

UNIVERSITÉ DU QUÉBEC À TROIS-RIVIÈRES

MÉMOIRE PRÉSENTÉ À  
L'UNIVERSITÉ DU QUÉBEC À TROIS-RIVIÈRES

COMME EXIGENCE PARTIELLE  
DE LA MAÎTRISE EN ÉLECTRONIQUE INDUSTRIELLE

PAR  
RÉMY SIMARD

CHAUFFAGE PAR INDUCTION DE CALANDRES POUR MACHINES À PAPIER

SEPTEMBRE 1988

Université du Québec à Trois-Rivières

Service de la bibliothèque

Avertissement

L'auteur de ce mémoire ou de cette thèse a autorisé l'Université du Québec à Trois-Rivières à diffuser, à des fins non lucratives, une copie de son mémoire ou de sa thèse.

Cette diffusion n'entraîne pas une renonciation de la part de l'auteur à ses droits de propriété intellectuelle, incluant le droit d'auteur, sur ce mémoire ou cette thèse. Notamment, la reproduction ou la publication de la totalité ou d'une partie importante de ce mémoire ou de cette thèse requiert son autorisation.

à Micheline

Guillaume

Anne-Marie

pour tout le temps

que je n'ai pu passer

avec eux.

Ce travail fut effectué dans les laboratoires du département d'ingénierie de l'Université du Québec à Trois-Rivières, sous la direction de M. le Professeur Jean-Luc Dion, que je tiens tout particulièrement à remercier pour son aide, son temps et ses conseils indispensables.

Je veux aussi remercier mes collaborateurs en particulier, M. Adam Skorek pour les nombreuses heures de travail qu'il a consacrées à cette étude, M. Martial Van Neste et M. Michel Bossé qui n'ont pas ménagé leurs efforts pour permettre la réussite de ce projet.

Je tiens aussi à remercier M. André Jacob, directeur du département d'Ingénierie d'avoir rendu possible ce projet par son implication et son soutien.

Je remercie également M. Guy Desrobert qui a réalisé tous les éléments mécaniques de ce projet.

Enfin, je m'en voudrais d'oublier la direction de l'Université du Québec à Trois-Rivières, en particulier M. le recteur Jacques Parent, d'avoir permis et encouragé ce projet de coopération avec la Société Hydro-Québec.



## Table des matières.

<u>Introduction</u> .....	1
<u>Objectifs</u> .....	3
 <u>Chapitre I.</u>	
Analyse du problème .....	4
1.1 Modélisation thermique .....	4
1.1.1 Hypothèses .....	4
1.1.2 Equivalence thermique-électrique .....	8
1.1.3 Régime transitoire .....	14
1.1.4 Régime permanent .....	16
 <u>Chapitre II.</u>	
Configuration de l'inducteur .....	18
2.1 Analyse théorique .....	18
2.2 Conditions imposées .....	19
2.3 Configuration de l'inducteur .....	20
2.3.1 Analyse du flux de fuite .....	21
2.3.2 Mesures réalisées au Q-mètre .....	22
2.3.3 Effet des concentrateurs .....	25
2.4 Description de l'inducteur choisi .....	30
 <u>Chapitre III.</u>	
Caractérisation magnétique et électrique .....	32
3.1 Saturation magnétique .....	32
3.2 Mesure de l'uniformité de chauffage .....	34
3.3 Modèle électrique .....	37

#### Chapitre IV.

Résultats expérimentaux .....	40
4.1.1 Mesure au Ø-mètre de la bobine à profil bas .....	41
4.1.2 Mesure au Ø-mètre de 2 types d'inducteurs .....	44
4.2 Mesures magnétiques .....	46
Mesure du champ de l'inducteur final .....	49
4.3 Essais de chauffage .....	55
4.3.1 Essai #1 .....	55
4.3.2 Essai #2 .....	57
4.3.3 Essai #3.....	59
4.3.4 Essai #4 .....	61
4.3.5 Mesures avec la caméra infrarouge .....	63

#### Chapitre V.

Choix des matériaux .....	66
5.1 Type de ferrite .....	66
5.2 Fil utilisé pour l'inducteur .....	69
5.3 Résine utilisée pour le refroidissement .....	69

#### Chapitre VI.

Disposition des inducteurs .....	71
6.1 Mesure du couplage électromagnétique .....	71
6.2 Résultats obtenus .....	72

<u>Conclusion</u> .....	78
-------------------------	----

#### Annexe A.

1. Modélisation du rouleau de calandre .....	81
2. Simulation avec FOTR .....	86

#### Annexe B.

1. Programme régime transitoire .....	90
2. Programme régime permanent .....	92
3. Pertes par convection et rayonnement .....	96

#### Annexe C.

1. Description de la sonde magnétique .....	99
2. Schéma du fluxmètre .....	100

#### Annexe D.

1. Schéma électrique de la source HF .....	104
2. Analyse de la source avec AT0SEC5 .....	105

#### Annexe E.

1. Programme Champ magnétique .....	111
-------------------------------------	-----

#### Annexe F.

1. Schéma du FP-mètre .....	120
2. Schéma du wattmètre .....	123
3. Schéma du calorimètre .....	126

#### Annexe G.

1. Effet de l'usinage des pôles .....	131
2. Mesure d'une bobine octale .....	132

Annexe H.

1. Conductivité thermique des mélanges d'époxy .....	135
2. Caractéristiques des céramiques .....	139

Annexe I.

1. Schémas mécaniques de l'inducteurs final .....	142
---	-----

Bibliographie .....	148
.....	168

## INTRODUCTION.

L'élimination des sources énergétiques polluantes et leur remplacement par des sources plus propres est, ou devrait être, une préoccupation première pour les ingénieurs et les industriels de notre société moderne.

Le Québec possède une énergie non polluante en grande quantité, l'électricité. La Société Hydro-Québec s'est donc donnée comme mandat d'étudier la possibilité de remplacer les sources conventionnelles de chauffage par l'énergie électrique.

Une de ces possibilités réside dans l'utilisation de modules de chauffage par induction électromagnétique pour chauffer les calandres des machines à papier. En remplaçant les brûleurs conventionnels au mazout par l'énergie électrique, on élimine du même coup la pollution de l'air et les conduites de vapeur sous pression destinées à transporter la chaleur jusqu'au rouleau.

Un autre avantage de ce mode de chauffage est que l'on peut ajuster la température le long du rouleau de la calandre, en modulant la puissance envoyée dans chaque bobine. On peut donc réaliser ainsi une température uniforme de la surface du rouleau en contact avec la feuille de papier. On obtient de cette façon, un séchage et un lustre uniforme du papier.

La puissance nécessaire par unité de surface pour obtenir une telle quantité de chaleur est cependant très grande. De plus, elle doit être produite à l'aide de sources à haute-fréquence pour obtenir un bon rendement de chauffage.

Le projet parrainé par la Société Hydro-Québec, consistera à faire l'étude et la construction de six inducteurs d'une puissance nominale de 4 kW chacun, destinés à équiper une calandre expérimentale du Centre de Recherche de la Consolidated Bathurst à Grand-Mère.

Notre travail consistera principalement à analyser les différents paramètres magnétiques, électriques et thermiques permettant d'optimiser le rendement et la puissance transmise au rouleau de calandre par les sources H.F.

Il existe déjà dans l'industrie des inducteurs capables de chauffer une calandre de machine à papier. Toutefois, la puissance disponible par unité de longueur et l'uniformité du chauffage obtenu, ne satisfont pas les demandes des fabricants de papier. Une étude minutieuse de la géométrie des inducteurs et un mode de refroidissement adéquat devraient permettre de palier à ces lacunes.

C'est donc sur ces principaux points que nous nous attarderons dans cette étude.

### OBJECTIFS.

L'objectif général du projet est la mise au point de bobines ou modules devant servir au chauffage par induction électromagnétique de la surface d'un rouleau de calandre de machine à papier.

Ces modules seront associés de façon à produire une température superficielle maximale de  $300\text{ }^{\circ}\text{C} \pm 5\text{ }^{\circ}\text{C}$ .

Il s'agit également de modéliser le dégagement de chaleur vers l'intérieur et l'extérieur du rouleau en rotation, à l'aide de la théorie des réseaux électriques, de façon à déterminer l'évolution de la température en surface.

Les objectifs particuliers visés ici sont:

- (a) Présenter quelques résultats de mesure de champ magnétique et de calculs de puissance de chauffage pour les modules de chauffage par induction réalisés.
- (b) Evaluer l'évolution de la température moyenne de la surface ainsi que la température finale lors d'un démarrage.
- (c) Evaluer les sauts de température de la surface  $S$  au passage du rouleau dans le champ de l'inducteur en régime permanent.
- (d) Faire des suggestions quant à la disposition des bobines le long du rouleau et la façon de les commander.

## Chapitre I.

### Analyse du problème.

#### 1.1 Modélisation thermique.

Comme nous l'avons dit plus tôt, l'objectif général du projet est de mettre au point des bobines de chauffage par induction électromagnétique qui serviront à élever la température d'un rouleau de calandre à plus de  $300^{\circ}\text{C}$ . De plus, l'uniformité de la température de surface doit être réalisée à mieux de  $5^{\circ}\text{C}$ .

Avant de concevoir une géométrie d'inducteur qui pourrait satisfaire ces deux conditions, nous devons donc tenter de connaître le comportement thermique d'un rouleau de fonte typique.

Il s'agit de modéliser le dégagement de chaleur à la surface du rouleau, ainsi que le transfert de chaleur vers l'intérieur du rouleau en rotation. On essaiera aussi d'estimer la vitesse de diffusion et d'autres paramètres utiles tels que le temps de chauffage du rouleau et l'écart maximum de température de la surface en régime permanent.

##### 1.1.1 Hypothèses

- On supposera pour ce modèle, que les bouts du rouleau sont isolés thermiquement et ne contribuent pas au refroidissement de l'ensemble.
- L'épaisseur du rouleau est faible par rapport à son rayon, de sorte que la propagation peut se ramener à un problème unidimensionnel.



- On considérera l'évolution de la température superficielle d'un élément de surface  $S = b d$  ( $b$  et  $d$  sont les dimensions de la zone de chauffage d'une bobine) au cours d'une rotation. Toutes les surfaces  $S$  du rouleau étant équivalentes.
- La transmission de chaleur suivant le périmètre causée par les gradients de température est négligeable au cours d'une période de rotation  $T_r$ .
- Les divers paramètres physiques tels que la conductivité thermique, la capacité thermique et la puissance fournie au rouleau sont supposés indépendants de la température (comportement linéaire).
- L'excitation électromagnétique est à une fréquence telle que la profondeur de pénétration  $\delta$  du champ est négligeable devant l'épaisseur de la paroi.

On définira par  $P_b$  la puissance fournie au rouleau par la bobine et  $P_m$  celle qui est cédée au papier.  $P_m$  représente la puissance moyenne fournie à  $S$ .

Le rapport cyclique de chauffage  $g$  est la fraction du temps que passe chaque point de  $S$  dans la zone de chauffage.

$$g = t / T_r \quad (1)$$

où  $T_r$  est la période de rotation

$t$  est la fraction du temps passé dans la zone de chauffage

La puissance moyenne fournie à  $S$  est donc:

$$P_m = g P_b \quad (2)$$

La conservation de l'énergie implique que :  $P_e = P_r + \text{pertes}$

A cause de la rotation et de l'inertie thermique du rouleau, on peut prévoir que les sauts de température seront relativement peu élevés au passage dans la zone chauffante.

La puissance moyenne fournie par unité de surface ( $m^2$ ) est alors:  $P_{moy} = P_e / S$  (3)

Les pertes par convection et rayonnement seront calculées pour une température de surface moyenne de  $300^\circ C$ .

$$P_r = K E (T_m^4 - T_a^4) \quad (4)$$

où  $P_r$  est la puissance perdue par radiation  
 $k$  est la constante de Stefan-Boltzmann  
 $e$  est l'émissivité  
 $T_m$  la température absolue de la surface du rouleau  
 $T_a$  la température ambiante absolue

et

$$P_c = h (T_m - T_a) \quad (5)$$

où  $P_c$  est la puissance perdue par convection  
 $h$  est une constante qui dépend de la température et de la géométrie

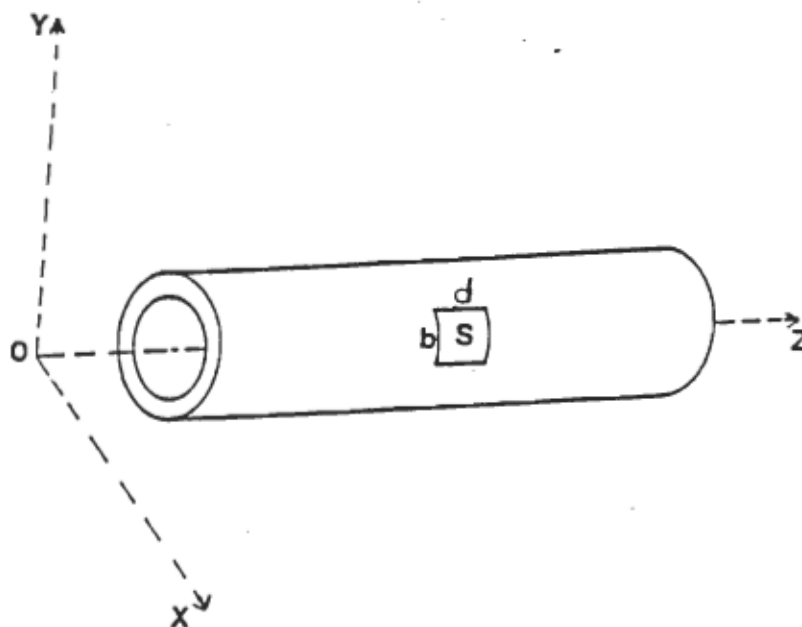


Fig 1.1 Rouleau idéalisé.

La figure 1.2 nous montre une disposition possible des bobines le long de la calandre.

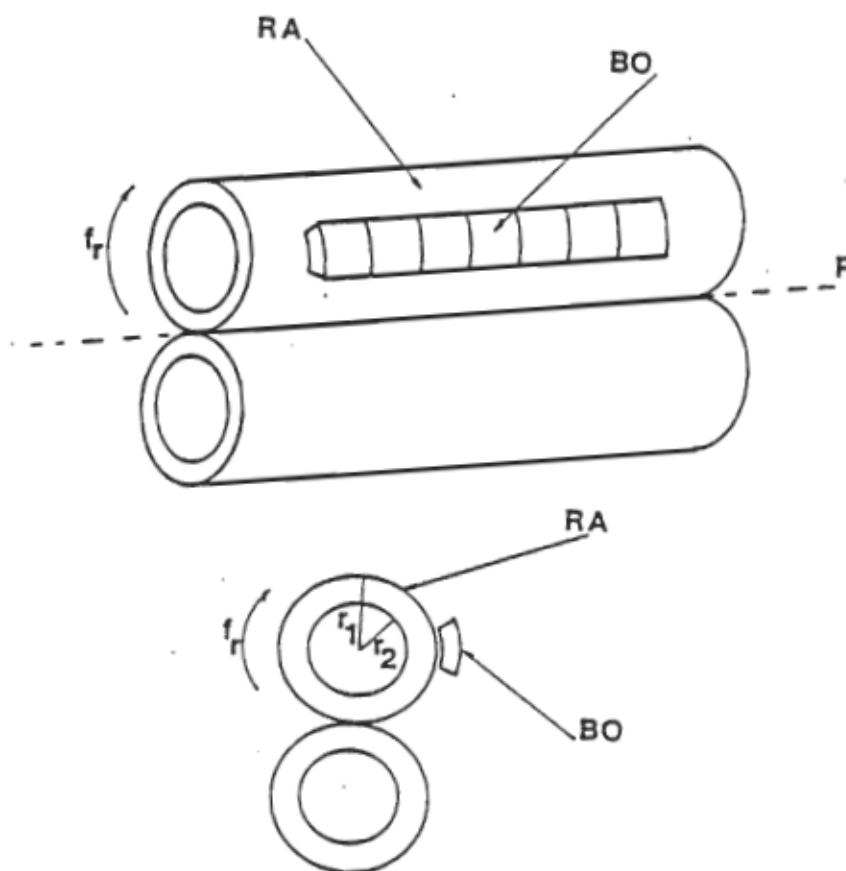


Figure 1.2 Représentation de la calandre et des bobines de chauffage.

### 1.1.2 Equivalence thermique-électrique.

On peut trouver la solution de problèmes thermiques en utilisant des équivalents électriques et en solutionnant la fonction de transfert à l'aide de logiciels utilisés en circuit électrique.

Nous avons donc modélisé la calandre à l'aide de plusieurs sections représentant la capacité thermique d'une section et la résistance thermique entre ces sections.

La figure 1.3 représente une portion de la paroi d'un rouleau d'épaisseur  $a$ . Dans le cas où celle-ci est très inférieure au rayon, on peut alors l'assimiler à un plan en faisant une erreur négligeable.

On peut aussi faire l'hypothèse que l'énergie produite par les courants de Foucault est essentiellement dissipée dans une couche d'épaisseur  $d$ , la pénétration du champ électromagnétique. Une fraction  $F_{\Delta}$  de l'énergie dégagée dans cette couche va vers l'extérieur et une fraction  $F$  vers l'intérieur.

L'épaisseur restante ( $a - d$ ) est subdivisée en  $M$  couches.

Considérons une couche d'épaisseur  $dx$  et de surface  $S$  à la profondeur  $x$  dans la paroi (fig 1.4). La température  $T$  est une fonction de  $x$  et de  $t$  :  $T = T(x, t)$ . La loi de Fourier exprime la relation entre le flux de chaleur  $F$  à travers cette couche et le gradient de température  $dT / dx$

$$F = - \frac{kS}{dx} dT = \frac{1}{dR_T} dT \quad (6)$$

où  $dR_T = dx / kS$  est la résistance thermique de la couche.

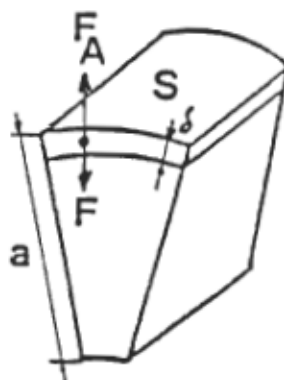


Figure 1.3 Portion de la paroi d'un rouleau d'épaisseur  $a$ .

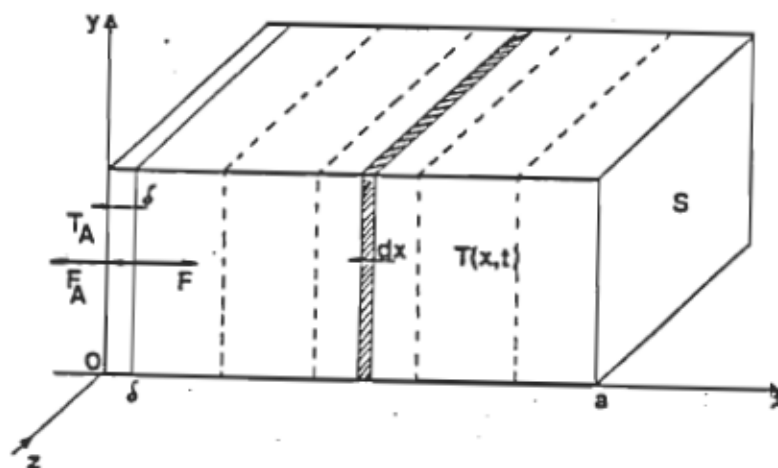


Figure 1.4 Représentation unidimensionnelle de la propagation de la chaleur dans la paroi d'un rouleau.

D'autre part, une quantité de chaleur  $dF.dt$  est cédée à la couche et cause une élévation de température  $dT$  au cours de l'intervalle  $dt$  en vertu de la loi

$$dQ = dF.dt = p c_p S dx dT \quad (7)$$

On démontre que ces deux dernières équations se combinent pour donner l'équation de Fourier de propagation de la chaleur en une dimension:

$$\frac{\partial T}{\partial t} = - \frac{k}{p c_p} \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} \quad (8)$$

La solution de cette équation, avec les conditions aux limites appropriées, donne la distribution de la température.

L'expression (6) est l'analogue de la loi d'Ohm, sachant que si la densité de courant  $J$  est constante à travers une surface perpendiculaire  $S$ , le courant est alors:

$$I = J S = - \sigma S E = - \sigma S \frac{dV}{dx} = \frac{dV}{dR} \quad (9)$$

où  $E$  est le champ électrique  
 $dV$  la différence de potentiel entre les faces  
 $\sigma$  la conductivité électrique du milieu  
 $dR$  la résistance de la tranche de surface  $S$  et d'épaisseur  $dx$

On peut noter que le flux thermique  $F$  est l'analogue du courant  $I$ , la température  $T$  l'analogue de la tension électrique  $V$ , la conductivité thermique  $k$  l'analogue de la conductivité électrique  $\sigma$ , et la résistance thermique  $dR_T$  l'analogue de la résistance électrique  $dR$ .

Si l'on considère maintenant qu'une variation de tension  $dV$  aux bornes d'un condensateur de capacité  $C^x$  cause une variation de charge  $dQ^x$  donnée par:

$$dQ^x = C^x dV \quad (10)$$

on observe que l'équation (7) est analogue: la quantité de chaleur  $Q$  est l'analogue de la charge  $Q^e$  et  $\rho c_p S dx$  est l'analogue d'une capacité électrique. Alors,

$$dC_T = \rho c_p S dx \quad (11)$$

est la capacité thermique de la couche ou tranche de surface  $S$  et d'épaisseur  $dx$ . D'où :

$$dQ = dC_T dT \quad (12)$$

Au moyen de cette analogie, on peut représenter la tranche d'épaisseur  $dx$  par le réseau élémentaire de la figure 1.5.

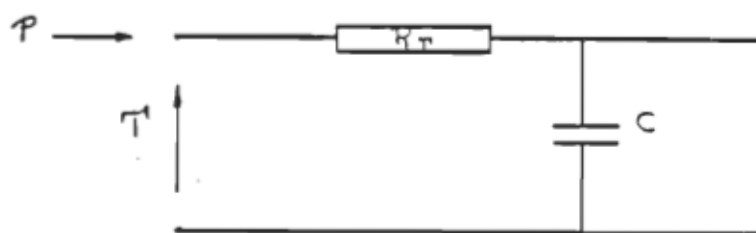


Fig 1.5 Réseau représentant la propagation de la chaleur dans une tranche élémentaire de la paroi.

Le nombre de sections élémentaires requis dépend de la précision désirée et des caractéristiques propre au système étudié.

Un premier modèle utilisant 7 sections fut analysé à l'aide du logiciel *F.O.T.R.*. Nous avons ensuite réduit progressivement ce modèle jusqu'à deux sections sans obtenir d'erreur notable sur le résultat.

C'est donc ce dernier modèle qui fut retenu pour les analyses subséquentes.

On retrouvera à l'annexe "A" les diverses courbes correspondant à ces essais.

Le schéma équivalent du modèle réduit est reproduit à la figure 1.6 à la page suivante.

Ce modèle est divisé en deux sections de largeur inégales dans le but de mieux visualiser l'élévation de température rapide produite dans la première couche d'épaisseur  $d$  soit la profondeur de pénétration du courant induit responsable du chauffage. La deuxième section représente le reste de l'épaisseur du rouleau qui ne réagit qu'aux variations plus lentes de température.

La capacité thermique  $C2$  est donc beaucoup plus élevée que  $C1$ , car elle représente un volume de fonte bien plus important. De même, la résistance thermique  $R2$  représentant la résistance entre la surface et la profondeur  $d/2$  est beaucoup plus faible que la résistance thermique du reste de la section  $R3$ .

$R1$  représente les pertes extérieures de la calandre par rayonnement et convection.

Les diverses grandeurs ont été ramenées à l'unité de surface ( $S = 1m^2$ ).



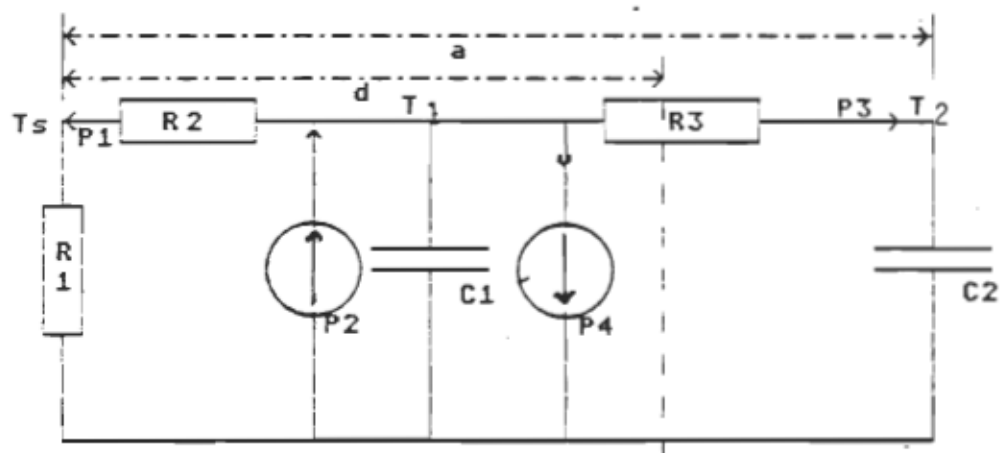


Fig 1.6 Schéma du modèle retenu.

$P_1$  représente le flux perdu par convection et rayonnement.

$P_2$  est la puissance de chauffage de la bobine.

$P_3$  est le flux qui circule entre  $C_1$  et  $C_2$

$P_4$  est la puissance absorbée par le papier.

$T_s$  est la température de surface du rouleau

$T_1$  est la température à une profondeur  $d/2$ .

$T_2$  est la température à l'intérieur de la fonte ( $a/2$ ).

$R_1$  résistance thermique représentant les pertes extérieures.

$R_2$  résistance équivalente de la section  $d/2$ .

$R_3$  résistance équivalente du reste du rouleau.

$d$  profondeur de pénétration.

$a$  épaisseur du rouleau.

$r$  rayon du rouleau.

### 1.1.3 Régime transitoire.

La première étape de notre analyse consistait à obtenir une courbe de l'évolution de la température du rouleau lors de la mise en marche des bobines de chauffage.

Pour traiter ce problème, nous avons supposé que le papier ne commençait à circuler que lorsque la surface de la calandre atteignait 300° C.

La puissance perdue par radiation fut calculée selon la loi de Stefan-Boltzmann (équation 4).

La puissance perdue par convection fut calculée à partir d'une abaque conçue pour estimer la convection d'une plaque verticale en fonction de la température (annexe "B"). Nous avons utilisé la puissance perdue à 300° C et linéarisé cette perte pour en déduire une constante de convection  $h$  (équation 5).

Un programme de calcul écrit en GFA Basic fut alors utilisé pour calculer la température de surface en fonction du temps. Les valeurs utilisées et la source du logiciel sont joints à l'annexe "B".

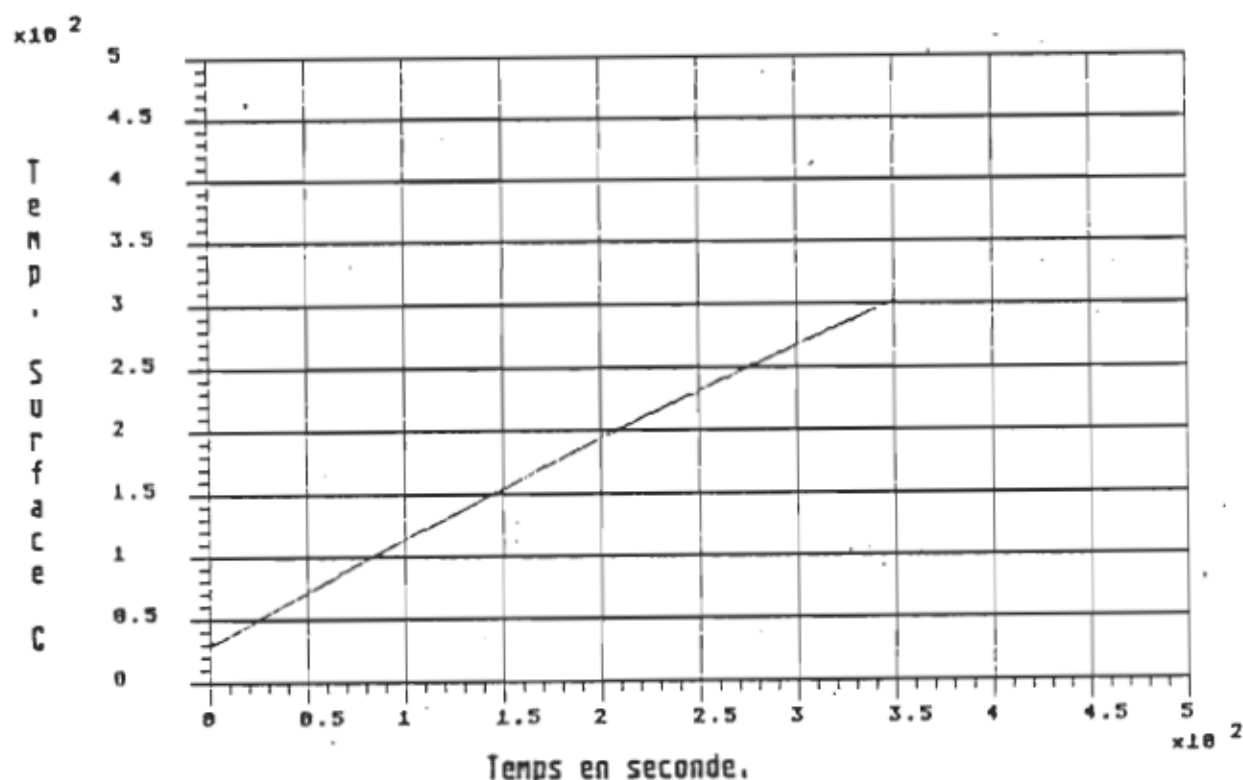
Pour nos calculs, nous avons utilisé un rouleau de calandre de 61 cm de diamètre, 6cm d'épaisseur en fonte grise.

La puissance de chauffage fut calculée en supposant que les bobines fournissaient 39370 W/m linéaire de rouleau (1kW / po.).

Le rapport cyclique de chauffage fut calculé à l'aide de l'équation (1) et la puissance moyenne (2) fut estimée à 20557 W/m<sup>2</sup> en supposant que le chauffage s'effectuait sur une longueur de 2.54 cm à chaque tour.

La courbe 1.1 nous montre l'évolution de la température de surface en fonction du temps pour une puissance de chauffage de  $20557 \text{ W/m}^2$ .

On peut noter que le temps requis pour chauffer la calandre jusqu'à  $300^\circ \text{C}$  est d'environ 6 minutes seulement. De plus, la température croît presque linéairement car le papier n'est pas encore en contact avec la calandre.



Courbe 1.1 Régime transitoire du rouleau.

On notera que la température se stabilise soudainement à  $300^\circ \text{C}$ , car le papier entre alors en contact avec le rouleau, et le système de régulation des inducteurs maintient cette température constante.

#### 1.1.4 Régime permanent.

La deuxième étape de cette analyse thermique consistait à obtenir une courbe de la température de surface en régime permanent, c'est-à-dire lors d'un cycle de chauffage.

On pourra ainsi évaluer les sauts de température subis par la surface du rouleau et déterminer les écarts maximum de température le long du rouleau.

La perte par convection et rayonnement fut calculée de la même façon que pour le régime transitoire, mais fut considérée comme constante car la température de surface moyenne est de  $300^{\circ}\text{C}$ .

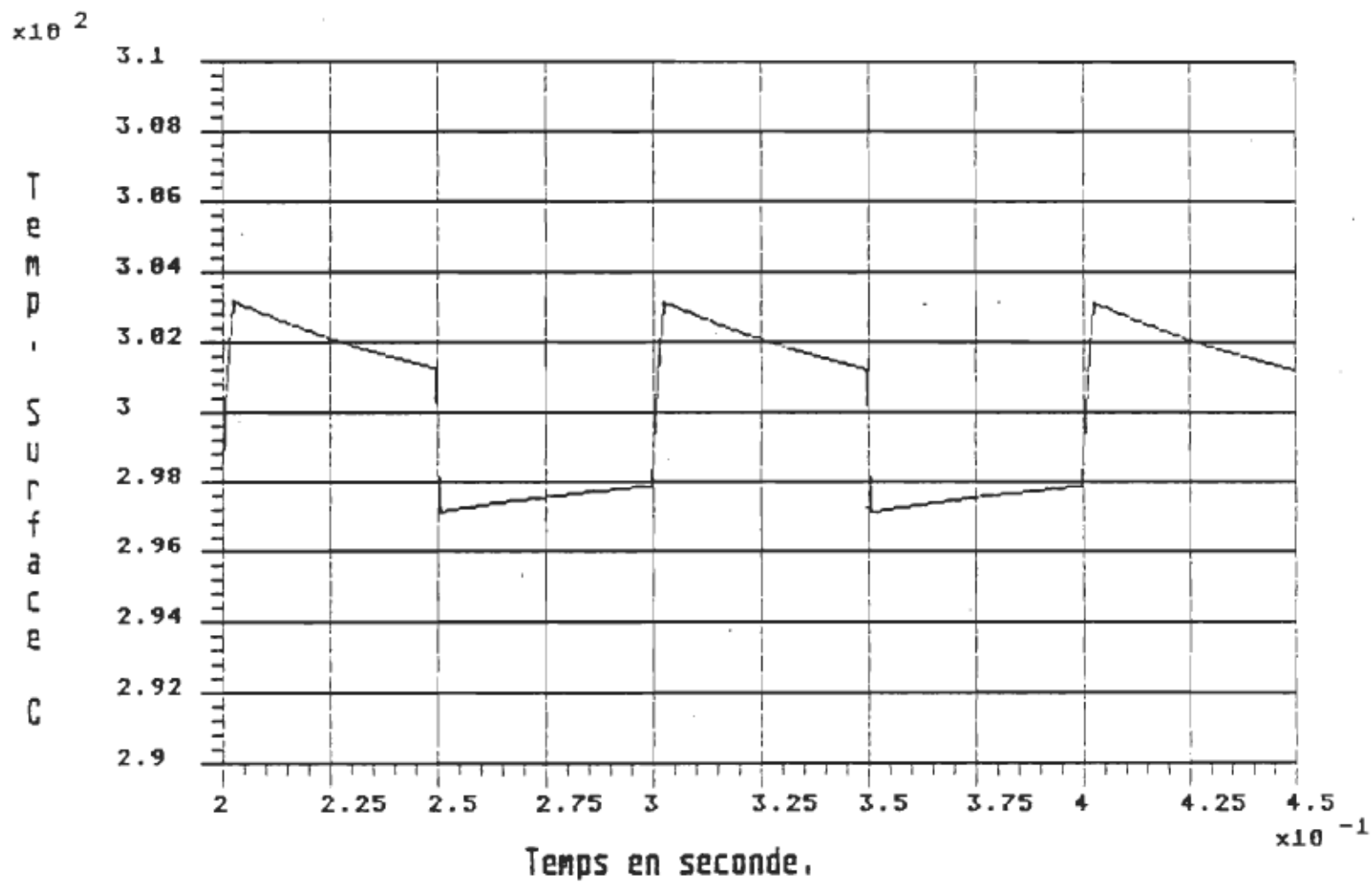
Le refroidissement par le papier se produit une demi-période plus tard que le chauffage, c'est-à-dire diamétralement opposé à la source de chauffage. Ce dernier se produit impulsivement soit en moins de 100  $\mu\text{s}$ .

Les valeurs utilisées pour les calculs sont les mêmes que pour le régime transitoire, sauf que le papier est toujours en contact avec le rouleau.

Un deuxième programme fut élaboré pour calculer la température de surface en régime permanent. Les valeurs utilisées ainsi que la source du programme sont fournies en annexe "B".

La courbe 1.2 nous montre la température du rouleau en fonction du temps pour 3 périodes complètes de rotation. On notera que l'écart de température est inférieure à  $\pm 3^{\circ}\text{C}$ . De plus, la température du rouleau lorsque celui-ci entre en contact avec le papier est constante et très voisine de la température moyenne.

## Température du rouleau.



Courbe 1.2 Régime permanent du rouleau.

## CHAPITRE II.

### CONFIGURATION DE L'INDUCTEUR.

#### 2.1 Analyse théorique.

##### *Effet pelliculaire et chauffages*

On sait que le chauffage, sous l'action de la composante tangentielle  $H_s$  du champ magnétique en surface, se fait essentiellement dans la couche d'épaisseur  $d$ , la pénétration du champ électromagnétique. Celle-ci est donnée par l'expression suivante:

$$d = (\pi f \sigma \mu)^{-1/2} \quad (13)$$

Si la fréquence du champ est de l'ordre de 30 kHz, avec  $\sigma = 10^7$  S/m (siemens / mètre) et  $\mu = 100 \mu_0$ , on calcule  $d = 92 \mu\text{m}$ . Cette valeur est donc très inférieure à l'épaisseur  $a$  du rouleau.

Si la composante tangentielle du champ magnétique à la surface est  $H_s$ , on sait que la densité superficielle de courant  $J_s$  est simplement égale au champ:

$$J_s = H_s = B_s / \mu \quad (14)$$

D'autre part, la résistance de surface est

$$R_s = 1 / (\sigma d) = (\pi f \mu / \sigma)^{1/2} \quad (15)$$

Il s'ensuit que la puissance dissipée par unité de surface s'exprime comme:

$$P_s = R_s J_s^2 = H_s^2 (\pi f \mu / \sigma)^{1/2} \quad (16)$$

Donc, pour obtenir une puissance de chauffage élevée, il importe de maximiser, d'une façon ou d'une autre, l'intensité de la composante tangentielle du champ magnétique en surface.

## 2.2 Conditions imposées.

L'inducteur devant servir au chauffage de la calandre doit respecter certaines conditions imposées par l'utilisateur. Ainsi, la largeur de la zone de chauffage ne devra pas excéder 10 cm et la puissance de chauffage doit être de 4 kW. De plus, les sources d'alimentation seront de type pulsée à rapport cyclique variable. Ces dernières ont une capacité en sortie de 1  $\mu\text{F}$  et doivent fonctionner à une fréquence voisine de 25 kHz. Cette dernière contrainte commande donc une inductance voisine de 50  $\mu\text{H}$ .

La période de répétition de ces sources ne doit pas excéder 65  $\mu\text{s}$  si l'on désire obtenir un rendement élevé des éléments de commutation employés et une température de fonctionnement sécuritaire.

Le fonctionnement de ces sources peut être assimilé à celui d'un circuit résonant série R-L-C excité par une source impulsionnelle et dont l'oscillation est limitée à un seul cycle par les éléments de commutation. L'annexe D nous montre le schéma électrique de cette source et les formes de courant et de tension associées. Ces courbes ont été obtenues à l'aide du logiciel "AT0SECS".

Par exemple, la courbe D.1, nous montre le courant et la tension aux bornes de la bobine pour une résistance série équivalente de 2 ohms. On notera que le régime permanent est obtenu rapidement (moins de 10 périodes). De plus, la puissance obtenue qui est donnée par  $I_m V_m$  est plus élevée que pour les valeurs de résistance plus faibles, car la source est une source de courant.

La fréquence naturelle du circuit R-L-C étant de 25 kHz, une période active de chauffage de 40  $\mu$ s sera obtenue à chaque déclenchement du circuit résonant par la source impulsionnelle, soit à tous les 65  $\mu$ s au maximum.

Donc, dans le meilleur cas, un rapport cyclique de 40/65 sera obtenu, soit .615 . De plus, si le facteur de surtension du circuit R-L-C est faible, le courant diminue sensiblement au cours d'un cycle, ce qui contribue à diminuer le rapport cyclique équivalent de la source. On devra tenir compte de ce rapport dans le calcul du courant nécessaire pour l'obtention de la puissance de chauffage désirée.

L'uniformité du chauffage de l'inducteur devra permettre d'ajuster à mieux de 5° C la température le long du rouleau de la calandre, tout en minimisant les inégalités de chauffage dans les zones de recouvrement.

Enfin, l'inducteur devra fonctionner dans un environnement très chaud et humide, car il sera placé à moins de 3 mm de la calandre chauffée à plus de 300°C .

### 2.3 Configuration de l'inducteur.

Comme on peut le voir, le choix de l'inducteur devra tenir compte d'une foule de restrictions électriques, mécaniques, thermiques.

Mais il y a aussi beaucoup d'autres considérations d'ordre magnétique celles-là qui viennent compliquer un peu plus encore ce choix. Par exemple, le noyau ne doit pas être saturé, le flux de fuite doit être réduit au minimum, tout en respectant les dimensions requises.



### 2.3.1 Analyse du flux de fuite pour diverses configurations.

L'analyse suivante fait suite aux résultats obtenus en variant la géométrie du noyau de ferrite et la localisation du bobinage sur le noyau.

L'expérience a montré que l'on pouvait augmenter considérablement le couplage avec la pièce métallique à chauffer en s'attardant à la géométrie du noyau de ferrite et à la position du bobinage sur ce noyau.

La figure 2.2 nous montre un noyau en "U" de type 3C8, utilisé dans les premiers essais. Les lignes pointillées représentent le flux de fuite existant avec ces différentes configurations.

On note qu'en A, Le flux de fuite est très important et que très peu de flux sort par les pôles de la ferrite. Cette configuration produit un très faible couplage avec une plaque métallique placée en bouts de pôles.

La configuration B élimine le flux de fuite en dessous de la bobine mais permet tout de même un flux important entre les deux bras du "U".

En C, on force le flux à sortir par les pôles, mais il existe toujours un flux appréciable qui contourne la bobine. La configuration D permet de repousser le flux à l'extérieur des pôles mais nécessite un bobinage superposé localisé aux bouts des pôles de la ferrite.

La figure 2.3 montre une ferrite en forme de "E" qui a l'avantage d'éliminer le flux extérieur à la ferrite.

On remarque cependant que la configuration A permet un flux appréciable entre les branches du noyau.

En remontant le bobinage vers le haut du pôle central (B), on réduit ce flux de fuite.

Cependant, en répartissant le bobinage sur les trois branches du "E", on augmente le flux qui passe à l'extérieur des pôles et de ce fait, le couplage avec la pièce à chauffer.

La figure 2.3 D nous montre la configuration retenue. La longueur des pôles est réduite de façon à minimiser les échanges de flux entre les pôles. De plus, on a usiné les pôles extérieurs pour augmenter la distance entre le pôle central et le bas des pôles latéraux.

### 2.3.2 Mesures réalisées au G-mètre.

Une façon de se convaincre du bien fondé de l'analyse précédente est de réaliser une mesure du coefficient de surtension de la bobine lorsqu'elle est placée à proximité d'une plaque de fonte.

On peut ainsi en déduire la résistance équivalente série du modèle, résistance causée en grande partie par les pertes générées dans le matériau ferromagnétique fermant les pôles.

Ainsi, on trouve pour une bobine simple en "U" avec un bobinage tel qu'illustré à la figure 2.2A, une résistance équivalente de .61 ohm. Ce résultat démontre bien qu'un courant de magnétisation très élevé sera nécessaire pour produire un chauffage appréciable dans la pièce, car  $P_e = R I^2$ .

Toutefois, la configuration 2.3A augmente cette résistance à plus de 1 ohm. La configuration 2.3B indique une résistance équivalente de 1.25 ohms, et en 2.3D, on trouve une résistance supérieure à 2.3 ohms !

Le courant nécessaire dans la bobine pour produire la même puissance de chauffage dans la pièce sera donc moins de la moitié de celui de la configuration 2.2A.

Cette réduction de courant aura pour conséquence de réduire l'échauffement du fil de Litz utilisé pour la bobine, de réduire appréciablement les pertes dans le fil de raccord avec la source et de plus, les contraintes (tension, courant) imposées à la source en seront réduites d'autant.

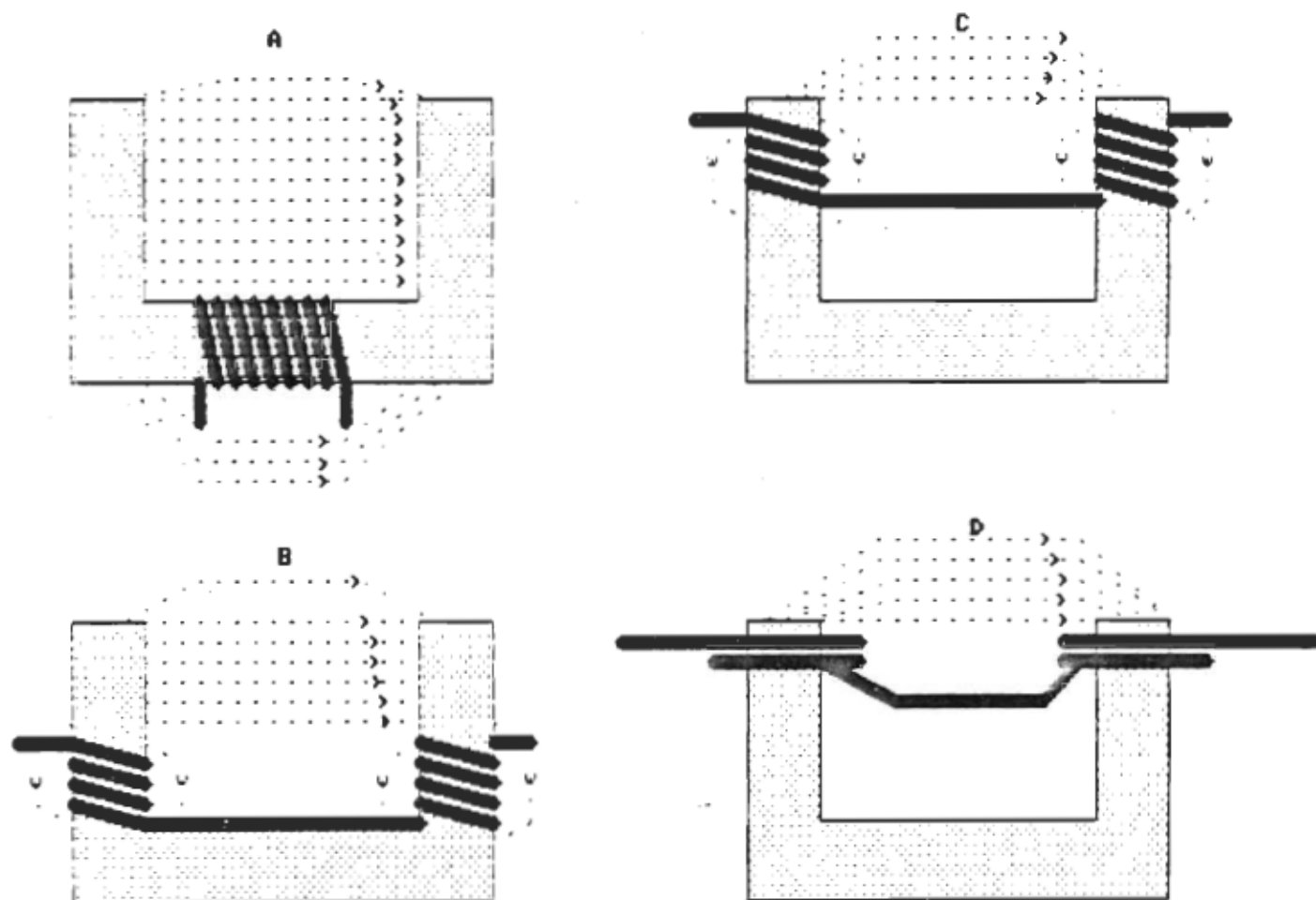


Figure 2.2

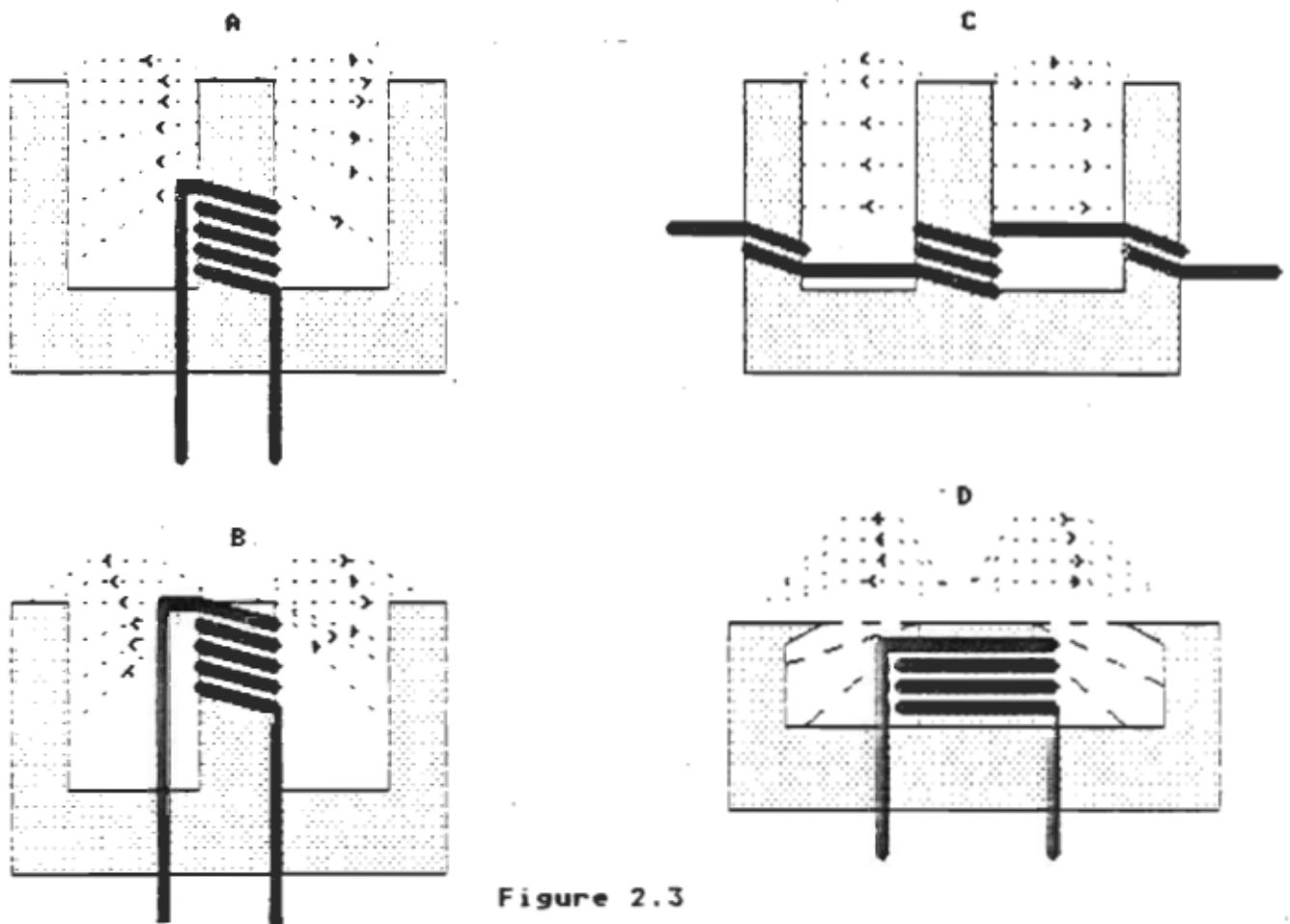
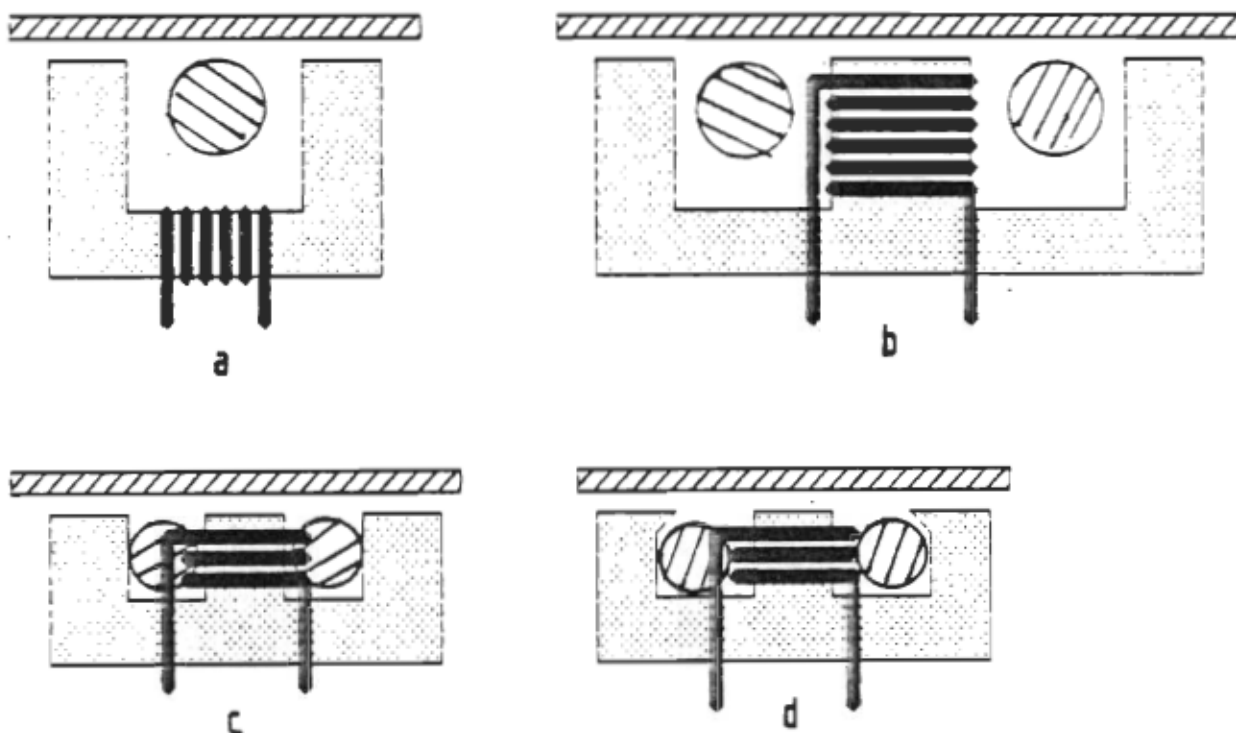


Figure 2.3

### 2.3.3 Effet des concentrateurs sur la valeur du champ magnétique.

#### Conditions de mesure.

- La mesure du champ magnétique fut réalisée à l'aide de la sonde décrite à l'annexe C, et d'un amplificateur haute-fréquence Krohn-Hite de 10 watts.
- La fréquence d'opération fut fixée à 50 kHz et le courant à .4 ampère d'amplitude.
- Le produit  $N I$  était le même pour toutes les bobines utilisées, soit 11 tours et .4 amp. pour 4.4 amp-T.
- La bobine "a" est constituée d'un seul U en ferrite tel que représenté par la figure ci-dessous. La bobine "b" est formée de 4 U juxtaposés pour former un "E".



Configurations étudiées.

Figure 2.4

- La bobine "c" est réalisée à partir de barres de ferrites de 2.5 cm x 2.5 cm x 10cm assemblées tel qu'indiqué sur la figure.
- Enfin la bobine "d" est semblable à la bobine "c" mais avec les deux pôles extérieurs usinés en pointe.
- Les mesures effectuées avec la sonde sont données en milli-Tesla. La mesure s'effectue toujours entre les pôles, tangentielllement à la plaque de fonte, et le plus près possible de cette dernière, au milieu des pôles.
- Le circuit magnétique était fermé par une plaque de fonte au travers d'un entrefer de 4.5 mm.
- Les mesures de champ furent réalisées sans concentrateur et avec les concentrateurs de cuivre.
- Les concentrateurs sont des tuyaux de 2cm de diamètre placés entre les pôles, et des plaques de cuivre entourant la bobine.

Résultats obtenus:

Type de bobine	Champ sans conc.	Champ avec conc. (mT)
a	7.42	7.70
b	8.4	9.8
c	9.94	14.0
d	10.1	16.1

Tableau 1. Mesure du champ avec et sans concentrateurs.

On peut facilement noter l'augmentation constante du champ  $H$  lors de la modification progressive de la géométrie des bobines. Cette géométrie tend à réduire le flux de fuite au minimum.

L'effet des concentrateurs est plus remarquée lorsque l'emplacement occupé par les tuyaux est important par rapport au volume total entre les branches de la ferrite.

L'énergie thermique dissipée dans la plaque de fonte étant proportionnelle au carré du champ magnétique en surface, on notera donc une augmentation de plus de 437% entre la configuration "d" et la configuration "a".

Il ne s'agit pas toutefois d'un gain net de chauffage, mais plutôt d'un effet de concentration du champ vers le bout des pôles magnétiques. En effet, le courant servant à créer le champ magnétique est pratiquement déphasé de  $90^\circ$  par rapport à la tension apparaissant aux bornes de la bobine.

La puissance apparente est donc presque totalement réactive lorsque le flux de fuite est élevé et ce n'est que le rapport de la puissance active sur cette puissance réactive qui est modifié lors de la réduction du flux de fuite.

On peut aussi décrire cet effet par une augmentation du couplage magnétique avec la plaque de fonte fermant les pôles.

En pratique, cela signifie que la résistance équivalente série de la bobine sera d'autant plus élevée que le flux sera forcé de passer au travers de la plaque de fonte.

La puissance de chauffage est donnée par  $P_c = R I^2$  ce qui signifie que plus cette résistance est élevée (couplage serré), plus le courant fourni par la source sera faible.

On voit donc l'avantage de maximiser ce couplage pour réduire les pertes par effet Joule dans les fils de raccords, dans la bobine elle-même et dans les éléments de commutation de la source H.F.

Lorsqu'on peut utiliser une source sinusoïdale pour exciter la bobine, il est alors possible de réaliser une très bonne adaptation entre la source et la charge (résistance série). On peut alors annuler presque totalement la puissance réactive par le choix judicieux d'éléments de compensation.

Toutefois, dans le cas d'une source pulsée, cette adaptation est impossible et la source doit alors fournir la puissance active et la puissance réactive. On aura alors avantage à réduire au minimum cette puissance réactive.

Une mesure au Q-mètre nous a montré que la configuration "a" utilisant un seul U possédait un facteur de qualité de 12, tandis que la configuration "d" abaissait ce facteur à moins de 3.

Là encore, on peut noter une augmentation de la résistance série de 400% .

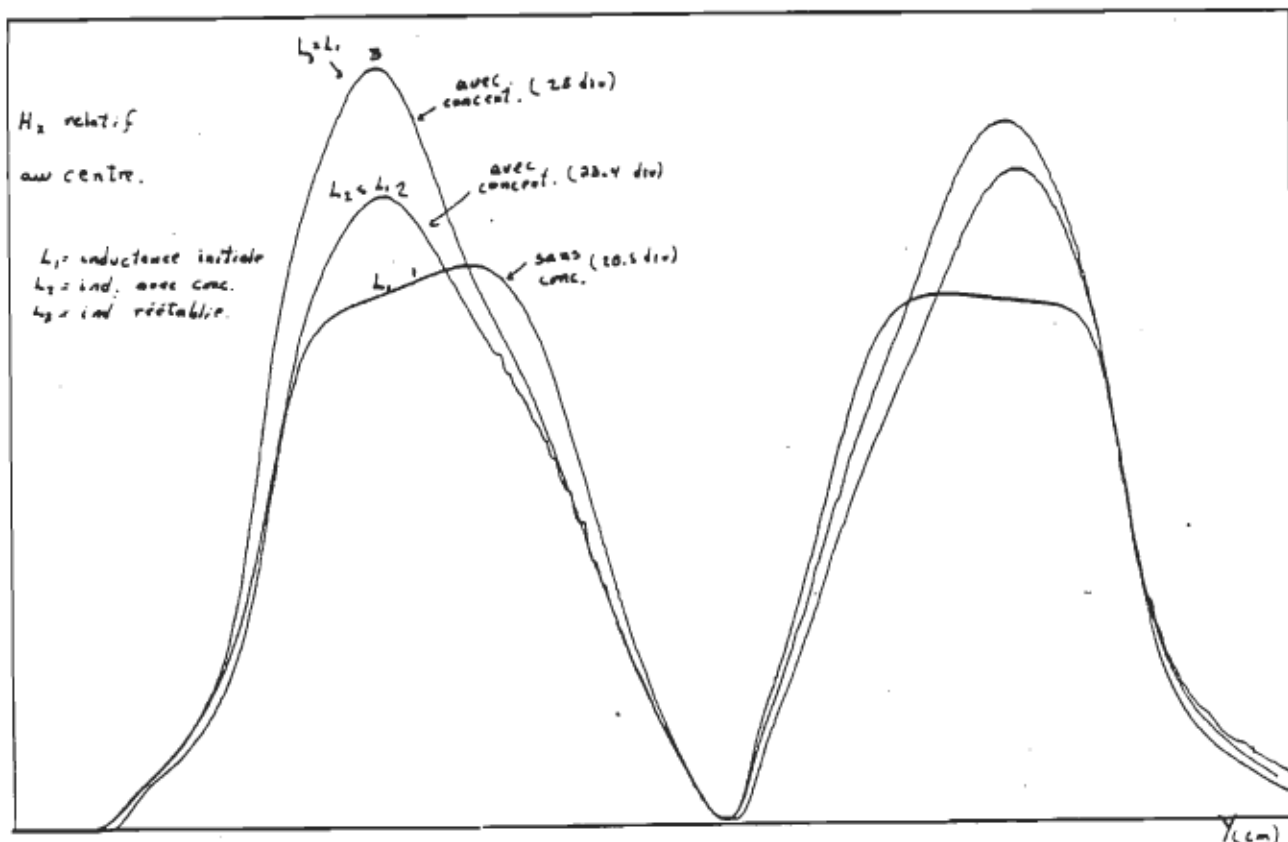
Enfin, un dernier avantage de cette concentration de champ vers les pôles magnétiques est que la distance entre la pièce à chauffer et la surface des pôles peut être augmentée sensiblement tout en conservant un couplage acceptable.



La courbe 2.3 ci-dessous, nous montre l'allure du champ tangentiel obtenu avec la bobine "C", avec et sans concentrateurs de champ.

$L_1$  représente l'inductance initiale de la bobine sans concentrateur. L'ajout de concentrateurs tend à diminuer la valeur de cette inductance en réduisant le flux de fuite. Nous avons donc tracé la deuxième courbe sans rétablir cette inductance et la troisième courbe ( $L_3 = L_1$ ) en ajoutant un tour pour retrouver la valeur de l'inductance initiale.

On notera qu'en 3, la valeur du champ au centre des pôles est considérablement augmentée ( $> 25\%$ ).



Courbe 2.3 Champ de la bobine "C" à courant constant.

Il y a cependant un prix à payer lorsqu'on introduit des concentrateurs de cuivre dans le champ de la bobine. En effet, le cuivre possède une résistivité non nulle, et de ce fait dissipe donc une partie de l'énergie fournie à la bobine.

Le pourcentage de cette énergie fut évalué à 5.1% pour la configuration retenue ( "d" ) mais la réduction des pertes dans les fils et dans la source compense largement pour cette perte. De plus, le refroidissement de la bobine est justement réalisé par la circulation d'eau au travers des tuyaux de cuivre servant de concentrateurs. Il n'y a donc pas de problème d'échauffement de la bobine causé par cette perte énergétique.

#### 2.4 Description de l'inducteur choisi.

A la lumière des résultats mentionnés plus haut, notre choix s'est donc porté sur une géométrie de bobine à profil bas, fabriquée à partir du collage de huit barreaux de ferrite de type 3C8, dont la section est de 2.54 x 2.54 cm et la longueur de 10.16 cm.

La figure 2.5, à la page suivante, nous montre l'allure de cet inducteur avec les parois de cuivre et les tuyaux de refroidissement servant aussi de concentrateurs. On trouvera à l'annexe "F", un plan mécanique complet de cet inducteur.

Les tuyaux de cuivre sont isolés d'un côté de façon à éviter de fermer le circuit magnétique secondaire formé par les tuyaux et les parois de cuivre recouvrant la bobine.

Le champ magnétique est alors presque totalement confiné aux deux zones ABCD et EFGH entre les pôles.

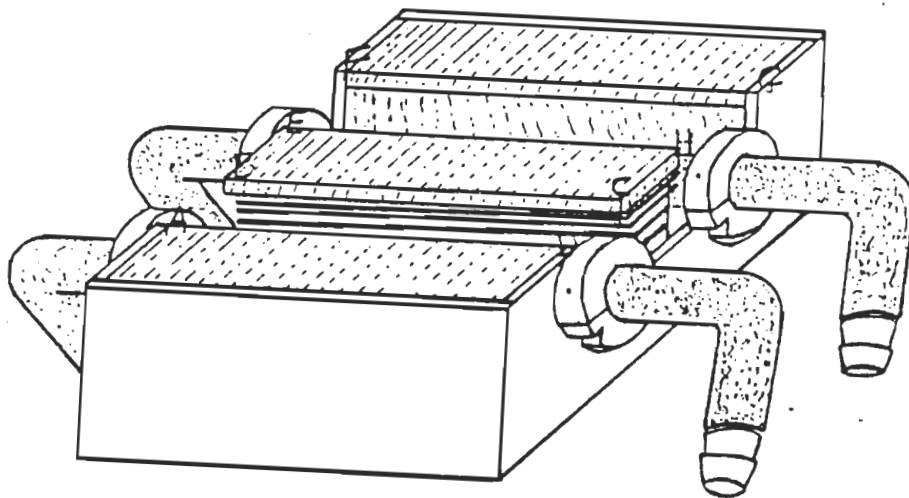


Figure 2.5 Module complet à huit barreaux de ferrite.

L'inducteur est constitué de 12 tours de fil de Litz enroulé sur le pôle central de l'ensemble.

Les caractéristiques électriques et magnétiques de l'inducteur sont fournies dans le chapitre III.

### Chapitre III.

#### Caractérisation magnétique et électrique de l'inducteur.

##### 3.1 Saturation magnétique.

$$\text{La force magnéto-motrice } F_{mm} = N I \quad (17)$$

où  $N$  est le nombre de tours

$I$  le courant qui circule dans chaque tours

pour notre ferrite, on a:

$$S = .00258 \text{ m}^2 \text{ ( } 10.16 \text{ cm} \times 2.54 \text{ cm)}$$

$$B_m < 0.3 \text{ T}$$

$$N = 11 \text{ tours}$$

Pour calculer la surface minimum du pôle central permettant d'éviter la saturation magnétique, on doit tenir compte de la géométrie de la bobine et de la longueur de l'entrefer.

$$\Phi = L I = N \Psi \quad (18)$$

$$\text{et } \Psi = L i / N = B_m S$$

où  $\Phi$  est le flux total

$L$  l'inductance

$I$  le courant

$N$  le nombre de tours

$S$  la surface en  $\text{m}^2$

$B_m$  le champ maximum

et  $\Psi$  le flux par unité de surface

de là on trouve:

$$I_m = N B_m S / L \quad (19)$$

Le courant maximum ne créant pas de saturation magnétique pour une bobine de  $10 \text{ cm}^2$  de section et possédant une inductance de  $47 \text{ uH}$  et  $11$  tours de fil, sera donc de:

$$I_m = 11 \times .37 \times .001 \text{ m}^2 / 47 \times 10^{-6} \text{ H}$$

$$I_m = 70,2 \text{ A}$$

Faisons l'hypothèse que tout le champ créé dans la ferrite par la bobine sort par le haut du pôle central. On usine alors la section de ce pôle au centre de manière à réduire la section à  $10 \text{ cm}^2$ .

On fait 11 tours sur la bobine et on mesure à l'oscilloscope le courant maximum que l'on peut faire passer avant la saturation magnétique.

On trouve 75 Amp crête. Soit une Fmm de 825 A-T.

Donc une Fmm de 825 A-T sature une ferrite de  $10 \text{ cm}^2$  de surface. Or le courant maximum fourni par la source lorsqu'elle est alimentée sur 220 Volts, est de 110 A-crête pour une inductance de 47 microhenry.

La Fmm maximale est donc de 1210 A-T, et l'on devra augmenter la section pour éviter la saturation.

Si l'on fait l'hypothèse que l'inductance de la bobine est presque totalement définie par l'entrefer (c'est la valeur de l'inductance qui détermine le courant maximum), ce qui est le cas ici, on peut donc augmenter la section du milieu du pôle sans modifier appréciablement la valeur de cette inductance (on ne modifiera pas la section du haut du pôle).

On trouve alors que la section nécessaire pour éviter la saturation magnétique sera de  $14.66 \text{ cm}^2$ . On attribuera une marge de sécurité de 25% pour tenir compte de la variation des paramètres de la ferrite. Donc, la surface minimum sécuritaire pour éviter la saturation magnétique est de  $18.6 \text{ cm}^2$ .

Si l'on usine le pôle central aux deux bouts seulement pour y encastrer les fils, la longueur minimale du pôle doit être de:

$$L_0 = S / l$$

$$l = \text{largeur du pôle} = 2.54 \text{ cm}$$

$$L_0 = 18.6 \text{ cm}^2 / 2.54 \text{ cm} = 7.3 \text{ cm}$$

La longueur nominale du pôle est de 10.16 cm, ce qui signifie que l'on pourra usiner le pôle de 1.4 cm à chaque bout pour y insérer les fils, sans avoir de saturation magnétique du noyau.

On remarquera que l'on ne tient pas compte de la section des pôles latéraux, car le flux qui circule dans chacun de ces pôles n'est que la moitié de celui du pôle central.

Le courant crête maximal fourni par la source est à peu près indépendant de la puissance fournie par la bobine. En effet, seul le rapport cyclique augmente lorsque la puissance augmente. C'est donc le courant efficace qui augmente et non le courant crête.

On pourra donc varier la puissance de chauffage sans se préoccuper de la saturation magnétique du noyau, si la tension d'alimentation de la source est constante.

### 3.2 Mesure de l'uniformité de chauffage.

Une des conditions imposées pour la réalisation de l'inducteur est l'uniformité de chauffage. Les bobines doivent chauffer le plus uniformément possible une largeur de rouleau de 10 cm de largeur. De plus, on devra pouvoir placer les bobines le long de la calandre tout en minimisant l'effet dQ au chevauchement des zones de chauffage.

Une façon de s'assurer d'un chauffage uniforme est de tracer les courbes du champ magnétique tangentiel des bobines réalisées.

Nous avons tracé ces courbes en nous servant de deux traceurs X-Y, d'un amplificateur de puissance servant à exciter la bobine à 25 kHz, et d'une sonde servant à mesurer le champ magnétique.

On trouvera à la section 4.2 les différentes courbes obtenues ainsi que la description du montage utilisé. La description de la sonde et du circuit de mesure est aussi fournie à l'annexe "C".

La figure 3.1 nous montre la distribution du champ tangentiel entre le pôle central et l'un des pôles latéraux sur toute la largeur de la bobine.

On remarquera la grande uniformité du champ à l'intérieur des limites de la bobine, ainsi que la chute rapide de ce dernier à l'extérieur des parois encadrant la bobine.

Une modélisation simplifiée du champ magnétique calculée à partir de l'équation de Laplace (calcul des potentiels magnétiques) est aussi fournie à la section 4.2.

On peut y voir la direction et la grandeur des lignes de champ en surface. Ce tracé concorde d'ailleurs très bien avec les résultats pratiques que nous avons obtenus.

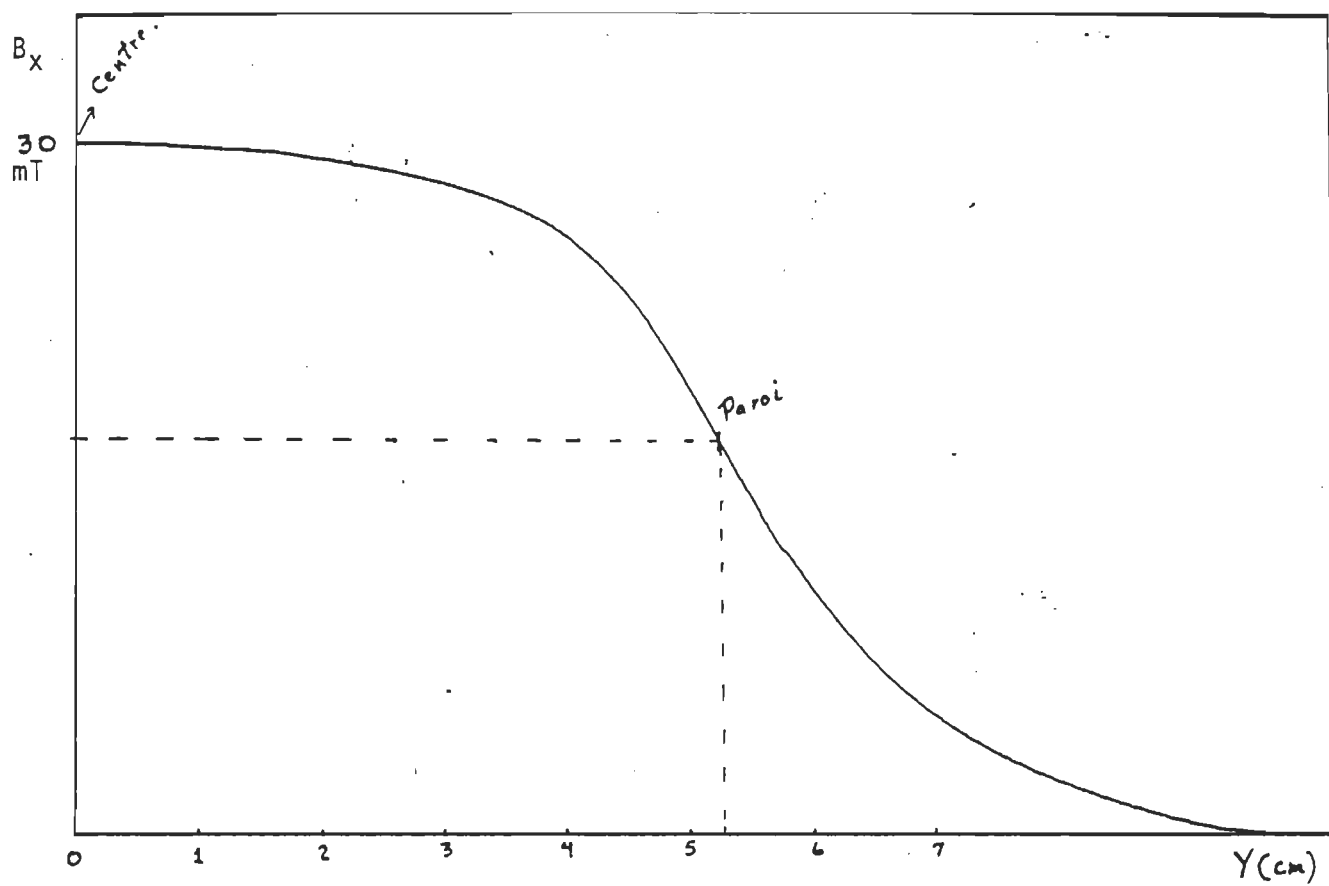


Figure 3.1  $H_x$  champ entre les pôles . (la courbe est symétrique)



### 3.3 Modèle électrique.

Le modèle électrique équivalent d'une bobine couplée à une calandre en fonte, peut être représenté par une inductance en série avec une résistance représentant les pertes.

La figure 3.2 nous montre le modèle série utilisé..

La valeur de l'inductance est imposée par la source d'alimentation, soit 47 uH. La résistance série dépend du couplage avec la bobine et du type de matériau utilisé pour la calandre.

Le tableau 2. nous montre la résistance équivalente série pour différents types de matériau. On notera que la fonte et l'acier sont ceux qui affichent la plus grande résistance série. Il sera donc plus facile de chauffer ces matériaux que ceux qui sont non-magnétiques et bons conducteurs comme le cuivre et l'aluminium.

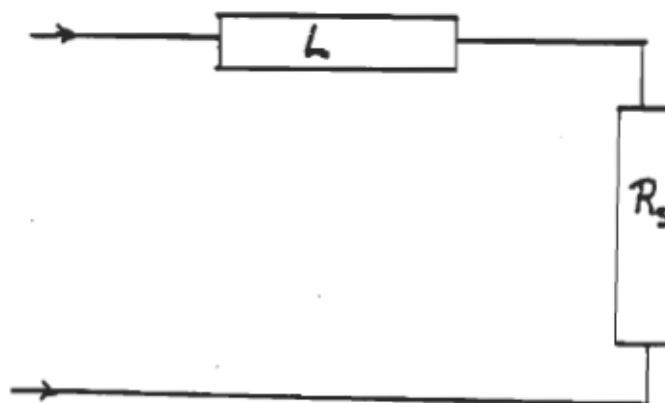


Figure 3.2 Modèle électrique de l'inducteur.

Matériau	épaisseur (mm)	Résistance équivalente (ohm)
Cuivre	3.17	.048
Cuivre	0.10	.300
Aluminium	3.17	.087
Aluminium	0.05	.540
Acier galvanisé	1.58	.855
Acier commun	1.58	1.02
Fer doux	1.58	.960
Fonte	6.34	1.08

Tableau 2. Résistance série équivalente de l'inducteur en présence de différents métaux.

On peut aussi remarquer que plus le métal est mince (comparable à  $d$  la profondeur de pénétration), plus la résistance série équivalente de l'inducteur est élevée. Cette constatation était d'ailleurs prévisible, car le volume disponible pour le passage du courant étant réduit, la résistance est alors augmentée.

L'utilisation du Q-mètre pour la mesure de la fréquence de résonance et du facteur de qualité de la bobine, permet en outre de mesurer la résistance due au fil de Litz utilisé et aux pertes par hystérésis dans le noyau de ferrite. En effet, il s'agit de réaliser une mesure du coefficient de surtension en l'absence de tout élément métallique au voisinage de la bobine pour en déduire cette résistance. On doit toutefois utiliser un condensateur d'accord à très faible perte (polystyrène) pour obtenir des résultats valables.

Le tableau 3. ci-dessous, nous fait voir la résistance série équivalente de l'inducteur en fonction de la distance entre les pôles et une plaque de fonte de 6.34 mm .

On remarquera que cette résistance diminue très rapidement avec la distance, d'où l'intérêt de maintenir l'inducteur très près de la calandre.

Ces mesures furent réalisées à l'aide d'un inducteur formé de 8 morceaux de ferrite en U juxtaposés pour former un noyau en forme de E. Le bobinage consistait en 8 tours de fil de Litz de calibre #8 .

Distance (mm)	facteur Q	Fr (kHz)	Induct. (uH)	R(ohm)
0.0	4.8	29.9	28.2	1.105
3.17	6.1	28.8	28.5	0.874
6.35	7.3	29.5	29.1	0.740
9.52	8.6	29.0	30.0	0.637
infini	235	27.4	33.8	0.025

Tableau 3. Résistance série en fonction de l'entrefer pour une plaque de fonte.

On remarquera que la résistance série en l'absence de fonte est très faible (.025 ohm) et représente pratiquement la résistance du fil de Litz, des contacts et les pertes par hystérésis. On peut noter que le pourcentage de puissance perdue qui est le rapport de cette résistance à celle que l'on obtient en plaçant la plaque à environ 3 mm n'est que de 2.8%.

## Chapitre IV.

### Résultats expérimentaux.

Dans ce chapitre, nous traiterons uniquement des résultats expérimentaux obtenus à l'aide de la configuration de l'inducteur retenue pour notre projet.

Une première partie portera sur les mesures électriques réalisées avec le Q-mètre et le wattmètre RF.

La deuxième partie nous montre les caractéristiques magnétiques de l'inducteur tandis que la troisième partie insiste sur les essais de chauffage d'un rouleau de calandre expérimental.

On retrouvera à l'annexe "G", un complément de mesures réalisées à partir d'autres types de bobines pour fin de comparaison.

#### 4.1 Mesure au Q-mètre de la bobine en E à profil bas.

Ici on réalise une mesure du facteur de qualité de la bobine en "E" à profil abaissé. Cette bobine devait s'avérer celle qui possédait les meilleures caractéristiques électriques tout en étant facile à construire.

Cet inducteur est construit à partir de barres de ferrite de type 3CB dont les dimensions sont de 2.54 x 2.54 x 10.16 cm. Ces barres sont collées selon le schéma reproduit à la page suivante de façon à obtenir une bobine en "E" dont les pôles ont une hauteur très faible (2.54 cm au centre).

Les mesures dont fait état le tableau à la page suivante, furent prises à l'aide du Q-mètre, en utilisant un entrefer de .476 cm. Les pôles sont fermés sur une plaque de fonte. La bobine utilisée comporte 8 tours de fil de Litz enroulés sur le pôle central.

L'étude portait surtout sur la variation de la résistance équivalente du modèle série lors d'utilisation de concentrateurs ou de plaques de cuivre entourant le périmètre de l'inducteur.

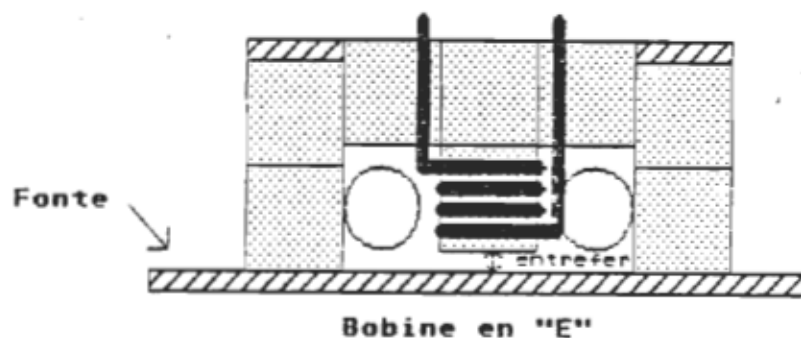
Cette résistance équivalente est calculée à partir de la formule ci-dessous:

$$R_e = \omega L / Q$$

où  $\omega$  est la pulsation

$L$  est l'inductance

$Q$  est le facteur de qualité



### Résultats obtenus.

Entrefer = .455 cm, inducteur fermé sur plaque de fonte.

Description	Ø	Fr (kHz)	L (uH)	R <sub>E</sub> (ohm)
Sans conc.	6.4	28.75	30.64	.865
Avec plaques	5.5	31.7	26.3	.931
Plaques + tuyaux	3.6	35.0	20.7	1.262
Sans fonte, avec tuyaux et plaques	60	34.0	21.9	.0748
Sans fonte, sans tuyaux ni plaques	215	28.0	31	.0018

Tableau 4, Résistance équivalente série pour une bobine en "E".

On remarquera l'augmentation de la résistance série par plus de 46% lorsqu'on introduit les concentrateurs (tuyaux de cuivre de 2 cm) et les plaques de cuivre entourant la bobine.

Cette augmentation de résistance permettra lorsque la source HF est une source de courant (ce qui est le cas des sources de CBI) de réduire le courant par un facteur égal à la racine carrée de cette augmentation de résistance, car  $P = R I^2$ . Cela correspond à une réduction de 21% du courant fourni par la source d'alimentation HF.

On peut noter aussi que la perte due aux concentrateurs et aux plaques représente environ .073 ohm (on enlève la résistance du fil) sur une résistance totale de 1.262 ohm. Cela représente 5.7% de perte dans les concentrateurs et les plaques.

Mesure au G-mètre de 2 types d'inducteurs.

On a mesuré la valeur du facteur de qualité de deux inducteurs. Le premier était un simple U en ferrite 3C8 avec le bobinage au centre (voir figure) et le deuxième, un assemblage de barres de ferrites semblable à la bobine finale.

Les pôles étaient fermés sur une plaque de fonte dont la distance était imposée par des cales.

On a fait une série de mesures sans concentrateur en réglant la fréquence de résonance le plus près possible de 24 kHz par un ajustement du nombre de tours.

La deuxième série de mesures fut réalisée en ajoutant des tuyaux de cuivre de 2 cm de diamètre pour concentrer le champ vers le bout des pôles. Cette modification tend à diminuer l'inductance de la bobine et nous avons réajustée la fréquence de résonance en ajoutant un tour à la bobine.

La capacité d'accord était un condensateur en polystyrène de faible perte de 1  $\mu\text{F}$ .

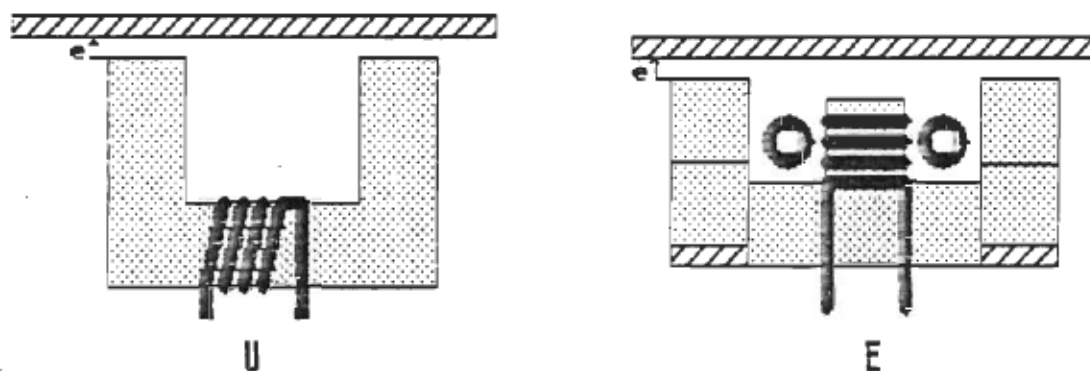


Figure 4.1



Tableau des résultats.

e (cm)	Bobine en U		Bobine E sans conc.		Bobine E avec conc.	
	Q	Fr	Q	Fr (kHz)	Q	Fr (kHz)
0	9	24.4	5.4	24.3	3.6	24.5
.3175	12.4	24.2	7.7	24.2	5.2	24.4
.635	15.5	24.1	10.5	24.1	7.0	23.3
.9525	19.3	24.0	14.2	24.0	9.2	24.2
1.270	23.8	23.9	18.6	23.9	11.8	24.1
inf.	265	23.5	240	23.5	65	23.9

Tableau 5 Mesure de l'effet des concentrateurs  
sur le facteur de qualité.

#### 4.2 Mesures magnétiques.

On retrouvera dans les pages suivantes, les différents résultats de mesures magnétiques réalisées sur l'inducteur choisi.

Nous avons d'abord simulé le champ magnétique de l'inducteur à l'aide d'un programme donnant la direction et l'amplitude relative du champ magnétique pour un courant donné dans la bobine. Le programme utilisé est décrit à l'annexe "E".

Les figures 4.2 A et 4.2 B nous montrent le champ magnétique simulé par ce logiciel selon une vue latérale avec ou sans concentrateurs et aux bouts des pôles avec ou sans boîtier.

On retrouvera ensuite sur les courbes 4.2.1, 4.2.2, 4.2.3 et 4.2.4, les mesures réelles du champ généré par l'inducteur.

La figure 4.2.1 nous donne le schéma du montage utilisé pour réaliser ces courbes, alors que la figure 4.2.2 nous indique les coordonnées relatives à la géométrie de la bobine.

On remarquera en particulier sur la courbe 4.2.1 que le champ  $B_x$  (celui qui sert à chauffer la calandre) est assez uniforme sur toute la largeur de l'inducteur.

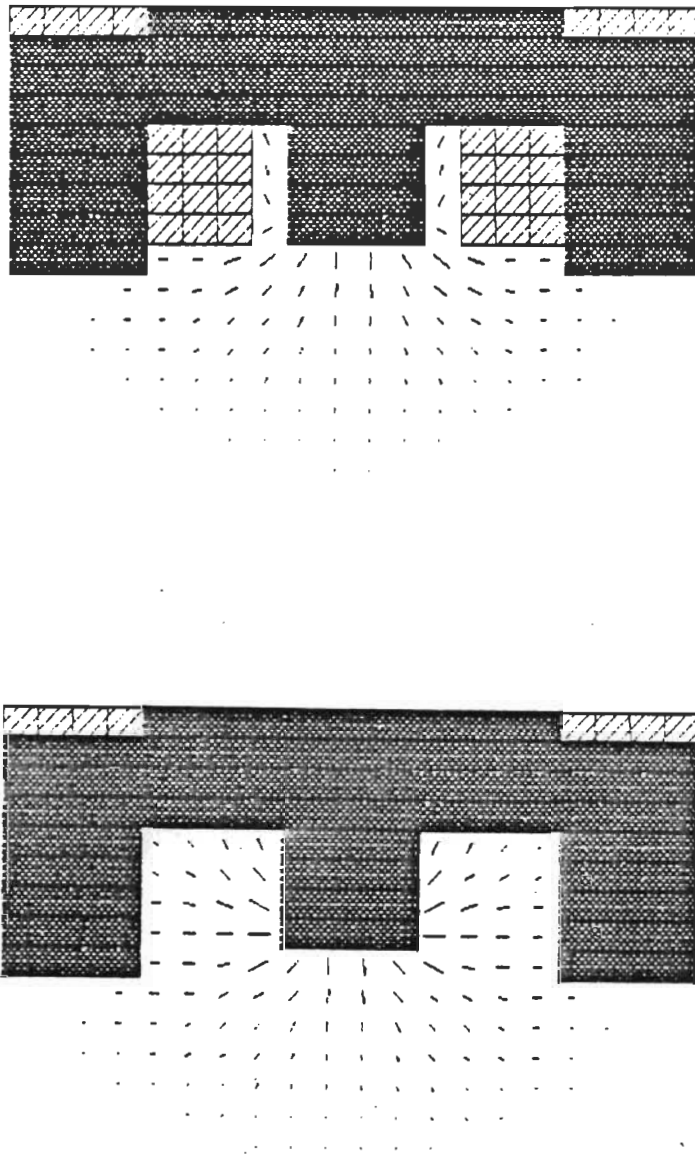


Figure 4.2 A Simulation du champ latéral.

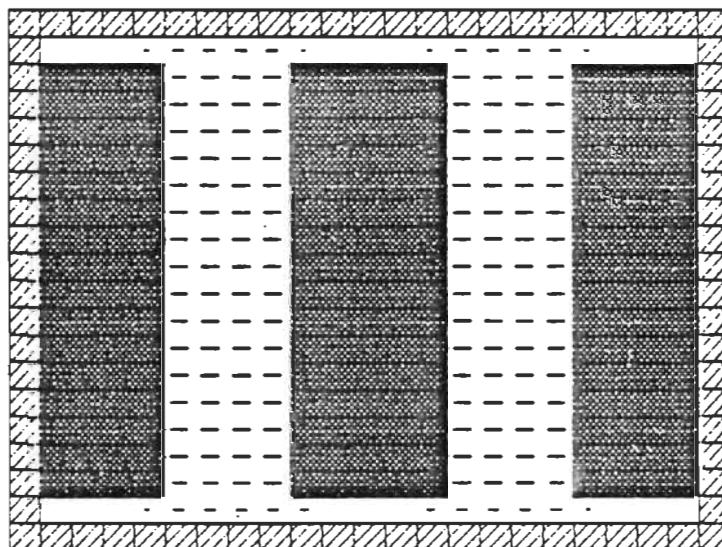
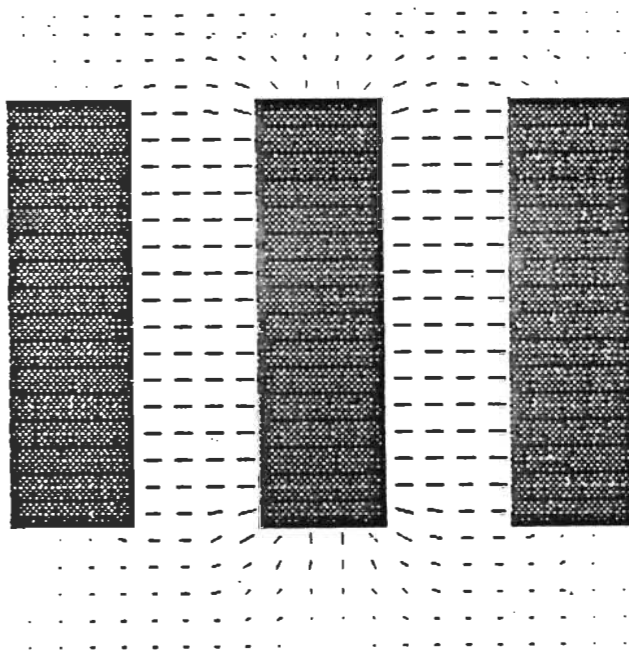


Figure 4.2 B Simulation du champ au niveau des pôles.

Mesure du champ de l'inducteur final.

Pour tracer les courbes du champ magnétique au niveau des pôles de l'inducteur, nous avons utilisé une source de 25 kHz sinusoïdale et un amplificateur de puissance Krohn-Hite de 50 W.

Deux traceurs X-Y Hewlett-Packard 7004A furent utilisés pour réaliser un balayage automatique du bout des pôles. Le premier traceur qui portait la sonde servait à déplacer la sonde dans l'entrefer. La variation selon l'axe des X était générée manuellement par étape de 1 cm, tandis que le déplacement selon l'axe Y était accompli par une rampe de grande période (60 sec) appliquée à l'entrée de l'amplificateur Y (voir figure à la page suivante).

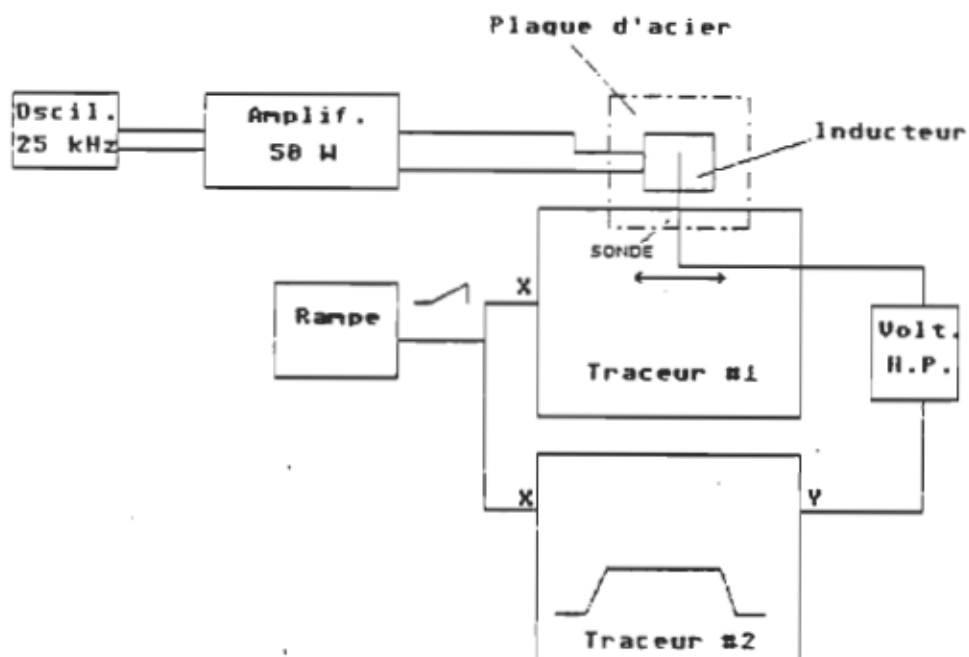
Le deuxième traceur servait à tracer le champ mesuré par la sonde en synchronisme avec le premier traceur.

Une plaque d'acier recouvrait la bobine à une distance de 5mm. Le balayage de la sonde se faisait entre la bobine et la plaque de fer mais très près des pôles.

Le courant fut maintenu à 7 A eff. soit le maximum que pouvait fournir l'amplificateur à 25 kHz.

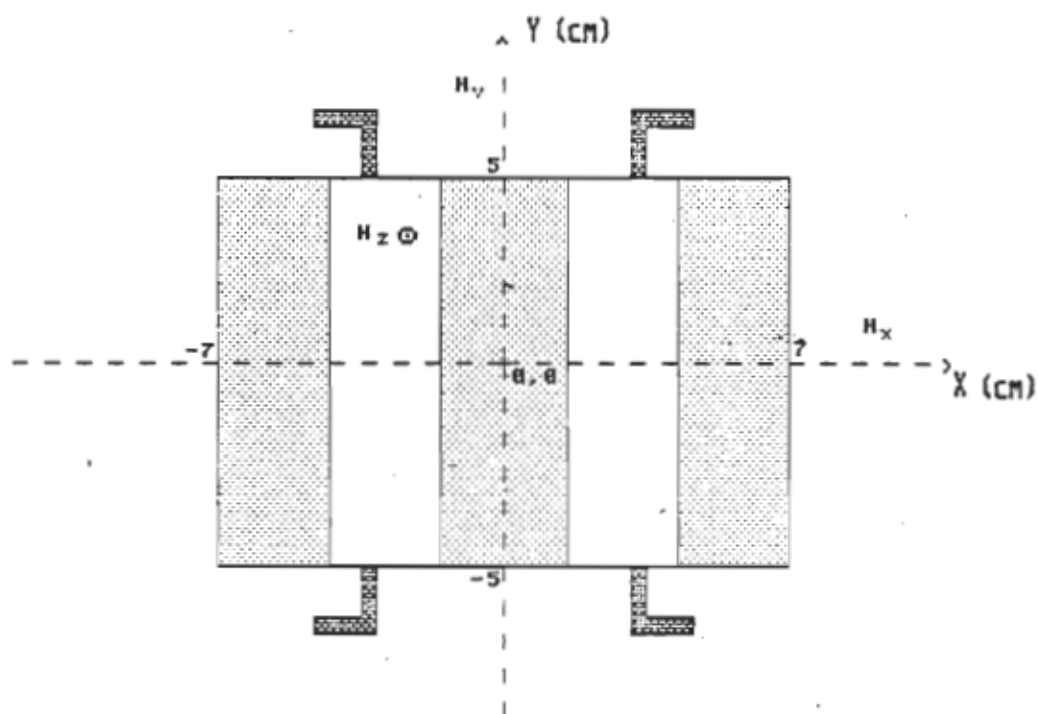
La tension recueillie par la sonde était amplifiée et redressée par un voltmètre à valeur efficace vraie H.P.3400A et la sortie du voltmètre fut raccordée à l'amplificateur Y du 2<sup>ième</sup> traceur.

La tension de la sonde fut comparée aux valeurs obtenues lors de l'étalonnage de cette dernière.



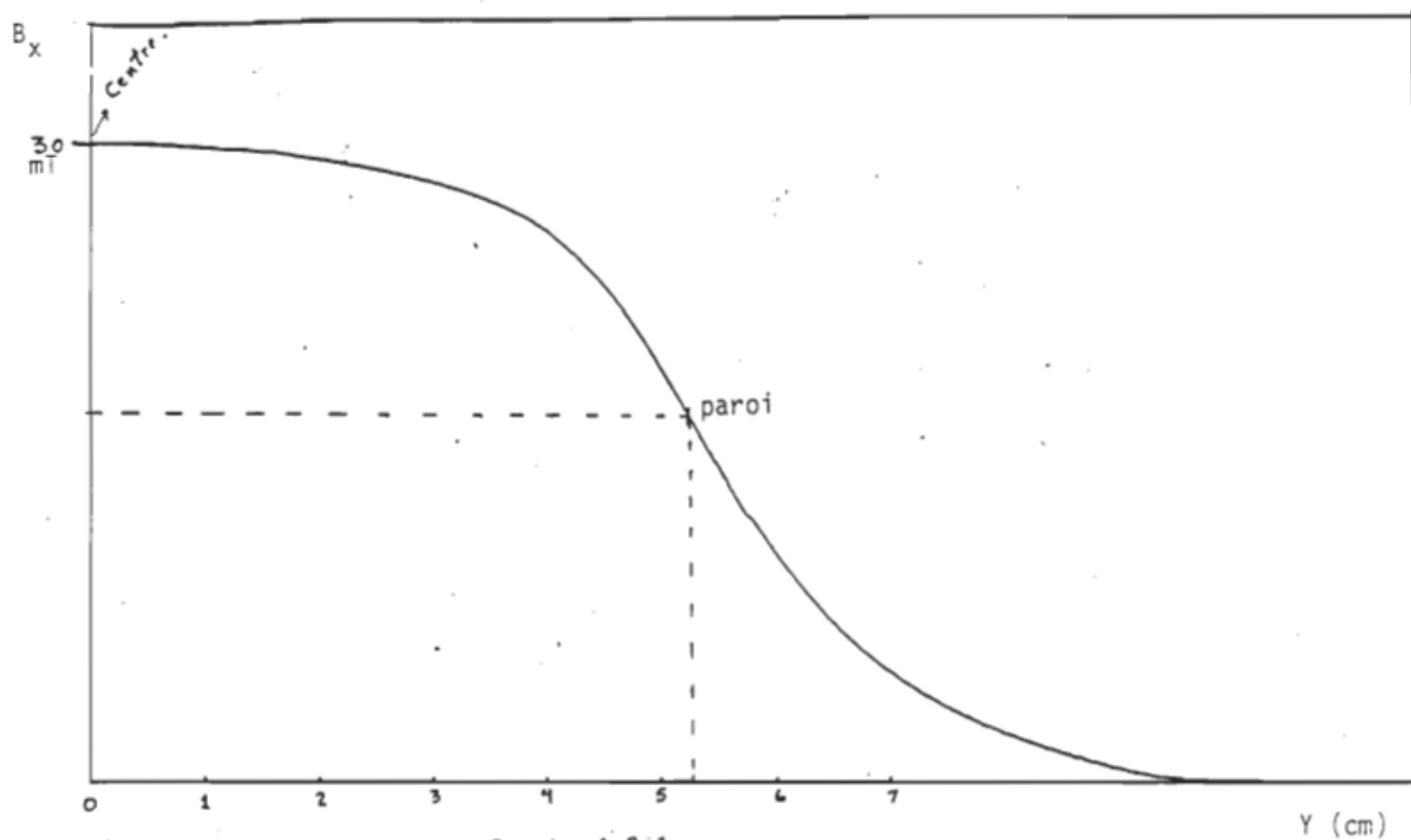
Montage utilisé pour la mesure du champ magnétique.

Figure 4.2.1



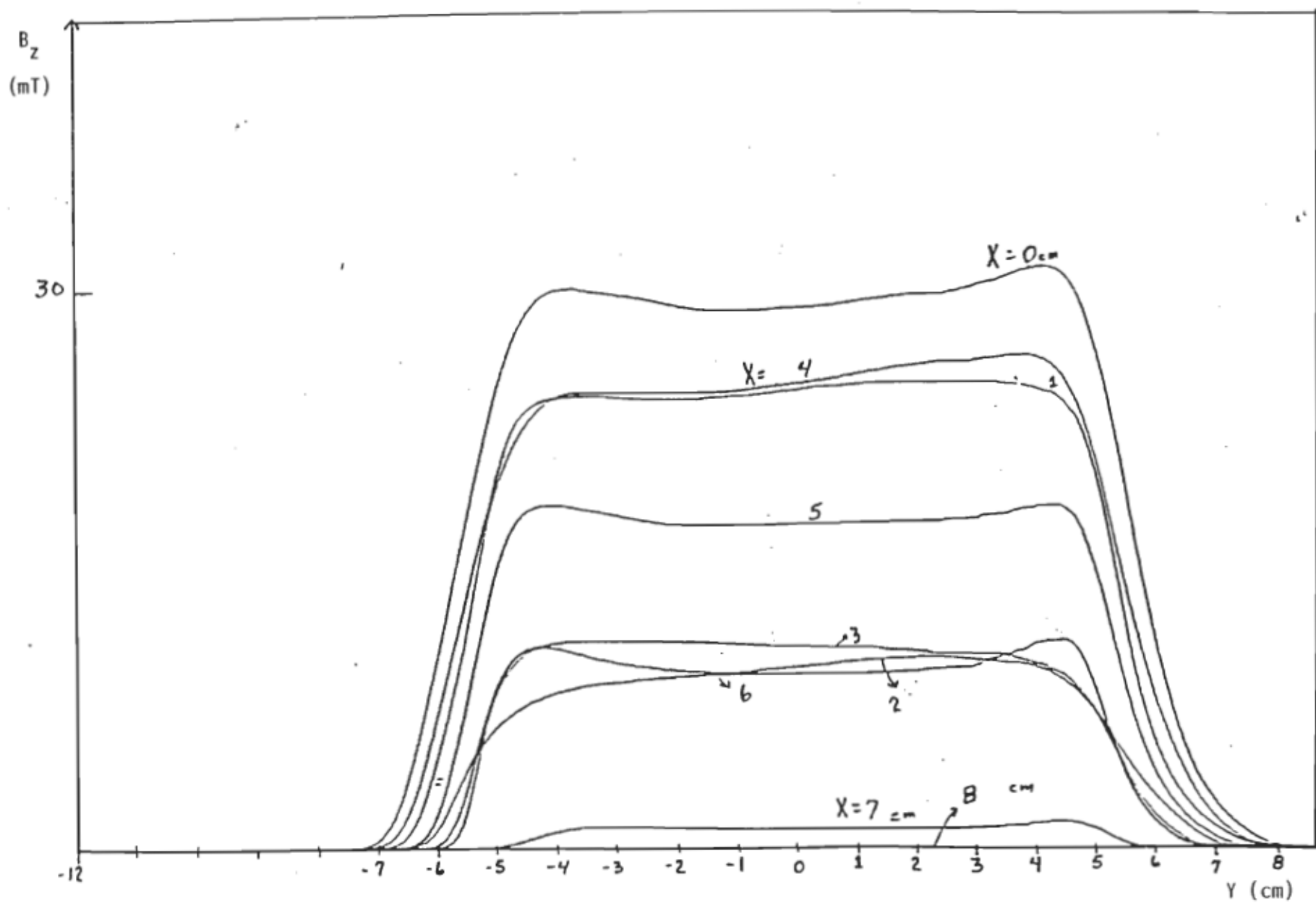
Coordonnées relatives à la bobine pour la mesure du champ.

Figure 4.2.2



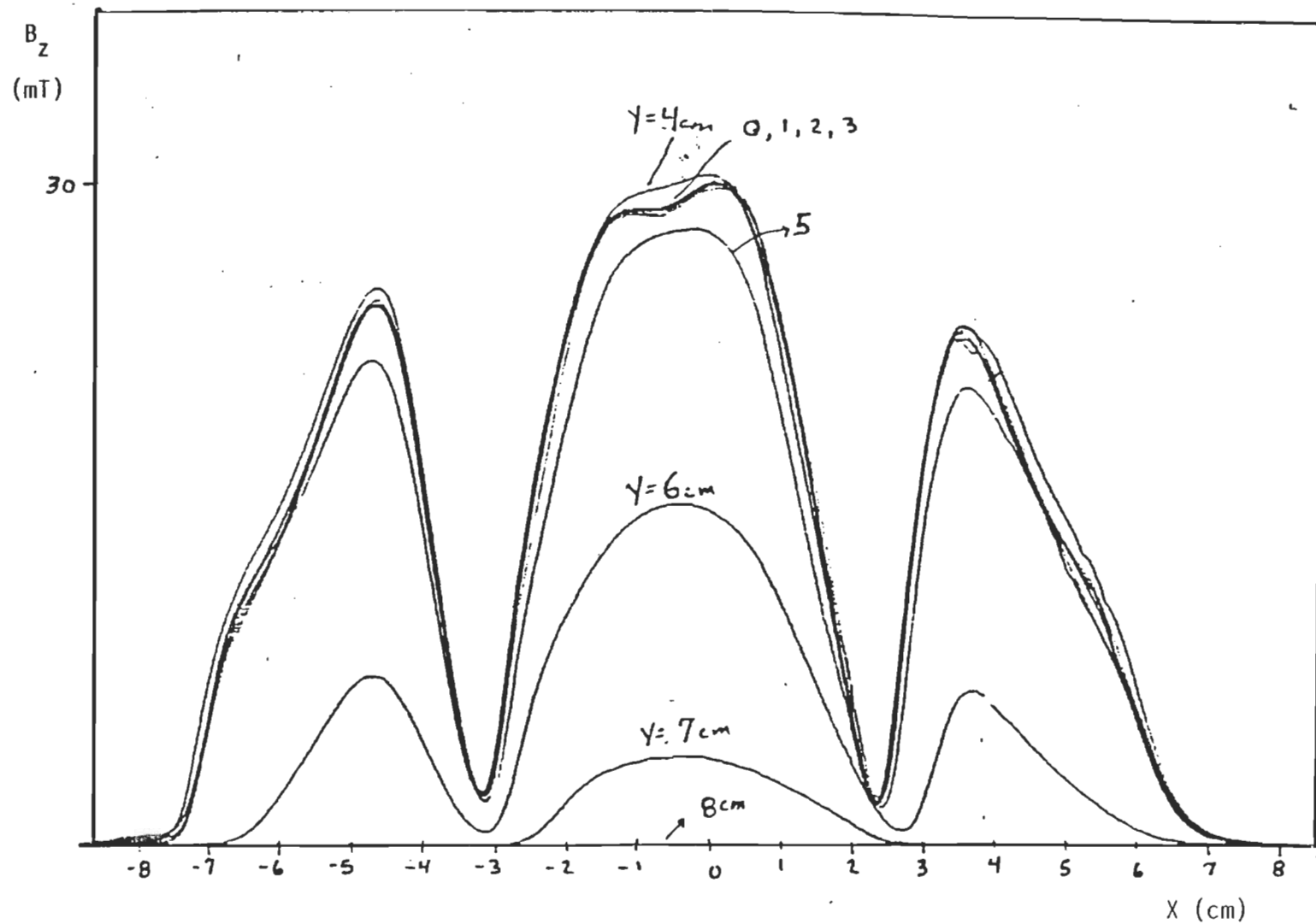
Courbe 4.2.1

$B_x$  champ entre les pôles . (la courbe est symétrique)

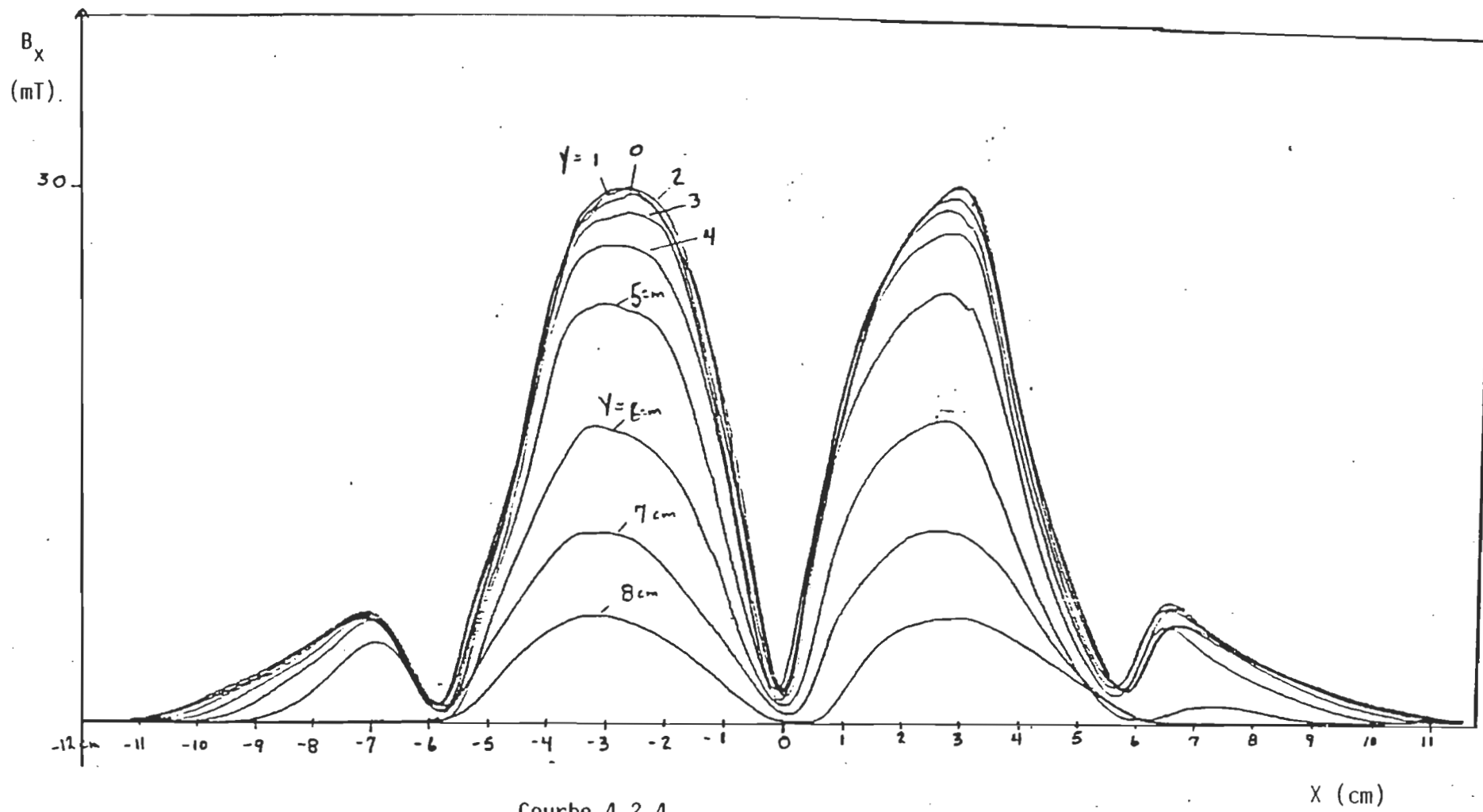


Courbe 4.2.2





Courbe 4.2.3



### 4.3 Essais de chauffage sur la calandre expérimentale.

#### 4.3.1 Essai #1.

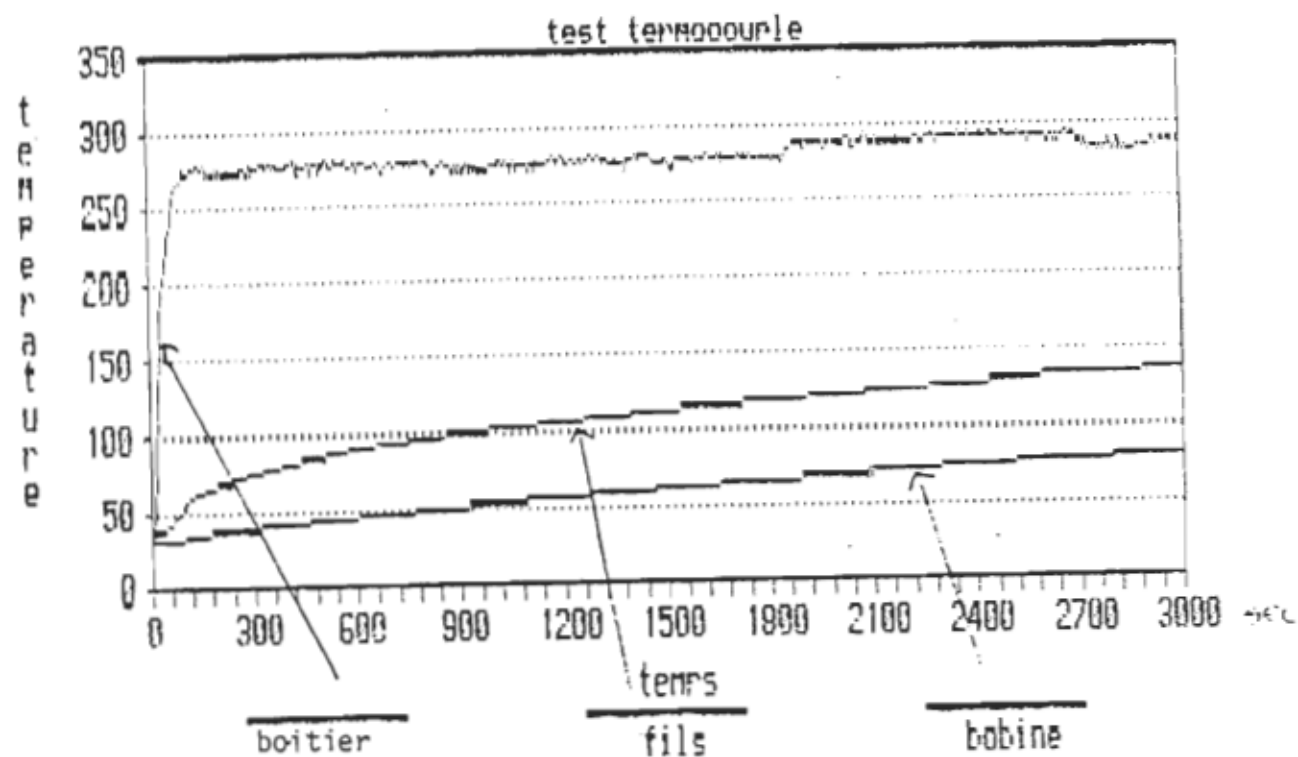
Le premier essai de chauffage fut réalisé avec une plaque d'acier galvanisé placée à 3 mm des pôles de l'inducteur. Le but de cet essai était de vérifier si l'on pouvait utiliser la bobine à proximité d'une pièce métallique portée à 300°C sans la refroidir.

Nous avons donc chauffé la plaque à l'aide de l'inducteur jusqu'à cette température pendant près d'une heure (voir graphique 4.3.1 ). Trois thermocouples furent utilisés pour mesurer la température des fils de l'inducteur, de la ferrite au niveau des pôles et de la plaque d'acier galvanisé.

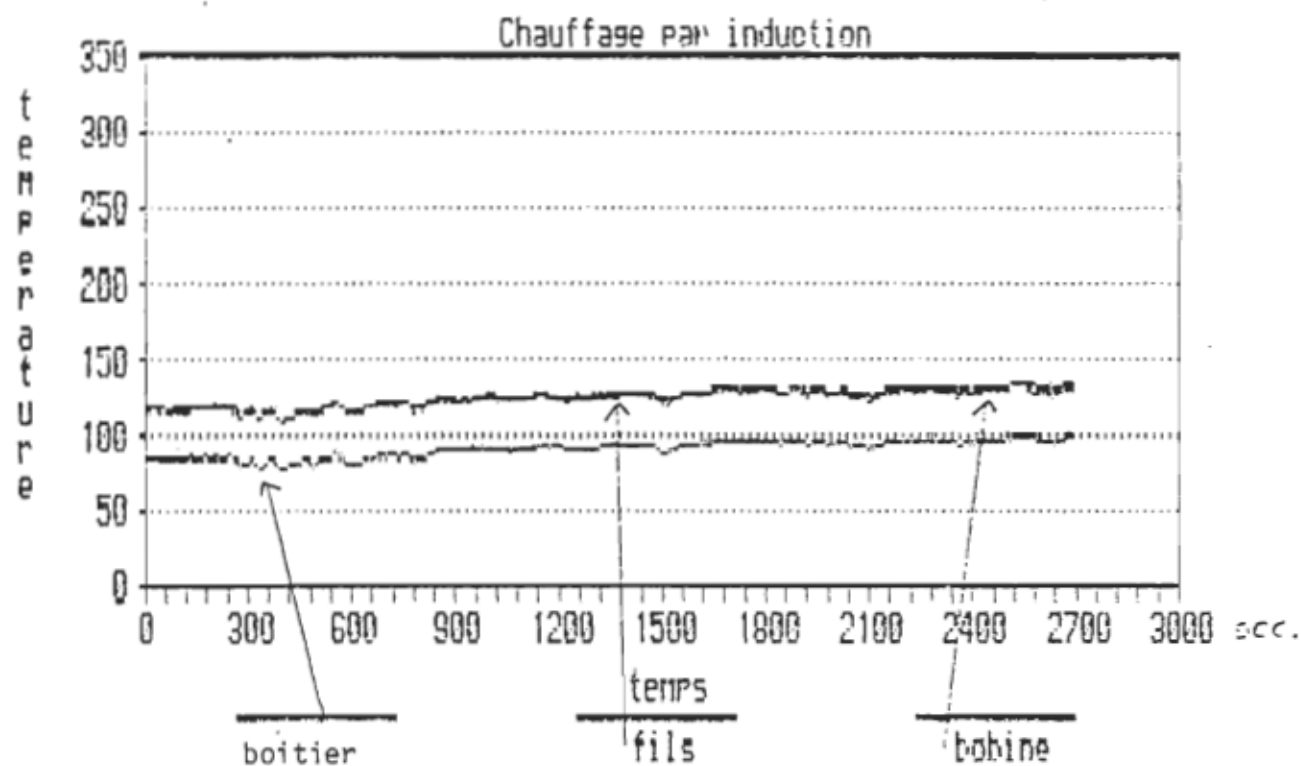
L'expérience fut arrêtée au bout de 50 minutes, car la température des fils approchait les 150°C. Il devenait donc évident que l'on devait utiliser un refroidissement plus efficace que la simple convection naturelle.

Il fut alors décidé d'utiliser une circulation d'eau dans les concentrateurs de cuivre pour limiter la température du cuivre et de la ferrite à un maximum de 100°C.

N.B. Les fluctuations qui apparaissent sur les graphiques suivants sont dues aux effets parasites de la haute tension R.F alimentant l'inducteur. La valeur moyenne du tracé est cependant juste. Pour le vérifier, nous avons débranché la source pendant un court instant.



Graphique 4.3.1



Graphique 4.3.2

#### 4.3.2 Essai #2.

Le deuxième essai réalisé utilisait une calandre expérimentale (voir description à l'annexe H) chauffée par l'inducteur. Ce dernier était alimenté par une source de 4 Kw de la compagnie C.B.I. et placé à environ 3 mm du rouleau.

L'inducteur utilisait de la résine comme élément de transmission thermique entre la bobine et les refroidisseurs ( tuyaux de cuivre).

La température du rouleau fut mesurée au pyromètre optique. Trois thermocouples furent utilisés pour mesurer la température du fil (entre les spires), de la ferrite (au niveau des pôles) et du boîtier extérieur. On notera que l'inducteur ne possédait pas de revêtement isolant pour cet essai.

Selon les recommandations du fabricant de la source, la puissance d'entrée telle que mesurée par l'ampèremètre incorporé, fut réglée à 4 K VA. La puissance réelle fournie à la bobine telle que mesurée par le wattmètre RF était de 3.2 kW.

Le chauffage fut appliqué pendant plus de 2 heures. Le graphique 4.3.2 nous montre l'évolution des différentes températures au cours des 50 premières minutes.

La température maximale fut atteinte au bout d'une heure trente et était de 132°C pour les fils, 130°C au niveau des pôles et 100°C pour le boîtier.

Le courant efficace circulant dans l'inducteur était de 39 A pour une résistance série équivalente de :  $R_s = P_w / I^2$

d'où  $R_s = 3200 / 1521 = 2,10$  ohms

L'augmentation de cette valeur de résistance par rapport aux valeurs trouvées avec le Q-mètre est due principalement à l'augmentation de la résistivité du fer causée par la température plus élevée.

La température du rouleau au bout d'une heure était stable à 285 °C.

La température de fonctionnement était un peu trop élevée pour assurer une utilisation continue de l'inducteur.

Nous avons donc procédé à une série de tests portant sur des mélanges de résine et de poudres métalliques destinés à améliorer la conduction thermique entre les tuyaux servant de refroidisseurs et le reste de l'inducteur. On retrouvera à l'annexe "H" une description de ces essais ainsi qu'un tableau comparatif pour les conductivités thermiques associées à ces différents mélanges.

Le mélange que nous avons retenu était composé d'un volume équivalent de poudre fine de cuivre et de résine. L'essai suivant utilise donc ce mélange comme élément de transmission thermique dans la bobine au lieu de la résine pure.

#### 4.3.3 Essai #3.

Pour ce dernier essai, les conditions de fonctionnement de l'inducteur étaient les mêmes que pour l'essai précédent. Seul le mélange de résine servant au refroidissement différait.

Le graphique 4.3.3 nous montre les températures obtenues. On notera que les températures maximales atteintes sont passablement plus basses que dans l'essai précédent. En fait, la température du fil obtenue après 2 heures de chauffage continu était de 84°C.

Les températures de la ferrite et du boîtier étaient respectivement de 77°C et 64°C.

Les températures de fonctionnement de l'inducteur sont donc très sécuritaires et l'on pourrait même augmenter la puissance de chauffage de plus de 25% sans endommager l'isolant du fil ou modifier les propriétés des ferrites utilisées.

La température maximale atteinte par le rouleau vis-à-vis de l'inducteur était de 287°C au bout d'une heure.

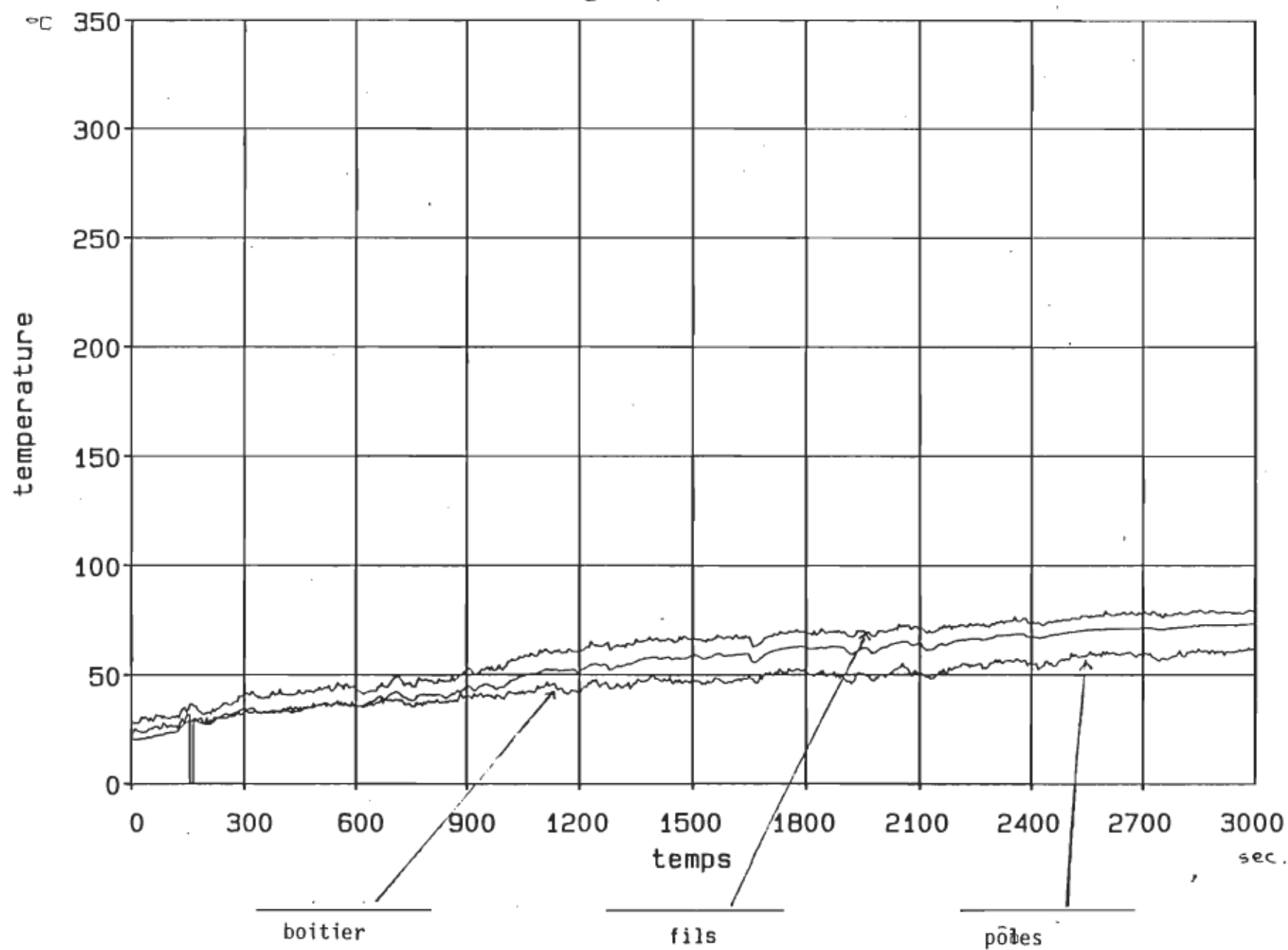
Aucun échauffement anormal ne fut noté pour les éléments de la source HF. La température du boîtier du thyristor était de 63°C lorsque mesurée au pyromètre optique.

La période de déclenchement du circuit résonant R-L-C fut fixée à 70 us, tel que suggérée par M. Larivée de C.B.I.

La durée de la période d'oscillation était de 38 us, soit un rapport cyclique inférieur à 55%.

# Chauffage par induction

60



Graphique 4.3.3



On doit cependant noter que l'ajout d'un isolant thermique extérieur (céramique) devrait contribuer à abaisser encore la température de fonctionnement de l'inducteur en diminuant considérablement la chaleur introduite dans l'inducteur par la radiation et la convection provenant du rouleau chauffé à plus de 300 °C.

Après avoir recouvert l'inducteur d'une couche de céramique moulable (Cotronic 750) dont l'épaisseur était de 3 mm sur la surface des pôles et de 1 cm sur le reste du boîtier, nous avons procédé à un 4ième essai de chauffage.

#### 4.3.4 Essai #4.

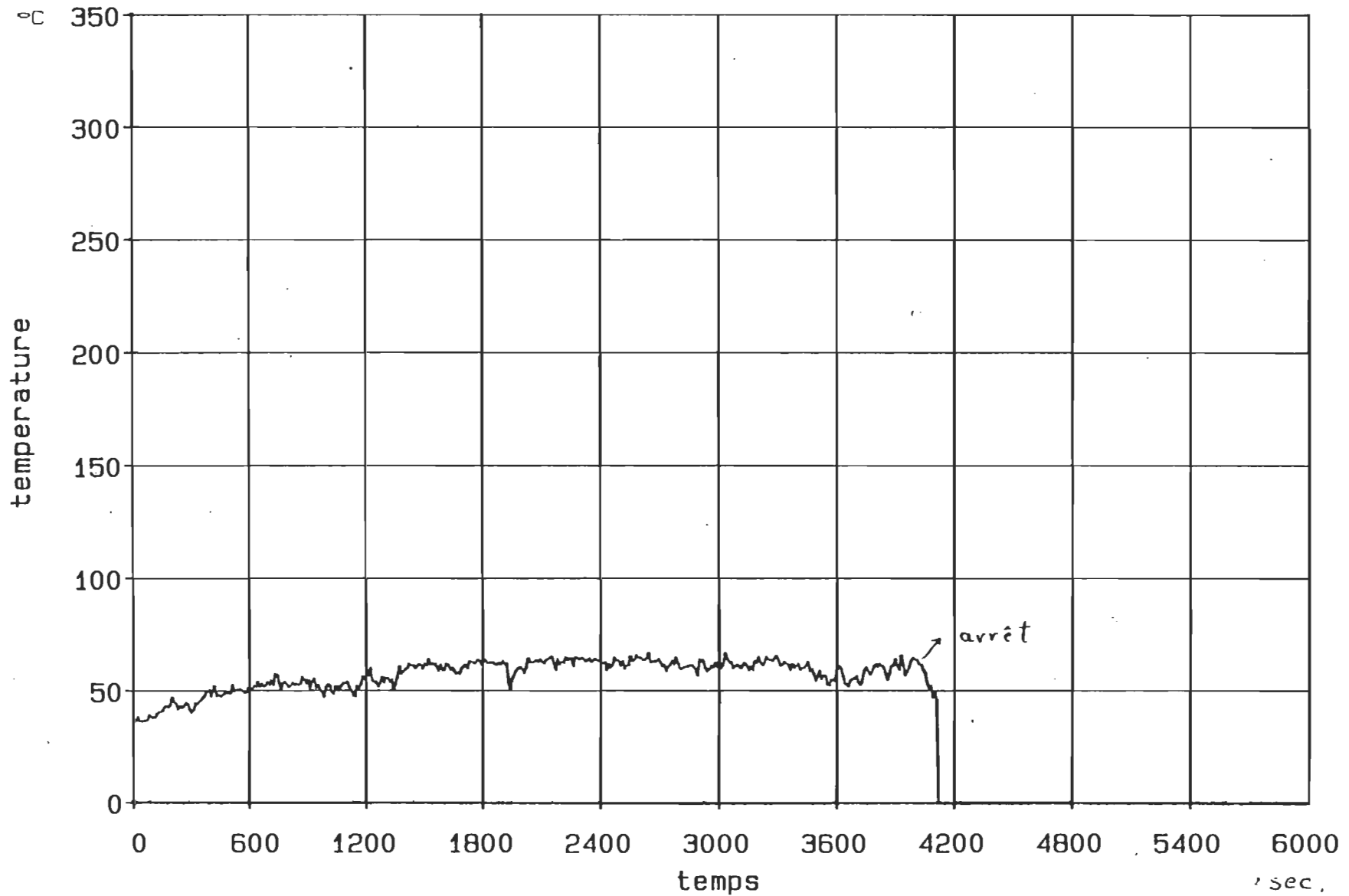
Ce dernier essai fut réalisé dans les mêmes conditions que le précédent. La température du rouleau a atteint 274°C au bout d'une heure environ et demeurait stable. Cette température légèrement plus faible que pour les essais précédents s'explique par la climatisation du laboratoire en période estivale.

Seule la température entre les spires de fil fut mesurée avec un thermocouple et mise en graphique (4.3.4).

On notera que la température maximale atteinte est inférieure à 65° C ! Cette baisse appréciable de la température de fonctionnement justifie amplement l'ajout du revêtement de céramique.

On pourrait donc ici encore augmenter sensiblement la puissance de chauffage dans la bobine tout en demeurant dans une zone d'opération sécuritaire.

## Chauffage par induction



Temperature  
des fils

Graphique 4.3.4

#### 4.3.5 Mesures avec la caméra infrarouge.

Ces essais furent réalisés en utilisant la caméra infrarouge fournie par Hydro-Québec pour enregistrer les profils de température sur bandes magnétoscopiques. Les photos reproduites aux figures 4.3.1 à 4.3.4 ont été prises à l'aide d'une caméra Tektronik directement sur l'écran du système de thermographie infrarouge.

La photo 4.3.1 et 4.3.2 nous montrent la distribution du chauffage le long de la calandre expérimentale lorsque chauffée par trois inducteurs placés un au centre, et les deux autres aux extrémités du rouleau. Les puissances utilisées dans les inducteurs étaient respectivement de 300W pour l'inducteur central et de 700W pour les deux inducteurs placés aux extrémités.

Il faut cependant noter qu'aucune isolation n'avait été placée aux bouts du rouleau. C'est pourquoi la puissance nécessaire pour maintenir la température des deux bouts du rouleau est plus importante que celle que l'on doit envoyer dans la bobine centrale.

En pratique toutefois, les extrémités du rouleau sont soit isolées ou une zone de plusieurs dizaines de centimètres est inutilisée pour le séchage du papier. On peut donc obtenir une uniformité de chauffage sur toute la longueur du rouleau en utilisant des puissances comparables dans tous les inducteurs.

Les photos 4.3.3 et 4.3.4 nous montrent le profil de température obtenu devant les pôles d'un inducteur sur toute la largeur de chauffage ( environ 10 cm) .

La première photo fut obtenue en maintenant la température maximale aux environ de 300°C à l'aide de l'inducteur. On remarquera la grande uniformité de chauffage dans la zone active de l'inducteur.

La deuxième photo représente la même mesure obtenue en pseudo-couleur. La zone blanche au centre est la zone la plus chaude. La barre blanche traversant cette surface nous montre la zone mesurée dans la photo précédente. La deuxième zone de chauffage n'est pas bien représentée sur cette photo, car nous avons fixé un thermocouple à l'aide d'une graisse conductrice et d'un isolant extérieur qui modifie la lecture de la caméra.

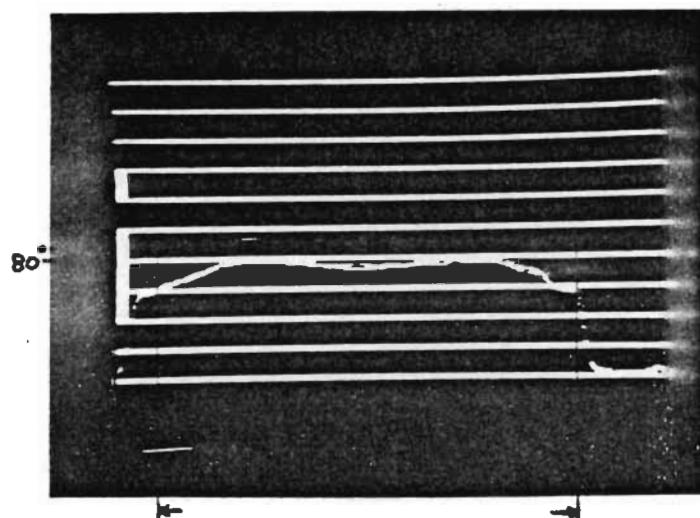


Figure 4.3.1 Chauffage du rouleau à trois inducteurs.

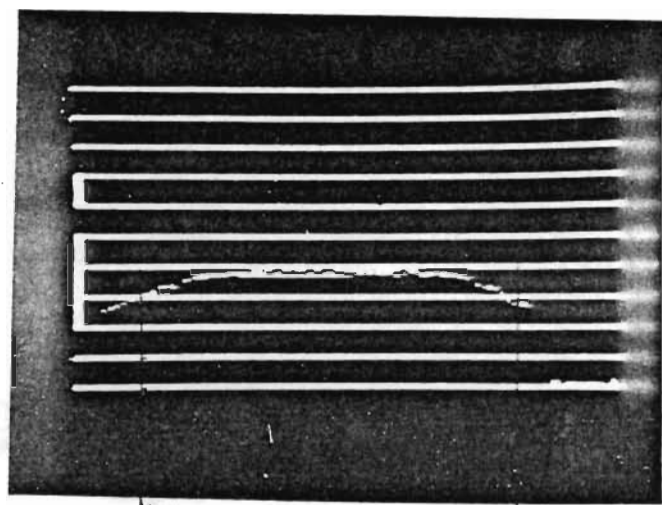


Figure 4.3.2 Chauffage du rouleau à trois inducteurs.

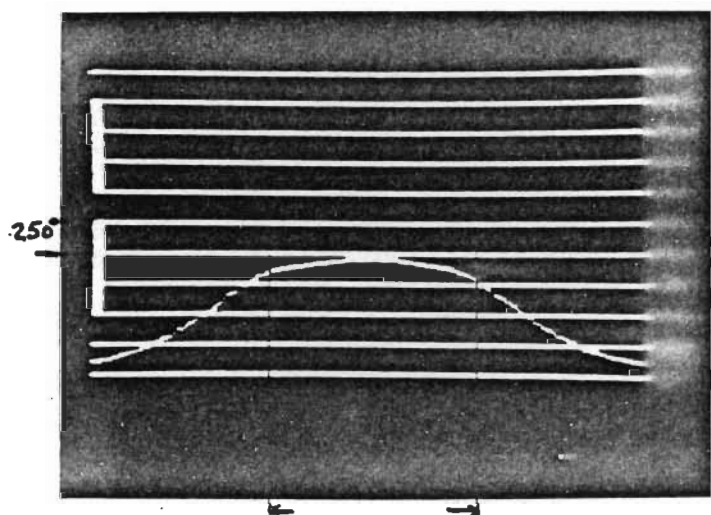


Figure 4.3.3 Chauffage d'une plaque d'acier.

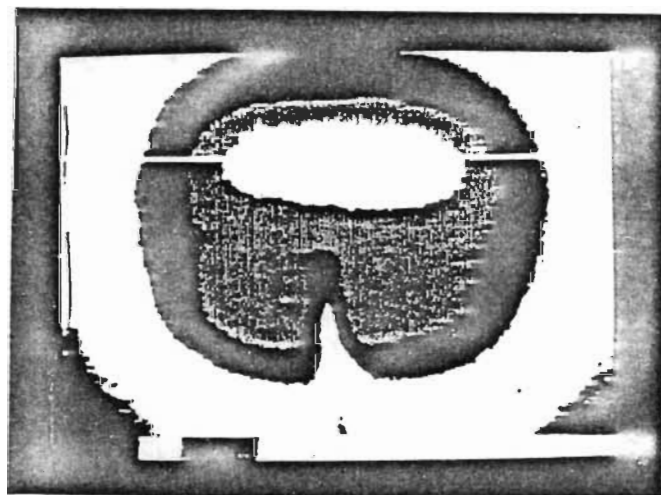


Figure 4.3.4 Représentation en pseudo-couleurs.

## Chapitre V.

### Choix des matériaux.

#### 5.1 Type de ferrite.

Le type de ferrite choisi pour l'inducteur fut dicté par des considérations d'ordre magnétique et pratique.

Tout d'abord, cette ferrite devait fonctionner avec de très faibles pertes à une fréquence supérieure à 30 kHz. Elle devait aussi posséder une perméabilité relative élevée pour minimiser le nombre de tours nécessaires à l'obtention d'une inductance voisine de 50  $\mu\text{H}$ . Ses pertes par hystérésis devaient être faibles et elle devait de plus être disponible dans les dimensions choisies pour notre assemblage.

Après avoir consulté plusieurs catalogues de manufacturiers, notre choix se posa sur la ferrite de type 3C8 fabriquée par la compagnie Ferroxcube (Philips). Cette ferrite possède un point de Curie supérieur à 210 °C et des pertes inférieures à 115 mW /  $\text{cm}^3$  à 25 kHz. De plus, sa perméabilité relative à 100° C est supérieure à 2000. Le champ de saturation est de 3300 G à 100° C.

Les principales caractéristiques telles que fournies par la manufacturier sont reproduites aux figures 5.1.1 et 5.1.2.

## 3C8 FERRITE

## 3C8 MATERIAL

A Manganese-Zinc ferrite designed for high-flux-density applications. It offers medium permeability, low losses under high flux levels, high B saturation, and a high Curie temperature.

Available in:

POT CORES

E, U, & I CORES

TOROIDS

## 3C8 CHARACTERISTICS

Parameters shown are typical values, based upon measurements of a 1" toroid.

Initial Permeability at 25°C, 100KHz $\leq 1$ gauss	$\mu_0$	2700 ( $\pm 20\%$ )
Saturation Flux Density (H = 3 oersteds)		
at 25°C	$B_s$	$\geq 4400$ gauss
at 100°C	$B_s$	$\geq 3300$ gauss
Coercive Force	$H_c$	.20 oersteds*
Residual Flux Density	$B_r$	1000 gauss*
Loss Factor at 100KHz $\leq 1$ gauss	$\frac{\tan \delta}{\mu_0}$	$\leq 10 \times 10^{-6}$
Losses 25KHz, 100°C, 1600 gauss		$\approx 115$ mW/cm <sup>3</sup>
Curie Temperature	$T_c$	$\geq 210^\circ\text{C}$

\*Typical Values

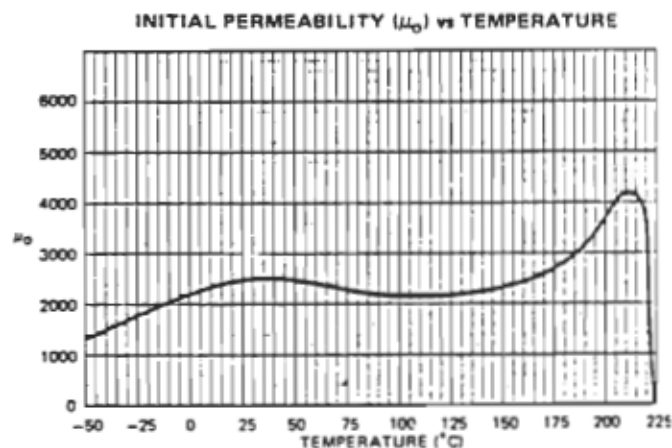
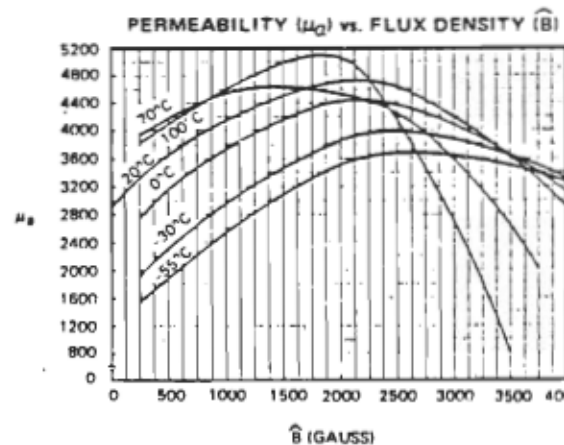
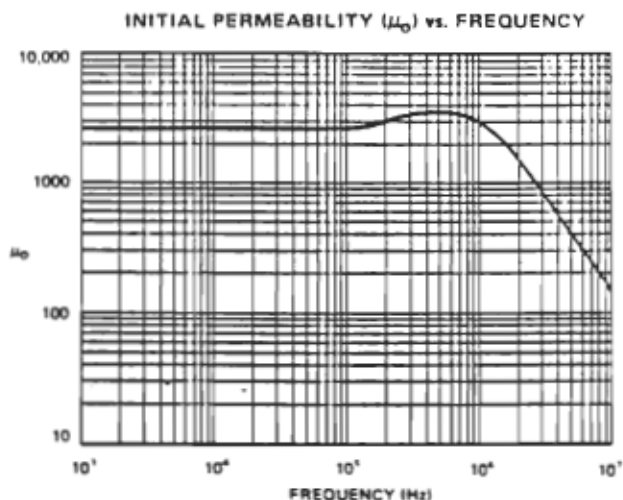


Figure 5.1.1

## 3C8 FERRITE CHARACTERISTIC CURVES

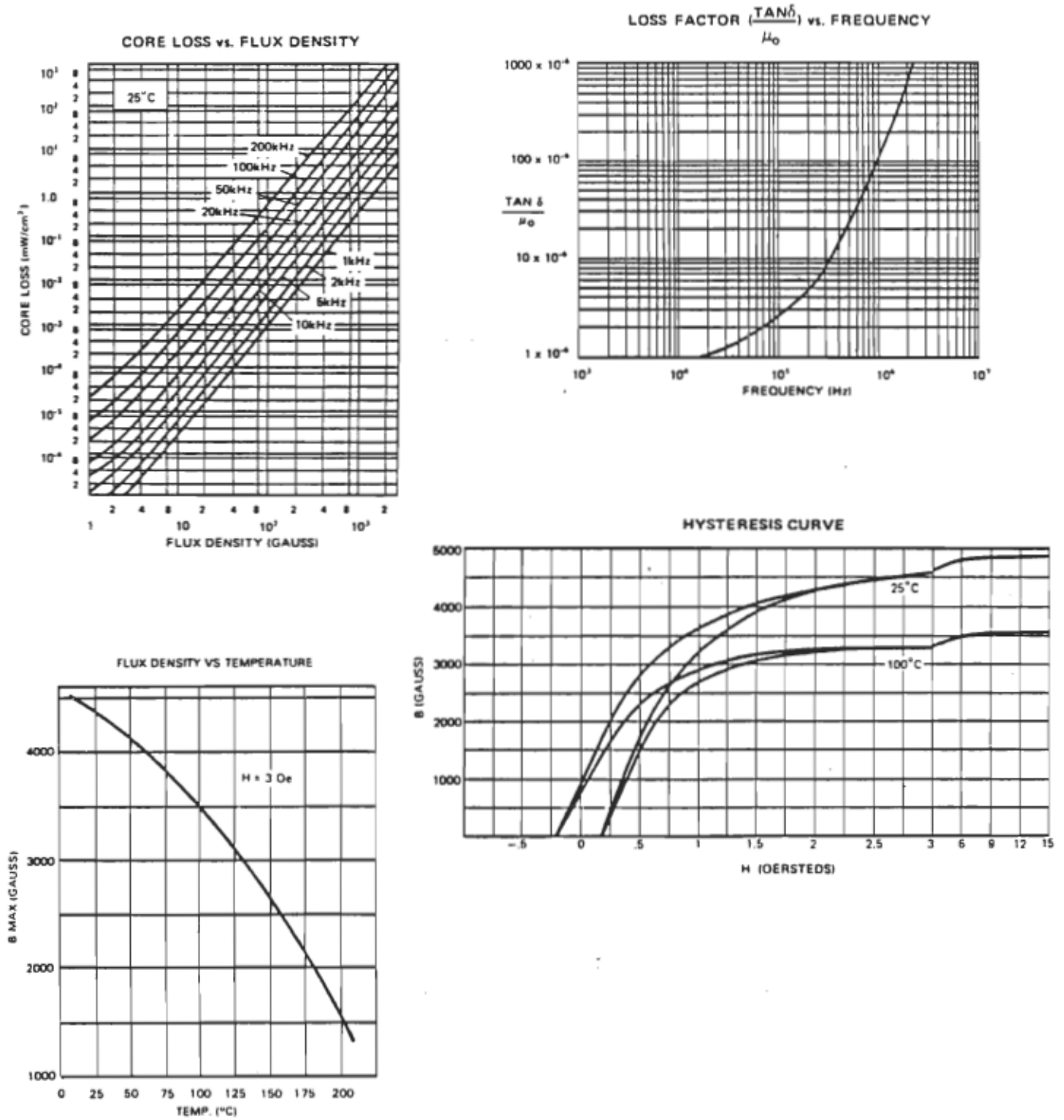


Figure 5.1.2



### 5.2 Fil utilisé pour l'inducteur.

Comme on le sait, le courant tend à circuler à la surface du fil lorsque la fréquence d'opération devient élevée. Cet inconvénient causé par l'effet pelliculaire peut cependant être contourné en utilisant plusieurs petits fils isolés représentant la même surface efficace, mais dont la résistance équivalente est beaucoup plus faible à haute-fréquence. Ce type de conducteur appelé fil de Litz selon le nom de son inventeur est maintenant disponible dans une large gamme de produits.

Nous avons choisi un fil de Litz ( NELC660 / 36SPDN ) dont la résistivité était très faible ( .22 ohm / 100m ). Sa fréquence d'opération suggérée par le manufacturier se situe entre 20 et 50 kHz. Ce fil est manufacturé par la compagnie North-England Wire.

La longueur du fil utilisé pour le bobinage est d'environ 3 mètre, ce qui avec un courant nominal d'environ 47 A ( 4kW et  $R_{eq} = 2$  ohms ), dissipera une puissance inférieure à 15 watts.

### 5.3 Résine utilisée pour le refroidissement de l'inducteur.

Pour réaliser le refroidissement de l'inducteur, nous avons utilisé un mélange de résine et de poudre de cuivre possédant une conductivité thermique suffisante. Une étude des caractéristiques de ces différents mélanges est reproduite à l'annexe "H" tel que mentionné à la section 4.3.

Ce mélange de résine-cuivre nous a permis de refroidir l'inducteur de façon très satisfaisante et d'obtenir une température de fonctionnement de moins de 65° C lorsque la source utilisée fournit une puissance apparente de plus de 4 kVA. Cette température est cependant bien inférieure à la limite de 100° C que nous nous étions fixée. On pourra donc augmenter appréciablement la puissance dans l'inducteur tout en demeurant dans une zone d'opération sécuritaire.

## Chapitre VI.

### Disposition des inducteurs le long de la calandre.

#### 6.1 Mesure du couplage électromagnétique.

Lorsque deux bobines sont placées à proximité l'une de l'autre, le courant qui circule dans l'une d'elle crée un champ magnétique qui induit à son tour un courant dans la deuxième bobine. La valeur relative du courant induit dans la deuxième bobine, dépend de la distance entre les bobines, de la géométrie des enroulements et du milieu de propagation.

Ce couplage, lorsqu'il est faible, n'affecte pas le fonctionnement des source HF. Cependant, lorsqu'il devient important, il peut perturber le cycle d'opération normal des sources à thyristor. Pour cette raison, nous avons essayé de trouver une disposition adéquate des inducteurs qui minimiserait le couplage électromagnétique entre deux inducteurs adjacents.

Une série de mesures fut réalisée avec deux inducteurs placés au-dessus d'une plaque d'acier ( distance = 3 mm) et syntonisés à 22 kHz à l'aide d'une capacité de 1 uF.

L'un des inducteur était alimenté par une source de tension sinusoïdale de 22 kHz ( 6 V c-c ) tandis que l'autre servant de détecteur fut raccordé à un voltmètre HF. Il s'agissait donc de mesurer la tension induite dans le deuxième inducteur par le champ magnétique crée par le premier.

## 6.2 Résultats obtenus.

Les résultats de ces mesures apparaissent aux graphiques 6.1 à 6.4 .

Les figures 6.1 à 6.3 nous montrent la dispositions des bobines au-dessus de la plaque d'acier.

On peut noter que lorsque les bobines sont placées l'une à coté de l'autre ( Fig 6.1), la tension induite dans l'inducteur #2 décroît environ en  $1/X$  . La distance minimum entre les bobines pour ne pas qu'elles se touchent est de 6.5 cm. Cette valeur représente le zéro pour l'axe des X sur le graphique 6.1.

Pour  $Y=0$  cm, c'est-à-dire que les deux inducteurs sont sur le même axe ( parallèles ), on trouve une tension induite de 40 mV pour  $X = 4$  cm . Cela signifie que la distance entre les deux bobines est de  $4 + 6.5 = 10.5$  cm, soit environ la largeur de la zone de chauffage d'un inducteur. Cette tension de 40 mV par rapport à l'excitation qui est de 6 V, représente donc un coefficient de couplage de  $.04 / 6 = .66\%$  . Cette valeur est très faible et l'on pourra donc disposer les inducteurs à tous les 10.5 cm de distance le long de la calandre.

Il s'agit maintenant de trouver à quelle distance selon l'axe des Y, on pourrait placer un autre inducteur pour assurer une continuité de chauffage tout le long du rouleau.

Dans ce but, nous avons juxtaposé deux inducteurs tel qu'indiqué à la figure 6.3 et nous les avons déplacé l'un par rapport à l'autre selon la direction Y.

Encore ici, la valeur  $Y = 0$  cm sur le graphique 6.4 correspond aux deux bobines juste en contact (fig 6.3). On notera que la tension induite diminue très rapidement jusqu'à un minimum vers  $Y = 3$  cm et remonte ensuite légèrement à une distance de 12 cm.

On pourra donc disposer deux inducteurs voisins à environ 5 cm de distance, sans causer d'interférence entre les deux sources.

La figure 6.4 nous montre une disposition suggérée des inducteurs le long du rouleau de calandre. Cette disposition permet d'obtenir un chauffage continu sans causer d'interférences notables entre les sources HF.

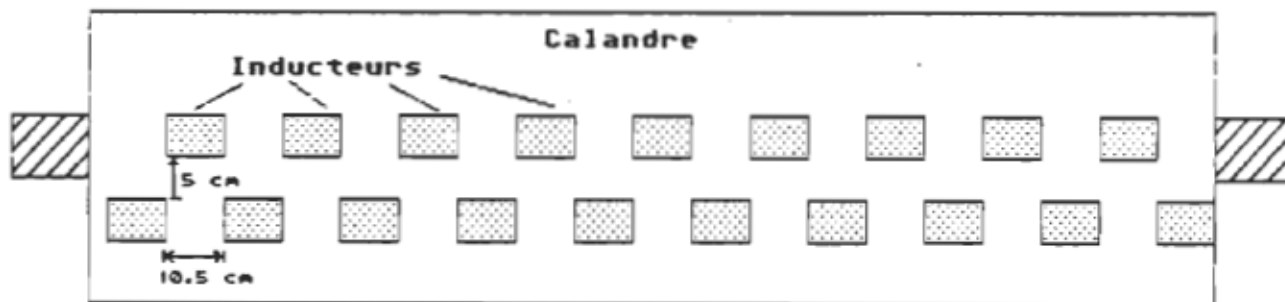


Figure 6.4 Disposition suggérée.

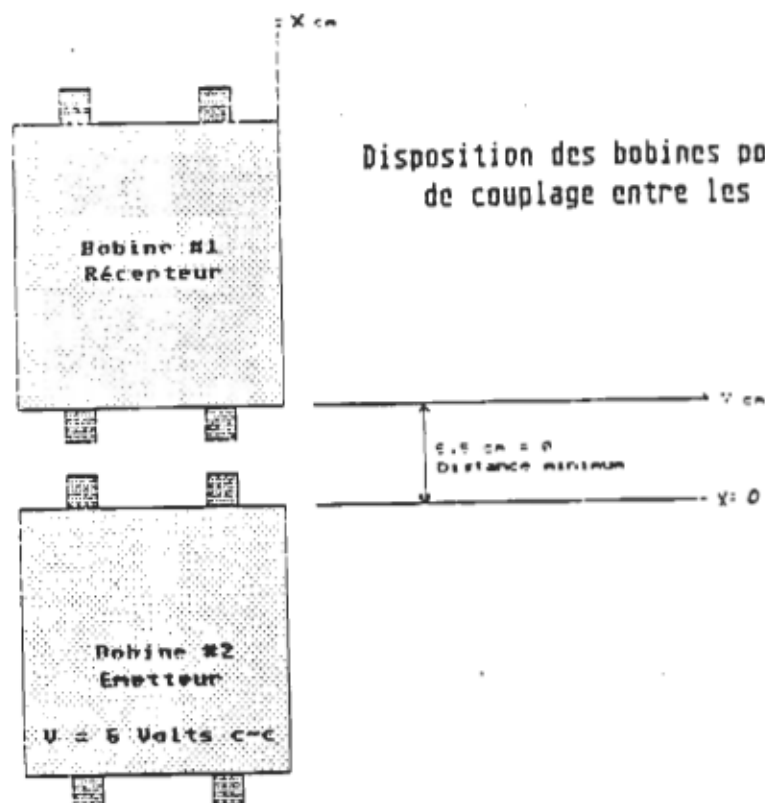
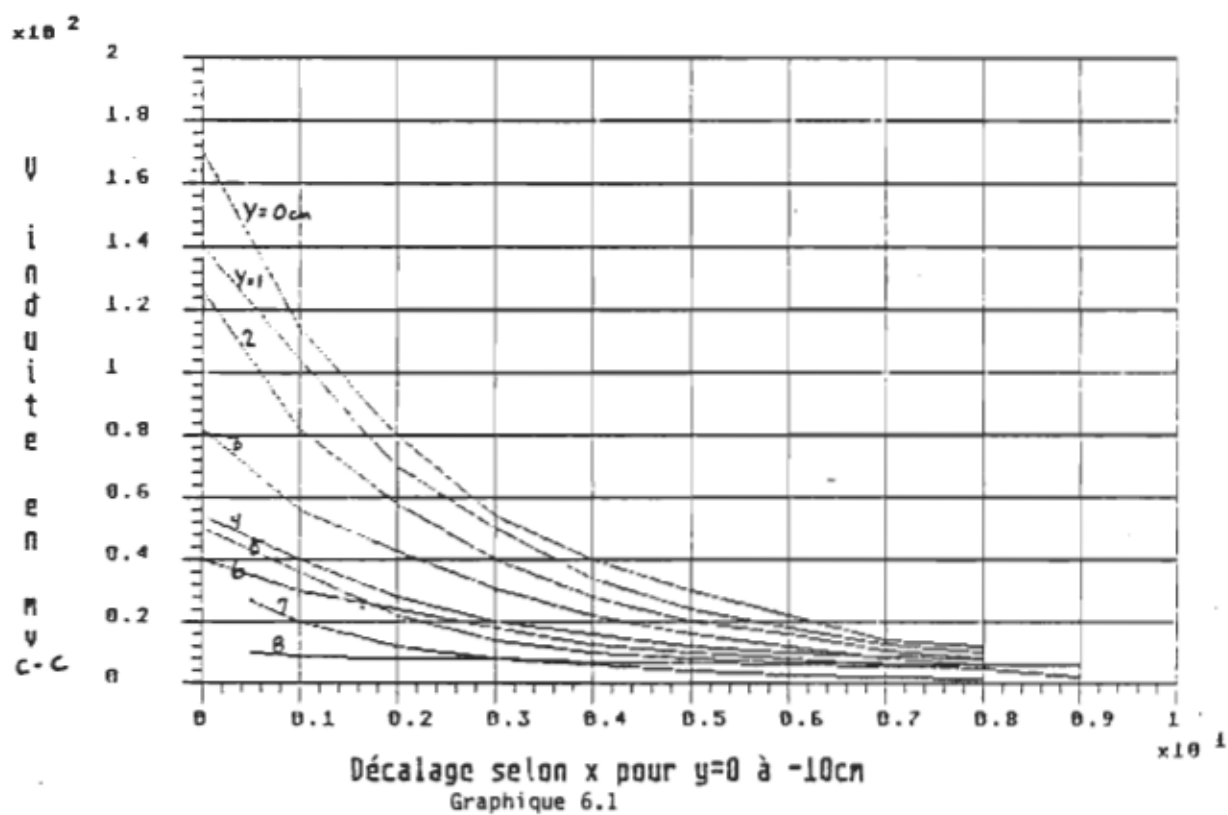
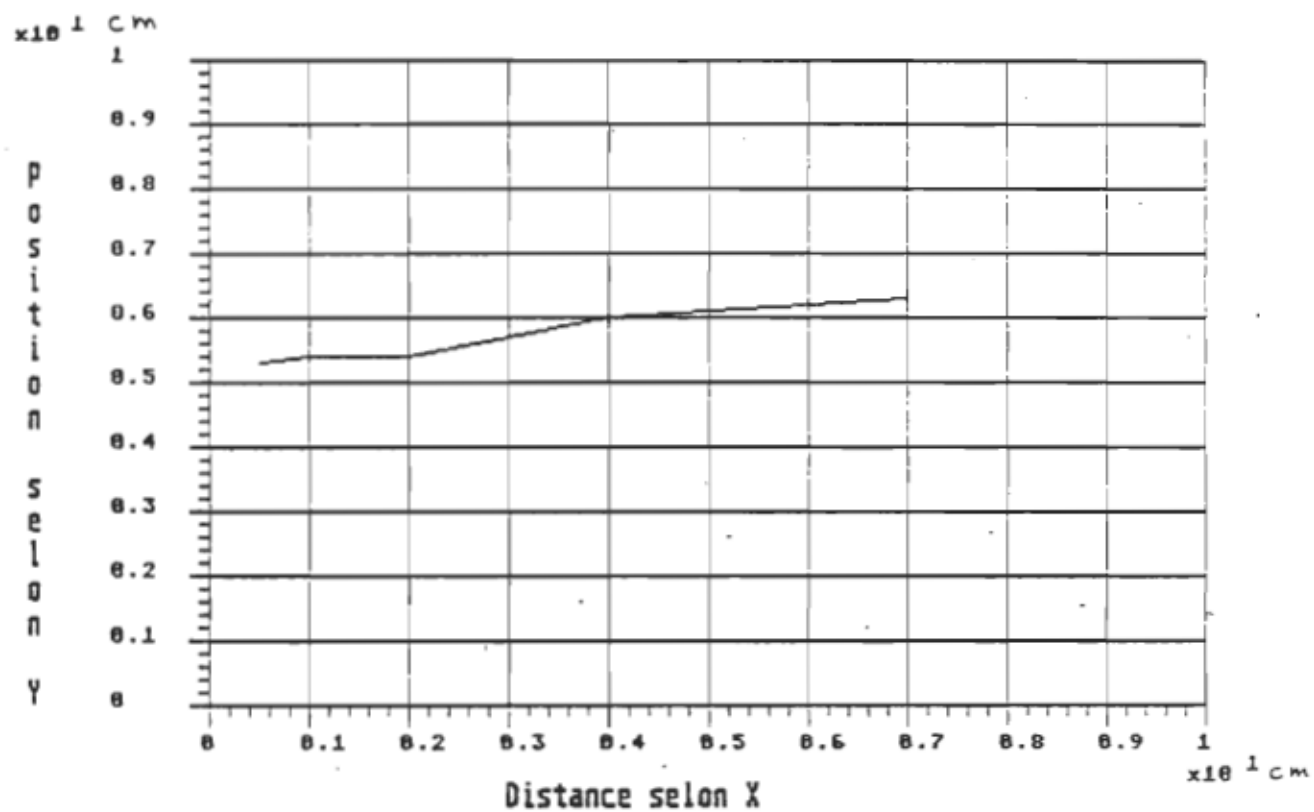


Figure 6.1

## Couplage entre 2 bobines



## Position du minimum de tension



Graphique 6.2

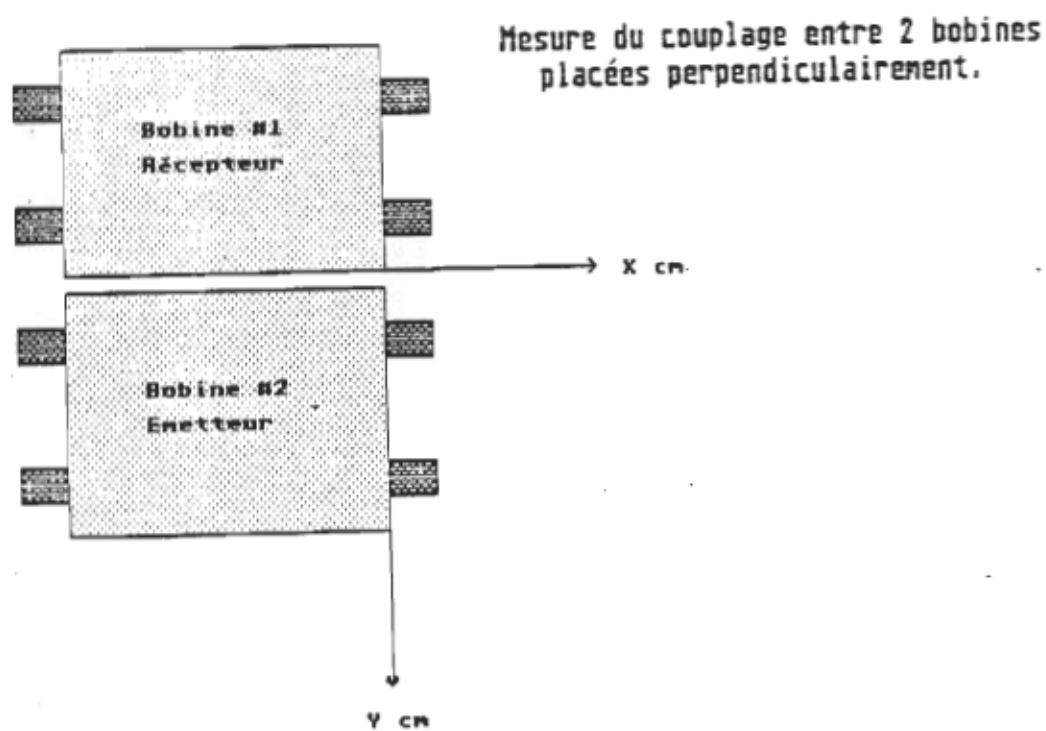
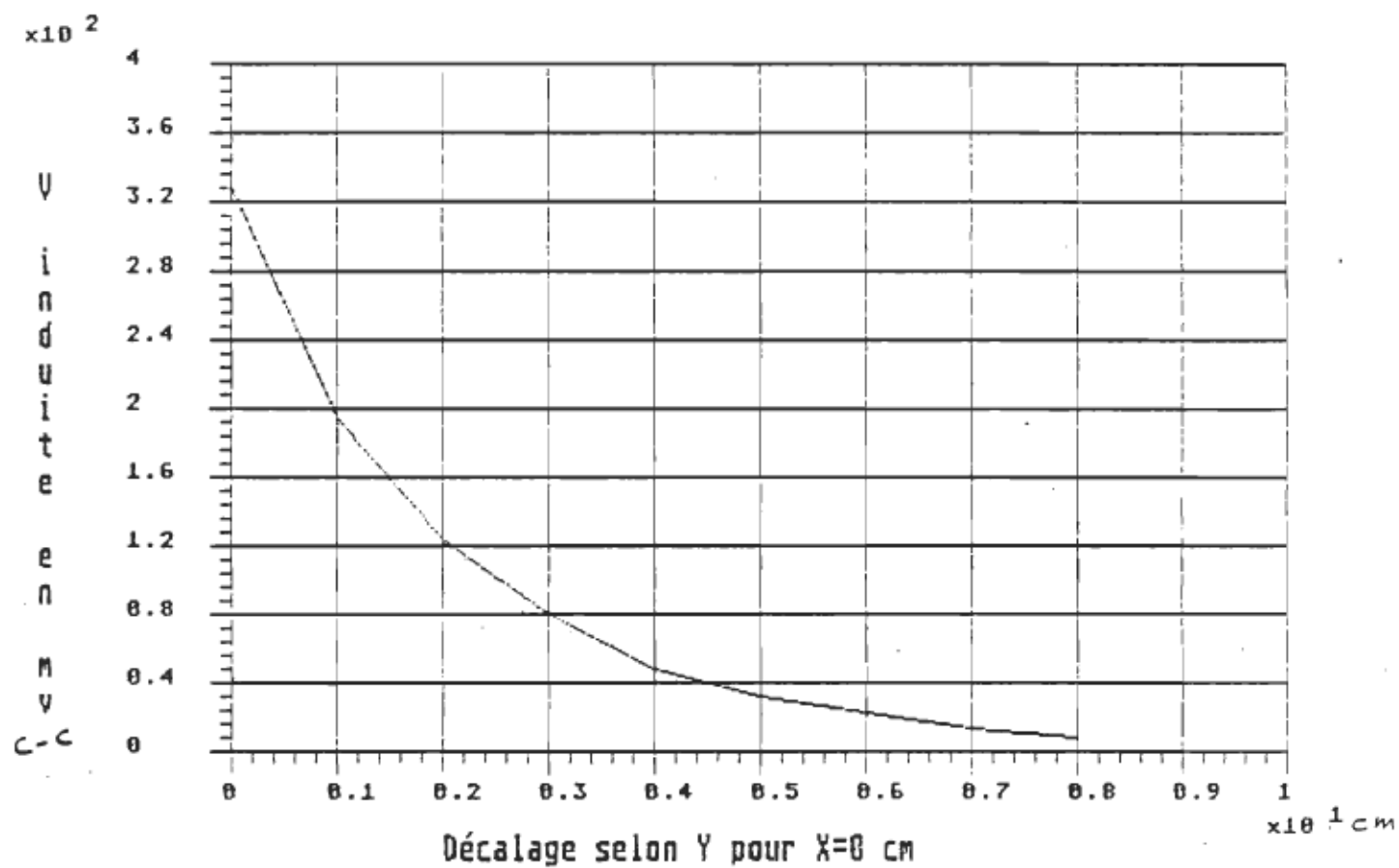


Figure 6.2

## Couplage pour bobines perpendiculaires.



Graphique 6.3



### Couplage entre 2 bobines juxtaposées.

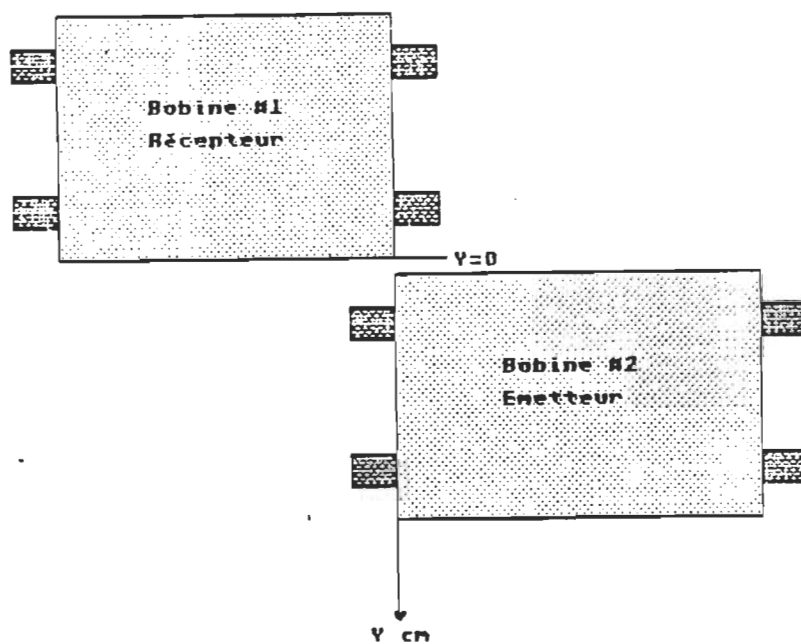
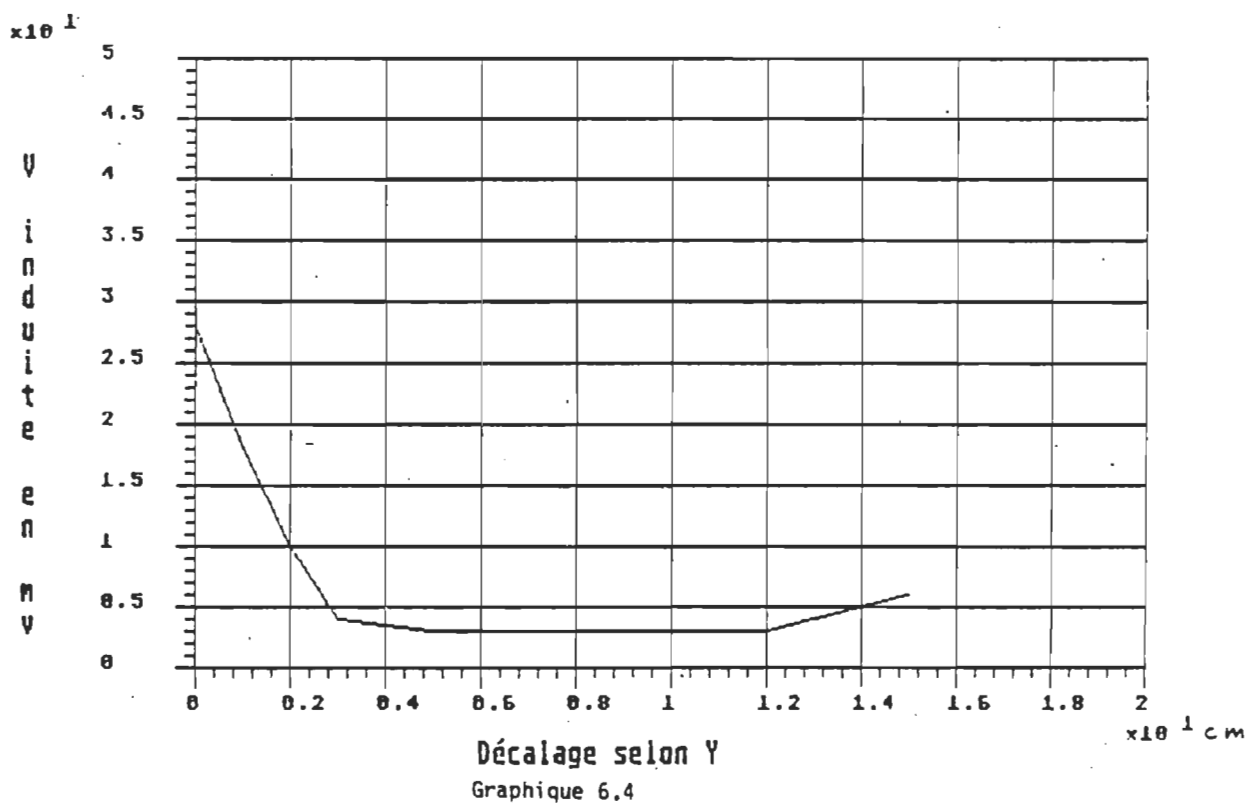


Figure 6.3

### Couplage pour bobines juxtaposées.



### Conclusion.

Les résultats obtenus lors de notre étude, démontrent que l'on peut construire des inducteurs dont la puissance et la géométrie de chauffage permettent de sécher une feuille de papier mieux que l'on pouvait le faire à l'aide des modes de séchage conventionnels.

L'utilisation de ferrites et l'ajout de concentrateurs de champ nous a permis de relever le défi consistant à réaliser un inducteur pouvant fournir plus de 400 W / cm à un rouleau de calandre servant à sécher une feuille de papier lors d'une étape de la fabrication du papier journal.

Le principal problème était de refroidir l'inducteur jusqu'à une température de fonctionnement sécuritaire. Or cela fut accompli d'une façon très probante. Bien plus, nous croyons que la puissance de chauffage peut maintenant être augmentée d'une façon significative sans augmenter de façon appréciable la contrainte thermique des inducteurs réalisés.

Il devient donc possible de remplacer les sources d'énergie traditionnelles ( vapeur, gaz naturel, mazout ...) par l'énergie électrique servant au chauffage par induction électromagnétique des calendres utilisées dans le séchage du papier, tout en permettant un réglage localisé de la température le long du rouleau de calandre..

Une étude plus approfondie de certains paramètres thermiques et une légère modification des sources utilisées devraient permettre d'accroître appréciablement la puissance de chauffage des inducteurs.

Par exemple, des essais utilisant une résine métallique, disponible commercialement, devraient permettre d'améliorer le refroidissement des inducteurs et d'en augmenter la puissance effective.

Les connaissances acquises au cours de cette étude, nous permettent maintenant d'envisager la construction d'inducteurs de plus grande puissance destinés par exemple, au séchage impulsif du papier journal.

## Annexe A.

1. Modélisation du rouleau de calandre.
2. Simulation avec FOTR.

### Modèle du rouleau de calandre.

On considère le rouleau de calandre expérimental installé dans notre laboratoire (fig A1).

Dans le but de généraliser les résultats obtenus, on supposera que la longueur du rouleau est infinie, c'est-à-dire que les échanges thermiques dans le sens de la longueur du rouleau sont nuls. Nous avons isolé les deux cotés du rouleau pour tenter de réaliser cette condition.

Les dimensions du rouleau sont :

$$a = 0.006 \text{ m}$$

$$r = 0.153 \text{ m}$$

$$S = 1 \text{ m}^2$$

$$l = \text{infinie}$$

### Paramètres thermiques du rouleau expérimental.

$$k = 14.7 \text{ W / m }^{\circ}\text{K} \quad \text{résistivité thermique}$$

$$\rho = 7800 \text{ kg / m}^3 \quad \text{masse volumique}$$

$$C_p = 503 \text{ W s / kg }^{\circ}\text{K} \quad \text{capacité thermique}$$

$$(h_{sr} + h_{sk}) \text{ W / m}^2 \text{ }^{\circ}\text{K} = 17.43 \text{ W / m}^2 \text{ }^{\circ}\text{K} \quad \text{coefficients de convection et radiation}$$

$$d = 100 \text{ } \mu\text{m} \quad \text{profondeur de pénétration}$$

$$\omega = 6.66 \text{ tr / s} = 400 \text{ tr / min} \quad \text{vitesse de rotation}$$

On considérera une surface unitaire de  $1 \text{ m}^2$ .

Prenons une tranche de profondeur  $a$ , et modélisons la par des réseaux électriques équivalents  $R$ ,  $C$  pour les deux versions étudiées.

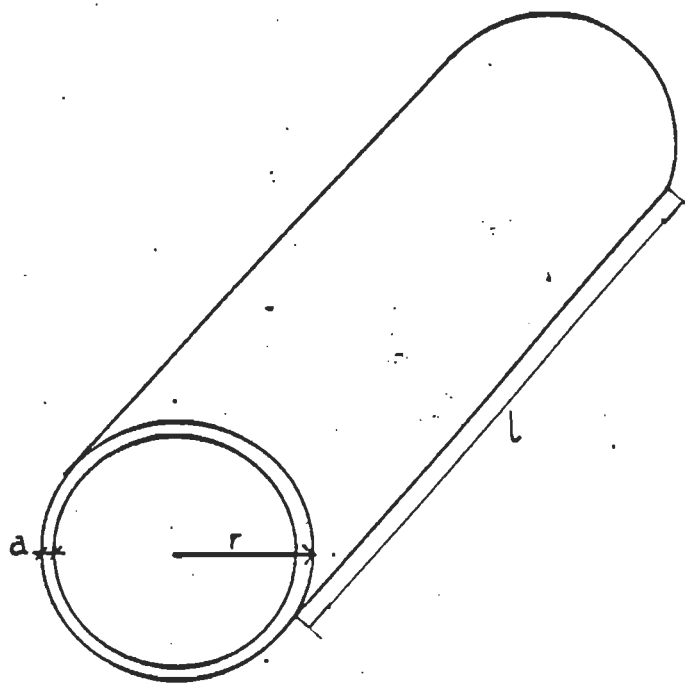


Fig.A1

Le but de cette modélisation est de vérifier si l'on peut simplifier le modèle à seulement deux réseaux R, C sans causer une erreur appréciable sur la simulation.

Version 1, modèle à 7 sections.

En faisant l'hypothèse que la source de chauffage est située à l'intérieur de la couche de profondeur  $d$ , on modélise cette couche par les deux résistances  $R_x$ , la capacité  $C_x$  et la source de chauffage  $I_x$ .

Le reste de la tranche est représenté par six capacités égales ( $C_2, C_3, C_4, C_5, C_6, C_7$ ) et par six résistances ( $R_4 = R_5 = R_6 = R_7 = R_8$ ) et  $R_3 = R_4 - R_x$ .

Les pertes par convection et rayonnement de la surface extérieure du rouleau, sont représentées par la résistance  $R_x$ .

La source de courant  $I_x$  représente la source de chaleur.

La température de surface sera donc représentée par la chute de tension aux bornes de  $R_x$ .

Les valeurs numériques des éléments sont donc:

$$R_x = 1 / (h_{xr} + h_{xe}) S = 0.057 \text{ } ^\circ\text{K} / \text{W}$$

$$R_x = 0.5 d / k S = 3.4 \times 10^{-6} \text{ } ^\circ\text{K} / \text{W}$$

$$C_x = C_p p d S = 391.56 \text{ W s} / ^\circ\text{K}$$

$$C_2 = C_3 = C_4 = C_5 = C_6 = C_7 = C_p p (a - d) S / 6 = 3850 \frac{\text{W s}}{^\circ\text{K}}$$

$$R_4 = R_5 = R_6 = R_7 = R_8 = (a - d) / (6 k S) = .000067 \text{ } ^\circ\text{K} / \text{W}$$

$$R_3 = R_x + 0.5 R_4 = .000037 \text{ } ^\circ\text{K} / \text{W}$$

La topologie du réseau est donnée à la figure A2. La réponse du modèle à un échelon de chauffage est fournie à la figure A3.

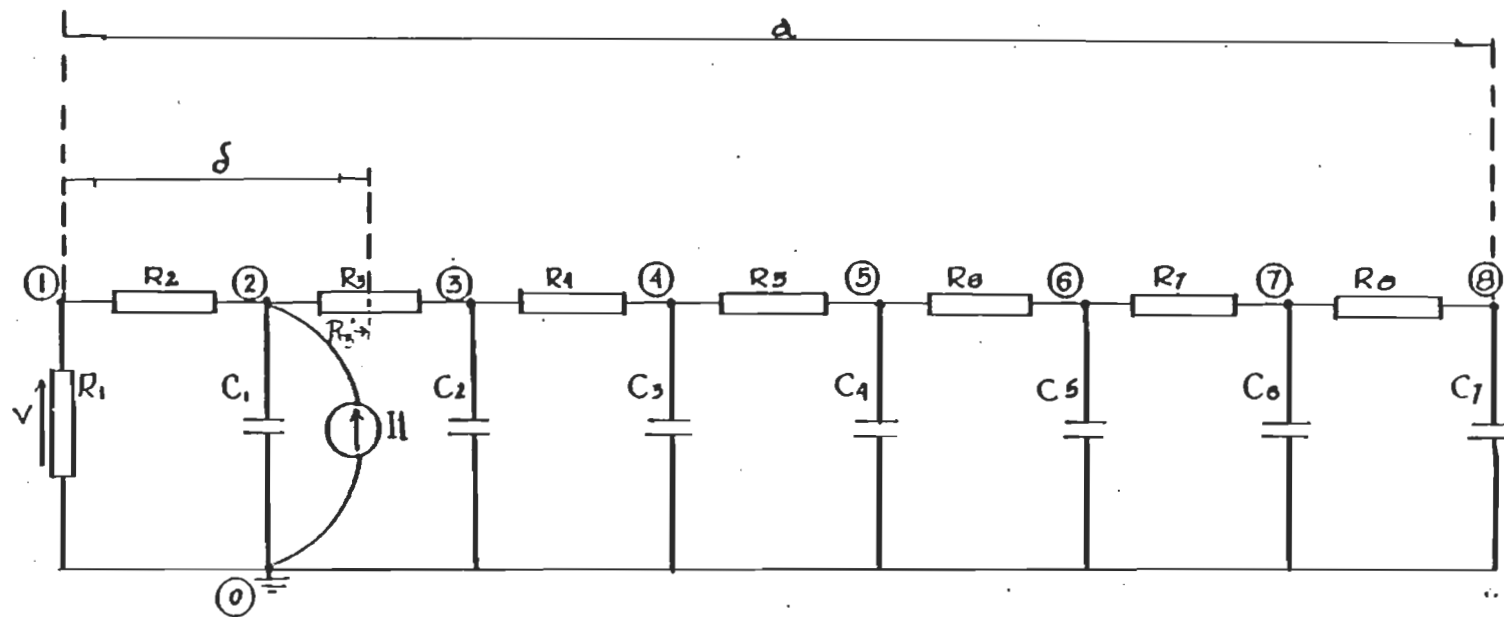


Fig.A2



### Version II, modèle à 2 sections.

Dans ce modèle, la couche de profondeur  $d$  est représentée par les résistances  $R_1$  et  $R_2$  et par la capacité  $C_1$ . Le reste de la tranche est représenté par une seule capacité  $C_2$  et par la résistance  $R_3 = R_2$ .

$$R_1 = 1 / (h_{1r} + h_{1k}) S = 0.057 \text{ } ^\circ\text{K} / \text{W}$$

$$R_2 = 0.5 d / k S = 3.4 \times 10^{-6} \text{ } ^\circ\text{K} / \text{W}$$

$$R_3 = R_2 + 0.5 (a - d) / k S = 204.08 \times 10^{-6} \text{ } ^\circ\text{K} / \text{W}$$

$$C_1 = C_p \rho d S = 391.56 \text{ W s} / ^\circ\text{K}$$

$$C_2 = C_p \rho (a - d) S = 23102.04 \text{ W s} / ^\circ\text{K}$$

La topologie du réseau et la courbe de réponse impulsionnelle sont représentés respectivement aux figures A4 et A5.

### Résultats obtenus.

On a obtenu les pôles et zéros de ces deux modèles en utilisant le logiciel "CORNAP" et les courbes de réponses furent obtenues avec le logiciel "FOTR2".

La source de chaleur représente seulement la puissance nécessaire pour amener la température du rouleau à  $300 \text{ } ^\circ\text{C}$  et l'y maintenir. Les courbes réelles de chauffage (régime transitoire et permanent) sont fournies et discutées au chapitre II.

On notera que la différence entre les deux courbes A3 et A5 représentant respectivement la réponse du modèle à 7 et 2 sections est pratiquement inexistante. On pourra donc utiliser le modèle simplifié à deux sections pour les essais futurs.

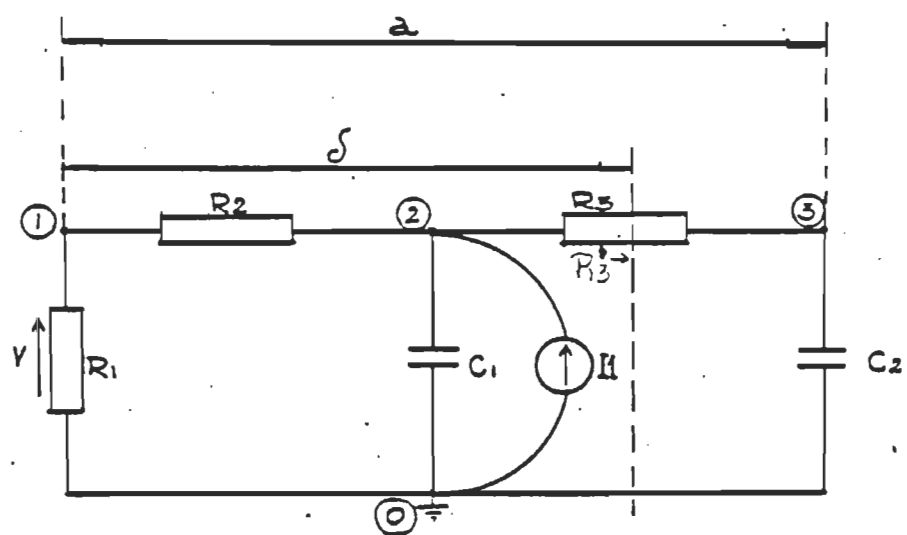


Fig.A4

Simulation avec FOTR2.

La simulation fut rendue possible grâce aux logiciels CORNAP et FOTR2 adaptés spécialement pour notre projet par le professeur André Jacob (Section de génie électrique, Département d'Ingénierie, U.Q.T.R.).

Nous avons étudié la réponse indicielle des deux modèles en prenant pour la valeur de  $I_x$  la valeur moyenne de la puissance fournie à chaque tour du rouleau, soit:

$$P_m = 5230 \text{ W / m}^2$$

Cette puissance d'alimentation est supposée égale, aux pertes totales ( papier, radiation, convection ) à la température de 573 °K (300 °C).

Dans cette hypothèse on s'intéresse à la réponse du réseau soumis à une excitation du type échelon et d'amplitude égale numériquement à  $P_m$ , c'est-à-dire

$$I_x = 5230 u(t)$$

où  $u(t)$  est un échelon unitaire.

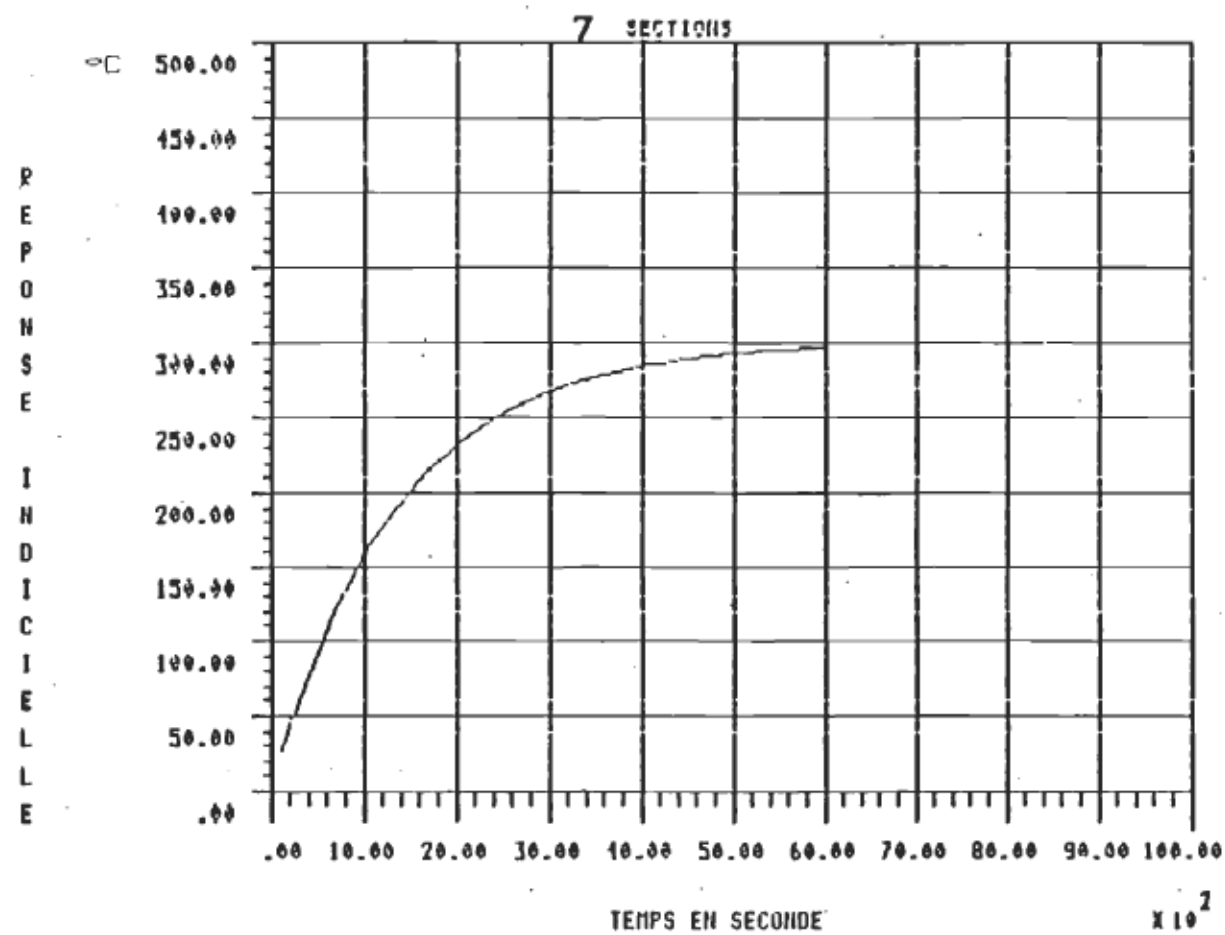


Fig. A3

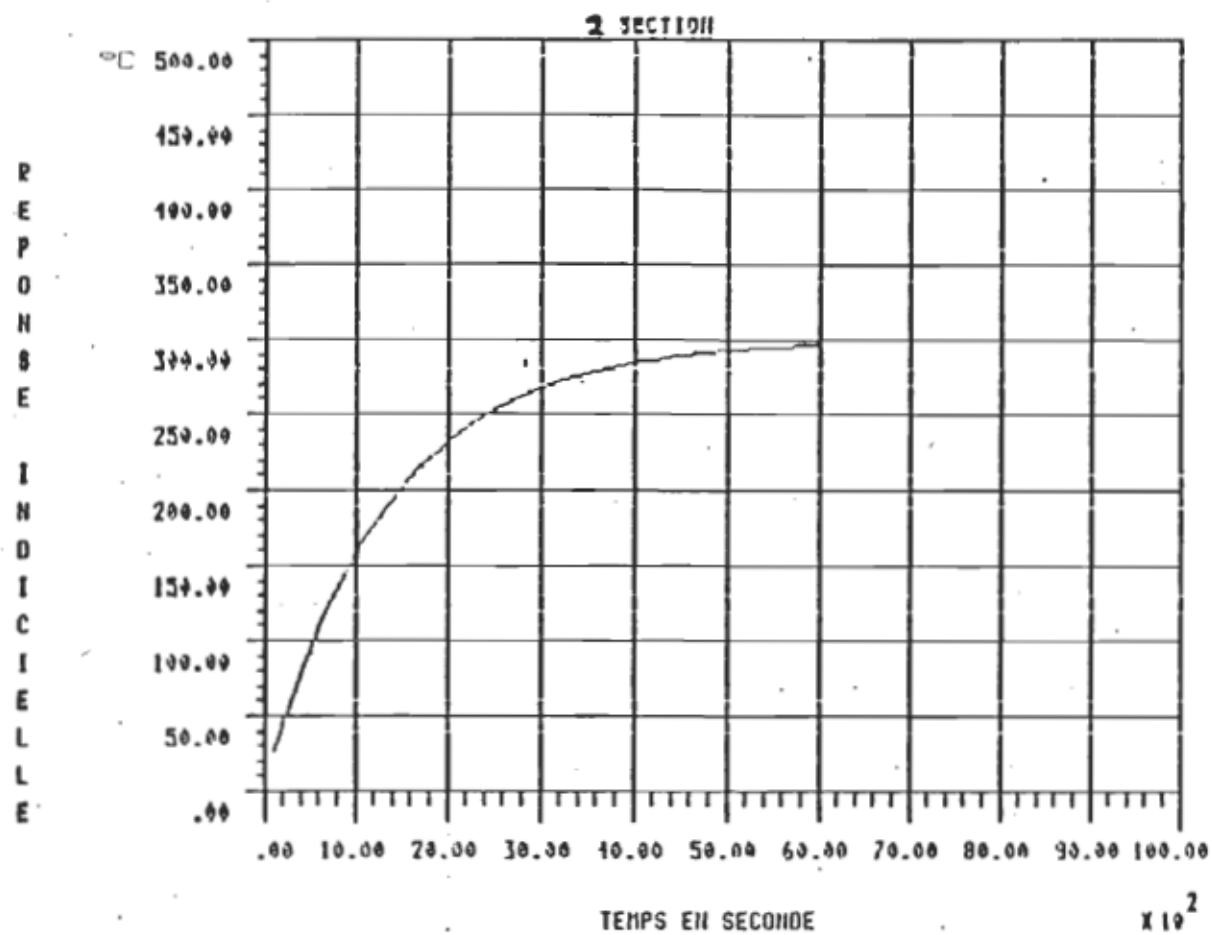


Fig. A5

## Annexe B.

1. Programme Régime transitoire.
2. Programme Régime permanent.
3. Pertes par convection et rayonnement.

### Programme Reg\_transitoire.

Programme qui trace la température de surface d'un rouleau chauffé par une bobine d'induction et refroidi par du papier humide.

La courbe montre uniquement le régime transitoire ( $25^{\circ}\text{C} < T_s < 300^{\circ}\text{C}$ ).

P1 = puissance perdue par convection et rayonnement.  
 P2 = puissance fournie par la bobine de chauffage.  
 P3 = flux entre C1 et C2  
 P4 = puissance transférée au papier (instantanément).

Le rouleau à 24" de diamètre et tourne à 10 tours/sec.

La puissance de chauffage est de 775000 w/m<sup>2</sup> appliquée pendant 2 / 24 x pi fois la période de rotation.

\*\*\*\*\*

Debut:

Dim Temp1(500),T(500)

Rem Valeurs Initiales

C1=391.5

;capacité thermique de la section delta

C2=23102

;capacité thermique du reste du rouleau

R2=0.00020748

;résistance thermique entre C1 et C2

Temp1=25

;valeur initiale de Temp1

Temp2=25

;valeur initiale de Temp2

P3=0

;pas de flux initial entre C1 et C2

Dt=0.1

;Delta T = .1 s

N=0

;compteur de points = 0

I%=0

;indice de variables de sortie = 0

Sigma=5.67e-08

;Cte de Stephan-Boltzmann

Emiss=.5

;émissivité est de .5

Convec=7.2

;coefficient de convection

For T=0 To 500 Step Dt ;boucle qui fait varier T de 0 à 500 sec

Pr1=Sigma\*Emiss\*((Temp1+273)^4-298^4) ;puissance radiation

Pr2=(temp1-25)\*Convec ;puissance perdue par convection

P1=Pr1+Pr2 ;puissance totale perdue

P4=0 ;pas de papier encore

P2=775000\*2/(24\*pi) ;P2 vaut 775000 W/m<sup>2</sup>

If Temp2>300 Then ;si température atteint 300°C alors  
 ;le papier commence à refroidir.

Ici on suppose que toute l'énergie accumulée par C1 et C2 doit retourner au papier pour maintenir la température du rouleau constante.

```

Energie=C1*(Temp1-300)+C2*(Temp2-300)
P4=-Energie/Dt ;puissance prise par le papier
;est transférée pendant .1 s

Endif

P3=(Temp1-Temp2)/R2 ;calcul du flux entre C1 et C2

Temp2=Temp2+P3*Dt/C2 ;La nouvelle température est = à l'an-
;cienne + la contribution de P3 pendant
;un temps delta t

Temp1=Temp1+(-P1+P2-P3+P4)*Dt/C1

If N=10 Then ;si on a 10 points, on stocke
T(I%)=T
Temp(I%)=Temp1
N=0
Inc I%
Endif
N=N+1

Next T

Gosub Disque ;si fini va stocker tout

End

Rem *****
Procedure Disque

Rem routine qui permet de stocker sur disque
Cls ;efface l'écran
Sauve:

Fileselect "\*.dat",B$,A$ ;nom du fichier

If A$="" Then
Goto Fini3
Endif

Open "0",#2,A$ ;ouvre le fichier sur disque

Print #2,"Régime transitoire du rouleau." ;titre du graphique
Print #2,"Temps en seconde." ;titre de axe des X
Print #2,"Temp. Surface C" ;titre de axe des Y
Print #2,500 ;nombre de points
Print #2,1 ;nombre de graphiques

For I%=0 To 499 ;boucle qui stocke les points
Print #2,T(I%)
Print #2,Temp(I%) ;stocke la valeur absolue de Temp
Next I%

Close #2 ;ferme le fichier
Finis3:

Return

```



### Programme Reg\_permanent.

Programme qui trace la température de surface d'un rouleau chauffé par une bobine d'induction et refroidi par du papier humide.

La courbe montre uniquement le régime permanent ( $T_s=300^\circ\text{C}$ ).

P1 = puissance perdue par convection et rayonnement.

P2 = puissance fournie par la bobine de chauffage.

P3 = flux entre C1 et C2

P4 = puissance transférée au papier (instantanément).

Le chauffage est appliqué sur 2" de circonférence à chaque tour.

Le contact avec le papier s'effectue pendant un temps  $dt = .0001$  sec.

Le rouleau à 24" de diamètre et tourne à 10 tours/sec.

La température du rouleau est de  $300^\circ\text{C}$  et la température ambiante de  $25^\circ\text{C}$ .

La puissance de chauffage est de  $775000\text{ w/m}^2$  appliquée pendant  $2 / 24 \times \pi$  fois la période de rotation.

\*\*\*\*\*

Debut:

Dim Temp1(500),T(500)

Rem Valeurs Initiales

$T1=2/(Pi*24*10)$

$P1=(300-25)/0.057$

$C1=391.5$

$C2=23102$

$R2=0.00020748$

Temp1=0

Temp2=0

P3=0

$Dt=0.0001$

Alpt=0

N=0

I%=0

Tot=0

;temps de chauffage par tour

;puissance perdue en ray. et conv.

;capacité thermique de la section delta

;capacité thermique du reste du rouleau

;résistance thermique entre C1 et C2

;valeur initiale de Temp1

;valeur initiale de Temp2

;pas de flux initial entre C1 et C2

;Delta T = .1 ms

;compteur de période = 0 sec

;compteur de points = 0

;indice de variables de sortie = 0

;totalisateur = 0

For T=0 To 0.5 Step Dt

N=N+1

$P1=(275+Vc1)/0.057$

P2=0

P4=0

;boucle qui fait varier T de 0 à .5sec

;par étape de 100 us

;calcul de la puissance perdue

;pas de chauffage encore

;pas de papier encore

If Alpt>=0.1 Then

Alpt=0

Endif

;si fin d'un tour (période de .1sec)

;alors repart le chronomètre de période

```

If Alpt>=0 And Alpt<=T1 Then      ;période de chauffage ?
    P2=775000                      ;oui alors P2 vaut 775000 W/m²
Endif

                                ;Période de refroidissement?
If Alpt>=0.05 And Alpt<0.0501 Then

Ici on suppose que toute l'énergie accumulée par C1 et C2 doit
retourner au papier pour maintenir la température du rouleau
constante.

    Energie=C1*Temp1+C2*Temp2
    P4=-Energie/Dt                 ;puissance prise par le papier
                                    ;est transférée pendant 100 us
Endif
P3=(Temp1-Temp2)/R2                ;calcul du flux entre C1 et C2
Temp2=Temp2+P3*Dt/C2               ;La nouvelle température est = à l'an-
                                    ;cienne + la contribution de P3 pendant
                                    ;un temps delta t

Temp1=Temp1+(-P1+P2-P3+P4)*Dt/C1

Tot=Tot+Temp1                      ;totalise les écarts de température

If N=10 Then                       ;si on a 10 points, on stocke
    T(I%)=T
    Temp(I%)=Temp1
    N=0
    Inc I%
Endif

Alpt=Alpt+Dt                       ;augmente le temps écoulé dans une
                                    ;période de 100 ms
Next T

Moy=Tot / 5000                    ;fait la moyenne des écarts de temp.

Gosub Disque                       ;si fini va stocker tout
End

Rem *****
Procedure Disque
    Rem routine qui permet de stocker sur disque
    Cls                            ;efface l'écran
    Sauve:
    Fileselect "\*.dat",B$,A$      ;nom du fichier

    If A$="" Then
        Goto Fini3
    Endif

    Open "0",#2,A$                 ;ouvre le fichier sur disque

    Print #2,"Température du rouleau." ;titre du graphique

```

```
Print #2,"Temps en seconde."  
Print #2,"Temp. Surface C"  
Print #2,500  
Print #2,1  
  
For I%=0 To 499  
    Print #2,T(I%)  
    Print #2,Temp(I%)+300-Moy  
Next I%  
  
Close #2  
Fini3:  
  
Return
```

Pertes par convection et rayonnement.

Les courbes B1 et B2 représentent respectivement les pertes par convection et rayonnement d'une plaque métallique de 1 pouce carré de surface en fonction de la température. La température ambiante fut supposée de 30°C.

Pour la courbe des pertes par rayonnement, on a fait varier l'émissivité de la surface de 0.5 à 0.9 pour obtenir cette famille de courbes.

L'équation ayant servie à tracer la courbe par rayonnement, est décrite à la section 1.1 équation 4.

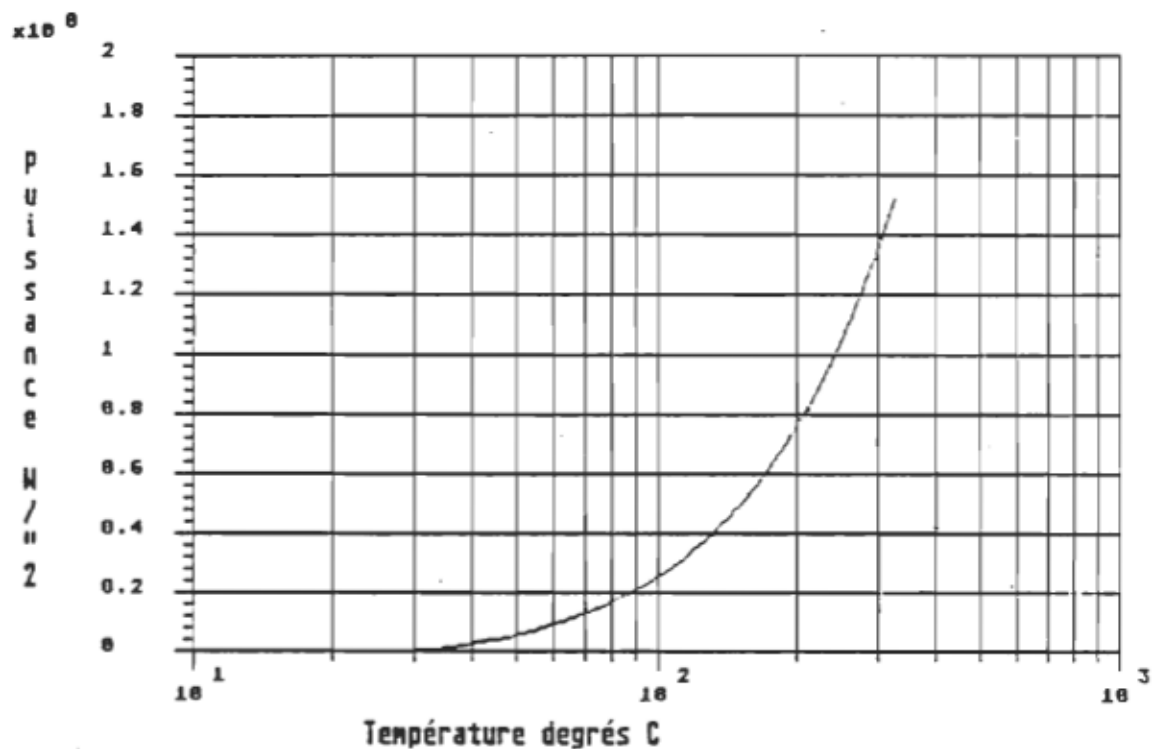
Pour tracer la courbe représentant les pertes par convection, nous avons utilisé l'équation ci-dessous\* qui s'applique dans le cas d'une plaque métallique en position verticale.

$$P = 0.000123 (T - T_A)^{1.25} \text{ Watts / po}^2$$

La constante utilisée dans l'équation 5 de la section 1.1, est dérivée du calcul de la puissance perdue par convection à 300 °C, en utilisant la formule ci-dessus. Nous avons ensuite supposé que la perte par convection était linéaire entre 30 et 300°C pour en tirer la constante de convection.

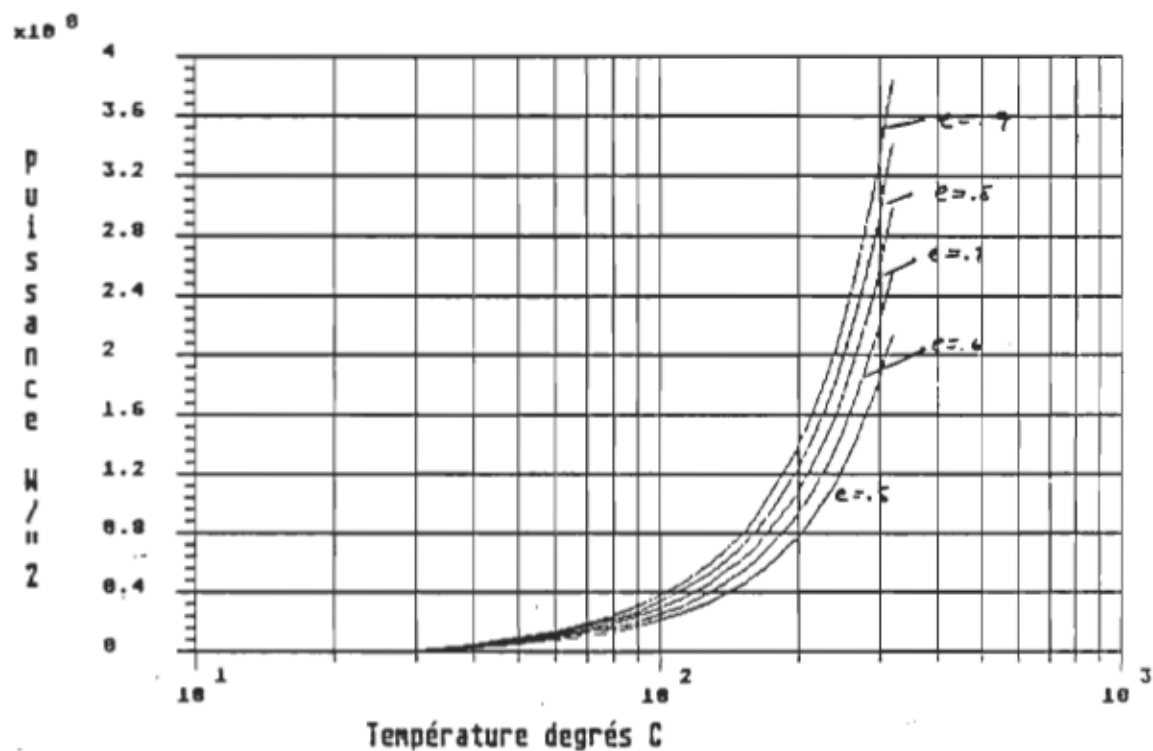
\* *Magnetic Circuits and Transformers*, écrit par un groupe de professeurs du M.I.T. ( John Wiley & Sons, Inc. )

## Puissance perdue en convection



Graphique B1

## Puissance rayonnée vs Temp et Emissivité



Graphique B2

### Annexe C.

1. Description de la sonde magnétique
2. Schéma du Fluxmètre.

Description de la sonde magnétique et étalonnage.

Pour réaliser les mesures de champ magnétique, nous avons construit une sonde magnétique selon le schéma ci-dessous.

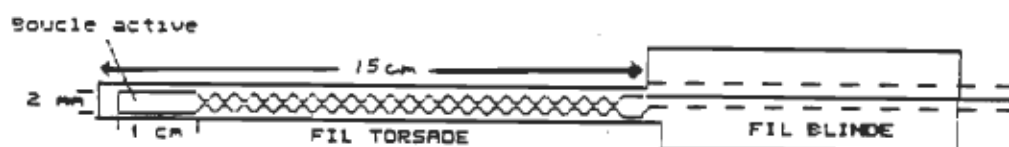


Figure C1 Sonde magnétique utilisée.

Les fils de raccords sont réalisés avec du fil de calibre 34 torsadé finement pour en annuler le courant induit. La partie active de la sonde est une fine boucle de 1 cm de longueur par 2 mm de largeur. Le raccord avec l'appareil de mesure est réalisé avec un fil blindé.

Nous avons ensuite construit un intégrateur pour linéariser la valeur de la tension induite en fonction de la fréquence. Le schéma électrique de cet intégrateur est fourni à la page suivante. L'ajout d'un intégrateur est essentiel, car la tension induite dans une boucle de fil placé dans un champ magnétique sinusoïdal est proportionnelle à la fréquence (Loi de Lenz). La réponse de l'intégrateur étant inversement proportionnelle à la fréquence, on obtient donc une compensation qui linéarise la réponse de la sonde. Un simple réglage du gain permet alors d'obtenir une tension correspondant à la valeur du champ.

### Etalonnage de la sonde.

L'étalonnage de la sonde fut réalisé en utilisant deux bobines de Helmholtz. Ces bobines ont la propriété de créer un champ constant et défini au centre des deux bobines lorsqu'elles sont placées à une distance égale à leur diamètre.

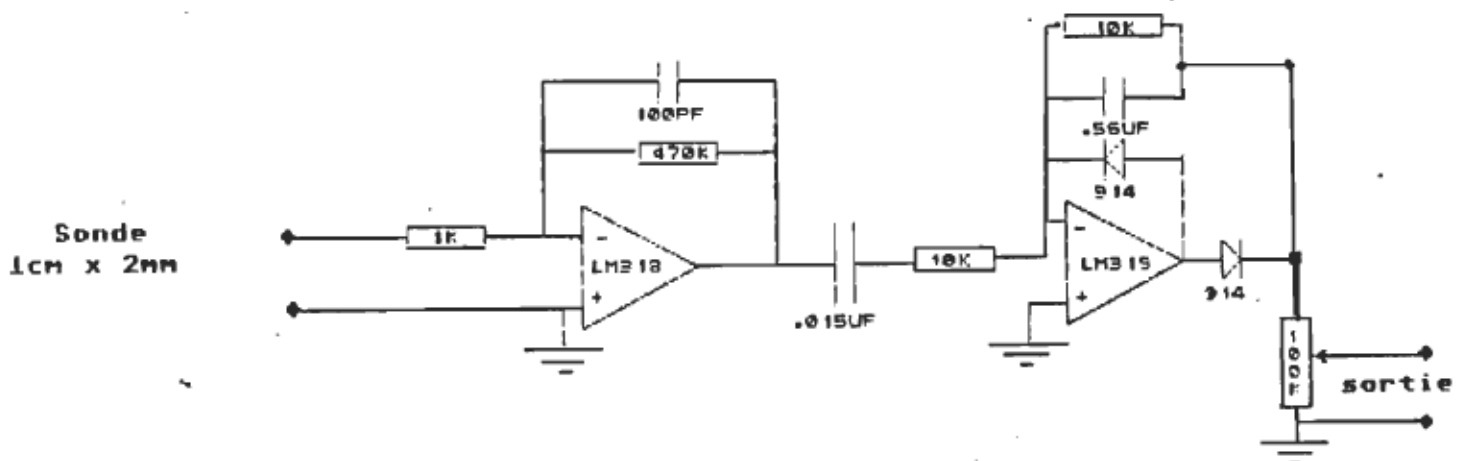
L'expression donnant le champ B est alors:

$$B = n \mu_0 I / 1.397 R$$

où  $n$  est le nombre de tours  
 $\mu_0$  la perméabilité du vide  
 $I$  le courant  
 $R$  le rayon de la bobine

Dans notre cas, les bobines avaient 40 tours et un rayon de 4.8 cm. Nous avons obtenu un champ maximum de 5.4 mT pour un courant de 7.2 A. La tension efficace aux bornes de la sonde était alors de .4mv à 30 kHz. soit 13.5 mT / mV à 30 kHz.

A 25 kHz, cette valeur est de 16.2 mT / mV. Nous avons alors réglé la lecture du fluxmètre à 135 mV pour ce champ à 30 kHz. La lecture du fluxmètre est donc de 1mV par Gauss.





#### Annexe D.

1. Schéma électrique de la source HF.
2. Analyse de la source avec ATOSEC5.

### Mesure du facteur de puissance de la source H.F.

Nous avons réalisé une mesure du facteur de puissance de la source H.F. de 4 kW dans le but de connaître la puissance réelle transférée à la bobine de chauffage.

Pour cette mesure, nous avons utilisé un compteur à demande standard et le wattmètre H.F construit au laboratoire.

La puissance envoyée à la bobine fut maintenue à 2.2 kW pendant une heure et on releva ensuite l'indication du compteur mécanique.

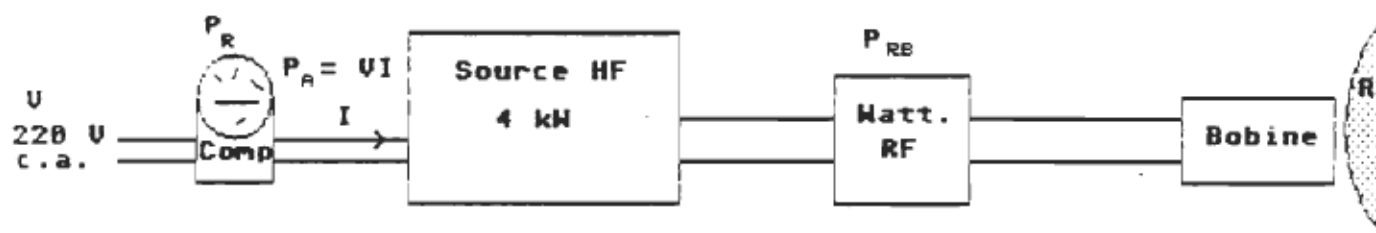
Cette puissance était de 2.41 kW, ce qui nous donne un rendement hors tout de 91 %, +/- erreur sur les deux instruments de mesure. L'erreur sur le wattmètre RF est de +/- 2% tandis que le compteur à demande fut étalonné avec un voltmètre numérique et un ampèremètre numérique à mieux de .5%, en utilisant une charge dissipant 1 kW pendant 4 heures. Le rendement réel de la source se situe donc entre 89 % et 93% .

Toutefois, si l'on mesure la tension efficace et le courant efficace à l'entrée de la source, on trouve alors une puissance apparente ( $P_A$ ) de 2808 VA. Le facteur de puissance de la source ( $P_R / P_A$ ) est donc de .858 capacitif, car on utilise un pont redresseur avec filtre capacitif à l'entrée.

L'indication de l'ampèremètre incorporé à la source n'est donc pas suffisante pour déterminer la puissance fournie à la source. On devra corriger cette dernière par plus de 16%.

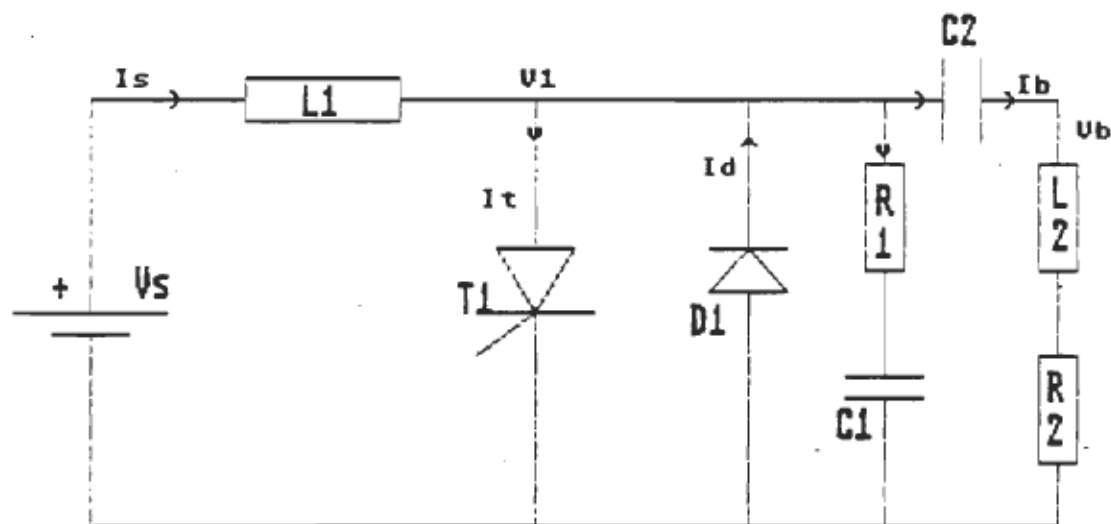
Cela signifie que pour obtenir une puissance réelle à l'entrée de la source de 4 kW, on devra ajuster la puissance apparente à l'entrée de la source à plus de 4640 W.

La puissance réelle transférée à la bobine ( $P_{RB}$ ) en tenant compte du rendement de la source sera alors de 3650 W +/- 80 W.



Mesure du facteur de puissance et du rendement.

### Schéma de la source H.F.



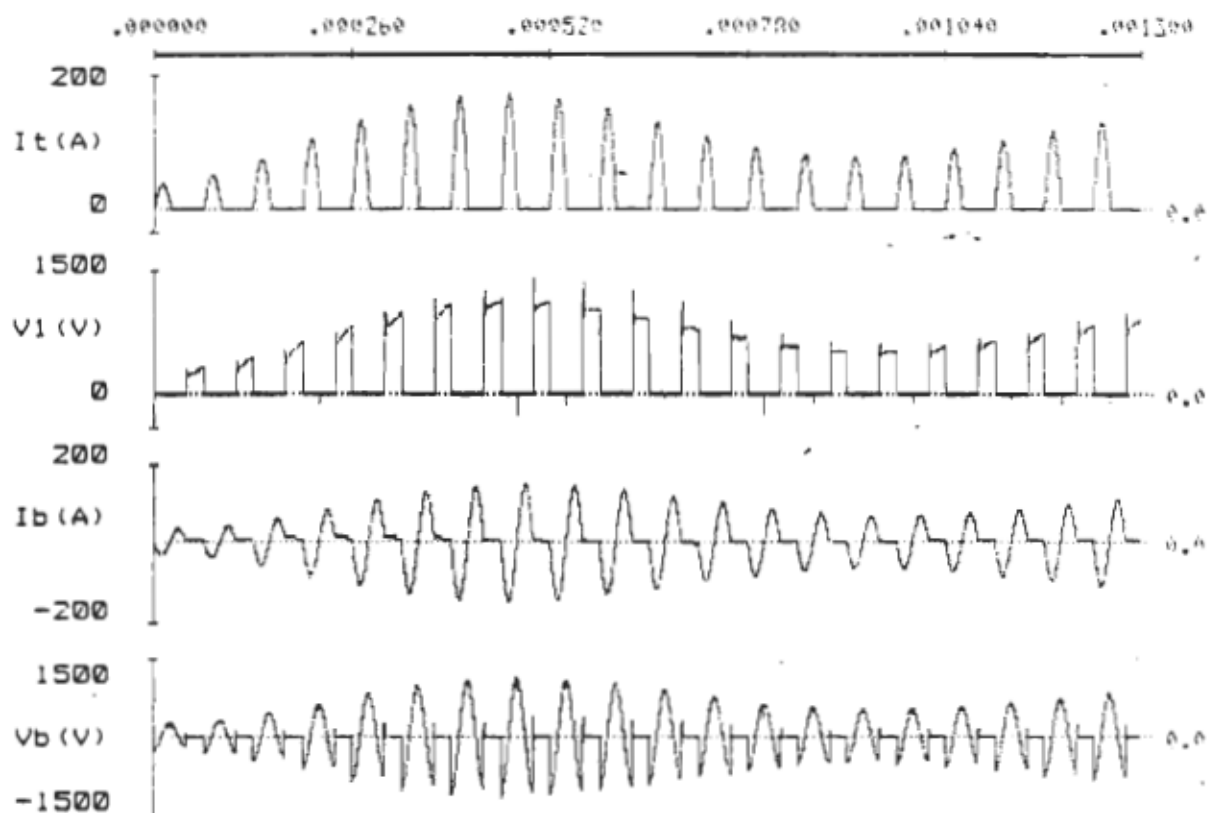
$V_s = 250 \text{ Volts}$   
 $L_1 = 2.5 \text{ mH}$   
 $C_2 = 1 \text{ uF}$   
 $L_2 = 47 \text{ uH}$   
 $R_2 = 0.2 \text{ ohms}$   
 $C_1 = .001 \text{ uF}$   
 $R_1 = 75 \text{ ohms}$   
 $T_1 = \text{Thyristor asymétrique}$   
 $D_1 = \text{diode de récupération}$

### Analyse de la source H.F.

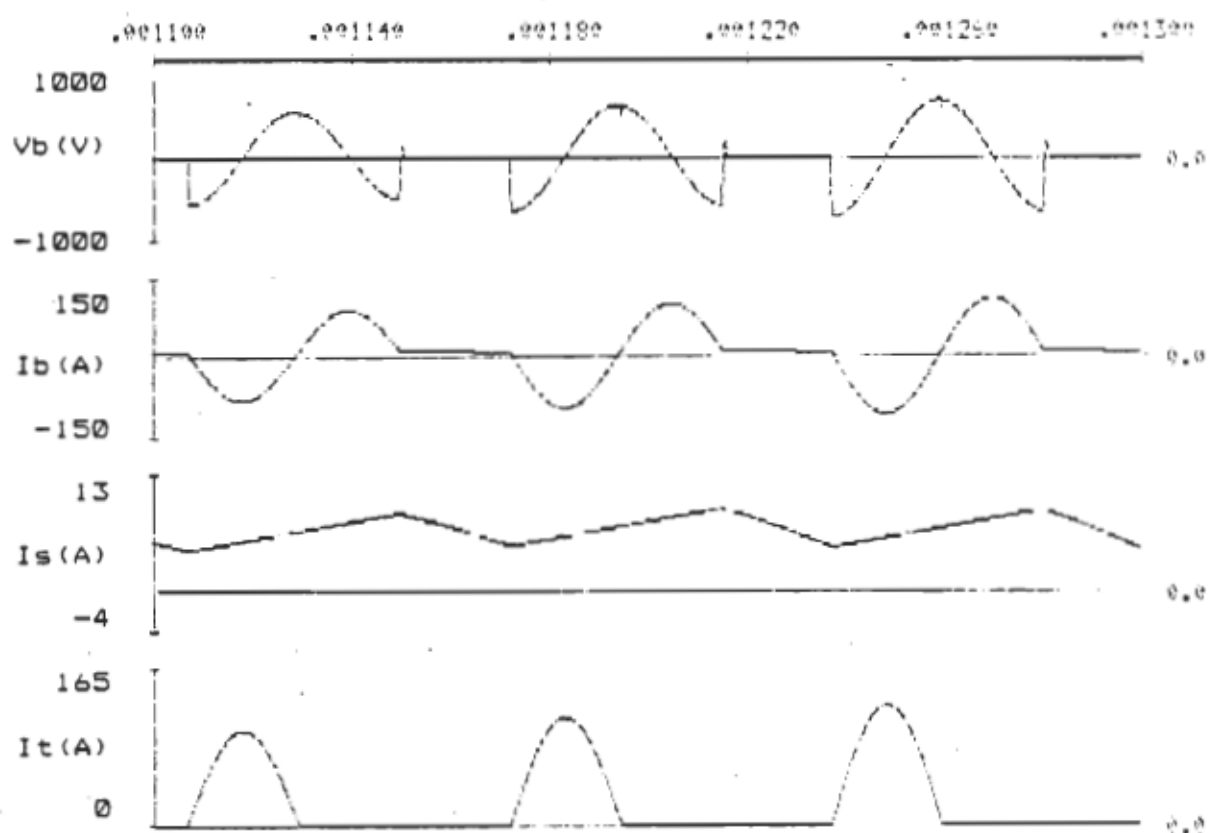
Les courbes présentées dans les pages suivantes ont été réalisées à l'aide du logiciel AT0SEC 5.

Nous tenons à remercier particulièrement le professeur Rajagopalan pour son aide indispensable.

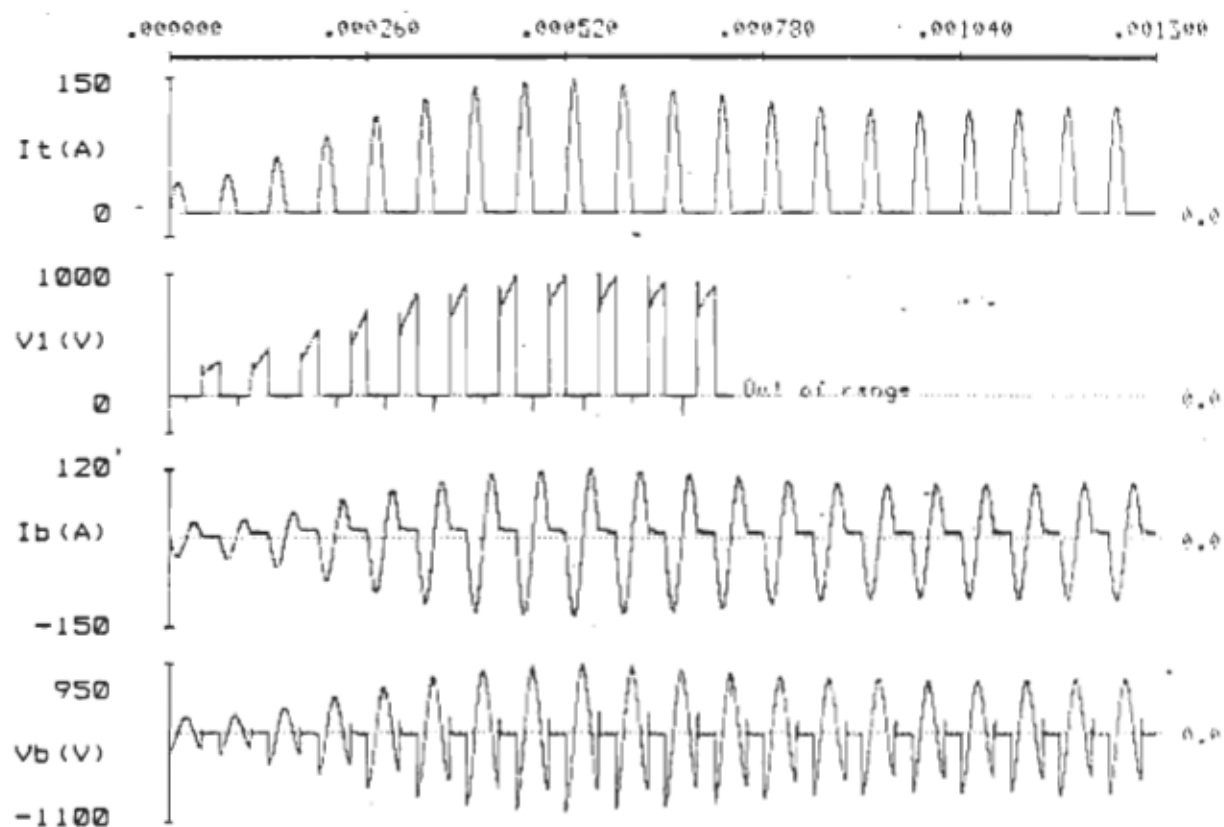
Temps (sec), régime transitoire pour  $R2 = .05 \text{ ohm}$



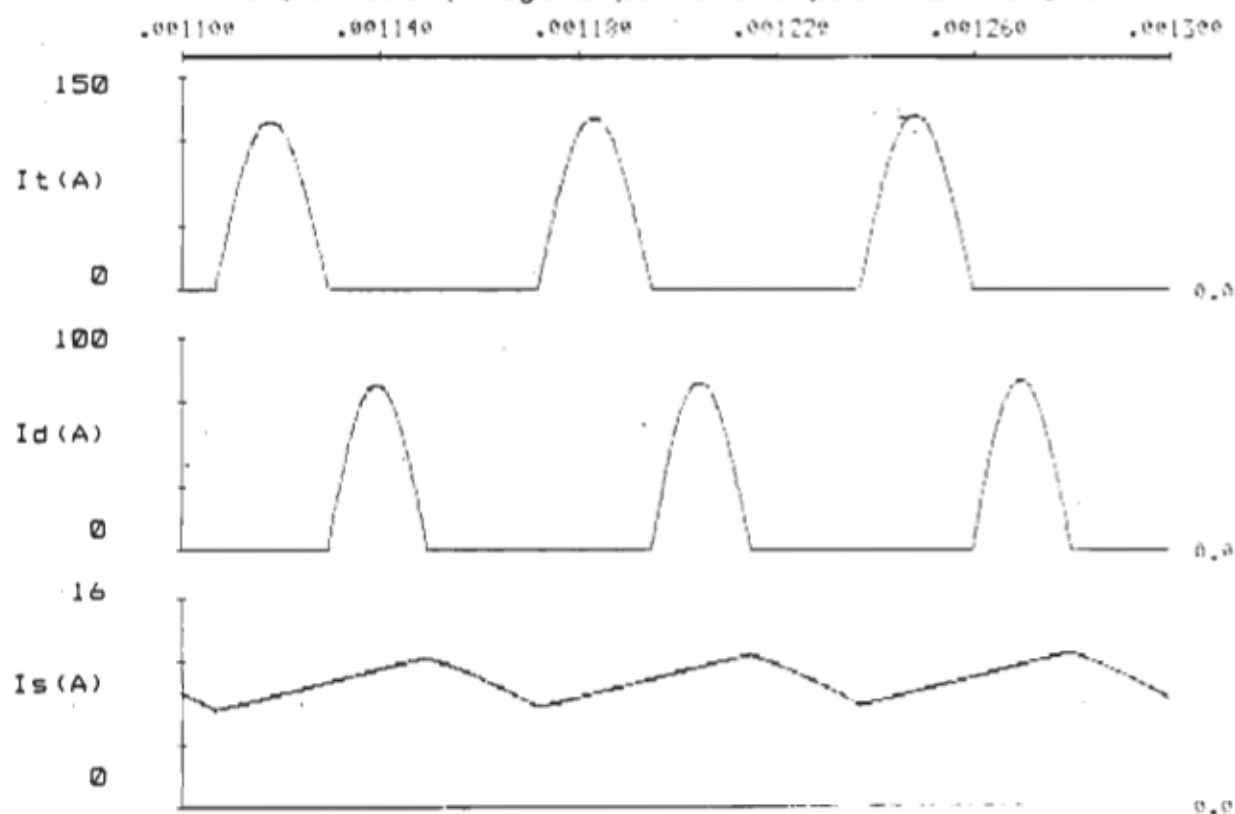
Temps (sec), régime permanent pour  $R2 = .05 \text{ ohm}$



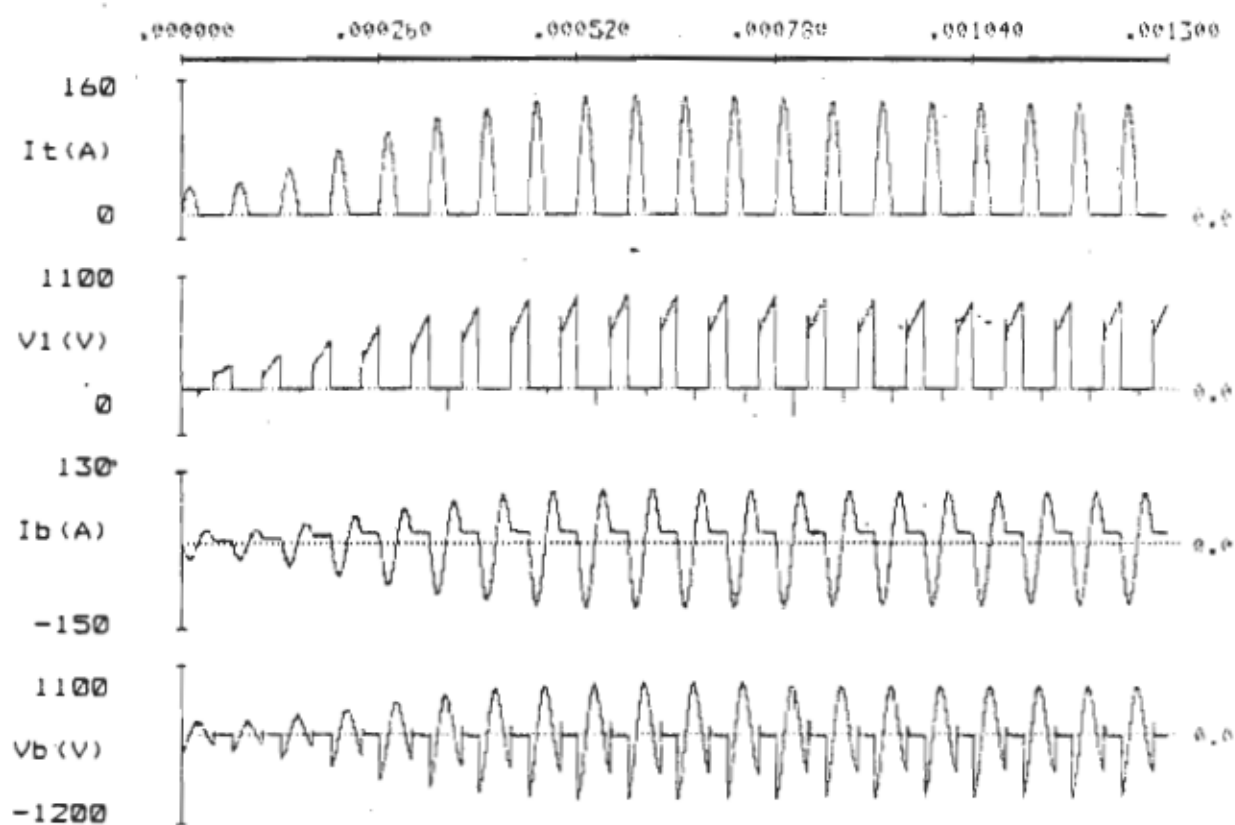
Temps (sec), régime transitoire pour  $R2 = 0.5 \text{ ohm}$



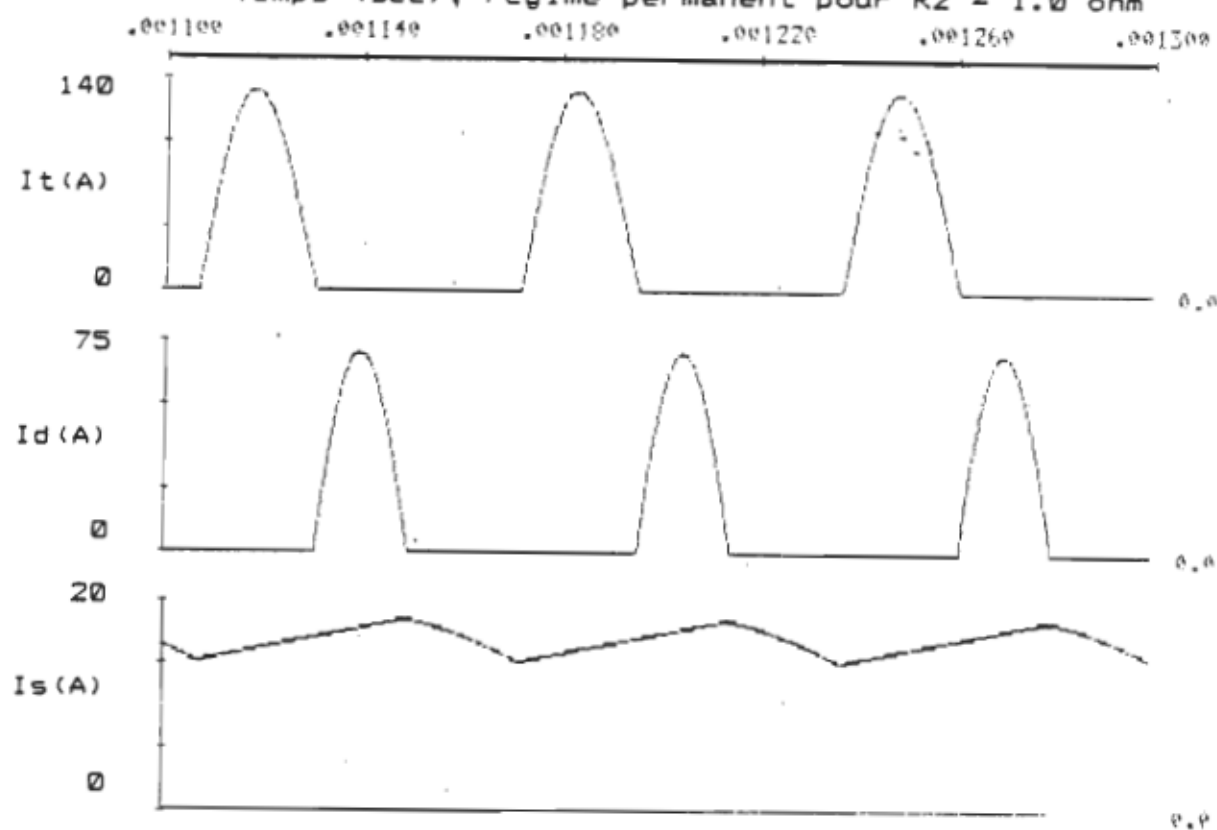
Temps (sec), régime permanent pour  $R2 = 0.5 \text{ ohm}$



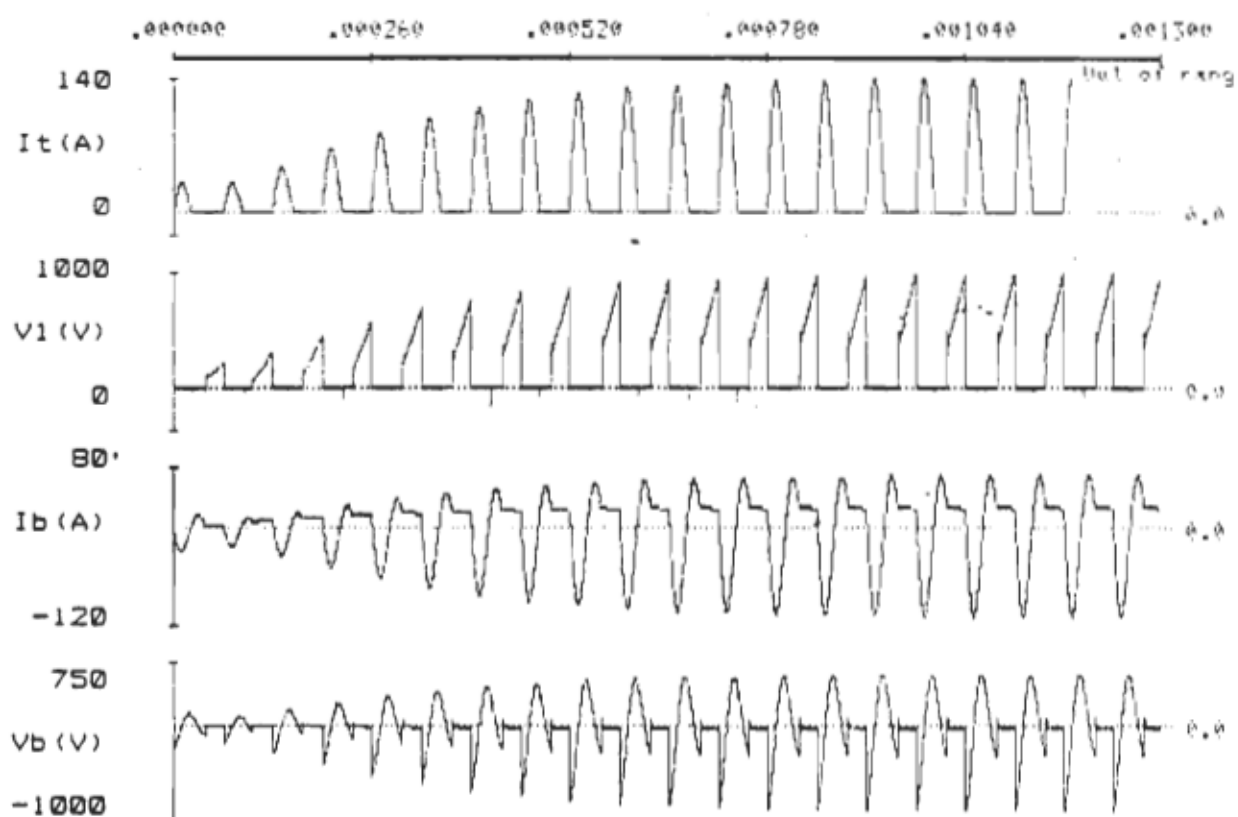
Temps (sec), régime transitoire pour  $R2 = 1.0 \text{ ohm}$



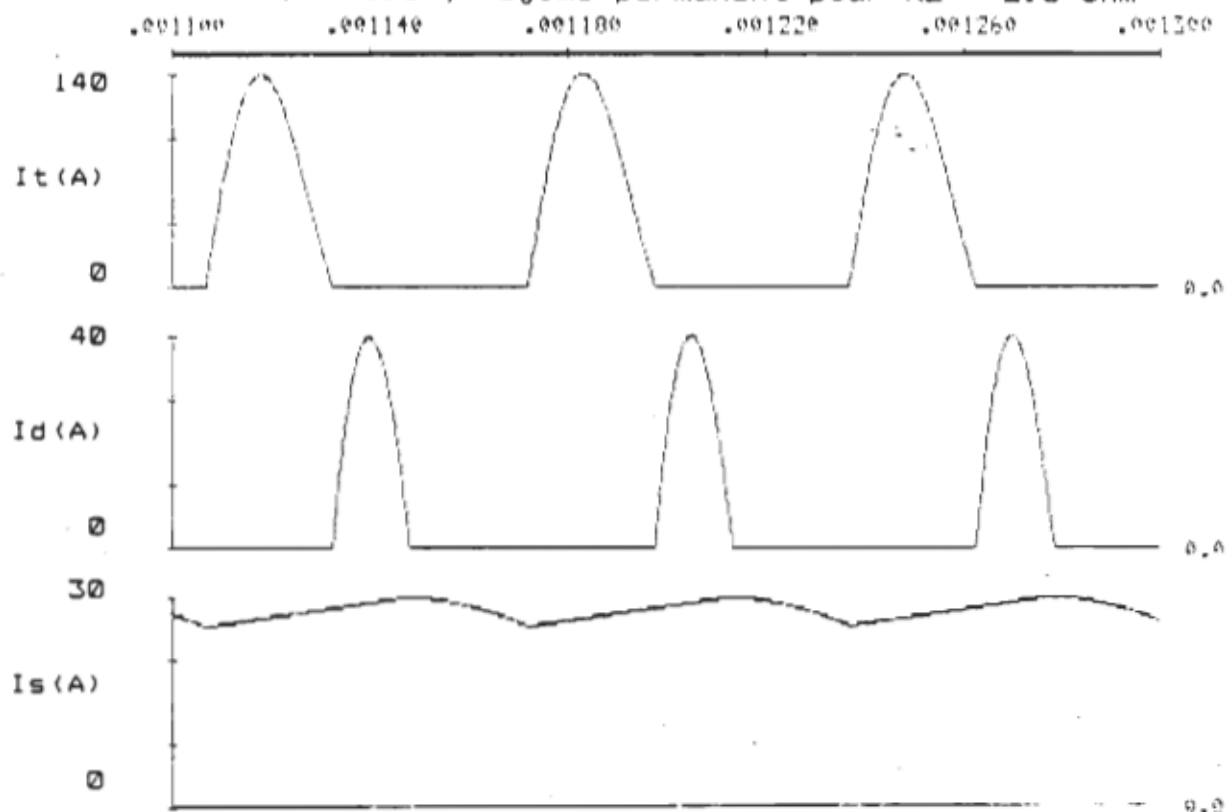
Temps (sec), régime permanent pour  $R2 = 1.0 \text{ ohm}$



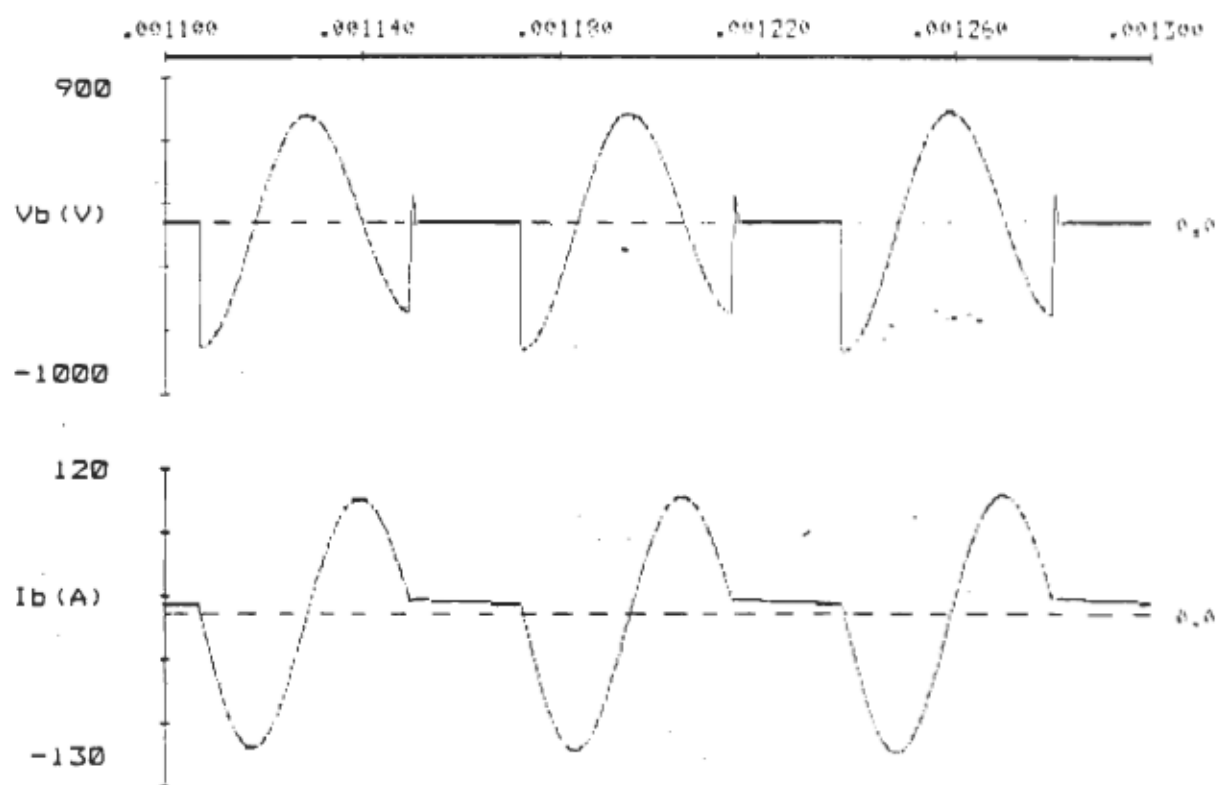
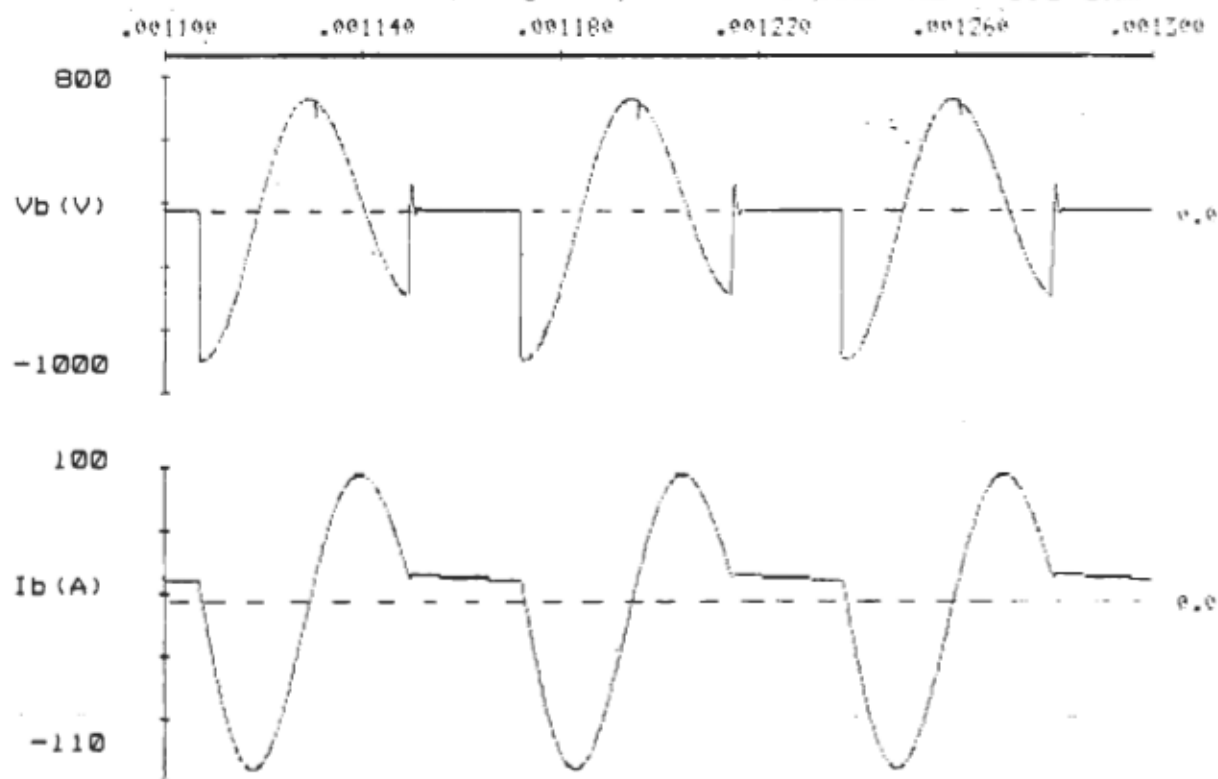
Temps (sec), régime transitoire pour  $R2 = 2.0$  ohm

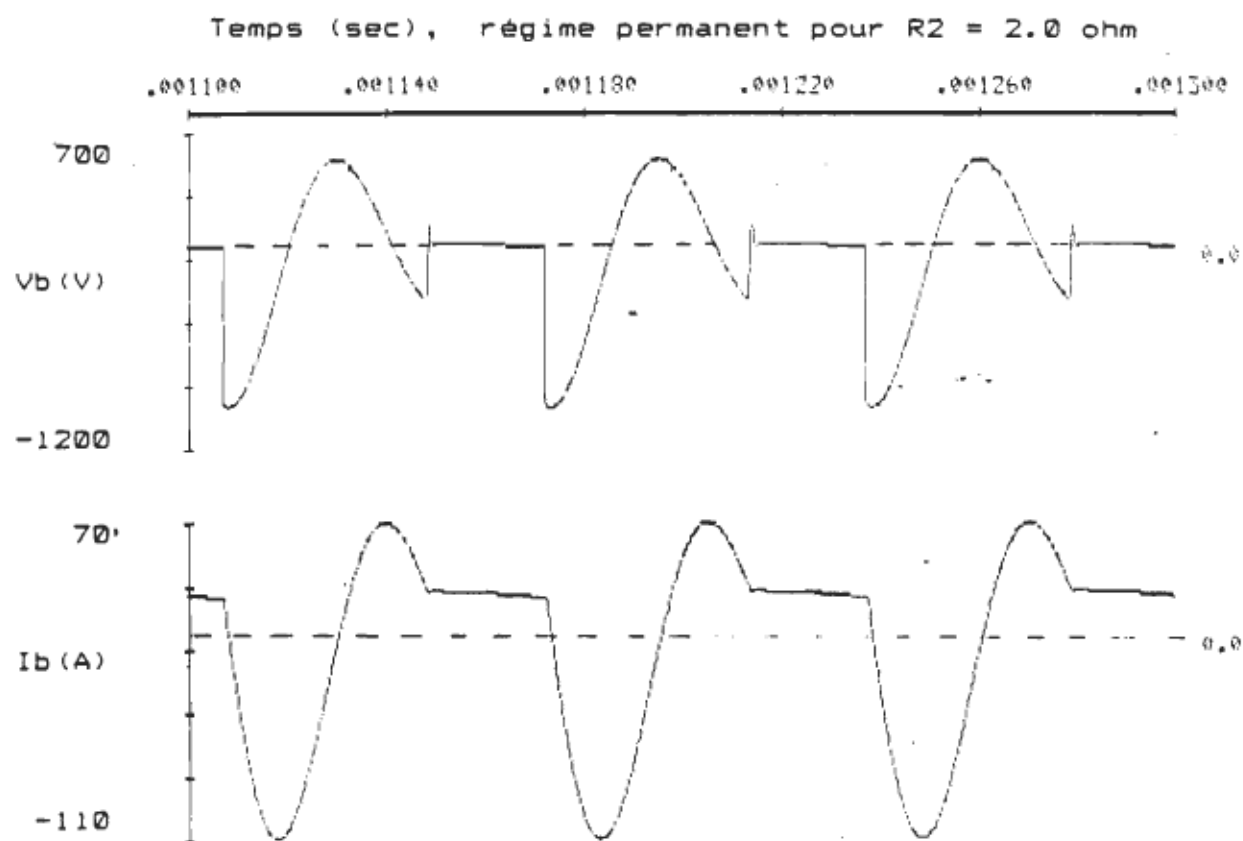


Temps (sec), régime permanent pour  $R2 = 2.0$  ohm





Temps (sec), régime permanent pour  $R2 = 0.5 \text{ ohm}$ Temps (sec), régime permanent pour  $R2 = 1.0 \text{ ohm}$ 



## Annexe E.

### 1. Programme Champ magnétique.

### Programme Cha\_Mag.

Programme qui trace la magnitude et l'orientation du champ magnétique pour une matrice de points de 25 x 25.

Pour ATARI 1040 St

Ecrit en GFA Basic

```
*****
DEBUT

Entête:                ;affiche l'entête de U.Q.T.R
Resol=Xbios(4)
Xscale=1
Yscale=1
If Resol=0 Then
  Xscale=0.5
Endif
If Resol=2 Then
  Yscale=2
Endif
Cls
Rem cadre
For I%=1 To 3
  K=(I%-1)*2
  X1=(9+K*3)*Xscale
  Y1=(3+K)*Yscale
  X2=(630-3*K)*Xscale
  Y2=(196-K)*Yscale
  Box X1,Y1,X2,Y2
Next I%
Rem titre du programme
Deftext 1,1,0,32
Ts="C H A M A G"
X1=250*Xscale
Y1=100*Yscale
Text X1,Y1,Ts
Rem dessin de uq
If Resol<2 Then
  Color 3
Endif
Xpos=50*Xscale
Ypos=180*Yscale
Ich=2
Np=(10*Ich)*Xscale
Npy=(6*Ich)*Yscale
Dx1=1.2*Np
Dxp=0.2*Np
Dxq=1.1*Np
Dyq=Npy/2
Rem
```

```

For I%=1 To Np
  Xk=I%-1
  X1=Xpos+Xk
  Y1=Ypos
  X2=X1+Dxp
  Y2=Y1-Npy
  Draw X1,Y1 To X2,Y2
  X1=X1+Dx1
  X2=X2+Dx1
  Draw X1,Y1 To X2,Y2
  X1=X1+Dxq
  Y1=Y1+Dyq
  X2=X2+Dx1
  Draw X1,Y1 To X2,Y2
Next I%
Rem
Deftext 1,0,0,6
If Resol=0 Then
  Deftext 1,1,0,4
Endif
X1=165*Xscale
Y1=174*Yscale
Text X1,Y1,"université du québec à Trois-Rivières"
Y1=184*Yscale
Text X1,Y1,"Département d'ingénierie - Section génie électrique"
Attente:
While Mousek=0
Wend
If Resol=0 Then
  end
Endif

Rem Programme qui calcule le champ magnétique d'une matrice de
Rem 25 x 25
Debut1:

Dim Ui%(26,26),Ur(26,26)

Debuta:
For I%=0 To 26      ;vide les matrices
  For J%=0 To 26
    Ur(I%,J%)=0      ;Valeur du point

    Ui%(I%,J%)=0      ;attribut du point
  Next J%
Next I%

Gosub Grille        ;trace la grille

Gosub Remplii1      ;entre les données avec la souris

Gosub I_integrale    ;encadre la zone que l'on veut intégrer

```

```

Cls                                ;efface l'écran

Print "Patience S.V.P"           ;effectue les calculs

Print At(1,2);"nombre d'itérations:" ;imprime le nombre
d'itérations nécessaires pour converger à .5% de précision.

Rem calcul du champ
Flag%=0
Ite%=1
Conver=Conver/100
While Flag%=1 Or Ite%<10
  Flag%=0
  For Y%=1 To 25
    For X%=1 To 25
      If Ui%(X%,Y%)=0 Then
        N%=4
        If Ui%(X%-1,Y%)=2 Then      ;si conducteur alors ne le
          Sub N%,1                  ;calcule pas
        Endif
        If Ui%(X%+1,Y%)=2 Then
          Sub N%,1
        Endif
        If Ui%(X%,Y%-1)=2 Then
          Sub N%,1
        Endif
        If Ui%(X%,Y%+1)=2 Then
          Sub N%,1
        Endif
        If N%=0 Then
          Goto Cont1
        Endif
        Tempo=(Ur(X%-1,Y%)+Ur(X%+1,Y%)+Ur(X%,Y%-1)+Ur(X%,Y%+1))/N%

        If Abs(Tempo-Ur(X%,Y%))>Conver Then
          Flag%=1                  ;si erreur > .5% alors met le flag
        Endif
        Ur(X%,Y%)=Tempo
        Ur(0,Y%)=Ur(1,Y%)
        Ur(26,Y%)=Ur(25,Y%)
      Endif
    Cont1:
  Next X%
  Cont2:
Next Y%

For T%=0 To 26                    ;impose une valeur aux points frontières
  Ur(T%,0)=Ur(T%,1)
  Ur(T%,26)=Ur(T%,25)
Next T%

```

```

    Ite%=Ite%+1
    Print At(1,3);Ite%
Wend

Imprim:           ;imprime les valeurs dans la grille
Gosub Grille
Deftext 1,0,0,4
For J%=0 To 24
    For I%=0 To 24
        B$=Left$(Str$(Trunc(Ur(I%+1,J%+1))),4)
        Text I%*21+2,J%*15+12,0,B$
    Next I%
Next J%

Attend:           ;attend que l'on clique la souris
If Mousek=0 Then
    Goto Attend
Endif

Rem trace les lignes de flux
Cls
Som_x=0
Som_y=0
For J%=1 To 25
    For I%=1 To 25
        If Ui%(I%,J%)=0 Then
            Gosub Trou_dir
        Else
            If Ui%(I%,J%)=2 Then
                Deffill 1,3,1
            Else
                Deffill 1,2,7
            Endif
            Pbox (I%-1)*21,(J%-1)*15,(I%-1)*21+21,(J%-1)*15+15
        Endif
    Next I%
Next J%

Box Co_supx,Co_supy,Co_infx,Co_infy           ;trace limites intégration
Print At(1,24);"Intégrale de la zone encadrée: ";Sqr(Som_x*Som_x+Som_y*Som_y)
While Mousek=0
Wend
Cls

Input "Autre essai (O ou N)";A$
If A$="O" Or A$="o" Then
    Goto Debuta
Endif

End           ;fin du programme

```

# Procedure Trou\_dir

Rem trouve la direction et l'intensité du gradient

If Ui%(I%-1,J%-1)=2 Then

X1=0

Y1=0

Else

X1=0.707\*(Ur(I%-1,J%-1)-Ur(I%,J%))

Y1=X1

Endif

If Ui%(I%-1,J%+1)=2 Then

X3=0

Y3=0

Else

X3=0.707\*(Ur(I%-1,J%+1)-Ur(I%,J%))

Y3=-X3

Endif

If Ui%(I%-1,J%)=2 Then

X2=0

Else

X2=Ur(I%-1,J%)-Ur(I%,J%)

Endif

If Ui%(I%,J%-1)=2 Then

Y4=0

Else

Y4=Ur(I%,J%-1)-Ur(I%,J%)

Endif

If Ui%(I%+1,J%-1)=2 Then

X6=0

Y6=0

Else

X6=0.707\*(Ur(I%,J%)-Ur(I%+1,J%-1))

Y6=-X6

Endif

If Ui%(I%,J%+1)=2 Then

Y5=0

Else

Y5=Ur(I%,J%)-Ur(I%,J%+1)

Endif

If Ui%(I%+1,J%+1)=2 Then

X8=0

Y8=0

Else

X8=0.707\*(Ur(I%,J%)-Ur(I%+1,J%+1))

Y8=X8

Endif

If Ui%(I%+1,J%)=2 Then

X7=0

Else

X7=Ur(I%,J%)-Ur(I%+1,J%)

Endif



```

X=(X1+X2+X3+X6+X7+X8)/20
Y=(Y1+Y3+Y4+Y5+Y6+Y8)/30
If I%>=Xi1 And I%<=Xi2 And J%>=Yi1 And J%<=Yi2 Then
    Som_x=Som_x+Abs(X*20)
    Som_y=Som_y+Abs(Y*30)
Endif

If Abs(X)<0.5 Then
    X=0
Endif

If Abs(Y)<0.5 Then
    Y=0
Endif

If X=0 And Y=0 Then
    Goto Fini2
Endif

Line (I%-1)*21+11-X,(J%-1)*15+8-Y,(I%-1)*21+11+X,(J%-1)*15+8+Y
Fini2:
Return

```

```

Procedure Grille
    Cls

```

```

    For J%=0 To 375 Step 15
        Line 0,J%,524,J%
    Next J%

```

```

    For I%=0 To 525 Step 21
        Line I%,0,I%,374
    Next I%

```

```

Return

```

```

Rem *****

```

```

Procedure Remplir ;entre les données

```

```

    Conver=0

```

```

    Entr_tens:

```

```

    Print At(1,24);

```

```

    Input "Entrez la tension et tapez return.: ";Tens$

```

```

    If Tens$="" Then

```

```

        Goto Finir

```

```

    Else

```

```

        If Tens$="C" Or Tens$="c" Then

```

```

            Tens=0

```

```

            Carac=2

```

```

Else
  Tens=Val(Tens$)
  If Abs(Tens)>Conver Then
    Conver=Abs(Tens)
  Endif
  Carac=1
Endif
Endif
Deffill 1
Permeab:

Mouse X,Y,K

If K=0 Then
  Goto Permeab
Endif

If K=1 Then
  If Carac=2 Then
    Deffill 1,3,1
  Else
    Deffill 1,2,7
  Endif
  I%=X/21
  J%=Y/15
  Ur(I%+1,J%+1)=Tens
  Ui(I%+1,J%+1)=Carac
  Pbox I%*21,J%*15,I%*21+21,J%*15+15
  Goto Permeab
Endif

Goto Entr_tens
Finil:
Return

Rem *****

Procedure I_integrale

Print At(1,24);"Encadrez la zone d'intégration du flux."
Defline 3
Color 1
Graphmode 3
K=0

While K=0
  Mouse X,Y,K
Wend

Xi1=X
Yi1=Y

```

```

While K=1
  Color 1
  Mouse X,Y,K
  Box X11,Y11,X,Y
  Color 0
  Box X11,Y11,X,Y
Wend

Color 1
Graphmode 1
Defline 1
Box X11,Y11,X,Y
Co_supx=X11
Co_infx=X
Co_supy=Y11
Co_infy=Y
X11=Int((X11/21)+1)
Y11=Int((Y11/15)+1)
X12=Int((X/21)+1)
Y12=Int((Y/15)+1)

While Mousek=0 Or Mousek=1
Wend

Return

```

## Annexe F.

1. Schéma du FP-mètre.
2. Schéma du wattmètre.
3. Schéma du calorimètre

FP-mètre.

Dans le but de mesurer la résistance équivalente du modèle série d'un inducteur, nous avons construit un appareil portatif servant à déterminer le facteur de perte de différents matériaux.

Le principe de fonctionnement de cet appareil réside sur le fait que le courant dans un circuit résonant L-R-C ne dépend essentiellement que de la résistance R. Nous avons donc réalisé un oscillateur en utilisant un transistor 2N2222A et un circuit résonant R-L-C dont la fréquence d'opération fut réglée à 25 kHz.

La bobine fut montée sur un noyau de ferrite en "U" sur laquelle on bobina 60 tours de fil au primaire et 2 tours servant à la contre-réaction positive. Le courant circulant dans le collecteur du transistor constitue donc une mesure de la résistance du circuit R-L-C. En annulant le courant parasite initial à l'aide d'un potentiomètre, on peut donc mesurer l'augmentation du courant causée par la proximité d'une plaque de métal aux bouts des pôles.

La lecture ainsi obtenue nous donne une valeur relative de la résistivité apparente du métal fermant les pôles de la ferrite.

Le tableau et le graphique fournis à la page suivante, nous montre la correspondance obtenue entre des mesures réalisées au wattmètre RF et le FP-mètre.

Cet instrument est surtout utile pour mesurer en usine les caractéristiques approximatives d'une surface inconnue.

Tension de la source= 60 V c.a.

Puissance mesurée à vide: 5 watts.

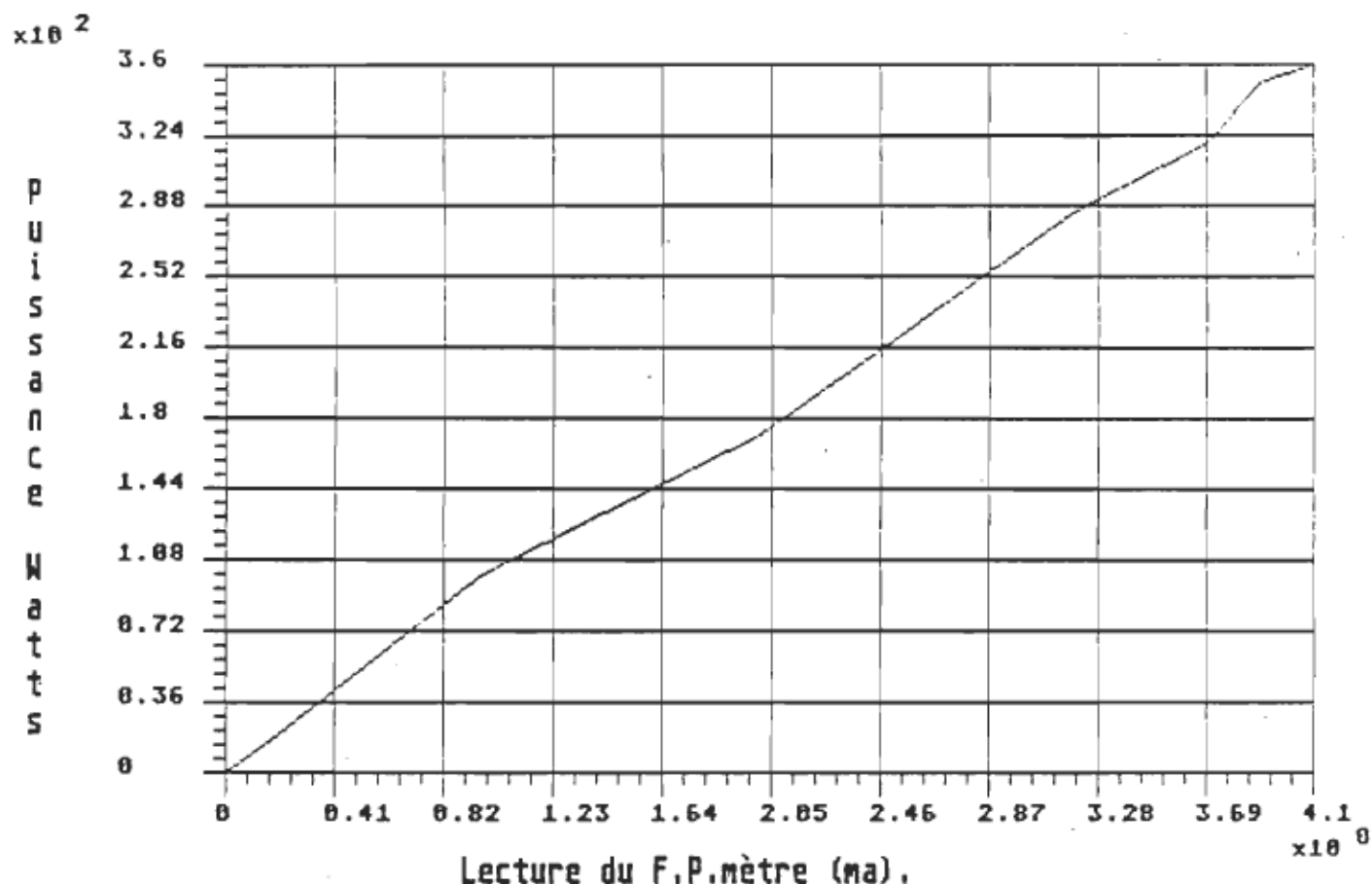
Puissance corrigée = Puissance mesurée- 5 watts

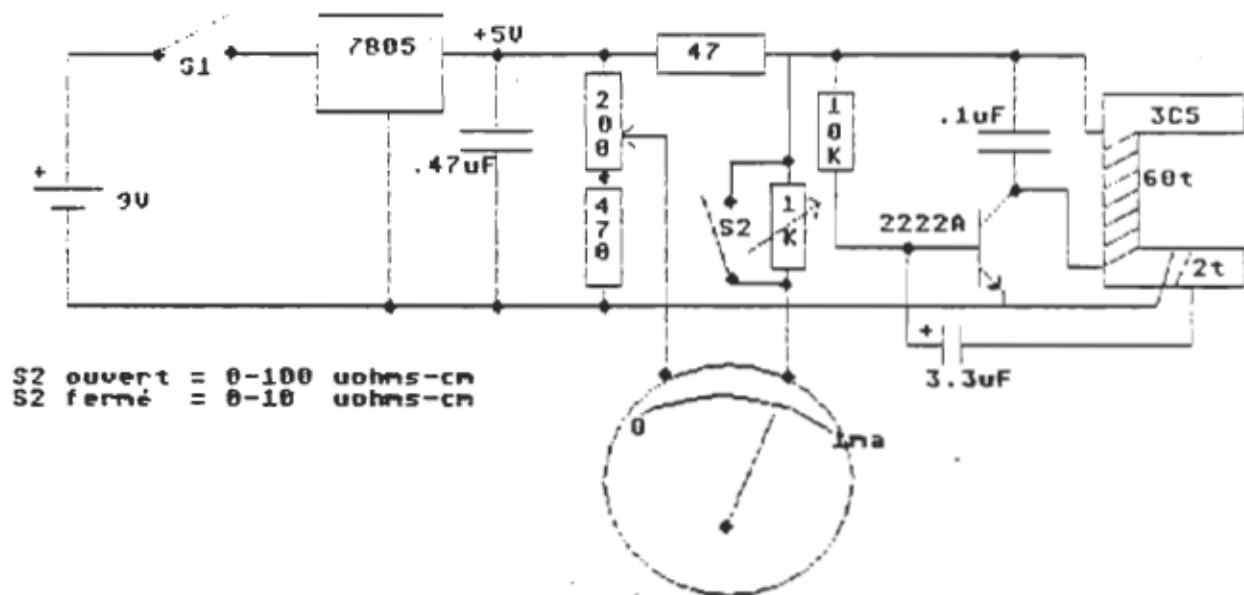
Lecture du F.P mètre est en ma.

Matériau	Puissance corrigée(W)	Epaisseur(mm)	F.P.(ma)
Cuivre	16	3.17	.18
Cuivre	100	.1	.305
Aluminium	29	3.17	.97
Aluminium	170 *	.05	2.0
Acier galv.	285	.158	3.2
Fer doux	320	.158	3.7
Acier commun	350	.158	3.9
Fonte	360	6.34	4.1

\* Ce feuillard d'aluminium s'est vaporisé en quelques secondes.

Puissance lue au wattmètre vs F.Perte





Mesure de la résistivité apparente de métaux par induction électromagnétique.

Rémy Simard, ing.

24 janvier 1988

## INSTRUCTIONS POUR LE WATTMETRE NUMERIQUE.

### DESCRIPTION.

Le Wattmètre WT-01 a été réalisé pour la mesure de puissance pouvant atteindre 40 KW dans une gamme de fréquence allant du continu à 100 KHz.

Il utilise un multiplicateur analogique du type AD-534 de la compagnie ANALOG DEVICES .

La tension d'entrée peut atteindre 1200V crête et le courant 120A crête. La puissance maximale ne doit pas dépasser 40 KW.

L'affichage utilisée est un voltmètre numérique MICRONTA vendu par la chaîne Radio-Shack. (22-188)

### Spécifications. (après stabilisation thermique de 1 minute.)

Tension: tension maximale de 1200V crête, 800V eff.

Courant: courant maximal 120A crête, 50A eff.

Puissance: Maximum 40 KW

Résistance d'entrée bornes tension: 20 Mohms

Capacité d'entrée aux bornes tension: 10 pF

Résistance série bornes courant: <.002 ohm

Précision: mieux de 2% de 0-50 kHz

mieux de 4% de 50-100 kHz

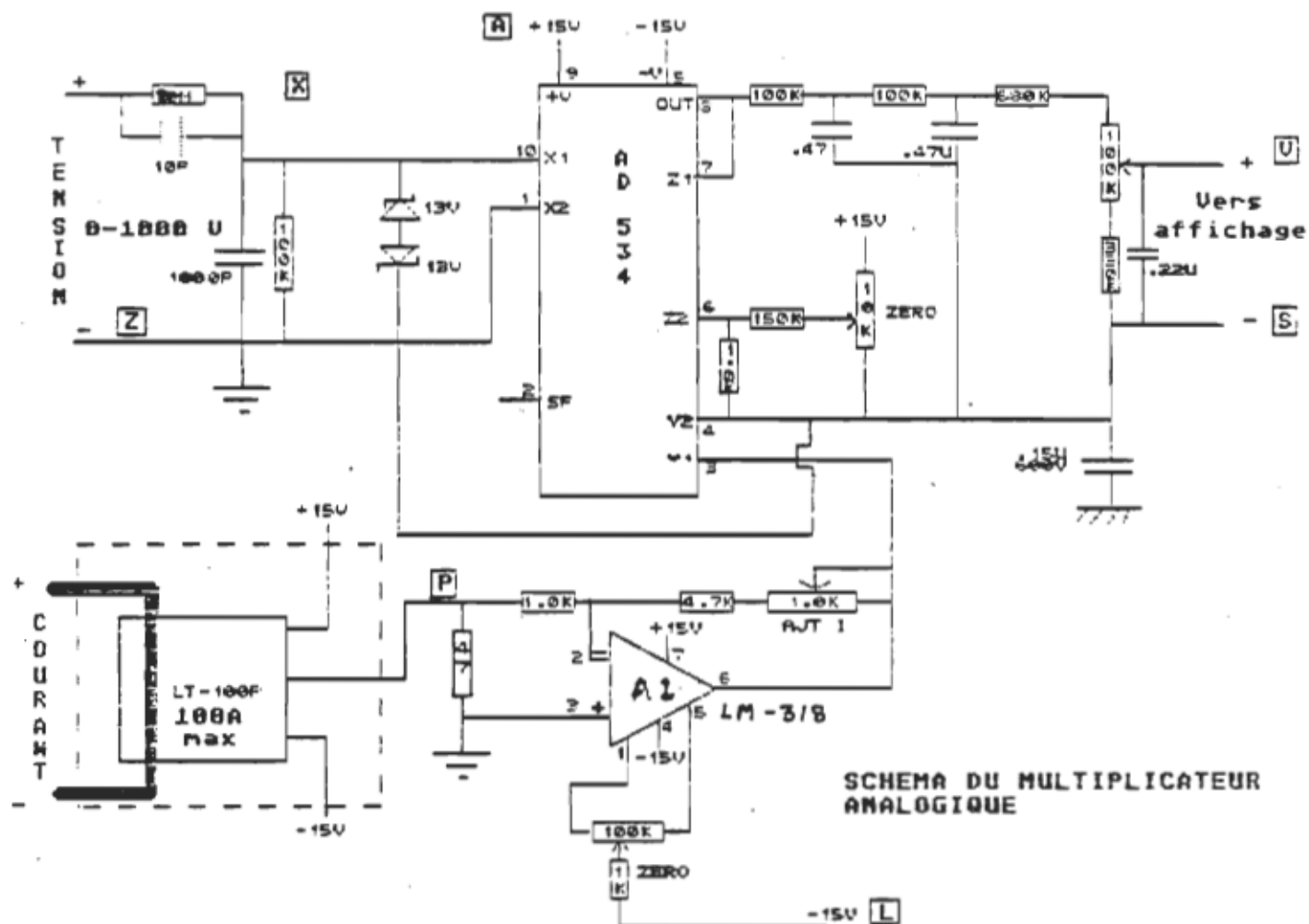
\* pour onde sinusoïdale.

Temps de réponse: 3 sec.

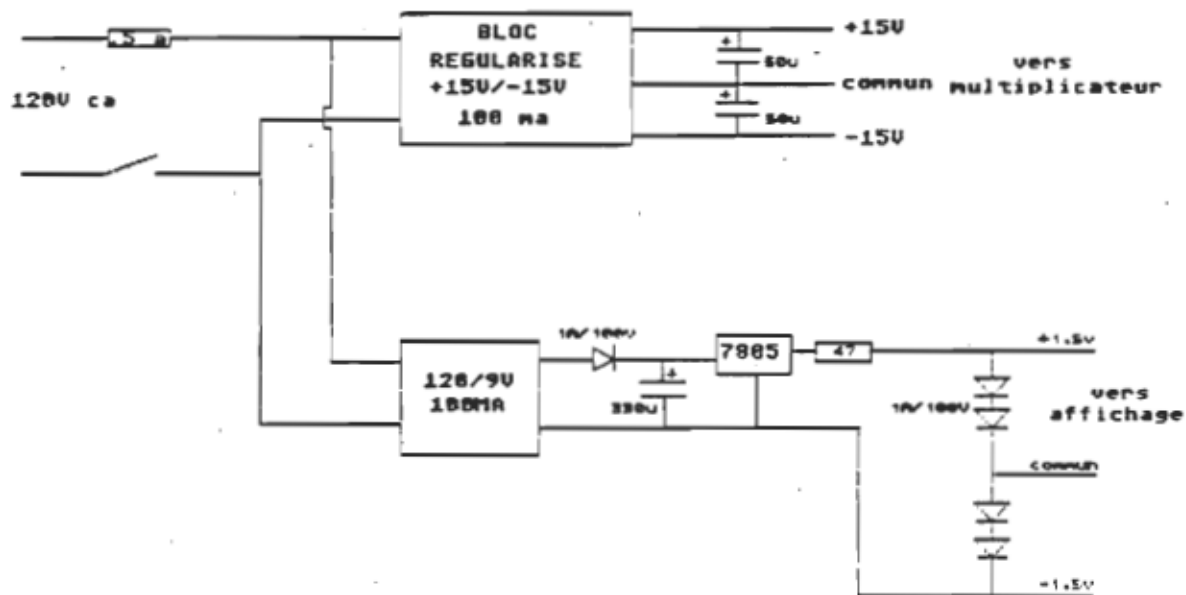
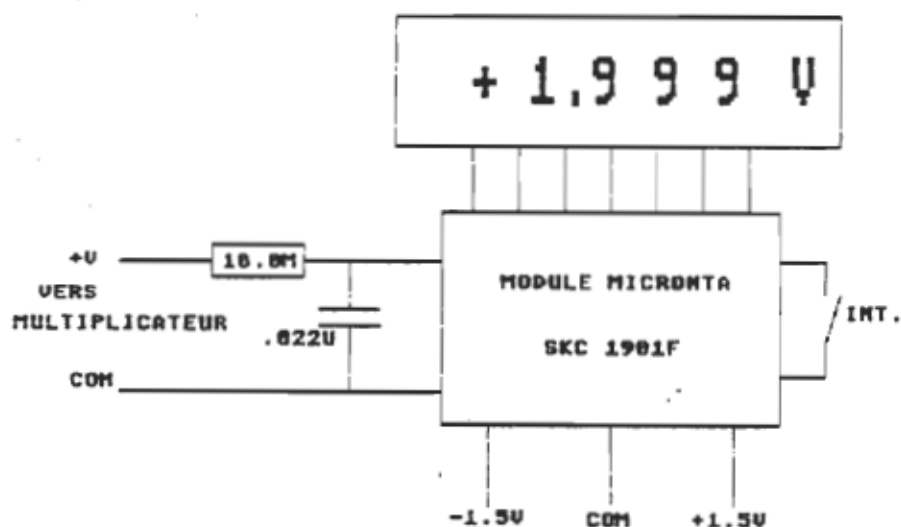
Consommation: 10W à 120 V c.a

Etalonnage réalisé à l'aide d'un wattmètre numérique à 60 Hz et d'un calorimètre (voir pages suivantes ).





## MODULE D'AFFICHAGE MICRONTA



ALIMENTATION DU WATTMÈTRE.

### CARACTERISTIQUES DU CALORIMETRE.

Le calorimètre est utilisé pour mesurer la puissance transmise par la bobine de chauffage à une plaque métallique d'essai.

Il possède les caractéristiques suivantes:

- Masse d'eau équivalente: 1800 gr
- Capacité thermique: 7626 J/°C
- Résistance thermique: 3.23 °C/W

Isolation réalisée à l'aide de styro-mousse bleu d'un pouce d'épaisseur.

Agitateur électrique ( 3V, 100 ma )

Un support de plexiglass permet de régler la distance de la bobine et de la plaque d'essai.

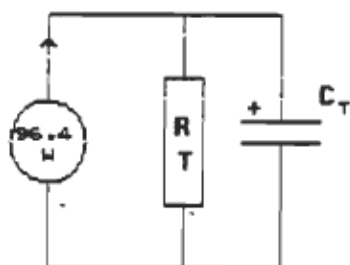
La température est mesurée à l'aide d'un thermomètre au mercure gradué au dixième de degré.

L'étalonnage du calorimètre fut réalisée en utilisant une résistance de puissance de 155 ohms (100 W), dans laquelle une puissance de 96.4 W fut maintenue pendant une demi-heure.

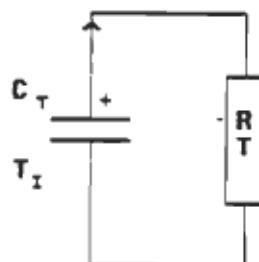
L'augmentation de température fut notée et on laissa refroidir l'enceinte pour en déterminer les pertes thermiques. De ces deux mesures de temps et de température, on détermina la capacité thermique et la résistance thermique notées plus haut.

Détermination de la capacité et de la résistance thermique.

Pour calculer la résistance et la capacité thermique du calorimètre construit, on utilisera les modèles équivalents suivants.



Modèle A



Modèle B

Le modèle "A" représente la température finale obtenue lors du chauffage du bassin par la source de 96.4 W, tandis que le modèle "B" est utilisé pour le refroidissement du bassin dû à la résistance de fuite thermique.

Dans le modèle "A", on trouve une solution de la forme:

$$T_f = T ( 1 - e^{-t/RC} )$$

où  $T_f$  est la température finale au bout d'une demi-heure  
et  $T$  est la température maximale obtenue sans capacité, soit  $P$   
multipliée par la résistance thermique du bassin.

$t$  est le temps

et  $R C$  la résistance et la capacité thermique.

Dans le modèle "B", la solution est de la forme:

$$T_r = T_i e^{-t/RC}$$

où  $T_r$  est la température après refroidissement

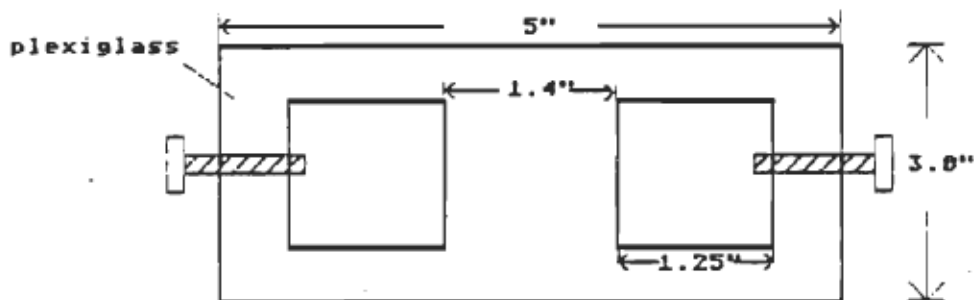
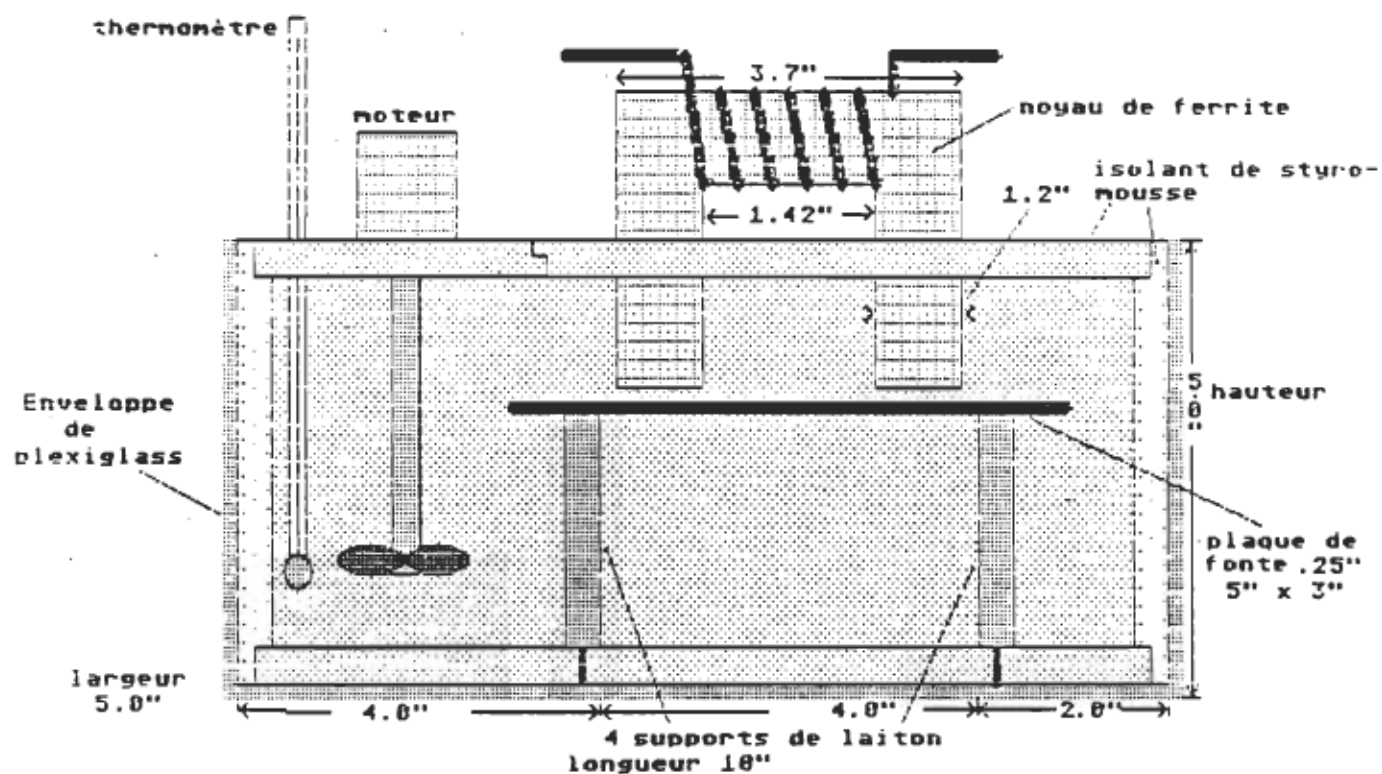
$T_i$  est la température initiale

$t$  est le temps écoulé

De ces deux équations, on trouve la capacité thermique et la résistance thermique du bassin utilisé comme calorimètre.

Le calorimètre fut utilisé pour vérifier la précision du wattmètre RF en chauffant une plaque de fer placée dans le bassin à l'aide d'une bobine en "U" dans laquelle la puissance était mesurée par le wattmètre RF.

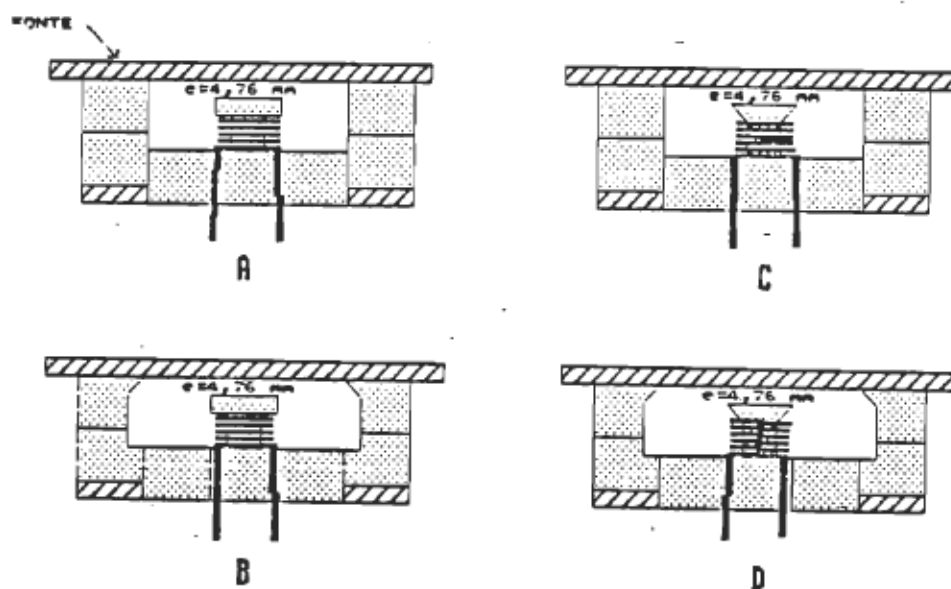
## Schéma du calorimètre



Support de bobine

### Annexe G.

1. Effet de l'usinage des pôles.
2. Mesure d'une bobine octale.



Effet de l'usinage des pôles sur le facteur de qualité.

La figure ci-dessus nous montre quatre variantes de la configuration à profil abaissé. Nous avons progressivement fait usiner le pôle central en pointe et les pôles latéraux.

Le tableau ci-dessous nous montre l'augmentation de la résistance série du modèle équivalent en fonction de la géométrie des pôles. Cette amélioration est due à la diminution du flux de fuite introduite par la distance accrue entre le haut du pôle central et le reste de l'inducteur.

Configuration	facteur Q	Fr (kHz)	Ind. (uH)	Rés. (ohm)
A	6.5	24.1	43.6	1.015
B	6.0	24.1	43.6	1.10
C	5.9	23.5	45.6	1.17
D	5.5	23.2	46.8	1.24

Tableau G1 Effet de la géométrie des pôles sur le facteur de qualité.



Mesure au wattmètre HF d'une bobine octale.

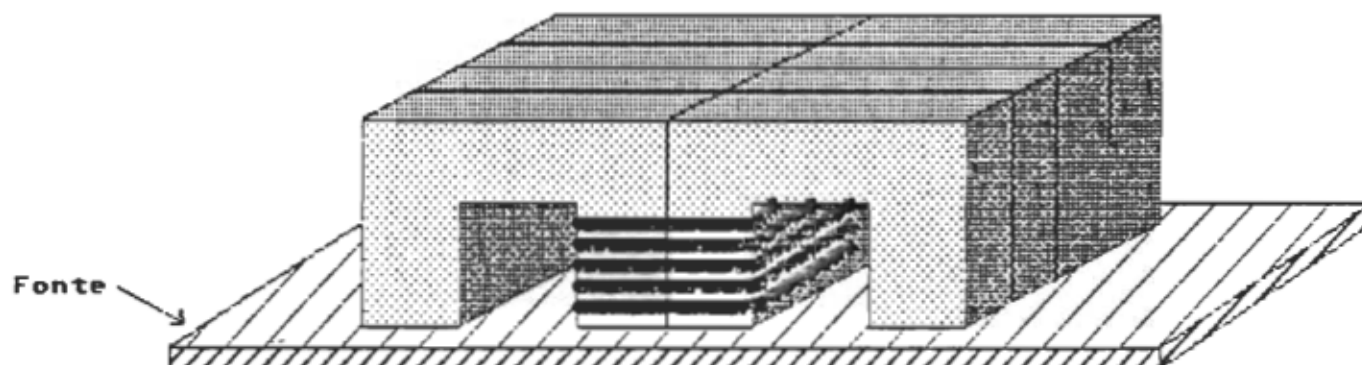
Nous avons mesuré la puissance transmise à une bobine composée de huit "U" en ferrite 3C8 montées comme sur la figure ci-dessous. Cette bobine était placée au-dessus d'une plaque de fonte avec un entrefer de .3175 cm.

La source utilisée était une source de 2 kW de la compagnie C.B.I .

La période de répétition de la source est maintenue à 60 us, et la tension alternative d'entrée à 50 V eff. à l'aide d'un auto-transformateur réglable (Variac).

Nous avons relevé la puissance HF dissipée par l'inducteur et la période d'oscillation du courant (oscilloscope).

Les mesures sont effectuées sans concentrateur et avec concentrateur. Il s'agit ici de rectangles en aluminium utilisant tout l'espace disponible entre les branches des "U" de ferrite.



BOBINE FORMEE DE 8 "U" DE FERRITE.

Résultats obtenus.

	Entrefer (cm)	P (Watt)	Période (us)	I (A eff)
Avec conc.	.3175	280	32	10
Sans conc.	.3175	200	32	10
Avec conc.	inf.	15	35	13.2
Sans conc.	inf.	8	38	14.3

Tableau G2 Mesure de l'effet d'un concentrateur d'aluminium  
à l'aide du wattmètre RF.

On notera que l'ajout du concentrateur augmente la puissance dissipée de plus de 40% (80W/200W).

La puissance perdue dans le concentrateur est d'environ 7 W, soit environ 3.5%. Toutefois, on devra corriger cette valeur en fonction de la variation du rapport cyclique de la source.

On obtient alors:  $15 \times 35/32 = 16.4 \text{ W}$

on soustrait alors la puissance dissipée par la bobine en l'absence de concentrateur (perte du fil) soit 8W.

La puissance perdue dans le concentrateur est donc d'environ 8.4 W, soit une perte de  $8.4 / 200 = 4.2\%$

## Annexe H.

1. Conductivité thermique des mélanges d'époxy.
2. Caractéristiques des céramiques utilisées.

## Conductivité thermique des mélanges d'époxy.

### Objectif.

Il s'agissait ici de trouver la conductivité thermique relative de différents mélanges de résine d'époxy et d'autres composés (métalliques ou autres).

On désirait vérifier s'il est possible d'augmenter la conductivité thermique de la résine qui sert au refroidissement de la bobine, en saturant cette dernière avec de la poudre de cuivre.

De la même façon, on réalisa un mélange de plâtre et résine, dans le but d'obtenir cette fois un meilleur isolant qui devait servir à recouvrir l'extérieur de la bobine.

### Méthode de mesure.

Pour vérifier l'augmentation ou la diminution de la conductivité thermique, on prépara un échantillon cylindrique de 6.5cm de diamètre par 1.8 cm d'épaisseur pour chacun des mélanges, en y insérant (au centre) une résistance de 22 ohms et un thermocouple. La résistance servant à chauffer l'échantillon et le thermocouple à en mesurer l'augmentation de température. L'ensemble fut placé dans un bocal rempli d'eau et une source de courant fut utilisée pour débiter un courant constant de 213 ma dans la résistance. La puissance de chauffage était de 1 W et la température de l'eau de 22.8°C .

Le modèle électrique équivalent de l'échantillon est celui d'une résistance en parallèle avec une capacité , alimentées par une source de courant (fig 1.).

Si on chauffe l'échantillon jusqu'à l'obtention d'une température d'équilibre, alors la capacité thermique ne joue aucun rôle et seule la résistance thermique détermine la température maximale.

Cette température étant peu élevée par rapport à la température de l'eau et les échanges s'effectuant principalement par conduction thermique, on obtient alors une relation linéaire entre la conductivité thermique de l'échantillon et la température maximale atteinte.

$$T_{MAX} = T_{AMB} + P_C R_T$$

où  $T_{MAX}$  est la température maximale atteinte

$T_{AMB}$  la température ambiante

$P_C$  la puissance de chauffage

$R_T$  la résistance thermique de l'échantillon

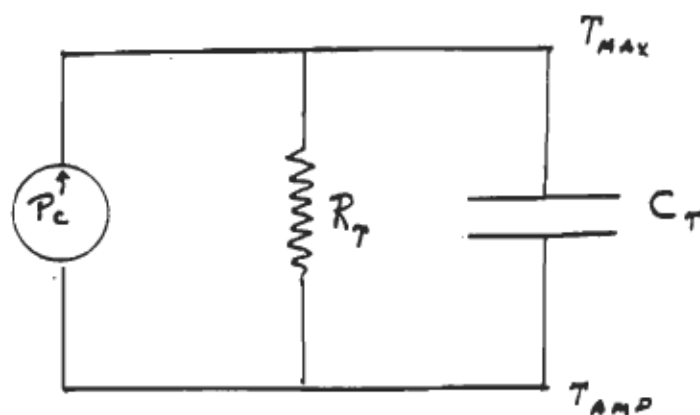


Figure 1. Modèle équivalent de l'échantillon chauffé.

On considérera que la résistance de la résine pure est normalisée à 1.0. Les rapports des  $T_e$  obtenus avec les autres échantillons par rapport à  $T_e$  nous donnent le rapport de la conductivité thermique de ces échantillons par rapport à la résine pure.

On trouvera dans le tableau 1. les valeurs relatives de la résistance thermique des 4 échantillons étudiés. La notation Epoxy-plâtre 1:2 , signifie que le volume de plâtre utilisé dans le mélange était deux fois plus grand que celui de la résine.

Mélange	Conc.	Temp. °C	Résis. relative
Epoxy-pure	1:0	12.5	1.00
Epoxy-plâtre	1:2	11.7	0.936
Epoxy-cuivre	1:1	7.7	0.616
Epoxy-cuivre	1:2	7.2	0.584

Tableau 1. Résistance relative des échantillons.

On notera que même avec deux fois plus de cuivre dans le mélange, on obtient très peu d'amélioration sur la conductivité thermique. De même, l'échantillon au plâtre donne pratiquement le même résultat que l'époxy pure.

Le mélange époxy-cuivre 1:1 est le plus intéressant, car tout en étant moins coûteux, il permet d'abaisser la température de la bobine de plus de 40%. Cela signifie que pour une puissance donnée de chauffage, avec  $T_{amb} = 25^{\circ}\text{C}$ , le noyau de la bobine n'atteindrait que  $85^{\circ}\text{C}$  au lieu de  $125^{\circ}\text{C}$  !

Le mélange époxy-plâtre qui devait être utilisé comme isolant autour de la bobine ne fut pas retenu, car lorsque nous l'avons soumis à une température de  $300^{\circ}\text{C}$ , l'échantillon s'est gonflé et est devenu cassant. De plus, sa résistance thermique est même inférieure à celui de l'époxy pure. Nous avons donc décidé d'utiliser un matériau à base de céramique pour isoler thermiquement l'extérieur de la bobine.

Types de céramiques utilisés.

Le revêtement extérieur des inducteurs est constitué de deux types de céramiques. Le premier type qui recouvre toute la bobine sauf la face des pôles magnétiques, est constitué d'une forme de céramique moulable à base de silice. Il s'agit de la céramique #750 fabriquée par Cotronic et dont une description est jointe à la page suivante.

L'épaisseur de ce moulage externe est de 1 cm.

Le revêtement des pôles est constitué d'une feuille de céramique de 3 mm d'épaisseur ( 1/8"). Cette feuille est découpée dans un rouleau humide et séchée en place pour épouser la forme des pôles. Il s'agit du produit identifier par le numéro 372K-0C de la même compagnie.

Ce dernier revêtement est plus souple et permet donc des contacts accidentels avec la calandre sans causer de dommages au rouleau.

**CASTABLES**  
— 4000°F —



## ADVANCED CERAMIC CASTABLE

#750 LIQUID FUSED SILICA   #760 LIQUID ZIRCONIUM OXIDE   #770 LIQUID SILICON CARBIDE  
#780 LIQUID ALUMINA

Ceramic parts, tubes, crucibles, etc...can now be made by a simple room temperature curing process. Simply mix and cast, cure, 24 hours at room temperature for your advanced Ceramic applications. Now Silicon Carbide, Zirconium Oxide, or Fused Silica parts can be made in minutes, for research prototype and production applications. Alumina parts are made with RTC-60 precision CASTABLE ALUMINA ceramics.

### Instructions

Ceramic parts, tubes, crucibles, etc., can now be made by a simple room temperature curing process. Simply mix and cast, cure, 24 hours at room temperature for your advanced ceramic applications.

Now Silicon Carbide, Zirconium Oxide, or Fused Silica parts can be made in minutes, for research prototype and production applications.

Alumina parts are made with RTC-60 precision CASTABLE ALUMINA ceramics.

**MOLDS:** Molds can be made of almost any nonabsorbent material. Metal molds should be provided with sufficient draft so that the cast ceramics can be removed. Coat molds with light coat of RTC-60 Mold Release to facilitate demolding. REPLICAST 101 Liquid Rubber is ideal for molds.

### CERAMIC CASTING:

1. Thoroughly mix the powder supplied with water or activator to a heavy paste-like consistency. Follow the mixing instructions supplied with the materials. For fine details 1 or 2% extra water or activator can be used to increase fluidity. Working time is approximately 10-20 minutes.
2. Pour the ceramic mixture into the mold, working it into the corners. Overfill the mold slightly.
3. Vibrate the mold to remove air bubbles.
4. After 20 minutes, remove any excess with a trowel.
5. Cover the mold with a thin sheet of plastic and cure 24 hours at room temperature.
6. Bake casting for 2 hours at 225°F for added strength.

The castings are now ready for use.

For further technical information, contact COTRONICS at 718-646-7996.

QUANTITY PRICES ON REQUEST





## INSULATION PRODUCTS

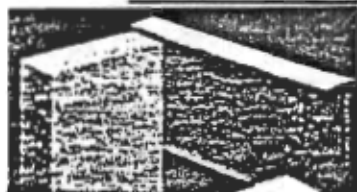


### CERAMIC PAPER

COTRONICS 300K CERAMIC PAPER is made from high purity refractory fibers (ASBESTOS FREE) with a melting point of 3200°F. It can be cut or shaped with ordinary hand scissors, complex shapes are easily formed. It can be folded, wrapped, rolled and goes around sharp corners. Typical applications are for high temperature gaskets, combustion chambers, molten metals, heat treating and brazing, furnaces and electrical insulation. Quantity prices on request.

CATALOG NO	SIZE	NET COST
300K-1	.020 X 12" X 72"	19.95
300K-2	.040 X 12" X 72"	22.95
300K-3	.080 X 12" X 72"	24.29

CATALOG NO	SIZE	NET COST
300K-2	.020 X 24" X 150"	128.00
300K-4	.040 X 24" X 100"	130.00
300K-8	.080 X 24" X 50"	128.00

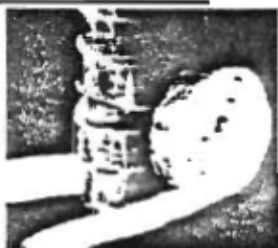


### CERAMIC FOAM BLOCK 3000°F

CERAMIC FOAM BLOCK is a highly effective thermal insulator and infrared radiator, for applications requiring a rigid light weight ceramic. The foam can be heated and cooled instantly without cracking. CERAMIC FOAM is a machinable material suitable for welding and soldering fixtures. In addition to its other high temperature uses.

CATALOG NO	SIZE/INCHES	NET COST
310-1C	3 X 9 X 12 INSULATING GRADE	57.50
310-2C	3 X 12 X 18 INSULATING GRADE	80.00
310-3C	4.5X 12 X 18 MACHINABLE GRADE	130.00

### CERAMIC FIBER INSULATING STRIPS



Excellent CERAMIC FIBER STRIPS may be used for pipe duct wrap, expansion, joints, and repairs. Insulation of equipment, plastic molds, pilot plant, ab whits etc. Use to 2300°F. See thermal chart for insulation value. Use OIA for rigidizing where required.

CATALOG NO	SIZE	NET COST
370TK-1C	1/2 X 1 X 12	6.00
370TK-2C	1/2 X 2 X 12	9.00
370TK-3C	1/2 X 3 X 12	12.00
370TK-4C	1 X 1 X 8	7.50
370TK-5C	1 X 2 X 8	9.00
370TK-6C	1 X 3 X 8	12.00

### ASBESTOS FREE CERAMIC BOARD INSULATION

Highly efficient CERAMIC BOARD for use to 3000°F. Easily cut, sawed, drilled, for fabrication into various furnaces, heat buffers, liquid metal systems, heating element supports. Repair of exhaust equipment. Can be laminated and glued using 901 ceramic adhesive. Use 360 Reg. for insulation and 360HS for fabrication needs. See thermal chart for temperature drops.

CATALOG NO	TEMP	SIZE	SHT/CTN	NET COST
360-1C	2300°F	1/4 X 12" X 18"	4	27.00
360-2C	2300°F	1/2 X 18" X 24"	2	31.00
360-3C	2300°F	1/2 X 24" X 36"	2	59.00
360-4C	2300°F	1 X 24" X 36"	2	91.00
360H-5C	2700°F	1/2 X 18" X 24"	2	110.00
3360HUTC	3100°F	1/2 X 18" X 24"	2	165.00
360-1EHSC	2300°F	1/8 X 12" X 18"	4	27.00
360-3HSC	2300°F	1/2 X 24" X 36"	2	63.00
360-4HSC	2300°F	1 X 24" X 36"	2	114.00

### MOLDABLE MILL BOARD



MOLDABLE MILL BOARD is supplied in a moist pack that is easily cut to shape and formed into complex geometrics. Upon air drying it produces a rigid ceramic body usable to 2300°F with good dielectric strength. Resistant to thermal shock, and excellent insulating properties. The cured shapes can be drilled machined, glued, and laminated where required. Applications include burner shapes, furnace parts, repairs, heat buffers, stacks etc.

CATALOG NO	SIZE	NET COST
373K-1C ✓	1/8 X 12" X 18"	15.00/SHEET
373K-2C	1/8 X 18" X 24"	22.50/SHEET



### 3000°F MOLDABLE, WET FELTS

WRAP-IT combines Cotronics high purity refractory fibers with proprietary inorganic binders in a new and economical wet felt form. Strong free-standing shapes are easily produced by air drying.

WRAP-IT will not crack or spall, has excellent thermal shock resistance and is not wet by molten metals.

WRAP-IT applications include: molten metal handling, thermal insulation, fire proofing, burner chambers, field repair, welding supports, fixtures and molten metal dams.

WRAP-IT is offered in 3 grades to provide the highest temperature capabilities at minimal costs, including WRAP-IT 3372HMT, which is usable to 3000°F.

CATALOG NO	TEMP	THICKNESS	SIZE	NET COST
372K-0C	2300°F	1/8"	2' X 12.5'	24.95
372K-1C	2300°F	1/4"	2' X 12.5'	38.25
372K-2C	2300°F	1/2"	2' X 12.5'	70.00
372K-3C	2300°F	1"	2' X 8'	80.00
372HT-2C	2700°F	1/2"	2' X 12.5'	120.00
372HMT-2C	3000°F	1/2"	2' X 2'	52.50

## Annexe I.

1. Schémas mécaniques de l'inducteur final.

Photo de l'inducteur sans revêtement de céramique.

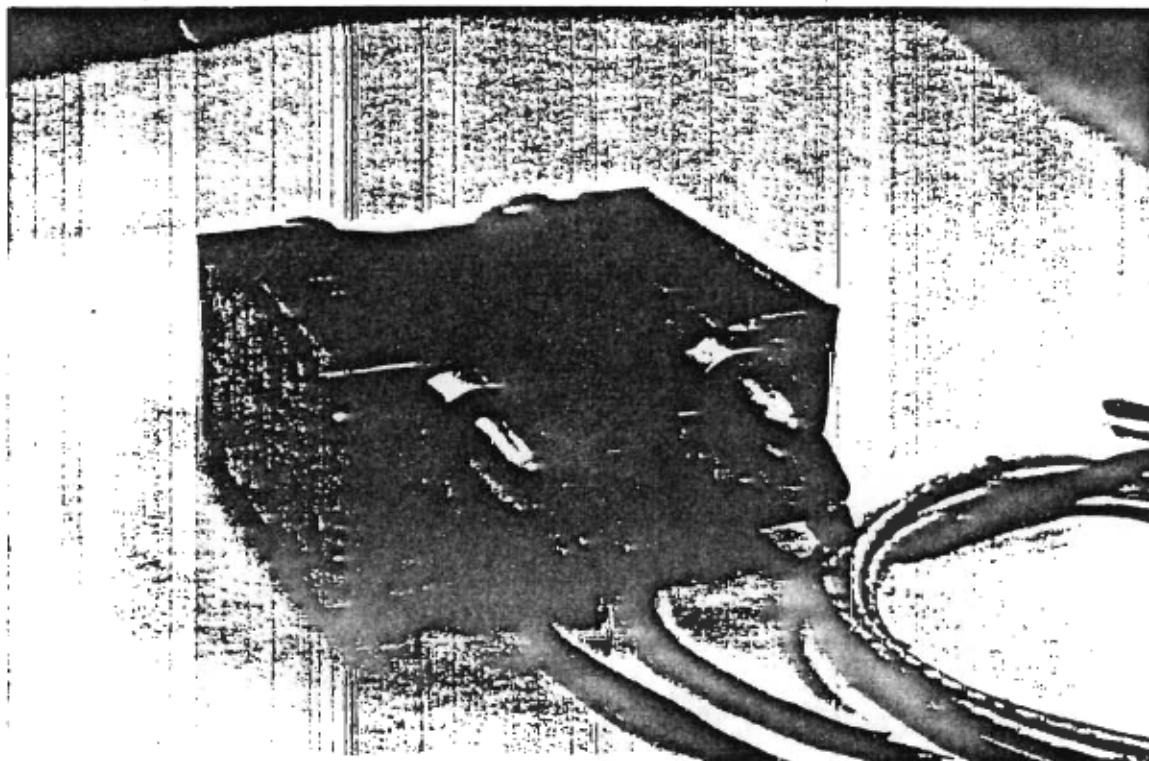
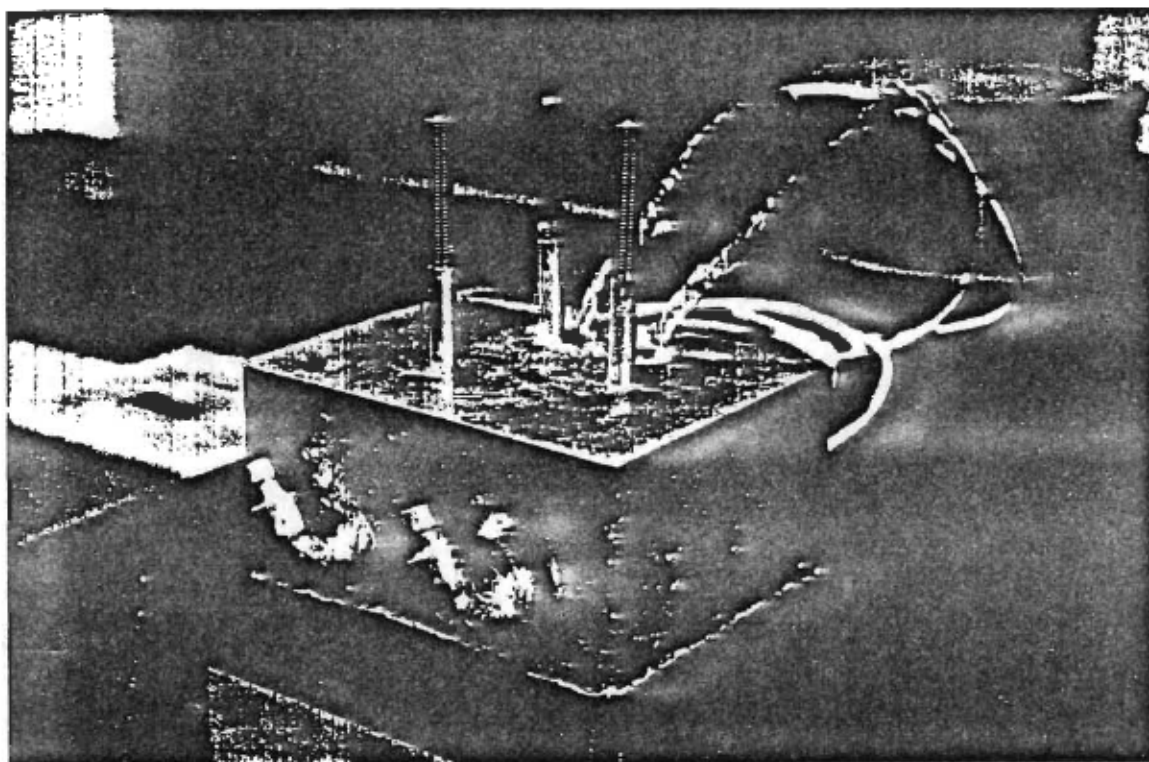
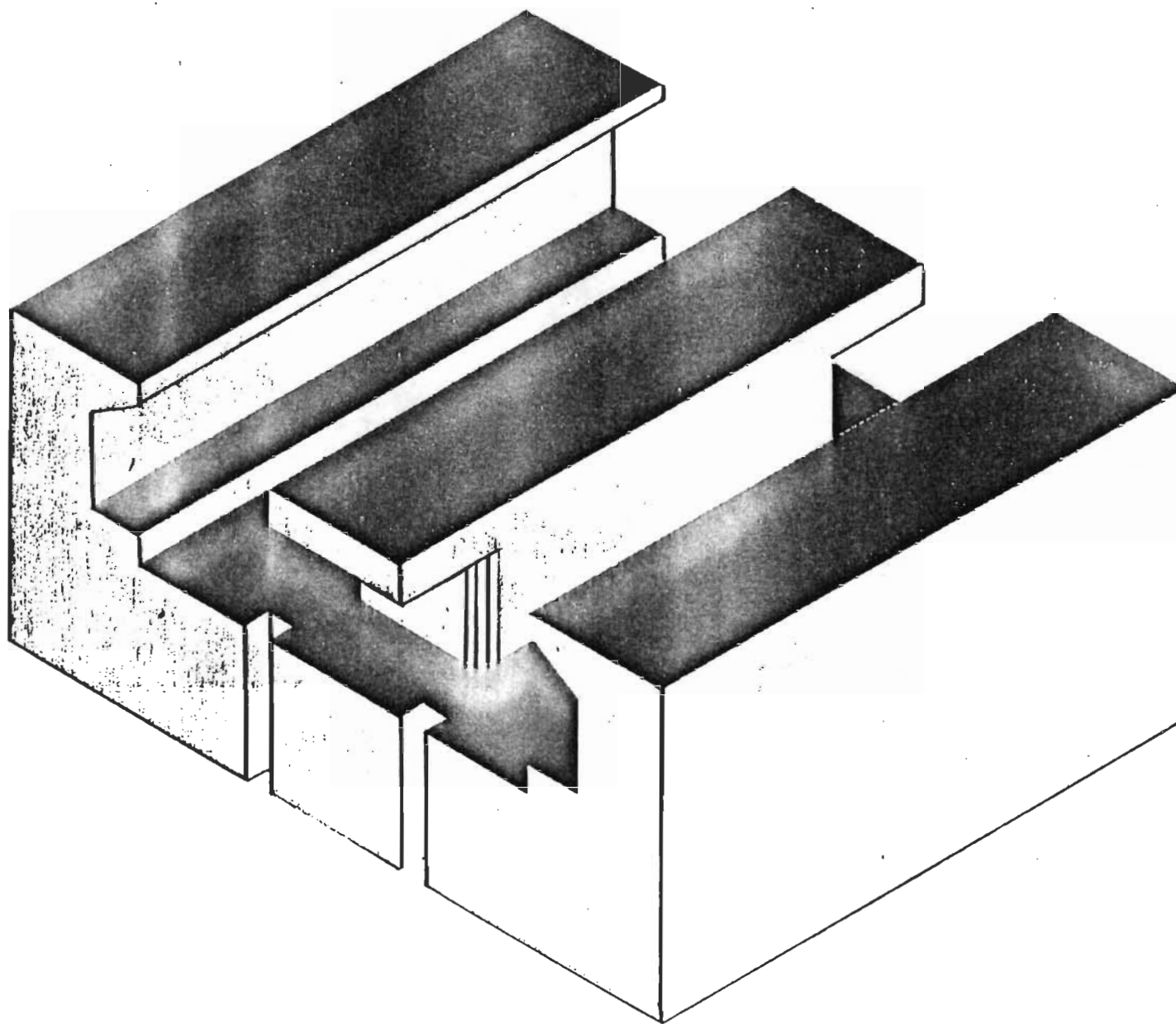


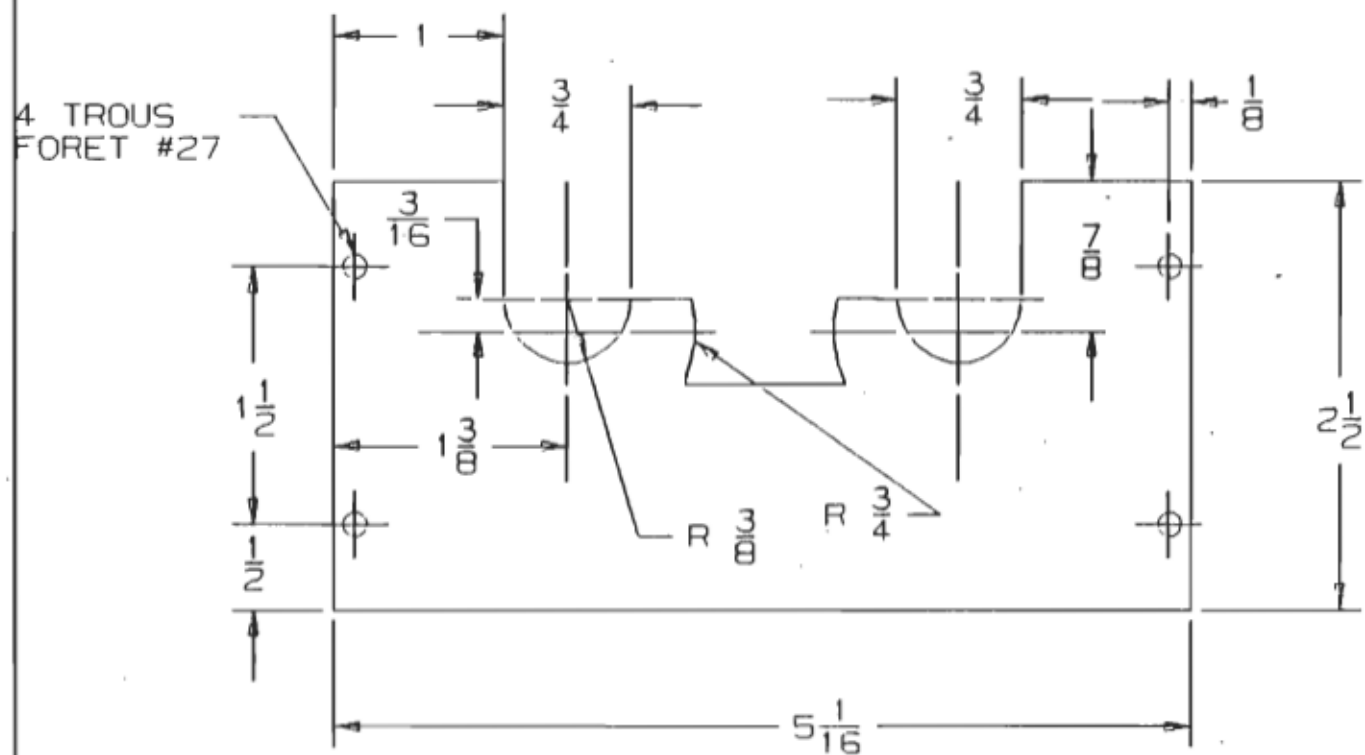
Photo de l'inducteur terminé avec la céramique et la peinture.





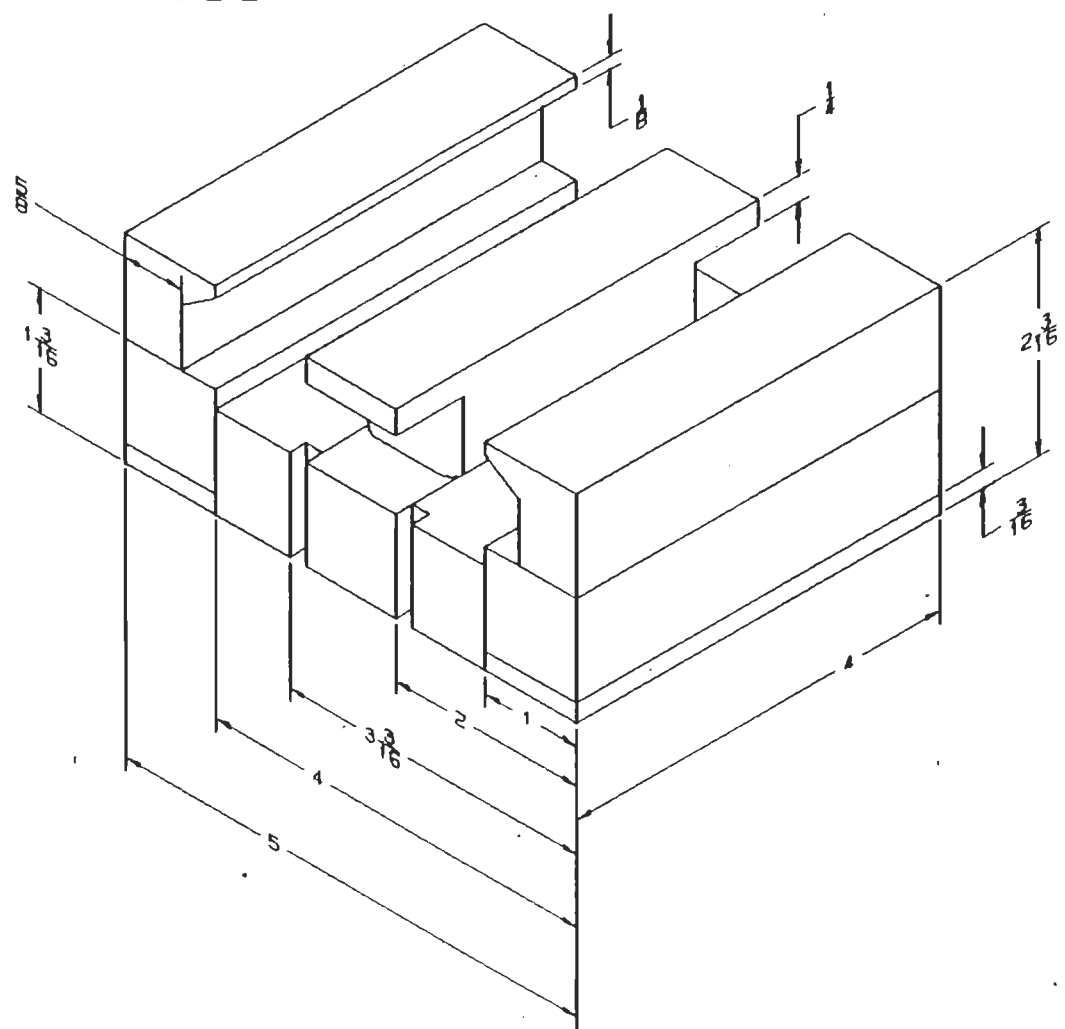
Noyau de ferrite pour la bobine de 4kW.

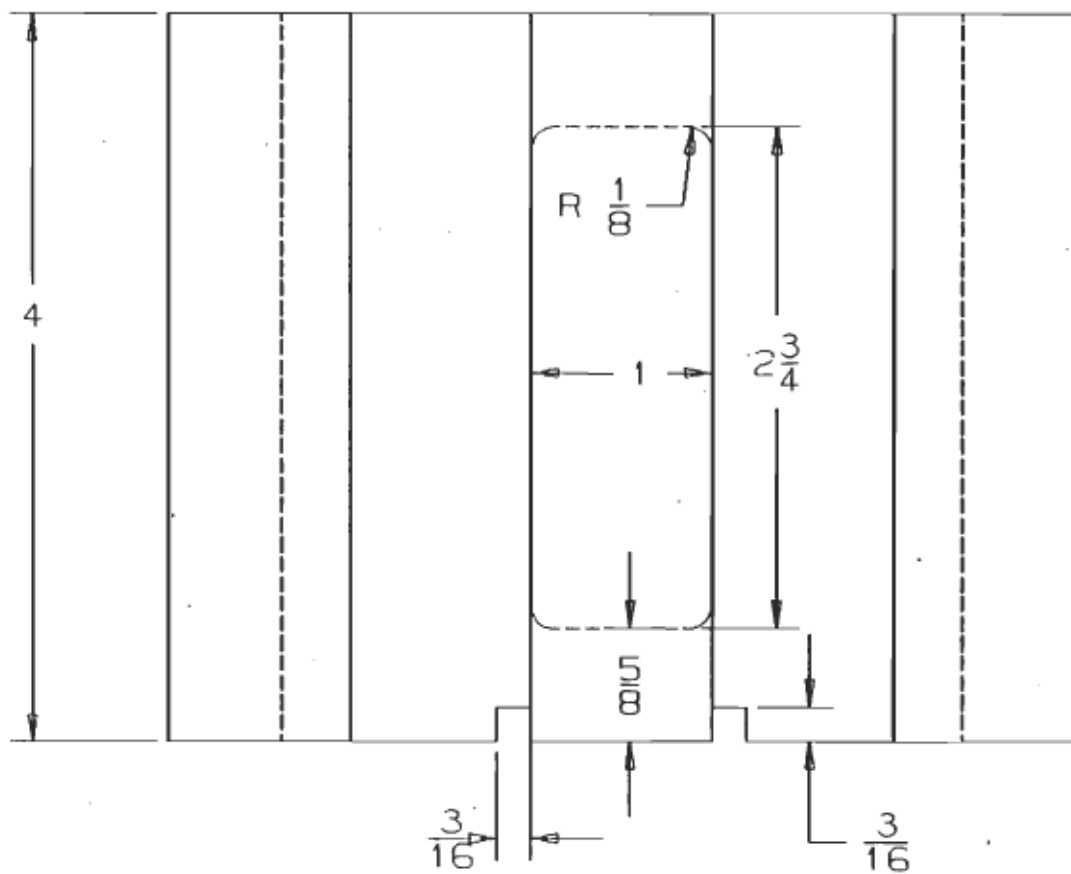
2 COUVERTS DE CUIVRE  
EPAISSEUR : .093



ASSEMBLE AVEC 8 VIS A MACHINE  
TETE RONDE, LAITON #6-32\* $1\frac{1}{2}$ "

ISO





PLAN





### Bibliographie.

Cette liste d'articles spécialisés dans le domaine du chauffage par induction électromagnétique est le résultat d'une étude bibliographique réalisée en Novembre 1987 par M.Adam Skorek.

CHAUFFAGE PAR INDUCTIONBIBLIOGRAPHIE

- 1) Kari K. Hilden, Sales Manager - Carole Randle, Communications Coordinator.  
THE USE OF INDUCTION HEAT TO REDUCE CALIPER PROFILE VARIATIONS.  
1984 Eng. Conf. V 3 P 655-660, 1984.
- 2) Udino Stedile, Beloit Italia s.p.A. Pinerolo, (Torino) Italy.  
MAGNETIC MOISTURE PROFILE CORRECTOR  
1982 Engineering Conference V 3 P 495-498, 1982.
- 3) J.H. Pulkowski, Research Eng., - G.L. Wedel, Manager, Dry End Eng.  
MOISTURE PROFILING BY INDUCTION HEATING.  
1984 Eng. Conference V 2 P 335-340, 1984
- 4) Dr. A.J. Willmott, University of York.  
COMPUTER SIMULATION OF A THERMAL REGENERATOR.  
International Colloquium on Field Simulation PP 1-8, 1974
- 5) Karl Hilden, Sales Manager - Carole Randle, Communications Coordinator.  
CROSS-DIRECTION CALIPER PROFILE OF WIDE RANGE OF PAPER GRADES EFFECTIVELY  
CONTROLLED BY INDUCTION HEATING...CALCOIL\*\_\_\_CROSS DIRECTION CALIPER/HARDNESS PROFILE  
CONTROL ACTUATORS.  
Indian Pulp & Paper, 1986 V 40 #6 P15-17,29  
Paper Age Aug. 1984 V 100 # 8 P 12,14--
- 6) V.A. Bukanin and V.S. Nemkov.  
INDUCTION HEATING OF HOLLOW CYLINDERS WITH MAGNETIC CONDUCTOR.  
Elektrotehnika, Vol. 57, No. 9, pp 32-34, 1986.
- 7) V.S. Nemkov, V.E. Kaz'min, and A.M. Pronin  
INVESTIGATION OF EDGE EFFECT IN A FERROMAGNETIC CYLINDER DURING INDUCTION  
HEATING.  
Elektrotehnika, Vol. 56, No. 2, pp. 10-12, 1985.
- 8) E. Horoszkol  
INDUCTION HEATING OF CYLINDRICAL WORKPIECES.  
April 1985 V 43 # 2 pp. B69-76
- 9) Franciszek Fikus, Czeslaw Sajdak, Tadeusz W. Wieczorek.  
OBLICZANIE POLA ELEKTROMAGNETYCZNEGO I SIL ELEKTRODYNAMICZNYCH W  
CYLINDRYCZNYCH MIESZADLACH DO CIEKLYCH METALI.  
1979 V 28 #1 pp. 189-201
- 10) S. Lupi and G. Crepazl.  
THE CALCULATION OF INDUCTION HEATERS FOR FERROMAGNETIC LEADS WITH OR WITHOUT  
EXTERNAL MAGNETIC OR NON-MAGNETIC SCREENS.  
Aug. 1986 V 44 #4 pp. B169-77
- 11) Nemkov, V S.  
COMPUTATION OF PLANE-PARALLEL... ELEKTRICHESTVO (USSR)  
April 1985 #4 pp. 56-8
- 12) OS'KIN A F  
IZVESTIYA VYSSHIXH UCHEBNYKH ZAVEDENII ELEKTROMEK-HANIKA  
(ANALYSIS OF EM FIELDS DURING...  
1984 #12 pp. 96-8

CHAUFFAGE PAR INDUCTIONBIBLIOGRAPHIE

- 13) Jerzy Bereza (Lodz)  
THE POWER AND ELECTRICAL EFFICIENCY OF INDUCTION HEATING SYSTEMS WITH  
TRANSVERSE MAGNETIC FIELD.  
1985 V 32 #1 pp. 255-74
- 14) Dr. Gabor Renner  
COMPUTER SIMULATION OF INDUCTION HEATING OF A SEMICONDUCTOR ROD.  
1976 pp. 328-31, 1976
- 15) J.H. Pulkowski, Research Engineer - G.L. Wedel, Manager, Dry End Eng.  
MOISTURE PROFILING BY INDUCTION HEATING  
1984 p 335-40 V.1, 1984
- 16) A. Bossavit  
CONTROL AND CYBERNETICS (FREE BOUNDARIES IN INDUCTION HEATING \*.  
1985 V 14 # L-3 pp. 69-96
- 17) G.N. Gorbachev and V.N. Krivonosov  
COMPENSATION OF VARYING LOAD IN A THYRISTOR CONVERTER FOR INDUCTION HEATING.  
Elektrotehnika, Vol. 56, No. 3, pp. 27-28, 1985
- 18) A.B. Kuvaldin and R.K. Dzhaparova  
COMPUTER CALCULATION OF THE ELECTRODYNAMIC FORCES IN AN AXISYMMETRICAL  
INDUCTOR-METAL SYSTEM.  
Elektrotehnika, Vol. 53, No. 1; pp. 61-63, 1982.
- 19) Marian Kalus  
OPTIMAL INDUCTION HEATING OF STEEL CYLINDERS.  
1984 V 32 #132 pp. 115-35
- 20) Z. Rosenberg, D. Dawicke, E. Strader and S.J. Bless  
A NEW TECHNIQUE FOR HEATING SPECIMENS IN SPLIT-HOPKINSON-BAR  
EXPERIMENTS USING INDUCTION-COIL HEATERS.  
Sept. 1986, V. 26 #3 pp.275-8
- 21) E. Harting and H. Walter, Leybold-Heraeus.  
SHEDDING NEW LIGHT ON THE DARK ART OF VACUUM METALLIZING  
Aug. 1974 V 53 #8 pp. 35-36
- 22) V.S. Gharpure, Prof. G.N. Revankar.  
ANALYSIS OF SINGLE-PHASE OPERATED CYCLO-CONVERTER LINK INDUCTION  
HEATING SYSTEM.  
Aug. 1983 Vol. 64, PT.EL 1 14-18
- 23) V.S. Gharpure, Prof. G.N. Revankar.  
ANALYSIS OF THREE PHASE MAINS OPERATED CYCLO-CONVERTER LINK INDUCTION  
HEATING SYSTEM  
Vol. 64, PT.EL 1 19-25 Aug. 1983.
- 24) P. Earl Burke and J. Douglas Lavers.  
RESISTANCE HEATING OF A CIRCULAR BILLET - TWO SIMPLE ANALYTIC MODELS  
1963, V. 51 TK1 P 76 pp 433-437

CHAUFFAGE PAR INDUCTIONBIBLIOGRAPHIE

- 25) John E. Quaioco and Shashi B. Dewan.  
A CLAMPED AC-AC FREQUENCY CONVERTER FOR INDUCTION HEATING.  
Vol. IA-22 No. 6 1018-26 Nov.-Dec. 1986
- 26) Ahmad Y. Matloubieh, Robert B. Roemer and Thomas C. Cetas  
NUMERICAL SIMULATION OF MAGNETIC INDUCTION HEATING OF TUMORS WITH  
FERROMAGNETIC SEED IMPLANTS.  
Vol. BME-31, No. 2 227-34 Feb. 1984
- 27) J.N. Barbier, Y.R. Fautrelle, J.W. Evans et P. Cremer.  
SIMULATION NUMERIQUE DES FOURS CHAUFFES PAR INDUCTION.  
Vol. 1, No. 3 533-56 1982
- 28) L. Hobson, D.W. Tebb and A. Hunt.  
CYCLOCONVERTER TRANSISTORIZED POWER SUPPLY FOR INDUCTION HEATING.  
Vol. 58, no. 3 413-24 March 1985.
- 29) H. Matsuki and K. Murakami  
HIGH QUALITY SOFT HEATING METHOD UTILIZING TEMPERATURE DEPENDENCE  
OF PERMEABILITY AND CORE LOSS OF LOW CURIE TEMPERATURE FERRITE.  
IEEE Transactions on Magnetics, Vol. Mag-21, No. 5, September 1985.
- 30) M. Guarnier, S. Lupi, A. Stella.  
AUTOMATIC DESIGN OF AXISYMMETRIC INDUCTION HEATING SYSTEMS.  
IEEE Transactions on Magnetics, Vol. Mag-22, No. 5 September 1986.
- 31) G. Crepaz, S. Lupi, Siatem S.p.A - Padua.  
THE CALCULATION OF INDUCTION HEATING SYSTEMS WITH FERROMAGNETIC  
LOADS BY ELLIPTIC INTEGRALS.  
1984 30 sept. -4 Oct. 1984, Chicago, Il., U.S.A. 1394 pp.
- 32) Tebb, D.W., Hobson, L.  
COMPUTER SIMULATION OF AN INDUCTION HEATING POWER SUPPLY USING  
POWER MOSFETs.  
Electron. Lett. (GB) vol. 23, no. 6 293-4 12 March 1987.
- 33) J.D. Lavers  
USING COMMERCIAL FINITE ELEMENT PACKAGES FOR INDUCTION HEATING  
APPLICATIONS.  
IEEE-IAS-1984 ANNUAL MEETING (CAT. NO. 84CH2060-2) 936-43 1984  
30 Sept.-4 Oct. 1984.
- 34) Tebb, D.W., Hobson, L.  
SUPPRESSION OF DRAIN SOURCE RINGING IN 100 kHz MOSFET INDUCTION  
HEATING POWER SUPPLY.  
Electron. Lett. (GB) Vol. 22, no. 1 7-8 2 jan. 1986.
- 35) Giuliano Crepaz and Sergio Lupi.  
THE CALCULATION OF INDUCTION HEATING SYSTEMS WITH FERROMAGNETIC  
LOADS BY ELLIPTIC INTEGRALS :  
Vol. IA-22 No. 3 554-60 May-June 1986.

CHAUFFAGE PAR INDUCTIONBIBLIOGRAPHIE

- 36) L. Hobson and D.W. Tebbe.  
TRANSISTORIZED POWER SUPPLIES FOR INDUCTION HEATING.  
Vol. 59, No. 5 543-52 Nov. 1985.
- 37) G. Crepaz and S. Lupi.  
PROCEEDINGS CONFERENCE ON ELECTROTECHNOLOGIES  
Bnce, UIE, Conference Proc. Cambridge, UK, September 1982.
- 38) L. Hobson, D.W. Tebb and R. Christopher  
MICROPROCESSOR CONTROL OF A TRANSISTORIZED INDUCTION-HEATING  
POWER SUPPLY.  
Vol. 59 No. 6 735-45 Dec. 1985
- 39) D.H. Tomlin and G.K. Fullarton  
ELECTRICAL CIRCUIT ANALOGUES OF THERMAL CONDUCTION AND DIFFUSION.  
Vol. 13, No. 5 295-9 July 1978. Physics education (GB)
- 40) G.N. Revankar, M.R. Roda and V.K. Tandon  
A VOLTAGE FED TIME-SHARING INVERTER FOR INDUCTION HEATING.  
Vol. 49, No. 1 1-13 July 1980 - Int. J. Electron (GB)
- 41) M.R. Roda, G.N. Revankar.  
CURRENT FED TIME SHARING INVERTER FOR INDUCTION HEATING.  
Vol. 61 Pt. EL5 200-5 April 1981.  
J. Inst. Eng. (India) Electr. Eng. Div.
- 42) G.N. Revankar, M.R. Roda and V.K. Tandon.  
POWER FACTOR IN FREQUENCY CHANGERS FOR INDUCTION HEATING.  
Vol. 48, No. 2 113-28 Feb. 1980 - Int. J. Electron (GB)
- 43) R. Larivé, and R. Lindstrom.  
THE CALCOIL<sup>tm</sup>: A NEW APPROACH FOR BETTER CROSS-MACHINE CONTROL.  
No. 3, 129-131 (T125-127) March 1986 (Engl.: Fr. sum)  
Pulp Paper Can. '87
- 44) B. Aldefeld, Ph.D.  
ELECTROMAGNETIC FIELD DIFFUSION IN FERROMAGNETIC MATERIALS.  
Vol. 125, No. 4 April 1978 (Proc. IEE.)
- 45) D. O'Kelly.  
FLUX PENETRATION AND LOSSES IN STEEL PLATE WITH SINUSOIDAL  
MAGNETISATION.  
Vol. 127, Pt. B, No. 5 September 1980 pp. 287-292 (Proc. IEE)
- 46) Udino Stedile.  
MAGNETIC MOISTURE PROFILE CORRECTOR.  
Tappi Journal Vol. 66 No. 6 pp. 49-57 June 1983
- 47) A.L. Bowden and Prof. E.J. Davies.  
ANALYTIC SEPARATION OF THE FACTORS CONTRIBUTING TO THE EDDY-CURRENT  
LOSS IN MAGNETICALLY NONLINEAR STEEL.  
Vo. 130, Pt. B, No. 5 September 1983 pp. 364-372 IEE Proceedings

CHAUFFAGE PAR INDUCTIONBIBLIOGRAPHIE

- 48) Alain Bossavit.  
LE CHAUFFAGE PAR INDUCTION DES PIECES D'ACIER: APERCUS THEORIQUES  
No. 1 10-32 Jan. 1986 Rev. Gen. Electr. (France)
- 49) Rodolphe Poiroux  
DE LA FONTE AU PAPIER, L'INDUCTION, UNE TECHNIQUE QUI S'ADAPTE A  
L'OUTIL INDUSTRIEL.  
Vol. 37, no. 385 561-73 Aug.-Sept. 1986 Rev. Energ. (France)
- 50) S. Palazzolo  
CD INDUCTION HEATING DEVICES CONTROL TISSUE MOISTURE PROFILE.  
V. 59, No. 2 77-79 February 1985 (Pulp Paper)
- 51) Rada, J.  
ELEKTROTECHNICKY OBZOR.  
Page 560-8 V 70 #10 October 1981.
- 52) Rusjan, B.  
ELEKTROTEHNICKI VESNIK  
V. 42 #3 May-June 1975 pp. 108-14
- 53) BREVET D'INVENTION  
USSR PAT. 220,744.
- 54) DEMANDE DE BREVET D'INVENTION No. 79 17717  
NO. DE PUBLICATION; 2 461 426  
French Pat. 2,461,426
- 55) S. Okada, T. Tanaka, H. Kasahara  
A NEW HIGH FREQUENCY CYCLOCONVERTER  
IEEE 1985 pp. 165 - 171
- 56) Stefano Bottari, tuigi Malesani, Paolo Tenti  
HIGH-EFFICIENCY 200 kHz INVERTER FOR INDUCTION HEATING APPLICATIONS.  
1985 IEEE pp 308-316
- 57) E.B. Shahrodi, and S.B. Dewan  
SIMULATION OF THE SIX-PULSE BRIDGE CONVERTER WITH INPUT FILTER.  
1985 IEEE pp. 502 - 508
- 58) H. Omori, H. Yamashita, M. Nakaoka and T. Maruhashi  
A NOVEL TYPE INDUCTION-HEATING SINGLE-ENDED RESONANT INVERTER  
USING NEW BIPOLAR DARLINGTON-TRANSISTOR.  
1985 IEEE pp. 590 - 599
- 59) Sam Palazzolo  
MOISTURE PROFILE CONTROL UTILIZING NEW TECHNOLOGIES  
Sec. VI: 8 p. (Oct. 10-12 1982.
- 60) T. Umemoto, A. Matsushita, A. Tanaka  
APPLICATION OF INDUCTION HEATING STRESS IMPROVEMENT TO THE JOINT BETWEEN  
THE RECIRCULATION INLET NOZZLE AND THE SAFE-END WELD.  
Sept. 1985 pp. 117-127

CHAUFFAGE PAR INDUCTIONBIBLIOGRAPHIE

- 61) S. Bouchard.  
ELECTRIC TECHNOLOGIES FOR PAPER DRYING.  
V. 73B: pp. 211-215 Jan. 29-30 1987.(Engl.)
- 62) Youngseok Kim, Shigeru Okuma and Koji Iwata.  
CHARACTERISTICS AND STARTING METHOD OF A CYCLO-CONVERTER WITH  
A TANK CIRCUIT FOR INDUCTION HEATING.  
PESC 86 record. 1986 June 23-27 pp. 301-10
- 63) A. Napieralski, F. Pompignac  
PROGRAMME DES CALCULS THERMIQUES DANS LES CIRCUITS HYBRIDES DE PUISSANCE.  
Rapport GERII - INSAT Novembre 1987.
- 64) J.A. Tegopoulos, E.E. Kriezis.  
EDDY CURRENTS IN LINEAR CONDUCTING MEDIA.  
Amsterdam - Oxford - New York - Tokyo 1985
- 65) Maurice Ordeuil.  
ELECTROTHERMIE INDUSTRIELLE - FOURS ET EQUIPEMENTS THERMIQUES  
ELECTRIQUES INDUSTRIELS  
Bordas, Paris, 1981.
- 66) Labether  
MESURES THERMIQUES - TEMPERATURES ET FLUX  
MASSON, Paris, N.Y. 1985
- 67) U. Grigull, H. Sandner  
HEAT CONDUCTION  
1984
- 68) Wojnar, R.  
MECHANIKA TEORETYCZNA I STOSOWANA  
V 15 #2 1977 pp. 155-77
- 69) R.F. Angel, A.J. Bovy, B.Geersert, J.E. Harry, K.Kegel, H. Kohne,  
I.G. Kretschmar, Y.Sundberg, D.I.Swinden, P.Tomlinson, F.Walkden, G.Woelk.  
November 1986. (1985)
- 70) ELECTROTECHNOLOGIES CONFERENCE.  
11, 12 novembre 1987 - Montréal - November 11,12,1987.  
Palais des Congrès - Montréal,
- 71) Yves Langhame, Jean-Noel Séguin.  
PANORAMA DES ELECTROTECHNOLOGIES INDUSTRIELLES.  
1987
- 72) Hansruedi Buhler  
ELECTRONIQUE DE PUISSANCE - ELECTRONIQUE INDUSTRIELLE I  
Vol. XV

CHAUFFAGE PAR INDUCTIONBIBLIOGRAPHIE

- 73) J.P. Jordan  
INDUCTION AND DIELECTRIC HEATING  
pp 18-36 - 18-45
- 74) René Larivé  
Group Leader Instrumentation and Development CONSOLIDATED BATHURST INC.  
PAPER CALIPER CONTROL WITH HIGH-FREQUENCY INDUCTION HEATING.
- 75) A. Taylor, W. Kammerling, R. Ireson.  
TRANSVERSE FLUX INDUCTION HEATING OF METAL STRIP & PLATE (TFX)  
Session 3.1 N. 3.1.5 IN 151 TAY 1984 pp. 1-16
- 76) K. Januszkiewicz  
TEMPERATURE PROFILE ALONG AN INDUCTION HEATED, MOVING NON-MAGNETIC CHARGE.  
Poster N. 3.1.12 IN 000 JAN 1984 pp. 1 - 16
- 77) J.C. Sabonnadiere  
METHODES INTERACTIVES DE CALCUL DES SYSTEMES DE CHAUFFAGE PAR INDUCTION  
Poster N. 3.1.7 IN 04 SAB 1984 pp. 1-15
- 78) K. Nemoto and M. Tabuchi  
THERMAL ANALYSIS OF INDUCTION HEATING BY THE FINITE ELEMENT METHOD  
USING A COMPUTER.  
Poster N. 3.1.9 IN 04 NEM 1984 pp. 1-16
- 79) Chiang, Y.N.  
FIZIKA NIZKIKH TEMPERATUR  
Dec. 1986 v.12 #/2 pages 1248-54
- 80) J.P. Ferrieux, J.P. Kedarec, Y. Baudon.  
A HIGH-FREQUENCY SERIES-RESONANT CONVERTER USING NEW COMFET TRANSISTOR.  
1987 IEEE pp. 718-723
- 81) C.-c.Wu, A.Sangiovanni-Vencentelli and R. Saeks.  
A DIFFERENTIAL-INTERPOLATIVE APPROACH TO ANALOG FAULT SIMULATION.  
April 27-29, 1981
- 82) Kari K. Hilden, Sales Eng.  
IMPROVED CALIPER/HARDNESS PROFILE Control using Induction Energy Calender  
Roll Heating.  
April 10-13 1984.
- 83) A.K. Athienitis, M. Chandrashekar, H.F. Sullivan.  
MODELLING AND ANALYSIS OF THERMAL NETWORKS THROUGH SUBNETWORKS FOR  
MULTIZONE PASSIVE SOLAR BUILDINGS.  
V. 9 #2 pp. 109-16 1985.
- 84) Gorislavets, Yu.M.  
DETERMINING THE ELECTROMAGNETIC...  
Vol. #2 pp. 36-9 March-April 1985.



CHAUFFAGE PAR INDUCTIONBIBLIOGRAPHIE

- 25) Chaplygin, E.E.  
POWER SOURCES FOR...  
Vol. #1 pp. 33-7 Jan-Feb. 1987.
- 86) Vishtak, P.A.  
JOULIAN HEAT LIBERATION IN THE PROCESS...  
Vol. #2 pp. 21-8 March-April 1986.
- 87) Schulze, D.  
NUMERICAL MODELLING FOR THE DESIGN...  
Vol. 16 part #36 pp. 21-6 1985
- 88) Ph. Maugest et L. Perier  
ELECTRONIQUE DE PUISSANCE  
April 1987 #20 p. 35-40
- 89) K.K Lim, and Prof. P. Hammond.  
NUMERICAL METHOD FOR DETERMINING THE ELECTROMAGNETIC FIELD IN  
SATURATED STEEL PLATES.  
1972 Nov. V. 119 #11 p. 1667-1674
- 90) K.K Lim, Prof. P. Hammond.  
UNIVERSAL LOSS CHART FOR THE CALCULATION OF EDDY-CURRENT LOSSES  
IN THICK STEEL PLATES.  
April 1970 v.117 #4 pp.857-864
- 91) Rolf P. Sparthmann and Oskar Pawelski.  
THERMAL MODIFICATION OF THE SHAPE...  
Nov. 1982 v.53 #11 p.427-34
- 92) Gabor Renner  
COMPUTER SIMULATION OF THE TEMPERATURE AND ELECTROMAGNETIC FIELD  
IN AN INDUCTIVELY HEATED SEMICONDUCTOR.  
1978 v.20 #1 p.28-36
- 93) Kari K. Hilden  
IMPROVED CALIPER/HARDNESS PROFILE CONTROL USING INDUCTION ENERGY  
CALENDER ROLL HEATING.  
V. 71A #271-276 1985
- 94) Till. P.  
TECHNISCHES MESSEN ATM  
V. 45 #1 1978 pp. 17-21
- 95) Bendrikov, G.A. and L.D. Lozinskii  
MOSCOW UNIV. PHYS. BULL. (USA)  
PROPERTIES OF THE LOCI OF ROOTS OF THE CLASS OF SELF-REGULATING SYSTEMS  
CONTAINING A NETWORK ELEMENT DESCRIBED BY THE HEAT CONDUCTION EQUATION.  
V. 37 #2 1982 p. 6-11
- 96) Knoplev I.D.  
ELEKTRONOE MODELIROVANIE (USSR)  
V9 #4 July-Aug.1987 p. 24-7

CHAUFFAGE PAR INDUCTIONBIBLIOGRAPHIE

- 97) P. Briol et B. Geeraert<sup>1</sup>  
 QUELQUES EXEMPLES RECENTS D'APPLICATIONS DU MODELE BEUKEN EN  
 LABORATOIRE D'ELECTROTHERMIE.  
 V.39 #4 Aug. 1981 p. 193-200
- 98) N. Saryal<sup>1</sup>  
 BEUKEN MODEL FOR COMPLICATED DIFFUSION SYSTEMS.  
 V. 39 #4 Aug. 1981 page 190-3
- 99) M. Ichikawa<sup>1</sup>  
 HEAT TRANSFER SYSTEM ANALYSES BY MEANS OF BEUKEN AND DIGITAL COMPUTER.  
 V. 39 #4 1981 pp. 189-90
- 100) Von J. Kunes<sup>1</sup>  
 ELEKTROWAERME INTERNATIONAL EDITION B.  
 V.39 #4 1981 pp. 181-4
- 101) Von M. Kering, Z. Kuran and M. Namiotkiewicz<sup>1</sup>  
 ELEKTROWAERME INTERNATIONAL -EDITION B  
 V. 39 #4 1981 p. 200-2
- 102) Maochang Cao and P.P. Biringer.  
 Field Treatment of Electromagnetic (Em) Stirrers.  
 IEEE Catalog number 86CH2272-3 Sept. 28-Oct. 3 1986 pp.1620-1623
- 103) George Havas.  
 STATE-OF-THE-ART HIGH POWER INDUCTION HEATING.  
 1986 IEEE Sept. 28-Oct. 3.pp. 1614-1619
- 104) J. Penman and M.D. Grieve.  
 SELF-ADAPTIVE FINITE ELEMENT TECHNIQUES FOR THE COMPUTATION OF  
 ELECTROSTATIC FIELDS.  
 IEEE 1986 Sept. 28-Oct. 3 pp. 1301-1306.
- 105) Mark Blitshteyn, John M. Zabita.  
 INFRARED THERMOGRAPHY OF NEGATIVE DC AND NEGATIVELY ENHANCED AC POINT-TO-  
 PLANE CORONA DISCHARGE IN AIR.  
 1986 IEEE Sept. 28-Oct. 3 p. 1211-1215
- 106) R. de Doncker, A. Vandenput and W. Geysen  
 THERMAL MODELS OF INVERTER FED ASYNCHRONOUS MACHINES SUITED FOR ADAPTIVE  
 TEMPERATURE COMPENSATION OF FIELD ORIENTED CONTROLLERS.  
 1986 IEEE Sept. 28-Oct. 3 p.132-139

CHAUFFAGE PAR INDUCTIONBIBLIOGRAPHIE

- 107) Agarwal, P.D.  
EDDY-CURRENT LOSSES IN SOLID AND LAMINATED IRON.  
Vol. 7B May 1959 p. 169-181
- 108) M.R. Roda, K.M. Rege and G.N. Revankar  
CURRENT-FED INVERTER FOR INDUCTION HEATING  
V. 24 #2 p. 81-5 Feb. 1978
- 109) Nikitin YU. P.  
ELEKTRICHESTVO (USSR) (PROPAGATION OF THE LEADING EDGE...)  
March 1976 #3 p.40-4
- 110) A.A. Yashin  
ESTIMATE OF THE ASSOCIATED DISTRIBUTED ELECTRICAL AND THERMAL  
PARAMETERS OF MICROWAVE MONOLITHIC IC'S WITH A GROOVE LINE.  
Vol. 28, no. 5, pp. 55-60, 1985
- 111) H.S. Kocher  
A STUDY OF HEAT TRANSFER IN TONER DURING FLASH FUSING BY MEANS OF ELECTRICAL  
ANALOG NETWORKS  
1979 IEEE NY p.p. 34-42
- 112) Liebmann, G.  
A NEW ELECTRICAL ANALOG METHOD FOR THE SOLUTION OF TRANSIENT HEAT-CONDUCTION  
PROBLEMS.  
1956 V 78 #6 p.655-665
- 113) Dayan, A and Alan H. Merbaum.  
TEMPERATURE DISTRIBUTIONS AROUND BURIED PIPE NETWORKS IN SOIL WITH A  
TEMPERATURE DEPENDENT THERMAL CONDUCTIVITY.  
March 1984 v27 #3 p.409-17
- 114) Bornier, L., J. Birocheau.  
MODELISATION D'UNE INSTALLATION DE SOLIDIFICATION BRIDGMAN AVEC CHAUFFAGE  
PAR INDUCTION.  
May-June 1985 v71 #3 p566-78.
- 115) G. Wouch, A.E. Lord, Jr.  
EDDY CURRENTS: LEVITATION, METAL DETECTORS, AND INDUCTION HEATING  
May 1978 v.46 #5 p.464-6
- 116) Poiroux, R.  
LE CHAUFFAGE PAR INDUCTION  
April 1985, #6 p.25-37
- 117) Roda M.R. & Rege K.M.  
A CURRENT-FED INVERTER WITH SERIES-PARALLEL COMPENSATED LOAD.  
Feb. 1978 v 24 #2 P.86-9

CHAUFFAGE PAR INDUCTIONBIBLIOGRAPHIE

- 118) Robert Vichnevetsky,  
THE IMPACT OF COMPUTER SIMULATION ON APPLIED SCIENCE.  
North-Holland Publishing Company, (1976) p. 1-4
- 119) Karplus, Walter, J.  
THE SPECTRUM OF MATHEMATICAL MODELING AND SYSTEMS SIMULATION  
North-Holland Publishing Co. (1976) p. 5-13
- 120) Crosbie, R.E.  
SIMULATION - IS IT WORTH IT?  
North-Holland Publishing Company, (1976) p.15-19
- 121) Howe, R.M.  
TOOLS FOR CONTINUOUS SYSTEM SIMULATION; HARDWARE AND SOFTWARE  
North-Holland Publishing Company, (1976) p.21-29
- 122) Kleijnen, J.P.C.  
DISCRETE SIMULATION: TYPES, APPLICATIONS, AND PROBLEMS  
North-Holland Publishing Co.(1976) p. 31-38
- 123) Rideout, Vincent C.  
SIMULATION IN LIFE SCIENCES  
North-Holland Publishing Co. (1976) p. 39-46
- 124) Kremen, Jaromir  
MODERN CONCEPT OF THE FORMULATION OF DYNAMICAL SYSTEMS, SUITABLE  
FOR SIMULATION ON COMPUTERS.  
North-Holland Publishing Co.(1976) p.47-52
- 125) Gurel Okan,  
PEELING STUDIES OF COMPLEX DYNAMIC SYSTEMS  
North-Holland Publishing Co. (1976) p.53-58
- 126) Potucek, J, M. Hajek, V. Brodan  
METHODS OF DETERMINING THE RELIABILITY RANGE OF PARAMETERS  
OF A BIOLOGIC MODEL USING A HYBRID COMPUTER.  
North-Holland Publishing Co. (1976) p.59-65
- 127) Fahrmeir, L.  
ON THE SIMULATION OF STOCHASTIC PROCESSES WITH CONTINUOUS STATE  
AND PARAMETER SPACE.  
North-Holland Publishing Co. (1976) p. 67-71
- 128) Schuler A, Lorenz W.  
DEVELOPMENT OF ELECTRON GUNS FOR MACHINING BY MEANS OF DIGITAL  
COMPUTER SIMULATION OF THE ELECTRON OPTICAL SYSTEM.  
North-Holland Publishing Co. (1976) p.73-79
- 129) Dasgupta S, Kavanagh R.J.  
DESIGN AND SIMULATION OF A CONTROL SYSTEM FOR A CLASS OF  
UNDERWATER TOWED BODIES.  
North-Holland Publishing Co.(1976) p. 81-89

CHAUFFAGE PAR INDUCTIONBIBLIOGRAPHIE

- 130) Janac, Karel Dr.  
CSDT HYBRID METHODS FOR PARABOLIC EQUATIONS IN SEVERAL SPACE DIMENSIONS  
North-Holland Publishing Co.(1976) p.91-99
- 131) Buis, J.Paul, Bosgra, Okko H.  
THEORETICAL ASPECTS IN THE SIMULATION OF COMPLEX DYNAMIC SYSTEM  
TRANSIENTS.  
North-Holland Publishing Co. (1976) p. 101-111
- 132) De Bruijn, Michiel A.  
MODIFIED SERIAL METHODS FOR THE HYBRID COMPUTER SOLUTION OF TIME DEPENDENT  
PARTIAL DIFFERENTIAL EQUATIONS.  
North-Holland Publishing Co.(1976) p.113-123
- 133) Spriet, J., Vansteenkiste, G.C.  
ON THE OPTIMIZATION OF A FUNCTIONAL BY ORTHOGONAL EXPANSIONS  
North-Holland Publishing Co.(1976) p.125-134
- 134) Uotila, E., Wahlstrom, B.  
HYBRID COMPUTER SOLUTION OF NONLINEAR BOUNDARY VALUE PROBLEMS  
Technical Research Centre of Finland. p. 135-139
- 135) Troch, I., Rattay, F.  
NEW CONTINUOUS AND DISCRETE SHOOTING METHODS FOR THE SOLUTION OF TWO-  
AND MULTI-POINT BOUNDARY VALUE PROBLEMS.  
North-Holland Publishing Co.(1976) p.141-147
- 136) Klawe, M., Momot, A.  
PRACTICAL ASPECTS OF DIGITAL SIMULATION APPROACH TO THE INVESTIGATION  
OF DYNAMIC PERFORMANCE OF CO-ORDINATED GENERATION CONTROL SYSTEM  
OF 200 MW BOILER-TURBINE UNIT.  
North-Holland Publishing Co.(1976) p. 149-158
- 137) Gouyon, J.P., Pinglot, D., Van der Weg, R.  
HYBRID SIMULATION OF AN ABSORPTION PROCESS.  
North-Holland Publishing Co. (1976) p. 159-166
- 138) Marconato, R., Parigi, F., Segimiro, A.  
ADVANCED HYBRID SIMULATION IN THE CONTROL AND SUPERVISION OF ON-LINE  
DYNAMIC SECURITY OF ELECTRICAL POWER SYSTEM.  
North-Holland Publishing Co. (1976) p. 167-176
- 139) Kacki, E, Niewierowicz, T.  
A HYBRID ADAPTIVE SYSTEM OF HEAT AND MASS TRANSFER CONTROL.  
North-Holland Publishing Co.(1976) p.209-217
- 140) Coates, R. Dr.  
APPROACHES TO THE SIMULATION OF COMMUNICATION SYSTEMS.  
North-Holland Publishing Co.(1976) p.233-242
- 141) Sztipanovits, J.  
HYBRID SIMULATION OF MEASUREMENT PROCEDURES.  
North-Holland Publishing Co.(1976) p. 243-249

CHAUFFAGE PAR INDUCTIONBIBLIOGRAPHIE

- 142) Waller, Heinz.  
THE APPLICATION OF THE FAST FOURIER - TRANSFORMATION FOR THE  
SIMULATION OF LINEAR SYSTEMS.  
North-Holland Publishing Company, (1986) p. 251-261
- 143) B.H. Caussade, Dournes, G.  
IDENTIFICATION OF NON LINEAR PARAMETERS OF DIFFUSION PHENOMENA BY  
HYBRID COMPUTATION  
North-Holland Publishing Co. (1976) p. 315-318
- 144) Kozdoba, L.A.  
SIMULATION OF NON-LINEAR DIRECT AND INVERSE HEAT TRANSFER  
PROBLEMS WITH THE HELP OF ANALOG AND HYBRID COMPUTERS.  
North-Holland Publishing Co. (1976) p. 319-326
- 145) Matsevity, Yu. M.  
APPLICATION OF ANALOG AND HYBRID COMPUTER DEVICES FOR  
THE SIMULATION OF NON-LINEAR HEAT CONDUCTION PROBLEMS.  
North-Holland Publishing Co. (1976) p. 327-334
- 146) Michaleski, L., Sadowski, J.  
A NEW METHOD OF SIMULATING THE NONLINEAR CHANGES OF THERMAL  
CONDUCTIVITY IN A BEUKEN-MODEL p. 335-339
- 147) Mizia, Marek  
HYBRID SIMULATION OF TRANSIENT FIELD PROBLEMS  
North-Holland Publishing Co. (1976) p. 341-346
- 148) Paker, Yakup., Guran, Hasan.  
ARDAC-AN AUTOMATED RESISTIVE DIRECT ANALOGUE COMPUTER  
North-Holland Publishing Co. (1976) p. 365-368
- 149) Spalvins A, Rohde E.  
THE HYBRID COMPUTER SYSTEMS OF THE TYPE "DC-NETWORK" AND THE  
PROBLEM OF SIMPLIFYING THE NETWORK.  
North-Holland Publishing Co. (1976) p. 381-389
- 150) Cellier, François E., Blitz, André E.  
CASP-V: A UNIVERSAL SIMULATION PACKAGE  
North-Holland Publishing Co. (1976) p. 391-401
- 151) Robert, Jean., Malbrouck, Gilbert  
SIMULT - A CONTINUOUS SIMULATION PROGRAM WITH PROVISION  
FOR NON-LINEAR ALGEBRAIC LOOPS.  
North-Holland Publishing Co. (1976) p. 403-410
- 152) Sierenberg, R.W.  
SIMULATION WITH PROSIM  
North-Holland Publishing Co. (1976) p. 411-420
- 153) Waldschmidt, K., Tavangarian, D.  
INTERACTIVE DESCRIPTION AND MANIPULATION OF ELECTRICAL NETWORKS  
ON THE BASIS OF SIGNAL FLOW GRAPHS FOR TV COMPUTER-DISPLAYS.  
North-Holland Publishing Co. (1976) p. 445-451

CHAUFFAGE PAR INDUCTIONBIBLIOGRAPHIE

- 154) Schomberg, H.  
PARALLEL SOLUTION OF A NONLINEAR ELLIPTIC BOUNDARY VALUE PROBLEM  
North-Holland Publishing Co. (1976) p. 461-470
- 155) Davis, R., Claes, W.  
REMOTE ACCESS HYBRID COMPUTATION  
North-Holland Publishing Co. (1976) p. 487-494
- 156) Cellier, François E.  
MACRO-HANDLER FOR SIMULATION PACKAGES USING ML/I  
North-Holland Publishing Co. (1976) p. 515-521
- 157) Holding, D.J., Jacovides, D., Mamdani, E.H.  
ON THE USE OF CONVENTIONAL COMPUTERS TO PROVIDE PARALLEL  
EXECUTION OF SIMULATION SOFTWARE.  
North-Holland Publishing Co. (1976) p. 523-526
- 158) Janac, Karel Dr.  
PROBLEM ORIENTED APPROACH TO HYBRID SYSTEMS WITH AUTOMATIC PATCHING.  
North-Holland Publishing Co. (1976) p. 527-535
- 159) Shih, J.C., Shorter, C.H.  
SIMULATION AND REAL TIME SOFTWARE SYSTEMS.  
North-Holland Publishing Co. (1976) p. 537-542
- 160) Saucier, Aldric, Peak, Dale C.  
ADVANCED HYBRID COMPUTING - WHAT, HOW, AND WHY  
North-Holland Publishing Co. (1976) p. 543-551
- 161) Robert, Jean  
A METHOD FOR STUDYING GENERALIZED LADDER NETWORKS  
North-Holland Publishing Co. (1976) p. 575-579
- 162) Pukhov, G. Ev.  
MATHEMATICAL THEORY OF STRUCTURE-ANALOG DIGITAL COMPUTING DEVICES  
North-Holland Publishing Co. (1976) p. 581-583
- 163) Kalyayev, A.V., Nicolayev, I.A.  
THEORY AND APPLICATION POSSIBILITIES OF DIGITAL NETWORKS  
North-Holland Publishing Co. (1976) p. 585-589
- 164) Blackstone, E.H., Gupta, A.K. and Rideout, V.C.  
CARDIOVASCULAR SIMULATION STUDY OF INFANTS WITH TRANSPOSITION  
OF THE GREAT ARTERIES AFTER SURGICAL CORRECTION  
North-Holland Publishing Co. (1976) p. 599-608
- 165) Humeau, J.P., Mezencev, R., Grolleau, M.  
ADAPTIVE CONTROL OF A DISTRIBUTED PARAMETER SYSTEM  
North-Holland Publishing Co. (1976) p. 727-735
- 166) Waglowski, S., Plucinska-Klawe, M.A.  
THE OPTIMIZATION OF POWER BOILER START-UP PROCEDURE BY MEANS  
OF LARGE-SCALE MATHEMATICAL MODEL INVESTIGATION.  
North-Holland Publishing Co. (1976) p. 765-774

CHAUFFAGE PAR INDUCTIONBIBLIOGRAPHIE

- 167) Sagara, K., Kishikawa, T.  
A NEW METHOD OF DIGITAL SIMULATION FOR BOILER HEATING SURFACES  
North-Holland Publishing Co. (1976) p. 775-784
- 168) Brown, J.C., Rose, E.  
HYBRID SIMULATION OF THERMAL PROCESSES DURING SINTERING  
North-Holland Publishing Co. (1976) p. 785-793
- 169) Maslo, Ronald M., Hyer, Fred K.  
HYBRID SIMULATION OF A NUCLEAR FUEL & ELECTRIC HEATER PIN  
North-Holland Publishing Co. (1976) p. 795-803
- 170) Sasu, M., Serbanescu, M.  
THE SIMULATION OF THE ELECTROMAGNETIC IMPULSE DRIVING DEVICES  
DYNAMIC REGIME ON THE DIGITAL COMPUTER  
North-Holland Publishing Co. (1976) p. 815-822
- 171) Deshmukh, J., Atherton, D.P.  
HYBRID SIMULATION OF AN IMPACT HAMMER  
North-Holland Publishing Co. (1976) p. 855-864
- 172) Szymanski, A.  
DETERMINING THE SWITCHING INSTANTS IN TIME-OPTICAL CONTROL OF PLANT  
WITH RANDOM DISTURBANCES BY MEANS OF HYBRID SIMULATION TECHNIQUES  
North-Holland Publishing Co. (1976) p. 917-927
- 173) Wozniakowski, M.  
HYBRID ALGORITHM FOR OPTIMIZATION OF DYNAMICAL SYSTEMS  
North-Holland Publishing Co. (1976) p. 929-936
- 174) Buli, Svein T., Janac, Karel Dr.  
HIGH ACCURATE HYBRID SOLUTION OF INTEGRAL EQUATIONS  
North-Holland Publishing Co. (1976) p. 937-945
- 175) Rozanski, L.  
CIRCUIT REPRESENTATIONS OF SOME BOUNDARY-VALUE PROBLEMS  
North-Holland Publishing Co. (1976) p. 947-954
- 176) Till, P., Fraunschiel, E., Haider, M., Mitterauer, J.  
COMPUTER SIMULATION OF TIME DEPENDENT ELECTROTHERMAL SYSTEMS  
North-Holland Publishing Co. (1976) p. 955-962
- 177) Santos, J.A.R., Faria, L.D.G.  
PARAMETER ADJUSTMENT FOR REPRESENTING A COMPLEX REGULATOR IN A  
PRE-DEFINED SIMPLIFIED STRUCTURE USING ANALOG AND DIGITAL SIMULATION  
North-Holland Publishing Co. (1976) p. 963-968
- 178) Kettenis, D.L., Elzas, M.  
HYBRID LANGUAGE ONE (HL1) IN A CHANGING ENVIRONMENT  
North-Holland Publishing Co. (1976) p. 969-978
- 179) Sydow, A.  
A CONTRIBUTION TO THE ANALYSIS OF DISCRETE-TIME SYSTEMS  
BY CONTRACTION PRINCIPLE  
North-Holland Publishing Co. (1976) p. 985-991



CHAUFFAGE PAR INDUCTIONBIBLIOGRAPHIE

- 180) Bourjault, A., Chevillard, A. and Lhote, F.  
HYBRID SIMULATION OF THE VOCAL TRACT IN REAL TIME  
North-Holland Publishing Co. (1976) p. 993-998
- 181) Loboeki, E.J.  
AN ANALOGUE MODEL FOR THE TRANSIENT BEHAVIOUR OF THE MELTING PROCESS  
IN A PLASTICATING EXTRUDER  
North-Holland Publishing Co. (1976) p. 1025-1031
- 182) Macha, E.  
SIMULATION OF FATIGUE PROCESS IN MATERIAL SUBJECTED TO RANDOM  
COMPLEX STATE OF STRESS.  
North-Holland Publishing Co. (1976) p. 1033-1034
- 183) Van den Bosch, P.P.J., Schouten, H.P.R.  
SIM-AN INTERACTIVE SIMULATION PROGRAM FOR BOTH CONTINUOUS AND DISCRETE SYSTEMS.  
North-Holland Publishing Co. (1976) p. 1067-1070
- 184) Patton, R.J., Linkens, D.A.  
A DIFFERENTIAL QUADRATURE METHOD FOR THE SIMULATION OF GASTRO-  
INTESTINAL ELECTRICAL SIGNALS  
p. 1111-1113
- 185) Bornier, L.  
TEMPERATURE FIELDS OF A UNIDIRECTIONALLY SOLIDIFIED SAMPLE WITH  
INDUCTION HEATING  
1986, V. 18 #4 p. 283-9
- 186) Ishibaski, K.  
NONLINEAR EDDY CURRENT ANALYSIS OF INDUCTION HEATING BY  
BOUNDARY ELEMENT METHOD.  
Jan-Feb. 1985 V105 #1 p.63-71
- 187) Kojima, H.  
STEADY-STATE ANALYSIS OF NEW CYCLOCONVERTER WITH HIGH-FREQUENCY  
TANK CIRCUIT FOR INDUCTION HEATING.  
March-April 1984 V104 #2 p.87-93
- 188) Ishibashi, K.  
EDDY CURRENT ANALYSIS OF INDUCTION HEATING BY BOUNDARY ELEMENT METHOD  
Jan-Feb 1984 V104 #1 p109-17
- 189) Pulkowski, J.H., Wedel, G.L.  
MOISTURE PROFILING BY INDUCTION HEATING  
1985 p. 131-136
- 190) Alliegro, R.A.  
Physical Properties of Pure Metals at High and Very High Temperatures  
Inductive Heating.  
1978, V.10 #2 Page 89-
- 191) Piglione, L., Vagati, A.  
POWER M.O.S. IN INDUCTION HEATING APPLICATIONS  
1984 PCI '84 conference pp. 150-9

CHAUFFAGE PAR INDUCTION  
BIBLIOGRAPHIE

- 192) Raghupath, P.S.  
INDUCTION MELTING OF METALS: STATE-OF-THE-ART ASSESSMENT.  
30 april 1986. pp. 0264-0318
- 193) Veselouskii, A.P. et Al.  
RANDOM SEARCH ALGORITHM IN OPTIMISING...  
July 1979 NBR 7 p. 49-54
- 194) Chigyrinckaya,  
PRODUCTION OF CASTINGS FOR...  
Vo. #10, 1987 pages 6-7
- 195) IEEE MONTECH '86 CONFERENCE SUR LES ELECTROGHERMIES  
P. Tsappi, R.D. Langman.  
1986, v. 2 pp. 1-4
- 196) Riihinen, Jaakko.  
METHOD FOR EDDY CURRENT HEATING A ROLL IN A PAPER MACHINE.  
Patent number 4,614,565 - Date of Patent: Sept. 30, 1986.  
pp. 1-6
- 197) Riihinen, Jaakko  
APPARATUS AND METHOD FOR EDDY CURRENT HEATING A ROLL IN A  
PAPER MACHINE.  
Patent number: 4,631,794 - Date of Patent: Dec. 30, 1986  
pp. 1-6
- 198) Mèlanson Maria M., Dixon Anthony G.  
SOLID CONDUCTION IN LOW  $d_t/d_p$  BEDS OF SPHERES, PELLETS AND RINGS.  
July 2, 1984 - pp. 383-392
- 199) UDELL, Kent S.  
HEAT TRANSFER IN POROUS MEDIA CONSIDERING PHASE CHANGE AND  
CAPILLARITY - THE HEAT PIPE EFFECT  
July 14, 1984 - pp.485-494
- 200) BAKER, C.G.J., ARMSTRONG E.R. and BERGOUNGNOU M.A.  
Powder technology 2. (1978) pp. 195-204  
HEAT TRANSFER IN THREE-PHASE FLUIDIZED BEDS
- 201) DIXON, A.G.  
AIChE Journal (Vol. 31, No. 5) pp. 826-834 May 1985  
THERMAL RESISTANCE MODELS OF PACKED-BED EFFECTIVE HEAT  
TRANSFER PARAMETERS
- 202) FAN, L.T., CHANG C.C. AND YU Y.S.  
INCIPIENT FLUIDIZATION CONDITION FOR A CENTRIFUGAL  
FLUIDIZED BED  
AIChE Journal (Vol. 31, No. 6) June 1985 pp. 999-1009
- 203) CHEN, Peishi and PEI David C.T.  
September 1984. pp. 675-681  
A MODEL OF HEAT TRANSFER BETWEEN FLUIDIZED BEDS AND IMMERSSED SURFACES.

CHAUFFAGE PAR INDUCTION  
BIBLIOGRAPHIE

- 204) Lawton, J.  
SOME PERSPECTIVES ON ELECTRICAL HEATING TECHNOLOGY.
- 205) Reboux, J.  
LES PLASMAS INDUCTIFS: un outil exceptionnel pour une  
métallurgie de qualité.  
5 février 1985 - pp. 29-35
- 206) Koester III, George L.  
IMPEDANCE PIPE HEATING  
Vol. 6 no. 3 1985 - pp. 53-59
- 207) Jaraiz-M.E., Levenspiel Octave and Fitzgerald T.J.  
THE USES OF MAGNETIC FIELDS IN THE PROCESSING OF SOLIDS.  
pp. 107-114
- 208) Heurtin J., Poiroux, R.  
LES INDUCTEURS DE RECHAUFFAGE EN INDUCTION.  
Vol. No. 3 1981, pp. 31-56
- 209) NUNS, J., Poiroux R.  
LE CHAUFFAGE DE BANDES D'ALUMINIUM PAR INDUCTEUR A FLUX  
TRANSVERSE  
Vol. No. 3 1981, pp. 57-71
- 210) Heurtin J., Poiroux R.  
LES INDUCTEURS DE RECHAUFFAGE EN INDUCTION.  
HE 102 T 433 HS/CM 23 mars 1981 52 pages.
- 211) Chorney, Al.  
SEALS DESIGN - FERROFLUIDICS SOLVE TODAY'S SPECIAL PROBLEMS  
pp. 55-60
- 212) Stahl P. and Ward A., Mulukutla S. Sarma  
MAGNETIC-FIELD ANALYSIS OF FERROFLUIDIC SEALS FOR OPTIMUM DESIGN.  
J.Appl.Phys.55(6) 15 March 1984 pp. 2595-2597
- 213) Yu, O., Midhalev, D., Orlov V and Yu. I. Stradomskii.  
FERROFLUIDIC SEALS  
UDC 621.318:538.4  
No.3 July-September 1979, pp. 285-291
- 214) Meisel Nicolas et Chapelot Jean-Claude.  
THERMOMETRES OPTO-ELECTRONIQUES EN MILIEUX ELECTROMAGNETIQUES HOSTILES.  
JFF journal No. 20 Décembre 1986 pp.25-31
- 215) Dubuc, René  
LABORATOIRE DE CARACTERISATION  
Vol. 1 No. 5 Mai 1987 pp. 1-3
- 216) Poiroux, Rodolphe  
NOUVEAUTES TECHNOLOGIQUES DANS LE RECHAUFFAGE PAR INDUCTION DES  
BILLETES, DES FILS ET DES TOLES  
AMBC 1e 20 août 1983 17 pages

CHAUFFAGE PAR INDUCTIONBIBLIOGRAPHIE

- 217) Gungor K.E. and Winterton R.H.S.  
A GENERAL CORRELATION FOR FLOW BOILING IN TUBRE AND ANNULI  
Vol. 29 No. 3 pp. 351-358 1986
- 218) Britt K.W., Unbehend J.E. and Shridharan R.  
OBSERVATIONS ON WATER REMOVAL IN PAPERMAKING  
July 1986 - pp 76-79
- 219) Gloski David, Glicksman Leon and Decker Norman.  
THERMAL RESISTANCE AT A SURFACE IN CONTACT WITH FLUIDIZED BED PARTICLES  
Vo.. 27 1986 pp. 599-608
- 220) Decker N. and Glicksman L.R.  
HEAT TRANSFER IN LARGE PARTICLE FLUIDIZED BEDS  
Vol. 26 no. 9 1983 pp. 1307-1319
- 221) Dixon, Anthony G., Labua Leonard A.  
WALL-TO-FLUID COEFFICIENTS FOR FIXED BED HEAT AND MASS TRANSFER  
Vol. 26 No. 4 pp. 870-881
- 222) Brewster B.S. and Seader J.D.  
MEASURING TEMPERATURE IN A FLOWING GAS-SOLIDS SUSPENSION WITH A THERMOCOUPLE  
July 1984 Vol. 30 no. 4 pp. 676-679
- 223) Delvosalle, C.  
ETUDE DES TRANSFERTS THERMIQUES ENTRE UNE COUCHE FLUIDISEE ET UN OBJET  
IMMERGE DE LA TAILLE DES PARTICULES.  
No. 275 novembre 1984 pp. 718-732
- 224) Delvosalle, C. and Vancerschuren J.  
GAS-TO-PARTICLE AND PARTICLE-TO-PARTICLE  
HEAT TRANSFER IN FLUIDIZED BEDS OF LARGE PARTICLES  
Vol. 40 no. 5 pp.769-776 1985
- 225) Gomes, Vincent G.  
CONTROLLING FIRED HEATERS  
pp 63-68
- 226) Subbarao D. and Basu P.  
A MODEL FOR HEAT TRANSFER IN CIRCULATING FLUIDIZED BEDS  
Vol. 29 no. 3 1986 pp. 487-489
- 227) Dietz, Peter W.  
HEAT TRANSFER IN BUBBLING ELECTROFLUIDIZED BEDS  
Journal of Electrostatics, 5(1978) pp. 297-308
- 228) Wolny A. and Opalinski I.  
HEAT TRANSFER IN AN ELECTROSTATICALLY CHARGED FLUIDIZED BED  
Vol. 27 No. 11 pp. 2037-2045, 1984
- 229) Norgaard O.  
INDUKTIV OPVARMNING TIL KOKKENBRUG  
Elektronik 12. 1983 pp. 22-24 pp. 57-58

CHAUFFAGE PAR INDUCTIONBIBLIOGRAPHIE

- 230) Frank, W.E.  
IEEE TRANSACTIONS ON MAGNETICS.  
Vol. No. 6 November 1982 pp. 1752-1754
- 231) Marceau, Richard J.  
IREQ (CHAUFFAGE DE RESERVOIRS DE CIRE PAR INDUCTION ELECTROMAGNETIQUE  
Correspondance interne No. 901/T-IND
- 232) Cordier, J.P.  
ONDULATEURS PARALLELES REFROIDIS A L'AIR POUR CHAUFFAGE PAR INDUCTION  
Analyse 80H519071 pp. 1-20
- 233) Medan, M.  
EXTENSION ET DIVERSIFICATION DES APPLICATIONS DU CHAUFFAGE PAR INDUCTION  
Paris-13 mai 1980 pp. 1-16
- 234) Dixon, A.G.  
EFFECTIVE HEAT TRANSFER PARAMETERS FOR TRANSIENT PACKED-BED MODELS  
AIChE Journal May 1986 Vol. 32, No. 5 pp. 809-819
- 235) Hadley, G.R.  
THERMAL CONDUCTIVITY OF PACKED METAL POWDERS.  
Vol. 29 No. 6 pp. 909-919 1986
- 236) Poiroux, R., et Salaun, C.  
INDUCTEURS A CIRCUIT MAGNETIQUE POUR LE CHAUFFAGE DE FILS  
HS, le 23 juillet 1980 HE 122 W 1623 107 pages
- 237) Mulcahay, J. Enterprises Inc.  
DOCUMENTATION IN-ROLL EMS\*FOR SLAB CC  
Plusieurs pages.