

N° d'ordre :

T0189

1969 PI

THÈSES
présentées à la
FACULTÉ DES SCIENCES
DE L'UNIVERSITÉ DE GRENOBLE

pour obtenir le grade de
DOCTEUR-INGÉNIEUR

par

J.-C. PICOCHÉ

Ingénieur I.E.G.

PREMIERE THÈSE

Etude et réalisation d'une installation
à champs magnétiques intenses

DEUXIEME THÈSE

PROPOSITIONS DONNEES PAR LA FACULTE

Soutenues le 23-4-1969, devant la Commission d'Examen

MM. NEEL

Président

PAUTHENET

SANTON

} *Examineurs*

L I S T E D E S P R O F E S S E U R SDOYEN HONORAIRE : M. MORETDOYEN : M. BONNIERPROFESSEURS TITULAIRES :

MM.	NEEL Louis	Chaire de Physique Expérimentale
	HEILMANN René	Chaire de Chimie
	KRAVTCHENKO Julien	Chaire de Mécanique Rationnelle
	CHABAUTY Claude	Chaire de Calcul Différentiel et Intégral
	BENOIT Jean	Chaire de Radioélectricité
	CHENE Marcel	Chaire de Chimie Papetière
	FELICI Noël	Chaire d'Electrostatique
	KUNTZMANN Jean	Chaire de Mathématiques Appliquées
	BARBIER Reynold	Chaire de Géologie Appliquée
	SANTON Lucien	Chaire de Mécanique des Fluides
	OZENDA Paul	Chaire de Botanique
	FALLOT Maurice	Chaire de Physique Industrielle
	KOSZUL Jean-Louis	Chaire de Mathématiques
	GALVANI O.	Mathématiques
	MOUSSA André	Chaire de Chimie Nucléaire
	TRAYNARD Philippe	Chaire de Chimie Générale
	SOUTIF Michel	Chaire de Physique Générale
	CRAYA Antoine	Chaire d'Hydrodynamique
	REULOS R.	Théorie des Champs
	BESSION Jean	Chaire de Chimie
	AYANT Yves	Physique Approfondie
	GALLISSOT	Mathématiques
Melle	LUTZ Elisabeth	Mathématiques
	BLAMBERT Maurice	Chaire de Mathématiques
	BOUCHEZ Robert	Physique Nucléaire
	LLIBOUTRY Louis	Géophysique
	MICHEL Robert	Chaire de Minéralogie et Pétrographie
	BONNIER Etienne	Chaire d'Electrochimie et d'Electro- métallurgie
	DESSAUX Georges	Chaire de Physiologie Animale
	PILLET E.	Chaire de Physique Industrielle et Electrotechnique
	YOCCOZ Jean	Chaire de Physique Nucléaire Théorique
	DEBELMAS Jacques	Chaire de Géologie Générale
	GERBER R.	Mathématiques
	PAUTHENET René	Electrotechnique
	VAUQUOIS B.	Chaire de Calcul Electronique

PROFESSEURS TITULAIRES (suite)

MM.	BARJON R.	Physique Nucléaire
	BARBIER Jean-Claude	Chaire de Physique
	SILBER R.	Mécanique des Fluides
	BUYLE-BODIN Maurice	Chaire d'Electronique
	DREYFUS Bernard	Thermodynamique
	KLEIN J.	Mathématiques
	VAILLANT F.	Zoologie et Hydrobiologie
	ARNAUD Paul	Chaire de Chimie
	SENGEL P.	Chaire de Zoologie
	BARNOUD F.	Chaire de Biosynthèse de la Cellulose
	BRISSONNEAU P.	Physique
	GAGNAIRE	Chaire de Chimie Physique
Mme	KOFLER L.	Botanique
	DEGRANGE Charles	Zoologie
	PEBAY-PEROULA J.C.	Physique
	RASSAT A.	Chaire de Chimie Systématique
	DUCROS P.1	Chaire de Cristallographie Physique
	DODU Jacques	Chaire de Mécanique Appliquée I.U.T.
	ANGLES D'AURIAC P.	Mécanique des Fluides
	LACAZE A.	Thermodynamique

PROFESSEURS SANS CHAIRE

MM.	GIDON P.	Géologie et Minéralogie
	GIRAUD P.	Géologie
	PERRET R.	Servomécanisme
Mme	BARBIER M.J.	Electrochimie
Mme	SOUTIF J.	Physique
	COHEN Joseph	Electrotechnique
	DEPASSEL R.	Mécanique des Fluides
	GASTINEL A.	Mathématiques Appliquées
	GLENAT R.	Chimie
	BARRA J.	Mathématiques Appliquées
	COUMES A.	Electronique
	PERRIAUX J.	Géologie et Minéralogie
	ROBERT A.	Chimie Papetière
	BIAREZ J.P.	Mécanique Physique
	BONNET G.	Electronique
	CAUQUIS G.	Chimie Générale
	BONNETAIN L.	Chimie Minérale
	DEPOMMIER P.	Etude Nucléaire et Génie Atomique
	HACQUES Gérard	Calcul Numérique
	POLOUJADOFF M.	Electrotechnique

PROFESSEURS ASSOCIES

MM.	NAPP-ZINN	Botanique
	RODRIGUES Alexandre	Mathématiques Pures
	STANDING Kenneth	Physique Nucléaire

MAÎTRES DE CONFERENCES

MM.	LANCIA Rolland	Physique Atomique
Mme	KAHANE J.	Physique
	DEPORTES C.	Chimie
Mme	BOUCHE L.	Mathématiques
	SARROT-REYNAUD	Géologie Propédeutique
Mme	BONNIER M.J.	Chimie
	KAHANE A.	Physique Générale
	DOLIQUE J.M.	Electronique
	BRIERE G.	Physique M.P.C.
	DESRE G.	Chimie S.P.C.N.
	LAJZEROWICZ J.	Physique M.P.C.
	VALENTIN P.	Physique M.P.C.
	BERTRANDIAS J.P.	Mathématiques Appliquées T.M.P.
	LAURENT P.	Mathématiques Appliquées T.M.P.
	CAUBERT J.P.	Mathématiques Pures
	PAYAN J.J.	Mathématiques
Mme	BERTRANDIAS F.	Mathématiques Pures M.P.C.
	LONGEQUEUE J.P.	Physique
	NIVAT M.	Mathématiques Appliquées
	SOHM J.C.	Electrochimie
	ZADWORNY F.	Electronique
	DURAND F.	Chimie Physique
	CARLER G.	Biologie Végétale
	AUBERT Guy	Physique M.P.C.
	DELPUECH J.J.	Chimie Organique
	PFISTER J.C.	Physique C.P.E.M.
	CHIBON P.	Biologie Animale
	IDELMAN S.	Physiologie Animale
	BOUVARD Maurice	Hydrologie
	RICHARD Lucien	Botanique
	PELMONT Jean	Physiologie Animale
	BLOCH Daniel	Electrotechnique I.P.
	BOUSSARD Jean-Claude	Mathématiques Appliquées I.P.
	MOREAU René	Hydraulique I.P.
	BRUGEL L.	Energétique I.U.T.
	SIBILLE R.	Construction Mécanique I.U.T.
	ARMAND Yves	Chimie I.U.T.
	BOLLIET Louis	Informatique I.U.T.
	KUHN Gérard	Energétique I.U.T.
	GERMAIN Jean-Pierre	Construction Mécanique I.U.T.
	CONTE René	Thermodynamique
	JOLY Jean-René	Mathématiques Pures
Mlle	PIERY Yvette	Biologie Animale

MAÎTRES DE CONFERENCES ASSOCIES

MM.	SAWCZUK A.	Mécanique des Fluides
	CHEEKE J.	Thermodynamique
	YAMADA O.	Physique du Solide
	NATR Lubomir	B.M.P.V.
	NAYLOR Arch	Physique Industrielle
	SILBER Léo	Radioélectricité
	NAZAKI Akihiro	Mathématiques Appliquées
	RUTLEDGE Joseph	Mathématiques Appliquées
	DONOHU Paul	Physique Générale
	EGGER Kurt	B.M.P.V.

Le présent travail a été effectué au Laboratoire d'Electrostatique et de Physique du Métal de Grenoble.

J'exprime ma respectueuse gratitude à Monsieur le Professeur Néel, membre de l'Institut, Directeur du Laboratoire d'Electrostatique et de Physique du Métal, pour m'avoir accueilli dans son Laboratoire et pour l'honneur qu'il me fait en présidant ce jury de thèse.

Monsieur le Professeur Pauthenet a assumé la direction de cette étude; il m'est particulièrement agréable de lui adresser mes vifs remerciements, pour l'intérêt qu'il a toujours manifesté vis à vis de mon travail et pour les conseils précieux qu'il m'a prodigués.

Je remercie Monsieur le Professeur Santon d'avoir accepté de faire partie de ce jury de thèse, ainsi que pour le bon accueil qu'il m'a réservé.

Je suis très heureux de remercier Monsieur Féron, attaché de recherche, pour sa collaboration à ce travail et pour les conseils efficaces qu'il m'a donné au cours de cette réalisation.

C'est avec une amicale pensée que je remercie Mademoiselle Menéroud qui a assumé avec compétence et rapidité la tâche de dactylographier ce mémoire.

I N T R O D U C T I O N .

Les champs magnétiques actuellement réalisables sont de quatre types définis par la durée de leur valeur maximale :

- les champs pulsés très rapides obtenus par l'implosion d'une bobine alimentée par une décharge capacitive, permettent d'atteindre des inductions de l'ordre de 10 Mégagauss en 5 μ s (1, 2, 3, 4). Le solénoïde est détruit à chaque essai et les mesures magnétiques sont très délicates.
- les champs pulsés courts sont obtenus généralement à l'aide de la décharge d'une batterie de condensateurs; les inductions produites sont de l'ordre de 400 kOe en 50 μ s dans un diamètre de 20 mm (5, 6, 7, 8, 9).
- les champs de durée supérieure à 10 ms sont réalisés à l'aide de dispositifs électromagnétiques pour lesquels l'appel de puissance sur le réseau est important, mais il dure un temps très court. De cette façon, on peut soit emmagasiner de l'énergie mécanique et la récupérer rapidement, soit alimenter de façon brève des enroulements afin de réduire les problèmes d'évacuation de l'énergie (10, 11, 12).
- les champs magnétiques dont la durée est de quelques minutes et plus sont dits continus et leur intérêt est de permettre des mesures physiques beaucoup plus précises; de plus, beaucoup d'expériences demandent un champ constant.

La production des champs magnétiques continus constitue l'objet de notre travail.

On rencontre deux types de champs continus définis par la valeur maximale H_{\max} atteinte par ceux-ci :

$$A - \underline{H_{\max} \approx 30\,000 \text{ Oe}}$$

C'est le domaine d'application des électro-aimants classiques qui utilisent l'amplification du champ dans une région localisée à l'aide d'un circuit magnétique⁽¹³⁾.

Le champ est produit principalement par l'aimantation d'un matériau ferromagnétique dont la valeur maximale peut donner sans conditions spéciales, une induction de 23 400 g avec un alliage de fer à 33 % de cobalt. Pour obtenir des inductions supérieures on utilise des pièces polaires coniques⁽¹⁴⁾, qui permettent de concentrer les lignes de force dans une région où le champ dû à l'aimantation sera plus intense. Le champ propre des bobines est en général de l'ordre de 1 000 à 2 000 Oe. La puissance consommée par ces circuits est faible et le refroidissement ne pose pas de problèmes.

L'induction produite par des pièces polaires coniques varie proportionnellement à $\log \frac{r_2}{r_1}$, r_1 étant le rayon de la section du cône par le plan de l'entrefer et r_2 le rayon de la section de raccordement avec le pôle. Avec un entrefer donné, c'est-à-dire r_1 constant, le volume de l'électro-aimant est proportionnel à $(r_2)^3$. Pour réaliser des champs intenses, on arrive rapidement à des dimensions très importantes. La limite raisonnable des champs créés par ces dispositifs est vers 30 000 Oe.

Pour des champs supérieurs à 30 000 Oe, l'importance relative du fer diminue et il devient préférable de le supprimer afin de donner une grande efficacité au champ propre créé par les bobines d'excitation.

Les fortes densités de courant doivent être réalisées avec des fils assez fins pour limiter la dimension des amenées de courant; cela conduit à un très grand nombre de spires, c'est-à-dire à une très forte inductance (plusieurs henrys). L'énergie électromagnétique emmagasinée devient importante et peut se libérer rapidement avec des risques de détérioration du bobinage. De plus, la très forte inductance limite la vitesse de montée du courant et peut conduire à des durées assez longues lorsqu'il faut effectuer des mesures sur toute la plage de variation du champ.

Nous assistons à un grand développement de ces techniques mais actuellement, les champs produits semblent limités à 80 kOe.

2 - Bobines cryogéniques

Les métaux très purs, le cuivre et surtout l'aluminium, le béryllium et le sodium ont à très basse température (77°K, 20°K) une résistivité très inférieure à celle qu'ils présentent à la température ambiante.

Il est intéressant de réaliser des bobinages à ces températures afin de diminuer la puissance consommée (17, 18, 19).

Néanmoins, il faut tenir compte d'un certain nombre de phénomènes, qui limitent le développement de cette solution.

- a - les liquides cryogéniques sont très proches de leur température d'ébullition, ce qui réduit la différence de température entre le conducteur et le fluide réfrigérant, avec danger de se trouver dans des régimes d'échanges thermiques instables :
- b - faible chaleur latente de vaporisation,
- c - faible capacité calorifique.

Ces considérations limitent la puissance volumique dissipable, ce qui conduit à des champs moyens (20 000 à 70 000 Oe) dans de grands volumes.

Dans le cas d'un fonctionnement continu, il faut tenir compte de la puissance nécessaire au refroidissement du fluide caloporteur.

A la température de l'azote et de l'hydrogène liquides, le travail à fournir pour décrire le cycle thermodynamique de compression peut conduire à des puissances de liquéfaction assez importantes.

Pour des utilisations spécifiques de courte durée et peu fréquentes, la solution cryogénique présente des avantages réels. Dans le cas d'un fonctionnement de plusieurs minutes avec pompe de circulation, on peut utiliser l'inertie volumique d'un réservoir de fluide cryogénique alimenté par un appareil liquéfacteur de faible débit ou par les liquides commercialisés en grandes quantités.

Ces bobines cryogéniques sont de moins en moins utilisées, car leur domaine de possibilités (champs moyens et grand diamètre) correspond à celui des bobines supraconductrices.

3 - bobines à température ambiante (20)

Aux températures ordinaires ($t > 0^{\circ}\text{C}$), les bobinages sont réalisés avec les matériaux les moins résistifs possibles : cuivre recuit, cuivre dur et alliages de cuivre avec du béryllium ou du zirconium, lorsque les efforts électromagnétiques deviennent importants.

La puissance électrique consommée, quelques mégawatts, est fournie par des groupes convertisseurs tournants ou statiques, suivant la stabilité et l'ondulation résiduelle désirée.

Le refroidissement est effectué par des liquides industriels courants. Cette solution fait appel à des procédés classiques et à du matériel traditionnel du point de vue pompes, échangeurs de températures, etc...

De plus, les études sur les échanges thermiques ont été faites par de nombreux chercheurs et dans des domaines divers.

Cette méthode présente un certain nombre d'inconvénients dont les principaux sont les suivants :

- grande puissance installée, et consommation importante,
- faible constante de temps du solénoïde, qui ne filtre pas les ondulations de la tension d'alimentation,
- vibrations parasites dues au refroidissement énergétique, ce qui augmente le bruit à basse fréquence dans un système de mesure.

Mais cette méthode de production de champs intenses permet d'atteindre des valeurs très élevées dans des volumes restreints. La limite en champ continu de longue durée semble être actuellement fixée à 250 000 Oe par cette solution, pour des raisons économiques.

Les fluides réfrigérants utilisés peuvent être soit des liquides non ioniques tels que le kérosène ou des substances organiques, soit de l'eau. Le refroidissement se fait sur le cuivre nu et un fluide non ionisé est préférable du point de vue des courants parasites et de la corrosion sous tension.

L'eau est le fluide non métallique qui constitue le meilleur réfrigérant pour évacuer des puissances importantes. En effet, ses propriétés physiques sont exceptionnelles : sa densité, son coefficient de conductibilité thermique, sa capacité calorifique sont les plus grands de tous les liquides. De plus, à la température ambiante, l'eau se trouve loin de sa température

d'ébullition, ce qui autorise des différences de température importantes entre l'entrée et la sortie de l'eau de refroidissement et entre la température de cette eau et celle du cuivre.

Mais l'eau industrielle a une résistivité électrique faible (3 000 à 5 000 Ω .cm) et il faut la traiter pour diminuer les courants parasites et la corrosion. L'eau distillée ou déminéralisée doit donc avoir une forte résistivité. Malgré cela, pour limiter la corrosion locale, il est nécessaire d'éviter les grandes différences de tension entre points rapprochés.

Le refroidissement à eau des bobines sans fer est de loin le plus utilisé dans les diverses installations.

Les principaux laboratoires qui utilisent des champs magnétiques intenses produits par des bobines sans fer refroidies à l'eau sont les suivants :

en Angleterre :

- le Clarendon Laboratory, à Oxford, produit des champs de 120 kOe avec une génératrice de 2 MW,
- le Cavendish Laboratory, à Cambridge, où une installation à redresseurs de 2 MW donne des champs de 90 kOe,
- le Royal Radar Establishment, à Malvern, produit 150 kOe avec 3,5 MW fournis par des batteries chimiques.

en Europe :

On peut citer le Polish Academy of Science, à Wroclaw.

aux Etats-Unis :

Il y a plusieurs installations importantes dont les plus connues sont :

- le National Magnet Laboratory au Massachusetts Institute of Technology, à Cambridge, qui dispose d'une puissance de 8 MW avec une surcharge possible de 12 MW pendant 15 minutes,
- Le Naval Research Laboratory, à Washington, avec une puissance de 2 MW, capable de 3 MW pendant 10 minutes,
- le Département of Chemistry, University of California, à Berkeley, qui utilise des groupes convertisseurs tournants d'une puissance de 6 MW.

On peut noter au Japon le Research Institute for Iron, Steel and Other Metals, Tohoku University, à Sendai; ce laboratoire produit des champs de 120 kOe avec des redresseurs à mercure d'une puissance de 4 MW.

L'objet de ce travail a été la mise au point technique d'une installation pour la production de champs magnétiques jusqu'à 85 000 Oe dans un diamètre utile de 5 cm.

Cette étude est divisée en trois parties. Dans un premier chapitre, nous présentons les calculs et les réalisations technologiques sur les bobines sans fer utilisées dans cette installation. Dans le deuxième chapitre, nous donnons les caractéristiques hydrauliques du circuit. Le dernier chapitre traite du problème de l'alimentation électrique de puissance, des protections et des sécurités nécessaires au bon fonctionnement de cet ensemble.

C H A P I T R E I

Principe de calcul du champ des bobines sans fer

Une bobine cylindrique de section méridienne Σ produit en son centre un champ magnétique H donné par l'expression

$$H = \frac{4\pi}{20} \iint_{(\Sigma)} \frac{\lambda i y^2 dx dy}{(x^2 + y^2)^{3/2}} \quad (1)$$

λ est le coefficient de remplissage dans la section Σ ; il est défini par le rapport $\frac{\text{volume du conducteur}}{\text{volume de la bobine}}$;

i est la densité de courant locale dans le cuivre en A/cm^2 ;

H est le champ en oersted;

x et y sont les coordonnées en cm du point de la bobine pour lequel la densité de courant est i .

La puissance consommée W pour produire ce champ s'exprime en watts par

$$W = 2\pi \iint_{(\Sigma)} \lambda \rho i^2 y dx dy \quad (2)$$

ρ , en $\Omega \times cm$, est la résistivité électrique du conducteur à la température de fonctionnement.

En supposant en première approximation que λ est constant, et que ρ ne dépend que de x , le champ s'exprime par la relation de Fabry :

$$H = G \sqrt{\frac{W \lambda}{\rho_m a_1}} \quad (3)$$

ρ_m est la valeur moyenne de la résistivité dans le plan médian de la bobine;

a_1 est le rayon intérieur de la bobine en cm;

G est un coefficient qui ne dépend que de la loi de variation de la densité de courant dans la section Σ , de la forme de cette section et des facteurs géométriques caractéristiques permettant de la définir.

Pour une puissance W et un rayon intérieur a_1 donnés, il est souhaitable d'obtenir le maximum de champ H, donc de bénéficier du coefficient G le plus grand possible.

Nous avons étudié plus particulièrement et utilisé de façon opérationnelle des bobines de section méridienne rectangulaire dont la densité de courant est constante et d'autres pour lesquelles, cette densité est inversement proportionnelle à la distance à l'axe.

I - BOBINES A DENSITE DE COURANT CONSTANTE

Désignons les dimensions du bobinage par a_1 le rayon intérieur, a_2 le rayon extérieur, et $2b$ la hauteur totale (Fig. 1).

Nous pouvons déterminer le coefficient G de l'expression (3) :

$$G = \frac{1}{5} \left(\frac{2\pi\beta}{\alpha^2 - 1} \right)^{1/2} \cdot \log \frac{\alpha + \sqrt{\alpha^2 + \beta^2}}{1 + \sqrt{1 + \beta^2}} \quad (4)$$

avec $\alpha = \frac{a_2}{a_1}$ et $\beta = \frac{b}{a_1}$

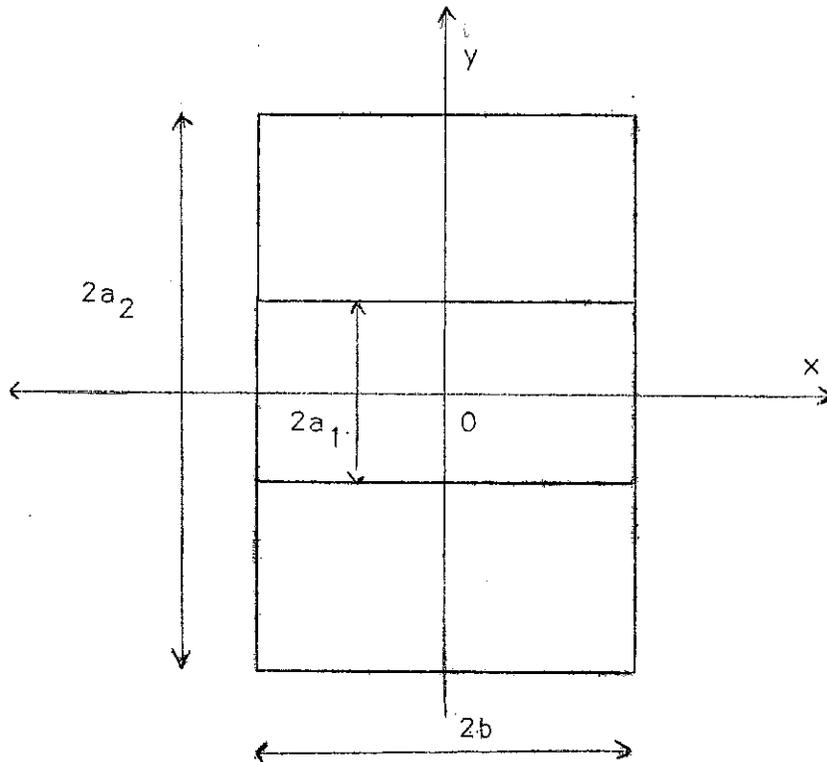


Figure 1

La loi de répartition de la densité de courant étant fixée, le facteur G ne dépend plus que des caractéristiques de forme de la section méridienne; le maximum de ce coefficient est de 0,179 pour $\alpha = 3,09$ et $\beta = 1,81$. On peut prendre $\alpha = 3$ et $\beta = 2$, sans changer de façon appréciable la valeur de cette fonction.

Nous avons représenté sur la figure 2, les courbes $G(\alpha, \beta) = k$ pour diverses valeurs de k comprises entre 0,179 et 0,110.

On peut définir de la même façon un facteur J au moyen de l'expression :

$$I = J \sqrt{\frac{W}{\lambda \rho_m a_1^3}} \quad (5)$$

Facteur de Fabry

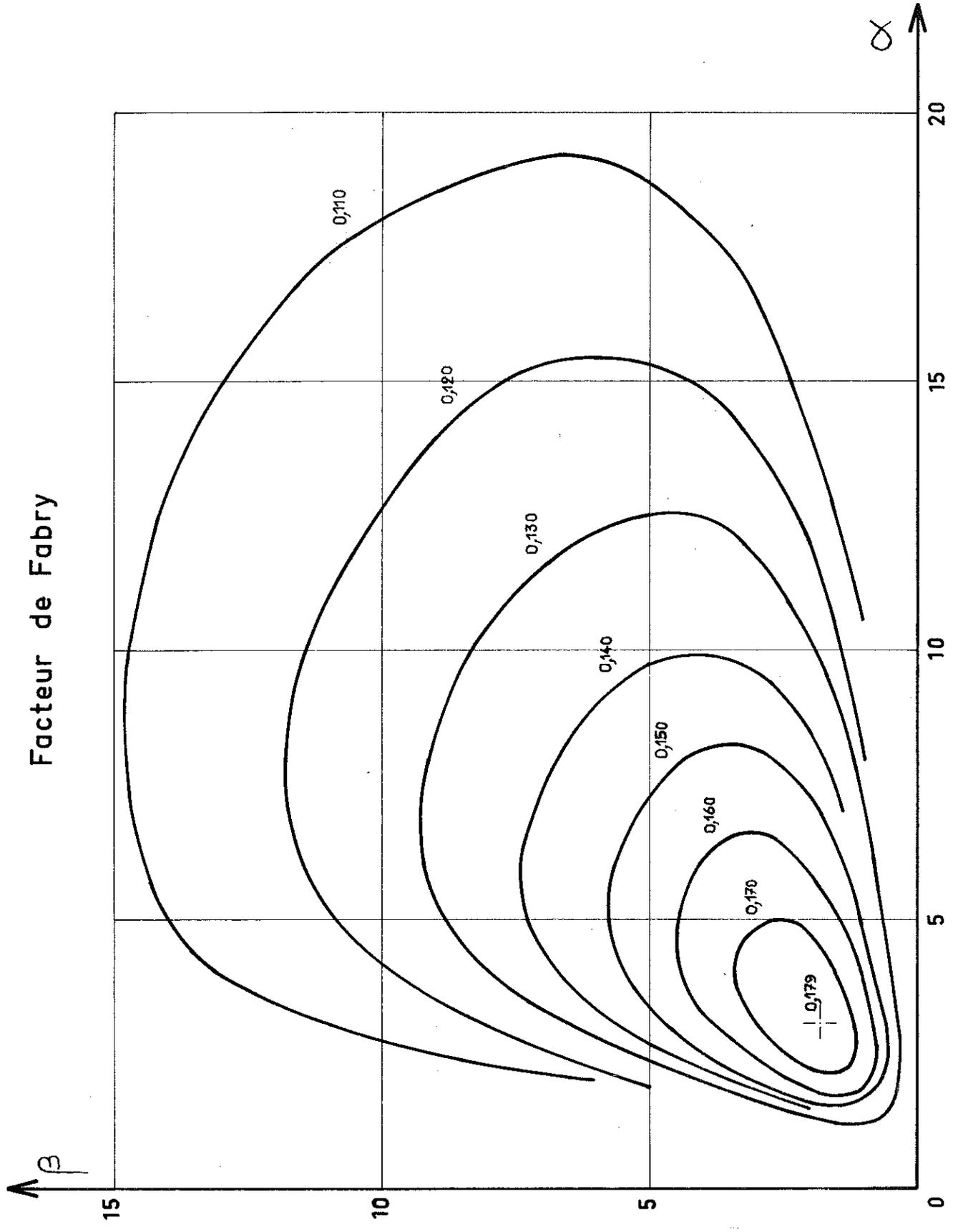


Figure 2

avec

$$J = \frac{1}{\sqrt{2\pi\beta(\alpha^2 - 1)}} \quad (6)$$

La résistance d'une bobine est donnée par la relation

$$R = \frac{n^2 \rho_m \Pi(\alpha + 1)}{\lambda a_1 (\alpha - 1) 2\beta} \quad (7)$$

n étant le nombre total de spires de l'enroulement.

La réalisation d'une bobine consiste à déterminer les paramètres géométriques optimaux compatibles avec un refroidissement suffisant et avec des contraintes électrodynamiques supportables par les matériaux.

1 - Détermination des paramètres d'une bobine à densité de courant constante

Pour les besoins des utilisateurs de ces champs magnétiques, il est intéressant de disposer d'un diamètre utile de 50 mm. Le diamètre du bobinage doit être au minimum de $2a_1 = 58$ mm. Pour réaliser un champ supérieur à 80 kOe, il faut une puissance de 1700 kw. Les caractéristiques de l'alimentation électrique sont bien définies, elles correspondent en régime nominal à une puissance de 1700 kw, soit 5000 A sous 340 V.

En prenant pour λ une valeur de 0,7 avec une résistivité moyenne de $1,85 \cdot 10^{-6} \Omega \times \text{cm}$ et un rayon intérieur a_1 de 2,9 cm, nous pouvons calculer le facteur G minimum nécessaire. On trouve une valeur de 0,170, ce qui donne une certaine souplesse dans le choix de α et β .

La densité de courant dans le cuivre est donnée par la formule (5). Afin de faciliter le refroidissement et diminuer les efforts électrodynamiques, il faut travailler à des densités de courants les plus basses possibles. Pour cela, le facteur J défini par la formule (6) doit être le plus petit possible. Il faut donc augmenter le volume du bobinage par rapport au volume optimum. Le volume V d'une bobine est donné par la relation :

$$V = a_1^3 \cdot 2\pi (\alpha^2 - 1) \beta \quad (8)$$

On peut augmenter ce volume en faisant varier α . Si l'on maintient $\beta = 2$, on constate que J passe de 0,105 à 0,0575 lorsque α varie de 3 à 4,5, c'est-à-dire lorsque le facteur G passe de 0,179 à 0,169.

Avec ce compromis, nous avons choisi une bobine telle que $\alpha = 4,80$ et $\beta = 2,30$, ce qui donne un facteur de Fabry de 0,172. Si l'on tient compte de l'isolement, le rayon intérieur a_1 est de 2,915, le rayon extérieur a_2 est de 13,9 cm, et la hauteur totale du bobinage $2b$ est 13,3 cm.

A l'aide de la formule (5) nous déduisons une densité de courant de 129 A/mm^2 , ce qui correspond à une section du conducteur de 39 mm^2 pour un courant de 5000 A. Avec la puissance de 1700 kw et un courant de 5000 A la résistance du bobinage doit être de 68 m Ω . A l'aide de la formule (7) on détermine le nombre de spires de l'enroulement, soit 268 spires.

Les dimensions du méplat sont déterminées par sa section qui est de 39 mm^2 et par sa largeur qui doit être inférieure au quart de la hauteur totale (4 galettes). De plus, l'épaisseur du méplat ne doit pas être inférieure à

1 mm, si l'on veut conserver un coefficient de remplissage suffisant. Nous avons choisi un méplat de 1,25 x 31,5 mm soit une section de 39,4 mm².

En connaissant les détails de la construction qui sont donnés dans le paragraphe suivant, on peut calculer le coefficient de remplissage λ . On obtient une valeur de 0,73, qui est compatible avec l'hypothèse initiale. Nous pouvons donc augmenter le nombre de spires pour que la résistance soit correcte. Il faut 284 spires, soit 71 spires par galette.

2 - Calcul du champ et de l'homogénéité

Avec ces données obtenues par le calcul et par les détails de construction, nous avons pu calculer le champ sur l'axe de la bobine et tracer $H(x)/H(o)$, $H(o)$ étant le champ au centre. En faisant la somme des champs créés par chaque galette en un point, nous avons calculé le champ sur l'axe depuis l'origine jusqu'à $x = 200$ mm à l'aide de la machine à calculer CAE 510 du laboratoire.

La courbe de champ $\frac{H(x)}{H(o)}$ est représentée à la figure 3; pour $I = 5000$ A, nous avons $H(o) = 83730$ Oe. On peut caractériser l'homogénéité sur l'axe, par le rapport

$$\frac{\Delta H}{H} = \frac{H(o) - H(x)}{H(o)} \quad (9)$$

A l'aide de la carte de champ calculée, on peut représenter x pour quelques valeurs de $\frac{\Delta H}{H}$,

$\Delta H/H$	1‰	1%	5%
2 x mm	7,63	24	53

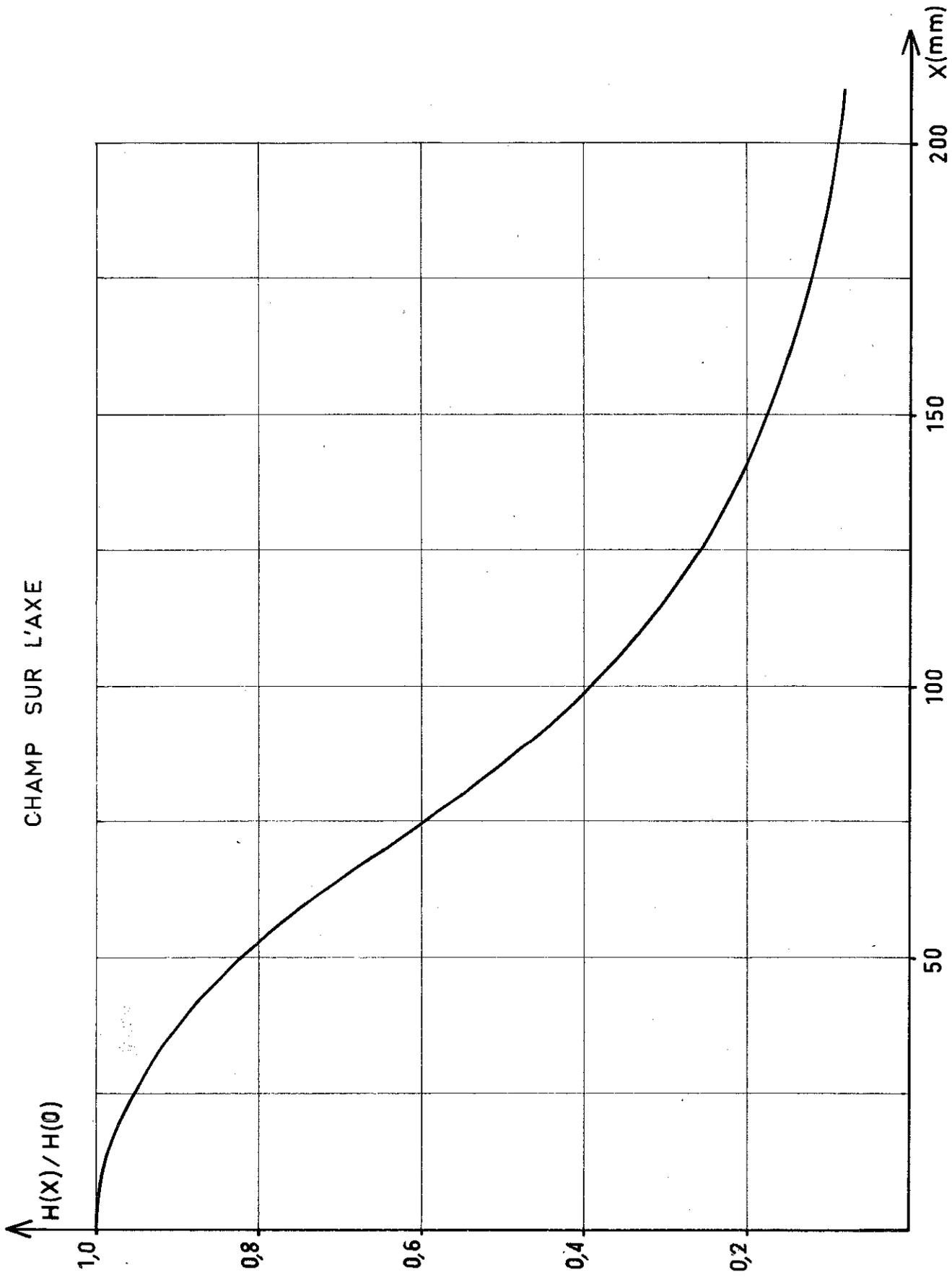


Figure 3

3 - Réalisation technique

Cette bobine est construite à partir de galettes identiques (Fig. 4) mises en série électriquement et hydrauliquement. Par construction, ce sont des galettes doubles, la jonction interne étant faite par soudure. Nous avons deux galettes doubles avec des disques isolants ayant une épaisseur de 2 ou 4 mm (Fig. 5). Cette structure nous a conduit à un conducteur méplat de section 1,25 x 31,5 mm.

Chaque demi-galette est réalisée suivant un principe connu et déjà utilisé en France⁽²¹⁾ et en Angleterre⁽²²⁾. Il faut prévoir un isolement entre spires et ménager des passages pour le refroidissement. Pour cela on bobine un fil de nylon de faible diamètre (22/100 mm) sur le méplat de cuivre avec un pas de 2 mm environ. Ensuite la galette est réalisée en bobinant le conducteur sur plat (Fig. 6). La jonction centrale se fait à l'aide d'une pièce spéciale (Fig. 7) qui est soudée avec précautions sur chaque galette.

Les 4 enroulements sont isolés entre eux par des plaques en fibre de verre polymérisée à chaud et sous pression, ce qui leur donne une bonne stabilité dimensionnelle en particulier dans l'eau. Ces plaques sont ajourées à la façon d'une roue de charrette (Fig. 8) afin de laisser passer l'eau de refroidissement.

4 - Le refroidissement

La puissance dissipée dans la bobine doit être évacuée afin de limiter l'échauffement du cuivre. Pour cela nous avons prévu une circulation d'eau à travers les enroulements. Le fluide circule dans l'espace ménagé par les fils de nylon. Le bobinage est monté dans une caisse étanche

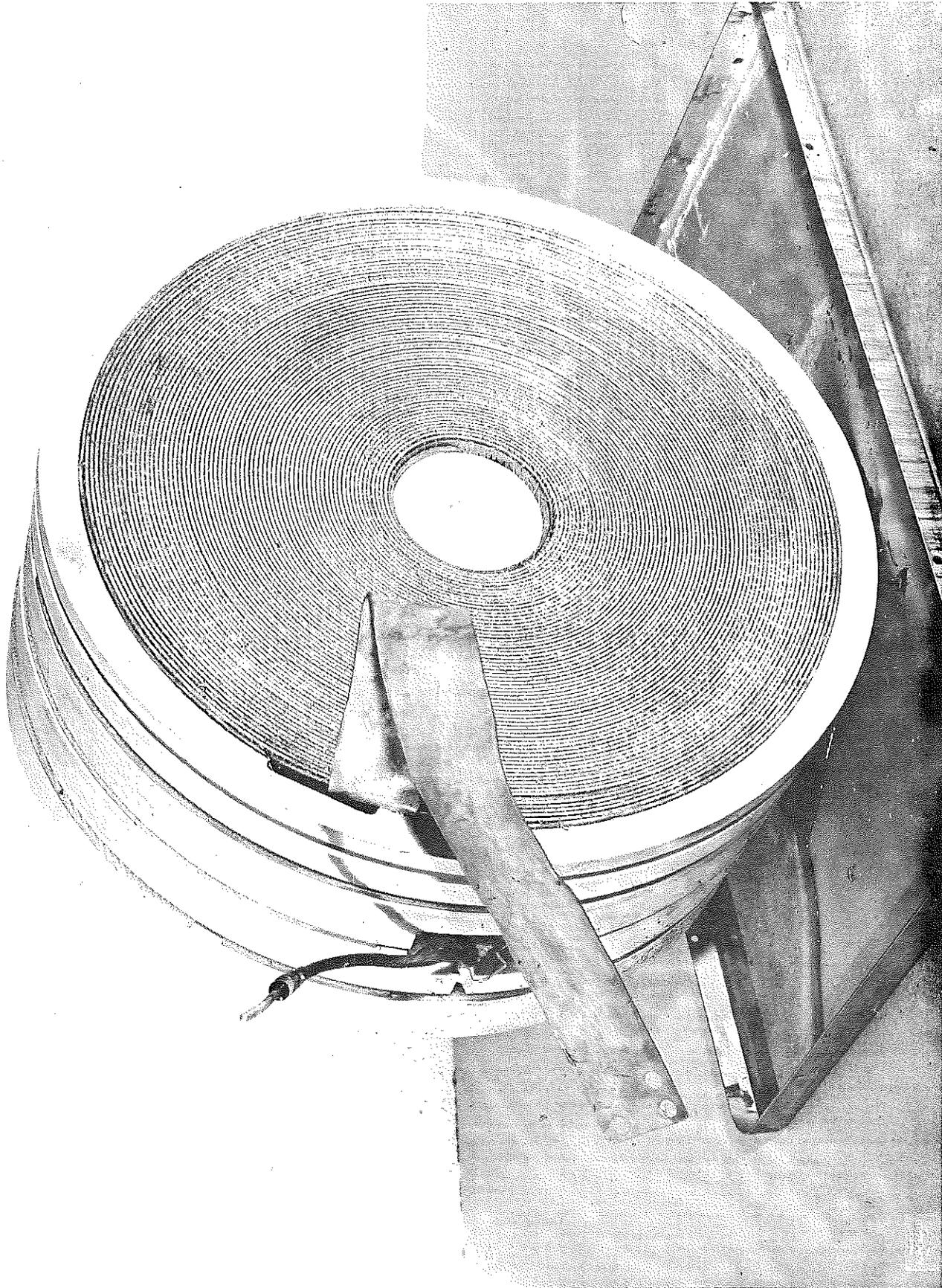


fig. 4

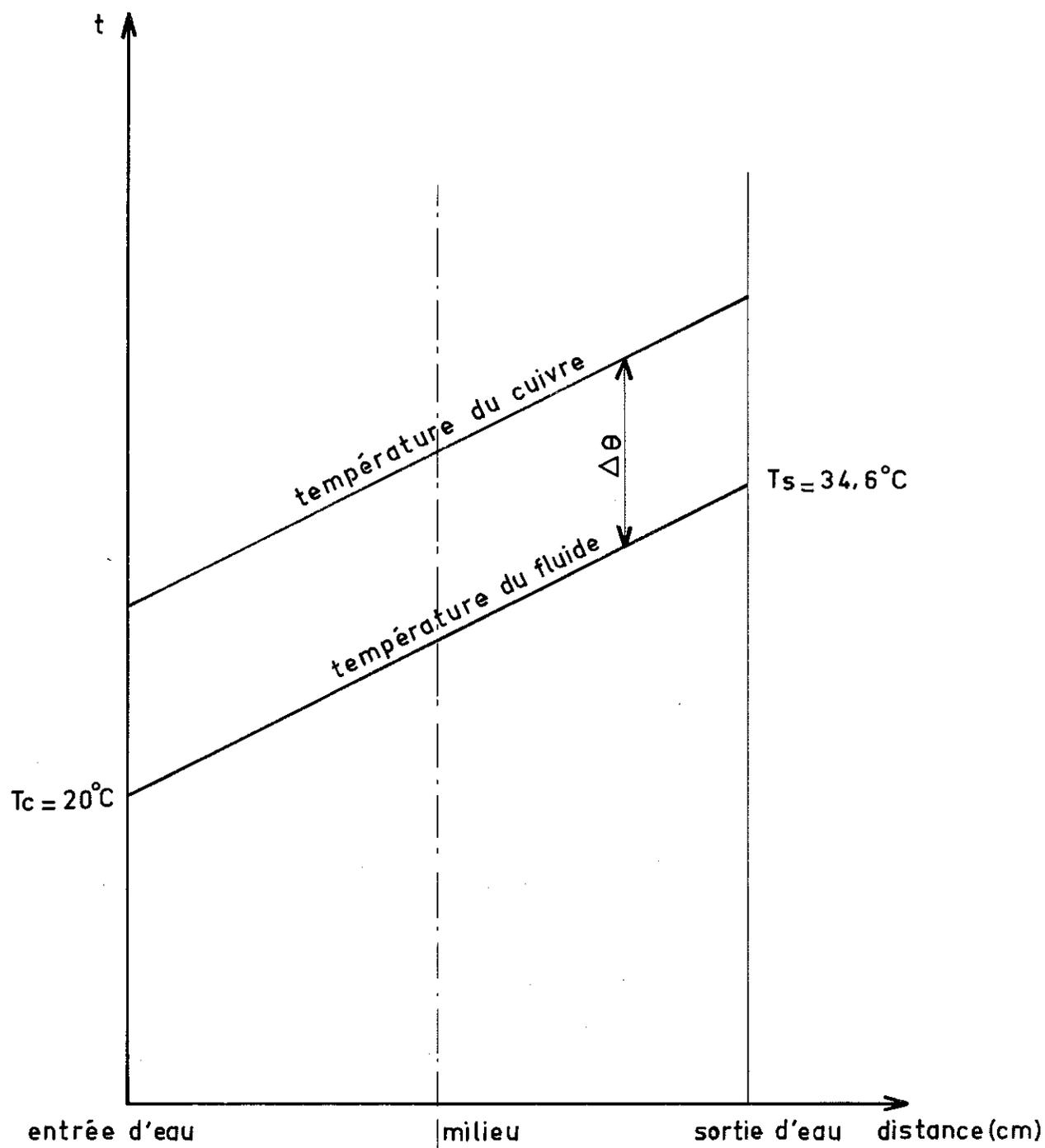


Figure 10

Le coefficient d'échange thermique h en $\text{watt/cm}^2 \cdot \text{d}^\circ\text{C}$ est donné par une formule de Colburn⁽²³⁾

$$\frac{hD_H}{k} = 1,62 \left(\frac{\eta}{\eta_f}\right)^{1/3} (1 + 0,015 \text{Gr}^{1/3}) \left(\frac{4 Q c}{\pi k L}\right)^{1/3} \quad (13)$$

k est la conductibilité thermique du fluide en $\text{watt/m} \cdot \text{d}^\circ\text{C}$;
 η est la viscosité à la température moyenne du fluide;
 η_f est la viscosité à la température moyenne du film;
 Gr est le nombre de Grashof qui définit les mouvements de convection naturelle

$$\text{Gr} = D_H^3 \frac{\rho^2 \cdot g \cdot \Delta\theta \cdot a}{\eta^2} \quad (14)$$

$\Delta\theta$ est la différence de température moyenne entre celle du cuivre et celle du fluide;

a est le coefficient de dilatation cubique de l'eau;

$g = 9,81 \text{ m/s}^2$;

Q est le débit massique dans le canal en kg/s ;

c est la capacité calorifique du fluide en $\text{watt/kg} \cdot \text{d}^\circ\text{C}$;

L est la longueur du canal en mètres;

ρ est la masse spécifique de l'eau en kg/m^3 .

La formule (13) qui est valable pour des écoulements laminaires fait intervenir un terme correctif de convection libre à l'aide du Grashof. Le coefficient d'échange thermique est aussi donné par une formule de Colburn⁽²⁴⁾ qui est valable pour des nombres de Reynolds supérieurs à 10 000.

$$\frac{hD_H}{k} = 0,023 (\text{Pr})^{0,4} (\text{Re})^{0,8} \quad (15)$$

Pr est le nombre de Prandtl qui caractérise l'écoulement thermique

$$\text{Pr} = \frac{c\eta}{k}$$

Il faut prendre pour h la valeur la plus grande de celles données par les formules (14) et (15). En effet, la formule (14) introduit un terme de convection libre qui doit augmenter le coefficient d'échange thermique. La valeur de h est alors de $2,11 \text{ W/cm}^2 \cdot \text{d}^\circ\text{C}$. Le flux thermique à évacuer étant de $19,3 \text{ W/cm}^2$, il faut une différence moyenne de température entre le fluide et le cuivre de 9 à 10°C .

La température moyenne du cuivre est alors de 37°C avec une température maximale de 44°C à la sortie de l'eau de refroidissement. Le cuivre a donc une résistivité moyenne de $1,835 \mu\Omega \times \text{cm}$, ce qui est conforme aux hypothèses initiales.

Le calcul de la différence de pression sur l'eau est fait en considérant un écoulement dont le nombre de Reynolds moyen par canal est de 1920; le régime est laminaire, mais proche d'un écoulement turbulent. Afin d'estimer la perte de charge à travers l'enroulement nous prendrons une formule applicable aux écoulements laminaires :

$$\Delta h = \frac{v^2 \cdot f}{2g D_H} \cdot l$$

Δh est la perte de charge en mètre d'eau;

l est la longueur du canal de refroidissement;

f est un coefficient de frottement qui dépend du nombre de Reynolds⁽²⁵⁾; $f = 64/R$.

Pour les 4 galettes, nous avons une perte de charge de 3,9 m d'eau, soit $0,4 \text{ kg/cm}^2$.

Il faut ajouter les pertes de charge produites par un certain nombre de contractions et d'élargissements des passages d'eau dans la bobine. Le calcul au moyen de formules empiriques donne une valeur de $0,4 \text{ kg/cm}^2$.

La perte de charge aux bornes de la bobine est donc de $0,8 \text{ kg/cm}^2$. L'expérience montre en fait qu'il y a une perte de charge de 2 kg/cm^2 environ. Le régime d'écoulement n'est pas comparable à celui existant dans un canal défini géométriquement. Les fils de nylon se superposent et l'écoulement est perturbé aux croisements; il n'est pas possible de tenir compte de ces paramètres dans le calcul.

5 - Essais

Afin de contrôler les performances des bobines, nous sommes amenés à mesurer le courant, la tension aux bornes, les températures d'entrée et de sortie d'eau, le champ magnétique. Toutes les mesures effectuées sont notées dans le tableau I.

Le courant est mesuré à l'aide d'un shunt (voir description chapitre III), dont la résistance est de $101,1 \mu\Omega$; cette valeur a été obtenue par comparaison avec une résistance étalon de $100 \mu\Omega$.

La tension aux bornes de la bobine, atténuée dans un rapport fixe par un pont diviseur, est mesurée à l'aide d'un pont P12 A.O.I.P.

Les températures d'entrée et de sortie d'eau sont obtenues avec des thermomètres gradués au $\frac{1}{10}$ de degré, qui sont en contact direct avec le liquide.

T A B L E A U I

Bobine de diamètre utile 50 mm

Tension aux bornes du shunt en mV	Intensité en A	Tension en Volts	Puissance dissipée en kw	Résistance de la bobine en mΩ	Champ en Oersted	Coefficient de champ en Oe/A	Température d'entrée de l'eau	Température de sortie de l'eau	Température moyenne de fluide t _{mf}	Température moyenne du cuivre t _m (Cu)	t _m (Cu) - t _{mf}	Flux thermique en W/cm ²	Coefficient d'échange thermique en W/cm ² °C
50,56	500	31,00	15,0	62	16685	16,685	14,0	14,03	14,015	14			
101,12	1000	62,23	62,23	62,23	16685	16,685	14,13	14,63	14,38				
151,68	1500	93,8	140,7	62,53	25027	16,685	14,40	15,50	14,95				
202,24	2000	125,77	251,4	62,88	33379	16,689	14,7	16,8	15,75	17,7			
252,8	2500	158,08	385,2	63,23	41735	16,694	15,1	18,4	16,75	19			
303,36	3000	192,0	576	64	50100	16,700	15,65	20,5	18,07	22,1			
353,92	3500	226,8	793,8	64,80	58447	16,699	16,20	22,80	19,50	25,4			
404,48	4000	261,0	1044	65,25	66815	16,703	17,03	25,55	21,29	27,2	5,9	11,82	2,0
455,04	4500	297,4	1338,3	66,09	75164	16,703	17,9	28,75	23,32	30,7	7,4	15,1	2,04
505,6	5000	336	1680	67,20	83535	16,707	18,87	32,43	25,65	35	9,4	19	2,02

Le champ magnétique est obtenu par mesure d'une variation de flux à travers une petite bobine de surface connue avec précision. L'intégrateur électronique VIDAR 520 très sensible réalise une conversion tension fréquence du signal. Un compteur numérique totalise les impulsions durant une période donnée (1,6 sec ou 3,2 sec), ce qui donne l'intégrale du signal. La bobine de mesure a une surface équivalente de $71,477 \text{ cm}^2 \pm 3,3 \cdot 10^{-4}$; cette valeur est obtenue avec le même Intégrateur en plaçant la bobine dans un électro-aimant dont le champ mesuré par résonance nucléaire est connu avec précision. Cette bobine a une hauteur de 1 mm et un diamètre extérieur de 6,5 mm. Si on déplace rapidement cette petite bobine d'un point M d'abscisse x sur l'axe de la bobine de champ à un autre point très éloigné de M, la variation de flux obtenue est proportionnelle au champ magnétique au point M. De cette façon, la mesure du champ magnétique est faite avec une précision de $5 \cdot 10^{-4}$.

a - le champ

Pour un courant de 5000 A, nous obtenons un champ de 83 535 Oe. Le calcul nous avait donné 83 730 Oe, ce qui donne une erreur de 2 ‰, qui doit être reliée aux tolérances sur les dimensions géométriques du bobinage et à une erreur sur la valeur de la résistance du shunt et aux erreurs d'expérience.

Nous avons calculé le rapport $k = H/I$ du champ au centre de la bobine sur l'intensité excitatrice; ce coefficient est constant à $0,7 \cdot 10^{-3}$ près, de 500 A à 5000 A; sa valeur moyenne est $k = 16,69_6$.

Nous avons déterminé l'homogénéité du champ pour quelques points situés sur l'axe de la bobine et il est intéressant de comparer ces résultats avec les valeurs obtenues par le calcul (tableau II).

T A B L E A U II

Valeur de $\Delta H/H$	Valeur de $2x$ mm	
	Résultats	Calculs
1/1000	7,6 mm	7,63
5/1000	17 mm	17,04
1/100	24 mm	24
2/100	33,8 mm	33,8
5/100	53 mm	53,1

On peut constater que l'homogénéité obtenue par le calcul est tout à fait correcte.

b - les échanges thermiques

Nous avons tracé sur la figure 11, la courbe représentant les variations de la résistance de la bobine en fonction de la puissance dissipée. La résistance est une fonction linéaire de la puissance avec une bonne précision. On en déduit que le coefficient d'échange thermique h est indépendant de la puissance pour des valeurs supérieures à 100 kW.

Pour une très faible puissance dissipée dans la bobine, nous déterminons une valeur $R_0 = 62,3 \text{ m}\Omega$ de la résistance de cette bobine à 14°C .

Variation de la résistance en fonction de la puissance

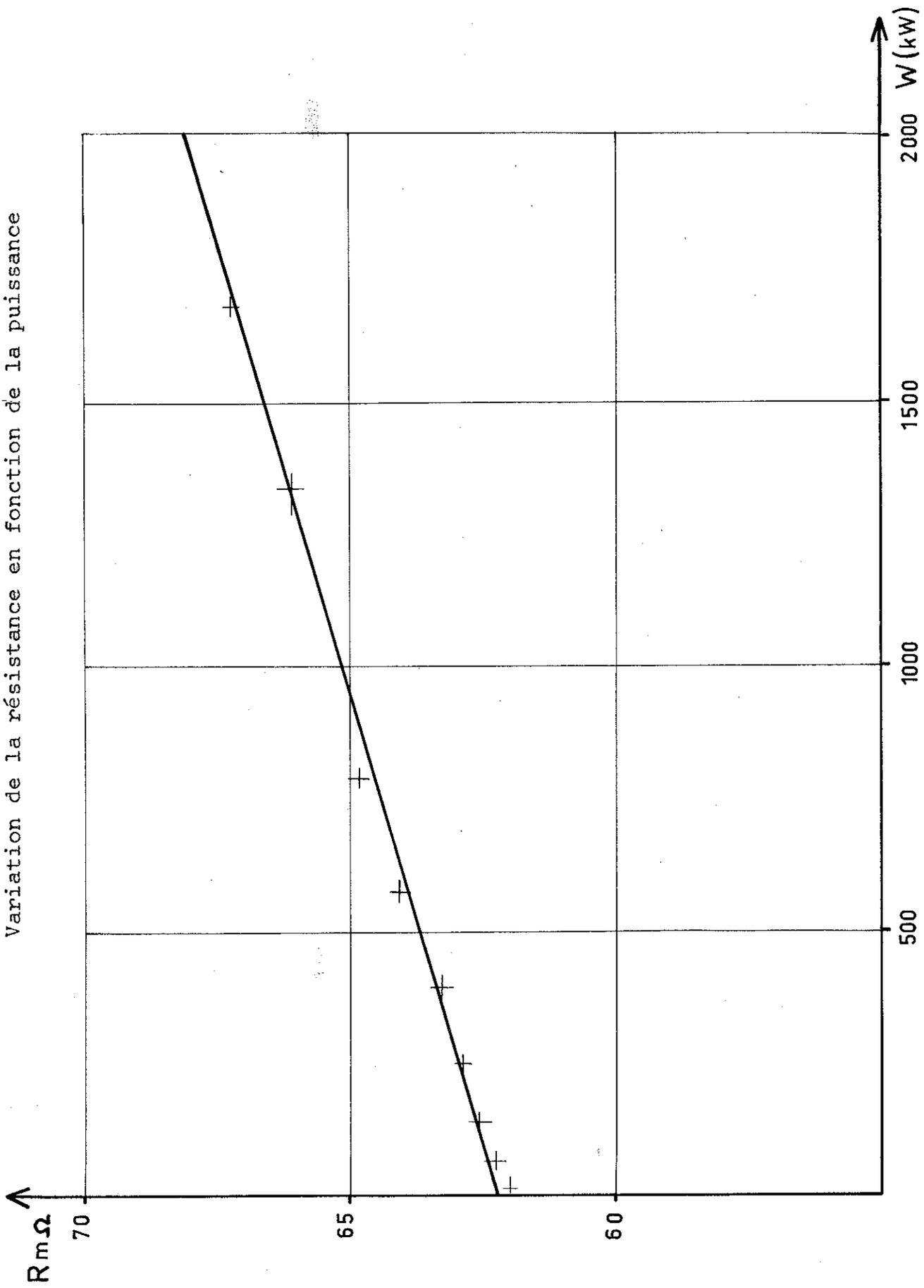


Figure 11

De la valeur de la résistance $R(t_m \text{ Cu})$ de l'enroulement à une puissance donnée et de celle R_0 à une puissance nulle nous exprimons la température moyenne du cuivre :

$$t_m \text{ Cu} = 14 + \left(\frac{R(t_m \text{ Cu})}{R_0} - 1 \right) \frac{1}{\gamma} \quad (10)$$

γ est le coefficient d'augmentation de résistivité par degré.

On peut alors calculer l'écart moyen de température $\Delta\theta$ entre la température moyenne du cuivre et celle du fluide. Dans toute cette étude, nous avons considéré que le gradient dans le cuivre était négligeable ($0,2^\circ\text{C}$), de façon à confondre la température moyenne de paroi avec la température moyenne du cuivre. On en déduit le coefficient d'échange thermique; l'expérience donne une valeur de $2,02 \text{ W/cm}^2\text{d}^\circ\text{C}$ à puissance élevée, alors que la valeur calculée est de $2,11 \text{ W/cm}^2\text{d}^\circ\text{C}$. Dans le tableau I, nous avons calculé le coefficient h pour 3 valeurs de la puissance dissipée. Lorsque la puissance diminue notablement, l'écart moyen $\Delta\theta$ entre la température moyenne du cuivre et celle du fluide diminue dans le même rapport; cette valeur $\Delta\theta$ obtenue par différence, a une grande incertitude relative. Pour les 3 valeurs calculées, on peut considérer que le coefficient d'échange thermique ne dépend pas des températures de paroi et de fluide sur une plage de 10°C environ.

II - BOBINES A DENSITE DE COURANT NON CONSTANTE

Nous avons vu précédemment que le facteur de Fabry $G(\alpha, \beta)$ dépendait de la loi de répartition de la densité de courant $i(x, y)$ dans la section méridienne. Il est possible de trouver certaines lois de variation $i(x, y)$ qui donnent

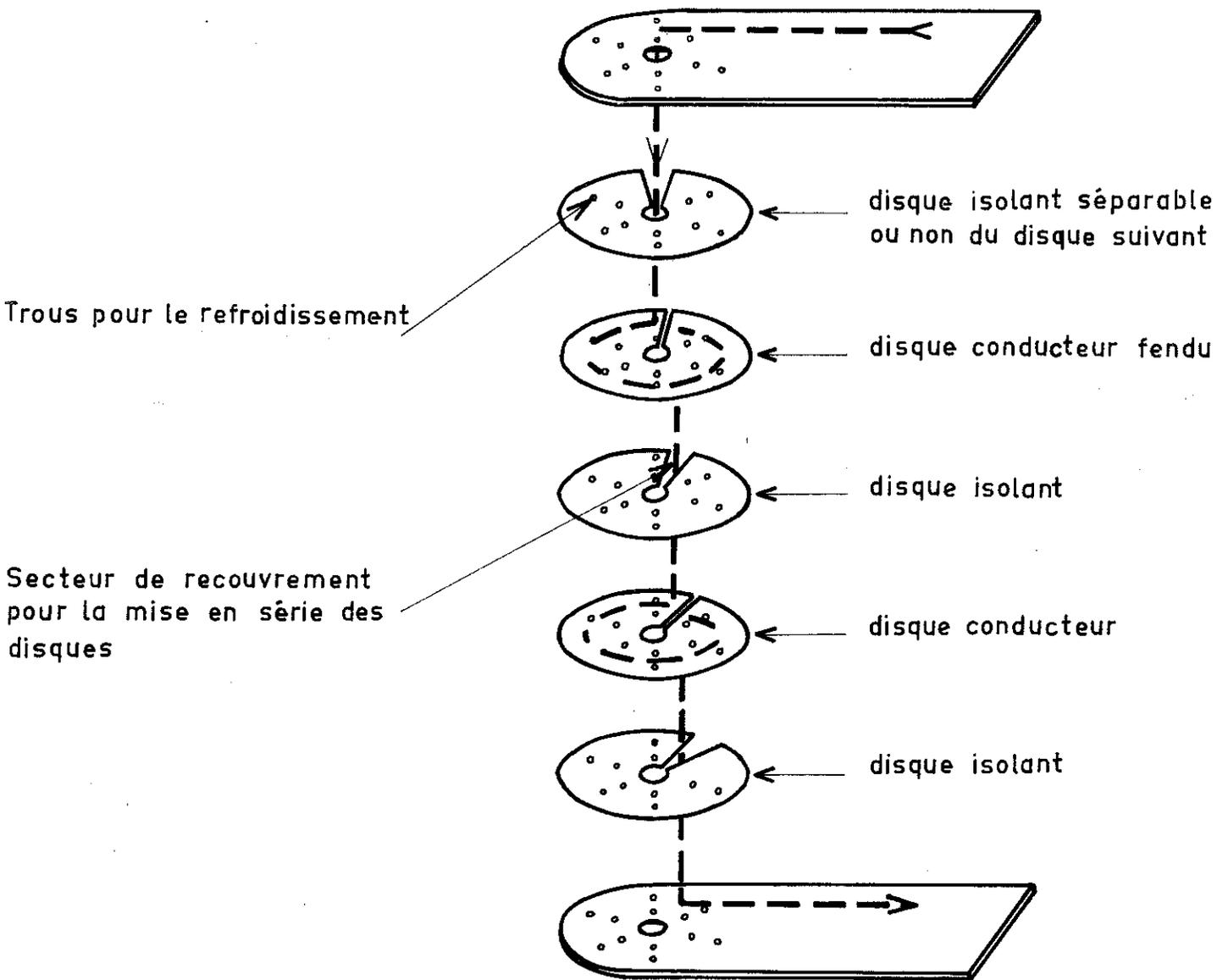
un facteur $G(\alpha, \beta)$ supérieur à celui donné par une densité de courant constante. Les réalisations pratiques sont moins nombreuses. La fonction la plus couramment utilisée est celle pour laquelle la densité de courant est inversement proportionnelle à la distance r à l'axe

$$I = \frac{i_0 a_1}{r} \quad (10)$$

Cette répartition est réalisée pratiquement dans les bobines de Bitter⁽²⁰⁾, avec des disques minces fendus et mis en série électriquement par recouvrement de deux secteurs non isolés (Fig. 12). Chaque disque est percé de trous afin d'assurer un refroidissement énergique. La circulation d'eau se fait parallèlement à l'axe; c'est le refroidissement axial. Pour cela, il doit y avoir suffisamment de trous par disques et ils doivent être bien alignés avec les trous correspondants du disque suivant. Les disques de cuivre sont isolés électriquement entre eux sur une face sauf sur un secteur par lequel se fait la mise en série. Un serrage uniforme de la bobine maintient une pression suffisante pour assurer un bon contact électrique. Cette structure compacte a un bon facteur de foisonnement et une bonne tenue aux contraintes électromagnétiques. Avec des disques de cuivre minces, la densité de courant au centre (i_0) peut être très importante.

A l'aide des expressions (1) et (2) et avec les mêmes hypothèses, on trouve un facteur de Fabry G qui s'exprime par :

$$G(\alpha, \beta) = \frac{1}{5} \sqrt{\frac{\pi}{\beta \log \alpha}} \cdot \log \alpha \left(\frac{\beta + \sqrt{1 + \beta^2}}{\beta + \sqrt{\alpha^2 + \beta^2}} \right) \quad (11)$$



Bobine de Bitter

Figure 12

Afin d'avoir une bonne efficacité, il faut utiliser un bon coefficient G . Le maximum de $G(\alpha, \beta)$ est 0,209 pour $\alpha = 6$ et $\beta = 2$, ce qui donne un gain de 17 % par rapport aux bobines à densité de courant constante.

Nous avons représenté sur la figure 13, les courbes $G(\alpha, \beta) = k$ pour k variant de 0,209 à 0,140. De la même façon que pour les bobines à densité de courant constante, on s'écarte très peu de la valeur maximale de G pour des variations importantes de α et β autour de $\alpha = 6$ et $\beta = 2$; cette propriété pourra être utilisée pour adapter une bobine à une source de puissance donnée.

Le facteur J est donné par la relation :

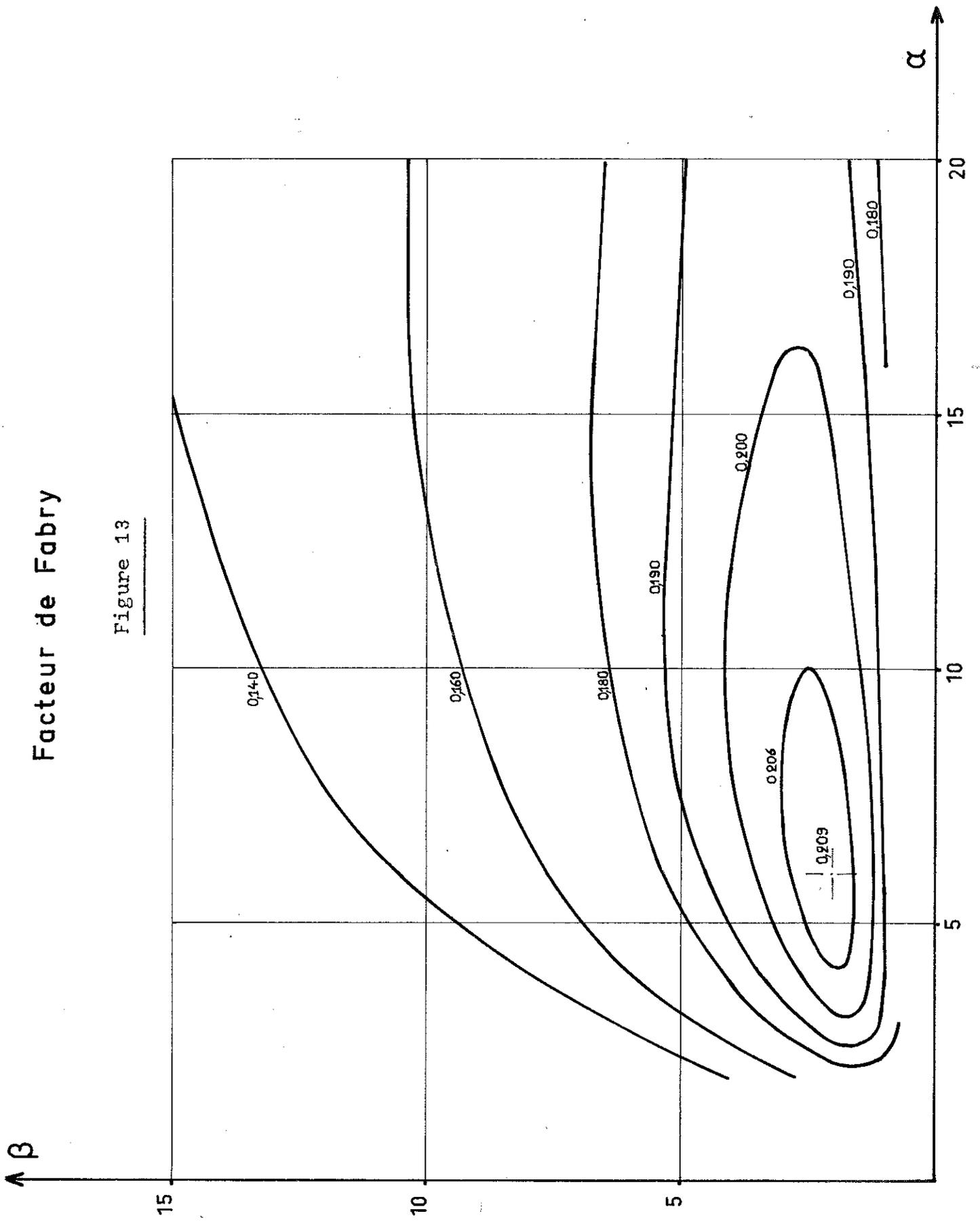
$$J = \frac{1}{\sqrt{4\pi\beta \log \alpha}} \quad (12)$$

Pour $\alpha = 6$ et $\beta = 2$, le facteur J vaut 0,149, alors qu'il vaut 0,1 pour la valeur maximale de G dans le cas des bobines à densité de courant constante. Les problèmes de refroidissement et de contraintes électromagnétiques vont donc se poser avec beaucoup plus d'importance que dans la première partie.

Nous avons supposé en première approximation que la résistivité du cuivre ne dépendait que de x , et que λ était constant. Pour cela, il faut éviter les points chauds à l'intérieur du bobinage. En effet, la température conditionne les échanges thermiques et si l'on a autorisé un échauffement donné du cuivre en un point, il est beaucoup plus efficace de l'autoriser dans tout le plan d'un disque. Ce qui peut permettre de travailler avec un échauffement moyen plus faible. De cette façon, la répartition de courant,

Facteur de Fabry

Figure 13



inversement proportionnelle à la distance à l'axe, reste indépendante de la puissance dissipée : le coefficient de proportionnalité du champ magnétique au courant d'excitation est indépendant de la température du bobinage. On peut considérer que la résistivité ρ est constante dans le plan d'un disque et cela sera un objectif important du refroidissement. En fait, la résistivité dans un disque donné sera uniforme en moyenne, car il faut tenir compte d'un gradient de température dans le cuivre entre la température de paroi de deux trous voisins et la température d'un point du cuivre équidistant de ces deux trous; le gradient n'est pas négligeable, il vaut environ 10°C .

Le coefficient de remplissage λ peut se mettre sous la forme

$$\lambda = \lambda_1 \times \lambda_2 \quad (13)$$

λ_1 est un coefficient de remplissage dû à l'isolement entre disques et au foisonnement, il est constant; λ_2 est un coefficient de remplissage tenant compte de la présence des trous nécessaires au refroidissement, ce terme n'est pas constant.

En effet, la condition de répartition uniforme de température conduit à la même température de paroi pour tous les trous d'un disque. En prenant des trous identiques afin d'avoir une répartition réelle des débits aussi proche que possible des valeurs calculées, cela signifie que chaque trou doit évacuer la même puissance. Il faut prévoir des trous plus rapprochés au centre du disque qu'à sa périphérie; la puissance dissipée par unité de volume est une fonction inversement proportionnelle au carré de la distance

à l'axe

$$dW = \rho \frac{l_0^2 a_1^2}{r^2} \cdot \lambda_1 \quad (14).$$

En conséquence, le coefficient λ_2 est une fonction de r .

Fournier⁽²⁶⁾ a montré que l'influence de la présence des trous de refroidissement était négligeable sur la valeur du champ, à intensité d'excitation donnée. De plus, si R est la résistance d'un disque avec trou et R_0 la résistance du même disque sans trous, l'expérience a permis d'établir la relation :

$$\frac{R}{R_0} = \frac{2S_0}{S} - 1 \quad (15);$$

S est la surface du disque avec trous, S_0 est la surface du disque sans trous.

Fournier a montré que pour un grand nombre de bobines du type Bitter, le rapport R/R_0 doit être compris entre 1,1 et 1,25. Dans une étude préliminaire on peut prendre une valeur moyenne de 1,18. A l'aide de ces résultats, on peut considérer que le calcul de l'intégrale (2) doit être effectué en prenant un coefficient λ_2 égal à 1, car la valeur du champ obtenu est la même dans une bobine sans trous de refroidissement. Le résultat de l'intégrale (2) doit être multiplié par le rapport R/R_0 pour tenir compte de l'augmentation de la puissance dissipée due à la présence des trous de refroidissement.

Dans ce type de bobine, le refroidissement est un problème important. La surface d'échange thermique est assez faible, car l'écoulement se fait perpendiculairement

au disque. Il faut avoir un grand nombre de trous par disque. Afin d'évacuer un flux thermique important (500 à 1000 W/cm^2), il faut une grande différence de température entre l'eau et le cuivre ainsi qu'un coefficient d'échange thermique très important.

Au début de ces travaux, en l'absence d'études spéciales sur les conditions d'échanges thermiques dans des canaux non lisses (un canal est constitué par l'alignement rigoureux d'un grand nombre de trous), nous avons utilisé une formule de Colburn valable pour de l'eau circulant dans des tubes lisses :

$$h = 0,1230 (1 + 0,0165 t_f) \frac{V^{0,8}}{D^{0,2}} \quad (16)$$

h est le coefficient d'échange thermique en $\text{W/cm}^2 \cdot \text{d}^\circ\text{C}$;

t_f est la température du film;

V est la vitesse du fluide en m/s ;

D est le diamètre du tube en mètres.

Nous n'avons pas envisagé de travailler en régime "d'ébullition nucléée" par suite du manque de stabilité de cet état, dans lequel le coefficient d'échange thermique est très important mais avec une possibilité de "burn-out". D'après les études de Brechna⁽²⁷⁾, Bergles⁽²⁸⁾, avec une vitesse de passage suffisamment grande, on peut raisonnablement envisager un flux thermique de 1000 W/cm^2 .

1 - Détermination des paramètres d'une bobine de Bitter

Pour les besoins des utilisateurs, il faut une bobine donnant un champ supérieur ou égal à $100\ 000 \text{ Oe}$, dans un diamètre utile de 3 cm . Le bobinage doit avoir un rayon intérieur a_1 de $1,6 \text{ cm}$. Avec une température moyenne

du cuivre de l'ordre de 100°C , nous obtenons une résistivité moyenne de $2,34 \cdot 10^{-6} \Omega \times \text{cm}$; nous prendrons une valeur de $2,4 \cdot 10^{-6} \Omega \times \text{cm}$. Le coefficient de remplissage de l'isolation sera pris égal à 0,9. Il faut obtenir un champ magnétique le plus intense possible avec une puissance de 1700 kW, soit une intensité excitatrice de 5000 A sous une tension de 340 V.

En tenant compte d'un coefficient moyen d'augmentation de résistance de la bobine dû aux trous, de 1,18, nous obtenons pour le maximum du facteur $G(\alpha, \beta)$, c'est-à-dire pour $\alpha = 6$ et $\beta = 2$, un champ de 121 500 Oe au maximum. Avec un facteur J de 0,149, la densité de courant au centre doit être de $6 \cdot 10^4 \text{ A/cm}^2$. L'intensité dans un disque est donnée par la relation :

$$I = i_0 a_1 \cdot e \cdot \log \alpha \quad (17),$$

e est l'épaisseur du disque de cuivre en cm.

Pour une intensité excitatrice de 5000 A, la valeur de e , déduite de la relation (17) est de 0,0291 cm; nous avons adopté une épaisseur de 0,3 mm.

Le nombre de disques à mettre en série est tel que la résistance totale de l'enroulement soit de 68 m Ω . La résistance d'un disque fendu non percé de trous est donnée par :

$$R_d = \frac{2\pi\rho}{e \log \alpha} \quad (18)$$

Afin de tenir compte de la présence des trous, nous appliquons le coefficient moyen R/R_0 qui est pris égal à 1,18. La résistance de la bobine est obtenue par la mise en série

d'un nombre N de disques percés. Il faut tenir compte d'un secteur de recouvrement pour la mise en série électrique dans lequel l'épaisseur est le double de celle du disque. Le calcul donne un nombre N égal à 224. Nous avons adopté 230 disques.

L'isolement entre disque doit être très mince devant l'épaisseur du cuivre, nous avons pris une épaisseur de 40μ d'isolant micassé, collé sur une face d'un disque à l'aide d'une résine époxy.

A l'aide de la structure ci-dessus détaillée de l'enroulement, nous calculons le coefficient de remplissage de l'isolation; on trouve une valeur de 0,883 qui vérifie assez bien l'hypothèse initiale.

2 - Refroidissement

La puissance à évacuer est de 1700 kW avec un flux thermique de 1000 W/cm^2 . En prenant des trous de refroidissement de 1,5 mm de diamètre, il faut 522 trous par disque.

Avec un débit de $80 \text{ m}^3/\text{heure}$ d'eau désionisée dont la température d'entrée t_e est de 20°C , le bilan en puissance donne une température de sortie de $38,3^\circ\text{C}$. La température moyenne du fluide est alors de 29°C . La vitesse de l'eau dans un canal est de 24 m/s . Afin d'appliquer la formule (16), il faut déterminer la température moyenne t_{mf} du film; elle est égale à la moyenne arithmétique entre la température moyenne du fluide et celle de paroi. La température de paroi t_p est donnée par la relation

$$t_p = t_m \text{ Cu} - \Delta t_m (\text{Cu}) \quad (19)$$

ΔT_m (Cu) est la valeur moyenne du gradient dans le cuivre. Pour un premier calcul, on peut le négliger. Lorsque les trous seront disposés sur le disque, le calcul peut être effectué sans négliger ce terme. Dans ces conditions, nous obtenons une température de film de 70°C.

Avec ces paramètres la formule (16) donne un coefficient d'échange thermique h de 12,4 W/cm².d°C. La température moyenne de paroi est alors de 80,5°C; ce qui conduit à une température moyenne du cuivre d'environ 110°C. La résistivité du cuivre à cette température est de 2,41.10⁻⁶ Ω x cm, ce qui correspond aux conditions initiales. Nous obtenons des résultats cohérents par ce calcul rapide. Il faut remarquer que la température de paroi calculée peut dépasser 100°C, mais la formule d'échange thermique relative à des tubes lisses est pessimiste. Néanmoins, pour des champs magnétiques supérieurs à 100 000 Oe, c'est-à-dire pour des flux thermiques supérieurs à 820 W/cm², il faudra soigneusement étudier la variation de la température moyenne du cuivre.

Les pertes de charges à travers l'enroulement sont données par la relation

$$\Delta P = \left(\frac{L}{d} + 60 \right) V^2 \quad (20)$$

V est la vitesse de l'eau dans un canal;

L est la longueur du canal;

d est le diamètre du canal.

Cette formule semble optimiste car, elle ne tient pas compte de la rugosité du canal, mais elle donne une valeur utilisable. Nous obtenons une perte de charge aux bornes du bobinage de 6,5 kg/cm².

Afin de maintenir une température constante dans le plan d'un disque, il faut disposer judicieusement les 522 trous de refroidissement dans ce plan. Nous plaçons les trous suivant un principe simple; nous mettrons le même nombre N_c de trous par couronne.

Si nous considérons la figure 14, S_n étant la surface concernée par la couronne de trous C_n , nous avons la relation d'égalité entre la puissance dissipée par effet Joule et la puissance évacuée par le fluide réfrigérant :

$$\rho i_n^2 e \cdot S_n = W_s \cdot N_c \cdot \Pi d e \quad (21)$$

i_n est la densité de courant à la distance r_n de l'axe en A/m^2 ;

e est l'épaisseur du disque en m;

W_s est le flux thermique en W/m^2 ;

d est le diamètre d'un trou en m.

La surface S_n est donnée par la relation :

$$S_n = \Pi \left| \left(\frac{r_{n+1} + r_n}{2} \right)^2 - \left(\frac{r_n + r_{n-1}}{2} \right)^2 \right| - N_c \cdot \frac{\Pi d^2}{4} \quad (22),$$

en faisant l'hypothèse simplificatrice

$$r_n = \frac{r_{n+1} + r_{n-1}}{2} \quad (23).$$

Les relations (21), (22) et (23) nous donnent une expression de récurrence pour r_{n+1} ;

$$r_{n+1} = \frac{N_c d^2}{8} \cdot \frac{1}{r_n} + \left(\frac{W_s \cdot N_c \cdot d}{2 \rho i_o^2 a_1^2} + 1 \right) r_n \quad (24).$$

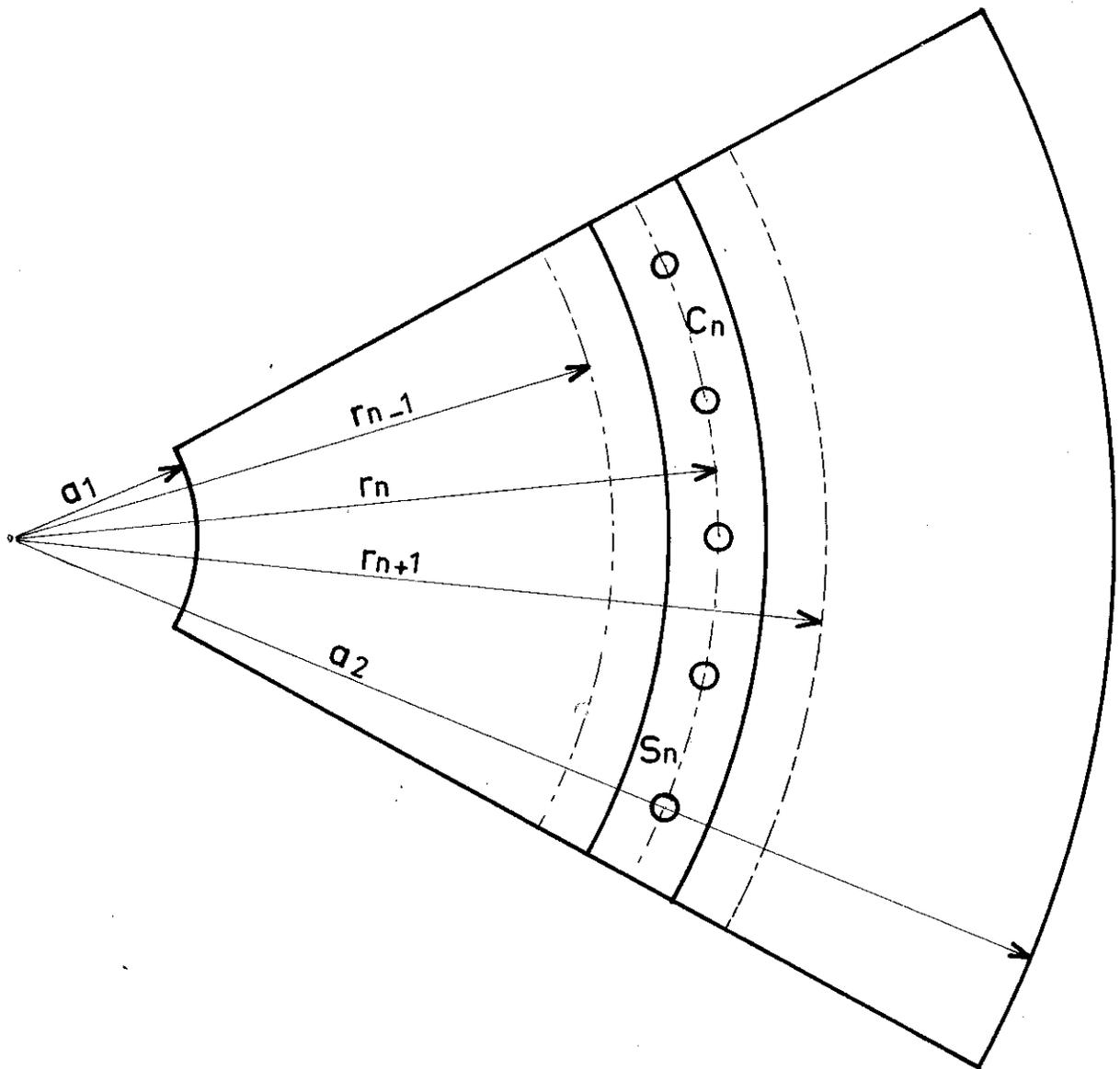


Figure 14

Couronne élémentaire

A l'aide de cette relation, en connaissant N_c et r_1 , on peut disposer les trous sur le disque.

A l'aide de considérations technologiques simples nous pouvons déterminer une valeur initiale r_1 de 17,75 mm. En prenant des trous espacés d'un intervalle égal au diamètre d'un trou, c'est-à-dire 1,5 mm, nous obtenons $N_c = 37$. Nous avons pris 36 trous par couronne afin d'avoir un trou tous les 10° d'angle, ce qui sera utilisé dans la fabrication des disques.

En faisant quelques essais avec différentes valeurs de r_1 , nous obtenons une répartition de 540 trous en 15 couronnes de 36 trous.

Nous avons supprimé la première rangée du centre car les trous étaient trop près du bord du disque. On a alors calculé de quelle quantité il fallait agrandir le trou central pour retrouver les mêmes conditions de refroidissement en faisant passer de l'eau entre le tube central et le bord intérieur du disque. De plus, sur la dernière couronne, on a supprimé un trou sur deux, car il passe de l'eau dans les trous de guidage entre les tiges et les disques.

A l'aide de ces données, on peut alors déterminer entièrement les caractéristiques du bobinage; toutes ces valeurs se trouvent à la page 35.

Pour des champs supérieurs à 100 000 Oe, la température maximale de paroi est supérieure à 105°C ; à cette température la pression d'ébullition est de $1,2 \text{ kg/cm}^2$. La pression de l'eau à la sortie de la bobine est supérieure à $1,5 \text{ kg/cm}^2$ à cause des pertes dues au circuit de retour passant dans l'échangeur de température. Il n'y a pas de risque d'ébullition nucléée.

Pour un champ de 110 000 Oe, la température maximale de paroi est de 120°C; ce qui correspond à une pression d'ébullition de 2,07 kg/cm². Cette pression est supérieure à la pression de sortie de l'eau de refroidissement; il y a risque d'ébullition nucléée. Comme nous n'avons pas tenu compte de l'influence des rugosités sur le coefficient d'échange thermique, ce risque doit être assez faible.

En conséquence, les essais de la bobine jusqu'à 100 000 Oe pourront être effectués de façon habituelle. Pour atteindre des valeurs supérieures, il faudra dépouiller avec précision les résultats précédents.

- Caractéristiques géométriques

rayon intérieur	$a_1 = 16,75$ mm
rayon extérieur	$a_2 = 96$ mm
hauteur totale	$2b = 78,2$ mm
épaisseur des disques	$e = 0,3$ mm
épaisseur de l'isolant	40 μ
nombre de disques	230
diamètre des trous de refroidissement	1,5 mm
nombre total de trous	486
nombre de trous par couronne	36 (sauf 18 sur la dernière)
nombre de couronnes	14

- Caractéristiques hydrauliques

débit total	22,7 l/s
vitesse de l'eau	23 m/s
chute de pression	6,5 kg/cm ²

- Caractéristiques électriques

puissance dissipée	1700 kw	1410 kw
courant d'alimentation	5000 A	4550 A
tension aux bornes de la bobine	340 V	310 V
densité de courant réelle au centre du disque non percé	570 A/mm ²	518 A/mm ²
tension entre deux disques	1,56 V	1,42 V
champ magnétique au centre	110 000 Oe	100 000 Oe

- Caractéristiques thermiques

	110 000 Oe	100 000 Oe
flux thermique par unité de surface d'échange	970 W/cm ²	800 W/cm ²
écart moyen de température	80°C	68°C
gradient de température maximum	20°C	14°C
échauffement de l'eau	18°C	15°C
température d'entrée de l'eau	20°C	20°C
température de paroi maximum	120°C	105°C

3 - Réalisation technique

Les disques sont réalisés en cuivre électrolytique 4/4 dur, c'est un cuivre très écroui dont la limite élastique très proche de la contrainte de rupture est de 30 kg/mm². L'isolation entre disques est constituée par du "Samica"; ce sont des feuilles de mica mélangées à une résine; l'ensemble, déposé sur une face des disques est polymérisé à chaud et sous pression.

Le découpage des disques se fait par poinçonnage. Lorsque l'empilement est réalisé, il faut que tous les trous constituent des canaux bien rectilignes et que ces canaux ne risquent pas d'être bouchés soit par défaut d'usinage soit par suite de déformations sous champ.

Pour cela la répartition des trous doit être identique dans tous les disques et il faut guider l'empilement à l'aide de tiges de centrage très bien ajustées et en nombre suffisant.

La fabrication d'un disque commence par la découpe d'un carré dans la bande de cuivre. Chaque carré est alors isolé par le procédé ci-dessus indiqué. Le poinçonnage a lieu ensuite dans un ordre déterminé. Tout d'abord, les 18 trous de centrage sont percés en une seule fois. Ensuite le trou intérieur et la circonférence extérieure sont matricés. Les trous de refroidissement sont alors perforés à l'aide d'une matrice qui poinçonne tout le disque par secteurs de 20° d'angle. Ensuite, le disque est fendu (Fig. 15).

Les disques sont soumis alors à des tests d'isolement sous pression avec une tension alternative de 14 V environ. Les disques ayant satisfaits aux essais précédents peuvent être utilisés pour le montage de la bobine. Il suffit de gratter l'isolant sur le secteur de recouvrement.

Au cours de l'empilement, chaque disque tourne d'un angle de 20° à cause de la plage de recouvrement; mais d'après l'usinage tous les secteurs étant identiques, les trous se présentent tous avec un très bon alignement.

Les contacts entre disques se font par pression. En effet, le bobinage est compris entre deux plateaux (Fig. 15) qui sont tenus à la périphérie par un ensemble de boulons de serrage. De cette façon, on peut donner au bobinage une pression uniforme qui permet d'assurer de bons contacts électriques entre disques ainsi qu'une grande cohésion mécanique. La pression de serrage a été

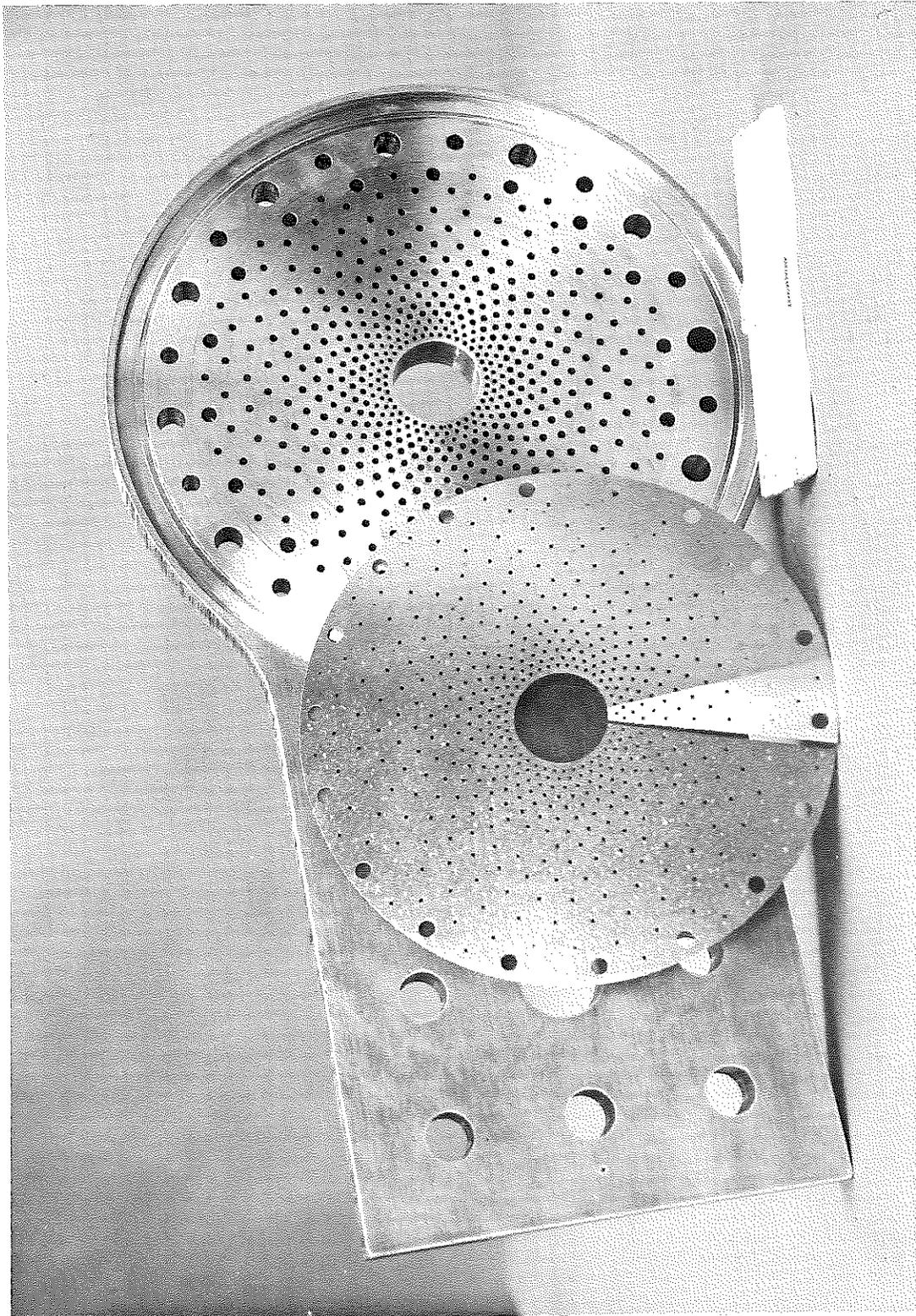


fig. 15

déterminée par l'étude de la variation de la résistance globale de la bobine; lorsque celle-ci ne varie plus, le serrage est suffisant; nous avons admis une pression de l'ordre de 100 kg/cm^2 . Au cours des essais, nous avons vérifié que le bobinage est effectivement serré, en mesurant la longueur des boulons avant serrage, l'allongement dû au serrage de la bobine doit être effectif et doit rester élastique.

4 - Efforts électrodynamiques

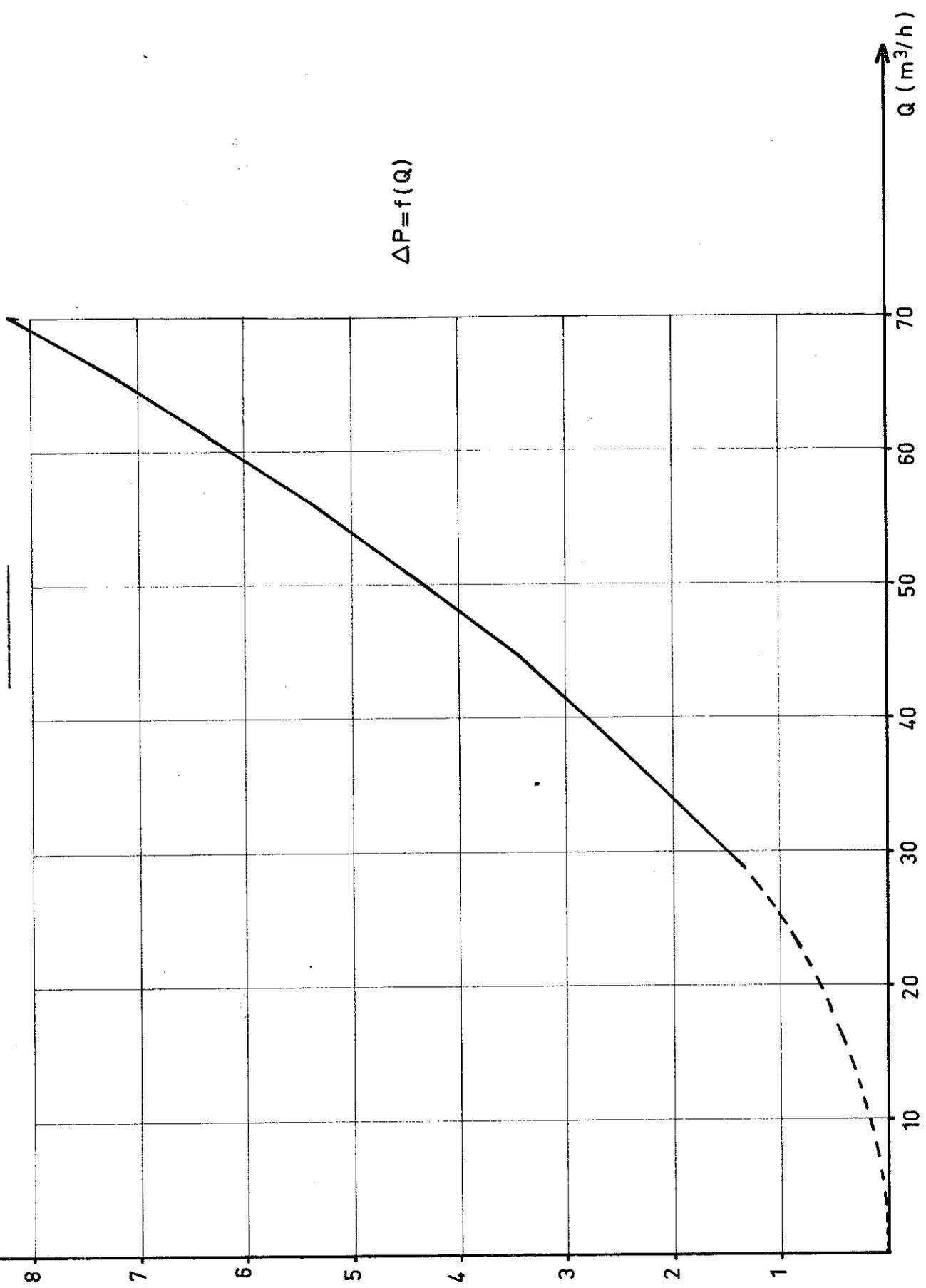
Nous avons calculé les contraintes dans la bobine avec un certain nombre d'hypothèses simplificatrices, pour déterminer les propriétés du métal conducteur à adopter. Pour un champ de $105\,000 \text{ Oe}$, la contrainte maximale au centre de la bobine est de 17 kg/mm^2 environ. La présence des trous de refroidissement donne une augmentation locale de 20% de la contrainte ainsi obtenue. Il faut donc utiliser un métal dont la limite élastique soit supérieure à 20 kg/mm^2 : le cuivre 4/4 dur a des caractéristiques suffisantes sans donner une augmentation sensible de la résistivité.

5 - Essais d'une bobine de Bitter

Nous avons tout d'abord étudié la bobine du point de vue hydraulique afin de connaître la variation de la perte de charge ΔP en fonction du débit Q (Fig. 16). Nous avons mesuré le courant d'excitation, la tension aux bornes de la bobine et les températures d'entrée et de sortie de l'eau avec les mêmes techniques que pour les bobines du type "Wood" à densité de courant constante. Le champ a été mesuré à l'aide d'une sonde à effet Hall, que l'on peut déplacer avec précision sur l'axe de la bobine. Cette sonde, alimentée par un courant constant de $55,45 \text{ mA}$,

ΔP (Kg/cm²)

Figure 16



$\Delta P = f(Q)$

Q (m³/h)

a été étalonnée dans un électro-aimant dont le champ est connu par résonance nucléaire. Cette sonde, qui a un faible coefficient de température, est montée dans un bloc de cuivre qui sert d'inertie thermique. Afin d'utiliser la sonde dans la partie linéaire de sa caractéristique et pour rester dans la zone où nous avons pu l'étalonner, il ne faut pas admettre un champ supérieur à 15 000 Oe sur cette sonde. Pour cela, après avoir tracé une carte de champ suivant l'axe (Fig. 17), nous déterminons la valeur du champ au centre pour une intensité de 600 A. Puis on place la sonde en un point où le champ est le septième de sa valeur maximale.

La température moyenne du cuivre est déterminée à l'aide de la variation de la résistance de la bobine par rapport à la température de 13°C

$$t_{\text{moy}}(\text{Cu}) = 13 + \left(\frac{R(t)}{R(13)} - 1 \right) \frac{1}{\gamma} \quad (25)$$

γ est le coefficient d'augmentation de la résistivité du cuivre par degré

$$\gamma = 3,96 \cdot 10^{-3}.$$

Les résultats obtenus jusqu'à un courant d'excitation de 4550 A sont rassemblés dans le tableau III.

Nous nous sommes rendus compte que pour obtenir 100 000 Oe, il faut une puissance de 1,042 MW au lieu de 1,41 MW fournie par le calcul. La température moyenne du cuivre est inférieure à la température prévue; ce qui indique que le coefficient d'échange thermique est bien meilleur que celui donné par la formule de Colburn.

Le coefficient H/I est à peu près constant et égal à 23,3 Oe/A, ce qui signifie que la température est uniforme dans le plan d'un disque et qu'il n'y a pas de points beaucoup plus chauds que d'autres.

T A B L E A U III

Bobine Bitter 100 000 Oe

Intensité en A	Tension totale aux bornes de la bobine en V	Tension de la demi-bobine inférieure en V	Résistance totale en Ω	Puissance dissipée en kw	Flux thermique en W/cm^2	Champ magnétique en Oersteds	Rapport H/I en Oe/A	Température d'entrée de l'eau en $^{\circ}C$	Température de sortie de l'eau en $^{\circ}C$	Température moyenne du cuivre en $^{\circ}C$	Débit de refroidissement en $m^3/heure$
1000	46,2	23,1	46,2	46,2	27,2	23420	23,42	13,3	13,55	15,5	71,4
2000	95,1	48,2	47,55	190,2	112	47040	23,52	13,5	15,35	23	72
2500	122,5	61,8	49	306	180	58700	23,48	13,7	17	31	72,3
3000	150	76,2	50	450	264	70550	23,52	14	18,85	36	72,3
3500	181	91,5	51,7	633,5	372	81830	23,38	14,5	21,5	45,5	72,5
3750	197	99,5	52,53	740	436	87090	23,23	14,8	22,95	50,5	72,5
4000	214	108	53,5	856	503	92570	23,14	15,1	24,5	55,5	72,5
4250	232,1	118	54,7	986	580	98250	23,12	15,4	26,15	62	72,5
4500	250,5	128	55,7	1128	664	103380	23,08	15,65	28	68	72,6

Carte de champ pour I = 600A

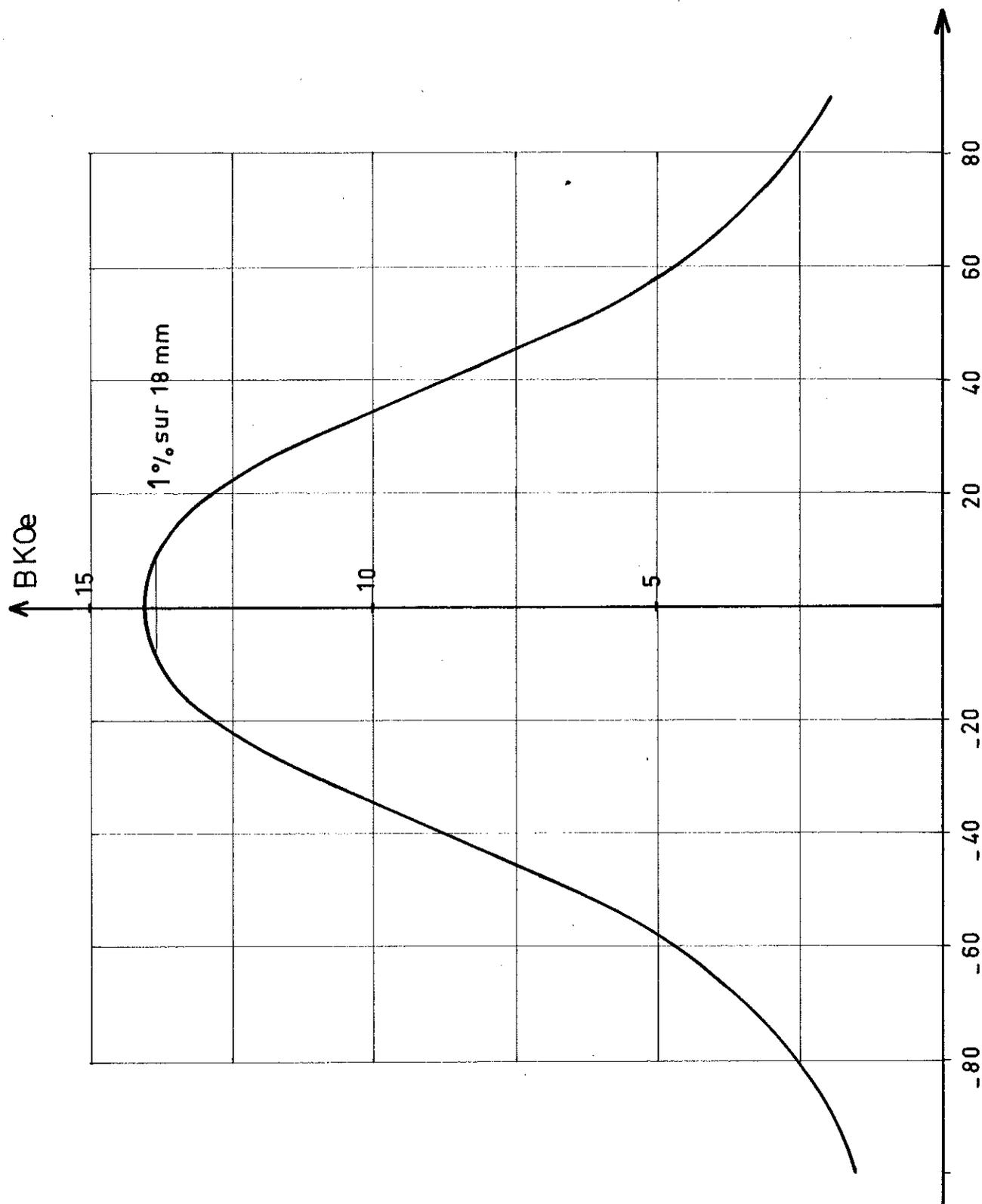


Figure 17

A partir de ces résultats et à l'aide d'essais complémentaires sur maquette, Fournier⁽²⁶⁾ a obtenu des résultats très importants sur les bobines de Bitter

La première relation trouvée est relative à l'influence des trous sur la résistance d'un disque. Si R_0 est la résistance d'un disque sans trous et R la résistance de ce même disque avec trous, on peut écrire la relation :

$$\frac{R}{R_0} = 2 \frac{S_0}{S} - 1 \quad (26)$$

S_0 est la surface du disque sans trous;

S est la surface du même disque avec trous.

Les résultats expérimentaux vérifient cette formule à 3 % près.

La relation la plus intéressante concerne le coefficient d'échanges thermiques dans un canal d'une bobine de Bitter. Les canaux présentent en effet une rugosité (Fig. 18); à l'aide d'une étude hydraulique sur une maquette constituée par un empilement de disques identiques à ceux de la bobine on a déduit une rugosité relative de $5 \cdot 10^{-2}$; les formules de Colburn sont prévues pour des tubes lisses de rugosité relative de $2 \cdot 10^{-4}$. Une analyse des résultats du fonctionnement de la bobine a permis de remonter aux valeurs locales de la vitesse du fluide, du flux thermique et de la température de paroi. Les résultats montrent que le coefficient d'échange thermique ne dépend pas de la température du fluide; ils sont représentés par la relation :

$$Nu = 0,00207 Re \cdot Pr \quad (27);$$

Nu est le nombre de Nusselt;

Re est le nombre de Reynolds;

Pr est le nombre de Prandtl.

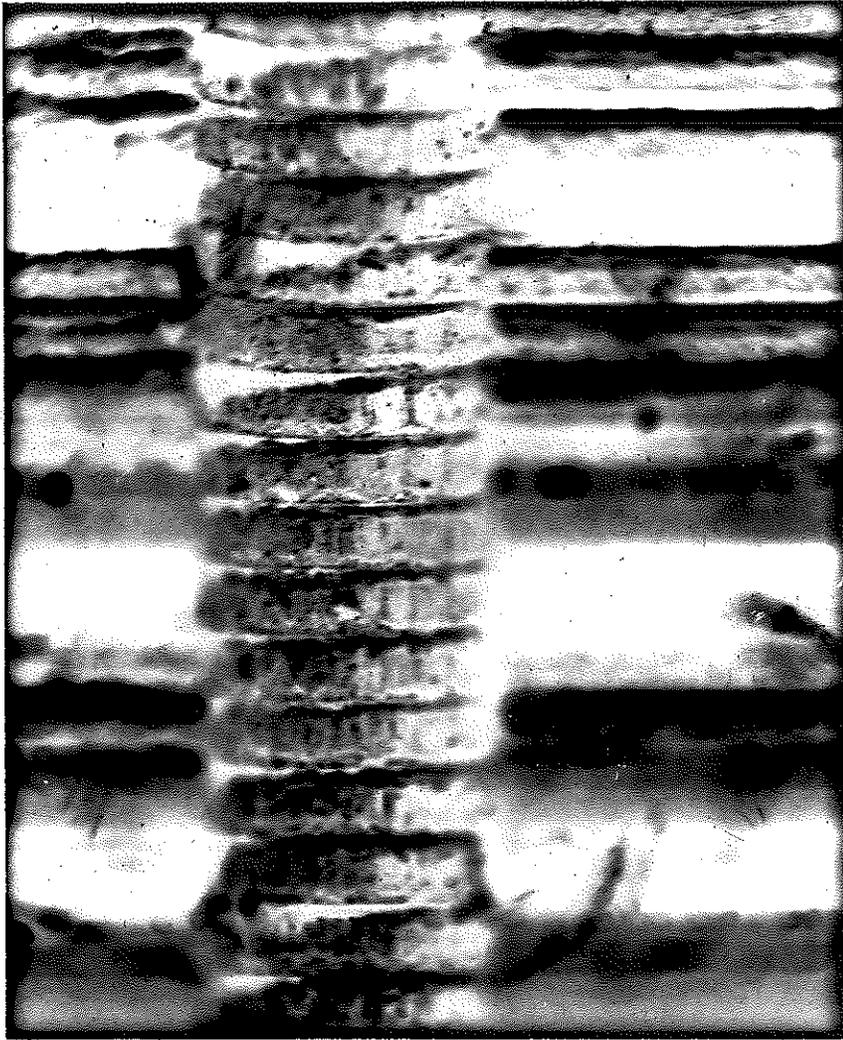


fig.18

En appliquant cette formule, le coefficient d'échange thermique correspond à celui existant dans la bobine. La rugosité améliore l'échange thermique d'un facteur de l'ordre de 2.

Fournier a développé cette étude et obtenu des formules plus générales qui ont été utilisées pour le calcul d'une bobine donnant un champ de 140 000 Oe dans un diamètre utile de 16 mm avec une puissance de 1,890 MW (Fig. 19). Cette bobine a été essayée et les résultats notés dans le tableau IV vérifient les nouvelles formules.

A la suite de deux incidents sur des bobines de Bitter dont l'étude a été faite ci-dessus, nous avons été amenés à modifier le principe d'isolation. L'isolant employé semble avoir eu un mauvais comportement lié à la durée de séjour dans l'eau et à la pression de serrage. Par ailleurs, les disques dont l'isolation est défectueuse sont inutilisables car l'isolant est collé avant perçage des trous. On est donc amené à utiliser une technique à disques isolants séparés, interchangeable plus facilement. Nous avons utilisé du film de kapton d'épaisseur 50 μ . Cet isolant a une bonne tenue mécanique et se comporte très bien dans l'eau. Après quelques essais de poinçonnage, nous avons reconstitué une bobine avec ces disques isolants en conservant les 230 disques de cuivre; l'isolant est plus épais, la bobine sera légèrement plus longue et le champ au centre un peu plus faible. Mais cela devrait donner à cette bobine une plus grande fiabilité dans le temps.

T A B L E A U IV

Intensité en A	Tension totale aux bornes de la bobine V	Résistance totale en mΩ	Puissance dissipée en kw	Flux thermique en W/cm ²	Champ magnétique en Oe	Rapport H/I en Oe/A	Température d'entrées en °C	Température de sortie en °C	Température moyenne du Cu	Débit de refroidissement en m ³ /h	mesures à intensité croissante	Observations
1000	56,27	56,27	56,27	40,73	26430	26,43					mesures à intensité croissante	
2000	117,06	58,53	234,1	169,5	52940	26,47					mesures à intensité croissante	
3000	180	60	540	390,9	80010	26,68	14,8	21,5			mesures à intensité croissante	
4000	256,5	62,62	1002	725,3	108400	27,09	16	27,3			mesures à intensité croissante	
4500	290,1	64,47	1305	945	120800	26,84	17,6	31,1			mesures à intensité croissante	
4750	313,8	66,06	1491	1079	127500	26,84	18	33,25			mesures à intensité croissante	
5000	338,7	67,74	1694	1226	134200	26,83	18,5	35,60			mesures à intensité croissante	
5200	359,8	69,19	1871	1354	139600	26,83	18,6	37,5	105	90	mesures à intensité croissante	
4000	243	60,75	972	703,6	107600	26,89			63	90	mesures à intensité croissante	
3000	168,2	56,06	504,6	365,3	80470	26,83			40	90	mesures à intensité croissante	
2000	105,97	52,98	211,9	153,4	53580	26,79			25	90	mesures à intensité croissante	
1000	51,29	51,29	51,29	37,12	26730	26,73			16	90	mesures à intensité croissante	

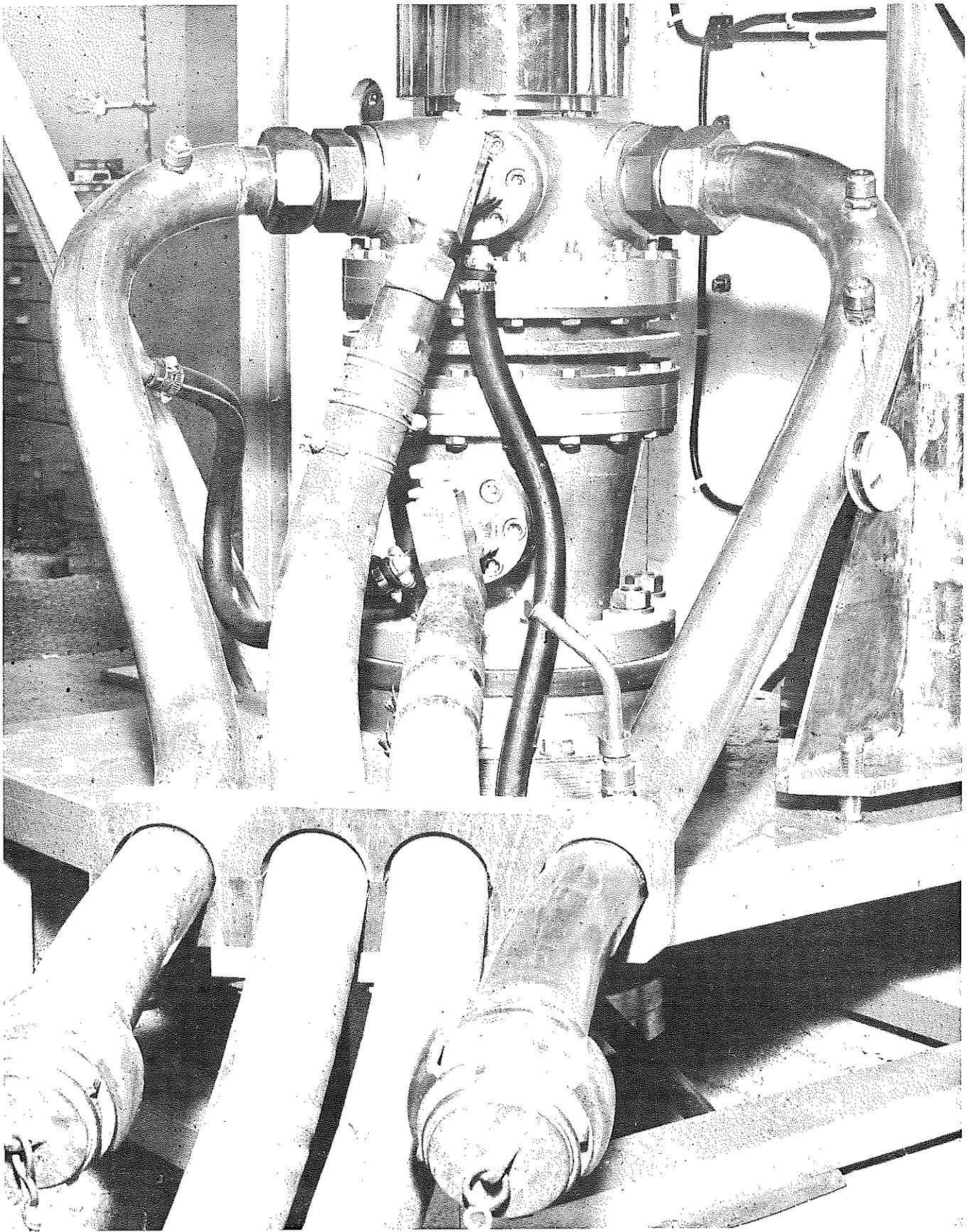


fig. 19

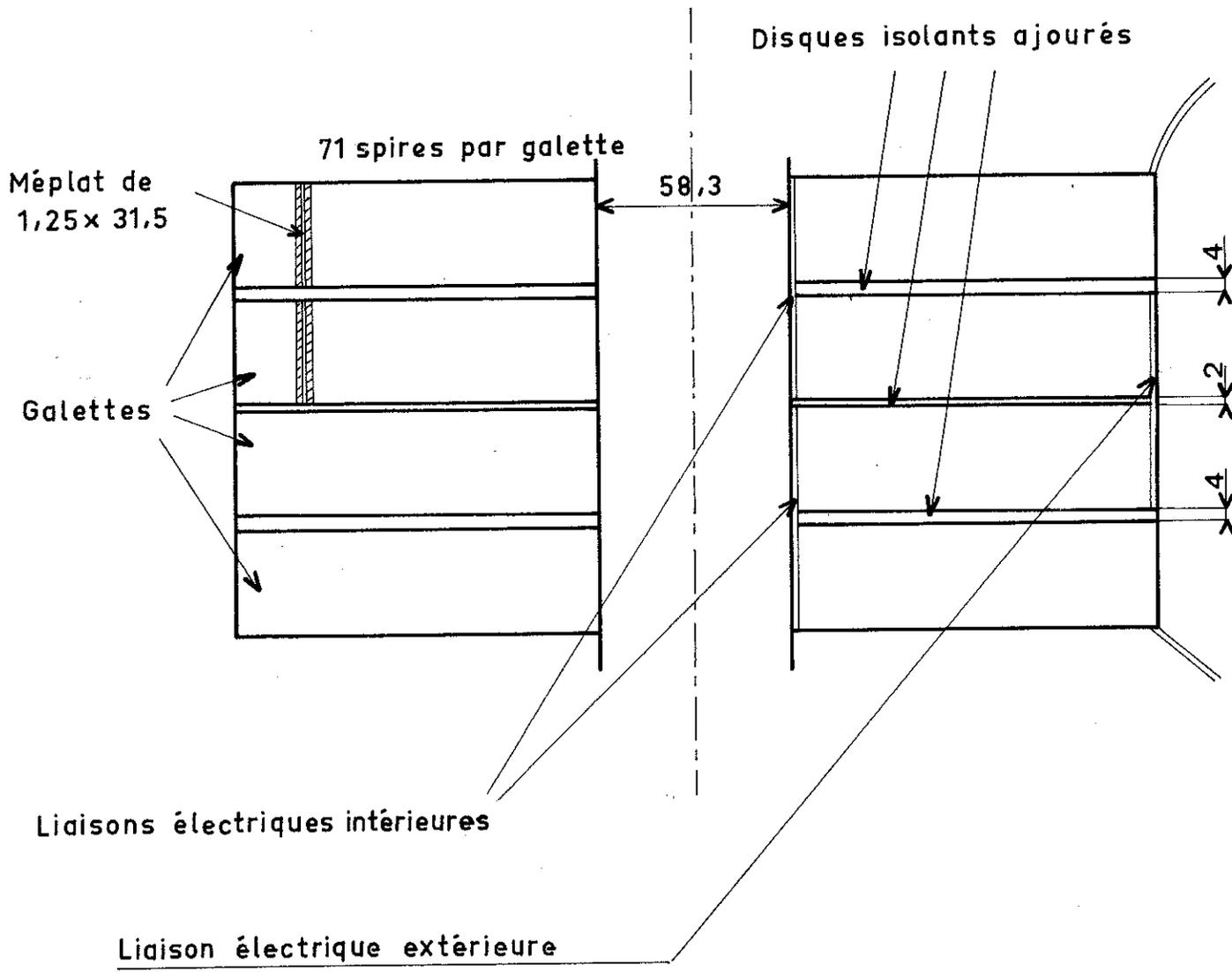


Figure 5

munie de chambres d'entrée et de sortie d'eau (Fig. 9). Nous avons adopté un débit de $100 \text{ m}^3/\text{heure}$ avec une température d'entrée de 20°C . Si T_e est la température d'entrée de l'eau et T_s la température de sortie, le bilan en puissance donne la relation suivante :

$$T_s - T_e = \frac{W}{J} \frac{1}{Q \cdot c} \quad (10)$$

W est la puissance dissipée dans la bobine en watts;

J est l'équivalent mécanique de la calorie, $4,18$ Joules par calorie;

Q est le débit massique de l'eau de refroidissement, en gramme/s;

c est la capacité calorifique de l'eau, 1 calorie/gramme. $^\circ\text{C}$;

On déduit pour la puissance de 1700 kw une température de sortie T_s de $34,6^\circ$.

Pour calculer l'élévation moyenne de température du cuivre, il faut connaître le flux thermique à évacuer et le coefficient d'échange thermique entre le cuivre et l'eau de refroidissement. Le flux thermique est la puissance à évacuer par cm^2 de surface d'échange

$$W_s = \frac{W}{S} \quad (11)$$

S est la surface d'échange en cm^2 .

En tenant compte de la présence des fils de nylon nous obtenons une surface totale d'échange de 88.430 cm^2 ; ce qui nous conduit à un flux thermique de $19,3 \text{ W/cm}^2$.

Pour déterminer le coefficient d'échange thermique, il est nécessaire de caractériser le type d'écoulement entre les spires; pour cela, on doit définir une température

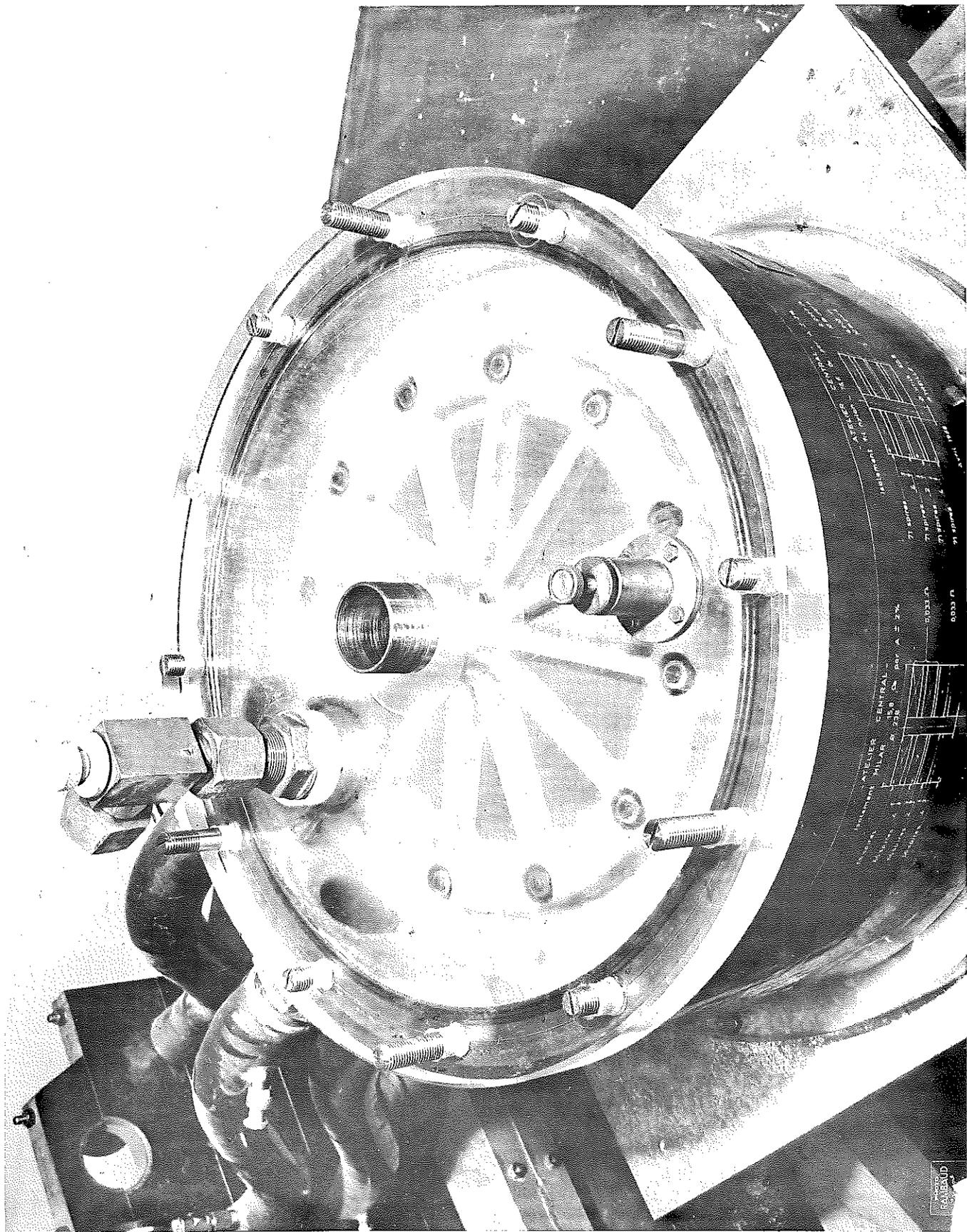


fig. 9

moyenne afin de calculer la viscosité, la densité et le coefficient de conductibilité thermique de l'eau.

La variation de la température du fluide dans la bobine est représentée à la Figure 10 en fonction de la hauteur d'un plan dans l'enroulement; elle est linéaire. L'écart de température entre le fluide et le cuivre est sensiblement constant et on peut de la même façon trouver une répartition de la température du cuivre (Fig. 10). On définit de façon pratique une température moyenne du fluide t_{mf} de 27°C , qui est la moyenne arithmétique entre la température d'entrée et la température de sortie de l'eau. La température moyenne du cuivre $t_m(\text{Cu})$ est obtenue par la connaissance de son écart avec la température t_{mf} .

Le nombre de Reynolds s'exprime :

$$R = \frac{\rho \cdot v \cdot D_H}{\eta} \quad (12)$$

ρ est la masse spécifique du fluide en kg/m^3 ;

D_H est le diamètre hydraulique des canaux de refroidissement, il est donné en mètres par 4 fois le rapport de la section du canal par le périmètre mouillé;

v est la vitesse de l'eau en m/s;

η est la viscosité du fluide à la température moyenne du fluide t_{mf} , qui est de 27°C .

La vitesse du fluide est obtenue à l'aide du débit et de la section de passage réelle à travers une galette; elle est de $2,9$ m/s. Le diamètre hydraulique est déterminé en considérant un canal de refroidissement limité par deux spires consécutives et par 2 fils de nylon distants de 2 mm; le calcul donne $D_H = 0,567$ mm. Le nombre de Reynolds de l'écoulement est donc de 1920. Pour un nombre de Reynolds inférieur à 2100, on peut considérer que l'écoulement est laminaire.

C H A P I T R E I I

LES CIRCUITS DE REFROIDISSEMENT

Les bobines sans fer installées doivent dissiper en moyenne une puissance de 1700 kw. Le refroidissement est réalisé par une boucle primaire dont le fluide caloporteur est lui-même réfrigéré dans un échangeur de température à l'aide d'un circuit secondaire. Le schéma de principe du circuit complet est représenté sur la figure 20.

I - BOUCLE PRIMAIRE

Le fluide caloporteur est de l'eau à la température ordinaire. Cette eau qui circule sur du cuivre sous tension doit avoir une très bonne pureté et une grande résistivité. La température du cuivre des bobines peut être de 80 à 90°C; il importe donc d'éviter les dépôts qui diminueraient l'efficacité du refroidissement. L'eau naturelle a une résistivité comprise entre 3000 et 5000 $\Omega \times \text{cm}$. Pour des différences de potentiels importantes entre de grandes surfaces très proches, les phénomènes de corrosion par électrolyse du cuivre donneraient de nombreux points d'amorçages préférentiels; il faut donc avoir à sa disposition une eau de la meilleure qualité possible, un circuit d'eau déminéralisée.

Les diverses réalisations d'échangeurs d'ions industriels disponibles sur le marché, peuvent assurer la fourniture d'une eau dont la résistivité est supérieure à 1 M $\Omega \times \text{cm}$. Néanmoins, il ne saurait être question de faire

Circuit hydraulique

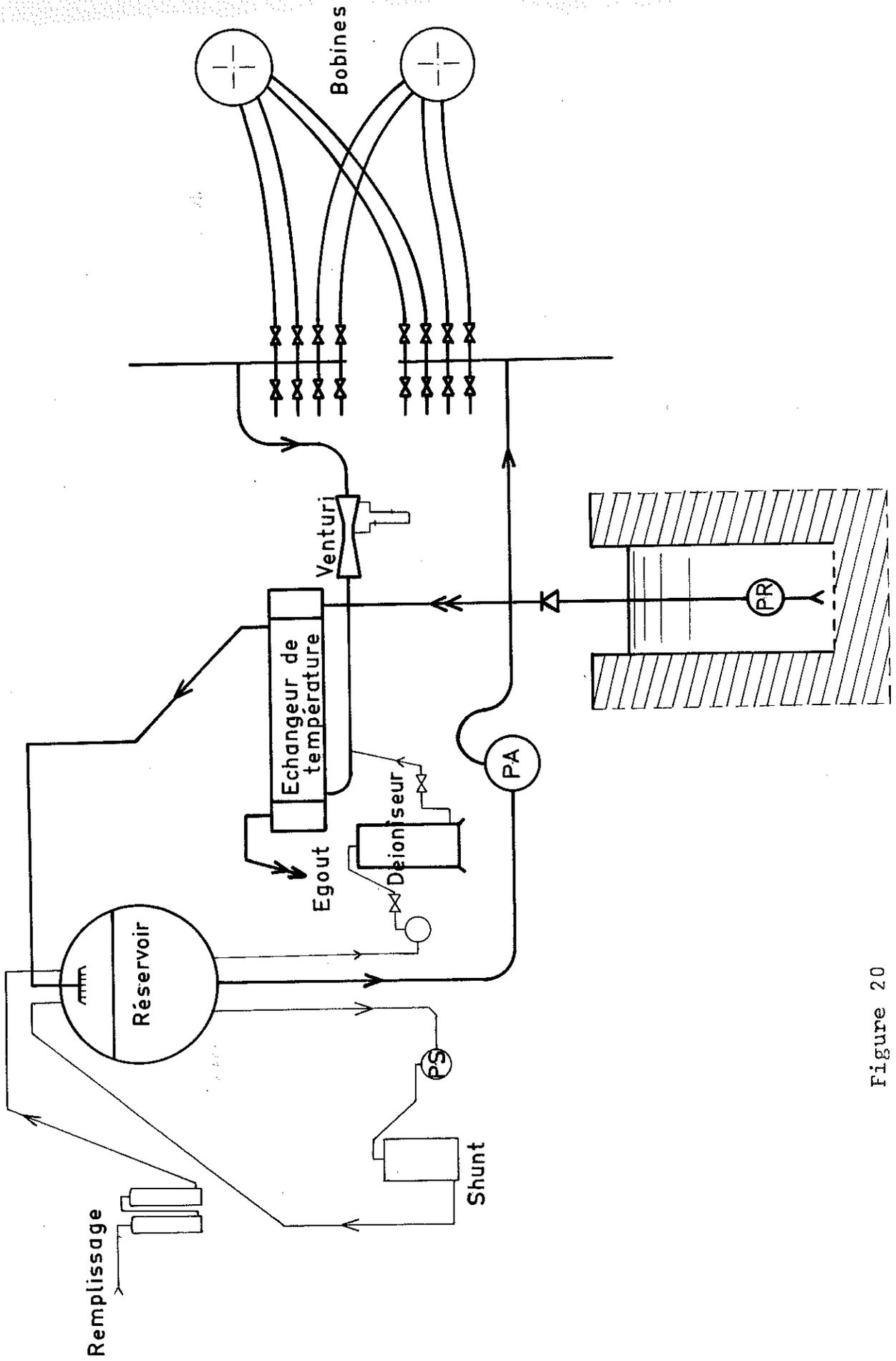


Figure 20

passer une partie importante du débit de refroidissement à travers un tel appareil; il faut donc conserver à une certaine masse d'eau sa haute résistivité le plus longtemps possible en ne traitant qu'une fraction du volume contenu dans le circuit total. Ce dernier ne doit pas contaminer par ses ions métalliques, l'eau traitée de la boucle fermée. Les métaux répondant à ces exigences sont par ordre de qualité décroissante, l'acier inoxydable, le cuivre, le bronze, le laiton.

L'eau qui circule dans le circuit est à une température relativement basse, inférieure à 40°C, et à une pression moyenne inférieure à 9 kg/cm². Ces conditions de fonctionnement ne conduisent pas à une épaisseur importante pour des tubes en cuivre; la différence de prix : matière et main d'oeuvre entre un circuit en cuivre et un circuit en acier inoxydable n'est pas sensible. Dans ces conditions, le choix entre les deux possibilités s'est fait sur des considérations pratiques. En effet, pour permettre les modifications et les compléments sur ce circuit, le choix du cuivre s'imposait par les possibilités de façonnage et de soudure des services de notre laboratoire. De la même façon, tous les appareils équipant le circuit doivent être exécutés dans l'un des matériaux cités plus haut. Le choix a été fait pour chaque appareil suivant des critères financiers et technologiques.

1 - Pompe d'alimentation

Il doit y avoir une circulation d'eau déionisée qui puisse s'adapter aux exigences différentes des deux types de bobines qui sont exploitées au laboratoire.

Les solénoïdes du type à densité de courant constante ont un mauvais foisonnement et la vitesse de l'eau est faible (2 à 3 m/s); aussi afin de pouvoir utiliser au maximum la puissance disponible, la différence de température entre l'entrée et la sortie d'eau sera de 10°C. Il faut un débit de 150 m³/heure. Les solénoïdes du type Bitter ont un meilleur foisonnement, ce qui donne des vitesses de circulation plus élevées; il faut prévoir une perte de charge de 6,5 kg/cm² aux bornes de l'empilement pour un débit inférieur. Avec ces données, nous avons choisi une pompe centrifuge donnant le maximum de hauteur manométrique pour le débit de 160 m³/heure dans une série mono-étagée. Du point de vue technique, la pompe peut être en bronze ou en acier inoxydable avec une préférence pour ce dernier. Des conditions de prix et de délai favorables nous ont conduit à choisir une pompe dont toutes les parties en contact avec le fluide sont en acier inoxydable de nuance 18/8/2,5. Le moteur électrique d'entraînement de 78 ch (57,5 kw) à cage d'écureuil est démarré par mise directe sous pleine tension avec un appel de courant statorique de $5 I_N$ pendant 0,8 seconde.

2 - Circuit hydraulique

Le circuit a une longueur totale de 50 mètres. Il faut compter un certain nombre de pertes singulières dues aux coudes, aux réductions et augmentations brusques de section. Cela donne une longueur équivalente supplémentaire de l'ordre de 50 m. L'ensemble serait équivalent à 100 mètres de conduites rectilignes. L'échangeur de température donne une perte de charge de 0,45 kg/cm².

Du point de vue des pertes de charge, le circuit se décompose en deux parties : les liaisons souples et les tuyauteries fixes.

tation est toujours en charge et les risques de cavitation sont très diminués. Ce point haut étant mis sous air, il n'y a pas de phase gazeuse importante dans le circuit au bout de quelques minutes de fonctionnement et ainsi la purge des conduites et des différents appareils peut être faite assez grossièrement au remplissage du circuit. Cette capacité hydraulique compense les pertes dues aux presse-étoupes des pompes et elle permet de brancher et débrancher hydrauliquement un certain nombre de bobines sans avoir besoin chaque fois de faire un appoint d'eau déminéralisée dans le circuit (Fig. 21).

L'aspiration de la pompe sous ce réservoir se fait à l'aide d'un ajutage dont les bords arrondis sont obtenus par tirage du métal. Le retour au réservoir se fait sur le dessus, le long d'une verticale éloignée de celle de l'aspiration. L'eau refoulée dans ce réservoir est dispersée par un cône divergent dans lequel se trouve une sorte de pomme d'arrosoir conique. De cette façon, on diminue l'impact du jet ($160 \text{ m}^3/\text{heure}$) sur la surface de l'eau du réservoir.

Le volume d'eau contenu dans la boucle primaire, c'est-à-dire dans les tuyauteries et dans l'échangeur de température, est de 1900 litres. Le réservoir devrait avoir un volume de l'ordre de cette valeur. Nous avons choisi un réservoir de 2000 litres, de 2,5 mètres de long et de 1 mètre de diamètre. Ce réservoir en acier inoxydable est installé à 3,50 m du niveau du sol, sur un support sur lequel on accède facilement.

La pompe d'alimentation est située juste en dessous; une vanne de diamètre 150 mm sur la conduite d'aspiration permet d'effectuer des réparations sur la pompe sans vider le réservoir.

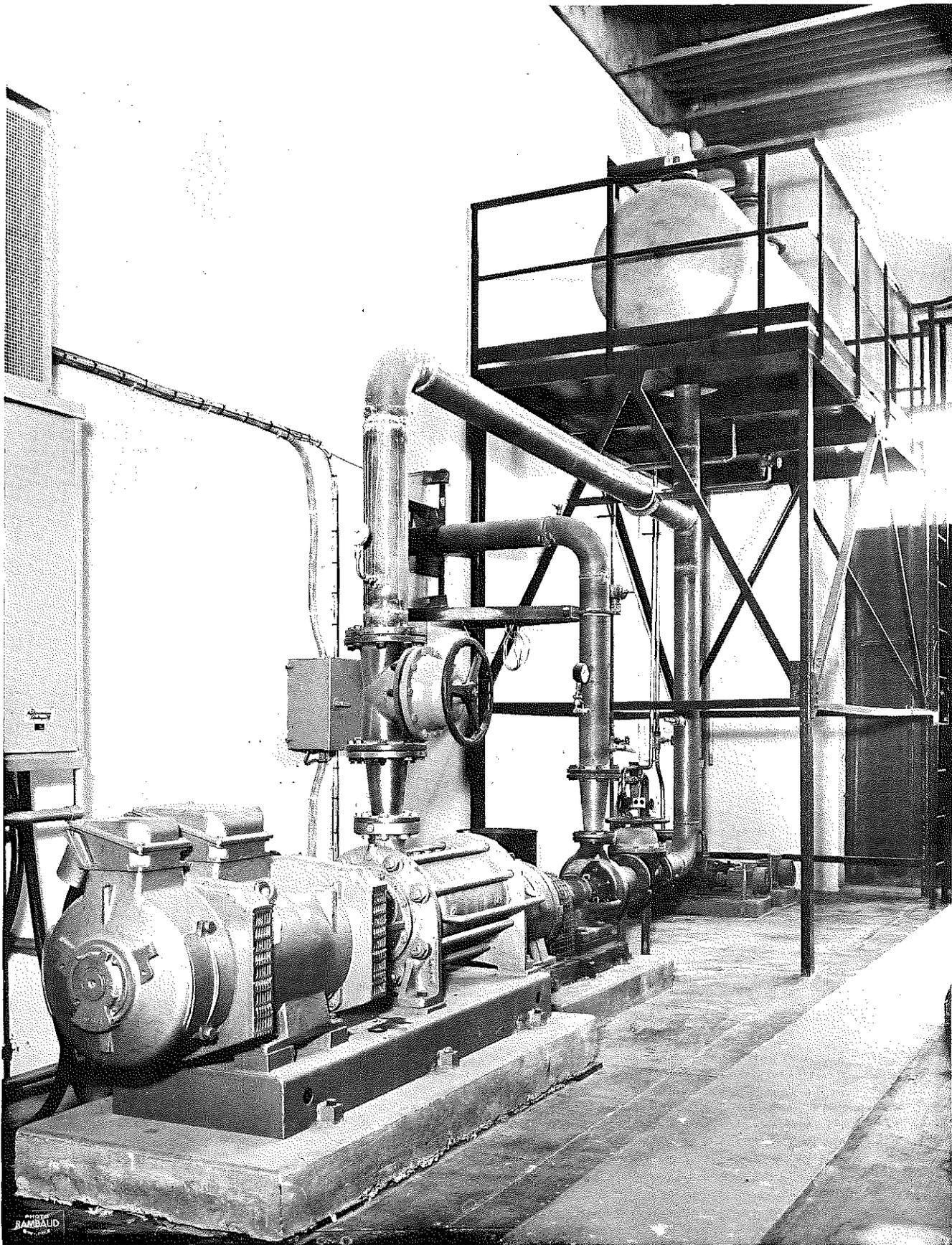


fig. 21

4 - Appareillage

Chaque bobine est branchée à l'aide de 4 tuyaux souples qui sont raccordés à un réseau d'arrivée et de départ d'eau par 4 vannes, qui permettent une isolation complète. Il est possible par l'ouverture et la fermeture d'un certain nombre de ces vannes de commuter hydrauliquement les différentes bobines sur le circuit. Les bobines à densité de courant constante de grand diamètre utile (50 mm) sont alimentées par de l'eau dont la pression est diminuée dans des détendeurs en bronze. Les vannes de commutation et d'isolement sont à membrane et le corps est en fonte à revêtement de rilsan. De plus, elles sont équipées de dispositifs à contacts de signalisation à pleine ouverture et fermeture.

En principe, le circuit ne doit pas contenir d'impuretés solides. Malgré toutes les précautions prises au montage, il y a des éléments difficiles à nettoyer, en particulier l'échangeur de température dans lequel, l'eau déminéralisée passe à l'extérieur des tubes. De plus, il y a des sources de particules métalliques sur le circuit pendant les incidents et les modifications possibles. Il peut y avoir des fuites de résines échangeuses d'ions. Il est indispensable de procéder à un bon filtrage de l'eau de refroidissement sur le circuit haute pression et le plus près possible des éléments à protéger.

Pour les bobines de caractéristiques thermiques normales, l'eau de refroidissement passe à travers une série de toiles métalliques en acier inoxydable, la maille la plus fine étant de $\frac{2}{10}$ de mm. Les grilles suivantes de diamètre de fil et de maille plus grands donnent à l'ensemble, une bonne tenue mécanique (Fig. 22).

F I L T R E S

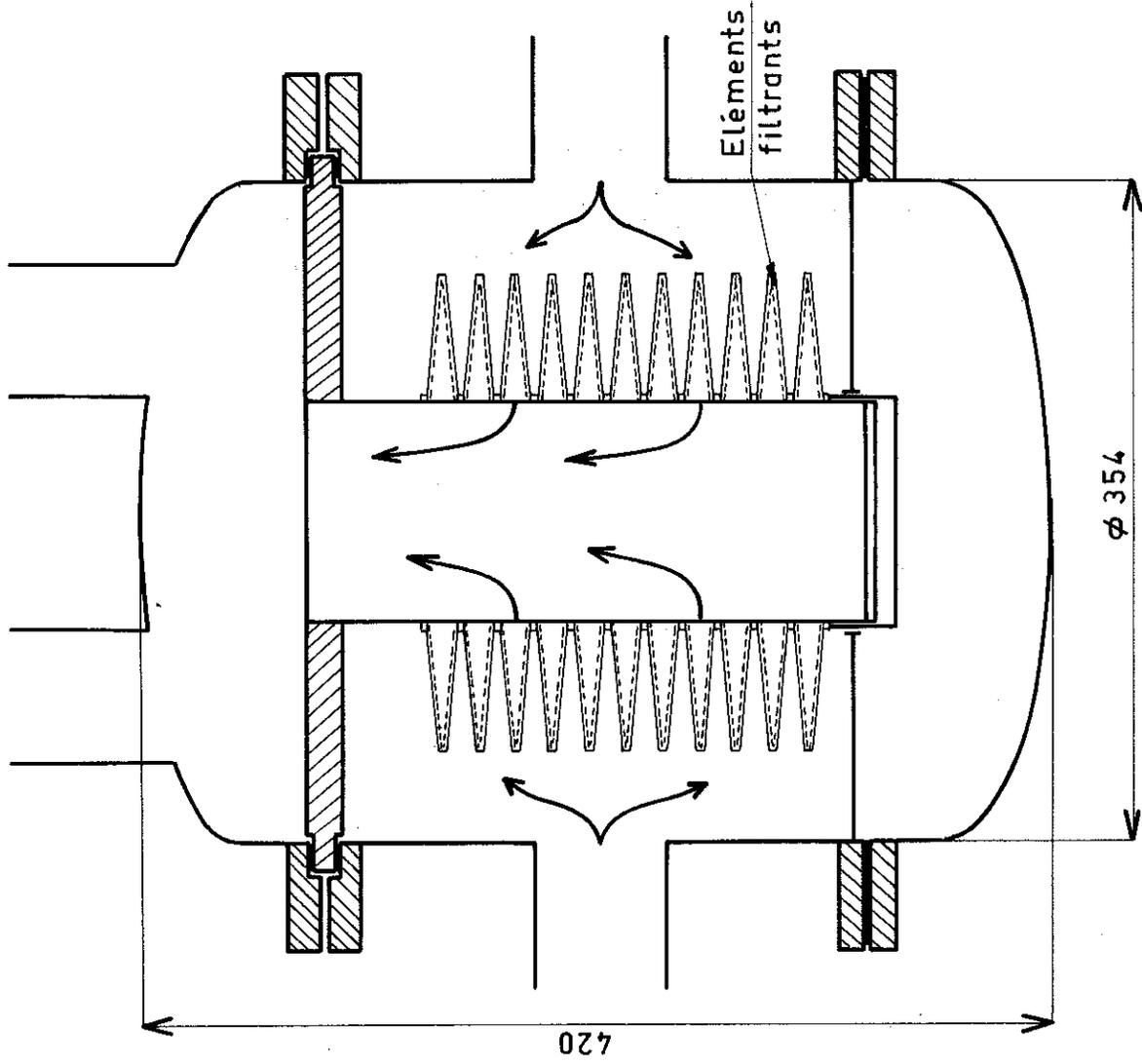


Figure 23

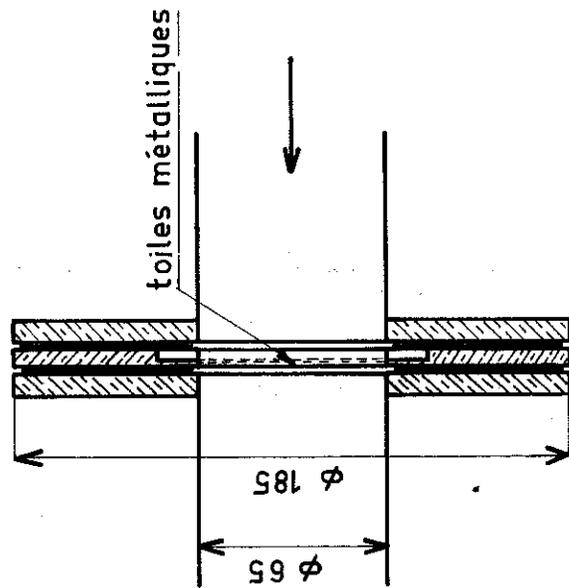


Figure 22

Les bobines du type Bitter à caractéristiques thermiques poussées dont le nombre de trous de refroidissement est plus petit sont refroidies par une eau filtrée par un dispositif supplémentaire. Chaque bobine est alors équipée d'un filtre dont la partie active est un empilement de galettes en bronze fritté (Fig. 23). Le seuil d'arrêt absolu de ce système est de 100μ . L'ensemble monté dans une enceinte en acier inoxydable prévue pour une pression de service de 9 kg/cm^2 est intercalé sur les liaisons souples d'arrivée d'eau entre la bobine et les vannes de distribution.

5 - Mesures

Afin d'étudier le comportement thermique des bobines essayées sur le circuit il faut connaître différents paramètres. Pour chaque bobine il est possible de mesurer la température d'entrée et de sortie d'eau à l'aide de thermomètres gradués au $\frac{1}{10}$ de degré et qui sont en contact direct avec le fluide (Fig. 24).

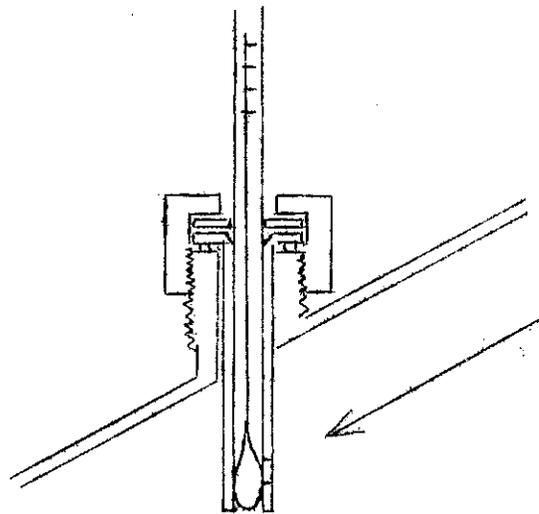


Figure 24

La mesure de la différence de pression se fait à l'aide de manomètres de vérification. Afin de connaître le débit, nous avons construit un système déprimogène du type Venturi placé dans le circuit basse pression sur une grande longueur droite. Le débit est obtenu par la mesure d'une différence de pression à l'aide d'un tube en U contenant du mercure ou du tétrabromure d'acétylène suivant l'ordre de grandeur du débit. Cet appareil n'a pas été étalonné, mais le débit mesuré correspond à 1 % près à la valeur calculée par la puissance dissipée dans la bobine et la différence de température entre l'entrée et la sortie d'eau. En exploitation normale, la différence de pression est contrôlée par un manomètre muni de contacts à pression minimale qui sont inclus dans une grille de sécurité.

6 - Circuit supplémentaire

En vue d'alimenter une bobine du type Bitter de petit diamètre intérieur, nous avons installé une pompe plus puissante qui alimente cette bobine 140 000 Oe avec un débit de $90 \text{ m}^3/\text{heure}$ pour une différence de pression de 25 kg/cm^2 . Cette pompe aspire l'eau du réservoir et refoule dans une conduite en acier inoxydable qui alimente la bobine par l'intermédiaire d'un filtre en bronze fritté. Le retour basse pression utilise le circuit existant, c'est-à-dire tuyauteries, échangeur de température, contrôle du débit et traitement de l'eau. La pompe est entraînée par un moteur de 145 ch. L'ensemble est démarré à l'aide de résistances rotoriques qui sont éliminées automatiquement.

Dans cette installation, chaque bobine est reliée au circuit à l'aide de tuyaux souples de 6 m de longueur. Les branchements se font à l'aide de raccords rapides iden-

tiques à ceux employés dans le matériel de lutte contre l'incendie. Seule la bobine 140 000 Ohm est reliée directement aux canalisations fixes d'arrivée d'eau à l'aide d'un manchon anti-vibratoire.

7 - Traitement de l'eau

L'eau du circuit est déminéralisée de façon continue. Le volume d'eau à traiter est de 4 m^3 . L'appareil permettant un traitement de $2 \text{ m}^3/\text{heure}$, toute l'eau du circuit est passée dans le déminéraliseur en 2 heures.

La qualité de l'eau doit être la meilleure possible, c'est-à-dire doit avoir une haute résistivité. Le cycle de l'appareil doit être assez long, c'est-à-dire que sa capacité d'absorption de cations et d'anions soit suffisante, afin d'espacer les régénérations. Ces opérations, qui immobilisent l'installation, utilisent un acide et une base forts. C'est une cause d'usure des résines et d'incidents sur les circuits parcourus par ces réactifs. Afin d'espacer ces opérations, il est judicieux de séparer les fonctions du poste de traitement. Il faut éviter d'encrasser l'appareil, donnant une haute résistivité en introdui- ^{MA} sant dans le circuit de l'eau brute au cours des remplissages totaux ou partiels.

L'eau brute est introduite dans la boucle fermée à travers un appareil à faible débit d'où l'eau sort à une résistivité supérieure à $300\,000 \Omega \times \text{cm}$. Son débit est de l'ordre de 400 litres par heure, il faut environ 10 h pour remplir le circuit. Ce système de remplissage est totalement indépendant du circuit général et ainsi, l'installation peut fonctionner au bout de 6 heures. Les appoints d'eau se font sans perturber le cours des expé-

riences. Le cycle de cet appareil du type "Laboratoire" à résines séparées est de 3 m³ et sa régénération est assez facile.

De cette façon, l'eau du circuit a une résistivité supérieure à 300 000 $\Omega \times \text{cm}$. L'appareil principal de type industriel cycle en permanence cette eau qui est alors portée à une résistivité supérieure à 1,5 M $\Omega \times \text{cm}$ dans tout le circuit (Fig. 25). Cet appareil utilise la technique des résines à lits mélangés qui donne de bons résultats avec des circuits fermés. L'eau est prise dans le réservoir et est refoulée sur ce poste à l'aide d'une petite pompe centrifuge en acier inoxydable. L'eau traitée est envoyée dans le circuit à l'entrée de l'échangeur de température. De cette façon, l'eau du réservoir et de cet échangeur est constamment traitée même lorsque la pompe principale est arrêtée. La résistivité est déterminée par la mesure de la résistance d'une sonde calibrée où circule une fraction du débit; c'est un pont de Wheatstone en courant alternatif gradué en $\Omega \times \text{cm}$ et qui permet d'assurer une sécurité pour une résistivité minimale.

En utilisant la capacité du poste à gros débit pour affiner la résistivité, il faut compter en moyenne 2 à 3 régénérations par an. L'appareil et ses tuyauteries sont en acier protégé par une couche de résine époxydique et de brai appliquée au pinceau. Ce revêtement n'est pas le meilleur et doit être surveillé. L'acier ébonité est une solution plus sûre.

L'eau à la sortie du poste de traitement est un peu acide. Il y a une légère corrosion de toutes les parties métalliques du circuit et en particulier de toutes les parties en cuivre. Les ions cuivre se retrouvent dans les résines qui ne peuvent éliminer cet ion pendant les

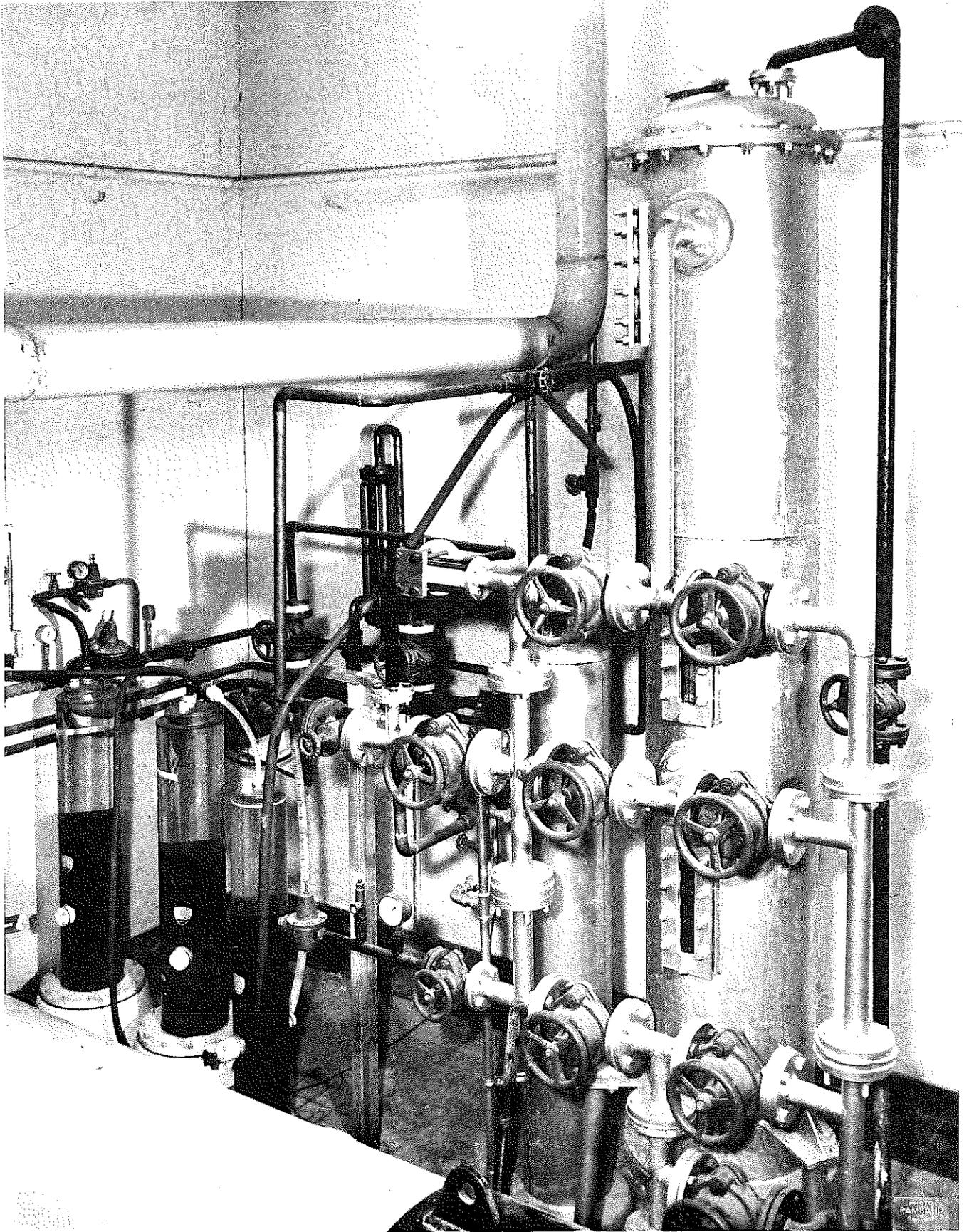


fig. ■ 25

régénérations. Les résines s'encrassent et leur capacité diminue. Il faut remarquer que le cuivre est plus sensible à cette corrosion que l'acier inoxydable. Néanmoins, pour les pressions moyennes (10 à 15 kg/cm²), le cuivre est le métal le plus employé. Pour des installations où la pression est plus grande (25 kg/cm²), il est plus économique et plus sûr d'utiliser des canalisations en acier inoxydable. L'appareillage hydraulique dont la surface en contact avec le liquide est beaucoup plus faible peut être exécuté en bronze. L'échangeur de température qui est à basse pression, peut être en cuivre pour des raisons économiques.

Le réservoir sert de source d'eau déminéralisée pour le refroidissement d'un shunt de mesure du courant d'excitation des bobines. La circulation est forcée à l'aide d'une pompe centrifuge avec un débit de 4 m³/heure pour une différence de pression de 2 kg/cm². Le débit est contrôlé par un rotamètre. L'eau utilisée est ensuite renvoyée au réservoir.

II - BOUCLE SECONDAIRE ET ECHANGEUR DE TEMPERATURE

1 - Eau Industrielle

Le fluide réfrigérant du circuit primaire transmet la puissance emmagasinée à un circuit secondaire à l'aide d'un échangeur de température (Fig. 26). Ce circuit est ouvert, c'est-à-dire que l'eau ainsi échauffée est refoulée à l'égout. Pour transférer une puissance importante de façon continue il faut un débit et une réserves suffisants.

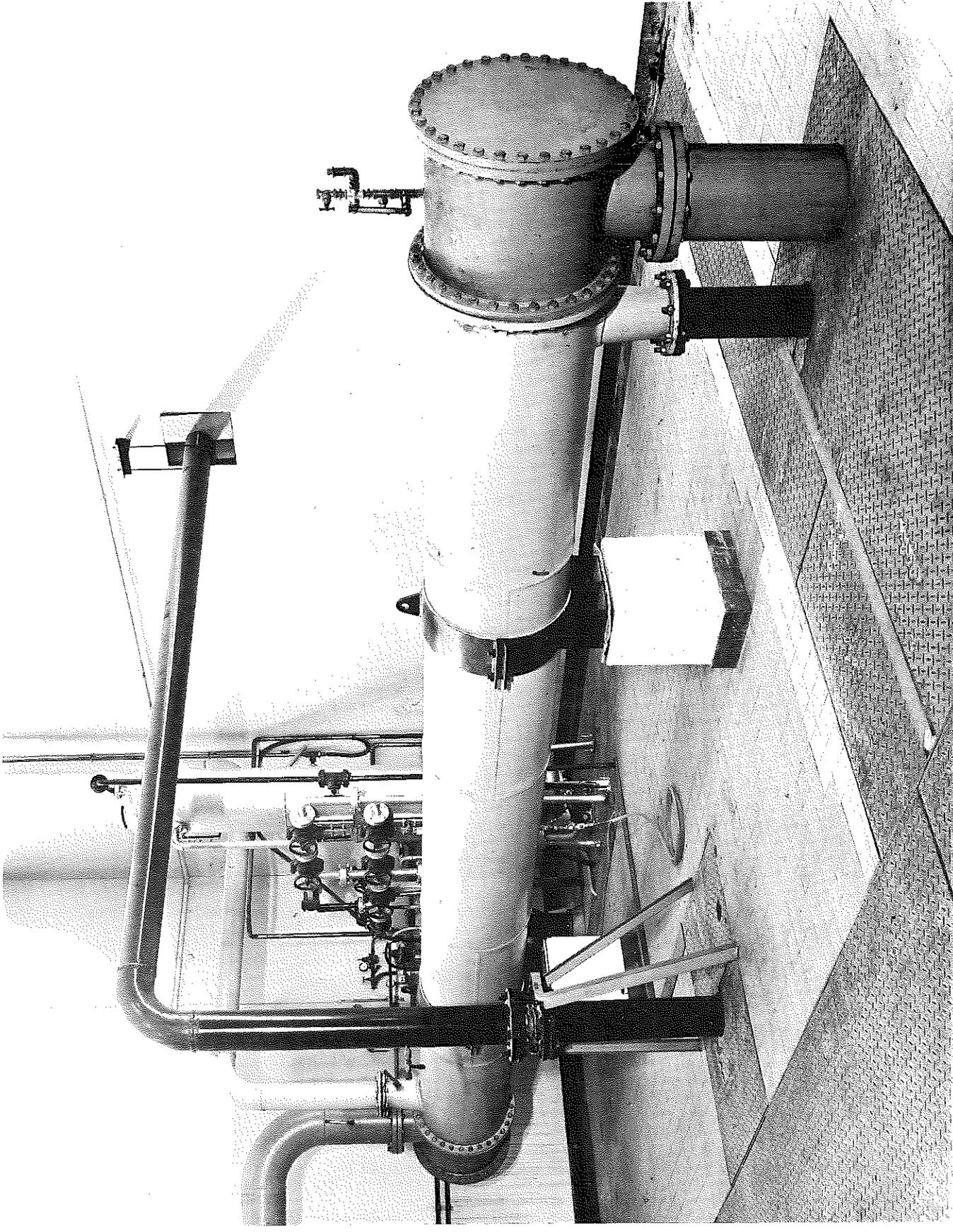


fig. 26

Le laboratoire est situé à proximité du confluent de 2 rivières bien alimentées, l'Isère et le Drac, à un endroit où ces 2 rivières ne sont distantes que de 1 km au maximum. La couche superficielle de terrain entre le laboratoire et le Drac est composée d'alluvions du type gravier fin et grossier, suivant la profondeur. La nappe phréatique est donc assez haute et suffisamment entretenue par les infiltrations. La température de cette eau est de 13°C en toute saison. L'eau est prise dans un puits dont le niveau baisse au cours du fonctionnement. Le problème de la réserve d'eau industrielle est donc résolu actuellement pour le débit demandé grâce à la position du Laboratoire.

L'eau du circuit primaire doit être à la température la plus basse possible pour diminuer la consommation de puissance et augmenter le flux thermique. Pour une température d'entrée de 20°C dans la bobine, la température de sortie du fluide secondaire pour un échangeur à circulation méthodique doit être inférieure à 20°C. En prenant une température de sortie t_s de 19°C pour l'eau industrielle, avec une température d'entrée t_e de 13°C, pour échanger une puissance de 1700 kw, il faut un débit de 244 m³/heure. Nous avons adopté 250 m³/heure.

2 - Echangeur de température

L'eau industrielle circule à l'intérieur des tubes avec un seul passage, ce qui facilite le nettoyage et la construction, mais augmente la longueur totale. L'eau déionisée circule à l'extérieur des tubes et perpendiculairement à ceux-ci grâce à des chicanes transversales judicieusement réparties. Les tubes, l'enveloppe extérieure et les chicanes sont en cuivre, les plaques d'extrémité en laiton. Les boîtes à eau extrêmes où

circule l'eau industrielle sont en acier ordinaire. De cette façon, l'eau déionisée à refroidir ne se trouve en contact qu'avec des parties en métaux non ferreux.

Avec un débit de $160 \text{ m}^3/\text{heure}$ dans le circuit primaire, les températures T_e et T_s d'entrée et de sortie doivent être de 20°C et $29,2^\circ\text{C}$ pour évacuer une puissance de 1700 kw . Pour un débit de $250 \text{ m}^3/\text{heure}$, les températures correspondantes t_e et t_s de l'eau du circuit secondaire sont de 13 et $18,8^\circ\text{C}$. Avec une circulation méthodique des fluides, c'est-à-dire avec une circulation à courants inverses, la différence moyenne de température donnée par la relation

$$T_{\text{moy}} = \frac{(T_s - t_s) - (T_e - t_e)}{\log \left(\frac{T_s - t_s}{T_e - t_e} \right)} \quad (32)$$

est de $8,6^\circ\text{C}$.

Cet appareil est situé dans une salle assez grande et le problème de l'encombrement au sol est secondaire. C'est pourquoi, nous avons préféré un échangeur de température de faible diamètre extérieur et de grande longueur, ce qui diminue le prix à surface d'échange égale. Nous nous sommes limités à un diamètre extérieur de 500 mm , qui correspond à une valeur moyenne pour une enveloppe avec une seule soudure longitudinale, compte tenu de la dimension des plaques de cuivre commerciales (2000×1000). Nous avons adopté des tubes de 15 mm de diamètre intérieur et de 1 mm d'épaisseur.

Avec des tubes disposés en quinconce, avec un pas triangulaire dont l'espacement minimum est de 6 mm, on obtient 420 tubes à disposer dans la section. Nous avons basé notre calcul sur 400 tubes. Le coefficient d'échange thermique global K est donné en fonction des coefficients d'échanges thermiques superficiels par la relation :

$$\frac{1}{K} = \frac{1}{h_i} + \frac{1}{h_e} \quad (33),$$

h_i est le coefficient d'échange thermique superficiel à l'intérieur des tubes;

h_e est le coefficient d'échange thermique superficiel à l'extérieur des tubes.

Le coefficient h_i est déterminé à partir du nombre de Nusselt relatif à l'écoulement à l'intérieur des tubes; la vitesse de l'eau V est de 1 m/s avec une température moyenne de 16°C; pour une circulation à l'intérieur de tubes cylindriques (30), nous avons la relation :

$$Nu = 0,023 \cdot R^{0,8} \cdot Pr^{0,4} \quad (34),$$

R est le nombre de Reynolds de l'écoulement;

Pr est le nombre de Prandtl du fluide;

Nu est le nombre de Nusselt de l'échange thermique, qui est donné par l'expression :

$$Nu = \frac{h_i \cdot D}{\lambda} \quad (35);$$

h_i est le coefficient d'échange thermique à l'intérieur des tubes en $\text{kcal/h.m}^2.\text{d}^\circ\text{C}$;

D est le diamètre du tube en mètres;

λ est la conductibilité thermique de l'eau en $\text{kcal/h.m.d}^\circ\text{C}$.

Les relations (34) et (35) donnent un coefficient d'échange thermique h_i de $2660 \text{ kcal/h.m}^2.\text{d}^\circ\text{C}$. L'eau qui circule dans ces tubes est de l'eau industrielle de bonne qualité, afin de tenir compte d'un dépôt éventuel, nous introduisons un facteur d'entartrage de 0,95. Ce qui nous donne un coefficient utile h_i de $2520 \text{ kcal/h.m}^2.\text{d}^\circ\text{C}$.

Le coefficient h_e est déterminé à partir du nombre de Nusselt relatif à l'écoulement à l'extérieur des tubes; pour un écoulement perpendiculaire à un faisceau de tubes (31), nous avons la relation :

$$\text{Nu} = 0,33 \text{Pr}^{0,33} \cdot \mathcal{R}^{0,6} \quad (36);$$

\mathcal{R} est le nombre de Reynolds pour l'écoulement considéré;

Nu est le Nusselt de l'échange thermique pour l'extérieur des tubes.

La relation (36) donne un coefficient h_e de $7550 \text{ kcal/h.m}^2.\text{d}^\circ\text{C}$. Pour avoir une valeur réelle dans un échangeur de température où la circulation d'eau perpendiculaire aux tubes est réalisée à l'aide de chicanes, il faut appliquer un certain nombre de coefficients pratiques :

- un coefficient tenant compte du dessin de la chicane, on peut prendre une valeur de 0,8,
- un coefficient tenant compte de toutes les différences de vitesse dans les compartiments d'entrée et de sortie et de celles qui se produisent entre les chicanes; sa valeur est de 0,9.

Il faut tenir compte du fait que la direction moyenne de l'écoulement n'est pas perpendiculaire aux tubes; avec un angle d'incidence de 30° , le coefficient est donné par $\sin 30^\circ$ (31) soit 0,5.

Avec ces corrections, le coefficient d'échange thermique h_e est de $2710 \text{ kcal/h.m}^2.\text{d}^\circ\text{C}$.

A l'aide de la relation (33), on obtient un coefficient global d'échange thermique de $1300 \text{ kcal/h.m}^2.\text{d}^\circ\text{C}$.

Avec une puissance de $1\ 460\ 000 \text{ kcal/heure}$ à évacuer avec une différence de température moyenne de $8,6^\circ$, il faut une surface d'échange de 131 m^2 , c'est-à-dire 400 tubes de diamètre extérieur 17 mm et d'une longueur de 6,15 m. Nous avons pris une longueur de 6 mètres avec un diamètre extérieur un peu plus grand.

Les pertes de charge totales pour les deux circuits sont de 400 g/cm^2 pour le circuit d'eau déionisée pour un débit de $160 \text{ m}^3/\text{heure}$ et 500 g/cm^2 pour le circuit d'eau brute pour le débit de $250 \text{ m}^3/\text{heure}$.

Pour alimenter cet échangeur en eau industrielle, nous avons choisi une pompe ayant un point de fonctionnement optimal de $250 \text{ m}^3/\text{heure}$ à 25 m de hauteur manométrique. Pour soutirer l'eau du puits dans les meilleures conditions, nous avons adopté un ensemble électro-pompe immergé. Ce groupe est situé à 13 mètres sous le niveau du sol, et présente une grande sûreté de fonctionnement. Des essais de longue durée à fort débit ont montré que le niveau du puits s'abaisse de 5 mètres et au bout de plusieurs heures de fonctionnement tend à se stabiliser. A l'arrêt du pompage, la remontée de l'eau se fait en 5 minutes.

L'eau brute qui sort de l'échangeur de température est envoyée à l'égout de façon à ce que l'échangeur soit constamment en eau à l'arrêt de la pompe; un organe anti-retour empêche la conduite de refoulement de la pompe de se vider.

L'échangeur est situé dans un bâtiment où le chauffage est suffisant, ce qui élimine les risques de gel.

C H A P I T R E I I I

LES CIRCUITS ELECTRIQUES

La puissance électrique consommée par l'installation est fournie par un réseau 15 kV suivant le schéma de principe de la figure 27.

L'alimentation des bobines est réalisée par un groupe convertisseur tournant dont l'excitation indépendante permet une régulation du courant débité. Ce courant est commandé à partir d'une baie mobile et la mise en marche de l'installation se fait de façon semi-automatique à partir d'un seul panneau de contrôle et de commande. Toutes les opérations de démarrage sont verrouillées électriquement entre elles et le fonctionnement est assujéti à un certain nombre de sécurités.

I - ALIMENTATION A COURANT CONTINU

C'est un groupe convertisseur qui comporte un moteur d'entraînement et un moteur de lancement accouplés à une génératrice (Fig. 28). L'ensemble est porté par 3 paliers équipés chacun d'un groupe électro-pompe de soulèvement. L'excitation indépendante est asservie au courant débité par la machine et est réalisée par un dispositif amplificateur à semi-conducteurs. Cet ensemble a été fourni par la société Schneider-Westinghouse.

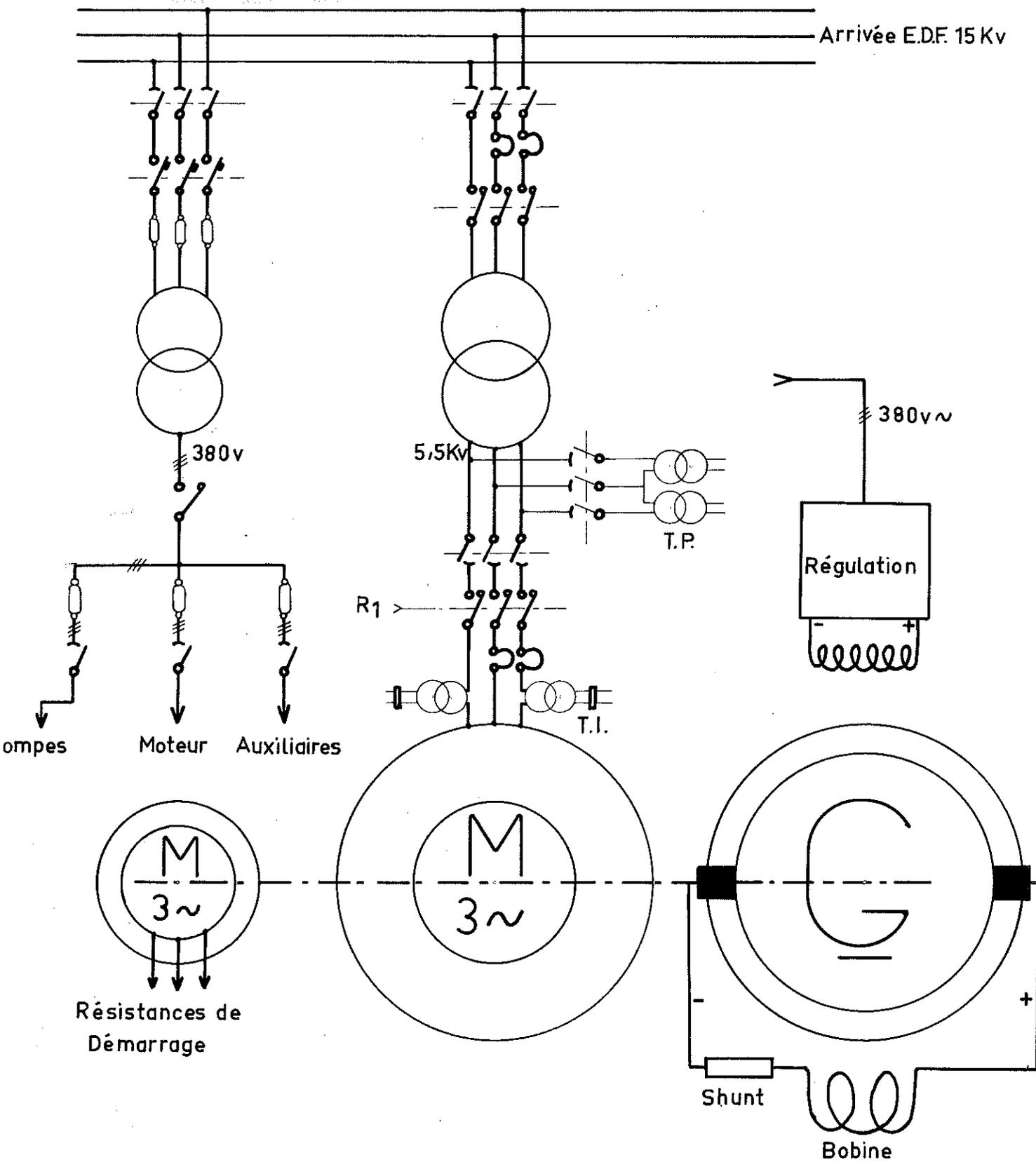


Figure 27

Alimentation électrique

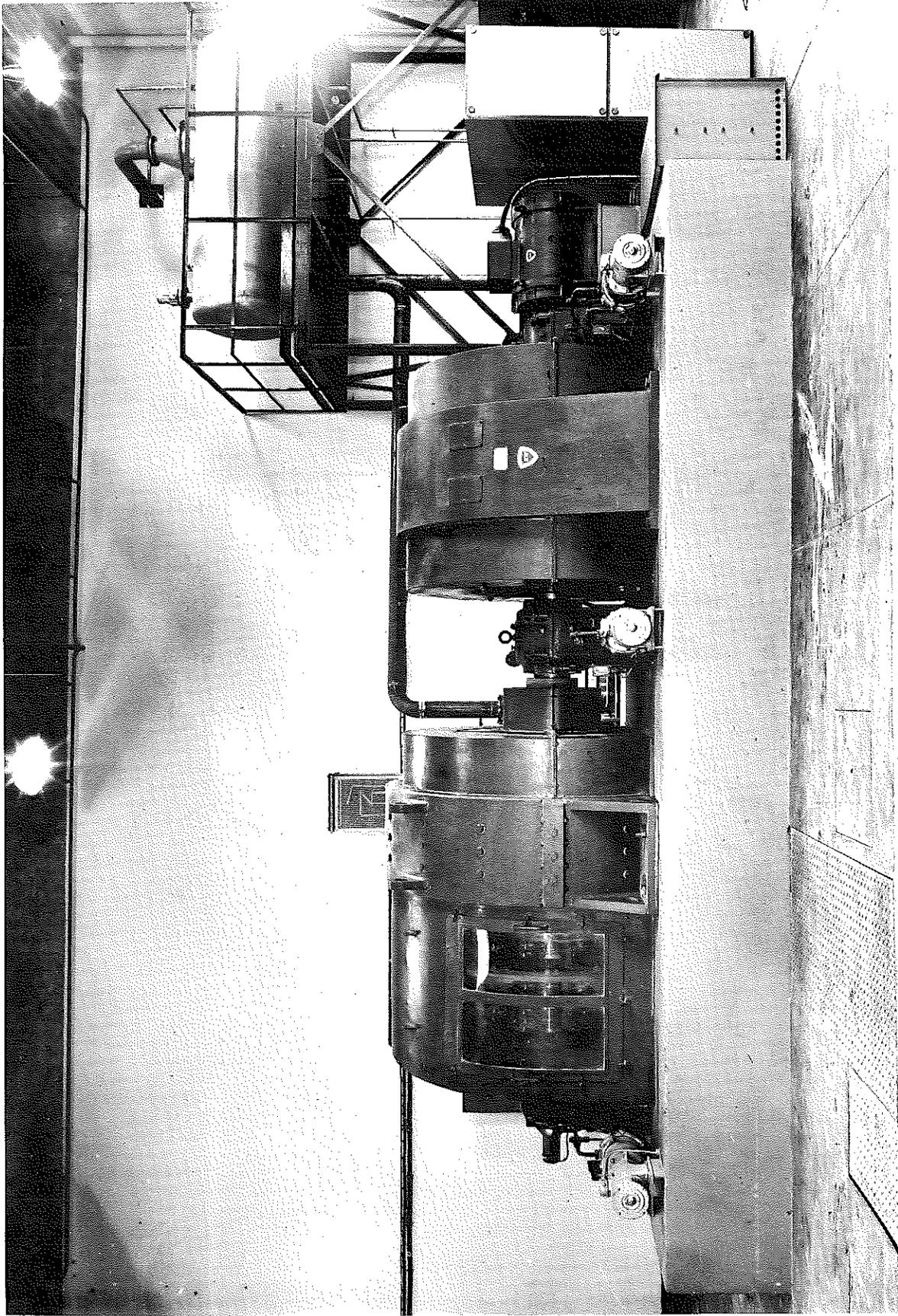


fig. 28

1 - Moteur d'entraînement

C'est un moteur asynchrone à rotor en cage dont la vitesse de synchronisme est de 750 tours/minute. Sa puissance nominale est de 1850 kw obtenus avec un glissement de 1,4 %, c'est-à-dire à 740 tours/minute. Cette machine est alimentée à l'aide d'un transformateur abaisseur par une tension de 5 000 V entre phases. Afin de protéger le bobinage de ce moteur contre des échauffements exagérés, six limithermes judicieusement répartis permettent un contrôle et une intervention rapide en cours de fonctionnement.

2 - Génératrice

C'est une machine à excitation indépendante à quatre paires de pôles dont la vitesse est de 740 tours/minute. Sa puissance nominale en régime permanent est de 1700 kw sous 340 V et 5 000 A.

Le collecteur à 8 lignes de balais doit débiter 1250 A par ligne et par polarité, ce qui conduit à un collecteur très long. Aussi, en vue d'une meilleure répartition et d'une robustesse plus grande, il y a un double collecteur.

Afin d'améliorer la commutation, les charbons sont électrographitiques. Par ailleurs, le déroulement des expériences impose des fonctionnements prolongés à faible intensité, ce qui ne permet pas la formation de la patine protectrice qui évite l'usure prématurée du collecteur. Pour remédier à cela, il faut utiliser des charbons liés à la paraffine qui donnent une patine artificielle.

La puissance d'excitation nominale de cette machine est de 3,2 kw sous 70 V et 42 A.

En vue d'obtenir une bonne qualité de la tension de sortie, cette génératrice présente les particularités suivantes :

- pour diminuer l'ondulation de tension :

l'entrefer simple est de 10 mm, au lieu de 5 mm habituellement;

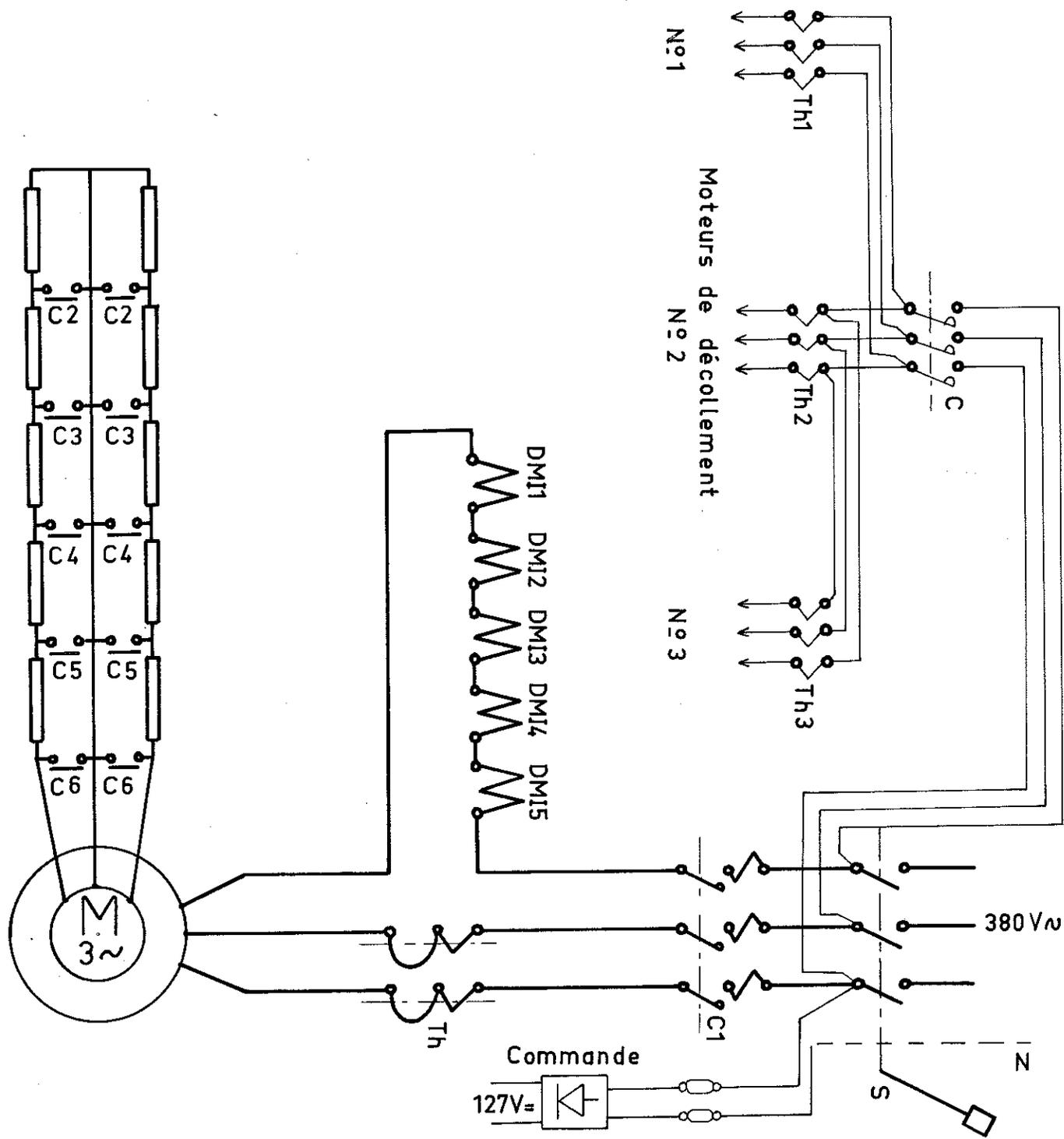
les encoches sont inclinées relativement d'un pas dentaire; la poussée axiale sur le rotor est encaissée par une butée, ce qui permet de diminuer les oscillations axiales; le rotor a été usiné après empilage des tôles afin d'atténuer l'ondulation de tension due au faux-rond.

- pour améliorer les performances dynamiques :

l'inducteur et la carcasse sont feuilletés; la constante de temps de ce circuit n'est pas augmentée par les courants de Foucault et vaut 2,5 sec.

3 - Moteur de lancement

Afin de permettre le démarrage direct du groupe tout en limitant la durée de l'appel de courant sur le réseau lors de la mise sous pleine tension, il est nécessaire de se trouver le plus près possible de la vitesse de synchronisme du moteur d'entraînement. Pour cela, en bout d'arbre côté entraînement, il y a un moteur asynchrone de puissance nominale 30 kw dont la vitesse de synchronisme est de 750 tours/minute. Alimenté sous une tension triphasée de 380 V, ce moteur à rotor bobiné à bagues est démarré à l'aide de résistances rotoriques qui sont éliminées progressivement et automatiquement (Fig. 29). A la vitesse de 710 tours/minute, la puissance fournie par ce moteur est de 80 kw, ce qui correspond aux pertes mécaniques de tout



Moteur de Lancement

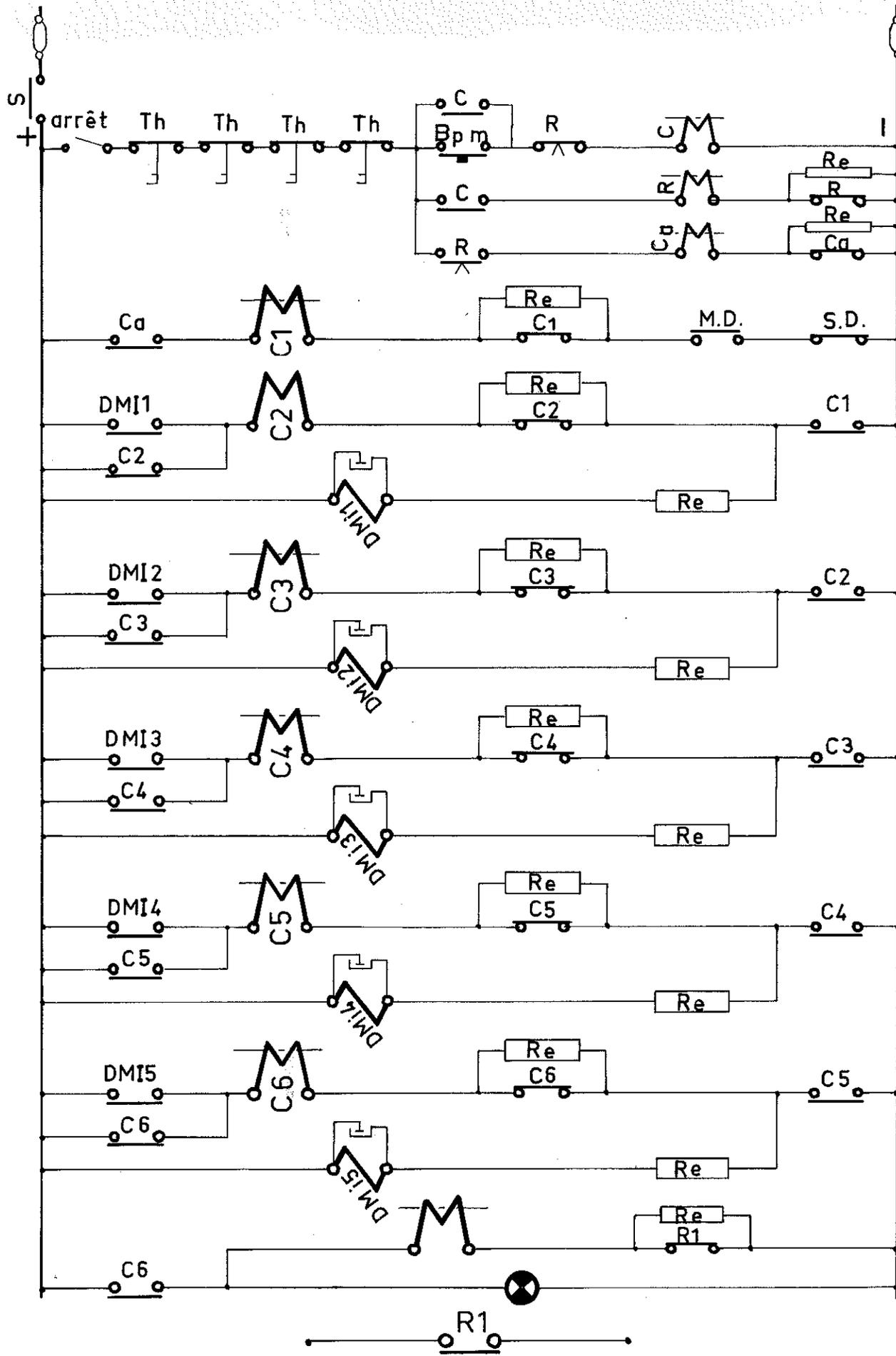
Figure 29

le groupe tournant. Ce moteur de 30 kw a un fonctionnement intermittent. Par sécurité, il ne doit pas effectuer plus de 3 démarrages à l'heure.

Mise en route de l'ensemble

Les groupes électro-pompes branchés sur les paliers mettent l'huile de graissage en pression, ce qui soulève la ligne d'arbre en 3 points d'environ $\frac{1}{10}$ de millimètre. Il se forme un film d'huile et les frottements solides acier sur acier sont pratiquement annulés. Ensuite, le moteur de lancement démarre l'ensemble pour l'amener à la vitesse de 710 tours/minute, ce qui demande 4 à 5 minutes. A cette vitesse, c'est-à-dire à la fin du démarrage de ce moteur, un relais temporisé commande la fermeture du disjoncteur qui alimente le moteur principal; 0,8 seconde après, le groupe convertisseur tourne à vide à 750 tours/minute avec un appel de courant de 700 A sous 5 000 V, pendant 0,2 seconde. Le moteur de lancement et les groupes électro-pompes sont alors mis hors tension.

Toutes ces opérations sont automatiques et la séquence est commandée par un bouton poussoir qui met sous tension les groupes électro-pompes. Le moteur de lancement est alimenté si les manostats des 3 paliers indiquent une pression d'huile correcte et si l'installation générale est en ordre du point de vue refroidissement des bobines. Le démarrage se fait en 5 temps par élimination progressive de 5 groupes de résistances rotoriques. Chaque élimination est commandée par un relais à minimum de courant (Fig. 30). Un interrupteur à clé permet d'arrêter à tout moment le processus et de verrouiller le groupe en cas d'arrêt.



M.D. Manostats de décollage
 S.D. Sécurité au démarrage

Figure 30
 Commande Automatique du Démarrage

Le refroidissement de ces deux machines se fait par auto-ventilation avec prise d'air dans la salle et refoulement à l'extérieur par deux gaines indépendantes. Ces deux gaines débouchent sur une manche de soufflage commune.

Le poids total de ce groupe est de 30 tonnes avec la répartition suivante :

rotor génératrice	5800 kg
stator génératrice	9800 kg en deux parties
rotor moteur	4317 kg
stator moteur	4433 kg
moteur de lancement	400 kg
3 paliers	1500 kg
cadre avec boulons	3825 kg.

Le groupe a été livré par éléments et a été assemblé à l'aide de deux camions munis de grues.

Le cadre supportant l'ensemble est ancré en six points et cimenté sur un socle en béton armé constitué par 90 tonnes de béton et 4,3 tonnes de fer. L'ensemble monté exerce une pression statique de $0,56 \text{ kg/cm}^2$ sur un radier en gravier fin. Le socle en béton armé est découpé de la dalle de la salle à l'aide d'une épaisseur de 20 mm de carton aggloméré. De cette façon, les vibrations dues au fonctionnement sont pratiquement négligeables.

II - TRANSMISSION DE LA PUISSANCE

La puissance est transmise aux bobines sans fer à l'aide d'un jeu de barres, d'un commutateur manuel et de câbles souples refroidis par une circulation d'eau.

1 - Jeu de barres

Il s'agit de transmettre une puissance de 1700 kw avec un courant de 5 000 A, depuis les bornes de la génératrice jusqu'au milieu de la salle de manipulations. Cette liaison de 28 mètres de long pour les deux polarités ne doit pas trop chauffer ni absorber trop de puissance.

Chaque polarité sera constituée de deux méplats verticaux dont l'échauffement ne doit pas dépasser 30°C. Il est préférable de prendre un échauffement faible, car le jeu de barres disposé dans un caniveau fermé aura une ventilation naturelle assez limitée. Le refroidissement naturel par convection libre pour des plaques verticales est donné par la relation (31) :

$$h = 1,4 \left(\frac{\Delta\theta}{L} \right)^{0,25} \quad (37)$$

h est le coefficient d'échange thermique en $w/m^2 \cdot d^{\circ}C$;

$\Delta\theta$ est l'échauffement de la plaque en $^{\circ}C$;

L est la hauteur de la plaque en mètres.

En supposant que l'épaisseur de chaque méplat est de l'ordre du dixième de sa hauteur, nous trouvons pour L une valeur minimale de 150 mm. Nous avons adopté pour chaque polarité deux méplats de 16 x 160 en cuivre. Les pertes en ligne pour la liaison de 28 mètres sont de 2,6 kw. A titre de

comparaison, les pertes Joule dans l'induit de la génératrice sont de 18 kw.

La machine réalise une circulation d'air pour sa ventilation et le caniveau où se trouve le jeu de barres est ventilé, de cette façon le jeu de barres ne chauffe pratiquement pas.

Les raccordements sur la génératrice se font à l'aide de deux liaisons souples de faible longueur. Chaque liaison est assurée par la mise en parallèle de deux tresses plates de section utile 500 mm^2 en fil de cuivre de 15/100 de millimètre de diamètre. Le shunt de mesure du courant est mis en série à l'autre extrémité de la ligne à l'aide d'une jonction souple de ce type.

Les divers éléments du jeu de barres sont assemblés au moyen d'éclisses en cuivre, serrées par 9 boulons pour une surface de contact de 256 cm^2 par méplat (Fig. 31). Les mesures effectuées sur un tronçon de jeu de barres de part et d'autre d'un tel contact montrent que la résistance globale du tronçon peut être retrouvée par le calcul sans terme de contact. Il n'y a donc pas de pertes supplémentaires, ni d'échauffements locaux.

2 - Commutateur

Entre le commutateur et les extrémités du jeu de barres la liaison est effectuée par deux câbles à circulation d'eau de grosse section et de faible longueur qui donnent une certaine mobilité à l'appareil, mais leur présence n'est justifiée que par la chronologie des travaux et la disposition des caniveaux dans la salle d'expériences.

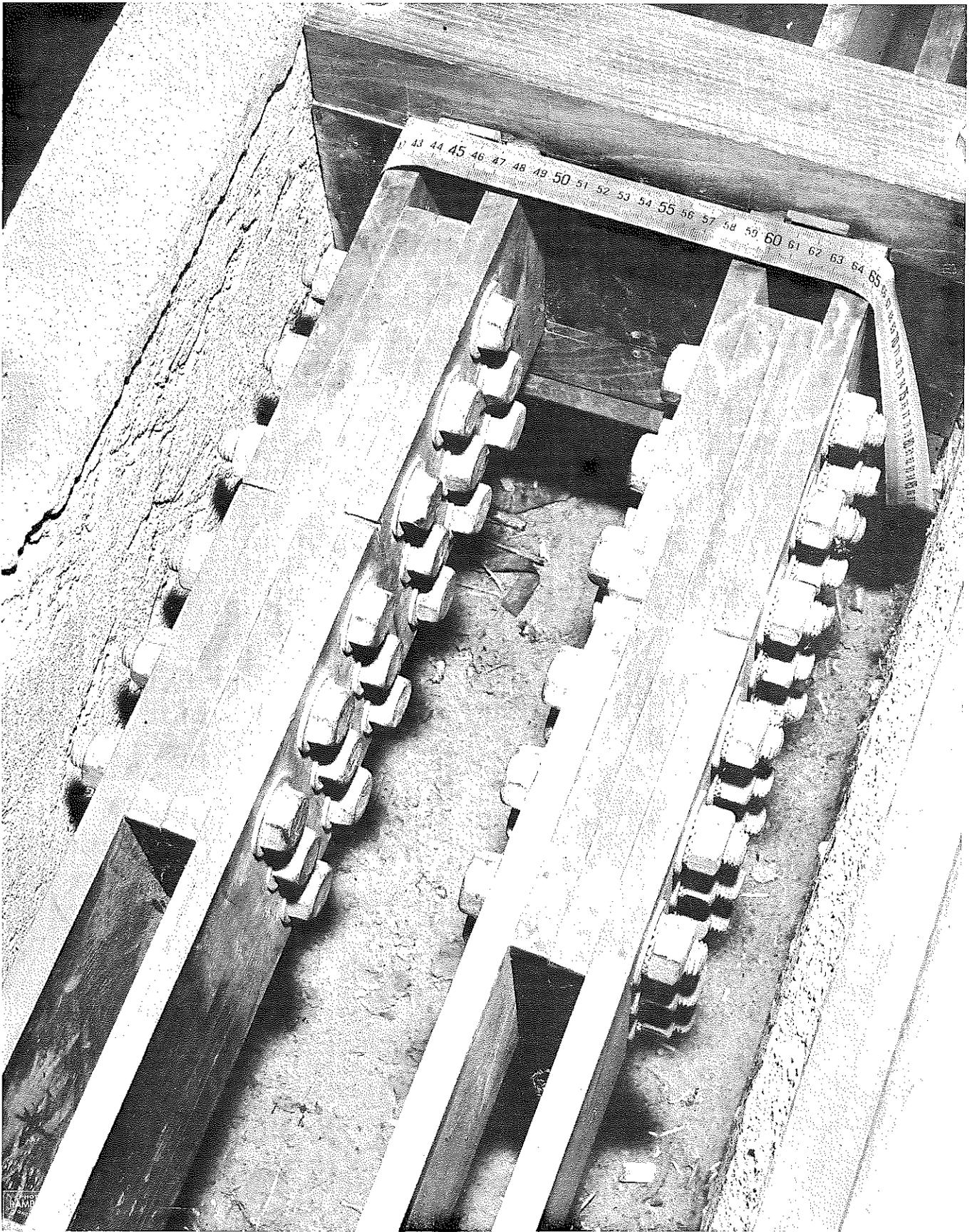


fig. 31

Sur cet appareil (Fig. 32), les circuits électriques et hydrauliques sont séparés. Le circuit électrique est réalisé par deux plaques de cuivre qui sont solidement boulonnées sur chaque polarité de la bobine à mettre sous tension. En tournant autour de chaque plot central, ces plaques entraînent un boisseau qui ouvre le circuit hydraulique des câbles entre la polarité à alimenter et le pôle central. Toutes les bornes reliées aux bobines sont branchées hydrauliquement avec des tuyaux en caoutchouc toilé, les boisseaux entraînés par leurs plaques permettent le passage de l'eau sur les seuls câbles branchés électriquement. De cette façon, la commutation demande le démontage et le remontage de 8 boulons, ainsi que le desserrage et le resserrage de 2 gros écrous sur les plots centraux. C'est un appareil de sectionnement, et la commutation doit être effectuée lorsque le groupe convertisseur est rigoureusement arrêté. Les plaques de cuivre actionnent des micro-contacts qui sont utilisés pour un contrôle et un verrouillage entre l'alimentation électrique et hydraulique de la bobine à alimenter.

3 - Liaisons électriques souples

Afin de donner une certaine mobilité à une bobine, et pour diminuer l'encombrement des connexions, il faut relier chaque bobine au commutateur central à l'aide de liaisons souples de dimensions plus réduites et qui sont refroidies à l'eau.

Ces câbles souples sont constitués par des tresses tubulaires en fil de cuivre de 20/100 de millimètre. Le câble est placé dans un tube en caoutchouc toilé qui assure l'étanchéité et l'isolement extérieur, la circulation se faisant à l'intérieur du câble.

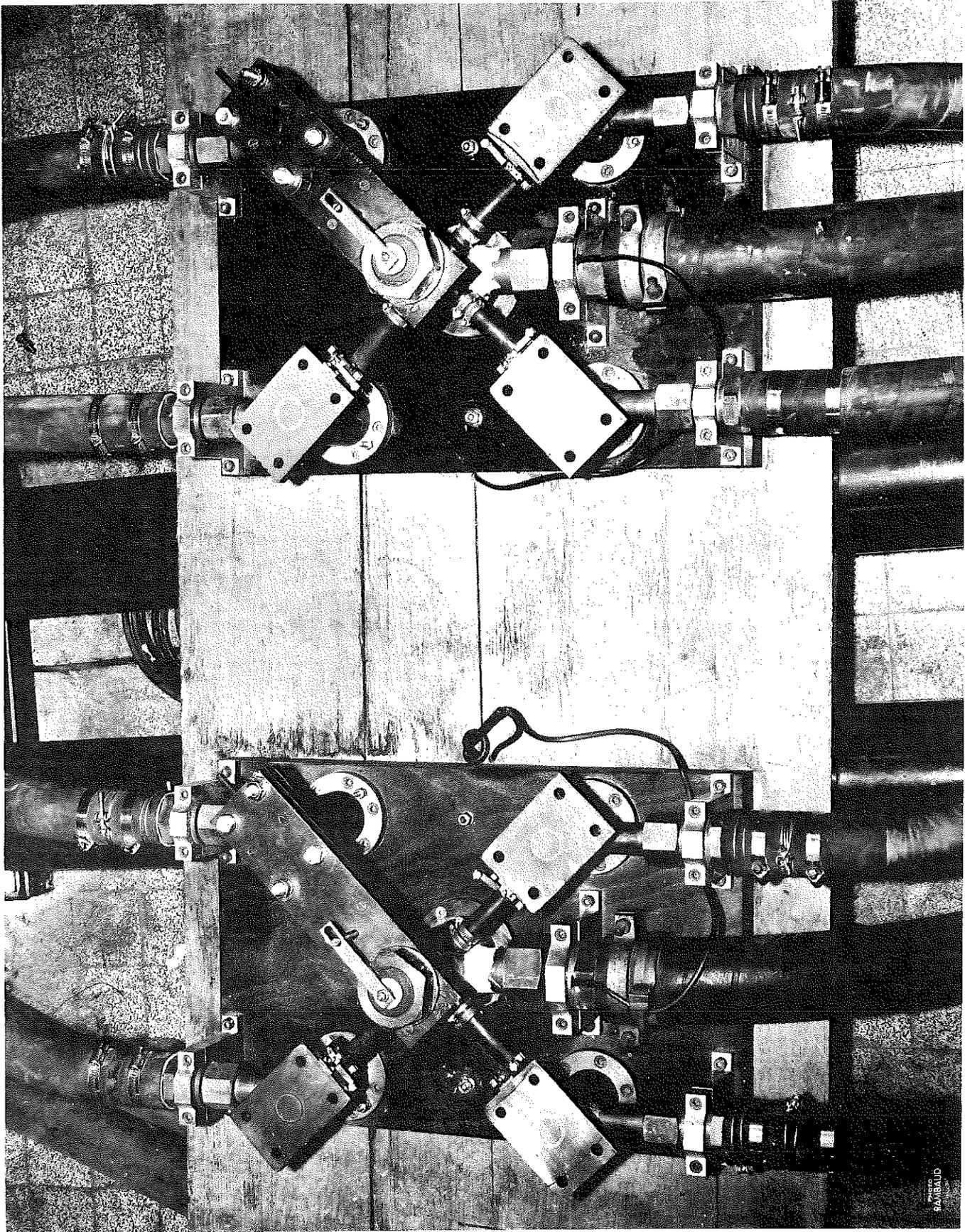


fig. 32

Franco
SABBAUDO

Il faut considérer que la tresse est plongée dans de l'eau dont la vitesse d'écoulement est très faible, mais le refroidissement en convection libre est beaucoup plus énergique que si le câble était dans l'air. En conséquence, c'est le rendement de la transmission qui va déterminer la section du câble. En supposant que les liaisons souples ne doivent pas consommer plus de 1 % de la puissance à transmettre, soit 17 kw, pour une longueur totale de 16 mètres, la section utile du cuivre doit être supérieure ou égale à 435 mm^2 . Nous avons adopté une section utile de 450 mm^2 . En prenant une différence de température de 20°C entre le cuivre et l'eau de refroidissement, le coefficient d'échange thermique doit être supérieur à $5,9 \cdot 10^{-4} \text{ W/cm}^2 \cdot \text{d}^\circ\text{C}$. En fait, dans de l'eau à la température ordinaire, le coefficient d'échange thermique pour des fils fins est beaucoup plus grand. La tresse peut donc supporter aisément la densité de courant de 11 A/mm^2 sans échauffement important du cuivre par rapport à l'eau de refroidissement.

Les câbles sont raccordés au commutateur et aux bobines à l'aide d'embouts brasés sur la tresse et sur lesquels la fixation se fait par vissage (Fig. 33). Le serrage doit assurer entre la pièce fixe et l'embout un très bon contact électrique et une bonne étanchéité pour l'eau de refroidissement.

Du point de vue hydraulique, les deux câbles sont en série aux bornes de la bobine ou d'un circuit pris sur les tuyaux d'arrivée et de départ d'eau de refroidissement du circuit principal. Le découplage électrique est réalisé par une longueur de 1,20 m de tuyau en caoutchouc sur laquelle nous avons installé un rotamètre muni de

Embout électrique

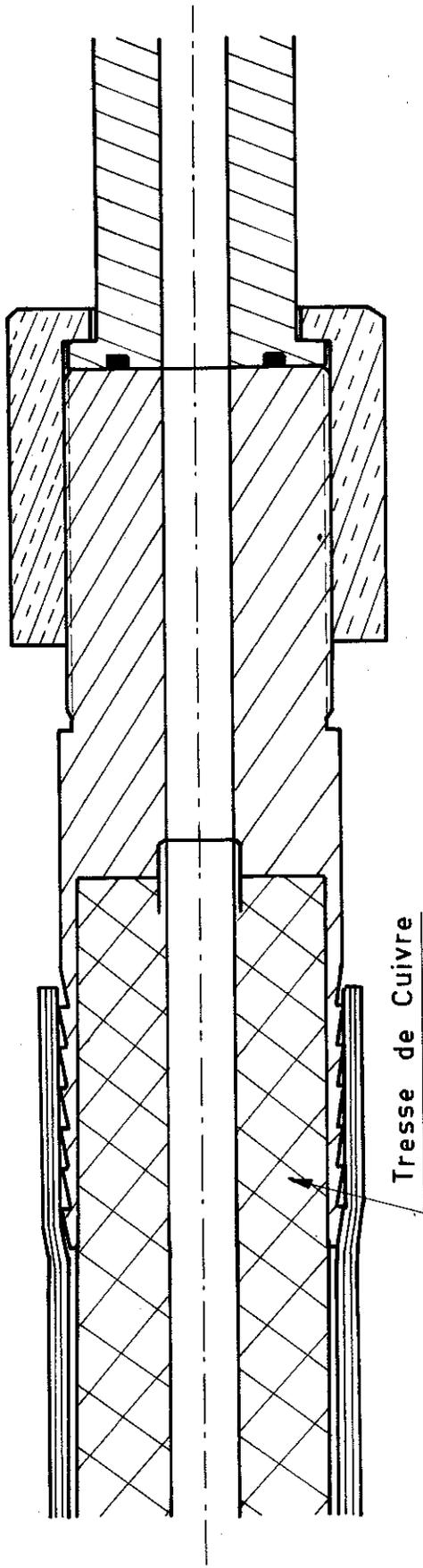


Figure 33

contacts électriques pour mesurer le débit et permettre une sécurité sur la circulation dans les câbles. Il passe environ $1 \text{ m}^3/\text{heure}$ d'eau déionisée dans ce circuit.

III - MESURE ET REGULATION

1 - Mesure

En vue de faire des étalonnages précis en champ magnétique, il faut connaître le courant débité dans la bobine avec une bonne sensibilité et une très bonne reproductibilité. Il faut donc disposer d'un shunt dont la tension de sortie soit suffisante et qui puisse être parcouru par l'intensité nominale de 5 000 A sans échauffement susceptible de faire varier sa résistance.

Les méthodes potentiométriques usuelles permettent d'obtenir des mesures relatives à 10^{-4} près avec une valeur minimale de différence de tension détectable de 5 μV . Pour effectuer des mesures avec cette précision, entre le courant nominal et le dixième de cette valeur, il faut un shunt dont la résistance doit être supérieure ou égale à 100 $\mu\Omega$.

Ce shunt est constitué par un ensemble de 72 tiges de manganine formant une sorte de cage cylindrique. Les extrémités de ces tiges sont brasées dans 2 plaques servant de prises de courant : les prises de tension sont réalisées sur deux anneaux égalisateurs de potentiel distants de 630 mm. Cette cage de manganine est comprise entre deux cylindres de leucoflex qui constituent une enceinte annulaire dans laquelle circule de l'eau déminéralisée. Cette eau, prise sur le circuit principal, passe à travers les plaques d'amenée de courant et assure un bon refroidissement des tiges de manganine (Fig. 34).

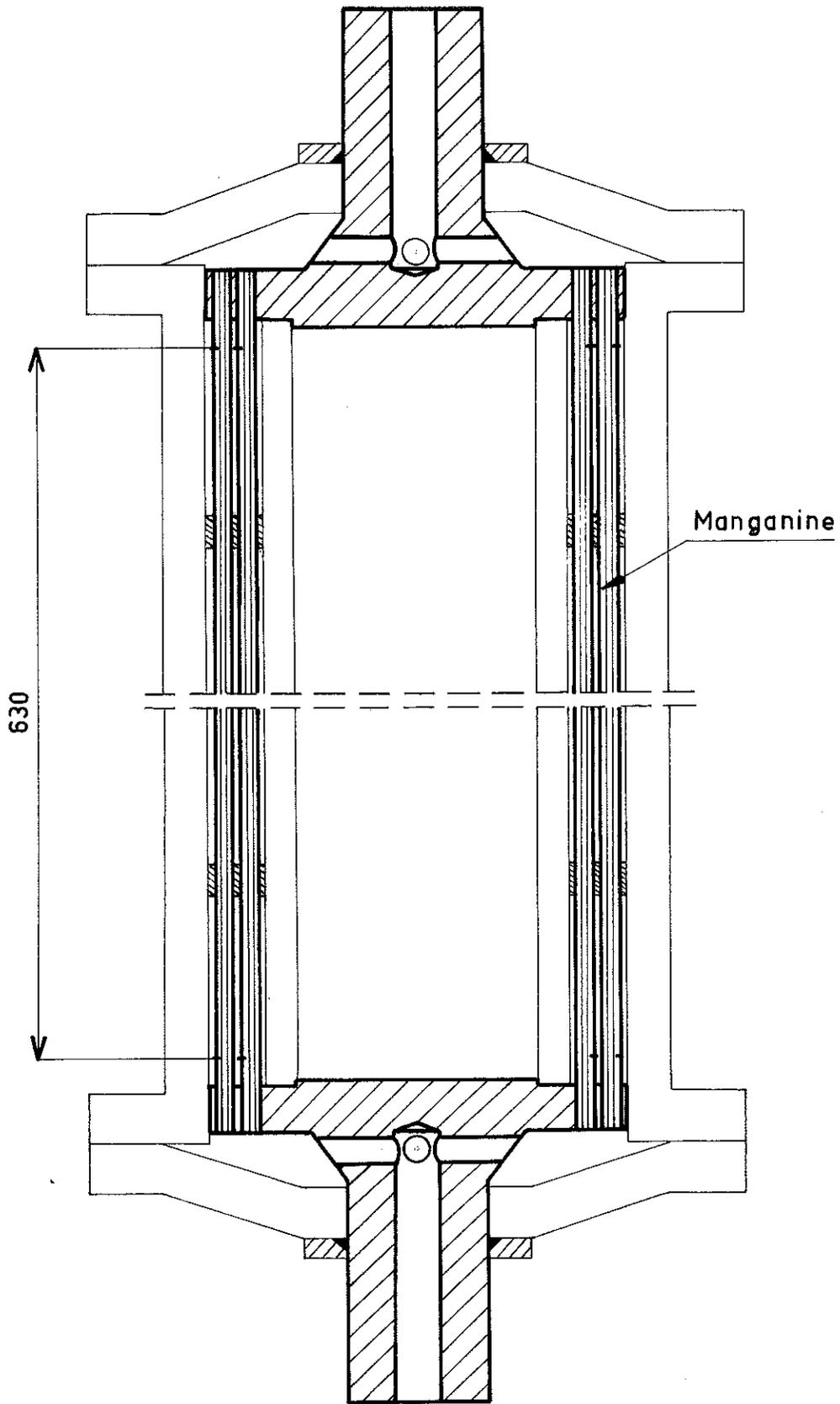


Figure 34

Shunt

Pour un courant de 5 000 A, la puissance dissipée dans ce shunt est de 2,5 kw. Pour une élévation de température de l'eau de refroidissement entre l'entrée et la sortie de 0,5°C, il faut un débit de 4 m³/heure d'eau. Ce qui conduit à un coefficient d'échange thermique de 5.10⁻²W/cm².d°C. La température moyenne de la manganine est de 25°C pour le courant nominal. La manganine a un coefficient d'augmentation de résistivité de 10⁻⁵ par degré avec un échauffement de l'ordre de 10°, la variation relative de la résistance totale sera de 10⁻⁴. Il faut remarquer que la reproductibilité de la résistance devrait être bien meilleure, car pour une même intensité, la température du shunt doit être reproductible au degré près.

2 - Régulation

Afin de pouvoir effectuer des mesures magnétiques avec une bonne sensibilité il faut disposer d'un champ très stable et réglable de façon continue. Il est donc nécessaire d'asservir ce champ à une valeur de référence réglable. Pour cela les variations par rapport à la valeur de consigne du signal d'un détecteur de champ, agissent sur le flux inducteur de la génératrice par l'intermédiaire d'une chaîne amplificatrice. Dans ce but, le détecteur de champ a été réalisé par une sonde à effet Hall placée dans le champ de fuite de la bobine sans fer. Cette sonde alimentée par un courant constant à 10⁻⁵ près a permis d'obtenir une stabilisation du champ à 2.10⁻⁴ près durant 20 minutes pour des fréquences de 0 à 3 Hz.

Mais ce système présente un certain nombre d'inconvénients pour une exploitation sûre et rationnelle :

La puissance de 1700 kw est entièrement pilotée par un élément dont la fiabilité n'est pas très bonne. En effet,

pour avoir un signal suffisamment grand, il faut utiliser des sondes sensibles dont la partie active est réalisée par évaporation sous vide; la couche est très mince et la puissance volumique dissipée est de $7,7 \text{ W/cm}^3$. Cette puissance varie avec le champ, ce qui modifie la température d'équilibre de la couche dont le coefficient de variation du signal de sortie est de l'ordre de 10^{-3} par degré; il faut tenir compte d'une inertie thermique de l'ensemble. Par ailleurs les connexions d'amène de courant et de prise de tension sont mécaniquement fragiles.

Afin de multiplier les zones expérimentales, il faut pouvoir commuter facilement les bobines sur les réseaux électriques et hydrauliques. Il faudrait aussi commuter les sondes à effet Hall, ce qui compliquerait la manoeuvre et introduirait des contacts mobiles en tête de régulation. Par ailleurs, il est préférable de ne pas fixer d'élément sensible sur les bobines qui sont soumises à des manipulations diverses durant les montages expérimentaux.

En vue de faire des étalonnages précis en champ, nous avons dû construire un shunt pour mesurer l'intensité débitée par la génératrice à courant continu. Les bobines utilisées sont du type sans fer pour lesquelles la relation entre le champ et le courant est linéaire et uniforme. Nous avons donc la possibilité de réguler le champ en régulant le courant.

La puissance est régulée par un système à boucles superposées : une boucle interne stabilise la tension aux bornes de l'induit, une boucle externe stabilise le courant dans la charge. Ces deux stabilisations agissent sur le courant inducteur de la génératrice. La stabilité

et la précision de la régulation sont assurées par des amplificateurs correcteurs de phase. Le schéma de principe de ce circuit est donné à la figure 35.

Afin d'étudier les performances de cette stabilisation, nous allons présenter les caractéristiques de ses divers éléments.

1 - charge

Les bobines sans fer peuvent être représentées par le schéma équivalent de la figure 36.

R_b est la résistance de la bobine

L_d est la self-inductance de la bobine

C est la capacité parasite

R_d est une résistance de fuite.

Aux moyennes fréquences, l'influence de C vis à vis de R_b est tout à fait négligeable. De la même façon, la résistance de fuite R_d due à l'eau de refroidissement est très grande vis à vis de la résistance R_b , le rapport $\frac{R_d}{R_b}$ est de l'ordre de 10^5 à 10^6 . Le schéma se simplifie et il devient celui de la figure 37.

Les bobines utilisées sont de deux types.

Les bobines du type Wood dont la résistance R_b est comprise entre 62 et 74 m Ω suivant le cas. Ces bobines ont une élévation moyenne de température relativement petite lorsque l'on passe d'un courant d'excitation nul à un courant de 5 000 A. La constante de temps L_b/R_b de ces bobines est environ de 7/100 à 8/100 de seconde.

Schéma de la régulation

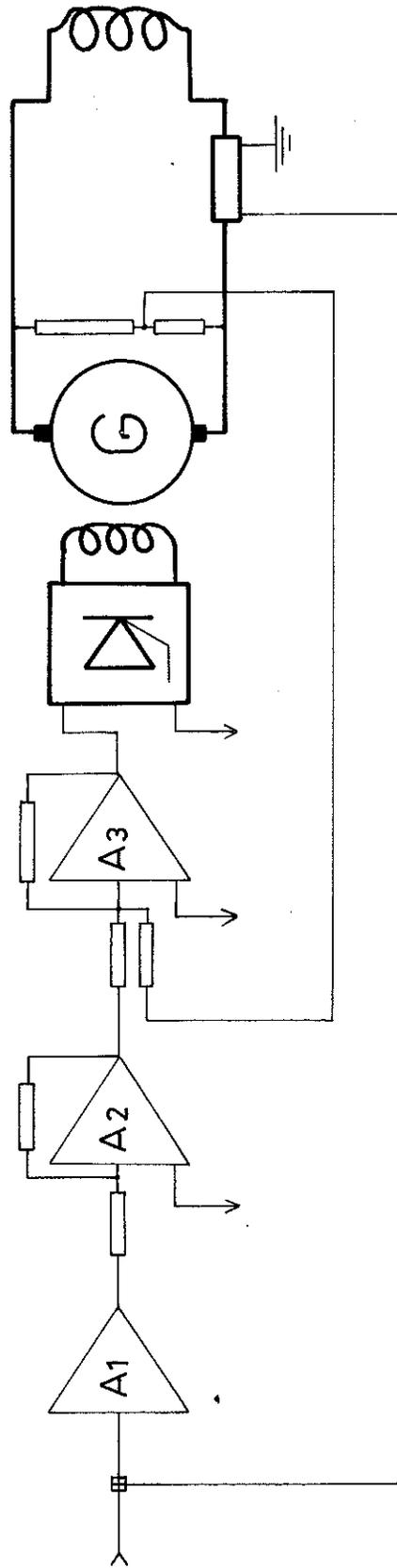


Figure 35

Les bobines du type Bitter ont une élévation de température moyenne plus importante, la résistance R_b varie de 30 % entre le courant d'excitation nominal et les faibles valeurs de ce courant. La constante de temps $\frac{L_b}{R_b}$ de ce type de bobines est environ de 1/100 à 2/100 de seconde.

Donc pour les bobines en service, nous avons des constantes de temps de 1/100 à 8/100 de seconde. Il faut donc penser que la commutation des bobines sur la source de courant, posera des problèmes pour la stabilité de la régulation.

2 - génératrice

C'est une machine à excitation indépendante. L'inducteur dont la résistance à chaud est de 1,64 Ω a une constante de temps comprise entre deux et trois secondes. La constante de temps de l'induit est de 0,1 seconde avec une inductance de 0,04 mH. Si E_s est la tension de sortie de la génératrice à vide et V_e , la tension aux bornes de l'inducteur, nous avons la relation :

$$\frac{E_s}{V_e} = \frac{K}{R_i + L_i p} \quad \text{avec } p = j\omega \quad (38)$$

K est un coefficient qui tient compte de la caractéristique à vide de la génératrice;

R_i est la résistance de l'inducteur;

L_i est l'inductance de l'inducteur;

ω est la pulsation de la tension d'alimentation de l'inducteur.

En supposant que la chute de tension en charge de la génératrice est faible, nous pouvons relier la valeur du courant d'excitation des bobines à la tension aux bornes de l'inducteur par l'expression :

$$\frac{I}{V_e} = \frac{K'}{(R_i + L_i p)(R + L p)} \quad (39)$$

K' est un coefficient qui tient compte des caractéristiques statiques de la génératrice et de son excitation;
 R est la résistance du circuit comprenant l'induit, le jeu de barres, le shunt de mesure et la bobine; R est très peu différent de la résistance de la bobine R_b ;
 L est la somme des inductances du circuit; en fait le terme prépondérant est l'inductance de la bobine.

On obtient

$$\frac{I}{V_e} = \frac{K''}{(1 + \tau_i p)(1 + \tau_b p)} \quad (40)$$

K'' est égal à K'/R_i . R ;
 τ_i est la constante de temps L_i/R_i ;
 τ_b est la constante de temps L_b/R_b .

La constante τ_i est environ 50 fois plus grande que τ_b , aussi nous pouvons écrire $\frac{I}{V_e} = \frac{K'}{1 + \tau_b \cdot p}$ en tenant compte d'un retard possible de valeur τ_i .

La génératrice est une source de tension dont le bruit comporte des fréquences bien particulières.

Les fluctuations à la fréquence de rotation, c'est-à-dire 12,5 Hz, peuvent être dues à une anomalie magnétique ou mécanique sur le stator ou bien au fait que

L'axe de rotation réel du rotor est légèrement décalé par rapport à l'axe du stator. L'importance de ce bruit est liée à $\frac{\Delta r}{e}$, Δr étant la variation parasite d'entrefer et e l'entrefer au niveau des pôles principaux. En augmentant l'entrefer, on diminue l'importance de ce bruit.

La fréquence due à l'aimantation du circuit magnétique est de 50 Hz au glissement près; une anomalie sur le rotor peut donner naissance à un bruit à cette fréquence. Pour diminuer ce terme, l'induit a été usiné après empilage des tôles. La commutation donne naissance à une ondulation à 1650 Hz.

Par action sur le flux, on ne peut pas atténuer ces bruits. La bobine ayant une inductance très faible, c'est-à-dire une faible constante de temps, les basses fréquences seront peu filtrées, en particulier, l'ondulation à la fréquence de rotation de 12,5 Hz.

3 - excitation de la génératrice

L'inducteur est alimenté par un pont redresseur triphasé à double alternance. Ce pont est constitué de thyristors qui sont rendus conducteurs à l'aide d'impulsions brèves délivrées par des amplificateurs magnétiques. Ces derniers permettent de déphaser les impulsions de commande par rapport à la tension d'alimentation du pont de thyristors : ce procédé constitue un réglage de tension aux bornes de l'inducteur depuis 0 jusqu'à 90 V, le courant débité passant de 0 à 50 A. Cette variation est obtenue avec un courant de commande variant de 0 à 1 mA avec une faible impédance. Cette petite puissance peut être obtenue à la sortie d'un amplificateur opérationnel faisant partie d'une boucle de régulation.

Un enroulement supplémentaire sur ces amplificateurs magnétiques permet une désexcitation rapide. En fermant un contact, on peut envoyer un courant dans un enroulement qui provoque un déphasage de 180° de tous les allumages. La tension délivrée par le pont passe de V à $-V$, le courant dans l'inducteur ne pouvant s'inverser, il se coupe au passage par zéro. Le courant débité par la machine s'annule en 2 secondes.

4 - stabilisation de la tension de sortie

Une génératrice à courant continu est une source de tension dont l'ensemble des thyristors et leurs déclencheurs permettent la commande avec amplification de puissance. Mais cette source présente un certain nombre d'inconvénients pour la réalisation d'un asservissement de bonne précision.

Les déclencheurs magnétiques, les thyristors et la génératrice ont une caractéristique globale non linéaire sur toute la plage de tension de sortie. De plus, l'inducteur de la machine a une forte constante de temps et l'amplificateur de puissance qui excite la machine introduit des retards parasites. Les entrées secondaires sont l'échauffement de l'inducteur, la vitesse de rotation de la machine, l'échauffement du collecteur.

Il est judicieux d'atténuer l'influence de ces inconvénients à l'aide d'une boucle de stabilisation en tension, de façon à disposer d'une source ayant une réponse à peu près linéaire et suffisamment rapide. Cette stabilisation est assurée à l'aide d'un amplificateur opérationnel à semi-conducteurs. La boucle comporte une action proportionnelle et une action intégrale, ce qui donne une stabi-

lisation suffisante dans une faible bande passante et une bonne précision statique. De plus, la compensation par action intégrale a une influence favorable vis à vis des bruits de la source.

Le schéma de principe de cette boucle interne se trouve à la figure (37). Avec les notations de ce schéma, la fonction de transfert en boucle ouverte de ce circuit est

$$\frac{v_s}{V_1 - v_s} = \frac{v_s}{V_s} \times \frac{V_s}{V_2} \times \frac{V_2}{V_1 - v_s} \quad (41)$$

v_s est une tension proportionnelle à la tension de sortie V_s de la génératrice;
 V_1 est la tension de commande;
 V_2 est la tension de sortie de l'amplificateur opérationnel.

En négligeant les chutes de tension dans la génératrice lorsqu'elle débite du courant, nous avons la relation :

$$\frac{V_s}{V_2} = \frac{K}{(1 + \tau p)(1 + \tau' p)} \quad (42)$$

K est une constante qui tient compte d'un coefficient global d'amplification en tension pour la génératrice et son excitatrice à thyristors,
 τ est la constante de temps de l'inducteur, τ' est la constante de temps du système de commande à amplificateurs magnétiques; c'est la somme de la constante de temps du bobinage de commande et de la demi-période de la tension alternative utilisée; nous avons compté 2/100 de seconde.

L'expression $\frac{V_2}{V_1 - v_s}$ représente la fonction de transfert de l'amplificateur utilisé, avec le schéma de la figure 38, nous obtenons

$$\frac{V_2}{V_1 - v_s} = \frac{1 + \tau_2 p}{\tau_1 p} \quad (43)$$

τ_1 est la constante de temps $R_1 C$
 τ_2 est la constante de temps $R_2 C$.

L'expression (43) est valable car l'amplificateur utilisé possède les propriétés nécessaires à un bon amplificateur opérationnel.

La fonction de transfert de l'ensemble est alors :

$$\frac{v_s}{V_2 - v_s} = \frac{kK}{(1 + \tau_1 p)(1 + \tau_2 p)} \times \frac{1 + \tau_2 p}{\tau_1 p} \quad (44)$$

L'impédance de commande des amplificateurs magnétiques doit être assez grande vis à vis de l'impédance de sortie de l'amplificateur opérationnel. Nous avons ajusté cette résistance à 5 k Ω ; de cette façon, la commande varie de 0 à 5 V. Pour la tension nominale fournie par la génératrice, la tension V_2 est de 5 V. L'amplificateur opérationnel a un bruit de l'ordre de 70 μ V crête à crête dans une bande de fréquence de 0 à 10 Hz; si nous voulons avoir une bonne stabilisation de tension depuis le dixième de la tension nominale, il faut prendre une valeur de v_s supérieure à 3,5 V, nous avons pris 5 Volts.

Cela donne $\frac{v_s}{V_2} = 1$ pour $p = 0$

Nous avons donc $kK = 1$, ce qui détermine k .

L'expression (44) devient :

$$\frac{V_s}{V_1 - V_s} = \frac{1}{\tau_1} \cdot \frac{1 + \tau_2 p}{(1 + \tau p)(1 + \tau' p)p} \quad (45)$$

Afin de corriger le retard dû à l'inducteur nous prendrons $\tau_2 = \tau$; Ici nous avons pris une valeur moyenne de 2,5 sec.

L'expression se simplifie et devient :

$$\frac{V_s}{V_1 - V_s} = \frac{1}{\tau_1} \cdot \frac{1}{(1 + \tau' p)p} \quad (46)$$

Nous avons déterminé une valeur approchée du gain $\frac{1}{\tau_1}$ en choisissant un facteur de résonance de 1,3 pour la τ_1 fonction de transfert du système en boucle fermée. On obtient une valeur de 50 pour $\frac{1}{\tau_1}$.

Nous avons donc :

$$R_1 C = 2 \cdot 10^{-2} \text{ sec.};$$

$$R_2 C = 2,5 \text{ sec.}$$

En prenant $R_2 = 1 \text{ M}\Omega$, on obtient une capacité de 2,5 μF pour une résistance d'entrée R_1 de 8 $\text{k}\Omega$.

En fait, comme nous avons négligé quelques retards parasites, la stabilisation a été réglée pour $\frac{1}{\tau_1} = 40$, c'est-à-dire avec une résistance d'entrée R_1 de 10 $\text{k}\Omega$.

Dans ces conditions, la fonction de transfert en boucle fermée est donnée par

$$\frac{V_s}{V_1} = \frac{1}{1 + 2,5 \cdot 10^{-2} p + 5 \cdot 10^{-4} p^2} \quad (47).$$

L'ensemble ainsi bouclé se comporte comme une source de tension V_s ayant un faible retard et qui est stabilisée en tension pour les fréquences inférieures à 6 Hz environ.

En vue d'une stabilisation du courant débité par le système ainsi déterminé, il faut connaître la réponse de cet ensemble vis à vis du courant débité dans la bobine sans fer. La mesure du courant est effectuée avec le shunt étudié précédemment; il faut connaître la réponse du système en prenant comme sortie principale la tension aux bornes du shunt, que nous appellerons v_r .

A l'aide de la relation (58) et en connaissant les résistances du shunt et de la bobine, nous obtenons la fonction de transfert suivante :

$$\frac{v_r}{V_1} = \frac{1}{10} \cdot \frac{1}{1 + \tau_b \cdot p} \cdot \frac{1}{1 + 2,5 \cdot 10^{-2} p + 5 \cdot 10^{-4} p^2} \quad (48)$$

5 - régulation en courant

Le système étudié dans le chapitre précédent est une source de tension. Pour stabiliser le courant d'excitation des bobines sans fer, il faut compenser les variations de résistance du circuit dues aux échauffements du collecteur, des liaisons et de la bobine; il faut tenir compte aussi de la mise en équilibre thermique du circuit hydraulique, qui est assez longue.

Il faut donc asservir la tension délivrée par le shunt à une tension de référence très stable.

Le schéma de principe de cette stabilisation est représenté à la figure 39. Ce circuit comprend 3 parties principales qui sont, la tension de référence, l'amplificateur A1 et l'amplificateur opérationnel A2.

la tension de référence

C'est une petite alimentation stabilisée en tension de très faible puissance dont le schéma de principe est donné à la figure 40. La tension de sortie V_e est stable à mieux de 10^{-5} après une mise sous tension de 24 heures.

amplificateur A1

Le courant nominal est de 5000 A; pour conserver la stabilité relative de 10^{-4} à 500 A, il faut que l'amplificateur A1 détecte une variation de tension de 5 μ V. C'est un amplificateur de mesure à gains préréglés dont le rôle est d'amplifier le signal d'erreur avant de le traiter. Le bruit ramené à l'entrée de cet appareil est inférieur à 1 μ V pour des fréquences inférieures à 10 Hz. Sa dérive est inférieure à 0,5 μ V/degré.

amplificateur A2

C'est un amplificateur opérationnel à chopper mécanique dont le bruit ramené à l'entrée est de l'ordre de 7 μ V crête à crête de 0 à 6 Hz. Dans cette boucle, les amplificateurs employés sont de meilleure qualité du point de vue du bruit, car les signaux à traiter sont plus petits que dans la stabilisation de tension.

Avec le schéma de principe de la figure 39, la fonction de transfert en boucle ouverte de l'ensemble est :

$$\frac{V_r}{V_r - V_c} = \frac{1}{10} \cdot \frac{1}{1 + \tau_b \cdot p} \cdot \frac{1}{1 + 2,5 \cdot 10^{-2} p + 5 \cdot 10^{-4} p^2} \cdot \frac{1 + \alpha p}{\beta p} \cdot K \quad (49)$$

τ_b est la constante de temps de la bobine;

α est la constante de temps $R_s C_1$;

β est la constante de temps $R_e C_1$;

K est le gain de l'amplificateur A1

V_c est la tension de commande de la régulation.

Afin de simplifier la commutation des bobines, nous prendrons une valeur moyenne de τ_b , soit $4,5 \cdot 10^{-2}$ seconde. De la même façon, que précédemment nous choisissons $\alpha = \tau_b$. Nous avons déterminé la valeur K/β de façon à garder une marge de phase de 45° pour la fonction de transfert (49).; dans ces conditions, nous obtenons une valeur de 240 pour K/β .

Les essais ont montré qu'il était préférable de prendre une valeur de 200 avec $K = 500$ et $\beta = 2,5$ sec.

L'asservissement ainsi réalisé est valable pour toutes les bobines électriquement proches du modèle choisi, c'est-à-dire ayant une résistance et une constante de temps comparables aux valeurs moyennes.

Pour les bobines ayant des caractéristiques dynamiques différentes, l'asservissement présente un pompage régulier à la fréquence de résonance de la fonction de transfert en boucle fermée du stabilisateur de tension. Il faudrait changer le réseau du régulateur de courant, c'est-à-dire β et K . En fait, nous modifions le gain de l'ampli-

ificateur A1 à l'aide d'un montage potentiométrique disposé à la sortie de A1, ainsi que l'atténuation v_s/V_v de la boucle en tension

disposition et fonctionnement

Toute la partie électronique et les deux héliports de commande H1 et H2 sont installés dans une armoire fixe. Chaque potentiomètre est entraîné par un petit moteur à vitesse constante de 2 tours/minute. La commande de ces moteurs se fait à partir d'une baie mobile sur laquelle on peut mesurer le courant et la tension délivrés par la génératrice. Le courant est mesuré à l'aide du shunt utilisé par la régulation avec une méthode d'opposition qui permet d'obtenir une bonne résolution avec une très grande impédance. Cette mesure ne perturbe pas la régulation.

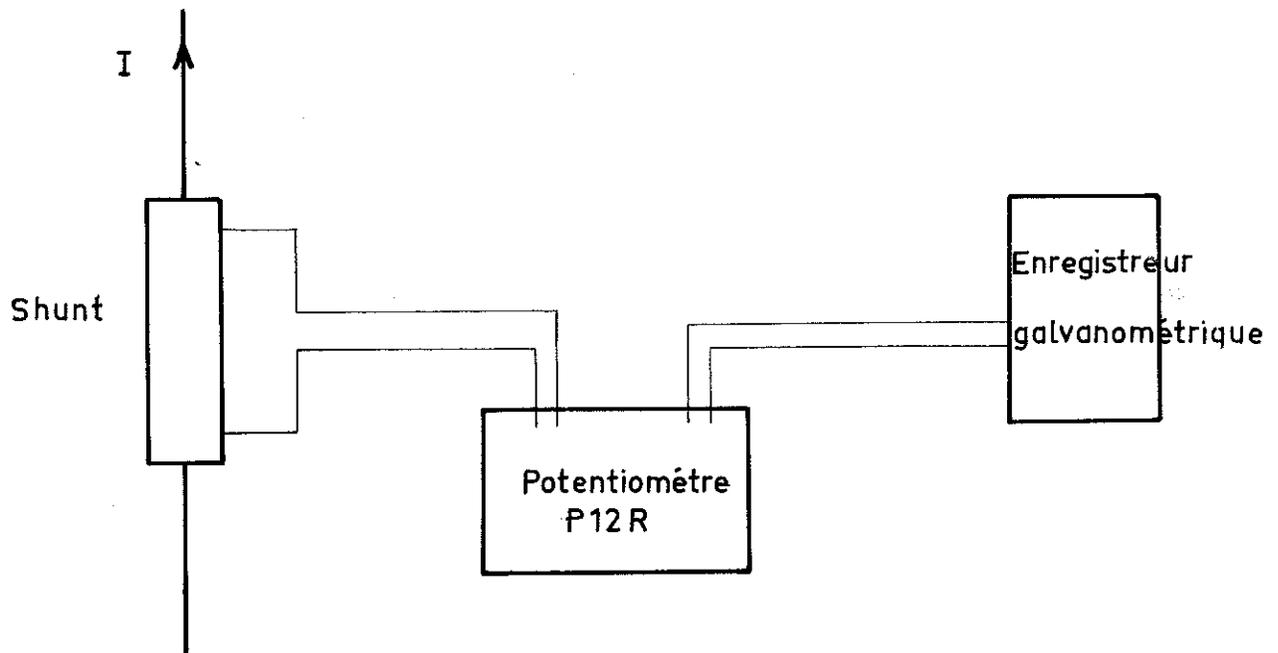
6 - performances

Nous avons étudié la stabilité du courant délivré par la génératrice. Il faut distinguer 2 plages de fréquences :

- bande de fréquence de 0 à 3 ou 4 Hz :

Nous avons enregistré les variations de la tension délivrée par le shunt de régulation à l'aide du montage de la figure 41. La limitation en fréquence est donnée par l'enregistreur sensible à suiveur de spot.

Nous obtenons pour une intensité comprise entre 500 et 5 000 A, une stabilité meilleure que $5 \cdot 10^{-5}$ pendant plus de 30 minutes. Ce résultat est obtenu lorsque l'électronique est sous tension depuis 24 heures. Le potentiomètre P 12 R est alimenté en permanence et tous ses éléments ont été stabilisés en température durant plusieurs jours, sa dérive est alors inférieure à 10^{-5} par heure.



Contrôle de la stabilité

Figure 41

Afin de conserver un bon équilibre thermique aux composants et leur éviter des chocs, l'ensemble est toujours sous tension.

- fréquences supérieures à 5 Hz :

Il s'agit de détecter les bruits du générateur et il est difficile d'appliquer la même méthode. En effet, les enregistreurs mécaniques classiques ont une bande passante très faible. Nous avons utilisé un oscilloscope cathodique dont la sensibilité est beaucoup moins grande. Aussi nous sommes conduits à analyser le bruit du courant en étudiant les fluctuations de la tension aux bornes de la bobine. Les variations de courant en sont déduites par la connaissance de l'impédance de la charge.

Nous avons fait l'analyse de ces bruits sur une bobine 80 000 Ω dont la constante de temps est de 7/100 de seconde.

Au courant nominal de 5 000 A, nous avons détecté des bruits à 12,5(1 - g) Hz, 50(1 - g)Hz, 100(1 - g) Hz, 1650(1 - g) Hz, g étant le glissement du moteur d'entraînement.

Nous avons mesuré Δv , amplitude du signal alternatif pour ces différentes fréquences et nous en avons déduit $\Delta I/I$.

fHz	12,5	50	100	1650
$\frac{\Delta V}{V}$	$1 \cdot 10^{-3}$	$3,7 \cdot 10^{-3}$	$5 \cdot 10^{-3}$	$3,9 \cdot 10^{-3}$
$\frac{\Delta I}{I}$	$0,9 \cdot 10^{-4}$	$0,87 \cdot 10^{-4}$	$0,55 \cdot 10^{-4}$	$0,27 \cdot 10^{-4}$

Il faut remarquer que les bruits les plus importants sont à basse fréquence, c'est-à-dire 12,5, 50 et 100 Hz et sont difficilement filtrables par des réseaux passifs à inductance ou capacités.

7 - améliorations possibles

Pour améliorer la stabilité en courant pour les basses fréquences, il faudrait utiliser un shunt plus stable, une meilleure tension de référence et un amplificateur dont le bruit ramené à l'entrée soit plus faible. Les deux boucles devraient être bien équilibrées et cela est plus difficile, car la résistance d'une bobine varie avec le courant. Il est possible d'arriver à une stabilité de 10^{-5} sur le courant avec ce type de réglage.

Pour les fréquences supérieures à 5 ou 6 Hz, le filtrage donné par une bobine sans fer n'est pas très efficace pour les fréquences intermédiaires en particulier pour le bruit dû à la fréquence de rotation de la génératrice. Il faudrait envisager un filtrage du signal de sortie. Cela peut être réalisé par des éléments passifs à inductances et capacités ou des éléments actifs à transistors ou à transistors et réseaux passifs. Pour de grandes intensités et pour le domaine de fréquence de 0 à quelques centaines d'Hertz, les conditions économiques et technologiques conduisent aux filtres actifs à transistors en série qui donnent des résultats exceptionnels. Les fréquences supérieures à quelques centaines d'Hertz peuvent être atténuées par des filtres passifs qui sont alors moins importants.

IV - CONTRÔLE, COMMANDE ET SECURITE

Cette installation dont les puissances hydrauliques et électriques disponibles sont importantes, doit être contrôlée et commandée facilement, avec un certain nombre de sécurités.

1 - Commande et contrôle

L'armoire de commande comporte deux panneaux sur lesquels se trouve un schéma synoptique du fonctionnement relatif à chaque partie (Fig. 42). La commande des pompes ainsi que le démarrage du groupe se fait à partir de ces deux panneaux. Sur le panneau concernant la partie électrique de l'installation, il y a des appareils de contrôle des tensions et courants alternatifs d'alimentation du groupe convertisseur, ainsi que des tensions et courants continus débités par la génératrice. Une dynamo tachymétrique placée en bout d'arbre du groupe donne sur un indicateur la vitesse de rotation de la machine. On trouve dans cette partie la commande de démarrage et d'arrêt du moteur de lancement et du moteur principal. Sur le panneau concernant la partie hydraulique se trouve toute la commande de démarrage et d'arrêt des diverses pompes. Dans les deux parties, le fonctionnement de chaque élément est signalé par un voyant placé sur le schéma synoptique, les voyants de défaut étant rassemblés dans 3 petits boîtiers. Un système lumineux spécial a été ajouté afin d'utiliser la même unité de commande et de contrôle pour le fonctionnement de la pompe du circuit de la bobine 140 000 Oe.

Les principales signalisations sont répétées sur un petit tableau situé sur la baie mobile de commande du courant.

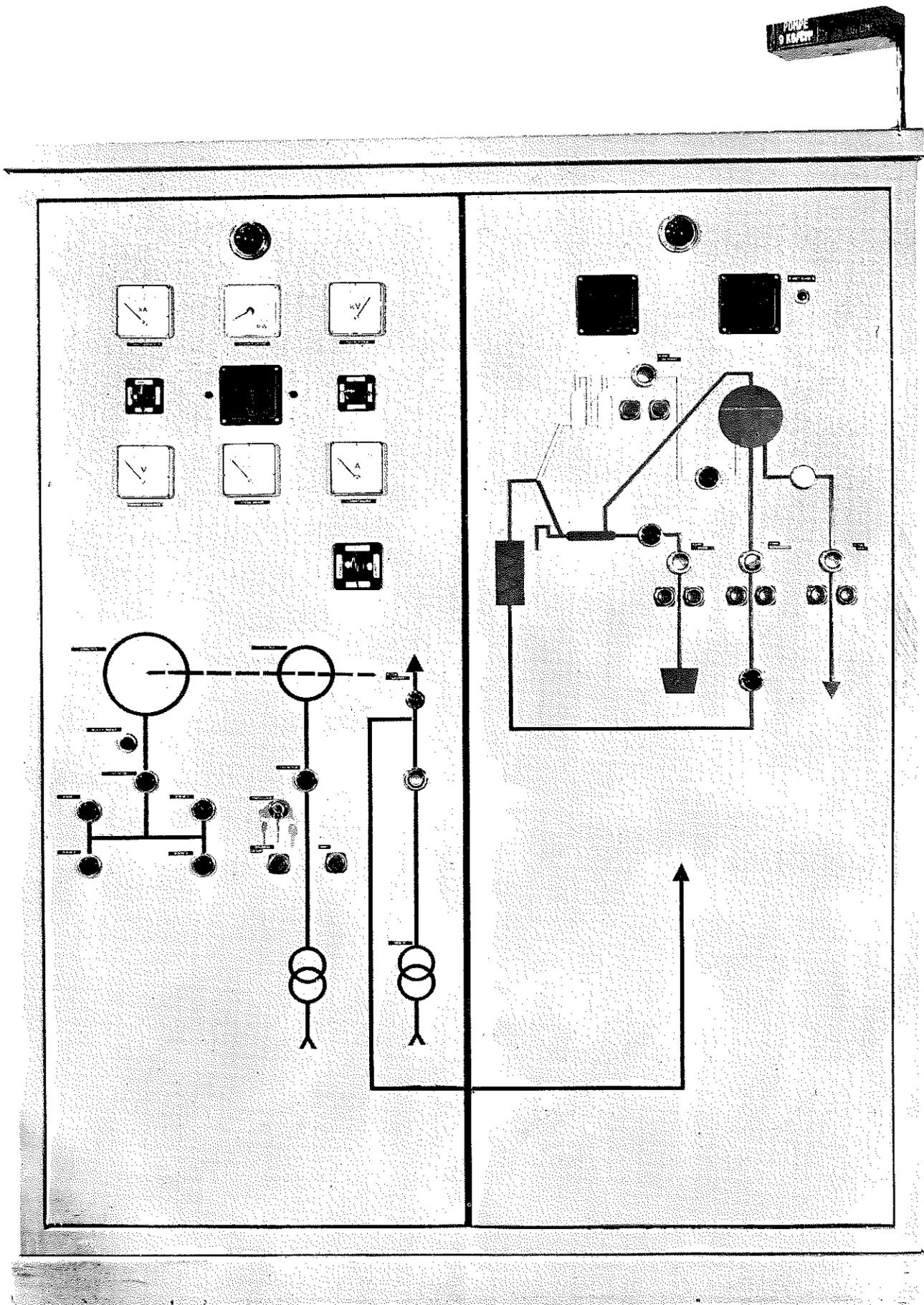


fig. 42

2 - Sécurités

Il faut distinguer les sécurités au démarrage des sécurités en fonctionnement.

1 - sécurités au démarrage

Il faut alimenter hydrauliquement et électriquement la bobine à utiliser et elle seule. Il y a donc une partie des sécurités appelée "choix de la bobine". Cette sélection se fait à l'aide d'un commutateur qui signale la bobine utilisée sur un schéma synoptique. Les vannes du circuit signalent leur position ainsi que celle du commutateur d'alimentation en courant continu. Lorsque celui-ci est sur la bonne position et lorsque toutes les vannes relatives à la bobine choisie sont ouvertes, les autres vannes étant toutes fermées, alors l'installation peut être mise en marche.

Il faut alimenter hydrauliquement tous les éléments. Pour cela, les pompes de circulation sont alors démarrées dans un ordre prédéterminé. L'une quelconque d'entre elles ne pouvant être mise en route si celle qui la précède ne fonctionne pas. La pompe d'eau industrielle n'est pas assujettie à cette règle, elle doit fonctionner lorsque la pompe d'alimentation P.A. démarre sinon cela déclenche un klaxon très énergique. Un dispositif manuel permet de démarrer la pompe P.A. en annulant l'effet du manostat à manque de pression, lorsque P.A. fonctionne, ce dispositif est supprimé, alors le circuit hydraulique est en bon état de marche, ce qui est signalé par un voyant spécial.

Le groupe convertisseur peut être démarré si le système de montée du courant est bien revenu à zéro; la remise à zéro est automatique sur un arrêt du groupe, mais demande

un certain temps. Lorsque le groupe est entraîné par le moteur principal, le système de désexcitation rapide est supprimé et l'on peut faire croître régulièrement et lentement le courant.

2 - sécurités en fonctionnement

La sécurité au démarrage est réalisée par des verrouillages successifs jusqu'à l'accrochage normal du moteur principal sur le réseau moyenne tension. En fonctionnement, les diverses sécurités doivent prévoir et arrêter des processus destructeurs. Il faut diminuer rapidement le courant d'excitation de la bobine à l'apparition d'un défaut ou d'un incident. Cette décroissance est obtenue par la désexcitation rapide de la génératrice. Nous combinons cette opération, avec une mise hors tension simultanée du moteur, ce qui permet de réduire le temps de coupure depuis l'intensité I_A jusqu'à quelques dizaines d'ampères à un temps de 2 sec. quelle que soit la valeur de I_A .

Les défauts intervenant sur les circuits hydrauliques principaux doivent entraîner un arrêt immédiat pour le courant débité et pour le circuit hydraulique dans sa totalité, car il peut y avoir une détérioration de la bobine ou du circuit. Nous avons vu que le courant débité s'annule en 2 secondes; il semblerait dangereux d'arrêter la pompe de circulation immédiatement. En fait, l'énergie à dissiper est faible et correspond à l'énergie nécessaire pour porter à l'ébullition environ 300 grammes d'eau prise à 40°C.

Nous avons résumé l'ensemble des défauts possibles dans une grille qui donne les interventions correspondant aux divers incidents (Fig. 43). A titre d'exemple d'utilisation de cette grille, un défaut sur la pompe P.A. provoque

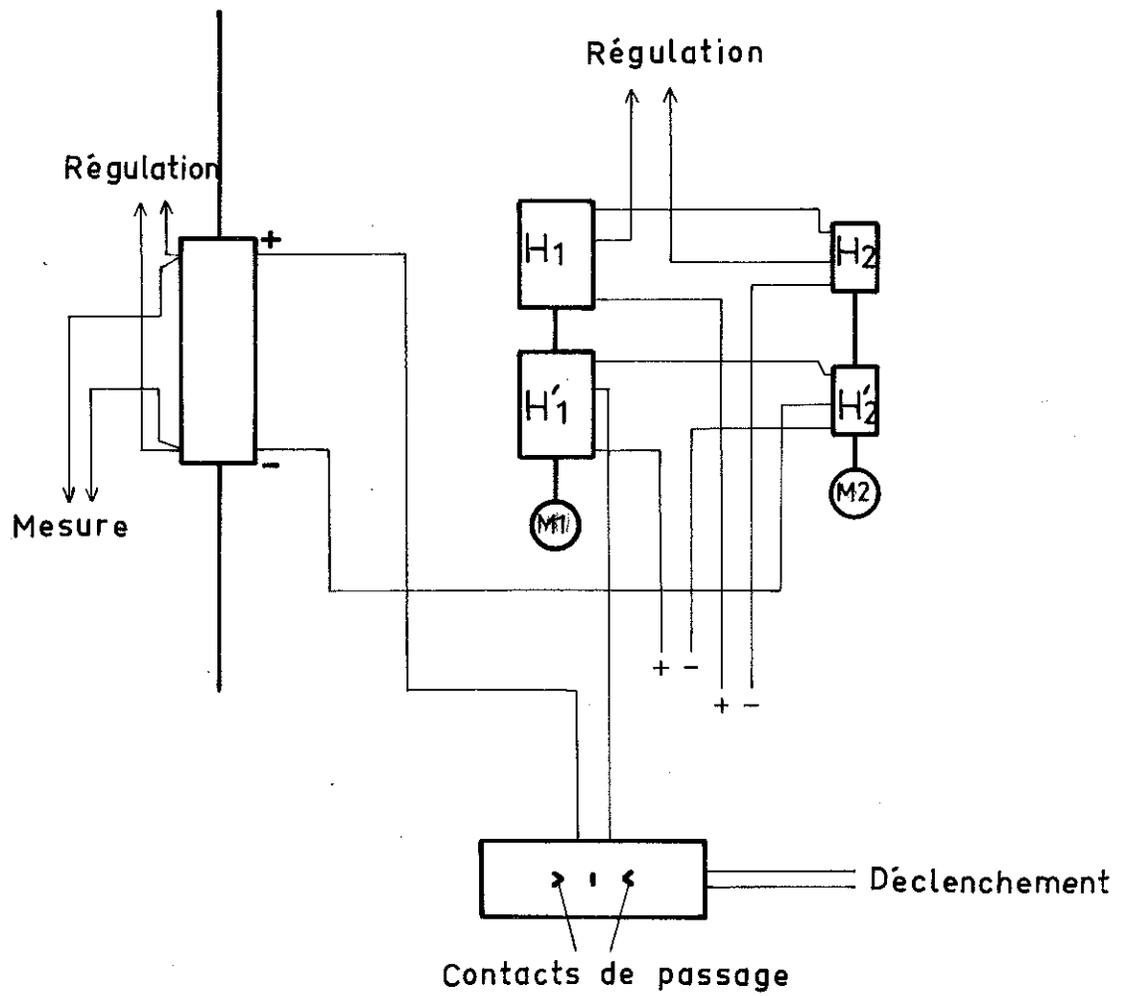
la désexcitation rapide, la mise hors tension du moteur principal, l'arrêt des pompes, une signalisation de défaut, un verrouillage qui empêche un nouveau démarrage jusqu'à la disparition du défaut.

Le dispositif appelé "arrêt d'urgence" est un arrêt manuel par bouton qui permet d'arrêter toute l'installation électrique et hydraulique; cette commande peut être actionnée depuis le panneau de contrôle et depuis la baie de réglage du courant.

En fonctionnement normal, la puissance dissipée dans la bobine est très importante, en vue de surveiller la partie électrique, nous avons installé un système dit de "surveillance de courant".

Surveillance du courant

En marche normale, la tension affichée par les héliplots de commande doit se retrouver aux bornes du shunt de régulation. En cas de défaut sur la partie électronique, de gros incidents sur une bobine ou de court-circuit sur le jeu de barres, l'égalité de ces tensions n'est plus respectée; à partir de ce principe nous avons monté le dispositif représenté à la figure 44. Les moteurs M1 et M2 entraînent un double système d'héliplots. Le premier permet de disposer d'une tension de référence V_e utilisée pour la régulation, le second donne une tension V'_e isolée de V_e et qui lui est égale à chaque instant. Cette tension V'_e est comparée à la tension du shunt et la différence $V'_e - rI$ est envoyée dans un micro-ampèremètre à zéro central équipé de contacts de passage de part et d'autre de l'origine. En fonctionnement correct, la différence $V'_e - rI$ est nulle et l'aiguille ne dévie pas. En cas d'incident électrique, la différence



Surveillance du courant

Figure 44

$V_e' - rI$ n'est plus nulle et l'aiguille en se déplaçant actionne un contact qui déclenche la désexcitation rapide de la génératrice et la mise hors tension de son moteur d'entraînement.

Il faut remarquer que le système de désexcitation rapide est le seul moyen de couper rapidement le courant dans une bobine; la liaison entre la génératrice et la bobine ne comporte aucun appareil de coupure en charge. Un tel appareil devrait être traversé par le courant maximal et devrait s'ouvrir avec une rapidité suffisante. Ce disjoncteur serait d'un prix et de dimensions respectables. Son utilité principale serait de protéger la machine en cas de court-circuit. Nous avons estimé que les conditions de fonctionnement de notre installation ne nécessitaient pas la présence d'un appareil à coupure rapide du courant d'excitation par ouverture du circuit. En effet, nous avons une source régulée en courant et il faut considérer les deux types de bobines.

Bobines de Bitter : Ces bobines ont une structure compacte du point de vue mécanique. Les seuls incidents possibles à l'intérieur d'une bobine sont les court-circuits. Il y a diminution de résistance; la puissance à dissiper diminue et l'effet n'est pas accéléré car le courant reste constant. Cela est valable tant que l'on se trouve dans la plage de régulation de la génératrice ; au-delà, les oscillations de pompage feraient fonctionner le dispositif de surveillance du courant. Il faut noter que les systèmes de mesures magnétiques des expérimentateurs mettent en évidence avec une très grande sensibilité un comportement anormal d'une bobine.

Solénoïde classique : Il peut y avoir des amorçages entre éléments portés à des potentiels très différents. Les contraintes ainsi créées peuvent provoquer une rupture du bobinage en un point faible. Le courant est coupé par ouverture du circuit, ce qui peut s'accompagner de phénomènes spectaculaires, néanmoins, l'incident reste limité à la bobine si la caisse qui la contient est très robuste. Dans ce cas, il y a d'abord croissance du courant, ce qui actionne le dispositif de surveillance, puis rupture du circuit.

Dans les deux types de solénoïdes envisagés, la bobine est endommagée partiellement ou totalement. Un court-circuit en dehors de la bobine est assez peu probable si l'on considère la résistance de la bobine et si l'on observe un minimum de précautions. La génératrice travaille avec un cycle très lent qui est bien différent des conditions sévères d'exploitation dans l'industrie métallurgique et minière. En effet, le courant débité varie très lentement et les surtensions dues à un fort coefficient $\frac{dI}{dt}$ au collecteur sont inexistantes.

Après quelques incidents que nous avons eus par ouverture du circuit, nous avons observé ultérieurement, la trace de quelques amorçages partiels; ces amorçages n'ont pas causé de dommage au collecteur de la génératrice.

L'ensemble des sécurités permet une exploitation sûre et pratique de cette installation. De plus, c'est un facteur important de confiance pour les utilisateurs qui sont à proximité de ces bobines où la puissance volumique dissipée est très grande.

C O N C L U S I O N

Cette réalisation a permis de disposer de façon opérationnelle de champs magnétiques de l'ordre de 80 000 à 100 000 Oe dans des diamètres suffisants pour les besoins actuels des expérimentateurs.

Au début de ce projet, pour la puissance demandée, avec un courant de 5 000 A, une génératrice à courant continu était la meilleure solution aux points de vue technique et économique. Depuis, les dispositifs à semi-conducteurs de puissance se sont développés, leur prix a baissé et leur fonctionnement est beaucoup plus sûr. Actuellement, il semble donc que les dispositifs statiques puissent fournir des puissances très importantes pour de grandes intensités avec une excellente stabilisation du courant et une grande fiabilité.

Les bobines du type Wood ont été développées dans notre laboratoire pour la facilité de leur réalisation et leur grande fiabilité jointes à une efficacité suffisante. Actuellement, nous apportons à cette technique des améliorations en vue d'obtenir des structures moins sensibles aux vibrations mécaniques dues au passage de l'eau de refroidissement. L'isolement entre spires par un fil de nylon est remplacé par un isolant adhésif très mince collé sur une seule face du méplat. La technique de bobines en galettes permet d'obtenir des champs beaucoup plus homogènes en espaçant plus ou moins les galettes entre elles. Nous développons aussi cette possibilité pour des expériences particulières.

Les bobines du type Bitter ont donné lieu à une collaboration fructueuse entre la Société ALSTHOM, le Service des Transferts Thermiques du Centre d'Etudes Nucléaires de Grenoble et notre Laboratoire. Les résultats de ces études ont déjà été appliqués à la réalisation d'une bobine donnant un champ de 140 000 Oe dans un diamètre utile de 17 mm.

Cette installation a permis au laboratoire de se familiariser avec la technologie des bobines à champs intenses avec la réalisation et le fonctionnement des puissants circuits électriques et hydrauliques nécessaires. De la même façon, les techniques de mesures magnétiques dans des champs intenses créés par des solénoïdes sont perfectionnées.

Cette formation technique et scientifique devrait être très utile pour la réalisation et le démarrage du Laboratoire National des champs intenses, dont le projet prévoit un champ de 250 000 Oe dans un diamètre utile de 5 cm.

B I B L I O G R A P H I E

- 1 - FOWLER C.M., GARN W.B. et CAIRD R.S.
J. Appl. Physics., 31, (1960) p. 588.
- 2 - LEVIN J.D. et SMITH P.F.
Rev. Sc. Instr., 35, (1964) p. 541.
- 3 - HERLACH F. et KNOEPFEL H.
Rev. Sc. Instr., 36, (1965) p. 1088.
- 4 - BRIN A., BESANCON J. CHAMPETIER J.L., PLANTEVIN J.P.
et VEDEL J.
C.E.A. Limeil, Megagauss Conference Frascati, (1965).
- 5 - WALL T.F.
J. Instr. Elect. Eng., 64, (1926) p. 409.
- 6 - SCHOENBERG D.
Nature, 170, (1950) p. 569.
- 7 - BIRDSELL D.H. et FURTH H.P.
Rev. Sc. Instr., 30, (1959) p. 600.
- 8 - FONER S. et KOLM H.H.
Rev. Sc. Instr., 27, (1957) p. 195.
- 9 - GUILLOT M.
Thèse, Université de Grenoble, (1966).
- 10 - KAPITZA P.L.
Proc. Roy. Soc., A115, (1927) p. 658.
- 11 - RIOUX C.
Colloque International du C.N.R.S. "Les champs magné-
tiques intenses, leur production et leurs applications",
Grenoble, sept. 1966.

- 12 - COCKCROFT J.D.
Phil. Trans. of the Roy. Soc. London series A227,
(1928), p. 317-341.
- 13 - WEISS P.
Journal de Physique, 6, (1907) p. 353.
- 14 - STEFAN J.S.
Ann. der Phys., 38, (1889) p. 440.
- 15 - MONTGOMERY D.B.
Reports on Progress in Physics, 26, (1963) p. 69.
- 16 - KUNZLER J.E., BUEHLER E., HSU F.L.S. et WERNICK J.H.
Phys. Rev. Letters, 6 (1961) p. 89.
- 17 - FABRY Ch.
Journal de Physique, 9, (1910) p. 129.
- 18 - PURCELL J.R. et PAYNE E.G.
Rev. Sc. Instr., 34, (1963) p. 893.
- 19 - TAYLOR C.E. et POST R.F.
Proc. Int. Conf. on High Magnetic Fields, M.I.T.,
Nov. 1961, p. 101.
- 20 - BITTER F.
Rev. Sc. Instr., 7, (1936) p. 482.
- 21 - TSAI B.
Rep. Int. Conf. Fond. Part. and Low Temp. Phys.,
Cambridge, 2, (1947) p. 89.
- 22 - DANIELS J.M.
Proc. Phys. Soc., B63, (1950).
- 23 - COLBURN A.P.
Trans. Am. Instr. Chem. Eng., 29, (1933) p. 174-210.

- 24 - Mac ADAMS W.H.
Heat Transmission, Mac Grow Hill, N.Y., (1933).
- 25 - Mac ADAMS W.H.
Transmission de la chaleur, Dunod, (1964) p. 173.
- 26 - FOURNIER J.
Thèse Docteur-Ingénieur, Université de Grenoble, (1966).
- 27 - BRECHNA H.
Report N.M.L. 1, National Magnet Laboratory, M.I.T.
Cambridge, Mass.
- 28 - BERGLES A.E., ROHSENOW W.A.
Report AF 19-604-7344, (1962).
- 29 - Mac ADAMS W.H.
Transmission de la chaleur, Dunod, (1964).
- 30 - WEIL L.
Elements des échanges thermiques, Gauthier-Villard,
(1965).
- 31 - Mac ADAMS W.H.
Transmission de la Chaleur, Dunod, (1964).

TABLE DES MATIERES

	pages
<u>INTRODUCTION</u>	
<u>Chapitre I : PRINCIPES DE CALCUL DES BOBINES SANS FER</u>	9
I - <u>BOBINES A DENSITE DE COURANT CONSTANTE</u>	10
1 - Détermination des paramètres d'une bobine à densité de courant constante	12
2 - Calcul du champ et de l'homogénéité	14
3 - Réalisation technique	15
4 - Refroidissement	15
5 - Essais	20
1 - le champ	22
2 - les échanges thermiques	23
II - <u>BOBINES A DENSITE DE COURANT NON CONSTANTE</u>	24
1 - Détermination des paramètres d'une bobine de Bitter	29
2 - Refroidissement	31
3 - Réalisation technique	36
4 - Efforts électrodynamiques	38
5 - Essais d'une bobine de Bitter	38
<u>Chapitre II : LES CIRCUITS DE REFROIDISSEMENT</u>	43
I - <u>BOUCLE PRIMAIRE</u>	43
1 - Pompe d'alimentation	44
2 - Circuit hydraulique	45
3 - Réservoir	47

	pages
4 - Appareillage	49
5 - Mesure	50
6 - Circuit supplémentaire	51
7 - Traitement de l'eau	52
<u>II - BOUCLE SECONDAIRE ET ECHANGEUR DE TEMPERATURES</u>	54
1 - Eau industrielle	54
2 - Echangeur de températures	55
<u>Chapitre III : CIRCUITS ELECTRIQUES</u>	61
<u>I - ALIMENTATION A COURANT CONTINU</u>	61
1 - Moteur d'entraînement	62
2 - Génératrice	62
3 - Moteur de lancement	63
<u>II - TRANSMISSION DE LA PUISSANCE</u>	66
1 - Jeu de barres	66
2 - Commutateur	67
3 - Liaisons électriques souples	68
<u>III - MESURE ET REGULATION</u>	70
1 - Mesure	70
2 - Régulation	71
1 - charge	73
2 - génératrice	74
3 - excitation	76
4 - stabilisation de la tension de sortie	77

	pages
5 - régulation en courant	81
6 - performances	84
7 - améliorations possibles	86
<u>IV - CONTROLE ET SECURITES</u>	87
1 - Commande et contrôle	87
2 - Sécurités	88
1 - sécurités au démarrage	88
2 - sécurités en fonctionnement	89
<u>CONCLUSION</u>	93
<u>BIBLIOGRAPHIE</u>	95
<u>TABLE DES MATIERES</u>	98