

THESES

présentées

A LA FACULTE DES SCIENCES  
DE L'UNIVERSITE DE GRENOBLE

pour obtenir

LE TITRE DE DOCTEUR-INGENIEUR

par

Pierre M. ROUBEAU

Ingénieur de l'Ecole Navale

Ingénieur de l'Institut Français du Froid Industriel

---

1ère thèse : Cryostat horizontal pour cibles de protons polarisés

2ème thèse : Propositions données par la Faculté

---

Soutenues le 21 Novembre 1966 devant la Commission d'examen

MM. L. WEIL

Président

A. HERPIN

A. LACAZE

Examineurs



LISTE DES PROFESSEURS

DOYEN HONORAIRE

M. MORET

DOYEN

M. WEIL L.           Chaire de Thermodynamique

PROFESSEURS TITULAIRES : MM.

NEEL L.	Chaire de Physique Expérimentale
HEILMANN R.	Chaire de Chimie
KRAVTCHENKO J.	Chaire de Mécanique Rationnelle
CHABAUTY C.	Chaire de Calcul Différentiel et Intégral
PARDE M.	Chaire d'Hydrologie Fluviale
BENOIT J.	Chaire de Radioélectricité
CHENE M.	Chaire de Chimie Papetière
BESSON J.	Chaire de Chimie
FELICI N.	Chaire d'Electrostatique
KUNTZMANN J.	Chaire de Mathématiques Appliquées
BARBIER R.	Chaire de Géologie Appliquée
SANTON L.	Chaire de Mécanique des Fluides
OZENDA P.	Chaire de Botanique
FALLOT M.	Chaire de Physique Industrielle
GALVANI O.	Professeur à titre personnel
MOUSSA A.	Chaire de Chimie Nucléaire
TRAYNARD P.	Chaire de Chimie Générale
SOUTIF M.	Chaire de Physique Générale
CRAYA A.	Chaire d'Hydrodynamique
REULOS R.	Professeur à titre personnel
AYANT Y.	Professeur à titre personnel
GALLISSOT F.	Professeur à titre personnel
Mlle LUTZ E.	Professeur à titre personnel
BLAMBERT M.	Chaire de Mathématiques
BOUCHEZ R.	Professeur à titre personnel
LLIBOUTRY L.	Professeur à titre personnel
MICHEL R.	Chaire de Géologie et Minéralogie
BONNIER E.	Chaire d'Electrochimie et Electrometallurgie
DESSAUX G.	Chaire de Physiologie Animale
PILLET E.	Chaire de Physique Industrielle et Electrotechnique
DEBELMAS J.	Chaire de Géologie Générale
GERBER R.	Professeur à titre personnel
PAUTHENET R.	Professeur à titre personnel
VAUQUOIS B.	Chaire de Calcul Electronique
SILBER R.	Professeur à titre personnel
BARBIER J.C.	Chaire de Physique
KOSZUL J.L.	Chaire de Mathématiques MPC
BUYLE-BODIN M.	Chaire d'Electronique
DREYFUS B.	Professeur à titre personnel
KLEIN J.	Professeur à titre personnel
VAILLANT F.	Professeur à titre personnel
ARNAUD P.	Chaire de Chimie MPC
SENGEL P.	Chaire de Zoologie
BARJON R.	Professeur à titre personnel
BRISSONNEAU P.	Professeur à titre personnel
Mme KOFLER L.	Professeur à titre personnel
BARNOUD F.	Chaire de Biosynthèse de la Cellulose
GAGNAIRE D.	Chaire de Chimie Physique
GIRAUD P.	Professeur sans chaire

	GIDON P.	Professeur sans chaire
	PERRET P.	Professeur sans chaire
Mme	BARBIER M.J.	Professeur sans chaire
Mme	SOUTIF J.	Professeur sans chaire
	COHEN J.	Professeur sans chaire
	DEPASSEL R.	Professeur sans chaire
	ANGLES D'AURIAC	Professeur sans chaire
	DUCROS P.	Professeur sans chaire
	GASTINEL A.	Professeur sans chaire
	GLENAT R.	Professeur sans chaire
	LACAZE A.	Professeur sans chaire
	BARRA J.	Professeur sans chaire
	COUMES A.	Professeur sans chaire
	DEGRANGE C.	Professeur sans chaire
	PEBAY-PEROULA	Professeur sans chaire
	PERRIAUX J.	Professeur sans chaire
	RASSAT A.	Professeur sans chaire
	ROBERT A.	Professeur sans chaire

PROFESSEURS ASSOCIES

MM. NAPP-ZINN  
DUTTON Guy  
MATSUSHIMA Yozo

MAITRES DE CONFERENCES

MM. BIAREZ J.P.  
DODU J.  
HACQUES G.  
LANCIA R.  
Mme KAHANE J.  
POLOUJADOFF M.  
DEPOMMIER P.  
DEPORTES C.  
Mme BOUCHE L.  
SARROT-REYNAULD  
CAUQUIS G.  
BONNET G.  
BONNIER M.J.  
KAHANE A.  
DOLIQUE J.M.  
BRIERE G.  
DESRE P.  
LAJZEROWICZ J.  
VALENTIN P.  
BERTRANDIAS J.P.  
BONNETAIN L.  
LAURENT P.  
CAUBET J.P.  
PAYAN J.J.  
Mme BERTRANDIAS F.  
FONTANGES R.  
LONGEQUEUE J.P.  
NIVAT M.  
SOHM J.C.  
ZADWORNY F.

MAITRES DE CONFERENCES ASSOCIES

MM. RADELLI  
KEYSTON J.  
WAKIYAMA T.

## REMERCIEMENTS

Je remercie Mr. A. ABRAGAM, Directeur de la Physique au Commissariat à l'Energie Atomique et Mr. A. HERPIN, Chef du Service de Physique du Solide et de Résonance Magnétique qui m'ont encouragé à entreprendre ce travail.

Je tiens également à exprimer ma gratitude à Mr. le Professeur L. WEIL, Doyen de la Faculté de Grenoble qui a bien voulu s'y intéresser et à Mr. le Professeur A. LACAZE qui a guidé, il y a dix ans déjà, mes premiers pas en cryogénie à l'Institut Fourier de Grenoble.



## PREAMBULE

En général les forces qui interviennent lors d'une collision entre particules élémentaires dépendent, de l'orientation relative des spins des particules qui entrent en interaction. Si cette orientation est purement aléatoire on ne peut observer que des valeurs moyennes d'où il est difficile, voire impossible de remonter aux détails de l'interaction.

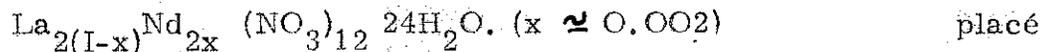
Habituellement l'une des particules (proton ou neutron au repos) appartient à une cible et l'autre fait partie d'un faisceau. Une première étape sera franchie si l'on est capable de polariser l'un de ces ensembles de particules, c'est-à-dire le doter d'une orientation moyenne définie.

Bien qu'il ait été possible dans quelques cas particuliers de produire des faisceaux polarisés et d'en tirer des résultats intéressants, une situation aux possibilités incomparablement plus étendues s'offre si la cible peut être polarisée et un effort considérable a été entrepris dans ce but dans plusieurs laboratoires depuis 1955-56 (découverte de la polarisation dynamique dans les métaux par A.W. Overhauser et de l'effet solide par A. Abragam et W.G. Proctor).

La polarisation d'une cible de protons jointe à l'utilisation d'un faisceau polarisé permet alors en effet une étude complète de nombreuses interactions entre particules dont l'orientation est complètement connue et fixée à volonté.

Pour réaliser une cible de protons polarisés par la seule méthode jusqu'ici utilisée : l'"effet solide", il faut pouvoir maintenir pendant de longues

durées à une température voisine de 1°K un cristal de



dans une cavité d'hyperfréquence où se trouve dissipée une puissance notable.

On a développé dans ce but, à Saclay un type nouveau de cryostat d'axe horizontal et à transfert continu d'hélium, qui, joint à la maîtrise des techniques de résonance magnétique, nous a permis de prendre une place de premier plan en ce domaine :

1°) une cible réalisée par nous pour étudier la diffusion  $\vec{P} \cdot \vec{P}$  à 20 Mev/c fut, en 1962, la première cible au monde à être utilisée dans une expérience de physique nucléaire. Expérience particulièrement difficile et qui n'a pas jusqu'ici été reproduite ailleurs.

2°) nous avons ensuite construit une cible qui a servi avec de minimales modifications à cinq expériences différentes (: diffusion  $\vec{P} \cdot \vec{P}$  à 600 Mev/c - parités du  $\Xi$  et du  $\Sigma$  - diffusion  $\pi^+ - \vec{P}$  de 6 à 18 Mev/c - échange de charges  $\pi^- - \vec{P} \Rightarrow \pi_0 N$ )

3°) puis une cible pour la mesure des coefficients de diffusion  $\vec{P} \cdot \vec{P}$  de 10 à 25 Mev/c.

4°) enfin une cible, actuellement en cours d'essais et destinée notamment à une expérience de diffusion  $N - \vec{P}$ .

Ainsi depuis 1962 les cibles que nous avons construites et les expériences qu'elles ont permis représentent une contribution de près de moitié à ce qui a été fait et publié dans le monde en ce domaine. La présente thèse constitue la description du cryostat de la seconde des cibles énumérées plus haut.

## TABLE DES MATIERES

	Pages
INTRODUCTION .....	2
DESCRIPTION	
Les dewars de stockage d'hélium .....	5
La canalisation de transfert .....	7
Le cryostat .....	9
Les indicateurs de température et de pression .....	12
La tuyauterie de pompage .....	13
Les pompes à vide .....	14
FONCTIONNEMENT, CONDUITE	
Mise en route, contrôles, marche en continu, consommation .....	14
Causes de fluctuation de la température .....	16
Pertes thermiques des parties froides .....	17
Les facteurs limitatifs de la descente en température .....	20
L'ECHANGEUR - BILAN THERMIQUE .....	25
LES VANNES A HELIUM .....	29

	Pages
ANNEXE 1 Correction d'effet thermomoléculaire .....	30
ANNEXE 2 Calcul des coefficients d'échange thermique .....	34
Profil thermique de l'échangeur .....	47
Rendement .....	48
ANNEXE 3 Pertes de charge dans le système de pompage .....	49
ANNEXE 4 Choix de la pompe .....	73
REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES .....	77
FIGURES 1 à 40 .....	} ..... à la fin
NOMENCLATURE	
INDEX ALPHABETIQUE	

## CRYOSTAT HORIZONTAL POUR CIBLES DE PROTONS POLARISEES

### CARACTERISTIQUES GENERALES DE LA CIBLE

Méthode : effet solide.

Corps utilisé : cristal de  $\text{La}_{2(1-x)}\text{Nd}_{2x}(\text{NO}_3)_{12} \cdot 24\text{H}_2\text{O}$ . ( $x \approx 0.002$ )

Polarisation obtenue sur les protons de H : 70 à 85 %.

Volume polarisé : 1 à 10  $\text{cm}^3$ .

Protons libres dans le cristal 400  $10^{20}/\text{cm}^3$ .

Protons liés " " 5900  $10^{20}/\text{cm}^3$ .

Neutrons " " 6300  $10^{20}/\text{cm}^3$ .

Matière (cristal exclu) sur le trajet du faisceau 1.2  $\text{g}/\text{cm}^2$ .

Matière " sur le trajet des particules diffusées 0.5  $\text{g}/\text{cm}^2$ .

Puissance H.F. dans la cavité 0.5 à 2 watts.

Température de fonctionnement 1.05 à 1.15°K.

Consommation d'hélium 50 litres par jour (pour  $W = 1$  watt).

Fonctionnement continu.

## INTRODUCTION

### Difficulté variable du problème suivant l'énergie

Du point de vue cryogénique, la construction d'une cible de protons polarisés destinée à être placée dans un faisceau de particules de haute énergie est a priori plus aisée que celle d'une cible destinée à recevoir des protons de 20 MeV par exemple.

Dans ce dernier cas, en effet, l'extrême minceur des parois pouvant être traversées par les particules (de l'ordre du micron) ne leur permettrait de résister qu'à des différences de pression extrêmement faibles et leur étanchéité serait très problématique. Le cristal de  $\text{La}_2(2\% \text{Nd}) \text{Mg}_3 (\text{NO}_3)_{12} \cdot 24 \text{H}_2\text{O}$  doit donc être refroidi dans le vide.

Dans la cible pour protons de 20 MeV réalisée à Saclay, la direction verticale du champ magnétique de l'aimant était une donnée

supplémentaire qui nous avait conduit à construire un dispositif horizontal où l'hélium, prélevé en continu dans un vase de stockage de type commercial, était évaporé sous pression réduite dans un évidement ménagé dans une des parois épaisses de la cavité résonnante.

Dans un faisceau dont l'énergie est de l'ordre du GeV, les conditions ne sont plus les mêmes et l'on peut, sans difficulté, réaliser un dewar vertical aux parois suffisamment minces, étanches, et dans lequel la présence d'hélium liquide peut être admise <sup>(1)</sup>.

#### Choix d'un dewar horizontal

Toutefois un dewar vertical conventionnel présente certains inconvénients : ou bien sa capacité est petite - 10 litres par exemple - et il nécessite de fréquents remplissages (compte tenu de la puissance envisagée - 1 watt - il faut évaporer trois litres par heure d'hélium liquide) ou bien sa capacité est grande - 50 à 100 litres - et alors il conduit à des temps longs de descente de  $4,2^{\circ}$  à  $1,5^{\circ}$  ; de plus, la température et par conséquent la polarisation obtenue dérivent constamment, atteignant leur valeur optimale au moment de l'évaporation des dernières gouttes d'hélium.

Enfin, un tel dewar comporte normalement une double enceinte contenant de l'azote liquide, ce qui forme un ensemble long et lourd, pouvant entrer

en vibrations et dans lequel toute dissymétrie est susceptible de provoquer des effets de dilatation différentielle ou une sensibilité aux vibrations de poids ou de pression rendant les positionnements imprécis. D'autre part, l'une des lignes d'observation à  $90^\circ$  du faisceau est alors interdite et l'autre, dirigée vers le bas, difficilement utilisable.

Pour ces raisons, nous avons adopté un système de cryostat horizontal à circulation continue, de forme conique, rigide, qui présente les qualités suivantes :

- positionnement précis et stable,
- température stable,
- autonomie de l'ordre de 24 heures ; changement de vase en 10 min.,
- encombrement réduit à un cône de  $30^\circ$  presque parallèle au faisceau si on le désire,
- échangeur économisant jusqu'à 50 % de l'hélium.

#### Equipement utilisé

L'appareil réalisé est en fait une extrapolation de celui ayant servi à la première expérience de diffusion à 20 MeV : Protons polarisés /  
Protons polarisés <sup>(2)</sup> <sup>(3)</sup> (Figs. 1 et 2),

L'équipement cryogénique comprend :

- 1° - des dewars de stockage d'hélium liquide,
- 2° - une canalisation de transfert d'hélium liquide,
- 3° - le cryostat qui comporte :
  - a) la cavité hyperfréquence et ses accessoires,
  - b) les enceintes,
  - c) les éléments intérieurs.
- 4° - les indicateurs de température et de pression,
- 5° - la canalisation de pompage et les pompes à vide.

Les figures 3 (expérience de diffusion P-PA 600 MeV) et 4 (expérience "détermination de la parité du  $\Xi$ ") donnent une vue d'ensemble du dispositif.

## DESCRIPTION

### Les dewars de stockage

On a utilisé des vases de stockage classiques (Supairco) de 50 litres de capacité qui, pour une puissance dissipée de l'ordre du watt, assuraient une autonomie de fonctionnement de 24 heures.

Ils ont été choisis parmi les marques disponibles pour leur faible encombrement vertical et pour leur légèreté relative.

Ces vases sont posés sur des plateaux munis de billes de roulement (fig. 5 ) qui peuvent évoluer sur une tôle placée sur le sol pour en atténuer les irrégularités. Cette tôle constitue une aire de stockage pouvant recevoir plusieurs dewars.

Le plateau portant le vase en service doit pouvoir subir une translation d'environ 50 cm entre deux extrêmes, correspondant :

- 1° - à la position du vase en fonctionnement,
- 2° - à un dégagement complet de la canalisation de transfert pendant le changement de vase.

Ce changement de vase peut s'effectuer au pont roulant directement à partir de la position de retrait ou, mieux, par déplacement latéral du vase vide et substitution d'un vase plein placé en réserve sur un second plateau.

#### Equipement des têtes de dewar (fig. 6)

Les cols des dewars de stockage (de diamètre  $\phi = 25$  mm) sont équipés d'un raccord standard permettant :

1° - la connection à une tête de remplissage adaptée au siphon du liquéfacteur,

2° - la jonction à une tête de transfert portant :

a) un orifice avec presse-étoupe à joint torique pour l'introduction de la canne de transfert de diamètre  $\phi = 15$  mm,

b) un orifice muni d'un presse-étoupe semblable mais plus petit pour l'introduction d'une jauge de niveau d'hélium liquide de diamètre  $\phi = 2,5$  mm,

c) une soupape de sûreté,

d) un manomètre,

e) une tubulure pour la mise en communication du dewar avec le gazomètre,

3° - le raccordement à une tête simplifiée pour le stockage.

#### La canalisation de transfert (fig. 7)

Elle comprend deux branches à 90°, l'une verticale plongeant dans le dewar de stockage et l'autre horizontale pénétrant dans le cryostat.

Le tube emprunté par l'hélium liquide ( $\phi$  2x3 mm) est isolé par un vide statique du tube extérieur ( $\phi$  14 x 15 mm) dans lequel il est centré

par construction sans le secours d'aucun espaceur.

Le coude est réalisé par un cube de laiton sur lequel sont brasées les parties horizontales et verticales ainsi que le robinet de vidage et une soupape de sûreté. Les pièces d'extrémité et les tubes sont en inox et soudés à l'argon. Le tube central est d'une seule pièce et soigneusement poli pour réduire les pertes thermiques par rayonnement. On notera la section relativement importante ( $25 \text{ mm}^2$ ) des tubes d'inox dans lesquels le gradient thermique entre l'ambiance et  $4^\circ \text{K}$  devrait entraîner un flux thermique de  $\frac{25 \times 0,25}{40} = 0,16$  watt par branche. Cette section peut être justifiée de deux façons différentes suivant la branche que l'on considère :

- Dans la branche horizontale une partie infime du flux thermique partant du bout chaud arrive au bout froid ; la plus grande partie est cédée au gaz froid dans lequel se trouve placée cette branche.

- Dans la branche verticale la puissance apportée est cédée à mi-course au récipient d'azote liquide du dewar de stockage. Entre celui-ci et l'hélium subsiste un flux thermique de l'ordre de  $\frac{3 \times 0,25}{25} = 0,03$  watt qui ne suffit même pas à vaporiser l'hélium nécessaire à occuper la place du liquide soutiré : pour 2 litres/heure il faudrait 0,20 watt. Le dewar "aspire" donc encore dans ces conditions 5 litres d'hélium NTP environ par heure qui apportent les calories nécessaires.

Enfin la partie inférieure de la canalisation comporte un logement contenant 4 ou 5 cm<sup>3</sup> de charbon actif, séparé du reste par une rondelle en bronze fritté.

Ce charbon actif piège efficacement les quelques traces de gaz résiduels, He ou H<sub>2</sub> pouvant affaiblir la qualité du vide d'isolement.

### Le cryostat

Le cryostat est fixé à l'aimant au moyen d'un support permettant de légers déplacements de façon à faire coïncider le centre de la cible avec le centre de l'aimant. Il comprend :

a) La cavité hyperfréquence et les bobines de mesure de la polarisation nucléaire qui sont susceptibles de présenter diverses formes et dimensions suivant la géométrie de la cible. Dans l'expérience "détermination de la parité du  $\Xi$ ", l'hélium était admis par le guide d'onde communiquant avec la partie inférieure de la cavité, emplissait celle-ci et sortait (ou sa vapeur) par 70 trous de  $\varnothing$  1,3 mm percés à sa partie supérieure.

b) Les enceintes (fig. 8 ). L'enceinte intérieure du cryostat constitue le prolongement de la tuyauterie de pompage. Cylindrique ( $\varnothing$  40 mm) au niveau de la cavité, elle s'accroît suivant un cône de 30° pour se raccorder à un cylindre de 200 mm de diamètre et 120 mm de long. Dans

toute cette partie, d'axe horizontal, l'enceinte intérieure est doublée d'une enceinte extérieure de forme analogue et isolée de la première par un vide statique (en pratique, on utilise un vide dynamique pendant le refroidissement et l'on isole le système lorsqu'on arrive à la température de l'hélium liquide). Entre les deux enceintes, et fixé au cône intérieur, un cône intermédiaire en cuivre joue le rôle d'écran de rayonnement thermique ; il est éventuellement prolongé par une partie cylindrique protégeant complètement l'enceinte intérieure. On trouve enfin un T renversé dont la bride supérieure est reliée à une manchette de diamètre 250 mm rigidement fixée à l'aimant par l'intermédiaire d'un support réglable.

c) Les éléments intérieurs : L'extrémité du T opposée à la cavité est fermée par une plaque sur laquelle sont fixés tous les dispositifs intérieurs ainsi que la cavité. Cet ensemble appelé "tripe", figure 9, comprend successivement en partant de la cavité :

- un tube de 1 x 2 mm par lequel arrive l'hélium liquide ;
- une vanne de détente servant à en régler le débit (fig.10),
- un échangeur prérefroidissant le liquide avant détente (fig. 11),
- un séparateur de phases (fig. 12 ) dans lequel arrive l'hélium provenant de la canalisation de transfert ; le liquide part vers l'échangeur, les vapeurs reviennent en arrière dans un tube enroulé en spirale étroitement appliqué à la paroi de l'enceinte intérieure et refroidissant celle-ci

sur toute sa longueur. La fraction de l'hélium qui passe par ce tube est appelée dans ce qui suit débit "séparateur". (L'hélium gazeux constitue un milieu de conductibilité thermique médiocre mais suffisante si la spirale touche la paroi ou en reste très proche).

- la jupe femelle dans laquelle pénètre la branche horizontale de la canalisation de transfert ,

- des écrans perforés empêchant le rayonnement thermique de pénétrer jusqu'au séparateur ;

On trouve en outre :

- une seconde vanne dite de premier refroidissement destinée à court-circuiter l'échangeur pendant le refroidissement initial ,

- une tubulure de  $\phi = 4$  mm constituant prise de pression dans le voisinage immédiat de la cavité ;

- le guide d'onde par où est admise l'hyperfréquence,

- trois conducteurs coaxiaux conduisant aux bobines de mesure de la polarisation,

- un certain nombre de résistances de carbone (Allen Bradley 0,1 watt - 10 ohms) reliées via une barrette à un connecteur Lemmo à 8 broches et destinées à repérer la température en différents endroits du dispositif, notamment :

{ paroi de la cavité,  
liquide avant détente,  
gaz, région vanne de détente,  
paroi du séparateur.

### Les indicateurs de température et de pression

1° - Les résistances de carbone citées ci-dessus peuvent être reliées à un pont (alternatif 1000 hz pour s'affranchir des forces thermo-électriques) qui constitue un détecteur très sensible des variations de la température ; entre 1° et 1,2°K leur valeur varie typiquement de 800 à 1500 ohms ce qui permet de détecter aisément des fluctuations de 1 milli-degré. Un relais déclenché par le déséquilibre du pont coupe automatiquement l'hyperfréquence et déclenche un signal sonore si la température remonte au-dessus d'une valeur fixée à l'avance (par suite de manque d'hélium par exemple) (voir schéma fig. 13 et 14).

2° - La détermination de la température se fait en mesurant la tension de vapeur au moyen d'une jauge de MacLeod (0 à 1 mm - Leybold) doublée d'une jauge à conductibilité thermique (Thermotron II - Leybold), cette dernière permettant la mesure à distance.

Ces manomètres ont été comparés entre eux et à d'autres du même modèle . La dispersion des indications reste dans une limite de  $\pm 5\%$  et, en faisant la moyenne MacLeod-Thermotron, on peut espérer connaître la pression à  $3\%$  près, d'où une incertitude sur la température de  $\pm 3$  milli-degrés.

Il faut, bien entendu, faire une correction pour tenir compte de l'effet thermomoléculaire qui n'est pas négligeable au-dessous de  $1,1^\circ\text{K}$ .

La figure 15 donne la valeur de cette correction pour un tube de  $\varnothing 3$  mm.  
(voir annexe I)

3° - Un autre jeu de manomètres donne la pression dans le Té de sortie du cryostat et permet de mesurer les pertes de charge dans l'appareil. Directement connectés à la tuyauterie, ces manomètres réagissent plus rapidement que les deux précédents et sont utiles pour contrôler les débits à la mise en route et lors des réglages de la vanne de détente.

#### La tuyauterie de pompage

La tuyauterie de pompage, de 10 mètres de long et de 250 mm de diamètre, relie le cryostat au groupe de pompage. Elle comporte 3 coudes et 3 soufflets et est solidement fixée, de place en place, à des masses de béton. L'ensemble doit constituer un filtre efficace empêchant les vibrations de la pompe de se transmettre à la cavité.

### Les pompes à vide

L'ensemble utilisé comporte : une pompe Roots de débit 1000 l/s dans la gamme de pressions 0,1 - 1 mm et une pompe à palettes de 100 l/s environ, suffisante pour maintenir, en toutes hypothèses, la pression au refoulement de la pompe Roots au-dessous de 20 mm (maximum admissible limité par une soupape by-pass). Le courant de gaz provenant du séparateur aboutit à l'aspiration de la pompe à palettes; son importance est réglable entre 0 et 1000 l/h au moyen d'une vanne à aiguille (Leybold 1000 torr. l/s). Le schéma de l'installation de pompage et la nomenclature des éléments utilisés sont donnés dans les figures 16 et 17.

### FONCTIONNEMENT - CONDUITE

Mise en route : Le cryostat étant en place, on réalise le vide d'isolement au moyen d'un petit groupe de pompage mobile. Celui-ci est maintenu en fonctionnement jusqu'à ce que la température de l'hélium liquide soit atteinte. Une vanne de sectionnement est alors fermée pour éviter que l'huile de rétrodiffusion ne vienne se condenser sur les parties froides et en diminue la réflectivité.

Les vannes à hélium liquide étant fermées, on met la pompe à palettes puis la pompe Roots en route pour vider la tuyauterie et l'on balaye les parties haute pression de la Tripe au moyen d'un léger débit d'hélium gazeux venant du gazomètre et entrant par le tube spiralé qui aboutit à la partie supérieure du séparateur.

Le vase de stockage, muni de sa tête de transfert est amené à proximité du cryostat on y introduit progressivement la canalisation de transfert par laquelle sort alors un léger débit d'hélium gazeux sous l'action de la surpression du gazomètre. En désserrant légèrement le presse étoupe pour donner de la liberté à la canalisation de transfert on peut alors introduire cette dernière dans la jupe femelle destinée à la recevoir - Dès que les raccords sont serrés on ferme le balayage et on ouvre la vanne de détente et la vanne de pré refroidissement ainsi que le by-pass d'une vanne à aiguille qui sert à régler le débit " séparateur ".

Contrôles : Pour s'assurer que les différentes circulations sont normalement établies, on vérifie la pression dans le Té à l'entrée de la tuyauterie de pompage et en aval de la vanne à aiguille réglant le débit séparateur (un diaphragme placé après cette dernière crée une perte de charge suffisante pour permettre l'utilisation d'un simple manomètre mécanique).

Le dewar de stockage étant sous la pression du gazomètre, le temps de mise en route est de l'ordre de 45 minutes. Il peut, si nécessaire, être réduit à une demi-heure en augmentant de 400 ou 500 grammes la pression sur l'hélium liquide. La figure 18 indique l'évolution de la pression dans le Té et la valeur de deux résistances caractéristiques pendant le refroidissement.

#### Fonctionnement continu

Dès que la température atteint  $4^{\circ}\text{K}$  le liquide arrive à la cavité et la vanne de premier refroidissement peut être fermée ainsi que le by-pass

de la vanne de réglage du débit séparateur et cette dernière est réglée de façon à absorber le gaz vaporisé dans la canalisation de transfert. La vanne de détente est alors ajustée au débit minimal compatible avec les pertes thermiques au niveau de la cavité.

Le cryostat fonctionne alors à la température la plus basse possible, à laquelle s'effectue habituellement la mesure de la polarisation naturelle, soit environ  $0,95^{\circ}\text{K}$  si l'écran de rayonnement est continu,  $1^{\circ}\text{K}$  s'il est réduit à sa partie conique.

Lorsque l'hyperfréquence est appliquée, il faut ouvrir davantage la vanne de détente de façon à laisser passer un supplément d'environ  $1,5 \text{ l/h}$  d'hélium par watt (les valeurs courantes de puissance utilisées ont été comprises entre  $0,5$  et  $1 \text{ watt}$ ).

Après chaque réglage, l'équilibre thermique s'établit très rapidement et la température reste stable.

## REMARQUES

### I

#### Causes de fluctuation de la température

Les seules causes notables de variation de la température pourraient être :

1° - Les variations de la vitesse de rotation de la pompe. Or celle-ci est pratiquement liée à la fréquence du secteur dont les fluctuations sont négligeables.

2° - Les variations de température, donc de pression, du gaz à l'aspiration. Cette dernière varie comme  $T_{amb.}$ , ses variations restent en général inférieures à 1%, ce qui entraîne des fluctuations de la température d'évaporation inférieures au millidegré.

3° - Les variations de la pression dans le séparateur dues :

- a) aux variations de la pression atmosphérique - de l'ordre de 1% .
- b) à la diminution de niveau dans le dewar de stockage : 40 cm d'hélium représentant une différence de pression de  $5 \times 10^{-3}$  atm.
- c) aux variations de la perte de charge dans la canalisation de transfert. Normalement cette perte de charge est très faible - 0,01 atm. - et ses variations négligeables mais on a pu observer cet effet avec une canalisation défectueuse dont les pertes thermiques, donc la vaporisation, et par suite les pertes de charge, croissaient avec le temps.

La dérive due aux causes a et b reste inférieure à 1,5% . Les

pertes de charge du liquide dans l'échangeur étant négligeables et le débit étant essentiellement fonction des forces d'inertie entre l'aiguille et le siège de la vanne de détente, les variations de ce débit sont donc inférieures à 0,7 %, entraînant une variation de même valeur de la pression d'aspiration soit en définitive une dérive de la température inférieure à 0,5 millidegré.

4° - Les variations de la température du liquide avant détente dues à la variation des pertes thermiques dans la zone échangeur.

Par suite de la grande différence de chaleur spécifique entre le gaz et le liquide dans cet échangeur, les variations de la température de sortie du liquide sont très faibles (de l'ordre de 0,1 à 0,2°) et ne peuvent qu'entraîner des variations insignifiantes de la densité, seul facteur pouvant affecter le débit (entre 1,5 et 2,17°K la densité ne varie que de 146,3 à 147,2 g/l).

5° - Les variations des pertes de charge dues aux variations de la température des parties internes qui ne se mettent pas en équilibre instantanément. C'est la cause la plus notable de dérive. Elle se manifeste surtout aux faibles débits et peut entraîner des variations de 10 à 20 % de la pression d'aspiration, soit une dérive de 10 à 20 millidegrés. Toutefois cet effet est limité dans le temps et, après une heure ou deux, il devient négligeable.

II

Les pertes thermiques des parties froides

Il faut distinguer deux cas :

Cas A : Les particules observées sortent dans un plan ou dans certaines directions déterminées. On perce alors, dans l'écran de cuivre, des ouvertures que l'on recouvre d'une mince feuille d'aluminium ( $e = 0,1$  mm) ; la continuité de l'écran est alors assurée et les pertes, réduites au minimum, permettent d'atteindre la température la plus basse.

Cas B : Les particules observées sortent dans de larges angles solides, ce qui ne permet plus de maintenir la partie cylindrique de l'écran, celui-ci, trop ajouré, ne présenterait plus aucune résistance aux forces électromagnétiques engendrées par les courants induits lors des variations brusques du champ. Il s'aplatirait sur l'enveloppe intérieure et serait même susceptible de l'endommager. L'écran est alors réduit à sa partie conique et toutes les surfaces apparentes sont tapissées de feuilles d'aluminium minces et très brillantes avec lesquelles on obtient un coefficient d'émissivité de l'ordre de 0,03. La partie cylindrique de l'enceinte extérieure est elle-même recouverte intérieurement de la même façon. Par rapport au cas précédent, on observe alors un supplément de pertes d'environ 0,75 milliwatt par  $\text{cm}^2$ . La surface du nez étant de  $175 \text{ cm}^2$ , c'est donc environ 130 milliwatts supplémentaires qui sont principalement transmis au gaz avant son entrée dans l'échangeur, ce qui diminue le rendement de ce dernier.

III

Les facteurs limitant la descente en température

a) Les apports thermiques vers les parties froides

1° - le rayonnement à partir de l'écran.

cas A : négligeable, l'écran est aux environs de 40°K.

cas B : de l'ordre de 150 mW.

2° - conduction par les parois de l'enceinte intérieure et par les éléments qu'elle renferme entre la zone à 1°K et la zone échangeur qui est à 4°K .

Cône inox :

$$W = \frac{\int \lambda \Delta T}{\int \frac{d\ell}{S}} = \frac{4 \cdot 10^{-3}}{0.7} = 6 \text{ [m W]}$$

Tiges et conduits

$$\text{inox} \quad W = \frac{S}{\ell} \int \lambda \Delta T = 4 \cdot 10^{-3} \frac{S}{\ell} = 0,3 \text{ [m W]}$$

$$\text{cuivre} \quad = 10 \frac{S}{\ell} = 1,1 \text{ [m W]}$$

Soit au total

---

$$7,4 \text{ [m W]}$$

Cet apport peut être absorbé par le gaz si son débit massique est supérieur à  $7,4 \text{ mW} / \left| H_{\text{gaz}} - H_{\text{liq}} \right| \frac{4,2}{1,1} \text{ [J/g]}$ , c'est-à-dire supérieur à  $\frac{7,4}{16,15-9,28} = 1,08 \text{ mg/s}$ . Ce sera le cas si les pertes sont égales à 25 m W environ. Sinon l'effet de la conduction sera de les porter à une valeur de cet ordre.

3° - convection dans l'enceinte intérieure

Pour  $T = 1,2^\circ\text{K}$  et  $P = 500 \text{ } \mu\text{ Hg}$

la différence de densité entre deux points peut atteindre :

$$\rho_{\text{froid}} - \rho_{\text{chaud}} \simeq \rho_{\text{froid}} = 27 \cdot 10^{-6}$$

soit avec une dénivellation moyenne

$$\Delta h \simeq 6 \text{ cm} \quad \text{et} \quad g = 981 \text{ cm/sec}^2$$

$$\Delta P = \left\{ \rho_{\text{froid}} - \rho_{\text{chaud}} \right\} \cdot g \cdot \Delta h = 0,16 \text{ } [\mu\text{ b}]$$

valeur négligeable par rapport à la perte de charge à la traversée de l'échangeur qui est de l'ordre de  $10 \text{ } [\mu\text{ b}]$ .

4° - Conduction par l'hélium superfluide : elle peut être considérée comme négligeable dans le tube de cuivre dès que la vitesse d'écoulement du liquide dépasse quelques centimètres par seconde. Le tube contenant la commande de vanne où l'hélium

est immobile contribue par contre à l'apport thermique :  
toutefois il ne peut avoir pour effet que de tendre à limiter  
à 2.17°K la température du liquide avant détente, ce qui  
augmenterait au maximum de 1/6 environ la quantité d'hélium  
nécessaire donc la pression pour des pertes données par  
ailleurs.

b) Les pertes de charge entre la cavité et la pompe

- Parties froides (sorties de la cavité exclues).

La viscosité et la densité (donc la vitesse) du gaz varient considéra-  
blement avec la température et il n'est pas possible de donner une expression  
simple de la perte de charge.

Si le débit augmente, la température, donc la viscosité, diminuent  
plus vite que la vitesse n'augmente, par suite de l'accroissement de  
densité dû à une plus basse température, d'où une diminution des pertes de  
charge par frottement visqueux.

Par contre, on trouve dans les parties froides des variations  
brusques de section d'où l'apparition de pertes de charge dynamiques  
proportionnelles à  $G^2/\rho$  qui augmentent avec le débit, mais assez  
lentement, l'accroissement de  $\rho$  dû à la diminution de T compensant en partie

l'accroissement de G (débit massique par unité de surface).

Au total on observera une perte de charge qui, dans la limite de la précision de nos mesures, peut être considérée comme indépendante du débit et qui est de l'ordre de  $(30 \pm 10) \times 10^{-3}$  torr dans toute la gamme d'utilisation de l'appareil.

Sorties de la cavité. Les pertes de charge dynamiques à la sortie de la cavité dont la température varie dans d'étroites limites, croissent avec le débit qui augmente G et avec la vitesse de la pompe qui diminue  $\rho$ . Avec les cavités actuellement utilisées, c'est un facteur limitatif important aux fortes puissances : pour 100 mg/s (2 watts),  $\Delta P = 0,15$  torr. Les pertes de charge de frottement visqueux sont moins importantes  $\approx 0,01$  torr et indépendantes du débit.

Parties chaudes. Les pertes de charge (on est en régime laminaire) ne dépendent que de la géométrie des tuyauteries et de la vitesse de la pompe. Avec une pompe de  $250 \text{ m}^3/\text{heure}$ , et une canalisation de 50 mètres de  $\varnothing$  100 mm, on avait environ 0.2 torr de perte de charge et c'était aux petites puissances le facteur limitant la descente en température. Avec une pompe de  $1000 \text{ l/s}$  et une canalisation de 10 mètres de  $\varnothing$  250 mm, cette perte de charge réduite à 0.02 torr reste de l'ordre de grandeur des autres pertes de charge.

c) La puissance de la pompe

La vitesse de pompage peut être, notamment aux fortes puissances, le facteur le plus important. Toutefois son accroissement augmente rapidement les pertes de charge, et au-delà de 1500 l/s, la pression dans la cavité serait pratiquement indépendante de la vitesse de la pompe. On le voit dans l'exemple suivant :

Evaluation de la pression d'évaporation et de la température dans la cavité avec ou sans hyperfréquence :

1° - avec la pompe actuelle : 1000 l/s

2° - avec une pompe de vitesse : 1500 l/s

		P (µ.b)		T [°K]	
		1000 l/s	1500 l/s	1000 l/s	1500 l/s
<u>Ecran complet</u>					
$W_{HF} = 0$	Pertes = 0,025 [W]	21	20	0,843	0,842
$W_{HF} = 1 [W]$	$W_{total} = 1,025 [W]$	370	343	1,130	1,120
<u>Ecran conique seul</u>					
$W_{HF} = 0$	Pertes = 0,130 [W]	60	56	0,933	0,927
$W_{HF} = 1 [W]$	$W_{total} = 1,130 [W]$	409	374	1,142	1,131

## ECHANGEUR - BILAN THERMIQUE

### Conditions de fonctionnement

Destiné à prérefroidir le liquide en bénéficiant du réchauffement du gaz entre la température d'évaporation et  $4.2^{\circ}\text{K}$ , cet échangeur travaille dans de très bonnes conditions, la chaleur spécifique du gaz étant plus élevée que la chaleur spécifique moyenne du liquide, ce qui favorise l'obtention de très faibles écarts de température au bout froid. Les figures 19 et 20 donnent la chaleur spécifique et l'enthalpie de l'hélium liquide sous pression atmosphérique : on voit que la chaleur spécifique du liquide est largement inférieure à celle du gaz qui, à basse pression, est de  $5,20 \text{ J/g}$ .

Toutefois, sur  $2/10$  de degré au voisinage de  $2.17^{\circ}\text{K}$  (point  $\lambda$ ), la chaleur spécifique du liquide est plus élevée que celle du gaz ; il existe donc une plage de températures d'évaporation pour lesquelles un échangeur, même parfait, présenterait un écart de température au bout froid. Cette plage de températures s'étend de  $1.75^{\circ}$  à  $2.18^{\circ}\text{K}$ .

Par ailleurs :

1° - du côté du gaz l'échange est fortement limité par la mauvaise conductibilité de l'hélium gazeux à basse température.

2° - la perte de charge admissible est extrêmement réduite, une fraction minime de la pression d'évaporation qui peut elle-même être de l'ordre de 0,1 mm. de Hg.

Il faut donc faire passer les gaz très près de la surface d'échange et avoir une vitesse de passage la plus faible possible c'est-à-dire une dimension transversale aussi grande que possible.

### Description

L'échangeur (fig. 11 ) est constitué d'une série de disques de cuivre en tôle perforée, recuite, sur lesquels est soudé un serpentin (alternativement une spire soudée et une spire libre) en tube de cuivre de  $\emptyset$  2 x 2,5 mm.

La tôle perforée a 0,55 mm d'épaisseur ; les trous de  $\emptyset$  0,8 mm sont espacés de 1,6 mm d'axe en axe.

Les disques extrêmes sont plus épais  $e = 1,5$  mm (trous de  $\emptyset = 1,5$  mm espacés de 3 mm) pour donner une bonne tenue mécanique à l'ensemble.

Les disques sont au nombre de 10, de diamètre compris entre 64 et 108 mm ; ils sont séparés par des entretoises en tube d'inox de 3,6 x 5 mm dans lesquelles passent trois tubes également en inox de 2,5 x 3,5 mm, filetés aux extrémités pour recevoir les écrous dont le

serrage assure la cohésion de l'ensemble.

### Coefficients d'échange thermique

La résistance au passage de la chaleur entre le gaz et le liquide est la somme de quatre résistances :

- 1° - la résistance entre le gaz et le disque de cuivre,
- 2° - la résistance dans le cuivre,
- 3° - la résistance de Kapitza au contact Cu/He liquide,
- 4° - la résistance normale entre le liquide et la paroi, cette dernière pouvant être considérée comme nulle au-dessous de 2,17°K.

En désignant par  $R_g$ ,  $R_{Cu}$ ,  $R_K$  et  $R_l$  ces résistances et par  $R_T$  la résistance globale, on a :

$$R_T = R_g + R_{Cu} + R_K + R_l$$

et l'échange thermique

$$\frac{W}{\dot{m}} = \frac{\Delta T}{R_T} \quad [J/g]$$

Les figures 21, 22, 23 et 24 donnent les valeurs de  $R_g$ ,  $R_{Cu}$ ,  $R_K$  et  $R_\ell$ .

Le coefficient  $R_T$  exprimé en  $[\frac{^\circ K}{J}]$  est rapporté à la surface d'échange par  $[g/s]$  de débit. Il a été calculé en supposant un débit de  $46,5 \times 10^{-3} g/s$  dans l'échangeur, soit 1000 l/h d'hélium à  $18^\circ C$  sous pression atmosphérique.

Pour des débits différents d'un facteur X

$$\begin{aligned} R_g & \text{ devient } R_g \cdot X^{2/3} \\ R_\ell & \text{ devient } R_\ell \cdot X^{0,2} \\ R_{Cu} \text{ et } R_K & \text{ deviennent } R_{Cu} \cdot X \text{ et } R_K \cdot X \end{aligned}$$

### Répartition des températures dans l'échangeur

La figure 25 donne les profils de température gaz et liquide calculés, dans l'échangeur pour diverses puissances. Comme on pouvait le prévoir les  $\Delta T$  au bout froid sont très faibles tant que la puissance n'est pas trop élevée.

La figure 26 montre, à puissance utile constante, l'influence de la température d'évaporation.

Enfin la figure 27 donne les rendements calculés et mesurés de

l'échangeur en fonction de la puissance (cas d'un écran de rayonnement thermique complet).

#### VANNES DE DETENTE ET DE PREREFROIDISSEMENT (fig. 10)

La vanne de détente doit permettre de régler un débit d'hélium superfluide pouvant descendre à quelques dizaines de  $\text{cm}^3$  / heure sous une différence de pression de 1 atmosphère.

Il est difficile de faire des hypothèses sur le régime d'écoulement du liquide dans une telle vanne ; toutefois il est une valeur maximale que le débit ne peut pas dépasser : c'est celle qui résulte de la transformation intégrale de la pression en énergie cinétique. La vitesse maximale ainsi obtenue est

$$v = \sqrt{\frac{2P}{\rho}} = 3700 \text{ [cm/s]}$$

avec  $P = 1\ 013\ 000 \text{ [}\mu\text{ b]}$  et  $\rho = 0,145 \text{ [g/cm}^3\text{]}$

ce qui représente par  $\text{cm}^3$  / heure de débit, une section de passage minimale de

$$7,5 \times 10^{-8} \text{ [cm}^2\text{]} = 7,5 \text{ [}\mu^2\text{]}$$

Il est donc nécessaire d'avoir une aiguille fine, d'angle au sommet très faible, et une avance très lente. L'aiguille choisie (pointe en acier chromé ou aiguille de tungstène) a un diamètre de 0,45 mm au niveau du siège et un angle au sommet de 2°, l'avance est de 0,3 mm par tour.

A un tour d'ouverture correspond donc une section de 7300 [μ<sup>2</sup>] et un débit de 970 cm<sup>3</sup>/heure d'hélium liquide (840 l/h de gaz). La figure 28 donne la valeur comparée du débit calculé et des débits mesurés pour deux de ces vannes.

### ANNEXE I

#### CORRECTION D'EFFET THERMOMOLECULAIRE

D'après Weber et Schmidt <sup>(4)</sup> l'équation suivante représente le mieux le résultat des mesures faites avec l'hélium-4 (les indices c et w désignant respectivement les valeurs aux extrémités froides et chaudes).

$$\log \frac{P_c}{P_w} = \frac{1}{2} \log \frac{T_c}{T_w} + 0,18131 \log \frac{Y_c + 0,1878}{Y_w + 0,1878} + 0,41284 \log \frac{Y_c + 1,8311}{Y_w + 1,8311} - 0,15823 \log \frac{Y_c + 4,9930}{Y_w + 4,9930} \quad (1)$$

avec

$$Y = \frac{R}{b} = \left( \frac{273,15}{T} \right)^{1,147} \frac{RP^*}{13,42} \quad (2)$$

c et w désignent les extrémités froide et chaude d'un tube de rayon constant R

b représente le libre parcours

P\* la pression

R et b sont exprimés en [cm] , P\* en microns de Hg

Keesom<sup>(5)</sup> en citant cette équation donne un procédé de résolution graphique qui ne peut donner qu'une précision limitée.

Roberts et Sydoriak ont calculé le rapport  $P_c/P_w$  pour des couples de valeurs de  $T_c$  et  $T_w$  et établi des graphiques d'utilisation plus aisée<sup>(6)(7)</sup>

Pour tirer le meilleur parti de l'équation de Weber et Schmidt nous avons établi une table de la fonction  $F(Y)$  définie par :

$$\begin{aligned} F(Y) = \log Y &- 0,18131 \log (Y + 0,1878) \\ &- 0,41284 \log (Y + 1,8311) \\ &+ 0,15823 \log (Y + 4,9930) \end{aligned} \quad (3)$$

et présentant sur trois colonnes :  $\log Y$ ,  $Y$ ,  $F(Y)$ .

De (1) et (3) on déduit :

$$F(Y_c) - F(Y_w) = \log \frac{P_w}{P_c} - \frac{1}{2} \log \frac{T_w}{T_c} - \log \frac{Y_w}{Y_c}$$

et de (2) :

$$\log \frac{Y_w}{Y_c} = \log \frac{P_w}{P_c} - 1,147 \log \frac{T_w}{T_c}$$

d'où :

$$F(Y_c) - F(Y_w) = 0,647 \log \frac{T_w}{T_c}$$

Le calcul est alors mené de la façon suivante :

Données

$$\left\{ \begin{array}{l} R \quad \text{en} \quad [c m] \\ T_w \\ T_c : \text{(valeur approximative)} \\ P_w \quad \text{en} \quad [^m H_g] \end{array} \right.$$

On calcule

$$Y_w = \frac{R P_w}{13,42} \times \left( \frac{273}{T_w} \right)^{1,147}$$

d'où, d'après la table :

$$\left\{ \begin{array}{l} \log Y_w \\ F(Y_w) \end{array} \right.$$

On calcule

$$0,647 \log \frac{T_w}{T_c} \text{ et } 1,147 \log \frac{T_w}{T_c}$$

d'où

$$F(Y_c) = F(Y_w) + 0,647 \log \frac{T_w}{T_c}$$

d'où, d'après la table :

$$\log Y_c$$

d'où

$$\log \frac{P_w}{P_c} = 1,147 \log \frac{T_w}{T_c} + \log Y_w - \log Y_c$$

d'où enfin

$$\left\{ \begin{array}{l} P_c^* \quad \text{en } [\mu \text{ Hg}] \\ T_c \quad \text{(valeur à prendre pour la seconde et en général dernière} \\ \quad \quad \quad \text{approximation)}. \end{array} \right.$$

Les courbes de la figure 15 donnent les corrections à apporter à  $P^*$ (ou  $T$ ) en fonction de la pression lue à température ambiante ( $297^\circ \text{K}$ ) pour un tube de diamètre 0,3 cm.

## ANNEXE II

### CALCUL DES COEFFICIENTS D'ECHANGE THERMIQUE

Les galettes de l'échangeur sont constituées de disques en tôle de cuivre de 0,55 mm d'épaisseur perforées de trous de 0,8 mm de diamètre disposés en quinconces à 1,6 mm d'entre-axe. A travers ces trous passe le gaz en un écoulement à faible nombre de Reynolds ( $Re < 200$ ). Sur chaque disque est soudé un tube de cuivre de diamètre 0,2 x 0,3 mm à une distance du centre du disque voisine de 0,6 R. Dans ce tube s'écoule l'hélium liquide en régime franchement turbulent ( $Re > 8000$ ) au-dessus de 2,17°K. Au-dessous de cette température on négligera la résistance thermique du liquide.

La résistance globale au passage de la chaleur entre le gaz et le liquide comprend quatre termes d'importance inégale :

1° - Le principal concerne l'échange entre le gaz et les disques de cuivre; pour le calculer, on ne considérera que les surfaces parallèles à l'écoulement, c'est-à-dire la surface latérale des trous. Cet échange se fait d'autant mieux que les trous sont plus petits : surface et coefficient d'échange accrus ; mais on est limité par l'accroissement rapide des pertes de charge qui doivent rester admissibles (soit, par exemple par disque, un centième de la pression d'évaporation ; c'est-à-dire quelques  $\mu$  bars).

2° - La résistance dans le cuivre . Ce terme est faible sous réserve de prendre du cuivre non allié et recuit, mais il est assez mal connu et susceptible de variations, la résistivité thermique variant beaucoup avec la pureté et le degré d'écroutissage.

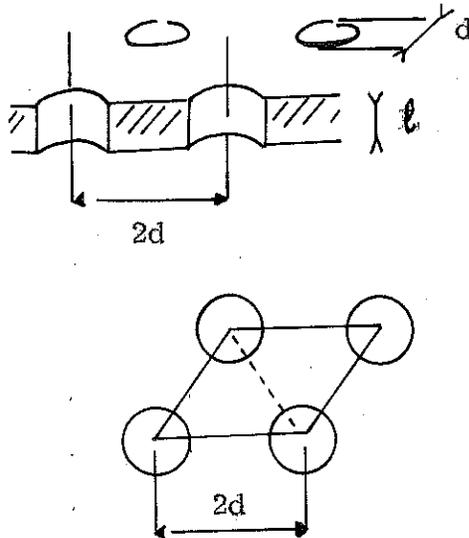
3° - Les coefficients de résistance de Kapitza aux contacts cuivre-soudure, soudure-cuivre et cuivre-hélium sont assez mal connus ; on n'a retenu que celui relatif au contact cuivre-hélium qui paraît le plus important. Cette résistance varie rapidement avec la température et ne devient notable que lorsque  $T < 2^\circ\text{K}$ , c'est-à-dire lorsque l'échangeur a déjà rempli 80 % de son rôle.

4° - La résistance normale d'échange entre liquide et paroi du tube est plus facile à prévoir ; elle prend sa valeur maximale aux environs de  $2,5^\circ\text{K}$  et reste alors encore assez faible ; au-dessous de  $2,17^\circ\text{K}$  on admettra qu'elle est nulle.

Tous les coefficients d'échange ont été ramenés à une surface correspondant à un débit de  $1[\text{g/s}]$ , les paramètres de l'écoulement (nombres de Reynolds et de Graetz) étant calculés pour un débit dans l'appareil de 1000 l/h pris sous pression atmosphérique et à  $18^\circ\text{C}$ , ( $291^\circ\text{K}$ ), soit un débit de  $46,5 \times 10^{-3} \text{ g/s}$  et une puissance frigorifique de 0,95 watt à  $1,1^\circ\text{K}$

On indiquera in fine les facteur correctifs à appliquer pour une marche à puissance différente.

I - Echange entre gaz et disques de cuivre



Données géométriques.

Encombrement d'un trou :  $2d \times 2d \frac{\sqrt{3}}{2} = 2\sqrt{3} d^2$

Surface du disque :  $\frac{\pi D^2}{4}$

Surface d'échange par trou :  $\pi l d$

par disque :  $\pi l d \times \frac{0.25 \pi D^2}{2\sqrt{3} d^2} = 0.71 \frac{l}{d} D^2$

Surface de passage des trous :  $\frac{\pi d^2}{4} \times \frac{0.25 \pi D^2}{2\sqrt{3} d^2} = \frac{\pi^2 D^2}{32 \sqrt{3}}$

Calcul du nombre de Nusselt  $\frac{h d}{\lambda}$  pour un débit de 1000 l/h mesuré à 18°C (291°K) et sous pression atmosphérique.

Soit

$$\frac{1000 \times 4,0028 \times 273}{3600 \times 22,4 \times 291} = 46,5 \times 10^{-3} \text{ g/s}$$

soit une vitesse massique

$$G = \frac{46,5 \times 10^{-3}}{\pi^2 D^2 / 32 \sqrt{3}} = \frac{1}{3,825 D^2} \quad [\text{g} / \text{cm}^2 \cdot \text{sec}]$$

On utilisera la formule donnée par Mac Adams <sup>(8)</sup> qui relie le nombre de Nusselt au nombre de Graetz pour  $Gz > 10$  :

$$\text{Nu} = \frac{h d}{\lambda} = 1,75 Gz^{1/3}$$

Ce dernier étant par définition égal à :

$$Gz = \frac{\pi d}{4L} \text{Re Pr}$$

$$\text{Ici Pr (Nombre de Prandtl)} = \frac{\mu C_p}{\lambda} = \frac{2}{3} \quad (\text{gaz parfait})$$

d'où :

$$Gz = \frac{\pi d}{6\ell} \text{Re}$$

d'où

$$\frac{h_{ce} d}{\lambda} = 1.75 \left( \frac{\pi d}{6\ell} \text{Re} \right)^{1/3}$$

avec pour Re (Nombre de Reynold)

$$\text{Re} = \frac{dG}{\mu} = \frac{d}{3.825 D^2 \mu}$$

La surface A d'échange rapportée à l'unité de débit étant

$$A_I = \frac{A}{\dot{m}} = \frac{0.71 \frac{L}{d} D^2}{46,5 \cdot 10^{-3}} = 15,3 \frac{\ell}{d} D^2 \quad [\text{cm}^3/\text{g. sec}^{-1}]$$

La résistance thermique entre gaz et disque sera donc :

$$R_g = \frac{1}{A_I h_{ce}} = \frac{0,0724}{\lambda} \left( \frac{d}{D} \right)^{4/3} \left( \frac{\mu}{\ell^2} \right)^{1/3} \quad [\text{g. } ^\circ\text{K}/\text{J}]$$

Le tableau suivant donne les valeurs de  $1000 R_g$  calculées avec cette formule.

			Disque n°										
			1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	
			d	0,15	0,08	0,08	-----						0,15
			D	10,8	10,24	9,75	9,27	8,8	8,3	7,82	7,34	6,86	6,40
T	$10^6 \mu$	$10^6 \lambda$	$\rho$	0,15	0,055	0,055	-----						0,15
1	3,6	28	469	425	454	485	521	564	608	665	723	942	
1,2	3,7	28,6	461	421	447	480	515	556	603	655	716		
1,5	4	31	430	398	423	455	490	526	570	620	678	880	
2	4,85	38	382	346	369	395	425	457	495	538	592		
2,5	6	46,5	333	303	324	347	372	402	436		518		
3	7,4	57,5	290	263	280	300	322				451		
3,5	9	70	254	231	246						392		

La figure 21 traduit en courbes ces valeurs de  $R_g$ .

Les courbes de la figure 29 donnent les valeurs de  $\mu$  et  $\lambda$  utilisées.

## II - Résistance thermique du cuivre

Pour minimiser son effet on disposera le tube de liquide de façon à ce que la température soit la même au centre et à la périphérie des disques.

En appelant :

- $\varphi$  le flux total de chaleur reçu par le disque dans un angle  $\alpha$   
(que l'on supposera uniformément réparti)
- $\varphi_x$  le flux thermique dans le cuivre en un point situé entre le centre du disque et le tube de liquide, à une distance  $r$  du centre.
- $\varphi_{x'}$  le flux thermique dans le cuivre en un arc situé entre le tube de liquide et la périphérie du disque, à une distance  $r$  du centre.
- $\lambda_a$  la conductibilité thermique apparente du cuivre

On a :

$$-\varphi_x = \lambda_a \alpha x \ell \frac{dT}{dx} = \frac{R^2 - x^2}{R^2} \varphi \frac{R^2 \lambda_a \alpha \ell}{\varphi} dT = \frac{R^2}{x} dx - x dx$$

$$-\varphi_{x'} = -\lambda_a \alpha x' \ell \frac{dT}{dx'} = \frac{x'^2}{R^2} \varphi \frac{R^2 \lambda_a \alpha \ell}{\varphi} dT = x' dx'$$

en intégrant respectivement entre 0 et  $r_0$  (distance au centre du tube de liquide) et entre  $x_0$  et  $R$  ( $R = \frac{D}{2}$ ), on a :

$$\frac{R^2 \lambda_a \alpha \ell}{\varphi} \Delta T = R^2 \text{Log} \frac{R}{x_0} - \frac{R^2}{2} + \frac{x_0^2}{2} \qquad \frac{R^2 \lambda_a \alpha \ell \Delta T'}{\varphi} = \frac{x_0^2}{2}$$

en égalant les  $\Delta T$  obtenus il vient :

$$R^2 \operatorname{Log} \frac{R}{x_0} = \frac{R^2}{2} \quad \text{soit} \quad \operatorname{Log} \frac{R}{x_0} = \frac{1}{2} \quad \text{et} \quad \frac{x_0}{R} = \frac{1}{\sqrt{e}} \approx \frac{2}{3}$$

et

$$\frac{\Delta T}{\phi} = \frac{x_0^2}{2 R^2 \lambda_a \alpha \ell}$$

un calcul approximatif montre que l'effet des trous est de diminuer la conductibilité thermique de la plaque de moitié environ.

$$\lambda_a \approx \frac{\lambda}{2}$$

d'où

$$\frac{\Delta T}{\phi} = \frac{1}{2,30 \lambda \alpha \ell}$$

D'après la définition de  $R_{\text{Cu}}$  :  $\frac{\phi}{\dot{m}} = \frac{\Delta T}{R_{\text{Cu}}}$

Pour un secteur correspondant à un débit de 1 g/sec la résistance thermique du cuivre sera donc :

$$R_{\text{Cu}} = \frac{\dot{m} \Delta T}{\phi} = \frac{1}{2,30 \lambda \ell \alpha / \dot{m}}$$

$\frac{\alpha}{\dot{m}}$  représentant l'angle correspondant à un débit de 1 g/s, soit

$$\frac{\alpha}{\dot{m}} = \frac{2\pi}{46.5 \cdot 10^{-3}} = 135 \quad [\text{sec/g}]$$

d'où

$$R_{\text{cu}} = \frac{3.22 \cdot 10^{-3}}{\lambda \ell} \quad [\text{g.}^\circ\text{K/J}]$$

Le tableau suivant donne les valeurs de  $10^3 R_{\text{cu}}$  (qui ne dépendent pas de D)

T $\lambda$ [W.cm/°K] $\ell = 0,15$ [cm] (disques 1 et 10)	1	1,15	1,3	1,5	1,7	2	2,17	2,2	2,3	2,5	3	3,5	4	4,2
	1	1,12	1,2	1,4	1,55	1,8	2	2	2,1	2,3	2,7	3,2	3,7	3,9
$\ell = 0,055$ [cm] (disques 2 à 9)	21,5	20	17	15,3	13	11,9	11	11	10	9,35	7,95	6,7	5,8	5,5
	58,5	53	47	41,8	39	32,5	29	29	28	25,4	21,7	18,3	15,8	15

La figure 22 donne les courbes correspondantes.

### III - Effet Kapitza

Diamètre du disque : D

Diamètre d'enroulement du tube : 0,66 D

Diamètre intérieur du tube : r = 0,1 [cm]

Surface de contact cuivre-hélium liquide  $B=0,66 \pi D \times 2 \pi r = 1.30 D$  [cm<sup>2</sup>]

Surface de contact rapportée à un débit de 1 g/s

$$B_f = \frac{B}{\dot{m}} = \frac{1.30 D}{46.5 \cdot 10^{-3}} = 28 D \quad [\text{cm}^2 \cdot \text{sec/g}]$$

La valeur du coefficient  $Z$  de Kapitza est donnée par la figure 30 ce qui permet de calculer

$$R_K = \frac{1}{B_f Z} = \frac{1}{28 D Z}$$

Le tableau ci-dessous donne les valeurs obtenues pour les différents disques.

La figure 23 traduit en courbes ces valeurs de  $1000 R_K$

On remarquera la valeur élevée de cette résistance aux plus basses températures.

T	Z	D $\frac{1000}{28Z}$	10,8	10,24	9,75	9,27	8,8	8,3	7,82	7,34	6,86
1	0,051	700	65	68	72	75	80	84	90	96	102
1,15	0,073	490	45	48	50	53	56	59	63	67	71
1,30	0,10	357	33	35	37	39	41	43	46	49	52
1,50	0,145	246	23	24	25	27	28	30	31	33	36
1,70	0,20	178	16	17	18	19	20	21	23	24	26
2,00	0,385	113	10	11	12	12	13	14	14	15	16
2,30	0,46	78	7	8	8	8	9	9	10	11	11
2,60	0,63	57	5	6	6	6	6	7	7	8	8
3,00	0,93	38	4	4	4	4	4	5	5	5	6
3,50	1,40	25	2	2	3	3	3	3	3	3	4
4,00	2,00	18	2	2	2	2	2	2	2	2	3
4,20	2,30	16	1	2	2	2	2	2	2	2	2

IV - Résistance normale d'échange liquide-paroi

On adoptera la formule suivante donnant la valeur du nombre de Nusselt en fonction des nombres de Reynold et de Prandtl (Mac Adams <sup>(9)</sup>)

$$Nu = \frac{2hr}{\lambda} = 0,023 Re^{0,8} Pr^{0,4}$$

Soit avec la même surface d'échange que précédemment :  $B_1 = 28 D$ ,

$$Pr = \frac{\mu C_p}{\lambda} \text{ et } Re = \frac{dG}{\mu} = \frac{0,2 \times 46,5 \cdot 10^{-3}}{\mu \times 0,25\pi \times 0,2^2} = \frac{0,296}{\mu}$$

$$\frac{1}{h} = \frac{0,2}{0,023 \lambda Re^{0,8} Pr^{0,4}} = \frac{0,2}{0,023} \frac{1}{\lambda} \frac{\mu^{0,8}}{(0,296)^{0,8}} \frac{\lambda^{0,4}}{\mu^{0,4} C_p^{0,4}} = 23,0 \left( \frac{\mu^2}{\lambda^3 C_p^2} \right)^{0,2}$$

$$R_\ell = \frac{1}{B_1 h} = \frac{1}{28D} 23,0 \left( \frac{\mu^2}{\lambda^3 C_p^2} \right)^{0,2} = \frac{0,82}{D} \left( \frac{\mu^2}{\lambda^3 C_p^2} \right)^{0,2} \quad [g.^\circ K/J]$$

On obtient pour 1000  $R_\ell$  les valeurs données par le tableau suivant  
d'où sont tirées les courbes de la figure 24.

T	$10^6 \mu$	$10^4 \lambda$	$C_p$	$0,82 \left( \frac{\mu^2}{\lambda^3 C_p^2} \right)^{0,2}$	D								
					10,8	10,24	9,75	9,27	8,8	8,3	7,82	7,34	6,86
2,2	29	1,75	3,98	1,29	119	126	132	179	147	155	165	176	188
2,3	32,8	1,81	2,70	1,56	144	152	160	168	177	188	199	213	267
2,5	36,5	1,90	2,15	1,70	157	166	174	183	193	205	217	232	248
3	37,6	2,14	2,27	1,59	147	155	163	172	181	192	203	217	232
3,5	36,8	2,38	3,11	1,32	122	129	135	142	150	159	169	180	192
4	36	2,62	4,31	1,07	99	104	110	115	122	129	137	146	156
4,2	35,8	2,71	4,98	0,99	92	97	102	107	113	119	127	135	144

Variation de la résistance thermique pour une variation du débit d'un facteur X.

1° - Résistance gaz-cuivre

$$R_g = \frac{1}{A_1 h} \quad \frac{1}{A_1} \sim X$$

$$\frac{1}{h} \sim Re^{-1/3} \sim G^{-1/3} \sim X^{-1/3}$$

d'où

$$R_g \sim X^{2/3}$$

2° - Résistance du cuivre

$$R_{Cu} = \frac{\dot{m}}{2,3 \lambda \alpha \ell} \quad \frac{\dot{m}}{\alpha} \sim X$$

d'où

$$R_{Cu} \sim X$$

3° - Résistance de Kapitza

$$R_k = \frac{1}{B_1 m} \quad \frac{1}{B_1} \sim X$$

d'où

$$R_K \sim X$$

4° - Résistance normale d'échange liquide-paroi

$$R_l = \frac{1}{B_1 h} \quad \frac{1}{B_1} \sim X \quad \frac{1}{h} \sim Re^{-0,8} \sim G^{-0,8} \sim X^{-0,8}$$

d'où

$$R_l \sim X^{0,2}$$

CALCUL DU PROFIL THERMIQUE DE L'ECHANGEUR

Au moyen des coefficients précédemment obtenus on peut calculer par approximations successives l'échange dans chaque disque.

On partira du bout chaud en prenant pour température de sortie du gaz la valeur correspondant à une température donnée d'ébullition du

liquide dans la cavité et à un échange parfait.

Par exemple si l'hélium liquide entre dans l'échangeur à  $4,216^{\circ}\text{K}$  et s'évapore dans la cavité à  $1,1^{\circ}\text{K}$ , les vapeurs sortiront au bout chaud à  $2,885^{\circ}\text{K}$ .

Les courbes de la figure 25 montrent la répartition des températures gaz et liquide pour divers débits, la température d'ébullition étant de  $1,1^{\circ}\text{K}$ . Elles ont été calculées en prenant pour  $R_g$  les valeurs correspondant à la température moyenne du gaz et pour  $R_{Cu}$ ,  $R_K$  et  $R_l$  celles correspondant à la température moyenne du liquide.

Les courbes de la figure 26 ont été calculées pour un débit constant ( $46,5 \cdot 10^3$  g/s) et diverses températures d'ébullition.

#### RENDEMENT DE L'ECHANGEUR

Le rendement de l'échangeur est illustré par les courbes de la figure 31 qui indiquent la fraction d'hélium évaporé en fonction du débit et de la température d'ébullition.

Pour comparaison la figure 32 donne le même paramètre calculé :

1° en l'absence d'échangeur,

2° avec un échangeur idéal,

3° avec l'échangeur réel et un débit de 1000 l/h.

On voit que le dispositif utilisé présente un maximum d'intérêt pour les basses températures d'ébullition ( $T < 1,2^\circ\text{K}$ ).

La figure 27 donne les valeurs de rendement observées. Lors de ces mesures la pompe utilisée était de puissance relativement réduite -  $250 \text{ m}^3/\text{h}$  - ce qui conduisait à des températures d'ébullition relativement élevées,  $1,45$  à  $1,7^\circ\text{K}$ . Les valeurs mesurées indiquent que le calcul donne un bon ordre de grandeur du rendement, l'accord ayant tendance à être meilleur aux forts débits.

### ANNEXE III

#### PERTES DE CHARGE DANS LE SYSTEME DE POMPAGE

##### Pertes de charge admissibles

La pression d'évaporation du liquide dépend :

1°) de la pression à l'aspiration de la pompe,

2°) des pertes de charge.

Compte tenu de la variation lente de la température en fonction de la pression d'évaporation il n'est pas nécessaire de rendre les pertes de

charge négligeables devant la pression à l'aspiration de la pompe. Un rapport de 1/3 peut être admis ; il correspond à une très faible élévation relative (3% environ) de la température.

Exemple : ( les pressions sont en [ $\mu$  -Hg], les chiffres en face des pressions indiquent les températures d'évaporation correspondant à ces pressions).

	P*	T	P*	T	P*	T	P*	T
évap.	100	0,981	400	1,140	2000	1,386	10000	1,740
asp.	75	0,953	300	1,103	1500	1,337	7500	1,662
différence	25	0,028	100	0,037	500	0,049	2500	0,078

Pression à l'aspiration de la pompe

Débit massique : en supposant égal à 1 le rendement de l'échangeur en désignant par W la puissance frigorifique fournie par l'évaporation du liquide et par m le débit massique, le rapport W/m est égal à la chaleur d'évaporation (en J/g) on a : (voir aussi figure 33)

T	1,0	1,1	1,2	1,3	1,4
W/m	19,8	20,5	21,0	21,5	22,0

Si  $L$  est la vitesse de la pompe en  $\text{cm}^3/\text{s}$  et  $\rho$  la densité du gaz à l'aspiration de la pompe on a :

$$\rho = \frac{\dot{m}}{L}$$

Et la pression à l'aspiration :

$$P = \frac{R T}{\nu} = \frac{R}{M} \rho T = 2,078 \cdot 10^7 \rho T \quad [\text{r b}]$$

$$(R = 8,32 \cdot 10^7 \text{ erg/mole}, \nu = \frac{1}{\rho} \text{ cm}^3/\text{g} \quad M = 4 \text{ g/mole})$$

Soit avec  $T_{\text{évap.}} = 1,1^\circ\text{K}$  ( $\dot{m}/W = 1/20,5$ ) et  $T_{\text{amb}} = 291^\circ\text{K}$

$$P = 295 \cdot 10^6 \frac{W}{L}$$

$$\rho = \frac{W}{20,5 L}$$

### Régime d'écoulement

1°) Si  $\frac{P_1}{P_2} \geq 2,04 \Rightarrow V = V_c$  (formule des tuyères approximativement valable pour un court canal aux extrémités à bords arrondis)

avec

$$V_c = \sqrt{\frac{\gamma P}{\rho}} = \sqrt{\frac{\gamma R T}{M}} \quad (\text{vitesse du son})$$

soit pour l'hélium

$$V = 5890 \sqrt{T}$$

$$\text{On atteint } V_c \text{ si } \frac{P_1}{P_2} > 2,04 \quad \text{soit} \quad P_2 < 0,49 P_1$$

La pression en amont du point où  $V = V_c$  est indépendante du régime en aval et ne dépend que du débit.

2°) Si  $V < V_c$

Nombre de Reynolds

- Dans les tuyauteries

$$S = \pi D^2 / 4 \quad \text{Re} = 1,25 \dot{m} / D\mu$$

soit

$$\text{Re} = \frac{1,25}{20,5} \frac{W}{D\mu} = 6,2 \cdot 10^{-2} W / D\mu$$

a) dans la zone 1°K

$$D \gg 4,2[\text{cm}] \quad \mu \gg 3,6 \cdot 10^{-6} [\text{poise}]$$

soit

$$\text{Re} \leq \frac{6,2 \cdot 10^{-2} \text{ W}}{4,2 \times 3,6 \cdot 10^{-6}}$$

$$\text{Re} \leq 4100 \text{ W}$$

b) dans la zone 4°K

$$D \geq 10 \quad \mu \geq 12 \cdot 10^{-6}$$

$$\text{Re} \leq 500 \text{ W}$$

c) dans les zones à température plus élevées D et  $\mu$  continuent à augmenter et Re est de plus en plus faible.

- Dans les échangeurs et écrans perforés de trous de diamètre d espacés de 2d d'axe en axe

$$S = \frac{0,25 \pi D^2}{2\sqrt{3}}$$

$$\text{Re} = \frac{2\sqrt{3} \cdot W \cdot d}{20,5 \times 0,25 \pi D^2 \mu}$$

$$Re = 0,215 \frac{W d}{\mu D^2}$$

a) dans les échangeurs

$$d < 0,15 \quad \mu > 3,6 \cdot 10^{-6} \quad D > 6,4$$

$$Re < 220 \quad W$$

b) dans les écrans

$$d < 2 \quad \mu > 12 \cdot 10^{-6} \quad D > 13,5$$

$$Re < 200 \quad W$$

- A la sortie de la cavité, si l'hélium est vaporisé à l'intérieur  
(passage de N orifices de diamètre d)

$$Re = \frac{d}{\mu} \frac{W}{20,5 \times 0,25 \pi d^2 N} = 0,062 \frac{W}{Nd\mu}$$

dans cette région

$$T \approx 1 \text{ [K]} \quad \mu \approx 3,6 \cdot 10^{-6} \text{ [poise]}$$

d'où

$$Re = \frac{0,062 W}{3,6 \cdot 10^{-6} Nd}$$

### Conclusion

On voit qu'à partir de l'échangeur et celui-ci compris le nombre de Reynolds est inférieur à 2300. Le régime d'écoulement est donc partout laminaire sauf, éventuellement, dans le tronçon situé entre échangeur et cavité où il est turbulent pour  $W > 0,55$  et dans les orifices de sortie de la cavité où le régime peut être turbulent, voire sonique.

$$Re > 2300 \quad \text{pour} \quad Nd < 7,4 W$$

$$V \approx V_c \quad \text{si} \quad \frac{Q}{S} = \frac{LT}{291 S} > 5890 \sqrt{T}$$

soit

$$S < 0,6 \cdot 10^{-6} L \sqrt{T} \quad . [cm^2]$$

## FORMULES APPLICABLES POUR LE CALCUL DES PERTES DE CHARGE

- Pertes de charge hydrodynamiques (en prenant  $T_{\text{evap.}} = 1,1^{\circ}\text{K}$ )

(loi de Bernouilli)

$$\Delta P_{\frac{\rho}{h}} = \rho \frac{V^2}{2} = \frac{1}{2} \frac{\dot{m}}{S} V = \frac{1}{2} \frac{W}{20,5} \frac{L}{S^2} \frac{T}{291} \quad [\mu b]$$

$$\Delta P_{\frac{\rho}{h}} = 0,838 \cdot 10^{-4} \frac{WLT}{S^2}$$

Dans un écoulement linéaire sans variation brusquée de section il n'y aurait à retenir que le seul  $\Delta P_H$  correspondant à la valeur de  $V^2$  observée à l'entrée de la pompe. Mais ici il s'agira surtout du passage dans des orifices non profilés entre des régions où  $V \approx 0$  la transformation d'énergie cinétique en énergie de pression sera pratiquement nulle et les  $\Delta P_{\frac{\rho}{h}}$  observés dans chaque restriction seront cumulatifs.

- Pertes de charge de frottement en régime laminaire

(loi de Poiseuille)

$$\Delta P_F = \frac{128 \ell \mu Q}{\pi D^4} = \frac{128 \ell \mu_L}{\pi D^4} \frac{T}{291}$$

$$\Delta P_F = 0,14 \frac{\ell \mu_L T}{D^4}$$

- Perte de charge singulière à l'entrée des conduits et orifices

Distincte des précédentes, Goldstein <sup>(10)</sup>, on peut la décomposer en deux parties respectivement proportionnelles à  $\Delta P_h$  et  $\Delta P_f$ .

On peut donc écrire pour chaque conduit ou orifice :

$$\Delta P_{\text{global}} = \Delta P_H + \Delta P_F = k_1 \cdot \Delta P_h + k_2 \cdot \Delta P_f$$

$k_1$  et  $k_2$  sont des fonctions du rapport  $\frac{\ell}{d \cdot \text{Re}}$  qui ont été choisies de façon à ce que la valeur obtenue ne soit sensible qu'au second ordre aux variations de  $\text{Re}$ .

$$\frac{d(k_1 \Delta P_H + k_2 \Delta P_f)}{d\left(\frac{\ell}{d \cdot \text{Re}}\right)} = 0$$

La figure 34 donne les valeurs de  $k_1$  et  $k_2$  en fonction de  $\frac{\ell}{d \cdot \text{Re}}$ .

Par l'application de ces formules on obtient les coefficients de correction moyens suivants :

Sorties de la cavité	$k_1 = 1,3$	$k_2 = 1,6$
Galettes échangeur	$k_1 = 1,8$	$k_2 = 1,4$
Disques écran	$k_1 = 2,$	$k_2 = 1,2$

De plus pour les orifices en mince paroi (disques écran) on prendra  $l = 0,3 d$  dans le calcul du frottement visqueux pour tenir compte des frottements avant l'entrée et après la sortie.

La figure 35 donne les valeurs théoriques et mesurées de la perte de charge  $\Delta P$  exprimée en unités  $\frac{\rho V^2}{2}$  en fonction de  $\frac{l}{Re \cdot d}$  pour les plaques perforées de l'échangeur.

Pour ces conduits très courts il faut prendre pour  $l$  la valeur  $l = l_{\text{réel}} + 0,3d$  qui donne une corrélation tenant compte des pertes de charge à l'extérieur du conduit.

### Détail des pertes de charge

#### I - Orifices de sortie de la cavité (de section cumulée $S \text{ cm}^2$ )

- a) Si  $S < 0,6 \cdot 10^{-6} \times L \sqrt{T}$  on est en régime sonique ; la pression  $P_1$  dans la cavité ne dépend pas de la pression  $P_2$  en aval des trous de sortie.

Le débit massique est de

$$\dot{m} = \left( \frac{2}{\gamma + 1} \right)^{1/\gamma - 1} S \sqrt{\frac{2\gamma}{\gamma + 1} P_1 \rho_1} \quad \text{Prandtl (11)}$$

soit pour l'hélium avec  $\gamma = 5/3$

$$\dot{m} = 0,49 \text{ S } \sqrt{1,25 P_1 \rho_1}$$

$$\rho_1 = \frac{P_1 M}{\mathcal{R} T} = \frac{P_1}{20,78 \cdot 10^6 T} \quad \text{avec } \mathcal{R}/M = 20,78 \cdot 10^6 \text{ erg/g}$$

pour l'hélium

d'où

$$m = \frac{1,2 \cdot 10^{-4} \text{ S } P_1}{\sqrt{T}}$$

or

$$m = \frac{W}{20,5}$$

d'où

$$P_1 = \frac{W \sqrt{T}}{20,5 \times 1,2 \cdot 10^{-4} \text{ S}} = \frac{400 W \sqrt{T}}{\text{S}}$$

En première approximation

$$T \approx 1^\circ \text{K}$$

d'où

$$P_1 \quad [\text{r b}] \approx 400 \quad \frac{W \quad [\text{w}]}{\text{S} \quad [\text{cm}^2]}$$

(le calcul précis de  $P_1$  par approximations successives converge rapidement).

On a d'autre part

$$\frac{P_2}{P_1} \leq 0,49 \quad \text{Prandtl (12)}$$

b) Si  $S > 0,6 \cdot 10^{-6} L\sqrt{T}$  et si  $Nd < 7,4 W$

$$Re > 2300$$

Le régime turbulent peut s'établir et la perte de charge de frottement est maximale mais elle est alors négligeable devant la perte de charge hydrodynamique que l'on considérera seule

$$\Delta P_H \approx \frac{1}{2} \rho V^2$$

$$\Delta P_H \approx 0,838 \cdot 10^{-4} \frac{W L T}{S^2} \quad (\text{voir p. 56})$$

$$\Delta P_H \approx 1,36 \cdot 10^{-4} \frac{W L T}{N^2 d^4} \quad [\mu b]$$

c) Si  $S > 0,6 \cdot 10^{-6} L\sqrt{T}$  et si  $Nd > 7,4 W$

$$Re < 2300$$

l'écoulement est laminaire

$$\Delta P_H = k_1 0,838 10^{-4} \frac{WLT}{S^2} \quad (\text{voir p.56 et 57})$$

$$\Delta P_H = \frac{1,3 \times 0,838 10^{-4} WLT}{(N 0,25 \pi d^2)^2} = 1,77 10^{-4} \frac{WLT}{N^2 d^4}$$

Exemple :

$$\text{avec } L = 10^6 \quad W = 0,95 \quad T = 1,1^\circ K \quad \mu = 3,6 10^{-6} \quad N = 70 \quad d = 0,13$$

$$\Delta P_H = 1,26 10^{-4} WLT = 131 [\mu b]$$

soit

$$\Delta P_H^* = 98 [10^{-3} \text{ mm Hg}]$$

d'autre part

$$\Delta P_F = k_2 \frac{128 \ell \mu Q}{\pi d^4} = 1,6 \frac{128 \ell \mu}{\pi d^4} \frac{LT}{291 N} \quad (\text{voir p.56 et 57})$$

Soit avec  $\frac{\ell}{d} \approx 1,5$  (imposé pour éviter les fuites d'hyperfréquence)

$$\Delta P_F = 0,336 \frac{\mu LT}{Nd^3} = 2,18 \mu LT$$

$$\Delta P_F^* = 8,6 \mu b = 6,5 [10^{-3} \text{ mm Hg}]$$

Si l'on veut que la perte de charge soit négligeable devant P il faut :

$$1^\circ) \quad S > 0,6 \cdot 10^{-6} L\sqrt{T} \quad \text{soit} \quad N \frac{\pi d^2}{4} > 0,6 \cdot 10^{-6} L$$

$$\text{ou} \quad Nd^2 > 0,76 \cdot 10^{-6} L$$

$$2^\circ) \quad \Delta P_H < \frac{P}{10} \quad \text{soit} \quad 1,77 \cdot 10^{-4} \frac{WLT}{N^2 d^4} < 295 \cdot 10^5 \frac{W}{L}$$

$$\text{ou} \quad Nd^2 > 2,43 \cdot 10^{-6} L\sqrt{T}$$

$$3^\circ) \quad \Delta P_F < \frac{P}{10} \quad \text{soit} \quad 0,336 \frac{LT}{Nd^3} < 295 \cdot 10^5 \frac{W}{L}$$

$$\text{ou} \quad Nd^3 > 3,94 \cdot 10^{-14} \frac{L^2}{W} T$$

On remarquera que la deuxième condition est indépendante de W et que si L croît  $Nd^2$  c'est-à-dire S doit augmenter proportionnellement.

On remarquera :

a) que si la seconde condition est vérifiée la première est automatiquement réalisée.

b) que si la seconde condition est vérifiée et si  $Nd < 7,4 W$  (régime turbulent), on a :

$$Nd^2 > 2,7 \cdot 10^{-6} L \sqrt{T} \quad \Rightarrow \quad N^2 d^4 > 2,43^2 \cdot 10^{-12} L^2 T$$

$$Nd < 7,4 W \quad \Rightarrow \quad \frac{1}{Nd} > \frac{1}{7,4 W}$$

d'où

$$\frac{N^2 d^4}{Nd} > \frac{2,43^2 \cdot 10^{-12} L^2 T}{7,4 W}$$

soit

$$Nd^3 > 80 \cdot 10^{-14} \frac{L^2 T}{W}$$

La troisième condition est donc automatiquement réalisée.

Les sorties de la cavité seront donc satisfaisantes dans tous les cas si l'on a simultanément

$$Nd^2 > 2,43 \cdot 10^{-6} L \sqrt{T}$$

$$Nd^3 > 3,94 \cdot 10^{-14} \frac{L^2 T}{W}$$

Le diagramme de la figure 36 peut donc servir à déterminer les couples de valeur minimales (N,d) sans qu'il soit nécessaire de se

préoccuper du régime d'écoulement réalisé.

Ce diagramme a été établi pour  $L \sqrt{T} = 10^6$  (3600 m<sup>3</sup>/h et 1°K).

Si la vitesse de pompage et la température sont différentes il suffit de déplacer les courbes :

- suivant d d'une valeur égale à  $1 \log \frac{L' \sqrt{T'}}{L \sqrt{T}}$  .
- suivant N d'une valeur opposée.

II - Entre la cavité et l'échangeur, bien que le régime soit éventuellement turbulent pour W grand, la vitesse reste très faible et les pertes de charge sont négligeables.

III - Dans les galettes de l'échangeur

$$\Delta P_H = k_1 0,838 10^{-4} \frac{W L T}{S^2}$$

or

$$S = \frac{\pi}{4} N d^2 = \frac{\pi}{4} d^2 \frac{\pi D^2}{4,2 \sqrt{3} d^2} = \frac{\pi^2 D^2}{32 \sqrt{3}}$$

$$\Delta P_H = k_1 \frac{0,838 10^{-4} (32 \sqrt{3})^2 W L T}{\pi^4 D^4}$$

$$\Delta P_H = 2,64 k_1 10^{-3} \frac{W L T}{D^4}$$

Soit avec  $W = 0,95$ ,  $L = 10^6$  et  $k_1 = 1,8$

$$\Delta P_H = 2500 k_1 \frac{T}{D^4} = 4500 \frac{T}{D^4}$$

Disque	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
D	10,5	10,24	9,75	9,27	8,8	8,3	7,82	7,34	6,86	6,40
T	2,54	2,01	1,68	1,45	1,26	1,14	1,11	1,10	1,10	1,10
$\Delta P$ [ $\mu b$ ]	0,95	0,81	0,85	0,90	0,95	1,10	1,35	1,72	2,26	2,97

$$\sum \Delta P_H = 13,9 [\mu b] = 10,4 \cdot 10^{-3} [\text{mm Hg}]$$

d'autre part, avec  $k_2 = 1,4$

$$\Delta P_F = k_2 \cdot 0,14 \frac{\ell \mu L T}{N d^4} = 1,4 \times 0,14 \frac{\ell \mu L T}{N d^4}$$

$$\Delta P_F = 0,196 \frac{\ell \mu L T}{N d^4}$$

or

$$N = \frac{0,25 \pi D^2}{2\sqrt{3} d^2} \text{ (trous espacés de } 2d \text{ d'axe en axe)}$$

soit

$$N = 0,227 \frac{D^2}{d^2}$$

d'où

$$\Delta P_F = 0,87 \frac{\mu L T}{d^2 D^2}$$

Disque	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
$0,87 \frac{L}{d^2}$	5,8	10,85	10,85	10,85	10,85	10,85	10,85	10,85	10,85	5,8
D	10,5	10,24	9,75	9,27	8,8	8,3	7,82	7,34	6,86	6,40
$T_m \text{ gaz}$ (1000l/h)	2,54	2,01	1,68	1,45	1,26	1,14	1,11	1,10	1,10	1,10
$\mu L$	6,15	4,85	4,25	3,9	3,75	3,65	3,65	3,65	3,65	3,65
$\Delta P [\mu b]$	0,82	0,99	0,81	0,72	0,66	0,66	0,71	0,80	0,92	0,56

$$\sum \Delta P_F = 7,7 [\mu b] = 5,8 \cdot 10^{-3} [\text{mm Hg}]$$

Il est intéressant de comparer les pertes de charge ci-dessus à celles obtenues :

1°) en faisant varier le débit et  $W$  en proportion,

2°) en faisant varier  $T$  à débit constant, en supposant par exemple, un apport de pertes thermiques extérieures transmises au gaz .

Pertes de charge en [ $\mu b$ ] :

$W$	Pertes thermiques	$\sum \Delta P_H$	$\sum \Delta P_F$	$\sum \Delta P_{total}$
0,950	0,	13,9	7,7	21,6
1,425	0,	21,9	8,7	30,6
0,950	0,278	26,3	20,4	46,7

On voit que les pertes de charge dans l'échangeur sont beaucoup plus sensibles aux accroissements de température qu'aux accroissements de débit.

IV- Au passage des disques écrans

Les températures adoptées sont celles estimées pour un débit total de 1000 l/h. La figure 37 donne les températures mesurées dans les disques 1 et 3 en fonction du débit total)

$$\Delta P_H = 2500 k_1 \frac{T}{D^4} = 5000 \frac{T}{D^4} \quad \text{avec } k_1 = 2$$

Disque	1	2	3	4	5
D	19	19	18	16	13,7
T <sub>m</sub>	70	40	20	15	10
ΔP <sub>H</sub> [μb]	2,68	1,53	0,95	1,14	1,42

$$\sum \Delta P_H = 7,7[\mu b] = 5,8 \cdot 10^{-3} [\text{mm Hg}]$$

$$\Delta P_F = k_2 \cdot 0,14 \frac{l \mu LT}{Nd^4} = 0,168 \frac{l \mu LT}{Nd^4}$$

Soit avec

$$k_2 = 1,2 \quad l = 0,2 d \quad N = 0,227 \frac{D^2}{d^2}$$

$$\Delta P_F = 0,15 \frac{\mu L T}{D^2 d}$$

Disque	1	2	3	4	5
$\mu L$	80	56	37	31	24
d	1,2	0,9	0,6	0,5	0,4
$\Delta P_F$ [ $\mu b$ ]	1,94	1,04	0,57	0,54	0,48

$$\sum \Delta P_F = 4,6 [\mu b] = 3,4 \cdot 10^{-3} [\text{mm Hg}]$$

Nota : Un apport de chaleur sur l'extrémité froide agit peu sur ces pertes. Toutes les températures sont augmentées d'une même quantité ( $C_p$  constant) négligeable dès que T est grand.

Une variation de débit aura un effet petit (W et T varient en sens inverse) sur  $\Delta P_H$  lui-même petit. Quant à  $\Delta P_F$  il diminuera même à

débit croissant (par suite du plus grand refroidissement des disques) et cet effet compensant en partie l'effet inverse prévu dans l'échangeur le  $\Delta P$  global total entre la cavité et le Té sera pratiquement constant à L constant, voir figure 38 les valeurs mesurées.

V- Sortie de pompage

$$\frac{\ell}{D} \approx 0,5$$

$$Re \approx 20$$

$$\frac{\ell}{Re D} \approx 0,025 W$$

On adoptera  $k_1 = 1$  et  $k_2 = 2$

$$\Delta P_H = 1 \cdot 0,838 \cdot 10^{-4} \frac{W L T}{S^2}$$

$$\Delta P_F = 2 \cdot 0,14 \cdot \frac{\mu L T}{D^3}$$

Soit avec :  $\mu = 200 \cdot 10^{-6}$  [poise]

$$L = 10^6 \text{ [cm}^3/\text{sec]}$$

$$T = 280 \text{ [}^\circ\text{K]}$$

$$D = 17,5 \text{ [cm]}$$

$$\Delta P_H = 0,4 \text{ [}\mu\text{ b]}$$

$$\Delta P_F = 2,9 \text{ [}\mu\text{ b]}$$

Soit au total

$$\Delta P = 3,3 \text{ [}\mu\text{ b]} = 2,5 \cdot 10^{-3} \text{ [mm Hg]}$$

VI- Tuyauterie de pompage

$$D = 25 \quad l = 1000 \quad T = 291 \quad W = 0,95 \quad S = \frac{\pi D^2}{4} \quad \mu = 200 \cdot 10^{-6}$$

$$\Delta P_H = 0,838 \cdot 10^{-4} \frac{LTW}{S^2} = 3,46 \cdot 10^{-10} \text{ WLT}$$

$$\Delta P_H = 0,1 [\mu b] \approx 0,1 \cdot 10^{-3} [\text{mm Hg}]$$

$$\Delta P_F = \frac{0,14 l \mu LT}{D^4} = 0,36 \cdot 10^{-3} \mu LT$$

$$\Delta P_F = 21 [\mu b] = 15,8 \cdot 10^{-3} [\text{mm Hg}]$$

VII- Récapitulation des pertes de charge calculées pour  $\left\{ \begin{array}{l} W = 0,95 \text{ [w]} \\ L = 10^6 \text{ [cm}^3\text{/sec]} \end{array} \right.$

	$\Delta P_H$	$\Delta P_F$	$\Delta P_{\text{total}}$
Sortie cavité	131	8,6	139,6
Echangeur	13,9	7,7	21,6
Disques écrans	7,7	4,6	12,3
Sortie de pompage	0,4	2,9	3,3
Tuyauterie	0,1	21	21,1
Total $[\mu\text{b}]$	153,1	44,8	197,9

Pour des valeurs différentes de W et de L on peut en supposant T donc  $\mu$  constant mettre cette perte de charge sous la forme :

$$\Delta P_H = 160 \cdot 10^{-6} L W \quad \Delta P_F = 45 \cdot 10^{-6} L$$

$$\Delta P_{\text{total}} = (45 + 160 W) \frac{L}{10^6} \quad [\mu\text{b}]$$

que l'on rapprochera de l'expression donnant P à l'aspiration de la pompe (voir p. 51)

$$P = 295 \cdot 10^6 W/L \quad [\mu\text{b}]$$

## ANNEXE IV

### CHOIX DE LA POMPE

Si l'on exprime, maintenant, la vitesse de la pompe  $L^*$  en  $m^3/sec$  et la pression  $P^*$  en microns ( $\mu$ ) de mercure  $= 10^{-3}$  [torr].

On a pour la perte de charge dans le cryostat et les tuyauteries :

$$\Delta P^* = (34 + 120 W) L^*$$

et pour la pression à l'aspiration de la pompe : (w étant exprimé en watt)

$$P^* = \frac{220 W}{L^*}$$

Le produit de ces deux quantités étant constant leur somme sera donc minimale quand elles seront égales.

Physiquement il est bien évident que la pression d'évaporation dans la cavité ne peut en aucun cas augmenter avec la vitesse de la pompe. Les calculs du frottement visqueux en particulier ont été faits en supposant  $\Delta P^*$  petit devant  $P^*$ . Par contre pour la perte de charge dynamique et en supposant pour simplifier qu'elle soit localisée en un seul point, on sait que pour  $\Delta P^* \approx P^*$  la pression amont devient indépendante de la pression aval.

Dans les conditions normales de travail où  $W \approx 1$  l'erreur commise sur les  $\Delta P^*$  de frottement reste petite devant les pertes de charge dynamiques. On admettra donc que l'expression :

$$P_{\text{évap.}}^* = (34 + 120 W) L^* + \frac{220 W}{L^*}$$

est valable jusqu'à sa valeur algébrique minimale :

$$P_{\text{mini}}^* = \frac{440 W}{L^*} = 2 \sqrt{220 W (34 + 120 W)}$$

$$L_{\text{max}}^* = \sqrt{\frac{220 W}{34 + 120 W}}$$

Ceci suppose bien entendu que  $T$  et  $\mu$  sont localement indépendants :

- 1° de  $L^*$ , ce qui est pratiquement exact,
- 2° de  $W$ , ce qui est beaucoup plus grossièrement vérifié ;

en fait la relation entre  $T$  ( et  $\mu$  ) et  $W$  est arbitraire puisqu'on peut agir sur  $T$  ( donc  $\mu$  ) en admettant une certaine quantité de liquide dans le serpentín évacuant les vapeurs à la partie haute du séparateur. On peut donc dire qu'à débit total d'hélium constant la relation précédente reste assez bien vérifiée dans de larges limites.

- Lorsque W est très petit (mesure du signal naturel, écran complet) les forces de frottement deviennent prépondérantes.

La relation de Poiseuille peut s'écrire :

$$dP = \frac{128}{\pi} \frac{\mu}{D^4} L \frac{T}{291} \frac{P_o}{P} d\ell$$

ou

$$P dP = 0,14 \cdot 10^6 P_o L \frac{\mu T d\ell}{D^4}$$

Dans chaque section i du cryostat et du circuit de pompage la température et par conséquent la viscosité, peuvent être considérées comme approximativement fixes.

d'où

$$P^2 - P_o^2 = 0,28 \cdot 10^6 P_o L \int \frac{\mu T d\ell}{D^4}$$

$$P_{\text{évap.}}^2 - P^2 = 0,28 \cdot 10^6 P_o L \sum \frac{\mu_i T_i \ell_i}{D_i^4}$$

$\mu_i, T_i, D_i$  étant la valeur moyenne de ces grandeurs dans la section i de longueur  $\ell_i$ .

Lorsqu'une section comporte un certain nombre  $N_i$  de conduits en parallèle,  $D_i^4$  devient  $N_i D_i^4$ ; s'il s'agit d'un disque  $N_i = 0,227 \left( \frac{D_i}{d_i} \right)^2$  (on prendra alors  $\ell_{\text{effectif}} = \ell_{\text{réel}} + 0,3 d$ ).

En reprenant le calcul des  $\Delta P_F$  fait précédemment mais avec des  $k_2 = 1$  on obtient  $\sum \frac{\mu_i T_i \ell_i}{D_i^4} = 300 \cdot 10^{-6} [\mu b / \text{cm}^3 \cdot \text{sec}^{-1}]$  d'autre part la pression à l'aspiration  $P_o = 295 \cdot 10^6 \text{ W/L}$ , on a donc finalement

$$P_{\text{évap.}}^2 = (295 \cdot 10^6 \text{ W/L})^2 + 84 (295 \cdot 10^6 \text{ W/L}) L \quad [\mu b]$$

$$P_{\text{évap.}}^{*2} = (220 \text{ W/L}^*)^2 + 13860 \text{ W} \quad [\mu \text{ Hg}] \quad (\text{avec } L^* \text{ en } \text{m}^3/\text{sec})$$

soit en négligeant  $W^2$  devant  $W$

$$P_{\text{évap.}}^* \approx 117 \sqrt{W} \quad (\text{indépendant de } L^*)$$

(cette valeur est 1,4 fois plus petite que le minimum obtenu dans la première approximation).

- Enfin si à la sortie de la cavité  $V > V_c$

$$P_{\text{évap.}}^* = \frac{300 W \sqrt{T}}{S} \quad (\text{indépendant de } L^*)$$

## CONCLUSION

Le choix de la pompe est à faire en se plaçant dans les conditions de fonctionnement à  $W$  maximum.

Il existe une valeur maximale de  $L^*$ , lorsque  $W$  croît, qui est pratiquement atteinte dans notre cas pour 2 ou 3 watts et au-dessus de laquelle tout accroissement est sans intérêt, figure 39.

Les courbes de la figure 40 donnent les valeurs de  $P_{\text{évap.}}^*$  en fonction de  $L^*$  pour différentes valeurs de  $W$ , calculées à partir de la formule :

$$P^* = (34 + 120 W) L^* + \frac{220 W}{L^*}$$

Ce travail a été effectué en étroite collaboration avec MM. Michel Borghini et Charles Ryter, responsables des cibles.

Monsieur Jean Coustham, chargé des essais, et Monsieur Paul Moesch, chef d'atelier, ont suivi de bout en bout la fabrication du cryostat ; ils sont à l'origine de nombreux perfectionnements et simplifications dans la réalisation.

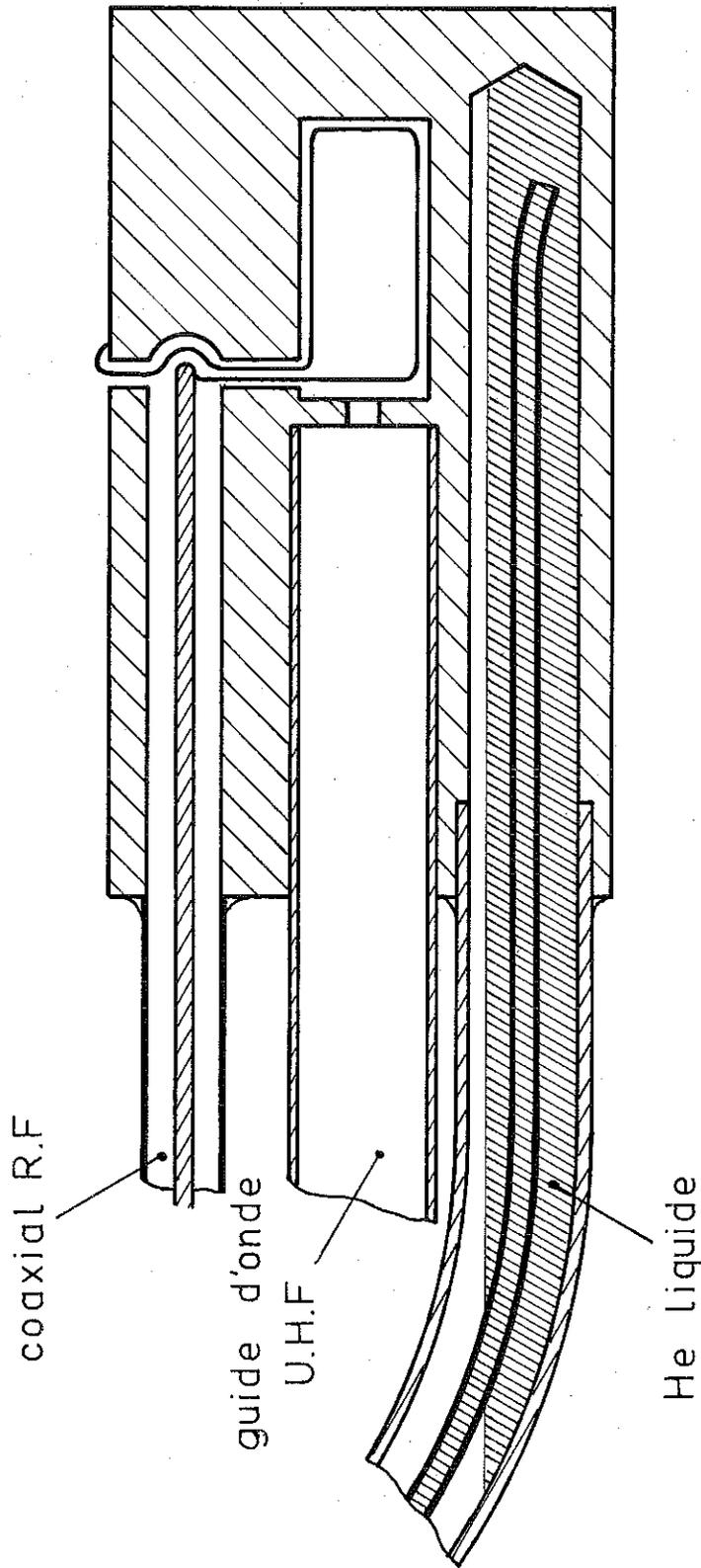
Enfin, Monsieur Vermeulen, du CERN, s'est chargé de la réalisation et de l'installation des groupes de pompage et de la coordination des travaux de mise en place des cibles à Genève. Il a activement participé à leur mise au point définitive et en assure depuis lors le fonctionnement en service continu.

REFERENCES

- 1 G. SHAPIRO, Progress in nuclear techniques and instrumentation  
Vol. 1 (1965) p. 191, F.J.M. Farley ed., North-Holland Publishing  
Company.
- 2 A. ABRAGAM et al., Physics Letters, 2 (1962) 310.
- 3 A. ABRAGAM et M. BORGHINI, Progress in low temperatures  
physics, Vol. 4 (1964) p. 433, G.J. Gorter ed., North-Holland Publi-  
shing Company.
- 4 S. WEBER et G. SCHMIDT, Cités par T.R. ROBERTS et SYDORIAK  
Réf. (6) (Leiden Comm. n° 246 a).
- 5 W.H. KEESOM, Hélium (1942/1959) p. 122, Elsevier Publishing  
Company.
- 6 T.R. ROBERTS et S.G. SYDORIAK, Phys. Rev., Vol. 102, n° 2,  
p. 304, Avril 1956.
- 7 T.R. ROBERTS, Communication privée de graphiques de  
S.G. SYDORIAK datés 3/16/54.

- 8 Mac ADAMS, Heat transmission (1954) p. 232, Mac Graw-Hill book.
- 9 Mac ADAMS, Heat transmission (1954) p. 219, Mac Graw-Hill book.
- 10 S. GOLDSTEIN ed., Modern development in fluid dynamics, Vol. 1  
(1938/1950) p. 307, Oxford University press.
- 11 L. PRANDTL, Guide à travers la mécanique des fluides (1952) p. 277,  
Dunod.
- 12 L. PRANDTL, d° p. 276.

1 cm



Cavité résonnante de la cible pour protons polarisés de 20 MeV<sup>(2)(3)</sup>

figure 1

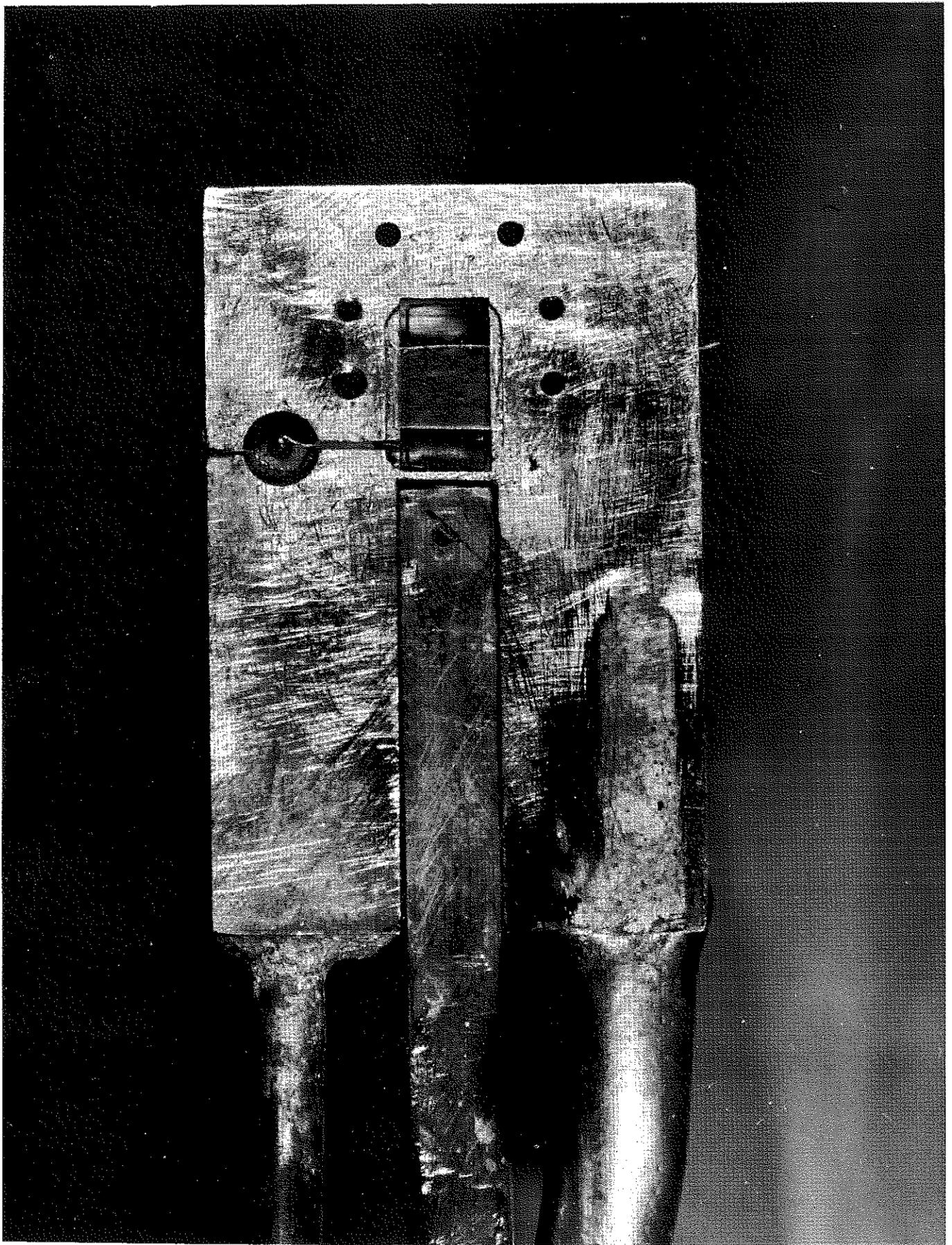


PHOTO CEA 8873

Figure 2

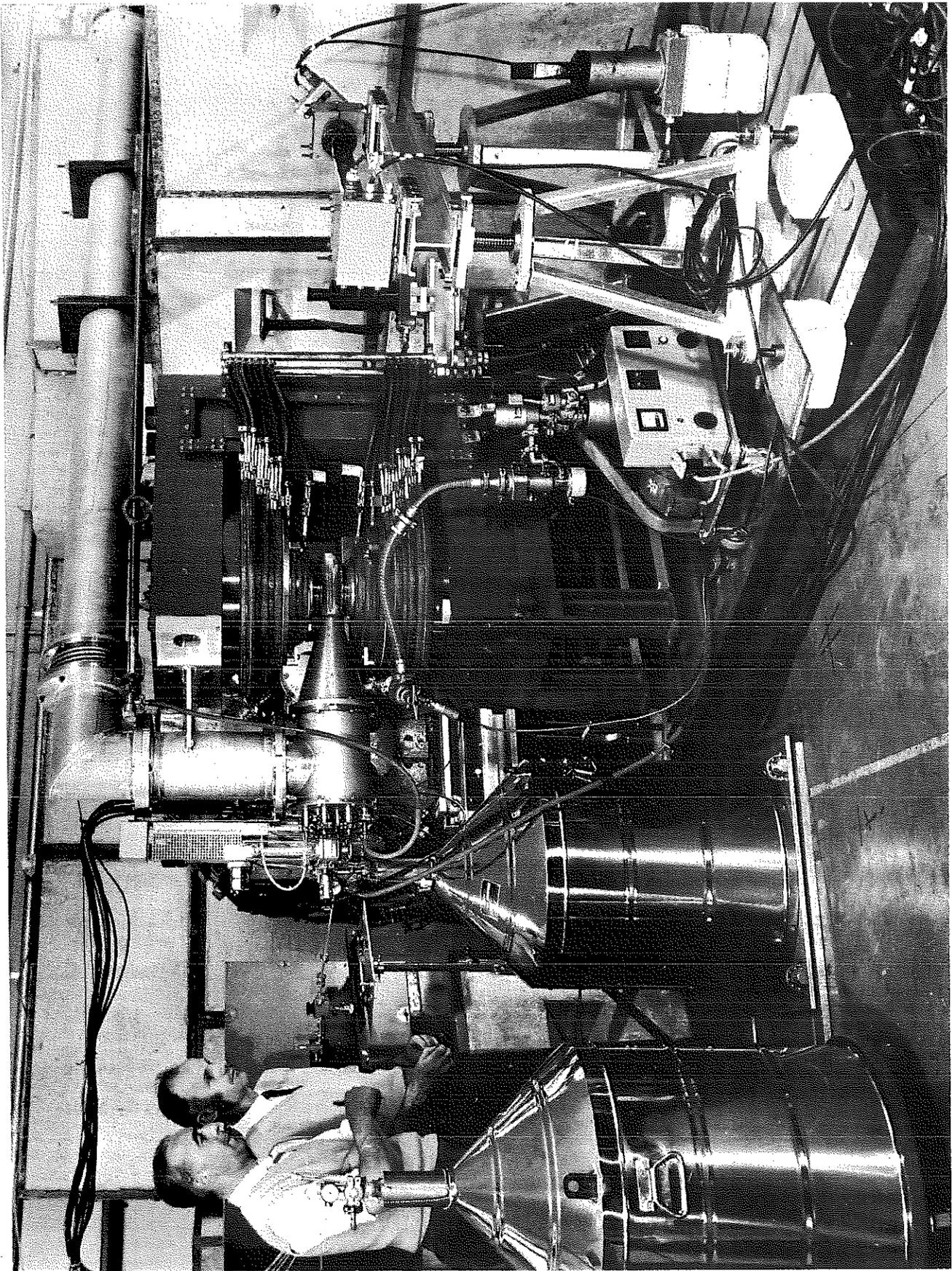


PHOTO CERN 139-9-64

Figure 3

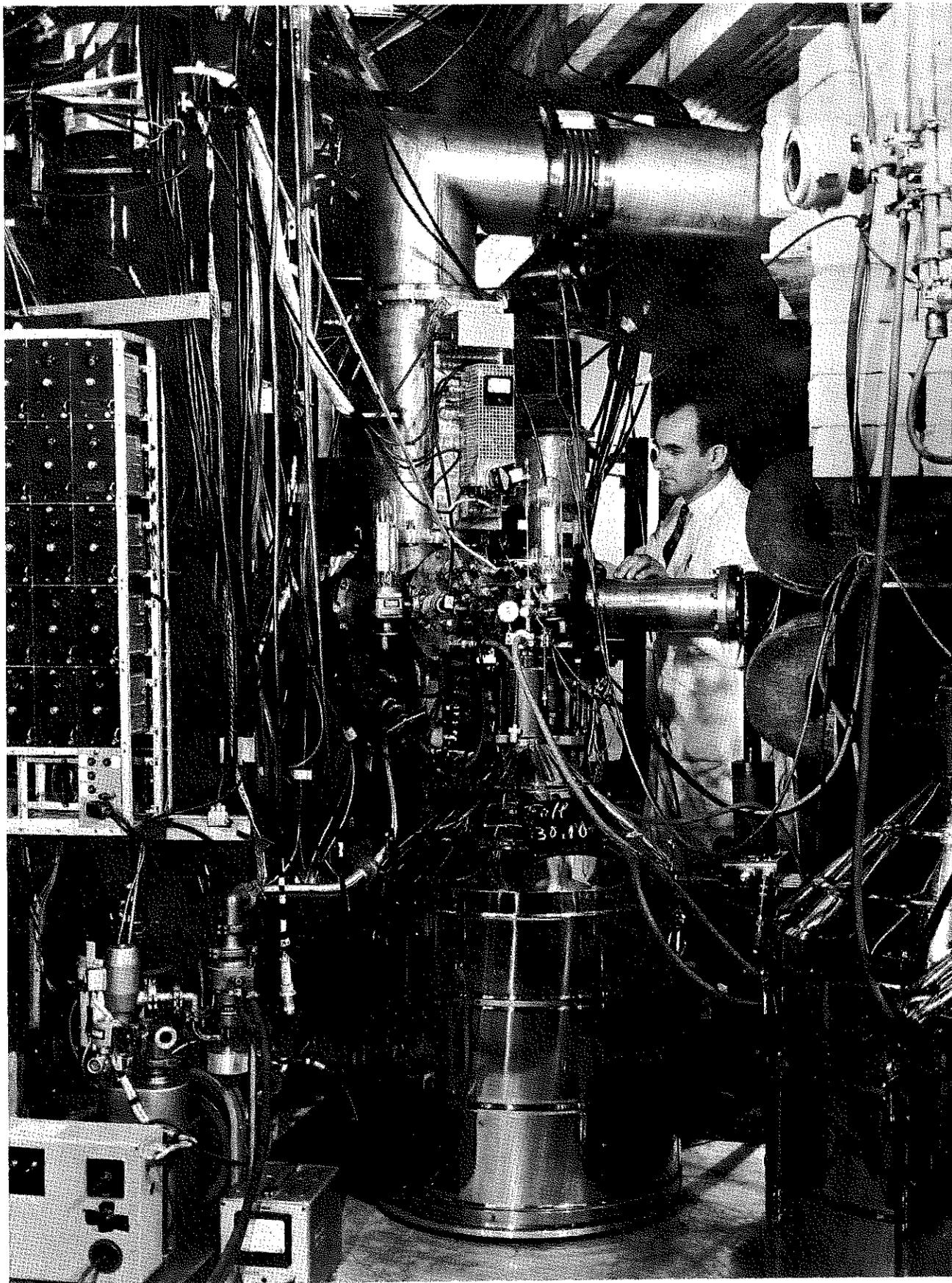
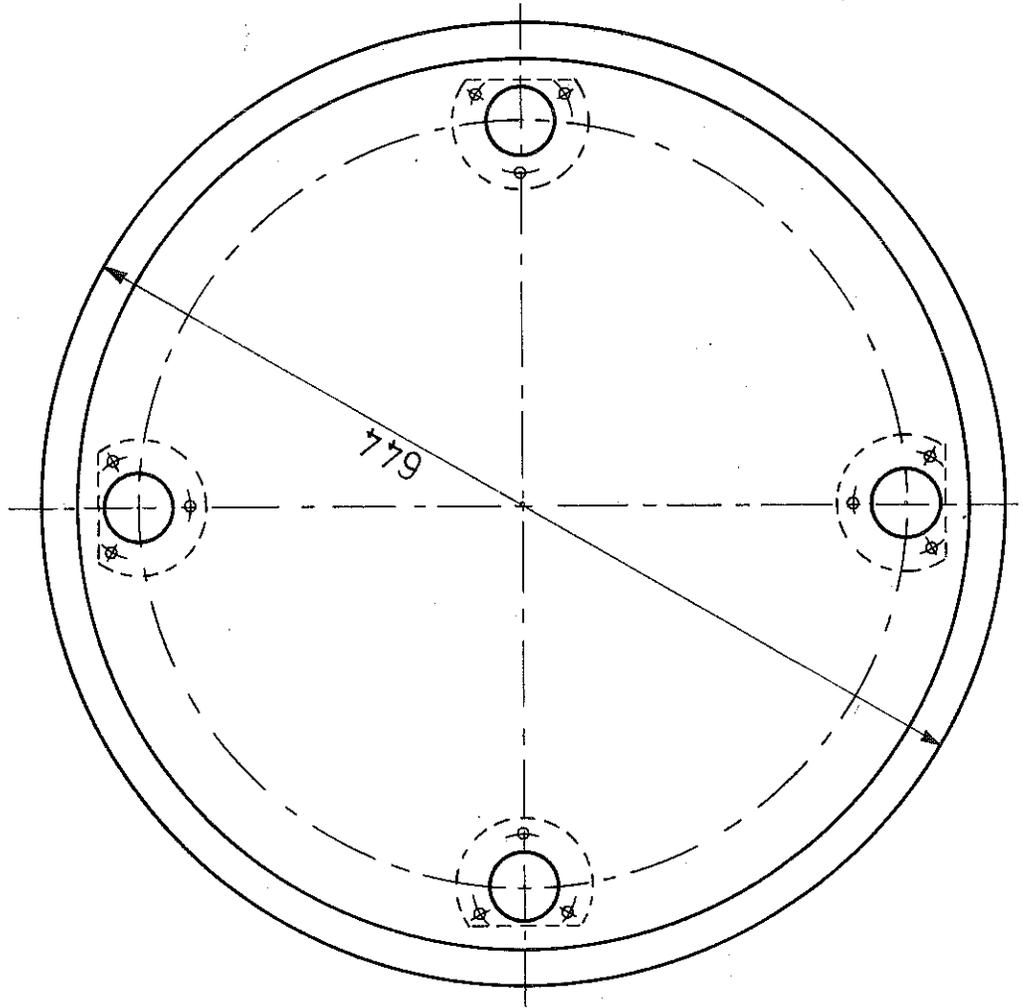
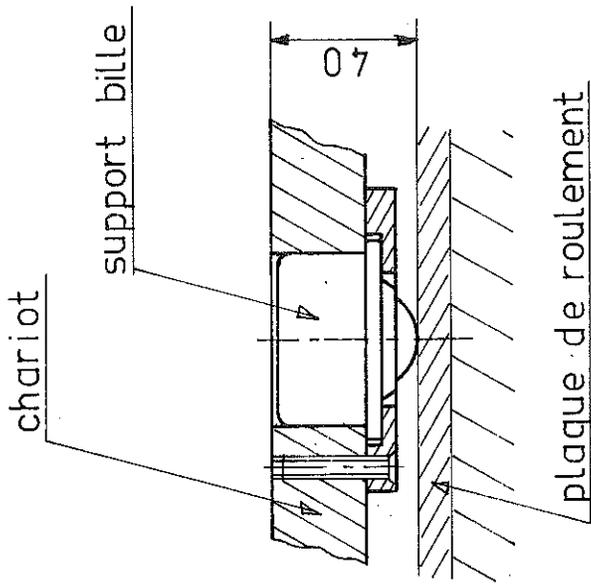
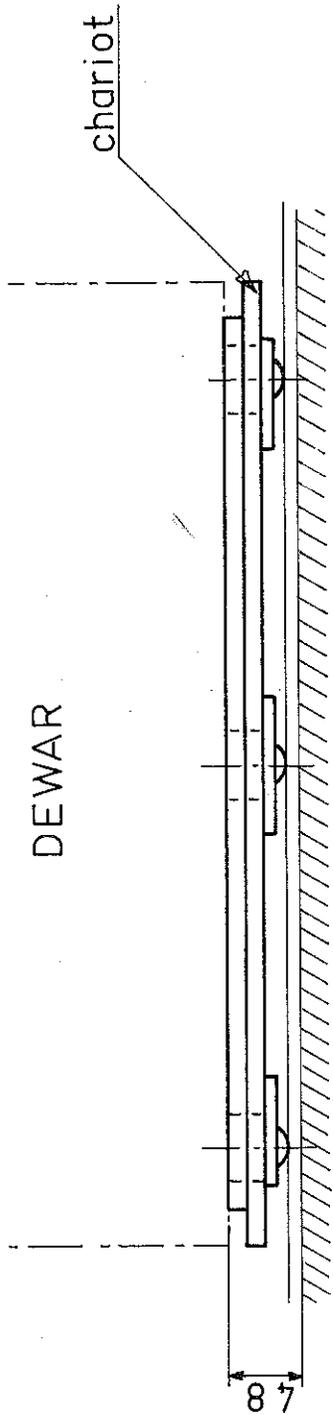


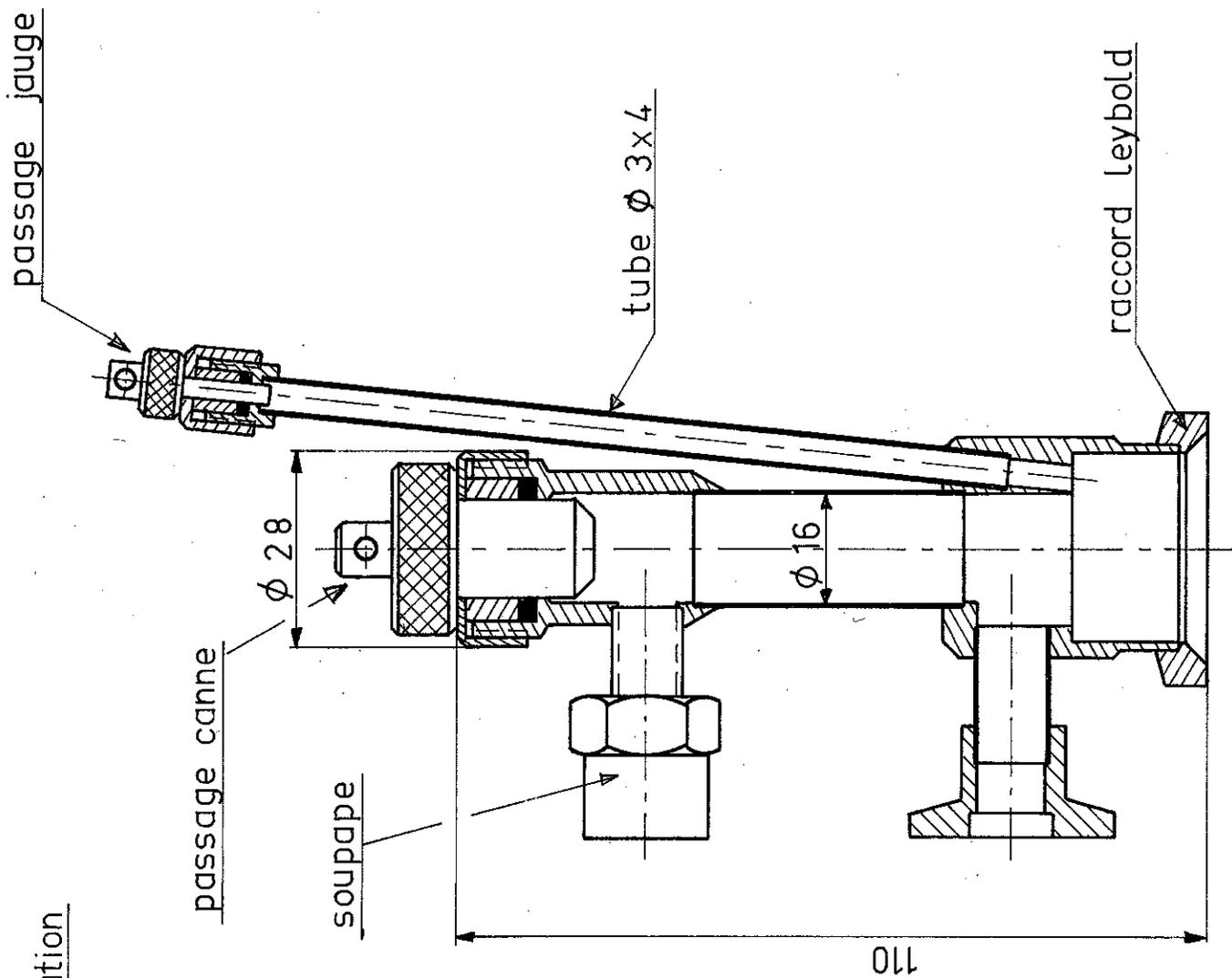
PHOTO CERN 131-11-64

Figure 4

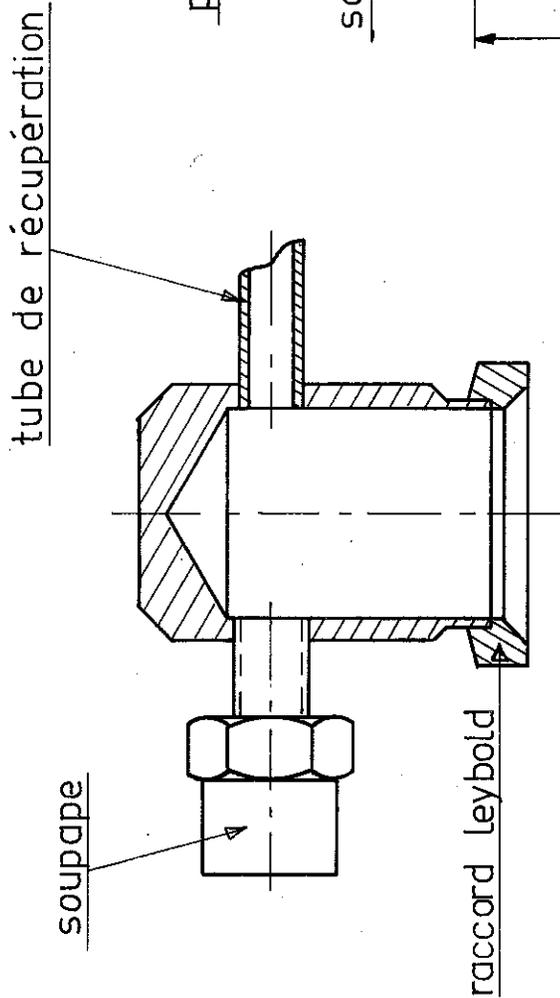


Plateau à billes  
porte - dewars

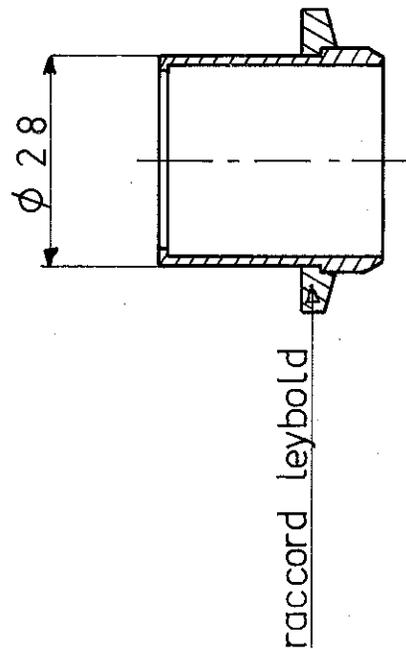
figure 5



TETE de TRANSFERT

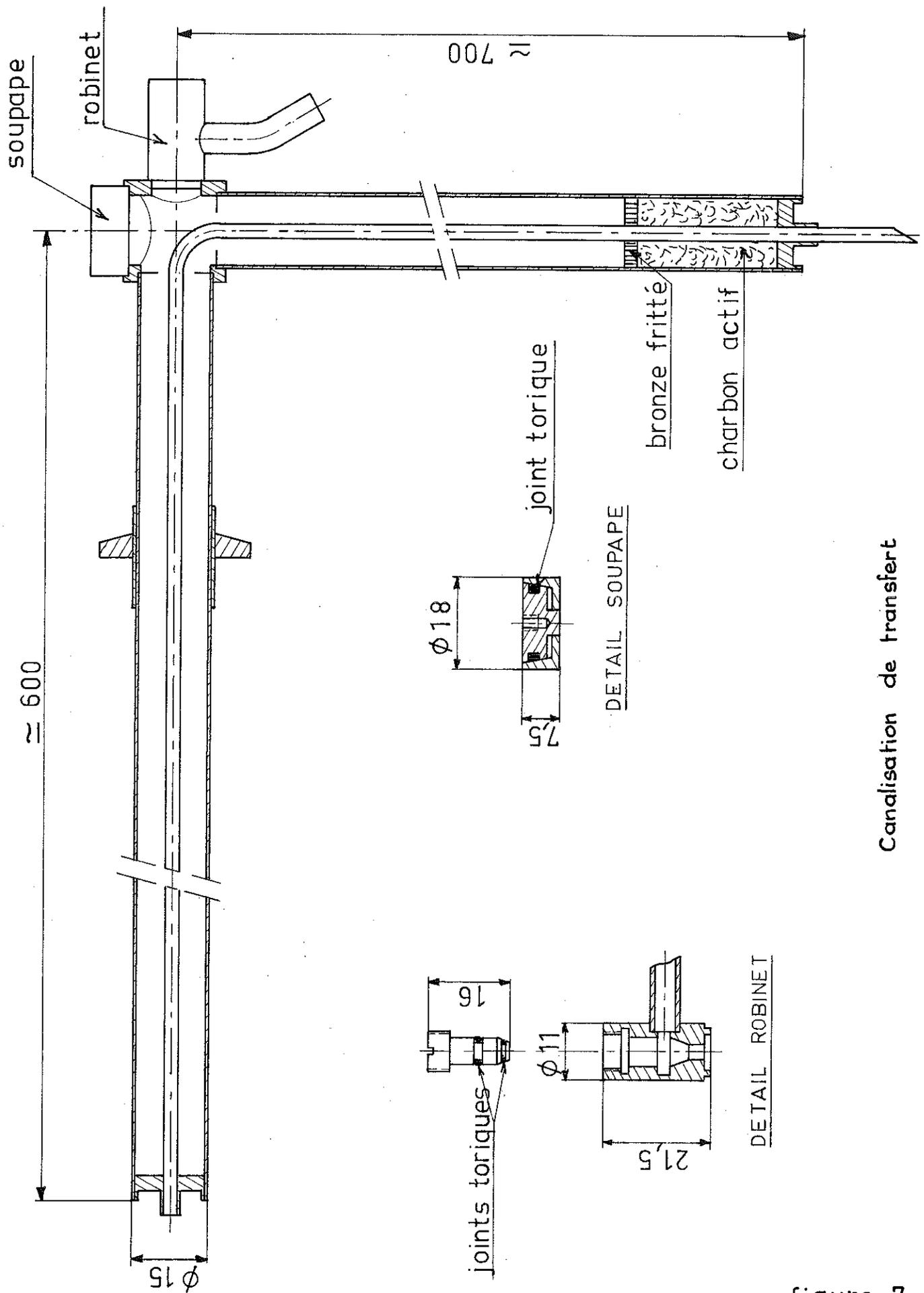


TETE de STOCKAGE



RACCORD STANDARD pour DEWARD de STOCKAGE

figure 6



Canalisation de transfert

figure 7

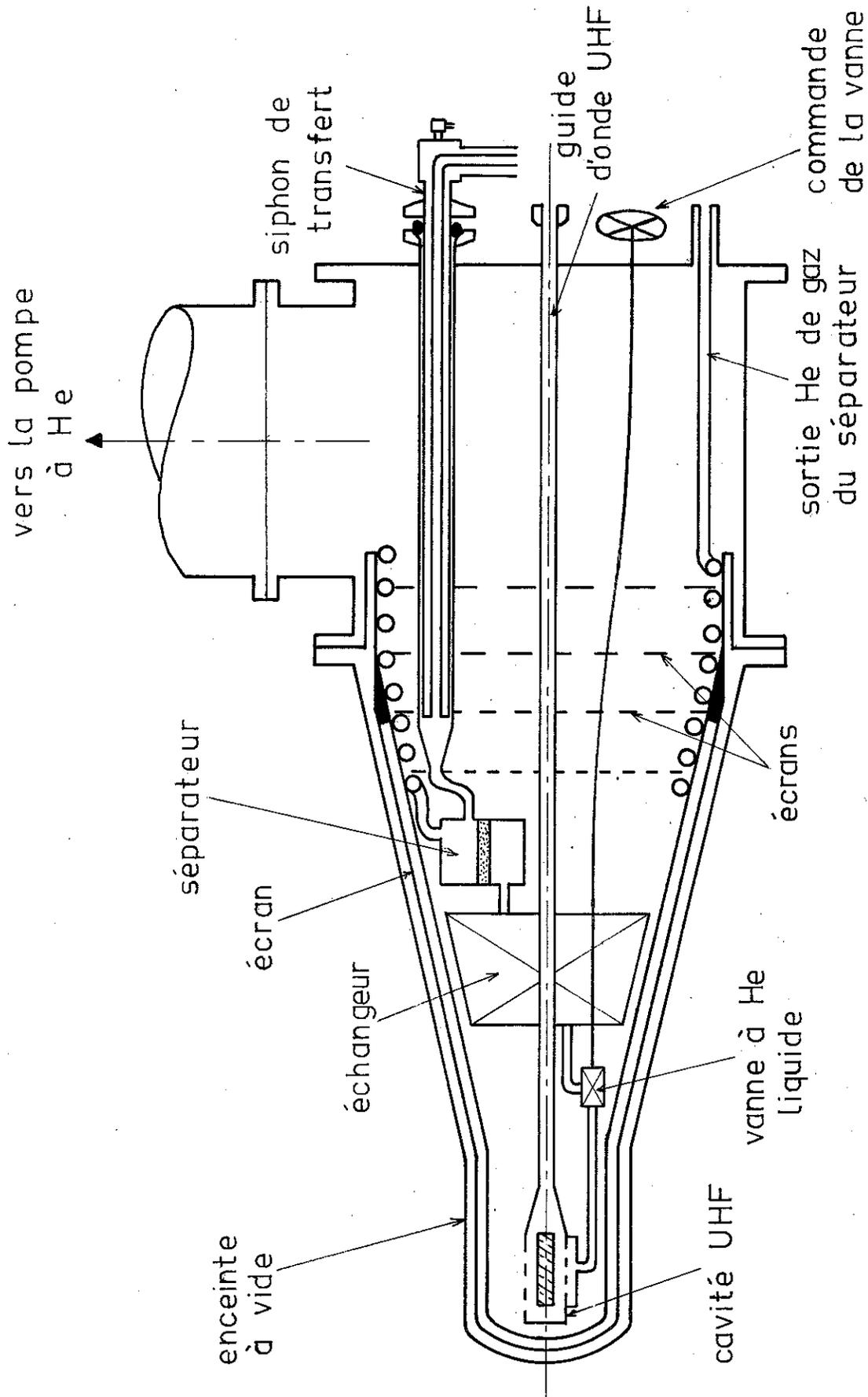


Schéma des enceintes et de la "tripe"

figure 8

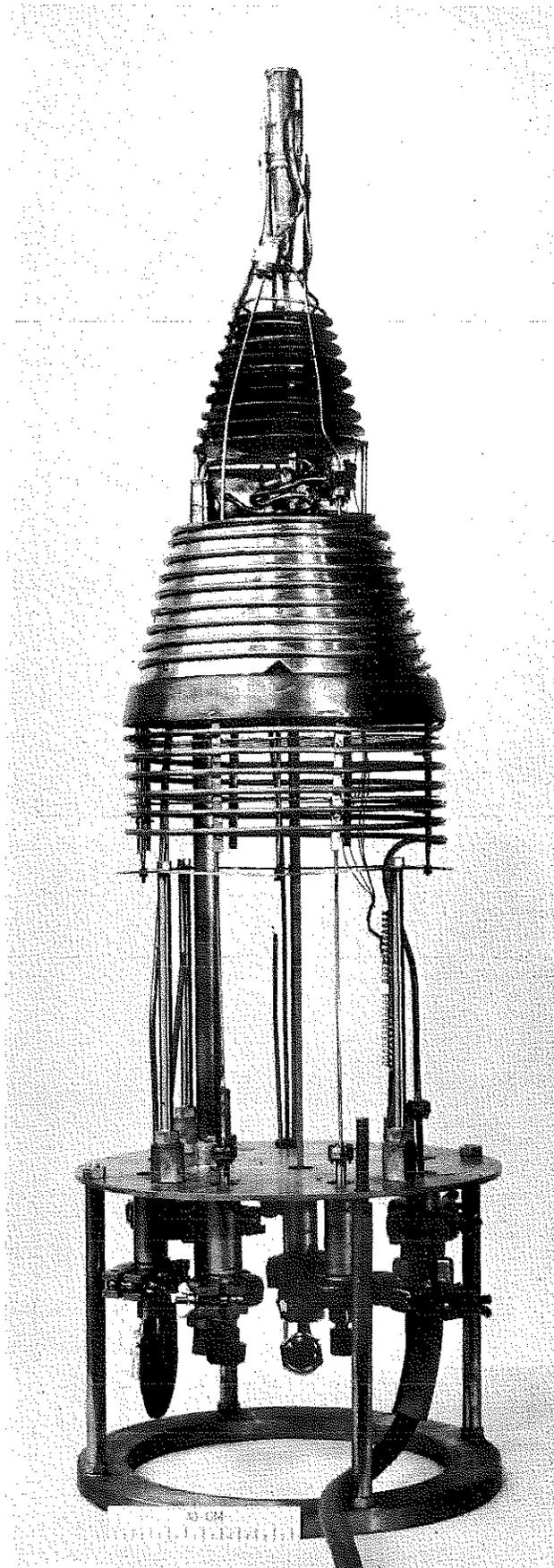
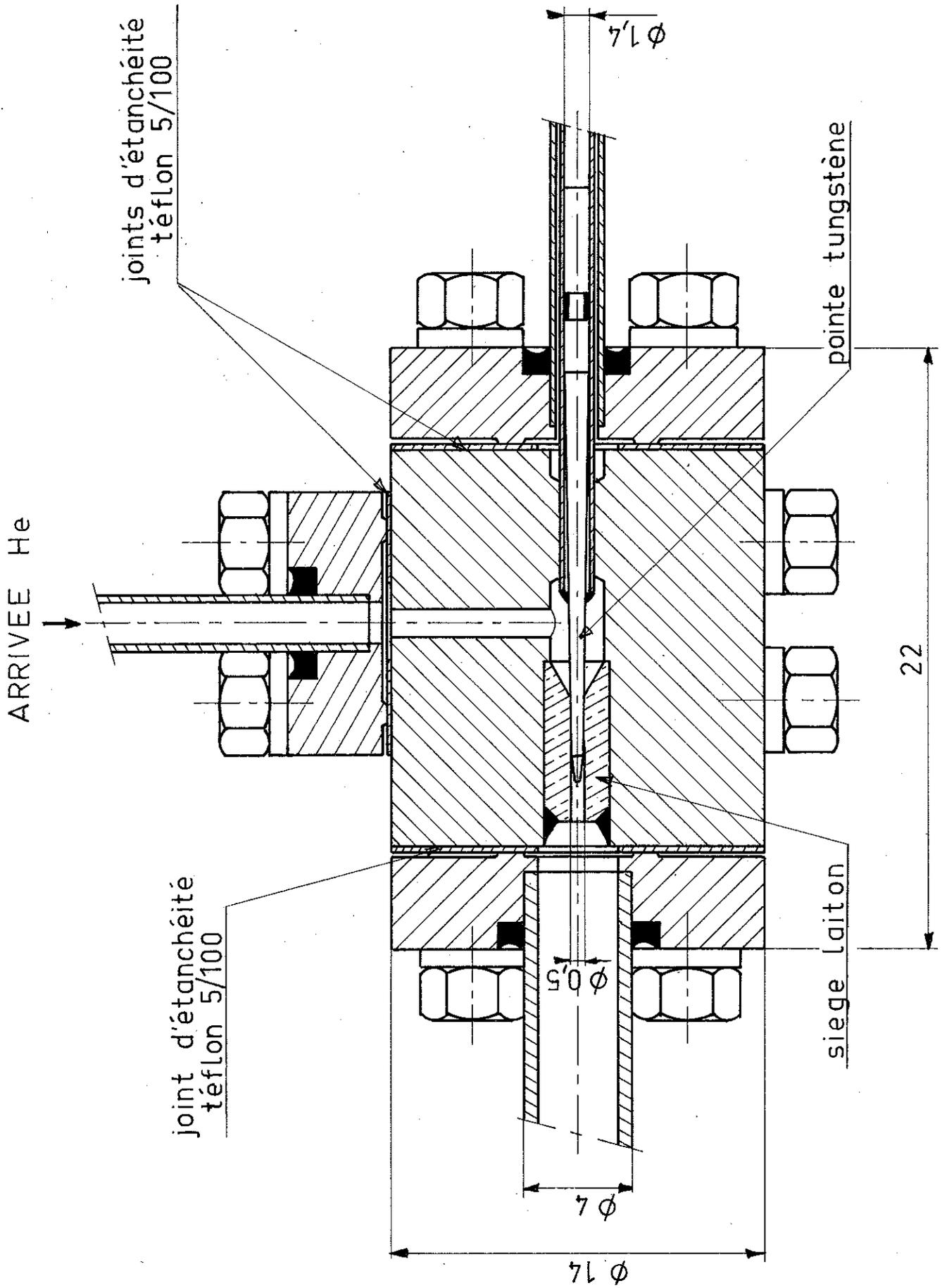


PHOTO CERN 63-5-64

Figure 9



Vanne à hélium liquide

figure 10

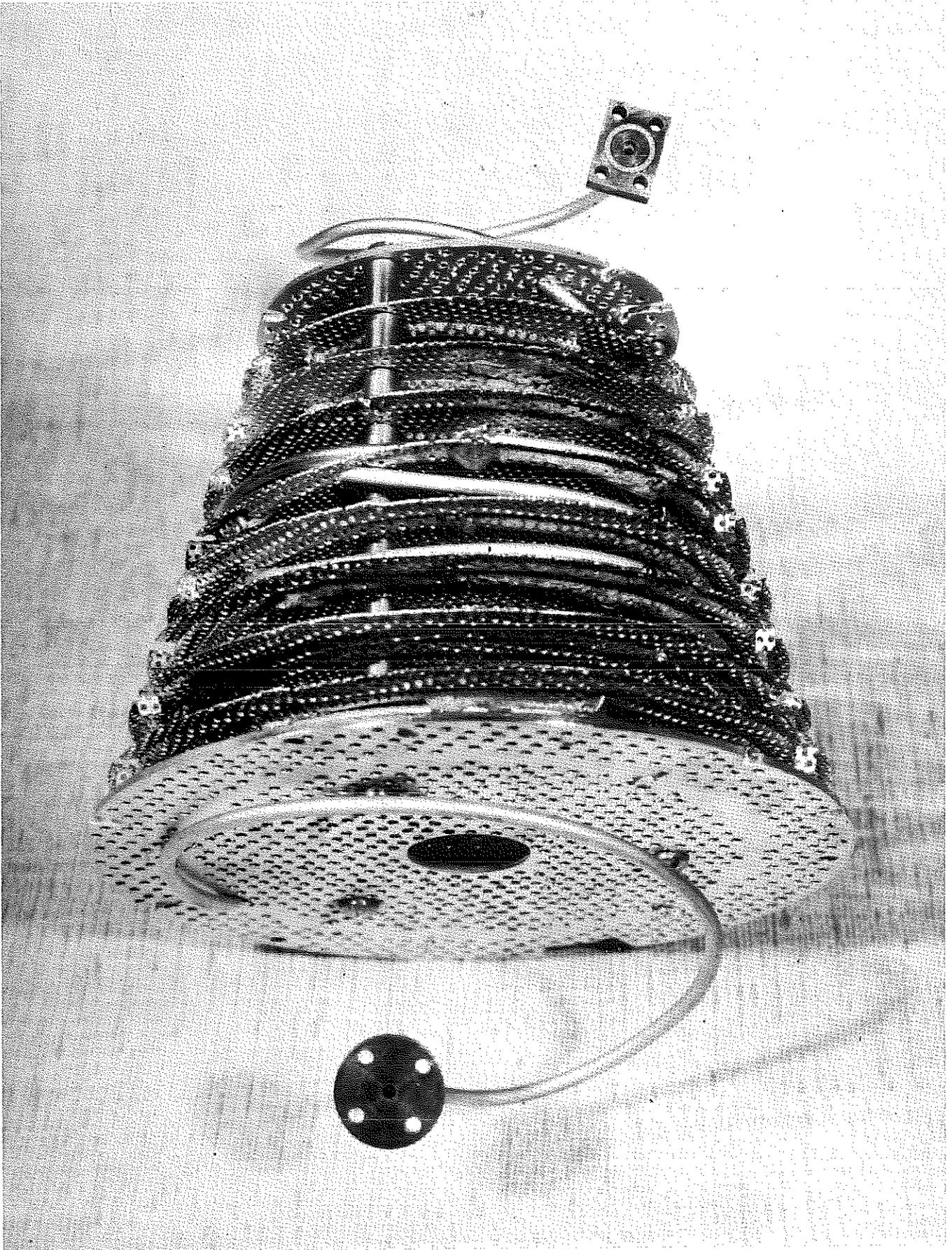
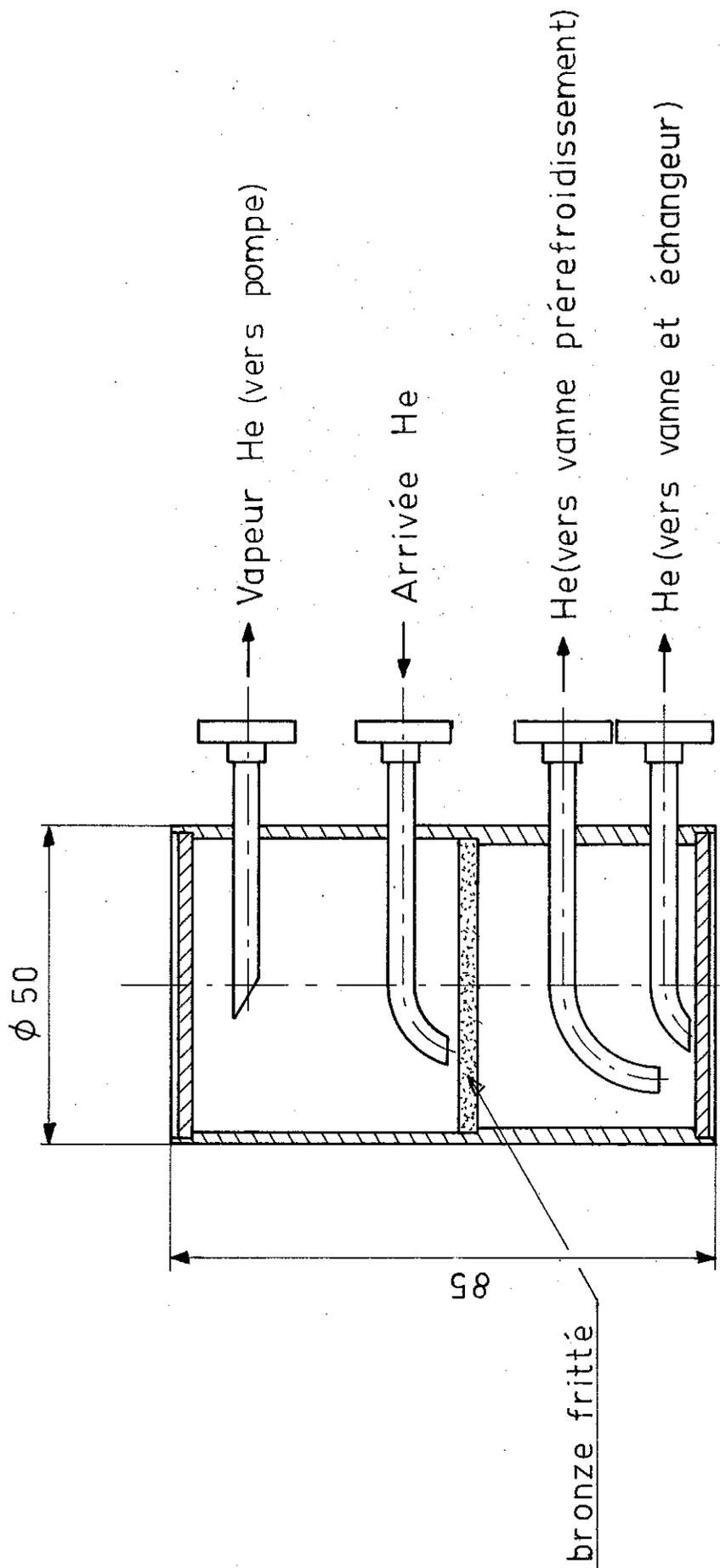


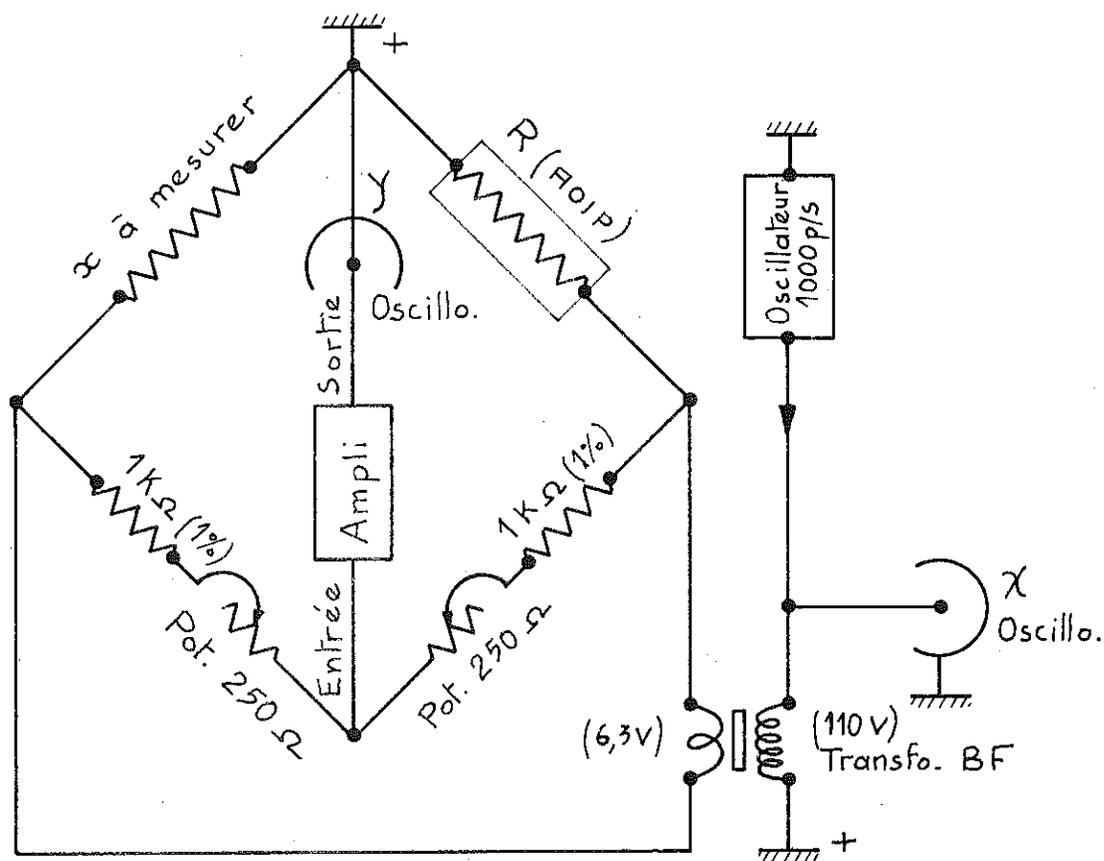
PHOTO CEA II-1322

Figure 11



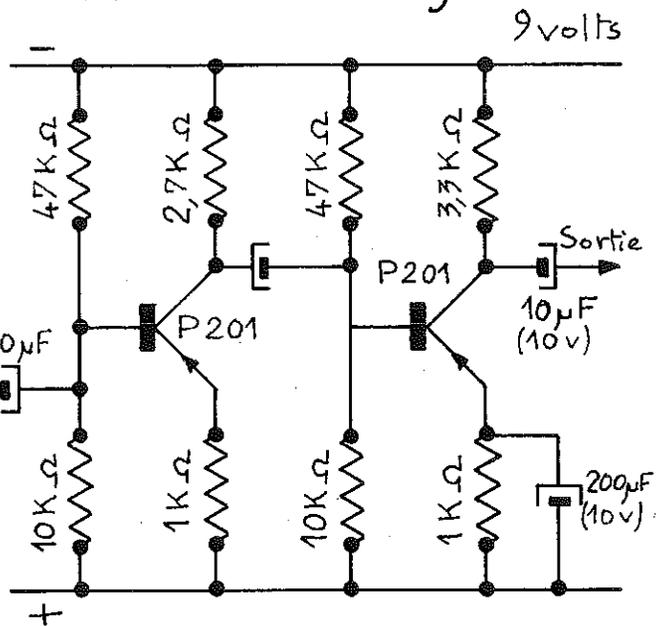
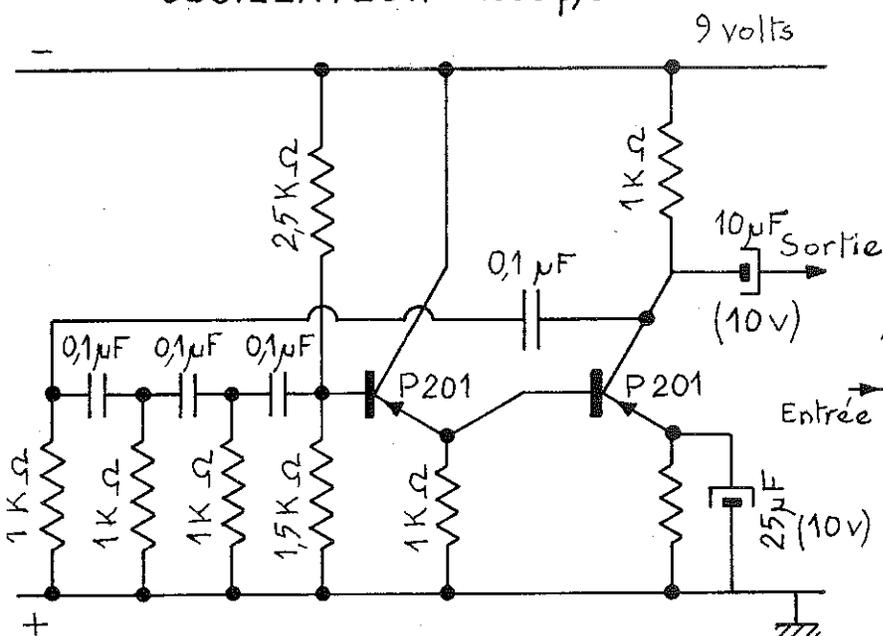
Séparateur de phases

figure 12



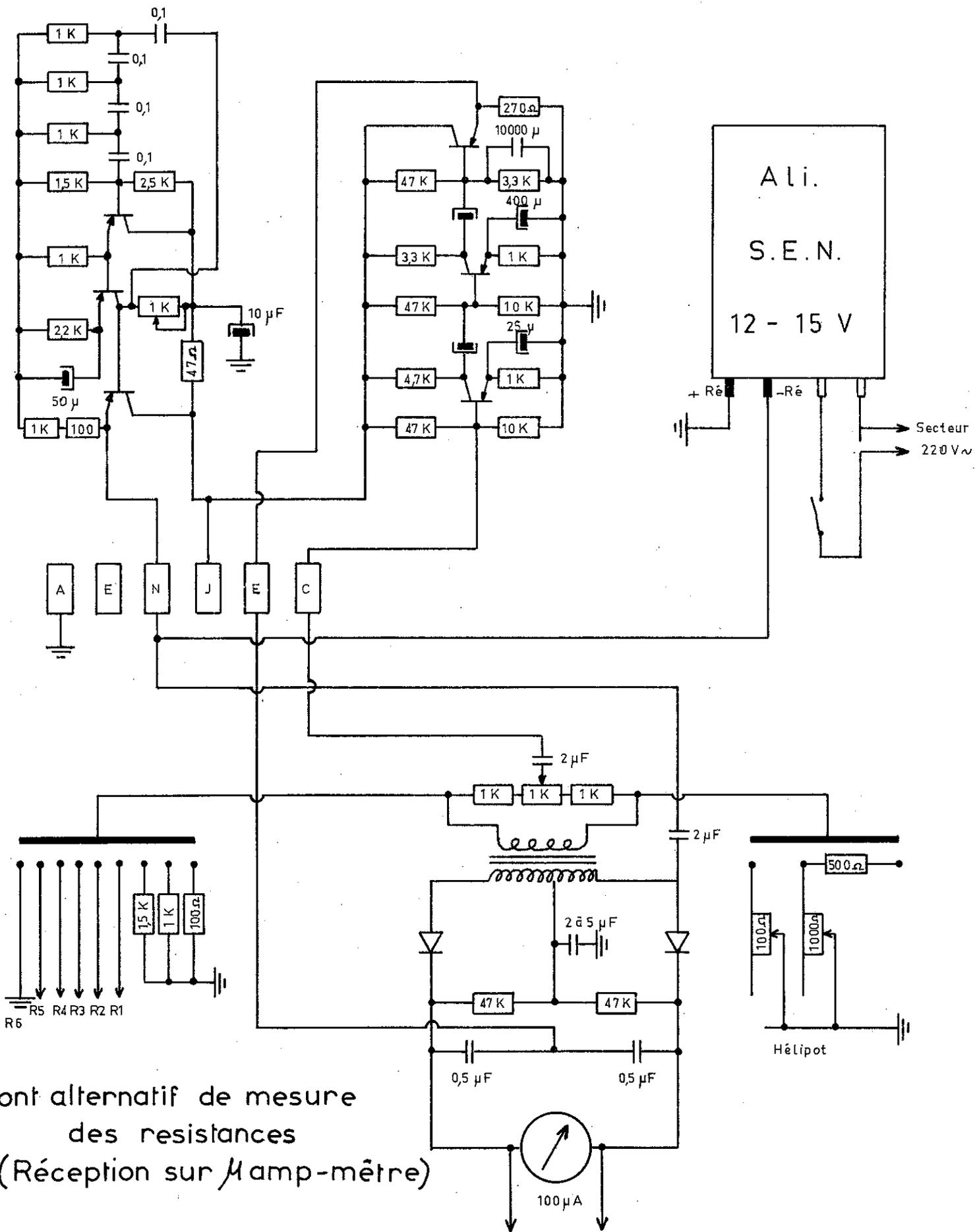
OSCILLATEUR 1000 p/s

AMPLIFICATEUR  $y$



Pont alternatif de mesure des résistances  
(Réception sur oscillo)

figure 13



Pont alternatif de mesure  
des resistances  
(Réception sur  $\mu$ amp-mètre)

figure 14

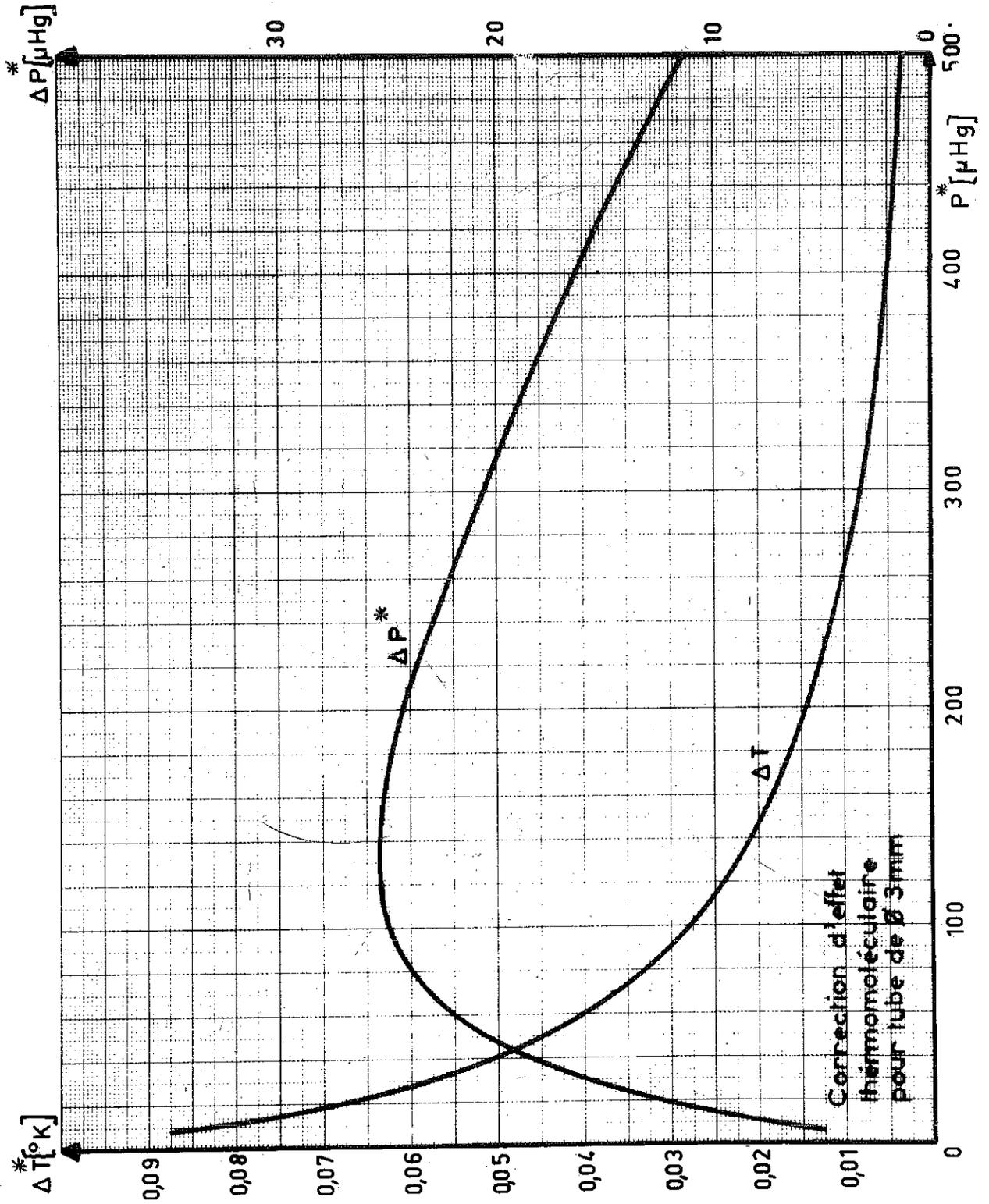
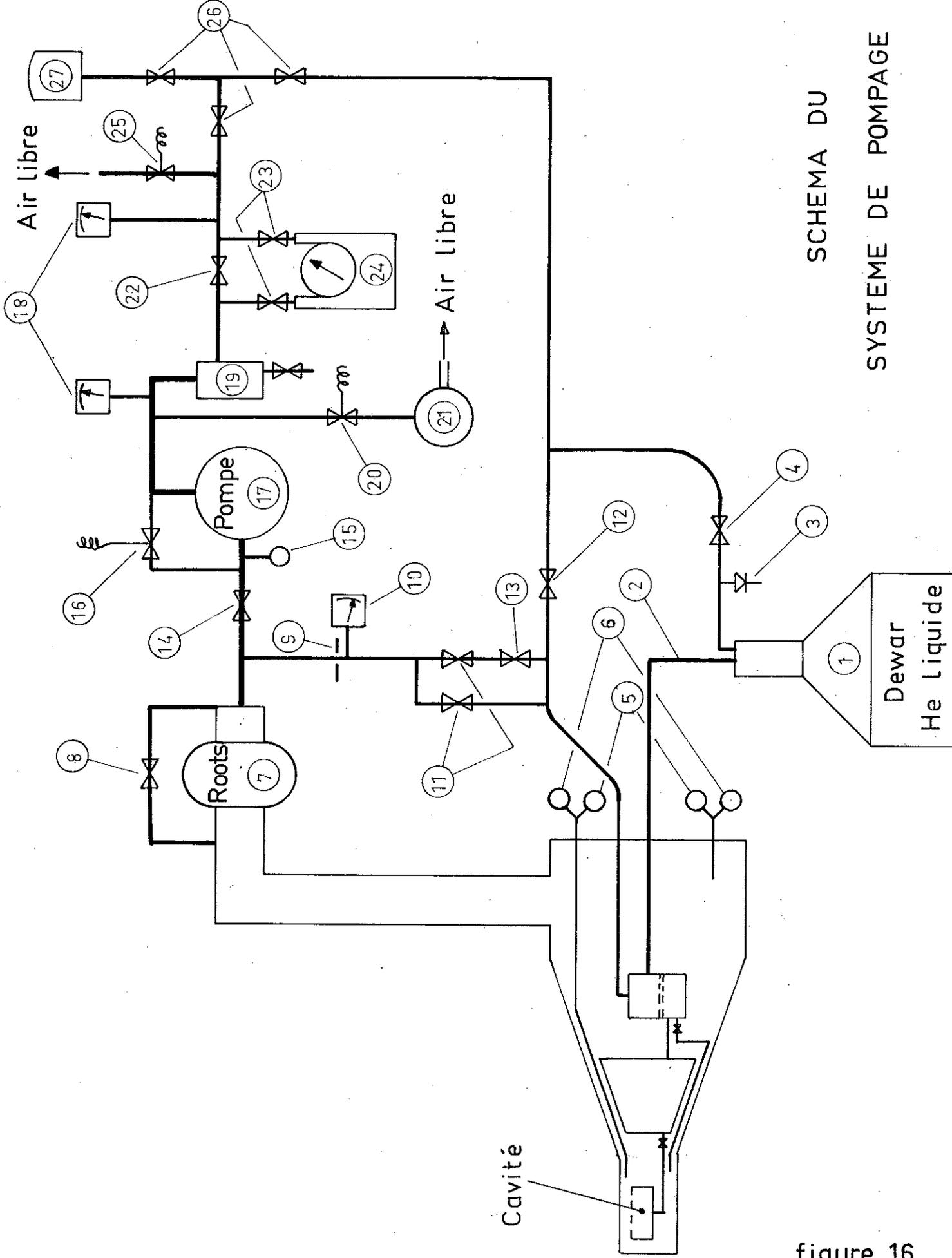


figure 15



SCHEMA DU  
SYSTEME DE POMPAGE

figure 16

- 1 Dewar 50 litres hélium liquide (SUPAIRCO)
- 2 Canalisation de transfert d'hélium liquide
- 3 Soupape de sécurité (0,3 atm.)
- 4 Vanne de raccordement du dewar au gazomètre
- 5 Jauge de Pirani, Thermotron n° II (Leybold)
- 6 Jauge de Mac Léod (Leybold) 0 à 1 m/m
- 7 Pompe Roots 3600 m<sup>3</sup>/h (Leybold Ruvac 46)
- 8 By-pass limiteur de pression incorporé dans la pompe Roots
- 9 Diaphragme
- 10 Manomètre (Leybold n° 16 044)
- 11 By-pass (Robinets Hoke)
- 12 Vanne (Leybold n° 17 301)
- 13 Vanne à aiguille (Leybold n° 173 201)
- 14 Vanne (Leybold n° 17 410)
- 15 Jauge de Pirani : Thermotron (Leybold)
- 16 Electrovanne (Leybold n° 17 471)
- 17 Pompe à piston 360 m<sup>3</sup>/h (Leybold S 360)
- 18 Manomètre à contact -760-0 + 1 kg/cm<sup>2</sup>
- 19 Séparateur d'huile
- 20 Electrovanne (Leybold n° 173 123)
- 21 Pompe d'évacuation 12 m<sup>3</sup>/h
- 22 Vanne (Leybold n° 17 302)
- 23 Vanne (Leybold n° 17 301)
- 24 Compteur Gay (G. W. F. Luzern n° 36)
- 25 Electrovanne (Leybold n° 17 473)
- 26 Vanne (Leybold n° 17 302)
- 27 Gazomètre de récupération. Pression 40 g/cm<sup>2</sup>

figure 17

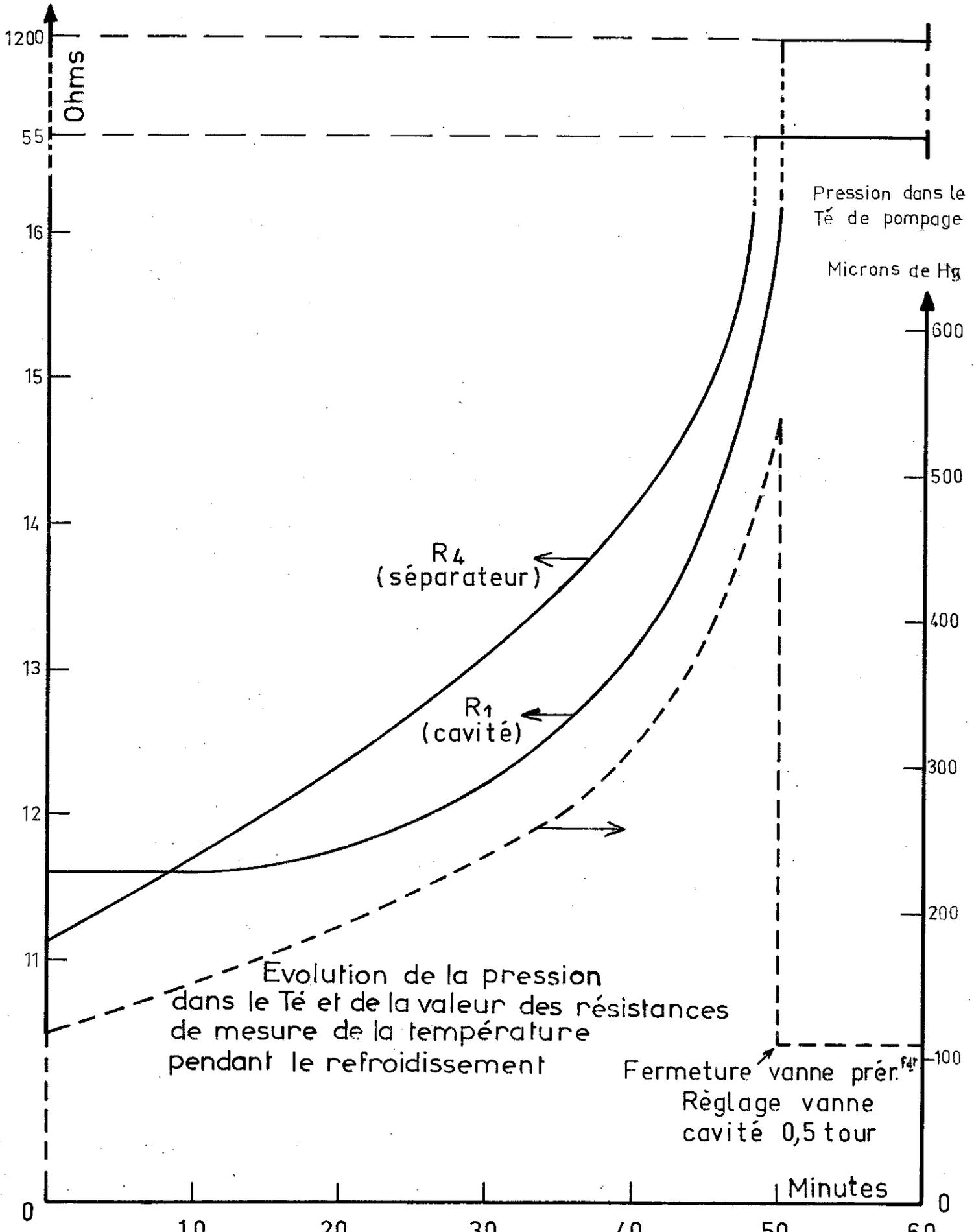


figure 18

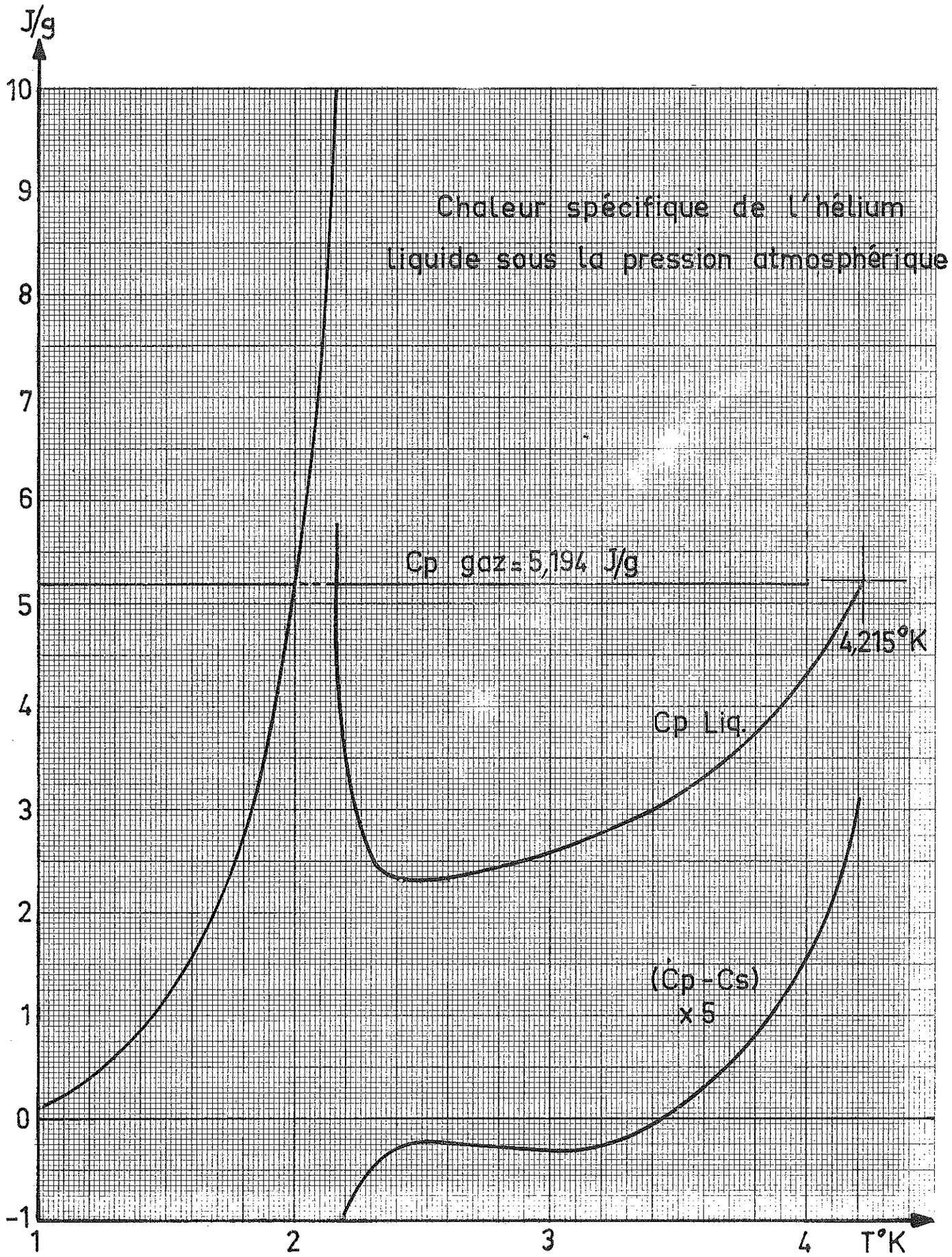


figure 19

$H - H_0$   
[J/g]

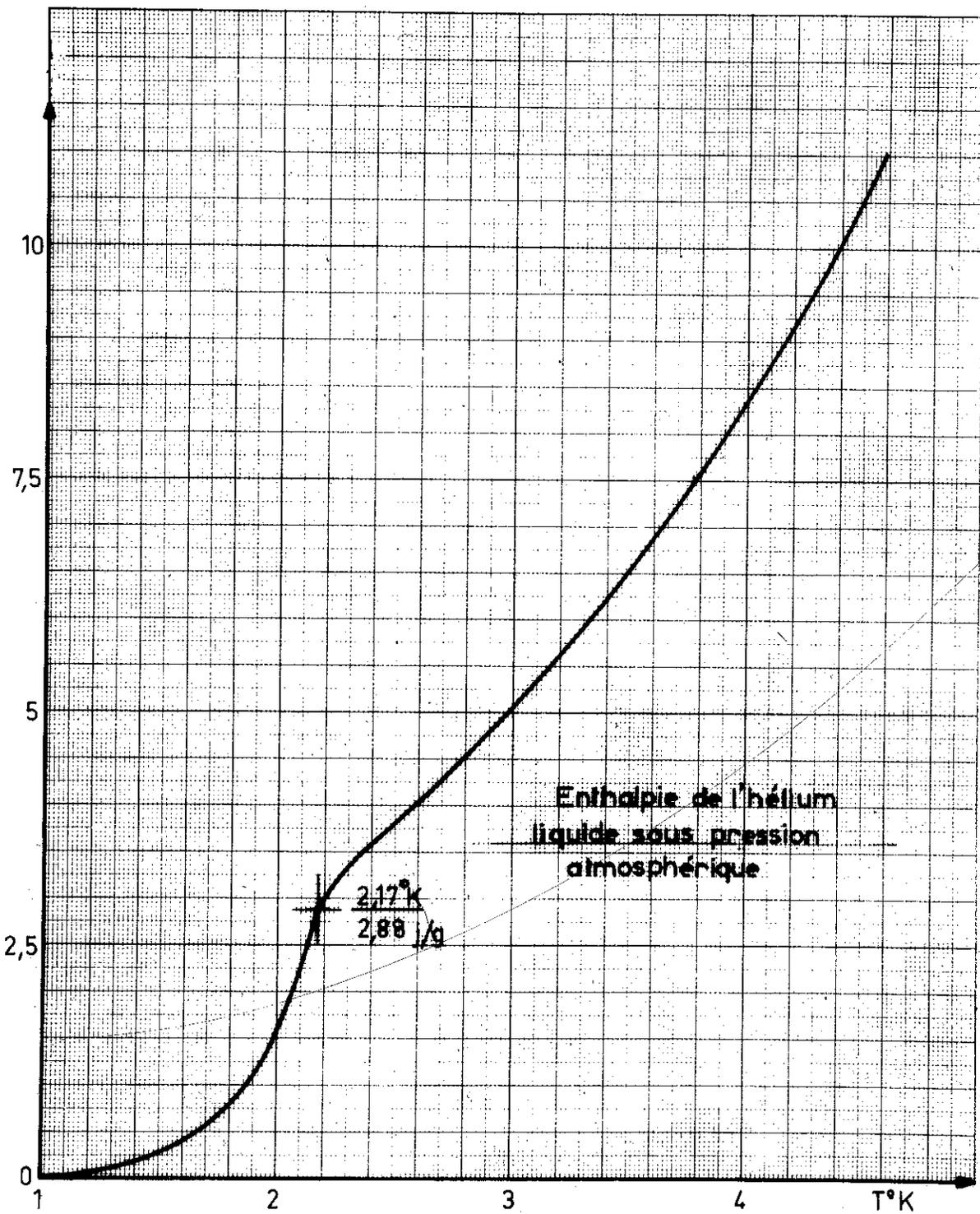


figure 20

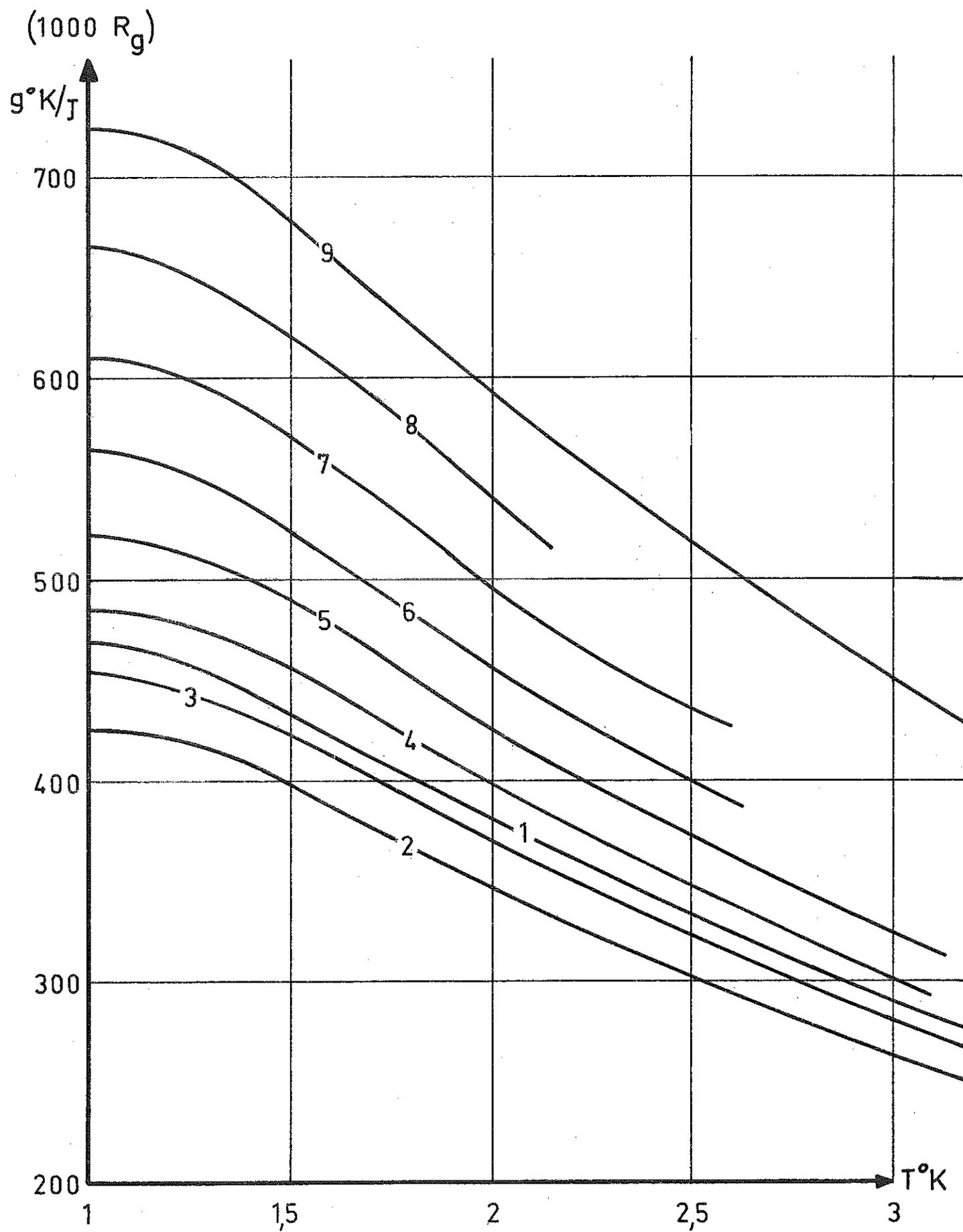


figure 21

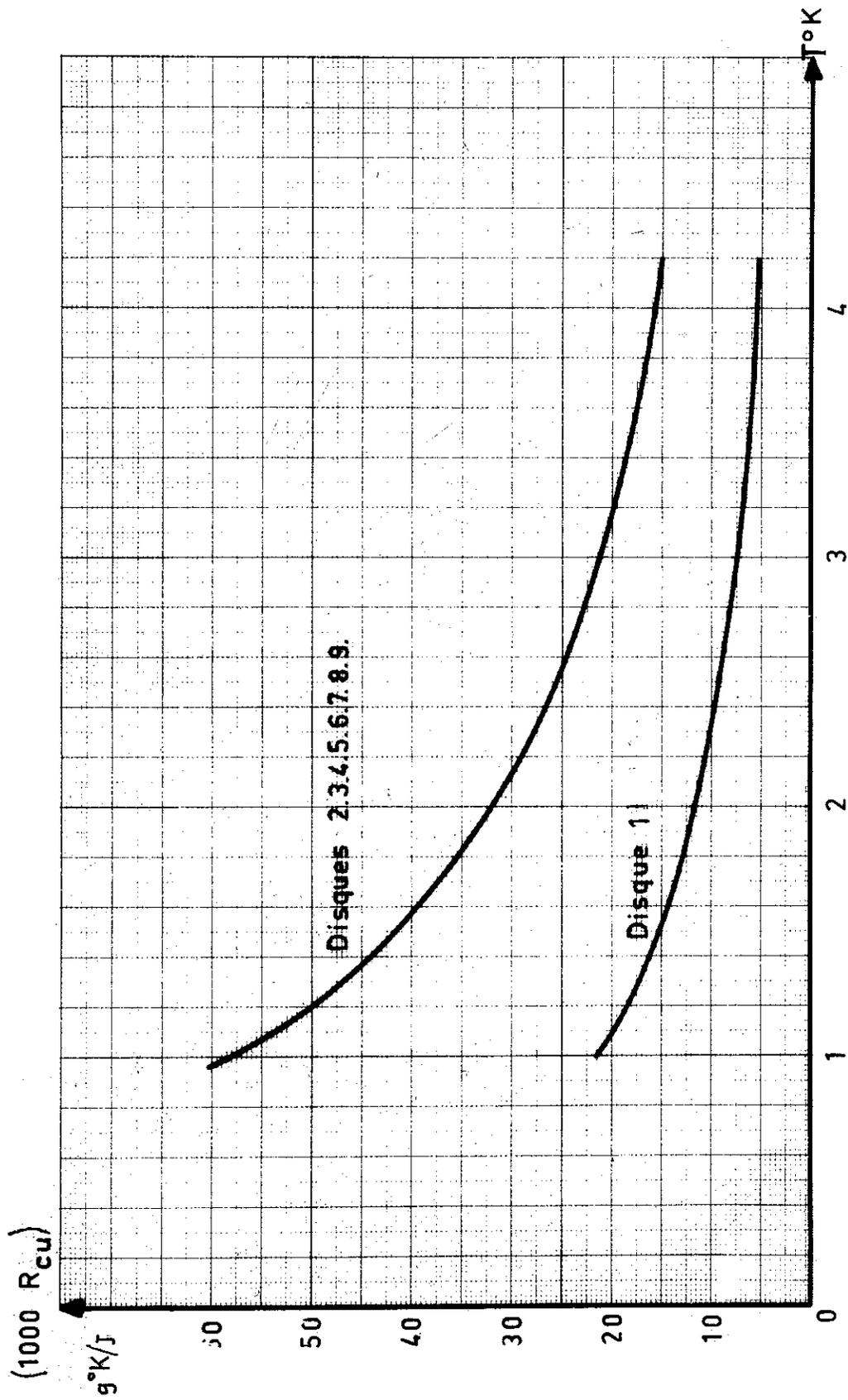


figure 22

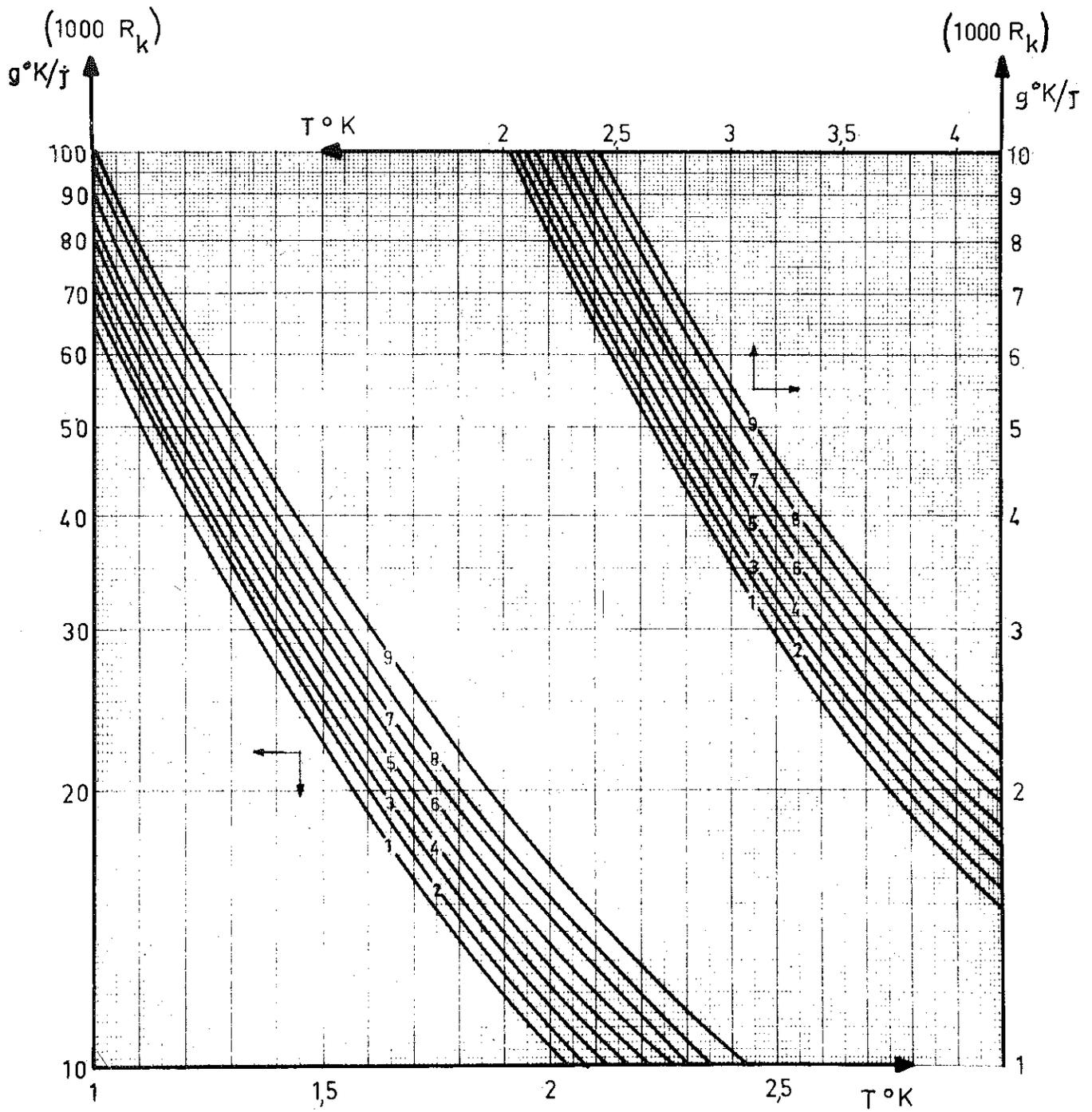


figure 23

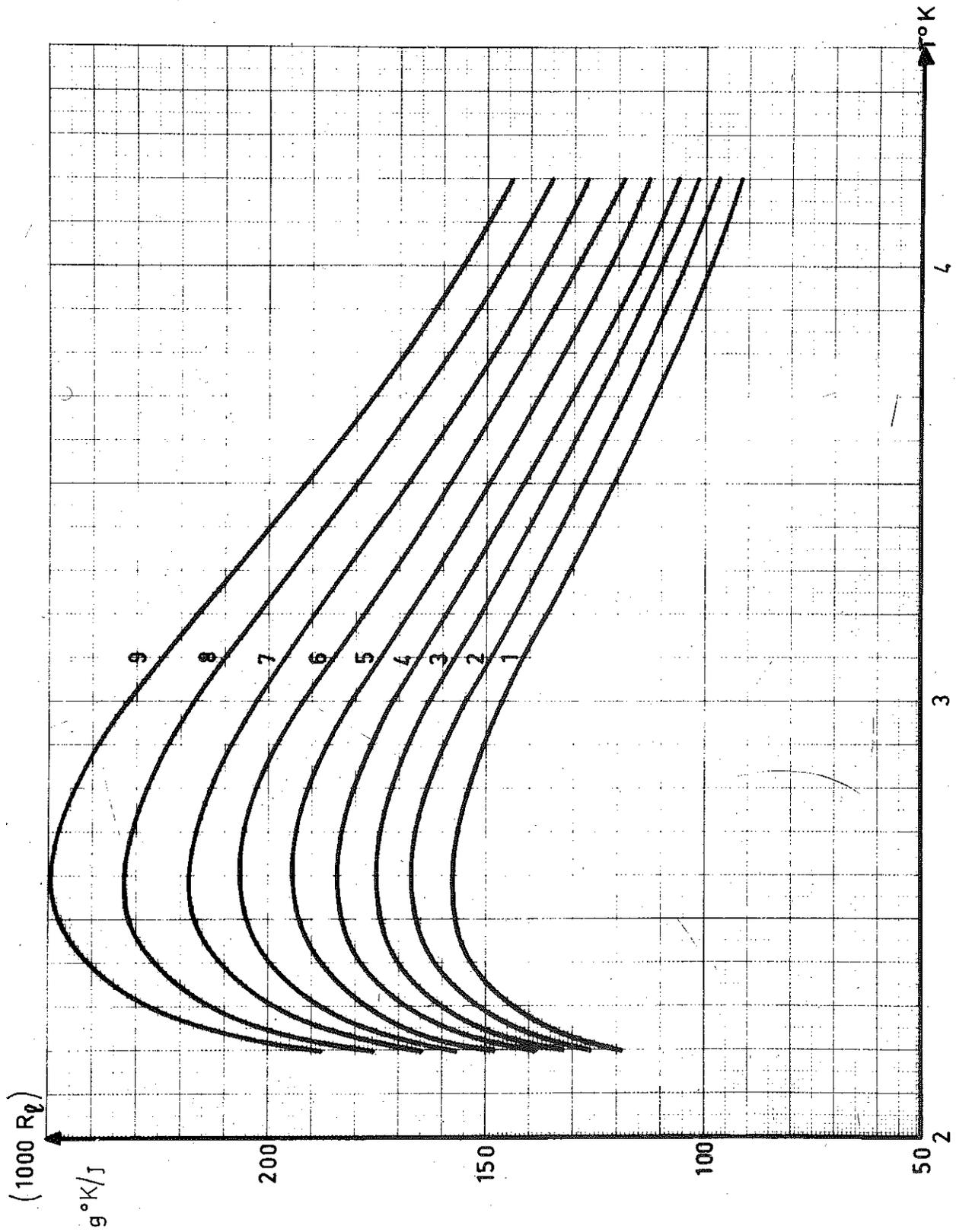


figure 24

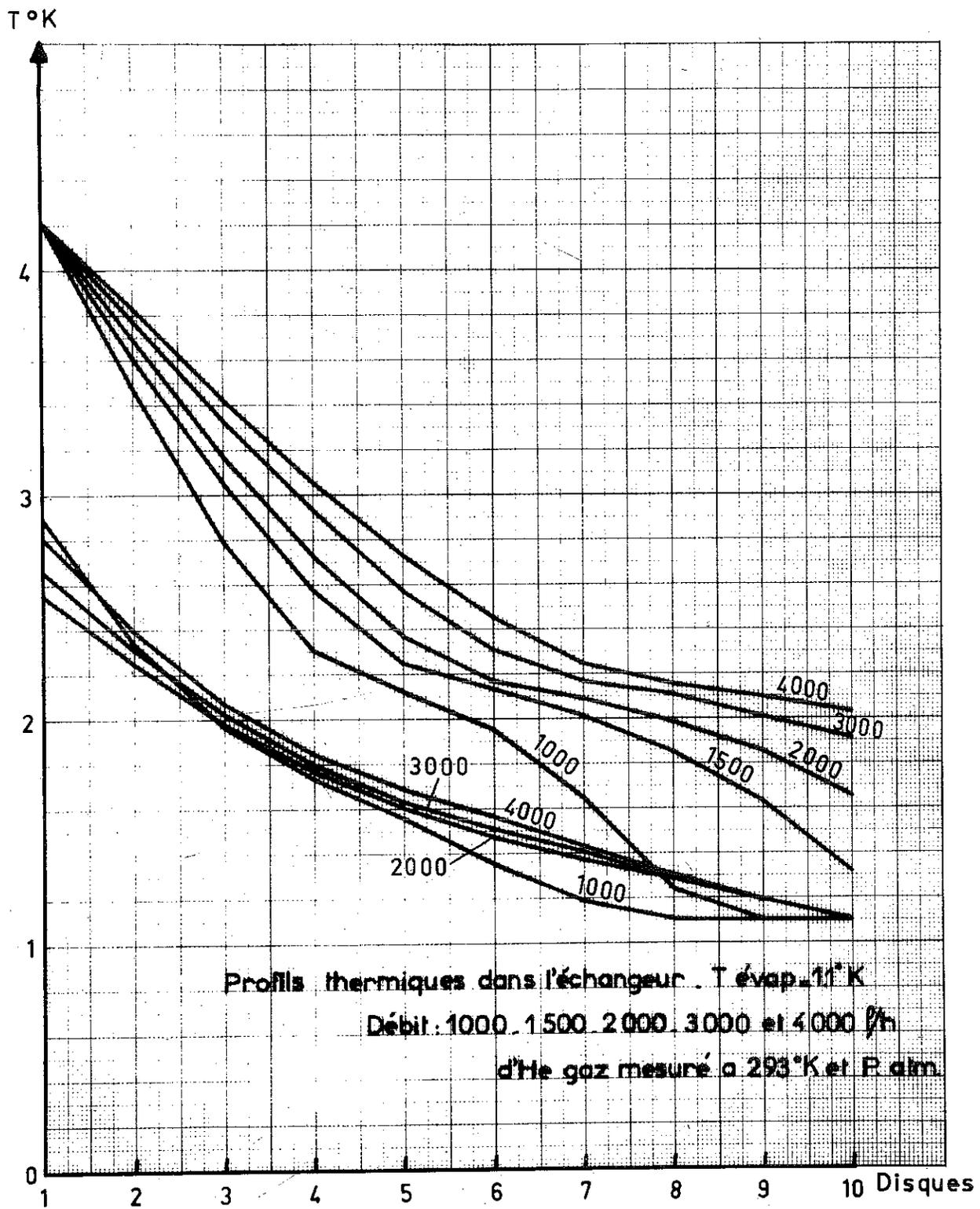


figure 25

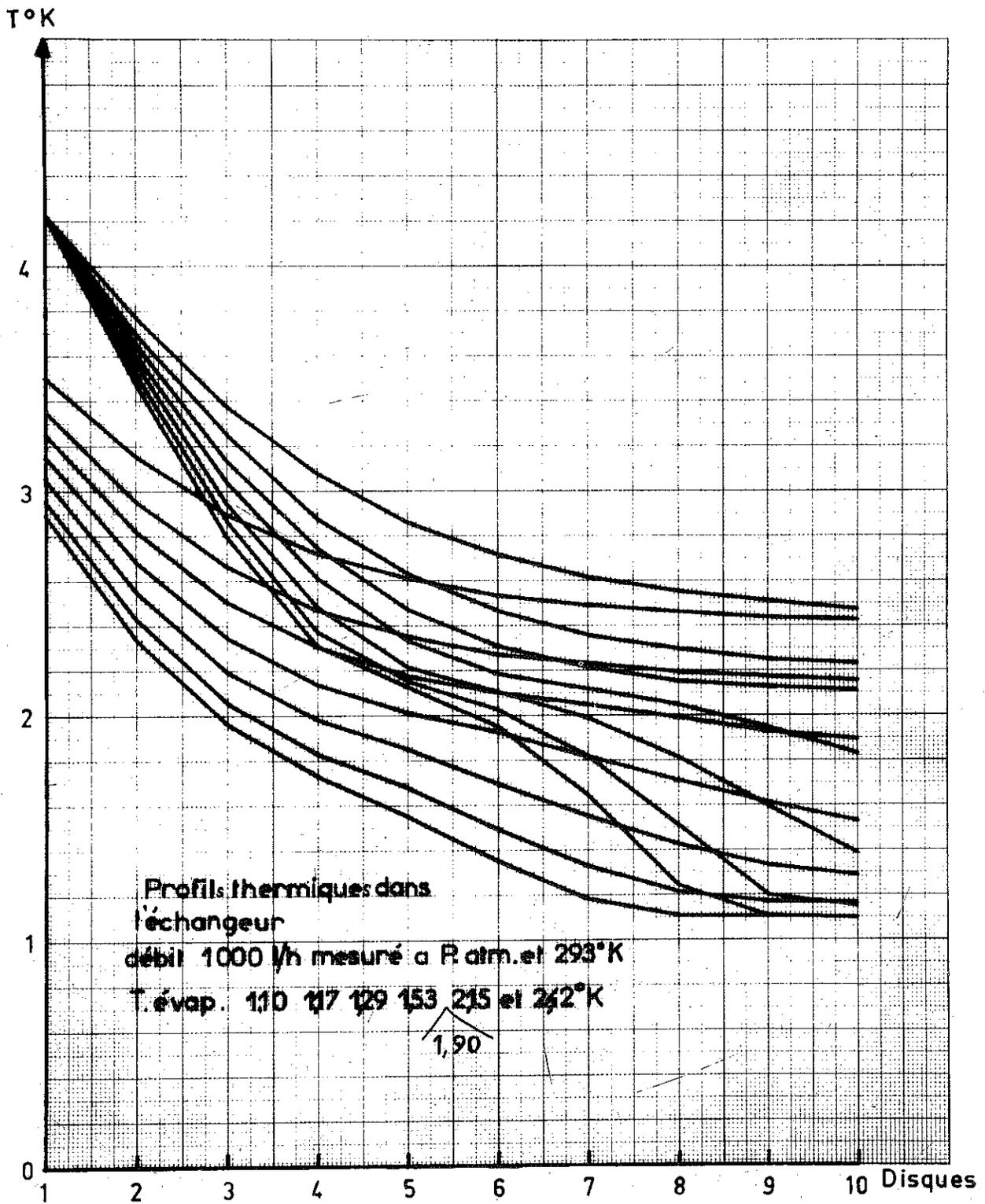
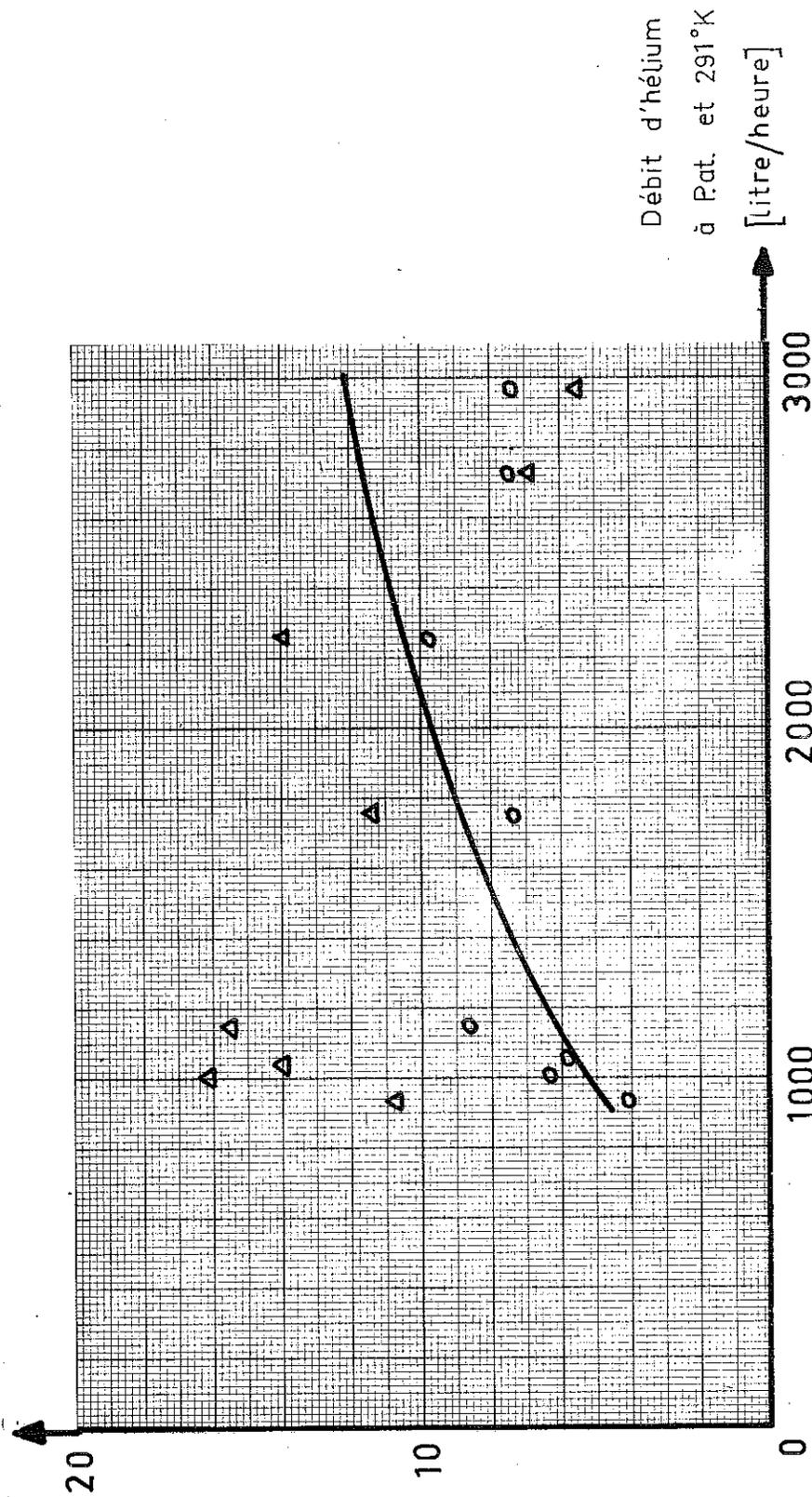


figure 26

% Hélium liquide  
vaporisé à la détente



Rendement calculé et mesuré de l'échangeur  
(essais faits avec une pompe de 250 m<sup>3</sup>/H)

- o mesures déduites de la température avant détente
- Δ mesures déduites du débit de gaz
- % de vaporisation calculée

figure 27

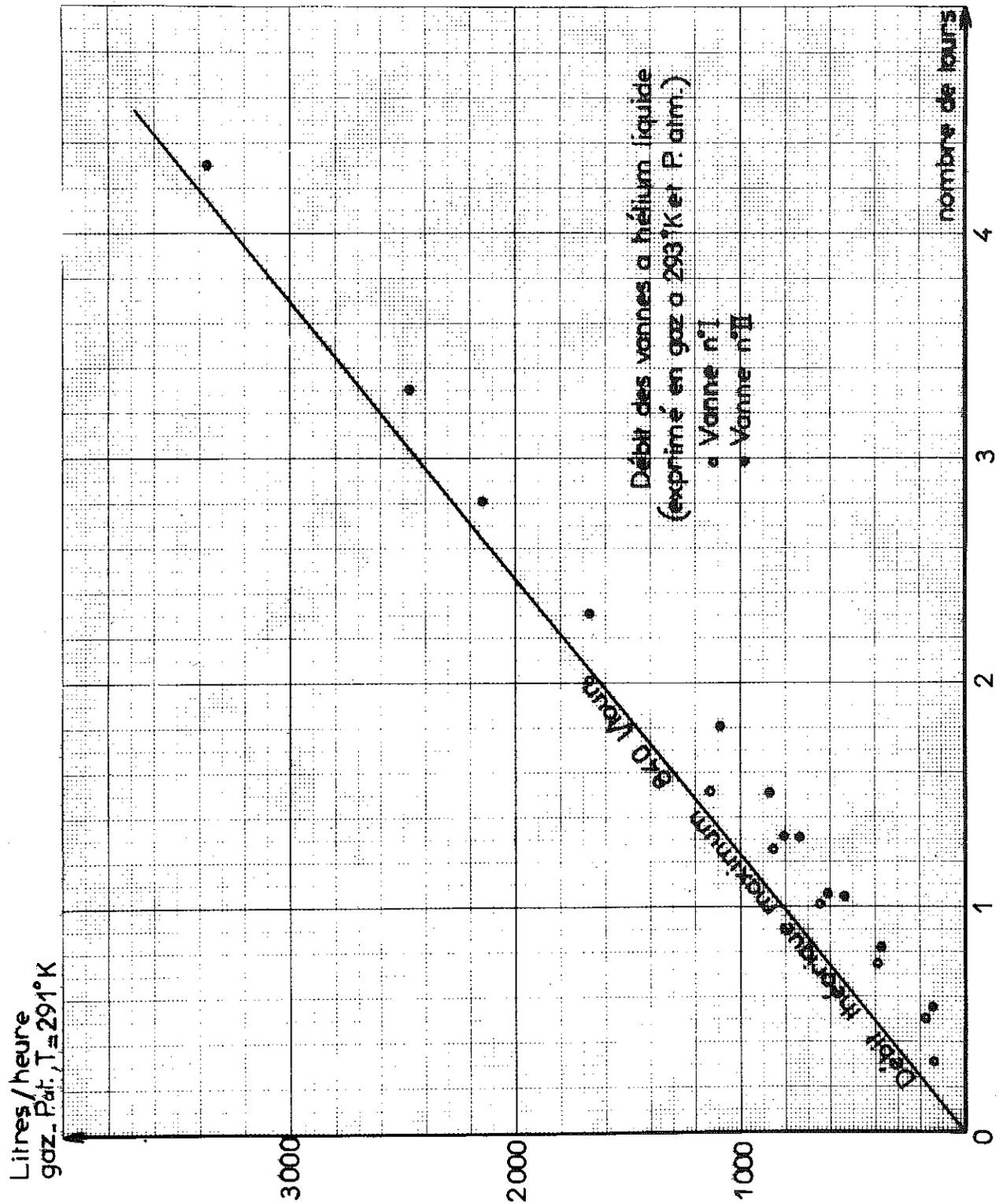
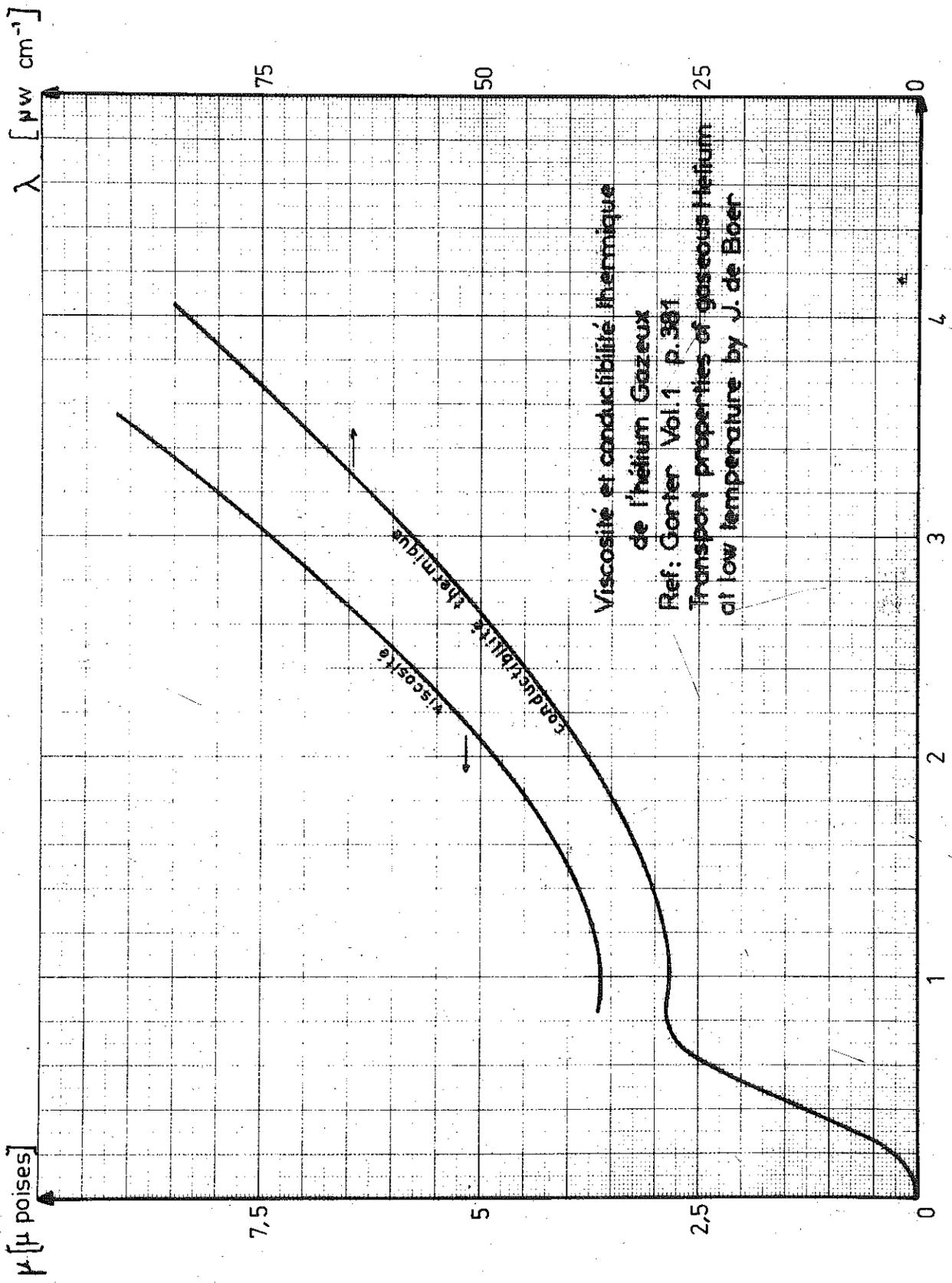
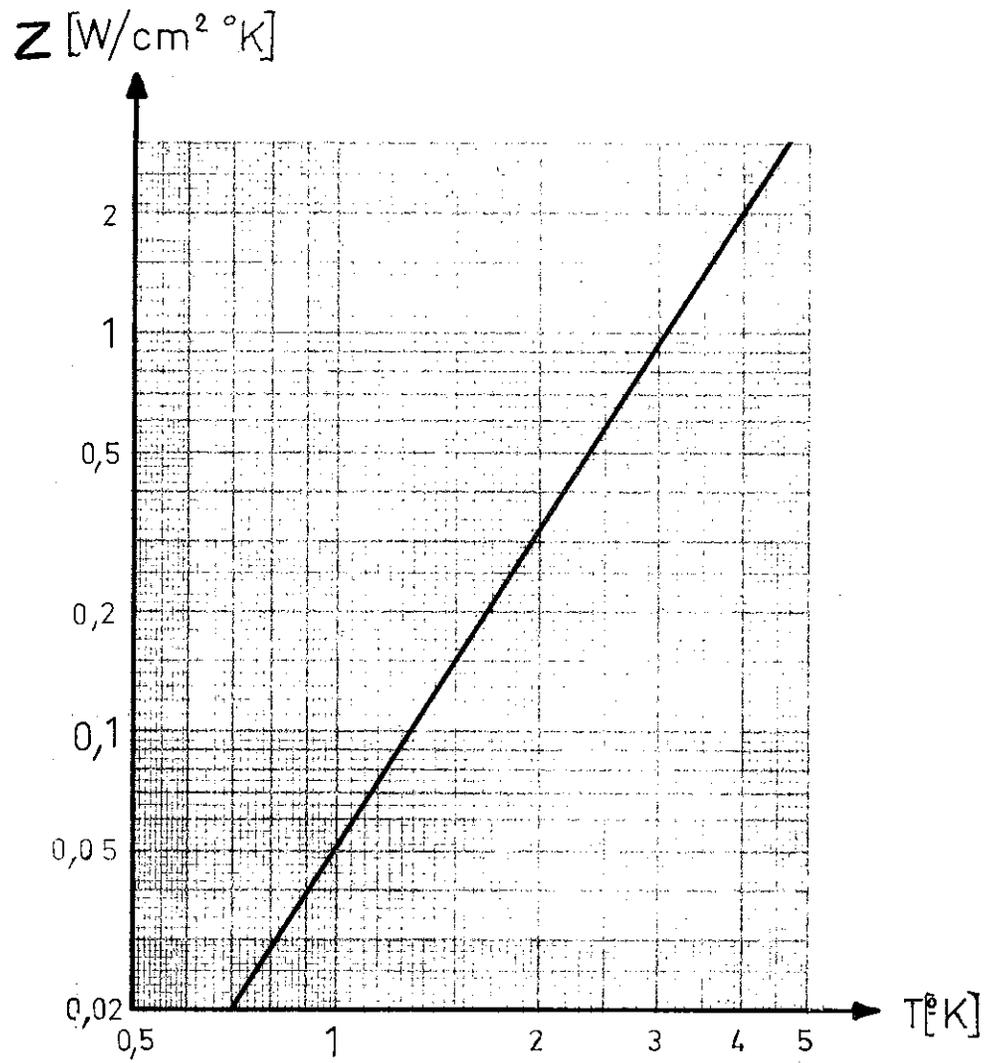


figure 28



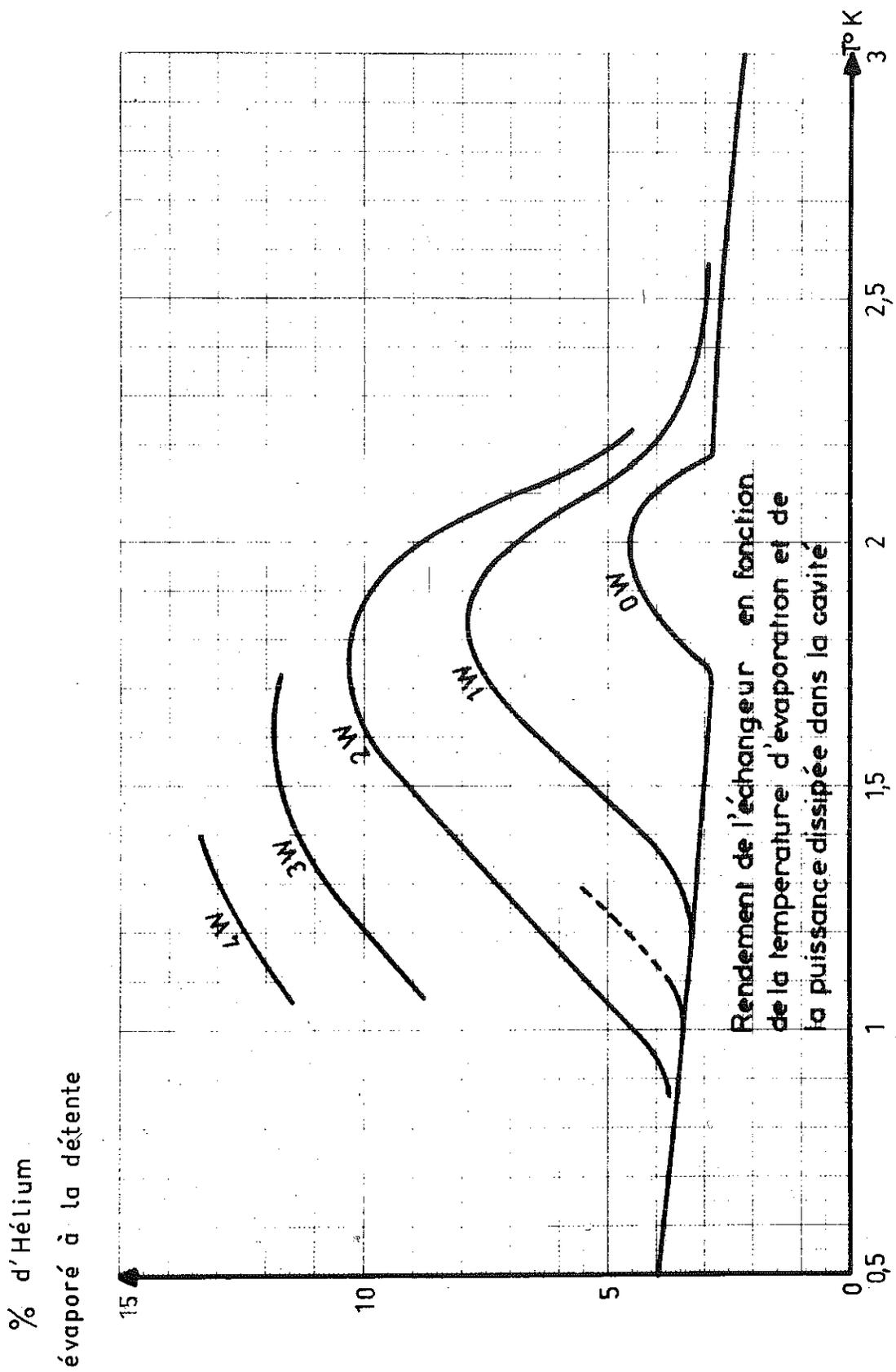
Viscosité et conductibilité thermique  
 de l'hélium gazeux  
 Ref: Gorter Vol.1 p.381  
 Transport properties of gaseous Helium  
 at low temperature by J. de Boer

figure 29



Coefficient de Kapitza  
contact cuivre-hélium

Réf: Kuang Wey Yen Trad. JETP 15\_4 (635\_645) Oct. 1962



Rendement de l'échangeur en fonction de la température d'évaporation et de la puissance dissipée dans la cavité

figure 31

% d'Hélium  
évaporé à la détente

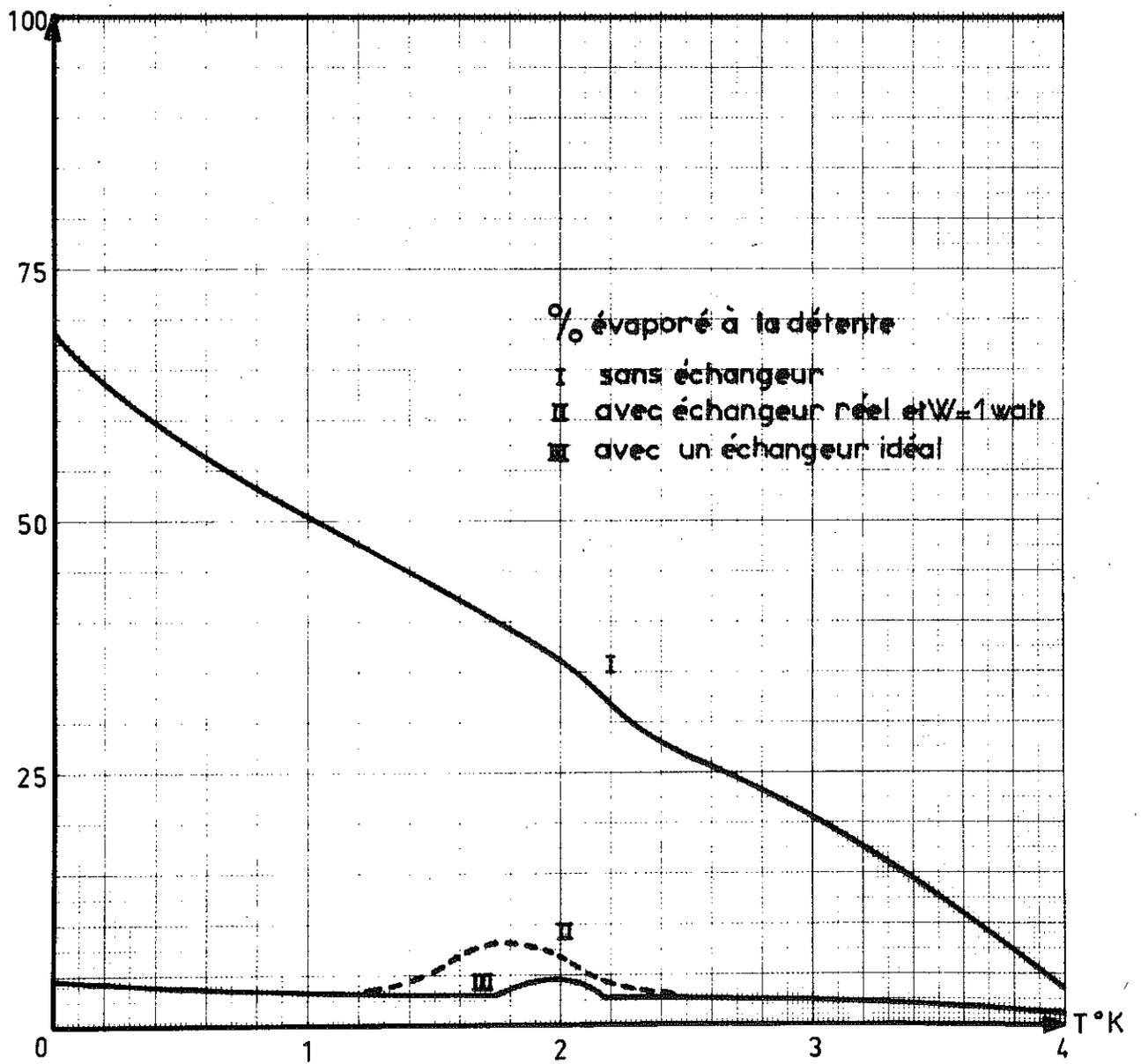
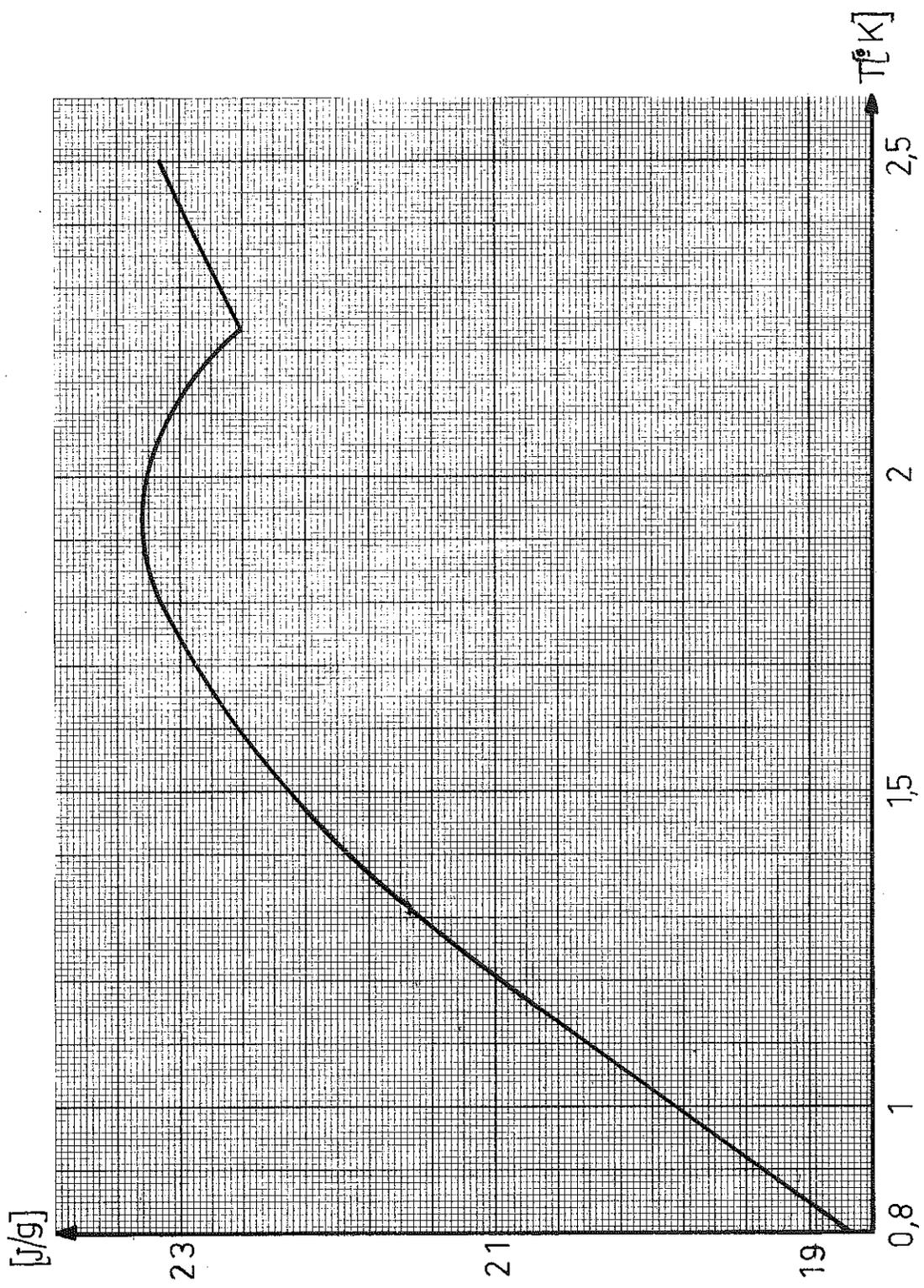


figure 32



Chaleur de vaporisation  
de l'hélium

figure 33

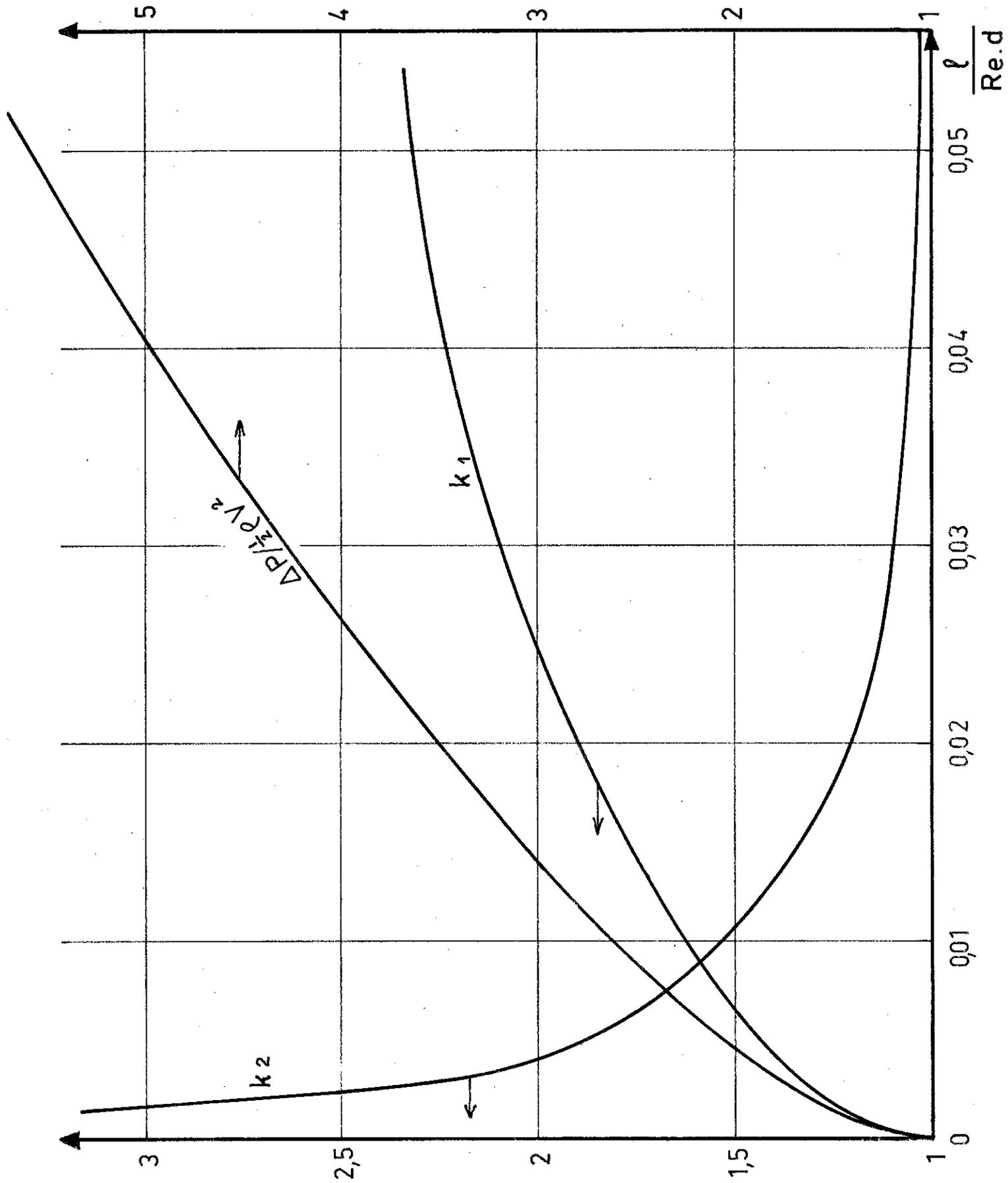


figure 34

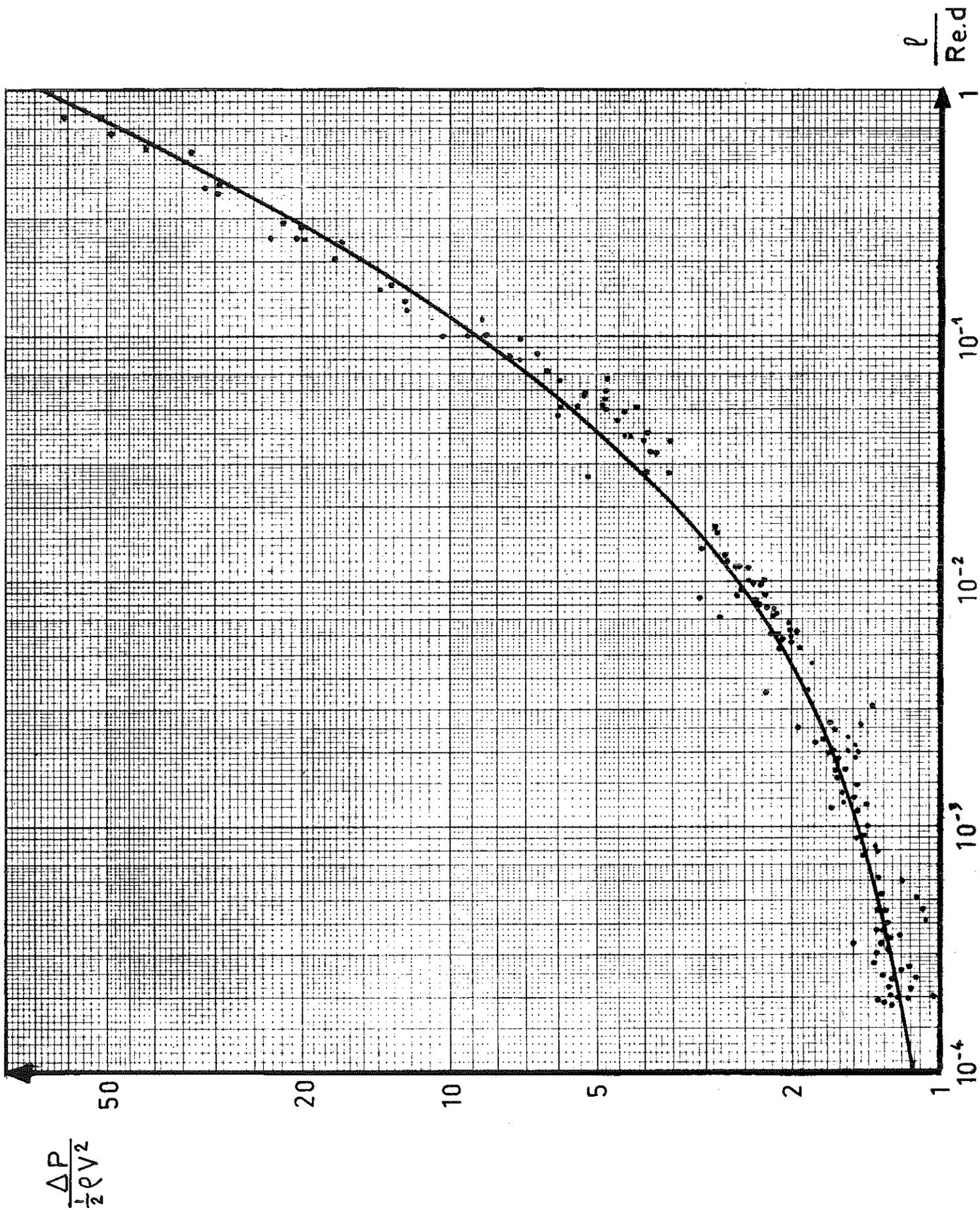


figure 35

Choix du diamètre et du nombre de trous de la cavité en fonction  
 1° de la vitesse de la pompe  $L^*$  (en  $m^3$  /seconde)  
 2° de la puissance dissipée dans la cavité  $W$  (en watt)

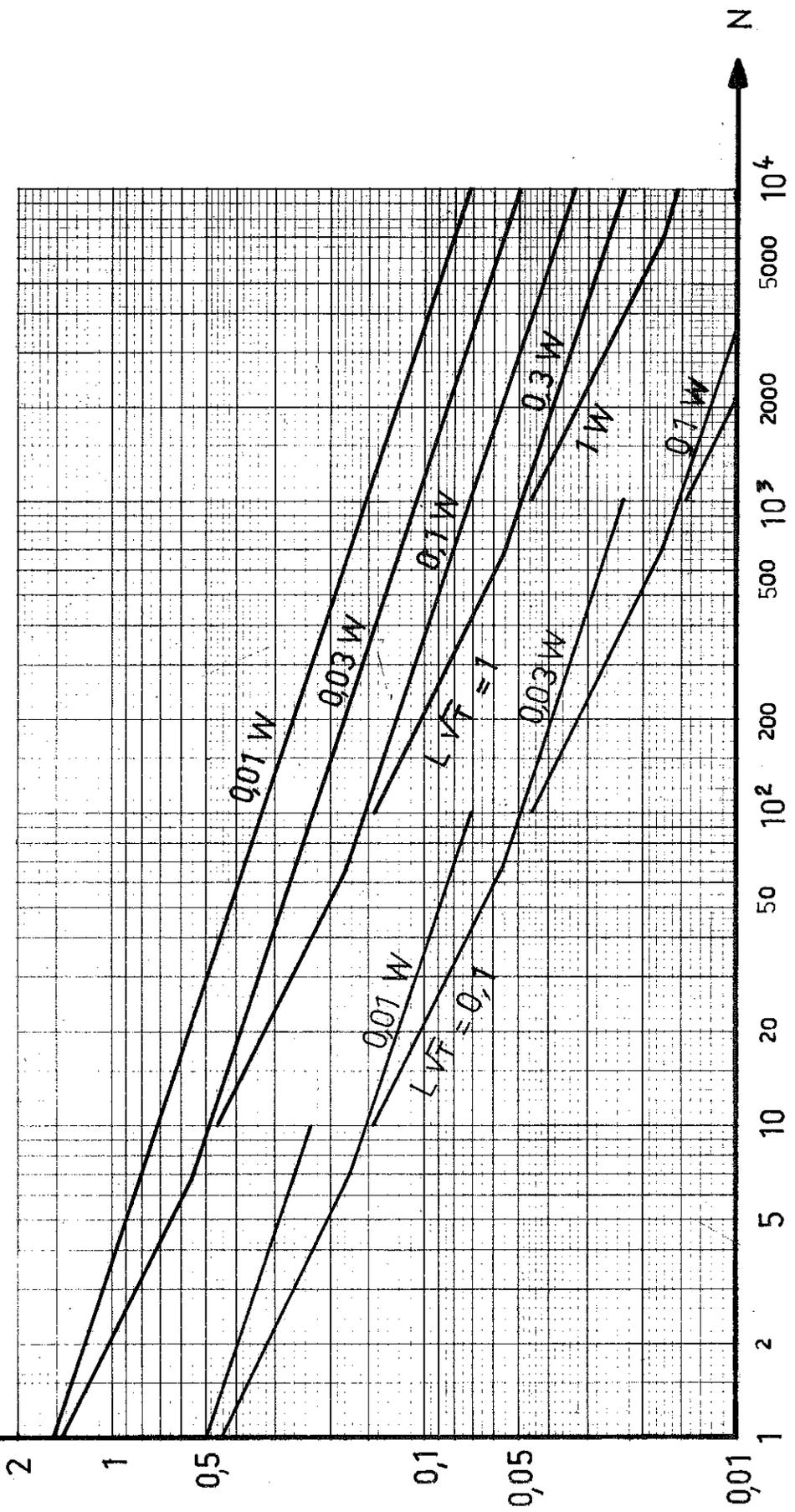
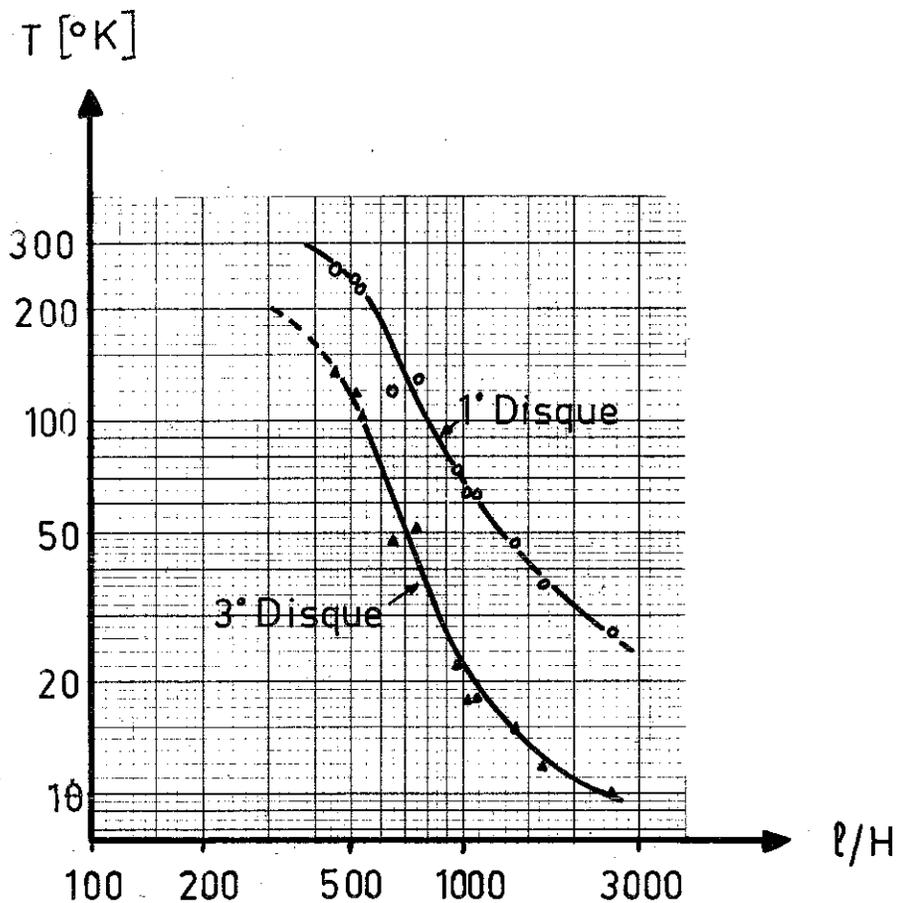


figure 36



Température des 1° et 3° disques écrans en fonction du débit total (cavité + séparateur) mesuré en  $l/h$  sous pression atmosphérique et à  $293^{\circ}K$

figure 37

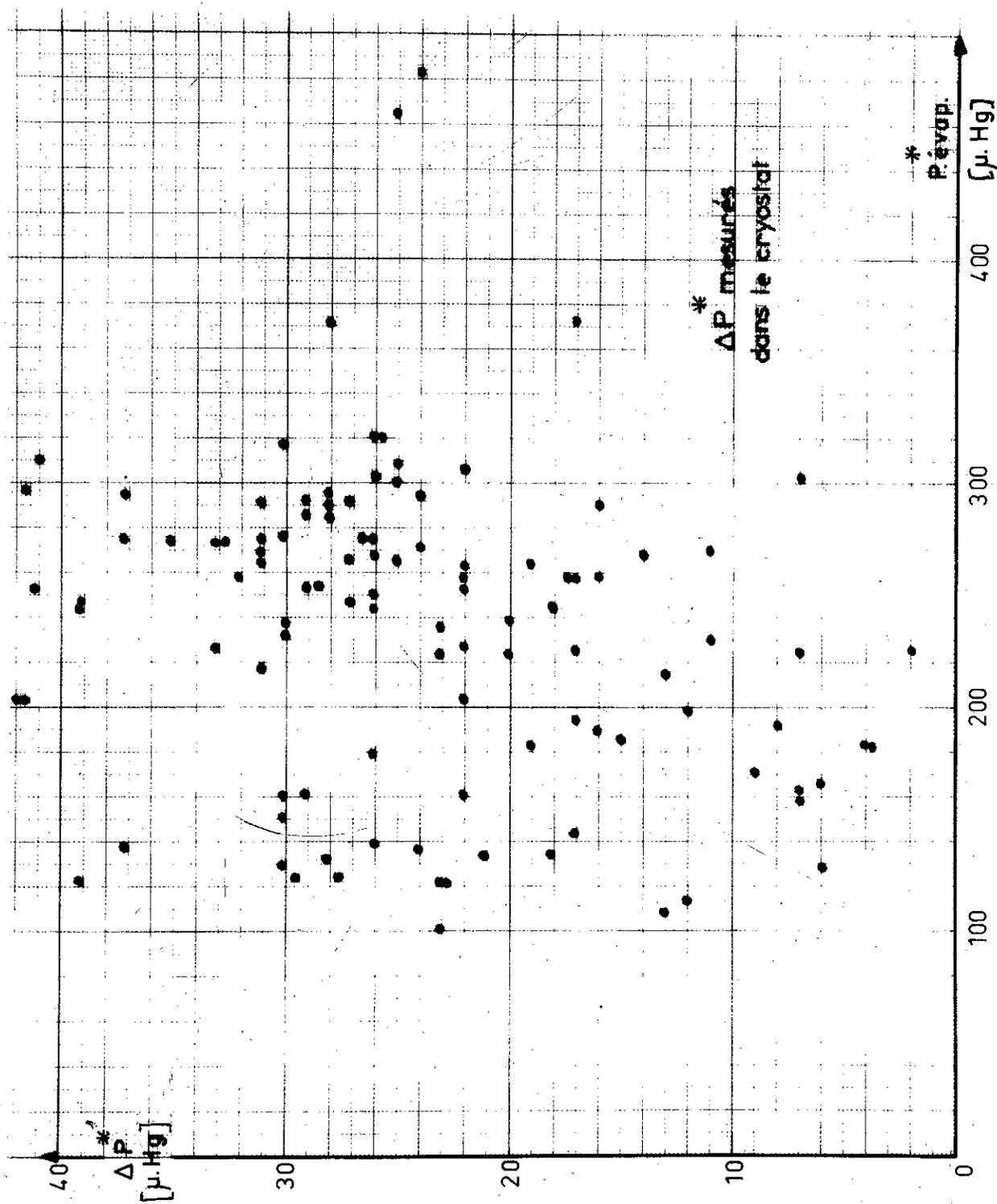


figure 38

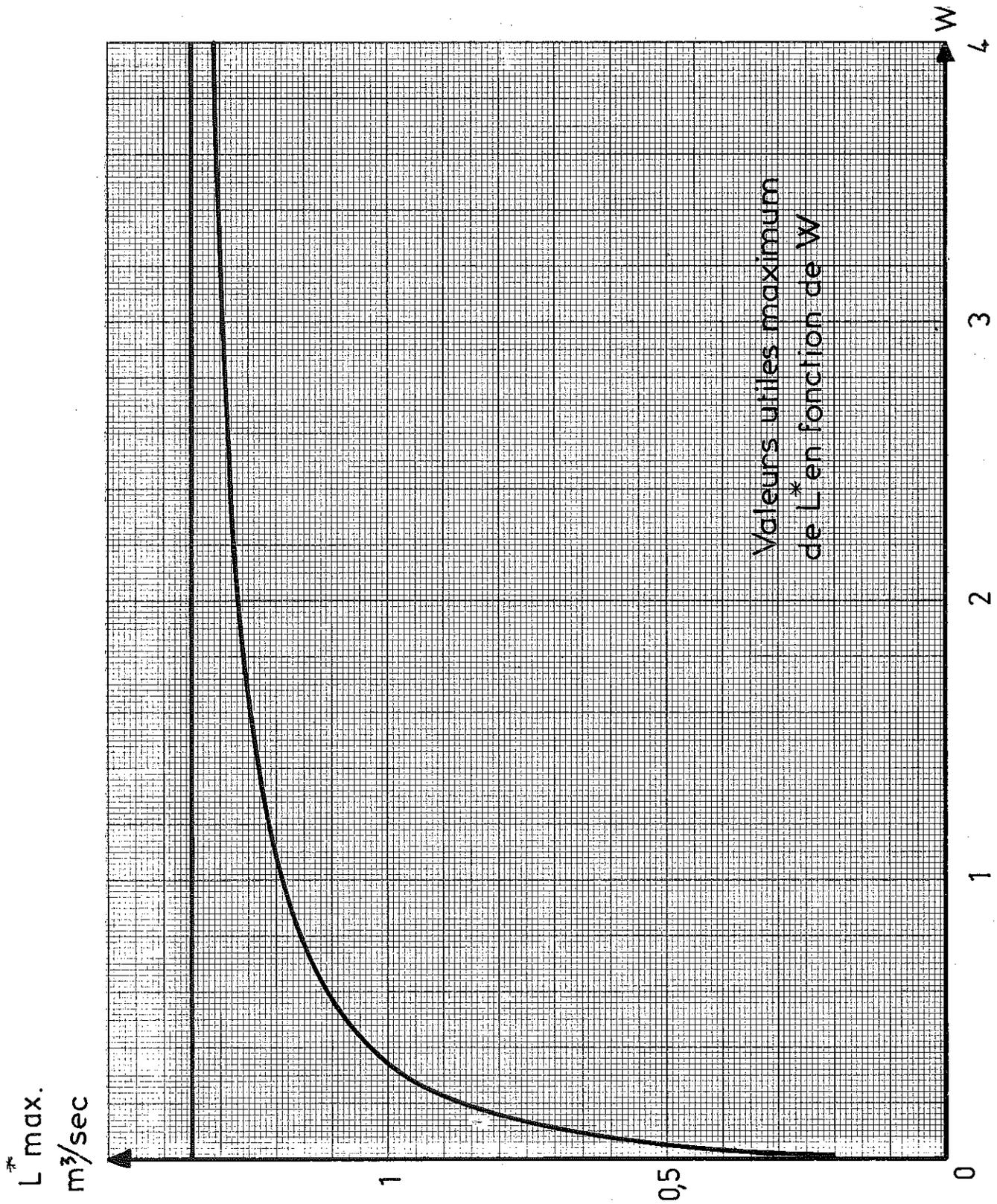


figure 39

$P^*_{\text{évap.}}$  [Torr = mm. Hg.]

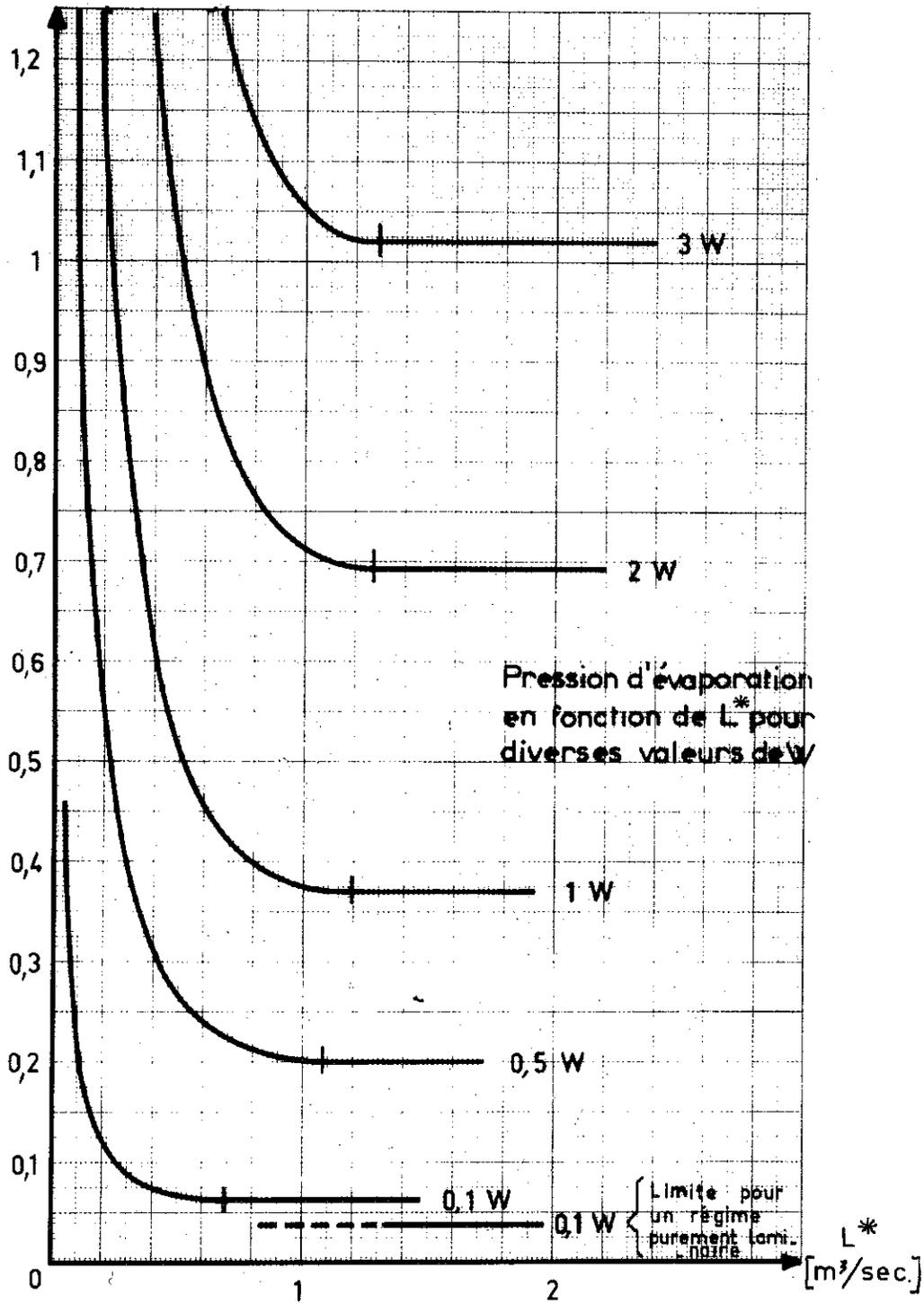


figure 40

I

NOMENCLATURE

$A_1$	$\text{cm}^2 \text{ sec } g^{-1}$	Surface de contact gaz/cuivre par g/sec de débit
$B_1$	$\text{cm}^2 \text{ sec } g^{-1}$	Surface de contact cuivre/He liquide par g/sec de débit
$C_p$	$J g^{-1} \text{ } ^\circ K^{-1}$	Chaleur spécifique à pression constante
D	cm	Diamètre des disques, écrans ou canalisations
d	cm	Diamètre des trous et orifices
F(y)	nombre	Fonction définie p. 30
G	$g \text{ cm}^{-2} \text{ sec}^{-1}$	Débit massique par unité de surface
H	$J g^{-1} \text{ } ^\circ K^{-1}$	Enthalpie
h	$\text{watt cm}^{-2} \text{ } ^\circ K^{-1}$	Coefficient d'échange thermique
$k_1$ et $k_2$	nombres	Coefficient défini p. 57
L	$\text{cm}^3 \text{ sec}^{-1}$	Vitesse de la pompe
$L^*$	$\text{m}^3 \text{ sec}^{-1}$	- d° -
$\ell$	cm	Longueur. (Épaisseur dans le cas des disques)
M	$g \text{ Mole}^{-1}$	Masse moléculaire
$\dot{m}$	$g \text{ sec}^{-1}$	Débit massique
N	nombre	Nombre de trous ou orifices
P	$\mu b$	Pression
$P^*$	$\mu\text{-Hg}$	- d° -
$P_1$	$\mu b$	Pression à l'intérieur de la cavité
$P_2$	$\mu b$	Pression à la sortie (à l'extérieur) de la cavité
Q	$\text{cm}^3 \text{ sec}^{-1}$	Débit
$Q_0$	$\text{cm}^3 \text{ sec}^{-1}$	Débit à l'aspiration de la pompe = L
R	cm	Rayon
r	cm	Rayon du tube de l'échangeur
$R_m$	$g \text{ } ^\circ K J^{-1}$	Résistances thermiques rapportées } dans le cuivre à une surface correspondant à } dans le gaz un débit de 1g/sec } paroi/liquide } dans le liquide Totale
$R_g$	$g \text{ } ^\circ K J^{-1}$	
$R_K$	$g \text{ } ^\circ K J^{-1}$	
$R_L$	$g \text{ } ^\circ K J^{-1}$	
$R_T$	$g \text{ } ^\circ K J^{-1}$	
S	$\text{cm}^2$	Section
T	$^\circ K$	Température
$T_m$	$^\circ K$	Température moyenne
V	$\text{cm sec}^{-1}$	Vitesse
$V_c$	$\text{cm sec}^{-1}$	Vitesse du son
W	watt	Puissance dissipée ou flux thermique
$W_{HF}$	watt	Puissance apportée par l'hyperfréquence

## II

Y	nombre	Rapport Rayon/libre parcours
$\Delta P$	$\mu b$	Perte de charge
$\Delta P^*$	$\mu \text{ Hg}$	- d° -
$\Delta P_H$	$\mu b$	Perte de charge due aux variations de vitesse
$\Delta P_F$	$\mu b$	Perte de charge due à la viscosité
$\Delta T$	°K	Différence de température
$\alpha$	radian	Secteur de disque
$\gamma$	nombre	Rapport des chaleurs spécifiques : $C_p/C_v$
$\lambda$	watt cm °K <sup>-1</sup>	Conductibilité thermique
$\lambda_a$	watt cm °K <sup>-1</sup>	Conductibilité thermique apparente des disques perforés
$\mu$	poise	Viscosité
$\rho$	g cm <sup>-3</sup>	Densité
$\rho_1$	g cm <sup>-3</sup>	Densité de l'hélium gazeux à l'intérieur de la cavité

## INDEX ALPHABÉTIQUE

	Pages	Figures
ABRAGAM A. Réf. (2) (3) .....	4	
BORGHINI M. Réf. (3) .....	4	
Canalisation de transfert d'hélium liquide .....	7	
Cavité HF	9	
"    "    (détermination du nombre et du diamètre des orifices) .....	63	36
"    "    de l'expérience de diffusion P.pol/P.pol à 20 MeV .....		1-2
Chaleur de vaporisation de l'hélium liquide .....	50	33
Conductibilité thermique de l'hélium gazeux .....	39	29
Conduite .....	14	
Convection dans l'enceinte intérieure .....	21	
Cryostat, description .....	9	
Cuivre (conduction dans le -) .....	39	
Débit d'hélium liquide .....	16	

	Pages	Figures
Débit "séparateur" .....	11	
Dewars de stockage .....	5	
"    "    "    (équipement des têtes de -) .....	6	6
"    "    "    (plateau à billes pour -) .....	6	5
Echanges thermiques gaz - paroi .....	36-46	
"    "    liquide - paroi .....	44-47	
"    "    (coefficients d'-) dans l'échangeur	27-28	21-22
	34	23-24
"    "    (coefficients d'-) variation avec		
avec le débit .....	46	
Echangeur .....	25	11
"    (bilan thermique) .....	25	
"    (description) .....	26	
"    (pertes de charge dans l'-) .....	64	
"    (rendement) .....	28-48	
	66	
"    (répartition des températures dans l'-)	28-47	25-26
Ecran conique .....	10	
Ecrans perforés .....	11	
"    "    (perte de charge au passage dans les -)	68	
"    "    (température dans les 1er et 3ème		
disques en fonction du débit) .....	68	37

	Pages	Figures
Enceintes .....	9	8
Energie (difficulté variable du problème suivant l'!) ....	2	
Expérience de diffusion P. pol/P. pol à 20 MeV .....	4	1-2
"          "    P./P. pol à 600 MeV .....		3
"    détermination de la parité du $\Xi$ .....		4
Fluctuations de la température (causes de -) .....	16	
Fonctionnement, conduite .....	14	
GOEDSTEIN S. Réf. (10) .....	57	
Hélium-gaz, chaleur spécifique .....	25	19
Hélium-liquide, chaleur de vaporisation .....	50	33
"    "    chaleur spécifique sous pression atm. ...	25	19
"    "    conductibilité thermique, viscosité .....	39	29
"    "    débit .....	16	
Horizontal (choix d'un dewar -) .....	3	
Kapitza (résistance de -) .....	35-42 47	30
KEESOM W.H. Réf. (5) .....	31	
Lambda (point - ) .....	25	
Limitations de la descente en température .....	20	
Mac ADAMS Réf. (8) (9) .....	37-44	
Manomètres .....	12	
Mise en route .....	14	

	Pages	Figures
Pertes de charge dans le système de pompage .....	22-23 49	
Pertes de charge - formules applicables .....	56	
"        "    - (détail des) .....	58	
"        "    - à l'entrée des conduits et orifice ...	57	34-35
"        "    - à la sortie de la cavité .....	58	
"        "    - dans l'échangeur .....	64	
"        "    - dans les écrans .....	68	
"        "    - à la sortie du cryostat .....	70	
"        "    - dans la tuyauterie de pompage .....	71	
"        "    - récapitulation .....	72	38
Pertes thermiques dans les parties froides .....	19	
Plateau à billes pour dewars .....	6	5
PRANDTL Réf. (11) (12) .....	58-60	
Pression (indicateurs de -) .....	12	
"        à l'aspiration de la pompe .....	50	
"        d'évaporation .....	26	
Pompage (tuyauterie de -) .....	13	
Pompes à vide .....	14	16-17
"        "    (choix de la -) .....	73	39-40
"        "    (pression à l'aspiration -) .....	50	
"        "    (puissance de la -) .....	24	

## VII

	Pages	Figures
Régime d'écoulement du gaz .....	51	
Rendement de l'échangeur .....	28-48	27-31 32
Résistance de carbone dans la mesure de la température	II	
Reynold (nombre de -) .....	52-55	
ROBERTS T.R. Réf. (6)(7) .....	30-31	
SCHMIDT G. Réf. (4) .....	30	
Séparateur de phases .....	10	12
Séparateur (débit -) .....	11	
SHAPIRO G. Réf. (1) .....	3	
Siphon de transfert .....	7	
Son (vitesse du son dans l'hélium gazeux) .....	51	
Superfluide (conduction par l'hélium -) .....	21	
Température (causes de fluctuations de la -) .....	16	
"    (indicateurs de -) .....	12	
"    (pont de mesure de la -) .....	12	13-14
Têtes de dewar (équipement des -) .....	6	6
Thermomoléculaire (correction d'effet -) .....	13-30	15
Transfert (canalisation de -) .....	7	7
Tripe .....	10	8-9
Tuyauterie de pompage .....	13	
"    "    (pertes de charge dans la -) .....	71	

## VIII

	Pages	Figures
Vanne de détente .....	10-29	10-28
" de pré-refroidissement .....	11-29	10
" de réglage du "débit séparateur" .....	16	
Vide (schéma de l'installation) .....		16-17
Viscosité de l'hélium gazeux .....	39	29
WEBER S. Réf. (4) .....	30	

DEUXIEME THESE

Propositions données par la Faculté

Vu

Grenoble, le

Le Président de la Thèse

L. WEIL

Vu

Grenoble, le

Le Doyen de la Faculté des Sciences

L. WEIL

Vu, et permis d'imprimer

Le Recteur de l'Académie

de Grenoble

M. NIVEAU

