

TH - SF / 16

# THÈSE

présentée par



**Jean-Paul LAURENT**

Ingénieur E.N.S. I.E.G., I.N.P. Grenoble

pour obtenir le titre de

**DOCTEUR**

de l'INSTITUT NATIONAL POLYTECHNIQUE DE GRENOBLE

(Arrêté ministériel du 5 Juillet 1984)

Spécialité : MÉCANIQUE



## **CONTRIBUTION A LA CARACTÉRISATION THERMIQUE DES MILIEUX POREUX GRANULAIRES :**

**OPTIMISATION D'OUTILS DE MESURE "IN-SITU" DES PARAMÈTRES THERMIQUES  
APPLICATION A L'ÉTUDE DES PROPRIÉTÉS THERMIQUES DU MATÉRIAU TERRE**



Soutenu le 20 Octobre 1986 devant la Commission d'Examen

- |                 |             |
|-----------------|-------------|
| M. G. LESPINARD | Président   |
| M. R. COPE      | Rapporteurs |
| M. J.-P. GAUDET |             |
| M. CHARRUEL     | Examineurs  |
| M. CHATRY       |             |
| M. VACHAUD      |             |

## AVANT-PROPOS

*Ce travail dirigé scientifiquement par G. Vachaud responsable du groupe Hydrologie de l'Institut de Mécanique de Grenoble s'est déroulé à Grenoble au sein du service Matériaux du Centre Scientifique et Technique du Bâtiment dans l'équipe encadrée par R. Copé.*

*Dans le cadre de l'utilisation de la terre crue en tant que matériau de construction, il s'agissait de fournir les données thermophysiques nécessaires au dimensionnement de ce type d'habitat connaissant actuellement un regain d'intérêt certain.*

*Etant donné l'insuffisance notoire de données bibliographiques et la fiabilité non garantie des modèles d'estimation des paramètres thermiques d'un milieu poreux humide, nous avons dû entreprendre une étude expérimentale à partir d'un échantillonnage de terres naturelles suffisamment large pour couvrir un large éventail des produits en terre crue les plus fréquemment rencontrés.*

*Ce mémoire est donc structuré en trois parties : le premier chapitre présente quelques méthodes de caractérisation structurelle des milieux poreux granulaires en général et décrit, en utilisant le langage de la dynamique des systèmes linéaires, le principe de détermination des paramètres thermiques en régime transitoire par sonde à chocs thermiques. Le deuxième chapitre est consacré aux outils de mesure thermique que nous avons optimisés à partir d'une réflexion à la fois théorique et technologique. Le troisième chapitre regroupe les résultats obtenus sur le matériau terre ainsi que les modèles d'estimation pratique des paramètres thermiques que nous en avons déduit.*

*Je voudrais, ici, remercier les nombreuses personnes qui m'ont permis de mener à bien ce travail et qui, j'espère !, reconnaitront leur contribution dans ce mémoire.*

*J'associe également à ces remerciements Messieurs les membres du jury pour leur participation à la phase ultime de la soutenance et en particulier MM Copé et Gaudet dont les conseils et le soutien ne m'ont jamais fait défaut.*

---

## **- SOMMAIRE GENERAL DE LA THESE-**

### **-TEXTE-**

<b>CHAPITRE 1</b> : La mesure des paramètres thermiques d'un milieu poreux granulaire : Quelle problématique ?.....	page 1
<b>CHAPITRE 2</b> : Optimisation d'outils de mesure "in-situ" des caractéristiques thermiques d'un milieu poreux granulaire.....	page 27
<b>CHAPITRE 3</b> : Application à l'étude des propriétés thermiques du matériau terre.....	page 83
<b>CONCLUSION GENERALE</b> .....	page 140
<b>BIBLIOGRAPHIE</b> .....	page 141

### **-ANNEXES-**

- ANNEXE 1** : Calcul des réponses impulsionnelles en géométrie cylindrique.
  - ANNEXE 2** : Programmes d'acquisition et de traitement.
  - ANNEXE 3** : Brevet "Elément chauffant de très faible inertie thermique".
  - ANNEXE 4** : Propriétés thermiques du matériau terre : études de cas.
-

## SIGNIFICATION DES PRINCIPAUX SYMBOLES UTILISES

a	: diffusivité thermique ( $m^2/s$ )
c	: chaleur spécifique ( $J/Kg^{\circ}K$ )
$C_s$	: chaleur spécifique du corps de chauffe ( $J/Kg^{\circ}K$ )
$C_{ss}$	: contiguité solide/solide ( $m^2/m^2$ )
C	: capacité calorifique ( $J/m^3^{\circ}K$ )
d	: densité
$d_g$	: densité de grain
$d_s$	: densité sèche
$d_1$	: distance 1 <sup>er</sup> thermocouple/élément chauffant (m)
$d_2$	: distance 2 <sup>ème</sup> thermocouple/élément chauffant (m)
$H_1(t)$	: réponse impulsionnelle température/température ( $s^{-1}$ )
$H_2(t)$	: réponse impulsionnelle flux/température ( $^{\circ}Km^2/J$ )
L	: longueur de l'élément chauffant (m)
$M_s$	: masse linéique de l'élément chauffant ( $Kg/m$ )
n	: porosité totale ( $m^3/m^3$ )
Q	: flux thermique ( $W/m^2$ )
$Q_e$	: flux électrique injecté ( $W/m$ ou $W/m^2$ )
$Q_{th}$	: flux thermique émis ( $W/m$ ou $W/m^2$ )
$R_s$	: rayon de l'élément chauffant (m)
r	: coordonnée radiale
$R_c$	: résistance thermique de contact ( $^{\circ}Km^2/W$ )
t	: temps (s)
$t_c$	: temps de chauffage (s)
T	: température ( $^{\circ}K$ )
$T_1$	: température du 1 <sup>er</sup> thermocouple ( $^{\circ}K$ )
$T_2$	: température du 2 <sup>ème</sup> thermocouple ( $^{\circ}K$ )
$T_e$	: température de l'élément chauffant ( $^{\circ}K$ )
w	: teneur en eau pondérale ( $Kg/Kg$ )
z	: coordonnée axiale
$\lambda$	: conductivité thermique ( $W/m^{\circ}K$ )
$\lambda_s$	: conductivité thermique de la phase solide ( $W/m^{\circ}K$ )
$\lambda_f$	: conductivité thermique de la phase fluide ( $W/m^{\circ}K$ )
$\theta$	: teneur en eau volumique ( $m^3/m^3$ )
$\theta_s$	: teneur en solide ( $m^3/m^3$ )
$\rho$	: masse volumique ( $Kg/m^3$ )

**- CHAPITRE 1 -**

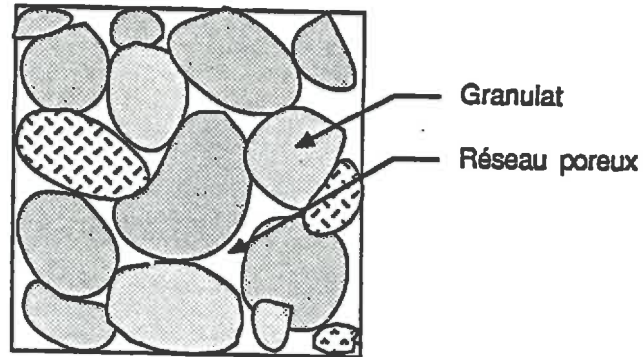
**LA MESURE DES PARAMETRES THERMIQUES D'UN MILIEU POREUX**

**GRANULAIRE**

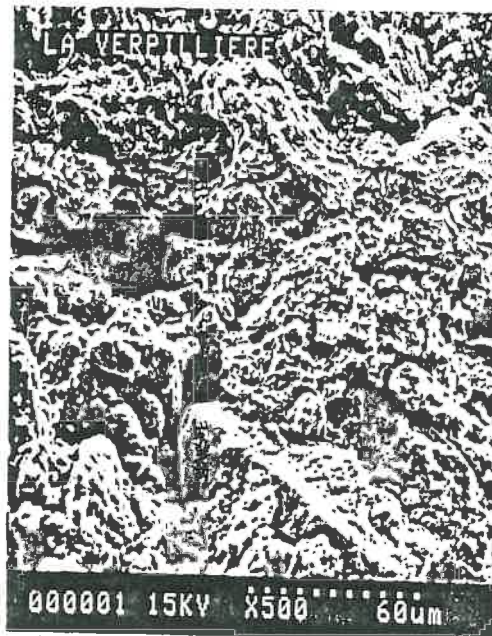
**QUELLE PROBLEMATIQUE ?**

## PLAN DU CHAPITRE 1

<b>-1,1) INTRODUCTION</b> .....	page 4
<b>-1,2) IDENTIFICATION DE LA STRUCTURE D'UN MILIEU POREUX GRANULAIRE :</b>	
<u>1,2,1) Caractérisation globale</u> .....	page 4
<u>1,2,2) Caractérisation de la matrice solide</u> : .....	page 5
1,2,2,1) La distribution de diamètre de grains.	
1,2,2,2) Les compositions minéralogique et chimique.	
<u>1,2,3) Caractérisation du réseau poreux</u> : .....	page 6
1,2,3,1) Porosimétrie mercure.	
1,2,3,2) Adsorption moléculaire.	
1,2,3,3) Analyse d'image.	
<b>-1,3) SIGNIFICATION PHYSIQUE DES PARAMETRES THERMIQUES D'UN MILIEU POREUX GRANULAIRE :</b>	
<u>1,3,1) Position du problème</u> .....	page 10
<u>1,3,2) Notion de paramètres thermiques "équivalents"</u> : .....	page 10
1,3,2,1) Concept d'élément de volume représentatif.	
1,3,2,2) Modèles d'estimation des paramètres thermiques équivalents.	
<u>1,3,3) Notion de paramètres thermiques "apparents"</u> : .....	page 18
<b>-1,4) METHODOLOGIES DE MESURE DES PARAMETRES THERMIQUES D'UN MILIEU POREUX GRANULAIRE :</b>	
<u>1,4,1) Position du problème</u> .....	page 20
<u>1,4,2) Méthodes de mesure des paramètres thermiques en régime transitoire</u> : ...	page 20
1,4,2,1) Principe.	
1,4,2,2) Les outils de mesure.	
1,4,2,3) Avantages et inconvénients des méthodes type "sonde à chocs thermiques".	
<b>-1,5) SYNTHESE DU CHAPITRE 1</b> .....	page 26



**Figure 1A :** Schéma simplifié d'un milieu poreux granulaire



**Figure 1B :** Milieu poreux granulaire réel (Sol argileux)

## 1,1) INTRODUCTION :

Le problème de la détermination des paramètres thermiques d'un milieu poreux granulaire (MPG) est complexe et, pour l'appréhender, il nous semble nécessaire d'aborder trois domaines essentiels :

- L'identification structurelle d'un MPG.
- La signification physique des paramètres thermiques d'un MPG.
- Les méthodologies de mesure des paramètres thermiques d'un MPG.

Dans ce premier chapitre, nous allons donc nous attacher à définir, au moins succinctement, quelques outils –physiques, mathématiques et technologiques– utiles pour l'investigation de ces trois champs de recherche, en fait très vastes et non encore clos.

## -1,2) IDENTIFICATION DE LA STRUCTURE D'UN MILIEU POREUX GRANULAIRE :

Un milieu poreux granulaire est, comme son nom l'indique, un milieu poreux particulier dont la phase solide est constituée de **granulats**. Il sera dit **consolidé** si, de plus, existent des liaisons réversibles –ou irréversibles– entre grains assurées par un **liant** (ciment, chaux, argile...). La description de la structure d'un MPG devra donc nécessairement comporter des données sur cette **matrice** : diamètres et forme des grains, natures minéralogique et chimique... Par ailleurs, l'empilement de ces grains délimite un **réseau poreux** dont il importe de définir la géométrie généralement complexe (voir figure 1B). Dans les trois sous-paragraphes suivants, nous introduisons les principaux concepts permettant de décrire la structure d'un MPG.

### 1.2.1) Caractérisation globale d'un MPG :

Une des principales caractéristiques structurelles d'un milieu poreux est, évidemment, sa **porosité totale** :

$$n = \text{Volume total des pores} / \text{Volume total} = 1 - V_{\text{phase solide}} / V_{\text{total}}$$

On définit également, parfois, le **volume poral** :

$$V_p = \text{Volume total des pores} / \text{Masse totale} \quad (\text{m}^3/\text{Kg})$$

Ces paramètres peuvent être déterminés par pycnométrie : mesure du volume de la phase



solide par déplacement d'un fluide (eau par ex.). Dans le cas, fréquent en génie civil, où la matrice solide est composée exclusivement de grains de densités très voisines, la porosité globale peut être reliée à la **densité sèche apparente**  $d_s$  du matériau par la relation :

$$n = 1 - d_s/d_g$$

Avec : -  $d_s$  = Masse sèche / (Volume total de l'échantillon. $\rho_{\text{eau}}$ )

-  $d_g$  = Densité de grain ( $\approx 2,65$ )

La détermination de  $d_s$  suppose que l'on définisse un **état sec de référence** qu'il convient de préciser pour chaque type de matériau.

### 1.2.2) Caractérisation de la matrice solide :

Pour caractériser la phase solide granulaire, on considère usuellement :

#### - 1.2.2.1) La distribution de diamètres de grain :

Elle est généralement exprimée par le pourcentage en masse de grains de diamètre **sphérique** équivalent inférieur à  $d$  et tracée en fonction du logarithme décimal de ce diamètre. Pour l'obtenir, on procède par tamisages successifs puis par **sédimentométrie** [105] pour la fraction la plus fine ( $< 80\mu\text{m}$ ). Le diamètre  $d$  équivalent est alors déterminé en utilisant la loi de Stokes :

$$v = g \cdot d^2 \cdot (\rho_g - \rho_{\text{eau}}) / 18\mu = h/t$$

Avec : -  $v$  : vitesse de sédimentation

-  $g$  : accélération de la pesanteur

-  $\rho_g, \rho_{\text{eau}}$  : masses volumiques du grain et de l'eau

-  $\mu$  : viscosité dynamique du liquide

La fraction massique des grains de diamètre inférieur ou égal à  $d$  est obtenue par des mesure de densité de la suspension à différent temps  $t$  et à différentes profondeurs  $h$ .

#### - 1.2.2.2) Les compositions minéralogiques et chimiques :

Elles peuvent être déterminées par **analyse X** [127] (diagramme de poudre par ex.). Le tableau 1 ci-après donne les caractéristiques de quelques minéraux couramment rencontrés dans les granulats utilisés dans le bâtiment.

NOM	DENSITÉ	FORMULE CHIMIQUE
quartz	2,65	SiO <sub>2</sub>
Calcite	2,70	CaCO <sub>3</sub>
Feldspaths potassiques	2,5-2,6	KAlSi <sub>3</sub> O <sub>8</sub>
Feldspaths alcalins (plagioclases)	2,6-2,8	NaAlSi <sub>3</sub> O <sub>8</sub> CaAl <sub>2</sub> Si <sub>2</sub> O <sub>8</sub>
Gypse	2,3	CaSO <sub>4</sub> -2H <sub>2</sub> O
Hématite	4,9-5,3	Fe <sub>2</sub> O <sub>3</sub>

**Tableau 1** : Caractéristiques de quelques minéraux [110].

Des informations, qualitatives ou semi-quantitatives, supplémentaires peuvent être obtenues par microscopie optique (morphologie de grain) ou par microscopie électronique à balayage (morphologie, répartition des minéraux si l'on dispose d'une microsonde pour analyse X).

### 1.2.3) Caractérisation du réseau poreux :

Il est théoriquement possible de déterminer la géométrie du réseau poreux si l'on dispose de toutes les informations précédemment décrites et d'un modèle d'empilement granulaire. En pratique, de tels modèles existent ([102],[115],...) mais impliquent des hypothèses fortement simplificatrices. Ils ne permettent donc pas de rendre compte de la totalité de la structure poreuse dans toute sa complexité réelle.

Il est, par conséquent, nécessaire d'avoir recours à des méthodes d'investigation directe de la morphologie du réseau poreux. Nous en citerons trois parmi les plus couramment utilisées.

- 1.2.3.1) La porosimétrie mercure :

Cette méthode d'analyse [54] consiste à étudier l'évolution du volume  $V$  de mercure pénétrant dans un échantillon de milieu poreux en fonction de la pression  $P$  exercée sur le fluide. A une pression  $P$  donnée, on considère que l'on a atteint les pores dont les rayons  $R$  sont obtenus en appliquant la loi de Laplace :

$$P = - 2.\sigma.\cos(\theta)/R \quad (\text{Loi de la capillarité})$$

Avec: -  $\sigma$  : tension superficielle du mercure ( $\approx 0,474$  N/m).

-  $\theta$  : angle de mouillage mercure/matériau ( $\approx 130^\circ$ ).

On obtient donc ainsi la **distribution cumulée des rayons de pores** à partir de laquelle il est possible d'évaluer d'autres paramètres comme : le volume poral et donc la porosité totale ou la **surface spécifique des pores** (surface développée ( $m^2/Kg$ ) du réseau poreux rapportée à l'unité de masse). Le domaine d'investigation de la porosimétrie mercure est directement fonction de la pression maximale que l'on est susceptible de générer. Les porosimètres capables d'explorer des pores de rayon  $< 100 \text{ \AA}$  doivent atteindre des pressions très élevées et sont donc des appareils très coûteux d'un maniement assez "lourd". Ceci n'est pas la limitation la plus "grave" de ce type de méthode : en effet, utiliser la loi de Laplace telle que nous l'avons écrite plus haut, revient à assimiler tous les pores à des **cylindres** ce qui est, évidemment très loin d'être réaliste. Par ailleurs, on doit considérer que l'on est uniquement sensible, en fait, aux diamètres d'**entrée** des pores. Or, des phénomènes d'hystérésis importants peuvent masquer la réalité de la structure poreuse.

- 1.2.3.2) L'adsorption moléculaire :

Cette méthode d'investigation consiste à mettre en contact l'échantillon à étudier avec une atmosphère gazeuse (azote à basse température par Ex.) et à étudier l'adsorption de ce gaz en fonction de sa pression relative : pression / pression de vapeur saturante. L'étude de l'évolution du volume adsorbé permet d'atteindre la **surface spécifique des pores sans faire d'hypothèses sur leur géométrie**. Par contre, cette détermination nécessite l'adoption d'un modèle d'adsorption. On utilise, généralement, le modèle dit "B.E.T." (Brunauer, Emmet et Teller, [63]). Celui-ci relie une variable  $y$  intégrant la quantité  $q$  d'azote adsorbée à la pression relative  $p/p_s$  par une loi de type linéaire :

$$y = (p/p_s) / [q(1-p/p_s)] = 1/CV_m + (C-1)/CV_m \cdot p/p_s$$

Où  $C$  est une constante (30 → 150) et  $V_m$  le volume absorbé "en monocouche". La pente de la droite  $y=f(p/p_s)$  permet donc de calculer  $V_m$  dont l'on déduit la surface spécifique  $S$  car celle-ci est relié à  $V_m$  par :

$$S = N \cdot \sigma \cdot V_m / V_0$$

Où  $N$  est le nombre d'Avogadro ( $6,02 \cdot 10^{23}$ ),  $\sigma$  la surface de la molécule d'azote ( $16,2 \text{ \AA}^2$ ) et  $V_0$  le volume molaire dans les conditions normales (22,414 l). Par calcul (méthode "B.J.H.", même ref.), on peut également obtenir des informations sur la texture poreuse en traçant, de plus, l'isotherme de désorption.

### - 1.2.3.3) L'analyse d'image :

Ces méthodes, plus récentes, sont, potentiellement, extrêmement puissantes mais nécessitent une infrastructure technologique importante et sophistiquée actuellement peu répandue dans le milieu scientifique. L'identification d'une structure poreuse par cette méthode peut se décomposer en quatre phases successives :

-1) Préparation de l'échantillon : réalisation de lames minces, coupes... éventuellement après imprégnation. Ce travail préalable est important et peut s'avérer assez délicat.

-2) Réalisation d'une image : généralement au microscope électronique à balayage mais également au microscope optique.

-3) Traitement d'image : l'image réalisée est recueillie sur ordinateur et peut subir un nombre illimité de traitements pour en améliorer la "qualité" : contraste artificiel, extraction de contours, filtrage, transformation de Fourier 2D... en vue d'en faciliter l'analyse.

-4) Analyse : Après les trois étapes précédentes, il est possible de mettre en oeuvre des processus d'analyse automatique. On peut alors obtenir des informations quantitatives sur : les **proportions relatives** de chaque phase, leurs **morphologies** (formes des grains, géométrie des pores : profils, tortuosité, continuité, dimension fractale du réseau, etc...), la géométrie des contacts entre phases : contiguïté, coordinence (proportions en surface et nombre de contacts)...

Il importe de réitérer plusieurs fois l'analyse afin d'obtenir une vision statistiquement réaliste de la structure. On peut également détecter ainsi des hétérogénéités locales ou un caractère anisotrope. En conclusion, nous dirons de cette méthode qu'elle constitue un outil de choix, malheureusement peu "accessible" actuellement, pour l'étude des structures poreuses.

Le **tableau 2** ci-dessous présente une synthèse des méthodes de caractérisations adaptées aux milieux poreux granulaires que nous venons de décrire.

	CARACTERISTIQUE	DEFINITION	OBTENTION	REMARQUE
GLOBALES	Porosité totale	$n = V_{\text{pores}} / V_{\text{total}}$	pycnométrie porosimétrie mercure	eau, hélium... limitée au + petit pore accessible
	Densité sèche	$d = M_{\text{sèche}} / 1000 \cdot V_{\text{total}}$	pycnométrie posée	- état sec de référence
	Densité de grain	$d_g = M_{\text{grain}} / 1000 \cdot V_{\text{grain}}$	pycnométrie	généralement : 2,65
MATRICE SOLIDE	Distribution de diamètres de grain	$X_s(d < d_0) = f(\log(d_0))$ où $X_s$ est la fraction massique de diamètre de grains $d < d_0$	tamissage + sédimentométrie	grains supposés sphériques
	Composition minéralogique	% relatifs et nature des minéraux	analyse X	diagramme de poudre microscopie électronique
	Composition chimique	% relatifs et nature chimique des minéraux	analyse X	généralement exprimée en oxydes élémentaires
RESEAU POREUX	Distribution de diamètres de pores	$X_p(d < d_0) = f(\log(d_0))$ où $X_p$ est la fraction volumique de pores de diamètre $d < d_0$	porosimétrie mercure adsorption moléculaire analyse d'image	pores cylindriques par calcul (BJH) -
	Surface spécifique	Surface développée des pores ramenée à l'unité de masse	porosimétrie mercure adsorption moléculaire analyse d'image	par calcul direct (BET) -
	Géométrie du réseau poreux	morphologie du réseau contiguïté entre phases coordinence des grains	analyse d'image	performant mais peu "accessible"

**Tableau 2 :** Synthèse des méthodes d'identification d'un MPO

### -1,3) SIGNIFICATION PHYSIQUE DES PARAMETRES THERMIQUES D'UN MILIEU POREUX GRANULAIRE :

#### 1.3.1) Position du problème :

Les paramètres thermiques indépendants que l'on cherche à identifier sont au nombre de deux. Il s'agit de la **conductivité thermique**  $\lambda$  ( $W.m^{-1}.K^{-1}$ ) et de la **capacité calorifique**  $C$  ( $J.m^{-3}.K^{-1}$ ). Ce sont les paramètres intervenant dans l'équation de la chaleur :

$$\text{div}(\lambda \text{ grad } T) = C.\partial T/\partial t \text{ (Loi de Fourier) OÙ } T \text{ est la température et } t \text{ le temps.}$$

La signification de ces paramètres, dans le cas d'un MPG qui est un matériau **composite et polyphasique**, est moins "claire" que pour un milieu homogène. En effet, leur structure est complexe, comme nous venons de le voir et, de plus, dans les conditions naturelles, la plupart des MPG contiennent ou fixent de l'eau. Celle-ci peut être présente sous différentes formes très difficiles à distinguer. Il peut s'agir : d'eau chimiquement liée ou "constitutive", d'eau adsorbée à la surface des grains, d'eau liquide retenue par capillarité ou, enfin, de vapeur d'eau présente dans la phase gazeuse. La migration de cette eau, ou son changement d'état, sous l'effet de gradients thermiques sont susceptibles d'influer notablement sur les bilans énergétiques et donc de modifier les valeurs **apparentes** des paramètres thermophysiques si l'on suppose un transfert de chaleur purement conductif. Le double problème auquel on se trouve confronté sera donc, d'une part d'estimer les caractéristiques thermiques globales, **équivalentes** à celles d'un milieu homogène, d'un MPG à partir de celles de ses constituants en tenant compte de sa structure et, d'autre part, d'évaluer les corrections à apporter aux coefficients thermiques "vrais" pour intégrer l'effet d'éventuels transferts non purement conductifs liés à l'état hydrique du matériau.

#### 1.3.2) Notion de paramètres thermiques "équivalents" :

##### 1.3.2.1) Concept d'élément de volume représentatif :

En introduisant les notions élémentaires concernant l'identification de la structure d'un MPG ou de ses paramètres thermiques, nous avons considéré implicitement qu'il s'agissait d'un milieu **macroscopiquement homogène**. Ceci n'est vrai que dans une certaine gamme par rapport à une échelle de longueur.

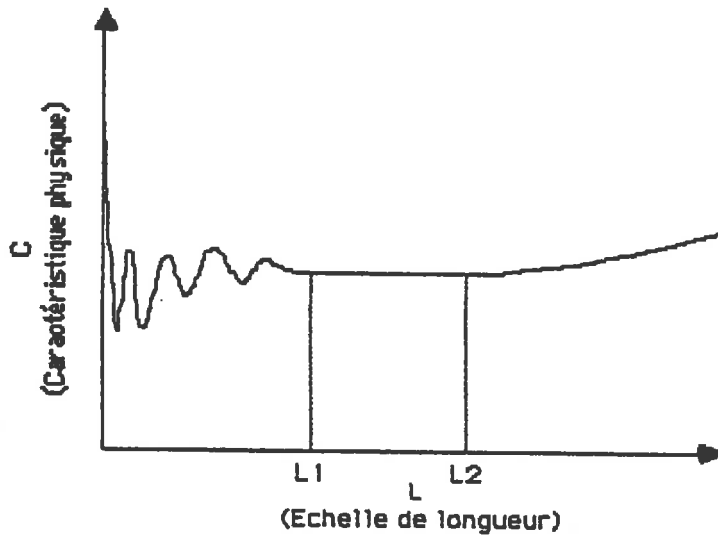


figure 2 : Notion d'élément de volume représentatif

Si l'on considère (figure 2) la mesure d'une caractéristique physique quelconque  $C$  d'un milieu poreux dans un élément de volume  $V$  variable défini par une longueur  $L$ , trois domaines peuvent être définis :

- Au niveau microscopique ( $L < L_1$ ), la valeur de  $C$  est gouvernée par des lois physiques à l'échelle du pore. Elle est donc très dépendante de l'endroit où s'effectue la mesure.

- A l'opposé, pour des échelles très grandes ( $L > L_2$ ), des hétérogénéités macroscopiques peuvent modifier la valeur de  $C$ .

- Entre ces deux échelles, on peut légitimement assimiler le milieu poreux à un milieu homogène équivalent caractérisé par des variables macroscopiques. La limite inférieure de cette zone ( $L_1$ ) définit le concept d'**élément de volume représentatif (EVR)**.

En se référant à cette notion, on considérera donc que la mesure d'une caractéristique physique d'un MPØ n'est significative que si elle s'effectue dans un volume supérieur à l'EVR.

### 1.3.2.2) Modèles d'estimation des paramètres thermiques équivalents :

Une fois défini un EVR pour un MPØ donné, le problème qui se pose est le suivant : comment estimer les caractéristiques thermiques du milieu homogène équivalent à partir des caractéristiques structurelles obtenues par des méthodes d'identifications telles que celles que nous avons décrit dans le S2 ?

En ce qui concerne la **capacité calorifique équivalente  $C$** , ce problème peut être

aisément résolu. En effet, l'enthalpie d'un système est une grandeur **extensive**. Il est donc possible d'évaluer C en écrivant que :

$$C = \sum_i \theta_i C_i \quad (\text{J.m}^{-3}.\text{K}^{-1})$$

Où  $\theta_i$  est la proportion volumique ( $\text{m}^3/\text{m}^3$ ) du constituant i et  $C_i$  la capacité calorifique correspondante. Pour la plupart des minéraux constitutifs des granulats, on pourra considérer, en l'absence de données plus précises, que leur capacité calorifique est voisine de  $2.10^6 \text{ J.m}^{-3}.\text{K}^{-1}$  ( $\approx C$  du Quartz). Si l'on néglige la capacité calorifique de la phase gazeuse ainsi que les "chaleurs de mouillage" devant les autres termes, la capacité calorifique d'un MPO "humide" peut donc être reliée à sa valeur "à sec" par la relation :

$$C_\theta = C_{\text{sec}} + \theta \cdot C_{\text{eau}} = C_{\text{sec}} + 4,18 \cdot 10^6 \cdot \theta \quad (\text{J.m}^{-3}.\text{K}^{-1})$$

Où  $\theta$  est la teneur en eau **volumique** ( $V_{\text{eau}}/V_{\text{total}} : \text{m}^3/\text{m}^3$ ) du matériau ( $\theta = d \cdot w$  où w est alors la teneur en eau **pondérale** (Kg/Kg) et d la densité sèche).

Par contre, le problème de l'estimation de la **conductivité thermique équivalente**  $\lambda$  est beaucoup plus "ardu". En effet, elle dépend, certes des caractéristiques physiques des constituants élémentaires et de leurs proportions relatives, mais aussi de la géométrie de l'empilement qui, nous l'avons vu, est décrite par de nombreux paramètres parfois difficilement accessibles. De nombreux modèles ont été imaginés par les chercheurs. Ils se répartissent grossièrement en trois groupes :

- Des modèles correspondant à une résolution rigoureuse de la loi de Fourier. Celle-ci n'est possible qu'en simplifiant considérablement la géométrie du matériau.

- Des modèles bâtis sur une analogie électrique. Là encore, le calcul s'effectue à partir de cellules élémentaires généralement fortement réductrices de la complexité réelle du milieu.

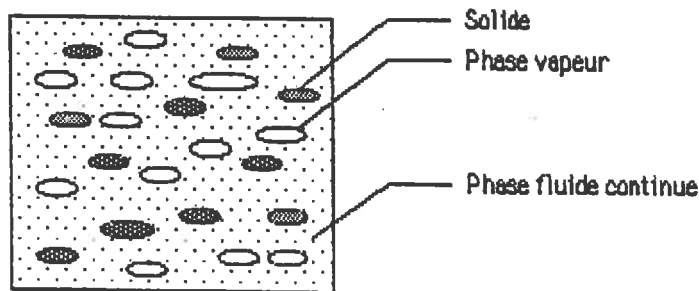
- Des modèles empiriques ou semi-empiriques qui, eux, fournissent plutôt des modèles de représentation obtenus à partir de données expérimentales.

Nous allons décrire quelque-uns de ces modèles, sans chercher à être exhaustif, mais en essayant de dégager les processus "intellectuels" qui ont présidé à leur élaboration.



## - 1) Le modèle de DE VRIES :

Ce modèle est dérivé des calculs de MAXWELL sur la conductivité électrique d'un milieu constitué de sphères en suspension dans une phase continue. Il correspond à la schématisation d'un MPO par des ellipsoïdes de solide et d'air dispersés dans une phase fluide continue (eau) pour laquelle on résout rigoureusement l'équation de la chaleur.



Le modèle de DE VRIES [ 48]

La conductivité thermique  $\lambda$  s'exprime alors par :

$$\lambda = \frac{\sum_i \theta_i k_i \lambda_i}{\sum_i \theta_i k_i}$$

Avec : -  $\theta_i$  teneur volumique en constituant i.

-  $\lambda_i$  conductivité thermique du constituant i.

-  $k_i$  facteur correctif relatif au constituant i.

Les  $k_i$  sont estimés par relation:

$$k_i = 1/3 \sum_{j=a,b,c} [1 + (\lambda_i/\lambda_c - 1) g_j]^{-1}$$

Avec : - a,b,c les trois axes de l'ellipsoïde.

-  $\lambda_c$  conductivité thermique de la phase continue (eau ou air,  $k_c=1$ ).

-  $g_j$  facteur de forme relatif au constituant i ( $g_a + g_b + g_c = 1$ ).

Ces facteurs de formes ont été déterminés par De Vries à partir de données expérimentales et dépendent, pour les phases fluides, de leurs teneurs volumiques [108]. Ce modèle est très utilisé en physique des sols car il permet d'appréhender très correctement l'évolution de la conductivité thermique de milieux de porosité relativement importante dans des zones de teneur en eau assez élevée. De plus il permet d'intégrer le concept de conductivité apparente de la phase

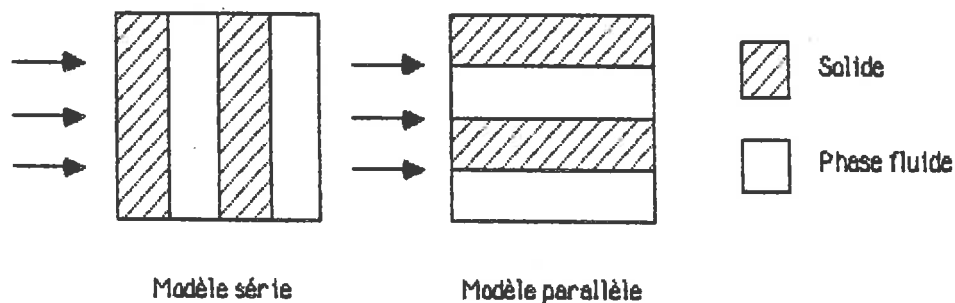
gazeuse que nous introduirons plus loin. Par contre, il est sans doute moins adapté à la modélisation de milieux plus "compacts" ; de même il sous-estime notablement la conductivité thermique pour les faibles teneurs en eau car ses hypothèses de bases ne prennent pas en compte, entre autres, les contacts solide/solide.

## -2) Les modèles par analogie électrique :

Devant la complexité très rapidement redhibitoire présentée par la résolution de l'équation de la chaleur sur des configurations même relativement simples, les chercheurs se sont tournés vers des modèles bâtis sur des analogies électriques. Cette démarche consiste à se donner une cellule élémentaire de base supposée équivalente à l'EVR du MPG considéré pour laquelle on définit le réseau résistif correspondant sur lequel on applique la "Loi d'Ohm Thermique" qui peut s'écrire en régime permanent :

$$\Delta T (^{\circ}\text{K}) = R \cdot Q \text{ (W/m}^2\text{)} \text{ où } R \text{ est la résistance thermique (} R=L/\lambda \text{ (m}^2\text{K/W), } L \text{ : longueur)}$$

Le degré de réalisme de ces modèles dépend fortement du choix de cette cellule élémentaire. De nombreuses géométries ont été proposées. Le cas le plus simple est sans doute l'hypothèse d'un transfert de chaleur purement "en série" ou purement "en parallèle":



$$\lambda = n / \lambda_f + (1-n) / \lambda_s$$

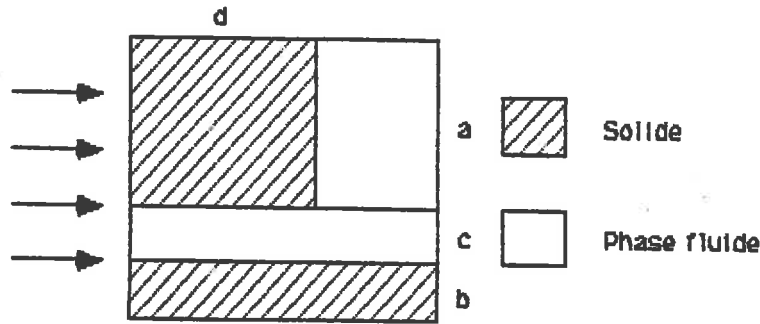
$$\lambda = n \lambda_f + (1-n) \lambda_s$$

Avec : -  $\lambda_s$  conductivité thermique du solide.

-  $\lambda_f$  conductivité thermique du fluide (réseau poreux).

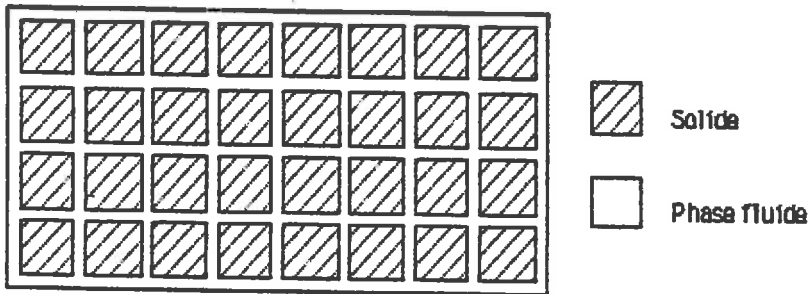
-  $n$  porosité totale.

Ces modèles fournissent tout au plus un minimum et un maximum absolu pour  $\lambda$ . Certains ont pensé les améliorer en introduisant une structure mixte série/parallèle comme le modèle de **Woodside et Messmer [132]** :

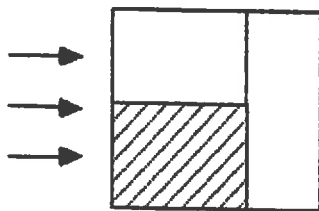


$$\lambda = \frac{\lambda_s \lambda_f}{\lambda_s(1-d) + d \lambda_f} + b \lambda_s + c \lambda_f$$

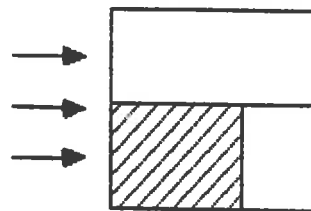
Un degré de réalisme supplémentaire peut être atteint en considérant des structures périodiques simples comme un réseau d'agrégats cubiques régulièrement espacés :



A partir duquel on peut construire deux types de cellules :



Russel [40]  
(isothermes parallèles)



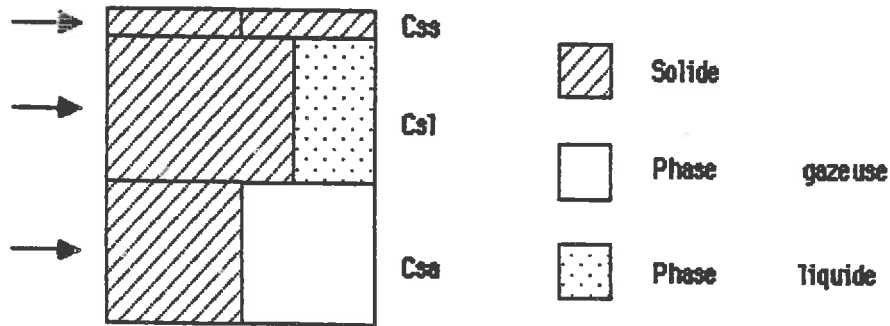
Lichteneker [40]  
(lignes de flux parallèles)

$$\lambda/\lambda_f = \frac{\theta_s^{2/3} + \lambda_f/\lambda_s (1 - \theta_s^{2/3})}{\theta_s^{2/3} - \theta_s + \lambda_f/\lambda_s (1 - \theta_s^{2/3} + \theta_s)} \quad \lambda/\lambda_f = \frac{(1 - \theta_s^{1/3} + \theta_s) + \lambda_f/\lambda_s (\theta_s^{1/3} - \theta_s)}{(1 - \theta_s^{1/3}) + \lambda_f/\lambda_s \theta_s^{1/3}}$$

Où  $\theta_s$  est la teneur volumique en solide ( $\theta_s = 1-n$ ).

De tels modèles peuvent être bâtis sur d'autres géométries de grains : sphères, pyramides...

et ont été généralisés pour intégrer une répartition aléatoire de grains de formes quelconques (Vachon & Crane [126]) ou pour tenir compte de la taille et de la répartition des pores (Zumbrunnen & al. [132]). Dans cet ordre d'idée, Jackson & Black [74] ont construit un modèle de cellule élémentaire dont les paramètres sont définis par les proportions volumiques et par les contiguïtés entre phases. Rappelons que la contiguïté  $C_{ij}$  entre une phase  $i$  et une phase  $j$  est définie comme la proportion de la surface de la phase  $i$  en contact avec la phase  $j$  :



$$\lambda/\lambda_s = C_{ss} + \frac{C_{sl}^2}{C_{sl} - \theta_l + \lambda_s \theta_l / (\lambda_s - \lambda_l)} + \frac{C_{sa}^2}{C_{sa} - \theta_a^* + \lambda_s \theta_a^* / \lambda_a} \quad \theta_a^* = \theta_a [1 - C_{sl} / (1 - C_{ss})]$$

Avec : -  $\theta_a^*$  teneur volumique de la phase gazeuse en série avec la phase solide.

-  $\theta_l$  teneur volumique de la phase liquide.

-  $C_{ss}$  contiguïté solide/solide.

-  $C_{sl}$  contiguïté solide/liquide.

-  $C_{sa}$  contiguïté solide/phase gazeuse ( $C_{ss} + C_{sl} + C_{sa} = 1$ ).

Les contiguïtés  $C_{ss}, C_{sl}, C_{sa}$  sont déterminées en fonction des proportions volumiques des différents constituants par des méthodes d'analyse d'images (c.f. S 1,2,3,3) ou estimés par des modèles d'interfaces, en particulier solide/liquide.

### -3) Les modèles empiriques ou semi-empiriques :

Ces modèles fournissent uniquement un moyen plus ou moins fidèle de représentation de données expérimentales. Un des plus connus, en ce qui concerne les sols, est sans doute le modèle de Kersten [81] qui relie la conductivité thermique  $\lambda$  d'un sol, d'une part à sa densité sèche  $d$  et, d'autre part, à sa teneur en eau pondérale  $w$  par des formules du type :

$$\lambda_{\text{sec}} = A \cdot 10^{Bd} \quad \text{et} \quad \lambda_{\text{humide}} = C \cdot \log(w) + D$$

Où A, B, C, D sont des constantes ajustées en fonction du type de matériau. Combinant ces deux relations, Kersten propose :

$$\begin{aligned} - \text{Pour un sol argileux} : \lambda &= 0,1442 [0,9 \log(w) - 0,2] \cdot 10^{0,6243 \cdot d} \\ - \text{Pour un sol sableux} : \lambda &= 0,1442 [0,7 \log(w) - 0,2] \cdot 10^{0,6243 \cdot d} \end{aligned} \quad (w : \%)$$

Un autre modèle de ce type consiste à effectuer une **moyenne géométrique pondérée** :

$$\lambda = \lambda_s^{(1-n)} \cdot \lambda_f^n \quad (\text{système à deux composants}).$$

$$\lambda = \prod \lambda_i^{\theta_i} \quad (\text{système à } n \text{ composants}).$$

Avec : -  $\lambda_s$  conductivité de la phase solide.

-  $\lambda_f$  conductivité de la phase fluide.

-  $\lambda_i$  conductivité du constituant  $i$ .

-  $\theta_i$  teneur volumique en constituant  $i$ .

Ce modèle, auquel on peut éventuellement donner un certain sens physique [40], semble permettre une évaluation correcte de la conductivité à sec d'un milieu poreux dont la phase solide est constitué de granules de plusieurs types minéralogiques. A ce propos, il est important de distinguer le quartz de conductivité thermique élevée ( $\lambda \approx 8,78 \text{ Wm}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$ ) des autres minéraux ( $\lambda \approx 3 \text{ Wm}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$ ). Nous n'irons pas plus loin dans cette présentation de modèles d'estimation de la conductivité thermique équivalente. Pour plus de précisions l'on pourra se reporter, entre autres, à Farouki [53] qui a effectué une comparaison expérimentale d'un grand nombre de ceux-ci pour différents sols.

### 1.3.3) Notion de paramètres thermiques "apparents" :

Comme nous l'avons dit en introduction, la plupart des MPO auxquels nous nous intéresserons ici contiennent de l'eau sous différentes formes. Elle pourra être caractérisée par ses proportions massiques en phase vapeur et liquide  $w_v$  et  $w_l$  avec :

$$w_v = m_{\text{vapeur}}/m_{\text{totale}} \text{ (Kg/Kg)}$$

$$w_l = m_{\text{liquide}}/m_{\text{totale}} \text{ (Kg/Kg)}$$

La somme des deux définissant la **teneur en eau globale**  $w$  ( $w=w_v+w_l$ ) qui est souvent la seule variable auquel on puisse avoir accès simplement expérimentalement. Ces trois paramètres massiques ( $w$ ,  $w_l$ ,  $w_v$ ) peuvent être reliés à leurs équivalents **volumiques** ( $\theta$ ,  $\theta_l$ ,  $\theta_v$ ) par des relations du type :

$$\theta_l \text{ (m}^3\text{/m}^3\text{)} = d.w_l \text{ (Kg/Kg)} \text{ où } d \text{ est la densité sèche du matériau.}$$

Sous l'effet de gradients thermiques, les potentiels associés à ces deux phases peuvent être modifiés entraînant divers mécanismes de transferts et/ou changement d'état. Ce domaine de la physique des milieux poreux a fait l'objet d'études approfondies de la part de nombreux auteurs ([8],[25],[47],[65],[108]...). Nous nous contenterons, ici, de rappeler quelques résultats en relation avec la détermination des paramètres thermiques **apparents** d'un MPO.

Si l'on suppose vérifiées [108] un certain nombre d'hypothèses dont les plus importantes sont : milieu homogène et isotrope à l'échelle de l'EVR, matrice solide indéformable et phase liquide incompressible, fluides parfaits (vapeur d'eau et air), pas d'hystérésis, pas d'effet de gravité, pas d'échanges radiatifs, équilibre thermique instantané, etc..., le premier principe de la thermodynamique permet d'écrire l'équation de la chaleur, pour un milieu poreux partiellement saturé, sous la forme :

$$C \frac{\partial T}{\partial t} + \rho_l L \frac{\partial \theta_v}{\partial t} - \rho_l W \frac{\partial \theta_l}{\partial t} = \text{div}(\lambda \text{ grad } T) - \text{div}(Lq_v) - C_l q_m \text{ grad } T \quad (1)$$

variation d'enthalpie                      (a)                      (b)                      (c)

Où (a) représente le transfert de chaleur purement conductif, (b) le terme de transport par chaleur latente et (c) celui par chaleur sensible avec :

- T la température du milieu ( $^{\circ}\text{K}$ , t le temps (s).
- $\lambda, C$  paramètres thermiques **équivalents** du milieu (c.f. S1,3,2).

- $\rho_l$  masse volumique de l'eau ( $\text{Kg.m}^{-3}$ ).
- $\theta_v, \theta_l$  teneurs en eau volumiques liquide et vapeur.
- $L$  enthalpie de vaporisation ( $\text{J.Kg}^{-1}$ )
- $W$  "chaleur de mouillage" ( $\text{J.Kg}^{-1}$ )
- $q_v$  densité de flux de vapeur ( $\text{Kg.s}^{-1}.\text{m}^{-2}$ ).
- $q_m$  densité de flux total ( $\text{Kg.s}^{-1}.\text{m}^{-2}$ ).

S'il n'existe dans le milieu que des forces motrices d'origine thermique, une analyse d'ordres de grandeur permet légitimement de négliger le terme (c) devant les deux autres. En développant le terme (b) l'équation (1) prend alors la forme suivante :

$$C \frac{\partial T}{\partial t} + \rho_l L \frac{\partial \theta_v}{\partial t} - \rho_l W \frac{\partial \theta_l}{\partial t} = \text{div}[(\lambda + \rho_l L D_{TV}) \text{grad } T] + \text{div}[\rho_l L D_{\theta V} \text{grad } \theta] \quad (2)$$

Où  $D_{TV}$  est le coefficient de diffusion de la vapeur sous l'effet d'un gradient thermique et  $D_{\theta V}$  le coefficient de diffusion de la vapeur sous l'effet d'un gradient d'humidité. Si, de plus, on retient l'hypothèse d'une humidité répartie de manière uniforme  $\forall t$  (ce qui correspond au cas de figure idéal de la mesure des paramètres thermiques qui nous intéresse ici) on peut alors considérer que  $\text{grad } \theta \approx 0$ . (2) se réduit alors à :

$$C \frac{\partial T}{\partial t} + \rho_l L \frac{\partial \theta_v}{\partial t} - \rho_l W \frac{\partial \theta_l}{\partial t} = \text{div}[(\lambda + \rho_l L D_{TV}) \text{grad } T]$$

Qui peut se ramener à une expression "classique" de la loi de Fourier:

$$C^* \frac{\partial T}{\partial t} = \text{div}(\lambda^* \text{grad } T)$$

En posant :

$$\lambda^* = \lambda + \rho_l L D_{TV} \quad \text{et} \quad C^* = C + \rho_l L \frac{\partial \theta_v}{\partial T} - \rho_l W \frac{\partial \theta_l}{\partial T}$$

$\lambda^*$  et  $C^*$  seront considérés comme étant les paramètres thermiques **apparents** du milieu poreux. En fait, c'est à ces paramètres que nous aurons accès par la mesure. Nous assimilerons donc dans la suite  $(\lambda^*, C^*)$  et  $(\lambda, C)$ . Seule l'analyse **à postériori** de résultats expérimentaux du type  $\lambda = f(T, \theta)$  permettra de les distinguer en conduisant à une expression du coefficient de diffusion  $D_{TV}$  de la vapeur sous l'effet d'un gradient thermique en fonction de la température et de la teneur en eau. On pourra ensuite corrélérer  $D_{TV}$  avec  $D_{VA}$  : coefficient de diffusion moléculaire de la vapeur d'eau dans l'air (**Loi de Fick**) en introduisant un facteur de pondération  $F(\theta)$  qui tient compte de la structure du milieu.

#### -1,4) METHODOLOGIES DE MESURE DES CARACTERISTIQUES THERMIQUES D'UN MILIEU POREUX GRANULAIRE :

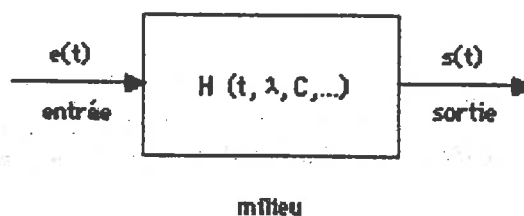
##### 1.4.1) Position du problème :

Si l'on souhaite mesurer les caractéristiques thermiques d'un MPØ dans un état hydrique quelconque, il importe de minimiser les apports d'énergie afin de limiter au maximum les transferts possibles. En effet, l'état physique du milieu étudié ne doit pas être trop perturbé par la mesure de ces paramètres ou, au contraire fausser radicalement celle-ci. Ceci exclut pratiquement l'utilisation des appareils classiques de mesure de la conductivité thermique fonctionnant en régime permanent (plaque chaude gardée par Ex.). On aura donc recours, de préférence, à des méthodes de détermination des paramètres thermiques en régime transitoire. Nous allons préciser le principe de ces méthodes et décrire quelques outils de mesure les utilisant.

##### 1.4.2) Méthodes de mesure des paramètres thermiques en régime transitoire :

###### -1.4.2.1) Le principe :

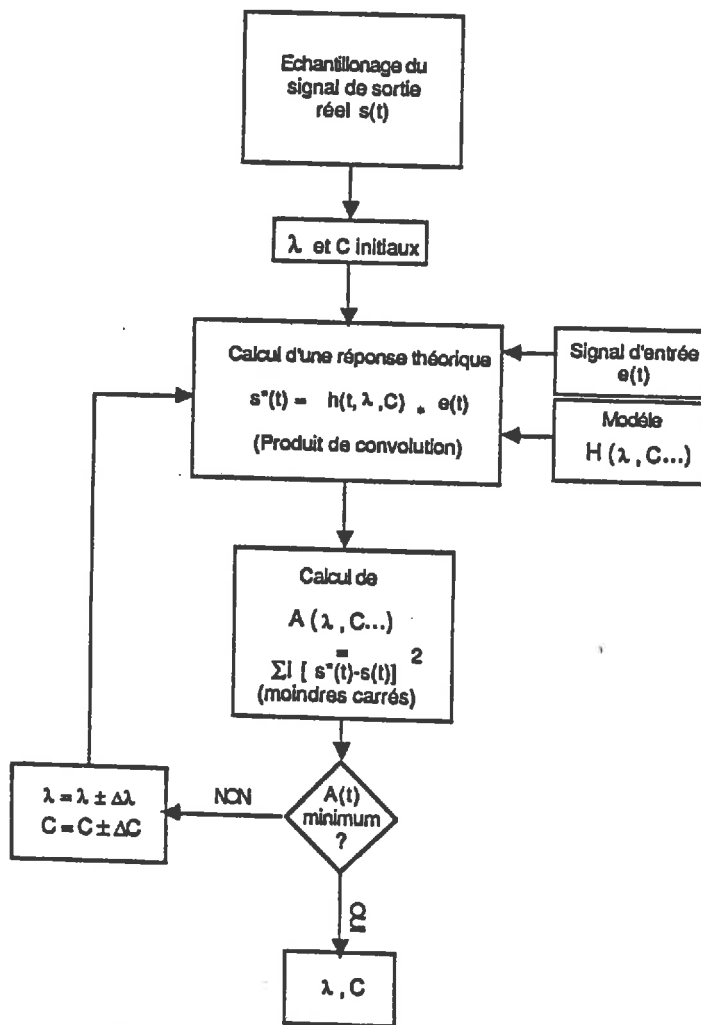
Ces méthodes s'identifient dans leur schéma global avec les méthodes d'identification, classiques en Automatique, des paramètres d'un système linéaire. Nous utiliserons donc, ici, le langage du **traitement du signal** bien adapté à notre problème. Le **tableau 3** présente quelques outils mathématiques élémentaires que nous utiliserons par la suite. Pour plus de précisions, on pourra se reporter à **Max [95]**. Dans ce contexte, le processus d'identification des paramètres thermiques d'un matériau par une méthode d'analyse transitoire se résume de la manière suivante : On excite le milieu à étudier par un signal d'entrée  $e(t)$  et l'on recueille sa réponse par un signal de sortie  $s(t)$ .



On détermine ensuite les paramètres  $\lambda$  et  $C$  de la réponse impulsionnelle du milieu - dont on



suppose connue une **expression analytique** - par calage, en fonction de  $\lambda$  et  $C$ , d'une réponse théorique  $s^*(t) = H(t, \lambda, C, \dots) * e(t)$  sur le signal de sortie réel  $s(t)$ . Le synoptique de ce traitement est résumé sur la **figure 3** ci-après. Le signal  $e(t)$  est obtenu par l'intermédiaire d'un système de chauffage émettant un flux de chaleur pendant un bref laps de temps d'où le nom générique de **sondes à chocs thermiques** souvent donné aux outils de mesure des paramètres thermiques fonctionnant sur ce principe. Nous allons en esquisser une typologie.



**Figure 3** : Synoptique d'un traitement type "sonde à chocs".

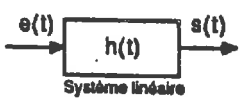
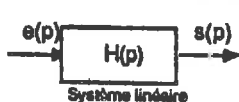
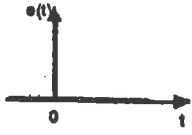
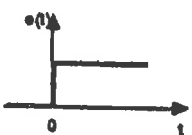
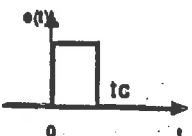
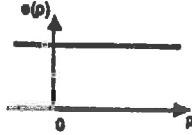
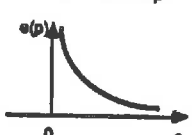
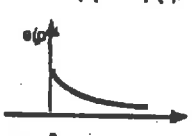
DOMAINE TEMPOREL	TL →	→ TL-1	DOMAINE DE LAPLACE
t : le temps			p : variable de Laplace
TL : Transformée de Laplace			TL-1 : Transformée de Laplace inverse
$TL [f(t)] = \int_0^{\infty} f(t) \cdot \exp(-pt) \cdot dt$			$TL-1 [f(p)] = \int_0^{\infty} f(p) \cdot \exp(+pt) \cdot dp$
 <p style="text-align: center;">h(t) : réponse impulsionnelle</p> <p style="text-align: center;"><math>s(t) = h(t) * e(t)</math></p> <p style="text-align: center;">* : produit de convolution</p> <p style="text-align: center;"><math>f * g(t) = \int_0^{\infty} f(\tau) \cdot g(t - \tau) \cdot d\tau</math></p>			 <p style="text-align: center;">H(p) : fonction de transfert</p> <p style="text-align: center;"><math>s(p) = H(p) \times e(p)</math></p> <p style="text-align: center;">x : produit simple</p>
<div style="border: 1px solid black; padding: 2px; display: inline-block;">Signal d'entrée e(t) :</div> <p style="text-align: center;">"dirac : <math>\delta(t)</math>"</p>  <p style="text-align: center;">"échelon : u(t)"</p>  <p style="text-align: center;">"créneau : u(t) - u(t - tc)"</p> 			<div style="border: 1px solid black; padding: 2px; display: inline-block;">Signal d'entrée e(p) :</div> <p style="text-align: center;">"dirac : 1"</p>  <p style="text-align: center;">"échelon : 1/p"</p>  <p style="text-align: center;">"créneau : 1/p(1 - exp(-p/tc))"</p> 

Tableau 3 : Quelques outils mathématiques du traitement du signal

- 1.4.2.2) Les outils de mesures :

Les méthodes type sonde à chocs thermiques existent depuis plus de trente ans : de nombreux dispositifs de mesure ont été imaginés par les chercheurs correspondant à une optimisation de l'appareillage par rapport à divers critères comme : la simplicité d'utilisation ou de traitement, la possibilité d'obtenir simultanément  $\lambda$  et  $C$ , l'utilisation "in situ", etc... . On peut, en fait, bâtir une classification de tous les dispositifs existants sur 3 facteurs :

- 1) **La géométrie de l'élément chauffant** : Elle peut être "filiforme", cylindrique, circulaire ou plane. Ceci conditionne naturellement le mode de mise en place de la sonde dans le matériau.

- 2) **La nature du signal d'entrée** : Il peut s'agir du flux d'énergie injectée dans l'élément chauffant, du flux thermique émis par celui-ci ou d'une température. Il est important de noter qu'il est, actuellement, **impossible de mesurer** directement un flux thermique en géométrie cylindrique. Cette difficulté est généralement contournée en identifiant flux thermique émis et flux injecté dans l'élément chauffant. Cette hypothèse n'est pas toujours réaliste, nous détaillerons largement ce dernier point dans le chapitre 2.

- 3) **La nature du signal de sortie** : Il peut être mesuré directement dans l'élément chauffant lui-même ou à une certaine distance de celui-ci dans le matériau. C'est toujours une **température** généralement mesurée à l'aide d'un thermocouple pour des raisons de sensibilité et de temps de réponse. Le **tableau 4** présente une typologie, à partir de ces trois facteurs, des méthodes de mesure des paramètres thermiques en régime transitoire.

On notera que, pour chaque méthode présentée dans ce tableau, le modèle analytique  $H(\lambda, C, t...)$  de réponse impulsionnelle nécessaire au traitement tel qu'il est synthétisé sur la figure 3 est complètement déterminé par le triplet : géométrie de l'élément chauffant/signal d'entrée/signal de sortie. Deux remarques s'imposent toutefois : -Si les signaux d'entrée et de sortie sont de mêmes natures (deux températures par Ex.), on ne peut atteindre que la **diffusivité thermique  $a$**  ( $a=\lambda/C$ ); Dans certains cas, l'expression analytique de la réponse impulsionnelle fait intervenir d'autres paramètres comme une résistance de contact élément chauffant/matériau. Ceci impose - soit la détermination simultanée d'un, ou plusieurs, paramètre(s) auxiliaire(s) lors de la détermination de  $\lambda$  et  $C$  - soit une simplification

supplémentaire de l'expression analytique de la réponse impulsionnelle (solution asymptotique par Ex.) entraînant une **dégénérescence** de celle-ci. On ne peut alors obtenir **qu'un seul paramètre ( $\lambda$ )**.

- 1.3.2.3) Avantages et inconvénients des méthodes type sonde à chocs thermique :

Les avantages que l'on est en droit d'attendre **à priori** de ce type de méthodes se situent essentiellement aux niveaux :

- De la **simplicité** de l'appareillage.
- De la **rapidité** de détermination de  $\lambda$  et/ou C.
- De la possibilité d'**obtenir simultanément  $\lambda$  et C.**
- De l'éventualité de **pouvoir travailler "in-situ"**.

Les défauts éventuels de ce type de méthodes découlent du type de traitement utilisé : la nécessité de disposer d'une expression **analytique** de la réponse impulsionnelle impose des contraintes "sévères" sur les géométries du capteur et du milieu. Pour ce dernier on suppose généralement :

- Une extension infinie.
- Homogénéité et isotropie.

De même, on doit considérer que les phénomènes de transferts de chaleur mis en jeu peuvent s'exprimer sous forme purement conductive. Enfin, comme nous l'avons dit plus haut, la forme réelle du signal d'entrée ne correspond pas forcément bien à celle que l'on suppose : échelon, créneau, dirac ... Ces trois restrictions ne constituent pas à proprement parler des "inconvénients" mais leur méconnaissance peut être source de graves imprécisions dans la mesure des paramètres thermiques comme nous le verrons dans le chapitre 2. Par contre, un facteur plus fondamental, inhérent au principe même de la méthode, est à prendre en compte : **l'élément de volume de mesure (EVM) d'une sonde à chocs thermiques est essentiellement variable** au cours du temps. Il importe donc de choisir les durées de chauffage et de mesure de manière à ce que celui-ci soit finalement supérieur à l'EVR du matériau considéré. Ce critère est évidemment contradictoire avec la nécessité de perturber au minimum le milieu. Un compromis devra donc être choisi. Sur le même plan, on ne pourra pas trop réduire les flux thermiques imposés si l'on veut conserver une précision suffisante dans la mesure du signal de sortie.

GÉOMÉTRIE DE L'ÉLÉMENT CHAUFFANT	MISE EN PLACE		SIGNAL D'ENTRÉE			SIGNAL DE SORTIE	NOM
	GÉNÉRALISEMENT	in situ	NATURE	OBTENTION	FORME		
FILIFORME	surface (matériau semi-infini)	OUI	Flux électrique injecté dans l'élément chauffant	Mesuré	échelon	Température de l'élément chauffant	CTM
	dans le matériau (supposé infini)	NON	Flux électrique injecté dans l'élément chauffant	Mesuré	échelon	Température de l'élément chauffant	FL
	CYLINDRIQUE	dans le matériau (supposé infini)	OUI	Flux électrique injecté dans l'élément chauffant	Mesuré	échelon	Température de l'élément chauffant
Flux thermique émis par l'élément chauffant				Estimé = flux électrique	créneau	Température à d de l'élément chauffant	BITIGE
Température à une distance d1 de l'élément chauffant				Mesurée	quelconque	Température à d2 de l'élément chauffant	TRITIGE
CIRCULAIRE	entre deux parties d'un échantillon supposé infini	NON	Flux thermique émis partiellement chauffant	Estimé = flux électrique	créneau	Température au centre de l'anneau	ANNEAU
PLANE	extérieur de l'échantillon (paroi)	NON	Energie lumineuse (flash, laser...)	Estimée = énergie incidente	difrac	Température sur la face interne	FLASH

Tableau 4 : Une typologie des méthodes de détermination des paramètres thermiques en régime transitoire

**- 1,5) SYNTHÈSE DU CHAPITRE 1 :**

Un milieu poreux granulaire (MPG) est un milieu complexe par sa **structure composite, hétérogène et polyphasique**. Si sa phase solide est relativement aisément identifiable par des méthodes classiques en Génie Civil : **analyses granulométrique, minéralogique et chimique**, il n'en est pas de même en ce qui concerne le réseau poreux délimité par celle-ci. Il n'existe pas, en effet, de méthode absolument fiable de caractérisation de la morphologie d'une structure poreuse. Il est donc nécessaire de croiser les renseignements fournis par plusieurs types d'outils d'investigation -dont les trois principaux sont sans doute : la **porosimétrie mercure, l'adsorption moléculaire et l'analyse d'image-** de manière à reconstituer une image aussi fidèle que possible de la structure réelle.

Cette complexité structurelle conduit également à s'interroger sur la signification physique des paramètres thermiques d'un MPG : conductivité thermique et capacité calorifique. Le concept **d'élément de volume représentatif** permet de corréler les **paramètres thermiques équivalents**, accessibles au niveau macroscopique, à ceux des constituants élémentaires. De nombreux modèles ont été construits pour rendre compte de ce processus d'homogénéisation. Leur réalisme est plus ou moins grand suivant la nature des hypothèses simplificatrices qu'ils supposent. La présence d'eau dans ces matériaux amène également à introduire la notion de **paramètres thermiques apparents** pour intégrer aux phénomènes purement conductifs d'éventuels transferts, ou changement d'état de celle-ci sous l'effet de gradients thermiques.

Enfin il apparaît que les méthodes de mesure des paramètres thermiques **en régime transitoire** sont a-priori bien adaptées à l'étude thermophysique des MPG en respectant leur état hydrique. Le langage du **traitement du signal** s'adapte bien à la schématisation de ce type d'outils (**sondes à chocs thermiques**) et permet d'en établir une typologie suivant la nature du signal d'entrée, du signal de sortie et du type de géométrie utilisée. Ces trois facteurs déterminent, en effet, l'expression **analytique** des fonctions de transfert à utiliser pour l'identification des paramètres thermiques dans un schéma de système linéaire.

**- CHAPITRE 2 -**

**OPTIMISATION D'OUTILS DE MESURE "IN-SITU"  
DES CARACTERISTIQUES THERMIQUES  
D'UN MILIEU POREUX GRANULAIRE**

## PLAN DU CHAPITRE 2

<b>-2,1) INTRODUCTION : Le cahier des charges de la mesure "in-situ".....</b>	<b>page 30</b>
<b>-2,2) ANALYSE CRITIQUE DE TROIS METHODES TYPE SONDE A CHOCS : ...</b>	<b>page 31</b>
<u>2.2.1) Sonde "monotige": .....</u>	<b>page 31</b>
2,2,1,1) L'outil.	
2,2,1,2) Le modèle .	
2,2,1,3) L'essai et son traitement.	
2,2,1,4) Influence d'une résistance de contact.	
<u>2.2.2) Sonde "bitige": .....</u>	<b>page 39</b>
2,2,2,1) L'outil.	
2,2,2,2) Le modèle .	
2,2,2,3) L'essai et son traitement.	
2,2,2,4) Influence d'une résistance de contact.	
<u>2.2.3) Sonde "tritige": .....</u>	<b>page 45</b>
2,2,3,1) L'outil.	
2,2,3,2) Le modèle .	
2,2,3,3) L'essai et son traitement.	
2,2,3,4) Influence d'une résistance de contact.	
<u>2.2.4) Synthèse : deux voies pour la réalisation de capteurs utilisables "in-situ"</u>	<b>page 52</b>
<b>-2,3) REALISATION DE CAPTEURS ADAPTES A LA MESURE "IN-SITU" : ...</b>	<b>page 52</b>
<u>2.3.1) Sonde tritige "courte" : .....</u>	<b>page 52</b>
2,3,1,1) Les fonctions de transfert.	
2,3,1,2) Validation des modèles.	
2,3,1,3) La réalisation du capteur.	
2,3,1,4) Le dispositif d'acquisition automatique.	
2,3,1,5) Le calcul de la capacité calorifique :	
2,3,1,5,1) Modèle capacitif.	
2,3,1,5,2) Estimation directe du flux.	
2,3,1,6) Précision de la mesure des paramètres thermiques :	



2,3,1,6,1) Influence des caractéristiques géométriques.

2,3,1,6,2) Autres sources d'erreur.

**2.3.2) Sondes de très faible inertie thermique : ..... page 72**

2,3,2,1) Réalisation d'un élément chauffant de très faible inertie thermique.

2,3,2,2) Sonde monotige de très faible inertie thermique :

2,3,2,2,1) Le capteur.

2,3,2,2,2) Acquisition et traitement.

2,3,2,2,3) Précision.

2,3,2,3) Sonde bitige optimisée :

2,3,2,3,1) Le capteur.

2,3,2,3,2) Acquisition et traitement.

2,3,2,3,3) Précision.

**-2,4) SYNTHESE DU CHAPITRE 2 : Quel capteur pour quel usage ? ..... page 82**

---

**-2,1) INTRODUCTION : Le cahier des charges de la mesure "in-situ"**

Pour nous, le concept de mesure "in-situ" recouvre, en fait, deux domaines assez distincts mais qui nous semblent pouvoir être traités globalement : d'une part, celui de la mesure en **laboratoire** dans un état physique quelconque (thermique et hydrique) et, d'autre part, celui de la mesure de **terrain** dans un matériau intégré à un composant. Comme nous l'avons déjà dit (chapitre 1, S4), les méthodes de mesure des paramètres thermiques en régime transitoire type "sonde à chocs thermiques" sont, à priori, bien adaptées à ces deux types d'applications car l'on peut raisonnablement penser qu'elles respectent l'état physique dans lequel se trouve le milieu au moment de la mesure. Par contre, leur mise en œuvre suppose la vraisemblance d'un certain nombre d'hypothèses dont quelques-unes peuvent paraître assez drastiques :

**1) Hypothèses sur le milieu :** Il doit pouvoir être considéré comme **homogène, isotrope et infini**. En fait, il serait plus exact de pondérer cela en exprimant que l'élément de volume de mesure de la méthode utilisée (EVM) doit être plus grand que l'élément de volume représentatif (EVR) du matériau et plus petit, d'une part que l'extension géométrique L de celui-ci et, d'autre part, que l'échelle  $L_2$  (c.f. figure 2, page 11) où apparaissent les variations macroscopiques des propriétés physiques. L'équation ci-dessous résume cette double condition :

$$EVR \ll EVM \ll \text{Min}(L, L_2)$$

Ce critère se traduira concrètement par deux impératifs sur le plan pratique : disposer d'échantillons suffisamment dimensionnés (pour la mesure en laboratoire) et ajuster les temps de mesure et dimensions de sonde par rapport à l'EVR supposé du milieu considéré.

**2) Hypothèses sur les phénomènes :** Le schéma-même de détermination des paramètres thermiques en régime transitoire que nous avons présenté (milieu = système linéaire) impose de se ramener à une expression linéarisée de l'équation de la chaleur c'est à dire à coefficients constants. On cherche à se rapprocher de telles conditions, d'une part en introduisant artificiellement le concept "commode" de paramètres thermiques apparents (c.f. chapitre 1, S1,3,3) et, d'autre part, en limitant au maximum les apports d'énergie lors de la mesure. Ceci s'obtient en imposant les gradients les plus faibles possibles et en réduisant les durées de mesure au minimum compatible avec le critère ci-dessus et avec la précision souhaitée (problèmes de sensibilité du capteur mesurant le signal de sortie).

**3) Hypothèses sur les conditions initiales :** Il est clair, toujours dans notre schéma de système linéaire, que le signal de sortie ne doit être déterminé causalement que par le signal d'entrée imposé. Il ne doit donc pas exister d'autres sources d'excitation parasites dans le milieu lors de l'essai. En particulier, cela impose que la **température du milieu soit stable et uniforme** avant de déclencher la mesure des paramètres thermiques. Cet état, aisé à obtenir en laboratoire dans des conditions contrôlées, est difficile à atteindre sur le terrain dans des conditions naturelles. Le dispositif d'acquisition en amont d'une sonde à chocs thermiques devra donc comporter une recherche automatique préalable de cette stabilité thermique.

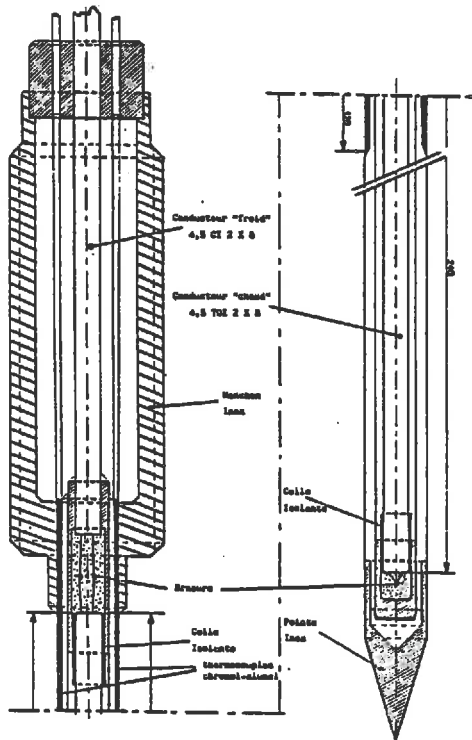
**4) Conditions supplémentaires :** Pour la mesure "in-situ" qui est ici notre objectif, toutes les hypothèses ci-dessus étant vérifiées, il importera, de plus, de disposer d'outils dont la mise en place soit possible à posteriori. Une **géométrie cylindrique** de l'élément chauffant correspond bien à ce besoin car elle autorise l'**introduction du capteur** dans le milieu **par perçage** préalable d'un -ou plusieurs- trou(s). Parmi les outils de mesure répertoriés dans le tableau 4 (voir chapitre 1, page 25), trois types de sondes à chocs thermiques possèdent cette géométrie : les sondes "monotige", "bitige" et "tritige". Nous allons donc, maintenant, centrer notre exposé sur ces dernières en étudiant, plus particulièrement, comment la qualité du contact élément chauffant/matériau influe sur la précision de la mesure des paramètres thermiques. Une approche complète de ce problème est, en effet, tout à fait indispensable car elle permettra de déterminer si ces méthodes sont utilisables -ou non- "in-situ" dans les conditions de mauvais contact thermique qui seront les nôtres dans les applications envisagées : milieux poreux granulaires relativement "secs", mise en place des sondes par perçage.

Nous analyserons donc successivement ces trois types de sonde (monotige, bitige et tritige) par rapport aux critères que nous venons de définir puis nous dégagerons deux "philosophies" de conception d'outils adaptés à la mesure "in-situ" dont nous nous sommes inspiré pour réaliser les capteurs optimisés que nous présentons.

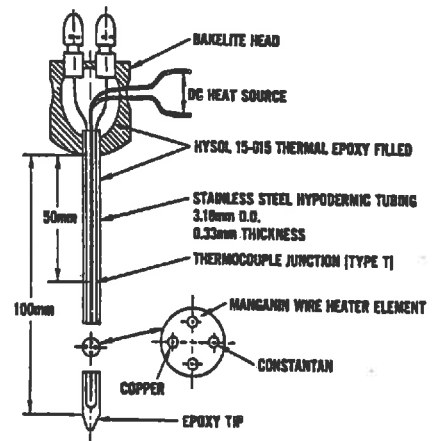
## **-2,2) ANALYSE CRITIQUE DE TROIS METHODES TYPE SONDE A CHOCS :**

### 2.2.1) Sonde "monotige":

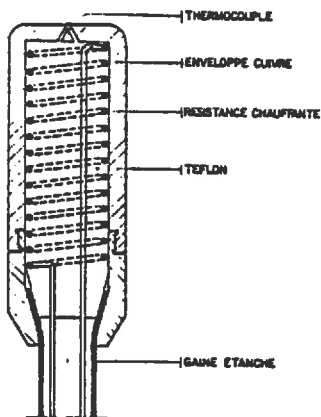
2,2,1,1) **L'outil :** Historiquement, il s'agit du premier type de sonde qui ait été réalisé. En effet sa conception est la plus simple que l'on puisse imaginer : une seule tige cylindrique faisant office d'élément chauffant dont on mesure l'élévation de température.



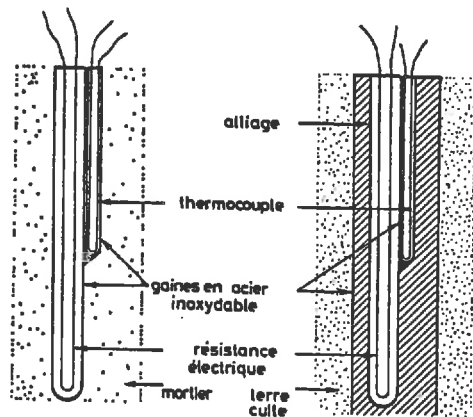
[2]



[117]



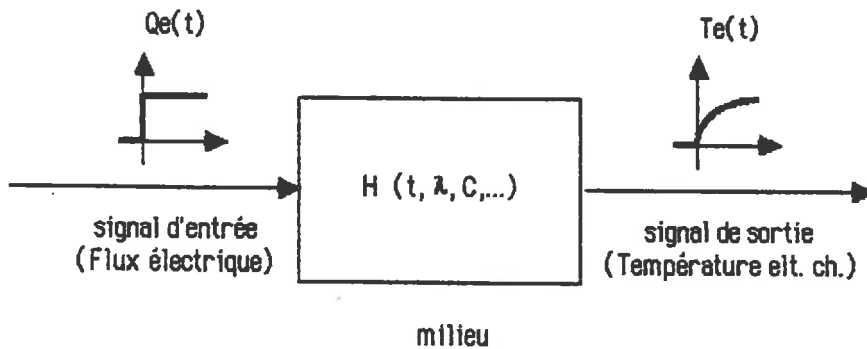
[18]



[107]

figure 4 : Quelques types de sondes à chocs thermiques "monotige"

2,2,1,2) **Le modèle** : Pour une sonde type monotige le signal d'entrée est donc le flux électrique injecté dans l'élément chauffant (échelon) et le signal de sortie l'élévation de température correspondante mesurée dans le corps-même de celui-ci. Ce qui correspond au schéma suivant :



Le modèle de réponse  $H(t, \lambda, C, \dots)$  - ici réponse **indicielle** : sortie correspondant à une entrée en échelon- a été calculé par **Blackwell** [20] en résolvant l'équation de la chaleur pour un système à deux milieux : la sonde, supposée infiniment longue, et le matériau. Leur contact est modélisé en introduisant une résistance fictive  $R_c$  à l'interface. Dans cette configuration, le système d'équations représentatif des transferts s'écrit , en coordonnées cylindriques  $(r, \theta, z)$ :

$$\partial^2 T_2 / \partial r^2 + 1/r \partial T_2 / \partial r = 1/a \partial T_2 / \partial t \text{ (matériau)}$$

$$M_s C_s dT_1 / dt = Q_e - 2\pi R_s [T_1 - T_2(R_s, t)] / R_c \text{ (sonde)}$$

$$-\lambda (\partial T_2 / \partial r)_{R_s} = [T_1 - T_2(R_s, t)] / R_c \text{ (interface)}$$

$$T_2(\infty, t) = 0 \text{ (condition à la limite)}$$

$$T_1(0) = T_2(r, 0) = 0 \quad \forall r \text{ (condition initiale)}$$

Avec : -  $T_1, T_2$  températures de la sonde et du matériau ( $^{\circ}\text{K}$ ),  $t$  le temps (s).

-  $a$  diffusivité thermique du matériau ( $a = \lambda / C$ ,  $\text{m}^2 \cdot \text{s}^{-1}$ ).

-  $Q_e$  flux électrique injecté par unité de longueur ( $\text{W} \cdot \text{m}^{-1}$ ).

-  $M_s$  masse de la sonde ( $\text{Kg} \cdot \text{m}^{-1}$ ),  $C_s$  sa chaleur spécifique ( $\text{J} \cdot \text{Kg}^{-1} \cdot ^{\circ}\text{K}^{-1}$ ).

-  $R_s$  rayon de la sonde (m).

La résolution de ce système s'effectue par passage dans l'espace de Laplace puis retour dans le domaine temporel par le choix judicieux d'un contour d'intégration. On aboutit finalement à l'expression suivante :

$$H(t, \lambda, C, R_c, M_s C_s) = \lambda T_1(t) / Q_e = \frac{8}{4\pi} \cdot \left( \frac{R_s^2 C}{M_s C_s} \right)^2 \cdot \int_0^{\infty} \frac{1 - \exp(-atx^2 / R_s^2)}{x^3 \cdot (A^2 + B^2)} \cdot dx \quad (1)$$

$$\text{Avec : } - A = xJ_0(x) + J_1[(\lambda R_c / R_s)x^2 - (2\pi R_s^2 C / M_s C_s)]$$

$$- B = xY_0(x) + Y_1[(\lambda R_c / R_s)x^2 - (2\pi R_s^2 C / M_s C_s)]$$

Où  $J_0, J_1, Y_0, Y_1$  sont les fonctions de Bessel de première et seconde espèce, d'ordre 0 et 1. Il est possible de mettre cette expression sous forme adimensionnelle en introduisant les trois paramètres suivants :  $Fo = at / R_s^2$  (nombre de Fourier),  $Bi = R_s / \lambda R_c$  (nombre de Biot caractérisant le contact) et  $\Omega = \pi R_s^2 C / M_s C_s$  (contraste d'inertie entre le matériau et la sonde) :

$$H(Fo, Bi, \Omega) = \frac{8\Omega^2}{\pi^3} \cdot \int_0^{\infty} \frac{1 - \exp(-Fox^2)}{x^3 \cdot (A^2 + B^2)} \cdot dx \quad (2)$$

$$\text{Où } A = xJ_0(x) + J_1(x^2 / Bi - 2\Omega) \text{ et } B = xY_0(x) + Y_1(x^2 / Bi - 2\Omega).$$

La **figure 5** page suivante présente le graphe de  $H(Fo, Bi, \Omega)$  pour différentes valeurs de  $Bi$  et pour deux valeurs de  $\Omega$ . Sur l'expression (1), on constate que la réponse indicelle dépend effectivement de la conductivité thermique et de la capacité calorifique du matériau. Il est donc théoriquement possible de déterminer simultanément ces deux paramètres par une méthode type "sonde monotige". En pratique, cela s'avère très complexe car l'on doit estimer parallèlement la résistance de contact  $R_c$ . Or la sensibilité de  $H$  par rapport à ces trois paramètres ( $\lambda, C, R_c$ ) est extrêmement variable et son comportement fortement non-linéaire. Si l'on veut estimer  $\lambda$  et  $C$ , on sera donc confronté à de difficiles problèmes numériques exigeant une puissance de calcul importante qui, s'ils ne sont pas insolubles [93], demandent une attention toute particulière notamment en ce qui concerne le réalisme du modèle. Nous reviendrons plus loin sur ce point. Heureusement, il existe une autre méthode de détermination de la conductivité thermique qui est celle qui a été utilisée dès l'apparition de ce type de sondes et dont la simplicité explique le développement important qu'elles ont connu par la suite.

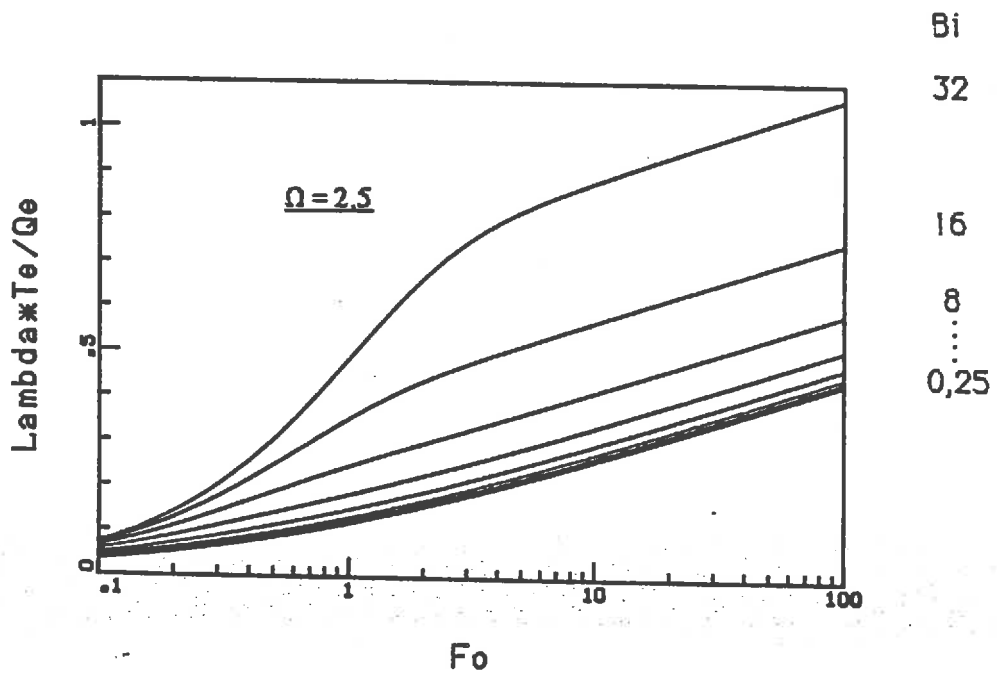
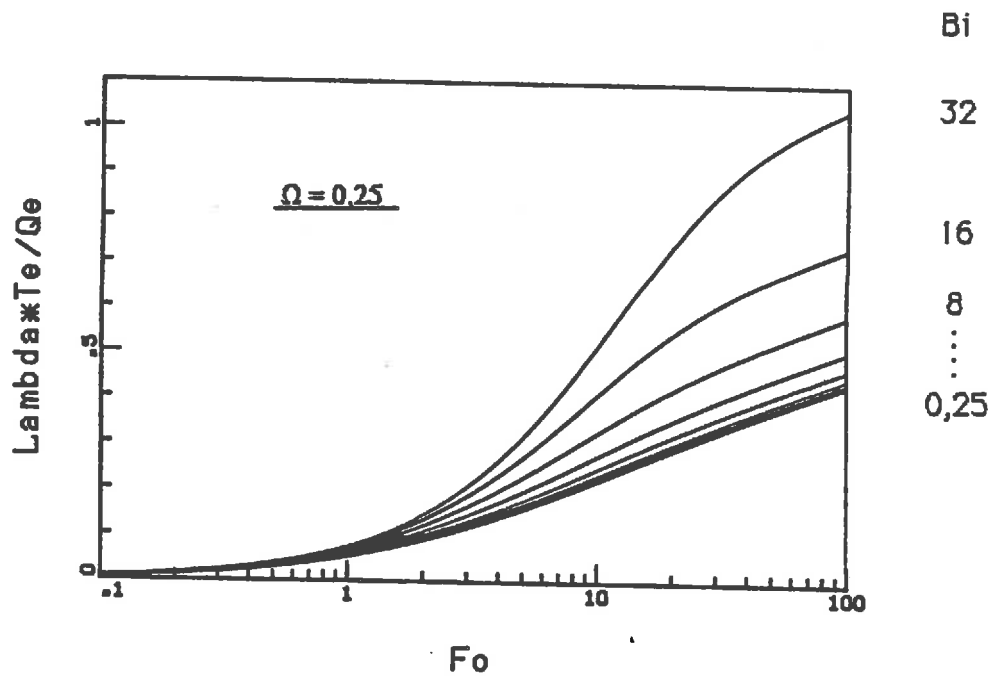


figure 5 : Réponse indicielle sonde "monotige" (équation 2)

2,2,1,3) **L'essai et son traitement.**: Pour les grandes valeurs du temps ( $Fo$  élevé), l'expression (2) tend vers une solution asymptotique :

$$H(Fo, Bi, \Omega) = 1/4\pi [\ln(4Fo/D) + 2/Bi + 1/2Fo \{ \ln(4Fo/D) + 1 - 1/\Omega (\ln(4Fo/D) + 2/Bi) \} + O(1/Fo^2)]$$

Avec  $D = e^\gamma$  où  $\gamma$  est la constante d'Euler (0,577215...). Lorsque  $Fo$  devient très grand cette expression se réduit à :

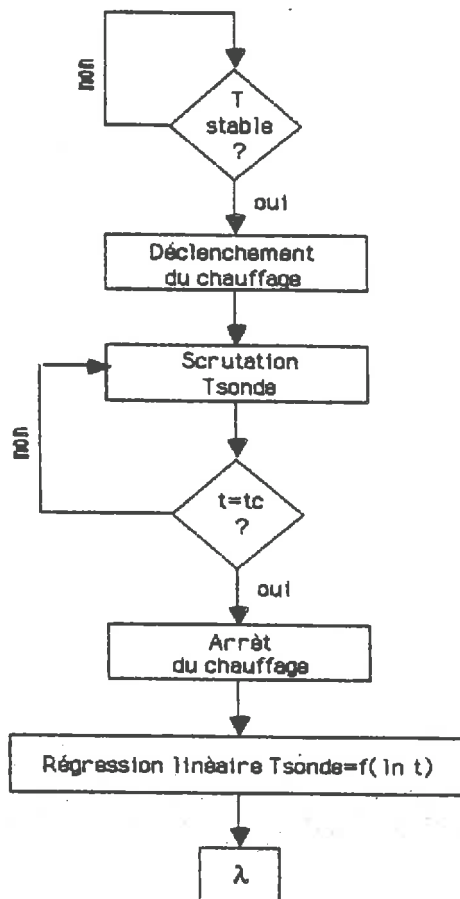
$$H(Fo, Bi, \Omega) = 1/4\pi [\ln(4Fo/D) + 2/Bi + O(1/Fo^2)]$$

Ou avec les paramètres dimensionnels :

$$H(\lambda, t, R_c) = \lambda \Delta T_1 / Q_0 = 1/4\pi [\ln t + cte] \text{ avec } cte = \ln(4a/DR_s^2) + 2\lambda R_c/R_s$$

D'où la méthode très simple de détermination de la conductivité thermique  $\lambda$  consistant à effectuer une régression linéaire sur la courbe  $\Delta T_1 = f(\ln t)$  dont la pente  $A$  sera égale à  $Q_0/4\pi\lambda$ .

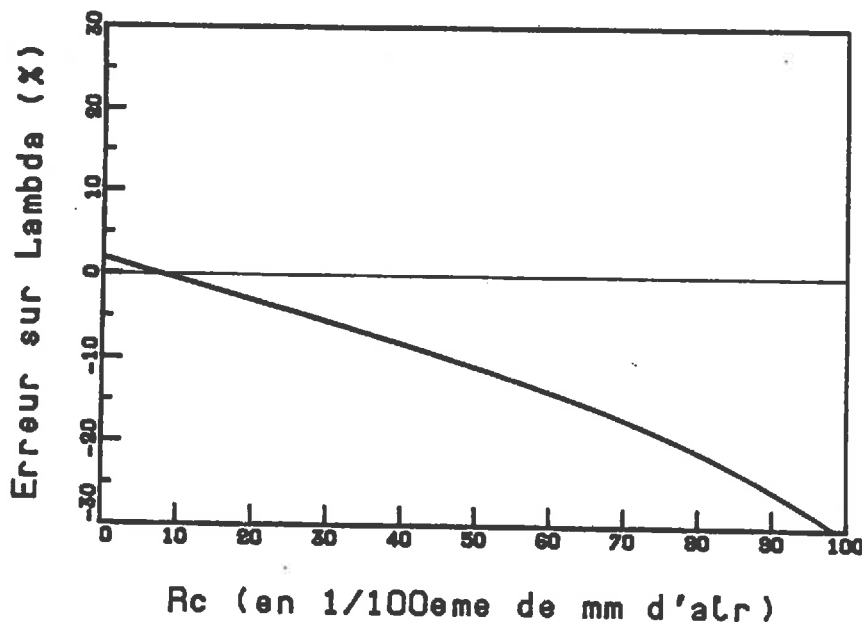
Dans ces conditions un essai type "monotige" se schématise de la manière suivante :



**Figure 6** : Synoptique d'un essai type sonde "monotige"



2,2,1,4) **Influence d'une résistance de contact** : A-priori, le modèle complet (1) intégrant une résistance de contact  $R_c$ , celle-ci ne devrait pas avoir d'influence perturbatrice sur la détermination des paramètres thermiques. En pratique, l'utilisation de la solution asymptotique ne permet pas d'atteindre totalement cette condition idéale. En effet, s'il existe toujours une partie linéaire dans les courbes  $T=f(\ln t)$ , la façon dont la solution complète tend vers son asymptote est extrêmement variable suivant les cas (c.f. figure 5). En particulier, la valeur de  $F_0$  pour laquelle on peut considérer que l'on est en régime asymptotique dépend fortement des valeurs de  $Bi$  et  $\Omega$ . Concrètement, **pour un type de matériau donné**, il faudra donc **ajuster les temps de mesure**, et donc de chauffage, de manière à se situer dans une plage où la solution asymptotique diffère peu du modèle complet. Si, au contraire, on fixe a-priori ces variables, alors, la résistance de contact peut introduire une erreur notable dans la détermination de la conductivité thermique. La figure 7 ci-dessous en donne un exemple :



**Figure 7** : Exemple théorique de l'erreur introduite par une résistance de contact dans la détermination de la conductivité thermique à l'aide d'une sonde monotige (c.f. figure 6)

Milieu :  $\lambda=1\text{W/m}^{\circ}\text{K}$ ,  $C=1,5 \cdot 10^6\text{J/m}^3\text{K}$ , Sonde : Masse=50g/m, Rayon=2,5mm

Durée de scrutation : 600 secondes, Régression sur les 180 dernières secondes

**NOTA** : Sur cette figure, et par la suite, nous exprimons  $R_c$  par l'intermédiaire de l'épaisseur d'air  $e$  donnant la même résistance thermique ( $e=R_c \cdot \lambda_{\text{air}}$ ).

Cette nécessité d'ajuster les durées de scrutation en fonction du matériau suppose, évidemment, que l'on ait une "certaine idée" préalable des caractéristiques thermiques de celui-ci ainsi que des conditions expérimentales dans lesquelles on sera amené à opérer. Il s'agit, sans doute là, du principal défaut de ces méthodes type "monotige" dont on peut dire qu'elles ne s'autocontrôlent pas. Pour remédier à cela, deux type de solutions ont été proposées : une mise en place adéquate de la sonde permettant d'annuler quasiment  $R_c$  (Perrin [107]), mais on perd alors en "portabilité", ou un type de traitement différent (Achard [3]) faisant appel au repérage de points singuliers (points d'inflexion par  $Ex$ ) et à l'utilisation d'un système d'abaques. Le dépouillement d'un essai devient alors très fastidieux. Par contre il est alors possible de déterminer à la fois  $\lambda$  et  $C$ . Pour notre part, pour les applications que nous envisagions, nous avons délibérément choisi de ne déterminer, par cette méthode, que la conductivité thermique mais en agissant sur la conception technologique de la sonde de manière à nous placer dans des conditions favorables tout en conservant l'extrême simplicité du traitement. En effet, on remarque, toujours sur la figure 5, qu'il est possible d'être plus tôt en régime asymptotique si l'on réduit  $\Omega$  (contraste d'inertie entre le milieu et la sonde). Cela peut être obtenu en réduisant la masse linéique de la sonde. C'est la voie que nous avons choisi en nous référant à des courbes telles que celle de la figure 8 :

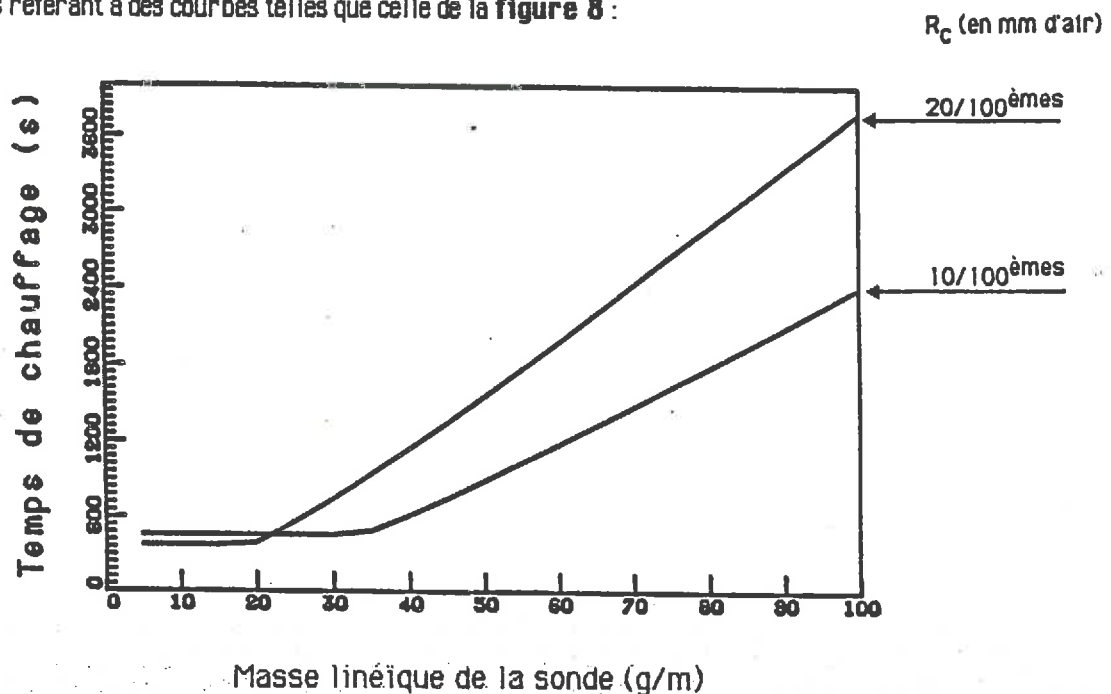


Figure 8: Exemple de l'influence de la masse de la sonde sur les temps de scrutation nécessaires pour obtenir une précision meilleure que 2,5% sur  $\lambda$  ( $R_s=2.5\text{mm}$ ,  $\lambda=1\text{W/m}^{\circ}\text{K}$ ,  $C=1.510^6\text{J/m}^3\text{K}$ )

### 2.2.2) Sonde "bitige":

2.2.2.1) L'outil : Comme son nom l'indique, il est constitué, cette fois, de deux tiges introduites dans le matériau : l'une est l'élément chauffant proprement dit, l'autre permettant de mesurer un signal de sortie en température à une distance  $d$  de l'axe du corps de chauffe. L'espoir de diminuer ainsi l'influence d'une résistance thermique de contact sonde/matériau et de pouvoir déterminer simultanément la conductivité thermique et la capacité calorifique sont à l'origine de cette conception. La figure 9 ci-dessous présente un exemple de réalisation technologique de ce type de capteur tel qu'il a été optimisé par Quenard [111] en s'inspirant des travaux de Belleudy [17].

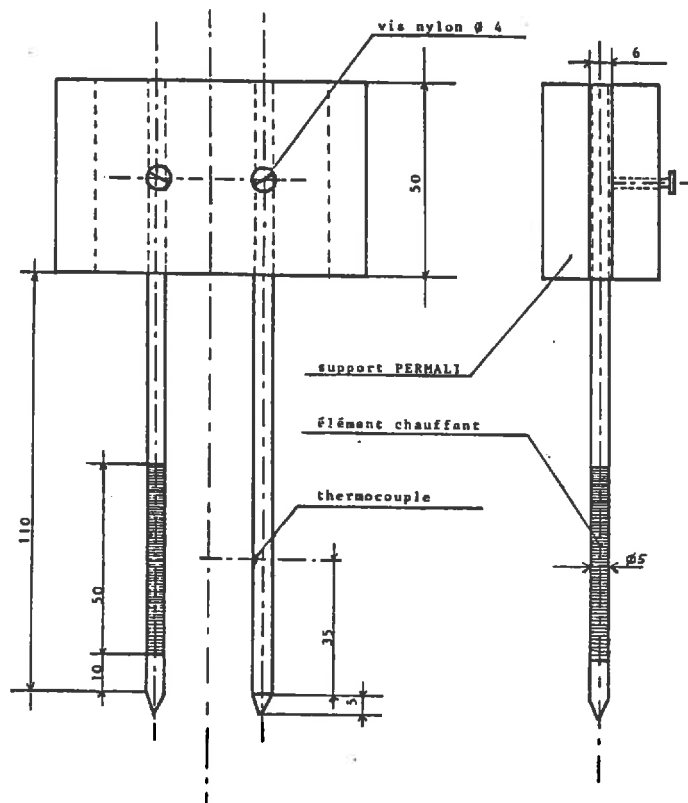
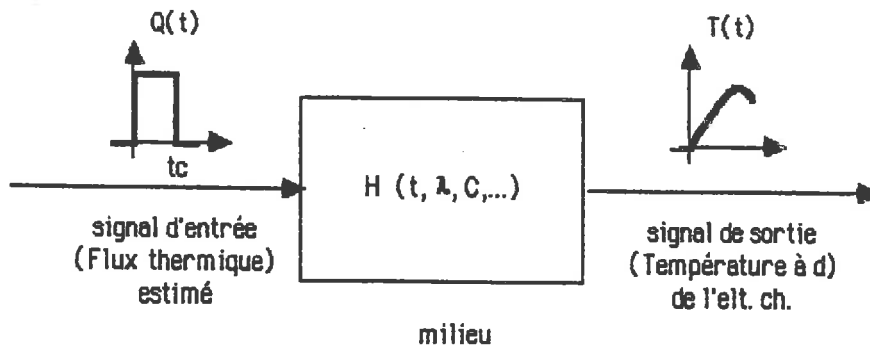
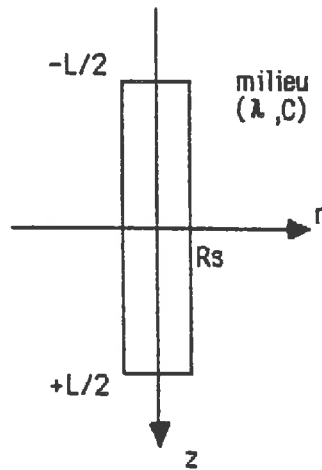


Figure 9 : Exemple de sonde à chocs thermiques de type "bitige"  
(réalisation : H. Sallée, C.S.T.B. Grenoble, 1983)

2,2,2,2) **Le modèle** : Le schéma de système linéaire associé à un capteur type "sonde à chocs bitige" est le suivant :



L'expression de la réponse indicielle  $H(t, \lambda, C, \dots)$  s'obtient en résolvant l'équation de la chaleur en coordonnées cylindriques  $(r, \theta, z)$  cette fois uniquement dans le matériau. Le système d'équations représentatif des transferts s'écrit donc :



$$\frac{\partial^2 T}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial T}{\partial r} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} = \frac{1}{a} \frac{\partial T}{\partial t} \text{ (matériau)}$$

$$-\lambda \left( \frac{\partial T}{\partial r} \right)_{R_s} = Q \text{ (} |z| \leq L/2 \text{)}, \quad -\lambda \left( \frac{\partial T}{\partial r} \right)_0 = 0 \text{ (} |z| > L/2 \text{)} \text{ (conditions aux limites "intérieures")}$$

$$T(\infty, t) = 0 \quad \forall t \text{ (condition à la limite "extérieure")}$$

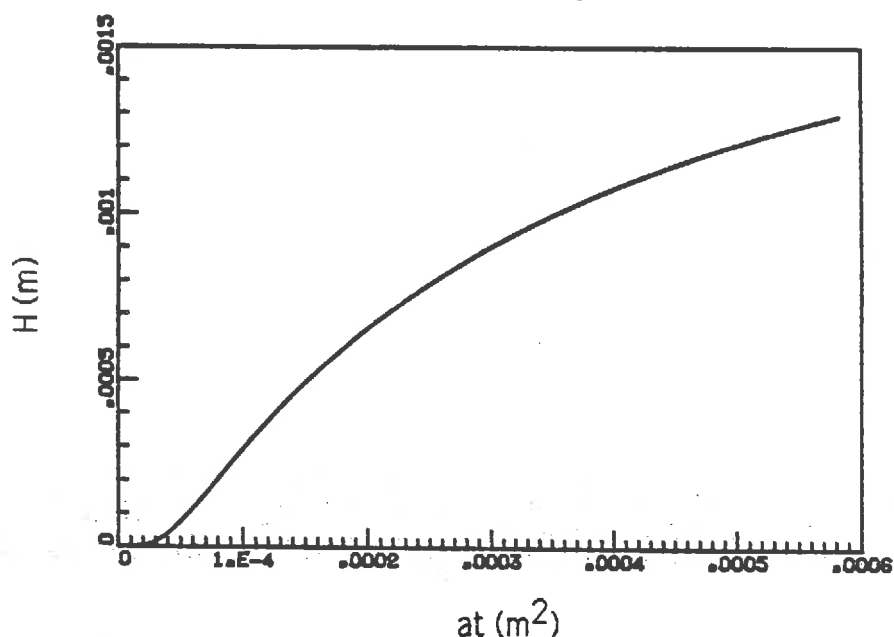
$$T(r, z, 0) = 0 \quad \forall r, z \text{ (condition initiale)}$$

- Avec :
- T température du milieu en  $(r, z)$  ( $^{\circ}\text{K}$ ), t le temps (s).
  - a diffusivité thermique du matériau ( $a = \lambda / C, \text{ m}^2 \cdot \text{s}^{-1}$ ).
  - Q flux thermique émis par unité de surface de l'elt. ch. ( $\text{W} \cdot \text{m}^{-2}$ ).
  - $R_s$  rayon de la sonde, L sa longueur (m).

La résolution de ce système a également été effectuée par **Blackwell** [19]. Tous calculs faits, on obtient pour l'expression de  $H$  à l'emplacement  $(0,d)$  du thermocouple mesurant le signal de sortie ( $d$  distance du thermocouple à l'axe de l'élément chauffant) :

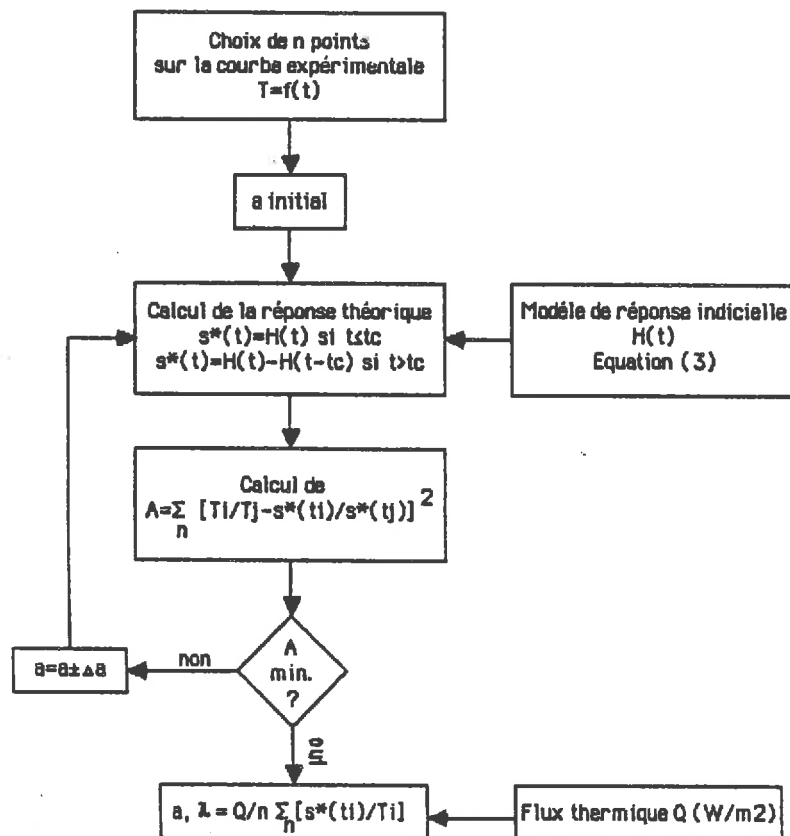
$$H(t) = \lambda T/Q = -\frac{2}{\pi} \int_0^{\infty} \left[ \int_0^t \operatorname{erf}(L/4\sqrt{av}) \cdot \exp(-au^2v) \cdot dv \right] \frac{J_0(ud)Y_1(uR_s) - Y_0(ud)J_1(uR_s)}{J_1^2(uR_s) + Y_1^2(uR_s)} \cdot du \quad (3)$$

Où  $\operatorname{erf}$  est la "fonction erreur" et  $J_0, J_1, Y_0, Y_1$  les fonctions de Bessel de première et seconde espèce, d'ordre 0 et 1 [1]. Malgré son expression relativement complexe, le calcul de (3) ne pose pas de problèmes particulier (voir **annexe 1**). Il est d'ailleurs possible de tabuler préalablement ses valeurs, pour une sonde donnée ( $R_s, L, d$  fixés), en fonction de  $at$  par exemple, c'est à dire **pour tous matériaux**. Cette façon de procéder permet de diminuer considérablement les temps de calcul lors du processus d'identification des paramètres thermiques. L'introduction d'hypothèses simplificatrices supplémentaires sur la géométrie de l'élément chauffant (longueur infinie et/ou rayon nul) permet d'obtenir pour  $H$  une formule analytique plus aisément calculable ([66],[86],[112]...) Ceci ne nous paraît pas absolument nécessaire, étant donné les moyens de calculs modernes dont on dispose maintenant, et, pour notre part, nous conserverons (3) sous sa forme complète de manière à rester le plus proche possible de la géométrie réelle de la sonde. La **figure 10** donne un exemple du graphe de  $H$ .



**Figure 10** : Réponse indicielle sonde "bitige" (équation 3,  $R_s=2,5\text{mm}$ ,  $L=5\text{cm}$ ,  $d=2\text{cm}$ )

2,2,2,3) **L'essai et son traitement** : Un essai de type "sonde bitige" se déroule de manière analogue au début du synoptique que nous avons présenté figure 6 à ceci-près que l'on continue de scruter la température du thermocouple après la coupure du chauffage. En effet, le matériau jouant un rôle de filtre, les temps de réponse sont plus longs que dans le cas de l'essai de type "monotige". Il y a donc lieu d'ajuster séparément, d'une part le temps de chauffage  $t_c$  (90→120s), et, d'autre part, la durée maximum  $t_m$  de scrutation (400→900s). Cette dernière est choisie de manière à repérer le maximum de la courbe  $\Delta T=f(t)$ , le traitement, dont le synoptique est présenté sur la **figure 11** ci-dessous, s'effectuant ensuite, pour des raisons de sensibilité aux paramètres thermiques, sur le front de montée de celle-ci.



**Figure 11** : Synoptique d'un traitement type sonde à chocs thermiques "bitige"

Ce processus d'identification des paramètres thermiques est dérivé des méthodes dites de "temps doubles" ([75],[94]...) qui consistent à remarquer qu'il est possible de découpler l'estimation de la diffusivité thermique de celle de la conductivité thermique en travaillant sur une courbe expérimentale du type  $T(t_i)/T(t_j)$   $i \neq j$  qui ne dépend que de  $a$ . On identifie donc d'abord ce paramètre en calant sur celle-ci une courbe théorique  $s^*(t_i)/s^*(t_j)$  calculée à partir des valeurs tabulées de  $H$  obtenues par l'équation (3). Pour tenir compte de la forme du signal d'entrée en crêneau,  $s^*(t)$  est évaluée en appliquant le théorème de Duhamel :

$$s^*(t) = \lambda T/Q = H(t) \text{ pour } t \leq t_c \text{ et } s^*(t) = \lambda T/Q = H(t) - H(t - t_c) \text{ pour } t > t_c$$

On peut alors déterminer, dans un deuxième temps, la conductivité thermique en effectuant le rapport du signal de sortie théorique  $s^*(t)$  et du signal de sortie réel  $T(t)$ , d'où l'on déduit  $\lambda/Q$  et donc  $\lambda$ .

2,2,2,4) **Effet d'une résistance de contact** : Le problème réside en fait dans la connaissance du signal d'entrée  $Q(t)$  que l'on a dit être, ici, le flux thermique émis par l'élément chauffant. Pour l'établissement du modèle, on est amené à identifier celui-ci au flux électrique  $Q_e(t)$  injecté dans l'élément chauffant et, donc, à l'assimiler à un **crêneau parfait**. Cette hypothèse, nécessaire puisque l'on ne peut mesurer  $Q(t)$ , revient en fait à réduire la fonction de transfert  $Q_e(t) \rightarrow Q(t)$  de l'élément chauffant à l'unité. Or  $Q(t)$  peut être relié à  $Q_e(t)$  par la relation :

$$Q(t) = Q_e(t) - M_s C_s \partial T_s / \partial t \text{ pour } t \leq t_c \text{ et } Q(t) = -M_s C_s \partial T_s / \partial t \text{ pour } t > t_c \quad (4)$$

Où  $T_s$  est la température de la sonde, qui peut être obtenue par l'équation (1) (c.f. S2,2,1,2) ou mesurée,  $M_s$  sa masse ( $\text{Kg.m}^{-1}$ ),  $C_s$  sa chaleur spécifique ( $\text{J.Kg}^{-1}.\text{K}^{-1}$ ) et  $t$  le temps (s). D'après (4), il est clair que  $Q(t) \neq Q_e(t)$ , le degré de déformation de  $Q(t)$  par rapport au crêneau parfait supposé dépendant de la résistance de contact d'une part et, d'autre part de la masse "thermique"  $M_s C_s$  de la sonde. Il importe donc d'étudier comment cette erreur sur l'évaluation de  $Q(t)$  se reporte sur l'estimation des paramètres thermiques à l'aide d'une sonde bitige. Les figures 12 et 13 page suivante illustrent un exemple de cette étude de sensibilité et montrent clairement que **la déformation du flux thermique, due à la résistance de contact et la l'inertie de la sonde, peut induire une erreur très importante sur la détermination des paramètres thermiques.**

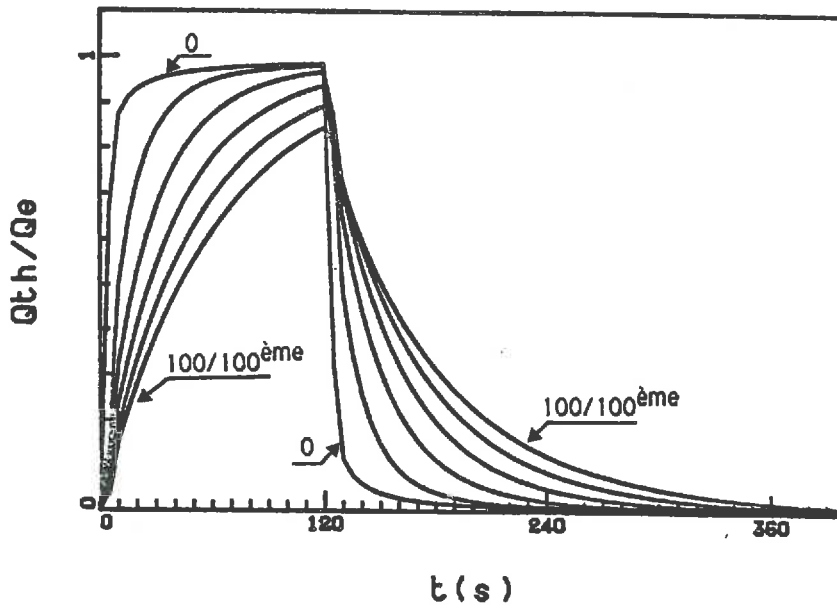


Figure 12 : Exemple théorique de la déformation du flux thermique due à la résistance thermique de contact  $R_c$  sonde/matériau (équations 1 & 4)

Milieu :  $\lambda = 1 \text{ W/m}^\circ\text{K}$ ,  $C = 1,5 \cdot 10^6 \text{ J/m}^3\text{K}$   
 Sonde :  $M_s = 50 \text{ g/m}$ ,  $C_s = 450 \text{ J/Kg}$ ,  $R_s = 2,5 \text{ mm}$ ,  $L = 5 \text{ cm}$ ,  $d = 2 \text{ cm}$   
 Essai :  $t_c = 120 \text{ s}$ ,  $R_c = 0, 20, 40 \dots 100 \text{ 1/100ème de mm d'air}$

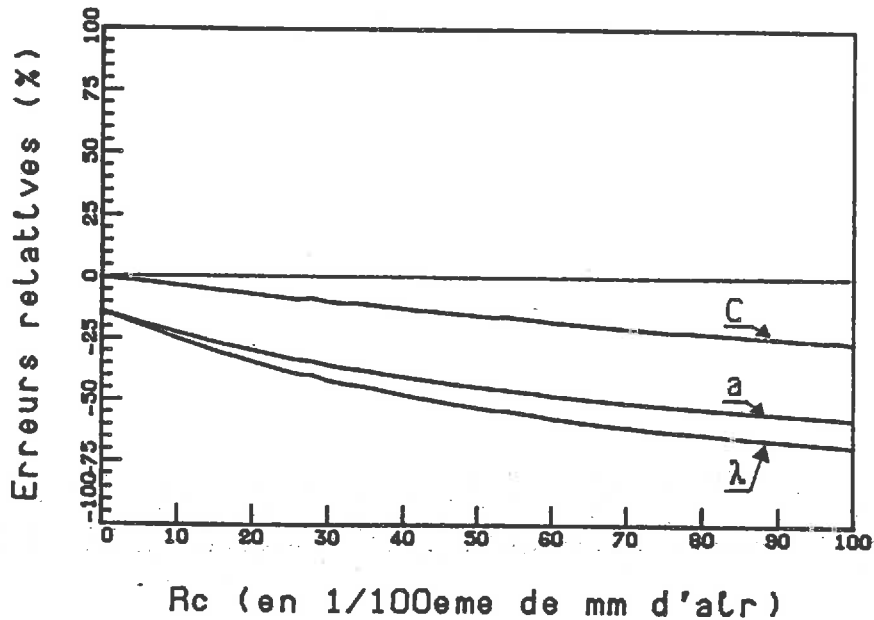
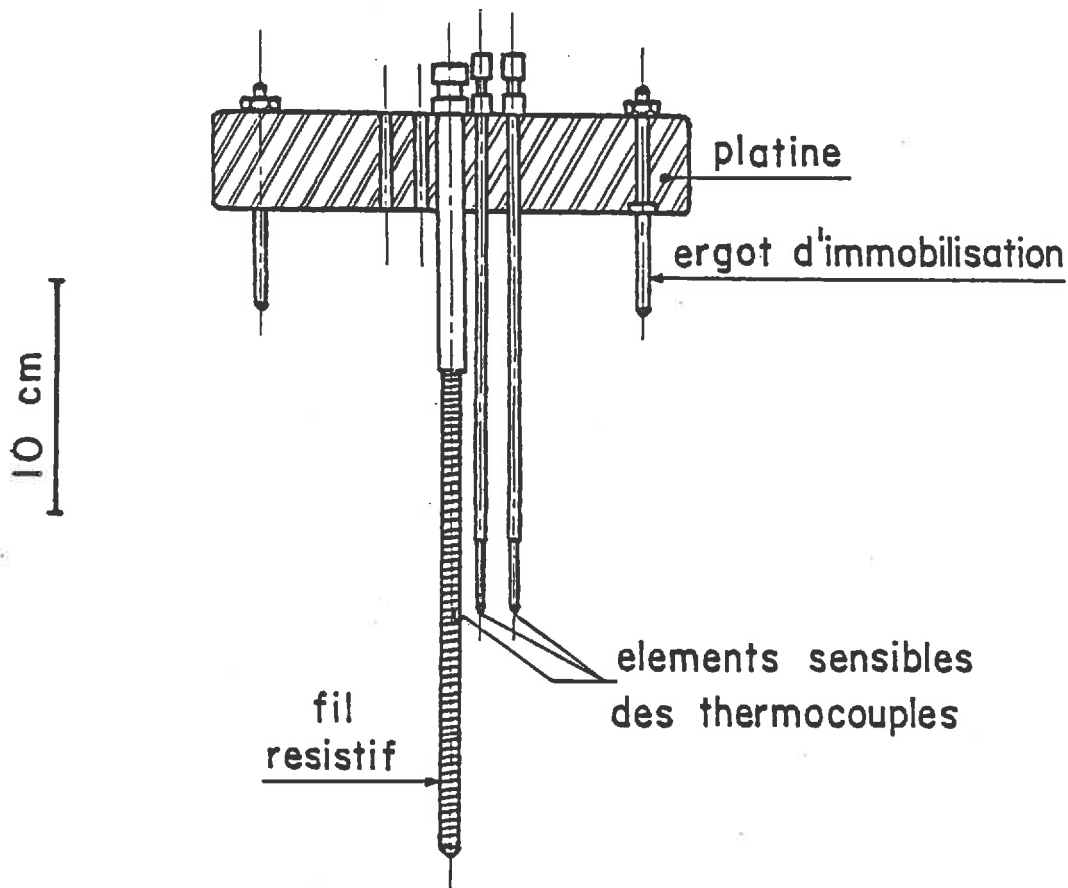


Figure 13 : Exemple théorique de l'erreur sur l'estimation des paramètres thermiques à l'aide d'une sonde à chocs thermiques bitige (même sonde, même milieu, traitement figure 11)



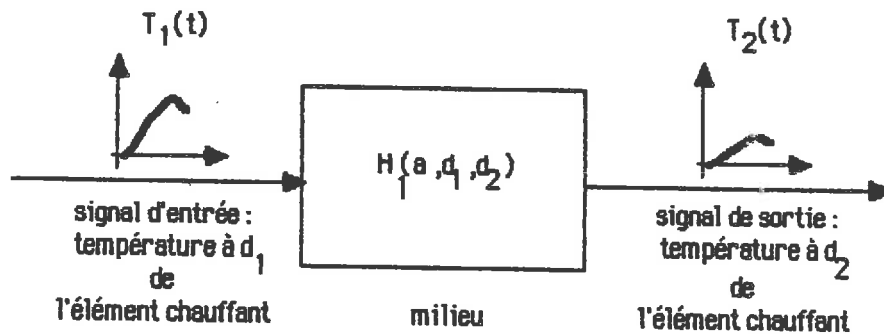
### 2.2.3) Sonde "tritige":

2,2,3,1) L'outil : A la base de la réalisation de ce nouveau type de sonde par Audibert et Gaudet ([8],[10]) se trouve l'idée de substituer au signal d'entrée en flux  $Q(t)$ , dont l'estimation est une source d'erreur importante comme nous venons de le voir, un **signal d'entrée en température** mesuré par l'intermédiaire d'un thermocouple supplémentaire situé lui-aussi dans le matériau. La **figure 14** ci-dessous présente un capteur réalisé suivant ce principe original.



**Figure 14 :** Exemple de sonde à chocs thermiques de type "tritige"  
(réalisation : S. Audibert, J.P. Gaudet, Institut de Mécanique Grenoble, 1984)

2,2,3,2) Le **modèle** : Le schéma de système linéaire associé au couple sonde tritige/matériau pour la détermination de la diffusivité thermique  $a$  est donc maintenant :



L'expression de  $H_1$ , ici réponse **impulsionnelle** température/température, a été calculée par Audibert et Gaudet [11] en s'inspirant des résultats de Carslaw [31] concernant ce type de géométrie : milieux semi-infinis bornés intérieurement par une surface cylindrique. Le système à résoudre est le suivant :

$$\partial^2 T / \partial r^2 + 1/r \partial T / \partial r = 1/a \partial T / \partial t \text{ (matériau)}$$

$$(T)d_1 = \delta(t) \text{ (}\delta(t) \text{ "échelon de Dirac", condition à la limite "intérieure")}$$

$$T(\infty, t) = 0 \quad \forall t \text{ (condition à la limite "extérieure")}$$

$$T(r, 0) = 0 \quad \forall r \text{ (condition initiale)}$$

- Avec :
- $T$  température du milieu en  $(r)$  ( $^{\circ}K$ ),  $t$  le temps (s).
  - $a$  diffusivité thermique du matériau ( $a = \lambda/C$ ,  $m^2 \cdot s^{-1}$ ).
  - $d_1$  distance du 1<sup>er</sup> thermocouple à l'axe de l'élément chauffant (m).

On remarquera que la coordonnée axiale  $z$  n'intervient pas dans ces équations. En effet les auteurs supposent une **longueur infiniment longue** de l'élément chauffant ce qui revient à considérer les transferts comme purement radiaux. Ceci les a conduit à choisir pour l'élément chauffant une longueur suffisamment longue (20cm) pour valider cette hypothèse. La résolution de ce système s'effectue toujours dans le plan de Laplace. Après retour dans le domaine temporel on obtient pour expression de  $H_1$  en  $(0, d_2)$  (deuxième thermocouple) :

$$H_1(t) = -\frac{2a}{x} \int_0^{\infty} \exp(-au^2t) \frac{J_0(ud_2)Y_0(ud_1) - Y_0(ud_2)J_0(ud_1)}{J_0^2(ud_1) + Y_0^2(ud_1)} \cdot u \cdot du \quad (5)$$

La figure 15 ci-dessous donne un exemple du graphe de  $H_1$ :

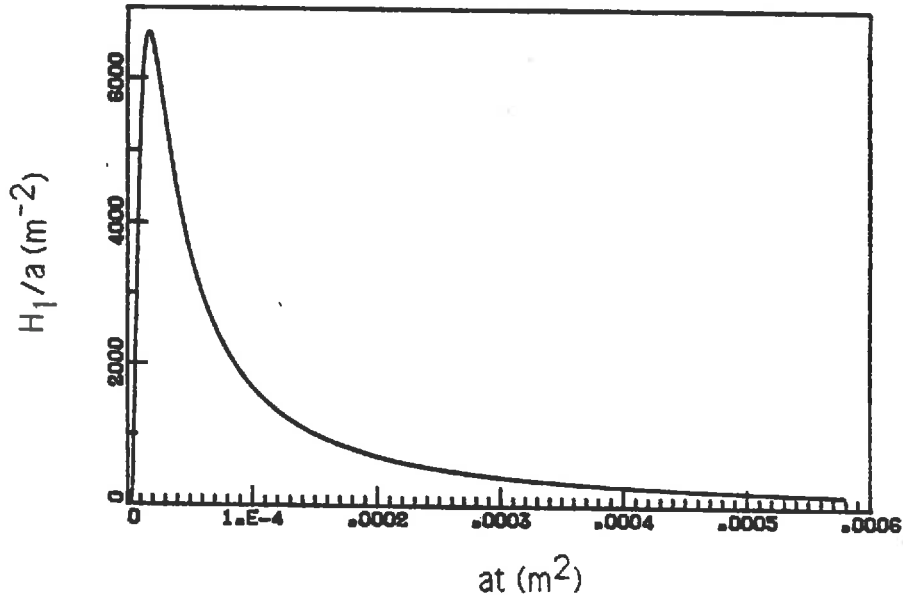
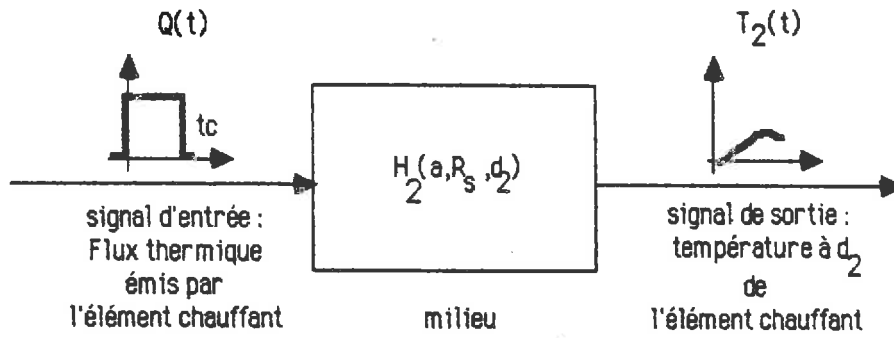


Figure 15 : Exemple de réponse impulsionnelle température/température  
(équation 5,  $d_1=1\text{cm}$ ,  $d_2=2\text{cm}$ , longueur  $\infty$ )

L'expression de  $H_1$ , traduisant une relation entre deux grandeurs de même nature : ici deux températures, ne fait donc intervenir qu'un seul paramètre thermique : la diffusivité thermique. Ceci est un avantage car cela facilite le processus d'identification (un seul paramètre) et permet également une tabulation préalable de  $H_1$  **pour une sonde donnée** ( $d_1$  et  $d_2$  fixés) mais l'on doit revenir à un schéma faisant intervenir une relation flux/température pour déterminer la capacité calorifique ou la conductivité thermique. On considère alors comme signal d'entrée le flux thermique  $Q(t)$  émis par l'élément chauffant et comme signal de sortie la température  $T_2(t)$  délivrée par le deuxième thermocouple. On retrouve donc un système très voisin de celui associé à la sonde bitige avec les inconvénients que cela comporte au niveau de l'estimation du signal d'entrée :



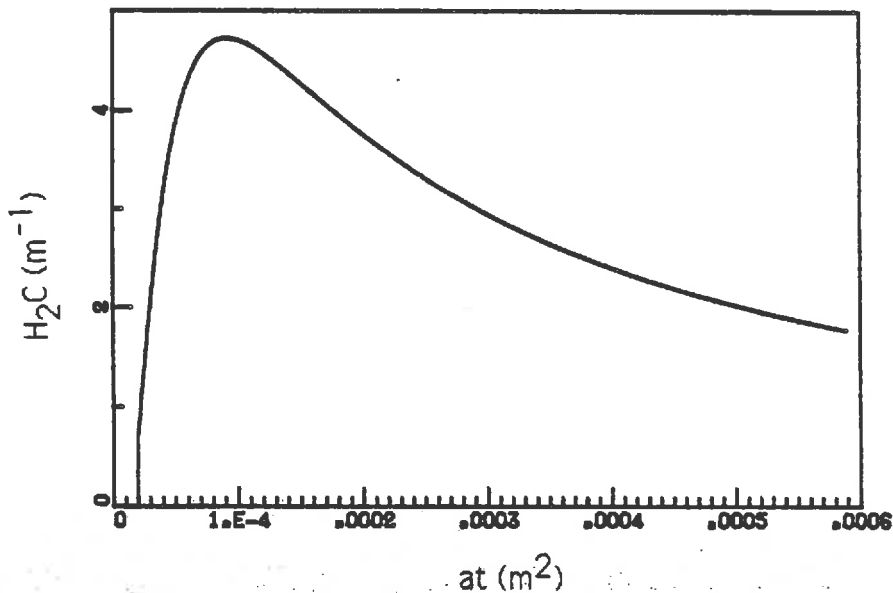
Pour obtenir l'expression de  $H_2$  on résoud un système d'équations très semblable à celui que nous avons présenté plus haut hormis la condition à la limite intérieure qui s'écrit maintenant :

$$-\lambda (\partial T / \partial r)_{R_s} = \delta(t) \quad (\text{condition de flux, } R_s \text{ rayon de l'élément chauffant})$$

Un calcul très analogue au précédent conduit à :

$$H_2(t) = -\frac{2}{\pi C} \int_0^{\infty} \exp(-au^2 t) \frac{J_0(ud_2)Y_1(uR_s) - Y_0(ud_2)J_1(uR_s)}{J_1^2(uR_s) + Y_1^2(uR_s)} \cdot du \quad (6)$$

La **figure 16** ci-dessous donne un exemple du graphe de  $H_2$  :



**Figure 16** : Exemple de réponse impulsionnelle flux/température (équation 6.  $R_s=2,5\text{mm}$ ,  $d_2=2\text{cm}$ , longueur  $\infty$ )

2,2,3,3) L'essai et son traitement : Pour un essai type "tritige" il est donc nécessaire de scruter deux voies de température. L'identification de la diffusivité thermique  $a$  se fait par calage aux moindres carrés sur le signal de sortie réel  $T_2(t)$  d'une réponse théorique  $T^*(t)$  obtenue par convolution du signal d'entrée  $T_1(t)$  par la réponse impulsionnelle  $H_1(t)$ . La figure 17 ci-dessous présente le synoptique de ce traitement.

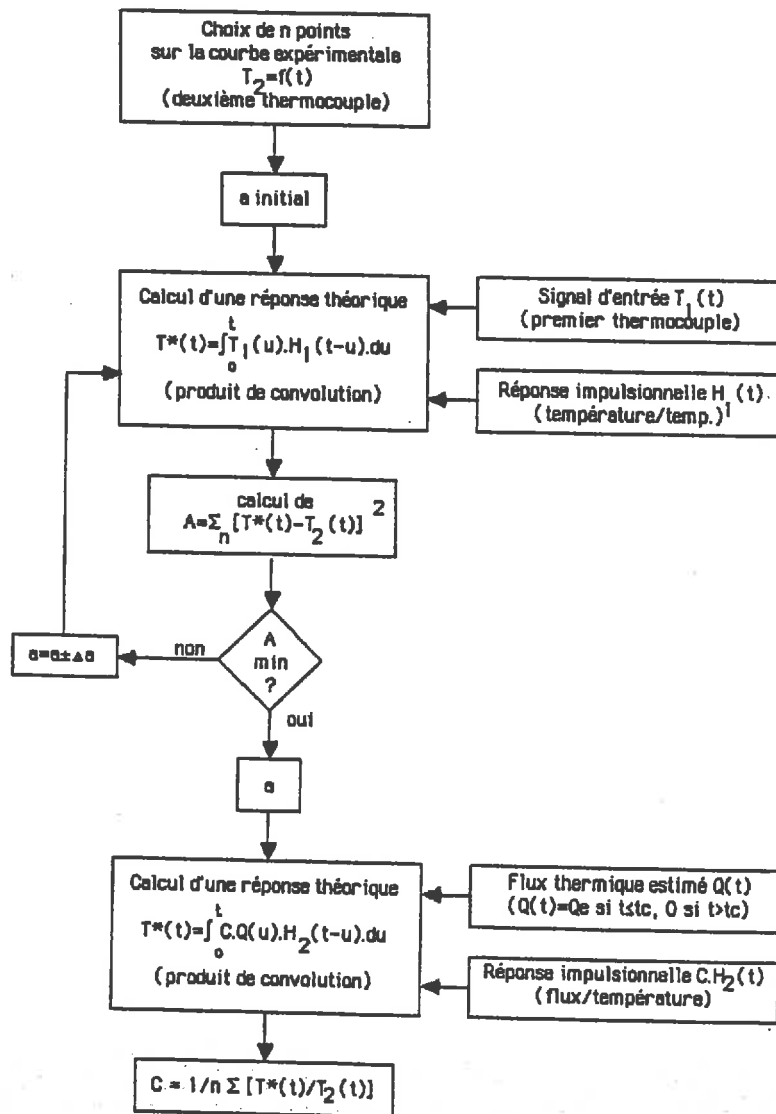


Figure 17 : Synoptique d'un traitement type sonde à chocs thermiques "tritige"

L'estimation de la capacité calorifique  $C$  est, quant à elle, encore plus simple. En effet, on tabule en fait les valeurs de  $C.H_2(t)$  qui ne dépend que de la diffusivité  $a$ . Pour calculer  $C$ , une fois que l'on dispose de  $a$ , il suffit donc de calculer une deuxième réponse théorique  $T^*(t)$  en convoluant  $C.H_2(t)$  avec, cette fois, le flux thermique  $Q(t)$  émis par l'élément chauffant que l'on assimile au flux électrique injecté (créneau parfait). On obtient alors  $C$  en effectuant une série de rapports  $T^*(t)/T_2(t)$  dont on prend la moyenne. Globalement, en pré-tabulant de cette façon les réponses impulsionnelles, le traitement complet d'un essai n'excède pas quelques minutes sur un micro-ordinateur.

2,2,3,4) Influence d'une résistance de contact : Nous avons effectué pour la sonde tritige le même type d'étude théorique de sensibilité que celle que nous avons présentée pour la sonde bitige (c.f. 2,2,2,4). La figure 18 ci-dessous en donne un exemple.

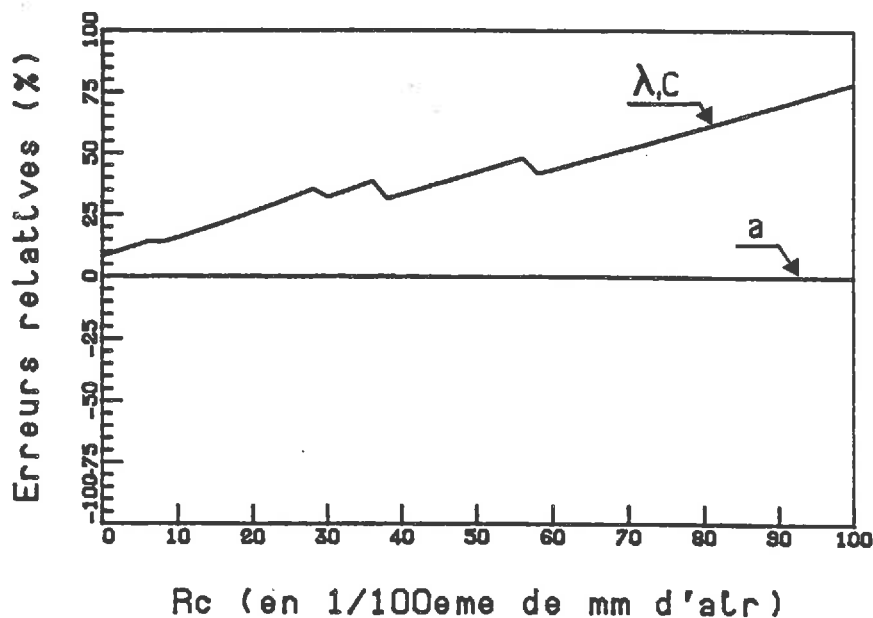


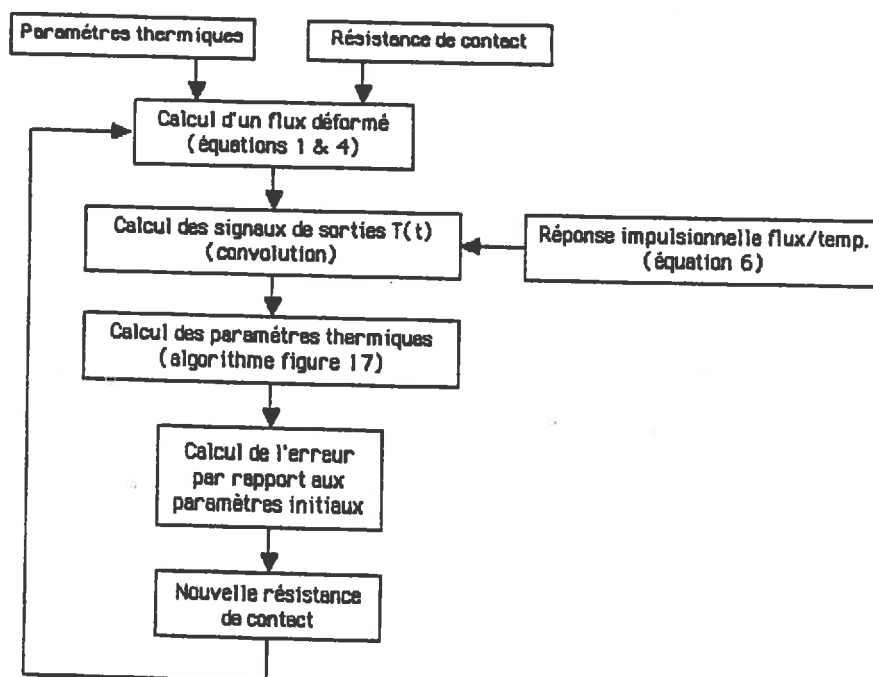
Figure 18 : Exemple théorique de l'erreur introduite par une résistance de contact dans la détermination des paramètres thermiques à l'aide d'une sonde tritige

Milieu :  $\lambda = 1 \text{ W/m}^\circ\text{K}$ ,  $C = 1,5 \cdot 10^6 \text{ J/m}^3\text{K}$

Sonde :  $M_s = 50 \text{ g/m}$ ,  $C_s = 450 \text{ J/Kg}$ ,  $R_s = 2,5 \text{ mm}$ ,  $L = \infty$ ,  $d_1 = 1 \text{ cm}$ ,  $d_2 = 2 \text{ cm}$

Essai :  $t_c = 120 \text{ s}$ , traitement figure 17

Sur cet exemple, on vérifie bien, théoriquement, que la détermination de la diffusivité thermique par une méthode tritige est totalement indifférente aux conditions de contact thermique sonde/matériau même si celui-ci est très "mauvais". L'objectif qui était à la base de la conception de cet outil est donc bien atteint. Par vérification théorique nous entendons, en fait le processus suivant :



C'est également de façon analogue, au type de traitement près, que nous avons testé la sensibilité des méthodes monotige et bitige par rapport à une résistance de contact. Ce type d'approche ne permet donc, uniquement, que de vérifier la validité des traitements utilisés et de détecter les erreurs inhérentes aux principes-mêmes des méthodes employées. Pour appréhender d'autres types d'erreurs : écart par rapport aux modèles ou aux conditions aux limites, autres sources d'erreur..., il est nécessaire d'effectuer une étude **expérimentale**. Nous avons effectué celle-ci pour les sondes bitige et tritige [90] et les résultats obtenus confirment ceux prévus de manière théorique que nous venons de présenter. En particulier, il est clair que, si la diffusivité thermique est obtenue avec une grande précision, par contre le problème de la détermination de la capacité calorifique "en tritige" n'est pas résolu de façon satisfaisante (c.f. **figure 18**) puisque l'on est obligé de revenir à une hypothèse de "créneau parfait" dont nous avons montré, dans le cas de la sonde bitige, qu'elle conduisait à des erreurs importantes.

#### 2.2.4) Synthèse : deux voies pour la réalisation de capteurs utilisables "in-situ" :

Pour les trois méthodes que nous venons de présenter, la résistance thermique de contact élément chauffant/matériau est, nous pensons l'avoir montré, une source potentielle d'erreurs importantes lors de l'identification "in-situ" des paramètres thermiques en régime transitoire. Si l'on ne souhaite pas, comme c'est notre cas, intervenir sur le mode de mise en place de la sonde pour conserver la possibilité d'intervenir a-posteriori sur un matériau non préalablement conditionné, deux voies sont envisageables pour réduire l'impact d'un contact thermique médiocre sur la précision de la mesure :

**-Agir sur la conception technologique des sondes** essentiellement en réduisant la masse de l'élément chauffant. On peut espérer ainsi être capable de générer des signaux thermiques de formes déterminées et donc se rapprocher des hypothèses de conditions aux limites introduites dans les modèles.

**-Modifier la conception théorique des outils**, et donc les traitements associés, pour s'abstenir de toute hypothèse de forme sur les signaux d'entrée. La sonde tritige permet cela en ce qui concerne l'identification de la diffusivité thermique. Il s'agissait de prolonger ce travail en adoptant une approche similaire pour la détermination de la capacité calorifique.

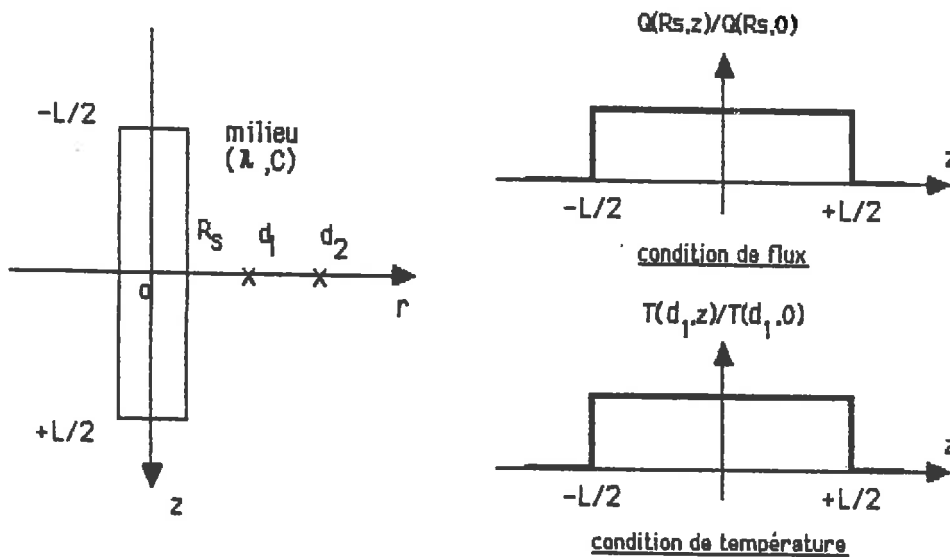
Nous avons donc suivi ces deux idées directrices pour concevoir et réaliser les capteurs optimisés que nous allons maintenant décrire.

### **-2,3) REALISATION DE CAPTEURS ADAPTES A LA MESURE "IN-SITU" :**

#### 2.3.1) Sonde tritige "courte" :

**2,3,1,1) Les fonctions de transfert :** Pour des raisons d'ordre pratique, étant données les dimensions courantes des matériaux que nous souhaitons étudier, il nous est apparu indispensable de réduire considérablement la longueur de l'élément chauffant de la sonde tritige que nous voulions réaliser par rapport au prototype d'Audibert et Gaudet (figure 14). Ceci ne pose évidemment aucun problème technologique, au contraire, par contre il devenait alors nécessaire de ré-évaluer les expressions analytiques des réponses impulsionnelles flux/température et température/température que nous avons présentées dans le S 2,2,3,2 pour tenir compte, cette fois, d'une **longueur finie** de l'élément chauffant. Nous avons mené ce calcul en nous inspirant de la méthode utilisée par Blackwell pour l'établissement du modèle introduit au S 2,2,2,2. Le système à résoudre s'écrit maintenant :





$$\partial^2 T / \partial r^2 + 1/r \partial T / \partial r + \partial^2 T / \partial z^2 = 1/a \partial T / \partial t \text{ (matériau)}$$

$$T(\infty, t) = 0 \quad \forall t \text{ (condition à la limite "extérieure")}$$

$$T(r, z, 0) = 0 \quad \forall r, z \text{ (condition initiale)}$$

Les conditions aux limites "intérieures" s'écrivent :

$$(T)_{d_1} = \delta(t) \quad (|z| \leq L/2), \quad (T)_{d_1} = 0 \quad (|z| > L/2) \text{ (condition de température)}$$

Ou :

$$-\lambda (\partial T / \partial r)_{R_s} = \delta(t) \quad (|z| \leq L/2), \quad -\lambda (\partial T / \partial r)_0 = 0 \quad (|z| > L/2) \text{ (condition de flux)}$$

Avec : -  $\delta(t)$  échelon de Dirac ( $\delta(t) = 0$  pour  $t \neq 0$ ,  $\delta(t) \rightarrow \infty$  pour  $t = 0$ ,  $\int \delta(t).dt = 1$ )

- T température du milieu en (r, z) (°K), t le temps (s).

- a diffusivité thermique du matériau ( $a = \lambda / C$ ,  $m^2.s^{-1}$ ).

- Q flux thermique émis par unité de surface de l'elt. ch. ( $W.m^{-2}$ ).

-  $R_s$  rayon de la sonde, L sa longueur (m).

-  $d_1$  distance du premier thermocouple à l'axe de l'élément chauffant (m).

-  $d_2$  distance du deuxième thermocouple à l'axe de l'élément chauffant (m).

La résolution de ce système s'effectue en quatre étapes :

-1) Transformée de Fourier par rapport à  $z$  :  $f(\omega) = \int f(z).e^{-\omega z}.dz$

$$\partial^2 \theta / \partial r^2 + 1/r \partial \theta / \partial r - \omega^2 \theta = 1/a \partial T / \partial t \text{ (matériau)}$$

$$(\theta)_{R_S} = 2\delta(t) \sin L\omega / \omega \text{ (condition de température)}$$

$$-\lambda (\partial \theta / \partial r)_{R_S} = 2\delta(t) \sin L\omega / \omega \text{ (condition de flux)}$$

-2) Transformée de Laplace par rapport à  $t$  :  $f(p) = \int f(t).e^{-p.t}.dt$

$$d^2 \Phi / dr^2 + 1/r d\Phi / dr - (\omega^2 + p/a)\Phi = 0 \text{ (matériau)}$$

$$(\Phi)_{R_S} = 2 \sin L\omega / \omega \text{ (condition de température)}$$

$$-\lambda (d\Phi / dr)_{R_S} = 2 \sin L\omega / \omega \text{ (condition de flux)}$$

-3) Résolution du système :

Après transformées de Fourier et de Laplace on s'est donc ramené à la résolution d'une équation différentielle simple qui peut se mettre sous une forme connue en effectuant le changement de variable  $r' = (\sqrt{\omega^2 + p/a}).r = \beta r$ . On arrive alors à :

$$d^2 \Phi / dr'^2 + 1/r' d\Phi / dr' - \Phi = 0 : \text{Equation de Bessel modifiée}$$

La solution générale de cette équation est du type  $\Phi = A I_0(r') + B K_0(r')$  ou  $I_0$  et  $K_0$  sont les fonctions de Bessel modifiées de première et de seconde espèce d'ordre 0. A et B sont des constantes à ajuster en fonction des conditions initiales et aux limites.  $\Phi$  devant rester bornée lorsque  $r'$  tend vers l'infini, A est nécessairement nul. B dépend du type de condition à la limite en  $R_S$ . On obtient finalement :

$$H_1(p, \omega) = 2 \sin L\omega / \omega K_0(\beta r) / K_0(\beta R_S) : \text{Fonction de transfert température/température}$$

$$H_2(p, \omega) = 2 \sin L\omega / \omega \lambda K_0(\beta r) / K_1(\beta R_S) : \text{Fonction de transfert flux/température}$$

-4) Retour dans le domaine temporel :

On effectue ensuite une transformée de Laplace inverse, en choisissant un contour d'intégration approprié [31], puis une transformée de Fourier inverse. Tous calculs faits, on obtient comme expressions des réponses impulsionnelles :

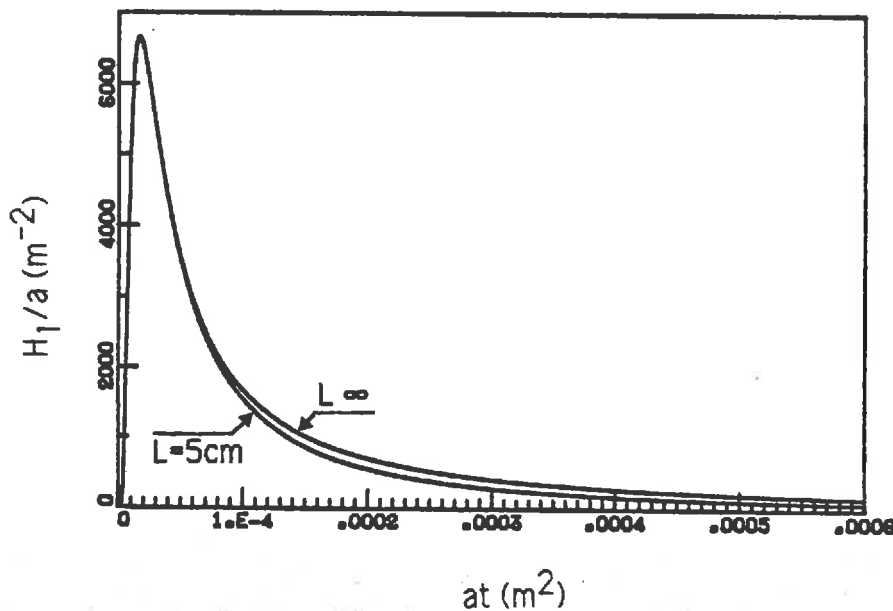
**-Réponse impulsionnelle température/température :**

$$H_1(t) = -\frac{2a}{\pi} \cdot \text{erf}(L/4\sqrt{at}) \cdot \int_0^\infty \exp(-au^2t) \frac{J_0(ud_2)Y_0(ud_1) - Y_0(ud_2)J_0(ud_1)}{J_0^2(ud_1) + Y_0^2(ud_1)} \cdot u \cdot du \quad (7)$$

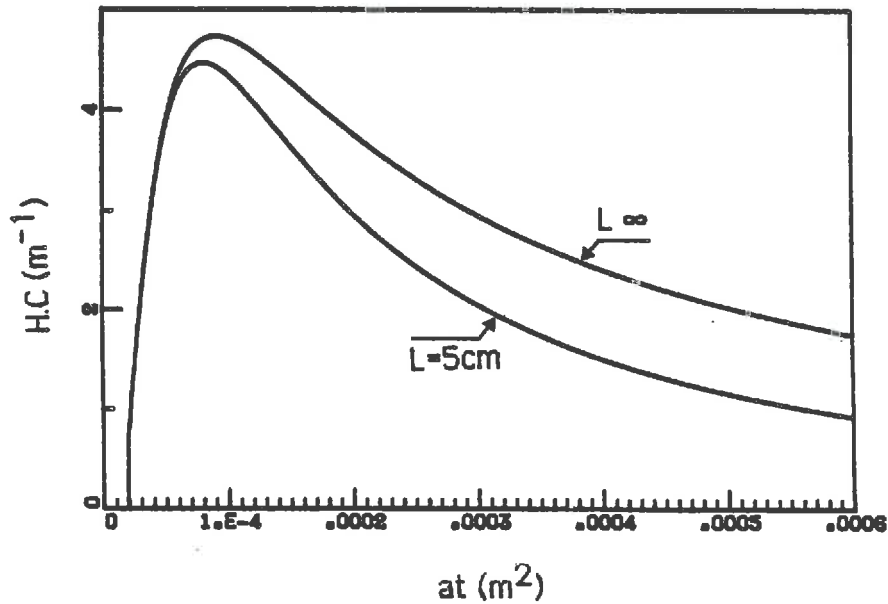
**-Réponse impulsionnelle flux/température :**

$$H_2(t) = -\frac{2}{\pi C} \cdot \text{erf}(L/4\sqrt{at}) \cdot \int_0^\infty \exp(-au^2t) \frac{J_0(ud_2)Y_1(ur_s) - Y_0(ud_2)J_1(ur_s)}{J_1^2(ur_s) + Y_1^2(ur_s)} \cdot u \cdot du \quad (8)$$

On remarque que ces deux expressions ne diffèrent finalement de celles présentées pour la sonde tritige de longueur infinie (équations 5 et 6, S2,2,3,2) que par le terme "en erf". La prise en compte d'une longueur finie de l'élément chauffant ne présente donc pas de difficulté notable, **sous réserve que les modèles présentés ci-dessus soient validés**. Nous consacrons le paragraphe suivant à ce problème. Les **figures 19 et 20** ci-après présentent un exemple du graphe de ces réponses impulsionnelles "en longueur finie" comparées à leurs équivalents pour une sonde de longueur supposée infinie.

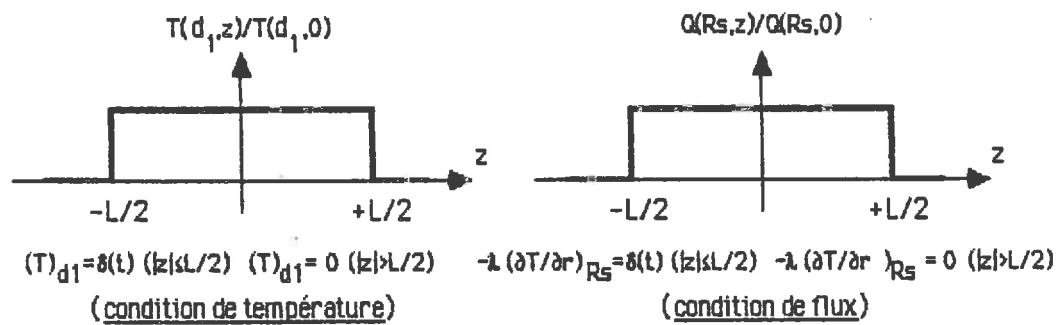


**Figure 19:** Exemple de réponse impulsionnelle température/température (équations 5 et 7,  $d_1=1\text{cm}$ ,  $d_2=2\text{cm}$ ,  $L=5\text{cm}$  et longueur  $\infty$ )



**Figure 20:** Exemple de réponse impulsionnelle flux/température  
(équations 6 et 8,  $R_s=2,5\text{mm}$ ,  $d_2=2\text{cm}$ ,  $L=5\text{cm}$  et longueur  $\infty$ )

2,3,1,2) **Validations des modèles** : Les seules approximations que nous avons faites pour établir les équations (7) et (8) concernaient les conditions aux limites "intérieures" pour lesquelles nous avons supposé, nous le rappelons :



Pour tester le réalisme de ces hypothèses de formes sur les profils **axiaux** de flux en  $R_s$  (rayon de l'élément chauffant) et de température en  $d_1$  (premier thermocouple), nous avons effectué deux études :

-Un modèle **numérique** aux éléments finis (logiciel Twodepex d'IMSL) nous a permis de modéliser les échanges thermiques autour du corps de chauffe réel de nos sondes (voir **S2.3.1.3**). Les résultats obtenus ont montré que l'on pouvait légitimement négliger les pertes axiales, moyennant quelques précautions de réalisation pour l'extrémité de la sonde (embout isolant) et que le flux radial était pratiquement constant sur toute la longueur de l'élément chauffant. Ceci justifie donc le modèle de réponse impulsionnelle flux/température (8).

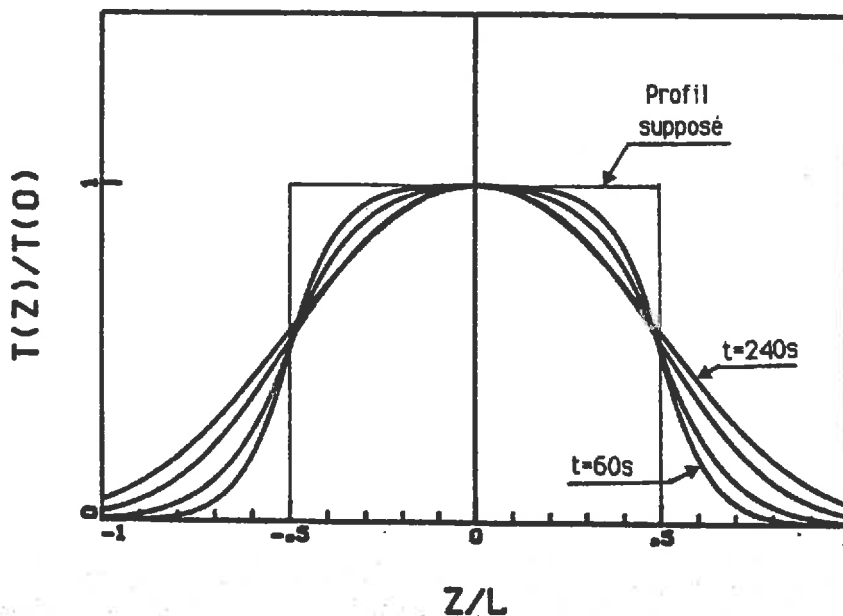
-Pour valider le modèle de réponse impulsionnelle température/température nous avons procédé, par contre, de manière **analytique**. En effet, il est possible d'écrire une expression de  $H_2(t)$ , non seulement sur l'axe  $r$  ( $z=0$ , équation 7), mais aussi en tout point  $(r, z)$  du milieu :

$$H_2(r, z, t) = -\frac{2}{\pi C} \left[ \operatorname{erf}\left(\frac{L/2-z}{2\sqrt{at}}\right) + \operatorname{erf}\left(\frac{L/2+z}{2\sqrt{at}}\right) \right] \int_0^{\infty} e^{-au2t} \frac{J_0(ur)Y_1(uR_s) - Y_0(ur)J_1(uR_s)}{J_1^2(uR_s) + Y_1^2(uR_s)} u \, du$$

Il est donc possible de calculer le profil axial  $T_1(d_1, z, t)$  de température en  $d_1$ :

$$T_1(d_1, z, t) = \int_0^t Q(\tau) \cdot H_2(r, z, t-\tau) \cdot d\tau$$

La **figure 21** ci-dessous montre l'aspect de tels profils.

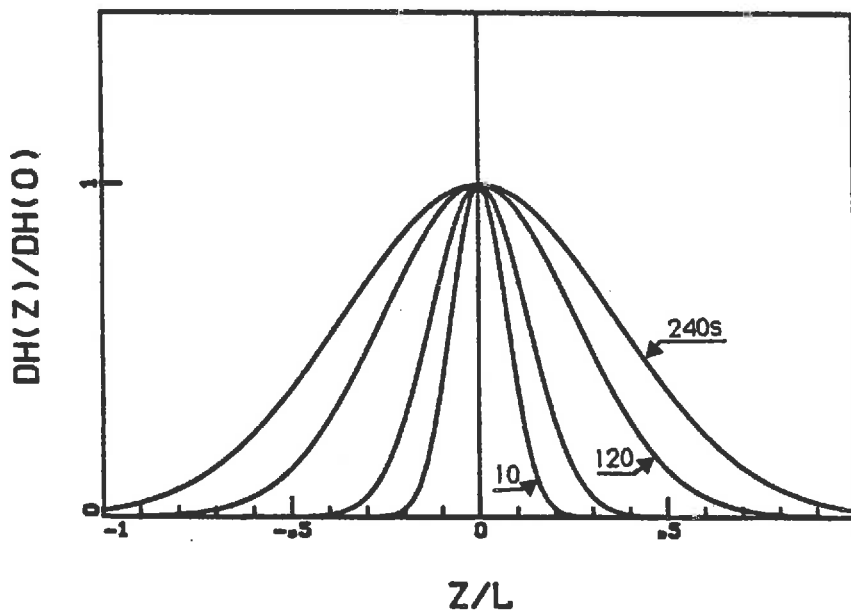


**Figure 21** : Aspects des profils axiaux de température en  $d_1$  (1<sup>er</sup> thermocouple)  
 ( $R_s=2,5\text{mm}$ ,  $L=5\text{cm}$ ,  $d_1=1\text{cm}$ ,  $\lambda=1\text{W/m}\cdot\text{K}$ ,  $C=1,510^6\text{J/m}^3\cdot\text{K}$ ,  $t=60,120,180,240\text{s}$ )

On constate, sur cet exemple, que la forme des profils axiaux de température s'écarte nettement de celle que l'on suppose pour l'établissement du modèle de réponse impulsionnelle température/température et ceci d'autant plus que t est élevé. Pour évaluer l'impact de cette "distorsion" par rapport aux conditions aux limites supposées, il est nécessaire de considérer la contribution de chaque élément de longueur  $2\Delta L$  et de cote z du profil de température en  $d_1$  à la température en  $(d_2, 0)$  : deuxième thermocouple. Celle-ci s'exprime par :

$$\Delta H_1(z,t) = -\frac{2a}{\pi} \left[ \operatorname{erf}\left(\frac{\Delta L-z}{2\sqrt{at}}\right) + \operatorname{erf}\left(\frac{\Delta L+z}{2\sqrt{at}}\right) \right] \int_0^{\infty} e^{-au2t} \frac{J_0(ud_2)Y_0(ud_2) - Y_0(ud_2)J_0(ud_1)}{J_1^2(ud_1) + Y_1^2(ud_1)} du$$

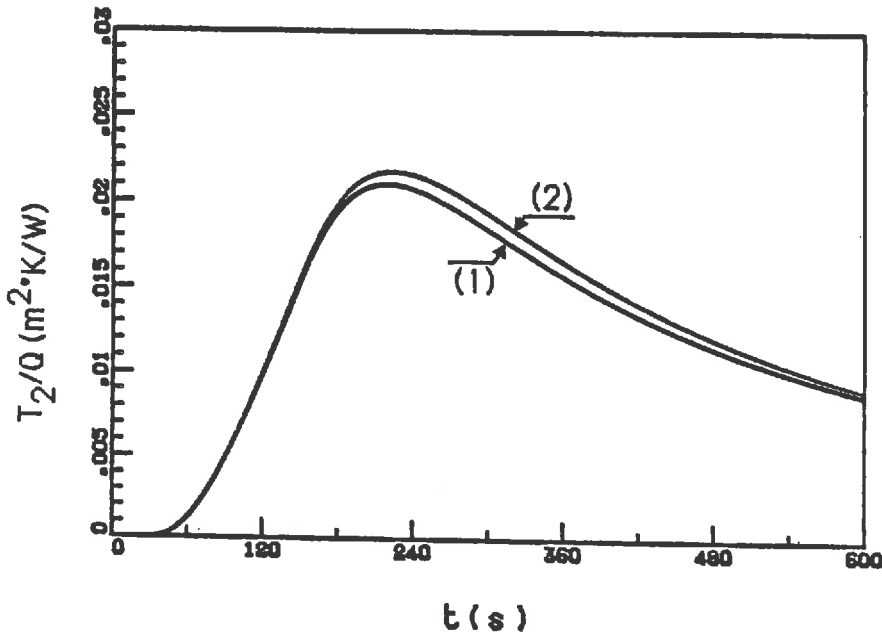
La **figure 22** ci-dessous montre un exemple de l'évolution de cette contribution, normée par rapport à sa valeur sur l'axe, en fonction de la cote z et du temps.



**Figure 22** : Contribution de l'élément de longueur  $2\Delta L$  et de cote z du profil de température en  $d_1$  (premier thermocouple) à la température en  $(0, d_2)$  (deuxième thermocouple) ( $R_s=2,5\text{mm}$ ,  $L=5\text{cm}$ ,  $d_1=1\text{cm}$ ,  $d_2=2\text{cm}$ ,  $\lambda=1\text{W/m}^\circ\text{K}$ ,  $C=1,5 \cdot 10^6\text{J/m}^3\text{K}$ ,  $t=10, 30, 120, 240\text{s}$ )

On constate que cette contribution est très rapidement décroissante lorsque l'on s'éloigne de l'axe r : le deuxième thermocouple "ne voit" que très peu les extrémités de l'élément chauffant et il faut attendre relativement longtemps pour que celles-ci aient une influence notable sur la température du deuxième thermocouple. Globalement cela pondère donc l'écart aux conditions aux

limites que nous avons montré plus haut. La **figure 23** montre un exemple de comparaison théorique du profil de température en  $(0, d_2)$ , d'une part calculé par convolution du signal d'entrée en flux  $Q(t)$  avec la réponse impulsionnelle flux/température (8) et, d'autre part, obtenu par convolution du modèle (7) de réponse impulsionnelle température /température avec la température en  $(0, d_1)$  elle-même évaluée à partir de  $Q(t)$  et de (8).



**Figure 23** : Exemple de comparaison des profils de température en  $d_2$  obtenus par convolution :

- 1) du signal d'entrée en flux  $Q(t)$  et du modèle (8)
- 2) du signal d'entrée en température  $T(d_1, 0)$  et du modèle (7)

Sonde :  $R_s = 2,5 \text{ mm}$ ,  $L = 5 \text{ cm}$ ,  $d_1 = 1 \text{ cm}$ ,  $d_2 = 2 \text{ cm}$ .

Milieu :  $\lambda = 1 \text{ W/m}^\circ\text{K}$ ,  $C = 1,510^6 \text{ J/m}^3\text{K}$ .

Essai :  $t_c = 120 \text{ s}$ ,  $R_c = 20$  1/100<sup>ème</sup> de mm d'air.

Cet exemple montre que le modèle de réponse impulsionnelle température/température, pour une sonde de longueur finie, est d'autant plus réaliste que l'on se situe dans les **temps faibles** ce qui est très logique par rapport à ce qui précède. Typiquement, pour la détermination de la diffusivité thermique, on choisira donc les points expérimentaux pour le calage dans cette zone. Nous avons adopté le critère suivant :

$$t_{\text{inf}} \leq t \leq 0,9 t_{\text{max}}$$

Où  $t_{\max}$  est le temps du maximum de la courbe  $T_2=f(t)$  (deuxième thermocouple) et  $t_{\inf}$  le temps le plus petit compatible avec la sensibilité du capteur mesurant le signal de sortie. En pratique on choisit  $t_{\inf}$  tel que  $\Delta T_2(t_{\inf}) \geq 0,1^\circ\text{C}$  de manière à s'affranchir des problèmes de "bruits" parasites. Dans ces conditions, l'erreur sur la détermination de la diffusivité thermique due à l'approximation du modèle (7) reste très faible comme la figure 24 ci-dessous en présente une illustration

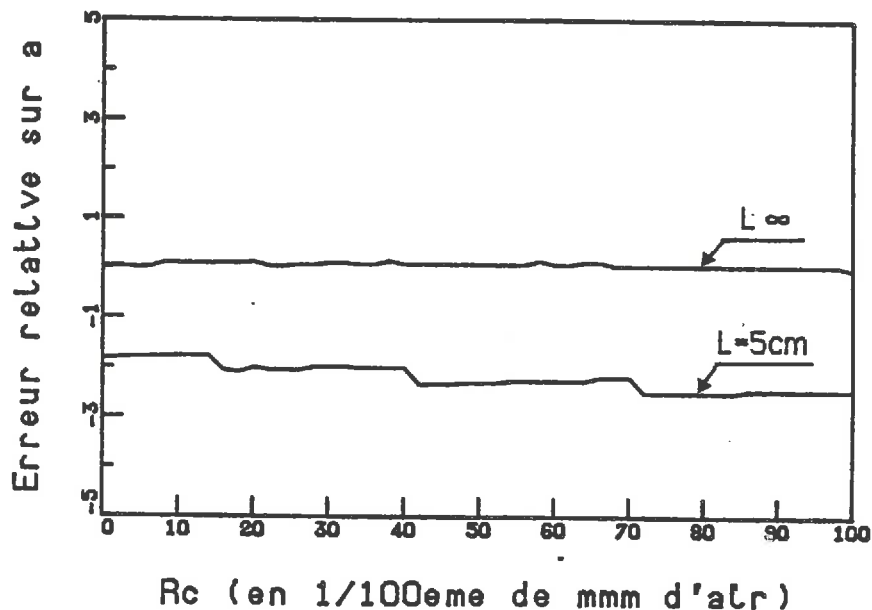


Figure 24 : Exemple de l'erreur théorique, due à l'approximation du modèle 7, sur la détermination de la diffusivité thermique à l'aide d'une sonde tritige de longueur finie. Comparaison avec une sonde tritige de longueur "infinie" (modèle 5), influence de  $R_c$

Sonde :  $R_s=2,5\text{mm}$ ,  $L=5\text{cm}$  et  $L = \infty$ ,  $d_1=1\text{cm}$ ,  $d_2=2\text{cm}$ .

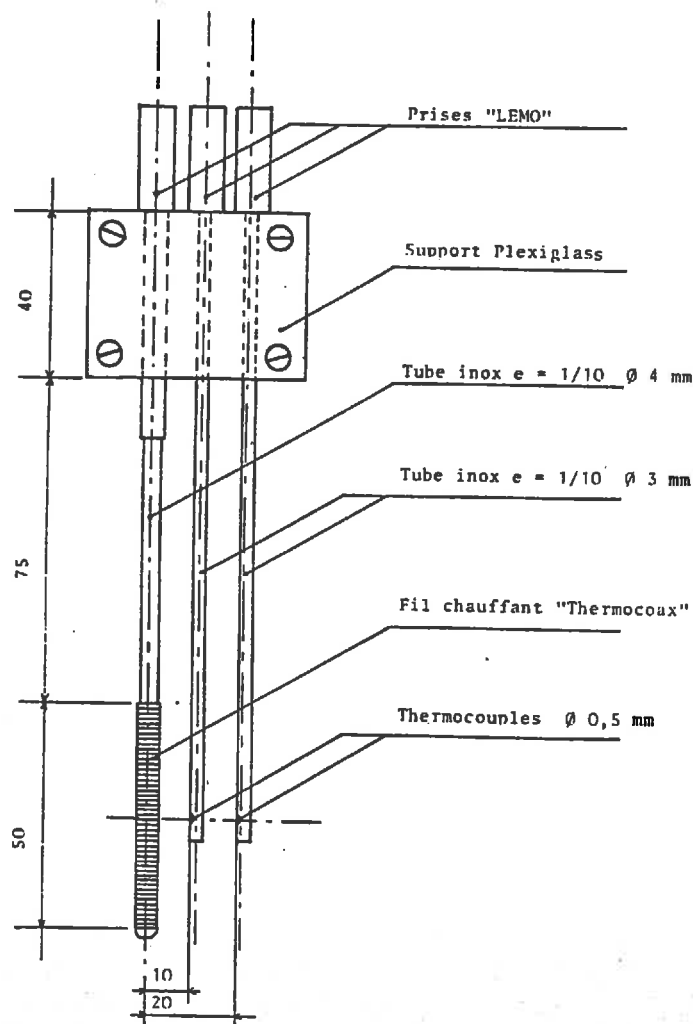
Milieu :  $\lambda=1\text{W/m}^\circ\text{K}$ ,  $C=1,510^6\text{J/m}^3\text{K}$ .

Essai :  $t_c=120\text{s}$ , traitement figure 17.

On constate que la résistance thermique de contact élément chauffant/matériau a de nouveau une légère influence négative sur l'erreur de détermination de la diffusivité thermique. En effet, plus celle-ci est grande et plus on est amené à choisir des points à des temps élevés où le modèle est moins réaliste. Toutefois l'erreur introduite reste négligeable devant les autres sources d'erreur dont nous parlerons plus loin.

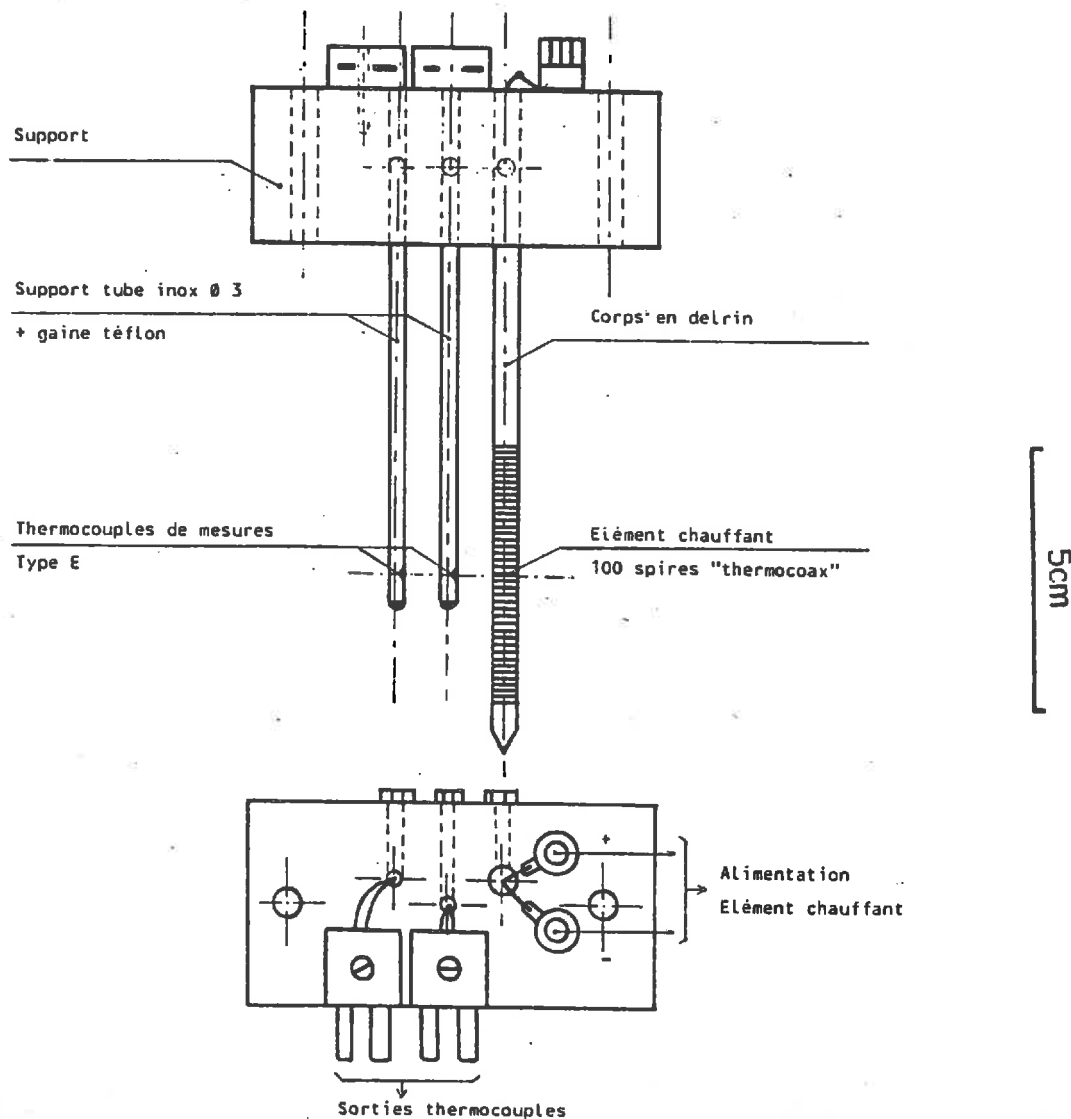


2,3,1,3) **La réalisation du capteur** : La première version de sonde tritige que nous avons réalisée était constituée de tubes en acier inoxydable de 0,1mm d'épaisseur comme supports des thermocouples et de l'élément chauffant, celui-ci étant réalisé par un bobinage en constantan gainé inox ("Thermocoax") de diamètre 0,5mm. On obtient ainsi une masse linéique du corps de chauffe de l'ordre de 50g/m ce qui lui confère une inertie thermique relativement faible compte-tenu de sa chaleur spécifique moyenne :  $C \approx 450 \text{ J/Kg}$ . La figure 25 ci-dessous présente ce premier capteur que l'on peut qualifier "d'outil de laboratoire" et qui nous a permis de valider expérimentalement les résultats théoriques que nous venons d'exposer [90].



**Figure 25** : Sonde tritige "courte", première version  
(réalisation : H. Sallée, C.S.T.B. Grenoble, 1984)

Pour une utilisation de terrain, nous avons voulu augmenter la solidité de l'élément chauffant en lui conférant une certaine souplesse. Nous avons donc réalisé un corps de chauffe dont le support est un tube en polyacétal ("Delrin") usiné de manière à permettre l'encastrement du bobinage ce qui, de plus, facilite l'introduction dans le matériau (pas de parties saillantes). La **figure 26** présente ce deuxième capteur qui est celui que nous avons utilisé par la suite.



**Figure 26** : Sonde tritige "courte", modèle de terrain  
 (réalisation : J.P. Laurent, C.S.T.B. Grenoble, 1984)

Pour ces deux capteurs, le dimensionnement a été établi comme un compromis entre des critères de nature "théorique" (c.f. paragraphes précédents) et des impératifs d'ordre pratique. En ce qui concerne l'élément chauffant, par exemple, son diamètre (5mm) a été choisi de manière à ce que l'on puisse trouver aisément dans le commerce les forets au carbure "série longue" correspondants et que le perçage du matériau puisse s'effectuer dans de bonnes conditions. Sa longueur (11cm) permet d'effectuer des mesures dans un échantillon dont au moins une dimension n'excède pas quinze centimètres (brique par exemple). Le corps de chauffe lui-même (100 spires "Thermocoax" Ø 0,5mm) n'occupe que 5cm ce qui permet de négliger l'influence de la surface. Pour les thermocouples, le type E (Chromel/Constantan) a été retenu à cause de sa f.e.m élevée ( $\approx 60\mu\text{V}/^\circ\text{C}$  à  $20^\circ\text{C}$ ) mais sa relative forte non-linéarité impose une conversion tension/température à l'aide d'un polynôme de degré suffisant (voir annexe 2). Les entraxes (1 et 2cm) permettent d'obtenir des signaux d'amplitude suffisante sans trop augmenter ni la puissance dissipée dans l'élément chauffant (50 à 100W/m) ni les durées maximales de scrutation (400 à 900s). Enfin, les supports de thermocouples sont réalisés à l'aide de tubes suffisamment fins (3mm) pour que l'on puisse raisonnablement penser qu'ils ne perturbent pas trop le milieu d'autant plus que nous avons pris la précaution de les "décaler" par rapport à l'axe r.

2,3,1,4) **Le dispositif d'acquisition automatique** : Nous avons voulu automatiser totalement ce type d'essai de manière à pouvoir en effectuer un grand nombre dans de bonnes conditions en se réservant la possibilité d'intégrer ce type de capteur dans un dispositif plus complet (voir chapitre 3). Nous avons donc eu recours à un système d'acquisition de données constitué d'un micro-ordinateur pilotant une centrale de mesure incorporant les dispositifs de multiplexage, amplification, conversion analogique/digital et sorties "tout ou rien". La figure 27 présente le schéma global de cette chaîne d'acquisition rassemblant les fonctions de mesures : températures des deux (ou trois) thermocouples, résistance de l'élément chauffant, puissance électrique injectée... et de commande (chauffage). La figure 28 montre, elle, le synoptique du programme de pilotage associé dont on trouvera une présentation détaillée dans l'annexe 2. Globalement, nous disposons ainsi d'un système dont la portabilité correspondait bien aux usages que nous voulions en faire, notamment en ce qui concerne la mesure de terrain. Dans ce dernier cas, il est nécessaire, d'une part de disposer d'une alimentation électrique autonome (batteries ou groupe électrogène) dont la puissance n'a pas besoin d'être très importante étant donnée la faiblesse des puissances consommées et, d'autre part, de s'assurer d'une référence stable pour les soudures froides des thermocouples.

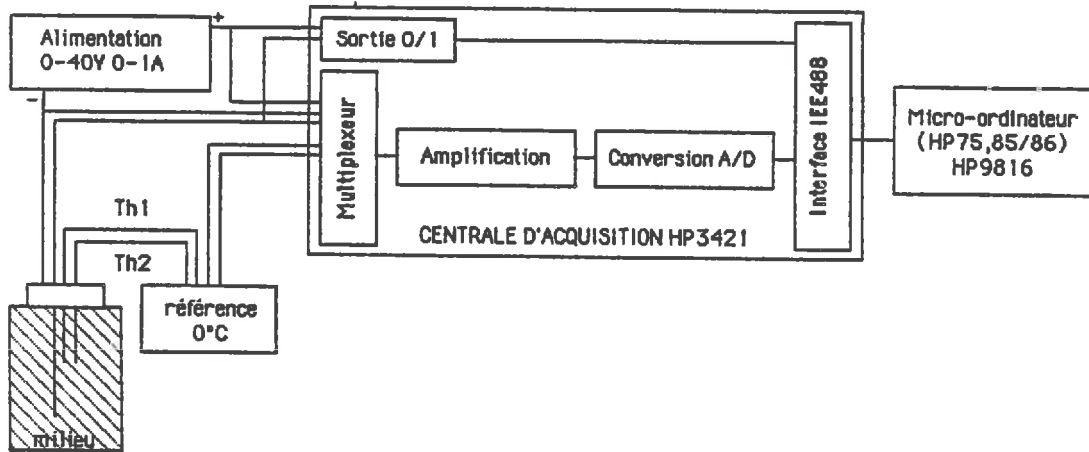


Figure 27 : Schéma de la chaîne d'acquisition automatique

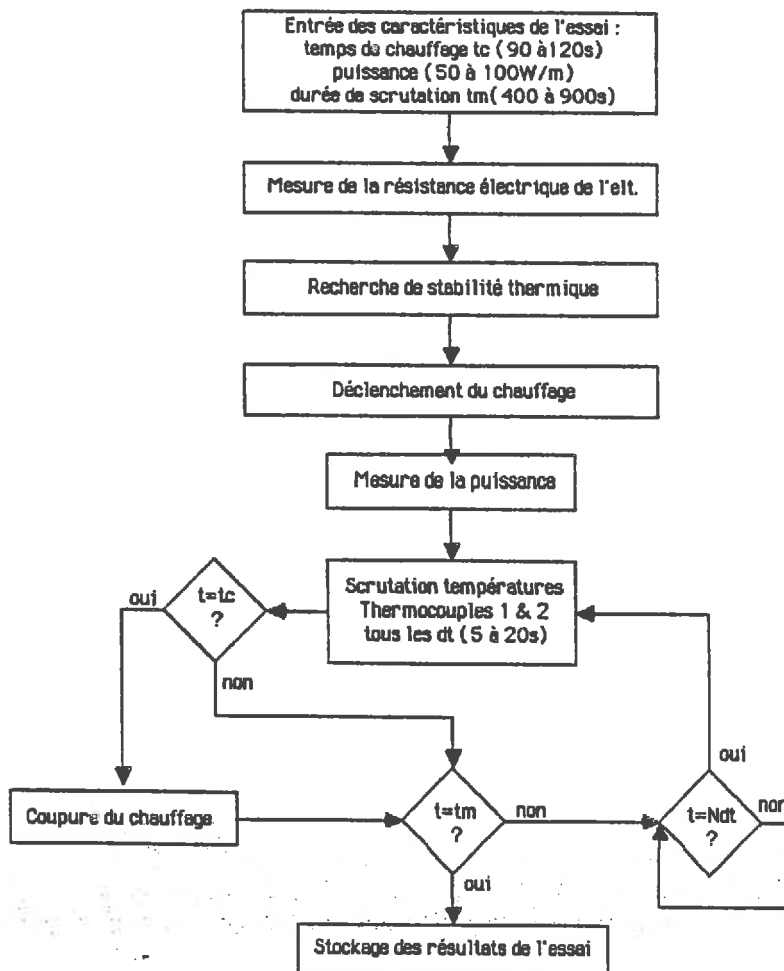


Figure 28 : Synoptique du programme d'acquisition (voir annexe 2)

2,3,1,5) **Le calcul de la capacité calorifique** : Nous l'avons vu (S2,2,3,4), si une méthode tritige permet de déterminer la diffusivité thermique dans de très bonnes conditions, il n'en est pas de même en ce qui concerne l'évaluation de la capacité calorifique ou de la conductivité thermique. En effet, on est alors de nouveau confronté au problème délicat de la connaissance précise du flux thermique réellement émis par l'élément chauffant. L'hypothèse de créneau parfait n'étant sûrement pas réaliste, nous avons développé deux méthodes d'estimation de ce flux.

2.3.1.5.1) Modèle capacitif : Cette méthode consiste à assimiler l'élément chauffant à un corps solide, dans lequel on injecte une puissance  $Q_e$  correspondant à la puissance électrique, plongé dans un milieu à **température constante**  $T_m$  avec lequel il échange de l'énergie, cet échange étant caractérisé par un coefficient  $h$  ( $1/R_c$ ). Dans ces conditions, le bilan thermique s'écrit :

$$CVdT_e/dt = Q_e - hS(T_e - T_m) \text{ pour } t \leq t_c$$

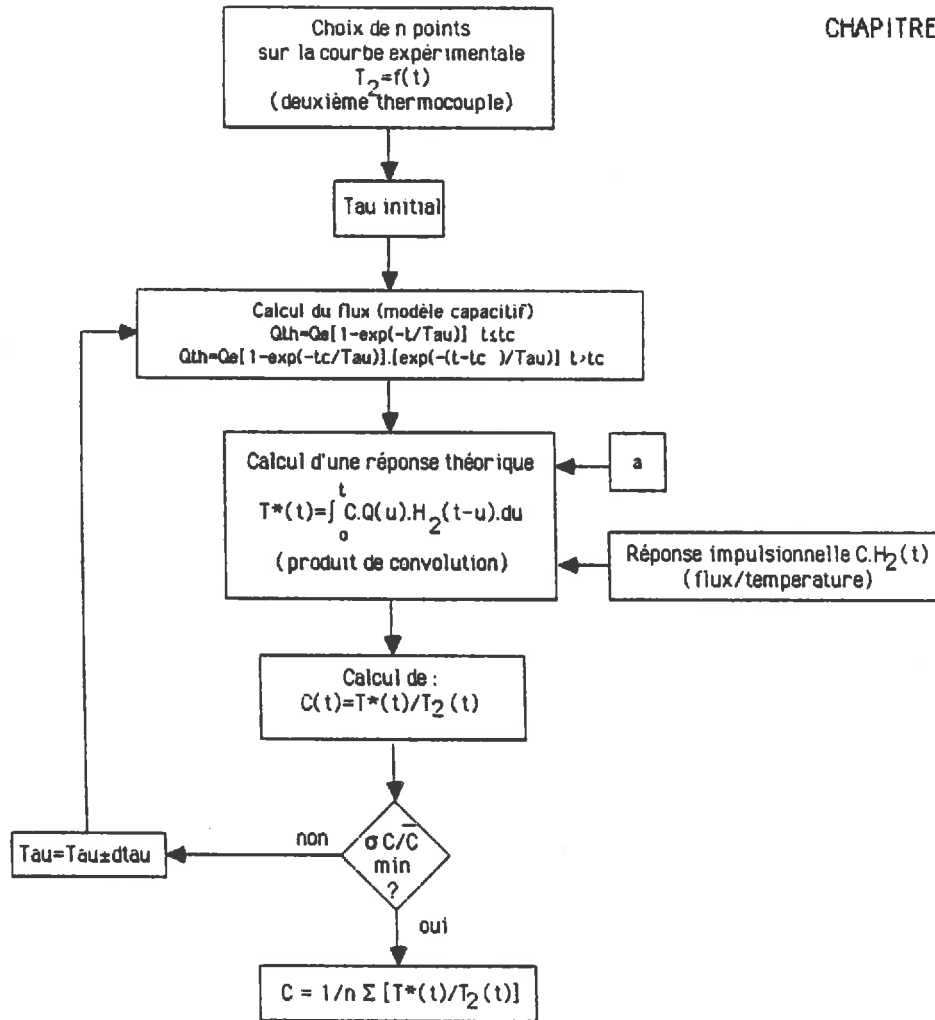
$$CVdT_e/dt = -hS(T_e - T_m) \text{ pour } t > t_c$$

Où  $T_e$  est la température de l'élément chauffant,  $C$  sa capacité calorifique,  $V$  son volume,  $S$  la surface d'échange et  $t_c$  le temps de chauffage. En résolvant cela, le flux thermique  $Q_{th}$  peut s'écrire :

$$Q_{th} = Q_e \cdot (1 - e^{-t/\tau}) \text{ pour } t \leq t_c \quad (\tau = CV/hS)$$

$$Q_{th} = Q_e \cdot (1 - e^{-t_c/\tau}) \cdot (e^{-(t-t_c)/\tau}) \text{ pour } t > t_c$$

Une méthode de détermination de la capacité calorifique "en tritige" consistera donc à supposer que le flux thermique a cette forme et à effectuer un calage en fonction du paramètre  $\tau$  jusqu'à ce que  $T^*(t)/T_2(t)$  soit sensiblement constant,  $T^*(t)$  étant la température calculée en convoluant  $C.H_2(t)$  (modèle 8) avec  $Q_{th}(t)$  et  $T_2(t)$  la courbe expérimentale d'élévation de température du deuxième thermocouple. Cette méthode a pour avantage essentiel de ne nécessiter aucune information expérimentale et, donc, en particulier de ne pas imposer la scrutation d'une voie supplémentaire. Par contre, évidemment, son réalisme peut être mis en cause surtout lorsque la résistance de contact est élevée. La **figure 29** page suivante présente le synoptique de cette méthode.

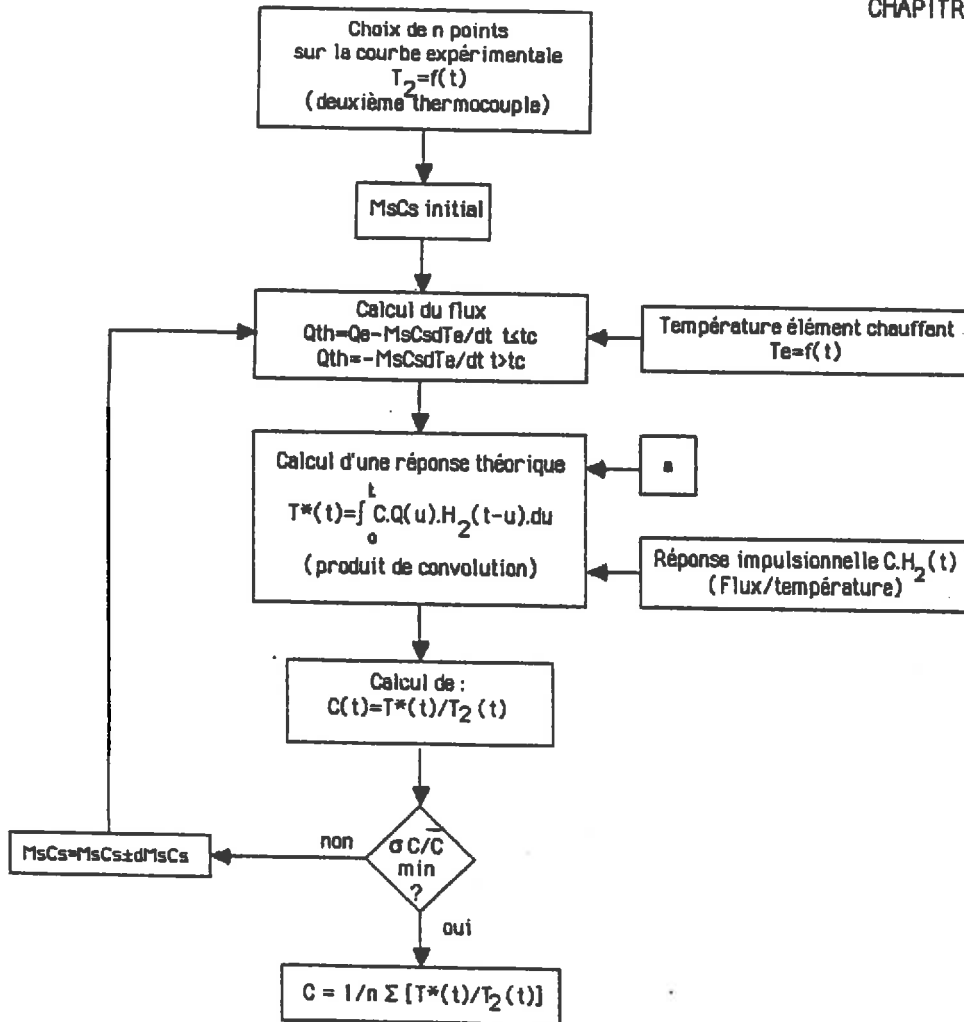


**Figure 29** : Principe de la détermination de la capacité calorifique "en tritige" (modèle capacitif)

2.3.1.5.2) Estimation directe du flux : Pour plus de réalisme par rapport à la méthode que nous venons de décrire, nous avons pensé introduire un thermocouple dans l'élément chauffant. La courbe de température  $T_e=f(t)$  de celui-ci permet d'estimer le flux en calculant :

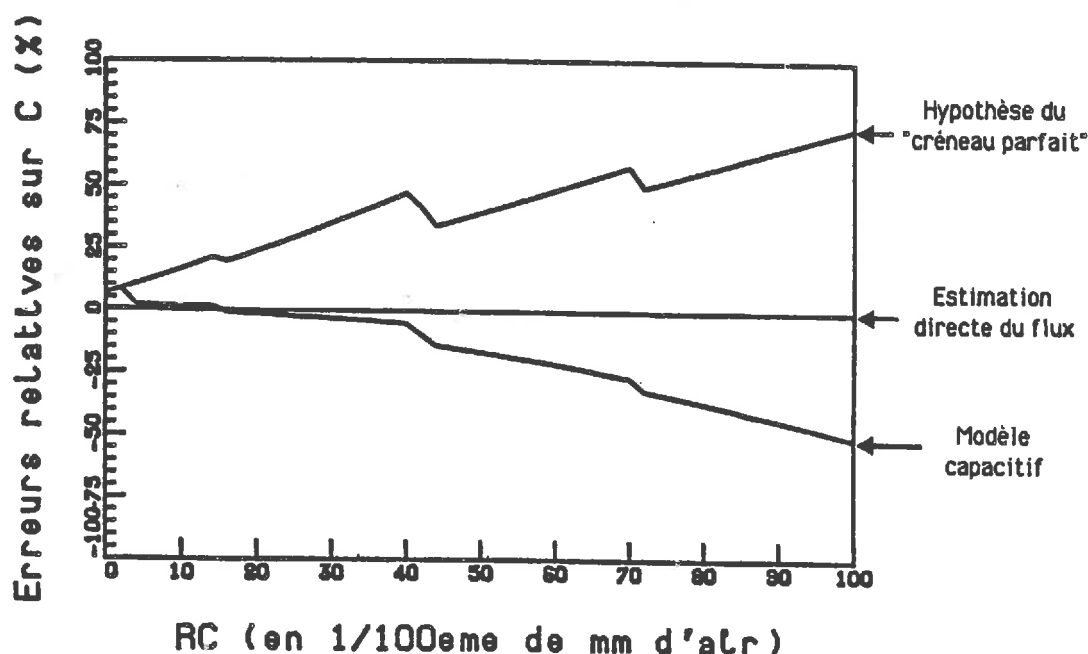
$$Q_{th} = Q_e - M_s C_s \cdot dT_e/dt \text{ pour } t < t_c \text{ ou } Q_{th} = - M_s C_s \cdot dT_e/dt \text{ pour } t > t_c$$

Où  $M_s$  est la masse linéique de la sonde et  $C_s$  sa chaleur spécifique. L'expérience nous a montré que  $M_s C_s$  ne pouvait être considéré comme constant. Nous effectuons donc un calage par rapport à ce paramètre et globalement l'algorithme (Figure 30) se rapproche beaucoup du précédent (Figure 29).



**Figure 30 :** Principe de la détermination de la capacité calorifique "en tritige" (Estimation directe du flux)

Il est possible d'évaluer théoriquement les performances de ces deux méthodes de détermination de la capacité calorifique, et de les comparer à la méthode initiale (hypothèse du "créneau parfait"), par une procédure du type de celle que nous avons présentée au S2,2,3,4. La **Figure 31** page suivante montre un exemple du type de résultats que l'on obtient. On constate sur ces courbes que la méthode d'estimation du flux à partir de la température de l'élément chauffant donne théoriquement de très bons résultats quelque soit la résistance de contact. Le modèle capacitif, quant à lui, conduit à des erreurs "acceptables" si la résistance de contact n'est pas trop élevée. En fin de compte, nous avons retenu celui-ci à cause de sa simplicité. Par ailleurs, nous verrons dans le paragraphe suivant qu'il existe d'autres sources d'erreur importantes inhérentes à ce type de capteur : il est donc vain de vouloir "raffiner" à l'extrême le traitement.



**Figure 31** : Exemple théorique de l'erreur introduite par une résistance de contact dans la détermination de la capacité calorifique à l'aide d'une sonde tritige  
Comparaisons des trois méthodes

Milieu :  $\lambda = 1 \text{ W/m}^\circ\text{K}$ ,  $C = 1,5 \cdot 10^6 \text{ J/m}^3 \cdot \text{K}$

Sonde :  $M_s = 50 \text{ g/m}$ ,  $C_s = 450 \text{ J/Kg}$ ,  $R_s = 2,5 \text{ mm}$ ,  $L = 5 \text{ cm}$ ,  $d_1 = 1 \text{ cm}$ ,  $d_2 = 2 \text{ cm}$  (sonde fig. 26)

Essai :  $t_c = 120 \text{ s}$ , traitements figures 17,29,30

2,3,1,6) **Précision de la mesure des paramètres thermiques** : Dans les paragraphes précédents, nous avons détaillé les sources d'erreur d'origine "théorique" liées au principe et à la conception-même de ce type de capteur. Certes, en toute rigueur, celles-ci ne devraient pas exister. Ce n'est pas le cas, nous l'avons vu, mais nous avons également montré qu'il est possible de les réduire à un seuil très bas, largement compatible avec la précision souhaitée, moyennant quelques "aménagement" au niveau du traitement. Nous allons maintenant passer en revue, en essayant d'en évaluer l'ordre de grandeur, les autres facteurs d'incertitude, cette fois, au niveau **expérimental**.

2,3,1,6,1) **Influence des caractéristiques géométriques** : Nous nous en sommes très vite aperçu lorsque nous avons commencé à faire des mesures : il est très difficile d'obtenir une



bonne précision sur les entraxes  $d_1$  (élément chauffant/1<sup>er</sup> thermocouple) et  $d_2$  (élément chauffant/2<sup>ème</sup> thermocouple) lors du perçage des avant-trous pour l'introduction de la sonde tritige dans un matériau. Or une simple analyse dimensionnelle, confirmée par une étude expérimentale [90], montre que l'incertitude sur la détermination de la diffusité thermique a en tritige peut s'exprimer par :

$$\Delta a/a = 2\Delta(d_2-d_1)/(d_2-d_1) = 2\Delta d_2/(d_2-d_1) + 2\Delta d_1/(d_2-d_1)$$

Avec les valeurs de  $d_1$  et  $d_2$  que nous avons choisies (10 et 20mm), un rapide calcul montre que, pour obtenir une précision meilleure que 10% sur  $a$ , les entraxes doivent être respectés à mieux que  $2,5/10^{\text{èmes}}$  de mm ce qui n'est pas aisé à atteindre pour des trous de 3 ou 5mm et de plus de 10cm de long percés dans un matériau du bâtiment... Il est possible, tout de même, d'obtenir de tels résultats, ou mêmes supérieurs, dans certains milieux particulièrement homogènes et relativement "tendres" : plâtre, béton cellulaire, sols fins très argileux... en prenant un certain nombre de précautions : perceuse à colonne, guides de perçage... Par contre, pour le matériau qui était l'objet de départ de notre travail : la terre crue en tant que matériau de construction, son aspect généralement "faiblement consolidé" et son caractère souvent très hétérogène (granulats très durs dans une matrice plus fine) empêchent pratiquement que l'on puisse espérer une précision supérieure à  $5/10^{\text{èmes}}$  de mm sur les entraxes soit au moins 20% d'incertitude sur  $a$  ! De plus, celle-ci se reporte sur l'incertitude de détermination de la capacité calorifique en se cumulant à nouveau avec l'incertitude sur  $d_2$ . Face à ce constat négatif, que nous aurions sans doute dû faire avant "d'investir" tellement sur l'optimisation technologique et théorique de cet outil... , deux attitudes étaient possibles :

- **Mesurer systématiquement les entraxes pour chaque mesure.** Ceci peut être fait à l'aide de piges (tubes en acier inoxydables rectifiés à la cote du perçage) introduites dans les trous dont on contrôle les entraxes et le parallélisme. Plutôt que "d'injecter" les valeurs de  $d_1$  et  $d_2$  ainsi obtenues dans le traitement ce qui oblige à ré-évaluer les réponses impulsionnelles  $H_1$  et  $H_2$  **pour chaque essai** et conduit donc à des temps de calculs que nous jugeons excessivement longs, nous avons préféré travailler en gardant pour base les cotes **nominales** de  $d_1$  et  $d_2$  ce qui autorise la "tabulation" préalable des valeurs de  $H_1$  et  $H_2$ . Les temps de calcul pour la détermination de  $a$ ,  $\lambda$  et  $C$  sont alors très "raisonnables" (quelques minutes) mais l'on doit, évidemment, intégrer dans l'incertitude l'écart de  $d_1$  et  $d_2$  par rapport à leurs valeurs supposées quitte à ne pas retenir un essai pour lequel celui-ci est trop élevé.

-Employer une autre méthode de détermination des paramètres thermiques pour lequel ce problème ne se pose pas : la sonde monotige. Ceci fera l'objet du S2,3,2,2.

2.3.1.6.2) Autres sources d'erreur : En dehors de cette source majeure d'incertitude que nous venons de décrire, d'autres facteurs, certes de moindre importance mais non négligeables, peuvent influencer négativement sur la "qualité" de la mesure. Nous citerons en particulier :

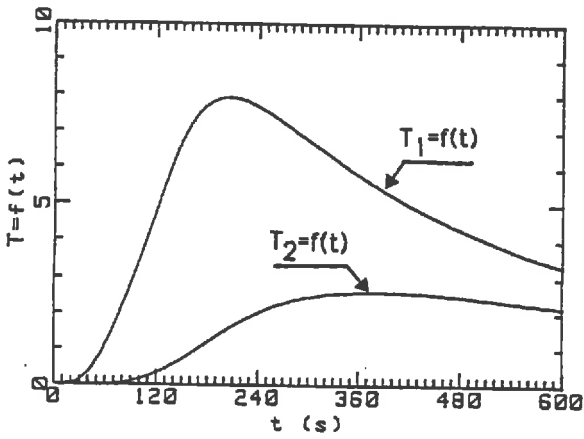
-Les problèmes d'instabilité thermique dans le milieu au moment du déclenchement de la mesure qui, s'ils existent, perturbent le signal de sortie. Toutefois il est presque toujours possible de détecter ce type d'interférence car, alors, le calage des modèles est beaucoup moins bon ce que l'on évalue par des critères objectifs type "écart quadratique moyen". Quoiqu'il en soit, il est nécessaire de disposer d'algorithmes performants et adaptés (constantes de temps) pour la recherche préalable de cette stabilité (voir annexe 2).

-Des problèmes d'hétérogénéités locales au voisinage de l'élément chauffant ou d'un des thermocouples peuvent fausser totalement la mesure en remettant en cause l'hypothèse de géométrie cylindrique. Seules la répétition de la mesure en plusieurs points ou l'observation a posteriori de l'échantillon permettent de s'affranchir de ce type de problème.

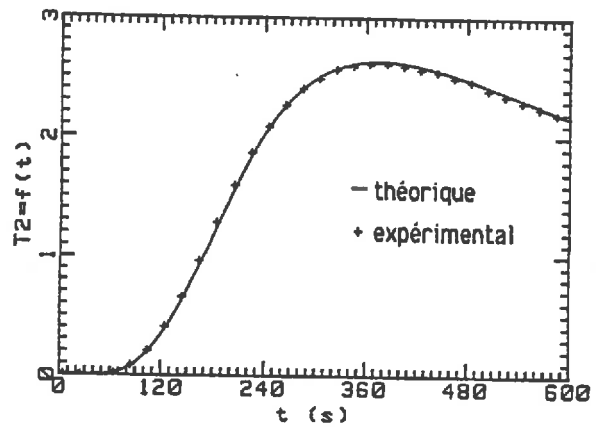
En guise de conclusion en ce qui concerne la sonde tritige, nous présentons ci-après (figure 32) un exemple du dépouillement complet d'un essai qui a été effectué dans un matériau à base de terre et de paille ( $\approx 12\%$  de paille,  $d=0,66$ , état sec) donc la structure paradoxalement relativement "homogène" permettait d'opérer dans de bonnes conditions. La sonde utilisée était celle présentée figure 26 ( $d_1=10\text{mm}$ ,  $d_2=20\text{mm}$ ,  $L=5\text{cm}$ ). Les trous ont été percés en laboratoire à la perceuse à colonne en utilisant des canons de percage dont la grande longueur de guidage (30mm) permet d'obtenir un très bon parallélisme. Globalement, dans ce cas, l'incertitude absolue sur les entraxes n'excède pas un  $1/10^{\text{ème}}$  de mm d'où une précision de l'ordre de 4% sur la diffusivité thermique et de l'ordre de 5% sur la capacité calorifique. La conductivité thermique, obtenue en faisant le produit des deux paramètres précédents, est donc déterminée à environ 10% près. Compte-tenu des temps de mesure et de la diffusivité de ce matériau ( $\approx 0,4 \cdot 10^{-6} \text{m}^2/\text{s}$ ) le rayon final R de l'élément de volume de mesure était de l'ordre de 2cm si l'on considère, en se référant au calcul effectué pour une source filiforme [85], que celui-ci est donné par :

$$R = e^{-\gamma} \sqrt{at} \text{ ou } \gamma \text{ est la constante d'Euler } (0,577215)$$

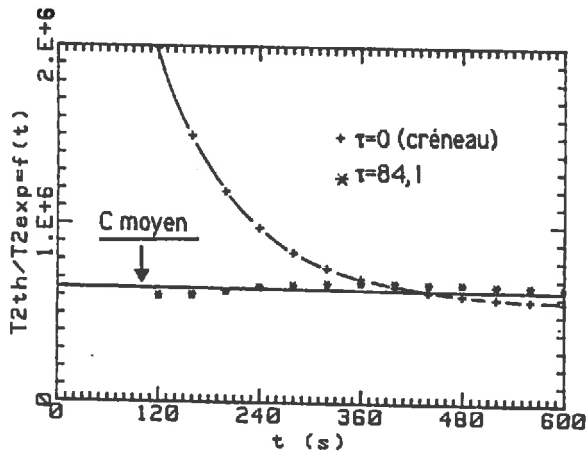
Cette valeur était, en l'occurrence, compatible avec l'EVR supposé du matériau.



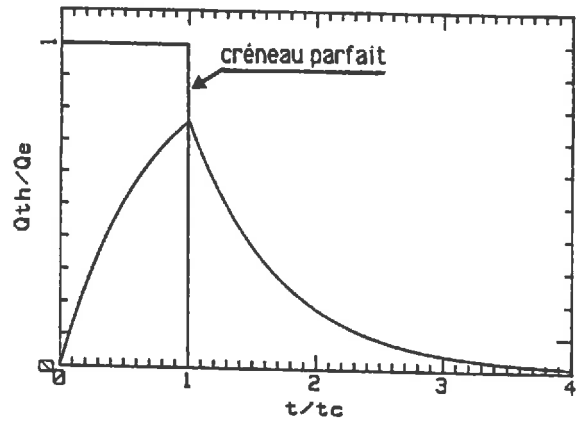
Courbes expérimentales  $T_1$  et  $T_2=f(t)$



Calage de la diffusivité thermique  
(modèle 7, traitement figure 17)



Calcul de la capacité calorifique  
(Modèle 8, Traitement figure 29)

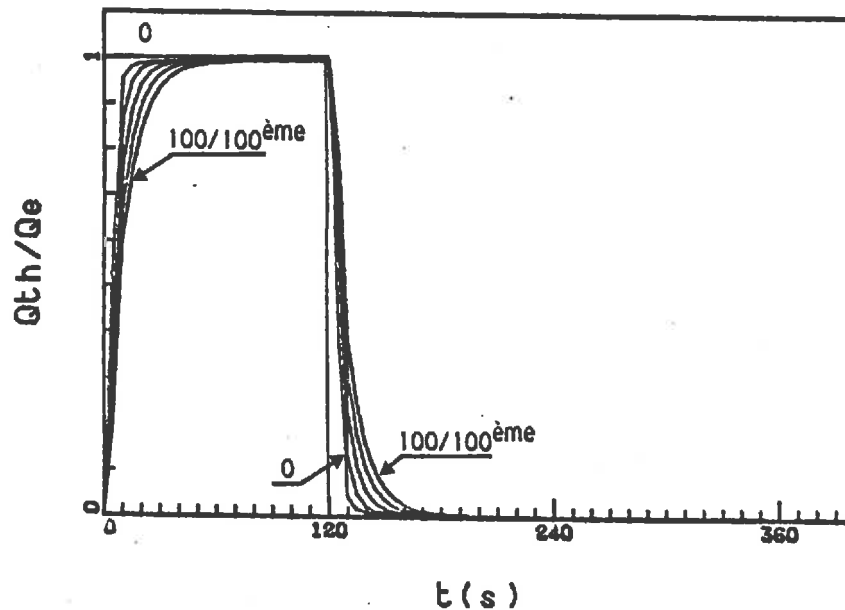


Flux thermique correspondant  
(modèle capacitif,  $\tau=84,1$ )

**Figure 32 : Exemple de dépouillement d'un essai tritige**  
**Matériau :** Terre/paille,  $d=0,66$ , état sec  
**Sonde :**  $R_s=2,5\text{mm}$ ,  $L=5\text{cm}$ ,  $d_1=1\text{cm}$ ,  $d_2=2\text{cm}$  (figure 26).  
**Essai :**  $t_c=120\text{s}$ ,  $Q_e=60\text{W/m}$ ,  $T=20^\circ\text{C}$   
**Résultats :**  $a=0,42 \cdot 10^{-6}\text{m}^2/\text{s}$ ,  $C=0,64 \cdot 10^6\text{J/m}^3\cdot\text{K}$ ,  $\lambda=0,27\text{W/m}\cdot\text{K}$

### 2.3.2) Sondes de très faible inertie thermique :

2.3.2.1) **Réalisation d'un élément chauffant de très faible inertie thermique :** Nous avons vu (S2,2,2 & S2,2,3) que l'inertie thermique du corps de chauffe est un facteur très défavorable par son action négative sur la déformation du flux thermique émis par l'élément chauffant due à la résistance de contact sonde/matériau. De même, nous avons montré (S2,2,1) que, pour une utilisation "en monotige", on avait intérêt à réduire au maximum la masse linéique de cet élément pour atteindre plus rapidement un régime asymptotique. Donc, dans tous les cas et quelque soit le type de sonde à chocs thermiques que l'on envisage d'utiliser, disposer d'un élément chauffant aussi peu massique que possible est un critère de qualité à respecter obligatoirement. Pour les réalisations que nous avons déjà présentées (figures 9,25 & 26), nous avons effectivement cherché à optimiser cet aspect mais les masses obtenues, quoique déjà plutôt faibles ( $\approx 50\text{g/m}$ ), ne permettaient tout de même pas de s'abstenir totalement du problème de la connaissance précise du signal d'entrée ce qui nous avait conduit à "contourner" cela en optimisant une nouvelle sonde tritige (S2,3,1). La quasi-impossibilité d'utiliser cet outil dans le type de matériau que nous voulions étudier (voir S2,3,1,6), nous a forcé à reconsidérer totalement notre point de vue. Nous avons alors concentré nos efforts sur la réalisation d'un nouvel élément chauffant. Pour ceux que nous avons précédemment réalisés, la masse se concentrait principalement dans le bobinage résistif. Pour réduire cette masse, l'idée que nous avons eue a donc été de se passer de celui-ci et de **se servir du tube support de l'élément chauffant comme dispositif de chauffage**. Le problème se situe alors uniquement au niveau du choix d'un alliage suffisamment résistif que l'on puisse obtenir sous forme de tubes dont la rigidité mécanique soit compatible avec la mise en place dans le matériau. Pour notre part, nous avons utilisé un tube de diamètre 3,5mm et d'épaisseur 7/100<sup>èmes</sup> de mm en alliage de nickel (80%) et de chrome (20%). On obtient ainsi une masse linéique très réduite ( $\approx 6\text{g/m}$ ) et donc une inertie thermique particulièrement faible compte tenu de la chaleur spécifique de cet alliage ( $\approx 450\text{J/Kg}^\circ\text{K}$ ). Globalement ainsi, la masse totale d'un élément chauffant de ce type, de 10cm de longueur, est donc d'environ 6g "nu" et d'à peu près 12g une fois réalisées les connections électriques aux extrémités. Les temps de réponse d'un tel élément sont donc très brefs comme le montre la figure 33 page suivante que l'on se doit de rapprocher de la figure 12 page 44 obtenue pour l'élément chauffant que nous utilisons préalablement. Cette conception, paradoxalement originale vue sa simplicité évidente, convient donc parfaitement pour être utilisée dans des applications de mesures des paramètres thermiques par sonde à chocs thermique et son principe a fait l'objet d'un brevet (annexe 3).



**Figure 33** : Exemple théorique de la déformation du flux thermique due à la résistance thermique de contact  $R_c$  sonde/matériau (équations 1 page 34 & 4 page 43)  
Élément chauffant de très faible inertie thermique

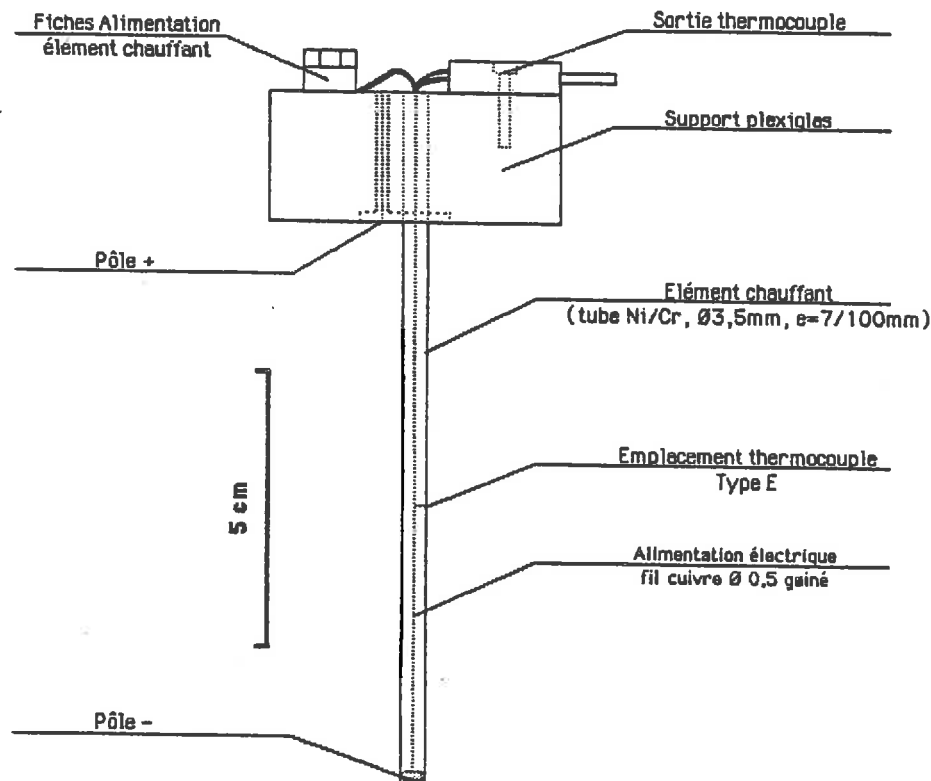
Milieu :  $\lambda = 1 \text{ W/m}^\circ\text{K}$ ,  $C = 1,5 \cdot 10^6 \text{ J/m}^3 \cdot \text{K}$

Sonde :  $M_s = 6 \text{ g/m}$ ,  $C_s = 450 \text{ J/Kg}$ ,  $R_s = 1,75 \text{ mm}$ ,  $L = 5 \text{ cm}$ ,  $d = 2 \text{ cm}$

Essai :  $t_c = 120 \text{ s}$ ,  $R_c = 0, 20, 40 \dots 100 \text{ } 1/100^{\text{ème}}$  de mm d'air

### 2.3.2.2) Sonde monotige de très faible inertie thermique :

2.3.2.2.1) Le capteur : A partir de ce nouvel élément chauffant, nous avons réalisé une sonde monotige dont la **figure 34** page suivante présente l'aspect général. On constatera que la réalisation de ce capteur est rendue ainsi particulièrement simple : les seules opérations nécessaires à sa fabrication étant les raccordements électriques aux extrémités inférieure (fil cuivre  $\varnothing 0,5 \text{ mm}$  isolé amené par l'intérieur du tube et brasé en bout) et supérieure (cosse soudée sous le support en plexiglas) et la mise en place du thermocouple type E (fils chromel & constantan gainés  $\varnothing 0,1 \text{ mm}$ ) par brasure dans un petit trou percé dans la paroi au milieu de l'élément. de plus il est possible d'effectuer ces brasures à l'étain (soudure "radio") donc à basse température ce qui n'altère pas les qualités mécaniques du tube (4/4 écroui).



**Figure 34** : Sonde à chocs thermiques monotige de très faible inertie thermique  
(réalisation : J.P. Laurent, C.S.T.B. Grenoble, 1985)

2.3.2.2.2) Acquisition et traitement : La chaîne d'acquisition en amont de ce capteur n'appelle pas de commentaires particuliers. Nous avons utilisé un dispositif analogue à celui présenté **figure 27** page 64 à ceci-près que, maintenant, il n'est nécessaire de scruter qu'une seule voie de température (intervalle de scrutation standard : 5s). Etant donnée la faible résistance électrique de l'élément chauffant ( $\approx 0,16\Omega$ ) l'alimentation électrique est pilotée préférentiellement en courant et la puissance dissipée est calculée à partir d'une mesure de d.d.p. aux bornes d'une résistance de précision de  $1\Omega$  insérée en série dans le circuit. En tout état de cause, les puissances électriques nécessaires sont très faibles (0,1 à 4W ce qui correspond à une intensité maximale de 5A) car l'on mesure maintenant le signal de sortie dans le capteur là où son intensité est maximale. Les flux thermiques émis dans le milieu (1 à 40W/m) sont donc beaucoup plus faibles que dans le cas d'un essai tritige (50 à 100W/m) ce qui perturbe d'autant moins le milieu. Le temps de chauffage utilisé (400s) et l'intervalle sur lequel on effectue le

calcul de la conductivité thermique (280 à 400s soit 38 points) par régression linéaire sur la courbe  $\Delta T=f(\text{Int})$  (traitement figure 6 page 36) ont été choisis, pour le type de matériau dans lequel nous souhaitons opérer, en se référant à des études de sensibilité du type de celles que nous avons présenté au S2.2.1.4 (figure 7 page 37). La figure 35 ci-dessous donne un exemple de l'influence d'une résistance de contact thermique sonde/matériau sur la précision théorique de détermination de la conductivité thermique avec les paramètres que nous avons retenu.

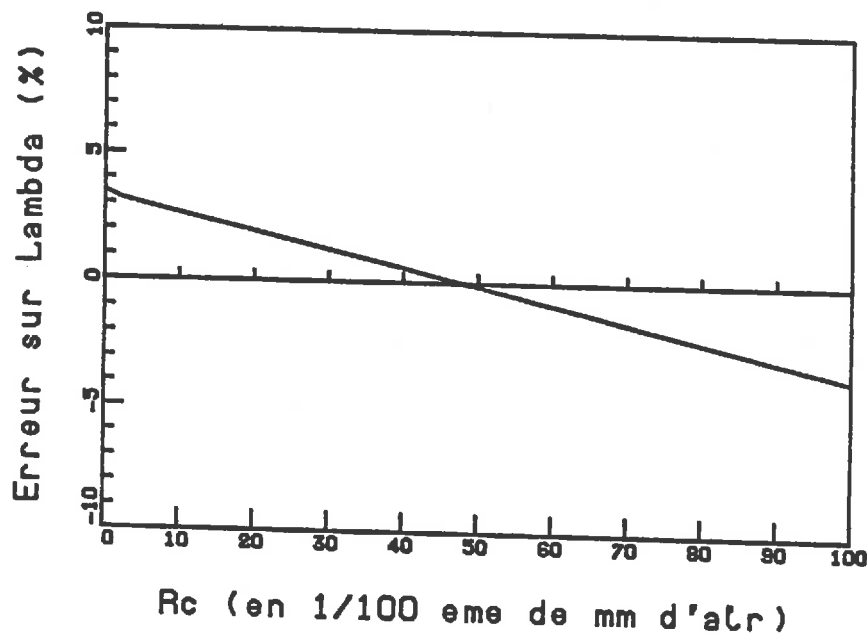


Figure 35 : Exemple théorique de l'erreur introduite par une résistance de contact dans la détermination de la conductivité thermique à l'aide de la sonde monotige de très faible inertie

Sonde de la figure 34 :  $M_s=6g/m$ ,  $C_s=450J/Kg^{\circ}k$

Milieu :  $\lambda=1W/m^{\circ}K$ ,  $C=1,5 \cdot 10^6J/m^3 \cdot K$

Temps de chauffage et de scrutation : 400 secondes, Régression sur les 180 dernières secondes

On constate sur cet exemple que la précision théorique de détermination de la conductivité thermique par cette méthode et avec ce nouveau capteur est très satisfaisante compte tenu de sa simplicité aux niveaux technologie et traitement. Par contre, évidemment, ce type de traitement ne permet pas d'atteindre une valeur de la capacité calorifique. A ce sujet, nous avons essayer d'effectuer un calage du modèle complet (équation 1 page 34), en fonction de  $\lambda, C$  et  $R_c$  à l'aide d'un algorithme d'ajustement aux moindres carrés non-linéaires. A cet effet, nous disposions

d'un logiciel (routine "LMDIF1", Argonne National Laboratory, Minpack project, USA) utilisant une variante de la méthode de **Levenberg-Marquardt** classiquement utilisée pour ce type de problèmes. Une pré-étude sur des profils de températures calculés à partir du modèle (1) nous a montré qu'il était théoriquement possible d'obtenir avec une très bonne précision les deux paramètres thermiques  $\lambda, C$  en estimant parallèlement  $R_c$  et ceci malgré la sensibilité du modèle extrêmement différente par rapport à chaque paramètre (**figure 5 page 35**). Par contre, lorsque nous avons voulu travailler sur des courbes expérimentales, les résultats furent très mauvais en ce qui concerne la détermination de la capacité calorifique  $C$ . Il faut en conclure que le modèle utilisé ne correspond pas tout à fait à la réalité spécialement dans les temps très courts où la sensibilité par rapport à  $C$  est maximum. Il serait sans doute nécessaire d'établir un autre modèle tenant compte, en particulier, de la structure creuse de la sonde. Pour notre part, nous en sommes restés là en nous contentant de déterminer uniquement la conductivité thermique par la méthode classique dont les bons résultats, moyennant les précautions dont nous avons parlées, sont confirmés par la confrontations avec d'autres méthodes plus "traditionnelles".

2.3.2.2.3) Précision : En dehors de l'erreur due à l'utilisation de la solution asymptotique dont nous venons de parler, deux facteurs principaux, au niveau expérimental, sont susceptibles d'introduire une incertitude sur la détermination de la conductivité thermique par cette méthode :

- **L'incertitude sur la connaissance du flux injecté par unité de longueur :  $\lambda$**  étant obtenu par l'intermédiaire du rapport  $Q_e/4\pi\lambda = W/4\pi\lambda L$  où  $W$  est la puissance électrique injectée ( $W$ ) et  $L$  la longueur de la sonde, ces deux derniers paramètres doivent être connus avec une grande précision. Or  $W$  est obtenu indirectement en calculant le produit  $RI^2$   $R$  étant la résistance électrique de la sonde (mesurée une fois pour toute) et  $I$  l'intensité du courant de chauffage mesurée par l'intermédiaire d'une résistance de précision. On aura donc :

$$\Delta\lambda/\lambda = \Delta L/L + \Delta R/R + 2\Delta I/I$$

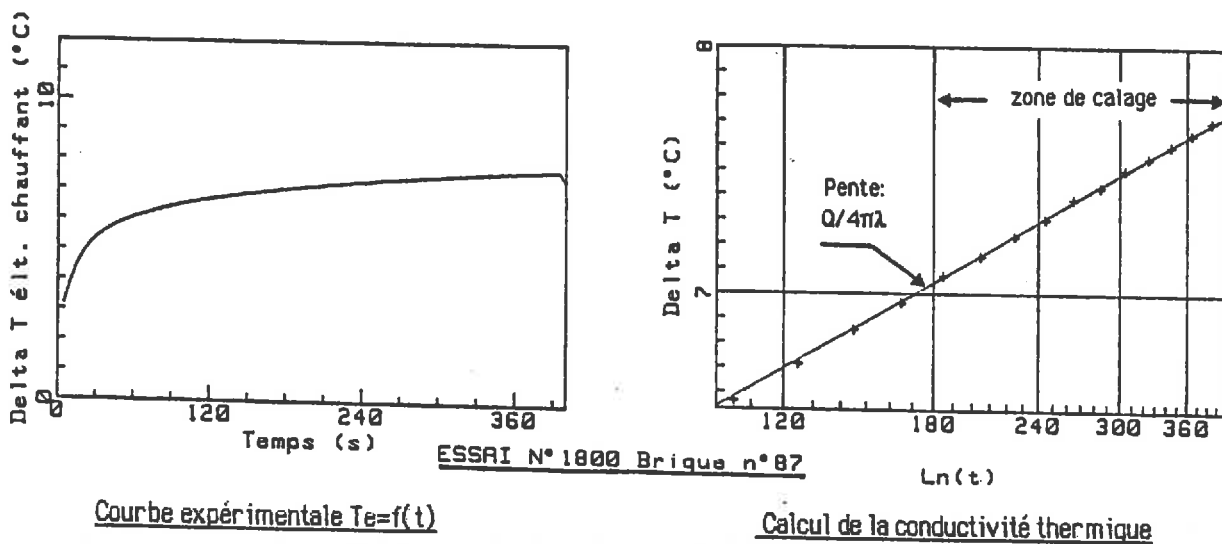
Dans cette formule le terme prépondérant est, sans doute, celui concernant la résistance électrique dans lequel il faut intégrer les variations de résistivité de l'alliage en fonction de la température (+2,1% entre 0° et 100°C). Pour le terme concernant la longueur, une incertitude supplémentaire est introduite par la soudure à l'extrémité inférieure dont on ne peut connaître exactement la position. Globalement on peut estimer que l'incertitude sur  $\lambda$  due à ces facteurs est toujours inférieure à 2%.

- **Les problèmes de dérive** de la température du milieu ou du courant de chauffage. le



calage de la conductivité thermique par régression linéaire sur la courbe  $T_e=f(\ln t)$  ( $T_e$  élévation de température de l'élément chauffant) s'effectue généralement sur une plage de température très faible (voir exemple figure 36). De plus, on s'intéresse ici à une pente donc à la dérivée d'un signal par rapport au temps. Il suffit donc d'une dérive très faible de la température du milieu ou de la tension d'alimentation pour introduire une erreur notable lors de la détermination de la conductivité thermique. Il est donc capital de disposer d'une alimentation électrique parfaitement stable, d'une part, et, d'autre part, une fois de plus, de s'être assuré avec certitude de la stabilité thermique du milieu avant l'essai. Toutefois, il faut noter qu'une dérive, linéaire par exemple, du signal de sortie peut être détectée par une baisse de la valeur du coefficient de corrélation de la régression linéaire  $\Delta T=f(\ln t)$ .

En fin de compte, en intégrant les incertitudes d'ordre théorique et expérimental, on pourra raisonnablement espérer une **précision de l'ordre de 5%** en monotige ce qui nous semble satisfaisant. En conclusion, il est important de souligner, encore une fois, que le principal avantage pratique de cette méthode, hormis sa simplicité, est, sans aucun doute, de s'affranchir totalement des problèmes d'incertitude sur le positionnement de la sonde dans le milieu qui nous avaient conduit, nous le rappelons, à écarter l'utilisation de la sonde tritige dans la plupart des matériaux auxquels nous nous intéressons. La figure 36 ci-dessous illustre un exemple du dépouillement d'un essai effectué à l'aide de la sonde monotige que nous venons de présenter.



**Figure 36** : Exemple de dépouillement d'un essai monotige (sonde figure 34)

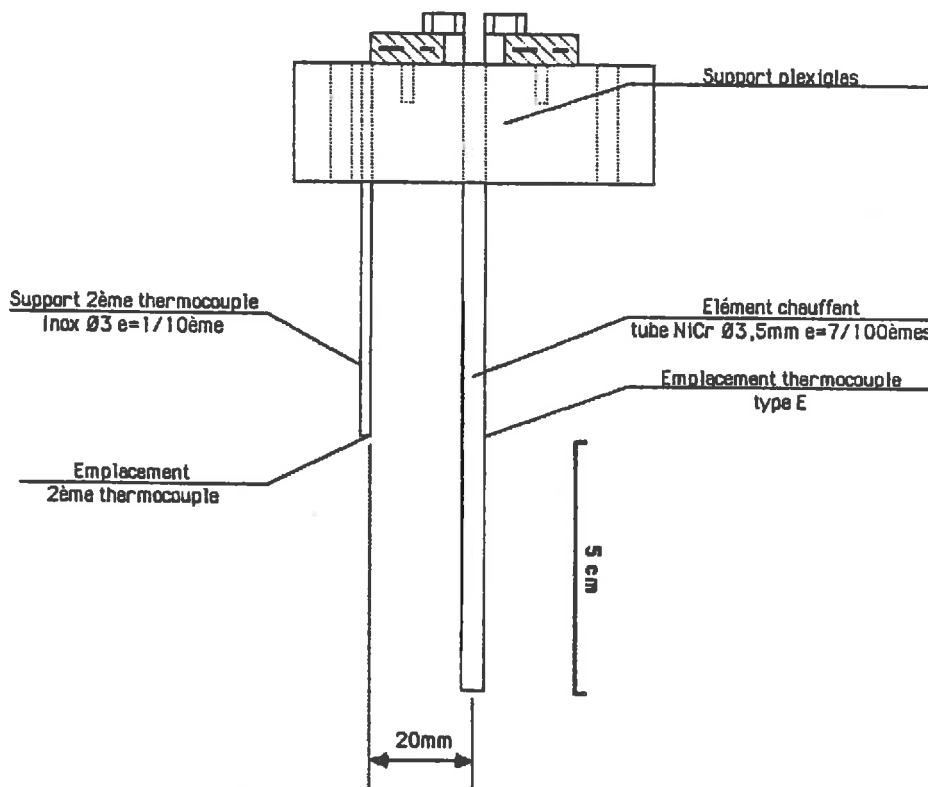
Matériau : Terre stabilisée ("CD300 n°2", 20% ciment,  $d=2,19$ ,  $w=1\%$ )

Essai:  $t_c=400s$ ,  $Q_e=13,90W/m$ ,  $T=4,9^\circ C$

Résultats:  $\lambda=1,293W/m^*K$  ( $r=0,999143$ ),  $R_c \approx 6/100$  mm d'air

### 2,3,2,3) Sonde bitige optimisée :

2.3.2.3.1) Le capteur : Puisque, grâce à ce nouvel élément chauffant, nous étions capable de générer des signaux d'entrée de formes très proches de celles supposées par les modèles, nous avons donc réalisé une nouvelle sonde bitige optimisée en adjoignant à cet élément un thermocouple supplémentaire destiné à mesurer la température dans le milieu à une distance d de celui-ci. Il est alors possible d'obtenir, en plus de la conductivité thermique, une estimation de la capacité calorifique. La **figure 37** ci-dessous montre l'aspect de ce capteur.



**Figure 37** : Sonde à chocs thermique bitige "optimisée"  
(réalisation : J.P. Laurent, C.S.T.B. Grenoble, 1985)

2.3.2.3.2) Acquisition et traitement : Les fonctions à remplir étant identiques, le dispositif d'acquisition reprend exactement la configuration schématisée **figure 27 page 64**. Le traitement, quant à lui, combine les traitements monotige pour la détermination de la conductivité thermique et bitige pour l'estimation de la capacité calorifique. On utilise donc, alors, le modèle de réponse indicielle (3) que nous avons présenté au S2,2,2,2.

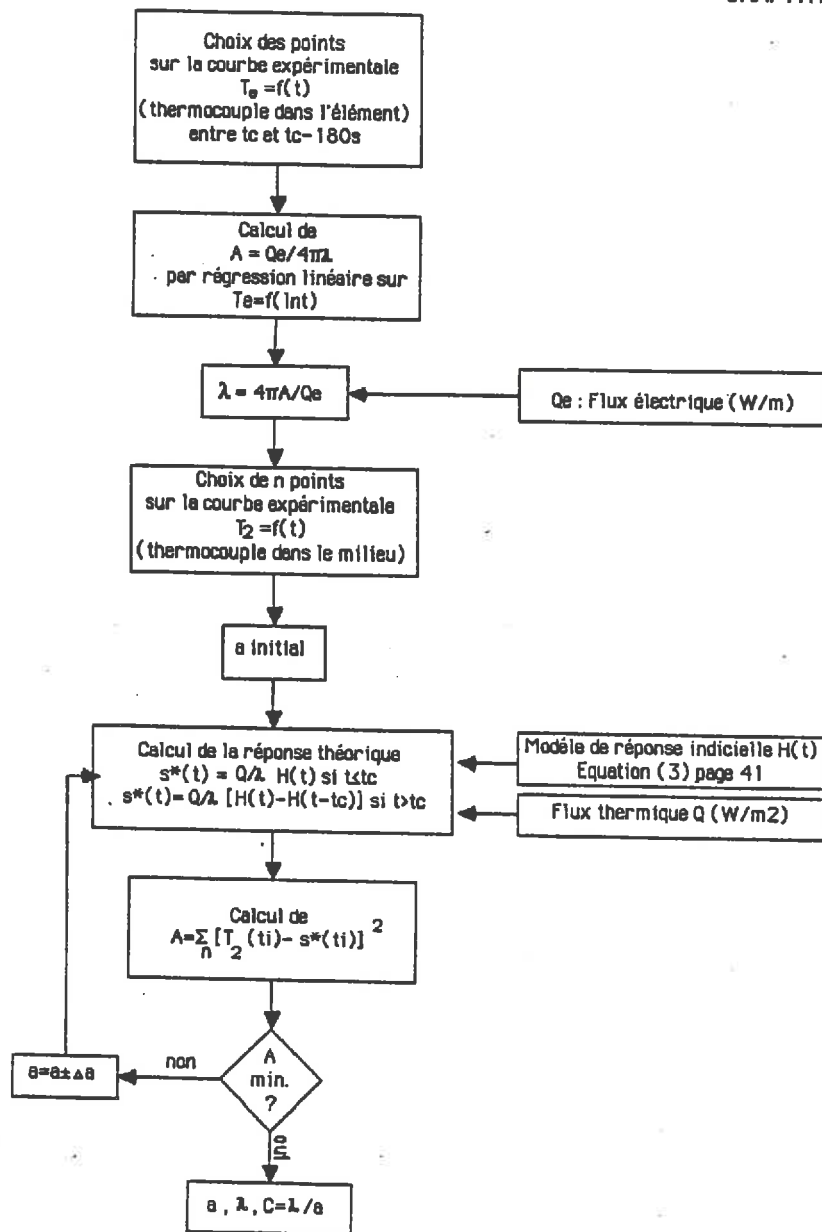


Figure 38 : Synoptique du traitement associé à la sonde bitige "optimisée" de la figure 37

En l'occurrence, il est maintenant possible de contrôler la validité de l'hypothèse du signal d'entrée "en créneau" en calculant le flux thermique émis par l'élément chauffant à partir de la courbe d'élévation de température de celui-ci. Si le signal d'entrée s'écartait trop de sa forme "idéale", cas que nous n'avons pas rencontré, il serait toujours possible de revenir au type de méthode que nous avons présenté pour la sonde tritige au S2,3,1,5,2 page 66. La figure 39 page-suivante illustre un exemple de la sensibilité du traitement ci-dessus par rapport à une résistance de contact.

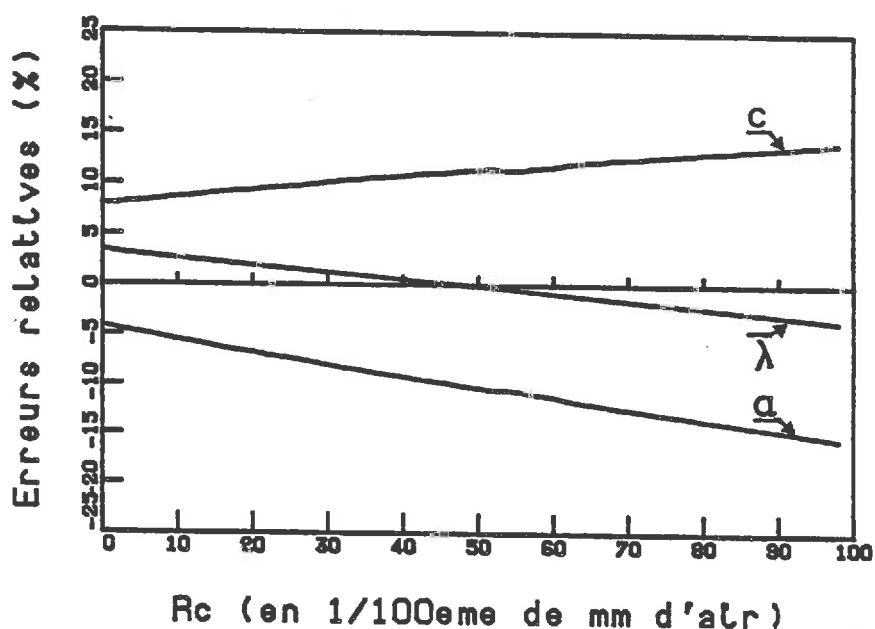


Figure 39 : Exemple théorique de l'erreur introduite par une résistance de contact dans la détermination de la capacité calorifique à l'aide d'une sonde bitige optimisée

Milieu :  $\lambda = 1 \text{ W/m} \cdot \text{K}$ ,  $C = 1,5 \cdot 10^6 \text{ J/m}^3 \cdot \text{K}$

Sonde :  $M_s = 6 \text{ g/m}$ ,  $C_s = 450 \text{ J/Kg}$ ,  $R_s = 1,75 \text{ mm}$ ,  $L = 10 \text{ cm}$ ,  $d = 2 \text{ cm}$  (figure 37)

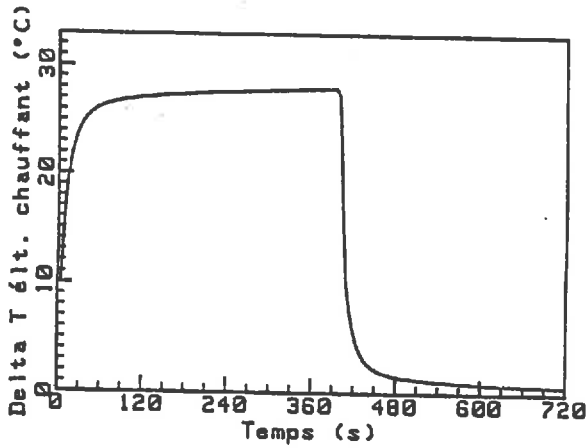
Essai :  $t_c = 400 \text{ s}$ , traitement figure 38

2.3.2.3.3) Précision : Toutes les remarques que nous avons faites au sujet de la précision de notre sonde monotige restent, évidemment, valables en ce qui concerne la détermination de la conductivité thermique à l'aide de cette sonde bitige "optimisée" puisque le traitement correspondant est identique. En ce qui concerne la capacité calorifique, les mêmes causes entraînant les mêmes effets, on aura compris que la principale source d'erreur, comme pour la sonde tritige, sera l'incertitude sur la connaissance de l'entraxe réel élément chauffant/thermocouple. On aura donc de même :

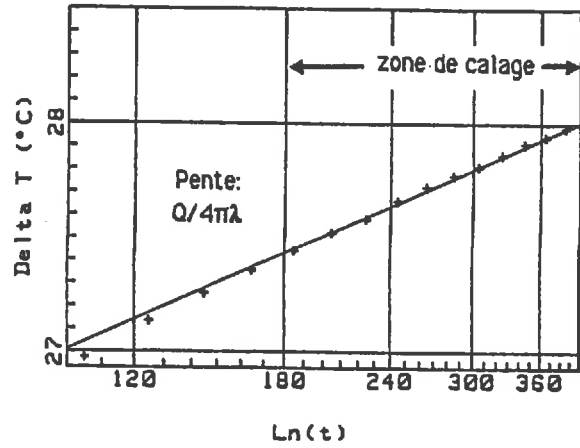
$$\Delta a/a = 2\Delta d/d \quad (d : \text{distance élément chauffant/thermocouple})$$

Soit, globalement, compte tenu de l'incertitude due au traitement (figure ci-dessus), une précision assez médiocre pour la détermination de la capacité calorifique. Il faut se rendre à l'évidence : les méthodes type sonde à chocs thermiques ne constituent pas le meilleur moyen de déterminer celle-ci. La figure 40 page suivante montre un exemple du dépouillement d'un essai réalisé à l'aide d'une sonde bitige optimisée.

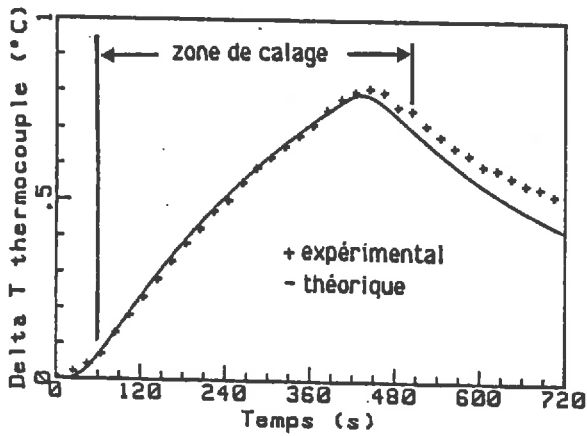
ESSAI N° 550 Brique n° 25



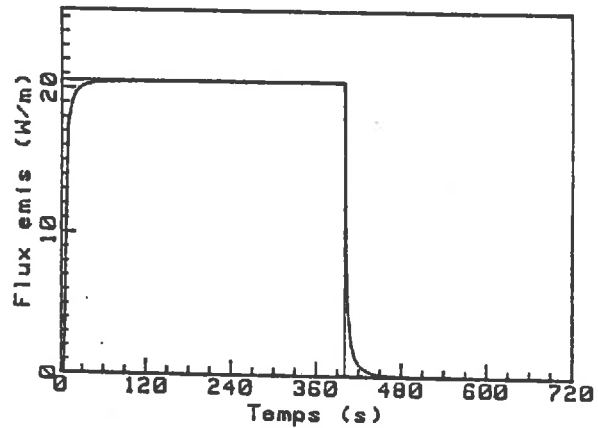
Courbe expérimentale  $T_e=f(t)$



Calcul de la conductivité thermique  
(régression linéaire sur  $T_e=f(\ln t)$ )



Calage de la diffusivité thermique  
(Modèle 3, Traitement figure 38)



Flux thermique calculé

**Figure 40** : Exemple de dépouillement d'un essai bitige "optimisée"

Matériau : Terre crue ("Isle d'Abeau",  $d=2,00$ ,  $w=8\%$ )

Sonde :  $R_s=1,75\text{mm}$ ,  $L=10\text{cm}$ ,  $d=2\text{cm}$  (figure 37).

Essai :  $t_c=400\text{s}$ ,  $Q_e=20,72\text{W/m}$ ,  $T=35,3^\circ\text{C}$

Résultats :  $a=1,022 \cdot 10^{-6}\text{m}^2/\text{s}$ ,  $C=2,23 \cdot 10^6\text{J/m}^3\cdot\text{K}$ ,  $\lambda=2,27\text{W/m}^\circ\text{K}$ ,  $R_c \approx 33/100^{\text{èmes}}\text{mm}$

**NOTA** :  $R_c$  est estimée, connaissant  $\lambda$  et  $C$ , par l'intermédiaire du modèle asymptotique (p 36).

## -2,4) SYNTHÈSE DU CHAPITRE 2 : Quel capteur pour quel usage ?

Les méthodes type "sonde à chocs thermiques" sont a priori bien adaptées à la détermination "in-situ" des paramètres thermiques d'un milieu poreux granulaire car elles minimisent la perturbation du milieu inhérente à la mesure. Deux critères fondamentaux sont à respecter : le premier est de pouvoir opérer dans un matériau non préalablement conditionné ce qui conduit à choisir des capteurs dont la géométrie cylindrique autorise une mise en place par perçage; le deuxième, qui est en fait le corollaire du premier, impose que la méthode utilisée soit peu sensible au problème d'un mauvais contact thermique sonde/matériau.

Pour atteindre ce dernier objectif une première voie consiste à s'abstenir de toute hypothèse sur la forme des signaux d'entrée. C'est ce que réalise partiellement une sonde "tritige courte" dont nous avons modifié la conception technologique et le traitement associé, notamment en ce qui concerne l'estimation de la capacité calorifique, de façon à disposer d'un outil d'usage pratique. Malheureusement, des problèmes de mise en place dans le matériau et, en particulier, l'importante source d'erreur que constitue l'incertitude sur les entraxes réels, nous a conduit à exclure l'utilisation de cet outil dans la plupart des milieux que nous souhaitons étudier.

Une autre voie est d'agir préférentiellement sur les performances de l'élément chauffant utilisé de manière à être capable de générer des signaux de formes très voisines de celles supposées par les différents modèles de transfert. La réalisation d'un nouvel élément chauffant de très faible inertie thermique nous a permis d'explorer ce genre de solution. En effet, nous avons ainsi pu concevoir et réaliser, d'une part, une sonde monotige dont les caractéristiques technologiques conduisent à une détermination suffisamment précise de la conductivité thermique quelles que soient les conditions expérimentales et, d'autre part, une nouvelle sonde bitige optimisée autorisant une estimation simultanée de la capacité calorifique.

En conclusion, nous dirons donc que **les méthodes type "monotige" nous paraissent particulièrement bien adaptées à la détermination "in-situ" de la conductivité thermique**, à condition de porter une attention particulière à la validité du modèle asymptotique utilisé ce qui est lié à la conception technologique de la sonde, et que la simplicité du traitement associé permet d'effectuer des mesures dans de bonnes conditions et avec un appareillage relativement rudimentaire dans une grande variété de matériaux pourvu qu'ils puissent être considérés comme homogènes. Il est possible d'obtenir également, par une méthode bitige par exemple, une estimation de la capacité calorifique. Toutefois, les précisions atteintes restent, à notre avis, insuffisantes et nous pensons que, dans ce domaine, les méthodes type sondes à chocs ne se substituent pas avantageusement aux méthodes traditionnelles utilisant un calorimètre.

**- CHAPITRE 3 -**

**APPLICATION A L'ETUDE DES PROPRIETES THERMIQUES  
DU MATERIAU TERRE**

## PLAN DU CHAPITRE 3

<b>-3,1) INTRODUCTION</b> .....	page 85
<b>-3,2) STRUCTURE DU MATERIAU TERRE</b> .....	page 86
<b>-3,3) ETUDE DES PROPRIETES THERMIQUES DU MATERIAU TERRE A L'ETAT "SEC" :</b>	
<u>3.3.1) Le choix d'un champ d'investigation :</u> .....	page 89
3,3,1,1) Les paramètres étudiés.	
3,3,1,2) Les terres naturelles retenues pour cette étude.	
<u>3.3.2) La caractérisation des produits réalisés :</u> .....	page 96
3,3,2,1) La fabrications des échantillons.	
3,3,2,2) Le contrôle des caractéristiques physiques.	
3,3,2,3) Un exemple de caractérisation complète.	
<u>3.3.3) Relation structure/propriétés thermiques :</u> .....	page 106
3,3,3,1) Evaluation de la capacité calorifique.	
3,3,3,2) Evaluation de la conductivité thermique :	
3,3,3,2,1) Influence de la densité sèche ou de la porosité.	
3,3,3,2,2) Influence du taux de stabilisant.	
3,3,3,2,3) Le cas de produits incorporant de la paille.	
<b>-3,4) INFLUENCE DES CONDITIONS LOCALES DE TEMPERATURE ET DE TENEUR EN EAU SUR LES PROPRIETES THERMIQUES DE MATERIAUX EN TERRE CRUE :</b>	
<u>3.4.1) Le dispositif expérimental.</u> .....	page 123
<u>3.4.2) Le protocole d'essai adopté.</u> .....	page 123
<u>3.4.3) Synthèse des résultats obtenus.</u> .....	page 127
<u>3.4.4) Interprétation : Estimation des paramètres thermiques "en œuvre".</u> .....	page 131
3,4,4,1) Commentaires généraux sur les résultats obtenus.	
3,4,4,2) Influence de la température.	
3,4,4,3) Influence de la teneur en eau.	
<b>-3,5) SYNTHESE DU CHAPITRE 3</b> .....	page 137



### -3,1) INTRODUCTION

La terre crue est employée comme matériau de construction depuis des millénaires et son utilisation est extrêmement répandue à travers le monde puisque que l'on estime, globalement, que la moitié environ de la population mondiale est logée dans un tel habitat. Paradoxalement, ses propriétés étaient, jusqu'à une période très récente, relativement mal connues sans doute à cause de son extraordinaire variété tant aux niveaux de la matière première en elle-même que des modes de mise en œuvre (voir **tableau 5** page suivante). En France, il existe un très important patrimoine architectural ancien en terre : il suffit de considérer le **torchis** (remplissage terre dans une ossature en bois) en Normandie ou en Alsace, la **bauge** (mise en œuvre directe) en Bretagne-Pays de Loire, le **pisé** (terre compactée dans un coffrage) en région Rhône-Alpes ou en Auvergne, etc... pour s'en convaincre. La volonté d'assurer la préservation, ou la réhabilitation, de ce type de constructions rejoignant la nécessité urgente de concevoir un habitat à faible coût pour le Tiers-monde ont contribué au regain d'intérêt qu'a connu le matériau terre au début des années quatre vingt et des réalisations "modernes" ont vu le jour en France (chantier expérimental de l'Isle d'Abeau par exemple) ou à l'étranger. A la lumière de l'expérience issue de ces projets, les concepteurs se sont rapidement rendu compte de la nécessité de rationaliser les connaissances souvent empiriques, voire ancestrales, que l'on pouvait avoir de ce matériau et le besoin de règles précises s'est fait sentir de manière aigüe en particulier au niveau du choix des terres et des méthodes constructives. Aux "pionniers" de ce type de construction, et notamment le groupe d'architectes du "CRATERRE" dont l'ouvrage [35] a longtemps constitué une référence moderne, s'est alors joint un certain nombre d'équipes de recherche dont les travaux visaient à étudier systématiquement tel-ou-tel aspect du comportement de ce matériau. Notre travail s'inscrit dans ce cadre en cherchant à fournir les données nécessaires à l'évaluation des performances thermiques de ce type d'habitat : après avoir sélectionné une gamme de terres naturelles permettant de couvrir un large éventail des types de matériau terre les plus fréquemment rencontrés, nous avons réalisé les échantillons que nous avons caractérisés sur le plan thermique (conductivité thermique et capacité calorifique). La modélisation des résultats obtenus permet de fournir une méthode pratique d'évaluation des propriétés thermiques de ce matériau. Enfin, nous avons étudié systématiquement l'influence de la température et, surtout, de la teneur en eau sur l'évolution des paramètres thermiques de produits à base de terre crue non stabilisée.




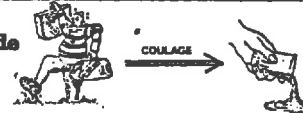








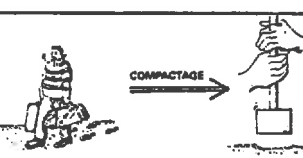



Terre non remaniée	<b>Etat solide</b>	<ul style="list-style-type: none"> <li>● TERRE EXCAVÉE →  Habitat troglodytique</li> <li>● MOTTES DE GAZON DÉCOUPÉES →  Sod</li> <li>● TERRE DÉCOUPÉE →  Blocs découpés en carrière</li> </ul>
	<b>Etat liquide</b>	<p style="text-align: center;">COLLAGE</p>  <ul style="list-style-type: none"> <li>● TERRE COULÉE DANS UN COFFRAGE →  Banché coulé</li> <li>● TERRE COLLÉE DANS UN MOULE →  Adobe</li> </ul>
	<b>Etat plastique</b>	<p style="text-align: center;">PÉTRISSAGE</p>  <ul style="list-style-type: none"> <li>● TERRE MOULÉE →  Adobe</li> <li>● TERRE FAÇONNÉE →  Adobe</li> <li>● TERRE FAÇONNÉE EN PLACE →  Façonnage direct</li> <li>● TERRE EMPILÉE EN PLACE →  Bauge</li> <li>● TERRE FAÇONNÉE SUR ARMATURE →  Torohis</li> </ul>
<b>Etat sec</b>	<p style="text-align: center;">COMPACTAGE</p>  <ul style="list-style-type: none"> <li>● TERRE COMPACTÉE DANS UNE BANCHE →  Pisé</li> <li>● TERRE COMPACTÉE DANS UN MOULE →  Blocs damés</li> <li>● TERRE COMPRESSÉE →  Briques compressées</li> </ul>	

Tableau 5 : Les principaux modes de mise en œuvre du matériau terre.  
(d'après CRATERRE [35])

-3.2) STRUCTURE DU MATERIAU TERRE :

La terre crue-matériau de construction se doit d'être employée dans des conditions de densité et de teneur en eau lui conférant une résistance mécanique suffisante. A ce titre, elle se présente toujours à l'état solide une fois mise en œuvre en situation "normale" de fonctionnement et sa structure physique s'apparente donc plus à celle d'une roche qu'à celle d'un sol bien que celui-ci soit, en l'occurrence, la matière première constitutive. Quoiqu'il en soit, il s'agit là d'un milieu poreux granulaire particulier dont la nature spécifique provient de la présence nécessaire d'un liant d'origine naturelle assurant la cohésion de la matrice solide : l'argile. Indépendamment des paramètres usuels qu'il convient de définir pour un tel matériau et dont nous avons présenté sommairement les méthodes d'obtention au Chapitre 1, il importe donc de caractériser cette phase solide supplémentaire (la phase argileuse) en précisant, en particulier, sa nature minéralogique. Celle-ci est, en effet, d'une grande importance car elle

détermine essentiellement certaines caractéristiques fonctionnelles, comme la tenue à l'eau du matériau et donc sa durabilité, de même qu'elle est susceptible d'influer considérablement sur les modes optimaux de mise en œuvre [71]. Or, la minéralogie de ce type de roches sédimentaires est singulièrement complexe [29]. Nous nous contenterons, ici, d'en esquisser une typologie en présentant les principales argiles généralement rencontrées dans la terre-matériau de construction.

Chimiquement, les argiles sont des silico-aluminates hydratés dont la structure cristalline possède la particularité d'être organisée **en feuillets**. Ceux-ci sont effectivement observables dans le matériau terre comme le montre la **photo 1** ci-dessous.



**Photo 1** : Exemple de structure en feuillets d'un liant argileux rencontrée dans une terre.  
(Terre de la Verpilliere, microscope électronique, X : 5000)

Ces feuillets sont eux-mêmes constitués de couches d'atomes dont l'empilement forment deux types de motifs : octaédriques autour des atomes d'aluminium ou tétraédriques autour des atomes de silicium. La **figure 41** page suivante présente une schématisation de cette structure d'un minéral argileux.

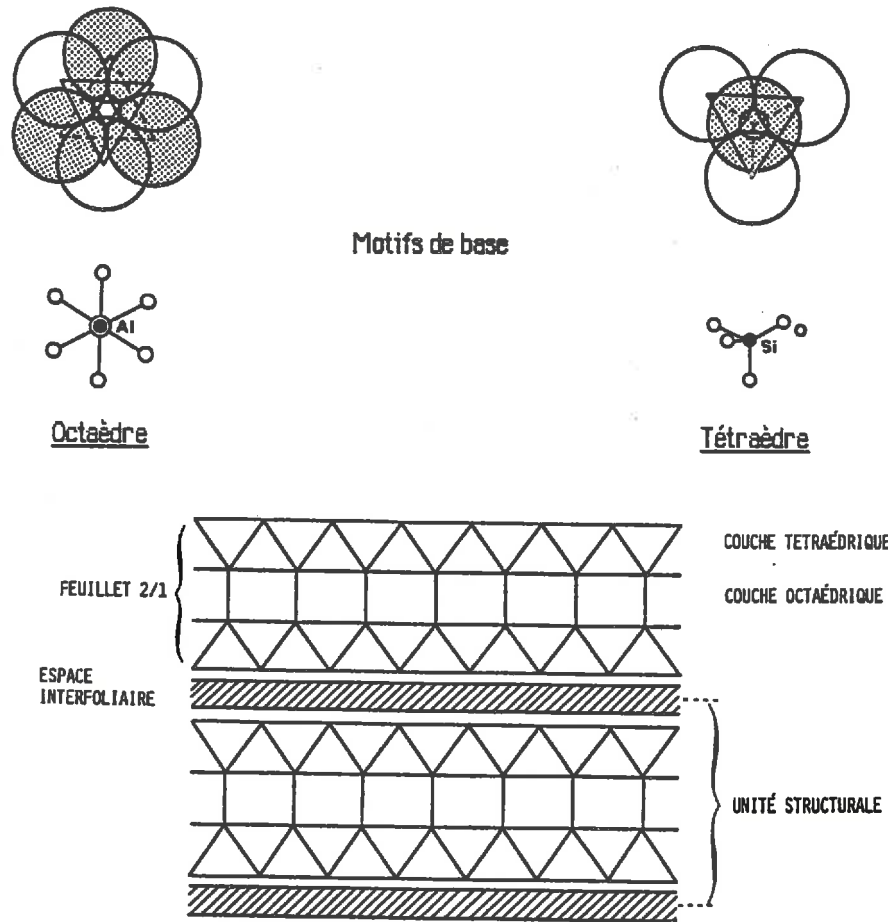


Figure 41 : Présentation schématique de la structure en feuillets d'une argile (d'après [29])

Il est possible de différencier les différents groupes d'argiles suivant la séquence d'empilement des couches d'atomes dans le feuillet à laquelle correspond une distance interfoliaire plus ou moins fixe [29]. Nous distinguerons ici :

- Les minéraux argileux dont les feuillets sont constitués d'une séquence d'empilement du type tétraèdre/octaèdre (structure 1/1) ce qui correspond à une distance interfoliaire de l'ordre de 7Å. Le principal représentant de ce groupe est sans doute la **Kaolinite** dont la formule chimique de base est  $\text{Si}_2\text{O}_5\text{Al}_2(\text{OH})_4$ .

- Les minéraux argileux dont les feuillets sont constitués d'une séquence d'empilement du type tétraèdre/octaèdre/tétraèdre (structure 2/1 : distance interfoliaire  $\approx 10\text{Å}$ ). Les espèces de ce groupe se différencient suivant la localisation des substitutions s'opérant dans le réseau ainsi que par la nature des cations "étrangers" présents dans les sites disponibles. Deux familles importantes de ce groupe, que l'on rencontre fréquemment dans le matériau terre, sont la

**Montmorillonite** (formule chimique :  $\text{Si}_4\text{O}_{10}(\text{Al}_{(2-x)}\text{Mg}_x\text{XOH})_2\text{C.E.}_x\text{nH}_2\text{O}$  où C.E. est un cation "échangeable" compensant le déficit de charge) et l'**Illite** ( $\text{Si}_{(4-x)}\text{Al}_x\text{O}_{10}\text{Al}_2(\text{OH})_2\text{K}_x$ ). On peut également citer la **Vermiculite** appartenant également à ce groupe et que nous avons quelquefois rencontrée dans nos terres.

- Les minéraux argileux dont les feuillets sont constitués d'une séquence d'empilement du type tétraèdre/octaèdre/tétraèdre/Octaèdre (structure 2/1/1 : distance interfoliaire  $\approx 14\text{\AA}$ ). C'est à ce dernier groupe qu'appartiennent les **Chlorites**.

L'identification de ces structures s'effectue généralement, maintenant, par cristallographie aux rayons X. Toutefois, il s'agit là d'un problème complexe requérant des compétences très spécifiques. En effet, dans les terres naturelles sont présents de nombreux types de minéraux argileux dont la différenciation peut s'avérer très difficile d'autant plus qu'ils sont susceptibles de former des **composés inter-stratifiés** (Illite/montmorillonite ou montmorillonite /chlorite par exemple) et que leurs distances interfoliaires ne sont pas toujours très stables (cas des **smectites**). Malgré tout, la connaissance précise de la nature de la phase argileuse est, répétons-le, indispensable car la structure des argiles influe considérablement sur le comportement final du matériau en œuvre. Dans le cas de la kaolinite, par exemple, les feuillets sont reliés solidement entre eux par des forces d'origine électrostatique. La liaison ainsi formée est très solide et le matériau présentera ainsi un bon comportement à l'eau. Si, par contre, on est en présence de montmorillonite ou, pire, de chlorites, la liaison est si faible qu'elle peut être rompue en présence d'eau d'où des problèmes de gonflement, retrait, fissuration...

### -3,3) ETUDE DES PROPRIETES THERMIQUES DU MATERIAU TERRE A L'ETAT "SEC"

#### 3.3.1) Le choix d'un champ d'investigation :

3,3,1,1) **Les paramètres étudiés** : Il est clair que, comme pour tout milieu poreux granulaire (voir Chapitre 1 S1,3,2,2), la densité sèche d'un matériau en terre crue, et donc sa porosité totale, est un paramètre influant considérablement ses propriétés thermiques (conductivité thermique et capacité calorifique). En l'occurrence, cette densité est déterminée, pour une terre donnée, par sa répartition granulométrique, l'énergie et le mode de compactage et la teneur en eau à la mise en œuvre. Ces trois facteurs ont été systématiquement, et depuis longtemps, étudiés en génie routier et nous ne nous attarderons pas, ici, à ces considérations qui, pour nous, ne sont intervenues accessoirement qu'au niveau de la fabrication des échantillons. Quoiqu'il en soit, il était donc indispensable d'envisager une étude systématique

de l'influence de la densité sèche d'un matériau en terre crue sur ses paramètres thermiques. Ce type d'étude a déjà été entreprise, en ce qui concerne la conductivité thermique, par divers auteurs ([32],[50],[106]) à partir de données bibliographiques réunies par le groupe "CRATERRE". Toutefois celles-ci sont rares, souvent anciennes ([129] : 1941, [73] : 1949, ...) et, surtout, concernent des matériaux en terre crue très disparates sans qu'il soit toujours précisé leur état hydrique, leurs caractéristiques physiques où même les conditions de mesure. Néanmoins, l'analyse des quelques résultats disponibles a conduit H. Penicaud [106] à suggérer que la terre avait un comportement thermique analogue à celui d'un béton ce qui l'amène à proposer de prendre comme relation conductivité thermique/densité une loi issue de résultats de mesure concernant ce dernier matériau publiés par le CSTB dans les "règles THK77". P. Diaz-Pedregal [50] va plus loin dans la simplification en préconisant une loi linéaire du type  $\lambda = d/2000 - 0,15$  valable, d'après lui, pour des matériaux en terre crue dont la densité sèche  $d$  est comprise entre 1 et 2,5. La figure 42 ci-dessous synthétise les quelques résultats bibliographiques dont nous venons de parler.

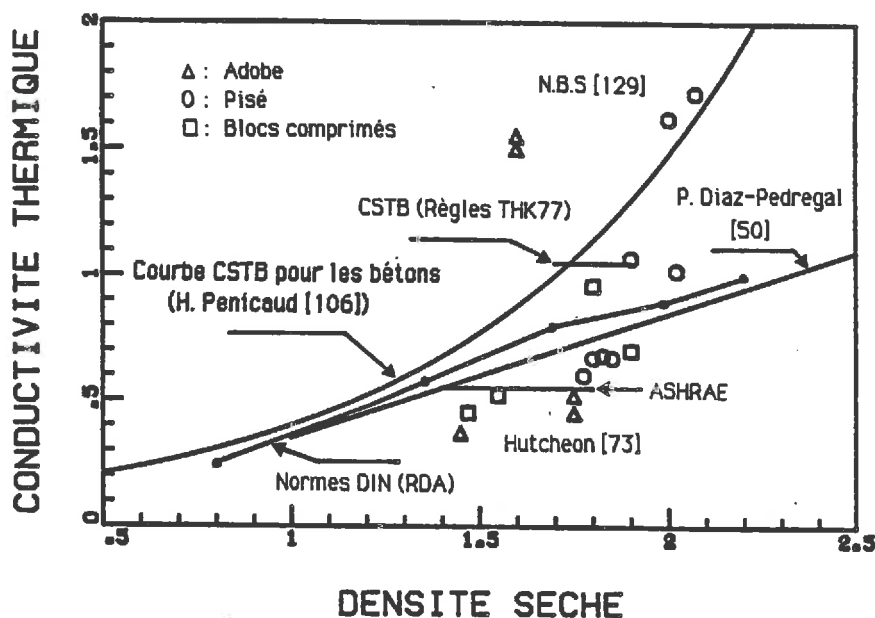


Figure 42 : Les quelques données bibliographiques concernant la conductivité thermique du matériau terre (origine : "CRATERRE"). Quelques "modèles" correspondants.

Etant donné le peu de renseignements fiables fournis par cette bibliographie concernant les paramètres thermiques du matériau terre, nous avons donc décidé d'entreprendre une étude expérimentale aussi complète que possible de manière à pouvoir modéliser la relation

densité/conductivité thermique pour un matériau de construction quelconque à base de terre crue. Pour ce faire, nous avons délibérément pris le parti de découpler le problème de la corrélation structure/paramètres thermiques du matériau terre de celui de l'évolution de ceux-ci en fonction de la température et de la teneur en eau qui fera l'objet du §3,4 suivant. Dans un premier temps, nous avons donc mesuré les caractéristiques thermiques de tous nos échantillons **dans un même état hydrique de référence**. Il nous a semblé logique de prendre pour celui-ci l'état "sec" qui nous définirons, ici, comme étant l'état hydrique atteint par l'échantillon placé dans une étuve à 105°C jusqu'à ce que sa masse ne varie plus dans le temps. Cet état est préservé ultérieurement en conservant l'échantillon dans une enveloppe étanche à l'eau liquide et vapeur (gaine en polyéthylène thermo-rétractable).

3,3,1,2) **Les terres naturelles retenues pour cette étude** : Etant donné l'objectif final que nous nous étions fixé, à savoir fournir des données thermophysiques sur le matériau terre qui soient d'un usage pratique, nous avons choisi de travailler à partir de terres naturelles, et non pas "reconstituées", en les sélectionnant d'après des critères constructifs de manière à pouvoir réaliser une large gamme de produits différents. Aux trois modes principaux de construction en terre : terre compactée (pisé, blocs compressés), mise en œuvre directe (Adobe...) et composite terre-paille (Torchis...), correspondent des critères précis de répartition granulométrique "idéale" [35],[71],[97]. Nous avons donc cherché à nous procurer des terres dont la granulométrie réalise au mieux ces critères. Nous en avons retenu, en tout, treize se répartissant globalement en trois groupes suivant leur usage optimal potentiel et/ou leur origine géographique :

- **Sept terres "à pisé" du Dauphiné** : Etant dans une région de forte tradition architecturale en terre où le patrimoine ancien est particulièrement abondant et où, de plus, s'est réalisée, pendant notre travail, une expérience de construction moderne en terre : le village "terre" de l'Isle d'Abeau (Isère, près de Lyon), il était naturel que nous sélectionnions plusieurs terres "à pisé" extraites dans les environs. Par la suite, nous les désignerons par le nom de leur lieu d'extraction : "Morestel", "Isle d'abeau", "CD300" N°1 &2, "La Verpillière" (utilisée pour l'îlot H du village terre de l'Isle D'abeau), ou par le nom du chantier sur lequel elles ont été effectivement employées : "Marquis" (origine : Artas (Isère), village terre de l'Isle D'abeau, îlots B, C & F), "Marchand" (origine : Beaurepaire (Isère), village terre de l'Isle D'abeau, îlot I). Ces terres, bien qu'étant d'une origine géologique commune : sols morainiques d'origine glaciaire, sont, en fait, de "qualités" très différentes. Si les terres "Isle d'abeau", "CD300 N°2" et "Marquis" sont quasi-idéales pour la fabrication de pisé ou de blocs comprimés, "Morestel"

devra être tamisée pour éliminer les plus gros granulats et stabilisée au ciment pour compenser la teneur trop faible en argile. Les terres "CD300 N°1", "Marchand" et, surtout, "La Verpillière" comportent, par contre, beaucoup trop de particules fines. "La Verpillière", en particulier, par sa forte teneur en argiles, est sûrement plus une terre "à adobe".

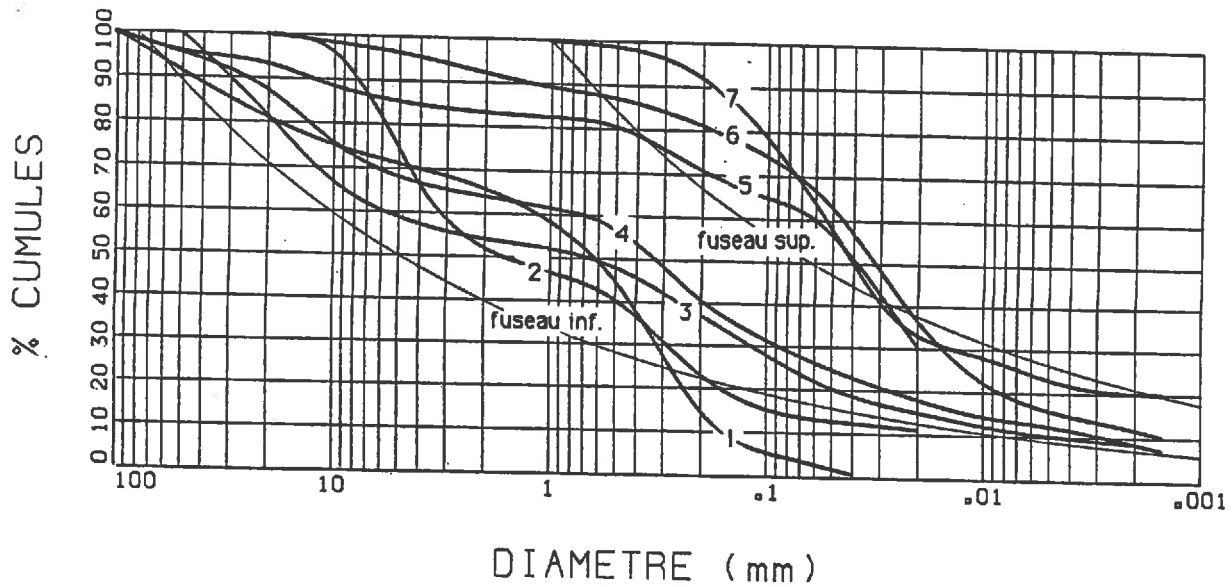
- **Trois terres "à torchis"** : La réalisation correcte de torchis (mélange de terre et de paille mis en place sur lattis) exige des terres très fines à forte teneur en argile (en fait il serait plus exact de dire que c'est lorsque l'on disposait de telles terres qu'un tel habitat s'est développé...). Nous en avons retenu trois : une terre originaire de Picardie ("Allonne" dans l'Oise) utilisée pour la fabrication d'un torchis industriel prêt à l'emploi, la terre qui a été employée pour la réalisation du remplissage terre-paille des bâtiments de l'îlot E du village terre de l'Isle d'Abeau ("TP Isle d'Abeau", origine : Oytier-Saint-Oblas, Isère) et une terre extraite à "Sartilly" dans la Manche.

- **Trois terres d'origine africaine** : Le souci de disposer de données concernant des terres disponibles dans les PED nous a conduit à chercher à nous en procurer. Nous en avons prélevé nous-mêmes une dizaine de sortes dans le sud du Sénégal (Basse Casamance) où la construction en terre (mise en œuvre directe) est encore aujourd'hui une réalité très vivace. Les analyses granulométrique et minéralogique de ces différents prélèvements ont montré une remarquable constance de leurs caractéristiques structurelles. Finalement, nous n'en avons retenu que deux pour cette étude : "Doussouye" et "Niambalang" du nom des villages où elles sont extraites et mises en œuvre. Il s'agit de sols latéritiques très dégradés dont la minéralogie est très simple puisqu'ils ne sont constitués que de quartz et de kaolinite. Nous avons également étudié une "latérite" de Côte d'Ivoire qui se distingue par sa très forte teneur en oxyde de fer et en kaolinite et par sa quasi-absence de quartz.

Toutes ces terres ont été caractérisées sur le plan granulométrique, soit par nos soins, soit dans divers organismes extérieurs au CSTB (CEBTP/Meylan, ENTPE/Vaulx-en-Velin). Les analyses minéralogiques, ainsi que la reconnaissance des argiles, ont été effectuées par analyse X à l'Institut Dolomieu de Grenoble dans l'équipe de **G. Viviers**. Comme caractérisation supplémentaire, nous avons effectué des mesures de densité de grains par pycnométrie. Les résultats obtenus ont montré que celle-ci était, pour toutes nos terres, toujours proche de la densité du quartz (2,65) sauf pour la latérite de Côte d'Ivoire dont la forte teneur en oxyde de fer explique une densité de grain sensiblement plus élevée (3,1).

On trouvera rassemblées et résumées dans les trois pages suivantes les caractéristiques structurelles que nous avons pu recueillir sur toutes ces terres.





**Figure 43A :** Courbes granulométriques des sept terres du Dauphiné.  
(Les fuseaux représentés sont les limites préconisées par CRATERRE pour le pisé)

N°	Désignation	ANALYSE GRANULOMETRIQUE					COMPOS. PHASE SOLIDE					MINERALOGIE DE LA PHASE ARGILEUSE							
		Cailloux	Graviers	Gros sable	Sable fin	Limon	Argile	Quartz	Calcite	Feldspaths	Plagioclase	Micas	Kaolinite	Illite	Illite-Mont.	Montmorillonite	Mont.-Chlorite	Chlorite	Smectite
1	"Morestel"	19	16	51	14	≈0	88	2	4	6	0	50	0	0	0	0	50	0	0
2	"Marquis"	0	47	32	9	12	100	0	0	0	0	tr	20	30	15	0	15	0	15
3	"Isle d'Abeau"	18	27	18	21	7	9	61	26	13	0	0	25	50	0	25	0	0	0
4	"CD300 n°2"	10	26	24	22	9	9	64	19	5	5	7	0	100	0	0	0	0	tr
5	"CD300 n°1"	7	10	12	41	30	88	2	5	5	tr	0	57	0	0	0	0	43	0
6	"Marchand"	0	18	10	45	24	3	80	0	0	20	0	10	40	20	0	20	10	0
7	"Verpillière"	0	0	8	59	13	20	49	0	51	0	0	20	40	0	0	0	40	0

**Figure 43B :** Répartitions granulométriques par classes, compositions minéralogiques des sept terres du Dauphiné.

**NOTA :** La classification granulométrique employée est celle usuellement utilisée dans le domaine routier : 200-→20mm : Cailloux, 20-→2mm : Graviers, 2-→0,2mm : Gros sable, 0,2-→0,02mm : Sable fin, 0,02-→0,002mm (20µm) : Limon, <0,002mm (2µm) : Argile.

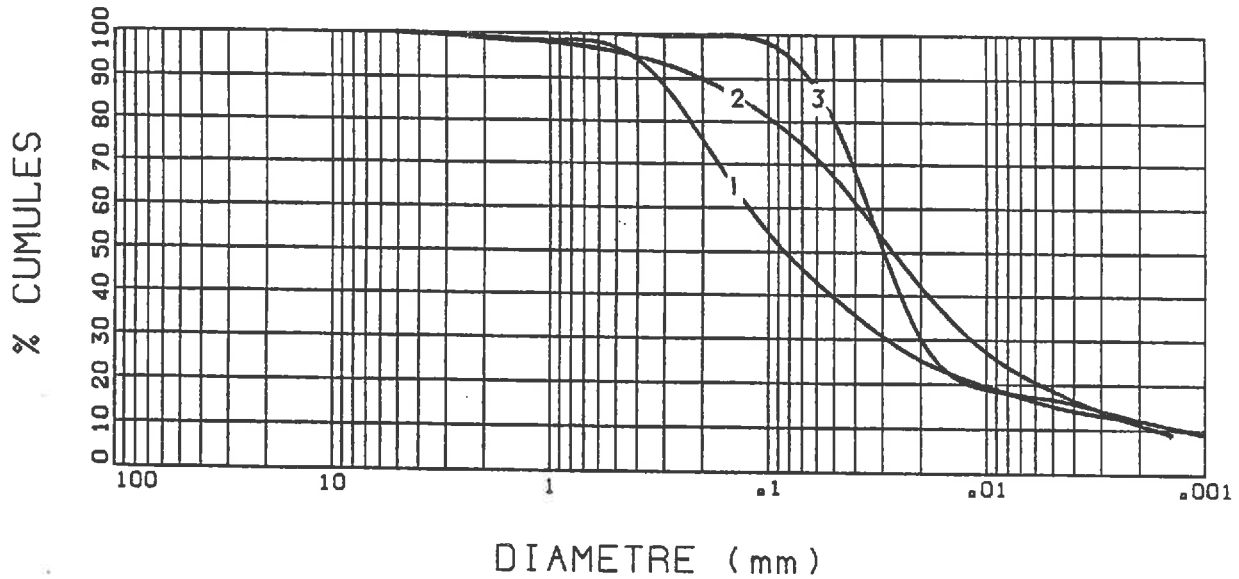


Figure 44A : Courbes granulométriques des trois terres "à torchis".

N°	Désignation	ANALYSE GRANULOMETRIQUE					COMPOS. PHASE SOLIDE					MINERALOGIE DE LA PHASE ARGILEUSE								
		Cailloux	Graviers	Gros sable	Sable fin	Limons	Argile	Quartz	Calcite	Feldspaths	Plagioclases	Micas	Kaolinite	Miite	Miite-Mont.	Montmorillonite	Mont.-Chlorite	Chlorite	Smectite	Vermiculite
1	"Allonne"	0	2	23	50	13	13	----Non déterminé----					20	50	30	0	0	0	0	tr
2	TP Isle d'abeau	0	2	8	48	31	11	----Non déterminé----					10	50	0	30	0	10	0	tr
3	"Sartilly"	0	0	1	72	15	12	89	0	0	11	0	20	45	20	0	0	15	0	tr

Figure 44B : Répartitions granulométriques par classes, compositions minéralogiques des trois terres "à torchis".

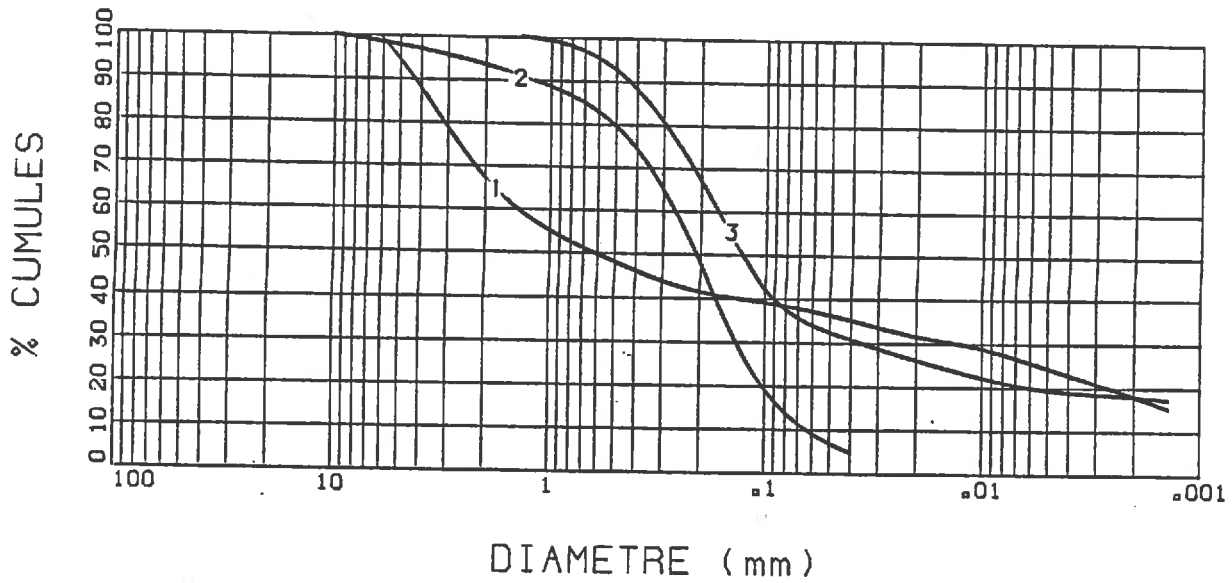


Figure 45A : Courbes granulométriques des trois terres d'origine africaine.

N°	Désignation	"ANALYSE GRANULOMETRIQUE					MINERAUX			
		Cailleux	Graviers	Gros sable	Sable fin	Limon	Argile	Quartz	Hématite	Kaolinite
1	"Latérite"	0	34	25	9	14	18	6	47	47
2	"Oussouye"	0	1	44	55	0	0	91	0	9
3	"Niambalang"	0	0	32	42	8	18	73	0	27

Figure 45B : Répartitions granulométriques par classes, compositions minéralogiques des trois terres d'origine africaine.

### 3.3.2) La caractérisation des produits réalisés :

**3,3,2,1) La fabrications des échantillons :** Etant donnée la méthode de mesure des paramètres thermiques que nous voulions utiliser : des sondes à chocs thermiques (**voir Chapitre 2**), nous ne pouvions tolérer d'hétérogénéités trop importantes dans nos échantillons. **Nous avons donc tamisé toutes nos terres à 5mm** à l'aide d'un tamis vibrant que nous avons conçu et fait réaliser pour la circonstance. On pourra voir là une limitation de la portée de nos résultats. A ce sujet trois remarques s'imposent néanmoins :

-Pour la fabrication de blocs comprimés en terre crue, sur le plan pratique, il n'est pas souhaitable de conserver les granulats de diamètres supérieurs à 20mm.

-Beaucoup de nos terres avaient une fraction granulaire comprise entre 5mm et 20mm très faible en pourcentage, voire inexistante (Terres "africaines" ou "à torchis").

-Il nous semble que le problème de l'influence de très gros granulats sur la conductivité thermique relève plus du domaine de la modélisation que de celui de la mesure car, alors, on devrait travailler sur des éléments de volume trop importants. Il y a là un point qui mériterait d'être étudié. Nous reconnaissons l'avoir laissé de côté.

Après tamisage, nous avons séché toutes nos terres à l'étuve à 105°C puis nous les avons stockées dans des fûts étanches. De cette manière, nous contrôlions aisément les teneurs en eau au moment de la fabrication des briques. Celles-ci ont été choisies par référence à un type d'essai dit "Proctor statique" développé par **M. Olivier** à l'ENTPE [103]. La **figure 46** page suivante montre un exemple des résultats de cet essai pour deux de nos terres. Les dimensions des briques échantillons (cubes de 10cm d'arête) ont été déterminées en fonction de la dimension de nos sondes et de la nécessité de valider les hypothèses que nous avons présentées au **S2,1**. La fabrication de ces briques a été effectuée par **compression statique** à l'aide d'une presse hydraulique dans un moule démontable conçu spécialement (**voir Photo 2**). Nous avons cherché à obtenir une densité la plus homogène possible sur toute la hauteur de l'échantillon en limitant les pertes de charge par frottements latéraux sur les parois du moule. Nous avons donc fait recouvrir celles-ci d'une couche de "chrome dur" et nous avons utilisé systématiquement un agent lubrifiant (silicones). De plus, nous avons pris un certain nombre de précautions au niveau opératoire en particulier en procédant à un précompactage manuel par couches successives de la terre préalablement humidifiée soigneusement dans un malaxeur mécanique "planétaire". Les densités maximales obtenues étaient conditionnées par la force maximale de la presse utilisée : 200kN soit une pression d'environ 20Mpa (200bars) et celles minimales par la "limite inférieure de cohésion" permettant de démouler correctement.

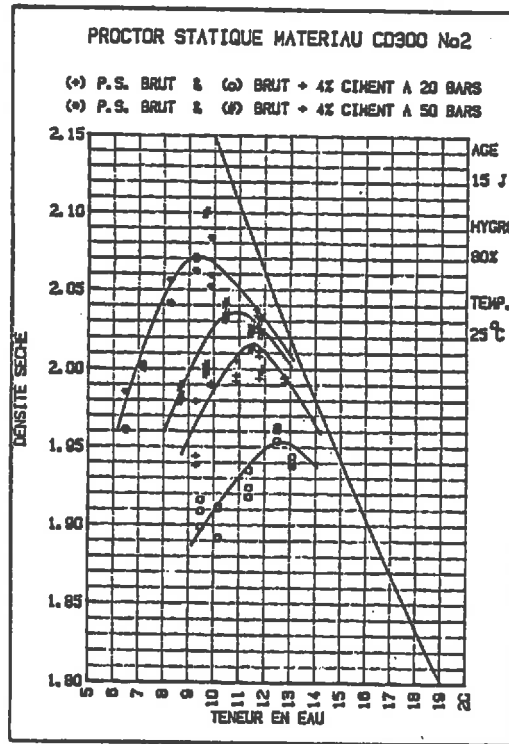
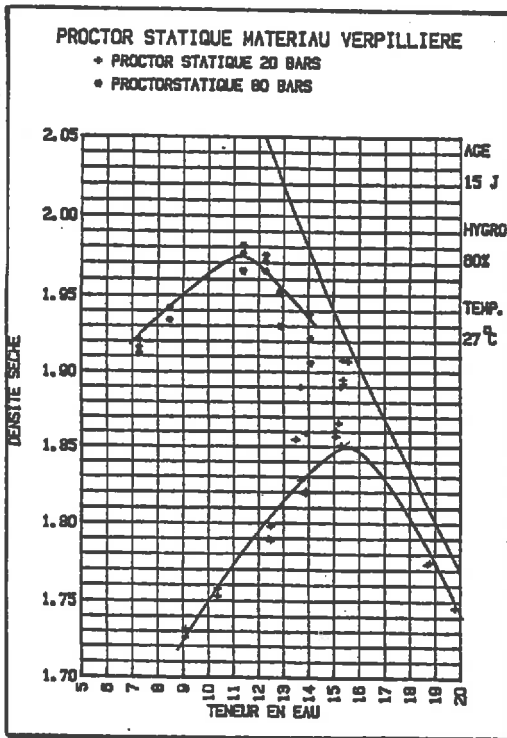


Figure 46 : Relation teneur en eau/densité pour 2 terres à 2 pressions de compactage.  
 (Essai "Proctor statique", résultats communiqués par A. Mesbah, ENTPE Vaulx-en-Yvelin)

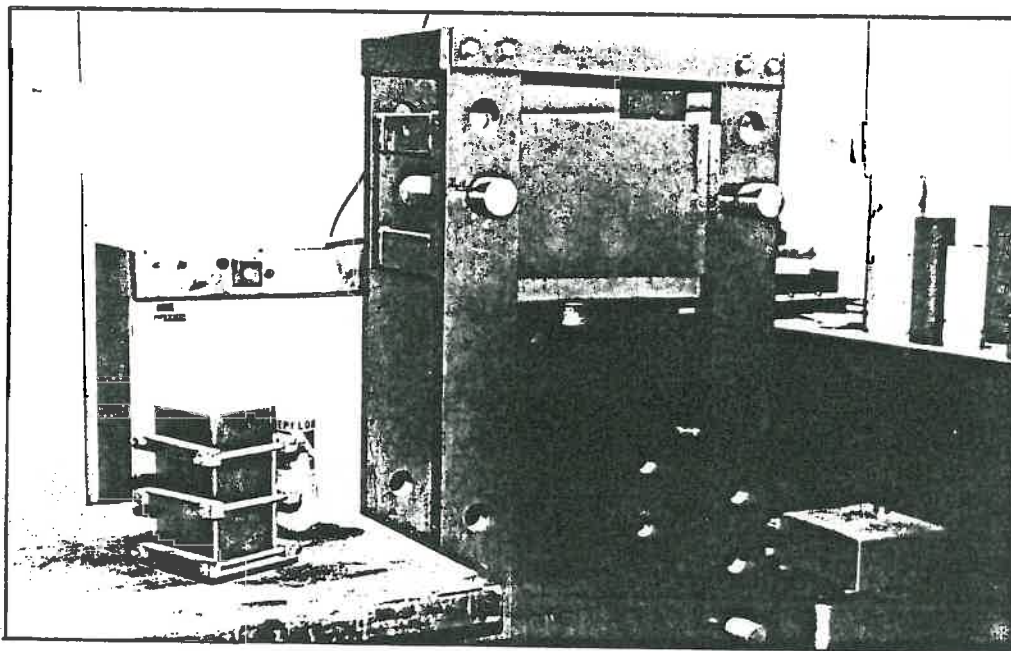
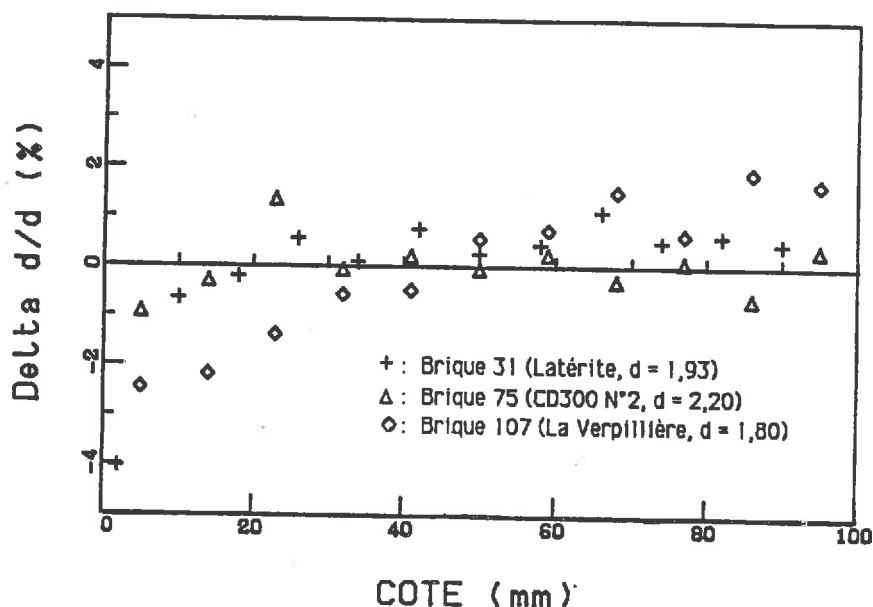


Photo 2 : Le moule et la presse utilisés pour la fabrication des échantillons.

3,3,2,2) **Le contrôle des caractéristiques structurelles** : Après fabrication, les briques ont été laissées en séchage naturel dans l'ambiance du laboratoire ( $\approx 20^{\circ}\text{C}$ , 50%H.R.) pendant environ une semaine puis séchées artificiellement en étuve ventilée à  $105^{\circ}\text{C}$  jusqu'à poids constant. La densité "sèche" moyenne de chaque échantillon a ensuite été déterminée par la mesure de la hauteur réelle et de la masse. Globalement, on obtient ainsi une précision sur la connaissance de la densité moyenne meilleure que 0,5%. Nous avons également effectué un certain nombre de vérifications de l'**homogénéité** de la densité au "banc gammamétrique" : dispositif de mesure de densité par l'intermédiaire de l'affaiblissement d'un rayonnement gamma émis par une source radioactive. La **Figure 47** ci-dessous montre trois exemples du type de résultats que nous avons obtenus.



**Figure 47** : Ecart à la densité moyenne suivant une verticale pour 3 échantillons.  
(Gammamétrie, source : Américium pic à 60keV, temps de comptage : 600-→3600s)

On constate généralement une légère diminution de la densité dans la partie basse de l'échantillon (par rapport à l'axe de compression) et, inversement, une densité légèrement supérieure en partie haute et ceci malgré les précautions expérimentales que nous avons prises. Toutefois, dans la partie médiane, la densité est toujours très proche de sa valeur moyenne et c'est dans cette zone que nous avons introduit nos sondes par percage suivant un axe perpendiculaire à l'axe de compression. Globalement, on pourra donc considérer que la densité dans la zone de mesure est toujours connue à mieux que 1% près ce qui nous a paru satisfaisant.

**3,3,2,3) Un exemple de caractérisation complète :** Pour en savoir plus sur la structure du matériau terre une fois mis en œuvre, nous avons effectué, pour quelques-unes de nos terres, le cycle complet de caractérisation d'un milieu poreux granulaire que nous avons décrit au **Chapitre 1 S1,2**. Nous prendrons ici, à titre d'exemple, le cas de la terre du "CD300 n°2" qui est très représentative d'une terre "à pisé" idéale.

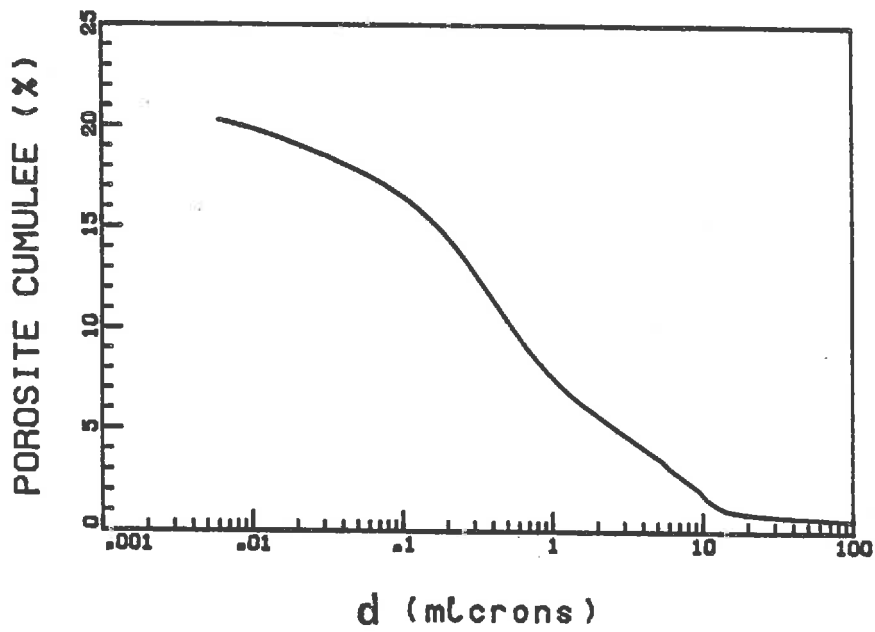
En plus des analyses granulométriques et minéralogiques dont nous avons déjà parlées (**figures 43A & 43B page 93**), nous avons cherché à caractériser le réseau poreux sur des échantillons prélevés dans une brique fabriquée dans les conditions mentionnées précédemment. Nous avons donc mis en œuvre les trois types d'approche que nous avons décrits: la porosimétrie mercure, l'adsorption moléculaire et l'analyse d'image.

La porosimétrie mercure a été effectuée à la faculté de pharmacie de Grenoble par **M<sup>r</sup> Gonthier** qui dispose d'un porosimètre de marque Coultronics atteignant en pression 200Mpa ce qui correspond, en appliquant la loi de Laplace (c.f **Chap1. S1,2,3,1**), à des pores cylindriques dont le diamètre est de l'ordre de 0,006 $\mu$ m. La **figure 48** montre la courbe d'intrusion en volumes cumulés rapportés au volume total de l'échantillon (2,535cc pour une masse de 5,3766g soit une densité de 2,121). Cette courbe permet d'estimer la **porosité totale**  $n$  à 20,29%. Cette valeur est très voisine de celle que l'on peut calculer à partir de la densité de grain obtenue par pycnométrie (2,66) :

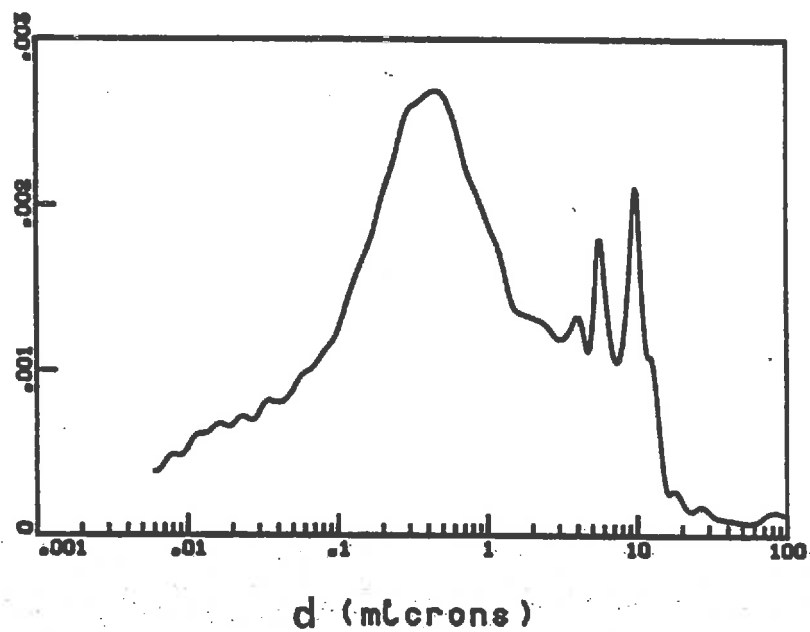
$$n(\%) = 100.(1-d/dg) = 100.(1-2,121/2,66) = 20,26\%$$

On pouvait donc raisonnablement penser que l'on avait exploré la quasi-totalité de la porosité. La **figure 48B**, déduite de la précédente, présente la **distribution de diamètres de pores**. Celle-ci est à rapprocher de la distribution de diamètres de grains elle-même déduite de la courbe granulométrique (**figures 49A et 49B**). A partir de la distribution de diamètres de pores, avec toujours un modèle de pores cylindriques, on peut également évaluer la **surface spécifique** qui serait, ici, de 3,87m<sup>2</sup>/g. Malgré la faible quantité de solide utilisée, cet essai semble représentatif de la réalité car un autre essai, sur un autre échantillon, a donné des résultats très similaires.

Une autre détermination de la surface spécifique a été réalisée par **M<sup>r</sup> Guinoux** (Ecole d'Electrochimie de Grenoble, LARG) par adsorption d'azote. La **figure 50A** donne le volume d'azote adsorbé par l'échantillon (même densité que précédemment avec, cette fois, une masse de 39,0971g) ramené à l'unité de masse en fonction de la pression relative. Le calcul de la surface spécifique s'effectue (**figure 50B**) en appliquant le modèle d'adsorption dit "BET" [63]. On trouve ici une valeur de 5,84m<sup>2</sup>/g très sensiblement différente de celle obtenue par porosimétrie mercure.



**Figure 48A :** Porosimétrie mercure : Volume cumulé de mercure introduit dans l'échantillon rapporté à l'unité de volume en fonction du diamètre de pore (CD300 n°2, v=2,535cc, d=2,121)



**Figure 48B :** Porosimétrie mercure : Distribution de diamètres de pores déduite de la courbe ci-dessus (CD300 n°2, v=2,535cc, d=2,121)



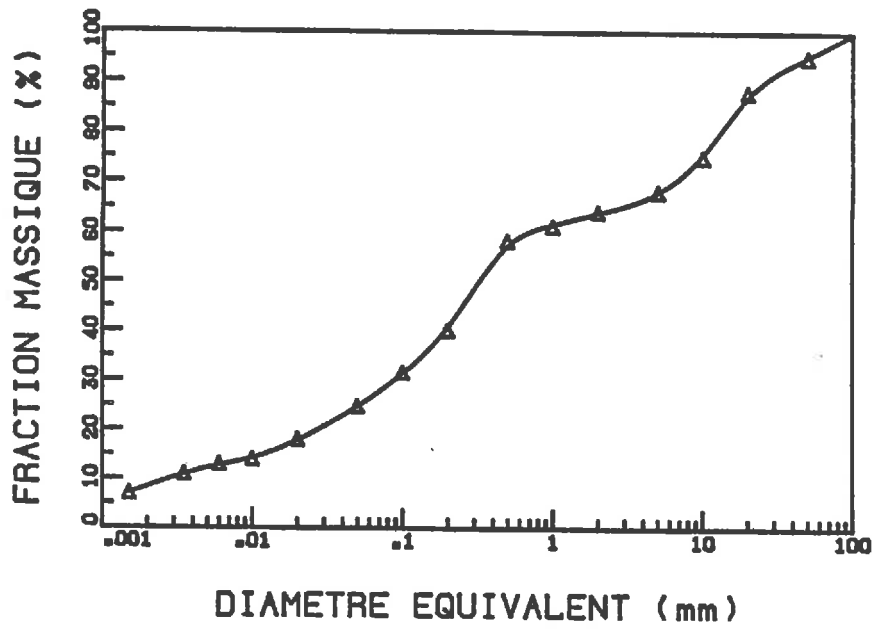


Figure 49A : Courbe granulométrique de la terre n°2 du CD300.

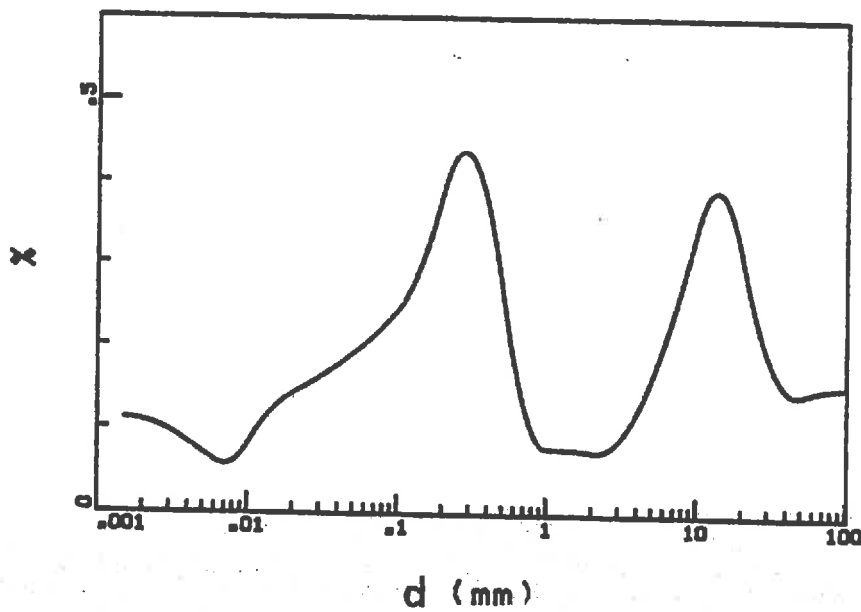


Figure 49B : Distribution de diamètres de grains déduite de la courbe granulométrique (CD300 n°2)

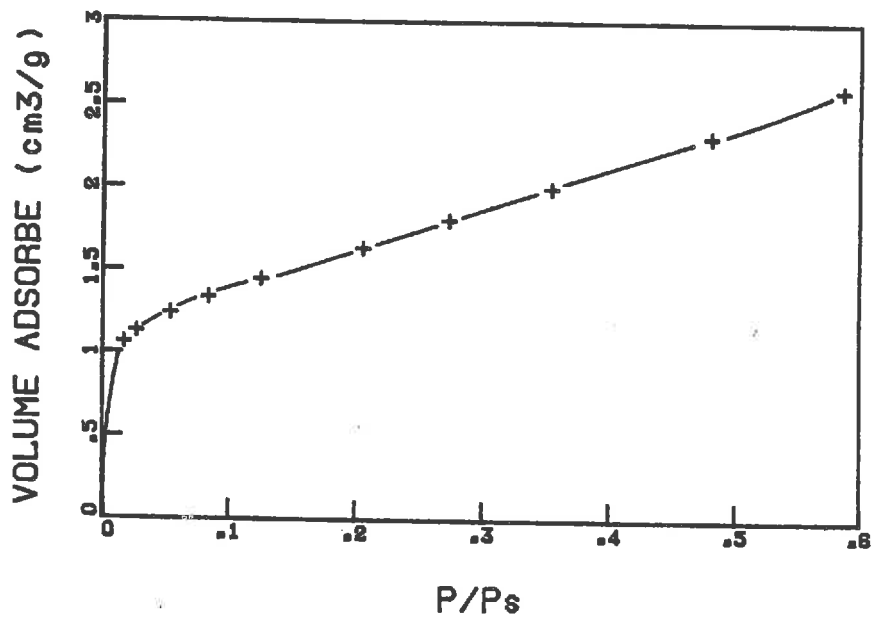


Figure 50A : Adsorption d'azote: Volume d'azote adsorbé dans l'échantillon rapporté à l'unité de masse en fonction de la pression relative d'azote (CD300 n°2, d=2,121, m=39,0971g).

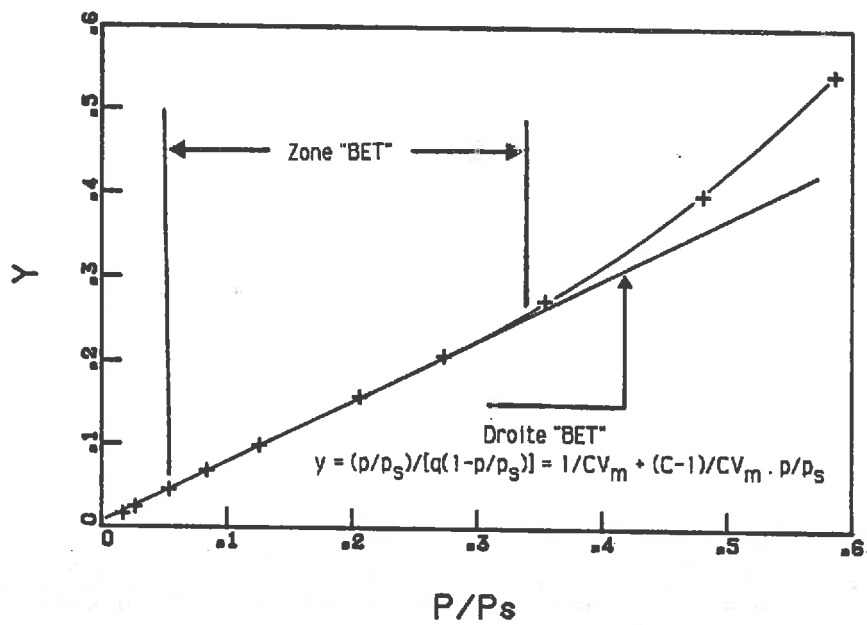


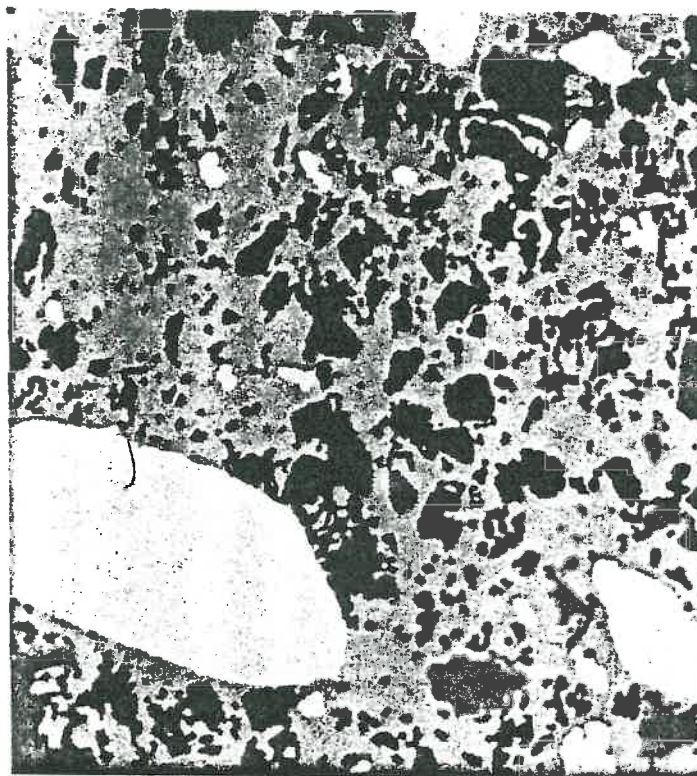
Figure 50B : Adsorption d'azote : Le calcul de la surface spécifique à l'aide du modèle "BET" ( CD300 n°2, d=2,121, m=39,0971g, C=120)

Pour compléter les informations précédentes, nous avons voulu tester les méthodes d'analyse d'image sur le même échantillon. Pour cela, nous sommes parti de la **photo 3** ci-dessous. Pour la réaliser, nous avons imprégné notre échantillon sous vide à l'aide d'une résine très fluide. Dans ces conditions, une fois la résine polymérisée, il devient possible d'effectuer une coupe à partir de laquelle, après polissage, on peut alors obtenir des clichés en microscopie électronique ou optique.



**Photo 3** : Aspect au microscope électronique d'une section polie d'un matériau en terre crue.  
( "CD300 n°2", densité : 2,121, X25)

L'étape suivante, réalisée au Centre d'Etudes Nucléaires de Grenoble par **M<sup>r</sup> Mazy**, consiste à reprendre cette image par l'intermédiaire d'une caméra vidéo et à la transférer sur ordinateur où elle subit alors un certain nombre d'opérations de manière à la rendre exploitable. En particulier, il s'agit d'extraire les contours des différents objets présents en les différenciant si possible. Dans notre cas, cette opération a été facilitée car les divers minéraux se distinguaient par des teintes de gris différentes. Par contre, la limite de résolution du dispositif de saisie et de la photo ne nous a pas permis de discerner les objets en dessous de 10 $\mu$ m qui se retrouvent "noyés" dans une phase indifférenciée que nous baptiserons ici "phase argileuse" (**photo 4**).



**Photo 4** : Photo 3 après traitement.

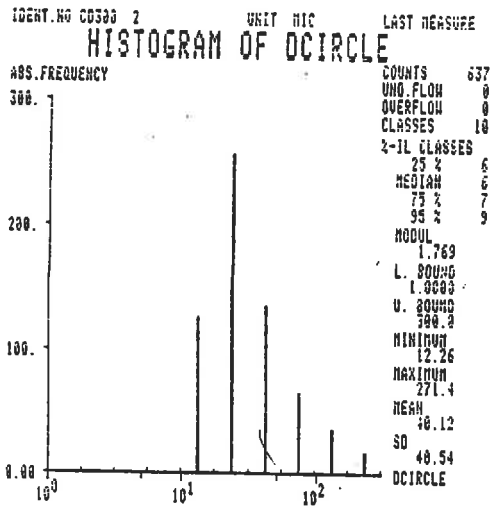
gris foncé : Quartz + macropores (indifférenciés sur ce tirage dont l'original est en couleur).

gris clair : autres minéraux (Calcite, feldspaths...).

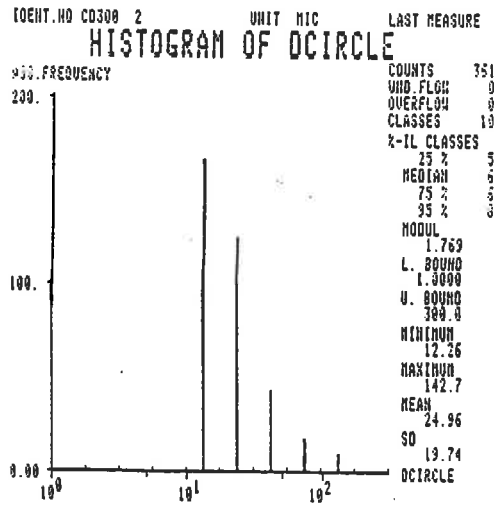
gris intermédiaire : particules et pores inférieurs à 10 $\mu$ m.

A partir de la photo ci-dessus, il est possible d'évaluer les proportions entre phases par des mesures de surface d'objet. Elles s'établissent ici comme suit : 26% Quartz, 14% d'autres minéraux, 5% de macropores et 55% pour la "phase argileuse". Ces proportions sont grossièrement cohérentes avec les données minéralogiques et granulométriques **compte tenu de la gamme de dimensions explorée**. On peut également obtenir des histogrammes de diamètres de grains ou de pores : voir **figure 51** page suivante.

Globalement, à la lumière de cet exemple, nous sommes obligé de dire de ces résultats qu'ils sont plutôt décevants. Pour aller plus loin, il faudrait traiter des images à des grossissements plus élevés (**voir photo 5**) mais, alors, on se heurte à des problèmes d'analyse insurmontables pour le moment. Il apparaît donc que, dans l'état actuel de la technique, la porosimétrie au mercure et l'adsorption d'azote, sont les deux seules méthodes dont on dispose réellement pour explorer la structure poreuse complexe de ce type de milieu poreux granulaire.



Histogramme des diamètre de grains



Histogramme des diamètres de pores

**Figure 51** : Exemple de résultats de l'analyse d'image (CD300 n°2, d=2,121, abscisses en  $\mu\text{m}$ )



**Photo 5** : Aspect de la structure d'un matériau en terre crue à fort grossissement.  
 ("CD300 n°2", d=2,121, X2500)

### 3.3.3) Relation structure/propriétés thermiques :

3,3,3,1) **Evaluation de la capacité calorifique** : Comme nous l'avons dit (Synthèse du Chapitre 2), il ne nous semble pas que les méthodes type sonde à chocs thermiques soient la meilleure façon de mesurer la capacité calorifique. Pour disposer de valeurs de référence, nous avons donc fait effectuer des mesures au Centre d'Etudes Nucléaires de Grenoble dans l'équipe de **J. Marty** qui dispose d'un calorimètre différentiel de type "Calvet" très perfectionné. Le **Tableau 6** ci-dessous présente la synthèse des résultats que nous avons obtenus.

Terre	Chaleur spécifique (J/Kg°K)	Terre	Chaleur spécifique (J/Kg°K)
Morestel	891	TP Isle d'Abeau	827
Isle d'abeau	815	Sartilly	804
CD300 n°2	813	Latérite	897
CD300 n°1	818	Oussouye	842
Marchand	807	Niambalang	820
La Verpillière	820		

**Tableau 6** : Chaleurs spécifiques à 30°C de la plupart des terres employées (état "sec").

Ces valeurs sont à rapprocher des données bibliographiques concernant les principaux minéraux constitutifs des roches (**Tableau 7**).

Composé	Chaleur spécifique (J/Kg°K)	Composé	Chaleur spécifique (J/Kg°K)
Quartz	754	Mica	837
Calcite	795	Grés	712
Oxyde de fer	666	Argile (?)	879

**Tableau 7** : Données bibliographiques sur les chaleurs spécifiques à 20°C de quelques minéraux (origine : **K. Raznjevic** [122])

La comparaison de ces deux tableaux tend à montrer que les chaleurs spécifiques de nos terres sont plutôt légèrement supérieures à celles des minéraux qui les constituent. Faut-il voir là l'influence de l'argile qui resterait partiellement hydratée ? Nous ne saurions le dire avec certitude d'autant plus que les données bibliographiques concernant la chaleur spécifique des minéraux argileux sont particulièrement rares et imprécises. Quoiqu'il en soit, les résultats que nous avons obtenus sont tout de même peu dispersés (écart type/moyenne  $\approx 4\%$ ) et l'on pourra adopter une **valeur moyenne de l'ordre de 830 J/Kg $^{\circ}$ K** à 20 $^{\circ}$ C. On obtiendra donc une bonne estimation de la capacité calorifique "à sec" d'un matériau en terre crue quelconque de densité sèche  $d$  en appliquant :

$$C_{\text{sec}} \text{ (J/m}^3\text{K)} = \rho \text{ (Kg/m}^3\text{)} \cdot c \text{ (J/Kg}^{\circ}\text{K)} \approx d \cdot 0,83 \cdot 10^6 \text{ J/m}^3\text{K}$$

A une teneur en eau volumique  $\theta$  (m $^3$ /m $^3$ ) on aura donc (c.f. Chapitre 1 S1,3,2,2) :

$$C_{\theta} \approx C_{\text{sec}} + \theta C_{\text{eau}} = C_{\text{sec}} + \theta \cdot 4,18 \cdot 10^6 \text{ J/m}^3\text{K}$$

La température a peu d'influence sur la valeur de la chaleur spécifique d'une terre. En effet, pour une de nos terres ("CD300 n $^{\circ}$ 2"), nous avons fait effectuer des mesures à plusieurs températures qui ont fourni les valeurs suivantes :  $c_{30^{\circ}\text{C}} = 812 \text{ J/Kg}^{\circ}\text{K}$ ,  $c_{40^{\circ}\text{C}} = 823 \text{ J/Kg}^{\circ}\text{K}$ ,  $c_{60^{\circ}\text{C}} = 853 \text{ J/Kg}^{\circ}\text{K}$ ,  $c_{80^{\circ}\text{C}} = 881 \text{ J/Kg}^{\circ}\text{K}$ . Ceci correspond à une légère augmentation en fonction de la température, ce qui est normal pour un solide dans cette gamme de températures, que l'on peut représenter par un polynôme du second degré :

$$c(T) = 771 + 1,305 T (^{\circ}\text{C}) + 1,023 \cdot 10^{-3} T^2 \text{ (J/Kg}^{\circ}\text{K) pour } 30^{\circ}\text{C} < T < 80^{\circ}\text{C}$$

Pour pouvoir traiter le cas de produits en terre incorporant de la paille, nous avons également fait mesurer la chaleur spécifique de celle-ci dont le caractère organique (hydrates de carbone) justifie une valeur assez élevée :  $\approx 1600 \text{ J/Kg}^{\circ}\text{K}$  (30 $^{\circ}$ C) qui dépend beaucoup plus de la température :

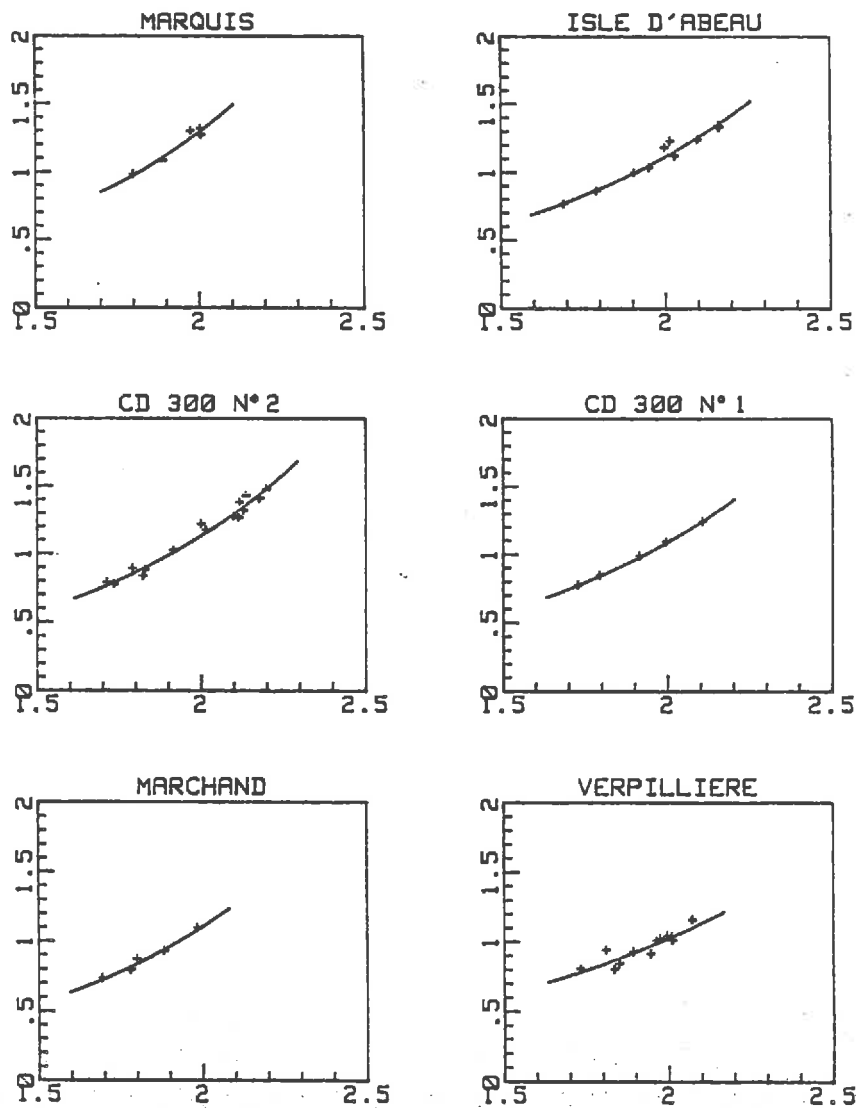
$$c_{\text{paille}}(T) = 1360 + 7,590 T (^{\circ}\text{C}) + 5,467 \cdot 10^{-3} T^2 \text{ (J/Kg}^{\circ}\text{K) pour } 30^{\circ}\text{C} < T < 80^{\circ}\text{C}$$

Pour un torchis de teneur en paille  $x$  (Kg/kg), on estimera donc la chaleur spécifique par :

$$C_{\text{composite sec}} = (1-x) c_{\text{terre}} + x c_{\text{paille}} \text{ (J/Kg}^{\circ}\text{K)}$$

### 3,3,3,2) Evaluation de la conductivité thermique :

3.3.3.2.1) Influence de la densité sèche ou de la porosité : Nous présentons ci-après (figures 52 & 53) les résultats des mesures de conductivité thermique que nous avons effectuées dans 75 échantillons de 9 terres différentes à l'aide de la sonde monotige que nous avons décrite au Chapitre 2 S2,3,2,2. Nous les commenterons ensuite puis nous chercherons à les modéliser.



**Figure 52 :** Courbes donnant la conductivité thermique en fonction de la densité sèche pour 6 terres du Dauphiné à l'état sec ( $T \approx 23^\circ\text{C}$ ).

(Sonde monotige, figure 34 page 74, puissance de chauffage :  $\approx 2,5\text{W/m}$  pendant 400s)



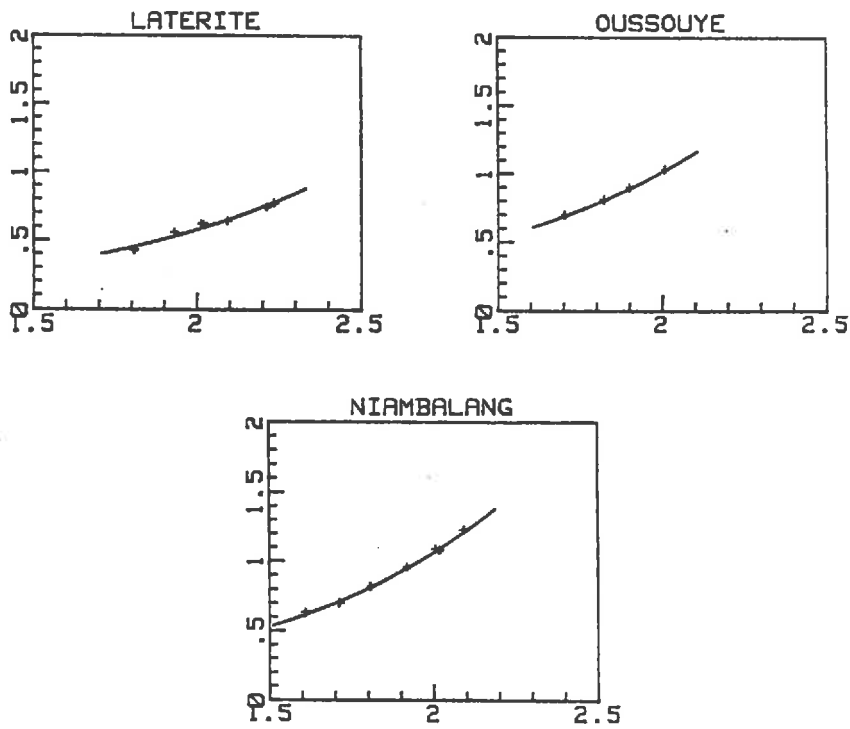


Figure 53 : Courbes  $\lambda=f(d)$  pour les 3 terres d'origine africaine.  
(même sonde, mêmes conditions expérimentales)

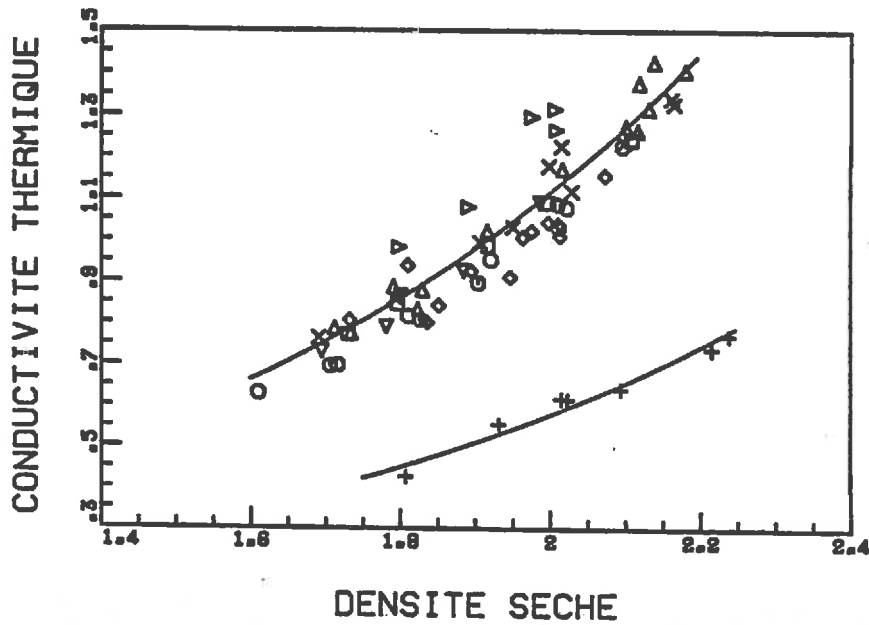


Figure 55 : Synthèse de tous les résultats obtenus à l'état sec.

- |                  |             |              |
|------------------|-------------|--------------|
| + Latérite       | □ CD300 n°1 | ○ Niambalang |
| x Isle d'abeau   | △ CD300 n°2 | ▷ Marquis    |
| ◇ La verpillière | ○ Oussouye  | ▽ Marchand   |

L'examen de ces courbes appelle d'emblée quelques remarques d'ordre global : la gamme de densité que nous avons explorée est relativement étroite (1,6-→2,3). Malgré cela, les **conductivités thermiques mesurées varient d'un facteur un à quatre (≈0,3-→1,4)**. Ceci confirme, s'il était besoin, le rôle majeur joué par la densité sèche sur la détermination de la conductivité thermique de ce type de matériau. D'autre part, les résultats obtenus, compte tenu de la précision de la mesure de la conductivité thermique (±5%), sont remarquablement peu dispersés sauf pour une terre, la latérite, qui semble avoir un comportement sensiblement distinct. Le fait que, pour celle-ci, la densité de grain soit nettement supérieure (3,1 au lieu de 2,65) nous a suggéré que le paramètre véritablement déterminant était plutôt la porosité totale qui peut, nous le rappelons encore une fois, être reliée à la densité sèche par :

$$n = 1 - d/d_g \quad (d : \text{densité sèche}, d_g : \text{densité de grain})$$

La figure 56 ci-dessous montre l'aspect de la relation conductivité thermique/porosité.

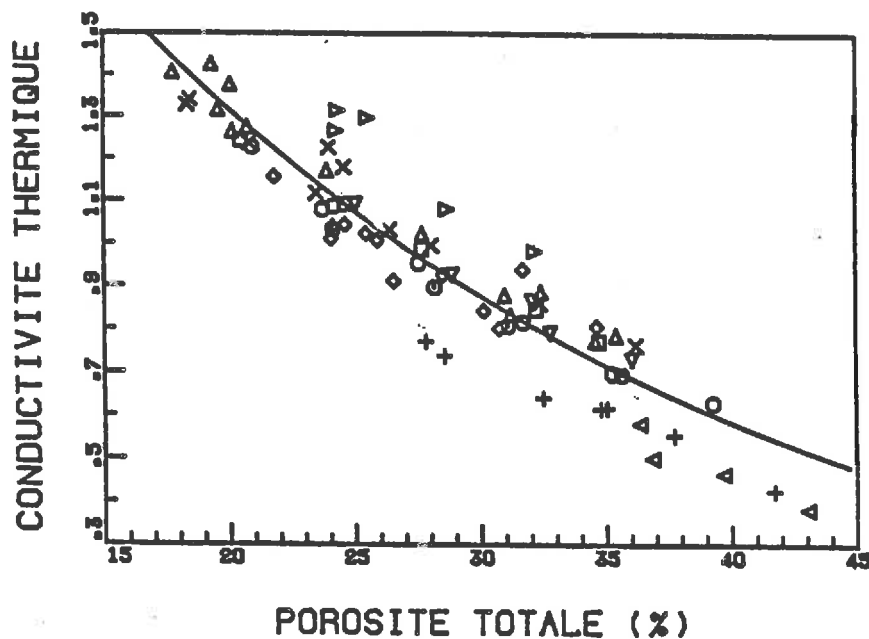


Figure 56 : Relation Conductivité thermique/porosité totale pour toutes les terres étudiées

- |                  |             |              |
|------------------|-------------|--------------|
| + Latérite       | □ CD300 n°1 | ○ Niambalang |
| X Isle d'abeau   | △ CD300 n°2 | ▷ Marquis    |
| ◊ La verpillière | ○ Oussouye  | ▽ Marchand   |

NOTA : Sur cette figure, sont également représentées quelques valeurs concernant la terre de Sartilly (<) qui ne se prête, en fait, pas du tout à la fabrication de blocs compressés.

Sur la courbe précédente les résultats se regroupent déjà plus et la gamme de porosité correspondante est finalement suffisamment large (1-→3) pour que l'on puisse se faire une idée claire de la corrélation porosité/conductivité thermique que nous allons, maintenant, chercher à modéliser.

Dans un premier temps, nous avons uniquement souhaité disposer d'un modèle commode de représentation de nos résultats. Or, il se trouve que, parmi toutes les lois mathématiques élémentaires que l'on pouvait envisager d'utiliser, une équation "de type Kersten" :  $\lambda = A \cdot 10^{Bd}$  ou  $\lambda = A' \cdot 10^{B'n}$  (voir Chapitre 1 S1,3,2) donnait toujours la meilleure approximation, au sens des "moindres carrés", de l'évolution réelle de la conductivité thermique. Nous donnons dans le tableau 8 ci-dessous les coefficients (A,B) et (A',B') que nous avons calculés par régression sur les courbes  $\lambda=f(d)$  ou  $\lambda=f(n)$  de nos différentes terres et à partir desquels nous avons tracé les courbes en trait continu des figures 52,53,55 et 56.

Désignation Terre	$\lambda = A \cdot 10^{Bd}$		$\lambda = A' \cdot 10^{B'n}$		r
	A	B	A'	B'	
Isle d'Abeau	0,102	0,519	2,432	-1,376	0,981
La Verpillière	0,137	0,438	1,941	-1,152	0,894
CD300 n°1	0,088	0,548	2,478	-1,451	0,999
CD300 n°2	0,076	0,586	2,762	-1,560	0,987
Marquis	0,079	0,607	3,210	-1,609	0,975
Marchand	0,070	0,598	2,704	-1,584	0,987
Latérite	0,047	0,547	2,321	-1,697	0,978
Oussouye	0,076	0,564	2,310	-1,485	0,999
Niambalang	0,065	0,605	2,632	-1,604	0,998

**Tableau 8 :** Coefficients des lois de Kersten pour toutes les terres étudiées.

(r est le coefficient de régression sur les points expérimentaux).

Si l'on effectue une régression, cette fois, sur tous les résultats toutes terres confondues on obtient alors deux relations d'un usage pratique pour l'estimation de la conductivité thermique :

-Pour toute terre ( $0.15 \leq n \leq 0.45$ ):

$$\lambda \text{ (W/m}^\circ\text{K)} = 2,97 \cdot 10^{-1,769 \cdot n} \quad (n = 1-d/dg) \quad (1)$$

-Pour une terre "à pisé" ( $1.7 \leq d \leq 2.2$ ):

$$\lambda \text{ (W/m}^\circ\text{K)} = 0,0823 \cdot 10^{0,5662 \cdot d} \quad (2)$$

La figure 57, complétée par un histogramme en nombre, montre l'erreur relative que l'on commet, pour les 75 essais que nous avons effectués, si l'on adopte la relation (1).

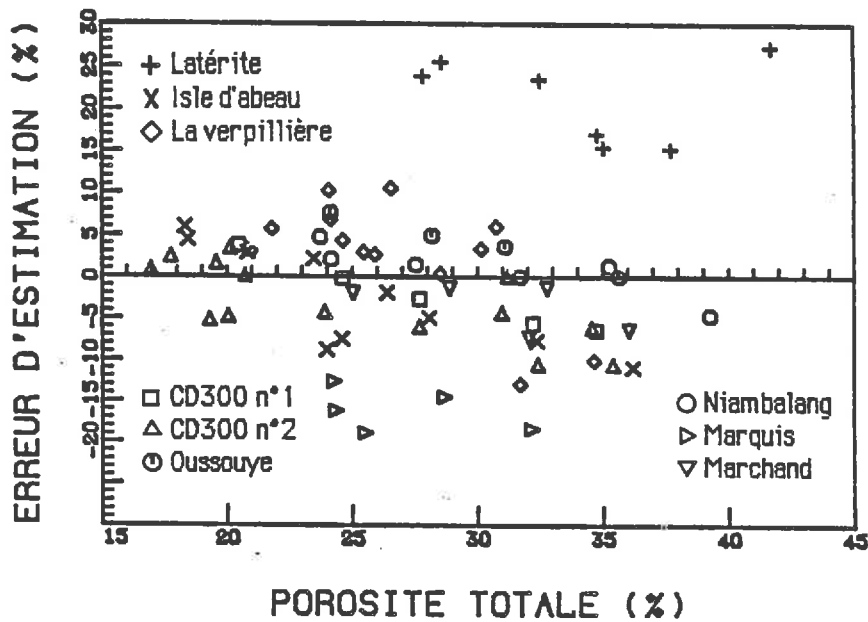
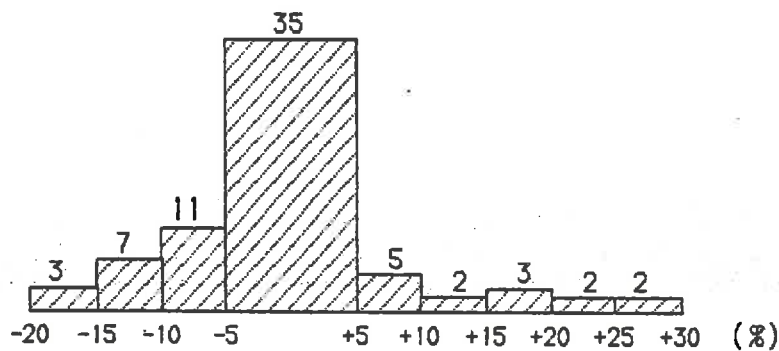


Figure 57 : Erreur relative sur l'estimation de la conductivité thermique (équation 1).



Histogramme en nombre de l'erreur d'estimation commise en adoptant l'équation 1.

Si, sur le plan pratique, nous aurions pu éventuellement en rester là, il nous a paru indispensable de chercher à comprendre, sur le plan physique, pourquoi une loi telle que (1) rend bien compte de l'évolution de la conductivité thermique en fonction de la porosité. En d'autres termes, il nous a semblé important de trouver un fondement physique à une relation qui n'est, au départ, qu'une approximation purement mathématique.

Une première étape dans cette voie est atteinte en rapprochant la loi de type Kersten ( $\lambda = A \cdot 10^{B \cdot n}$ ) du modèle d'estimation de la conductivité thermique proposant une moyenne géométrique pondérée (c.f. Chapitre 1 S1,3,2) :

$$\lambda = \lambda_s^{(1-n)} \cdot \lambda_f^n = \lambda_s \cdot (\lambda_f/\lambda_s)^n \quad (3)$$

Avec : -  $\lambda_s$  conductivité thermique de la phase solide.  
-  $\lambda_f$  conductivité thermique de la phase fluide continue.

Si l'on identifie la relation (3) et une loi de type Kersten, on s'aperçoit aisément que l'on a les relations suivantes :

$$A' = \lambda_s \text{ et } B' = \log_{10} (\lambda_f/\lambda_s) \quad (4)$$

**A' serait donc assimilable à la conductivité thermique de la phase solide.**  
D'après la relation (1) on aurait donc en moyenne :  $\lambda_s \approx 2,97 \text{ W/m}^\circ\text{K}$  et  $\lambda_f/\lambda_s \approx 1,7 \cdot 10^{-2}$  d'où  $\lambda_f \approx 0,05 \text{ W/m}^\circ\text{K}$ . On remarque que ces valeurs ne correspondent, ni à la conductivité thermique de l'air ( $0,026 \text{ W/m}^\circ\text{K}$ ), ni à la conductivité thermique de la phase solide que l'on pourrait calculer par la relation :  $\lambda_s = \lambda_q^x \cdot \lambda_m^{(1-x)}$  où  $x$  est la teneur en quartz,  $\lambda_q$  la conductivité thermique du quartz ( $\approx 8,5 \text{ W/m}^\circ\text{K}$ ) et  $\lambda_m$  la conductivité thermique des autres minéraux ( $\approx 3 \text{ W/m}^\circ\text{K}$ ). Il faut donc en déduire que les valeurs de  $\lambda_f$  et  $\lambda_s$  intègrent déjà des facteurs dépendant de la structure. Il ne nous paraît donc pas possible de les prévoir a priori et, à l'occurrence, la modélisation ne remplace pas l'expérience. Remarquons tout de même que  $\lambda_s$  semble être corrélé au taux de quartz puisque les deux terres ayant un comportement distinct de la moyenne ("Latérite" et "Marquis") ont, l'une une teneur en quartz exceptionnellement faible et, l'autre, au contraire, très élevée. Toutefois, l'analyse des autres résultats confirme que ce facteur n'est pas le seul à intervenir dans la détermination de  $\lambda_s$ .

Pour aller plus loin dans la compréhension de la relation structure/conductivité thermique, nous avons ensuite considéré le modèle de Jackson & Black [74] (c.f. Chapitre 1 S1,3,2) qui présente le grand intérêt de relier la conductivité thermique aux proportions de

contacts entre phases (contiguïtés). A l'état sec, l'expression de ce modèle se réduit à :

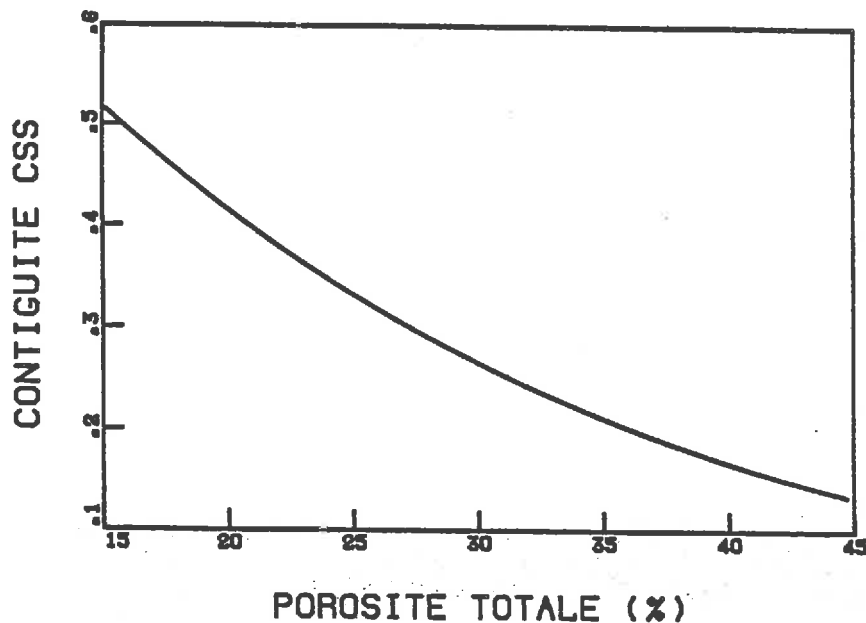
$$\lambda/\lambda_s = C_{ss} + \frac{C_{sa}^2}{C_{sf} - n + \lambda_s/\lambda_f n} \quad (5)$$

$$\text{D'où } C_{ss} = \frac{\lambda/\lambda_s [1 - n + \lambda_s/\lambda_f n] - 1}{\lambda/\lambda_s - 1 - n + \lambda_s/\lambda_f n} \quad \text{car } C_{ss} + C_{sa} = 1 \quad (6)$$

Avec : - n porosité totale.

- $C_{ss}$  contiguïté solide/solide.
- $C_{sa}$  contiguïté solide/phase gazeuse.
- $\lambda_s$  conductivité thermique de la phase solide.
- $\lambda_f$  conductivité thermique de la phase fluide continue.

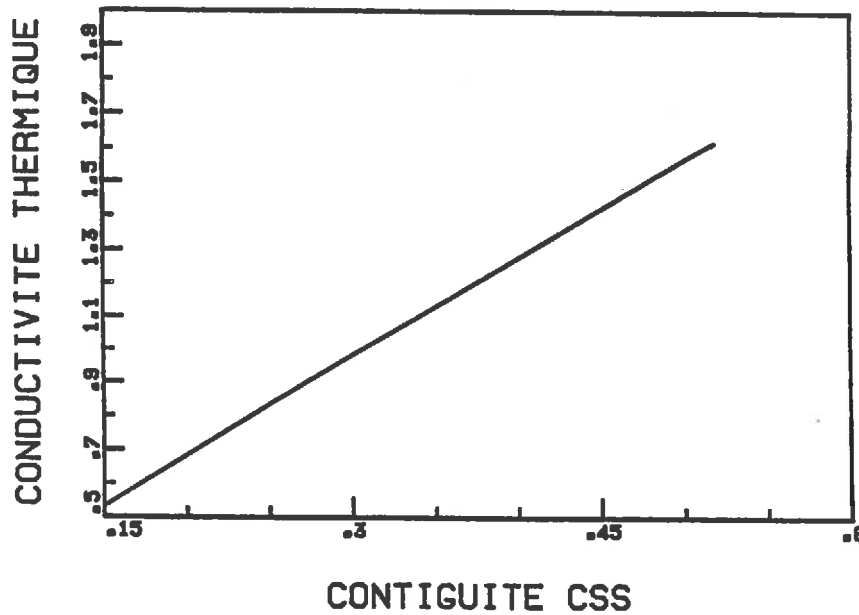
A partir des expressions (1), (3) et (6), il est maintenant possible de calculer la contiguïté solide/solide  $C_{ss}$  en fonction de la porosité totale n : **Figure 58** ci-dessous.



**Figure 58** : Evolution de la contiguïté solide/solide  $C_{ss}$  en fonction de la porosité totale.

Comportement moyen pour toutes les terres (équations 1,3 & 6)

Il est également intéressant de tracer l'évolution de la conductivité thermique équivalente en fonction de cette contiguïté que nous venons d'évaluer : **Figure 59** ci-dessous.



**Figure 59** : Evolution de la conductivité thermique équivalente en fonction de la contiguïté  $C_{SS}$ .  
Comportement moyen pour toutes les terres (équations 1,3 & 6)

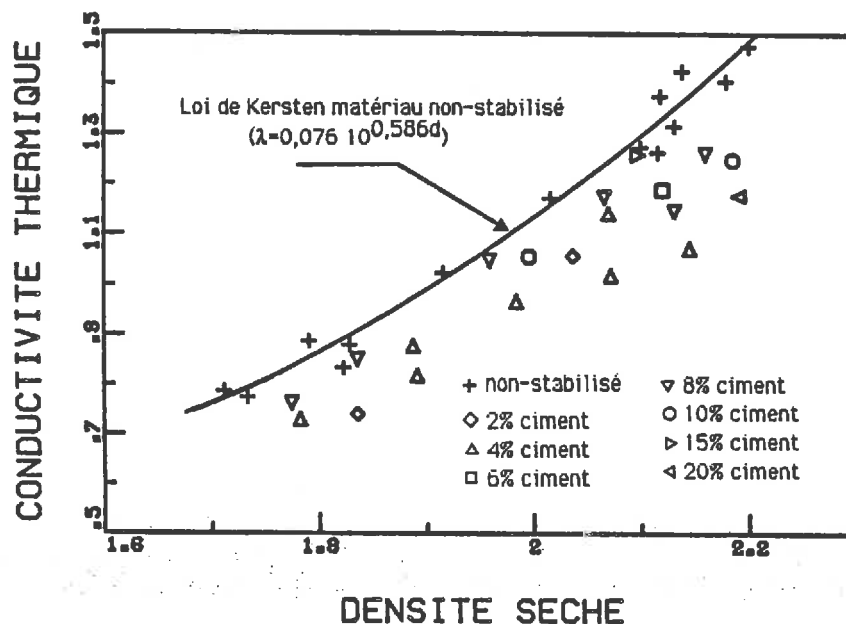
On constate, sur cette courbe, que l'évolution de la conductivité thermique équivalente en fonction de la contiguïté solide/solide est pratiquement **linéaire** avec, de plus, une pente quasiment égale à la conductivité de la phase solide. On peut donc en déduire :

$$\lambda/\lambda_s \approx C_{SS} \text{ et } C_{SS} \approx (\lambda_f/\lambda_s)^n = (1,7 \cdot 10^{-2})^n \approx e^{-4n} \text{ d'après (1)}$$

En fonction de ces résultats, il est donc logique de construire le modèle conceptuel suivant : à "sec" la conductivité thermique équivalente d'un matériau en terre crue est proportionnelle, d'une part à la conductivité thermique de la phase solide et, d'autre part, à la proportion en surface de contacts entre grains (contiguïté solide/solide). C'est parce que celle-ci augmente exponentiellement (avec un coefficient moyen voisin de 4 que l'on peut probablement assimiler au nombre moyen de contacts entre grains : coordinence) lorsque la porosité totale diminue sous l'effet de la compaction que, globalement, une loi de type Kersten :  $A \cdot 10^{B \cdot n}$  rend bien compte de l'évolution de la conductivité thermique en fonction de la porosité totale. Il apparaît donc que, finalement, l'utilisation de cette loi est tout à fait, physiquement, justifiée.

3.3.3.2.2) Influence du taux de stabilisant : Pour permettre l'emploi de terres naturellement inadéquates (c'est le cas de la terre de Morestel par exemple) ou pour améliorer les caractéristiques mécaniques et/ou le comportement à l'eau, on utilise quelquefois des "stabilisants" ajoutés en proportions variables à la terre crue de départ. Il peut s'agir de liants d'origine hydraulique : ciment, chaux ou de produits hydrophobants : bitume, siliconates... Nous nous contenterons, ici, de considérer le cas du ciment qui est le produit le plus couramment utilisé pour la réalisation d'un "béton de terre".

Pour évaluer l'influence de la présence de ciment sur la conductivité thermique finale d'un matériau en terre crue, nous avons fabriqué une quarantaine d'échantillons, à des dosages variables en ciment (2-20% en masse), avec quatre de nos terres : "CD300 n°2", "La Verpillière", "Morestel" et "Latérite". Pour ce faire, nous avons modifié le protocole expérimental que nous avons décrit au **S3.3.2.1** en introduisant, avant séchage en étuve, une cure de 28 jours en atmosphère saturée en eau de manière à ce que le ciment puisse faire sa prise (de plus, pendant cette période, les échantillons étaient périodiquement aspergés d'eau). Les mesures de conductivité thermique ont été effectuées, toujours par une méthode monotige, dans les mêmes conditions que précédemment : 20°C, état sec,  $\approx 2,5W/m$  pendant 400s ce qui correspond à une élévation maximale de température de 15°C. Les **figures 60, 61, 62 & 63** pages suivantes montrent l'aspect des résultats que nous avons obtenus.



**Figure 60** : Relation conductivité thermique/densité sèche ("CD300 n°2" stabilisé ciment).  
Comparaison avec le comportement du matériau non stabilisé.



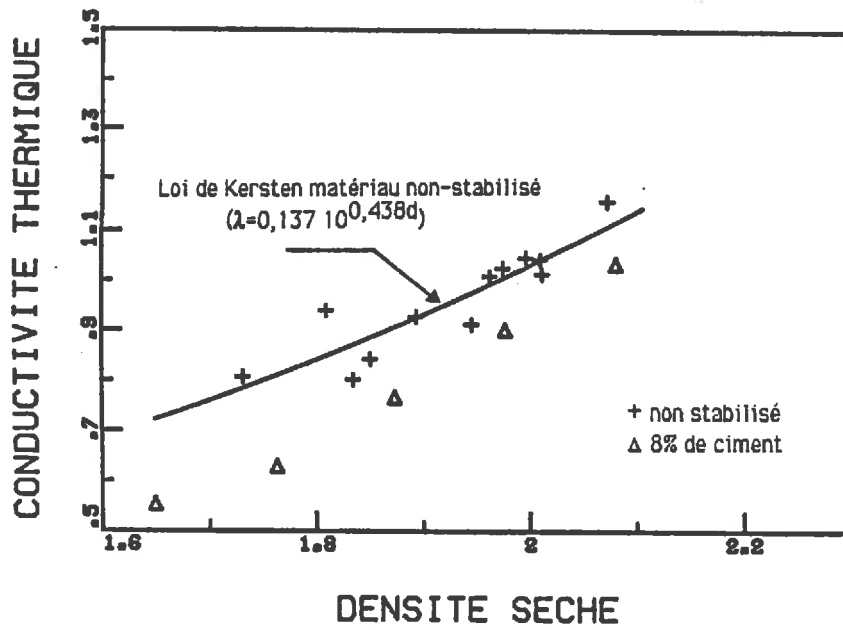


Figure 61 : Relation conductivité thermique/densité sèche ("La verpillière" stabilisée à 8%).  
Comparaison avec le comportement du matériau non stabilisé.

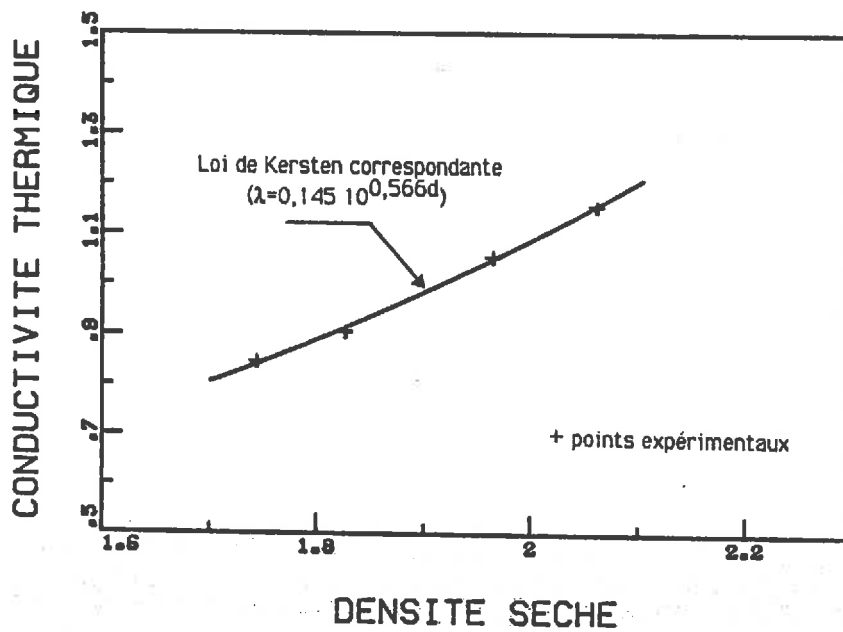
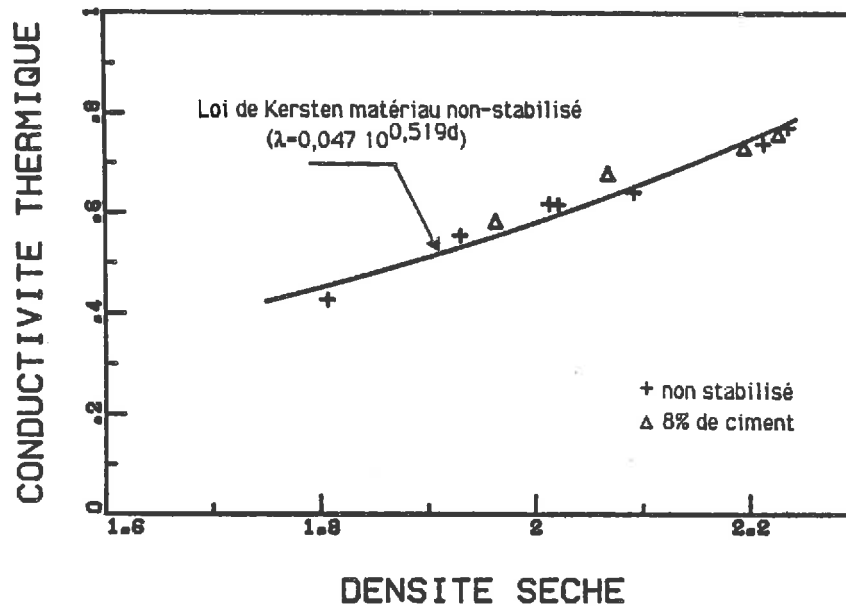


Figure 62 : Relation conductivité thermique/densité sèche ("Morestel" stabilisé à 8%).  
Loi de Kersten correspondante.



**Figure 63 :** Relation conductivité thermique/densité sèche ("Latérite" stabilisée à 8%).  
Comparaison avec le comportement du matériau non stabilisé.

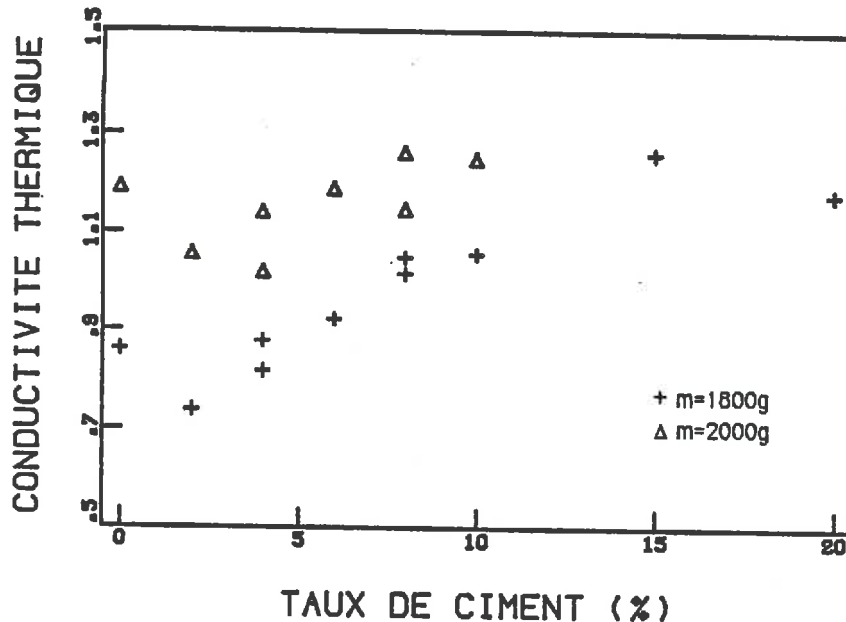
L'analyse de ces résultats conduit à la conclusion suivante, au premier abord surprenante : un matériau en terre crue stabilisé au ciment a une conductivité thermique plutôt **inférieure** à ce qu'elle serait pour le matériau de même densité sèche mais non stabilisé. Plusieurs arguments peuvent être avancés pour rendre compte, au moins qualitativement, de ce comportement apparemment paradoxal :

-L'introduction de ciment diminue la conductivité de la phase solide car, à densité constante, l'augmentation du taux de ciment diminue la teneur en quartz.

-A masse de terre et à volume d'échantillon constants, l'accroissement du taux de ciment, au delà d'un certain seuil, augmente effectivement la conductivité thermique : voir **figure 63** page suivante. Si l'on reprend le modèle développé au paragraphe précédent, ceci doit correspondre à une augmentation de la contiguïté solide/solide. Toutefois, cet effet serait moins important que celui que l'on obtient par compaction. Ceci expliquerait, qu'à densité égale, la conductivité thermique d'un matériau en terre stabilisée soit inférieure à celle d'un matériau constitué de la même terre mais non stabilisée.

Compte tenu de la diversité, et de la complexité, des autres facteurs pouvant éventuellement jouer un rôle (en particulier au niveau de l'interaction argiles/ciment), nous n'irons pas plus

loin dans l'interprétation. Nous ferons tout de même remarquer qu'à taux de ciment constant la relation conductivité thermique/densité sèche suit toujours une loi de Kersten (**figure 64**) et que, dans le cas de la Latérite, la stabilisation semble n'avoir eu aucun effet sur la conductivité thermique : est-ce dû à la teneur en argile extrêmement élevée (47% de kaolinite en masse) ?



**Figure 64** : Influence, à masse de terre constante et à volume constant, du taux de ciment sur la conductivité thermique dans le cas de la terre n°2 du CD300 (c.f **Figure 60**).

**3.3.3.2.3) Le cas de produits incorporant de la paille** : Pour ce type de matériau composite (torchis, terre-paille...), il fallait s'attendre à ce que la teneur en paille influence fortement la conductivité thermique au moins parce qu'elle détermine largement la densité sèche du produit final. Il fallait donc, d'une part établir cette relation teneur en paille/densité et, d'autre part, la relation conductivité thermique/densité sèche correspondante. Pour mener à bien cette étude nous disposons de 24 échantillons de torchis qui nous ont été aimablement fournis par F. Calame qui a beaucoup travaillé à la mise au point d'un torchis moderne [30]. Les densités sèches de ces échantillons s'échelonnaient entre 0,5 et 1 et les teneurs en paille correspondantes (contrôlées a posteriori) variaient entre 22 et 0,5% en masse. La matière première utilisée était la terre d'Allonne (**voir figure 44 page 94**) mélangée à de la paille d'orge ou à du foin ce qui ne semble pas faire de différence.

La **figures 65** page suivante présente les résultats de mesures de conductivité thermique que nous avons effectuées à l'aide d'une sonde monotige toujours à l'état sec.

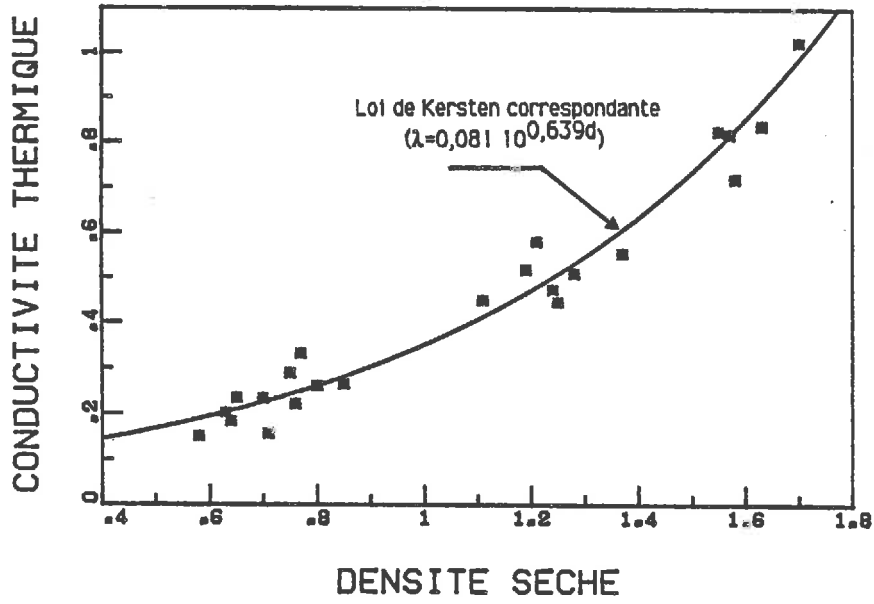


Figure 65 : Relation conductivité thermique/densité sèche.  
 (24 échantillons de torchis, terre d'Allonne, état sec)

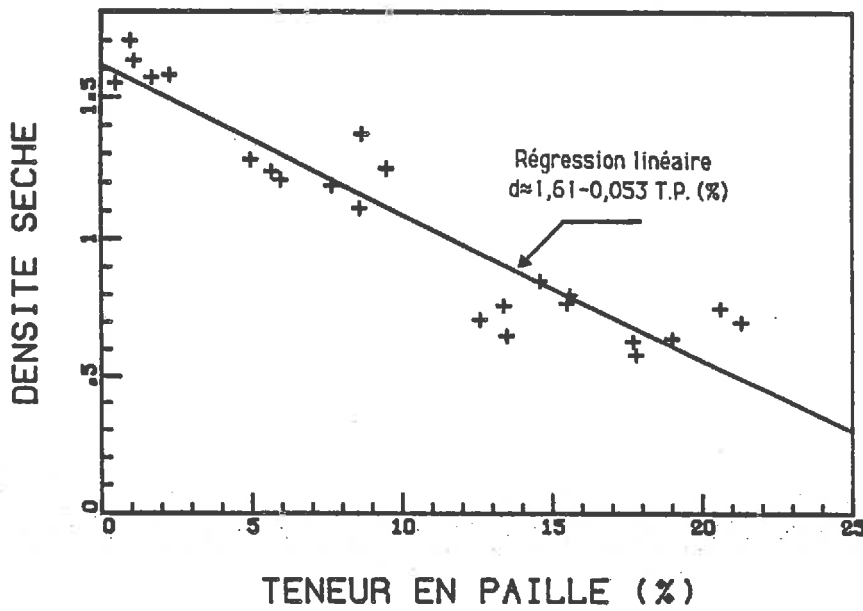


Figure 66 : Relation teneur en paille/densité sèche correspondante.

Lorsque l'on cherche à modéliser ces résultats, on constate qu'une loi de type Kersten rend, encore une fois, bien compte de l'évolution de la conductivité thermique en fonction de la densité sèche. On trouve ici :

$$\lambda \approx 0,081 10^{0,639d} \quad (r=0,970) \quad (7)$$

Tout se passe donc comme si la paille introduisait une porosité supplémentaire quasiment proportionnelle à sa teneur en masse comme le montre la **Figure 66**. Cette interprétation est confirmée par l'observation que l'on peut faire au microscope électronique de ce type de matériau et qui fait apparaître très nettement une macro-porosité tubulaire dans les brins de paille : voir **photo 6** ci-dessous.

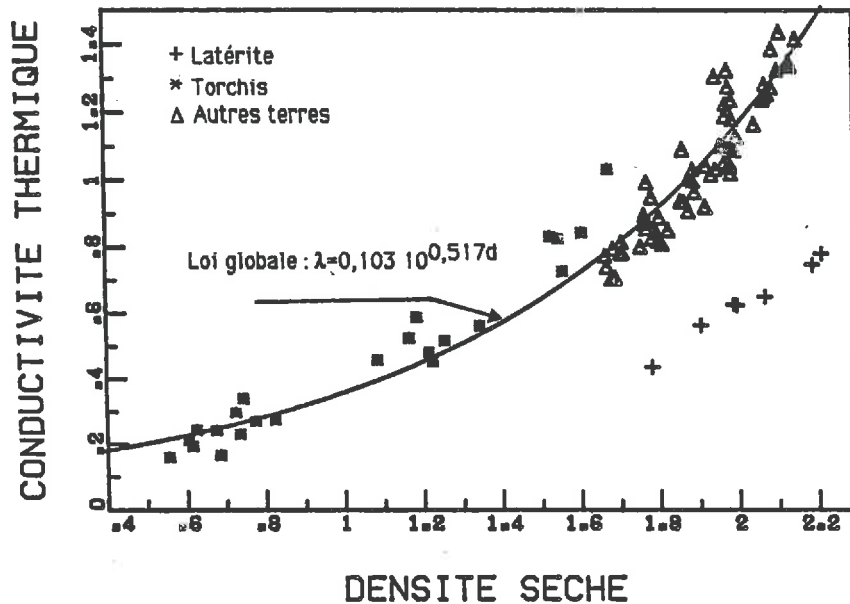


**Photo 6** : Aspect d'un composite terre-paille au microscope électronique (X500).

Puisqu'il semble donc que l'on puisse assimiler porosité réelle et porosité due à la présence de paille, nous avons rassemblé les **figures 55 et 65** et, pour tous les résultats réunis, il est alors possible de proposer une loi globale :

$$\lambda \approx 0,103 10^{0,517d} \quad \text{pour } 0,5 \leq d \leq 2,2 \quad (\text{Figure 67}) \quad (8)$$

En l'absence d'autres renseignements, on pourra donc utiliser cette loi pour avoir une première approximation de la conductivité thermique.



**Figure 67** : Relation conductivité thermique/densité sèche pour tout matériau terre.

Il va de soi, évidemment, que l'on aura une approximation d'autant meilleure que l'on sera plus "restrictif" : si l'on connaît le type de mise en œuvre, par exemple, on aura plutôt intérêt à utiliser la loi correspondante (1, 2 ou 7).

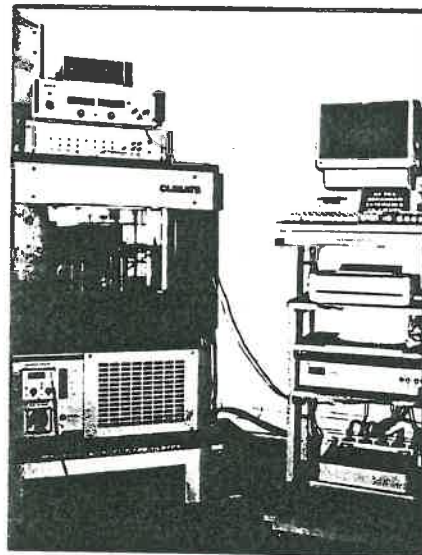
En guise de conclusion à ce paragraphe, nous dirons que, finalement, la suggestion de H. Penicaud proposant d'adopter pour la terre une courbe  $\lambda=f(d)$  issue de données bibliographiques concernant les bétons (Figure 42 page 90) n'était pas absurde si ce n'est que la loi de Kersten correspondante ( $\lambda \approx 0,108 10^{-0,568d}$ ) majore nettement nos résultats.

#### **-3,4) INFLUENCE DES CONDITIONS LOCALES DE TEMPERATURE ET DE TENEUR EN EAU SUR LES PROPRIETES THERMIQUES DE MATERIAUX EN TERRE CRUE :**

Les conditions hydriques dans lesquelles se trouve un matériau en terre crue une fois mis en œuvre ont une grande influence sur toutes ses caractéristiques fonctionnelles. Les propriétés thermophysiques n'échappent pas à cette règle. L'objet de ce paragraphe est d'étudier comment elles sont susceptibles d'évoluer. Nous décrivons, tout d'abord, le dispositif de suivi systématique en laboratoire que nous avons réalisé pour cela. Nous présentons, ensuite, quelques résultats que nous avons obtenus et que nous essayons, enfin, d'interpréter.

### 3.4.1) Le dispositif expérimental :

Pour mener à bien cette étude de l'évolution des paramètres thermiques du matériau terre en fonction de sa teneur en eau et de la température, nous avons intégré les capteurs type "sondes à chocs thermiques" que nous avons décrits dans le **chapitre 2** au sein d'un dispositif plus complet associant les fonctions de commande, d'acquisition et de traitement (**fig. 27 page 64**) pour **quatre sondes** au pilotage en température d'une étuve. La **photo 7** ci-dessous montre l'aspect de ce montage.



**Photo 7 :** Le dispositif expérimental de suivi de l'évolution des paramètres thermiques en fonction de la température.

L'automatisation totale d'un tel cycle d'essais, donc simultanément pour quatre échantillons différents, est possible grâce au contrôle général par un micro-ordinateur pour lequel nous avons écrit un logiciel spécifique. Le synoptique de celui-ci est illustré par la **figure 68** page-suivante et l'on trouvera une présentation des différents modules, ainsi que les listings correspondants, dans l'**annexe 2**.

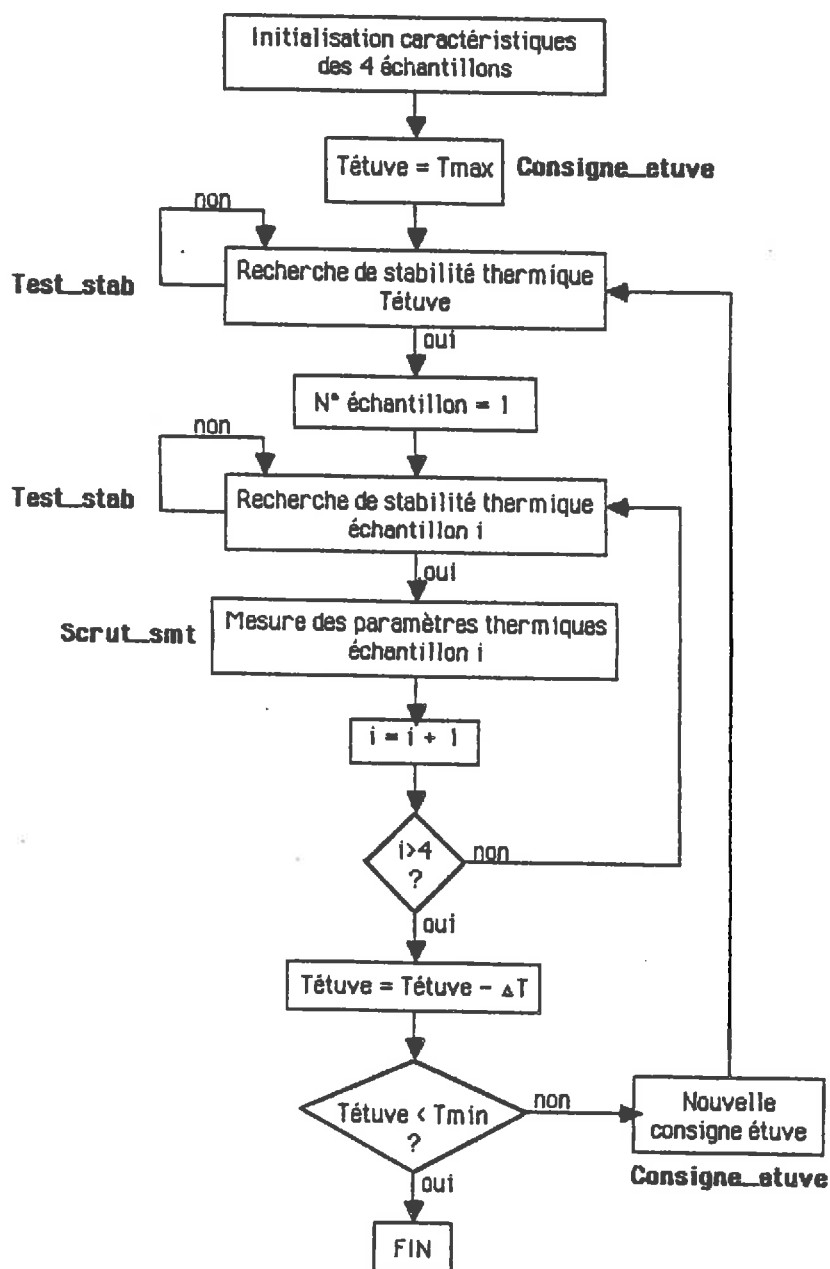


Figure 68 : Synoptique du programme de pilotage pour le suivi de l'évolution des paramètres thermiques en fonction de la température (PIL\_SMT : voir annexe 2).



### 3.4.2) Le protocole d'essai adopté :

Pour des raisons d'ordre pratique, nous avons choisi d'étudier l'évolution des paramètres thermiques en fonction de la température à **des teneurs en eau données**. Cette approche nous a paru plus simple que de faire varier dynamiquement la teneur en eau en cours d'essai. En effet, il aurait été alors difficile d'obtenir une humidité homogène dans chaque échantillon et l'on aurait dû, de toute façon, disposer de méthodes de contrôle "in-situ" de la répartition spatiale de l'eau (gammamétrie par exemple) ce qui aurait compliqué singulièrement le montage expérimental.

Nous avons donc pris le parti de réaliser **préalablement** des teneurs en eau fixées au départ que nous avons choisies intermédiaires entre l'état "sec" et la teneur en eau à la fabrication :  $w=0, 1, 2, 4$  et  $8\%$  en masse. Ce choix a été motivé par le souci de se placer dans des conditions proches des conditions réelles de fonctionnement du matériau en œuvre. On remarquera, tout de même, que l'on a exploré ainsi une gamme de taux de saturation ( $\theta/n, \theta$  teneur en eau volumique,  $n$  porosité) relativement large allant de 0 à entre 0,4 et 0,6 suivant les cas. Au delà, on se serait trop rapproché de la limite de plasticité du matériau ( $12\%$  en masse pour la terre n°2 du CD300 par ex.) ce qui n'aurait plus eu tellement d'intérêt au niveau pratique car, alors, la terre crue non stabilisée perd toutes ses caractéristiques mécaniques.

Pour obtenir ces teneurs en eau en nous assurant d'une répartition aussi homogène que possible, nous avons utilisé une méthode décrite par **Horton & Wierenga [70]** : après injection dans l'échantillon, revêtu d'une enveloppe étanche, de la masse d'eau liquide correspondant à la teneur en eau souhaitée, on opère une redistribution par vaporisation sous l'effet d'un chauffage micro-ondes. Une étude préalable nous a permis de déterminer les conditions expérimentales (puissance et durée de chauffage, nombre de cycles) adaptées à notre cas et nous a montré l'efficacité de cette méthode. La teneur en eau finale moyenne ainsi réalisée est contrôlée, par référence au poids "sec" de départ, en mesurant, après refroidissement et recondensation, la masse de l'échantillon humide.

A titre de vérification, nous avons effectué un certain nombre de contrôles, par gammamétrie, de la répartition de la teneur en eau dans nos briques (cubes  $10 \times 10 \times 10$  cm nous le rappelons) après le processus d'humidification que nous venons de décrire et avant chaque cycle d'essai en étuve. Toutefois, comme il nous était impossible de repositionner un échantillon sur le banc gammamétrique chaque fois exactement aux mêmes côtes (arêtes friables, "lessivage" des parois...), nous avons travaillé à partir de comptages moyens obtenus sur onze points également répartis sur une même génératrice du cube. La comparaison des teneurs en eau calculées à partir de ces comptages avec celles, moyennes, obtenues par pesée (voir exemple

tableau 9 ci-dessous) nous laisse penser que nous avons ainsi réussi à atteindre une homogénéité de répartition relativement correcte.

Teneur en eau globale (obtenue par pesée) (% massique)	Teneur en eau moyenne sur une génératrice (Gammamétrie, 11 points) (% massique)	Ecart relatif (%)
1,00	1,03	+2,3
2,00	2,02	+1,1
4,00	3,85	-3,6
8,00	7,48	-6,4

**Tableau 9** : Exemple de contrôle des teneurs en eau par gammamétrie.  
(Brique 74, "CD300 n°2", d=1,79)

En ce qui concerne le choix des températures, l'étuve dont nous disposions (CLIMATS TMX55) nous permettait d'explorer une gamme allant de  $-60^{\circ}\text{C}$  à  $+150^{\circ}\text{C}$ . Toutefois, pour ne pas détériorer irréversiblement nos échantillons par des phénomènes de gel, nous avons restreint notre étude aux températures positives en nous limitant à  $+60^{\circ}\text{C}$ . Nous pensons que cette plage de  $0^{\circ}\text{C}$  à  $+60^{\circ}\text{C}$  couvre la plupart des situations thermiques dans lesquelles le matériau terre est susceptible de se trouver en réalité.

Pour la mesure des paramètres thermiques, nous avons utilisé, suivant les cas :

-Une sonde monotige (**Figure 34, page 74**). La précision sur la mesure de la conductivité thermique est alors d'environ  $\pm 5\%$  (c.f. **Chap 2, S2,3,2,2,3**).

-Une sonde bitige "optimisée" (**Figure 37, page 78**). Par rapport au cas précédent, on a obtenu alors, de plus, une estimation de la capacité calorifique avec une précision de l'ordre de 20% en grande partie due à l'incertitude sur la distance élément chauffant/thermocouple dans le milieu ( $\approx 5/10^{\text{èmes}}$  de mm).

-Une sonde tritige (**Figure 26, page 62**). Cette dernière n'a été employée que lorsque la structure du matériau autorisait un percage dans de bonnes conditions de précision sur les entraxes. En l'occurrence, seul un composite terre-paille réalisait cette condition. La précision de détermination des paramètres thermiques était alors de l'ordre de 10% pour la diffusivité thermique et de 20% pour la capacité calorifique.

La **figure 69** page-suivante synthétise le protocole d'essai que nous venons de décrire.

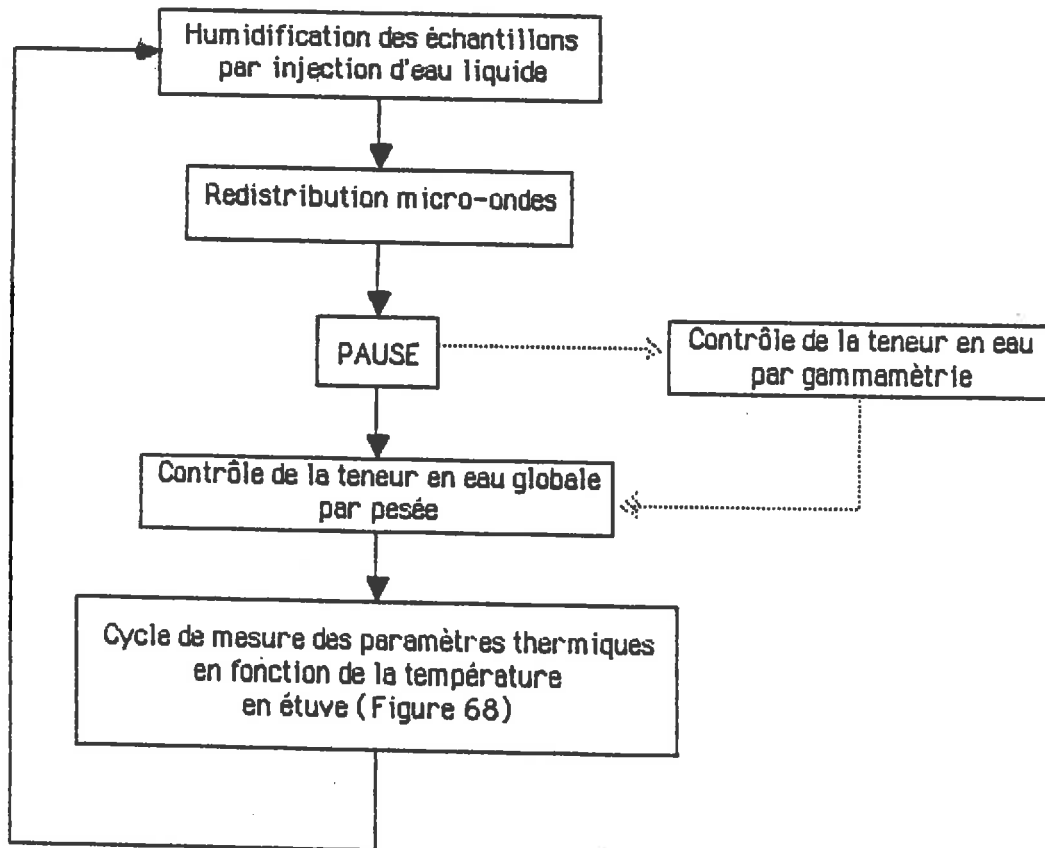


Figure 69 : Synoptique du protocole d'essai adopté pour l'étude de l'évolution des paramètres thermiques du matériau terre en fonction de sa teneur en eau et de la température.

#### 3.4.3) Synthèse des résultats obtenus :

Nous avons étudié l'évolution des paramètres thermiques en fonction de la teneur en eau et de la température de **onze échantillons de terre crue non-stabilisée** réalisés à partir de **huit terres différentes**. Pour ne pas trop "alourdir" notre présentation nous avons reporté dans l'**annexe 4** l'intégralité de nos résultats. Dans les pages qui suivent, on trouvera présentés les différents types de résultats que nous avons obtenus en ce qui concerne l'évolution de la conductivité thermique (**Figures 70A & 70B**) ou de la capacité calorifique (**Figures 71A & 71B**). La **figure 72** montre une synthèse, pour tous les échantillons (sauf le composite terre/paille), de l'évolution observée de la conductivité thermique en fonction du taux de saturation (teneur en eau volumique/porosité totale).

BRIQUE 74

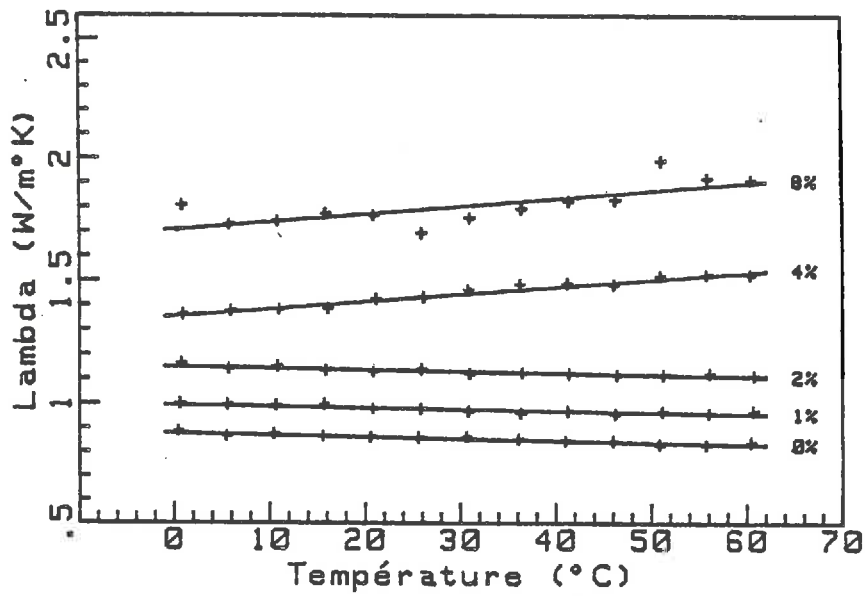


Figure 70A : Résultats "bruts".

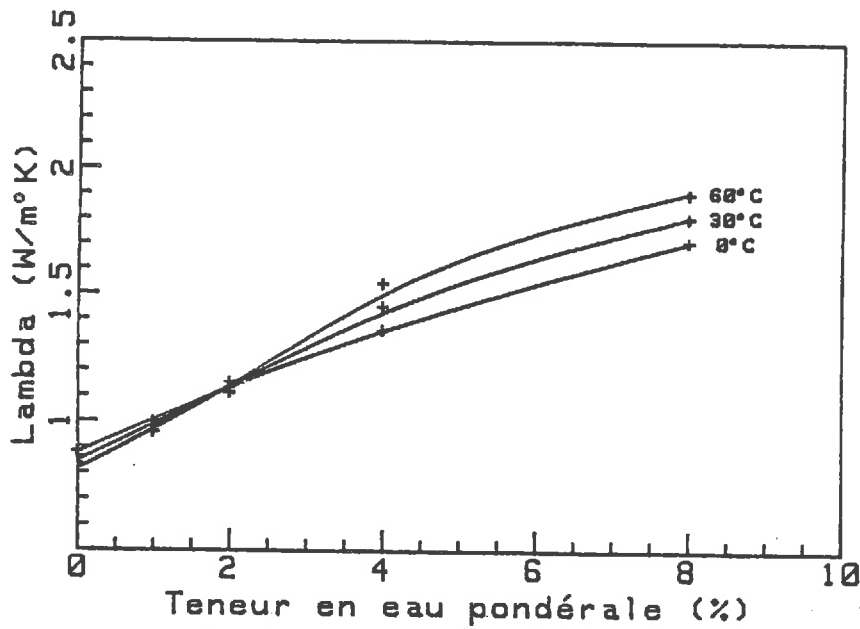


Figure 70B : Courbes  $\lambda=f(w)$  à trois températures déduites des résultats ci-dessus.

Figure 70 : Exemple d'étude de l'évolution de la conductivité thermique.  
(Brique 74, "CD300 n°2",  $d=1,79$ , sonde monotige)

BRIQUE 23

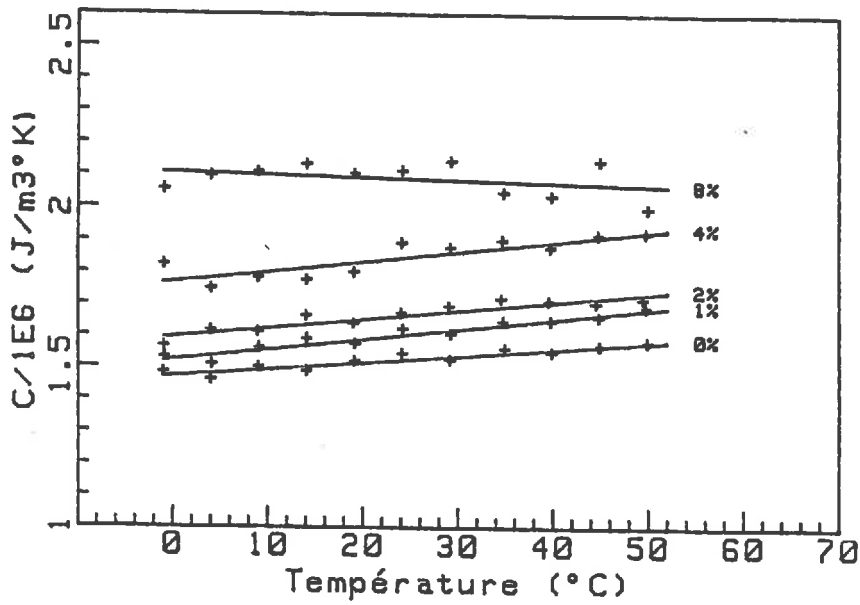


Figure 71A : Résultats "bruts".

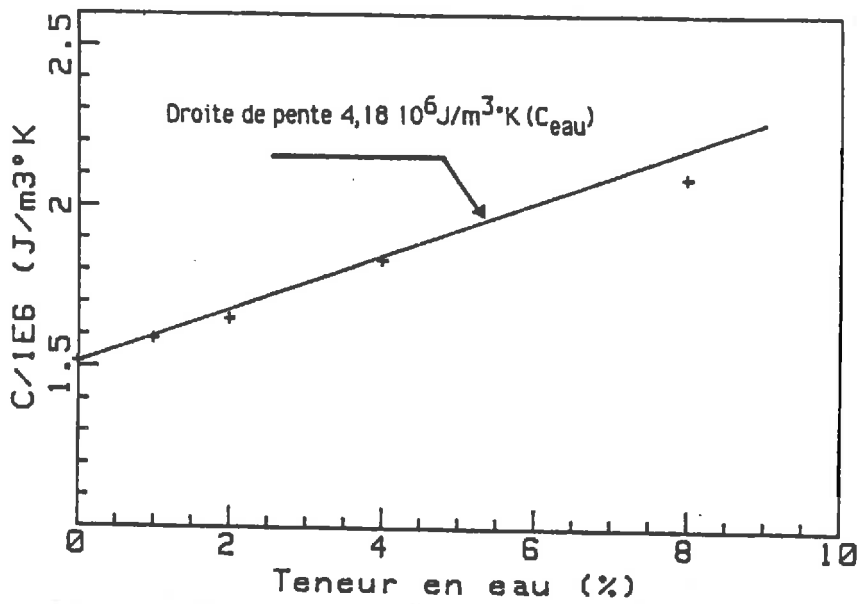


Figure 71B : Courbe C=f(w) à 20°C déduite des résultats ci-dessus.

Figure 71 : Exemple d'étude de l'évolution de la capacité calorifique.

(Brique 23, "La Verpillière", d=2,01, sonde bitige "optimisée")

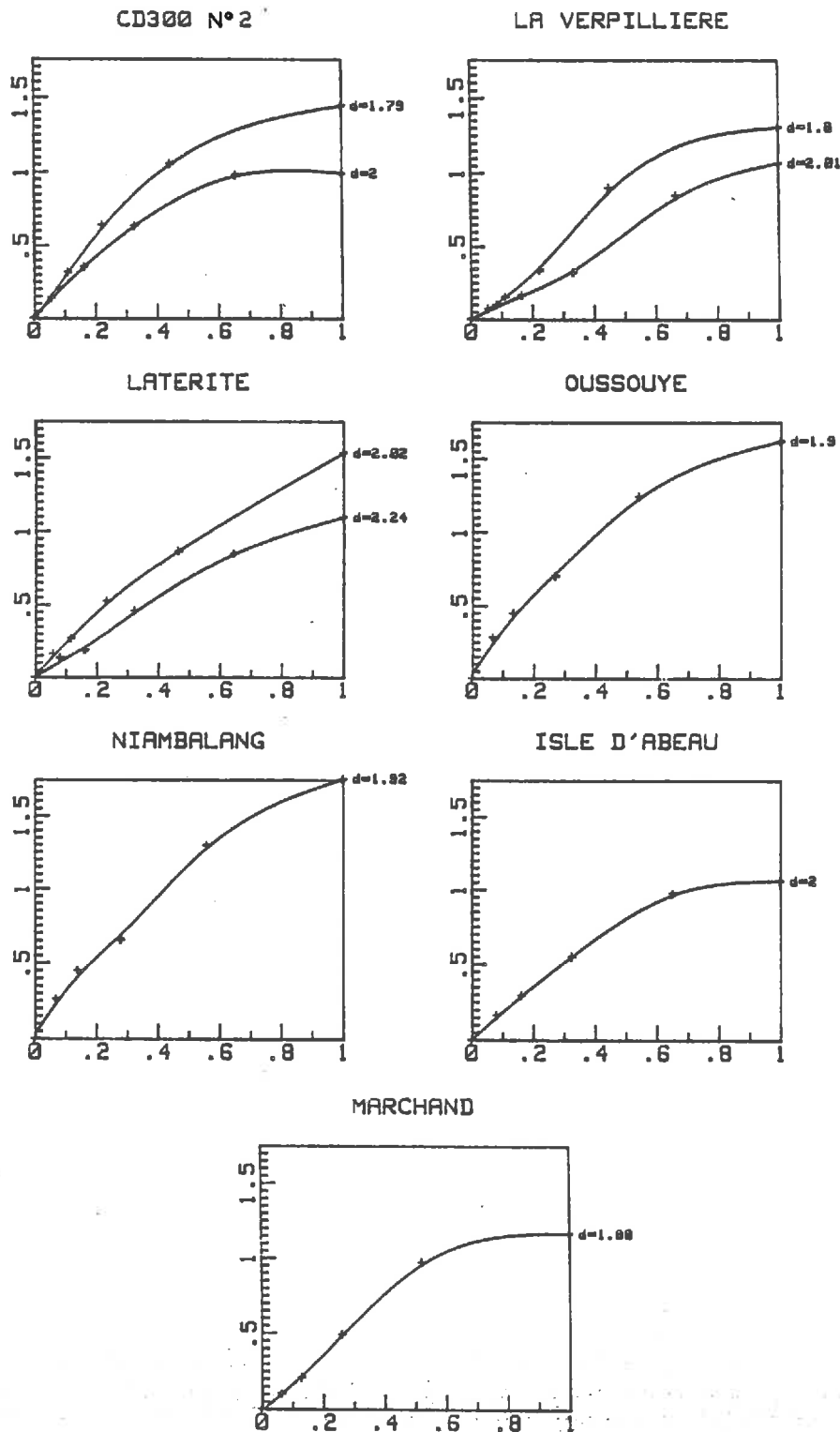


Figure 72 : Variation  $\Delta\lambda/\lambda_{sec}$  de la conductivité thermique à 20°C en fonction du taux de saturation. Synthèse de tous les résultats obtenus (terre crue non stabilisée, sonde monotige).

#### 3.4.4) Interprétation : Estimation des paramètres thermiques "en œuvre" :

**3.4.4.1) Commentaires généraux sur les résultats obtenus :** Il nous semble que la figure précédente montre bien la diversité des comportements que nous avons observés en ce qui concerne la relation teneur en eau/conductivité thermique. En l'occurrence, il ne nous a pas paru possible d'effectuer une synthèse globale de tous nos résultats, pour toutes les terres, du type de celle que nous avons effectuée au **S3,3,3,2**.

La modélisation physique complète de l'évolution de la conductivité thermique du matériau terre en fonction de sa teneur en eau et de la température, en relation avec ses caractéristiques structurelles, apparaît donc, de par la multiplicité des paramètres susceptibles d'intervenir, comme devant faire l'objet d'études systématiques au cas par cas. Par manque de temps, nous ne nous sommes pas engagé dans cette voie conduisant vers d'importants développements théoriques et expérimentaux et faisant, actuellement, l'objet de nombreux travaux dans d'autres domaines. Etant donné l'objectif que nous nous étions fixé au départ : fournir des données sur les propriétés thermophysiques du matériau terre qui soient d'un usage pratique, nous avons préféré nous situer sur un plan plus "pragmatique" en essayant de dégager de nos quelques résultats des indications permettant de "corriger" les valeurs de conductivité thermique obtenues à sec, que nous avons pu modéliser, pour approximer, de manière réaliste, les paramètres réels du matériau en œuvre. C'est cette démarche que nous suivons dans les deux paragraphes suivants.

**3.4.4.2) Influence de la température :** D'une manière générale, nous avons observé une **évolution quasiment linéaire**, à une teneur en eau donnée, de la conductivité thermique en fonction de la température dans la gamme que nous avons explorée (0-→60°C). A "sec" et pour les teneurs en eau faibles, la conductivité thermique est toujours **légèrement décroissante** en fonction de la température : ceci est dû, sans aucun doute, à la variation de conductivité thermique de la phase solide, en particulier du quartz, qui diminue en fonction de la température. Aux teneurs en eau plus élevées, par contre, la conductivité thermique peut croître en fonction de la température : l'influence de la phase liquide, dont la conductivité thermique augmente en fonction de la température, devient alors prépondérante de même que des phénomènes de changement de phase peuvent modifier sensiblement la valeur de la conductivité thermique **apparente** aux températures élevées (**voir Chap1. S1,3,3**). Toutefois, les variations mesurées restent faibles, comme le montre le **Tableau 10** page-suivante, et l'on pourra, au niveau pratique, adopter en première approximation les valeurs déterminées à 20°C comme nominales.

Echantillon	w (%)	$\lambda = AT + B$		$(\lambda_{0^\circ\text{C}} - \lambda_{20^\circ\text{C}}) / \lambda_{20^\circ\text{C}}$ (%)	$(\lambda_{60^\circ\text{C}} - \lambda_{20^\circ\text{C}}) / \lambda_{20^\circ\text{C}}$ (%)
		A ( $\text{W/m}^\circ\text{C}^2$ )	B ( $\text{W/m}^\circ\text{C}$ )		
Brique 23 "La Verpillière" d=2,01	0	$-0,73 \cdot 10^{-3}$	1,06	+1,4	-2,8
	1	$-0,38 \cdot 10^{-3}$	1,16	+0,7	-1,3
	2	$-0,57 \cdot 10^{-3}$	1,23	+0,9	-1,9
	4	$-0,49 \cdot 10^{-3}$	1,40	+0,7	-1,4
	8	$+0,15 \cdot 10^{-2}$	1,91	-1,5	+3,1
Brique 26 "CD300 n°2" d=2,00	0	$-0,17 \cdot 10^{-2}$	1,23	+2,9	-4,4
	1	$-0,17 \cdot 10^{-2}$	1,48	+2,4	-4,8
	2	$-0,18 \cdot 10^{-2}$	1,66	+2,2	-4,5
	4	$+0,11 \cdot 10^{-2}$	1,93	-1,1	+2,2
	8	$-0,30 \cdot 10^{-2}$	2,43	+2,5	-5,1
Brique 24 "Latérite" d=2,02	0	$-0,63 \cdot 10^{-4}$	0,63	+0,2	-0,4
	1	$-0,26 \cdot 10^{-4}$	0,73	+0,1	-0,2
	2	$-0,35 \cdot 10^{-3}$	0,80	+0,9	-1,8
	4	$+0,10 \cdot 10^{-2}$	0,93	-2,1	-4,3
	8	$+0,29 \cdot 10^{-2}$	1,11	-4,9	+9,9

**Tableau 10** : Trois exemples d'évolution de la conductivité thermique en fonction de la température, régressions linéaires associées, variations relatives correspondantes entre 0°C et 20°C et entre 20°C et 60°C.

(terre crue non stabilisée, d'après résultats en **Annexe 4**)

En ce qui concerne l'évolution de la capacité calorifique en fonction de la température (voir exemple **Fig. 71A page 129**), nous avons retrouvé le comportement déjà détecté par les mesures effectuées au calorimètre (**voir S3,3,3,1**) sur les terres non transformées à savoir une **légère croissance** en fonction de la température.

Globalement, ces résultats semblent indiquer que l'eau dans le matériau terre est fortement liée (présence de la phase argileuse) et que sa migration demande des énergies thermiques importantes. Ce n'est le cas pour le composite terre-paille (**voir Annexe 4**) dont la structure particulière ("macro-porosité" dans la paille) explique sans doute un comportement diff rent.



**3,4,4,3) Influence de la teneur en eau :** Comme préalable à l'estimation de la conductivité thermique du matériau terre en œuvre, il apparaît clairement que l'on doit disposer, au moins, d'un ordre de grandeur de sa teneur en eau en fonctionnement normal. Or, il n'existe pratiquement pas de données bibliographiques sur ce point qui devrait faire l'objet, en fait, d'un travail à part entière. Pour combler, au moins partiellement, cette lacune nous avons effectué deux types d'expérimentations :

- 1) Nous avons prélevé seize échantillons parmi ceux que nous avons réalisés pour l'étude de l'influence de la densité sur la conductivité thermique "à sec". Dans ceux-ci nous avons découpé une série de plaquettes 10x10x2cm qui, après séchage, ont été placés en étuve humide à 23°C. La réalisation de palliers successifs en humidité relative croissante de l'ambiance permet ainsi d'obtenir, en suivant l'évolution de la masse de chaque échantillon jusqu'à équilibre (masse constante dans le temps), les "isothermes d'adsorption" correspondants c'est à dire les relations teneur en eau à l'équilibre/humidité relative de l'ambiance. La **Figure 73** page-suivante montre l'aspect des résultats partiels que nous avons obtenus. Sur celle-ci ne sont représentés que quatre points en humidité relative : 25,33,52,70%. En effet, cette expérimentation, étant donné le temps important nécessaire pour atteindre un équilibre (environ un mois), se poursuit encore au moment où nous écrivons. A titre d'information complémentaire, nous avons également laissé le reste de chaque brique découpée dans l'ambiance régulée du laboratoire (23°C, ≈50%H.R.) et le **Tableau 11** ci-dessous présente les teneurs en eau pondérales relevées au bout de six mois.

Terre	Densité	Weq (%)	Terre	Densité	Weq (%)
Verpillière	1,89	1,97	Isle d'Abeau	2,02	0,57
Verpillière	1,99	2,00	Isle d'Abeau	1,79	0,60
Verpillière	1,83	1,96	Isle d'abeau	1,91	0,60
CD300 n°2	1,71	0,83	CD300 n°1	2,00	1,93
CD300 n°2	1,92	0,84	Oussouye	2,01	0,86
CD300 n°2	2,10	0,87	Sartilly	1,69	1,02
Latérite	2,21	1,03	Niambalang	2,01	0,68
Latérite	2,01	1,00	Marquis	2,00	1,38
Latérite	1,81	0,92	Marchand	1,99	1,40

**Tableau 11 :** Teneurs en eau pondérales relevées au bout de 6 mois (23°C, ≈50%H.R.)

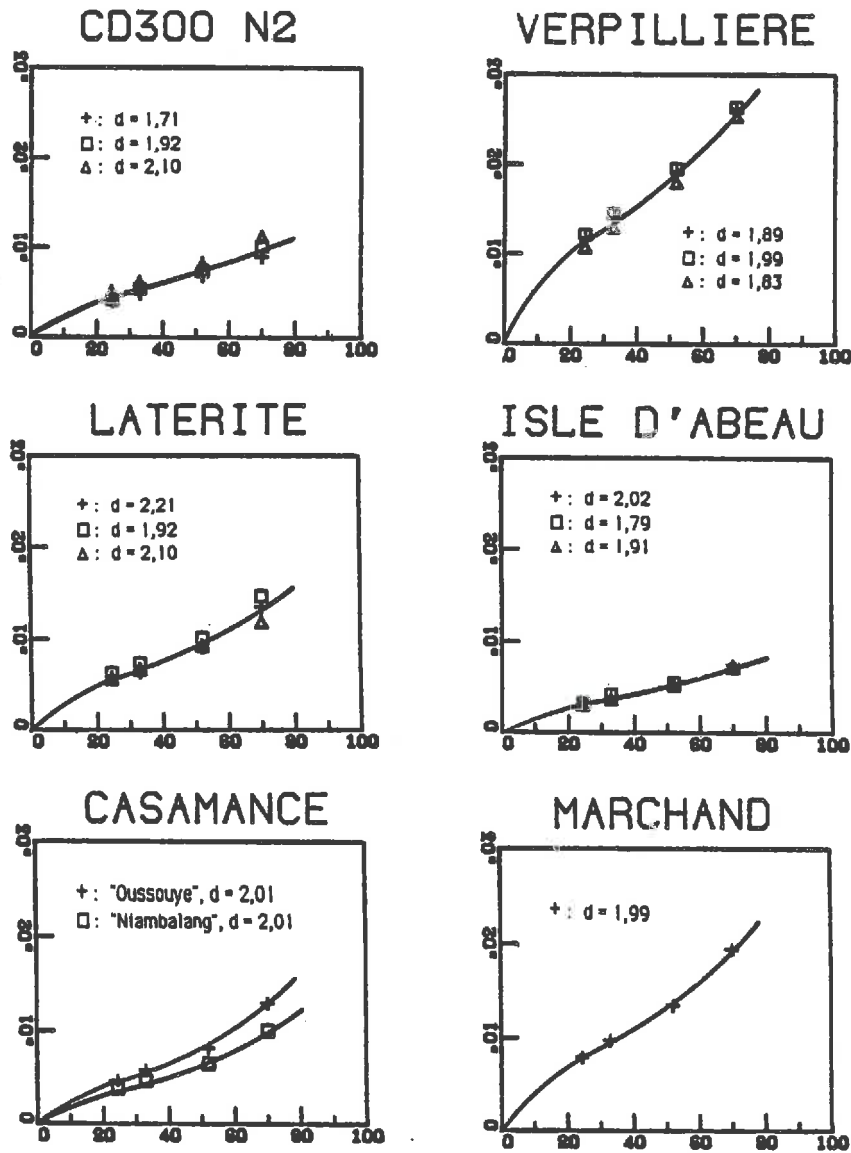
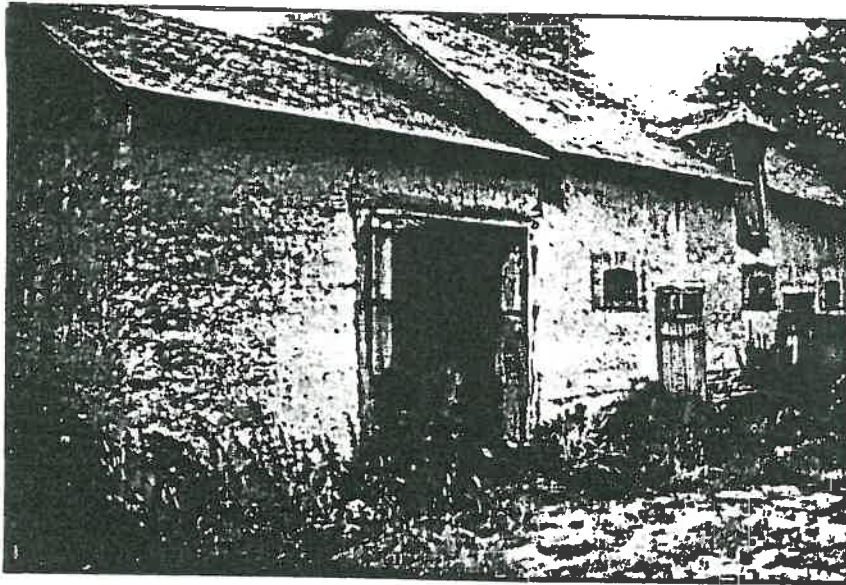


Figure 73 : Teneur en eau pondérale à l'équilibre en fonction de l'humidité relative (%).  
 (terre crue non stabilisée, résultats partiels : H.R.=25,33,52,70%, 23°C)

-2) Nous avons voulu également avoir une idée, au moins pour un cas, des teneurs en eau du matériau terre dans un bâtiment réel en mesurant parallèlement les caractéristiques thermiques. Pour cela nous avons instrumenté en Juillet 1984 un bâtiment en terre ("Bauge") situé en Ille-et-Vilaine à côté de Rennes (Photo 8 page-suivante). Nous avons alors utilisé des sondes tritiges et, après les mesures, à l'emplacement de celles-ci, nous avons prélevé des échantillons pour déterminer les densités sèches et les teneurs en eau (Tableau 12).



**Photo 8** : Le bâtiment en terre instrumenté en Juillet 1984.  
 ("Bauge", 19<sup>ème</sup> siècle, Le Rheu, Ille-et-Vilaine)

	T (°C)	d sèches	(%)W (kg/kg)	$10^6 \times a$ (m <sup>2</sup> /s)	$\lambda$ (W/mK)	$C \times 10^{-6}$ (J/m <sup>2</sup> K)
Moyennes	20,18	1,66	1,17	,46	,76	1,74
Dispersion (%)	10	16	29	21	16	24

**Tableau 12** : Résultats obtenus (sonde tritige, 8 points de mesure).

Nous sommes conscients de l'aspect très insuffisant des résultats que nous venons de présenter concernant le comportement hydrique du matériau terre. Toutefois, quelques indications utiles semblent, tout de même, s'en dégager : les teneurs en eau relevées restent faibles dans tous les cas et, de plus, il apparait que la densité joue, en l'occurrence, un rôle mineur (c.f. **Tableau 11** et **Fig. 73**) d'autres facteurs devenant prépondérants comme le pourcentage et, surtout, la nature minéralogique de la phase argileuse liés au type de terre.

Or, si l'on reconsidère les résultats concernant la variation de la conductivité thermique en fonction du taux de saturation synthétisés sur la **Figure 72** page 130 mais cette fois en fonction de la **teneur en eau pondérale**, on constate également un comportement quasiment identique, pour une terre donnée, quelque soit la densité comme le montre le **Figure 74** page-suivante ("CD300 n°2", "La Verpillière", "Latérite").

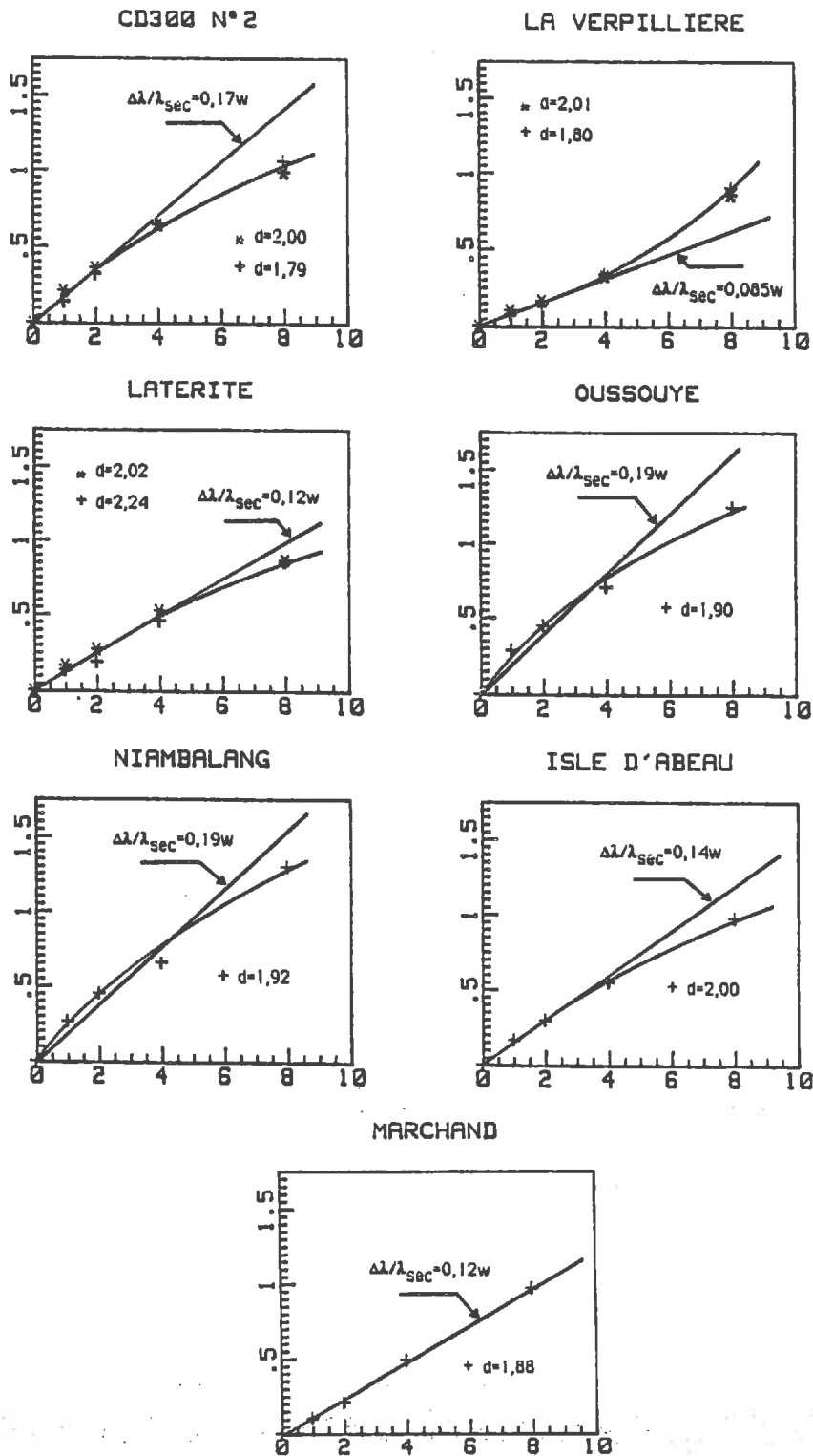


Figure 74: Variation  $\Delta\lambda/\lambda_{sec}$  de la conductivité thermique à 20°C en fonction de la teneur en eau pondérale (%). Régression linéaire correspondante entre  $w=0\%$  et  $w=4\%$ .

De plus, on remarque un comportement pratiquement **linéaire** de la variation relative de conductivité thermique en fonction de la teneur en eau pondérale **aux faibles teneurs en eau**. Nous pensons que l'on dispose là d'un moyen pratique d'estimer la conductivité thermique d'un matériau terre faiblement "humide" **de densité quelconque** en écrivant :

$$\text{pour } 0\% \leq w \leq 4\% : \lambda_{\text{humide}} = \lambda_{\text{sec}} (1 + \Delta\lambda/\lambda_{\text{sec}}) \text{ avec } \Delta\lambda/\lambda_{\text{sec}} = K_{\lambda w} \cdot w$$

Où  $K_{\lambda w}$  est une constante dépendant malheureusement du type de terre puisque nous avons relevé, pour les terres étudiées ici, des valeurs comprises entre 0,085 et 0,19. Toutefois, compte tenu de la diversité des comportements hydriques (c.f **Figure 73**), nous pensons qu'un coefficient de +20% par rapport à la valeur "à sec" donne, à défaut d'autres renseignements, une estimation plausible de la conductivité thermique du matériau terre en œuvre. Il importerait de prolonger, et d'approfondir, ce travail, que nous n'avons fait qu'initier, de manière à être capable de prévoir a priori la valeur du coefficient  $K_{\lambda w}$  en fonction des multiples caractéristiques structurelles susceptibles d'intervenir.

En ce qui concerne la capacité calorifique, on notera que les résultats obtenus (voir exemple **Fig. 71B** page 129 et **Annexe 4**) justifient largement les hypothèses faites au **S3,3,3,1** qui permettaient d'admettre une variation linéaire en fonction de la teneur en eau avec une pente égale à la capacité calorifique de l'eau.

### -3,5) SYNTHÈSE DU CHAPITRE 3 :

La terre matériau de construction est un milieu poreux granulaire particulier dont la nature spécifique provient de la présence d'une **phase argileuse** jouant le rôle de **liant**. Celle-ci ayant une forte influence sur les caractéristiques fonctionnelles du matériau en œuvre, il importe donc d'en connaître la nature minéralogique. Or celle-ci est extraordinairement variable, et complexe, dans les terres naturelles utilisées à des fins constructives.

En fonction de cela, pour mener à bien notre étude des caractéristiques thermophysiques du matériau terre avec une vision suffisamment générale, nous avons cherché à réunir un **échantillonnage assez large** de terres d'origines variées (treize au total) répondant à des critères divers correspondant à la réalisation d'une large gamme de produits différents : pisé, blocs, adobe, torchis... . Toutes ces terres ont été caractérisées au niveau granulométrique et minéralogique et, pour certaines, nous avons mis en œuvre des méthodes d'investigation de la

structure poreuse : porosimétrie mercure, adsorption d'azote et analyse d'image.

A partir de ces terres, nous avons réalisé un **grand nombre d'échantillons** ( $\approx 150$ ) par compression statique ou façonnage direct (torchis, terre-paille). Une attention particulière a été portée aux conditions de fabrication de manière à s'assurer d'une **bonne fiabilité des caractéristiques globales** (densité, teneur en eau) ainsi que de leur répartition spatiale dont l'**homogénéité** a été régulièrement contrôlée. Un **état hydrique de référence** a été choisi, par convention, comme étant l'**état "sec"** obtenu après séchage jusqu'à poids constant en étuve. Celui-ci a été préservé en enveloppant les briques échantillons dans une gaine étanche.

Les mesures thermiques ont été effectuées systématiquement par des méthodes type "**sondes à chocs thermiques**" à l'aide des capteurs que nous avons optimisés dans la première partie de notre travail. La **conductivité thermique** a presque toujours été mesurée à l'aide de la **sonde monotige** de très faible inertie thermique que nous avons développée avec une **précision de l'ordre de 5%**. La **capacité calorifique**, et son évolution en fonction de la température et de la teneur en eau, ont été déterminées en utilisant, suivant les cas, des **sondes bitiges** "optimisées" ou **tritiges**. Toutefois, la précision relativement médiocre de ces mesures, dûe à des problèmes d'incertitude sur les entraxes au niveau du positionnement des sondes dans le matériau, nous a incité à faire effectuer des **mesures au calorimètre**. La modélisation des résultats obtenus de cette manière s'avère satisfaisante car les ordres de grandeur et les comportements ainsi prévus se retrouvent justifiés par l'expérience.

Nous avons choisi d'effectuer l'**étude thermophysique** proprement-dite du matériau terre en **deux phases** successives en découplant le problème de la **corrélation structure /propriétés thermiques** de celui de l'**évolution des paramètres thermiques** en fonction de la teneur en eau et de la température.

Dans un premier temps, nous avons donc mesuré la conductivité thermique de tous nos échantillons dans le même état "sec" de référence. La modélisation des résultats obtenus nous a montré que **la porosité totale, liée à la densité sèche, est le facteur déterminant essentiellement la conductivité thermique du matériau terre à l'état "sec"**. Il est donc possible d'effectuer une synthèse en proposant comme relation porosité/conductivité thermique, pour tout type de matériau à base de terre crue, une **loi "de type Kersten"**. Ce qui n'était au départ qu'un simple modèle de représentation se trouve justifié physiquement en introduisant le modèle conceptuel suivant : à "sec", la **conductivité thermique** d'un matériau en terre crue est **proportionnelle**, d'une part à la **conductivité thermique de la phase solide** et, d'autre part, à la proportion en surface de **contacts entre grains**. C'est l'évolution exponentielle de celle-ci en fonction du taux de compactage (déterminant la densité sèche finale

de blocs compressés en terre crue) qui est à l'origine du comportement observé. Il est remarquable de constater, par ailleurs, que **ces résultats sont également applicables au cas de matériaux composites terre et paille** (torchis) : tout se passe comme si celle-ci introduisait artificiellement une macro-porosité supplémentaire assimilable à la porosité inter-granulaire. Un matériau en terre **stabilisée** au ciment, par contre, aura une **conductivité thermique, à densité égale, plutôt légèrement inférieure** à celle du même matériau non stabilisé.

L'étude de l'évolution des paramètres thermiques du matériau terre en fonction de la teneur en eau et de la température nous a conduit à réaliser un **dispositif automatisé** de suivi systématique associant les fonctions de commande, d'acquisition et de traitement **pour quatre sondes** simultanément au **pilotage en température d'une étuve**. Les mesures correspondantes ont donc été effectuées, pour **dix échantillons**, en fonction de la température **à des teneurs en eau données**. Celles-ci ont été choisies intermédiaires entre l'état sec et la teneur en eau de fabrication. Pour les réaliser, nous avons employé une technique consistant à injecter dans chaque échantillon la quantité d'eau liquide correspondant à une teneur en eau souhaitée en la **redistribuant** ensuite **par vaporisation dans un four micro-ondes**. On obtient ainsi une homogénéité de repartition que nous avons jugée satisfaisante.

Les résultats obtenus ont montré que l'on pouvait **négliger en première approximation l'influence de la température** car elle reste toujours très limitée. Par contre, les **évolutions** observées de la conductivité thermique **en fonction de la teneur en eau** se sont révélées **importantes et très variables suivant le type de terre**. Il n'a donc pas été possible de construire une modélisation globale à ce niveau. Toutefois, une étude, quoiqu'elle soit relativement sommaire, du **comportement hydrique** du matériau terre nous a permis d'établir que les **teneurs en eau "en œuvre"** sont probablement **relativement faibles** et que **la densité joue, en l'occurrence, un rôle secondaire**.

Nous avons donc recentré cette partie de notre travail vers l'établissement de **critères correctifs** établis en fonction de nos résultats expérimentaux permettant de corriger les valeurs mesurées "à sec", déjà modélisées, pour obtenir une estimation assez réaliste de la conductivité thermique réelle du matériau terre **faiblement humide**. Ce but a pu être atteint car nous avons observé d'une manière générale, **dans la zone des faibles teneurs en eau, une variation relative de la conductivité thermique quasiment linéaire en fonction de la teneur en eau pondérale et indépendante de la densité** ce qui donne une certaine cohérence à notre démarche en fournissant une méthode pratique d'estimation de la conductivité thermique du matériau terre dans ses conditions normales de fonctionnement.

## CONCLUSION GENERALE :

Le but de ce travail était de fournir des outils d'estimation, qui soient d'un usage pratique, de la conductivité thermique et de la capacité calorifique "en œuvre" d'un matériau quelconque à base de terre crue. Nous pensons avoir atteint cet objectif au travers de la modélisation des nombreux résultats expérimentaux accumulés à partir d'échantillons variés de terres très diverses. Toutefois, il nous semble que certains problèmes restent néanmoins en suspens ouvrant ainsi la voie à plusieurs types de recherche complémentaire. En premier lieu, il importerait d'avoir une vision statistique plus large des caractéristiques granulométriques et minéralogiques des terres utilisées pour la construction. Il se peut en effet que, dans certains cas, nos résultats ne soient pas directement transposables. Il serait alors nécessaire de réitérer la démarche expérimentale que nous avons décrite. De même, il serait très profitable d'avoir une idée plus précise, là-encore statistique, du comportement hydrique du matériau terre et d'être capable de le prévoir à partir de caractéristiques structurelles et de conditions "aux limites" correspondant à un "climat" hygrothermique donné. Il y a là, sans aucun doute, un important travail de modélisation supposant, également, un investissement expérimental considérable. Enfin, il est clair qu'un problème d'échelle se posera lorsque l'on voudra passer de l'échantillon au bâtiment en terre tout entier. On sera alors nécessairement confronté à un problème de variabilité spatiale et temporelle des caractéristiques thermiques dont il est fondamental de tenir compte. Pour les appréhender, nous avons construit une cellule "test" en terre que nous n'avons eu, malheureusement, pas le temps d'instrumenter. On notera toutefois que les sondes à chocs thermiques que nous avons développées sont, a priori, particulièrement bien adaptées pour ce type d'étude de même que leur champs d'application dépasse largement le strict cadre du matériau terre pour lequel elle ont été optimisées. On peut en effet envisager de les utiliser pour la caractérisation thermophysique de beaucoup de milieux, dans le domaine du bâtiment ou ailleurs, pourvu qu'ils puissent être considérés comme homogènes, quitte à éventuellement modifier leur conception technologique pour s'adapter à des impératifs d'ordre pratique en tenant compte des critères théoriques que nous avons abondamment discutés.



**- BIBLIOGRAPHIE -**

- [1] ABRAMOWITZ M., STEGUN I.A. :  
*"Handbook of mathematical functions"*,  
 Dover Publications Inc., New-York, 1970.
- [2] ACHARD G., GERY M. :  
*"Détermination des caractéristiques thermiques des sols"*,  
 Contrat Ministère de l'Urbanisme et du logement / I.N.S.A. de Lyon,  
 n°8061222002237501, Rapport final, 1982.
- [3] ACHARD G., ROUX J.J., SUBLET J.C. :  
*"Description d'une sonde de mesure des caractéristiques thermiques des couches superficielles du sol. Résultats d'une campagne de mesure"*,  
 Revue Générale de Thermique, n°267, pages 177-188, 1984.
- [4] ALLOUSH A., GOSNEY W.B., WAKEHAM W.A. :  
*"A transient hot-wire instrument for thermal conductivity measurement in electrically conducting liquids at elevated temperatures"*,  
 International Journal of Thermophysics, Vol 3, n°3, pages 225-235, 1982.
- [5] AMMIRATI Y. :  
*"Méthodes de détermination de paramètres thermophysiques en régime naturel par des méthodes de traitement de signal"*,  
 T.F.E., E.N.S.I.E.G., I.N.P. Grenoble, 1986.
- [6] ARGIRIOU A. :  
*"Etude expérimentale de la diffusion isotherme d'eau dans un mortier de ciment"*,  
 Mémoire de D.E.A., E.N.S.I.E.G., I.N.P. Grenoble, 1984.
- [7] AUDIBERT S. :  
*"Identification des paramètres thermiques d'un sol non saturé : problèmes posés par l'utilisation d'une sonde bitige"*,  
 Mémoire de D.E.A., I.N.P. Grenoble, 1982.
- [8] AUDIBERT S. :  
*"Détermination des caractéristiques thermocinétiques des milieux poreux. Analyse théorique, mesures et résultats"*,  
 Thèse de 3<sup>ème</sup> cycle., U.S.M./I.N.P. Grenoble, 1985.
- [9] AUDIBERT S., GAUDET J.P. :  
*"Quelques problèmes posés par l'identification des paramètres thermiques d'un milieu poreux en utilisant une sonde bitige"*,  
 Journée d'étude, S.F.T., Paris, 1983.
- [10] AUDIBERT S., GAUDET J.P. :  
*"Paramètres thermocinétiques apparents des milieux poreux et leur détermination par choc thermique"*,  
 Journée d'étude : "La mesure de l'humidité dans les matériaux",  
 G.U.T., Paris, 1984.
- [11] AUDIBERT S., GAUDET J.P. :  
*"Etude de fonctions de transfert pour l'identification des paramètres thermiques de milieux poreux"*,  
 ENTROPIE, n°119, pages 40-48, 1984.
- [12] BÄCKSTRÖM G. :  
*"Determination of thermal properties using a shielded thermocouple"*,  
 Journal of Phys. E : Scientific Instrum., Vol 15, Pages 1049-1053, 1982.
- [13] BAGHE-KHANDAN M.S., CHOI Y., OKOS M.R. :  
*"Improved line heat source thermal conductivity probe"*,  
 Journal of Food Science, Vol 46, Pages 1430-1432, 1981.

- [14] BAILLOT G., SERVANT D., PELLEVOISIN R. :  
*"Chauffage par micro-ondes et petit entretien routier"*,  
 Bulletin de Liaison du Laboratoire des P. et Ch., n° 138, pages 81-87, 1985.
- [15] BATTY W.H., PROBERT S.D., BALL M., O'CALLAGHAN P.W. :  
*"Use of the thermal-probe technique for the measurement of the apparent thermal conductivities of moist materials"*,  
 Applied Energy, Vol 18, Pages 301-317, 1984.
- [16] BECK A.E., ANOLIN F.M., SASS J.H. :  
*"Analysis of heat flow data for in-situ thermal conductivity measurements"*,  
 Canadian Journal of Earth Sciences, Vol 8, n°1, Pages 1-19, 1971.
- [17] BELLEUDY P. :  
*"Détermination des coefficients de transfert de chaleur et de masse d'un mortier de béton et d'un sol"*,  
 Thèse de Docteur-Ingénieur, Université de Grenoble, 1981.
- [18] BENET J.C., POMADE P., HINZELIN P. :  
*"Mesure de la conductivité thermique des sols par sonde cylindrique en régime transitoire. Etude de l'influence de la mise en place de la sonde"*,  
 Matériaux et Constructions, Vol 10, n°60, pages 385-391.
- [19] BLACKWELL J.H. :  
*"Radial-axial heat flow in regions bounded internally by circular cylinders"*,  
 Canadian Journal of Physics, Vol 31, Pages 472-479, 1953.
- [20] BLACKWELL J.H. :  
*"A transient-flow method for determination of thermal constants of insulating materials in bulk"*,  
 Canadian Journal of Physics, Vol 25, n°2, Pages 137-144, 1954.
- [21] BLACKWELL J.H. :  
*"The axial-flow error in the thermal-conductivity probe"*,  
 Canadian Journal of Physics, Vol 34, Pages 412-417, 1956.
- [22] BLOOMER J.R., WARD J. :  
*"A semi-automatic field apparatus for the measurement of thermal conductivities of sedimentary rocks"*,  
 Journal of Phys. E. : Scientific Instrum., Vol 12, Pages 1033-1035, 1979.
- [23] BOUCHE M. :  
*"Contribution à l'étude des propriétés hydrauliques et mécaniques des sols fins compactés. Application à l'action des produits hydrophobants"*,  
 Thèse de Doctorat d'état, 2 tomes, Université de Paris VI, 1974.
- [24] BOUCHE M. :  
*"Mouvement de l'eau dans les sols fins compactés. Action d'un produit hydrophobant"*,  
 Annales de l'I.T.B.T.P., n°231, pages 46-76, 1975.
- [25] BORIES S., BACON G., MONTFERRAND D. :  
*"Influence de la teneur en eau et de la température sur la conductivité thermique des milieux poreux non saturés"*,  
 7<sup>ème</sup> symposium de l'A.I.R.H., Toulouse, 1983.
- [26] BORIES S. :  
*"Transferts en milieu poreux : quelques aspects fondamentaux sur les équilibres entre phases"*,  
 Ecole d'été "Milieux Poreux", G.U.T., Bombannes, 1985.

- [27] BRUIJN J., VAN HANEGHEM I.A., SCHENK J. :  
*"An improved nonsteady-state probe method for measurements in granular materials. Part 1 : Theory"*,  
 High Temperatures-High pressures, Vol 15, Pages 359-366, 1983.
- [28] BUETTNER B. :  
*"Evaluation of soil heat conductivity with cylindrical test bodies"*,  
 Transactions American Geophysical society, Vol 36, n°5, pages 831-837, 1955.
- [29] CAILLERE S., HENIN S., RAUTUREAU M. :  
*"Minéralogie des argiles, 2<sup>ème</sup> édition"*,  
 Editions Masson, 2 tomes, Paris, 1982.
- [30] CALAME F. :  
*"Eléments d'un cahier des charges pour la réalisation d'un torchis moderne"*,  
 REXCOOP, Rapport final, 1985.
- [31] CARSLAW H.S., JAEGER J.C. :  
*"Conduction of heat in solids, 2<sup>nd</sup> édition"*,  
 Oxford at the Clarendon Press, 1959.
- [32] CASTETS D., INIESTA H. :  
*"Recherche d'une méthode de mesure des caractéristiques thermophysiques de la terre matériau de construction"*,  
 T.F.E., E.N.T.P.E., Vaulx-en-Velin, 1982.
- [33] CATHELAIN P. :  
*"Détermination de paramètres thermophysiques par des méthodes de traitement de signal"*,  
 T.F.E., E.N.S.I.E.G., I.N.P. Grenoble, 1985.
- [34] CHERMANT J.L., COSTER M., GIRAUD G., JERNOT J.P., ROBINE H. :  
*"Détermination du nombre de coordination dans un empilement de sphères à partir de section planes aléatoires"*,  
 Journal de Physique, Vol 47, pages 829-837, 1986.
- [35] CRATERRE :  
*"Construire en terre, 2<sup>ème</sup> édition"*,  
 Editions alternatives, Paris, 1983.
- [36] CRAUSSE P. :  
*"Etude fondamentale des transferts couplés de chaleur et d'humidité en milieu poreux non saturé"*,  
 Thèse de Docteur d'état, Toulouse, 1983.
- [37] CULL J.P. :  
*"Thermal conductivity probes for rapid measurements in rock"*,  
 Journal of Physics E., Scientific Instrument, Vol 7, pages 771-774, 1974.
- [37] DAIAN J.F. :  
*"La relation potentiel-teneur en eau d'un mortier de ciment normal"*,  
 Journée d'étude "Mesure de l'humidité dans les matériaux", G.U.T., Paris, 1984.
- [38] DANSOU P.A. :  
*"La terre stabilisée : un matériau pour la construction des maisons"*,  
 Plannification Habitat Information, n°76, pages 7-46, 1974.
- [40] DAWSON D.M., BRIGGS A. :  
*"Prediction of thermal conductivity of insulation materials"*,  
 Journal of material science, Vol 16, pages 3346-3356, 1981.

## BIBLIOGRAPHIE

- [41] DESMONS J.Y., MADIETA E., MARTIN M., TORQUET R., LE RAY M. :  
*"Nouvelle méthode de mesure de la conductivité thermique"*,  
 International Journal of Heat and Mass Transfer, Vol 27, n°4, p.511-517, 1984.
- [42] DEGIOVANNI A., GERY A. :  
*"Etat actuel des techniques impulsioneelles appliquées à la détermination de la diffusivité thermique"*,  
 Bulletin BNM, pages 5-15, 1976.
- [43] DEGIOVANNI A., GERY A., LAURENT M., SINICKI O. :  
*"Attaque impulsioneelle appliquée à la mesure des résistances de contact et de la diffusivité thermique"*,  
 Entropie, n°64, pages 35-43, 1975.
- [44] DEGIOVANNI A., DAURON P., MARTINET J. :  
*"Quelques aspects nouveaux de la méthode flash"*,  
 Entropie, n°64, pages 44-51, 1975.
- [45] DEGIOVANNI A., LAURENT M. :  
*"Une nouvelle technique d'identification de la diffusivité thermique pour la méthode flash"*,  
 Revue de Physique appliquée, n°21, pages 229-237, 1986..
- [46] DEGIOVANNI A., SOIHILI Z. :  
*"Critères de non-linéarité pour la mesure de la diffusivité thermique par méthode impulsioneelle"*,  
 Revue Générale de Thermique, n°272-273, pages 489-493, 1984..
- [47] DE YRIES D.A. :  
*"Simultaneous transfer of heat and moisture in porous media"*,  
 Trans. Am. Geoph. Union, Vol 39, n°11, pages 909-916, 1958.
- [48] DE YRIES D.A. :  
*"The thermal conductivity of granular materials"*,  
 Laboratorium voor Natuur en Weerkunde, Wageningen, Holland.
- [49] DE YRIES D.A., PECK A.J. :  
*"On the cylindrical probe method of measuring thermal conductivity with special reference to soils"*,  
 Australian Journal of Physics, n°11, pages 255-271 & 410-423, 1958.
- [50] DIAZ PEDREGAL P. :  
*"Les caractéristiques thermophysiques de la terre"*,  
 Solaire I Magazine, n°17, pages 20-25, 1981.
- [51] DIAZ PEDREGAL P. :  
*"Les caractéristiques thermiques de la terre : du mythe à la réalité"*,  
 Revue H, n°66, pages 56-58, 1981.
- [52] DUTHOIT B. :  
*"Les méthodes de la théorie du signal appliquées à l'étude des interactions énergétiques entre une paroi opaque et son environnement"*,  
 Thèse de Doctorat d'état, Université de Lille, 1985.
- [53] FAROUKI O.T. :  
*"Thermal properties of soils"*,  
 C.R.R.E.L. Monograph, Pages 102-119, 1981.
- [54] FAUDOT D. :  
*"Etude structurale d'un corps poreux"*,  
 Pétrole et techniques, n°273, pages 19-30, 1980.

- [55] FAURE A. :  
*"Comportement des sols au compactage : Rôle de l'argile et conséquences sur l'arrangement des grains"*,  
 Thèse de Doctorat d'état, Université de Grenoble, 1978.
- [56] F.N.B. :  
*"Le comportement thermique des matériaux dans la construction"*,  
 Séminaire tenu à S<sup>t</sup>Rémy-lès-Chevreuse, 1977.  
 Editions du bâtiment et des travaux publics, Paris, 1978.
- [57] F.N.B. :  
*"L'humidité dans le bâtiment"*,  
 Séminaire tenu à S<sup>t</sup>Rémy-lès-Chevreuse, 1982.  
 Conseil International de la langue française, Paris, 1984.
- [58] FOURES J.C., JAVELAS R., PERRIN B. :  
*"Application d'une méthode impulsioneille à la détermination du coefficient de conductivité thermique des matériaux de construction"*,  
 Revue Générale de Thermique, n°218, 1980.
- [59] FOURES J.C., JAVELAS R., PERRIN B. :  
*"Caractéristiques thermiques de matériaux de construction. Détermination. Variations en fonction de la teneur en eau"*,  
 Revue Générale de Thermique, n°230, 1981.
- [60] FOUCAULT A., RAOULT :  
*"Dictionnaire de géologie"*,  
 Editions Masson, Paris, 1980.
- [61] FRITTON O.D., BUSSCHER W.J., ALPERT J.E. :  
*"An inexpensive but durable thermal conductivity probe for field use"*,  
 Soil Science Society of America proceedings, Vol 38, n°5, pages 854-855, 1974.
- [62] GLATZMAIER G.C., RAMIREZ F. :  
*"Simultaneous measurement of the thermal conductivity and thermal diffusivity of unconsolidated materials by the transient hot wire method"*,  
 Review of Scientific Instruments, Vol 56, n°7, pages 1394-1398, 1985.
- [63] GREGG S.J., SING K.S.W. :  
*"Adsorption, Surface area and Porosity"*,  
 Academic Press, London, G.B., 1982.
- [64] HADAS A. :  
*"Evaluation of theoretically predicted thermal conductivities of soils under field and laboratory conditions"*,  
 Soil Science Society of America Journal, Vol 41, pages 460-466, 1977.
- [65] HAMBURGER J. :  
*"Thermomigration de l'humidité en milieu poreux"*,  
 Thèse de Docteur 3<sup>ème</sup> cycle, Grenoble, 1973.
- [66] HAMBURGER J., MERCIER J.L. :  
*"Sonde à choc thermique, modèles théoriques, paramètres thermocinétiques d'un milieu poreux, leur relation avec la teneur en eau"*,  
 Séminaire "Comportement thermique et hydraulique de la zone non saturée"  
 E.P.F. Lausanne, Suisse, 1979.

- [67] HAMBURGER J., MERCIER J.L., THONY J.L., AUDIBERT S., QUENARD  
*"Mesures des paramètres thermocinétiques des milieux poreux par une méthode thermique transitoire. Application à la mesure de la teneur en eau"*,  
 Journée d'étude "Les caractéristiques thermiques des sols et leur mesure in-situ"  
 S.F.T., Paris, 1983
- [68] HAMBURGER J., BELLEUDY P. :  
*"Une méthode de mesure simultanée de la diffusivité et de la conductivité thermique adaptée aux roches et aux matériaux de construction"*,  
 Symposium A.I.R.H. "Les transferts de chaleur et de masse en milieu poreux"  
 Toulouse, 1980.
- [69] HORTON R., WIERENGA P.J. :  
*"The effect of column wetting on soil thermal conductivity"*,  
 Soil Science, Vol 138, n°2, pages 102-108, 1982.
- [70] HORTON R., WIERENGA P.J., NIELSEN D.R. :  
*"A rapid technique for obtaining uniform water content distributions in unsaturated soil columns"*,  
 Soil Science, Vol 133, n°6, pages 397-399, 1982.
- [71] HOUBEN H., GUILLAUD H. :  
*"Earth construction primer, volume 8"*,  
 International colloquium on "Earth construction technologies appropriate to developing countries", Brussels, 1984.
- [72] HUANG C.C., VINER J.M., NOVACK J.C. :  
*"New experimental technique for simultaneously measuring thermal conductivity and heat capacity"*,  
 Review of Scientific Instruments, Vol 56, n°7, pages 1390-1393, 1985.
- [73] HUTCHEON N.B., BALL W.M. :  
*"Thermal conductivity of rammed earth"*,  
 College of engineering, University of Saskatchewan, Canada, 1949.
- [74] JACKSON K.W., BLACK W.Z. :  
*"A unit cell model for predicting the thermal conductivity of a granular medium containing an adhesive binder"*,  
 International J. of Heat and Mass Transfer, Vol 26, n°1, pages 87-99, 1983.
- [75] JAEGER J.C. :  
*"The use of complete temperature time curves for determination of thermal conductivity with particular reference to rocks"*,  
 Australian Journal of Physics, n°12, pages 203-217, 1959.
- [76] JAEGER J.C., SASS J.H. :  
*"A line source method for measuring the thermal conductivity and diffusivity of cylindrical specimens of rock and other poor conductors"*,  
 British Journal of Applied Physics, Vol 15, pages 1187-1194, 1964.
- [77] JAGUARIBE E.F., BEASLEY D.E. :  
*"Modeling of the effective thermal conductivity and diffusivity of a packed bed with stagnant fluid"*,  
 International J. of Heat and Mass Transfer, Vol 27, n°3, pages 399-407, 1984.
- [78] JEANNET J. :  
*"Pisé: terre d'avenir ?"*,  
 Mémoire de 3<sup>ème</sup> cycle, 2 tomes + annexe, U.P.A. St Etienne, 1983.

- [79] JEANNET J., POLLET G. :  
*"La thermique du pisé"*,  
 Colloque "Construire en Terre", ENTPE-Vaulx-en-velin, 1984.
- [80] KATZ A.J., THOMPSON A.H. :  
*"Fractal sandstone pores : implications for conductivity and pores formation"*,  
 Physical Review Letters, Vol 54, n° 12, pages 1325-1328, 1985.
- [81] KERSTEN M.S. :  
*"Laboratory research for the determination of the thermal properties of soils"*,  
 Engineering Experiment Station, University of Minnesota, USA, 1949.
- [82] KNIBBE P.G. :  
*"The end-effect error in the determination of thermal conductivity using a hot-wire apparatus"*,  
 International J. of Heat and Mass Transfer, Vol 29, n° 3, pages 463-473, 1986.
- [83] KOUGBEADJO R.A. :  
*"Identification de la diffusivité thermique par traitement du transfert de chaleur à travers une paroi homogène en régimes impulsif et pseudo-aléatoire. Application des méthodes de corrélation en thermocinétique"*,  
 Thèse de Docteur-Ingénieur, Université de Lille, 1981.
- [84] KOUGBEADJO R.A., THERY P. :  
*"Thermal diffusivity measurement by cross correlating injected and transmitted heat pulses through a wall"*,  
 Journal of applied Physics, Vol 53, n° 4, 1982.
- [85] LAURENT J.P. :  
*"Modélisation analytique de transferts thermiques conductifs autour de puits et de sources de chaleur cylindriques enterrés dans le sol, application au stockage inter-saisonnier"*,  
 Mémoire de D.E.A., I.N.P. Grenoble, 1981.
- [86] LAURENT J.P., QUENARD D. :  
*"Méthode de la sonde à choc thermique : modèles théoriques (suite)"*,  
 Rapport interne CSTB n° 110, Grenoble, 1983.
- [87] LAURENT J.P., QUENARD D. :  
*"Détermination "in situ" des paramètres thermiques : vers des outils adaptés"*,  
 Colloque CSTB-CNRS, Paris, 1984.
- [88] LAURENT J.P., QUENARD D. :  
*"Détermination des paramètres thermiques du matériau terre"*,  
 Colloque "Construire en Terre", ENTPE-Vaulx-en-velin, 1984.
- [89] LAURENT J.P., QUENARD D. :  
*"Thermal properties of earth building materials : field assessing methods and variability"*,  
 Colloque CIB.86, Washington, USA, 1986.
- [90] LAURENT J.P., QUENARD D., SALLEE H. :  
*"Etude comparative des sondes à chocs thermiques bitige et tritige"*,  
 Rapport interne CSTB n° 111, Grenoble, 1984.
- [91] LAURENT J.P., QUENARD D., SALLEE H. :  
*"Mesure de l'humidité par sonde à choc thermique : résultats et perspectives"*,  
 Journée d'étude "Mesure de l'humidité dans les matériaux", G.U.T., Paris, 1984.



- [92] LE DOUSSAL H., BISSON G., HECKMANN P. :  
 "Nouvel appareil à microprocesseur pour la mesure automatique de la conductivité thermique par la méthode du fil chaud",  
 Bulletin de la société française de céramique, n°762, 1982.
- [93] LEROY G., BARDON J.P., SANEJOUAND R. :  
 "Sonde pour la mesure en place de la conductivité thermique du sol. Confrontation des mesures aux observations sur un stock expérimental de chaleur",  
 Journées d'étude sur "Les caractéristiques thermiques des sols et leur mesure in-situ", S.F.T., Paris, 1983.
- [94] MARTINET J. :  
 "La détermination des constantes thermiques des solides au moyens des méthodes en régime variable",  
 Publications scientifiques et techniques du ministère de l'air n°411, Paris, 1965
- [95] MAX J. :  
 "Méthodes et techniques de traitement du signal et applications aux mesures physiques, 3<sup>ème</sup> édition",  
 Editions Masson, 2 tomes, Paris, 1981.
- [96] MICHEL P., SIMON D. :  
 "Mélange terre-paille utilisé pour le chantier expérimental de l'Isle d'Abeau : Note de synthèse sur la connaissance actuelle du matériau",  
 Rapport E.N.T.P.E., Vaulx-en-Velin, 1983.
- [97] MICHEL P., SIMON D. :  
 "Analyse comparée de différents torchis français",  
 Rapport E.N.T.P.E., Vaulx-en-Velin, 1984.
- [98] MISSENERD A. :  
 "Conductivité thermique des solides, liquides, gaz et de leurs mélanges",  
 Editions Eyrolles, Paris, 1965.
- [99] MOUTARDA A., BLOCH A., MENGUY G., LAURENT M. :  
 "Conductivité thermique des mortiers d'isolation extérieure du bâtiment",  
 Revue Générale de Thermique, n°267, pages 219-231, 1984.
- [100] MOYNE C., DEGIOVANNI C.A. :  
 "Evaluation théorique de la diffusivité et de la conductivité thermique équivalente de matériaux poreux humides",  
 Modélisation et simulation en thermique, Poitiers, 1984.
- [101] NORMAN, LINDSAY D. :  
 "Computer simulation of particulate systems",  
 U.S. Department of the Interior, Bureau of mines, Bulletin n°658, 1971.
- [102] OGER L. :  
 "Etudes analogiques et numériques d'empilements désordonnés de sphères : géométrie et propriétés de conduction",  
 Thèse de Docteur-ingénieur, Université de Rennes, 1983.
- [103] OLIVIER M. :  
 "Caractérisation des briques de terre crue compressées par l'essai proctor statique",  
 REXCOOP, Rapport final, 12/1985.
- [104] OMNES R. :  
 "Sur l'empilement désordonné d'un système de sphères de rayons différents",  
 Journal de Physique, Vol 46, pages 139-147, 1985.

- [105] PELTIER R. :  
*"Manuel du laboratoire routier"*,  
 Editions Dunod, Paris, 1965.
- [106] PENICAUD H. :  
*"Caractéristiques thermophysiques du matériau terre"*,  
 Colloque "Actualité de la construction en terre en France", Vaulx-en-velin, 1982.
- [107] PERRIN B. :  
*"Etude des transferts couplés de chaleur et de masse dans des matériaux poreux consolidés utilisés en génie civil"*,  
 Thèse de Docteur d'état, Université de Toulouse, 1985.
- [108] PERSON J.P. :  
*"Caractérisation des propriétés thermo-hydrauliques d'un sol non-saturé"*,  
 Thèse de Docteur-ingénieur, I.N.P. Grenoble, 1981.
- [109] PETIT P., COULLET R., MERCIER J.L. :  
*"Simulation d'un capteur en vue de l'optimisation de sa géométrie"*,  
 Recherches Géographiques à Strasbourg, n°19-20.
- [110] POUGH F.H. :  
*"Guide des roches et minéraux"*,  
 Editions Delachaux & Niestlé, Paris, 1979.
- [111] QUENARD D. :  
*"Mesure des caractéristiques hygrothermiques des matériaux à l'aide d'une sonde à choc thermique"*,  
 Mémoire de D.E.S.S., Université de Reims, 1982.
- [112] QUENARD D. :  
*"Méthode de la sonde à choc thermique : modèles théoriques"*,  
 Rapport Interne CSTB n°109, Grenoble, 1983.
- [113] QUENARD D. LAURENT J.P., SALLEE H. :  
*"Variabilité des paramètres thermiques dans les matériaux de construction : influence de la teneur en eau et de la température"*,  
 Colloque EUROMECH 194, Nancy, 1985  
 Revue Générale de Thermique, n°291, pages 137-144, 1986
- [114] RAMMAL A. :  
*"Lissage par fonctions splines cubiques"*,  
 Rapport de stage, M.S.T. M.L.A., Université de Grenoble, 1985.
- [115] RODRIGUEZ J., ALLIBERT C.H., CHAIX J.M. :  
*"A computer method for random packing of spheres of unequal size"*,  
 Powder Technology, à paraître.
- [116] RODRIGUEZ J., ALLIBERT C.H., MERMET J., CHAIX J.M. :  
*"Simulation de la microstructure au cours du frittage avec phase liquide"*,  
 Mémoires et Etudes Scientifiques Revue de Métallurgie, pages 289-296, 6/1985.
- [117] SALOMONE L.A., KOVACS W.D., WECHSLER H. :  
*"Thermal behaviour of fine-grained soils"*,  
 U.S Department of commerce, National Bureau of Standards, U.S.A., 1982.
- [118] SCHULTZE IM WALDE W., BEESE F., MEYER B. :  
*"Neue heiz-mess-sonden für die messung der spezifischen wärme-leitfähigkeit von böden und probleme der anwendung der WLF-methode für wassergehaltsbestimmungen"*,  
 Göttinger Bodenkundliche Berichte 44, 1-51, 1976.

- [119] SEPASKHAH A.R., BOERSMA L. :  
*"Thermal conductivity of soil as a function of temperature and water content"*,  
 Soil Science Society of America Journal, Vol 43, pages 439-444, 1979.
- [120] SERRA J. :  
*"Présentation de la morphologie mathématique"*,  
 Annales des Mines, pages 1-10, 10/1975.
- [121] SUMIKAMA S, ARAKAWA Y. :  
*"Quick Thermal Conductivity Meter"*,  
 Instrumentation and Automation, Vol 4, n°4, pages 60-66, Japan, 1976.
- [122] RAZNJEVIC K. :  
*"Tables et diagrammes thermodynamiques"*,  
 Editions Eyrolles, Paris, 1970.
- [123] THONY J.L. :  
*"L'eau dans les matériaux et la notion de potentiel de liaison"*,  
 Journée d'étude "Mesure de l'humidité dans les matériaux", G.U.T., Paris, 1984.
- [124] TRAN NGOC LAN :  
*"Utilisation de l'essai au bleu de méthylène en terrassement routier"*,  
 Bulletin de Liaison des P. et Ch., n°111, pages 5-16, 1981.
- [125] YACHAUD G. :  
*"Contribution à l'étude des problèmes d'écoulement en milieu poreux non-saturé"*  
 Thèse de Doctorat d'état, Université de Grenoble, 1968.
- [126] YACHON R.I., CRANE R.A. :  
*"A prediction of the bounds on the effective thermal conductivity of granular materials"*,  
 International Journal of Heat and Mass Transfer, Vol 20, pages 711-723, 1977.
- [127] YATAN A. :  
*"Manuel de sédimentologie"*,  
 Editions Technip, Paris, 1967.
- [128] VOS B.H. :  
*"Measurements of thermal conductivity by a non-steady-state method"*,  
 Applied Science Research, Vol. 5, pages 425-438, 1955.
- [129] WHITTEMORE H.L., STANG A.H., HUBBELL E., DILL R.S. :  
*"Structural, heat-transfer, and water-permeability properties of five earth-wall constructions"*  
 N. B. S., Building Materials and Structures, Report BMS 78, 1941.
- [130] WOODSIDE W., MESSMER J.H. :  
*"Thermal conductivity of porous media. 1) Unconsolidated sands"*,  
 Journal of Applied Physics, Vol. 32, n°9, pages 1688-1706, 1961.
- [131] ZARCONI C., LENORMAND R., BACON G., CRAUSSE P. :  
*"Mesure des caractéristiques thermophysiques de milieux poreux par la méthode des chocs thermiques"*,  
 Séminaire "Comportement thermique et hydraulique de la zone non saturée"  
 E.P.F. Lausanne, Suisse, 1979.
- [132] ZUMBRUNNEN D.A., VISKANTA R., INCROPERA F.P. :  
*"Heat transfer through porous solids with complex internal geometries"*,  
 International Journal of Heat and Mass Transfer, Vol 29, pages 275-284, 1986.

---

## ANNEXES

---

**ANNEXE 1 :** Calcul des réponses impulsionnelles en géométrie cylindrique.

**ANNEXE 2 :** Programmes d'acquisition et de traitement.

**ANNEXE 3 :** Brevet "Elément chauffant de très faible inertie thermique".

**ANNEXE 4 :** Propriétés thermiques du matériau terre : études de cas.

---

**- ANNEXE 1 -**

**CALCUL DES REPONSES IMPULSIONNELLES  
EN  
GEOMETRIE CYLINDRIQUE**

On trouvera ci-après les listings des programmes (FORTRAN 77 - VAX750) qui nous ont permis de calculer les différents modèles que nous avons introduits au **chapitre 2**. Il s'agit de :

- TMT : Programme de calcul de la température d'une sonde monotige.

Variables :

- R rayon de l'élément chauffant.
- M masse de la sonde/unité de longueur.
- C chaleur spécifique de la sonde.
- LAMBDA conductivité thermique du matériau.
- CV capacité calorifique du matériau.
- RC résistance de contact sonde/matériau.
- P puissance injectée (W/m) s
- T temps.

Sorties :

- TMT température modèle complet.
- TAS température modèle asymptotique.

Appelle :  $J_0 J_1 Y_0 Y_1$  : fonctions de Bessel (voir page 8 & 9)

- TBLACK : Programme de calcul du modèle de Blackwell (sonde bitige).

Variables :

- ALPHA diffusivité thermique du matériau.
- T temps.
- $R_s$  rayon de l'élément chauffant.
- TL longueur de l'élément chauffant.
- D distance élément chauffant/thermocouple.
- TPRE précision souhaitée.
- IET code erreur.

Sorties : - TBLACK température  $\propto 1/Q$  (Q flux en  $W/m^2$ ).

Appelle : PRFQ (page 7), PLFIN.

- H1TT : Programme de calcul de la réponse impulsionnelle T1/T2 (sonde tritige).

- Variables :
- ALPHA diffusivité thermique du matériau.
  - T temps.
  - TL longueur de l'élément chauffant.
  - $D_1$  distance élément chauffant/1<sup>er</sup> thermocouple.
  - $D_2$  distance élément chauffant/2<sup>ème</sup> thermocouple.
  - TPRE précision souhaitée.
  - IET code erreur.

Sorties : - H1TT =  $H_1(t)/a$

Appelle : ERF fonction erreur.

- H2QT : Programme de calcul de la réponse impulsionnelle Q/T2 (sonde tritige).

- Variables :
- ALPHA diffusivité thermique du matériau.
  - T temps.
  - $R_s$  rayon de l'élément chauffant.
  - TL longueur de l'élément chauffant.
  - D distance élément chauffant/2<sup>ème</sup> thermocouple.
  - TPRE précision souhaitée.
  - IET code erreur.

Sorties : - H2QT =  $H_2(t).C$

Appelle : ERF fonction erreur.

## - Calcul de la température dans l'élément chauffant (modèle 1 page 34) -

```

C TMT : PROGRAMME DE CALCUL DE LA TEMPERATURE SONDE MONOTIGE
      REAL JO,J1,M,P,LAMBDA

C CARACTERISTIQUES DE LA SONDE :
      R=1.725E-3
      TYPE*, 'M?'
      ACCEPT *,M
      C=450.

C CARACTERISTIQUES DE L'ESSAI :
      TYPE *, 'Lambda,CV,RC,P ?'
      ACCEPT*,LAMBDA,CV,RC,P
      ALPHA=LAMBDA/CV

C CALCUL DE LA TEMPERATURE :
      PI=3.141592654
      GAMMA=.577215665
      CO=8.*P/(PI*LAMBDA)
      C1=R*R*CV/(M*C)
      C2=LAMBDA*RC/R
      C3=ALPHA/(R*R)
      C4=CO*C1*C1

      DX=.002
      DO T=1.,900.
          X=DX
          F1=0.
          TMT=0.
          FO=C3*T
          CALL LIB$INIT_TIMER
          DO I=1,10000
              A=X*JO(X)+J1(X)*(C2*X*X-2.*PI*C1)
              B=X*YO(X)+Y1(X)*(C2*X*X-2.*PI*C1)
              F2=(1-EXP(-FO*X*X))/(X*X*X*(A*A+B*B))
              DTMT=C4*(F1+F2)*DX/2.
              TMT=TMT+DTMT
              IF (DTMT.LT.0.) GOTO 1
              IF (DTMT/TMT.LE.1.E-6) GOTO 1
              F1=F2
              X=X+DX
          END DO
          CALL LIB$STAT_TIMER(2;IT)
          C5=LOG(4.*FO)-GAMMA
          C6=C5+2.*C2
          TAS=C6+(C5+1.-C6/(C1*PI))/(2.*FO)
          TAS=TAS*P/(4.*PI*LAMBDA)
          TYPE *, 'NPAS=',I, ' T=',T, ' TMT=',TMT, ' TAS=',TAS, ' (',IT,')'
          WRITE(1,*) T,TMT,TAS
      END DO
      END

```



## - Calcul de la réponse indicielle flux/température (modèle 3 page 41) -

```

FUNCTION TBLACK(ALPHA,T,RS,TL,D,TPRE,IET)
REAL F(3),TEMP(3)
DSPI=0.6366198
UPAS=5.
TBLACK=0.
TMAX=0.
TMIN=0.
TEMP(1)=0.
F(1)=0.
IET=0
U=0.
DO 1 NP=1,1500
DO 4 I=2,3
U=U+UPAS
F(2)=PLFIN(TL,ALPHA,U,T,IET)*PRFQ(D,U,RS,IERR)*DSPI/(U*U)
U=U+UPAS
F(3)=PLFIN(TL,ALPHA,U,T,IET)*PRFQ(D,U,RS,IERR)*DSPI/(U*U)
DT=(F(1)+4*F(2)+F(3))*UPAS/3.
TEMP(I)=TEMP(I-1)+DT
4 CONTINUE
IF((TEMP(2).LT.TEMP(3)).AND.(TEMP(2).LT.TEMP(1))) THEN
TMIN=TEMP(2)
ELSE IF((TEMP(2).GT.TEMP(3)).AND.(TEMP(2).GT.TEMP(1))) THEN
TMAX=TEMP(2)
ELSE
GOTO 3
END IF
PTBLACK=TBLACK
TBLACK=(TMIN+TMAX)/2.
IF (TBLACK.LE.0.) GOTO 3
IF (ABS(PTBLACK-TBLACK)/TBLACK.LE.TPRE/100.) GOTO 2
3 TEMP(1)=TEMP(3)
F(1)=F(3)
1 CONTINUE
2 IF (NP.EQ.1500) IET=1
RETURN
END

FUNCTION PLFIN(TL,ALPHA,U,T,IET)
IER=1
PLFIN=1.
IF (TL*U/2. .GT. 88.) GOTO 100
SQAT=SQRT(ALPHA*T)
EXLU=EXP(TL*U/2.)
EXMLU=EXP(-TL*U/2.)
EXAU2T=EXP(-ALPHA*U*U*T)
PLFIN=1.-ERF(TL/(4*SQAT))*EXAU2T-(EXLU*ERFC(TL/(4*SQAT)+U*SQAT)
1 +EXMLU*ERFC(TL/(4*SQAT)-U*SQAT))/2.
IER=0
100 RETURN
END

```

## - Calcul de la réponse impulsionnelle température/temp. (modèle 7 page 55) -

```

FUNCTION H1TT(ALPHA,T,D1,TL,D2,TPRE,IET)
REAL F(3)
UPAS=5.
H1TT=0.
F(1)=0.
IET=0
U=0.
DO 1 NP=1,3000
U=U+UPAS
F(2)=PRFT(D2,U,D1,IERR)*EXP(-ALPHA*U*T)*U
U=U+UPAS
F(3)=PRFT(D2,U,D1,IERR)*EXP(-ALPHA*U*T)*U
DT=(F(1)+4*F(2)+F(3))*UPAS/3.
PH1TT=H1TT
H1TT=H1TT+DT
IF (H1TT.LE.0.) GOTO 3
IF (ABS(PH1TT-H1TT)/H1TT.LE.TPRE/100.) GOTO 2
3
1
2
F(1)=F(3)
CONTINUE
IF (NP.EQ.3000) IET=1
H1TT=H1TT*.6366198*ERF(TL/(4.*SQRT(ALPHA*T)))
RETURN
END

FUNCTION PRFT(D,U,RS,IERR)
REAL*8 XX,YN(2)
REAL MMBSJO,MMBSJ1,JOURS,JOUD
PRFT=0.
IERR=1
UD=U*D
URS=U*RS
IF ((UD .GT. 4.29E09) .OR. (URS .GT. 4.29E09)) GOTO 100
JOUD=MMBSJO(UD,IERR)
JOURS=MMBSJO(URS,IERR)
XX=URS
CALL MMBSYN(XX,0.,1,YN,IERR)
YOURS=YN(1)
XX=UD
CALL MMBSYN(XX,0.,1,YN,IERR)
YOUD=YN(1)
PRFT=(YOUD*JOURS-YOURS*JOUD)/(JOURS*JOURS+YOURS*YOURS)
IERR=0
100
RETURN
END

```

## - Calcul de la réponse impulsionnelle flux/température. (modèle 8 page 55) -

```

FUNCTION H2QT(ALPHA,T,RS,TL,D,TPRE,IET)
REAL F(3)
UPAS=5.
H2QT=0.
F(1)=0.
IET=0
U=0.
DO 1 NP=1,3000
U=U+UPAS
F(2)=PRFQ(D,U,RS,IERR)*EXP(-ALPHA*U*U*T)
U=U+UPAS
F(3)=PRFQ(D,U,RS,IERR)*EXP(-ALPHA*U*U*T)
DT=(F(1)+4*F(2)+F(3))*UPAS/3.
PH2QT=H2QT
H2QT=H2QT+DT
IF (H2QT.LE.0.) GOTO 3
IF (ABS(PH2QT-H2QT)/H2QT.LE.TPRE/100.) GOTO 2
3 F(1)=F(3)
1 CONTINUE
2 IF (NP.EQ.3000) IET=1
H2QT=H2QT*.636619772*ERF(TL/(4.*SQRT(ALPHA*T)))
RETURN
END

FUNCTION PRFQ(D,U,RS,IERR)
REAL*8 XX,YN(2)
REAL MMBSJO,MMBSJ1,J1URS,JOUD
PRFC=0.
IERR=1
UD=U*D
URS=U*RS
IF ((UD .GT. 4.29E09) .OR. (URS .GT. 4.29E09)) GOTO 100
JOUD=MMBSJO(UD,IERR)
J1URS=MMBSJ1(URS,IERR)
XX=UD
CALL MMBSYN(XX,0.,1,YN,IERR)
YOUD=YN(1)
XX=URS
CALL MMBSYN(XX,0.,2,YN,IERR)
Y1URS=YN(2)
PRFC=(YOUD*J1URS-JOUD*Y1URS)/(J1URS*J1URS+Y1URS*Y1URS)
IERR=0
RETURN
100 END

```

## - Calcul des fonctions de Bessel de première espèce (d'après [1]) -

```

FUNCTION J0(X)
REAL J0
IET=1
J0=0.
IF (X.GT.7.E6) GOTO 1
Y1=X/3.
Y2=Y1*Y1
Y3=Y2*Y1
Y4=Y3*Y1
Y5=Y4*Y1
Y6=Y5*Y1
IF (X.LE.3.) THEN
J0=1.-2.2499997*Y2+1.2656208*Y4-.3163866*Y6+.0444479*Y6*Y2
1 -.0039444*Y5*Y5+.0002100*Y6*Y6
ELSE
FO=.79788456-.00000077/Y1-.00552740/Y2-.00009512/Y3
1 +.00137237/Y4-.00072805/Y5+.00014476/Y6
TETA0=X-.78539816-.04166397/Y1-.00003954/Y2
1 +.00262573/Y3-.00054125/Y4-.00029333/Y5+.00013558/Y6
J0=FO*COS(TETA0)/SQRT(X)
END IF
IET=0
1 RETURN
END

FUNCTION J1(X)
REAL J1
IET=1
J1=0.
IF (X.GT.7.E6) GOTO 1
Y1=X/3.
Y2=Y1*Y1
Y3=Y2*Y1
Y4=Y3*Y1
Y5=Y4*Y1
Y6=Y5*Y1
IF (X.LE.3.) THEN
J1=X*(.5-.56249985*Y2+.21093573*Y4-.03954289*Y6
1 +.00443319*Y6*Y2-.00031761*Y5*Y5+.00001109*Y6*Y6)
ELSE
F1=.79788456+.00000156/Y1+.01659667/Y2+.00017105/Y3
1 -.00249511/Y4+.00113653/Y5-.00020033/Y6
TETA1=X-2.35619449+.12499612/Y1+.00005650/Y2
1 -.00637879/Y3+.00074348/Y4+.00079824/Y5-.00029166/Y6
J1=F1*COS(TETA1)/SQRT(X)
END IF
IET=0
1 RETURN
END

```

## - Calcul des fonctions de Bessel de seconde espèce (d'après [1]) -

```

FUNCTION Y0(X)
REAL J0,J1
DSPI=.6366198
Y0=0.
IET=1
IF (X.GT.7.E6) GOTO 1
Y1=X/3.
Y2=Y1*Y1
Y3=Y2*Y1
Y4=Y3*Y1
Y5=Y4*Y1
Y6=Y5*Y1
IF (X.LE.3.) THEN
Y0=DSPI*ALOG(X/2.)*J0(X,I)+.36746691+.60559366*Y2
1 -.74350384*Y4+.25300117*Y6-.04261214*Y2*Y6
2 +.00427916*Y5*Y5-.00024846*Y6*Y6
ELSE
F0=.79788456-.00000077/Y1-.00552740/Y2-.00009512/Y3
1 +.00137237/Y4-.00072805/Y5+.00014476/Y6
TETA0=X-.78539816-.04166397/Y1-.00003954/Y2
1 +.00262573/Y3-.00054125/Y4-.00029333/Y5+.00013558/Y6
Y0=F0*SIN(TETA0)/SQRT(X)
END IF
IET=0
1 RETURN
END

FUNCTION Y1(X)
REAL J0,J1
DSPI=.6366198
Y1=0.
IET=1
IF (X.GT.7.E6) GOTO 1
Y0=X/3.
Y2=Y0*Y0
Y3=Y2*Y0
Y4=Y3*Y0
Y5=Y4*Y0
Y6=Y5*Y0
IF (X.LE.3.) THEN
Y1=DSPI*ALOG(X/2.)*J1(X,I)+(-.6366198+.2212091*Y2
1 +2.1682709*Y4-1.3164827*Y6+.3123951*Y4*Y4-.0400976*Y5*Y5
2 +.0027873*Y6*Y6)/X
ELSE
F1=.79788456+.00000156/Y0+.01659667/Y2+.00017105/Y3
1 -.00249511/Y4+.00113653/Y5-.00020033/Y6
TETA1=X-2.35619449+.12499612/Y0+.00005650/Y2
1 -.00637879/Y3+.00074348/Y4+.00079824/Y5-.00029166/Y6
Y1=F1*SIN(TETA1)/SQRT(X)
END IF
IET=0
1 RETURN
END

```

## - Calcul des fonctions erreur et erreur complémentaire (d'après [1]) -

```

FUNCTION ERF(X)
LOGICAL MIN
MIN=.FALSE.
IF (X.LT.0.) THEN
MIN=.TRUE.
X=-X
END IF
ERF=1.
IF (X.GT.1.E17) GOTO 1
T=1./(1.+3275911*X)
ERF=(.254829592*T-.284496736*T*T+1.421413741*T*T*T
1 -1.453152027*T*T*T*T+1.061405429*T*T*T*T*T)
ERF=1.-ERF*EXP(-X*X)
1 CONTINUE
IF (MIN) THEN
ERF=-ERF
X=-X
END IF
RETURN
END

FUNCTION ERFC(X)
ERFC=1.-ERF(X)
RETURN
END

```

- ANNEXE 2 -

**PROGRAMMES D'ACQUISITION ET DE TRAITEMENT**

On trouvera rassemblés dans les pages suivantes les listings des principaux programmes d'acquisition et de traitement que nous avons développés en amont des différentes sondes à chocs thermiques que nous avons présentées dans le **chapitre 2**.

Il s'agit de :

**-1) PROGRAMMES D'ACQUISITION "TEMPS REEL" (HP9816/HP-Basic) :**

**- ESS\_SMT : Programme principal d'acquisition et de traitement sonde monotige :**

Variables : Décrites dans le programme.

Sorties : Fichier résultat "ESSxxx" où xxx est le numéro de l'essai.

Appelle : **Scrut\_smt** : routine de scrutation .

**- Scrut\_smt : Subroutine d'acquisition et de traitement sonde monotige :**

Variables : Décrites dans le programme.

Sorties : Retour au programme principal.

Appelle : - **Reg\_lin** subroutine de Régression linéaire.  
- **Conv\_type\_e** subroutine de conversion tension/°C thermocouple E.

**- PIL\_SMT : Programme de pilotage étuve + 4 sondes monotiges (Chap.3, S3.4) :**

Variables : Décrites dans le programme.

Sorties : - Fichiers résultats "ESSxxx" pour chaque essai.  
- Fichier de synthèse (Fich\_res\$) de tous les résultats.

Appelle : - **Scrut\_smt** subroutine de scrutation.  
- **Test\_stab** subroutine de recherche de stabilité thermique.  
- **Consigne\_etuve** subroutine de pilotage en température de l'étuve.



**-2) PROGRAMMES DE TRAITEMENT (YAX-YMS/FORTRAN):****- CALE : Programme de traitement sonde bitige "classique" (Chap. 2, S2,2,2) :**

Variables : Décrites dans le programme.

Sorties : Paramètres thermiques  $a, \lambda, C$ .

Appelle : **FOPT** : Modèle de réponse indicielle flux/température (**annexe 1**) .

**- TRAITSTT : Programme de traitement complet "sonde tritige" (Chap. 2, S2,3,1) :**

Variables : -TC temps de chauffage.  
 -TM1, TM2 temps des maximums des courbes  $\Delta T_1$  et  $\Delta T_2=f(t)$ .  
 -TE  $\Delta T=f(t)$  pour l'élément chauffant.  
 -T1  $\Delta T=f(t)$  pour le premier thermocouple.  
 -H1  $\Delta T=f(t)$  pour le deuxième thermocouple.  
 -H12 réponse impulsionnelle temp./temp. tabulée (**annexe 1**).  
 -H22 réponse impulsionnelle flux/temp. tabulée (**annexe 1**).

Sorties : -AC diffusivité thermique.  
 -CC1 capacité calorifique (hypothèse du "créneau parfait").  
 -CC2 capacité calorifique (flux capacitif : **Chap2, S2,3,1,5,1**).  
 -CC3 capacité calorifique (flux estimé : **Chap2, S2,3,1,5,2**).

---

**NOTA** : Les personnes désireuses d'utiliser, ou d'adapter, ces logiciels pourront contacter le service "Matériaux" du CSTB (24 rue Joseph Fourier, 38400 Saint Martin d'Hères, France, 76.54.11.63) qui sera en mesure de leur communiquer toutes précisions utiles et, le cas échéant, de leur fournir un système intégré d'acquisition et de traitement actuellement en cours de réalisation industrielle.

## - ESS\_SMT : programme principal d'acquisition sonde monotige -

```

90  OPTION BASE 1
100 PRINTER IS CRT
110 Init_terminal
120 |
130 |
140 | Declaration des variables:
150 |
160 COM /Sonde/ L_elt,R_elt,Coeff
170 COM /Essai/ Materiau$(80),Remarque$(80),Tch,Dt1,W,Tmax_scrut
180 COM /Temperatures/ T1(600)
190 INTEGER Dt2_dt1,Ierr,Add,Nmes,N_essai,Sc,Si,St,Su
200 DIM Date$(80),Fich_res$(20)
210 |
220 | -----
230 |
240 | INITIALISATION DES PARAMETRES
250 |
260 | -----
270 |
280 |Initialisation des caractéristiques de la sonde :
290 |
300 L_elt=.0994      !Longueur de la sonde (m)
310 R_elt=.1643     !Résistance de la sonde (Ohm)
320 |
330 |Initialisation des paramètres de scrutation :
340 |
350 Tch=400         !Temps de chauffage (s)
360 Dt1=5          !Intervalle de scrutation (s)
370 Tmax_scrut=400 !Durée maximale de scrutation (s)
380 Add=709        !Adresse de HP3421 sur HP1B
390 Sc=0           !Numéro de voie de commande du chauffage
410 Si=3          !Numéro de voie de mesure d'intensité
420 St=6          !Numéro de voie du thermocouple
430 |
440 CLEAR Add
450 ENTER Add
460 |
470 | -----
480 |
490 | ENTREE DES PARAMETRES SPECIFIQUES DE L'ESSAI
500 |
510 | -----
520 |
530 INPUT "Materiau ?",Materiau$
540 PRINT " ";Materiau$
550 INPUT "Remarque ?",Remarque$
560 IF Remarque$="" THEN Remarque$="-----"
570 PRINT " ";Remarque$
580 |
590 | -----
600 |
610 | PROGRAMME D'ESSAI
620 |
630 | -----
640 |
650 Scrut_smt(N_essai,Add,Sc,Si,St,Nmes,Ierr,Lambda,R) !Scrutation
660 |
670 | -----
680 |
690 | IMPRESSION DES RESULTATS
700 |
710 | -----
720 |
730 PRINT
740 PRINT USING 750;Lambda,R
750 IMAGE " Lambda=" ,0.000,"W/m*K (R=" ,.00000," )"
760 END

```

## - Scrut\_smt : Subroutine d'acquisition sonde monotige -

```

780 SUB Scrut_smt(INTEGER N_essai,Add,Sc,Sl,St,Nmes,Ierr,REAL Lambda,R)
790 |-----|
800 |
810 | Scrut_smt : Sous-programme de scrutation sonde monotige
820 |
830 |           N_essai : Numéro de l'essai
840 |           ADD : Adresse de la HP3421
850 |           Sc : Numéro de la voie de commande
860 |           Sl : Numéro de voie de mesure d'intensité
870 |           St : Numéro de voie thermocouple
880 |           Nmes : Nbre de mesures effectuées
890 |           Ierr : Paramètre d'erreur
900 |-----|
910 |
920 |
930 OPTION BASE 1
940 COM /Sonde/ L_elt,R_elt,Coeff
950 COM /Essai/ Materiau$(80),Remarque$(80),Tch,Dtl,W,Tmax_scrut
960 COM /Temperatures/ T1(*)
970 DIM Texp$(20),Us$(20),I$(20),Date$(80)
980 DIM X(200),Y(200)
990 INTEGER C_on,I,N_mesures
1000 Ierr=0
1010 Date$=DATES(TIMEDATE)&" "&TIME$(TIMEDATE)
1020 PRINT
1030 ASSIGN @File1 TO "NUM_ESSAI"
1040 ENTER @File1;N_essai
1050 ASSIGN @File1 TO *
1060 N_essai=N_essai+1
1070 PRINT "-ESSAI N";N_essai;" ";Date$
1080 PRINT
1090 |
1100 !Initialisation commandes HP3421
1110 |
1120 T1$="DCV"&VAL$(St)           !Mes. de température
1130 On$="CLS"&VAL$(Sc)           !Mise en route chauffage
1140 Off$="OPN"&VAL$(Sc)          !Arrêt du chauffage
1150 Us="DCV"&VAL$(Su)           !Mesure de tension
1160 Is="DCV"&VAL$(Sl)           !Mesure d'intensité
1170 |
1180 |-----|
1190 |
1200 RECHERCHE DE STABILITE
1210 |
1220 |-----|
1230 |
1240 Tref1=0 !Température de référence du thermocouple
1250 ON KEY 0 LABEL "STAB:OK!" GOTO Stable
1260 ON CYCLE 15 GOTO 1270
1270 BEEP 2000,.01
1280 OUTPUT Add;T1$
1290 ENTER Add;V1
1300 Conv_type_e(V1,Tth1)
1310 Tth1=INT(Tth1*100+.5)/100
1320 DISP USING Form1;Tth1
1330 Form1:IMAGE " Temp. de référence : -de Th1->","SDD.DD,""C"
1340 IF Tth1=Tref1 THEN GOTO Stable
1350 Tref1=Tth1
1360 Pause:GOTO Pause
1370 Stable:BEEP 2000,.5
1380 OFF CYCLE
1390 DISP "Stabilité correcte. Début du cycle de mesure !"
1400 OUTPUT Add;T1$
1410 ENTER Add;V1
1420 Conv_type_e(V1,Tref1)
1430 Tref1=INT(Tref1*100+.5)/100
1440 PRINT USING Form1;Tref1

```

## - Scrut\_smt : Subroutine d'acquisition sonde monotige (suite) -

```

1460 | -----
1470 |
1480 | CYCLE DE MESURE
1490 |
1500 | -----
1510 |
1520 |   C_on=1 !Indicateur de chauffage
1530 |
1540 |Préparation du graphique
1550 |
1560 |   Scroll_up
1570 |   GINIT
1580 |   GRAPHICS ON
1590 |   GCLEAR
1600 |   CSIZE 4,.6
1610 |   VIEWPORT 10,120,30,95!Fenetre de trace (<=>LOCATE)
1620 |   LORG 5
1630 |   WINDOW 0,Tmax_scrut,0,40 !Echelle (<=>SCALE)
1640 |   FRAME
1650 |   AXES 10,1,0,0,6,5,5
1660 |   GRID 120,10,0,0,1,1,5
1670 |   CLIP OFF
1680 |   LORG 6
1690 |   MOVE Tmax_scrut,0
1700 |   LABEL "Temps (s)"
1710 |   LORG 4
1720 |   OES
1730 |   LDIR 90
1740 |   MOVE -50,7.5
1750 |   LABEL "Delta T ('C)"
1760 |   LDIR 0
1770 |   LORG 6
1780 |   FOR I=0 TO INT(Tmax_scrut/120)-1
1790 |     MOVE I*120,0
1800 |     LABEL USING "$,K",I*120
1810 |   NEXT I
1820 |   LORG 4
1830 |   LDIR 90
1840 |   FOR I=0 TO 4
1850 |     MOVE 0,I*10
1860 |     LABEL USING "$,K",I*10
1870 |   NEXT I
1880 |   LDIR 0
1890 |   LORG 5
1900 |   CLIP ON
1910 |   ON KEY 0 LABEL "FIN !" GOTO Fin_mesure
1920 |   N_mesures=INT(Tmax_scrut)/Dt!!Nombre maximal de mesures à effectuer
1930 |   ON ERROR GOTO Fin_mesure
1940 |
1950 |Boucle de mesure
1960 |
1970 |   IF C_on=1 THEN OUTPUT Add;On$
1980 |   ON CYCLE 0t1 GOTO Mesure
1990 |
2000 |Mesure de la puissance
2010 |
2020 |   WAIT 1
2030 |   OUTPUT Add;Is
2040 |   ENTER Add;Ic
2050 |   W=Ic*Ic*R_elt
2060 |   DISP USING Form4:-Ic;W
2070 |   Form4:IMAGE "          I=",".D.DDD,"A W=","DD.DD,"W"
2080 |   FOR Nmes=1 TO N_mesures
2090 |   Attente:GOTO Attente

```

## - Scrut\_smt : Subroutine d'acquisition sonde monotige (suite) -

```

2100 Mesure:IF C_on=0 THEN OUTPUT Add;Offs
2110     OUTPUT Add;T1$
2120     --ENTER Add;V1
2130     Conv_type_e(V1,Tth1)
2140     T1(Nmes)=Tth1-Tref1 !Calcul du delta T1
2150     T1(Nmes)=INT(T1(Nmes)*100+.5)/100
2160     IF (Nmes+1)*Dt1=Tch THEN C_on=0
2170     Temps=Nmes*Dt1
2180     DISP USING Form2;Temps;T1(Nmes);C_on
2190 Form2:IMAGE "      t=",DDD,"s Delta T1 :",SDD.DD,"°C Chauffage :",D
2200     PENUP
2210     PLOT Temps,T1(Nmes)
2220     PENUP
2230     BEEP 2000,.01
2240     NEXT Nmes
2250 Fin_mesure:OFF CYCLE
2260     OUTPUT Add;Offs
2270     OFF ERROR
2280     Nmes=Nmes-1
2290     REDIM T1(Nmes)
2300     GRAPHICS OFF
2310     Scroll_down
2320 |
2330 |-----|
2340 |
2350 | CALCUL DE LAMBDA PAR LA METHODE DE LA PENTE
2360 |
2370 |-----|
2380 |
2390     Np=INT(Tch/Dt1)
2400     IF Np>Nmes THEN Np=Nmes
2410     FOR I=1 TO Np
2420         X(I)=LOG(I*Dt1)
2430         Y(I)=T1(I)
2440     NEXT I
2450     Reg_lin(X(*),Y(*),Np-(180/Dt1),Np-1,A,B,R)
2460     Lambda=W/(L_elt*4*PI+A)
2470     Lambda=INT(Lambda*1000+.5)/1000
2480 |
2490 |-----|
2500 |
2510 | RECOPIE DES RESULTATS DE L'ESSAI SUR DISQUE
2520 |
2530 |-----|
2540 |
2550     N_record=INT(Nmes/10)
2560     IF Nmes>N_record*10 THEN N_record=N_record+1
2570     N_record=N_record
2580     ON ERROR GOTO 2720
2590     CREATE BDAT "Essai_"&VAL$(N_essai)&":HP9133 REMU,700,1",N_record+5,80
2600     ASSIGN @File1 TO "Essai_"&VAL$(N_essai)&":HP9133 REMU,700,1"
2610     OUTPUT @File1;Date$
2620     OUTPUT @File1;Materiau$
2630     OUTPUT @File1;Remarque$
2640     OUTPUT @File1;R_elt,L_elt,Coeff,Tref1,Tref2
2650     OUTPUT @File1;W,Tch,Dt1,Nmes
2660     OUTPUT @File1 USING Form3;T1(*)
2670 Form3:IMAGE 10(SDD.DD),/,#
2680     ASSIGN @File1 TO *
2690     ASSIGN @File1 TO "NUM_ESSAI"
2700     OUTPUT @File1;N_essai
2710     ASSIGN @File1 TO *
2720     OFF ERROR
2730     SUBEND
2740     SUB Trait_sbt
2750     SUBEND

```

## - Reg\_lin : Subroutine de régression linéaire -

```

3000 |
3010 |-----
3020 |
3030 |Reg_lin : Sous-programme de regression linéaire
3040 |
3050 |-----
3060 |
3070 SUB Reg_lin(X(*),Y(*),Nmin,Nmax,A,B,R)
3080   Xb=0
3090   Yb=0
3100   Xxb=0
3110   Yyb=0
3120   Xyb=0
3130   FOR I=Nmin TO Nmax
3140     Xb=Xb+X(I)
3150     Yb=Yb+Y(I)
3160   NEXT I
3170   Xb=Xb/(Nmax-Nmin+1)
3180   Yb=Yb/(Nmax-Nmin+1)
3190   FOR I=Nmin TO Nmax
3200     Xyb=Xyb+(X(I)-Xb)*(Y(I)-Yb)
3210     Xxb=Xxb+(X(I)-Xb)*(X(I)-Xb)
3220     Yyb=Yyb+(Y(I)-Yb)*(Y(I)-Yb)
3230   NEXT I
3240   A=Xyb/Xxb
3250   B=Yb-A*Xb
3260   R=SQR(Xyb*Xyb/(Xxb*Yyb))
3270 SUBEND

```

## - Conv\_type\_E : Subroutine de conversion tension/°C thermocouple type E -

```

3280 SUB Conv_type_e(V,T)
3290 |
3300 |-----
3310 |
3320 | Conv_type_e : Sous-programme de conversion tension/température (type E)
3330 |
3340 |   Variables :
3350 |
3360 |           V : F.e.m délivrée par le thermocouple (Volts)
3370 |           T : Température correspondante (°C)
3380 |
3390 |   NOTA : * La conversion est effectuée à l'aide d'un polynôme de degré 5
3400 |           obtenu par regression sur les valeurs des tables internationales
3410 |           prises entre -50°C et +100°C tous les 5°C.
3420 |           * La soudure froide est supposée à 0°C.
3430 |
3440 |-----
3450 |
3451 |   V=V*1000000.
3460 |   T=V*(1.707E-2+V*(-2.511E-7+V*(1.633E-11+V*(-1.905E-15+V*(1.109E-19))))
3470 SUBEND

```

## - PIL\_SMT -

```

10 | -----
20 |
30 | PIL_SMT: PROGRAMME DE PILOTAGE EN TEMPERATURE D'UNE ETUVE CLIMATS AVEC
40 |     MESURE DES PARAMETRES THERMIQUES A CHAQUE PALIER.
50 |     (4 ECHANTILLONS MUNIS DE SONDES A CHOCS "MONOTIGES")
60 |
70 |
80 |
90 | -----
100 |
110 | PRINT "PIL_SMT : Chargement des sous-programmes : patience !"
120 | LOADSUB ALL FROM "ESS_SMT"
130 | LOADSUB Consigne_etuve FROM "TEST_ETUVE"
140 | LOADSUB Test_stab FROM "TEST_ETUVE"
150 | PRINTER IS CRT
160 | Init_terminal
170 |
180 |
190 | Declaration des variables:
200 |
210 | COM /Sonde/ L_elt,R_elt,Coeff
220 | COM /Essai/ Materiau$(80),Remarque$(80),Tch,Dt1,W,Tmax_scrut
230 | COM /Temperatures/ T1(1:600)
240 | INTEGER Dt2_dt1,Ierr,Add,Nmes,N_essai,Nep,Nr,Nte,Sc,Si,St,Su
250 | INTEGER Nc(1:4),Nt(1:4),Ct(1:4),Num(1:4)
260 | REAL L(1:4),R(1:4),Ds(1:4),We(1:4)
270 | DIM M$(4)[80],R$(4)[80],Data$(80),Fich_res$(20)
280 |
290 | -----
300 |
310 | INITIALISATION DES PARAMETRES GENERAUX DE L'ESSAI
320 |
330 | -----
340 |
350 | Nte=4                |Nombre total d'échantillons
351 | Nep=2                |Nombre d'essai par palier
360 | Tmax=60              |Température maximale
370 | Tmin=0               |Température minimale
380 | Delta_t=-5           |Ecart entre 2 paliers de température
390 | Tch=400              |Temps de chauffage (s)
400 | Dt1=5                |Intervalle de scrutation (s)
410 | Tmax_scrut=400       |Durée maximale de scrutation (s)
420 | Add=709              |Adresse de HP3421 sur HP1B
430 | Si=3                 |Numéro de voie de mesure d'intensité
440 | DATA 0,1,10,11      |Numéros des voies de commande
450 | DATA 6,8,16,18      |Numéros des voies de scrutations
460 | DATA .09986,.09964,.09962,.09996 |Longueurs sondes
470 | DATA .1650,.1457,.1594,.1675 |Résistances sondes
480 | READ Nc(*)
490 | READ Nt(*)
500 | READ L(*)
510 | READ R(*)
520 |
530 | CLEAR Add
540 | ENTER Add
550 |
560 | -----
570 |
580 | CREATION DU FICHIER RESULTAT :
590 |
600 | -----
610 |
620 | INPUT "Nom du fichier resultat (20c) ? ",Fich_res$
630 | Nr=ABS((Tmax-Tmin)/Delta_t)
640 | Nr=Nep*(4*Nr+4)
650 | CREATE BOAT Fich_res$,Nr,50
660 | OUTPUT 701:"FICHIER DE SORTIE : ",Fich_res$,CHR$(13),CHR$(13)
670 | Nr=1

```

## - PIL\_SMT (suite) -

```

680 |
690 | -----
700 |
710 | ENTREE DES PARAMETRES SPECIFIQUES DE CHAQUE ECHANTILLON :
720 |
730 | -----
740 |
750 | FOR Ne=1 TO Nte
760 |   PRINT USING 770;Ne
770 |   IMAGE "ECHANTILLON N",D," : "
780 |   INPUT "Numéro de l'échantillon ? ",Num(Ne)
790 |   M$(Ne)="Brique n"&VAL$(Num(Ne))
800 |   PRINT " ";M$(Ne)
810 |   INPUT "Code terre ? ",Ct(Ne)
820 |   INPUT "Densité ? ",Ds(Ne)
830 |   INPUT "Tenseur en eau ? ",We(Ne)
840 |   PRINT USING 850;Ct(Ne),Ds(Ne),We(Ne)
850 |   IMAGE "   Code terre : ",ZZ," d=",D.DDD," w=",ZZ.DD,"%"
860 |   INPUT "Remarque ? ",R$(Ne)
870 |   IF R$(Ne)="" THEN R$(Ne)="-----"
880 |   PRINT " ";R$(Ne)
890 | NEXT Ne
900 | DUMP ALPHA
910 |
920 | -----
930 |
940 | CYCLE D'ESSAIS :
950 |
960 | -----
970 |
980 | FOR T=Tmax TO Tmin STEP Delta_t
990 |
1000 |   Tc=1.015*T+2.253           | Correction d'écart à la consigne
1010 |   Consigne_etuve(Add,2,1,1.275,Tc,Tr)| Commande de consigne étuve
1020 |   Test_stab(Add,S,600,.01,.01,Tr) | Attente de stabilité étuve
1030 |
1040 | -----
1050 |
1060 | PROGRAMME D'ESSAI POUR CHAQUE PALIER DE TEMPERATURE :
1070 |
1080 | -----
1090 |
1091 | FOR J=1 TO Nep
1100 |   FOR Ne=1 TO Nte
1110 |     Materiau$=M$(Ne)| Nom de l'échantillon |
1120 |     Remarque$=R$(Ne)| Remarque
1130 |     L_elt=L(Ne)     | Longueur sonde |
1140 |     R_elt=R(Ne)     | Résistance sonde |
1150 |     Test_stab(Add,Nt(Ne),360,.01,.01,Tr)| Attente de stabilité échantill
1160 |     Scrut_smt(N_essai,Add,Nc(Ne),S1,Nt(Ne),Nmes,Ierr,Lambda,Coeff_corel)
1170 |     PRINT USING 1180;Lambda,Coeff_corel
1180 |     IMAGE "   Lambda=",D.DDD,"W/m°C (R=",Z.DDDDDD,")"
1190 |     ASSIGN @File1 TO Fich_res$
1200 |     OUTPUT @File1,Nr;N_essai,Num(Ne),Ct(Ne),Ds(Ne),We(Ne),Tr,Lambda
1210 |     ASSIGN @File1 TO *
1220 |     Nr=Nr+1
1230 |     OUTPUT 701 USING 1240;N_essai,Num(Ne),Tr,Lambda,Coeff_corel
1240 |     IMAGE "Essai n",ZZZZ," Brique n",ZZZ," Température : ",SZZ.DD," La
1250 |   NEXT Ne
1251 | NEXT J
1260 |
1270 | NEXT T
1280 | Consigne_etuve(Add,2,1,1.275,20,Tr) | Attente à 20°C
1290 | END

```



## - Test\_stab : Subroutine de recherche de stabilité thermique -

```

1690 SUB Test_stab(INTEGER Add,Nv,REAL Dts,Var_max,Fluct_max,Temp_reel)
1700 |
1710 |-----|
1720 |
1730 | Test_stab : Programme de recherche de stabilité thermique
1740 |
1750 |     Variables :
1760 |
1770 |         Add : Adresse de la HP3421 sur HP1B
1780 |         Nv : Numéro du canal de mesure de T_étuve
1790 |         Dts : Période sur laquelle on souhaite la stabilité
1800 |         Var_max : Dérive max. tolérée d'un Dts à l'autre (°C)
1810 |         Fluct_max : Fluctuation max. tolérée sur Dts (°C)
1820 |         Temp_reel : Température réelle de stabilité
1830 |
1840 |-----|
1850 |
1860 | INTEGER I,It
1870 | REAL V(1:10)
1880 | Dt=Dts/10
1890 | Moyenne_1=0
1900 | FOR I=1 TO 10
1910 |     BEEP 2000,.05
1920 |     OUTPUT Add;"DCV"&VALS(Nv)
1930 |     ENTER Add;V0
1940 |     Conv_type_e(V0,V(I))
1950 |     DISP I,V(I)
1960 |     Moyenne_1=Moyenne_1+V(I)
1970 |     WAIT Dt
1980 | NEXT I
1990 | Moyenne_1=Moyenne_1/10
2000 | OUTPUT 1 USING 2020;Dts,Moyenne_1
2010 | IMAGE "Temps : ",DDDDD,"s Valeur : ",SDDD.DD
2020 | Variation=2*Var_max
2030 | It=2
2040 | WHILE ABS(Variation)>Var_max OR ABS(Fluctuation)>Fluct_max
2050 |     Moyenne_2=0
2060 |     FOR I=1 TO 10
2070 |         BEEP 2000,.05
2080 |         OUTPUT Add;"DCV"&VALS(Nv)
2090 |         ENTER Add;V0
2100 |         Conv_type_e(V0,V(I))
2110 |         DISP I,V(I)
2120 |         Moyenne_2=Moyenne_2+V(I)
2130 |         WAIT Dt
2140 |     NEXT I
2150 |     Moyenne_2=Moyenne_2/10
2160 |     Ecart_type=0
2170 |     FOR I=1 TO 10
2180 |         Ecart_type=Ecart_type+(V(I)-Moyenne_2)*(V(I)-Moyenne_2)
2190 |     NEXT I
2200 |     Moyenne_2=Moyenne_2
2210 |     Ecart_type=SQR(Ecart_type/10)
2220 |     Variation=Moyenne_2-Moyenne_1
2230 |     Fluctuation=Ecart_type
2240 |     OUTPUT 1 USING 2270;It*Dts,Moyenne_2,Variation,Fluctuation
2250 |     IMAGE "Temps : ",DDDDD,"s Valeur : ",SDDD.DD," Variation : ",SDD.DD,"
2260 |     Moyenne_1=Moyenne_2
2270 |     It=It+1
2280 | END WHILE
2290 | Temp_reel=Moyenne_2
2300 | DISP " "
2310 | SUBEND

```

## - Consigne\_étuve : pilotage de l'étuve en température -

```

1320|-----
1330|
1340| Consigne_étuve : Programme de commande de l'étuve CLIMATS (-60'->+150')
1350|
1360|         ADD : Adresse de la HP3421
1370|         NC_plus : N° de voie + (carte analogique)
1380|         NC_moins : N° de voie - (carte analogique)
1390|         Umax : Tension max. (1 bit->.5° : Umax=1.275V)
1400|         Temp : Température de consigne (°C)
1410|         Temp_reel : Consigne réelle (°C)
1420|
1430|         JPL NOV 1985
1440|-----
1450|
1460|     INTEGER Td
1470|     Coeff=Umax/2.55
1480|     IF Temp<-60 THEN Temp=-60  !Sécurité inférieure (NE PAS SUPPRIMER)
1490|     IF Temp>80 THEN Temp=80    !Sécurité supérieure (FACULTATIF)
1500|     Td=INT(ABS(Temp)/Coeff)
1510|     IF ABS((Td+1)*Coeff-Temp)<ABS(Td*Coeff-Temp) THEN Td=Td+1
1520|     Temp_reel=Td*Coeff
1530|     IF Temp<0 THEN Temp_reel=-Temp_reel
1540|     QISP USING 1550;Temp_reel,Td
1550|     IMAGE "Consigne réelle : ",S0000.DD," (",ZZZ,")"
1560|     IF Temp>=0 THEN
1570|         OUTPUT Add;"WRT2,"&VAL$(Nc_moins-1)
1580|         OUTPUT Add;"WRT2,"&VAL$(0)
1590|         OUTPUT Add;"WRT2,"&VAL$(Nc_plus-1)
1600|         OUTPUT Add;"WRT2,"&VAL$(Td)
1610|     ELSE
1620|         OUTPUT Add;"WRT2,"&VAL$(Nc_plus-1)
1630|         OUTPUT Add;"WRT2,"&VAL$(0)
1640|         OUTPUT Add;"WRT2,"&VAL$(Nc_moins-1)
1650|         OUTPUT Add;"WRT2,"&VAL$(Td)
1660|     END IF
1670| SUBEND

```

## - CALE : Traitement d'un essai bitige "classique" -

```

*****
C
C CALE: Ajuste la reponse theorique obtenue a
C l'aide de la fonction FOPT sur la reponse
C experimentale transmise sous la forme du
C tableau TEXP.
C
C      NP : nombre de points
C      TC : temps de chauffage (s)
C      TM : temps du maximum de temperature
C      W  : energie electrique injectee (W)
C      RS : rayon de l'elt. chauffant (m)
C      TL : longueur de l'elt. chauffant
C      D  : distance therm/elmt. (m)
C      DT : diffusivite cherchee (m2/s)
C      CT : conductivite cherchee (W/m K)
C      CC : capacite calorifique cherchee (J/m3)
C      ET : precision pour le calcul de FOPT (%)
C      EA : precision pour le calcul de ALPHA (%)
*****

SUBROUTINE CALE (NP,TEXP,TC,TM,W,RS,TL,D,FOPT,DT,CT,CC,ET,EA,AMIN)
REAL TEXP(10,2),TTH(10)
REAL A(2),ALPH(2)
LOGICAL DIMIN,INV

C      Calcul de ALPHA initial

AINIT=-.25*D*TC/((TM-TC)*TM*LOG((TM-TC)/TM))
TYPE*, 'A INIT : ',AINIT
C      Recherche du minimum de la fonction A

C1=0.
NPAS=0
ALPH(1)=AINIT
DALPHA=-AINIT/10.

C      Calcul de la fonction A a minimiser

DO 100 I=1,NP
TTH(I)=FOPT(ALPH(1),TEXP(I,1),RS,TL,D,ET,IET)
IF (TEXP(I,1).LE.TC) GOTO 100
TTH(I)=TTH(I)-FOPT(ALPH(1),TEXP(I,1)-TC,RS,TL,D,ET,IET)
100 TYPE*, I, TTH(I), TEXP(I,2)
CONTINUE
CALCA=0.
DO 200 I=1,NP-1
DO 300 J=1,NP
IF (J.LE.I) GOTO 300
CALCA=CALCA+(TTH(I)/TTH(J)-TEXP(I,2)/TEXP(J,2))**2
300 CONTINUE
C1=C1+TTH(I)/TEXP(I,2)
200 CONTINUE
C1=W/(TL*RS*6.283185308)*(C1+TTH(NP)/TEXP(NP,2))/4.
A(1)=CALCA

10 DIMIN=.FALSE.
INV=.FALSE.
20 ALPH(2)=ALPH(1)+DALPHA
NPAS=NPAS+1

```

## - CALE : Traitement d'un essai bitige "classique" (suite) -

```

C      Calcul de la fonction A a minimiser
      TYPE*, 'ALPHA:', ALPH(2)
      DO 101 I=1, NP
      TTH(I)=FOPT(ALPH(2), TEXP(I,1), RS, TL, D, ET, IET)
      IF (TEXP(I,1).LE.TC) GOTO 101
      TTH(I)=TTH(I)-FOPT(ALPH(2), TEXP(I,1)-TC, RS, TL, D, ET, IET)
101    TYPE*, I, TTH(I), TEXP(I,2)
      CONTINUE
      CALCA=0.
      C2=0.
      DO 201 I=1, NP-1
      DO 301 J=1, NP
      IF (J.LE.I) GOTO 301
      CALCA=CALCA+(TTH(I)/TTH(J)-TEXP(I,2)/TEXP(J,2))**2
301    CONTINUE
      C2=C2+TTH(I)/TEXP(I,2)
201    CONTINUE
      C2=W/(TL*6.283185308*RS)*(C2+TTH(NP)/TEXP(NP,2))/NP
      A(2)=CALCA

C Teste si A diminue :
      IF (A(2).LT.A(1)) THEN
      DIMIN=.TRUE.
      A(1)=A(2)
      ALPH(1)=ALPH(2)
      C1=C2
      GOTO 20
      END IF
      IF (INV) GOTO 25
      IF (.NOT.DIMIN) THEN
      INV=.TRUE.
      DALPHA=-DALPHA
      GOTO 20
      END IF
25    ALPHA=ALPH(1)

C Sortie si ecart inferieur a la precision demandee :
      IF (ABS(DALPHA)/ALPHA.LE.EA/100.) GOTO 30
      DALPHA=DALPHA/10.
      GOTO 10
30    AMIN=A(1)
      DT=ALPHA
      CT=C1
      CC=CT/DT
      RETURN
      END

```

## - TRAITSTT : Traitement d'un essai tritige (1) -

```

SUBROUTINE TRAITSTT (TC, TM1, TM2, TE, T1, H1, H12, H22, AC, CC1, CC2, CC3)
REAL A(2), ALPH(2), F(3), CAPAC(100)
REAL TE(120), T1(120), T2(120), H1(120), H12(1000), H22(1000)
1  , Q(120), T2TH(100)
LOGICAL DIMIN, INV

RS=2.5E-3
D1=.01
D2=.02
W=1
NM=120
DT1=5.
DT2=20.
N21=4
NM2=30

!Prise d'un point tous les N21 points sur T2 :
DO I=1, NM2
T2(I)=H1(I*N21)
TYPE*, I, T2(I)
END DO

!Recherche des bornes pour le calage
TYPE*, 'RECHERCHE DES BORNES'
M2=INT(TM2/DT2) !Indice arrondi du max de T1
TYPE*, 'M2 DT2 : ', M2, DT2
DO I=1, M2
IF (T2(I).GE..1*T2(M2)) GOTO 70
END DO
70 NINF=I
DO I=M2-1, 1, -1
IF (T2(I).LT..9*T2(M2)) GOTO 80
END DO
80 NSUP=I
TYPE*, 'NINF NSUP : ', NINF, NSUP
TYPE*, 'T2(NINF) T2(NSUP) T2MAX : ', T2(NINF), T2(NSUP), T2(M2)
TYPE*, 'tinf tsup tmax : ', NINF*DT2, NSUP*DT2, M2*DT2
NPO=NSUP-NINF+1
TYPE*, 'NPO : ', NPO

!Recherche de alpha :
AINIT=-.25*D2*D2*TC/((TM2-TC)*TM2*LOG((TM2-TC)/TM2))
TYPE*, 'AINIT : ', AINIT
ALPH(1)=AINIT
DALPHA=-AINIT/10.
NCA=1

C 2) Calcul de la fonction a minimiser en fct. de ALPHA
C 2,A) Calcul de la fonction de transfert tous les DT1
TYPE*, 'CALCUL DE H1'
DO I=1, NSUP*N21
TO=I*DT1
IF (X.GT..025) STOP
X=SQRT(ALPH(1)*TO)
I1=INT(X/.000025)
I2=I1+1
H1(I)=(H12(I1)*(I2*.000025-X)+H12(I2)*(X-I1*.000025))/0.000025
H1(I)=H1(I)*ALPH(1)
END DO

```

## - TRAITSTT : Traitement d'un essai tritige (2) -

```

C      2,B) Calcul de la temperature theorique tous les DT2
      TYPE*, 'CALCUL DE TTH'
      DO 90 J=NINF,NSUP
      T2TH(J)=0
      F(1)=0
      DO I=1,J*N21-1
      F(2)=T1(I)*H1(J*N21-I)
      T2TH(J)=T2TH(J)+(F(1)+F(2))*DT1/2.
      F(1)=F(2)
      END DO
      TYPE*, 'J T2TH(J) : ',J,T2TH(J)
90     CONTINUE

C      2,C) Calcul de A(ALPHA) (moindres carres)
      TYPE*, 'CALCUL DES CARRES'
      A(1)=0
      DO I=NINF,NSUP
      A(1)=A(1)+(T2TH(I)-T2(I))**2.
      END DO
      TYPE*, 'A(1) : ',A(1)
30     DIMIN=.FALSE.
      INV=.FALSE.
40     ALPH(2)=ALPH(1)+DALPHA
      NCA=NCA+1
      TYPE*, 'PAS ALPHA : ',NCA,ALPH(2)

C 3) Calcul de la fonction A au pas suivant de ALPHA:

C      3,A) Calcul de la fonction de transfert tous les DT1
      TYPE*, 'CALCUL DES FCT DE TRANSFERT T1/T2'
      DO I=1,NSUP*N21
      TO=I*DT1
      X=SQRT(ALPH(2)*TO)
      IF (X.GT..025) STOP
      I1=INT(X/.000025)
      I2=I1+1
      H1(I)=(H12(I1)*(I2*.000025-X)+H12(I2)*(X-I1*.000025))/0.000025
      H1(I)=H1(I)*ALPH(2)
      END DO

C      3,B) Calcul de la temperature theorique tous les DT2
      TYPE*, 'CALCUL DE TTH'
      DO 91 J=NINF,NSUP
      T2TH(J)=0
      F(1)=0
      DO I=1,J*N21-1
      F(2)=T1(I)*H1(J*N21-I)
      T2TH(J)=T2TH(J)+(F(1)+F(2))*DT1/2.
      F(1)=F(2)
      END DO
      TYPE*, 'J T2TH(J) : ',J,T2TH(J)
91     CONTINUE

```

## - TRAITSTT : Traitement d'un essai tritige (3) -

C 3,C) Calcul de A(ALPHA) (moindres carres)

```

TYPE*, 'CALCUL DE A(2)'
A(2)=0
DO I=NINF, NSUP
A(2)=A(2)+(T2TH(I)-T2(I))**2.
END DO
TYPE*, 'A(2):', A(2)

```

C 4) Teste si A diminue :

```

IF (A(2).LT.A(1)) THEN
DIMIN=.TRUE.
A(1)=A(2)
ALPH(1)=ALPH(2)
GOTO 40
END IF
IF (INV) GOTO 25
IF (.NOT.DIMIN) THEN
INV=.TRUE.
DALPHA=-DALPHA
GOTO 40
END IF
25 ALPHA=ALPH(1)

```

C 5) Sortie si ecart inferieur a la precision demandee :

```

IF (ABS(DALPHA)/ALPHA.LE..001) GOTO 50
DALPHA=DALPHA/10.
GOTO 30
50 AMIN=A(1)
AC=ALPHA
TYPE*, 'SORTIE'
TYPE*, 'NCA ALPHA AMIN :', NCA, ALPHA, AMIN

```

C CALCUL DE LAMBDA (MODELE CAPACITIF)

C 1) Calcul des fonctions de transfert flux/t2:

```

TYPE*, 'CALCUL DES FONCTIONS DE TRANSFERT FLUX/T2'
DO I=1, NSUP*N21
TO=I*DT1
X=SQRT(ALPHA*TO)
IF (X.GT..025) STOP
I1=INT(X/.000025)
I2=I1+1
H1(I)=(H22(I1)*(I2*.000025-X)+H22(I2)*(X-I1*.000025))/0.000025
TYPE*, I, H1(I)
END DO
NCL=NSUP
EMC=0.
EMC1=0.
COM=0.
ETC=0.
CCM=0.
QMAX=W/(RS*6.2831853)
TYPE*, 'FLUX MAX THEORIQUE :', QMAX

```

!Calcul du flux pour TAU initial

```

DO I=1, NM
Q(I)=0.
IF (I*DT1.LE.TC) Q(I)=QMAX !Creneau parfait
END DO

```

## - TRAITSTT : Traitement d'un essai tritige (4) -

C 3) Calcul des temperatures reduites (C\*T) et de C pour TAU initial :

```

DO J=NINF,NCL
  T2TH(J)=0
  F(1)=0
  DO I=1,J*N21-1
    F(2)=Q(I)*H1(J*N21-I)
    T2TH(J)=T2TH(J)+(F(1)+F(2))*DT1/2.
    F(1)=F(2)
  END DO
  CAPAC(J)=T2TH(J)/T2(J)
  TYPE*, 'J T2TH(J) CAP(J) : ', J, T2TH(J), CAPAC(J)
  CCM=CCM+CAPAC(J)
END DO
CCM=CCM/(NCL-NINF+1) !Calcul de C moyen
CC1=CCM
DO I=NINF,NCL
  ETC=ETC+(CAPAC(I)-CCM)**2
END DO
ETC=SQRT(ETC/(NCL-NINF+1))*100./CCM !Coeff de dispersion sur C
TYPE*, 'EMC Moy Disp : ', EMC1, CCM, ETC
A(1)=ETC
DEMC=10.

```

C 2) Incrementation de TAU :

```

95   DIMIN=.FALSE.
     INV=.FALSE.
96   EMC2=EMC1+DEMC
     IF (EMC2.LT.0.) THEN
       EMC1=0.
       DEMC=ABS(DEMC)
       GOTO 97
     END IF
     CCM=0.
     ETC=0.

```

C 3) Calcul du flux emis pour un TAU donne:

```

IF (EMC2.GT.0.) THEN
  DO I=1,NM
    IF (I*DT1.LE.TC) THEN
      Q(I)=QMAX*(1.-EXP(-I*DT1/EMC2))
    ELSE
      Q(I)=QMAX*(1.-EXP(-TC/EMC2))*EXP((TC-I*DT1)/EMC2)
    ENDIF
  END DO
  ELSE
    DO I=1,NM
      Q(I)=0.
      IF (I*DT1.LE.TC) Q(I)=QMAX !Creneau parfait
    END DO
  END IF

```



## - TRAITSTT : Traitement d'un essai tritige (5) -

C 3) Calcul des temperatures reduites (C\*T) et de C :

```

DO J=NINF,NCL

T2TH(J)=0
F(1)=0
DO I=1,J*N21-1
F(2)=Q(I)*H1(J*N21-I)
T2TH(J)=T2TH(J)+(F(1)+F(2))*DT1/2.
F(1)=F(2)
END DO
CAPAC(J)=T2TH(J)/T2(J)
TYPE*, 'J CAP(J) : ', J, CAPAC(J)
CCM=CCM+CAPAC(J)

END DO

CCM=CCM/(NCL-NINF+1) !Calcul de C moyen
DO I=NINF,NCL
ETC=ETC+(CAPAC(I)-CCM)**2
END DO
ETC=SQRT(ETC/(NCL-NINF+1))*100./CCM !Coeff de dispersion sur C
TYPE*, 'EMC Moy Disp : ', EMC2, CCM, ETC
A(2)=ETC

```

C 4) Tasse si ETC diminue en fonction de EMC

```

IF (A(2).LT.A(1)) THEN
DIMIN=.TRUE.
A(1)=A(2)
EMC1=EMC2
GOTO 96
END IF
IF (INV) GOTO 97
IF (.NOT.DIMIN) THEN
INV=.TRUE.
DEMC=-DEMC
GOTO 96
END IF
97 CONTINUE

```

C 5) Sortie si ecart inferieur a la precision demandee :

```

IF (ABS(DEMC)/EMC2.LE..01) GOTO 98
DEMC=DEMC/10.
GOTO 95
98 EMC=EMC1
ETC=0.
CCM=0.
COM=0.

```

C 4) Calcul des valeurs definitives de C et lambda

```

TYPE*, 'CALCUL DEFINITIF DE C ET Lambda'

IF(EMC.GT.0.) THEN
DO I=1,NM
IF (I*DT1.LE.TC) THEN
Q(I)=QMAX*(1.-EXP(-I*DT1/EMC))
ELSE
Q(I)=QMAX*(1.-EXP(-TC/EMC))*EXP((TC-I*DT1)/EMC)
ENDIF
END DO
ELSE
DO I=1,NM
Q(I)=0.
IF (I*DT1.LE.TC) Q(I)=QMAX !Creneau parfait
END DO
END IF

```

## - TRAITSTT : Traitement d'un essai tritige (6) -

C 3) Calcul des temperatures reduites (C\*T) et de C :

```

DO J=NINF,NCL

T2TH(J)=0
F(1)=0
DO I=1,J*N21-1
F(2)=Q(I)*H1(J*N21-I)
T2TH(J)=T2TH(J)+(F(1)+F(2))*DT1/2.
F(1)=F(2)
END DO
CAPAC(J)=T2TH(J)/T2(J)
TYPE*, 'J CAP(J) : ', J, CAPAC(J)
CCM=CCM+CAPAC(J)
COM=COM+CAPAC(J)*ALPHA

END DO

CCM=CCM/(NCL-NINF+1) !Calcul de C moyen
COM=COM/(NCL-NINF+1) !Calcul de Lambda moyen
DO I=NINF,NCL
ETC=ETC+(CAPAC(I)-CCM)**2
END DO
ETC=SQRT(ETC/(NCL-NINF+1))*100./CCM !Coeff de dispersion sur C
CC2=CCM

```

C CALCUL DE LAMBDA (ESTIMATION DU FLUX PAR DERIVATION DE  $T_e=f(t)$ )

```

NCL=NSUP
EMC=0.
EMC1=0.
COM=0.
ETC=0.
CCM=0.

```

!Calcul du flux pour TAU initial

```

DO I=1,NM
Q(I)=0.
IF (I*DT1.LE.TC) Q(I)=QMAX !Creneau parfait
END DO

```

C 3) Calcul des temperatures reduites (C\*T) et de C pour TAU initial :

```

DO J=NINF,NCL

T2TH(J)=0
F(1)=0
DO I=1,J*N21-1
F(2)=Q(I)*H1(J*N21-I)
T2TH(J)=T2TH(J)+(F(1)+F(2))*DT1/2.
F(1)=F(2)
END DO
CAPAC(J)=T2TH(J)/T2(J)
TYPE*, 'J T2TH(J) CAP(J) : ', J, T2TH(J), CAPAC(J)
CCM=CCM+CAPAC(J)

END DO
CCM=CCM/(NCL-NINF+1) !Calcul de C moyen
CC1=CCM
DO I=NINF,NCL
ETC=ETC+(CAPAC(I)-CCM)**2
END DO
ETC=SQRT(ETC/(NCL-NINF+1))*100./CCM !Coeff de dispersion sur C
TYPE*, 'EMC Cmoy Disp : ', EMC1, CCM, ETC
A(1)=ETC
DEMC=10.

```

## - TRAITSTT : Traitement d'un essai tritige (7) -

C 2) Incrementation de TAU :

```

951   DIMIN=.FALSE.
      INV=.FALSE.
961   EMC2=EMC1+DEMC
      IF (EMC2.LT.0.) THEN
        EMC1=0.
        DEMC=ABS(DEMC)
        GOTO 971
      END IF
      CCM=0.
      ETC=0.

```

C 3) Calcul du flux emis pour un TAU donne:

```

NC=TC/DT1
Q(1)=QMAX-EMC2*TE(1)/(DT1*RS*6.2832)
DO I=2,NM-1
  Q(I)=QMAX-EMC2*(TE(I+1)-TE(I-1))/(2.*DT1*RS*6.2832)
END DO
Q(NM)=QMAX-EMC2*(TE(NM)-TE(NM-1))/(DT1*RS*6.2832)
Q(NC+1)=Q(NC)-Q(1)
DO I=NC+2,120
  Q(I)=Q(I)-(QMAX-EMC2*(TE(I-NC+1)-TE(I-NC-1))/(2.*DT1*RS*6.2832))
END DO

```

C 3) Calcul des temperatures reduites (C\*T) et de C :

```

DO J=NINF,NCL
  T2TH(J)=0
  F(1)=0
  DO I=1,J*N21-1
    F(2)=Q(I)*H1(J*N21-I)
    T2TH(J)=T2TH(J)+(F(1)+F(2))*DT1/2.
    F(1)=F(2)
  END DO
  CAPAC(J)=T2TH(J)/T2(J)
  TYPE*, 'J CAP(J) : ', J, CAPAC(J)
  CCM=CCM+CAPAC(J)
END DO

CCM=CCM/(NCL-NINF+1) !Calcul de C moyen
DO I=NINF,NCL
  ETC=ETC+(CAPAC(I)-CCM)**2
END DO
ETC=SQRT(ETC/(NCL-NINF+1))*100./CCM !Coeff de dispersion sur C
TYPE*, 'EMC Cmoy Disp : ', EMC2, CCM, ETC
A(2)=ETC

```

C 4) Teste si ETC diminue en fonction de EMC

```

IF (A(2).LT.A(1)) THEN
  DIMIN=.TRUE.
  A(1)=A(2)
  EMC1=EMC2
  GOTO 961
END IF
IF (INV) GOTO 971
IF (.NOT.DIMIN) THEN
  INV=.TRUE.
  DEMC=-DEMC
  GOTO 961
END IF
971 CONTINUE

```

## - TRAITSTT : Traitement d'un essai tritige (8) -

C 5) Sortie si ecart inferieur a la precision demandee :

```

      IF (ABS(DEMC)/EMC2.LE..01) GOTO 981
      DEMC=DEMC/10.
      GOTO 951
981   EMC=EMC1
      ETC=0.
      CCM=0.
      COM=0.

```

C 4) Calcul des valeurs definitives de C et lambda

```

      TYPE*, 'CALCUL DEFINITIF DE C ET Lambda'

      Q(1)=QMAX-EMC*TE(1)/(DT1*RS*6.2832)
      DO I=2,NM-1
        Q(I)=QMAX-EMC*(TE(I+1)-TE(I-1))/(2.*DT1*RS*6.2832)
      END DO
      Q(NM)=QMAX-EMC*(TE(NM)-TE(NM-1))/(DT1*RS*6.2832)
      Q(NC+1)=Q(NC)-Q(1)
      DO I=NC+2,120
        Q(I)=Q(I)-(QMAX-EMC*(TE(I-NC+1)-TE(I-NC-1))/(2.*DT1*RS*6.2832))
      END DO

```

C 3) Calcul des temperatures reduites (C\*T) et de C :

```

      DO J=NINF,NCL

      T2TH(J)=0
      F(1)=0
      DO I=1,J*N21-1
        F(2)=Q(I)*H1(J*N21-I)
        T2TH(J)=T2TH(J)+(F(1)+F(2))*DT1/2.
        F(1)=F(2)
      END DO
      CAPAC(J)=T2TH(J)/T2(J)
      TYPE*, 'J CAP(J) : ',J,CAPAC(J)
      CCM=CCM+CAPAC(J)
      COM=COM+CAPAC(J)*ALPHA

      END DO

      CCM=CCM/(NCL-NINF+1) !Calcul de C moyen
      COM=COM/(NCL-NINF+1) !Calcul de Lambda moyen
      DO I=NINF,NCL
        ETC=ETC+(CAPAC(I)-CCM)**2
      END DO
      ETC=SQRT(ETC/(NCL-NINF+1))*100./CCM !Coeff de dispersion sur C
      CC3=CCM

      END

```

**- ANNEXE 3 -**

**BREVET :**

**"ELEMENT CHAUFFANT DE TRES FAIBLE INERTIE THERMIQUE"**

H 9439 Cas 27  
PR/187

PAYS: FRANCE  
N° DE DEPÔT : 85 19137 DATE DE DEPÔT : 24 décembre 1985

BREVET D'INVENTION

---

Sonde permettant de mesurer les propriétés thermiques des matériaux.

---

Invention : Jean-Paul LAURENT - Hébert SALLEE

---

Société dite : CSTB

---

Sonde permettant de mesurer les propriétés thermiques des matériaux.

La présente invention a pour objet une sonde rayonnant de la chaleur par effet Joule et permettant de mesurer les propriétés thermiques des matériaux.

5 Le comportement thermique des matériaux et notamment ceux utilisés dans les éléments de construction présente actuellement une grande importance du fait des programmes d'économie établis pour les années à venir par les nations industrialisées. Cela suppose donc une meilleure connaissance des caractéristiques  
10 physiques et thermiques des matériaux utilisés. Dans cette optique, il est essentiel de pouvoir mesurer de manière aussi précise que possible la conductivité thermique et la capacité calorifique locale au sein de ces matériaux lorsque ceux-ci sont soumis à des conditions thermiques et hydriques quelconques.

15 Aussi plusieurs sondes ont déjà été proposées afin de mesurer cette conductivité thermique.

Un premier dispositif décrit, notamment, dans la publication J. Phys. E. Sci. Instrum., Vol. 17, 1984 de P. Prelovsek et col. consiste à insérer un filament chauffant et un thermocouple entre deux blocs constitués du matériau dont on veut mesurer la  
20 conductivité (voir en particulier à la figure 1).

Ce dispositif remarquable par sa simplicité présente, certes, des avantages mais présente l'inconvénient majeur de ne pouvoir être utilisé in situ car il exige la découpe de deux blocs préalablement à la mesure.

25 Un système un peu analogue a été décrit dans la publication Revue Phys. Appl. 17 (1982) p. 217-225 où le filament chauffant et le capteur de température sont directement incorporés au sein du matériau lors de son coulage. Cela dispense naturellement du forage préalable d'un trou afin d'insérer la sonde mais  
30 cela présente l'inconvénient de rendre le dispositif inamovible.

En outre, il faut insérer le dispositif lors de la fabrication du matériau.

Afin d'éviter cet inconvénient, il est déjà  
35 connu des sondes introduites dans des trous pratiqués préalablement dans le matériau. Ces sondes pouvant être retirées après la

mesure, il est donc possible d'effectuer plusieurs mesures à des endroits différents, sur le matériau fini. Ces sondes portatives peuvent donc être utilisées autant de fois que nécessaire avec comme seule limite l'usure du matériel employé.

5 Le principe réside dans le fait qu'une sonde qui contient une source de chaleur et un thermocouple est introduite dans le matériau dont il s'agit d'évaluer les propriétés thermiques.

Parmi les dispositifs qui se réfèrent à ce principe, il a été décrit, par la publication Journal of Food Science, 10 Volume 46 (1981) de M.S. BACHE-KHANDAN et col., une sonde constituée d'un élément tubulaire creux fermé à son extrémité (seringue hypodermique) dans lequel a été inséré un filament chauffant en forme de U et un thermocouple également en forme de U, les deux composants n'ayant naturellement aucun contact l'un avec l'autre. 15 Une sonde analogue est également décrite dans NBS Building Series BSS149 (Thermal Behavior of Fine grained Soils).

Un autre système qui permet de remédier aux difficultés de mise en oeuvre des dispositifs qui viennent d'être décrits consiste à utiliser une aiguille à coudre par le trou 20 de laquelle on passe le filament chauffant et le thermocouple.

Ces éléments se trouvent donc sans protection à l'extérieur, mis à part par le moyen d'une colle époxy. Le diamètre de ce dispositif est d'environ 0,55 mm.

Un autre dispositif a été décrit dans la publication 25 faite par G.LEROY et col. à l'occasion des journées d'études sur les caractéristiques thermiques des sols et leur mesure in situ le 9 mars 1983 à Paris. Ce dispositif est constitué de deux tubes concentriques. Sur le tube intérieur en cuivre est spiralée une résistance chauffante type thermocoax alimentée en tension 30 continue. Dans l'épaisseur du tube extérieur en acier inoxydable est soudé, à mi-hauteur de la sonde, un thermocouple K. L'espace compris entre les spires de l'élément chauffant et les deux tubes est rempli avec une graisse assez bonne conductrice de la chaleur et dont le rôle est d'homogénéiser les températures. Le 35 diamètre de la sonde est de 12 mm. Un autre bobinage se référant au même principe est décrit dans la publication de JC BENET et col.



(Mesure de la conductivité thermique des sols par sonde cylindrique en régime transitoire. Etude de l'influence du mode de mise en place de la sonde).

L'objet de l'invention est de proposer un dispositif original amélioré vis-à-vis de ceux précédemment décrits. Plus précisément, le dispositif selon l'invention présente :

- a) une géométrie compatible avec une mise en place a posteriori ;
- b) la possibilité de délivrer des signaux thermiques connus et mesurables ;
- c) une solidité compatible avec la mise en place ;
- d) un faible coût unitaire et donc une grande facilité de fabrication ;
- e) un faible encombrement et un poids inférieur aux dispositifs analogues.

Selon l'invention, la sonde est constituée d'un élément tubulaire creux et fermé à une extrémité associé à un thermocouple et est caractérisée en ce que l'élément chauffant est ledit élément tubulaire.

Selon une variante préférée, l'élément tubulaire est relié à une borne d'une source de courant électrique continu ou alternatif tandis qu'un filament conducteur, inséré à l'intérieur de l'élément tubulaire et en contact ponctuellement avec cet élément tubulaire de préférence à l'extrémité, est relié à l'autre borne de la source de courant électrique.

L'élément tubulaire doit présenter une résistivité élevée de préférence supérieure à  $0,5 \Omega.m$  et avantageusement supérieure à  $0,7 \Omega.m$  et inférieure à  $1,3 \Omega.m$ .

L'homme de métier pourra choisir parmi les matériaux répondant à la condition précitée ceux qui conviennent le mieux. Il a été toutefois trouvé que les alliages de Nickel présentaient d'excellentes propriétés dans le cadre de l'invention. Parmi ceux-ci, on peut citer les alliages suivants :

	Résistivité ( $\Omega \cdot m$ ) $\times 10^{-6}$
- Ni (60 %) - Cr (16 %) - Fe (24 %)	1,116
- Ni (80 %) - Cr (20 %)	1,07
- Ni (90 %) - Cr (10 %)	0,7
5 - Ni (45 %) - Cu (55 %):constantan	0,489

D'une manière générale, on obtient la résistance totale de l'élément réalisé par la formule :

$$R = 4 \cdot \rho \cdot \frac{L}{\pi (D_e^2 - D_i^2)}$$

où :

- 10 R : est la résistance totale ( $\Omega$ )  
 $\rho$  : la résistivité de l'alliage utilisé ( $\Omega \cdot m$ )  
 L : la longueur de l'élément (m)  
 $D_e$  : le diamètre extérieur (m)  
 $D_i$  : le diamètre intérieur =  $D_e - 2e$  où e est l'épaisseur  
 15 de la paroi (m)

Il est tout à fait préférable d'utiliser un élément tubulaire ayant une paroi très mince (entre 0,05 et 0,15 mm par exemple).

- 20 L'adoption de parois très minces permet, en effet, d'atteindre des inerties thermiques très faibles. En effet, la masse par unité de longueur de l'élément chauffant est donnée par

$$m/L = 250 \times \gamma \times (D_e^2 - D_i^2) \times d \text{ (kg/m)}$$

où d est la densité de l'alliage utilisé.

- 25 Par ailleurs, la faible épaisseur des parois minimise les pertes latérales le long de l'élément chauffant.

La section de l'élément est définie en fonction de l'utilisation envisagée

- 30 - si l'on souhaite utiliser l'élément dans des matériaux consolidés, on adoptera des sections de 3 à 5 mm autorisant un meilleur contact et ayant une solidité supérieure,

- si, par contre, on travaille dans des matériaux non consolidés, une forme type "aiguille" (section de l'ordre de 1 mm) sera mieux adaptée.

5 Pour obtenir une rigidité suffisante, nécessaire à la mise en place de l'élément chauffant, l'alliage employé est soumis à un traitement thermique adapté.

10 D'autres caractéristiques et avantages de l'invention seront mieux compris à la lecture de la description qui va suivre d'un mode de réalisation et en se référant à la figure unique qui est une vue en coupe longitudinale de la sonde introduite dans un matériau dont on veut mesurer les propriétés thermiques.

15 Selon la figure, la sonde 1 est un élément tubulaire 2 creux dont une extrémité 3 est fermée en arrondi, qui présente les caractéristiques suivantes :

longueur	100 mm
diamètre extérieur	3,5 mm
épaisseur de la paroi	0,07 mm

20 Cet élément est fait d'un alliage Ni (80 %) - Cr (20 %) et possède donc une résistance totale de l'ordre de 0,14  $\Omega$ .

25 L'élément tubulaire 2 comporte à l'autre extrémité 4 ouverte une tête 5, creuse également, par laquelle il est relié à une borne d'une source 6 de courant électrique par l'intermédiaire d'une cosse 7.

30 Un fil gainé conducteur 8 en cuivre est présent à l'intérieur du tube et est fixé à l'extrémité 3 du tube en deux points opposés par l'intermédiaire d'une fourche 9. Le fil 8 sort par l'autre extrémité 4 ouverte de l'élément tubulaire et est relié par l'intermédiaire d'une cosse 10 à l'autre borne de la source électrique.

Un thermocouple 11 constitué de deux fils soudés à leur extrémité est fixé à la paroi interne de l'élément 2 à mi-longueur.

35 La sonde est introduite dans un matériau 12.

Par cette sonde, la très faible inertie thermique obtenue permet d'obtenir des signaux thermiques impossibles à réaliser à l'aide d'éléments classiques beaucoup plus massiques. Les puissances émises peuvent être très importantes ( $> 10\ 000\ \text{W/m}^2$ ) sans dommage pour l'élément. Le niveau de température de l'élément est aisément contrôlable par un capteur placé à l'intérieur.

Ainsi, ce système pourra être avantageusement utilisé chaque fois que l'on souhaite réaliser des signaux thermiques (température ou flux) d'amplitude et/ou de forme connus avec précision.

Par ailleurs, cette sonde peut être associée à des thermocouples supplémentaires en forme de tige, situés à une certaine distance de l'élément chauffant, de manière à évaluer simultanément, et de manière simple, la capacité calorifique du matériau.

Bien entendu, l'invention n'est pas limitative et l'homme de métier pourra y apporter des modifications sans sortir pour cela de son domaine.

REVENDEICATIONS

1. Sonde (1) rayonnant de la chaleur par effet Joule, utilisable notamment pour mesurer les propriétés thermiques des matériaux, constituée d'un élément tubulaire (2) creux et fermé à une extrémité associé à un thermocouple (11), caractérisée en ce que l'élément chauffant est ledit élément tubulaire (2).
2. Sonde selon la revendication 1, caractérisée en ce que l'élément tubulaire est relié à une borne d'une source de courant électrique continu ou alternatif tandis qu'un fil gainé conducteur (8), inséré à l'intérieur de l'élément tubulaire (2) et en contact ponctuellement avec cet élément tubulaire, est relié à l'autre borne de la source de courant électrique.
3. Sonde selon la revendication 2, caractérisée en ce que le fil gainé conducteur (8) est en contact avec l'extrémité (3) de l'élément tubulaire.
4. Sonde selon l'une des revendications 1 à 3, caractérisée en ce que le thermocouple (11) est incrusté dans la paroi interne de l'élément tubulaire.
5. Sonde selon l'une des revendications précédentes, caractérisée en ce que l'élément tubulaire est constitué d'un matériau de très forte résistivité supérieure à  $0,5 \cdot 10^{-6} \Omega.m$ .
6. Sonde selon la revendication 5, caractérisée en ce que le matériau est un alliage de Nickel.
7. Sonde selon l'une des revendications 5 ou 6, caractérisée en ce que l'élément tubulaire possède des parois minces.

**BREVET D'INVENTION**

---

Sonde permettant de mesurer les propriétés thermiques des matériaux.

---

Invention : Jean-Paul LAURENT - Hébert SALLEE

---

Société dite : CSTB

---

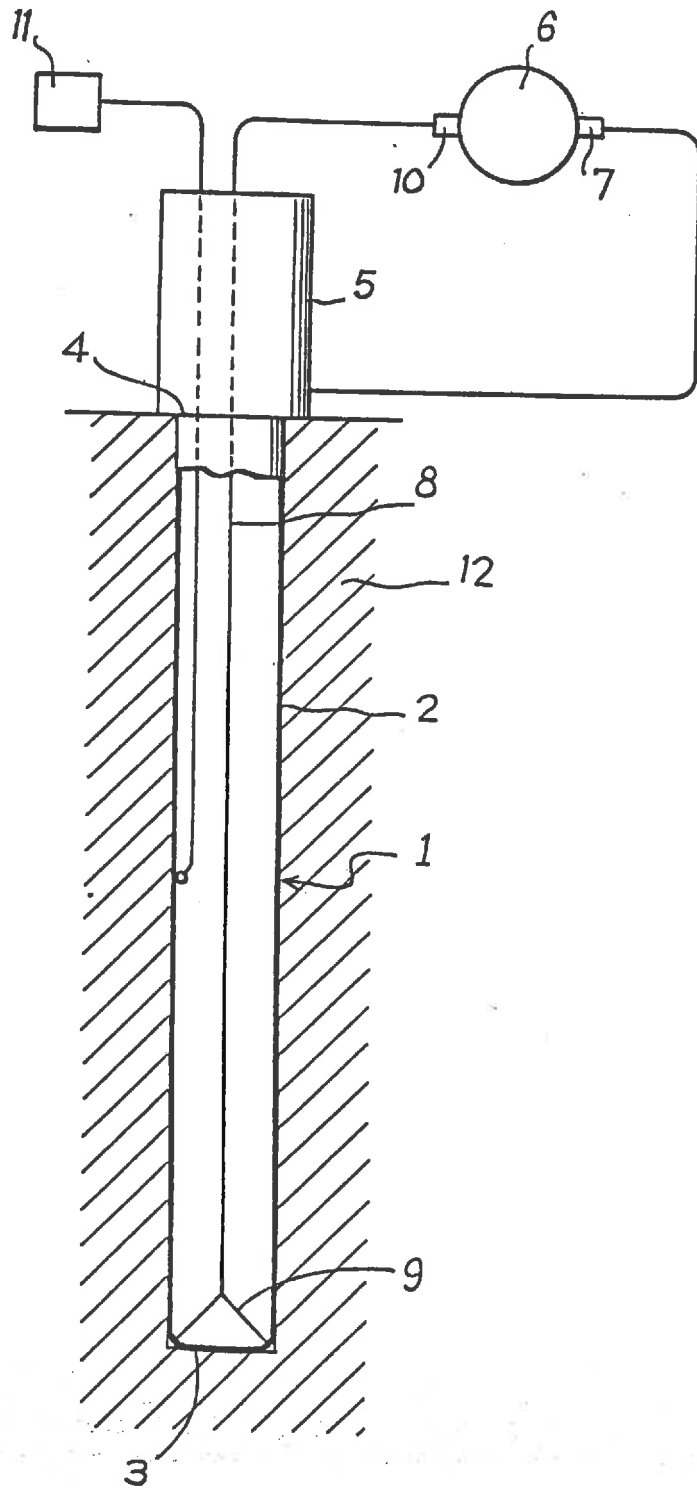
**ABREGE DESCRIPTIF**

La présente invention concerne une sonde rayonnant de la chaleur par effet Joule et permettant de mesurer les propriétés thermiques des matériaux.

Cette sonde (1) est constituée d'un élément tubulaire (2) en alliage résistif à base de Nickel reliée à une borne (7) d'une source (10) de course électrique tandis qu'un fil gainé conducteur (8) inséré à l'intérieur de l'élément tubulaire et en contact avec l'extrémité (3) de celui-ci est relié à l'autre borne de la source de courant électrique. Un thermocouple (11) est fixé à mi-longueur à la paroi interne de l'élément (2).

Ce système permet de réaliser des signaux thermiques avec précision et diminue considérablement la masse de la sonde.

Figure unique.



**- ANNEXE 4 -**

**PROPRIETES THERMIQUES DU MATERIAU TERRE :  
ETUDES DE CAS**



On trouvera rassemblés dans les pages suivantes tous les résultats que nous avons obtenus en ce qui concerne l'évolution des paramètres thermiques du matériau terre en fonction de sa teneur en eau et de la température.

10 échantillons de terre compactée, fabriqués à partir de 7 terres différentes, ont subi le cycle complet que nous avons décrit au **Chapitre 3 S3,4**. Le tableau ci-dessous présente leurs principales caractéristiques structurelles.

Numéro brique	Type de Terre	Densité Sèche d	Porosité n 100(1-d/dg))	Teneur en eau mesurée à saturation	Teneur en eau théorique (n/d) à saturation	Conductivité thermique à saturation
23 107	La Verpillière	2,01	24%	15,3%	12,0%	2,17W/m°C
	La Verpillière	1,80	32%	23,0%	17,8%	1,76W/m°C
26 74	CD300 n°2	2,00	24%	13,7%	12,2%	2,38W/m°C
	CD300 n°2	1,79	32%	17,5%	18,0%	2,11W/m°C
24 28	Latérite	2,02	35%	20,7%	17,2%	1,59W/m°C
	Latérite	2,24	28%	16,7%	12,4%	1,64W/m°C
25 46 55 71	Isle d'Abeau	2,00	24%	13,3%	12,3%	2,44W/m°C
	Oussouye	1,90	28%	16,7%	12,4%	1,64W/m°C
	Niambalang	1,92	25%	17,2%	14,8%	2,40W/m°C
	Marchand	1,88	29%	15,0%	14,3%	2,73W/m°C

Pour chaque échantillon, on trouvera représenté :

- 1) Toutes les mesures à toutes températures et toutes teneurs en eau (résultats "bruts").
- 2) La relation conductivité thermique/teneur en eau pondérale à 20°C. Pour tracer celle-ci on a utilisé les données expérimentales précédentes lissées par une droite en fonction de la température à une teneur en eau donnée.
- 3) La relation correspondante exprimant la variation relative à 20°C de la conductivité thermique en fonction, cette fois, du taux de saturation. Celui-ci est calculé en faisant le rapport de la teneur en eau pondérale réelle et de la teneur en eau à saturation **théorique** (voir tableau ci-dessus). On a préféré cette solution à l'utilisation de la teneur en eau à saturation mesurée dont la signification est sujette à caution à cause des problèmes de gonflement observés sur les échantillons saturés.

4) Une courbe montrant l'influence de la température sur l'évolution de la conductivité thermique en fonction de la teneur en eau pondérale.

Pour 4 échantillons (23, 24, 25, et 26) c'est une sonde bitige optimisée (**voir figure 37 page 78**) qui a été utilisée au lieu d'une sonde monotige. Pour ces échantillons, on trouvera donc également des courbes montrant l'évolution de la capacité calorifique en fonction de la température et/ou de la teneur en eau.

Enfin, nous présentons une série de mesures que nous avons effectuées, à l'aide d'une sonde tritige (**figure 26 page 62**), dans un matériau terre-paille tel qu'il était utilisé sur le chantier expérimental de l'Isle d'Abeau. Ses caractéristiques principales étaient les suivantes :

densité sèche :  $0,66 \pm 5\%$  ( $\approx 19\%$  de paille), teneur en eau à saturation :  $\approx 78\%$ .

**NOTA :**

- Toutes les teneurs en eau utilisées ici sont des teneurs en eau **pondérales** (Kg/kg) car c'est à celles-ci que nous avons accès expérimentalement par pesée.

- Pour toute précision concernant les conditions expérimentales, en particulier au niveau des incertitudes de mesure, on voudra bien se reporter au texte principal.

## BRIQUE 23

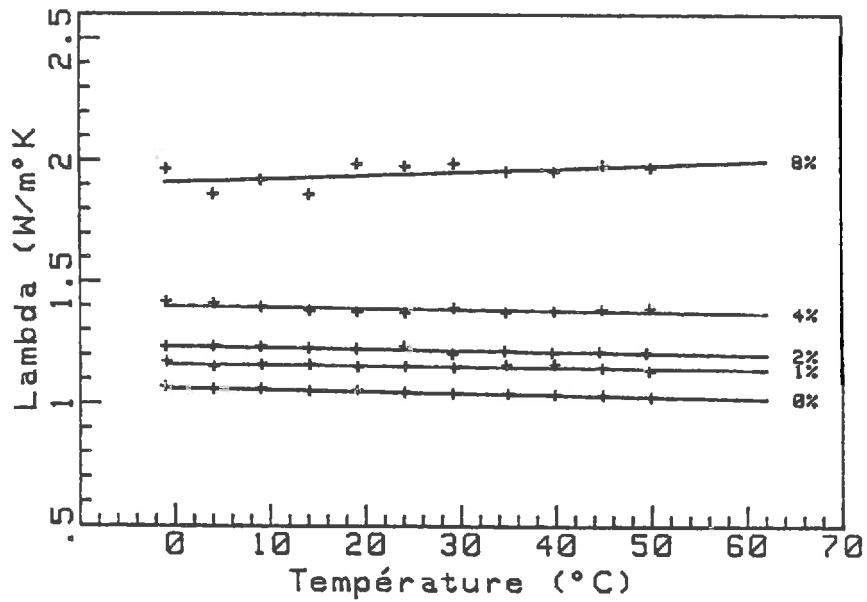


Figure A4-1 : Conductivité thermique en fonction de la température et de la teneur en eau.  
(Brique 23, "La Verpillière", d=2,01)

## BRIQUE 107

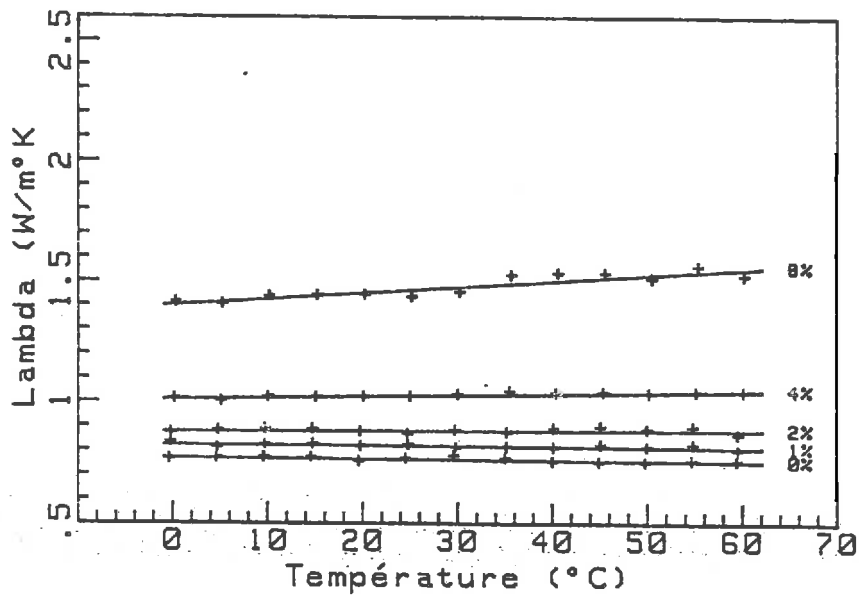
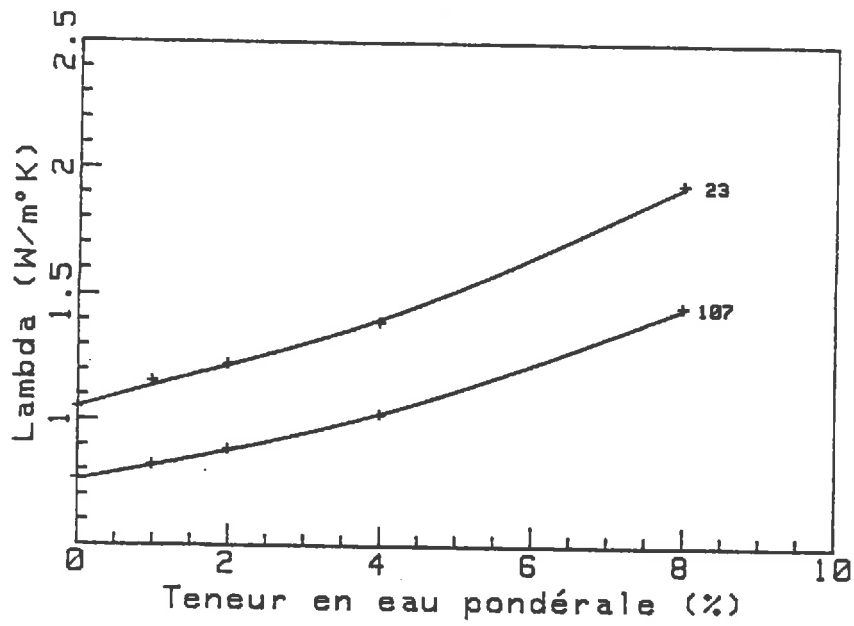
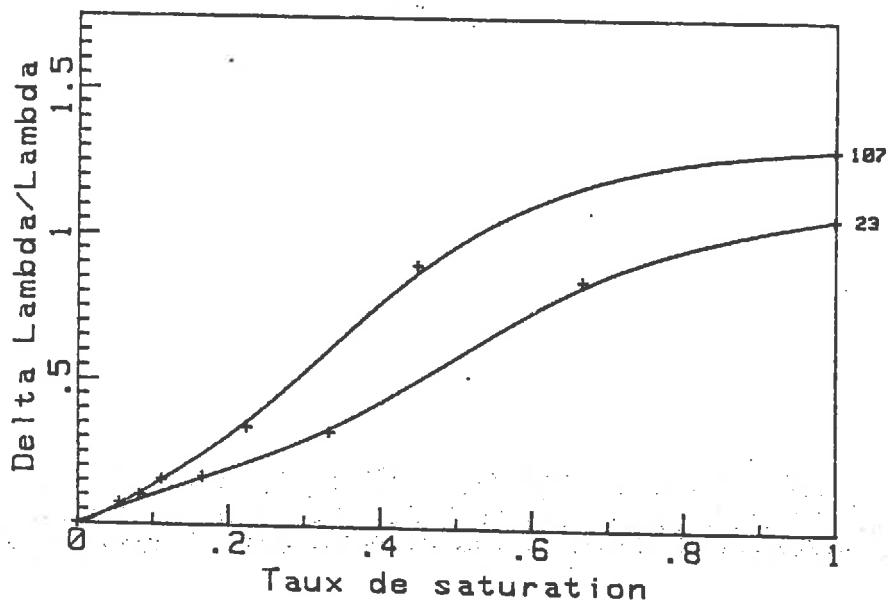


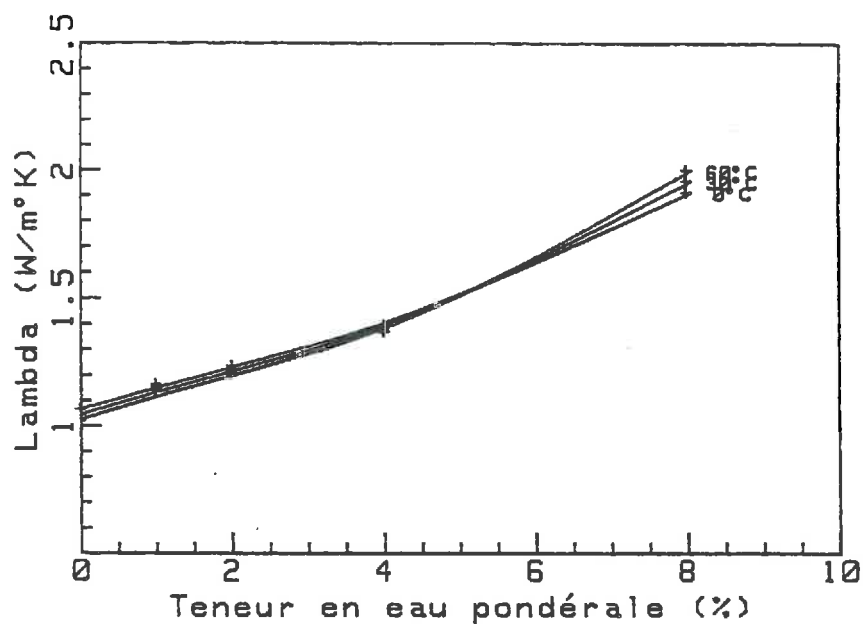
Figure A4-2 : Conductivité thermique en fonction de la température et de la teneur en eau.  
(Brique 107, "La Verpillière", d=1,80)



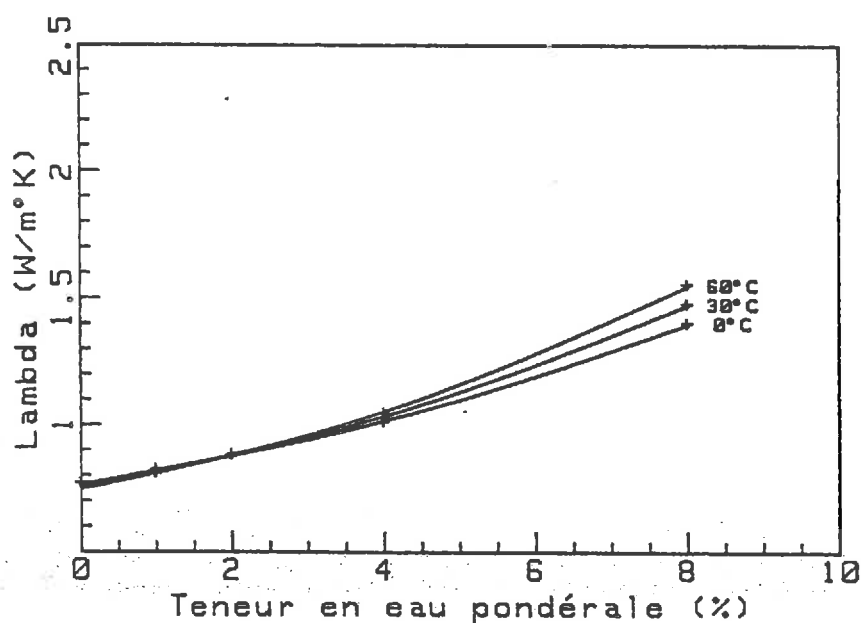
**Figure A4-3 :** Conductivité thermique en fonction de la teneur en eau à 20°C.  
(Briques 23 & 107, "La Verpillière",  $d=2,01$  &  $d=1,80$ )



**Figure A4-4 :** Conductivité thermique en fonction du taux de saturation à 20°C.  
(Briques 23 & 107, "La Verpillière",  $d=2,01$  &  $d=1,80$ )



**Figure A4-5 :** Influence de la température sur l'évolution de la conductivité thermique.  
(Brique 23, "La Verpillière",  $d=2,01$ )



**Figure A4-6 :** Influence de la température sur l'évolution de la conductivité thermique.  
(Brique 107, "La Verpillière",  $d=1,80$ )

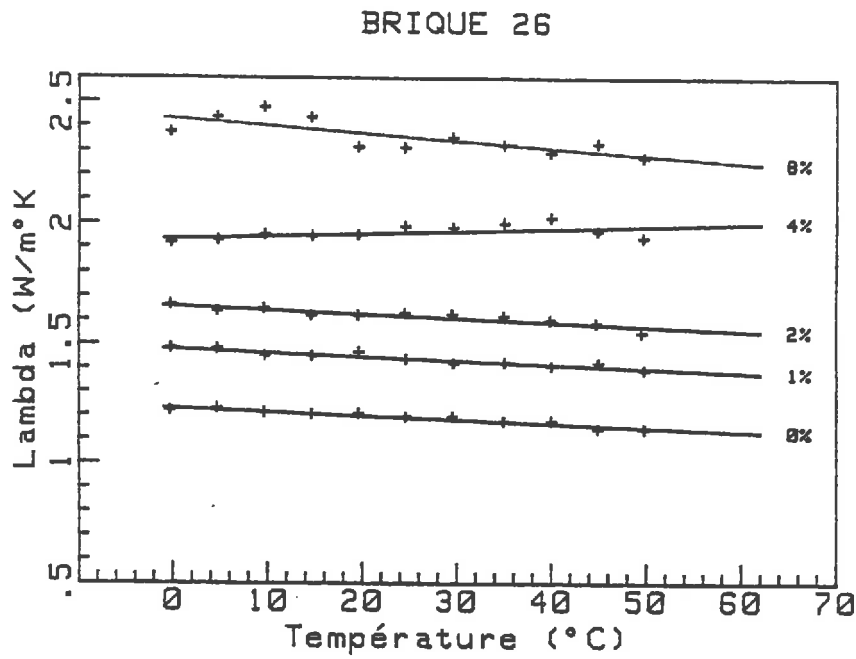


Figure A4-7 : Conductivité thermique en fonction de la température et de la teneur en eau.  
(Brique 26, "CD300 n°2", d=2,00)

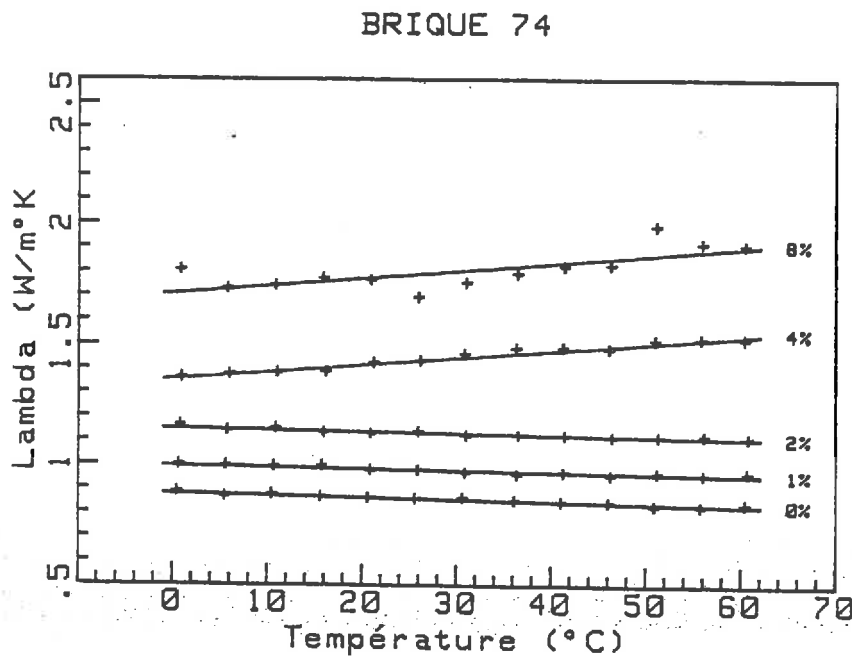


Figure A4-8 : Conductivité thermique en fonction de la température et de la teneur en eau.  
(Brique 74, "CD300 n°2", d=1,79)

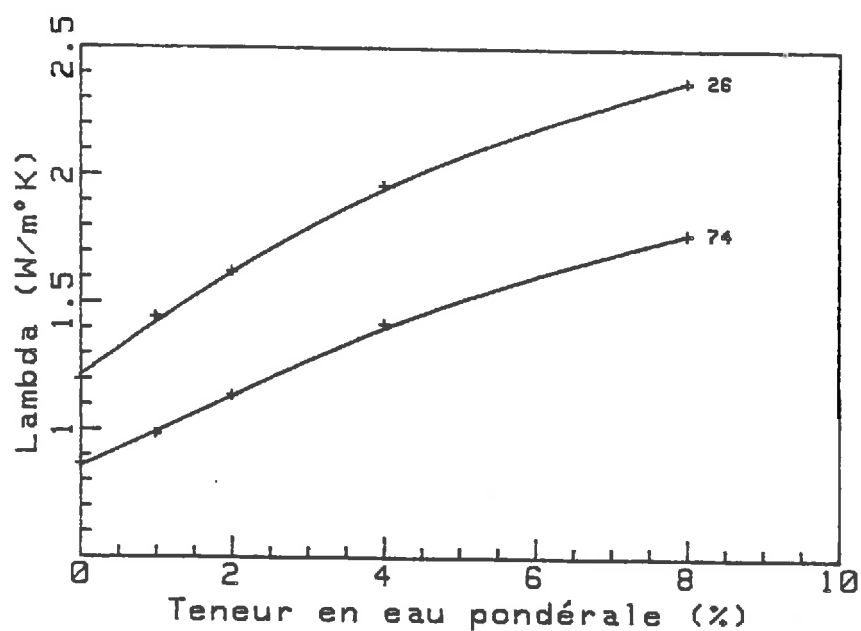


Figure A4-9 : Conductivité thermique en fonction de la teneur en eau à 20°C.  
(Briques 26 & 74, "CD300 n°2", d=2,00 & d=1,79)

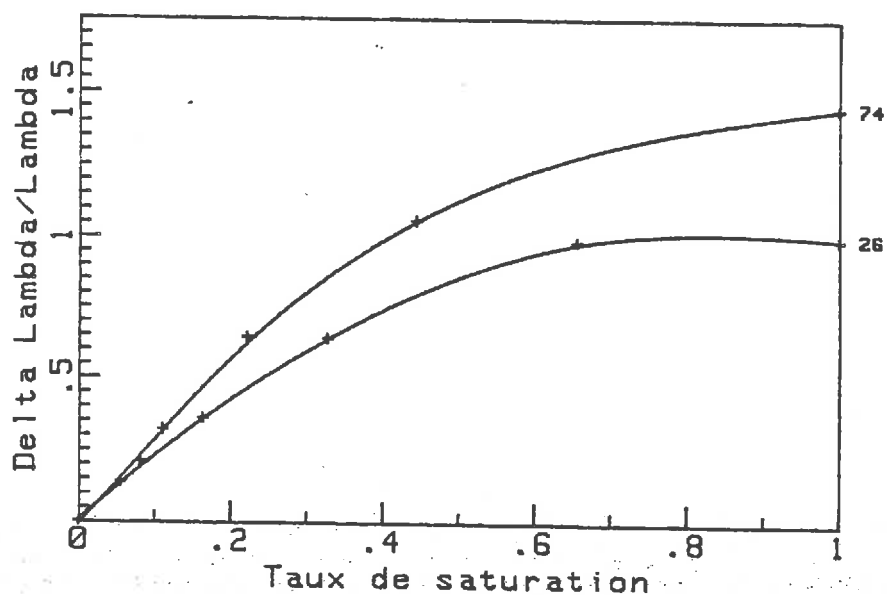


Figure A4-10: Conductivité thermique en fonction du taux de saturation à 20°C.  
(Briques 26 & 74, "CD300 n°2", d=2,00 & d=1,79)

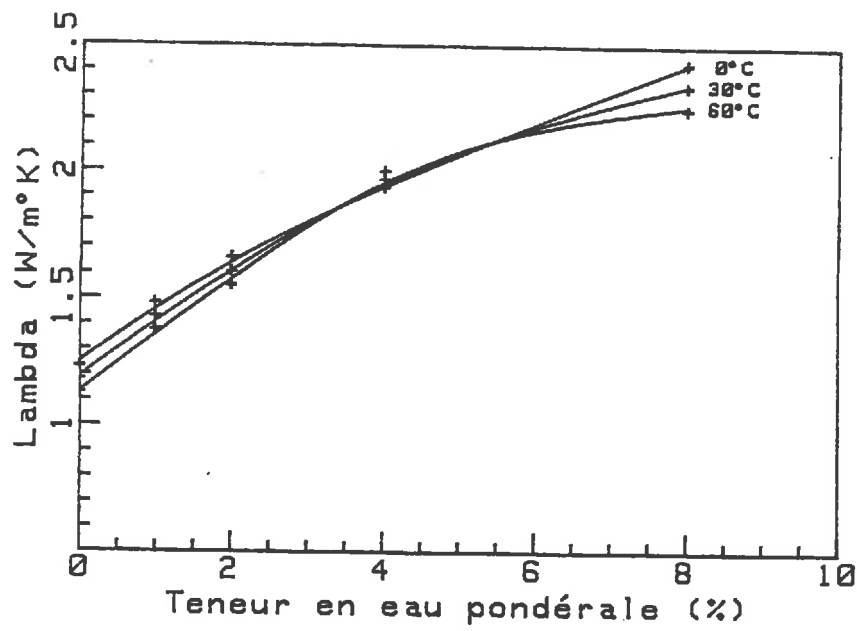


Figure A4-11: Influence de la température sur l'évolution de la conductivité thermique.  
(Brique 26, "CD300 n°2", d=2,00)

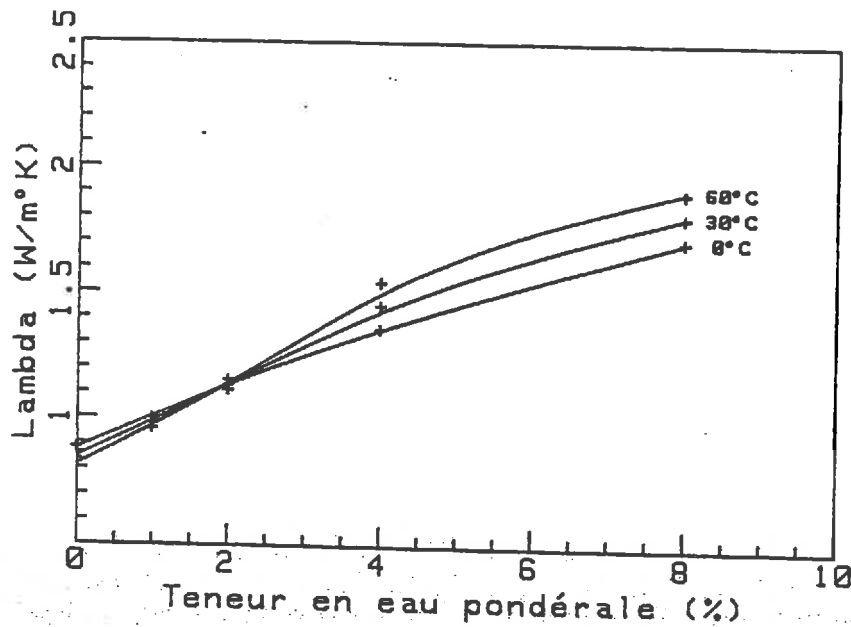


Figure A4-12: Influence de la température sur l'évolution de la conductivité thermique.  
(Brique 74, "CD300 n°2", d=1,79)



## BRIQUE 24

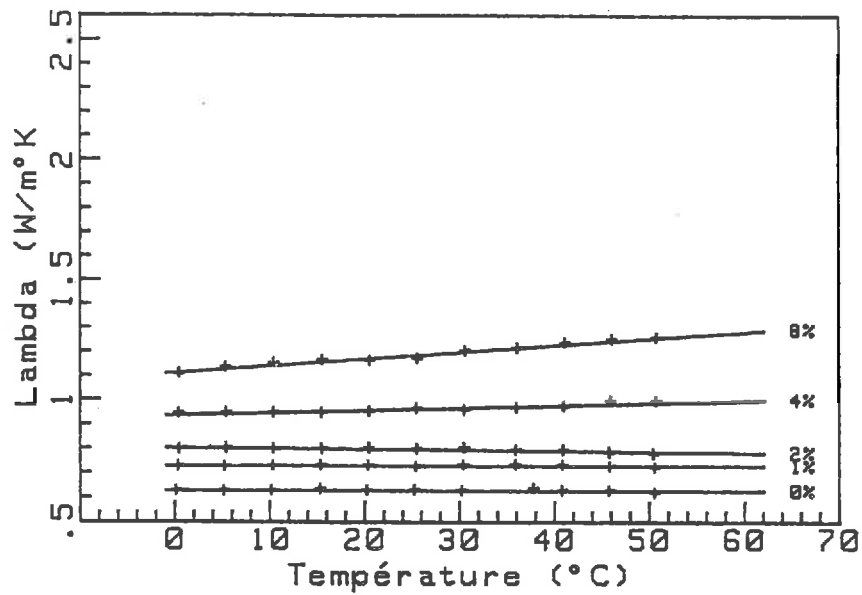


Figure A4- 13 : Conductivité thermique en fonction de la température et de la teneur en eau.  
(Brique 24, "Latérite", d=2,02)

## BRIQUE 28

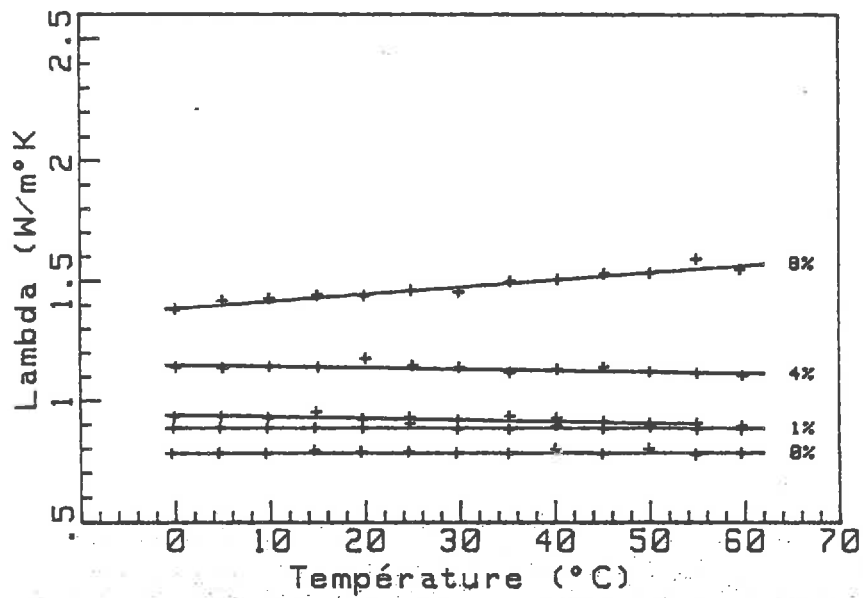


Figure A4- 14 : Conductivité thermique en fonction de la température et de la teneur en eau.  
(Brique 28, "Latérite", d=2,24)

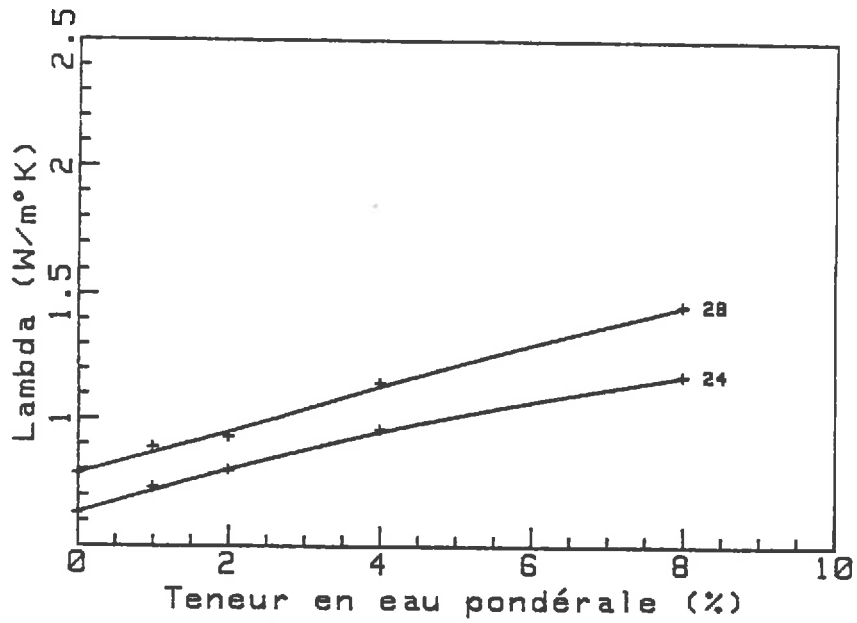


Figure A4-15 : Conductivité thermique en fonction de la teneur en eau à 20°C.  
(Briques 24 & 28, "Latérite", d=2,02 & d=2,24)

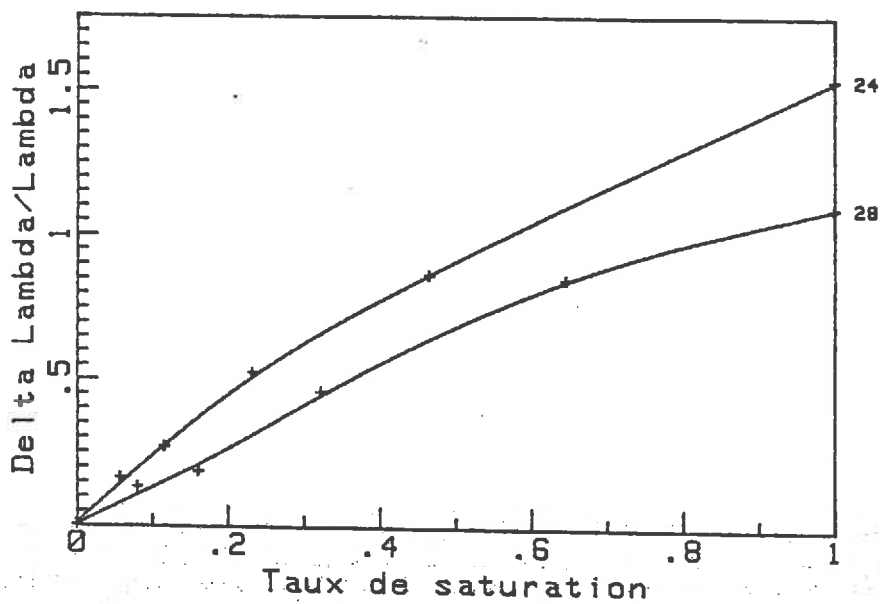
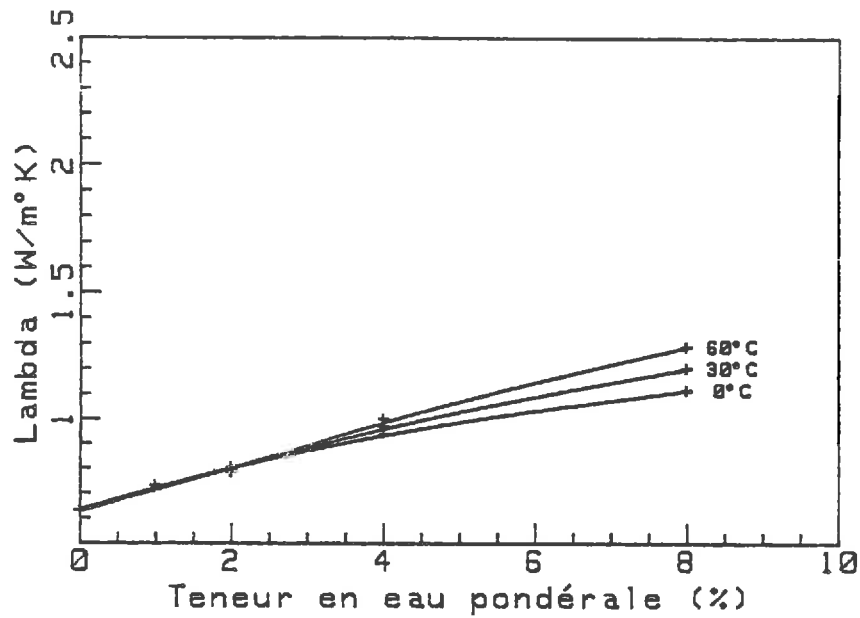
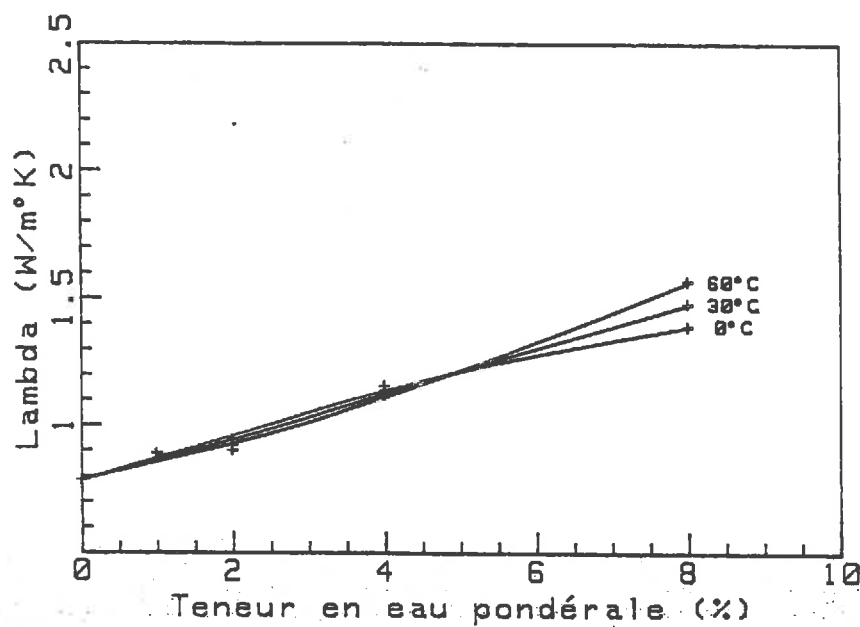


Figure A4-16 : Conductivité thermique en fonction du taux de saturation à 20°C.  
(Briques 24 & 28, "Latérite", d=2,02 & d=2,24)



**Figure A4-17** : Influence de la température sur l'évolution de la conductivité thermique.  
(Brique 24, "Latérite", d=2,02)



**Figure A4-18** : Influence de la température sur l'évolution de la conductivité thermique.  
(Brique 28, "Latérite", d=2,24)

## BRIQUE 46

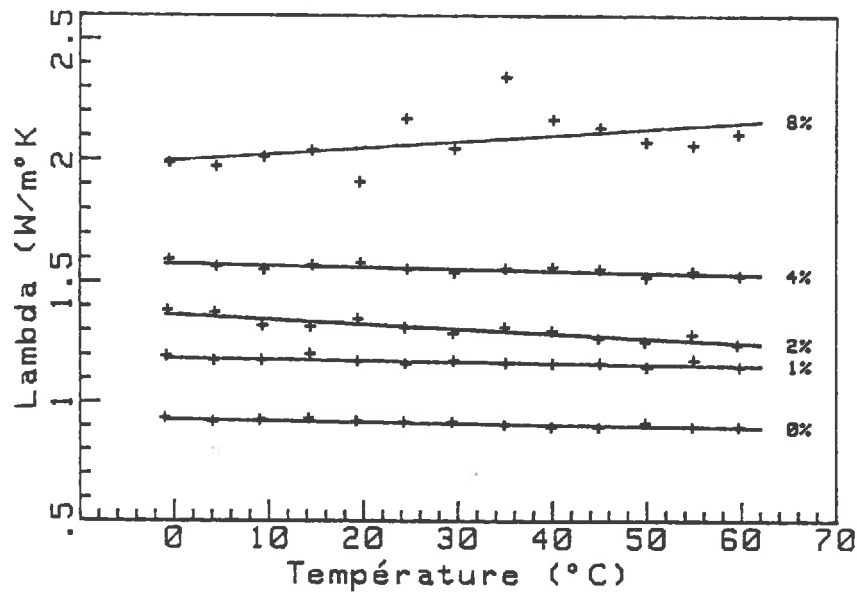


Figure A4-19 : Conductivité thermique en fonction de la température et de la teneur en eau.  
(Brique 46, "Oussouye", d=1,90)

## BRIQUE 55

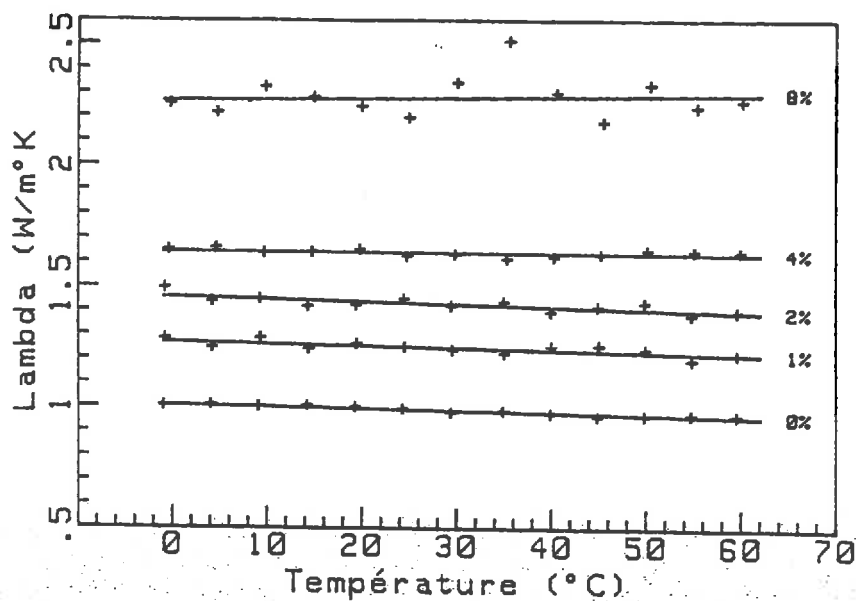
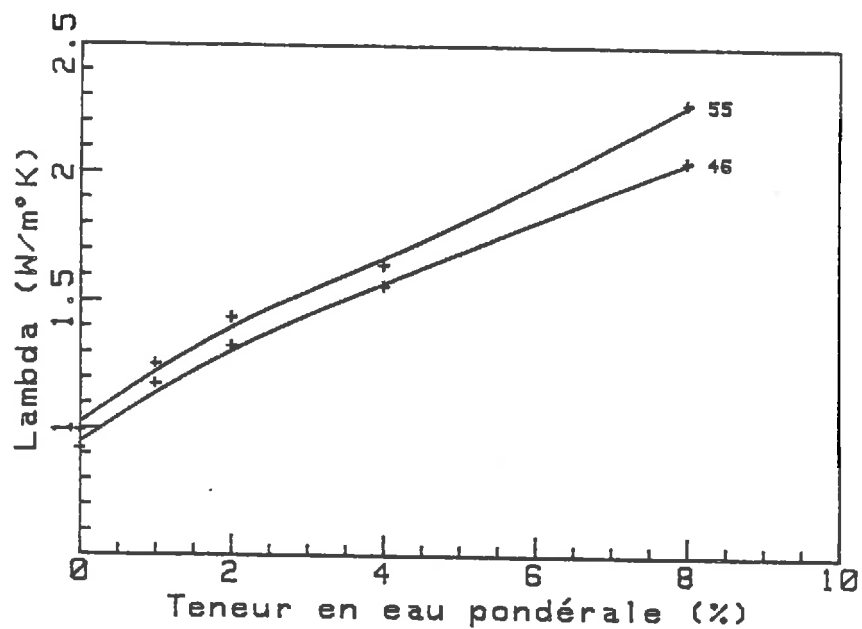
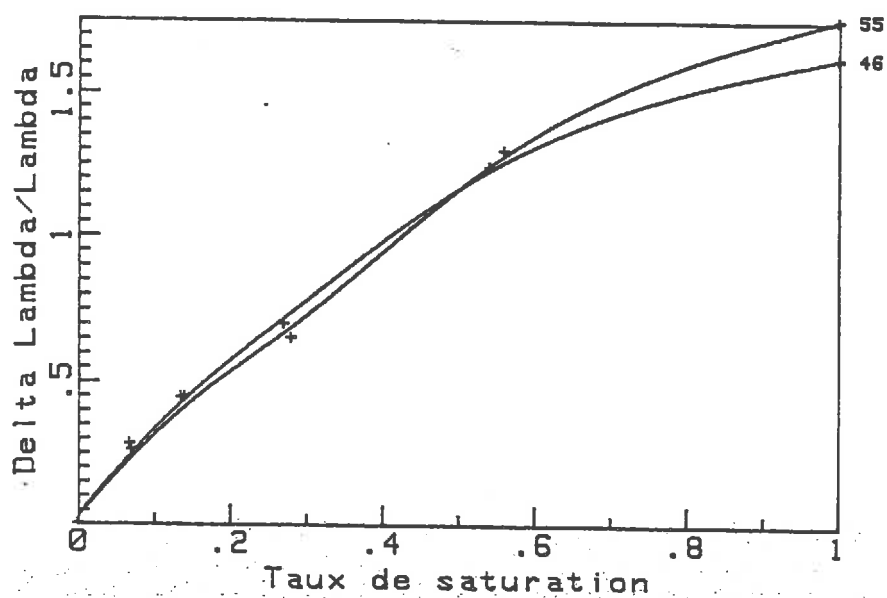


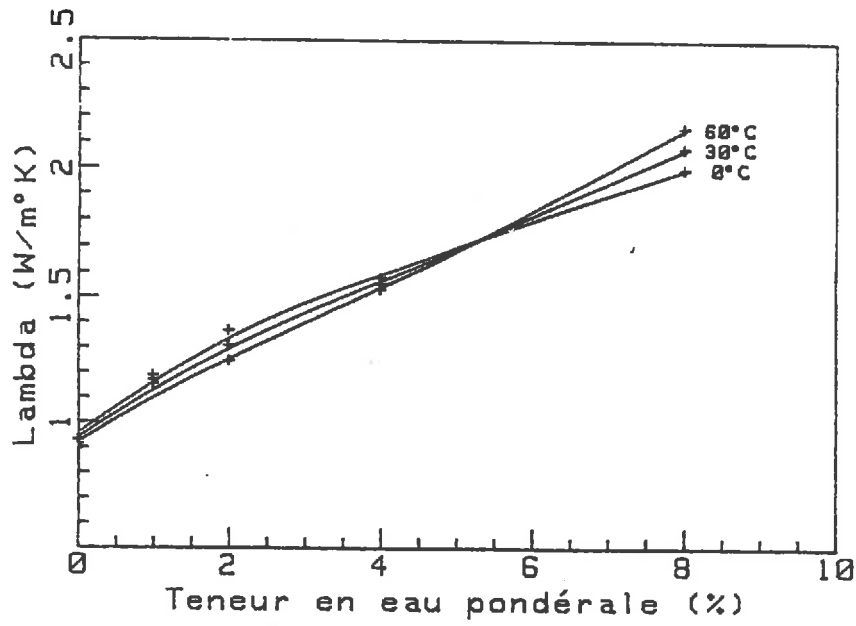
Figure A4-20 : Conductivité thermique en fonction de la température et de la teneur en eau.  
(Brique 55, "Niambalang", d=1,92)



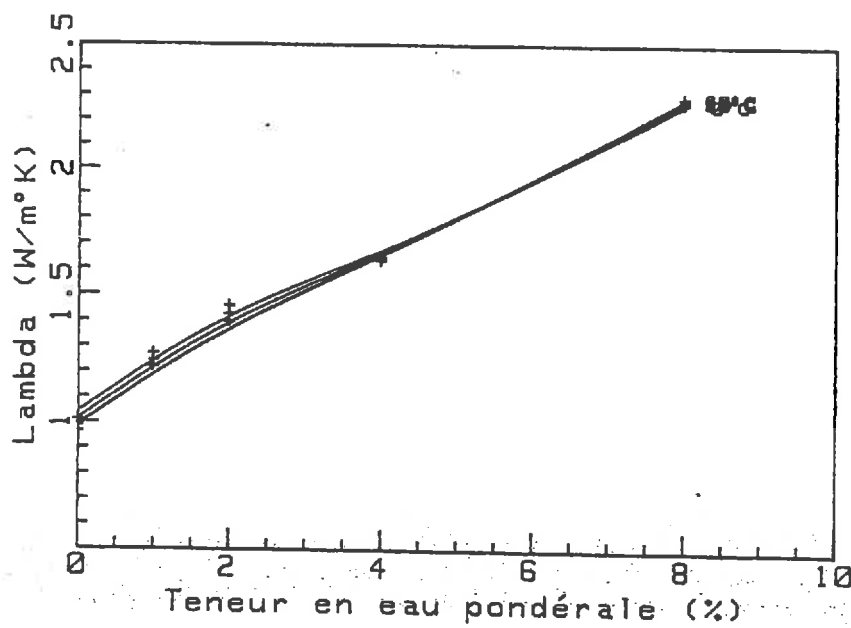
**Figure A4-21:** Conductivité thermique en fonction de la teneur en eau à 20°C.  
(Briques 46 & 55, "Oussouye" & "Niambalang",  $d=1,90$  &  $d=1,92$ )



**Figure A4-22:** Conductivité thermique en fonction du taux de saturation à 20°C.  
(Briques 46 & 55, "Oussouye" & "Niambalang",  $d=1,90$  &  $d=1,92$ )



**Figure A4-23:** Influence de la température sur l'évolution de la conductivité thermique.  
(Brique 46, "Oussouye", d=1,90)



**Figure A4-24:** Influence de la température sur l'évolution de la conductivité thermique.  
(Brique 55, "Niambalang", d=1,92)

## BRIQUE 25

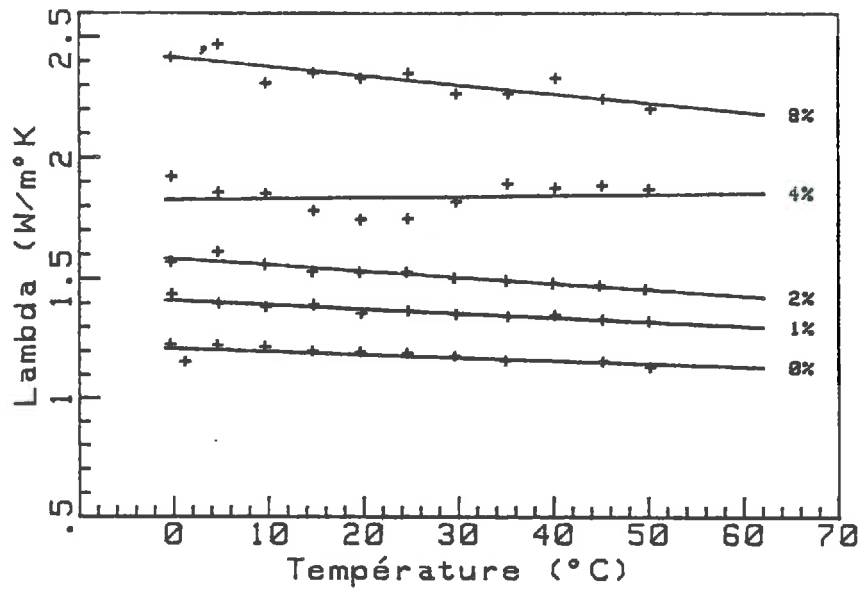


Figure A4-25 : Conductivité thermique en fonction de la température et de la teneur en eau.  
(Brique 25, "Isle d'Abeau", d=2,00)

## BRIQUE 71

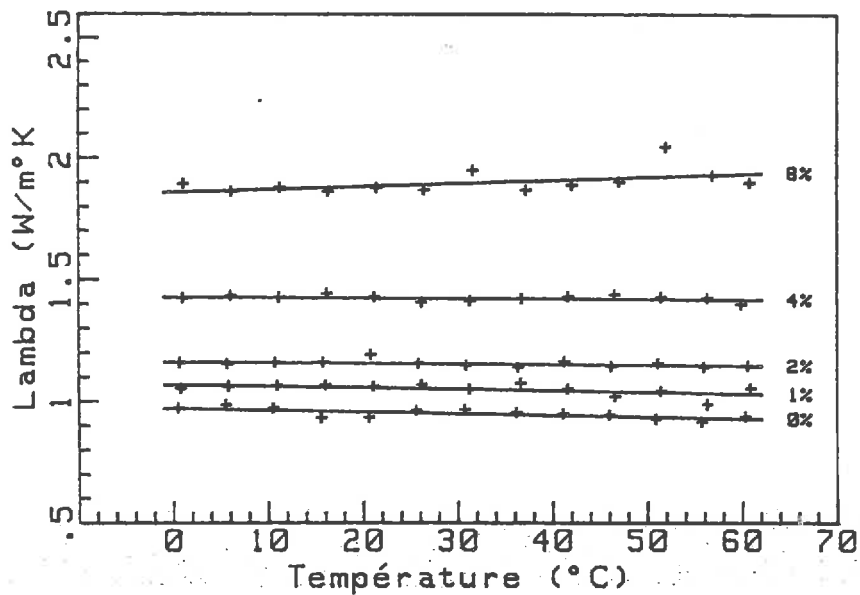


Figure A4-26 : Conductivité thermique en fonction de la température et de la teneur en eau.  
(Brique 71, "Marchand", d=1,88)

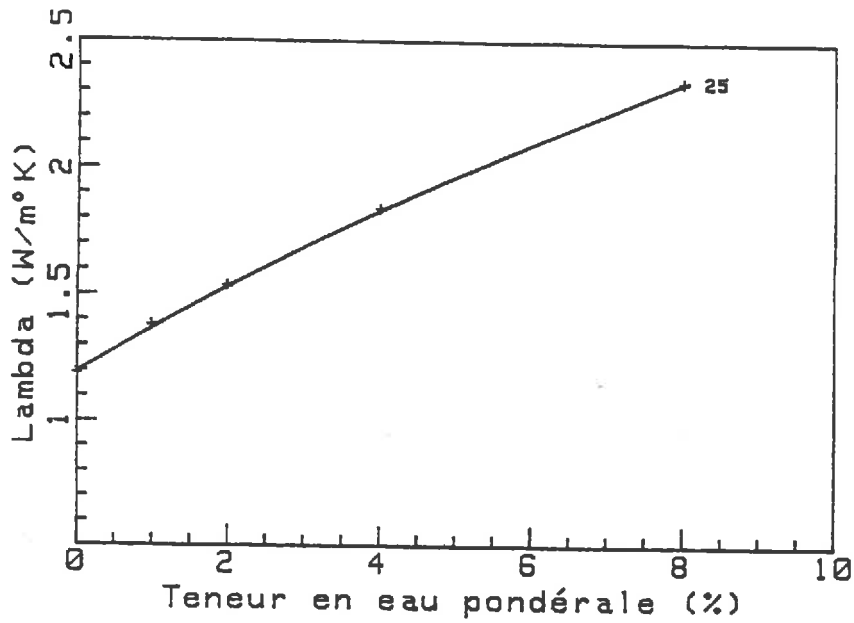


Figure A4-27: Conductivité thermique en fonction de la teneur en eau à 20°C.  
(Brique 25, "Isle d'Abeau", d=2,00)

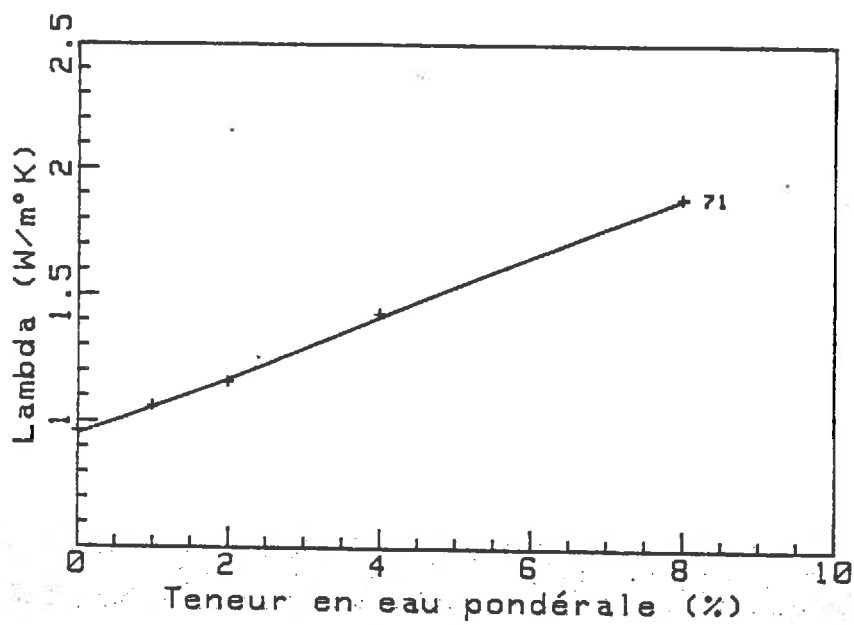


Figure A4-28: Conductivité thermique en fonction de la teneur en eau à 20°C.  
(Brique 71, "Marchand", d=1,88)



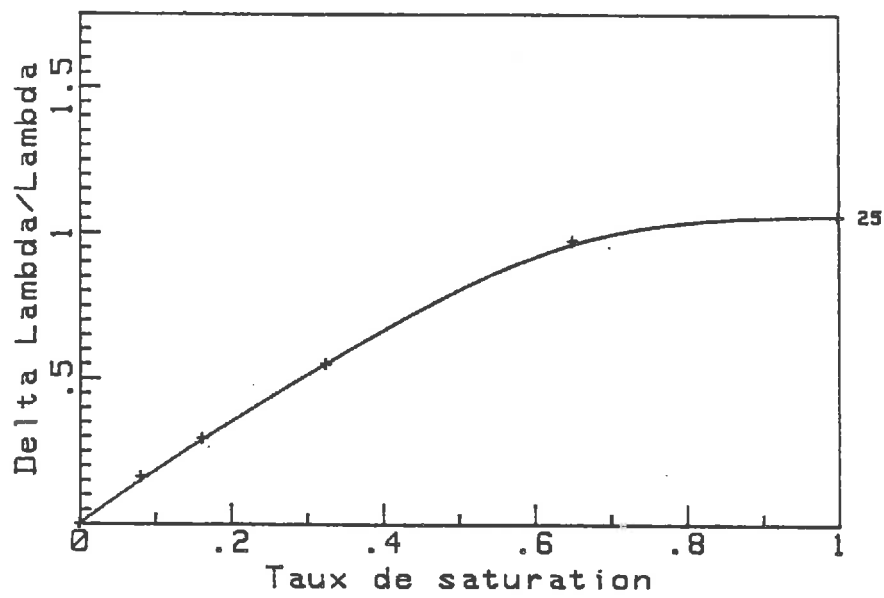


Figure A4-29 Conductivité thermique en fonction du taux de saturation à 20°C.  
(Brique 25, "Isle d'Abeau", d=2,00)

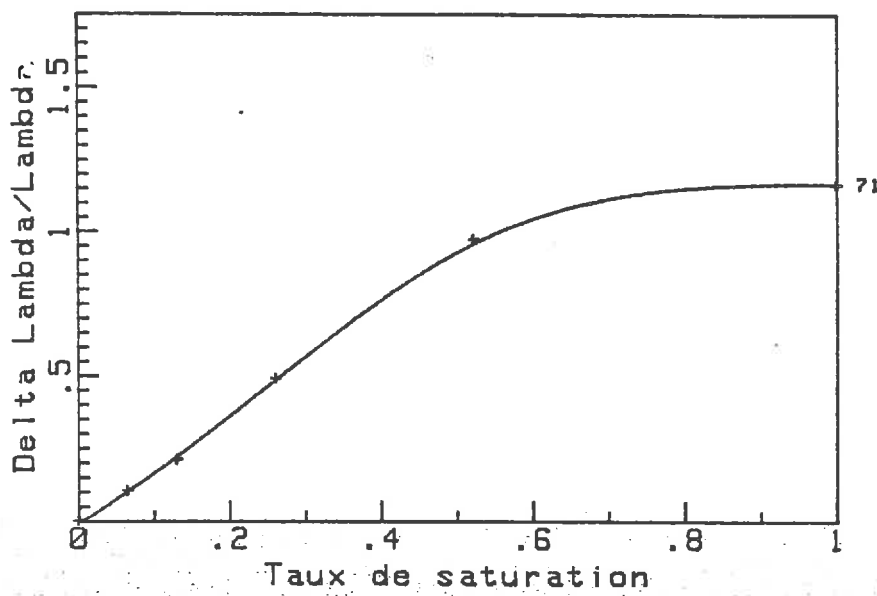
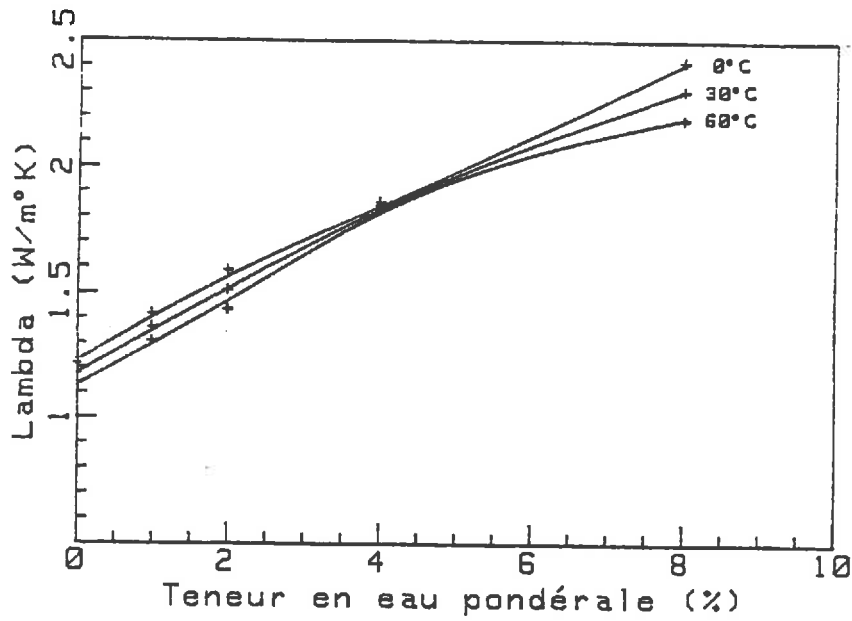
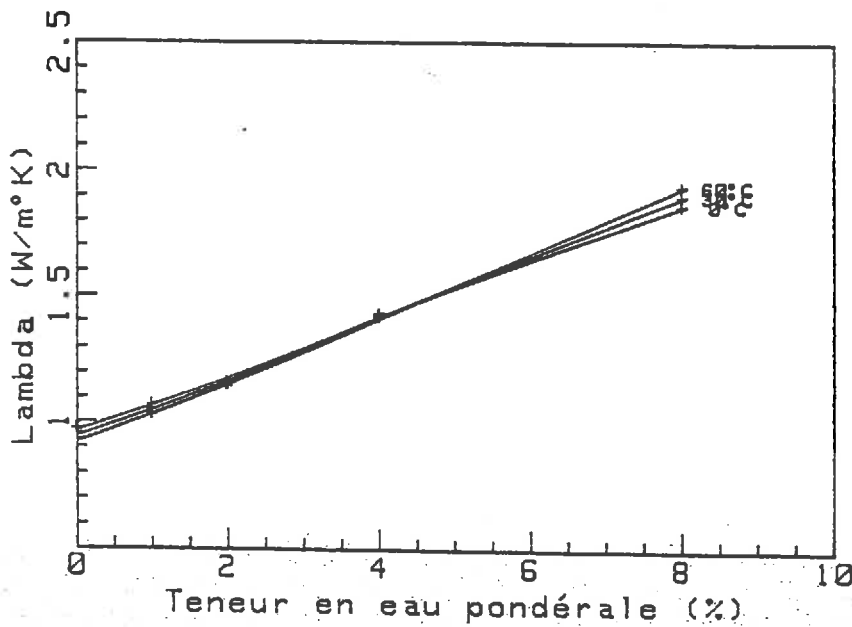


Figure A4-30: Conductivité thermique en fonction du taux de saturation à 20°C.  
(Brique 71, "Marchand", d=1,88)



**Figure A4-31:** Influence de la température sur l'évolution de la conductivité thermique.  
(Brique 25, "Isle d'abeau",  $d=2,00$ )



**Figure A4-32:** Influence de la température sur l'évolution de la conductivité thermique.  
(Brique 71, "Merchand",  $d=1,88$ )

## BRIQUE 23

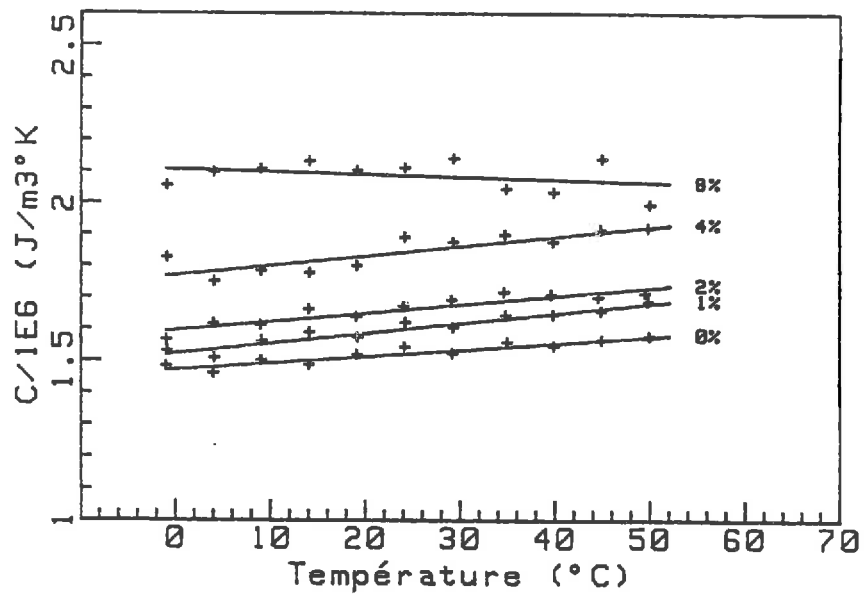


Figure A4-33 : Capacité calorifique en fonction de la température et de la teneur en eau.  
(Brique 23, "La Verpillière",  $d=2,01$ )

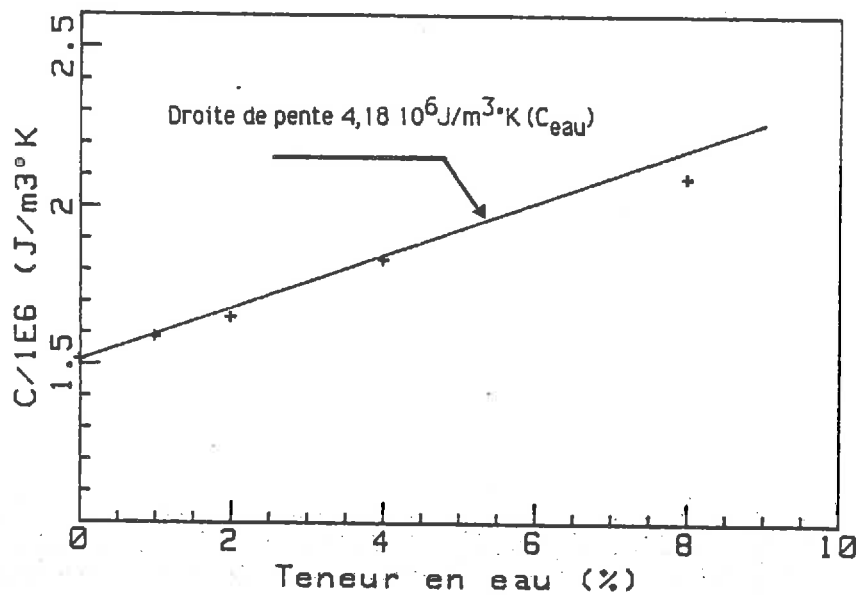


Figure A4-34 : Capacité calorifique à  $20^{\circ}C$  en fonction de la teneur en eau.  
(Brique 23, "La Verpillière",  $d=2,01$ )

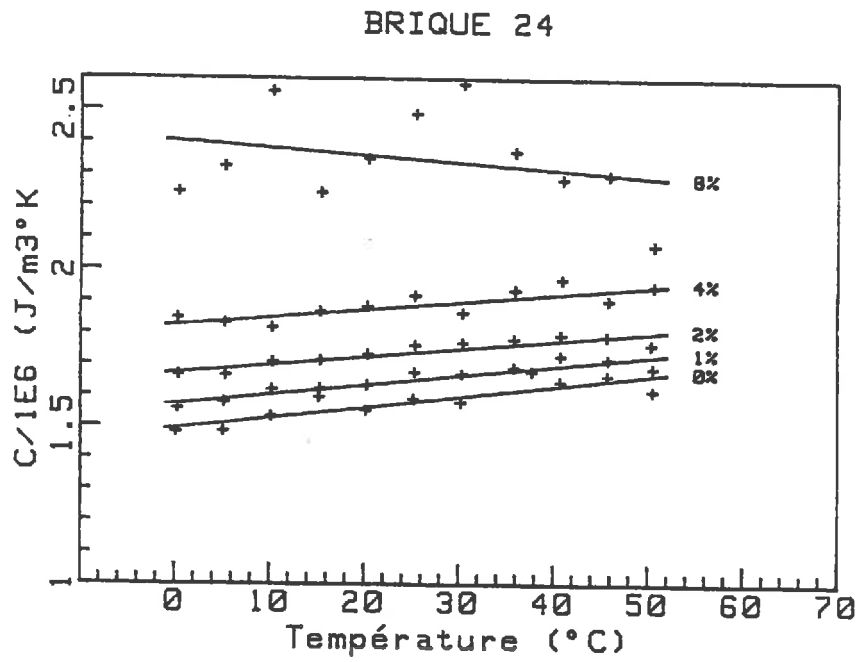


Figure A4-35 : Capacité calorifique en fonction de la température et de la teneur en eau.  
(Brique 24, "Latérite",  $d=2,02$ )

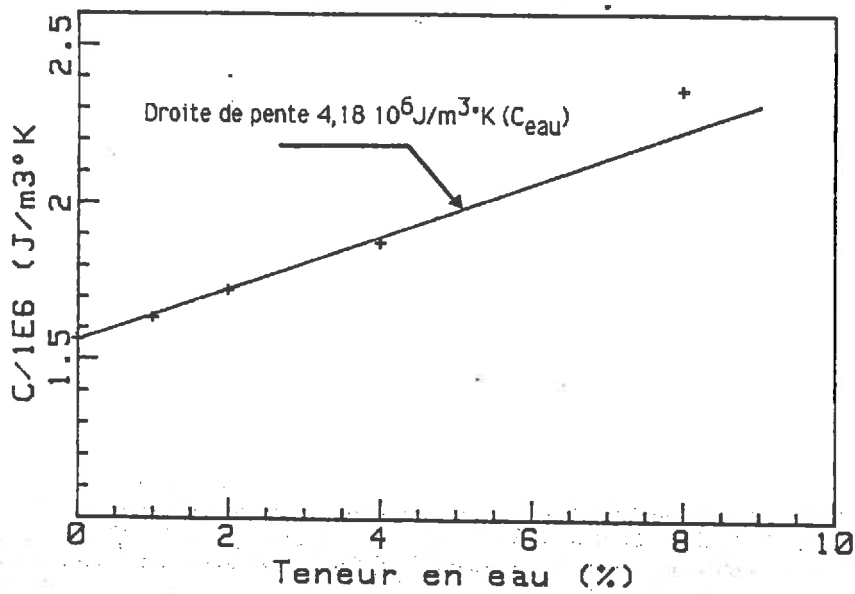


Figure A4-36 : Capacité calorifique à 20°C en fonction de la teneur en eau.  
(Brique 24, "Latérite",  $d=2,02$ )

## BRIQUE 25

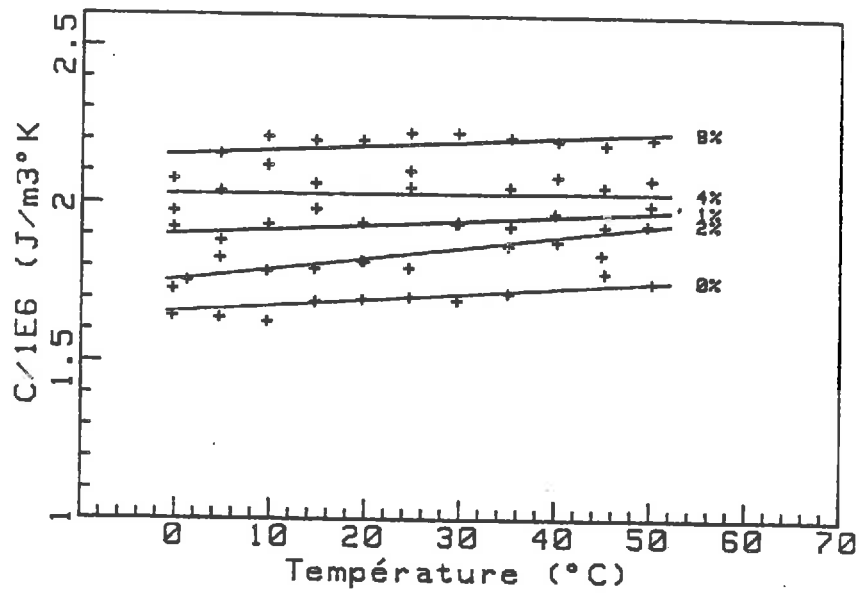


Figure A4-37 : Capacité calorifique en fonction de la température et de la teneur en eau.  
(Brique 25, "Isle d'Abeau",  $d=2,00$ )

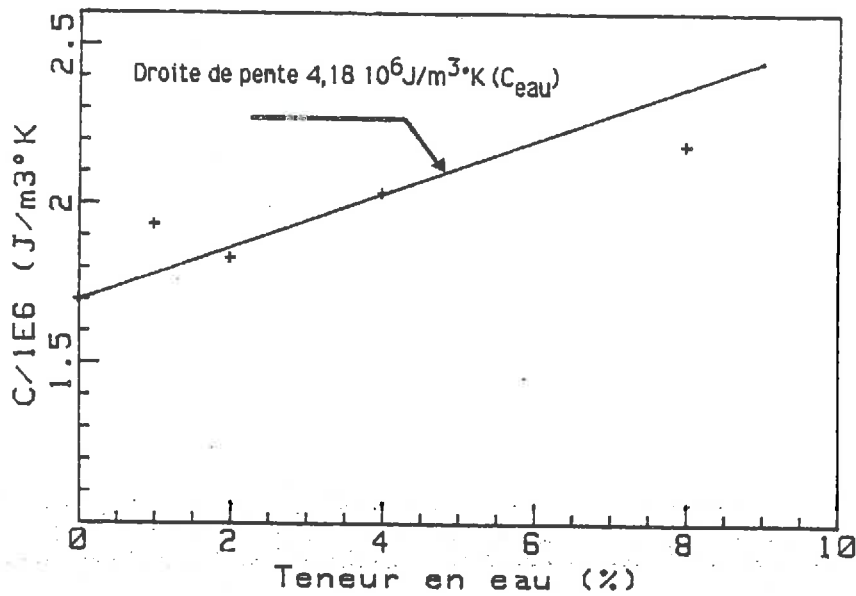


Figure A4-38 : Capacité calorifique à 20°C en fonction de la teneur en eau.  
(Brique 25, "Isle d'Abeau",  $d=2,00$ )

## BRIQUE 26

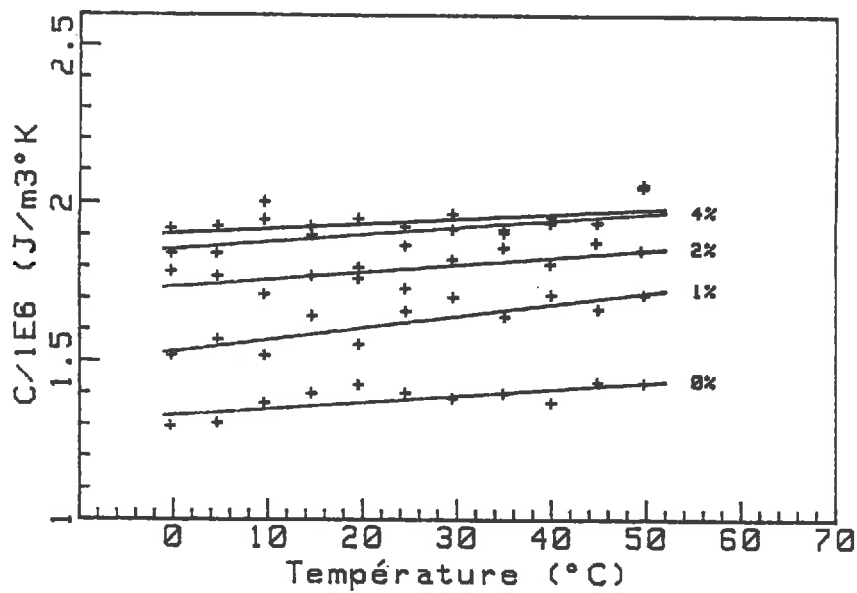


Figure A4-39 : Capacité calorifique en fonction de la température et de la teneur en eau.  
(Brique 26, "CD300 n°2",  $d=2,00$ )

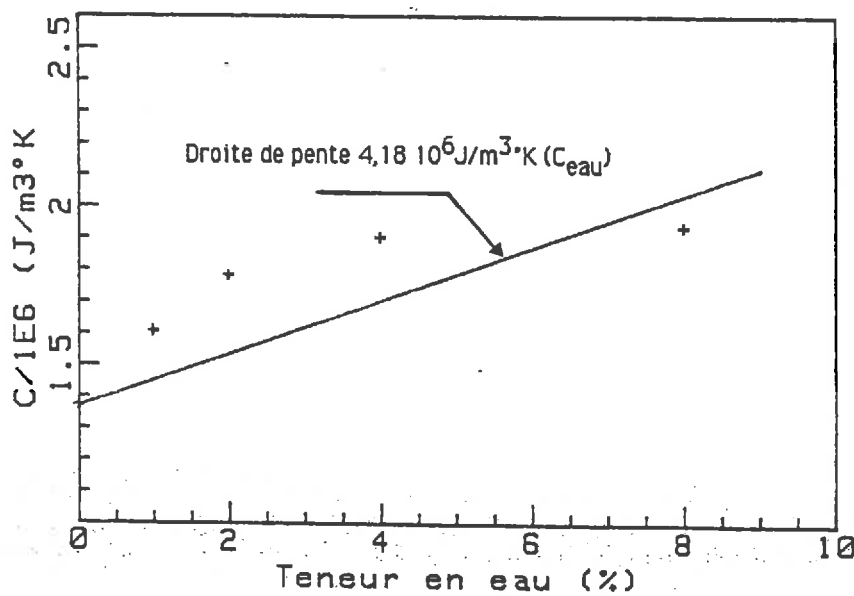


Figure A4-40 : Capacité calorifique à  $20^{\circ}C$  en fonction de la teneur en eau.  
(Brique 26, "CD300 n°2",  $d=2,00$ )

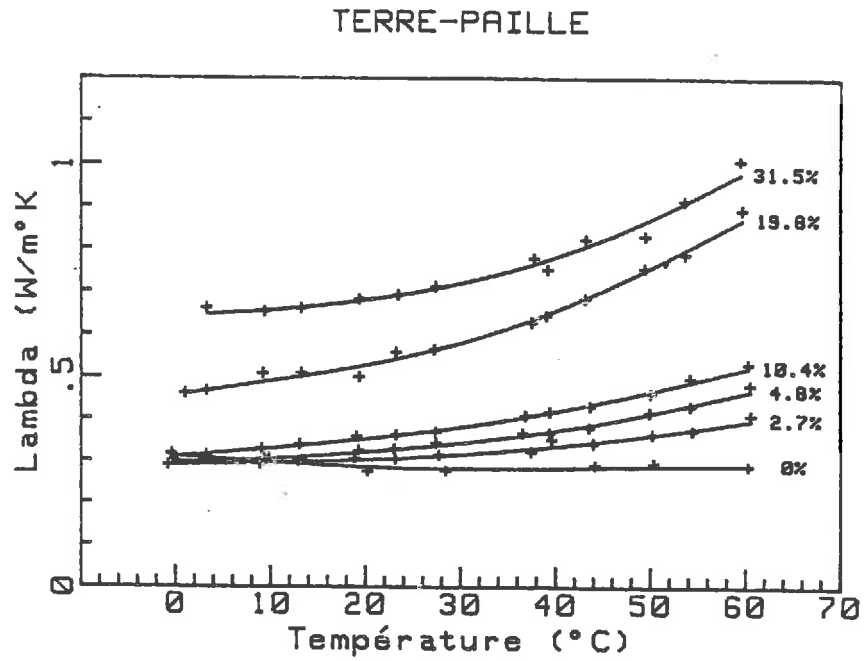


Figure A4-41 : Conductivité thermique en fonction de la température et de la teneur en eau.  
(Terre-paille Isle d'Abeau,  $d=0,66$ )

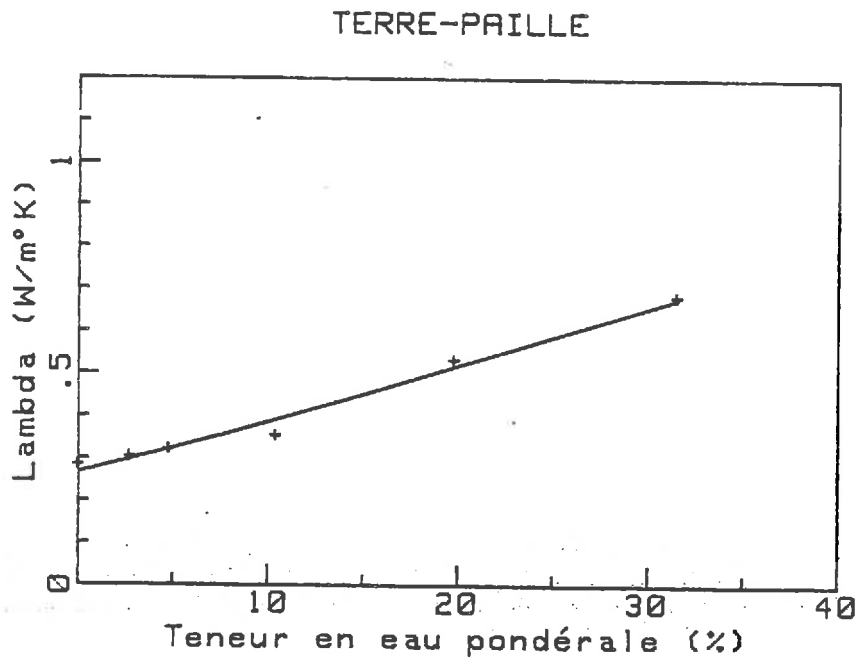


Figure A4-42 : Conductivité thermique à 20°C en fonction de la teneur en eau.  
(Terre-paille Isle d'Abeau,  $d=0,66$ )

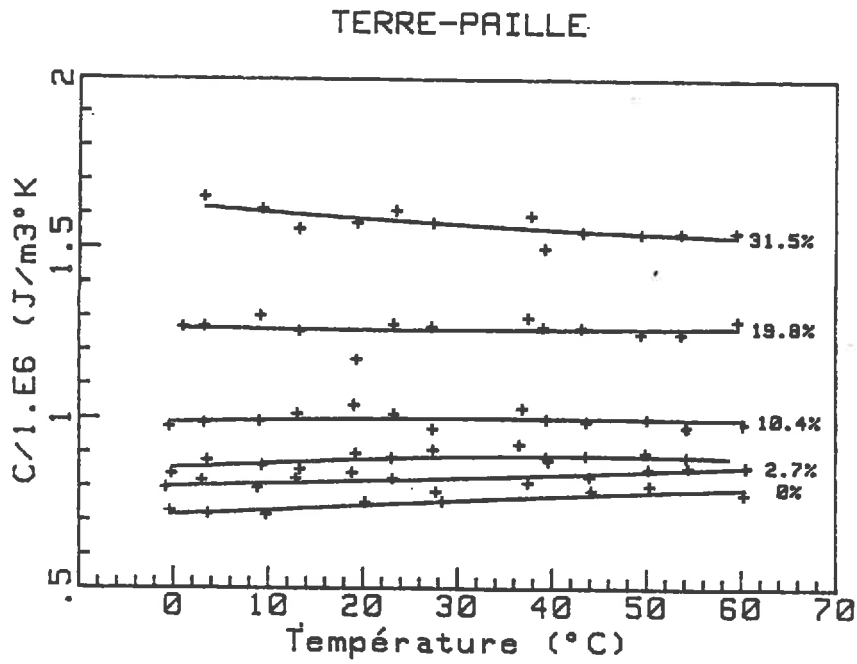


Figure A4-43 : Capacité calorifique en fonction de la température et de la teneur en eau.  
(Terre-paille Isle d'Abeau,  $d=0,66$ )

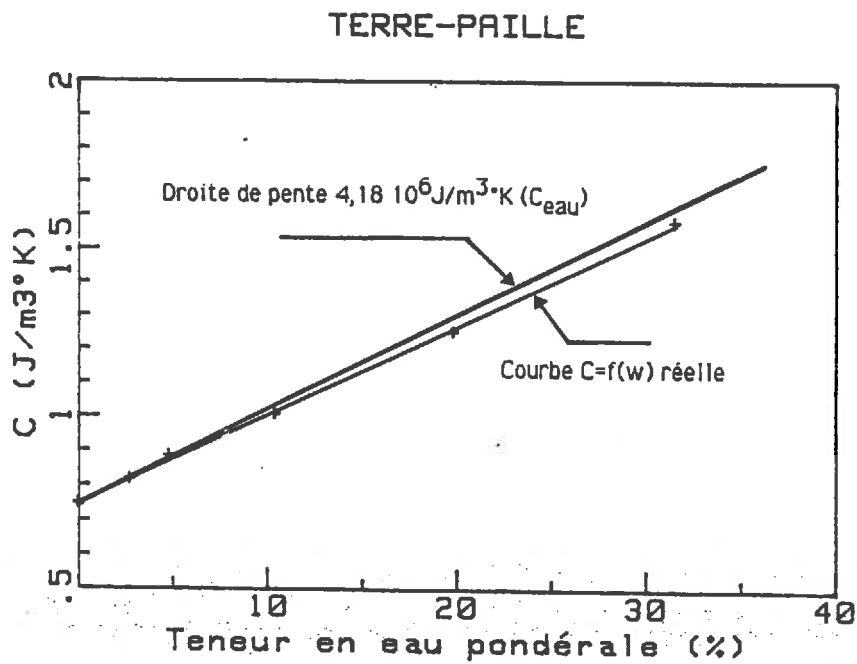


Figure A4-44 : Capacité calorifique à 20°C en fonction de la teneur en eau.  
(Terre-paille Isle d'Abeau,  $d=0,66$ )



THESE INPG  
mention : Mécanique

*Titre de l'ouvrage :*

**CONTRIBUTION A LA CARACTÉRISATION THERMIQUE  
DES MILIEUX POREUX GRANULAIRES**

*Nom de l'auteur :* Jean-Paul LAURENT

*Établissement :* Institut National Polytechnique de Grenoble

**RÉSUMÉ**

Dans le cadre de l'utilisation de la terre crue comme matériau de construction, le but de ce travail était de fournir des données thermophysiques générales et fiables sur ce matériau. Le principe de détermination des paramètres thermiques en régime transitoire imposé par l'intermédiaire de sondes à chocs thermiques a été retenu. Deux techniques ont été optimisées grâce à une modélisation adaptée ou à une conception technologique nouvelle. L'étude de la corrélation structure/propriétés thermiques a été effectuée à l'état sec. La porosité totale, liée à la densité sèche, joue alors un rôle prépondérant et il est possible de proposer un modèle unique d'estimation de la conductivité thermique et de la capacité calorifique. L'étude de l'évolution de ces paramètres en fonction de la teneur en eau et de la température a permis d'élaborer un modèle simplifié d'évaluation pratique des paramètres thermiques du matériau en œuvre.

**MOTS-CLÉS**

Conductivité thermique ; Capacité calorifique ; Terre ; Matériaux de construction ; Milieux poreux granulaires ; Modélisation ; Sondes à chocs thermiques.