

FR 8601891

**institut de physique nucléaire**

LABORATOIRE ASSOCIE A L'INZPS



IPNO 85-04

LE CALCUL DU SOLENOIDE SUPRADONDUCTEUR CRYEBIS 2

G. LEVY

UNIVERSITE PARIS-SUD

I.P.N. BP n° 1 91406 ORSAY

IPNO 85-04

LE CALCUL DU SOLENOIDE SUPRAGONDUCTEUR CRYEBIS 2

G. LEVY

## Le calcul du solénoïde supraconducteur CRYEBIS 2

### 1 - Introduction

Le solénoïde supraconducteur CRYEBIS 2, et sa copie CRYISIS pour la Suède, testés avec succès fin 1982, a déjà été décrit par ailleurs. [1]

Certains calculs ont été, à l'époque, effectués sommairement et non publiés.

On reprend ici, en détail, l'ensemble des calculs du solénoïde pour justifier toutes les options prises.

### 2 - Paramètres imposés

Il est demandé un solénoïde, fournissant une induction magnétique de 5 T au centre, ayant, à froid (4,2°K), une longueur de 1 600 mm et bobiné sur un mandrin de 120 mm de diamètre.

La source d'ions, à laquelle est destiné cet aimant, fonctionnant à champ constant, le solénoïde est fermé sur lui-même par un interrupteur supraconducteur.

La valeur du courant circulant dans le bobinage l'interrupteur et les amenées, doit être telle que les perturbations magnétiques engendrées par les connexions entre ces trois éléments n'excèdent pas sur l'axe la dix millième partie de l'induction principale.

Le solénoïde est blindé magnétiquement. L'étude de ce blindage, servant aussi de chambre à vide, est faite par ailleurs. [2]

### 3 - Le conducteur utilisé

Le choix de la section du fil composite supraconducteur utilisé a été dicté par :

a) La valeur maximum du courant donnant, sur l'axe, une induction parasite inférieure à  $10^{-4}$  x Bo.

b) Assurer que, lors d'une transition de l'état supraconducteur vers l'état normal, la température de la bobine ne dépasse pas environ 80°K, de façon à éviter des contraintes thermiques trop importantes dans le bobinage et le mandrin.

c) Prendre une densité de courant dans le supraconducteur (Nb-Ti) limitée à environ 500 A/mm<sup>2</sup>.

Les caractéristiques du fil sont les suivantes :

- composite multifilamentaire : cuivre/supraconducteur
- Fabricant : IMI et AIRCO pour CRYISIS
- dimensions du fil nu : 2,0 mm x 1,0 mm
- dimensions du fil isolé ( email formvar ) : 2,1 ± 0,03 mm x 1,1 ± 0,03 mm
- rapport cuivre/supra : 2/1
- filaments supraconducteurs : en Niobium-Titane 46 %
- diamètre : 47 microns (46 microns pour CRYISIS)
- nombre : 361 (380 pour CRYISIS)
- pas de torsion : 25 mm
- rapport de résistivité résiduelle de la matrice cuivre R 300°K/R10°K : supérieur à 100
- courant critique à 4,2°K et 5 T : 850 A (1330 A pour CRYISIS) (pour une résistivité de 10<sup>-14</sup> Ω x m

4 - Caractéristiques de l'aimant

- bobinage compact
- rayon intérieur de bobinage : 0,12 m
- rayon extérieur du bobinage fretté : 0,182 m
- longueur du bobinage à chaud(300°K) : 1,605 m
- nombre de couches : 24
- nombre moyen de spires par couche : 765
- nombre total de spires : 18362 (18359 pour CRYISIS)
- frettage en acier inox AISI 304 : 1 couche de fil rectangulaire 3,5 mm x 2 mm
- inductance totale : 4 Henrys
- courant nominal : 350 A
- Energie magnétique stockée : 245 KJ.

- Induction magnétique au centre : 5 T
- Induction magnétique maximale sur le conducteur : 5,66 T
- longueur du fil : environ 8700 m en 4 morceaux
- poids du fil et isolant inter-couches : environ 140 daN
- résistance du solénoïde à 300°K : environ 115 ohms

Le mandrin est isolé :

- au centre avec deux feuilles de mylar de 72 microns et une feuille de fibre de verre époxy de 200 microns (1 couche mylar 175 microns pour CRYISIS).
- sur les côtés avec de la fibre de verre époxy de 5 mm d'épaisseur rainurée radialement de façon à améliorer le mouillage des bobines.

Le fil est imprégné de graisse à vide au fur et à mesure de son enroulement pour aider à son blocage, à basse température, contre le training mécanique lors de la première montée en courant.

Chaque couche est séparée par un isolant mylar de 100 microns d'épaisseur. Une feuille isolante en fibre de verre de 300 microns sépare la dernière couche de la couche de frettage.

L'enroulement étant en 4 morceaux, les jonctions sont faites avec de la soudure Etain-plomb (50/50) sans décaçant incorporé et avec une faible proportion d'antimoine (0,5 % max) pour éviter le changement de phase allotropique de l'étain (peste) au cours des cycles thermiques. Les soudures sont faites sur une longueur de circonférence et en bout de couche pour un meilleur refroidissement. En estimant la résistance d'une soudure à  $10^{-8}$  ohms maximum, le calcul donne un échauffement de  $6,6 \cdot 10^{-4}$ °K par soudure parcourue par un courant de 350 A. Valeur négligeable dans la prise en compte de l'échauffement du bobinage.

#### 5 - Point de fonctionnement à 4,2°K

La figure 2 montre :

- La caractéristique (Ic, B) à 4,2°K
- Les droites de charge

- a) ceux du centre de l'aimant pour l'utilisateur, soit une constante magnétique de 70 A/T.
- b) celle du point de bobinage où l'induction est maximum pour le courant nominal (350 A). Le point de fonctionnement correspond à 76 % du courant critique à 4,2°K (70 % pour CRYISIS).

6 - Induction magnétique

L'induction magnétique nominale au centre de CRYEBIS s'élève à 5T pour  $6,426 \cdot 10^6$  A.T (350 A x 18360 sp). Les figures 3 et 4 montrent les variations de  $B_z$  à  $R = 0$  et à  $Z = 0$  (centre de la bobine). Ces courbes théoriques sont tracées à partir de l'exploitation du programme de calcul TRIM.POISSON.

L'induction maximale sur le conducteur (5,66 T pour 350 A) se situe au rayon 6,8 cm et à 10 cm du bord côté injection.

La valeur de l'homogénéité de  $B_z$  n'était pas donnée dans le cahier des charges. Sa valeur théorique (toujours d'après TRIM.POISSON) est de  $7,6 \cdot 10^{-3}$  sur  $\pm 0,5$  mètre.

La valeur réelle n'a pu être mesurée en raison du manque de précision du matériel utilisé [3].

7 - Température critique

La figure 5 montre dans l'espace affine ( $T_c$ ,  $B_c$ ,  $I_c$ ), l'élévation possible de la température de la bobine sans provoquer de transition.

Le point courant du champ maximum sur le conducteur se déplace, dans le plan  $T_0 = 4,2^\circ K$ , sur la droite OMN ( $M = 350A/5,66 T$ ). Compte tenu des relations quasi-linéaires, dans le domaine considéré, entre la température critique et le champ critique d'une part, et avec le courant critique d'autre part, on peut déterminer la température critique que peut supporter le fil parcouru par l'intensité nominale et entouré par l'induction maximum. Soit  $T_c = 5,4^\circ K$  ( $\Delta T$  possible =  $1,2^\circ K$  ; pour CRYISIS  $T_c = 5,8^\circ K$  ( $\Delta T = 1,6^\circ K$ )).

La figure 6 donne la valeur  $T_c$  en fonction du courant dans le solénoïde et permet d'apprécier la marge de manoeuvre en température dont on peut disposer. Celle-ci sera confortablement accrue par l'utilisation du sous-système cryogénique permettant de

descendre la température du bain principal à 2,2°K (pompage sur un petit bain de LHe).

### 8.1 - L'interrupteur supraconducteur

C'est un objet constitué d'un fil de Niobium-Titane accolé à un fil résistif servant de chaufferette, le tout étant enfermé dans un boîtier relativement étanche thermiquement (parois en fibre de verre et résine époxy de 10 mm d'épaisseur environ).

Lorsque la chaufferette ne fonctionne pas, par conduction thermique l'hélium liquide refroidit le fil de Nb-Ti qui passe à l'état supraconducteur : l'interrupteur est "fermé". Dans le cas contraire, la puissance délivrée au fil de chauffage fait monter la température interne du boîtier à une valeur supérieure à 10°K ; le Nb-Ti passe à l'état normal, sa résistance devient très importante: l'interrupteur est "ouvert".

Destiné à court-circuiter la bobine supraconductrice sur elle-même, l'interrupteur est étudié pour :

- 1) transiter très vite de l'état supraconducteur à l'état normal. Cette vitesse de transition est primordiale pour éviter sa destruction par fusion si sa résistance mettait trop longtemps à croître. Pour cela on utilise du Nb-Ti entouré de cupro-nickel.
- 2) avoir, une fois "ouvert", une valeur de résistance grande vis à vis de la résistance de protection  $R_p$ . Lors d'une décharge de la bobine, son énergie se répartit entre l'interrupteur "ouvert" et  $R_p$ . L'énergie emmagasinée par celui-là l'échauffe et le volume de Cu-Ni est calculé pour limiter cet échauffement à environ 100°K maximum.
- 3) Offrir une impédance la plus faible possible par rapport à celle du solénoïde et de la résistance de protection. Il est donc bobiné d'une manière aselfique. Pour des raisons de stabilité de passage du courant dans le Nb-Ti entouré de Cu-Ni, les fils composite servant à la fabrication des interrupteurs n'existent qu'en 0,2 ou 0,3 mm de diamètre. On doit donc fabriquer un câble de plusieurs fils en parallèle pour passer l'intensité désirée.

Le câble des interrupteurs CRYEBIS et CRYISIS est constitué de 36 brins (3 x 3 x 4) de 0,2 mm de diamètre torsadés. (pour minimiser les effets inductifs)

1° triplet : pas de torsion : 15 mm

2° triplet : pas de torsion : 20 mm

3° quadruplet : pas de torsion : 30 mm

isolation finale par 2 couches de rilsan.

La figure 7 donne les courbes de courant critique dans un brin indépendant et dans un brin de câble. La réduction importante de  $I_c$  (d'un facteur 2) est due aux contraintes mécaniques subies lors de la fabrication du câble.

#### 8.2 - Caractéristiques de l'interrupteur

Fini il se présente comme un barreau de section ronde ( $\emptyset$  50 mm) de 524 mm de long. Il est monté sur le dessus de l'aimant. (figure 1)

a) bobinage	diamètre intérieur	: 10 mm
	diamètre extérieur	: 33 mm
	longueur	: 484 mm
	diamètre du câble supraconducteur isolé	: 1,8 à 2 mm
	nombre de doubles spires par couche	: 116 à 120
	nombre de couches	: 6
	longueur du câble	: 103 m
	résistance du câble à 300°K	: 44 ohms
b) chauffage	CRYEBIS	fil cuivre $\emptyset$ 0,1 mm émaillé guipé soie
		longueur : 2 fois 100 m
		(2 chaufferettes indépendantes)
		résistance à 300°K : 250 $\Omega$ /100 m
		à 4,2°K : 3,2 $\Omega$ /100 m
	CRYISIS	fil constantan $\emptyset$ 0,63 mm émaillé guipé soie



longueur : 2 fois 2,4 m  
(2 chaufferettes indépendantes)  
résistance à 300°K : 4  $\Omega$  / 2,4 m  
à 4,2°K : 3,2  $\Omega$  / 2,4 m

Il faut fournir 7,5 W de puissance de chauffage pour faire basculer l'interrupteur de l'état supraconducteur "fermé" à l'état résistif "ouvert".

Le changement de type du fil de chauffage entre les 2 interrupteurs est dû à l'expérience acquise avec le premier : (CRYEBS) : le fil de 0,1 mm est fragile et doit être manipulé avec précaution alors qu'il y en a 100 m (2 fois) à bobiner. Ce fil avait été acheté parce que l'on voulait l'inclure avec les 36 brins qui composent le câble ; les résultats n'ont pas été concluants.

#### 9 - Protection de la bobine

La protection de la bobine, lors d'une transition éventuelle, contre les montées en température pouvant l'endommager, est réalisée par décharge rapide de l'énergie magnétique stockée dans une résistance de protection  $R_p$  branchée en parallèle.

#### 9.1 - schéma de l'installation (figure 8)

Lors d'une transition, le détecteur commande :

- a) l'ouverture du contacteur de l'alimentation (cas de la charge de l'aimant).
- b) la décharge rapide d'une capacité (20  $\mu$ F chargée sous 400 V) dans le circuit (cas du courant piégé). L'interrupteur supraconducteur, ayant une impédance extrêmement faible par rapport à celles de  $R_p$  et de la bobine, reçoit la presque totalité de la décharge, donc "s'ouvre" très rapidement (quelques dizaines de ms après l'ordre de déclenchement et la bobine se décharge alors dans la résistance de protection.

Le principe de la détection est celui d'un montage en pont. La bobine est constituée de 2 branches, 2 résistances d'équilibrage font les 2 autres. Le signal significatif est pris sur la diagonale entre les points milieux de la bobine et des résistances.

### 9.2 - Montée en température

Durant une décharge de la bobine provoquée par l'apparition d'une zone résistive, le conducteur s'échauffe par effet joule, la température maximum étant atteinte à la fin de la décharge au point initial de la transition. Dans des conditions que l'on peut considérer comme adiabatiques, la température maximum  $T_{max}$  est donnée par :

$$\int_{T_0}^{T_{max}} C(T) \cdot dt = \int_0^{\infty} \varrho(T) \cdot j^2 \cdot dt$$

avec  $t$  = temps

$T$  = température

$j$  = densité de courant

$C(T)$  et  $\varrho(T)$  = chaleur spécifique et résistivité fonctions de la température.

En admettant une décroissance exponentielle du courant avec la constante de temps  $t_0 = L/R_p$  ( $L$  = inductance de la bobine,  $R_p$  = résistance de protection)

$$T_{max} \text{ s'exprime par } \int_{T_0}^{T_{max}} \frac{C(T)}{\varrho(T)} \cdot dT = J_0^2 \cdot \frac{t_0}{2}$$

$J_0$  = densité de courant à  $t = 0$  (début de la transition) ;  
tout le courant circule dans le cuivre.

$J_0 = 262,5 \text{ A/mm}^2$  ;  $t_0 = 2,85 \text{ sec}$  avec  $R_p = 1,4 \Omega$  ; alors  $T_{max}$  ne dépasse par  $100^\circ\text{K}$ .

La valeur de 1,4 ohms pour la résistance de protection provient du choix de la valeur de 500 volts max pour la d.d.p. aux bornes des amenées de courant lors d'une décharge.

En réalité la décroissance du courant est plus rapide puisqu'à la résistance constante  $R_p$  s'ajoute celle de la zone normale augmentant avec la température et le temps.

L'utilisation du programme de calcul QUENCH, dans le cas de la bobine se déchargeant dans sa résistance de protection (alimentation débranchée 0,2 sec après initialisation de la transition, ou interrupteur supra "ouvert" après le même temps) montre que la température maximale atteinte est de  $74^\circ\text{K}$  ; 62 % de l'énergie

sont absorbés par  $R_p$ , les 58 % restants échauffent le cuivre.  
La tension maximale entre spire est de 0,03 volt.

Si le détecteur de transition ne fonctionne pas, toute l'énergie reste dans la bobine et la température maximale atteinte est de 99°K ; la tension maximum entre spire est de 0,05 volt (la tension de claquage de l'émail du fil est supérieure à 500 volts) et la valeur du courant est complètement annulée au bout de 5 sec environ.

On voit que la bobine ne risque rien même dans le pire des cas. Néanmoins il vaut mieux éviter cette dernière possibilité car la répartition spatiale en température dans le solénoïde est loin d'être uniforme (maximum au point de transition et presque froid vers les flasques). Comme la différence des coefficients de dilatation des différents composants commence à être sensible au-dessus de 80°K, il vaut mieux éviter de dépasser cette température car des contraintes mécaniques peuvent alors apparaître entre la zone la plus chaude et la zone la plus froide.

#### 10 - Les contraintes dans le mandrin et la bobine

La préétude des contraintes, développées dans le fil, dues aux forces électromagnétiques, a montré que le bobinage n'avait pas besoin d'être fretté, ces contraintes étant largement inférieures à la limite élastique du fil composite supraconducteur.

Néanmoins, compte tenu de l'expérience acquise avec la construction du solénoïde SUPER-SOLO destiné à la source CRYEBIS-1 pour SATURNE et de la longueur de ce solénoïde, nous avons préféré fretter le bobinage de façon à éviter au maximum tout mouvement de fil surtout lors de la première montée en courant.

Nous avons donc un système isotrope composé de 3 parties : le mandrin en acier inoxydable AISI 304, le bobinage et le frettage en acier inox 304.

##### 10.1 - Contraintes de bobinage

Afin d'assurer une bonne tenue mécanique du conducteur, la tension du fil, lors de l'opération de bobinage, a été maintenue à 20 daN, ce qui correspond à une contrainte maximale dans le fil de 10 daN/mm<sup>2</sup> (avec quelques variations dues à un système de tension usagé). Le fil de frettage (2 x 3,5 mm<sup>2</sup>) a été tendu à 70 daN,

(maximum des possibilités de l'appareil) ; cette faible contrainte de tension réduit un peu la contrainte dans le fil supra et augmente légèrement la compression dans le mandrin.

#### 10.2 - Contraintes thermiques (mise en froid)

Le coefficient de contraction, de 300°K à 4,2°K, du composite supraconducteur ( $2,9 \cdot 10^{-3}$ ) étant légèrement inférieur à celui de l'acier inoxydable ( $3 \cdot 10^{-3}$ ), les contraintes établies à l'opération précédente sont légèrement atténuées. A 4,2°K et sans courant, le mandrin est en compression, le fil et la frette en extension, c'est-à-dire bien plaqué contre le mandrin.

#### 10.3 - Contraintes électromagnétiques

Ces contraintes sont calculées à partir des résultats fournis par le programme de calcul TRIM/POISSON/FORCES.

L'induction magnétique engendrée par le courant fait :

a) radialement, augmenter le diamètre des spires, ce qui se traduit par une augmentation de tension dans le fil et une diminution de la compression dans le mandrin sauf sur les bords de celui-ci qui sont bridés par les flasques.

b) axialement, pousser les spires vers le plan médian de la bobine. Celui-ci étant décalé par rapport au plan médian du blindage, existe au centre de la bobine une force axiale non nulle (175 daN) dirigée vers le côté injection (gradient le plus élevé).

Les efforts axiaux sont répartis inégalement le long de l'axe, les plus importants se trouvant évidemment près des bords de la bobine. Par exemple les 300 derniers mm sont soumis à une force totale de 15350 daN, ce qui se traduit par une pression maximale sur l'autre partie de la bobine de  $1,2 \text{ daN/mm}^2$ . (figure 9)

#### 10.4 - Résultats globaux

La figure 10 donne le tableau récapitulatif des contraintes tangentielles dans le plan médian de la bobine et sur un de ses bords, ainsi que les déflexions radiales partielles et totales. Pour le calcul de ce rétreint, on admet qu'il n'y a pas de compression radiale des différents matériaux, hypothèse bien vérifiée dans la pratique pour les valeurs habituelles des rayons et des épaisseurs, ce qui permet une simplification importante

des équations de l'élasticité.

11 - Contraintes dans le mandrin et les écrans lors de variations rapides du champ.

Toute variation de l'induction magnétique engendre des courants de Foucauld dans les différents cylindres à l'intérieur ou entourant la bobine. Il y a alors création de contraintes tangentiellles qui peuvent, éventuellement, être importantes. Il y a lieu, alors, de fendre longitudinalement ces cylindres pour éviter l'apparition de courants induits.

Le  $\Delta I / \Delta T$  maximum qui apparaît lors d'une transition est de 140 A/sec.

Au niveau du mandrin cela se traduit par une variation de 2T/sec. mais la valeur du courant induit est faible à cause de la forte résistivité électrique de l'inox, et la contrainte de tension qui apparaît est très faible ( $4.10^{-3}$  daN/mm<sup>2</sup>).

Les 2 écrans, en cuivre, 20°K et 80°K, étant à l'extérieur de la bobine, baignent dans une induction faible ( $8,9 \times 10^{-2}$ T) et les courants engendrés créent des contraintes de tension négligeables (environ  $2 \times 10^{-3}$  daN/mm<sup>2</sup>). Le cuivre ayant une limite élastique de 18 daN/mm<sup>2</sup>, les écrans n'ont pas été fendus, conservant toute leur rigidité mécanique.

Références

[1]

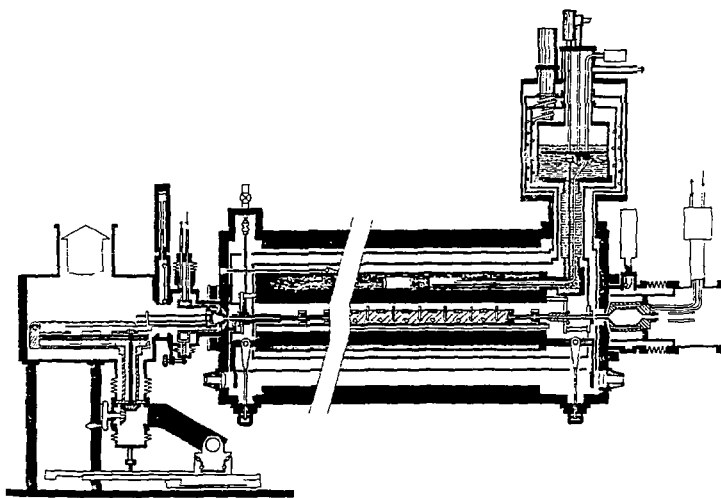
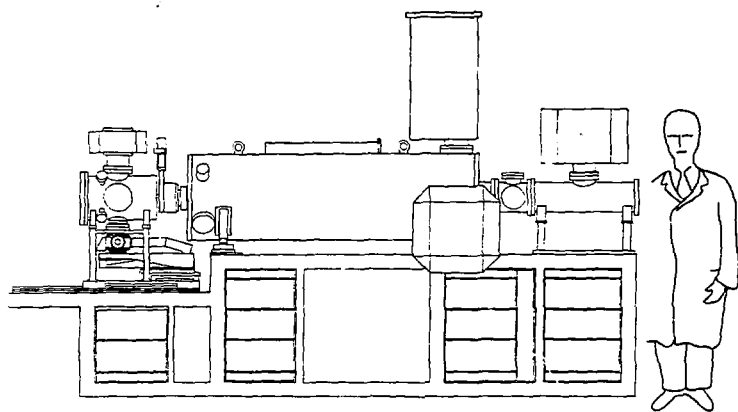
G. LEVY, S. BUHLER, M. KOVALSKI, A. LIEBE  
Superconducting solenoids for nuclear physics at ORSAY  
Journal de physique - Colloque C1 (M18) tome 45  
Janvier 1984 - page 821. .

[2]

M. MALARD  
Etude du blindage magnétique de CRYEBIS 2  
Note S F E C T 18.

[3]

A. LAFOUX  
Rapport sur les mesures magnétiques de CRYEBIS 2 en  
novembre et décembre 1983. (rapport interne)



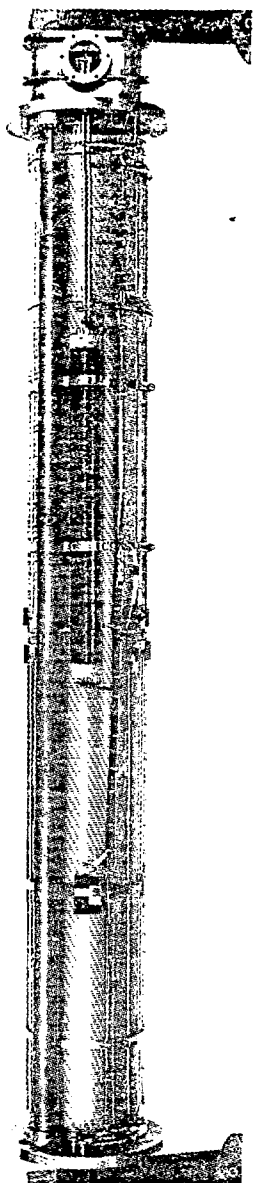
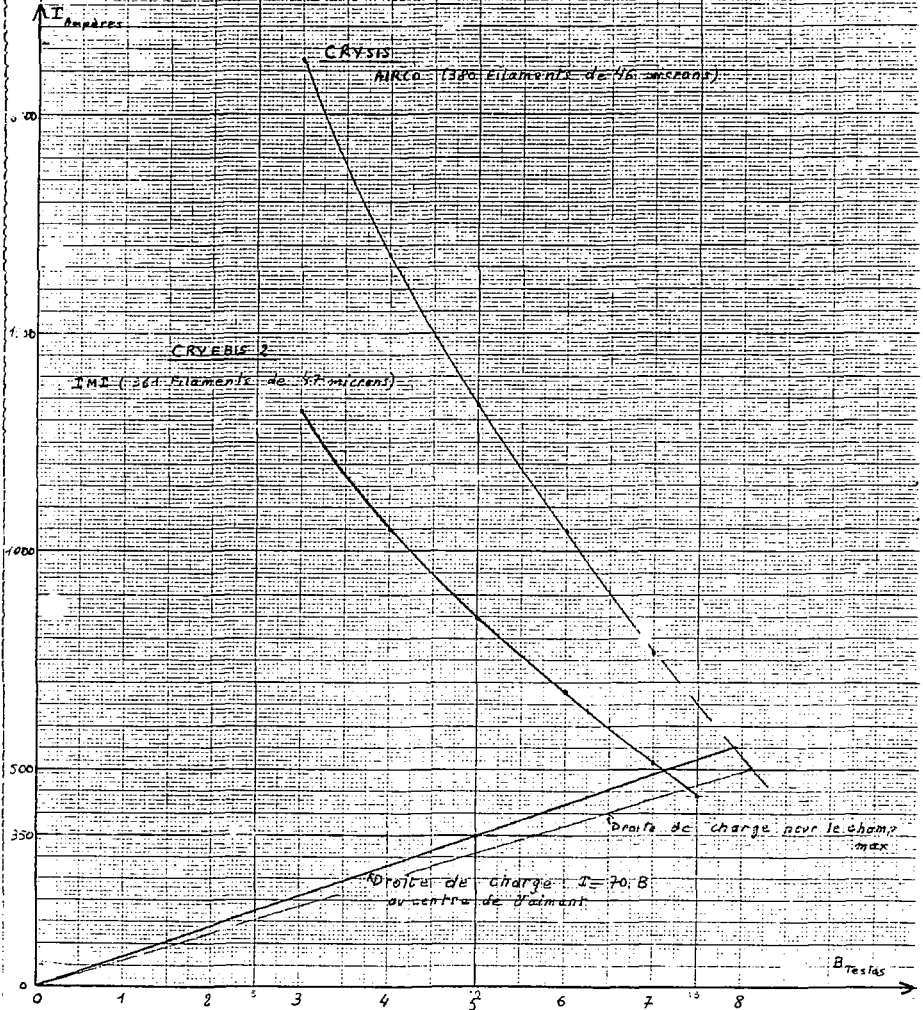
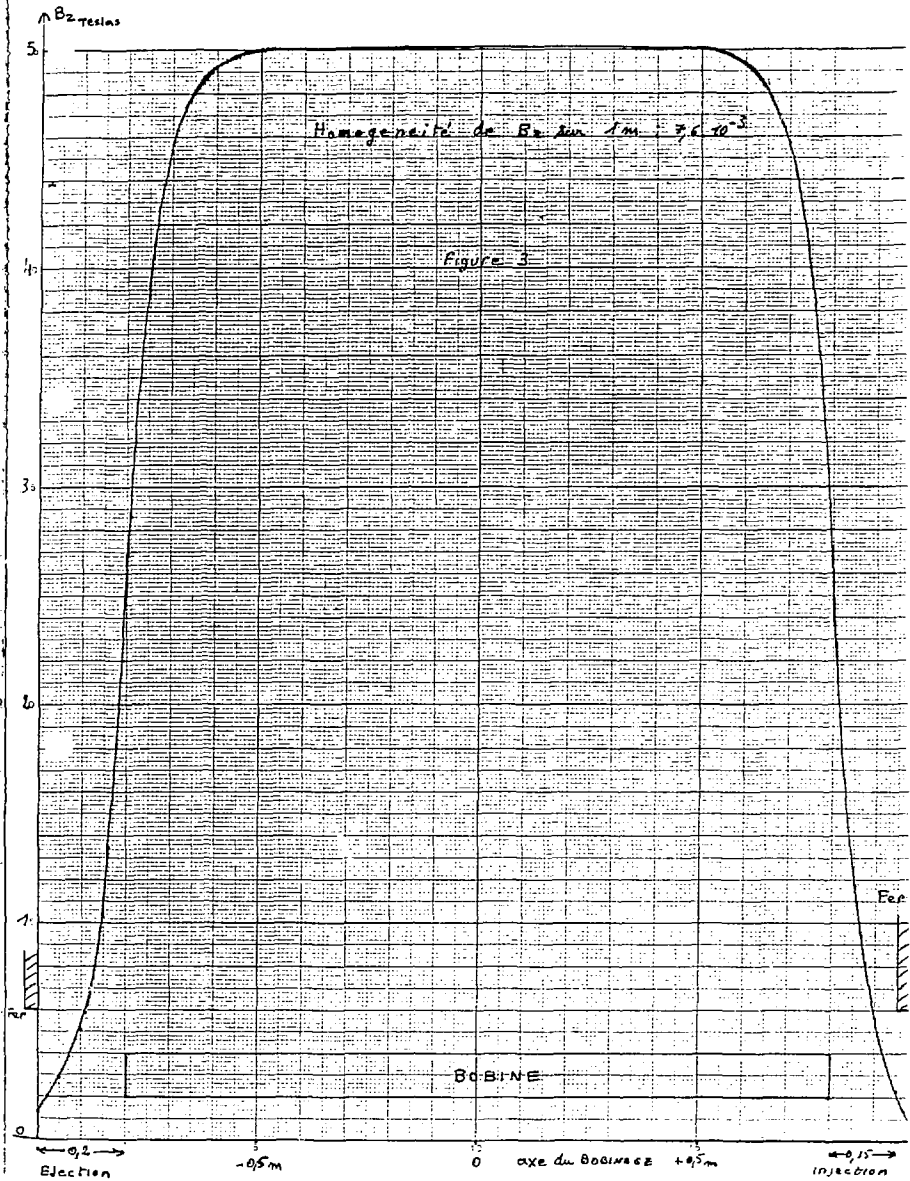




Figure 2

Courant critique en fonction du champ magnétique à 42°K  
 pour une résistivité de  $10^{-9}$  Ohm  
 All. (x.4 mm),  $Cu/Sn = 8/1$





BOBINE

← 0,2 →  
Election

-0,5m

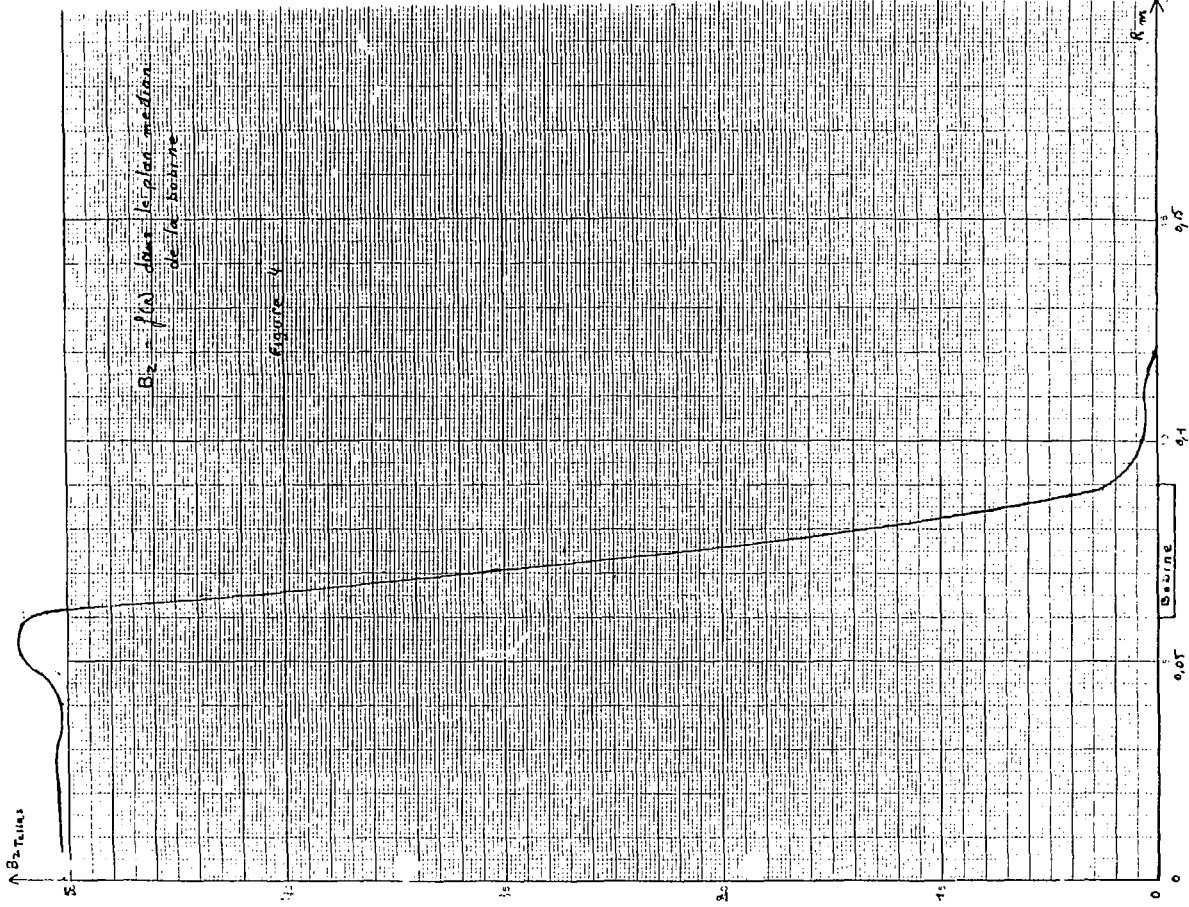
0

axe du BOBINE      +0,5m

← 0,15 →  
injection

Fer

$\Delta P_{\text{stat}}$



$P_2 = P_1$  dans le plan médian  
de la bazine

Figure 4

Bazine

0.05

0.1

0.15

$R$  m

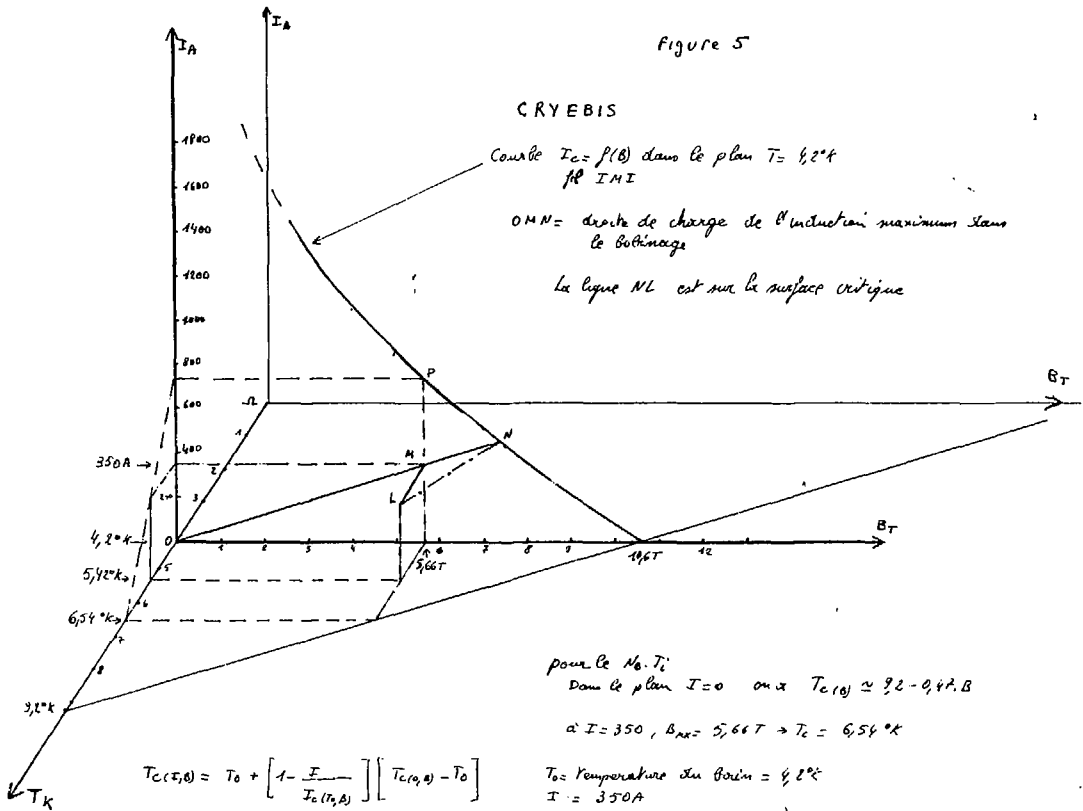
Figure 5

CRYEBIS

Courbe  $T_c = f(B)$  dans le plan  $T = 4,2^\circ K$   
 par IMI

OMN = droite de charge de l'induction maximum dans  
 le bobinage

La ligne NL est sur le surface critique



$$T_c(I, B) = T_0 + \left[ 1 - \frac{I}{I_c(I, B)} \right] \left[ T_{c0}(B) - T_0 \right]$$

pour le  $M_0 \cdot T_c$   
 dans le plan  $I = 0$  on a  $T_{c0}(B) \approx 9,2 - 0,4 \cdot B$   
 à  $I = 350$ ,  $B_{max} = 5,66 T \rightarrow T_c = 6,54 K$

$T_0$  = température du bain =  $4,2 K$   
 $I = 350 A$   
 $I_{c(I, B)} = 730 A$  (point P)

Figure 6

Températures critiques  
en fonction du courant dans le solénoïde

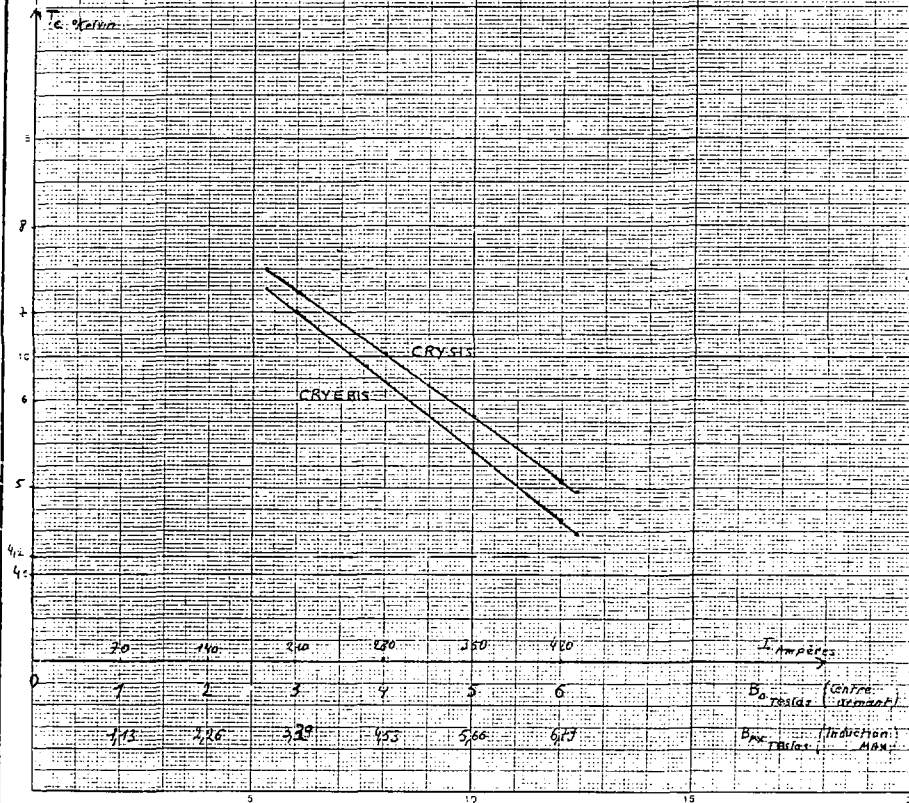


Figure 7

CRYEBIS

COURANT critique en fonction du champ magnétique à 4,2°K  
pour une résistance de  $10^{-4} \Omega \cdot m$   
DIL VAC-FIKK 60(0.2)

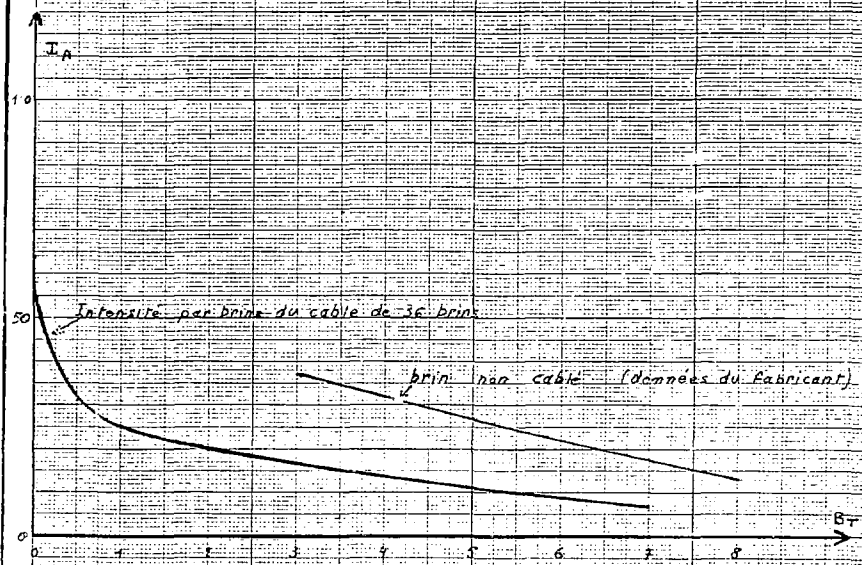


Figure 8

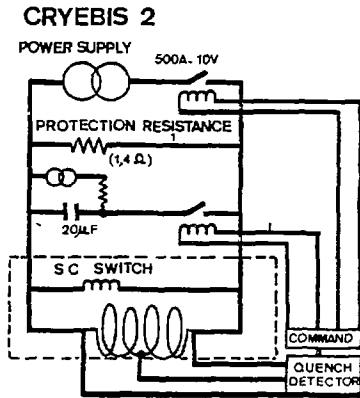
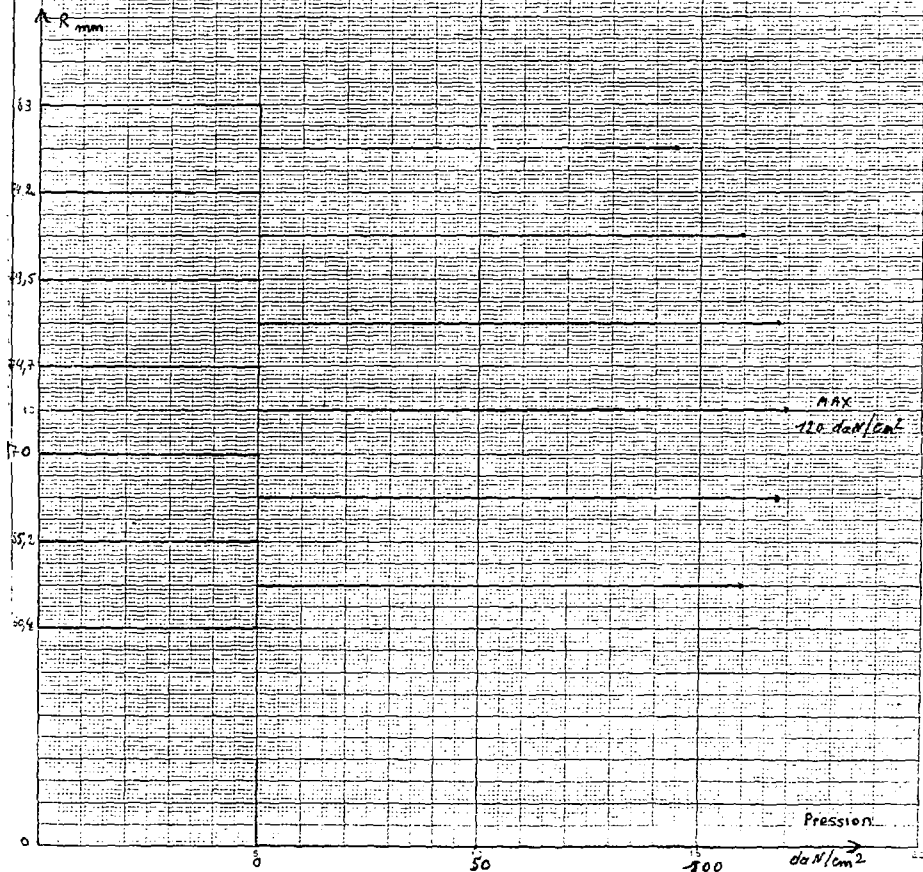


Figure 9

CRYEBIS

Force d'attraction axiale entre les 2 demi-bobines 15590 daN

ci-dessous Répartition radiale  
des pressions axiales





RESULTAT FINAL SUR LES CONTRAINTES TANGENTIELLES

$\sigma$  en daN/mm<sup>2</sup>

déflexion en  $\mu$  m

opération	MANDRIN				SOLENOIDE				FRETTE				DEFLEXION	
	Ro = 50 mm		R <sub>1</sub> = 60 mm		R <sub>1</sub> = 60 mm		R <sub>2</sub> = 80 mm		R <sub>2</sub> = 89 mm		R <sub>3</sub> = 91 mm			
bobinage	- 20,6		- 17,2		+ 1,4		+ 10						- 51,6	
frettage	- 1		- 0,85		- 0,42		- 0,285		+ 9,15		+ 10		- 2,54	
refroidissement	+ 1,1		+ 0,926		- 0,54		- 0,36		+ 1,27		+ 1,24		- 200	
à 4,2° K et I = 0	- 20,5		- 17,1		+ 0,44		+ 9,35		+ 10,42		+ 11,24		- 254	
action électro- magnétique	centre	bord	centre	bord	C	B	C	B	C	B	C	B	C	B
	+ 3,63	0	+ 3,03	0	1,504	1,83	1,02	1,24	2,04	2,48	1,99	2,43	+ 9	+ 11
à 4,2° K et I = 350 A	- 16,87	-20,5 ↑	-14,07	-17,1 ↑	+1,94	+2,27 ↑	+10,37	+10,59 ↑	+12,46	+12,9 ↑	+13,23	+13,67 ↑	-245	-243

limite élastique du fil composite : environ 18 daN/mm<sup>2</sup>  
 limite élastique de l'acier inox : environ 100 daN/mm<sup>2</sup>

- matière en compression  
 + matière en extension

figure 10