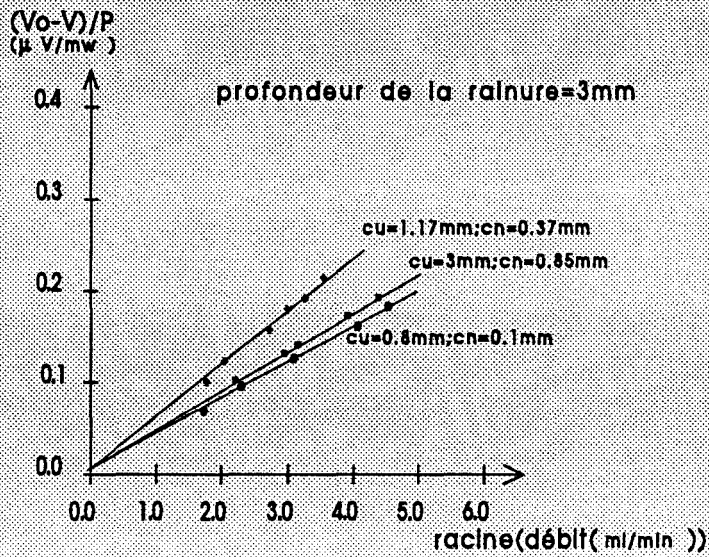


Figure 26-2 Variation de la Fem par unité de puissance en fonction de la racine carrée du débit



Le premier graphe 26-1 représente la variation de la fem par unité de puissance en fonction du débit. On observe que la sensibilité des capteurs diminue alors, que le débit augmente. Ce phénomène correspond bien à la loi de King, puisque lorsque l'axe des abscisses est gradué suivant la racine carré du débit (figure 26-2) la loi de variation est sensiblement linéaire.

On constate d'autre part que les calculs d'optimisations de sensibilités des circuits sont validés, puisque le circuit optimisé (type2) présente la meilleure sensibilité.

D'autres mesures ont été effectuées pour une rainure de profondeur 4 mm et les résultats sont présentés sur la figure 27 .

Les courbes obtenues présentent une similitude avec les courbes obtenues pour la rainure 3 mm. On constate également que le circuit optimisé (type2) présente la meilleure sensibilité.

Les mêmes constatations sont faites pour les autres profondeurs de rainures : 5 mm et 7 mm, c'est à dire que le circuit optimisé (type2) présente toujours une sensibilité maximale et les résultats sont présentés sur les figures 28 et 29 .

Un tableau comparatif des sensibilités comportant toutes les combinaisons de type de circuit et de profondeur de rainure est présenté ci-dessous:

sensibilités ( précision < 5% ) ( $\mu\text{V}\cdot\text{min}/(\text{mW}\cdot\text{ml})$ )			
circuits _____	type 1	type 2	type 3
profondeurs (mm)			
3 ± 0.1	0.041	0.059	0.044
4 ± 0.1	0.049	0.074	0.047
5 ± 0.1	0.054	0.095	0.049
7 ± 0.1	0.036	0.052	0.045

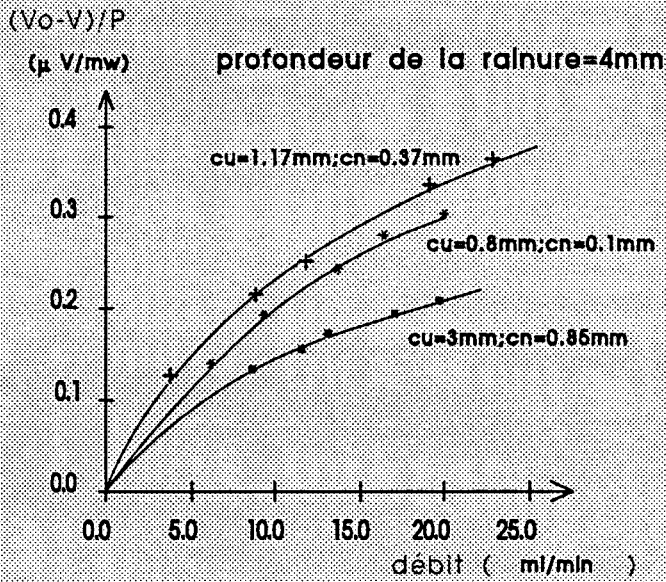


Figure 27-1 Variation de la Fem par unité de puissance en fonction du débit

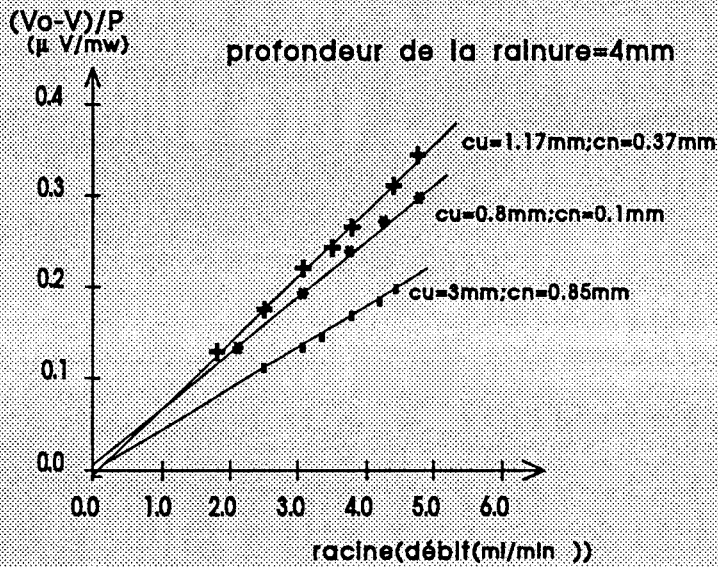


Figure 27-2 Variation de la Fem par unité de puissance en fonction de la racine carrée du débit



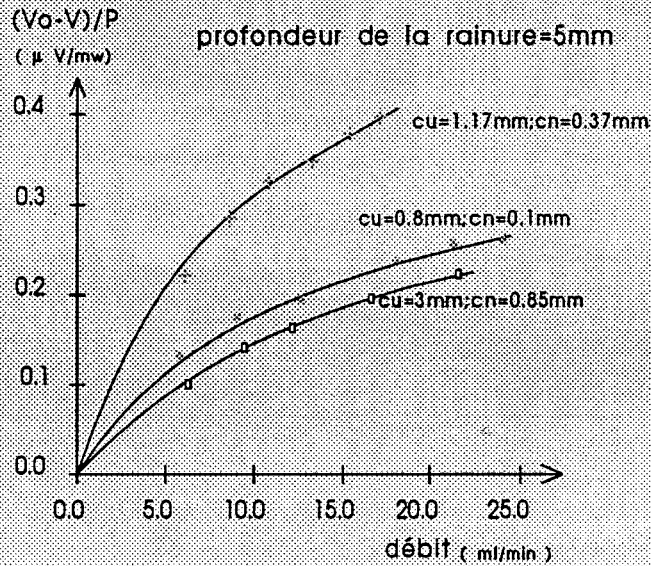


Figure 28-1 Variation de la Fem par unité de puissance en fonction du débit

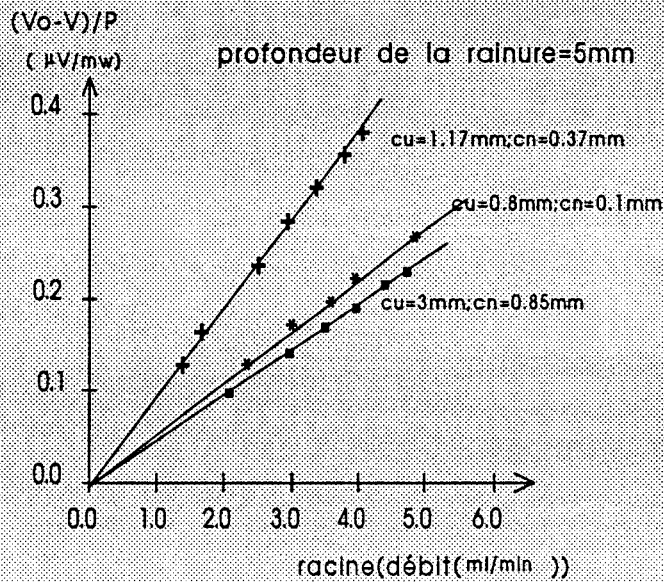


Figure 28-2 Variation de la Fem par unité de puissance en fonction de la racine carrée du débit



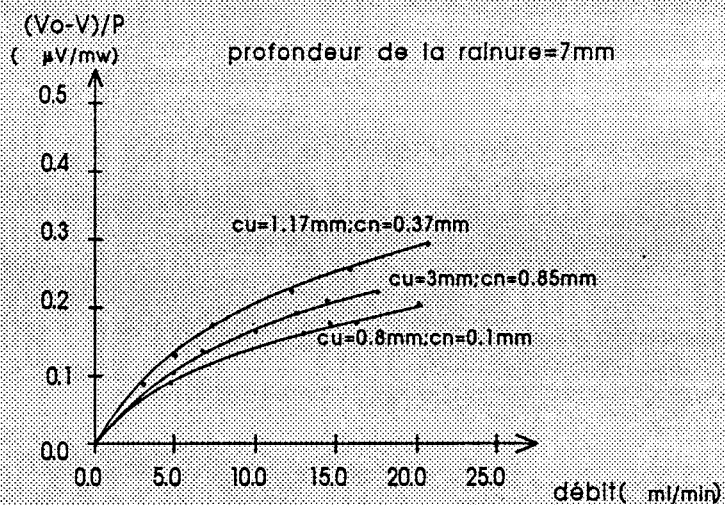


Figure 29-1 Variation de la Fem par unité de puissance en fonction du débit

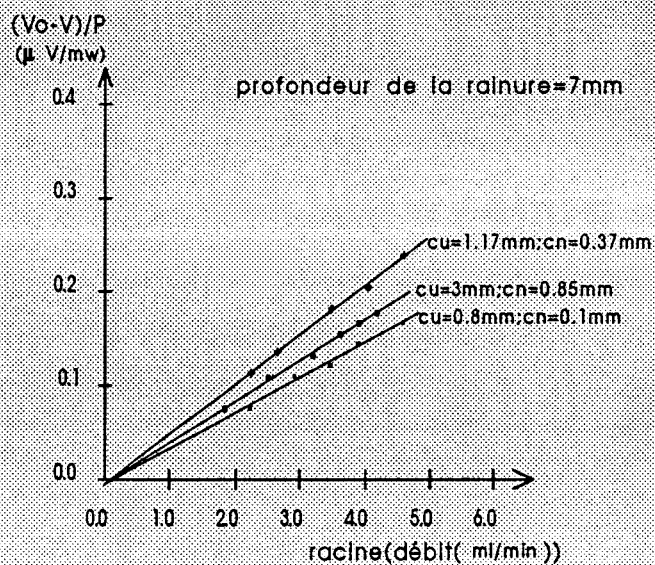


Figure 29-2 Variation de la Fem par unité de puissance en fonction de la racine carrée du débit



La courbe représentative de la sensibilité en fonction de la profondeur de la rainure pour chaque type de circuit peut être tracer à partir des résultats précédents, et présentée sur la figure 30 .

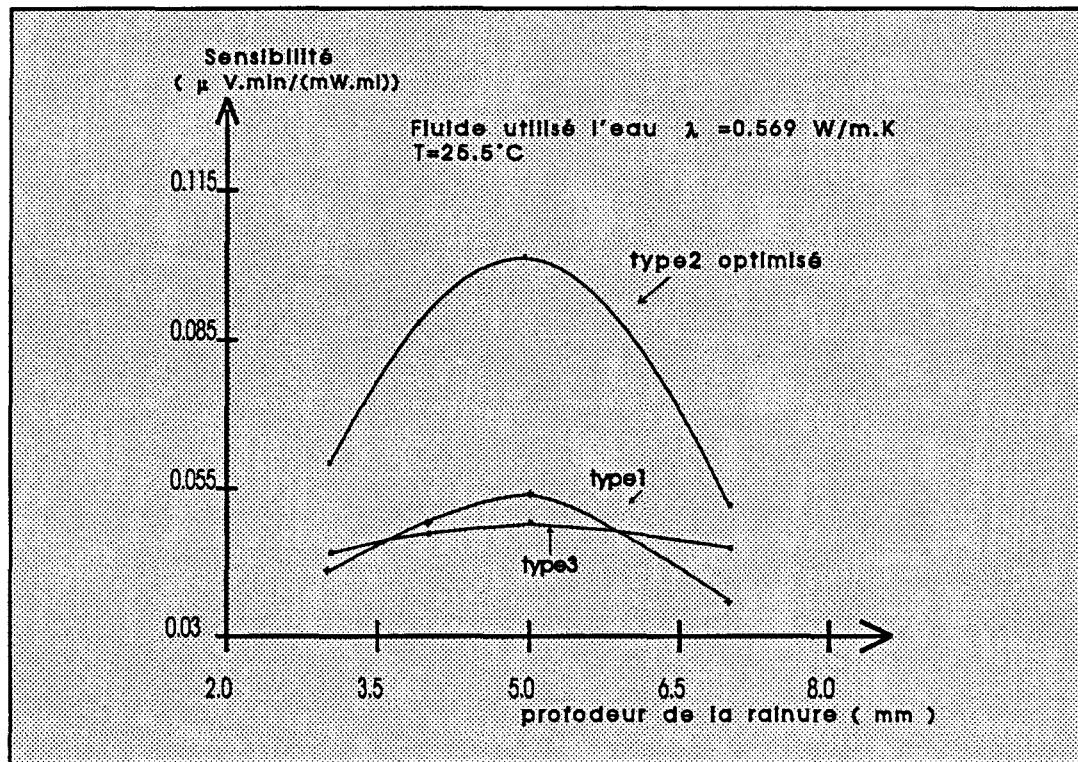


Figure 30 Variation de la sensibilité en fonction de la profondeur de la rainure

On constate que la sensibilité maximale est obtenue par le circuit optimisé (type 2), pour la profondeur de rainure 5 mm.

#### \* Etude du changement de la largeur de la cellule

Afin de définir expérimentalement le domaine d'application de notre modélisation théorique et pour compléter notre étude, nous avons réalisé un circuit thermoélectrique de même longueur d'électrodes mais de largeur plus grande ( 0.4 mm ).

A partir des résultats expérimentaux présentés sur la figure 31, il apparait que le circuit de largeur 0.3mm a une sensibilité meilleure que celle du circuit de largeur 0.4mm, ce qui est conforme à la théorie puisque la sensibilité diminue lorsque la largeur de la piste augmente.

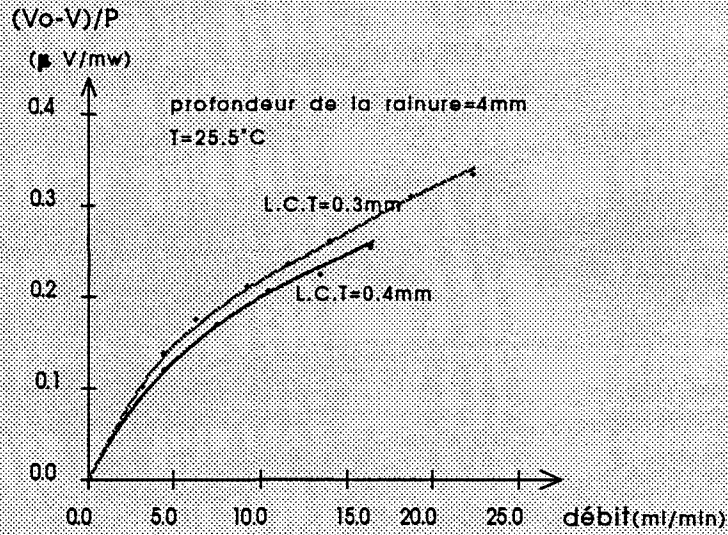


Figure 21-1 Variation de la Fem par unité de puissance en fonction du débit

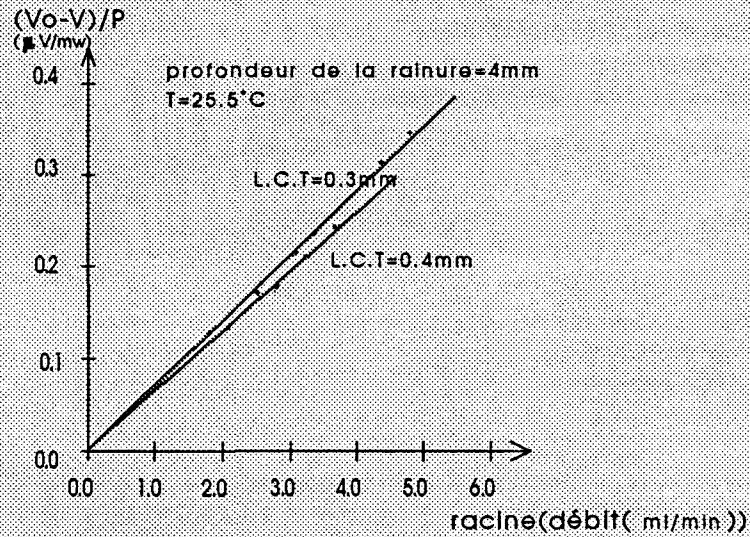


Figure 21-2 Variation de la Fem par unité de puissance en fonction de la racine carrée du débit

L.C.T=largeur de la cellule thermoélectrique



**III.3.2 CAS DE L'HUILE**

Avec le même dispositif expérimental nous avons réalisé une autre étude semblable à la précédente en remplaçant l'eau par un fluide de nature différente, de l'huile végétale dont la conductivité thermique ( $\lambda=0.169$  W/m.K) est plus faible que celle de l'eau ( $\lambda=0.567$  W/m.K). Pour mettre en évidence l'influence de la seule conductivité thermique du fluide circulant dans le débitmètre, nous avons utilisé les mêmes circuits thermoélectriques disposés dans les mêmes profondeurs de rainures.

Les mesures ont été effectuées avec de l'huile considérée à la température 21.5 °C et que la largeur des différents circuits thermoélectriques égale à 0.3 mm. Le seul paramètre variable est la profondeur de la rainure.

Les résultats expérimentaux réalisés avec la profondeur de rainure 3 mm sont présentés sur la figure 32.

Les résultats obtenus pour des rainures de profondeurs 4 mm , 5 mm et 7 mm sont présentés sur les figures 33 , 34 et 35.

On constate cette fois que le circuit type 3 présente toujours la sensibilité maximale, alors que le circuit de type 2 était le plus performant pour l'eau.

Ce résultat peut être interprété en considérant la différence entre les conductivités thermiques des fluides. La conductivité thermique de l'huile étant beaucoup plus faible que celle de l'eau (environ 4 fois plus petite ), il est nécessaire que le conducteur thermique entre deux jonctions cuivre-constantan soit plus important, ce qui conduit à une longueur plus grande. Dans notre cas, la longueur du cuivre passe de 1.17 mm à 3 mm et celle du constantan de 0.37 mm à 0.85 mm .

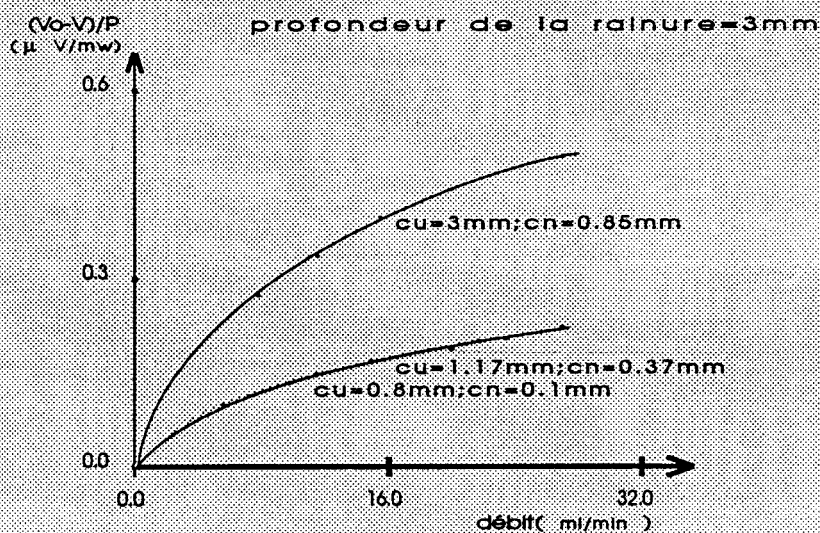


Figure 32-1 Variation de la Fem par unité de puissance en fonction de débit

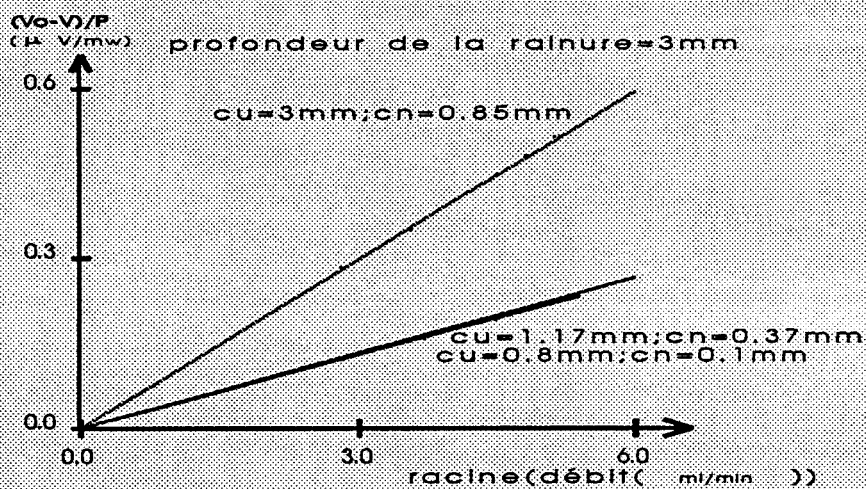


Figure 32-2 Variation de la Fem par unité de puissance en fonction de la racine carré de débit

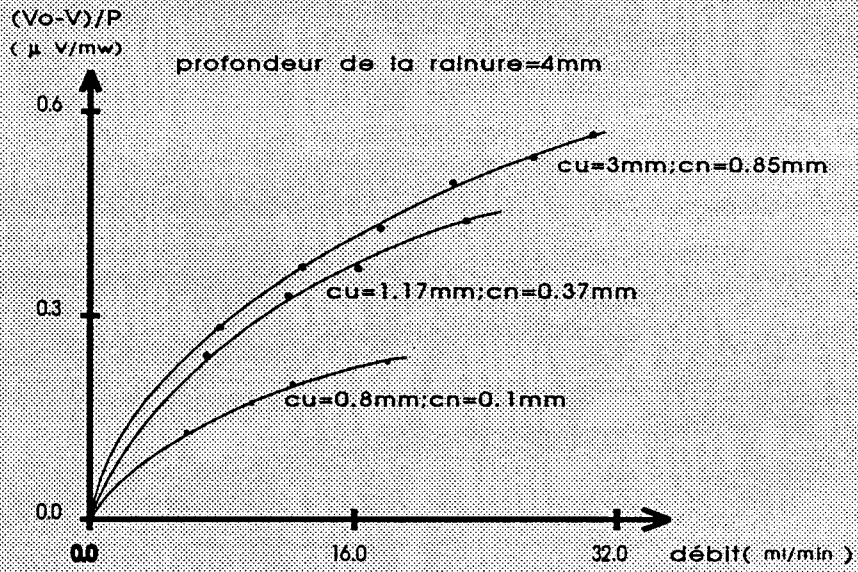


Figure 33-1 Variation de la Fem par unité de puissance en fonction du débit

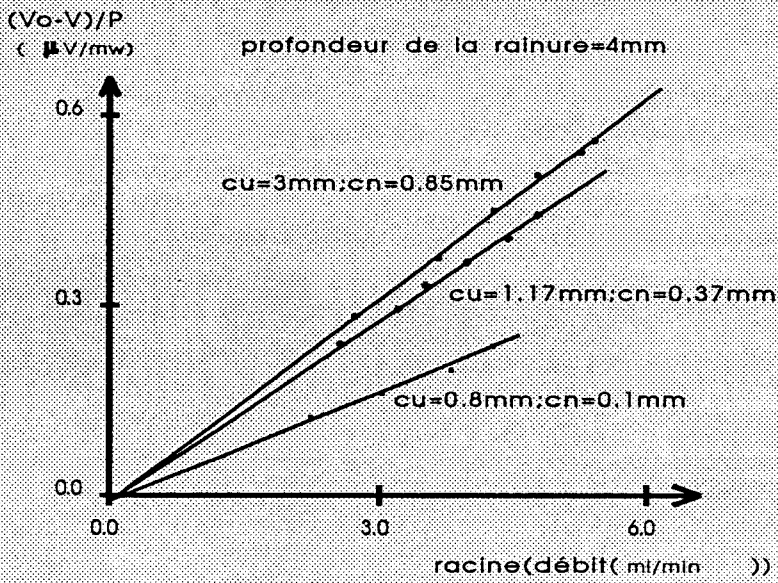


Figure 33-2 Variation de la Fem par unité de puissance en fonction de la racine carrée du débit



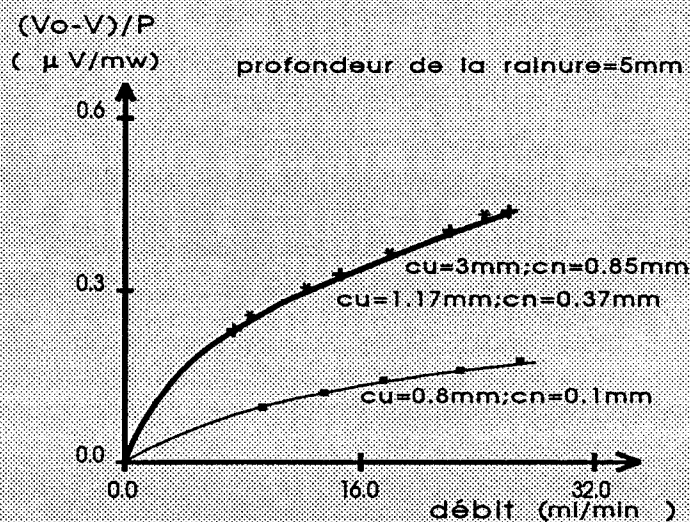


Figure 34-1 Variation de la Fem par unité de puissance en fonction du débit

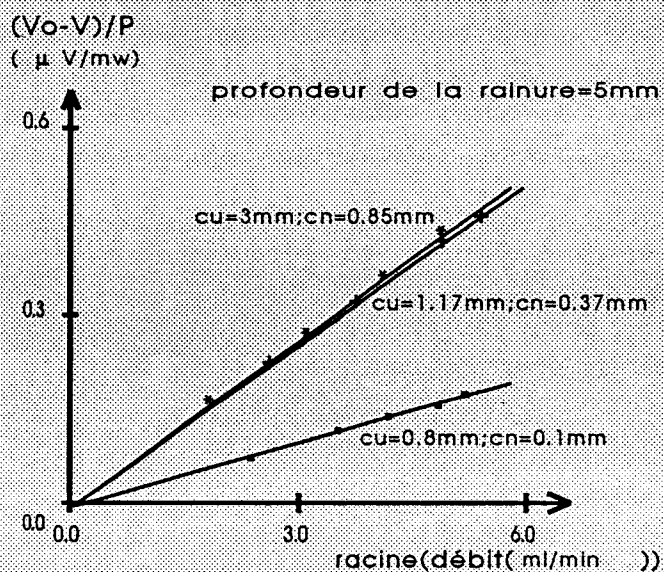


Figure 34-2 Variation de la Fem par unité de puissance en fonction de la racine carrée du débit



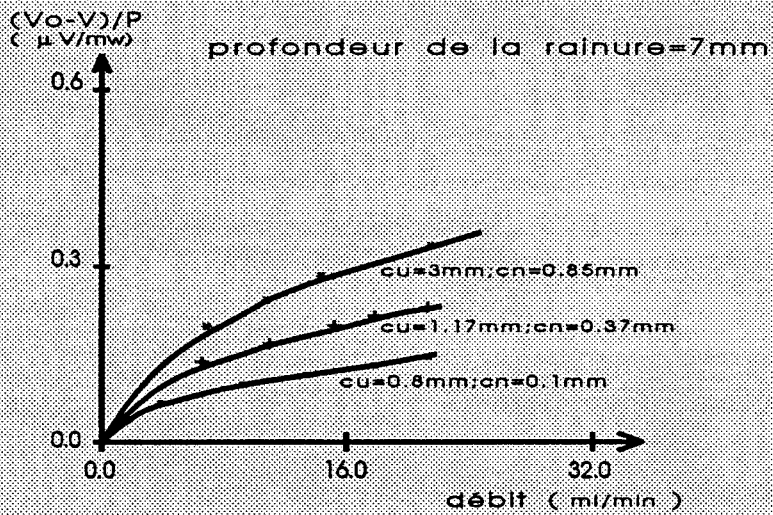


Figure 35-1 Variation de la Fem par unité de puissance en fonction du débit

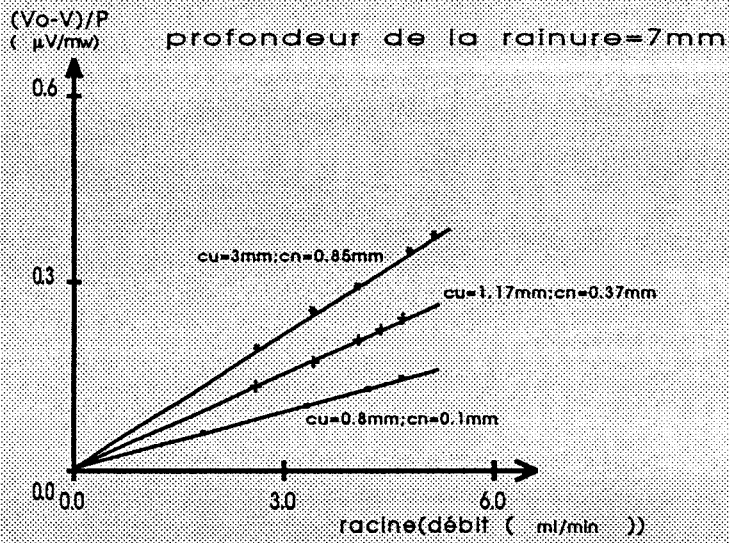


Figure 35-2 Variation de la Fem par unité de puissance en fonction de la racine carrée du débit



Le tableau ci-dessous résume les différentes sensibilités de chaque circuit.

SENSIBILITE ( $\mu\text{V}\cdot\text{min} / \text{mW}\cdot\text{ml}$ ) (précision < 5% )			
circuits ----- profondeurs(mm)	type 1	type 2	type 3
3 $\pm$ 0.1	0.043	0.043	0.100
4 $\pm$ 0.1	0.055	0.092	0.103
5 $\pm$ 0.1	0.033	0.084	0.085
7 $\pm$ 0.1	0.031	0.049	0.072

Ces résultats nous permettent de tracer la variation de la sensibilité de chaque type de circuit en fonction de la profondeur de rainure ( figure 36).

Les courbes représentatives montrent clairement que la sensibilité maximale est obtenue par le circuit type 3 pour une profondeur de la rainure 4 mm.

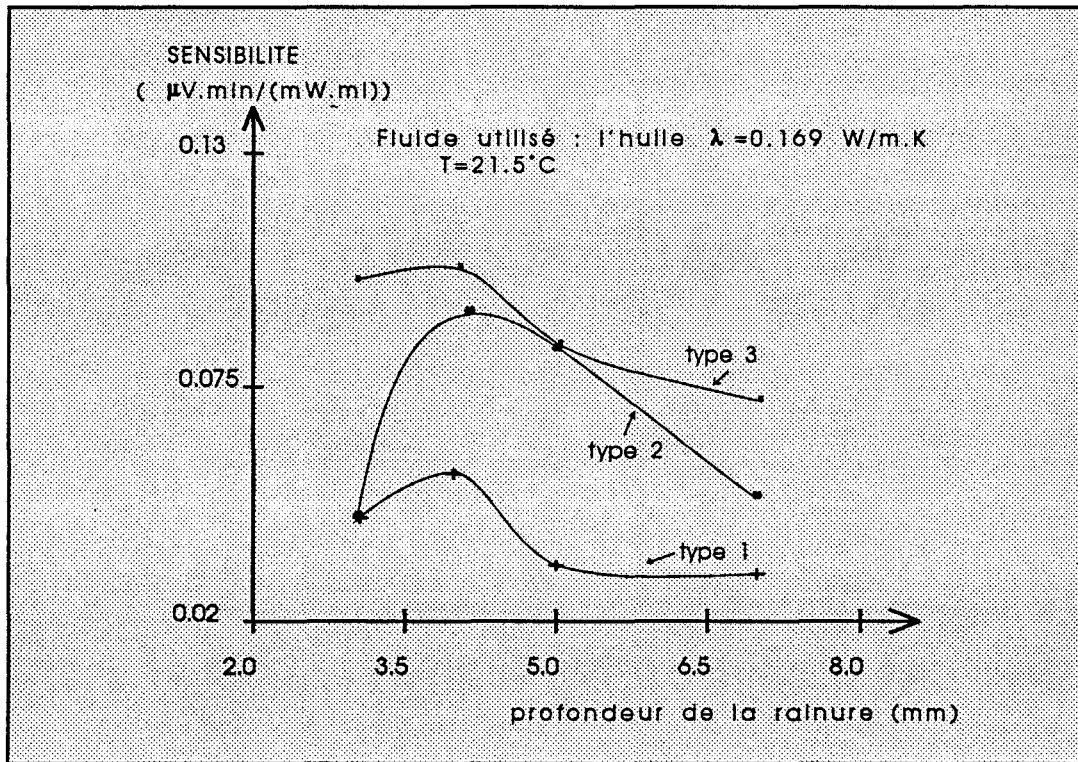


Figure 36 Variation de la sensibilité en fonction de la profondeur de la rainure

Les résultats expérimentaux obtenus pour les deux fluides ( l'eau et l'huile ), nous permettent d'établir une relation mathématique entre la Fem délivrée et le débit du fluide circulant dans la canalisation.

Quelle que soit la forme géométrique du circuit utilisé, la relation peut être mise sous la forme :

$$V = A + B\sqrt{d}$$

Avec V : Fem délivrée par le circuit thermoélectrique exprimée en  $(\mu\text{V}/\text{mW})$

A : constante exprimée en  $(\mu\text{V}/\text{mW})$

B : étant la sensibilité du débitmètre exprimée en  $(\mu\text{V.min}/(\text{mW.ml}))$

d : débit en  $(\text{ml}/\text{min})$

Diverses formulations empiriques ont été proposées dans la littérature spécialisée pour relier la valeur du coefficient d'échange h en fonction de la vitesse U du fluide .

Prenons par exemple la formule de King :

$$h = a + b\sqrt{U}$$

a,b constantes pour un fluide et capteur donnés.

Afin de faire une analogie entre les résultats expérimentaux et les résultats de littérature, nous allons établir une relation entre le coefficient d'échange h et la vitesse de déplacement du fluide.

pour cela, un logiciel de modélisation a été développé pour caractériser les échanges de chaleur dans un fluide au repos peut encore être utilisé pour déterminer la loi de variation du coefficient K équivalent en fonction du débit. On vérifie tout d'abord que pour chaque fluide, et à vitesse nulle, la valeur de la fem calculée ( $V_{cal}$ ) correspondant bien à la valeur mesurée ( $V_{mes}$ ), le facteur K établie pour le fluide au repos soit  $K = K_0$ . Il suffit d'ajuster la valeur de K pour faire correspondre la fem calculée à la valeur mesurée pour chaque valeur de débit volumique.

Les valeurs numériques obtenues sont présentées dans les tableaux suivants :

Fluide utilisé est l'eau de $\lambda=0.569$ circuit type 2 ,profondeur de la rainure 5 mm		
$\sqrt{d}$	K	V/P
0	14.15	8.626
2.36	15.00	8.400
2.87	15.20	8.347
3.25	15.30	8.324
3.63	15.45	8.287
3.92	15.60	8.250
4.14	15.67	8.233



Fluide utilisé est de l'huile $\lambda=0.169$ W/m.K circuit type 3, profondeur de rainure 4 mm		
$\sqrt{d}$	K	V/P
0.00	83.7	5.128
2.73	93.8	4.844
3.61	97.5	4.752
4.24	99.9	4.694
4.75	103	4.621
5.18	104.5	4.589
5.50	105.7	4.564

Nous obtenons ainsi la loi expérimentale de variation du facteur de géométrie K en fonction de la racine carrée de débit sur la figure 37 pour l'eau et sur la figure 38 pour l'huile. On constate que pour les deux fluides utilisés, cette variation a la forme d'une droite dont la relation s'écrit :

$$K = a_1 + b_1 \sqrt{d} \quad \text{avec} \quad V = A + B \sqrt{d}$$

avec  $d = s.U$  où s : Surface du tube de mesure

U : Vitesse du fluide

alors l'expression de K devient :

$$K = A_1 + B_1 \sqrt{U}$$

Dans ce chapitre nous avons montré que le circuit est adapté au type du liquide à mesurer et que la loi de King est vérifiée au moins dans deux liquides.

Nous avons déterminé ensuite un modèle mathématique de la loi de variation de la fem en fonction du débit, dans deux fluides différents.

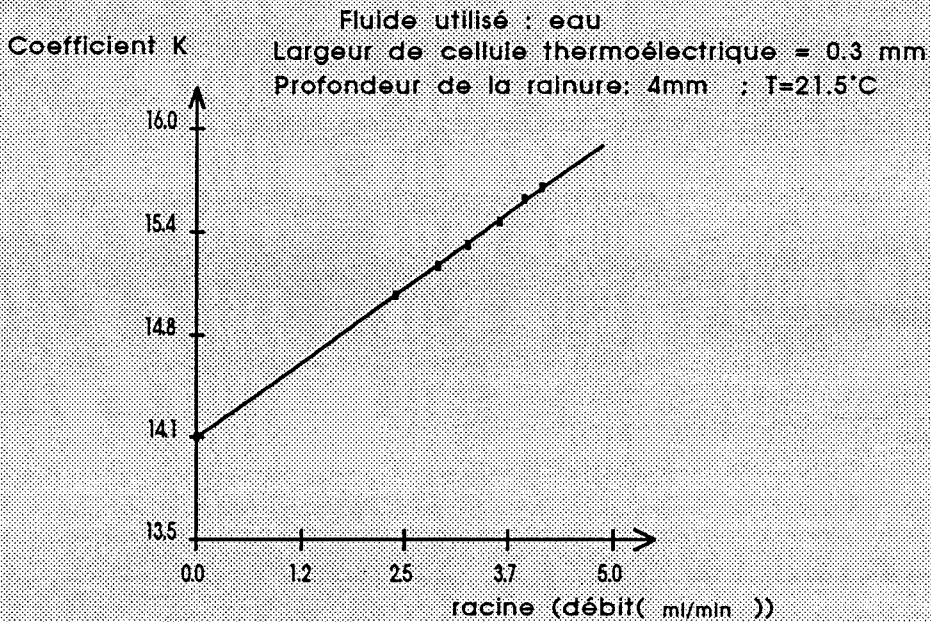


Figure 37 Variation du coefficient K en fonction de la racine carrée de débit

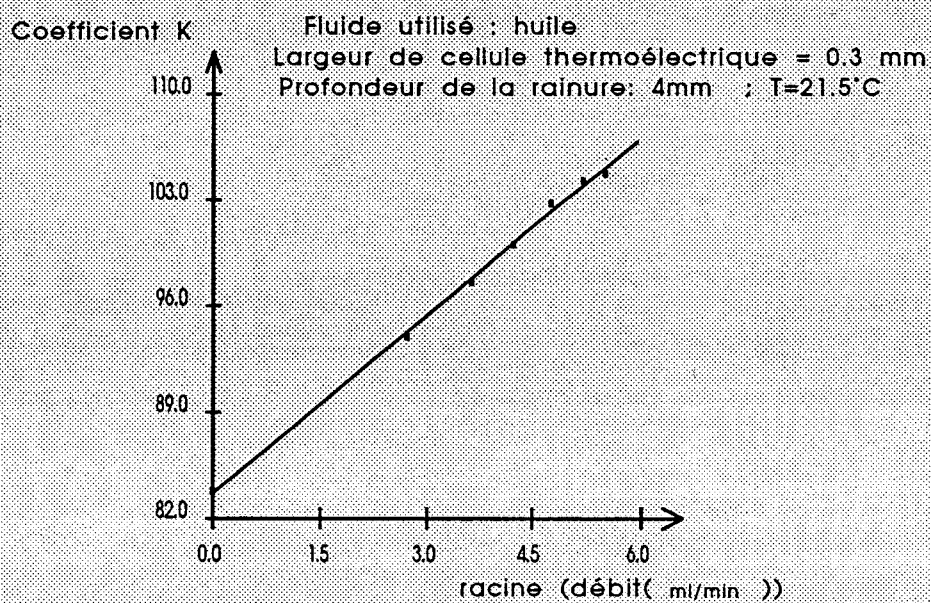


Figure 38 Variation du coefficient K en fonction de la racine carrée de débit



### III.4 INFLUENCE DE LA TEMPERATURE SUR LA FEM DETECTEE

La fem détectée au long du capteur s'exprime conformément à l'équation (39). L'écriture simplifiée de cette solution conduit à :

$$V(T) = k.\alpha^2(T).I.T$$

La variation expérimentale du comportement des capteurs étudiés doit faire apparaître une double dépendance, linéaire en intensité et en température absolue en ce qui concerne le niveau du signal mesuré.

La fem détectée est fonction du profil de température du capteur, puisque la puissance générée par effet Peltier  $\alpha.T.I$  dépend localement de la température absolue  $T$  de la jonction bimétallique, et que le pouvoir thermoélectrique du couple utilisé  $\alpha$  varie également avec la température.

#### III.4.1 DERIVE DUE A L'ECHAUFFEMENT DU CIRCUIT PAR EFFET JOULE

Lorsque la puissance dissipée dans le circuit est importante, sa température moyenne peut prendre une valeur sensiblement supérieure à celle du liquide environnant.

La courbe 39 tracée dans le cas de l'eau maintenue immobile au contact de la surface de mesure, illustre la proportionnalité entre la fem et l'intensité du courant imposé dans le capteur. l'intensité maximum est volontairement limitée à 250 mA, en raison du mécanisme d'échauffement par effet Joule venant se superposer aux échanges thermiques de l'effet Peltier.

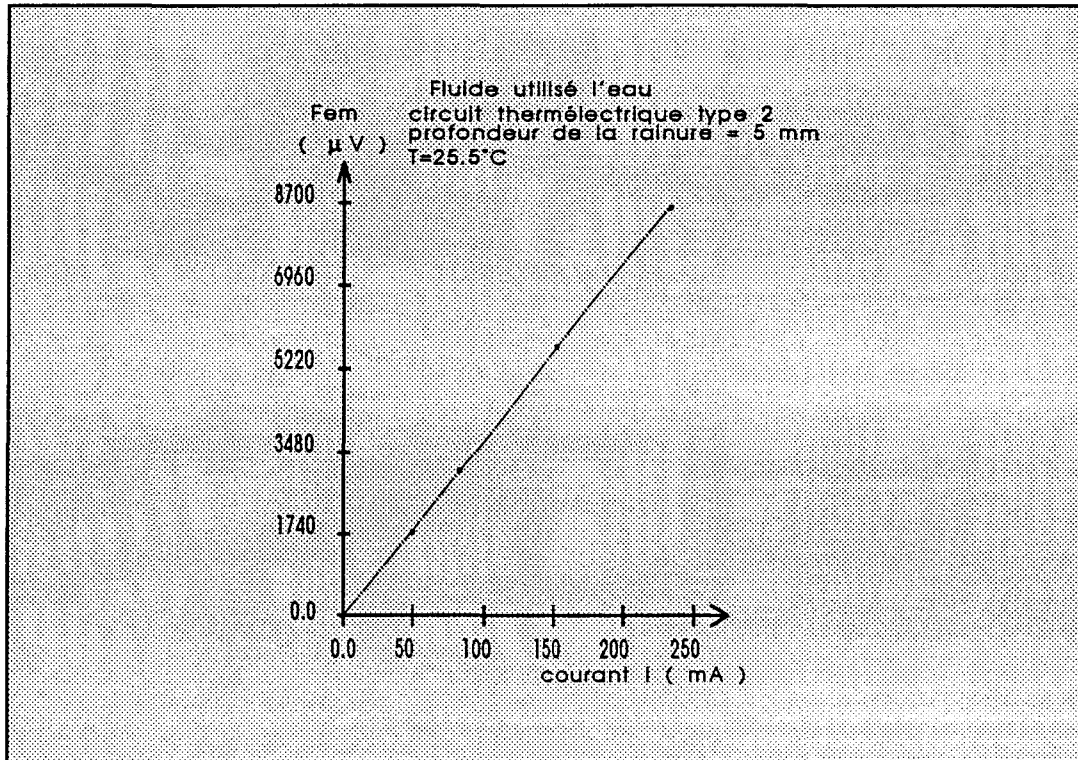


Figure 39 Variation de la fem thermoélectrique en fonction du courant électrique

### III.4.2 DERIVE CAUSEE PAR UNE VARIATION DE TEMPERATURE DU FLUIDE

Afin de mettre en évidence la dépendance en température absolue, une série de mesures est effectuée sur le circuit thermoélectrique n°2 à l'aide d'un circuit d'alimentation en eau régulé en température (précision de l'ordre 0.2 K).

Dans ces relevés expérimentales, la fem délivrée par le circuit thermoélectrique de type 2 est relevée pour différentes valeurs de débit lorsque la température du fluide est imposée entre 18 et 36°C. Les résultats expérimentaux sont représentés sur la figure 40.

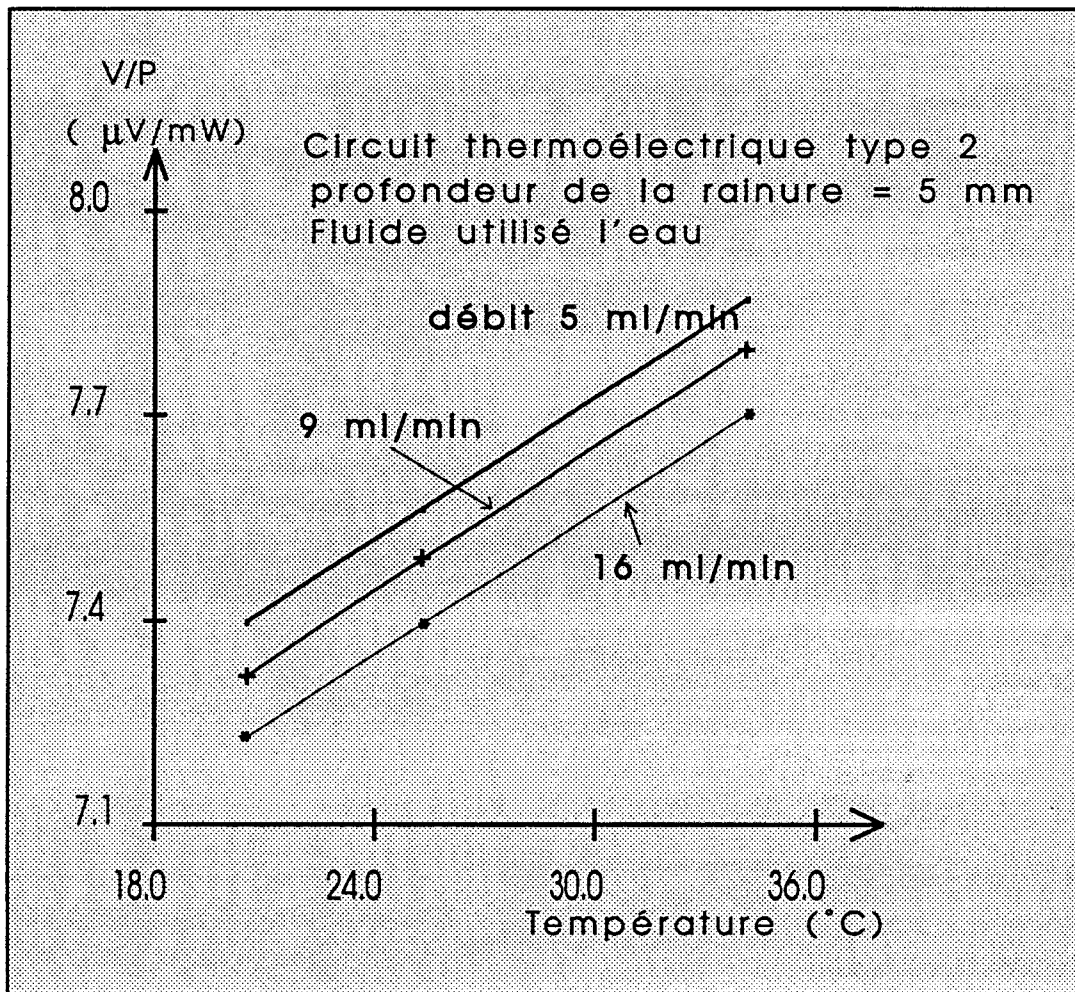


Figure 40 . Variation de la Fem thermoélectrique en fonction de la température du fluide environnant

On constate que la fem détectée en fonction de la température du capteur évolue linéairement pour différents débits imposés. Les relations analytiques résultants de ces mesures sont données dans le tableau suivant où le débit a été contrôlé à l'aide du système d'étalonnage présenté au chapitre 2 :

débit	$5 \pm 0.1 \text{ ml/min}$	$9 \pm 0.1 \text{ ml/min}$	$16 \pm 0.1 \text{ ml/min}$
V/P	$0.0344 T + 6.692$	$0.0349T + 6.599$	$0.0345T + 6.522$

Partant de ces résultats expérimentaux, il est possible d'exprimer la dépendance en température de la fem sous la forme suivante :

$$V = V_0 + A_0 T = V_0 (1+AT)$$

$V_0$  : représente la fem détectée par le circuit traversé par le fluide à 0°C.

La valeur moyenne du coefficient de température A obtenue pour l'eau est de  $5.1 \cdot 10^{-3}$ , avec un écart type de  $0.1 \cdot 10^{-3}$ .

Il reste à évaluer la valeur théorique de ce coefficient tout en confirmant l'accord avec les résultats expérimentaux. Pour cela nous allons introduire les coefficients de température les plus importants dans la relation simplifiée exprimée dans la partie théorique :

$$V(T) = \left[ (\alpha_2 - \alpha_1) \frac{\sigma_2 e_2}{\sigma_1 e_1 + \sigma_2 e_2} \right]^2 \frac{2(T+273)I}{G_c \coth\left(\frac{\gamma l}{2}\right) + G_{cp} \coth\left(\frac{\gamma_u l_u}{2}\right)}$$

\* Coefficient de température du fluide environnant :

Pour le fluide utilisé (dans notre cas l'eau), dans la gamme 0 à 100°C la conductivité thermique peut être exprimée en fonction de la température suivant la relation :

$$\lambda(T) = \lambda_0 (1 + B T)$$

avec  $\lambda_0 = 0.561 \text{ W/mK}$  : conductivité thermique à  $T = 0^\circ\text{C}$

$$B = 3.03 \cdot 10^{-3}$$

\* Coefficient de température des pouvoirs thermoélectriques :

soit  $\alpha(T) = a + b T$

avec

$$a = 2.7 \mu\text{V}/^\circ\text{C} \quad , \quad b = 0.00079 \mu\text{V}/^\circ\text{C}^2 \quad \text{pour le cuivre}$$

$$a = -34.6 \mu\text{V}/^\circ\text{C} \quad , \quad b = -0.0558 \mu\text{V}/^\circ\text{C}^2 \quad \text{pour le constantan}$$

d'où  $(\alpha_2 - \alpha_1)(T) = (a_2 - a_1) + (b_2 - b_1) T$   
 qu'on peut l'écrire sous la forme :

$$(\alpha_2 - \alpha_1)(T) = \alpha_0 (1 + q T) \quad \text{avec } \alpha_0 = 37.3 \mu\text{V}/^\circ\text{C}$$

$$q = 1.51 \cdot 10^{-3} \text{ } ^\circ\text{C}^{-1}$$

\* Coefficient de température de la conductivité électrique :

$$\text{soit } \sigma_2(T) = \sigma_0(1 - c_0 T) \quad \text{avec } c_0 = 0.0039 \text{ } ^\circ\text{C}^{-1}$$

Lorsque la température augmente, la conductivité du cuivre diminue. Cette diminution a tendance à faire baisser la fem délivrée par le circuit.  
 on pose :

$$W = \frac{\sigma_2(T)e_2}{\sigma_1 e_1 + \sigma_2(T)e_2}$$

par un développement limité au premier ordre, W s'écrit sous la forme :

$$W = W_0 (1 - s T)$$

$$\text{avec } s = (\sigma_1 e_1) / (\sigma_1 e_1 + \sigma_2 e_2)$$

Pour simplifier la relation de V(T) précédemment donnée on pose ;

$$f(T) = \frac{1}{G_c \coth\left(\frac{\gamma l}{2}\right) + G_{cu} \coth\left(\frac{\gamma_u l_u}{2}\right)}$$

par un développement limité au premier ordre incluant sous la forme :

$$G_c = G_{c0} (1 + (B/2) T) \quad G_{cu} = G_{u0} (1 + (B/2) T)$$

$$\gamma = \gamma_0 (1 + (B/2) T) \quad \gamma_u = \gamma_{u0} (1 + (B/2) T)$$

$$\coth(\gamma l/2) = \coth a_1 (1 + b_1 T)$$

$$\coth(\gamma_u l_u/2) = \coth a_2 (1 + b_2 T)$$

l'expression de f(T) devient :

$$f(T) = f_0 (1 - A_2 T)$$

avec

$$A_2 = \frac{B}{2} + \frac{G_{e0} \coth a_1 b_1 + G_{u0} \coth a_2 b_2}{G_{e0} \coth a_1 + G_{u0} \coth a_2}$$

Un développement limité au deuxième ordre, et en introduisant  $V_0$  l'expression de la fem délivrée  $V(T)$ , pour  $T=0^\circ\text{C}$ , la relation donnant  $V(T)$  prend la forme:

$$V(T) = V_0 [1 + [2(q-s) + \frac{1}{273}] T] [1 - A_2 T]$$

soit

$$V(T) = V_0 [1 + A_1 T] [1 - A_2 T]$$

avec  $A_1 = 5.9 \cdot 10^{-3} \text{ }^\circ\text{C}^{-1}$  ,  $A_2 = 1.1 \cdot 10^{-3} \text{ }^\circ\text{C}^{-1}$

Dans cette expression apparait deux termes comportants deux coefficients de température  $A_1$  et  $A_2$  . Le coefficient  $A_1$  dépend du circuit thermoélectrique, tandis que  $A_2$  dépend du fluide environnant.

soit en développant au premier ordre :

$$V(T) = V_0 (1 + A' T)$$

avec  $A' = A_1 - A_2 = 4.8 \cdot 10^{-3} \text{ }^\circ\text{C}^{-1}$



On constate que la valeur expérimentale du coefficient de température  $A$  est très proche de la valeur théorique  $A'$ . L'erreur commise sur la valeur du coefficient de température est de 5%.

Nous pouvons donc considérer que cette forme analytique intègre bien toutes les grandeurs dont la dérive en température est significative, et peut donc être utilisée pour concevoir un dispositif automatique permettant de compenser l'effet des variations de température sur les propriétés du circuit thermoélectrique.



# Conclusion

## CONCLUSION

L'objectif de notre travail était la conception et la réalisation de capteurs et instruments de mesure exploitant l'effet Peltier. Pour développer notre sujet, nous avons mis en oeuvre des circuits thermoélectriques à électrodes plaquées dont la fabrication en grande série est très facile puisqu'elle utilise les techniques de circuits imprimés industrielles.

Dans la partie théorique le circuit thermoélectrique a été assimilé à une résistance électrique pure, disposée en série avec une source de tension résultant du couplage des effets Peltier et Seebeck au niveau du corps d'épreuve constitué par le circuit thermoélectrique, qui délivre une fem dépendante de la conductivité thermique et de la vitesse du milieu fluide en écoulement de part et d'autre du capteur.

Dans cette étude, le passage du courant électrique fait apparaître, par effet Peltier, le long du circuit bimétallique des différences de température dont l'amplitude est influencée par les échanges de chaleur avec le milieu environnant, et qui génèrent ensuite par effet Seebeck une force électromotrice qui s'oppose au passage du courant qui lui a donné naissance.

La température du capteur dépend également de la puissance dissipée par effet joule dans le circuit, de ses caractéristiques géométriques et de la température du milieu fluide environnant. Le grand avantage de ce nouveau type de capteur très sensible est qu'il n'est pas utile d'élever la température au dessus de la température du fluide environnant, de très faibles quantités d'énergie étant nécessaire pour établir un gradient de température dans un milieu fluide.

Nous avons montré que la mesure de la fem thermoélectrique délivrée par le circuit bimétallique disposé dans une canalisation permettait la mesure du débit massique du liquide traversant ce conduit.

L'étude théorique et les résultats expérimentaux ont permis de déterminer le coefficient de température des capteurs thermoélectriques. Afin de réaliser un débitmètre industriel, il convient d'introduire dans le conditionneur de signal un circuit de compensation permettant de délivrer une mesure de débit massique indépendante de la température du fluide.

Nous avons également montré que pour obtenir une sensibilité maximale, il était important d'adapter la longueur des cellules du circuit thermoélectrique à la nature du fluide à mesurer. En pratique, plus le fluide est conducteur thermique, plus les cellules doivent être de faibles

longueurs.

Les débitmètres que nous avons réalisés et caractérisés ayant une gamme de débit allant de 1 ml/min à 50 ml/min, sont adaptés à des mesures de type " goutte à goutte " dans la plupart des liquides et présentent une faible perte en charge.

Les performances de ce nouveau type de débitmètres massiques associés à leur facilité de fabrication ouvre la porte à une nouvelle génération de débitmètres pour le liquide, à faible coût utilisables dans de nombreux domaines, tels que la médecine, la chimie, la biologie et même les appareillages grand public.

## BIBLIOGRAPHIE

- 1\_ D.LECLERCQ, "Contribution à l'étude de l'effet Peltier dans les circuits thermoélectriques imprimés à électrodes plaquées. Application à la conception de nouveaux capteurs ". Thèse d'état es.Sciences physiques 11 oct 1991 université de Lille (USTL)
  
- 2\_ P.THERY, J.PAUQUET, "Propriétés thermoélectriques des systèmes à deux couches conductrices superposées "  
J.of physics E.Sci.Instruments, vol 13, pp .323-327.1980.  
  
P.THERY, B.DUTHOIT, J.PAUQUET, "Propriétés thermoélectriques des systèmes à deux couches minces superposées. Application à la mesure des flux thermiques"  
Revue de physique appliquée n°15, pp.741-747,1980.  
  
G.RALITERA, M.CORNET, P.THERY, " Etude et description d'un nouveau fluxmètre permettant la mesure simultanée des flux thermiques et des variations de température".  
Revue de physique appliquée n°17, pp.177-185, 1982.

D.LECLERCQ, P.THERY, "Apparus for simultaneous temperature and heat flow measurements, under transient conditions"

Revue of Scient.Instrum, 54, pp.373-380, 1983.

D.LECLERCQ, P.RAZLOZNIK, P.THERY, "Thin foil bimetallic printed circuits placed on a wall for simultaneously measuring convective and radiative fluxes "

Instrum for the XXI centry, proceeding of the 11th word congres, pp.181-200, 1988.

E.GAVIOT, D.LECLERCQ, P.THERY, "Les fluxmètres à circuit imprimé bimétallique"

"Métrologie des propriétés physiques des matériaux".

J.HLADIC, pp.213-221, masson.

D.LECLERCQ, P.THERY, "Three dimensionel thermoelectric coupling in bimetallic printed circuit. Application for designing new heat flow sensors".

Workshop on heat flow measurement, budapest, 1986.

B.DUTHOIT, E.GAVIOT, P.HERIN, D.LECLERCQ, P.RAZLOZNIK, P.THERY, "thermopiles à circuit imprimé bimétallique appliquées à la mesure des flux thermiques"

Sté française de thermique, journée du 20 jan 1988.

3\_ G.ASCH, "Les capteurs en instrumentation industrielle",Dunod, 1989.

\_ capteur et méthodes de mesure pp.541-554

\_ mesure du vide pp.615-631, catharomètres p769

P.CALVET, "Mesures thermiques dans les fluides "

Thèse, Faculté des Sciences de Paris, 1967.

D.MANSION, "Mesure de débits"

Les dossiers de nouvel automatisme," le point sur les capteurs", tome 1, 1982

M.FIEVET, "Mesures de débits "

Journal "Mesures", pp.31-36, 1990.

- 4\_ E.CALVET, H.PRAT, "Les effets thermoélectriques "  
Microcalorimétrie, pp.13-20 , 1956, Masson.
- R.LACROIX, "Couples thermoélectriques et mesure de température",  
"Techniques de l'ingénieur" , R2590-1 à 10.
- D.LECLERCQ, F.WATTIAU, P.THERY, "Procédé et dispositif utilisant les effets  
thermoélectriques pour la mesure d'une grandeur physique dont la variation est apte  
à modifier les propriétés thermophysiques d'un milieu"  
Brevet n°89168109 , 1989.
- 5\_ J.P.CHAPAL, "Emploi de l'anémomètre à fil chaud dans les mesures microclimatiques"  
Inst. techniques d'études des facteurs physiques de la biosphère, INRA, paris, pp.409-  
421,1970.
- J.C.WYNGAARD, J.L.LUMLEY, "A constant temperature hot wire anemometer",  
J.Sci.Instr, pp363-365, 1965.
- F.RESCH, "Etude sur le fil chaud et film chaud dans l'eau "  
Marseille IMST, Thèse.Sc.Marseille, 1968.
- 6\_ F.KREITH, "Transmission de la chaleur et thermodynamique "  
Paris, Masson, 1967.
- 7\_ International journal of instrumentation and control, INTECH, ISA, august 1993  
"Thermal mass flowmetering", pp.37-41

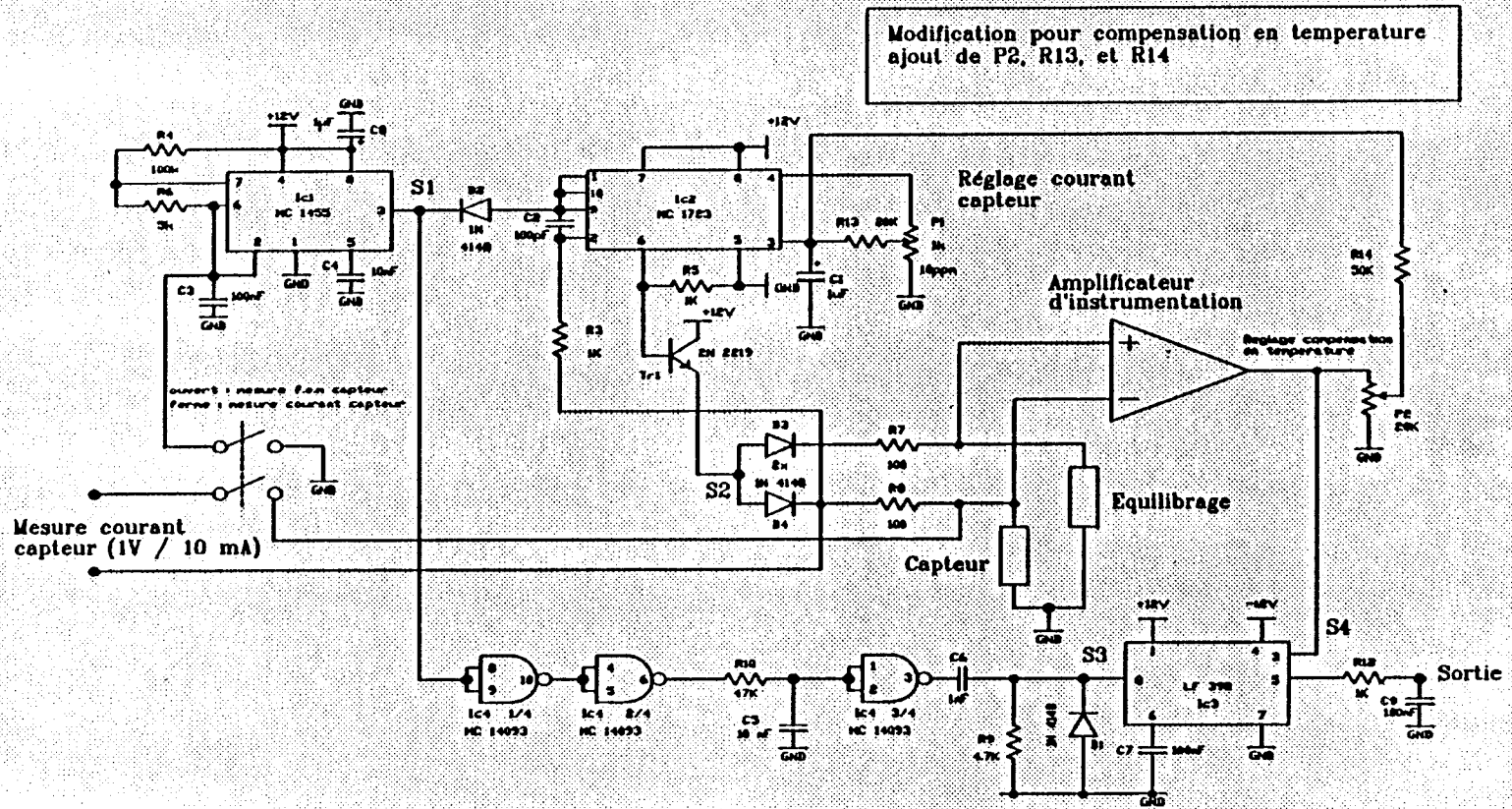
# ANNEXES

## ANNEXE 1

Variation de la conductivité thermique de l'eau en fonction de la température  
( mW/m.K )

T (°C)	pression (kPa)	conductivité thermique ( mW/m.K )
0	0.6	561.0
10	1.2	580.0
20	2.3	598.4
30	4.2	615.4
40	7.4	630.5
50	12.3	643.5
60	19.9	654.3
70	31.2	663.1
80	47.4	670.0
90	70.1	675.3
100	101.3	679.1
150	476.0	682.1
200	1555.0	663.4
250	3978.0	621.4
300	8593.0	547.7
350	16530.0	447.6





## LISTE DES FIGURES

- figure 1 Circuit thermoélectrique (7)
- figure 2 Circuit thermoélectrique baignant dans un milieu fluide (5)
- figure 3 Génération d'écart de température par effet Peltier (1)
- figure 4 Détection des écarts de température par effet Seebeck (2)
- figure 5 Chaîne thermoélectrique à électrodes plaquées (3)
- figure 6 Effet Peltier dans une chaîne thermoélectrique à électrodes plaquées (4)
- figure 8 Egalité des gradients de potentiel électrique le long de la jonction (12)
- figure 9 Définition des surfaces d'intégration des densités de courant électrique (13)
- figure 10 Structure en pont permettant la mesure de la fem thermoélectrique (18)
- figure 11 Mesure de la fem thermoélectrique par annulation de courant (19)
- figure 12 Bilan énergétique dans une section de métal homogène (22)
- figure 13 Section de chaîne thermoélectrique plaquée (25)
- figure 14 Section de chaîne thermoélectrique plaquée (29)
- figure 15 Section de chaîne thermoélectrique (31)

figure 16 Débitmètre étalon (37)

figure 17 Circuit du fluide (39)

figure 18 Circuit électrique (40)

figure 19 Montage en pont permettant la mesure de la fem thermoélectrique (43)

figure 20 Schéma de principe complet du circuit de mesure de la fem thermoélectrique (44)

figure 21 Signaux d'alimentation du pont et de sortie de l'amplificateur (45)

figure 22 Signal de sortie de l'amplificateur lors de la phase de mesure et impulsion d'échantillonnage (46)

figure 23.a Circuit électrique équivalent au circuit thermoélectrique (47)

figure 23.b Vérification de la linéarité de la tension de sortie du conditionneur (48)

figure 23.c Réponse indicielle de la tension de sortie du conditionneur (49)

figure 23.d Evolution temporelle de la fem thermoélectrique du capteur immergé dans l'eau immobile (50)

figure 24 Circuit thermoélectrique (55)

figure 25 Débitmètre expérimental (56)

figure 26.1 Variation de la fem par unité de puissance en fonction du débit (eau, prof de la rainure 3 mm ) (59)

figure 26.2 Variation de la fem par unité de puissance en fonction de la racine carrée de débit (eau, prof de la rainure 3mm) (59)

figure 27.1 Variation de la fem par unité de puissance en fonction du débit (eau, prof de la rainure 4mm) (61)

figure 27.2 Variation de la fem par unité de puissance en fonction de la racine carrée de débit (eau, prof de la rainure 4mm) (61)

figure 28.1 Variation de la fem par unité de puissance en fonction du débit (eau, prof de la rainure 5mm) (62)

figure 28.2 Variation de la fem par unité de puissance en fonction de la racine carrée de débit (eau, prof de la rainure 5mm) (62)

figure 29.1 Variation de la fem par unité de puissance en fonction du débit (eau, prof de la rainure 7mm) (63)

figure 29.2 Variation de la fem par unité de puissance en fonction de la racine carré de débit (eau, prof de la rainure 7mm) (63)

figure 30 Variation de la sensibilité en fonction de la profondeur de la rainure (eau) (64)

figure 31.1 Variation de la fem par unité de puissance en fonction du débit (eau, prof de la rainure 4mm) (65)

figure 31.2 Variation de la fem par unité de puissance en fonction de la racine carrée de débit (eau, prof de la rainure 4mm) (65)

figure 32.1 Variation de la fem par unité de puissance en fonction du débit (huile, prof de la rainure 3mm) (67)

figure 32.2 Variation de la fem par unité de puissance en fonction de la racine carrée de débit (huile, prof de la rainure 3mm) (6)

figure 33.1 Variation de la fem par unité de puissance en fonction du débit (huile, prof de la rainure 4mm) (68)

figure 33.2 Variation de la fem par unité de puissance en fonction de la racine carrée de débit (huile, prof de la rainure 4mm) (68)

figure 34.1 Variation de la fem par unité de puissance en fonction du débit (huile ,prof de la rainure 5mm) (69)

figure 34.2 Variation de la fem par unité de puissance en fonction de la racine carrée de débit (huile, prof de la rainure 5mm) (69)

figure 35.1 Variation de la fem par unité de puissance en fonction du débit (huile, prof de la rainure 7mm) (70)

figure 35.2 Variation de la fem par unité de puissance en fonction de la racine carrée de débit (huile, prof de la rainure 7mm) (70)

figure 36 Variation de la sensibilité en fonction de la profondeur de la rainure (huile) (72)

figure 37 Variation du coefficient K en fonction de la fem (eau) (75)

figure 38 Variation du coefficient K en fonction de la fem (huile) (75)

figure 39 Variation de la fem thermoélectrique en fonction du courant électrique (77)

figure 40 Variation de la fem thermoélectrique en fonction de la température du fluide environnant (78)

## ABSTRACT

The present work deals with design realization and characterization of a new device, the Peltier liquid-mass-flow rate sensor. Very low flow measurements are allowed by this kind of sensor. The active sensing part is shaped as a bimetallic printed circuit including numerous serial thermoelectric junctions. Basically, the measurement principle consists of generating a great deal of local differences in temperature owing to an electrical current driven through the bimetallic strip. Then a Seebeck voltage is sequentially measured in open circuit a few milliseconds after cutting off the Peltier current.

The main advantage provided by this way to proceed comes up with the very low quantity of energy required for giving rise to a series of temperature gradients. Therefore the temperature of the surrounding environment doesn't need to be increased for allowing enhanced sensitivity. Thermal exchange are activated when the fluid is put in motion. Thereby the serial differences in temperature between thermoelectric junctions are lessened.

The following fall of the output Seebeck voltage allows us to measure the variation in apparent thermal conductivity. Actually, when the device is placed into an appropriate pipe, the supplied information depends only on the mass flow rate. Owing to the low values for the entailed voltages, the measurement accuracy only hinges on the electronic conditioner.

According to both a low cost manufacturing and good reliability in liquid measurements, this new mass flow sensor can be used in many industrial fields such as chemical engineering or biomedical development.