

SERIE : B
No. d'Ordre : 34
No. de Série : 17

THESE
Présentée

D E V A N T L ' U N I V E R S I T E D E R E N N E S

U.E.R. STRUCTURE ET PROPRIETES DE LA MATIERE

pour obtenir

le grade de Docteur de l'Université de Rennes

par José DELFOSSE

Sujet de la Thèse PROTECTION DES ANNEAUX DE STOCKAGE CONTRE
LES IRRUPTIONS D'AIR

CERN LIBRARIES, GENEVA

CERN LIBRARIES, GENEVA



CM-P00042795

juillet 1979

SERIE : B
No. d'Ordre : 34
No. de Série : 17

THESE
Présentée

D E V A N T L ' U N I V E R S I T E D E R E N N E S

U.E.R. STRUCTURE ET PROPRIETES DE LA MATIERE

pour obtenir

le grade de Docteur de l'Université de Rennes

PAR José DELFOSSE

Sujet de la Thèse PROTECTION DES ANNEAUX DE STOCKAGE CONTRE
LES IRRUPTIONS D'AIR

Soutenue le 9 novembre 1979 devant la Commission d'Examen

MM. J. MEVEL	Professeur à l'Université de Rennes I	Président
S. ROBIN	Professeur à l'Université de Rennes I)) Examineurs
E. FISCHER	Physicien au C E R N (Genève)	
A. DURAND	Professeur à l'Université de Rennes I)	

2276916

Table des Matières

	Page
1. INTRODUCTION	5
1.1 Description sommaire des anneaux de stockage à intersections (ISR)	5
1.2 Energie utile comparée des ISR et des accélérateurs classiques	5
1.3 Fréquence des événements nucléaires dans les ISR	6
1.4 Durée de vie d'un faisceau	8
1.5 Un danger potentiel : les irrptions d'air	12
2. VITESSE DES ONDES DE PRESSION	13
2.1 Etude bibliographique	13
2.2 Etude expérimentale	13
2.2.1 Appareillage utilisé	14
2.2.2 Résultats des mesures et commentaires	18
2.2.3 Tentative d'interprétation par le calcul	24
3. DETECTION DES IRRUPTIONS D'AIR ATMOSPHERIQUE	25
3.1 Qualités demandées aux détecteurs et évaluation spéculative de leurs mérites	25
3.2 Etude expérimentale des détecteurs retenus	26
3.2.1 Temps de réponse de l'électromètre d'une jauge à ionisation	26
3.2.2 Essais de détection avec simulation d'accident	30
3.3 Choix du détecteur adéquat	33
4. VANNE RAPIDE	33
4.1 Considérations générales sur le choix des matériaux	33
4.2 Performances désirables pour la vanne rapide	34
4.2.1 Disposition dans les ISR des vannes et détecteurs	34
4.2.2 Temps de fermeture désirable	36
4.2.3 Fuite tolérable	36
4.2.4 Couples à mettre en oeuvre	36
4.2.5 Effet de la précontrainte des ressorts	40
4.2.6 Limitations pratiques affectant les performances	42
4.2.6.1 Limitation due à l'axe de rotation	42
4.2.6.2 Limitation due aux ressorts	45
4.2.7 Mesure du moment d'inertie de l'équipage mobile	51

	Page
4.3 Déclenchement de la fermeture	52
4.3.1 Etablissement du courant dans l'électro-aimant	53
4.3.2 Mouvement du noyau	54
4.4 Description du mécanisme	55
4.5 Vérification des performances	56
4.6 Performances d'autres vannes rapides	59
4.6.1 National Electrostatics Corp.	59
4.6.2 High Voltage Engineering	59
4.6.3 VAT	60
4.7 Emploi des vannes rapides CERN à d'autres fins	60
5. COMMANDE ELECTRONIQUE DE LA PROTECTION	60
6. TENTATIVE D'EVALUATION DE L'EFFICACITE DE LA PROTECTION	63
6.1 Irruptions d'air expérimentales	63
6.2 Exemple d'intersection protégée I.2	67
6.3 Analyse de quelques incidents	67
6.3.1 Soufflet percé	69
6.3.2 Irruption d'air avant la pose des vannes rapides	69
6.3.3 Implosion de la première intersection en titane allié	69
6.3.4 Réflexions après l'implosion de I.7	70
7. AMELIORATION DE LA DETECTION DES IRRUPTIONS D'AIR	71
7.1 Courant des pompes ioniques $2 \text{ l} \cdot \text{s}^{-1}$ avec et sans aimant	71
7.2 Détecteurs modifiés	71
8. PERSPECTIVES D'AVENIR	72
8.1 Détection dès la mise sous vide	72
8.2 Vannes plus rapides et complètement étanches	73
9. CONCLUSION	79
REMERCIEMENTS	80
BIBLIOGRAPHIE	81

1. INTRODUCTION

1.1 Description sommaire des anneaux de stockage à intersection (ISR)

Le CERN a construit et exploite depuis le début de 1971 des anneaux de stockage à intersections ²⁾ (en anglais : "Intersecting Storage Rings" ou ISR).

La figure 1 montre la disposition générale de cet appareil. Des protons, accélérés par le synchrotron à des énergies comprises entre 11 et 26,5 GeV, sont envoyés dans l'un ou l'autre des anneaux de stockage. Impulsion après impulsion, ils sont accumulés jusqu'à former deux faisceaux dont l'intensité peut maintenant dépasser 30 A. Les faisceaux guidés magnétiquement circulent en sens opposés sur deux trajectoires quasi circulaires et entrelacées, ménageant huit points d'intersection. Dans ces endroits, une petite partie des protons se heurte de front, produisant ainsi toutes sortes d'interactions nucléaires.

1.2 Energie utile comparée des ISR et des accélérateurs classiques

Quelle est la raison d'être de cette disposition passablement compliquée ?

Pour l'expliquer, il nous faut revenir au schéma d'une expérience plus conventionnelle.

Si une particule douée d'une énergie cinétique E_1 heurte de front une particule au repos, l'énergie E_{CM} disponible dans le centre de masse est plus petite que E_1 ³⁾. Si les particules ont même masse, on a :

$$E_{CM} = mc^2 \sqrt{2 + \frac{2E_1}{mc^2}}$$

où : m est la masse de la particule au repos

et : c la vitesse de la lumière.

Pour le proton : $mc^2 = 0,938$ GeV.

Et si la particule est douée d'une énergie hautement relativiste ¹⁾
on peut écrire sans grande erreur :

$$E_{\text{CM}} = \sqrt{2E_1 mc^2}$$

Par exemple, les protons accélérés à 28 GeV dans le synchrotron du CERN (PS) ne donnent dans le centre de masse que 7,4 GeV et ceux qui atteignent 400 GeV dans le SPS ne libèrent en fait que 27,4 GeV.

La situation est très différente lorsque, comme dans les ISR, des particules se heurtent de front. Si les masses et les énergies E_1 sont égales ²⁾, l'énergie disponible dans le centre de masse est :

$$E_{\text{CM}} = 2E_1$$

Dans les ISR, les protons à 26,5 GeV du PS donnent des interactions à 53 GeV. Inversement, pour obtenir cette dernière énergie dans une expérience conventionnelle, il faudrait un accélérateur de 1496 GeV.

1.3 Fréquence des événements nucléaires dans les ISR

Les ISR permettent donc de réaliser des expériences à des énergies inaccessibles aux accélérateurs actuels ou en construction. Toutefois, cet avantage n'est acquis que moyennant une diminution considérable du nombre d'événements nucléaires observés par unité de temps.

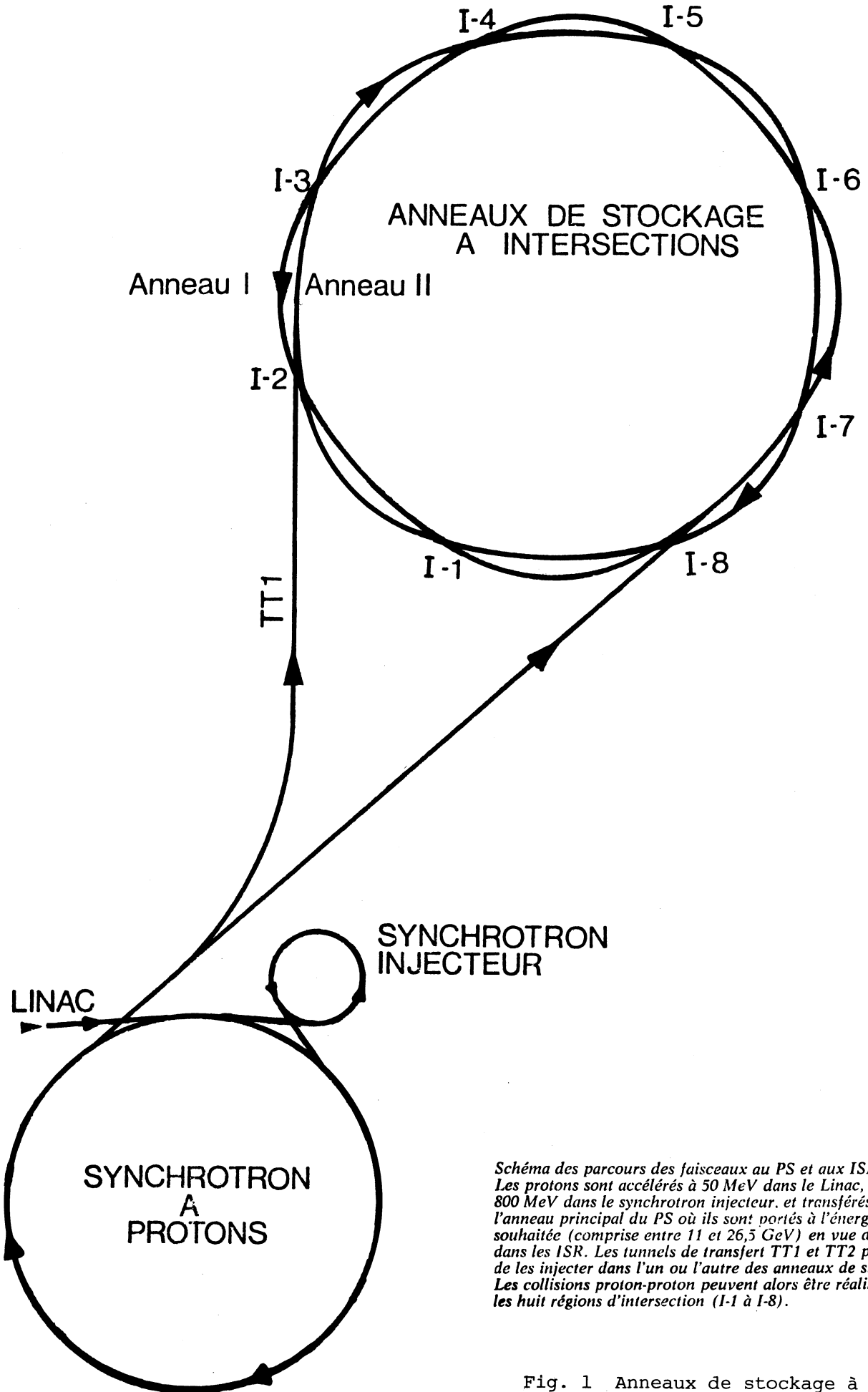


Schéma des parcours des faisceaux au PS et aux ISR. Les protons sont accélérés à 50 MeV dans le Linac, puis à 800 MeV dans le synchrotron injecteur, et transférés dans l'anneau principal du PS où ils sont portés à l'énergie souhaitée (comprise entre 11 et 26,5 GeV) en vue de l'injection dans les ISR. Les tunnels de transfert TT1 et TT2 permettent de les injecter dans l'un ou l'autre des anneaux de stockage. Les collisions proton-proton peuvent alors être réalisées dans les huit régions d'intersection (I-1 à I-8).

Fig. 1 Anneaux de stockage à intersections ou ISR

Considérons un faisceau de protons d'une section de 1 cm^2 , tombant sur une cible d'hydrogène liquide ³⁾. Le nombre N d'événements par seconde et par cm^3 de cible est donné par la formule :

$$N = \rho n \sigma$$

où : ρ est la densité de particules dans la cible, soit :

$$\rho = 4 \cdot 10^{22} \text{ cm}^{-3},$$

n est le flux de particules, que nous prendrons égal à celui produit couramment par le PS, soit : $n = 10^{12} \text{ sec}^{-1}$,

et : σ est la section efficace totale pour la réaction proton-proton, soit : $\sigma = 40$ millibarn.

On trouve $1,6 \cdot 10^9$ événements par seconde et par cm^3 de cible.

Dans les ISR, les interactions proton-proton sont beaucoup moins nombreuses, car il faut considérer comme cible l'un des deux faisceaux et la densité de particules que l'on y trouve est incomparablement plus faible que celle d'une cible d'hydrogène liquide ¹⁾. Avec 25 ampères de protons dans chaque anneau, on compte $5 \cdot 10^5$ événements par seconde et par intersection. Pour obtenir ces hautes intensités, il est nécessaire d'accumuler des centaines d'impulsions provenant du PS. Cette opération prend plusieurs dizaines de minutes sans compter les réglages fins, destinés à optimiser les conditions de collision. La survie des faisceaux, non seulement pendant ce temps mais encore pendant quelques heures ou quelques dizaines d'heures, est évidemment indispensable pour pouvoir mener des expériences de physique corpusculaire.

1.4 Durée de vie d'un faisceau

La durée de vie d'un faisceau est essentiellement conditionnée par la qualité du vide qui règne dans la chambre où il circule. La pression est maintenue à de très basses valeurs par des pompes ioniques et des pompes à sublimation de titane. Quelques pompes cryogéniques sont installées en des endroits particulièrement critiques, non loin de certaines zones d'intersection.

La pré-évacuation, jusqu'à environ 10^{-6} torr, est réalisée par des pompes à palettes et des pompes turbomoléculaires, montées en série.

La survie d'un faisceau, malgré la diffusion nucléaire et surtout malgré la diffusion coulombienne multiple, nécessite des pressions de l'ordre de 10^{-9} torr ^{1), 3)}.

Le choc des protons contre les molécules de gaz résiduel, produit un bruit de fond parasite indésirable pour les expériences de physique nucléaire. Plus la pression est faible, moins ce bruit de fond est important ; une pression de 10^{-11} torr dans les intersections est désirable de ce point de vue ¹⁾.

Mais la menace la plus grave contre le faisceau est due à l'ionisation et à la désorption qu'elle provoque ^{1), 4)}. La figure 2 schématise ce mécanisme. Dans le faisceau, la forte concentration des charges positives donne naissance à un potentiel de charge d'espace qui est d'environ 2 kV pour un courant de 20 A. En présence du faisceau, le gaz résiduel est ionisé par choc et donne naissance à des ions positifs et à des électrons. Les électrons restent prisonniers de la charge d'espace et ont une influence néfaste et encore mal comprise sur la vie du faisceau ¹⁾. Pour les extraire et les neutraliser, quelques centaines de paires d'électrodes produisent un champ électrique, perpendiculaire au faisceau. Quant aux ions positifs, ils sont accélérés vers les parois et provoquent la désorption de molécules faiblement liées à la surface. Cette désorption augmente la teneur en gaz résiduel ou, autrement dit, fait croître la pression qui, à son tour, augmente l'ionisation, et une nouvelle désorption se produit.

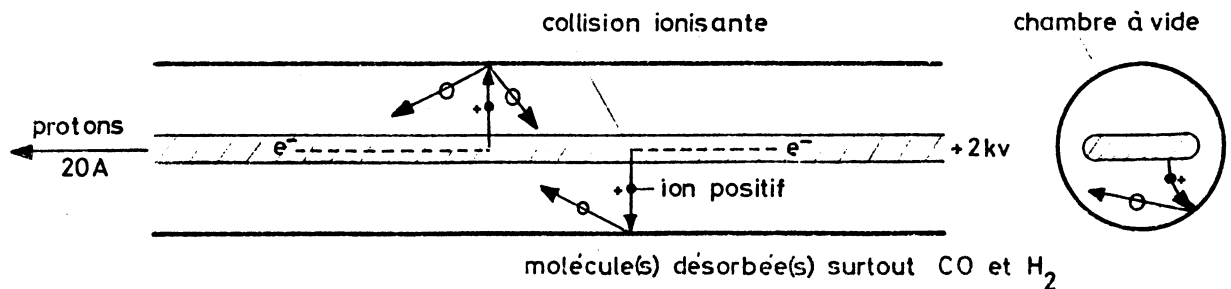


Fig. 2 Mécanisme causant les bouffées de pression dans les ISR

Dans certaines conditions, un phénomène d'avalanche s'amorce et se traduit par une hausse rapide et importante de la pression. Elle est souvent très localisée mais elle peut amener en peu de temps la destruction du faisceau.

Cet effet est caractérisé par le coefficient sans dimension η . C'est le rapport entre le nombre de molécules émergentes et des particules incidentes. Dans les molécules émergentes, on compte négativement les ions se dirigeant vers la paroi, si bien que la limite théorique inférieure de η est -1, s'il n'y a aucune désorption.

Le moyen le plus efficace de lutter contre les montées de pression dues au bombardement ionique est d'agir sur η qui est, en fait, un critère de propreté des parois de la chambre à vide. Le combat a commencé dès le choix de la nuance d'acier inoxydable et s'est poursuivi par un pré-dégazage à 800 °C sous vide des produits semi-finis. Une fois construites, les chambres sont nettoyées avec des solvants organiques et une lessive alcaline, puis soigneusement rincées. Avant la mise en service dans les ISR, ces enceintes sont étuvées à 300 °C sous vide pendant 24 heures. Ce processus n'est cependant pas toujours suffisant pour assurer une pression stable dans les ISR et les η obtenus de cette façon, bien que faibles, sont cependant positifs. Pour pousser plus loin la propreté des parois, certains secteurs des ISR sont maintenant soumis à un nettoyage par décharge gazeuse.

Ce n'est ni plus ni moins que l'accélération du processus d'amélioration naturelle de la qualité de la surface intérieure des ISR. Car les molécules désorbées des parois sont éliminées par pompage et η prend des valeurs de plus en plus petites. Cependant, R.S. Calder a calculé qu'il faudrait environ 2000 ans pour arriver à débarrasser la surface d'une façon suffisante ⁴⁾.

Il s'agit donc de projeter sur la surface une grande quantité d'ions en un temps raisonnable. Pour ce faire, un fil, servant d'anode, est tendu à l'intérieur de la chambre, considérée comme cathode. L'opération est menée dans une atmosphère raréfiée d'argon avec 10 % d'oxygène. L'ensemble est chauffé à 300 °C et une décharge lumineuse

est amorcée et maintenue jusqu'à ce qu'une dose de $2 \text{ à } 4 \cdot 10^{18} \text{ ions} \cdot \text{cm}^{-2}$ soit acquise, ce qui prend quelques heures. La mise à la pression atmosphérique nécessaire pour enlever l'anode et pour poser la chambre à sa place ne remet pas en question cette préparation des chambres ⁴⁾.

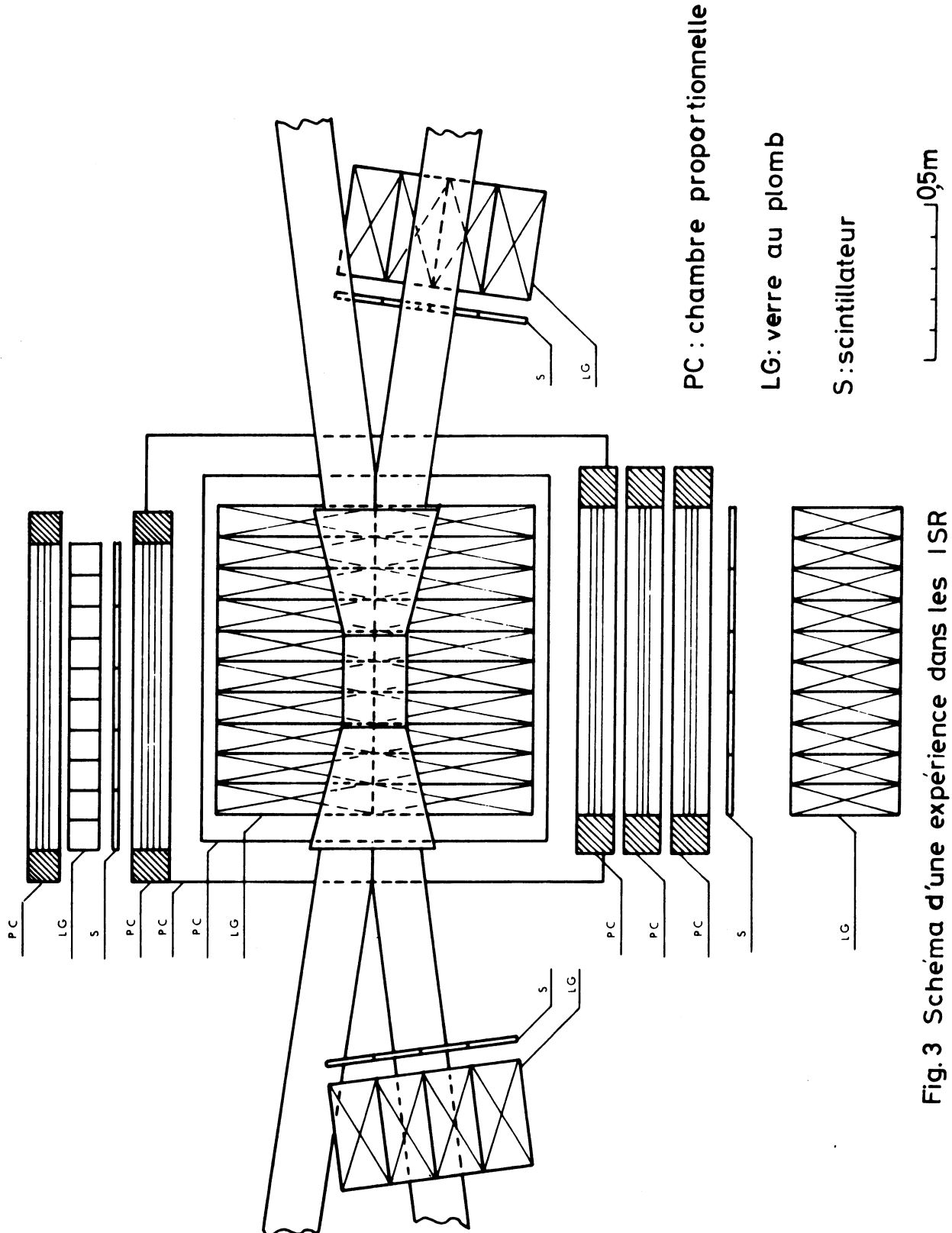


Fig. 3 Schéma d'une expérience dans les ISR

1.5 Un danger potentiel : les irrptions d'air

L'obtention d'un vide de cette qualité n'est pas une mince affaire et il faut encore compter avec les inévitables interventions nécessitées par les continuels changements dans la configuration des détecteurs d'événements nucléaires. Afin de limiter dans le temps et dans l'espace l'ampleur de ces travaux, la chambre à vide des ISR est divisée en une quarantaine de secteurs par autant de vannes.

En particulier, chaque intersection peut être isolée du reste de la machine par quatre vannes de secteur.

Comme il a été dit tout au début, les faisceaux de protons se heurtent aux huit points d'intersection des ISR. Les particules et les rayonnements secondaires résultant des collisions proton-proton, doivent donc traverser la chambre à vide avant d'atteindre les détecteurs de toutes sortes, destinés à les mettre en évidence. La figure 3 schématise une disposition typique de l'appareillage de détection mis en place autour d'une intersection.

Pour limiter les inévitables perturbations causées aux particules secondaires, le groupe Vide des ISR est amené à construire des chambres d'intersection de plus en plus "transparentes" par amincissement des parois. L'usage d'autres alliages que l'acier inoxydable est aussi étudié. Cette exigence de la physique des particules nous oblige à nous rapprocher de la limite de résistance et de stabilité mécaniques des structures que nous construisons. Un grave risque de rupture accidentelle de ces chambres minces existe et les dégâts qui pourraient résulter de l'onde de pression, parcourant les deux anneaux, seraient considérables.

Une protection, relativement lente, est assurée par les vannes de secteur qui se ferment dès que la pression dépasse quelques 10^{-7} torr. Ce dispositif de sécurité ne peut garantir les ISR que contre les accidents d'ampleur relativement modeste. Les moyens de sauvegarde complémentaires envisagés sont des vannes à fermeture rapide (en anglais : "fast valves" ou FV), commandées par un ou plusieurs détecteurs, le tout distribué selon le schéma de la figure 4. Cette disposition se répète à chaque intersection à paroi mince.

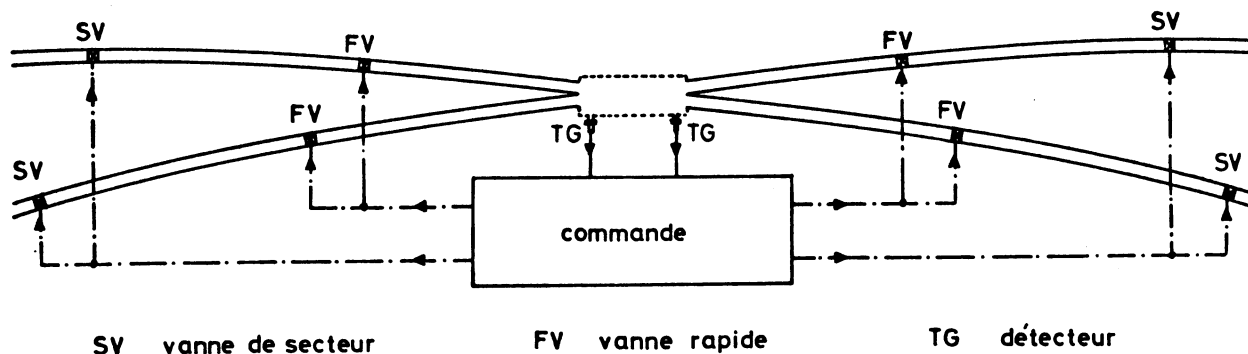


Fig. 4 Protection d'une intersection

Afin de pouvoir évaluer les possibilités de protection d'un tel système, il est nécessaire de connaître la vitesse des ondes de pression résultant d'un accident, la rapidité des détecteurs et le temps de fermeture réalisable pour les vannes rapides.

2. VITESSE DES ONDES DE PRESSION

2.1 Etude bibliographique

Plusieurs auteurs se sont intéressés au comportement d'un jet transsonique ou supersonique dans le vide ^{5), 6), 7)}. Dans ce cas, le gaz à haute pression émane d'un orifice et se répand de façon continue dans un espace vide réputé infini. L'irruption de l'air atmosphérique dans une chambre à vide est évidemment un phénomène transitoire et cette fois l'espace vide est limité ^{*)}. Les publications citées plus haut ne nous ont pas beaucoup éclairés sur les irrptions d'air dans une chambre à vide. Il a donc été nécessaire de recourir à l'expérimentation.

2.2 Etude expérimentale

Comme pour des raisons évidentes il ne pouvait être question de simuler des accidents sur la chambre même des ISR, j'ai réalisé

^{*)} En 1969, P. Kyncl avait essayé de simuler le phénomène sur un ordinateur. Les résultats obtenus ont été aberrants.

l'expérience suivante dans des conditions aussi proches que possible de celles que l'on rencontre dans les ISR.

2.2.1 Appareillage utilisé

Un tube d'environ 30 m de long dont les tronçons sont réunis par soudure, est obturé à un bout par une fenêtre en polyester de 0,08 mm d'épaisseur et est mis sous vide par une pompe à palette. Comme dans les ISR, la section du tube n'est pas constante (Fig. 5). Un trait de peinture conductrice est tracé en travers de la fenêtre ; il est en contact avec la masse du tube et par là avec le pôle commun des instruments. Un couteau à quatre tranchants en forme de flèche est isolé de la masse et porté à une tension de 9 V par l'intermédiaire d'une résistance de 82 k Ω . Quand le couteau est lancé au centre de la fenêtre, il provoque la rupture du polyester en de nombreux lambeaux, laissant un passage quasi total à l'air atmosphérique. Au moment du contact tranchant la fenêtre, le potentiel de +9 V qui régnait sur le couteau, tombe de quelques volts. Le front négatif ainsi créé déclenche le balayage de l'oscilloscope. Le câble coaxial de ≈ 30 m qui transmet ce signal, introduit un délai de ≈ 20 μ s, négligeable devant les temps de propagation, mentionnés dans la suite.

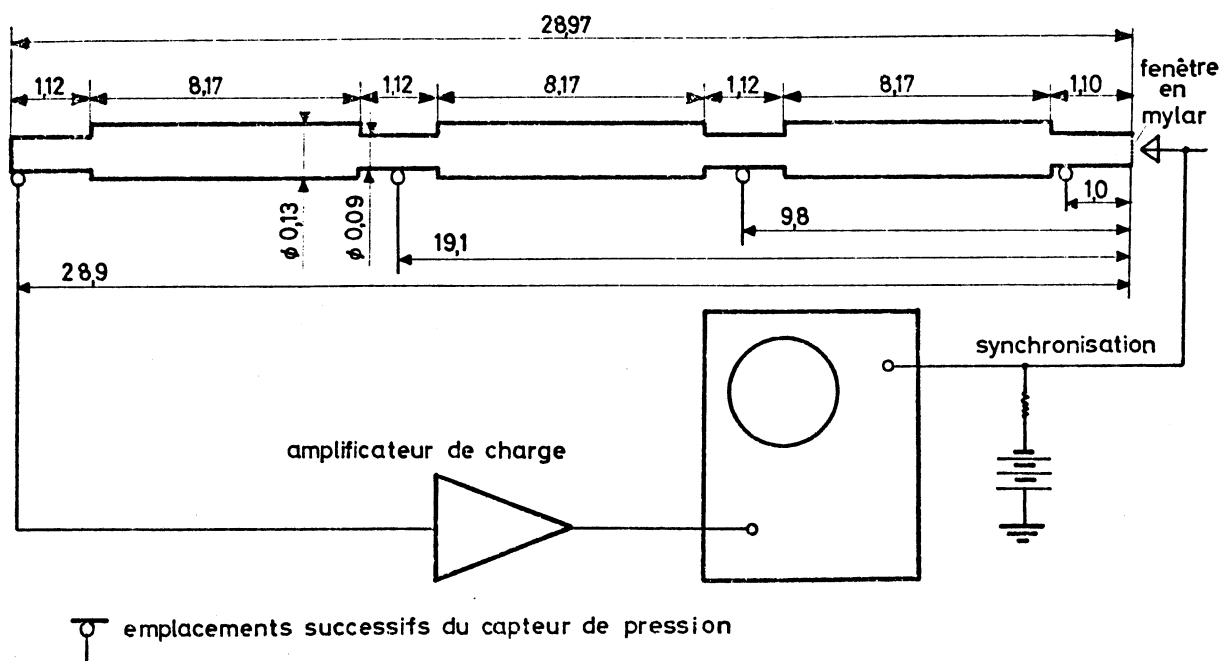


Fig. 5 Etude expérimentale des irrptions d'air

La figure 6 montre un exemple d'oscillogramme du signal de synchronisation. L'impulsion a constamment cette forme particulière ; sa durée est toujours sensiblement égale à 1 ms.

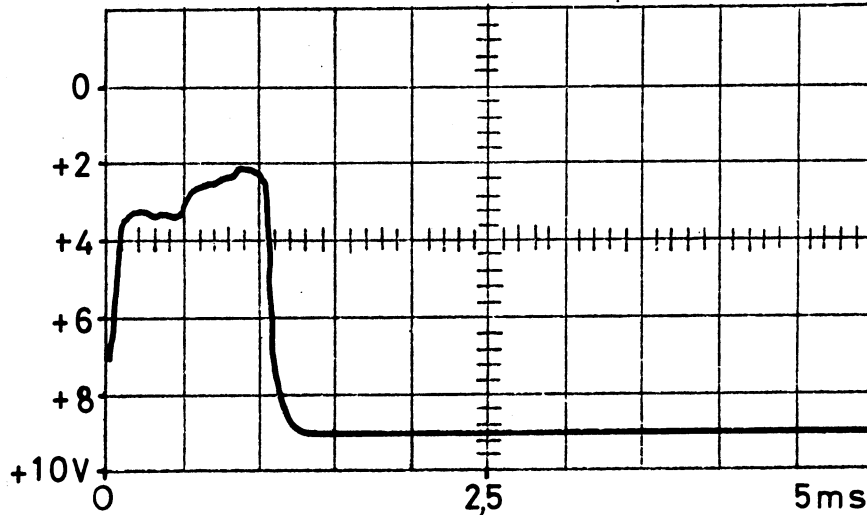


Fig. 6 Signal de synchronisation

La mesure de pression s'effectue au moyen d'un capteur piézo-électrique, suivi d'un amplificateur de charge électrique. La tension de sortie de ce dernier est appliquée à l'oscilloscope. Les oscillogrammes réalisés nous montrent la variation de la pression (mesurée en torr) dans la chambre en fonction du temps. L'instant initial t_0 est celui du contact couteau-fenêtre, la pression initiale est $p_0 \approx 10^{-2}$ torr. Les caractéristiques essentielles de la chaîne de mesure sont les suivantes :

- fréquence propre du capteur : $\approx 7,5$ kHz
ou temps de montée : ≈ 30 μ s
- sensibilité du capteur à l'accélération :
 $0,076$ torr $(m \cdot s^{-2})^{-1}$

La constante de temps à l'entrée est celle qui résulte de la résistance de fuite et de la capacité du condensateur recueillant la charge électrique du capteur.

La résistance de fuite peut être choisie entre 10^9 , 10^{11} et 10^{14} Ω ; la plus élevée résulte des différentes résistances

d'isolement des composants et de la résistance d'entrée de l'amplificateur. La capacité du condensateur utilisée avec la gamme la plus sensible est 10 pF, ce qui conduit à une constante de temps de 1000 s et à une erreur de 1 % à la fin d'une mesure qui durerait 10 s.

La chaîne de mesure n'est donc pas affectée d'erreur appréciable aussi bien lors de la mesure la plus longue envisageable que du plus petit temps de montée possible.

La sensibilité exploitable de la chaîne de mesure prise dans son ensemble, est limitée par la présence d'un bruit de fond dû à la sensibilité du capteur à l'accélération. En prenant le maximum de précautions possibles telles que le montage du capteur sur un adaptateur en rilsan, l'arrêt de la pompe avant l'expérience, la suspension du tube par des cordes peu susceptibles de transmettre des vibrations, on peut utiliser une sensibilité globale de 0,05 torr par division (≈ 1 cm).

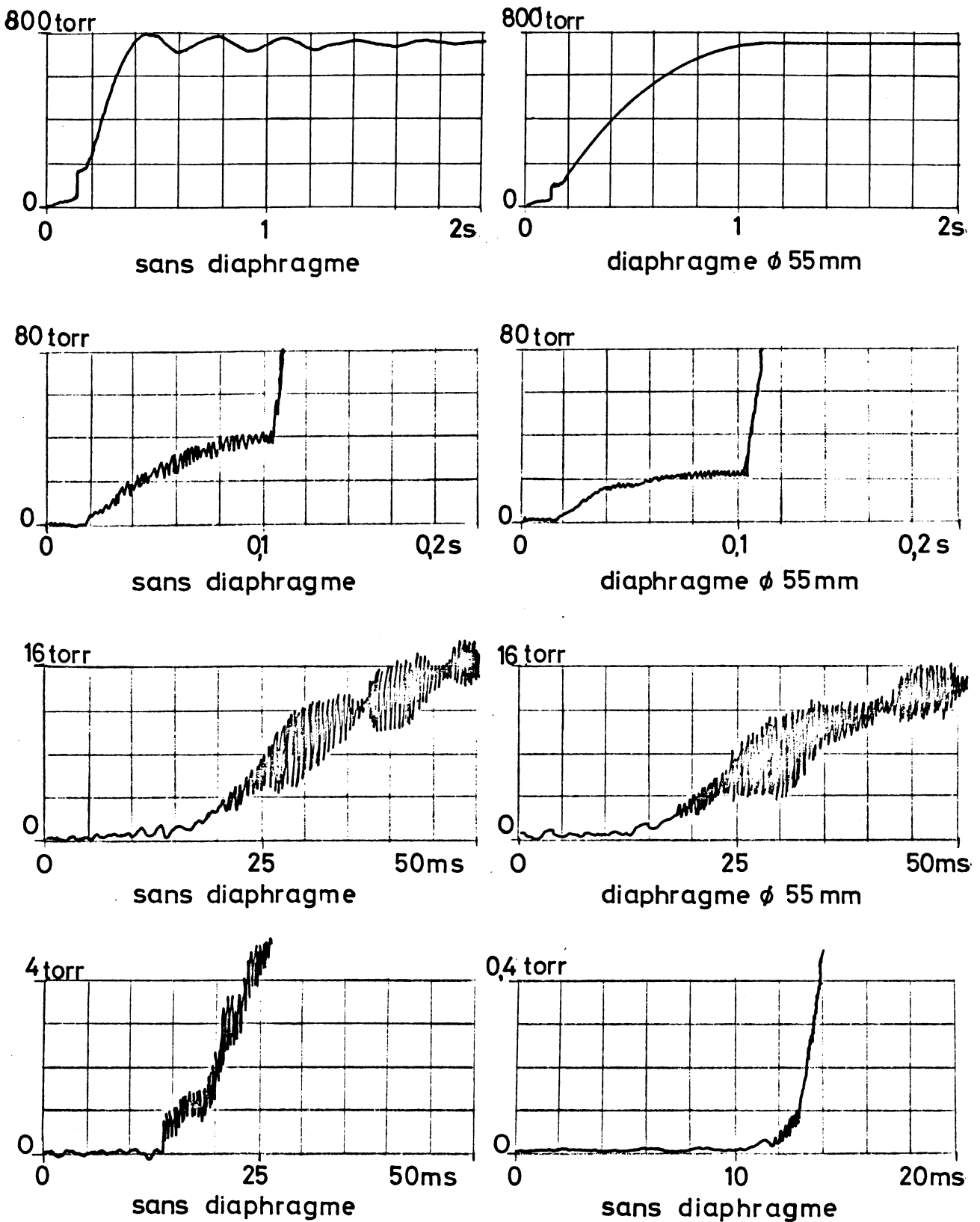


Fig.7 Evolution de la pression à 9,8m de la fenêtre

2.2.2 Résultats des mesures et commentaires

J'ai réalisé de nombreux oscillogrammes de la pression en fonction du temps, en plaçant le capteur à différentes distances de la fenêtre. D'autres mesures ont été exécutées en plaçant devant la fenêtre un diaphragme de 55 mm ou de 38 mm découvrant seulement respectivement 37,5 % et 18 % de la section d'entrée.

Quelques exemples de ces oscillogrammes sont représentés à la figure 7, mais pour donner une vue plus synthétique des phénomènes, les diagrammes pression-temps ont été redessinés en utilisant des échelles logarithmiques. Les figures 8 à 12 présentent le résultat de ce traitement.

Une ou plusieurs ondes de pression à front raide de quelques dizaines à quelques centaines de torr ont été enregistrées lors de toutes les expériences. La présence d'un diaphragme modifie sensiblement l'amplitude des fronts mais n'affecte pas de manière visible les temps de passage de ces derniers.

Portons sur un diagramme distance-temps les points représentant le passage des fronts de pression.

A la distance 28,9 m il y en a toujours deux bien visibles.

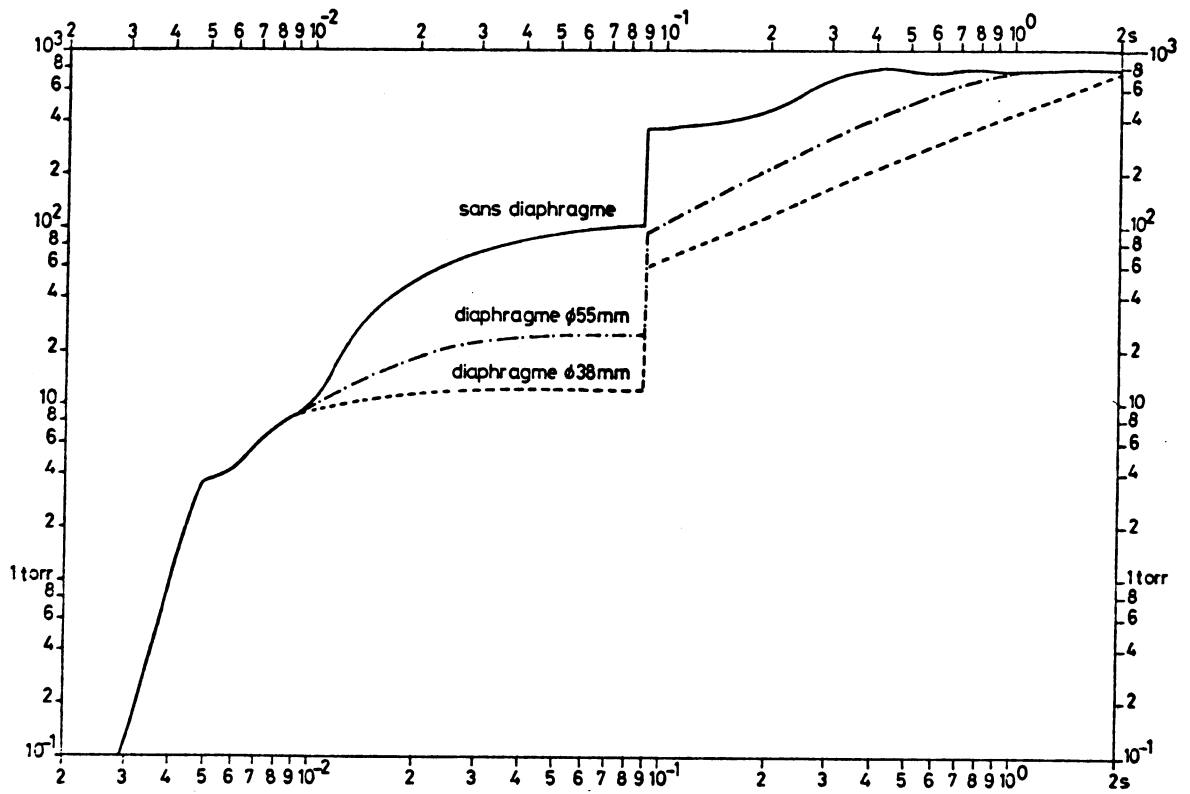


Fig. 8 Pression en fonction du temps à 1 m de la fenêtre

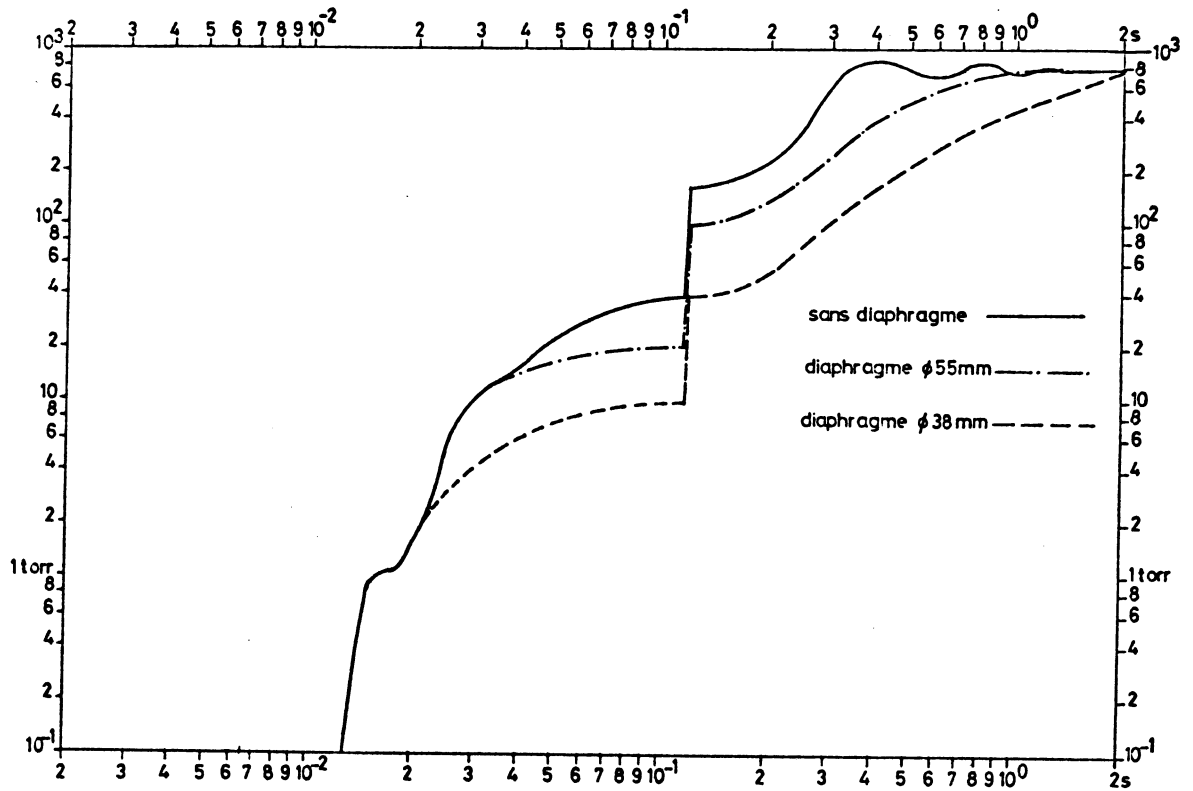


Fig. 9 Pression en fonction du temps à 9,8 m de la fenêtre

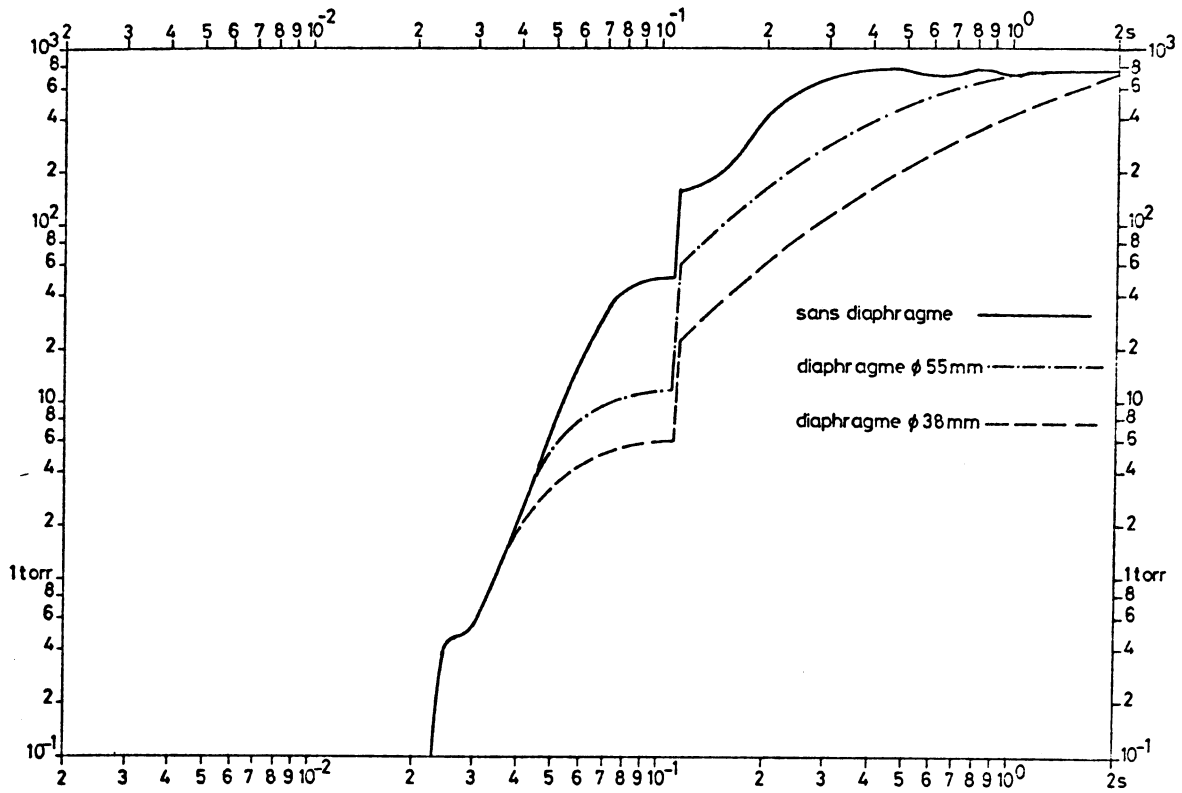


Fig. 10 Pression en fonction du temps à 19,1 m de la fenêtre

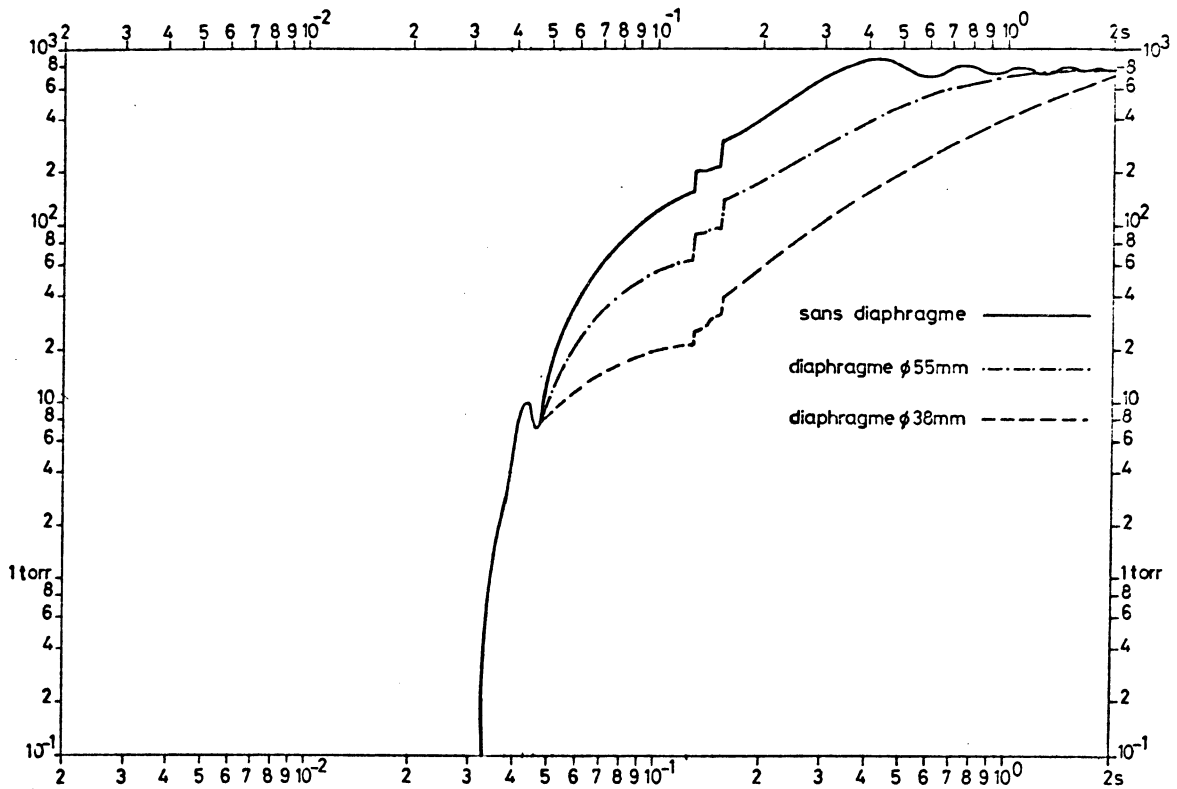


Fig. 11 Pression en fonction du temps à 28,9 m de la fenêtre

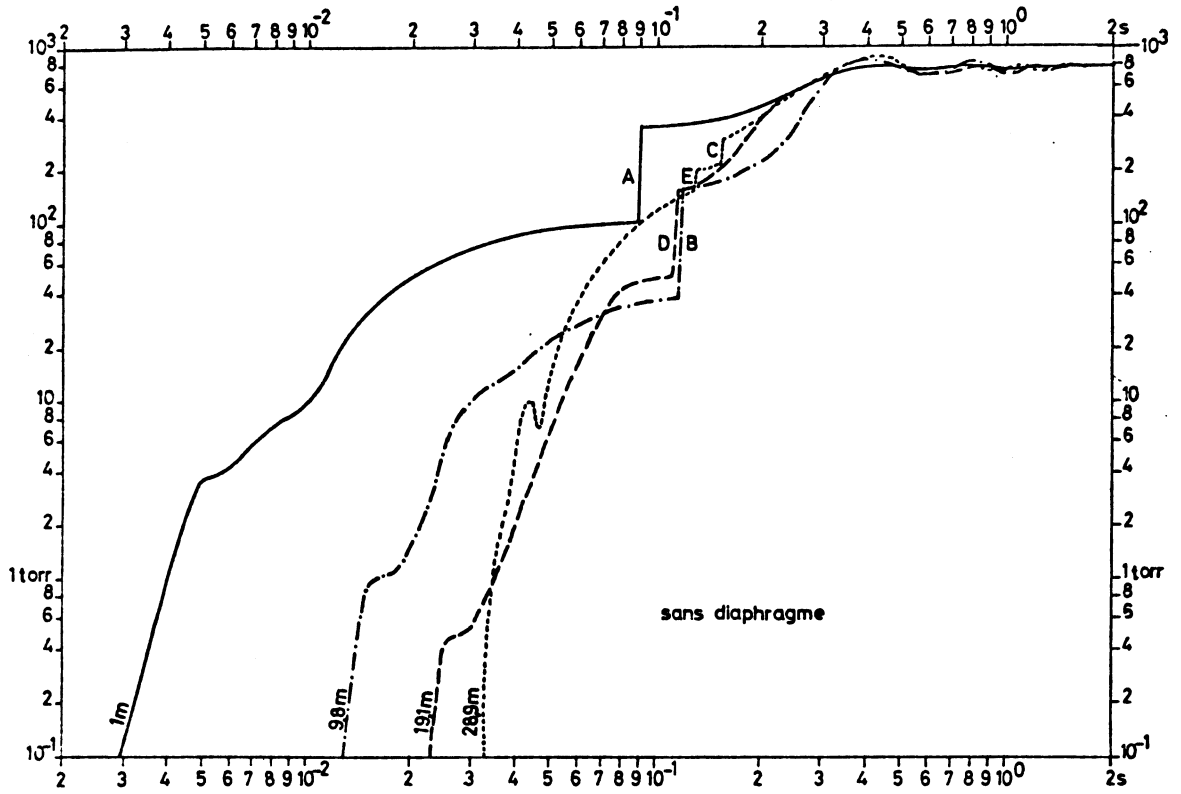


Fig. 12 Pression en fonction du temps à 1 m ; 9,8 m et 28,9 m de la fenêtre

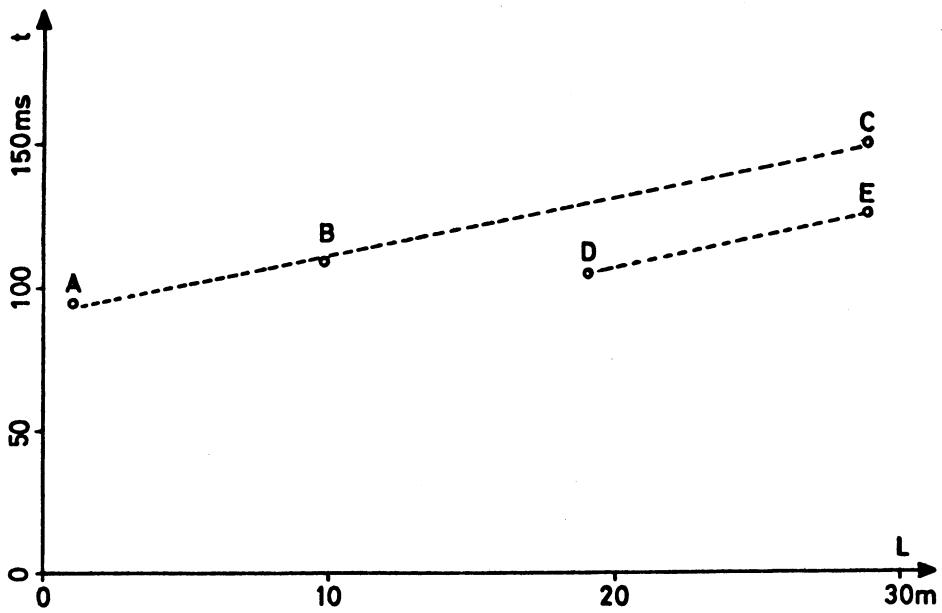


Fig. 13 Temps de passage des fronts de pression en fonction de la distance

Si on raccorde les points AB et BC, les vitesses correspondantes sont respectivement 560 et $455 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$. Le même travail sur les points D et E donne la vitesse $500 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ assez peu différente des valeurs précédentes. Notons en passant que les vitesses ainsi relevées sont très proches de la vitesse moyenne des molécules d'azote à $20 \text{ }^{\circ}\text{C}$: $\bar{v}(\text{N}_2 \text{ } 20 \text{ }^{\circ}\text{C}) = 471 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$. On aurait donc affaire à deux fronts de pression. Comment expliquer que l'on ne les observe tous les deux qu'à la distance de 30 m ? On peut observer que les fronts n'ont pas la même amplitude sur chacun des oscillogrammes. Les changements de section du tube provoquent sans doute des réflexions qui modifient l'amplitude des fronts. Il se peut qu'en certains points celle-ci soit si petite qu'elle disparaisse derrière le parasite provoqué par l'oscillation du capteur sur sa fréquence propre. Cette hypothèse demanderait à être confirmée par une autre campagne de mesures.

Un fait surprenant est le délai de 90 ms qui s'écoule avant toute montée importante de pression à 1 m de la fenêtre comme si l'onde de pression mettait un temps assez important à se former. Le même phénomène s'observe au cours d'autres expériences malheureusement trop peu nombreuses, réalisées sur des tubes plus courts. La figure 14 présente les temps de formation en fonction de la longueur des trois tubes utilisés.

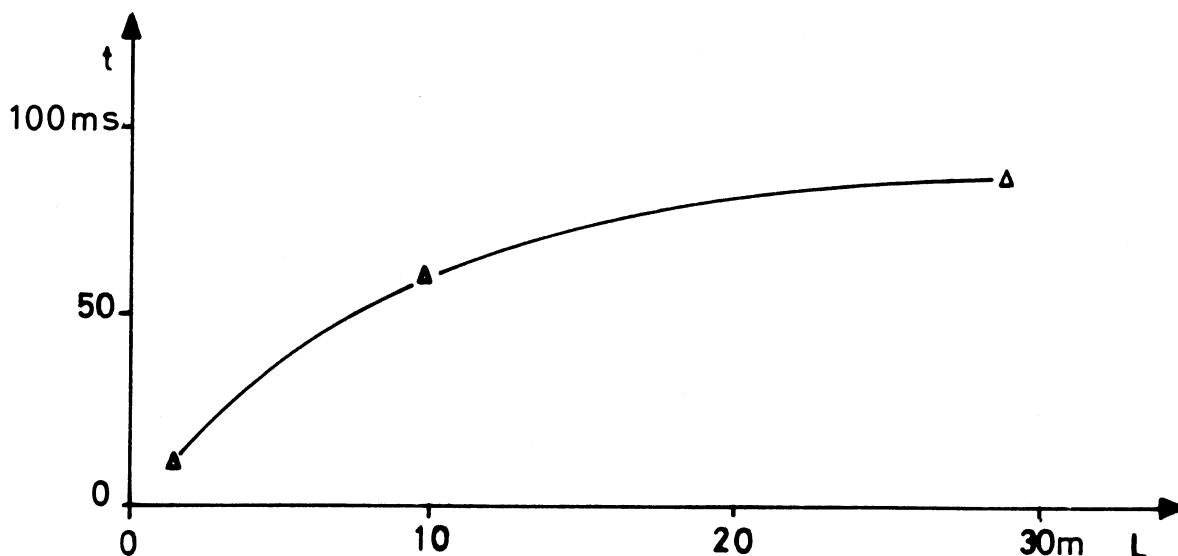


Fig. 14 Temps de formation de l'onde de pression

Malgré le petit nombre de points, la fonction de la figure 14 semble prendre forme et être limitée par une droite passant par l'origine de pente $7 \text{ ms} \cdot \text{m}^{-1}$ et une asymptote horizontale à $\approx 95 \text{ ms}$.

Dans le domaine des basses pressions, mes essais ont été limités par la sensibilité du capteur et par la pression réalisable dans le tube en un temps raisonnable.

Néanmoins, on peut distinguer au début de chaque irruption d'air une partie sensiblement horizontale (aux parasites près) où la montée de pression n'atteint certainement pas 10^{-2} torr.

Les points ainsi relevés sont portés sur le graphe ci-après (Fig. 15).

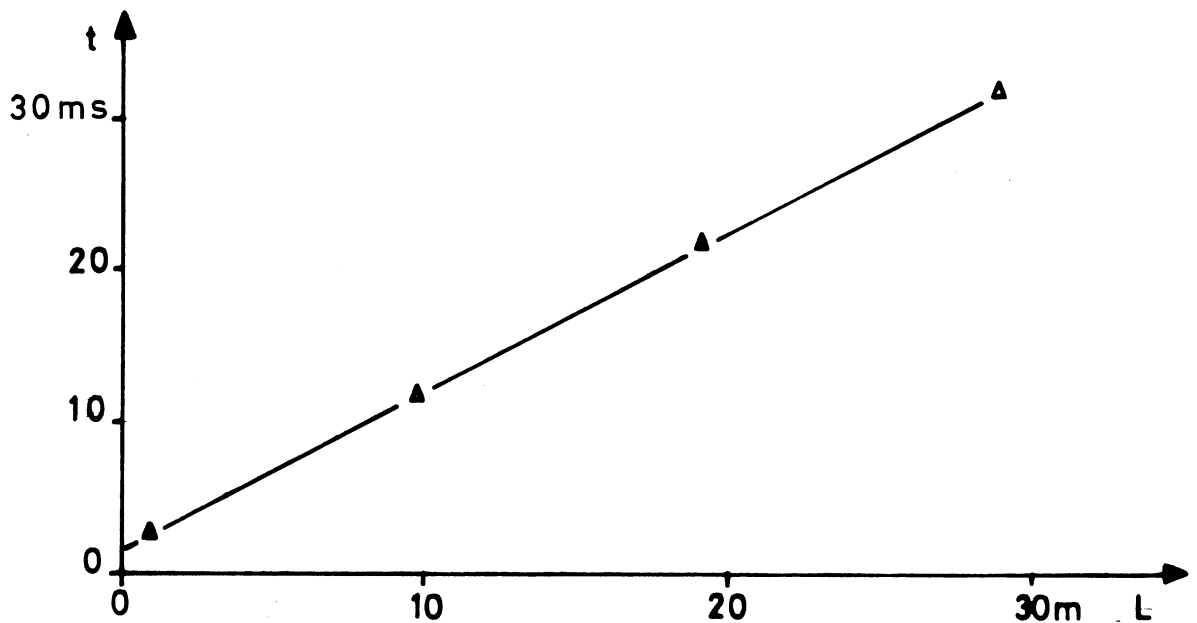


Fig. 15 Délai d'arrivée de la première bouffée d'air en fonction de la distance du détecteur à la fenêtre

En joignant les points, on s'aperçoit que la première "bouffée" d'air se déplace à $950 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$, compte tenu de 2 ms pour la déchirure de la fenêtre (voir oscillogrammes du signal de synchronisation).

Ces expériences ne permettent pas d'affirmer qu'une onde de pression inférieure au minimum décelable (soit $\approx 10^{-2}$ torr) ne se déplace pas à une vitesse encore supérieure mais un autre type d'essai décrit plus loin n'a pas permis de déceler de front de pression dans la gamme des 10^{-7} torr.

En conclusion, quand une irruption d'air se produit, une première bouffée d'amplitude modeste se déplace à environ $1000 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$. Les fronts de pression qui suivent sont affectés d'un délai de formation de quelques dizaines de ms et circulent à environ $500 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$. La première bouffée n'est pas dévastatrice mais peut être utilement exploitée pour le déclenchement de la protection. Au contraire, les fronts de pression produisent des dégâts considérables. Le rôle des vannes rapides sera essentiellement d'arrêter ces fronts.

2.2.3 Tentative d'interprétation par le calcul

Le régime d'écoulement sera visqueux si $P \cdot a > 5 \cdot 10^{-2}$ 8) (page 105), où :

a = rayon du tube en cm

P = pression en torr

si a = 5, P > 10^{-2} torr.

Donc l'écoulement sera visqueux dès que la pression atteindra 10^{-2} torr, c'est-à-dire tout au long de nos expériences. Il nous reste à déterminer si le régime est turbulent ou laminaire avant de faire appel aux équations de Poiseuille. Il y a toutefois une condition supplémentaire : le fluide doit pouvoir être considéré comme incompressible ou autrement dit : le nombre de Mach doit être inférieur à $\frac{1}{3}$ 8) (pages 83 et 84). Les vitesses que nous avons relevées ainsi que l'étendue de notre échelle de pression nous

interdisent d'appliquer ce mode de calcul à nos irrptions d'air expérimentales.

E. Jones a tenté sans grand succès d'utiliser les équations de diffusion à l'analyse de notre phénomène ⁹⁾. Les résultats de son calcul révèlent un désaccord profond avec les résultats expérimentaux.

3. DETECTION DES IRRUPTIONS D'AIR ATMOSPHERIQUE

3.1 Qualités demandées aux détecteurs et évaluation spéculative de leurs mérites

Ce que l'on demande en premier lieu à un tel détecteur c'est évidemment d'être rapide ; disons d'avoir un temps de réponse de l'ordre de la ms. Cette exigence élimine d'emblée les appareils à effet thermique, tel que jauge de Pirani ou jauge thermocouple. La pression déterminant la fermeture des vannes rapides doit être aussi basse que possible mais au moins d'un ordre de grandeur supérieur à la plus haute pression qui peut être enregistrée dans les ISR en fonctionnement normal. L'allumage d'une jauge à ionisation restée longtemps éteinte, la sublimation du titane lors de l'activation d'une pompe mal dégazée, le passage du faisceau dans des zones où la propreté des parois est insuffisante ; tous ces incidents peuvent provoquer des montées de pression dans le haut de la gamme des 10^{-8} torr. La pression de déclenchement se situera donc dans le bas de la gamme des 10^{-6} torr.

Répondant à ces exigences, il y a la jauge de Penning, la jauge à ionisation et la pompe ionique dont le courant est une mesure de la pression.

J'ai éliminé la jauge de Penning : quand elle est soumise à une très basse pression, sa décharge s'éteint souvent complètement. Ensuite lors d'une remontée rapide de pression, le rétablissement du courant dépend de la présence d'un premier porteur de charge et peut être notablement retardé.

La pompe ionique n'est électriquement qu'une jauge de Penning mais son courant est plus élevé. A très basse pression, il reste toujours un petit courant dû principalement à l'émission de champ ; cette particularité favorise l'établissement rapide d'une décharge plus importante. De plus, c'est un appareil simple et robuste. Le circuit électrique à établir ne nécessite qu'une seule alimentation. Lors des expériences qui suivent, j'ai essayé d'évaluer par la même occasion les caractéristiques d'un type de jauge à ionisation bien que par avance j'aie appréhendé les aléas que pouvaient me valoir un appareillage électrique annexe compliqué et la présence d'un filament chauffé.

3.2 Etude expérimentale des détecteurs retenus

3.2.1 Temps de réponse de l'électromètre d'une jauge à ionisation

Cette jauge est commercialisée par Varian sous le nom de "Milli-torr". C'est une jauge à ionisation classique rendue plus robuste par une géométrie ramassée et un filament en iridium thorié. Elle couvre la gamme de 1 torr à 10^{-6} torr. Le courant d'émission doit être ajusté à une valeur prescrite (de 10 à 25 μ A). Le collecteur de la jauge reçoit un faible courant ionique proportionnel à la pression.

Un coffret du même fabricant l'alimente et permet de lire la pression par la mesure du courant du collecteur. La partie électromètre possède une sortie pour enregistreur, que j'ai observée sur l'oscilloscope. A l'examen du schéma de l'électromètre, on ne peut guère penser qu'il est rapide : quelques condensateurs de haute valeur sont utilisés pour combattre la tendance à osciller, due à un très grand gain.

Pour évaluer le temps de réponse, j'ai réalisé un essai selon le schéma de la figure 16.

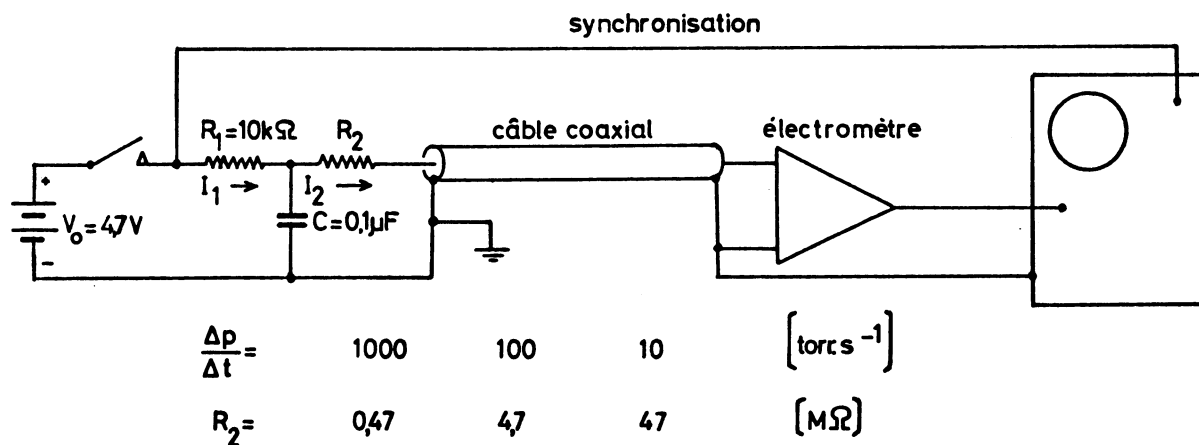


Fig. 16 Mesure du temps de réponse d'un électromètre

Si on ferme l'interrupteur, le condensateur se charge à travers la résistance R_1 et la tension V aux bornes de C varie suivant la loi :

$$V = V_0 \left(1 - e^{-\frac{t}{R_1 C}} \right)$$

avec une constante de temps $R_1 C$ égale à 1 ms.

Comme les temps de montée, qui nous intéressent, sont inférieurs à 1 μs , nous pouvons écrire :

$$V \approx \frac{V_0 t}{R_1 C}$$

D'où la vitesse de montée de la tension V :

$$\frac{\Delta V}{\Delta t} = \frac{V_0}{R_1 C} = 4,7 \cdot 10^3 \text{ V} \cdot \text{s}^{-1}$$

et la vitesse de montée du courant traversant R_2 :

$$\frac{\Delta I_2}{\Delta t} = \frac{\Delta V}{R \Delta t} = \frac{4,7 \cdot 10^3}{470 \cdot 10^3} = 10^{-2} \text{ A} \cdot \text{s}^{-1} \quad (1)$$

lorsque $R_2 = 0,47 \text{ M}\Omega$.

On remarquera que R_2 étant toujours très supérieure à R_1 , le courant I_2 est négligeable devant I_1 .

Mais la sensibilité de l'électromètre est :

$$\frac{\text{pression lue}}{\text{courant à l'entrée}} = 10^5 \text{ torr} \cdot \text{A}^{-1}$$

La montée de courant calculée en (1) simule une montée de pression dont la pente est :

$$\frac{\Delta p}{\Delta t} = \frac{\Delta p}{\Delta I_2} \cdot \frac{\Delta I_2}{\Delta t} = 10^{-2} \cdot 10^5 = 10^3 \text{ torr} \cdot \text{s}^{-1}$$

pente qui correspond justement à la pente la plus raide observée dans nos essais lors de l'arrivée de la première "bouffée" d'air (capteur placé à 1 m de la fenêtre).

Les deux autres pentes correspondant aux autres valeurs de R_2 sont indiquées dans le tableau de la figure 16.

Les oscillogrammes de la figure 17, réalisés avec différentes longueurs de câbles, montrent des délais assez importants et en particulier il est évident que le câble entre la jauge et l'électromètre devrait être aussi court que possible. Toutefois, pour diverses raisons pratiques et notamment avec la présence d'une importante radioactivité, il serait difficile d'utiliser un câble de moins de 10 à 15 m dans les ISR.

Si on fixait le seuil de détection à 10^{-6} torr avec la pente assez probable de $10^2 \text{ torr} \cdot \text{s}^{-1}$ et un câble de 15 m, on perdrait 5 ms pour actionner les vannes rapides. Dans le meilleur des cas, ce retard serait égal à 2 ms.

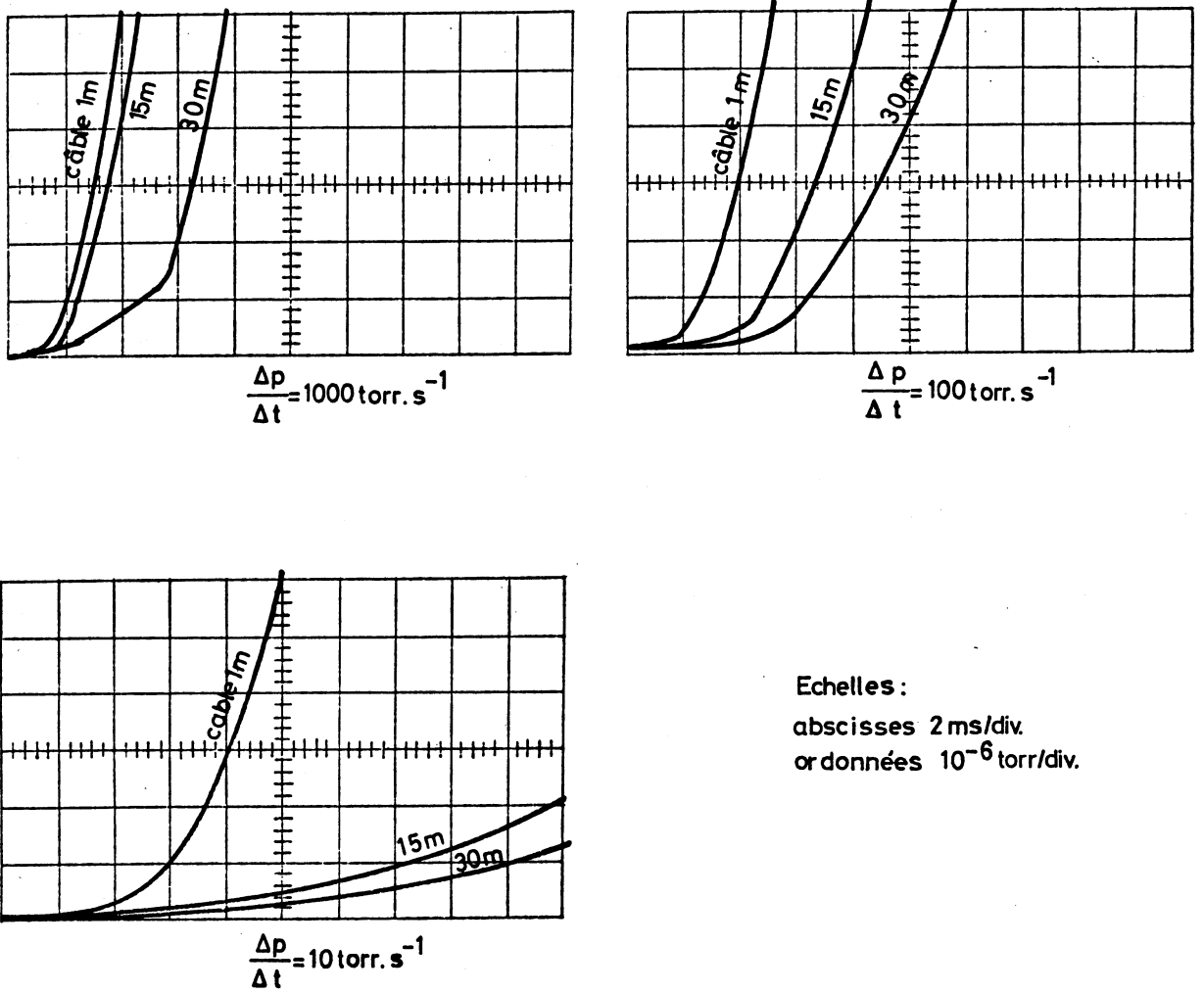


Fig. 17 Temps de réponse d'un électromètre

Par la suite, j'ai utilisé un autre électromètre moins sensible mais notablement plus rapide. Le temps réponse de 300 μs , annoncé par le constructeur, a été mesuré par la méthode ci-dessus ; même avec un câble de quelques mètres, le chiffre est respecté.

3.2.2 Essais de détection avec simulation d'accident

Dans le but de comparer les performances de la jauge "Milli-torr" et de la pompe ionique $2 \text{ l} \cdot \text{s}^{-1}$ comme détecteur, j'ai réalisé quelques simulations d'accident.

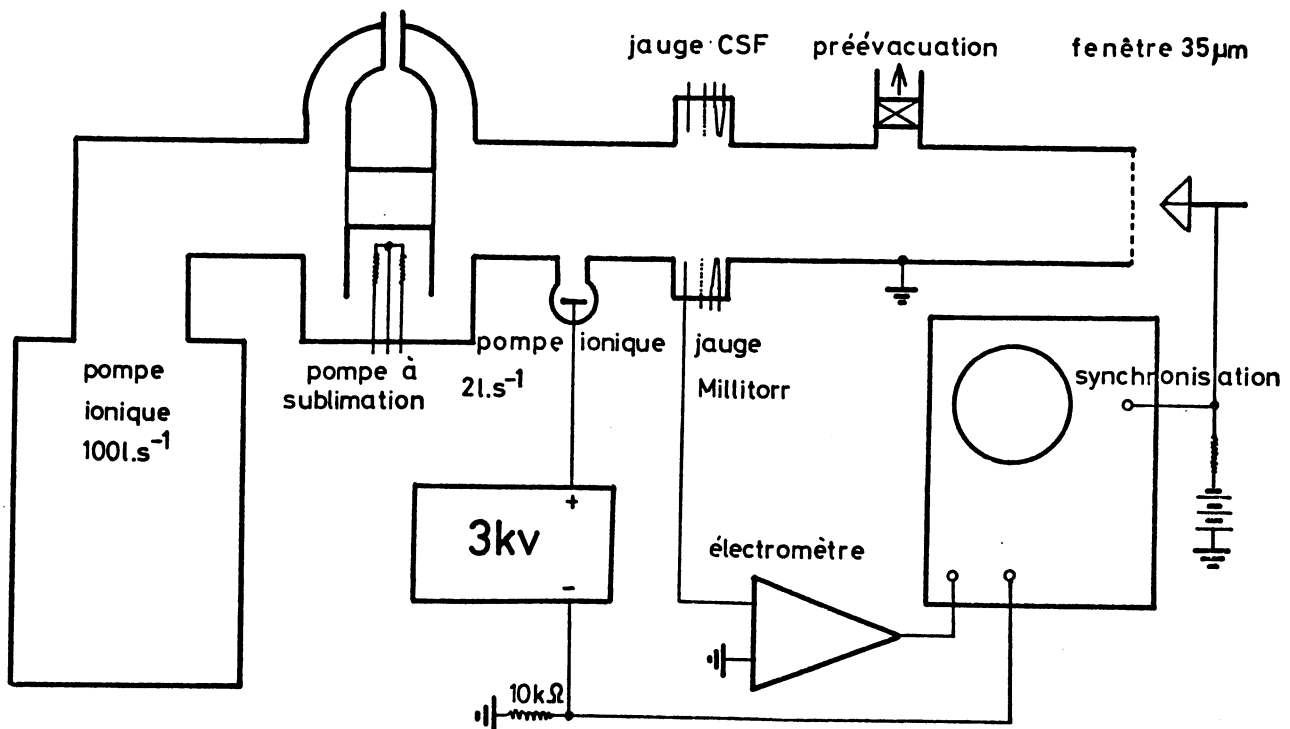


Fig. 18 Appareillage d'essai des détecteurs

Un appareil à vide (Fig. 18) comportant une pompe ionique et une pompe à sublimation permet de réaliser des pressions jusque dans la gamme 10^{-12} torr.

Une pompe ionique de $2 \text{ l} \cdot \text{s}^{-1}$ et une jauge "Milli-torr" sont raccordées à la chambre à vide. Dans le circuit de retour de la pompe $2 \text{ l} \cdot \text{s}^{-1}$, il y a une résistance de $10 \text{ k}\Omega$ aux bornes

de laquelle se manifeste une tension proportionnelle à la pression dans la chambre à vide. Pour ne pas être gêné par les parasites, le redresseur est coupé juste avant l'expérience et seul un condensateur de grande capacité sert de source de tension. Sur l'oscilloscope, on observe la tension aux bornes de la résistance et le signal provenant de la jauge "Milli-torr" via son alimentation. A une extrémité de la chambre à vide il y a une vanne de prévidage et une fenêtre en acier inox de 35 μm d'épaisseur. A 0,5 m de cette dernière, se trouvent les 2 détecteurs à essayer. La membrane peut être déchirée par un couteau. L'oscilloscope est déclenché au début de la rupture par la chute du potentiel auquel le couteau était primitivement porté.

La durée de mise en basse pression de l'enceinte ne m'a pas permis de multiplier les essais autant que je l'aurais voulu. Par économie de temps et de fenêtre en acier inox, j'ai simulé quelques accidents en ouvrant simplement la vanne de prévidage.

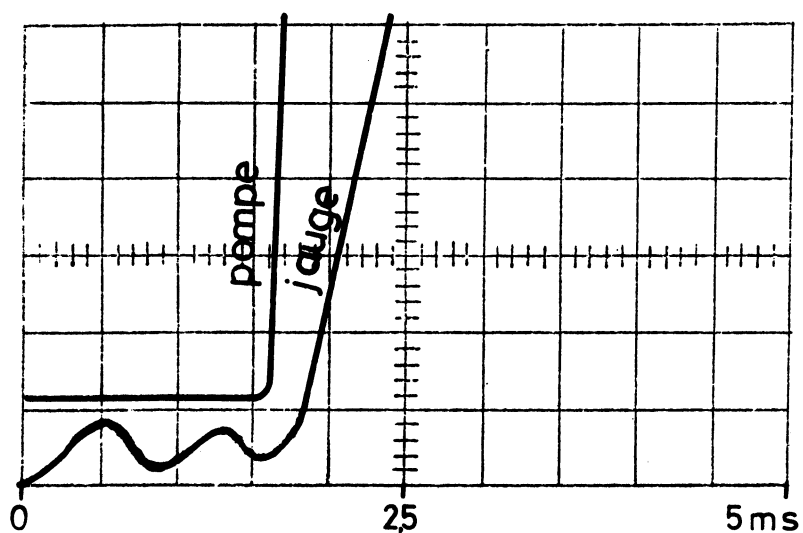
Dans ces cas, le balayage de l'oscilloscope est déclenché par le signal observé lui-même. Les images obtenues n'ont pas souvent l'origine des temps correctement placée.

Par contre, les six essais réalisés par déchirure de fenêtre ont tous donné de bons oscillogrammes dont un exemple est reproduit en figure 19.

Cette image est d'ailleurs la seule où la jauge "Milli-torr" a donné un signal aussi rapidement établi que celui de la pompe ionique $2 \text{ l} \cdot \text{s}^{-1}$. Les autres oscillogrammes dévoilent le peu d'aptitudes de la jauge "Milli-torr" à assurer le rôle de détecteur d'irruption d'air. Quelquefois son signal est considérablement retardé, à d'autres occasions il est d'une forme très peu en rapport avec un front de pression. La pompe ionique de $2 \text{ l} \cdot \text{s}^{-1}$ par contre délivre toujours son signal entre 1,5 et 2 ms ; temps à rapprocher de celui nécessaire à la déchirure de la fenêtre.

Ce délai ne dépend en aucune façon de la pression de départ ; 3 essais réalisés en partant de la gamme 10^{-11} torr et un essai

réalisé en partant de $6 \cdot 10^{-12}$ torr ont donné des délais tout à fait semblables à ceux indiqués par les essais partant de pressions plus hautes.



conditions de l'essai :

$$P_0 = 6 \cdot 10^{-12} \text{ torr}$$

échelle des ordonnées :

$$\text{pompe} = 6 \cdot 10^{-6} \text{ torr} \cdot \text{cm}^{-1}$$

$$\text{jauge} = 10^{-3} \text{ torr} \cdot \text{cm}^{-1}$$

Fig. 19 Temps de réponse de deux détecteurs

Le danger d'une absence de signal par manque des premiers porteurs de charges électriques semble écarté. D'ailleurs pour réaliser les expériences dans des conditions plus défavorables, j'ai déconnecté la pompe ionique $2 \text{ l} \cdot \text{s}^{-1}$ pendant 30 s et rétabli la tension quelques instants avant la déchirure de la fenêtre.

3.3 Choix du détecteur adéquat

A la suite de ces quelques essais, les arguments en faveur de la pompe ionique $2 \text{ l} \cdot \text{s}^{-1}$ étaient très évidents et commandaient de la choisir comme détecteur des irrptions d'air.

4. VANNE RAPIDE

4.1 Considérations générales sur le choix des matériaux

Ce paragraphe est un très bref résumé du savoir-faire acquis dans ce domaine par le groupe Vide de la Division ISR du CERN.

Le caractère dominant de toute construction faisant partie de la chambre à vide des ISR est la recherche d'une extrême propreté de la surface intérieure.

Les métaux à utiliser doivent non seulement être aptes à présenter une désorption finale suffisamment petite mais encore être capables mécaniquement de subir les effets conjugués de la température d'étuvage et de la pression atmosphérique.

Tenant compte de ces conditions, la quasi-totalité de la chambre à vide des ISR a été construite en acier inoxydable austénitique AISI 316 L + N, dans lequel une addition d'azote favorise les propriétés mécaniques. La plupart des pièces de la vanne rapide sont aussi fabriquées dans cette nuance d'acier qui, pour les pièces où la stabilité ou la rigidité intervient seule, possède un module d'élasticité intéressant :

$$E = 18 \text{ à } 20 \cdot 10^{10} \text{ Pa}$$

$$(10^7 \text{ Pa} = \text{daN} \cdot \text{mm}^{-2})$$

Toutefois ses autres caractéristiques mécaniques restent modestes :

- limite élastique à $20^{\circ} \approx 30 \cdot 10^7 \text{ Pa}$
- limite élastique à $300^{\circ} \approx 18,5 \cdot 10^7 \text{ Pa}$.

Pour les pièces constituant l'équipage mobile de la vanne rapide, il fallait un métal satisfaisant du point de vue désorption, de performances mécaniques élevées et de masse volumique faible.

Le titane et ses alliages peuvent répondre à ces besoins. Pour la vanne rapide c'est un alliage $\alpha + \beta$ qui a été choisi. Ses caractéristiques essentielles sont les suivantes :

- principaux éléments d'alliage : 6 % d'aluminium, 4 % de vanadium
- masse volumique : $4,43 \cdot 10^3 \text{ kg} \cdot \text{m}^{-3}$
- limite élastique à $20^\circ > 100 \cdot 10^7 \text{ Pa}$
- limite élastique à $400^\circ > 70 \cdot 10^7 \text{ Pa}$
- module d'élasticité : $11,4 \cdot 10^{10} \text{ Pa}$.

Le titane a une très grande affinité pour de nombreux gaz et la fragilisation intervient notamment pour des teneurs en hydrogène extrêmement faibles. De ce fait, le soudage du titane exige beaucoup de savoir-faire et un matériel approprié.

4.2 Performances désirables pour la vanne rapide

4.2.1 Disposition dans les ISR des vannes et détecteurs

L'appareillage nécessaire au fonctionnement des ISR et aux observations de physique expérimentale est réparti de façon très dense le long de la chambre à vide, spécialement dans les régions d'intersection. Les places disponibles pour les vannes rapides sont rares. La plupart du temps, la position d'une vanne rapide est dictée beaucoup plus par les contraintes citées plus haut que par des considérations relatives à la protection contre les irrptions d'air. Les emplacements qui m'ont été assignés pour les vannes rapides sont presque tous situés entre 10 et 17 m d'un point d'intersection.

Les détecteurs devraient être placés le plus près possible des parois mécaniquement critiques. Ici aussi, les impératifs de la disposition générale de l'appareillage ont souvent prévalu contre ceux relatifs à la protection. La distance que j'appellerai

"distance de protection" est la longueur D qui sépare le détecteur de la vanne rapide la plus proche.

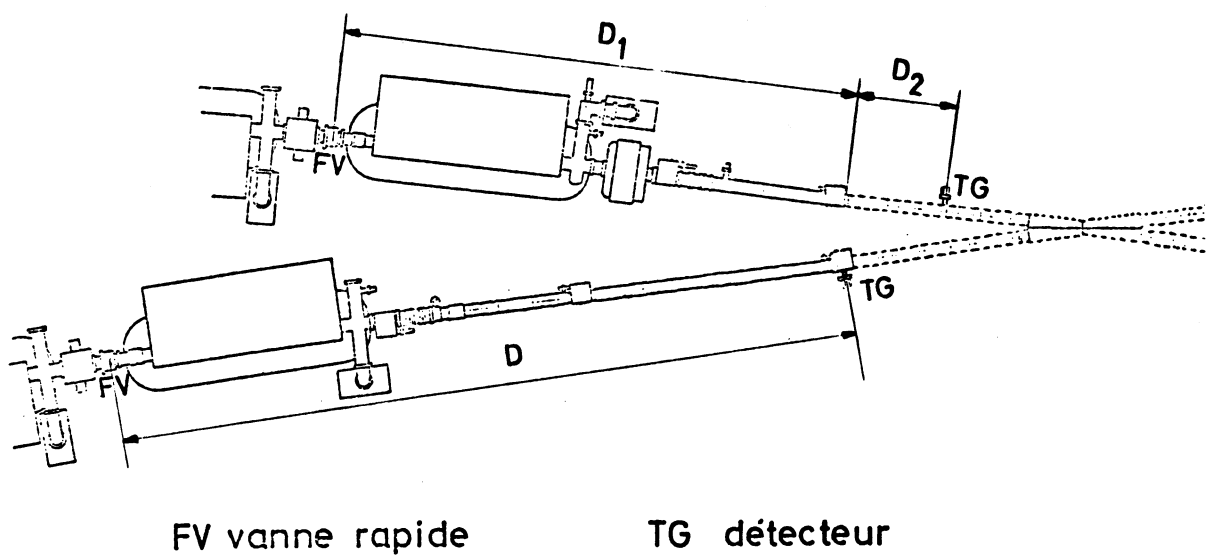


Fig. 20 Distances de protection

Dans le cas où il n'y a pas de détecteur entre la fin de la paroi mince et la vanne rapide, il faut calculer la distance de protection en faisant la différence $d_1 - d_2$.

La distance de protection est presque toujours comprise entre 5 et 8 m (Fig. 20).

4.2.2 Temps de fermeture désirable

Nous avons vu que la première "bouffée" de gaz par laquelle commence une irruption d'air, se déplace à environ $1000 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$.

La distance de protection peut donc être parcourue dans les cas les plus défavorables par la première "bouffée" en 5 à 8 ms. Si on désirait qu'une irruption d'air n'affecte en aucun cas le vide des secteurs adjacents à celui touché par l'accident, il faudrait disposer d'une vanne qui ferme en 5 ms !

4.2.3 Fuite tolérable

De plus, après ce temps très court son étanchéité devrait être assez bonne. Si on peut tolérer une remontée fugitive de pression jusqu'à 10^{-6} torr et si on estime à 600 litres le volume V de la portion chambre à vide à protéger : la quantité de gaz que peut accepter un secteur est :

$$Q = V \cdot (p_t - p_0) = 600 \cdot (10^{-6} - 10^{-11}) = 6 \cdot 10^{-4} \text{ torr} \cdot \text{litre}$$

p_t et p_0 sont les pressions finale et initiale en torr (1 torr = 133 pascal).

La fuite moyenne pendant la seconde que mettent les vannes de secteur à se fermer est :

$$\text{Fuite} = \frac{Q}{t} = \frac{6 \cdot 10^{-4}}{1} = 6 \cdot 10^{-4} \text{ torr} \cdot \text{l} \cdot \text{s}^{-1}$$

Cette valeur de fuite n'est généralement obtenue sur un jointage métallique qu'en appliquant des forces de plusieurs centaines de Newton par centimètre de joint.

4.2.4 Couples à mettre en oeuvre

Mais revenons au temps de fermeture et essayons d'évaluer les couples et les énergies à mettre en jeu.

La figure 21 représente schématiquement une vanne rapide. Ce dispositif est très simple et permet une réalisation aisée ; on peut en espérer une fiabilité élevée. Un clapet porté par deux bras peut pivoter autour d'un axe 00'.

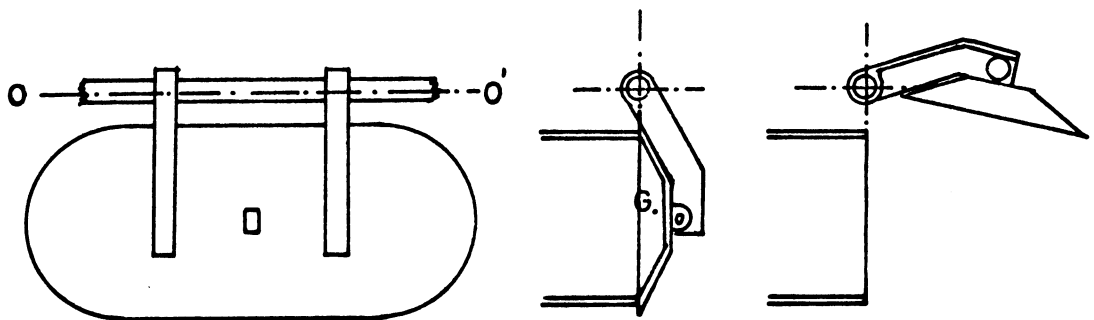


Fig. 21 Schéma de fonctionnement de la vanne rapide

En position ouverte, le passage oblong 152 x 52 mm est complètement dégagé. Un couple fourni par deux ressorts spiraux est appliqué en permanence à l'ensemble axe de rotation, bras et clapet. La pesanteur développe aussi un couple qui s'ajoute à celui des ressorts. Au point de départ, le couple dû à la gravité est d'environ $2,5 \cdot 10^{-2} \text{ N} \cdot \text{m}$. Vis-à-vis des ressorts finalement retenus ($\sim 1 \text{ N} \cdot \text{m}$ chacun), son effet est négligeable. D'ailleurs, deux mesures du temps de fermeture, l'une avec la vanne en position habituelle, l'autre avec la vanne tournée de 180° autour de l'axe du faisceau (inversion du couple dû à la pesanteur), n'ont pas permis de constater de différence. L'équipage mobile est cependant retenu en position ouverte par un crochet. Pour provoquer la fermeture, on libère le crochet. L'équipage mobile se met en mouvement et le clapet vient s'appliquer sur le siège

après un temps t . L'énergie cinétique E_c est alors dissipée sous forme d'un choc, puis de plusieurs rebondissements du clapet. Enfin, l'ensemble s'immobilise car il continue à être poussé contre le siège par le couple M et en cas d'irruption d'air par la différence de pression entre l'amont et l'aval.

Evaluons le moment d'inertie de l'équipage mobile par rapport à son axe de rotation $00'$. D'après le théorème de Huyghens, on a :

$$I_{00'} = I_G + m r^2$$

où : $I_{00'}$ = moment d'inertie par rapport à $00'$

I_G = moment d'inertie par rapport à un axe passant par le centre de gravité G et parallèle à $00'$

r = distance entre ces deux axes

m = masse du corps

Pour une première approximation nous négligerons I_G (voir paragraphe 4.2.7 *Mesure du moment d'inertie de l'équipage mobile*) :

$$I_{00'} \approx m r^2 = 0,07 \cdot 0,038^2 = 10^{-4} \text{ kg} \cdot \text{m}^2$$

Si le siège n'existait pas, le clapet finirait par atteindre le point où le couple des ressorts est nul, c'est-à-dire son point d'équilibre statique. Entre ce point et le point de départ, il existe un angle que nous appellerons θ (Fig. 22).

Libérons le clapet à l'instant $t = 0$. L'équipage mobile se comporte alors comme un pendule de torsion. L'équation en sinus et la période d'un tel appareil ont été déterminées notamment par A. Fouillé¹⁰⁾. Reprenons son calcul en tenant compte des détails particuliers à notre cas. A un instant quelconque t , le clapet est séparé de la position d'équilibre statique par l'angle β .

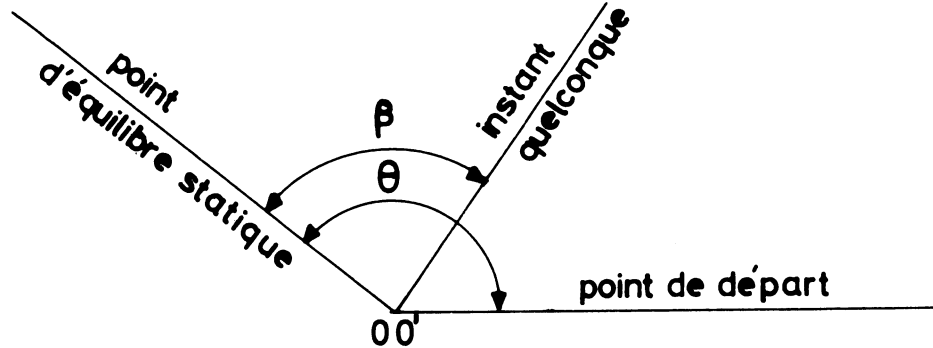


Fig. 22 Définition des différentes positions du clapet

Désignons par :

k : la caractéristique des ressorts (Newton \cdot mètre \cdot radian⁻¹)

ϵ : l'accélération angulaire (radian \cdot seconde⁻²) qui s'écrit
aussi : $\frac{d^2\beta}{dt^2}$

Quand il s'agit de la rotation d'un solide autour d'un axe fixe, le théorème du moment cinétique s'écrit :

$$I \frac{d^2\beta}{dt^2} = -k\beta \quad (1)$$

La solution générale de cette équation différentielle du second ordre est :

$$\beta(t) = A \cos\left(\sqrt{\frac{k}{I}}t + C\right) \quad (2)$$

où : A et C sont les constantes d'intégration.

Les conditions initiales du mouvement sont $\frac{d\beta}{dt} = 0$ et $\beta = \theta$, pour les satisfaire il faut que $A = \theta$ et $C = 0$.

L'équation (2) s'écrit :

$$\beta_{(t)} = \theta \cos\left(\sqrt{\frac{k}{I}} t\right)$$

ou :

$$t = \sqrt{\frac{I}{k}} \arccos \frac{\beta}{\theta}$$

mais lorsque la vanne est fermée :

$$\beta = \theta - \alpha$$

où : α est l'angle à parcourir par le clapet,

donc le temps de fermeture est :

$$t_f = \sqrt{\frac{I}{k}} \arccos \left(1 - \frac{\alpha}{\theta}\right)$$

4.2.5 Effet de la précontrainte des ressorts

Rappelons que si t_f est le temps s'écoulant depuis le départ du clapet jusqu'à son premier contact avec le siège, θ est l'angle de précontrainte des ressorts.

Soit n le rapport entre θ et α , tel que $n = \frac{\theta}{\alpha}$; et $C_\theta = k\theta$, le module du couple de rappel des ressorts.

Le temps de fermeture de la vanne est :

$$t = \sqrt{\frac{I \alpha n}{C_\theta}} \arccos \frac{n - 1}{n}$$

et

$$\frac{C_\theta t^2}{I \alpha} = n \left(\arccos \frac{n - 1}{n}\right)^2$$

Cette relation va nous permettre de discerner l'effet de la précontrainte des ressorts sur le temps de fermeture, les autres variables étant maintenues constantes.

Traçons le graphe de $f(n)$ (Fig. 24) :

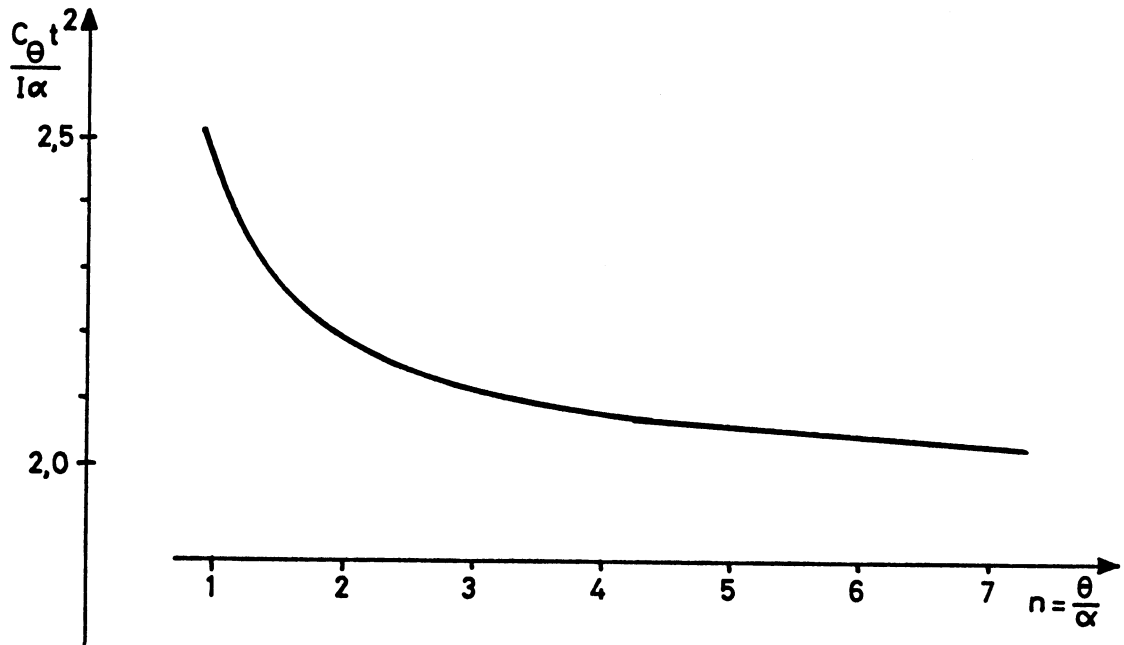


Fig. 24 Effet de la précontrainte des ressorts

Comme on pouvait s'y attendre, la précontrainte favorise les performances mais il n'y a pas beaucoup d'intérêt à aller au-delà de $n = 3$.

La vanne rapide réalisée pour les ISR a :

$$\alpha = 1,43 \text{ radian}$$

et $\theta = 4,47$ radian.

$$\text{Ce qui fait : } n = 3,12 \text{ et } \frac{C_{\theta} t^2}{I \alpha} = 2,12.$$

Nous avons estimé $I = 10^{-4} \text{ kg} \cdot \text{m}^2$.

Calculons les couples nécessaires pour réaliser quelques temps de fermeture :

$$\frac{C_{\theta} t^2}{I \alpha} = 2,12$$

$$\text{ou : } C_{\theta} = \frac{2,12 \cdot I \alpha}{t^2} = \frac{2,12 \cdot 10^{-4} \cdot 1,43}{t^2} = \frac{3,03 \cdot 10^{-4}}{t^2}$$

t (ms)	30	20	15	10	8	5	3
<hr/> C _θ (N · m)	0,34	0,76	1,35	3,03	4,74	12,1	33,7

Les temps annoncés dans ce tableau ne concernent que le mouvement du clapet. Viendront s'y ajouter :

- 1) les temps nécessaires à la libération de l'équipage mobile
- 2) les temps nécessaires à la détection de l'accident.

Rappelons qu'il n'a pas été tenu compte des frottements, facteur important de limitation des performances.

4.2.6 Limitations pratiques affectant les performances

Les plus évidentes sont les suivantes :

- résistance mécanique de l'axe de rotation
- résistance mécanique, encombrement et moment d'inertie des ressorts
- aptitude mécanique de l'équipage mobile à supporter les décélérations de la fin de course.

4.2.6.1 Limitation due à l'axe de rotation

Comme il est dit au paragraphe 4.1, les pièces exposées à l'ultravide doivent avoir un faible taux de désorption : les paliers supportant l'axe de l'équipage mobile n'échappent pas à cette exigence mais ils doivent néanmoins être lubrifiés, sinon leurs surfaces métalliques

parfaitement propres en contact ont de grandes chances de se trouver grippées. Mais le lubrifiant ne doit ni être une cause de désorption importune ni se trouver éliminé par l'étuvage réalisé avant chaque mise sous vide. Compte tenu de ces impératifs, j'ai adopté la solution proposée par une firme expérimentée dans la technique de l'ultravide et éprouvée par d'autres utilisateurs, confrontés avec les mêmes difficultés. Il s'agit d'un roulement à bille spécialement préparé : le lubrifiant utilisé est une mince couche d'argent, déposée à la surface des billes et des chemins de roulement.

Il faut remarquer qu'il n'était guère question de choix en cette matière, la firme en question étant la seule à ma connaissance à présenter un produit répondant aux nécessités citées plus haut. Et de plus, une seule dimension de roulement à bille était offerte à savoir 6 mm de diamètre à l'alésage de la bague intérieure. Le diamètre de l'axe m'est imposé de ce fait. Calculons le couple de torsion admissible dans cet axe à l'aide de la formule suivante :

$$M_t = \frac{\pi}{16} d^3 \tau_{adm}$$

où : M_t = moment de torsion (Newton · mètre)

d = diamètre de la barre (mètre)

τ_{adm} = taux de cisaillement admissible (pascal) = $\frac{4}{5} \sigma_{adm}$

σ_{adm} = taux de travail admissible à la traction. (pascal)

Rappelons que la limite élastique à la traction de l'acier inox est environ $1,85 \cdot 10^8$ pascal à la température de 300°C tandis que le titane allié accuse $7 \cdot 10^8$ pascal à 400°C . Tenant compte de la relation $\tau = \frac{4}{5} \sigma$, on obtient $\tau = 1,48 \cdot 10^8$ pascal pour l'acier inox et $\tau = 4,48 \cdot 10^8$ pascal pour le titane.

Il ne serait pas raisonnable de charger l'axe jusqu'à

sa limite élastique, nous prendrons les $\frac{2}{3}$, ce qui conduit aux valeurs suivantes :

- acier inox : $\tau_{adm} = 0,99 \cdot 10^8$ pascal
- titane : $\tau_{adm} = 2,99 \cdot 10^8$ pascal

Un dispositif d'attache du ressort doit être prévu à chaque bout de l'axe. J'ai adopté une fente de 1 mm et une bague de maintien (Fig. 25).

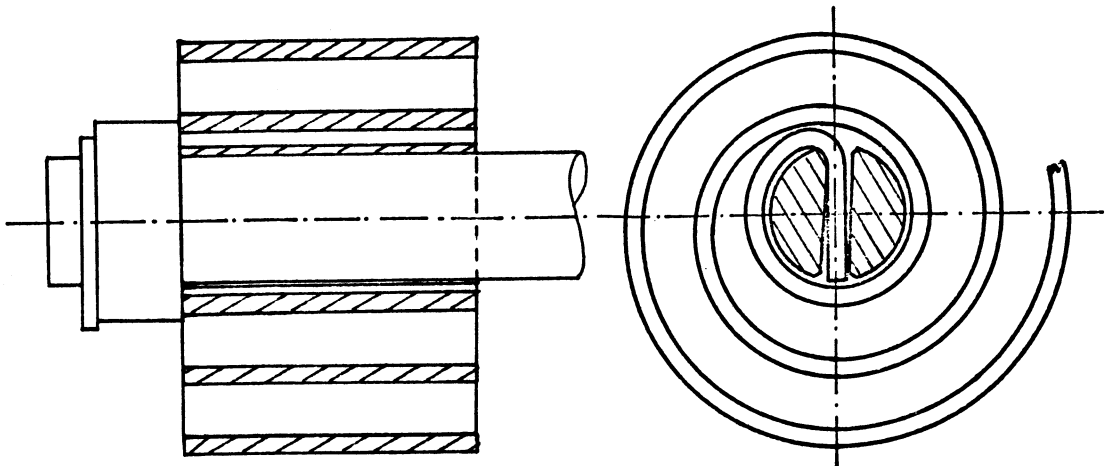


Fig. 25 Attache des ressorts

La réduction des possibilités de résistance due à l'entaille n'est pas facilement accessible au calcul. J'ai fait plusieurs essais de rupture sur la barre cylindrique sans entaille, puis sur la même barre entaillée. La réduction de performances à la torsion a été trouvée égale à 40 % ; en tenant compte de ce fait, le moment de torsion admissible est pour l'inox :

$$M_{t_{inox}} = 0,6 \frac{\pi}{16} d^3 \tau_{adm} = 0,6 \frac{\pi}{16} 6^3 \cdot 10^{-9} \cdot 0,99 \cdot 10^8 = 2,52 \text{ N} \cdot \text{m}$$

$$M_{t_{ti}} = 0,6 \frac{\pi}{16} (6 \cdot 10^{-3})^3 2,99 \cdot 10^8 = 7,61 \text{ N} \cdot \text{m}$$

Pour conserver une marge convenable à l'accrochage du clapet lors de l'ouverture, il est nécessaire de limiter l'angle de torsion subi par l'axe. Cet angle qui sera appelé γ ne devrait pas être supérieur à 0,01 radian et ce pour une longueur ℓ de l'axe de 60 mm.

L'angle γ est donné par la formule :

$$\frac{\gamma}{\ell} = \frac{32 M_t}{G \pi d^4}$$

où G : module de torsion = $\frac{2}{5}$ du module d'élasticité E

$$\frac{\gamma}{\ell} = \frac{80 M_t}{\pi E d^4}$$

ou :

$$M_t = \frac{\pi \gamma E d^4}{80 \ell}$$

Pour l'inox : $M_t = 1,7 \text{ N} \cdot \text{m}$.

Pour le titane $M_t = 0,967 \text{ N} \cdot \text{m}$.

En conclusion, si l'axe est en acier inox, nous pouvons utiliser deux ressorts développant chacun un couple maximum de 1,7 N·m.

4.2.6.2 Limitation due aux ressorts

Définition de la géométrie :

Une bande métallique de masse volumique γ , de largeur b et d'épaisseur h , est enroulée selon l'équation :

$$r = \frac{s}{2 \pi} \alpha \text{ (voir Fig. 26)}$$

r = rayon de courbure

α = angle depuis l'origine

s = distance entre deux spires

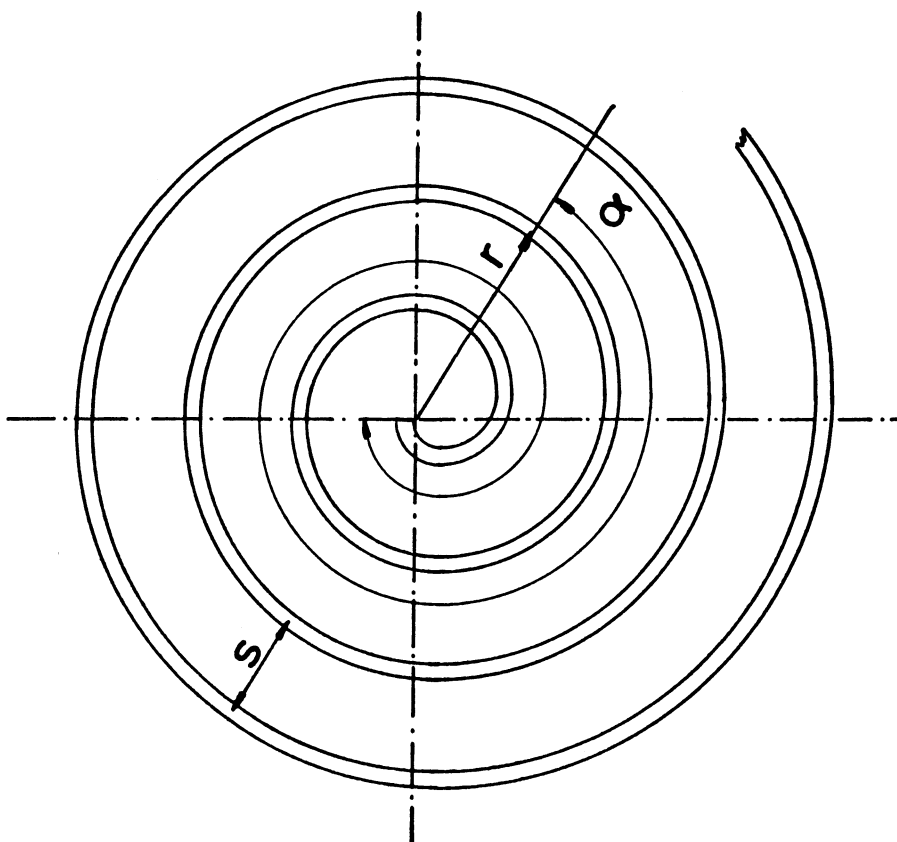


Fig. 26 Géométrie d'un ressort spiral

Dans la pratique, un tel ressort ne commence pas vraiment au centre. Nous affecterons de l'indice 0 le rayon et l'angle se rapportant à l'extrémité la plus proche du centre tandis que l'autre extrémité sera caractérisée par l'indice 1. La longueur d'une portion de spirale est donnée par la formule :

$$L_{0 \ 1} = \frac{\pi}{s} (r_1^2 - r_0^2) = \frac{s}{4 \pi} (\alpha_1^2 - \alpha_0^2)$$

Caractéristique élastique et résistance mécanique

Deux formules classiques nous seront très utiles pour les calculs suivants :

$$\sigma = \frac{C v}{I_{(xx')}}$$

et :

$$\theta = \frac{C L}{E I_{(xx')}}$$

avec : σ = contrainte de traction ou de compression (Pa)

C = couple (N · m)

v = ordonnée de la fibre la plus sollicitée (m)

$I_{(xx')}$ = moment d'inertie rapporté à l'axe médian xx' (m⁴)

θ = déformation élastique angulaire (rd)

L = longueur de la bande métallique (m)

E = module d'élasticité (Pa)

Dans le cas qui nous occupe, la section fléchie est un rectangle de base b et de hauteur h donc :

$$I_{(xx')} = \frac{b h^3}{12}$$

et :

$$\frac{I_{(xx')}}{v} = \frac{b h^2}{6}$$

Nos deux formules deviennent

$$\sigma = \frac{6C}{b h^2}$$

et :

$$\theta = \frac{12 L M}{E b h^3} = \frac{2 L \sigma}{E h}$$

ou encore :

$$h = \frac{6 C}{b \sigma}$$

et :

$$L = \frac{\theta E h}{2 \sigma}$$

Calculons h, L et r₁ pour les couples déterminés au paragraphe 4.2.5 et qui correspondent à divers temps de fermeture.

s = 1,25 h, nous ferons $\theta = 4,47$ rd ; E = $11,4 \cdot 10^{10}$ Pa et $\sigma = 45 \cdot 10^7$ Pa. Ces deux derniers chiffres sont le module d'élasticité et la tension admissible à 400 °C du titane allié à 6 % d'Al et 4 % de V (coefficient de sécurité = 1,5 par rapport à la limite élastique).

Nous éliminerons les valeurs les plus élevées de couple peu compatibles avec la rigidité de l'axe.

t (ms)	30	20	15	10	8
C (N·m) 2 ressorts	0,34	0,76	1,35	3,03	4,74
h (mm)	0,425	0,64	0,85	1,27	1,59
L (mm)	228	344	457	682	854
r ₁ (mm)	7,1	10	12,9	18,9	23,5

Moment d'inertie propre des ressorts

Dans le calcul des temps de fermeture nous n'avons pas tenu compte du moment d'inertie des ressorts. Bien qu'ils ne participent au mouvement que de façon partielle, ceux de grand diamètre peuvent augmenter le temps de fermeture.

Considérons un élément de la bande métallique, défini par l'élément angulaire $d\alpha$ (Fig. 27).

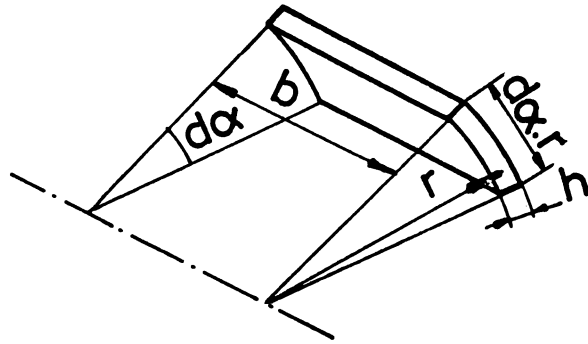


Fig. 27 Élément d'un ressort spiral

$$dI = dm r^2 = b h \gamma r^3 d\alpha$$

mais : $r = \frac{s}{2H} \alpha$

donc : $dI = b h \gamma \left(\frac{s}{2H}\right)^3 \alpha^3 d\alpha$

Dans notre cas, l'extrémité extérieure du ressort est fixée au corps de la vanne tandis que l'extrémité intérieure est solidaire de l'axe de l'équipage mobile. L'amplitude du mouvement est proportionnelle à la longueur de la bande métallique mesurée entre le point fixé et la section considérée.

$$dI = b h \gamma \left(\frac{s}{2\pi}\right)^3 \alpha^3 \frac{L}{L_0} d\alpha$$

mais : $L = \frac{s}{4\pi} (\alpha_1^2 - \alpha_0^2)$

et : $L_0 = \frac{s}{4\pi} (\alpha_1^2 - \alpha_0^2)$

$$\text{donc : } dI = b h \gamma \left(\frac{s}{2\pi}\right)^3 \alpha^3 \frac{\alpha_1^2 - \alpha_0^2}{\alpha_1^2 - \alpha_0^2} d\alpha$$

$$dI = \frac{b h \gamma}{\alpha_1^2 - \alpha_0^2} \left(\frac{s}{2\pi}\right)^3 (\alpha_1^2 \cdot \alpha^3 - \alpha^5) d\alpha$$

On obtient I en intégrant :

$$I = \frac{b h \gamma}{\alpha_1^2 - \alpha_0^2} \left(\frac{s}{2\pi}\right)^3 \int_{\alpha_0}^{\alpha_1} (\alpha_1^2 \cdot \alpha^3 - \alpha^5) d\alpha$$

$$I = \frac{b h \gamma}{12} \left(\frac{s}{2\pi}\right)^3 (\alpha_1^4 + \alpha_1^2 \cdot \alpha_0^2 - 2\alpha_0^4)$$

et en passant des α aux r par la relation $\alpha = \frac{2\pi}{s} r$

$$I = \frac{\pi b h \gamma}{6 s} (r_1^4 + r_1^2 - 2r_0^4)$$

Si on néglige r_0 , la formule devient : $I = \frac{\pi b h \gamma}{6 s} r_1^4$

L'erreur commise par défaut est chiffrée ci-après :

$\frac{r_0}{r_1}$	0,5	0,4	0,3	0,2	0,1
erreur en %	13	11	7	4	1

Dans le tableau suivant, nous avons calculé à partir de quelques valeurs de h (épaisseur des ressorts) les temps de fermeture mécanique compte tenu de l'inertie des ressorts.

Les autres valeurs sont rappelées ci-dessous :

$$s = 1,22 h ; \alpha = 82^\circ = 1,43 \text{ rd} ; \theta = 256^\circ = 4,47 \text{ rd}$$

$$I (\text{équippage mobile}) = 10^{-4} \text{ kg} \cdot \text{m}^2$$

$$E = 11,4 \cdot 10^{10} \text{ Pa} ; \sigma_{\text{adm}} = 47 \cdot 10^7 \text{ Pa} ; r_0 = 3,5 \text{ mm} ; b = 12 \text{ mm}$$

h (mm)	0,8	1,0	1,2	1,5
C (N · m) 2 ressorts	1,20	1,88	2,71	4,23
r	12,1	14,9	17,8	22,0
I (kg · m ²) 2 ressorts	1,0 · 10 ⁻⁶	2,4 · 10 ⁻⁶	4,7 · 10 ⁻⁶	11,1 · 10 ⁻⁶
I _{total} (kg · m ²)	1,01 · 10 ⁻⁴	1,02 · 10 ⁻⁴	1,05 · 10 ⁻⁴	1,11 · 10 ⁻⁴
t (ms)	16,0	12,8	10,8	8,9

Notons la faible influence de l'inertie propre des ressorts sur les temps de fermeture, qui nous sont accessibles. Remarquons une fois encore que les temps mentionnés plus haut sont les temps que l'équipage mobile met à parcourir l'angle α , compte non tenu des frottements.

4.2.7 Mesure du moment d'inertie de l'équipage mobile

Pour les calculs qui précèdent, nous avons estimé I à 10^{-4} kg · m².

La détermination de I par le calcul devient fastidieuse quand il s'agit, comme c'est notre cas, d'une pièce de géométrie quelque peu complexe.

J'ai donc préféré mesurer I par la méthode du pendule de torsion. Un premier oscillateur est constitué de deux équipages mobiles complets, montés sur un seul axe de longueur double de celui utilisé habituellement, le tout suspendu à un fil de cuivre d'environ 1,5 m de long et de 0,2 mm de diamètre. Le second oscillateur utilise le même élément élastique et un cylindre métallique dont il est facile de calculer le moment d'inertie.

Les périodes des deux oscillateurs sont :

$$T_{2 \text{ équipages}} = T_{2 \text{ éq}} = 41,6 \pm 0,2 \text{ s}$$

$$T_{\text{cylindre}} = T_c = 28,8 \pm 0,1 \text{ s}$$

$$I_{\text{cylindre}} = I_c = 0,9378 \cdot 10^{-4} \text{ kg} \cdot \text{m}^2$$

La période d'un pendule de torsion est :

$$T = 2 \pi \sqrt{\frac{I}{k}}$$

où k est la caractéristique de torsion du fil. La valeur de k est la même dans les deux expériences et on a :

$$k = 4 \pi^2 \frac{I_{2 \text{ éq}}}{T_{\text{éq}}^2}$$

$$k = 4 \pi^2 \frac{I_c}{T_c^2}$$

donc :

$$I_{2 \text{ éq}} = \frac{I_c T_{2 \text{ éq}}^2}{T_c^2} = \frac{0,9378 \cdot 10^{-4} \cdot 41,6^2}{28,8^2} = 1,9566 \cdot 10^{-4}$$

Le moment d'inertie d'un seul équipage mobile est donc :

$$0,98 \cdot 10^{-4} \text{ kg} \cdot \text{m}^2$$

Cette valeur très proche de la valeur estimée laisse toute leur validité aux calculs énoncés plus haut.

4.3 Déclenchement de la fermeture

Le temps de fermeture comprend aussi le temps utilisé pour la libération du "crochet" dont il est question au paragraphe 4.2.4. Ce travail est mené à bien par un simple électro-aimant à noyau plongeur. L'action de cet appareil se décompose en 2 phases :

- 1) établissement d'un courant suffisant pour produire une force

plus grande que les frottements mécaniques,

- 2) mouvement du noyau plongeur et de la "gachette" jusqu'à libération du crochet.

Il va de soi que ces deux phases doivent être aussi rapides que possible.

4.3.1 Etablissement du courant dans l'électro-aimant

Si on connecte une source de tension V à notre électro-aimant possédant une inductance L et une résistance R , le courant I est donné par la fonction :

$$I = \frac{V}{R} (1 - e^{-\frac{Rt}{L}})$$

provenant de l'équation différentielle :

$$L \frac{di}{dt} + Ri = V$$

Si on veut augmenter $\frac{di}{dt}$ plusieurs moyens peuvent être employés :

- 1) augmenter V
- 2) réduire R
- 3) diminuer L .

Ces deux derniers points sont liés au nombre de tours de la bobine.

L'augmentation de la tension est rapidement limitée par l'échauffement des conducteurs. Pour l'éviter, au lieu d'utiliser une source de tension j'ai employé un condensateur de forte valeur préalablement chargé à la tension V et connecté au moment opportun à l'électro-aimant par l'allumage d'un thyristor. Le courant prend alors la forme d'une impulsion mais les critères de choix de l'électro-aimant restent les mêmes à savoir : aptitude à produire la force nécessaire et faibles résistance et inductance.

4.3.2 Mouvement du noyau

Ce dernier est difficile à analyser car beaucoup de variables entrent en jeu. La force varie tout au long de l'impulsion proportionnellement au carré du courant. Le mouvement lui-même introduit une augmentation de force par la réduction de l'entrefer. L'inductance ne reste pas constante, elle augmente quand l'entrefer diminue.

Il faudrait aussi tenir compte de l'effet de la saturation magnétique et des courants de Foucault.

Il est plus raisonnable d'adopter un électro-aimant après avoir mesuré ses performances dans des conditions aussi proches que possible des conditions de fonctionnement.

Evaluation expérimentale :

Après essais de quelques appareils, mon choix s'est porté sur un électro-aimant de construction robuste mais qui a néanmoins des performances intéressantes.

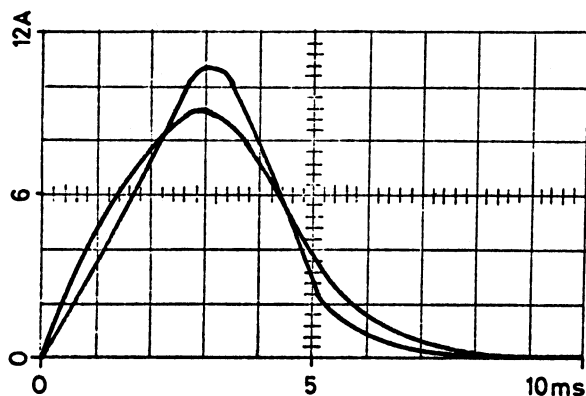


Fig. 28 Courant dans l'électro-aimant, noyau plongeur bloqué

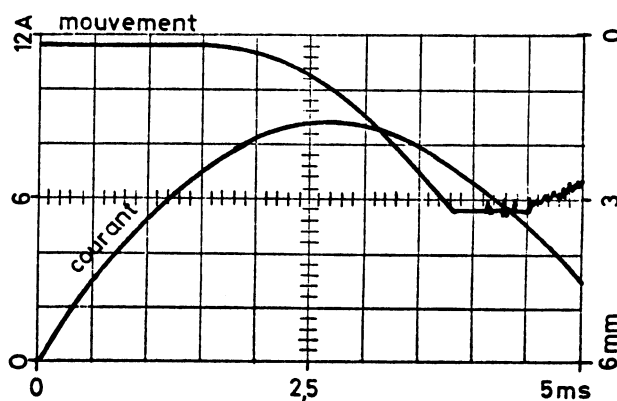


Fig. 29 Mouvement et courant de l'électro-aimant

impulsion de 11 A ; crête entrefer mini
impulsion de 9 A ; crête entrefer maxi

Les oscillogrammes des figures 28 et 29 illustrent les principales mesures faites sur cet électro-aimant. Mentionnons d'abord les caractéristiques essentielles de cet appareil :

- bobine : 680 spires
- résistance : 6Ω
- mouvement : 3 mm
- force 55 N pour $I = 6$ A et entrefer maximum
- masse du noyau plongeur : 0,06 kg

Quand le noyau plongeur est complètement attiré, il reste un entrefer de 1 mm. L'oscillogramme de gauche permet d'évaluer l'inductance dans les deux positions extrêmes en déterminant $\frac{di}{dt}$ pour une tension de 200 V provenant d'un condensateur de 128 μ F.

On trouve :

- L : 38 mH pour l'entrefer de 4 mm, et
- L : 56 mH pour l'entrefer de 1 mm.

Cette faible augmentation d'inductance, peu en rapport avec la réduction de l'entrefer, montre bien l'influence de la saturation magnétique.

Dans les conditions d'excitation décrites plus haut, le mouvement de l'électro-aimant commence un peu moins de 2 ms après la mise sous tension et se termine en un peu moins de 4 ms.

4.4 Description du mécanisme

La figure 30 montre un exemplaire des vannes rapides construites dans les ateliers du CERN. On reconnaîtra le système de fermeture déjà mentionné à la figure 21. Un clapet oblong (1), supporté par deux leviers, pivote autour d'un axe situé au-dessus du faisceau. Un potentiomètre entraîné par la rotation de l'équipage mobile délivre une tension proportionnelle à l'angle parcouru par le clapet. Deux ressorts spiraux (3) maintiennent le clapet contre le siège (2) quand la vanne est fermée. L'ouverture est opérée par une bielle (4) mue par un moto-réducteur

électrique. Celle-ci actionne un levier (5) qui fait pivoter le clapet (1) d'environ 90° . Ce dernier s'accroche à une "gachette" (7). Le levier revient à sa position initiale et la vanne est armée.

Quand l'électro-aimant (9) est excité, il pousse la partie supérieure de la gachette. Celle-ci pivote d'un petit angle autour de son axe et libère le clapet. Celui-ci propulsé sur les deux ressorts spiraux (3) retourne rapidement à sa position de repos contre le siège. Mais l'énergie cinétique n'est que partiellement dissipée dans le choc du clapet contre le siège. Plusieurs rebondissements ont lieu jusqu'à dissipation de cette énergie.

4.5 Vérification des performances

La précontrainte des ressorts a une influence notable sur le rebondissement. Plus la précontrainte augmente, plus l'angle et le temps de rebondissement diminuent, voir figures 31 et 32.

Les figures 33 et 34 montrent que le mouvement n'est visiblement pas influencé par l'air atmosphérique. Par contre, si on tente d'arrêter une irruption d'air en fermant la vanne rapide, la différence de pression qui s'établit entre l'amont et l'aval, maintient le clapet contre le siège et diminue très notablement le rebondissement (fig. 35). Définissons le temps de fermeture comme le temps qui s'écoule entre le début de l'impulsion de commande de l'électro-aimant et le premier contact du clapet avec le siège.

Ce temps est toujours très voisin de 18 ms (fig. 33, 34, 35) quand les vannes sont munies de ressorts de $0,96 \text{ N} \cdot \text{m}$ chacun.

En consultant le tableau de la page 51 et en tenant compte du temps de fonctionnement de l'électro-aimant (4 ms), on peut conclure qu'environ 1 ms est perdue à cause des frottements.

Compte tenu de la résistance de l'axe de rotation, j'aurais pu monter des ressorts d'épaisseur $h = 1,2 \text{ mm}$, ce qui aurait entraîné un gain théorique de 2 ms.

J'ai préféré orienter l'inévitable compromis entre les performances et la fiabilité dans le sens d'un fonctionnement très sûr. Il faut, en effet, se rappeler que toute intervention qui touche le vide des ISR

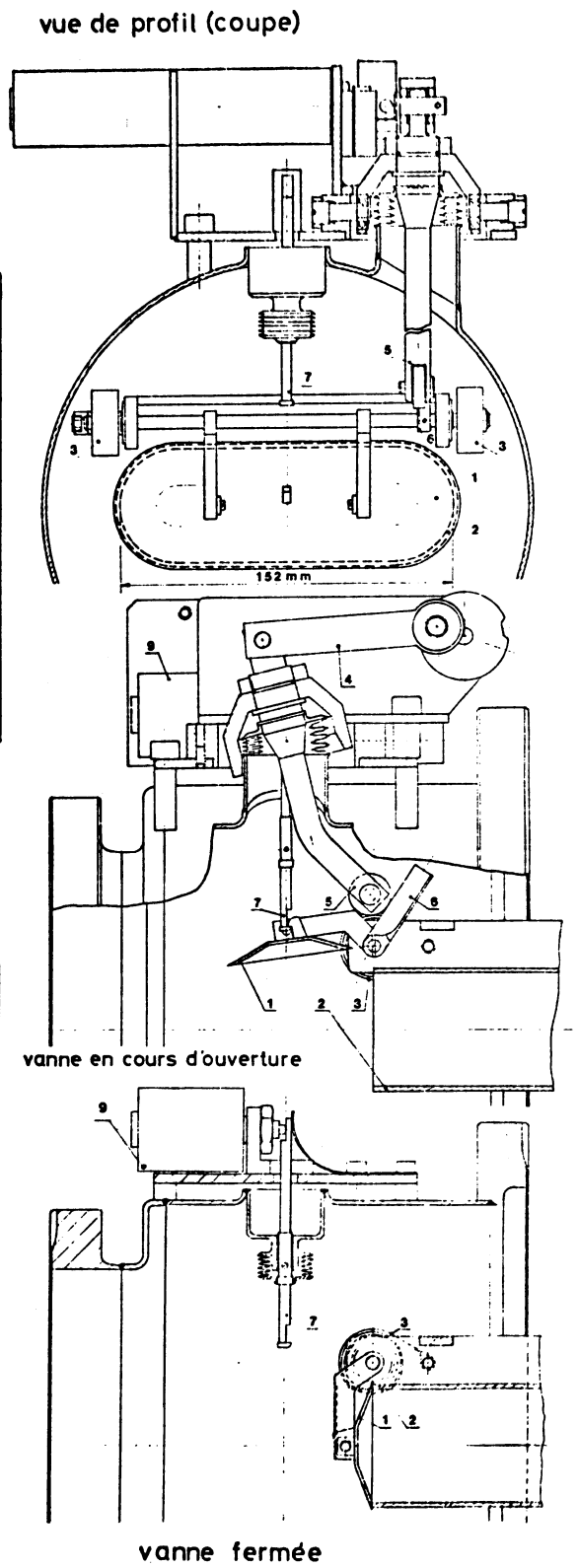
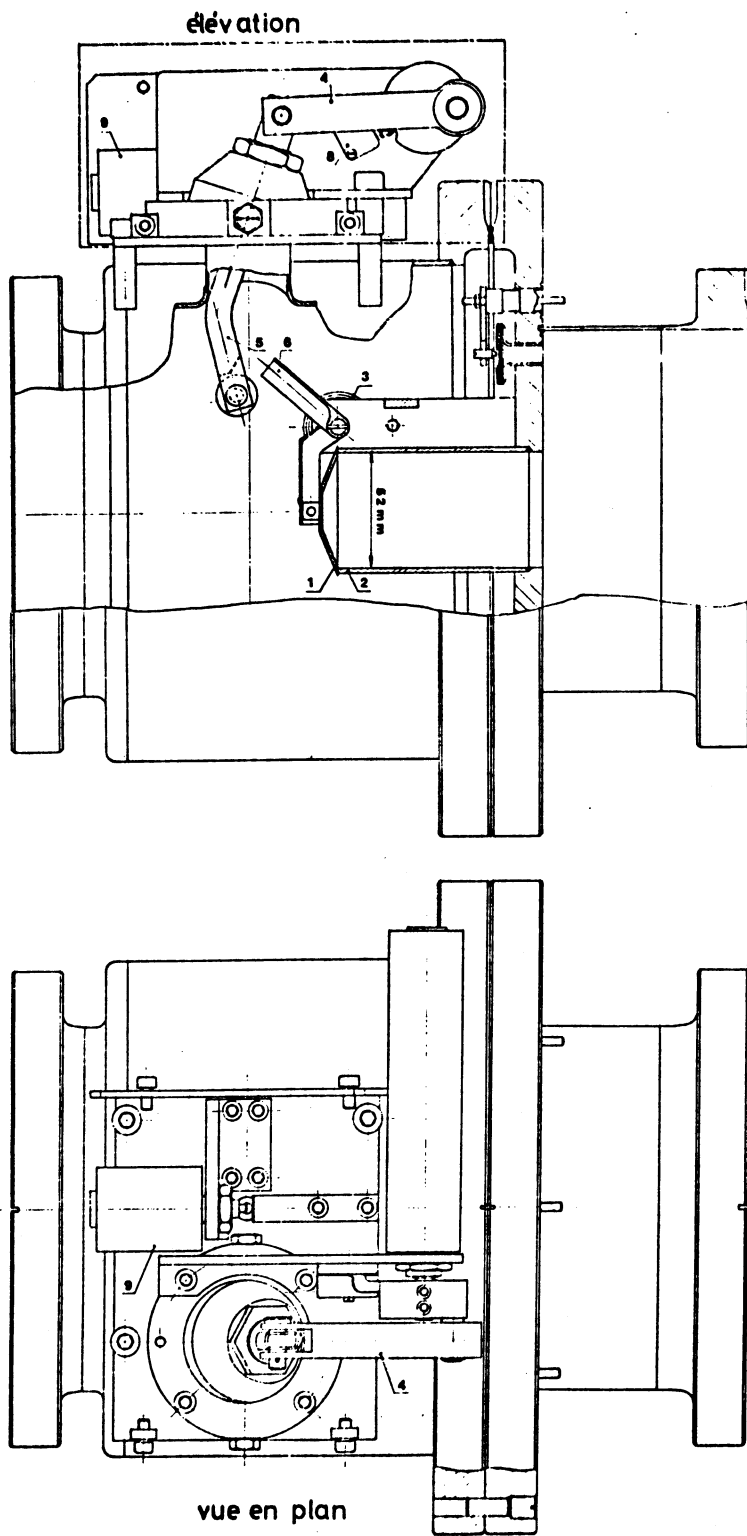


Fig. 30 Vanne rapide

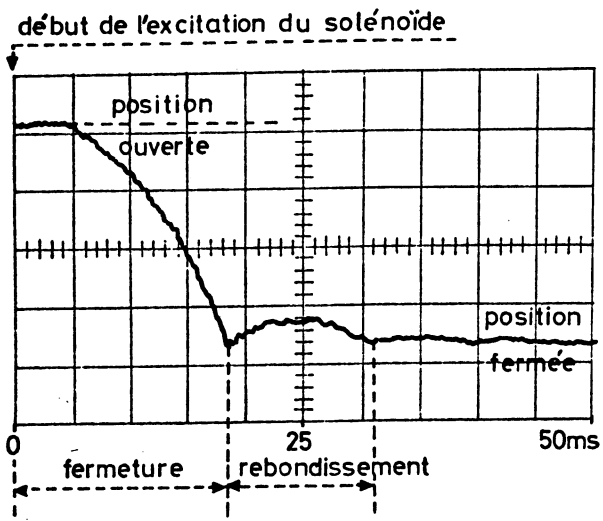


Fig. 31 2 ressorts 0,96 N.m $\theta = 2,56^\circ$

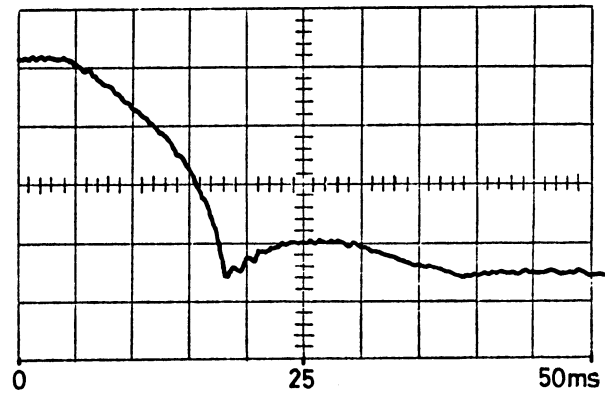


Fig. 32 2 ressorts 1,25 N.m $\theta = 100^\circ$

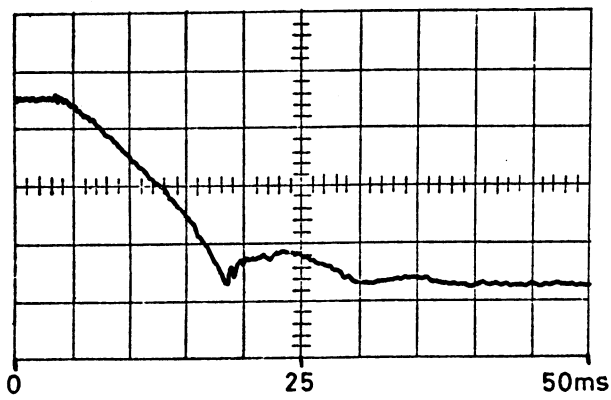


Fig. 33 Fermeture sous vide

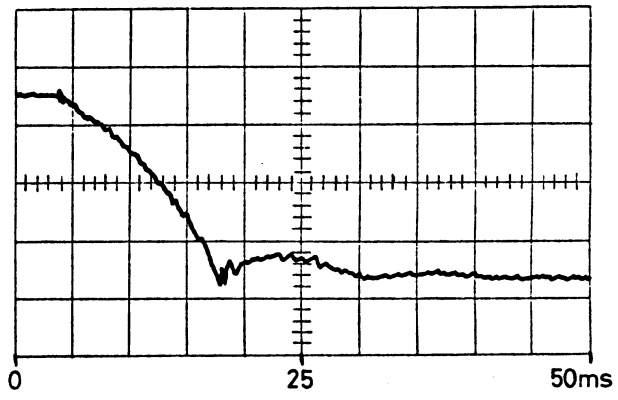


Fig. 34 Fermeture sous air atmosphérique

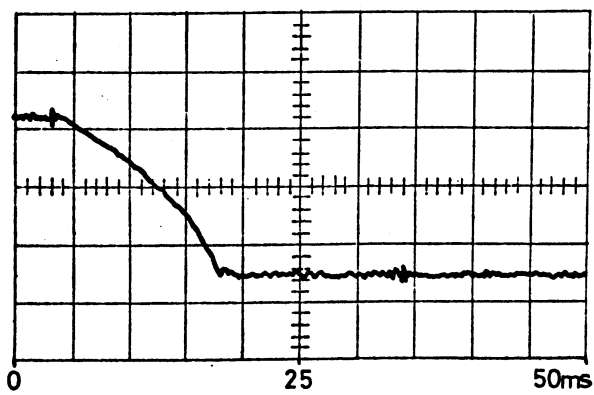


Fig. 35 Fermeture avec irruption d'air

immobilise la machine pendant plusieurs jours.

Dès la conception des vannes rapides, nous avons mis l'accent sur la rapidité de la fermeture et nous avons renoncé à l'étanchéité complète. Si la pression atmosphérique pousse le clapet contre le siège, la fuite est en moyenne $1 \text{ torr} \cdot \text{l} \cdot \text{s}^{-1}$. Dans le sens inverse, on ne peut pas parler de taux de fuite car la différence de pression soulève le clapet. La vanne rapide n'a d'ailleurs pas été conçue pour assurer la protection dans les deux sens.

4.6 Performances d'autres vannes rapides

Peu de vannes à fermeture rapide ont été décrites dans la littérature ou présentées par les maisons spécialisées dans la technique du vide. Pas une seule de ces vannes ne possède l'ouverture nécessaire au passage des faisceaux des ISR ^{12), 13), 14)}. Certaines des vannes qui sont présentées ci-après, ont une ouverture circulaire $\varnothing 100 \text{ mm}$. A ma connaissance, il n'en existe pas de plus grandes.

4.6.1 National Electrostatics Corp.

Nous n'avons eu connaissance de cet appareil que par sa documentation commerciale. Cette vanne est complètement étanche mais son ouverture est assez petite ($\varnothing 35 \text{ mm}$). Le constructeur annonce un temps de fermeture de moins de 35 ms. Elle est étuvable à $300 \text{ }^{\circ}\text{C}$ en position ouverte.

4.6.2 High Voltage Engineering

C'est une vanne, type guillotine, toute métallique, étuvable à $450 \text{ }^{\circ}\text{C}$ et avec une ouverture $\varnothing 100 \text{ mm}$. Elle n'est pas complètement étanche.

Les dimensions extérieures sont imposantes : sa hauteur atteint 1,4 m. Le fabricant mentionne un temps de fermeture de moins de 30 ms. P. Kyncl a essayé cet appareil ¹⁵⁾. Le temps de fermeture qu'il a trouvé s'élevait à 37 ms. De plus, après quelques mouvements, des particules métalliques arrachées aux parties frottantes ont mis la vanne hors d'usage.

4.6.3 VAT

Cette vanne qui a une ouverture \varnothing 100 mm, est toute métallique à l'exception du joint du siège. Ce dernier est un tore en élastomère. Elle n'est pas construite en vue d'être étuvée. Quand la différence de pression applique le clapet contre le siège, elle est complètement étanche. Dans le sens inverse, la protection est illusoire et le clapet peut se soulever comme dans la vanne construite par le CERN.

Le temps de fermeture mesuré par nos soins est de 18 ms.

4.7 Emploi des vannes rapides CERN à d'autres fins

Comme nous l'avons vu plus haut, le marché est assez pauvre en vannes rapides adaptées à la protection des accélérateurs de particules. H. Winick du Stanford Linear Accelerator Center a considéré comme plus économique et plus expéditif de demander au CERN de construire plusieurs vannes rapides identiques (aux brides de raccordement près) à celle dont il est question dans le présent mémoire. A Stanford il existe un anneau de stockage à électrons. La lumière synchrotronique est utilisée à l'extérieur de l'anneau et le tube tangentiel qu'elle parcourt marque la transition entre l'ultravide de l'anneau de stockage et le vide moins propre des appareils d'observation. La présence de minces fenêtres transparentes, séparant le vide de l'atmosphère, crée une possibilité d'irruption d'air mettant ainsi en danger l'anneau de stockage à électrons. C'est pourquoi le SLAC a décidé de monter une vanne rapide sur chaque sortie de lumière synchrotronique.

5. COMMANDE ELECTRONIQUE DE LA PROTECTION

Entre les détecteurs des irrptions d'air et les vannes rapides, il est nécessaire d'intercaler un appareil qui distingue entre les remontées de pressions anodines et celles qui présentent un réel danger pour l'appareillage des ISR et ce, sans introduire dans le processus de fermeture des vannes rapides un délai trop important. Les performances nécessaires ont été définies à la suite d'un travail

commun de O. Gröbner, Ph. Rochat et moi-même. Ph. Rochat s'est ensuite chargé d'imaginer et de calculer les circuits électroniques. Ces travaux n'ayant fait l'objet d'aucune publication, je les résume ci-après pour la bonne continuité du présent texte.

Rappelons tout d'abord que la protection des ISR contre les irrptions d'air est conçue intersection par intersection (voir fig. 4). Chaque intersection à protéger comprend 4 vannes rapides, quelques détecteurs et des circuits de commande et de contrôle répartis dans quelques boîtiers.

Le fonctionnement des ISR doit compter avec de lourdes contraintes. Si au cours d'une expérience de physique, on perd les deux faisceaux, le nouveau remplissage des anneaux est tributaire de la disponibilité du synchrotron à protons et nécessite quelques heures. L'action des vannes rapides d'une intersection entraînant la perte des deux faisceaux, il faut éviter soigneusement les fermetures intempestives. Cette démarche ne doit toutefois pas affecter la nécessaire sécurité de fonctionnement contre les irrptions d'air.

Ces considérations nous ont conduits à adopter le schéma organique de la figure 36.

Les pompes ioniques de $2 \text{ l} \cdot \text{s}^{-1}$, utilisées comme détecteurs, sont montées dans les ISR au nombre de trois au minimum, par intersection. Les circuits électroniques sont conçus pour recevoir les signaux de 12 appareils au maximum. Des discriminateurs surveillent le courant de chaque pompe. Chacun d'eux ne délivre un signal de sortie que si les 2 conditions suivantes sont réunies :

- 1) valeur absolue de la pression égale ou supérieure à quelques 10^{-6} torr.
- 2) montée de la pression égale ou supérieure à quelques 10^{-2} torr \cdot s $^{-1}$.

Ces deux seuils ont une grande plage de réglage.

Pour déclencher la fermeture des 4 vannes rapides, il faut que deux au moins des discriminateurs envoient un signal au circuit de

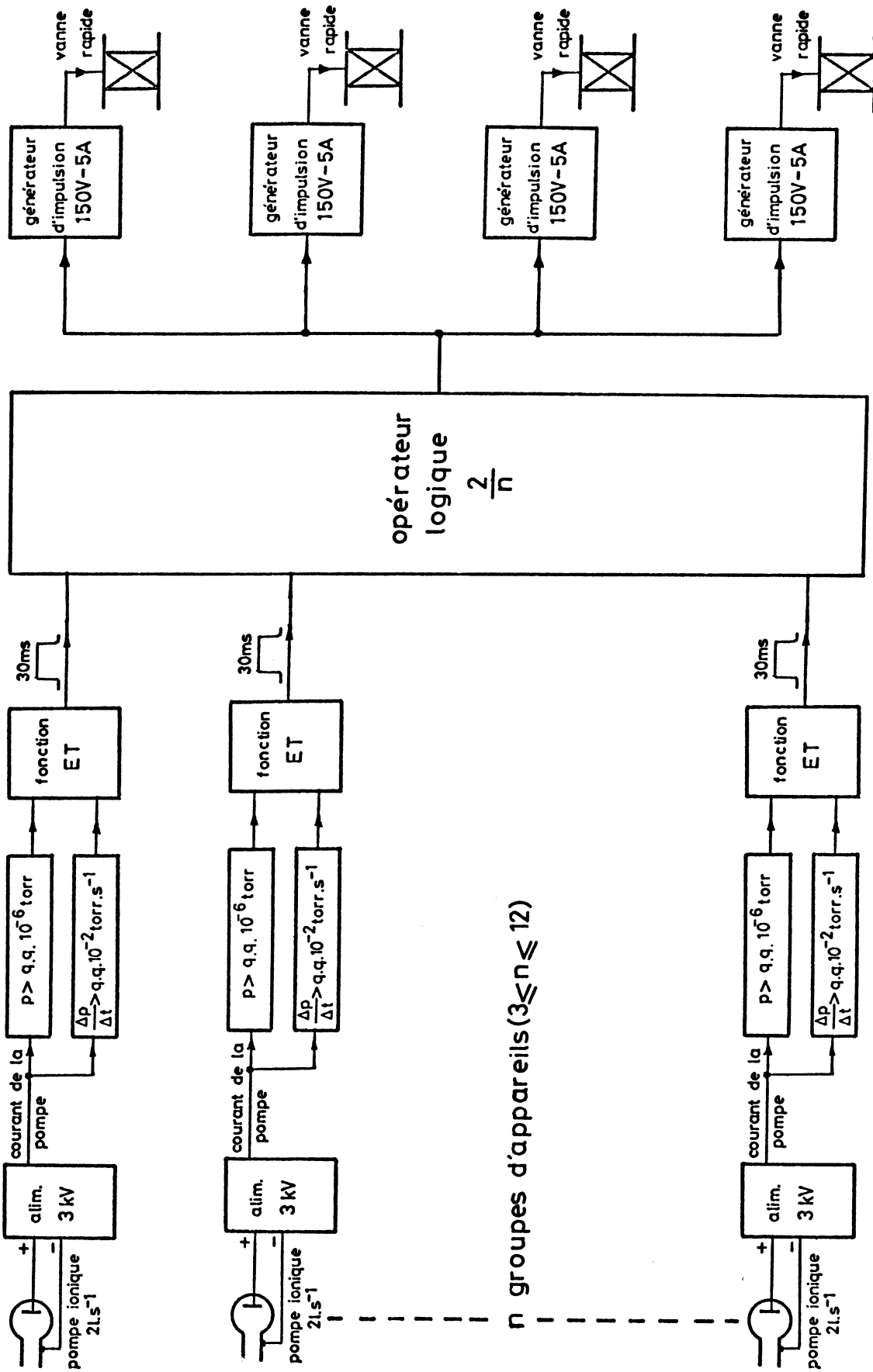


Fig.36 Commande de la fermeture des vannes rapides:schéma organique

décision logique en moins de 30 ms.

La figure 36 ne mentionne pas les nombreux circuits annexes, nécessaires à l'ouverture des vannes à l'éjection des faisceaux, à la fermeture des vannes de secteur, à la signalisation et au contrôle par l'ordinateur.

6. TENTATIVE D'EVALUATION DE L'EFFICACITE DE LA PROTECTION

6.1 Irruptions d'air expérimentales

Avant de monter les vannes rapides et les détecteurs dans les ISR où il est impensable de provoquer volontairement une irruption d'air, j'ai réalisé avec Ph. Rochat deux essais de l'appareillage dans des conditions aussi proches que possible de celles des anneaux de stockage.

Toutefois, l'espace et les tubulures à vide disponibles nous obligent à réduire notre représentation d'une intersection à un seul bras.

La figure 37 indique la disposition de l'appareillage, que nous avons retenue.

L'irruption d'air est provoquée en déchirant la mince feuille en acier inoxydable avec un couteau isolé électriquement. Le balayage des oscillographes est déclenché par le contact du couteau avec la fenêtre. Le discriminateur délivre ses impulsions aux commandes de la vanne rapide (FV) et de la vanne de secteur (SV) dès que $p > 6 \cdot 10^{-6}$ torr et $\frac{\Delta p}{\Delta t} > 1$ torr \cdot s $^{-1}$.

Le discriminateur utilisé introduisait un délai de 2 ms ; il a été amélioré par la suite : ce délai a été réduit à 100 μ s et sa sensibilité à la vitesse de montée a été augmentée à 10^{-2} torr \cdot s $^{-1}$.

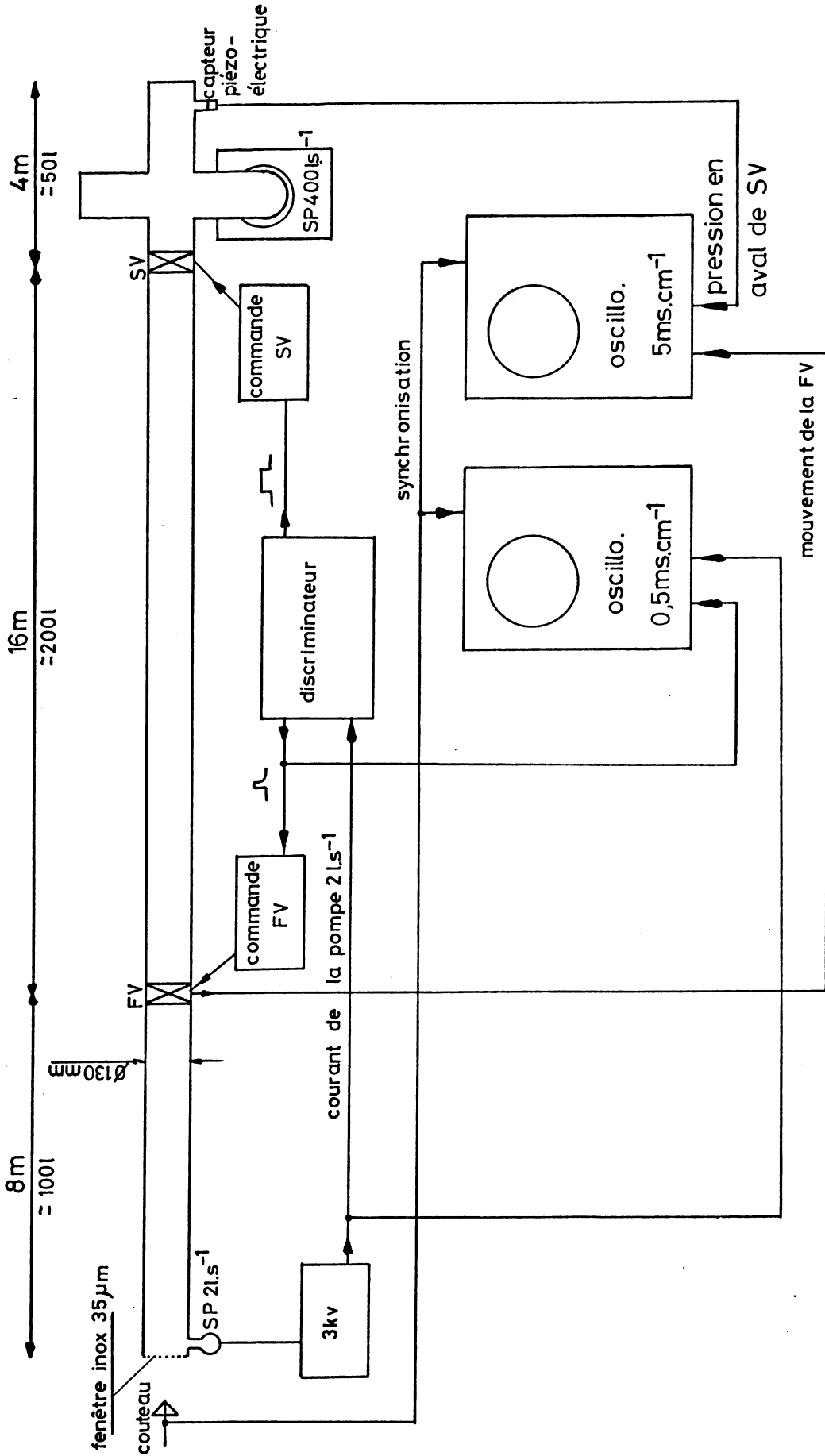


Figure 37: Essai de la vanne rapide et de sa commande: dispositif expérimental.

1er essai

Conditions initiales : p dans la pompe $2 \text{ l} \cdot \text{s}^{-1} = 10^{-7} \text{ torr}$

p dans la pompe $400 \text{ l} \cdot \text{s}^{-1} = 3 \cdot 10^{-8} \text{ torr}$

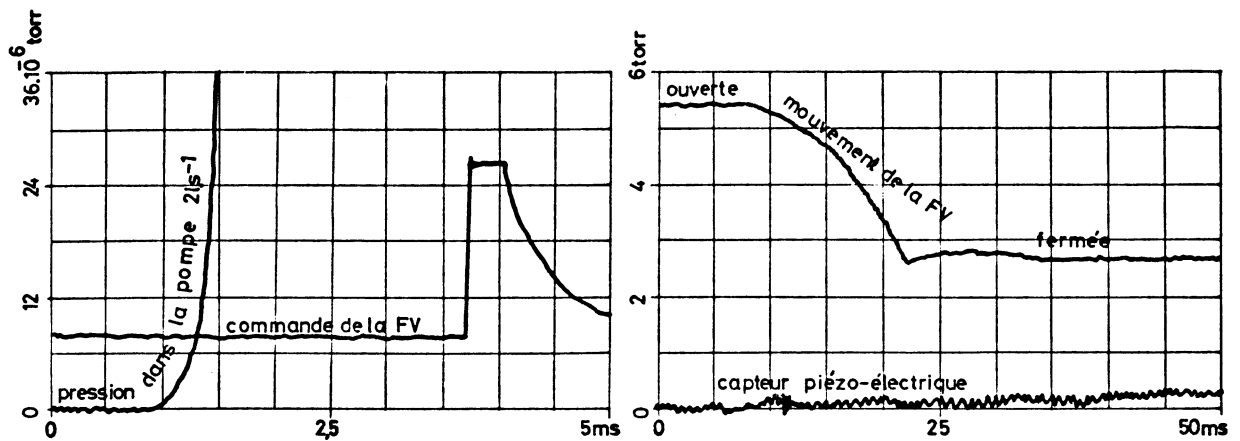


Fig. 38 Oscillogrammes relatifs au 1er essai global

Comme on le voit sur les oscillogrammes de la figure 38, le courant de la pompe $2 \text{ l} \cdot \text{s}^{-1}$ monte après 1,5 ms, le discriminateur délivre son impulsion après 3,5 ms, la vanne rapide est fermée après 22 ms et rebondit seulement d'une façon insignifiante. Tous ces temps ont pour origine le contact couteau-fenêtre.

Le capteur piézo-électrique de pression, réglé pourtant sur une gamme très sensible, ne donne pas d'indication significative. La pression mesurée en aval de la vanne de secteur était 0,3 torr immédiatement après l'irruption d'air.

2ème essai

Conditions initiales : p dans la pompe $2 \text{ l} \cdot \text{s}^{-1} = 1,5 \cdot 10^{-7} \text{ torr}$

p dans la pompe $400 \text{ l} \cdot \text{s}^{-1} = 5 \cdot 10^{-8} \text{ torr}$

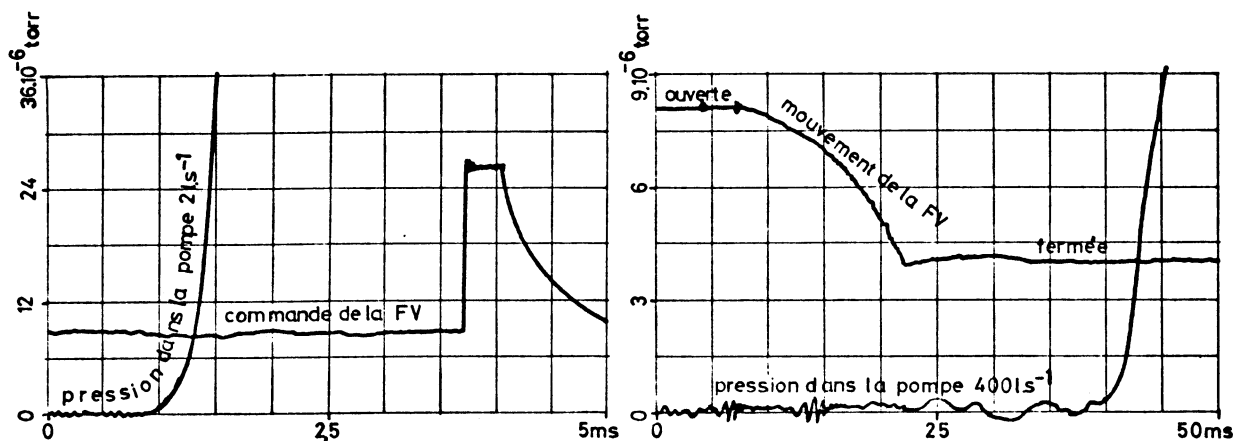


Fig. 39 Oscillogrammes relatifs au 2ème essai global

Les résultats du second essai confirment ceux du premier. Le courant de la pompe $400 \text{ l} \cdot \text{s}^{-1}$ monte après 42 ms. La première bouffée d'air progresse donc à une vitesse moyenne de $610 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$, chiffre inférieur aux $1000 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$, mentionnés à la fin du paragraphe 2.2.2. Mais dans cet essai il faut tenir compte de l'action retardatrice de la vanne rapide : en effet quand la pompe $400 \text{ l} \cdot \text{s}^{-1}$ reçoit la première bouffée d'air, la vanne rapide est fermée déjà depuis une vingtaine de millisecondes. La pression mesurée en aval de la vanne de secteur était 0,4 torr immédiatement après l'accident simulé.

Dans les deux cas, la vanne rapide a laissé passer une centaine de torr · litres ^{*)} d'air avant de se fermer. Cette importante quantité d'air qui passe malgré la protection pourrait être notablement diminuée si la vanne se trouvait à plus de 18 m de la déchirure (voir fig. 12).

^{*)} 1 torr · litre = 1,33 bar · cm³

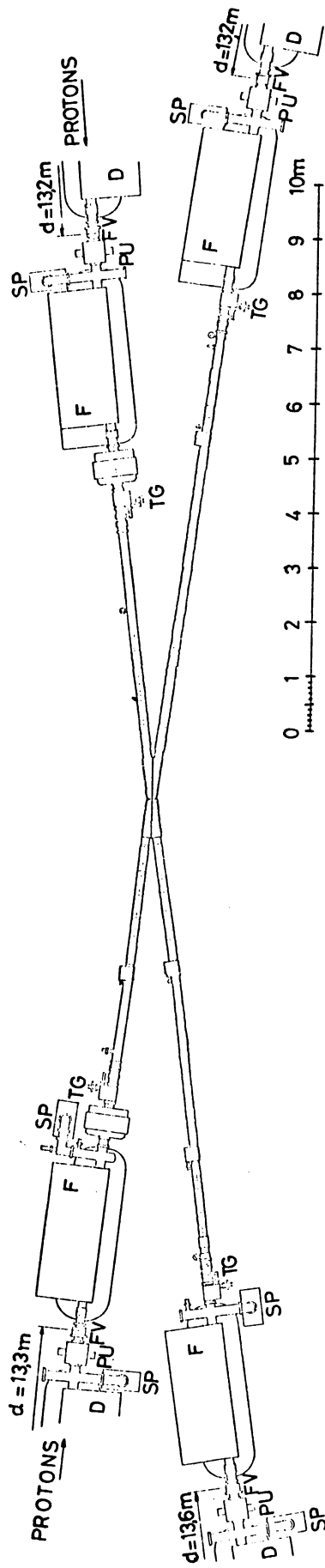
Comme je l'ai dit au paragraphe 4.2.1, cette disposition n'est presque jamais possible dans les ISR. Il faut donc se résoudre à protéger moins bien une portion un peu plus grande de la chambre à vide des ISR. En d'autres termes, en cas de déchirure très importante on ne pourra pas éviter le reconditionnement des secteurs adjacents à l'intersection accidentée.

6.2 Exemple d'intersection protégée I.2

La figure 40 montre la disposition actuelle de l'intersection 2 avec ses quatre vannes rapides et ses huit détecteurs TG. Pour ne pas alourdir le dessin, l'appareillage de détection des interactions nucléaires n'est pas représenté mais il occupe la plus grande partie de l'espace disponible entre les quatre groupes de détecteurs TG. C'est d'ailleurs pour cette raison que les "TG" n'ont pas pu être placés plus loin des vannes rapides. Les quatre tronçons de chambre à vide situés entre l'intersection et les détecteurs TG ont des parois très minces, il en est de même de la chambre d'intersection (épaisseur 0,5 mm). La distance entre détecteur TG et vanne rapide varie entre 3,8 et 5 m. Comme dans la plupart des intersections, la disposition des vannes rapides et des détecteurs TG est dictée plus par l'espace resté disponible après la pose des appareils de détection des interactions nucléaires que par les nécessités d'une bonne protection contre les irrptions d'air. Pour renforcer la protection il aurait fallu pouvoir placer un détecteur TG à proximité immédiate de l'intersection et éloigner les vannes rapides.

6.3 Analyse de quelques incidents

Jusqu'à présent, aucune irruption d'air ne s'est produite dans une intersection munie de vannes rapides en état de marche. L'analyse qui suit portera donc sur l'incident le plus grave qui se soit produit aux alentours d'une intersection protégée par 4 vannes rapides. J'y joindrai la description des effets d'une irruption d'air dans deux autres intersections non protégées.



FV vanne rapide

SP pompe ionique

F unité magnétique radialement focalisante

D unité magnétique radialement défocalisante

PU station d'observation du faisceau

TG groupe de 2 pompes ioniques $21.s^{-1}$ servant à détecter les irrptions d'air

d: distance entre une vanne rapide et la vanne de secteur la plus proche

fig.40 INTERSECTION 2 AVEC VANNES RAPIDES

6.3.1 Soufflet percé

Au cours d'ajustements de trajectoire, un des deux faisceaux de protons frappa la chambre. L'impact était situé sur un des soufflets métalliques qui permettent la dilatation de la chambre. L'acier de 0,18 mm d'épaisseur entra en fusion et une communication avec l'atmosphère s'établit. Le trou avait une section de quelques dizaines de mm². La perforation était située à l'entrée du premier aimant de guidage après l'intersection 6. La position imprévue de l'entrée d'air a rendu peu efficace la vanne rapide la plus proche mais la faible section de la perforation a limité les dégâts. Le système de protection a fonctionné sans défaillance : les vannes rapides et les vannes de secteur se sont fermées. Quelques minutes plus tard, un relevé des pressions de la chambre montra que seul le vide de l'intersection 6 était détérioré.

6.3.2 Irruption d'air avant la pose des vannes rapides

A l'époque de cet incident, les vannes rapides n'avaient pas encore été installées près de l'intersection 2 et seules les vannes de secteur protégeaient cette partie des ISR. Un appareil de manutention qui fonctionnait par commande à distance entre en contact avec la chambre à vide, ce qui provoqua une déchirure circonférencielle du tube mince (épaisseur $\approx 0,4$ mm). L'irruption d'air pourtant freinée par le fonctionnement sans défaillance des vannes de secteur, parcourut près du quart de la machine ISR. Les jauges à vide situées à proximité de la déchirure furent détruites et les électrodes d'extraction furent très endommagées. La remise en route des ISR demanda environ deux semaines.

6.3.3 Implosion de la première intersection en titane allié

La technique de la soudure du titane allié est encore de nos jours difficile à maîtriser. A la suite de la défaillance d'une soudure principale, la première intersection en titane allié, installée dans les ISR, implosa lors de la première chauffe. Comme à l'habitude, cette section en cours d'étuvage était isolée des ISR

par les quatre vannes de secteur situées à ses extrémités. La pression dans la chambre à vide était de l'ordre de 10^{-5} torr, ce qui interdisait la mise en service des détecteurs et par conséquent des vannes rapides. Il ne pouvait non plus être question de fermer préventivement les vannes rapides car la partie centrale du secteur n'aurait pas été pompée par les pompes turbomoléculaires.

Une partie de l'isolant thermique qui recouvrait l'endroit de la déchirure fut emportée par l'irruption d'air et une matière ténue et fibreuse pollua tout le secteur de l'intersection 7. Toutes les jauges du secteur furent détruites. Tous les appareils présentant une prise au vent de l'irruption d'air furent détruits ou endommagés. Il n'y eut d'autre solution que de démonter l'intersection et ses quatre bras et de remonter des pièces propres.

La remise en activité des ISR fut retardée de quatre semaines.

6.3.4 Réflexions après l'implosion de l'intersection 7

Devant l'ampleur des dégâts, on peut se demander quelle aurait été la situation si les vannes rapides avaient été opérationnelles et qu'elles aient fonctionné sans défaillance. Comme il l'est dit à la fin du paragraphe 4.5, ces vannes ne sont pas complètement étanches et la pollution par l'isolant thermique n'aurait sans doute pas été empêchée totalement au-delà des vannes mais la quantité de fibres intruses aurait été considérablement diminuée. Il n'y aurait eu aucune rupture mécanique (destruction de jauges, d'électrodes d'extraction, etc.) au-delà des vannes, c'est-à-dire que ces dégâts auraient été réduits par un facteur proche de deux.

Il y avait donc un intérêt indéniable à étendre la protection par les vannes rapides à une gamme de pression plus élevée que celle prévue au départ.

7. AMELIORATION DE LA DETECTION DES IRRUPTIONS D'AIR

7.1 Courant des pompes ioniques $2 \text{ l} \cdot \text{s}^{-1}$ avec et sans aimant

Munies de leur aimant, les pompes $2 \text{ l} \cdot \text{s}^{-1}$ débitent un courant qui croît linéairement avec la pression selon le coefficient directeur $30 \text{ A} \cdot \text{torr}^{-1}$.

Le circuit des discriminateurs ne peut traiter correctement que des courants inférieurs ou égaux à $7 \cdot 10^{-4} \text{ A}$, c'est-à-dire des pressions inférieures ou égales à $2,3 \cdot 10^{-5} \text{ torr}$.

C'est précisément dans cette gamme que se situe la pression qui règne dans la chambre à vide pendant le début des étuvages.

Il n'est donc pas possible d'adopter ce réglage à la limite supérieure de la plage du discriminateur. Cependant, un usage différent des mêmes détecteurs permet de déplacer le seuil de déclenchement.

La figure 41 est un diagramme pression-courant pour deux pompes différentes, et différentes conditions de champ magnétique. Ici la linéarité a disparu mais on peut constater que dans tous les cas aucun courant mesurable n'existe en dessous de 10^{-3} torr . En conservant le réglage initial des discriminateurs ($\approx 10^{-4} \text{ A}$) nous obtiendrons donc la fermeture des vannes entre 10^{-3} et 10^{-2} torr .

7.2 Détecteurs modifiés

Pour permettre l'application de ce nouveau mode de détection, les pompes ioniques $2 \text{ l} \cdot \text{s}^{-1}$ ont été progressivement modifiées. Une coulisse permet d'effacer l'aimant permanent ou de le replacer dans sa position habituelle et ce, malgré la chaleur de l'étuvage.

Avec un même réglage des discriminateurs nous avons donc maintenant 2 gammes de pression de déclenchement.

Du début de la mise sous vide, l'aimant est effacé et le système de protection par les vannes rapides est mis en service dès que la pression est inférieure à 10^{-4} torr .

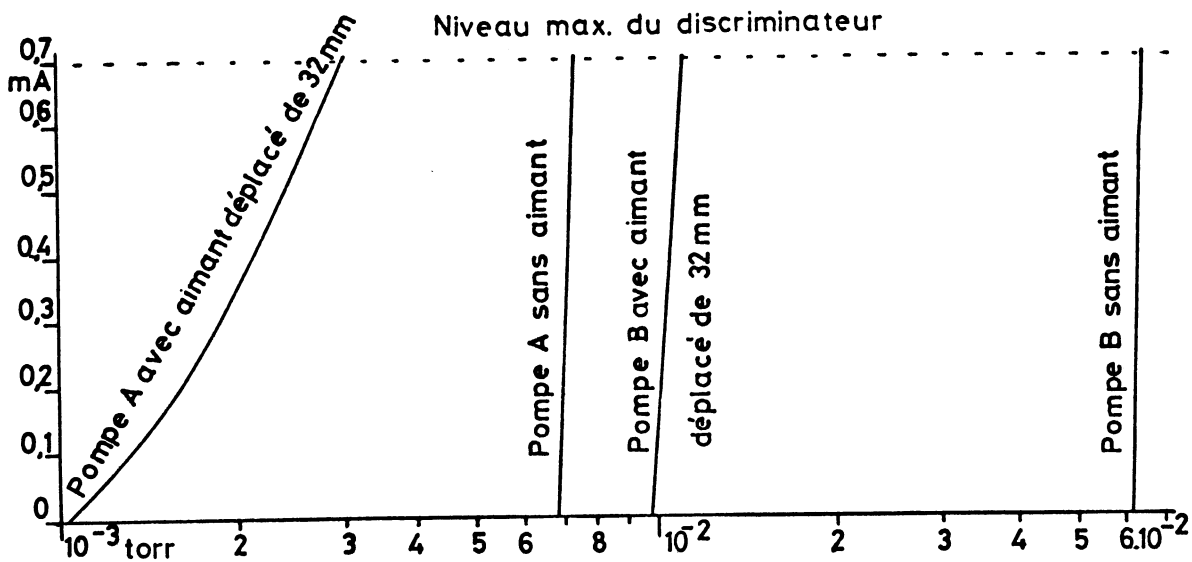


Fig. 41 Diagramme courant/pression de 2 pompes "trigger" avec aimant déplacé et sans aimant

La remontée de pression qui provoque la fermeture se situe alors entre 10^{-3} et 10^{-2} torr. Quand l'étuvage touche à sa fin, c'est-à-dire que la pression devient inférieure à 10^{-6} torr, les aimants sont remis en place et on retrouve alors les conditions de déclenchement habituelles.

8. PERSPECTIVES D'AVENIR

8.1 Détection dès la mise sous vide

Malgré l'amélioration de la détection, il reste une gamme de pression où la protection contre les irrptions d'air est inopérante. Lors de la mise sous vide d'une enveloppe mince, la quasi-totalité

des sollicitations mécaniques se manifeste dès que la pression est de l'ordre de quelques torr. A ce moment, le risque d'une irruption d'air est assez grand. Rappelons que les détecteurs modifiés ne peuvent entrer en service que quand la pression est inférieure à 10^{-2} torr. Il serait donc souhaitable d'étendre encore la protection vers des gammes de pression élevées. A cette fin, on pourrait par exemple utiliser une jauge de contrainte collée à un endroit très sollicité de l'enveloppe mince. Un discriminateur très sensible commanderait la fermeture des vannes rapides lors de l'apparition d'un escalier dans le signal électrique de la jauge. Il faut remarquer que, dans ce cas, on n'aurait pas trop à se soucier des fermetures intempestives car, à ce stade de la mise sous vide, elles seraient sans conséquences fâcheuses.

8.2 Vannes plus rapides et complètement étanches

Des vannes plus rapides que celles en service aux ISR pourraient améliorer légèrement la protection existante. Par contre, la géométrie de certains accélérateurs pourrait imposer l'usage de vannes plus rapides pour leur protection. La figure 42 montre ce que pourrait être un tel appareil. Bien que cette vanne n'ait pas été réalisée, j'en donne une description rapide afin de ne pas alourdir inutilement le texte.

Un passage elliptique $a = 76$ mm, $b = 26$ mm, peut être obturé par une tôle 1 en titane de même forme. L'étanchéité est alors obtenue en gonflant les sièges 2, aussi elliptiques, par de l'air à assez haute pression.

Le déplacement des sièges est permis par la déformation d'éléments élastiques 3 en forme d'oméga. Un pompage séparé assure le maintien d'un bon vide dans l'espace intermédiaire 7.

De cette façon, même une étanchéité médiocre de chacun des joints permet de maintenir l'ultravide d'un côté de la vanne pendant que l'autre côté est exposé à la pression atmosphérique ^{16) 17)}.

Le choix du type de joint reste à étudier. La tôle de titane qui

sert de clapet a une épaisseur de 0,9 mm ; elle est portée par un bras 4 soudé à un soufflet métallique 5, ce qui permet de placer le mécanisme d'actionnement à l'air atmosphérique. Le mouvement est circulaire autour d'un axe 6 situé à 0,16 m de l'axe du faisceau. L'angle parcouru entre les positions ouverte et fermée est $2\alpha_1 = 0,4$ radian.

La figure 42 représente la vanne en position ouverte. La fermeture est opérée en deux temps :

- 1) Rotation de l'ensemble clapet 1 - bras 4 autour de l'axe 6.
- 2) Mise sous pression des sièges.

Cette dernière opération ne peut sans doute pas être très rapide mais à la fin de la rotation du mécanisme nous avons à peu près les mêmes conditions d'étanchéité que dans la vanne utilisée dans les ISR (voir fin du paragraphe 4.5). C'est donc surtout le mouvement du clapet qu'il faut accélérer. Beaucoup d'appareils moteurs très puissants pourraient entraîner le clapet et son bras (par exemple : ressort, barre de torsion ou vérin gonflé en permanence) mais le début et la fin de la course risquent de faire perdre quelques précieuses millisecondes. Au début du parcours, il faut libérer le mécanisme par exemple par un électro-aimant ce qui prend quelques millisecondes (4.3.2).

A la fin de la course il faut éviter tout rebondissement de l'équipage mobile car dans le cas de la figure 42, l'irruption d'air n'empêche nullement le clapet de repartir vers la position ouverte. Il faudrait donc munir le mécanisme d'un amortisseur puissant et précis. Il est sans doute préférable de choisir un appareil moteur capable à lui seul dans le début de la course de fournir l'énergie nécessaire au clapet, puis, à la fin de mouvement, de freiner l'équipage mobile jusqu'à l'arrêt en position correcte. La figure 42 présente un dispositif répondant à ces impératifs. Une bobine 8 de cent spires est solidaire de l'équipage mobile, elle se déplace dans les 2 entrefers d'un circuit magnétique selon un rayon moyen de 0,08 m. Une induction magnétique de 1 tesla est entretenue dans les 2 interstices par des aimants permanents.

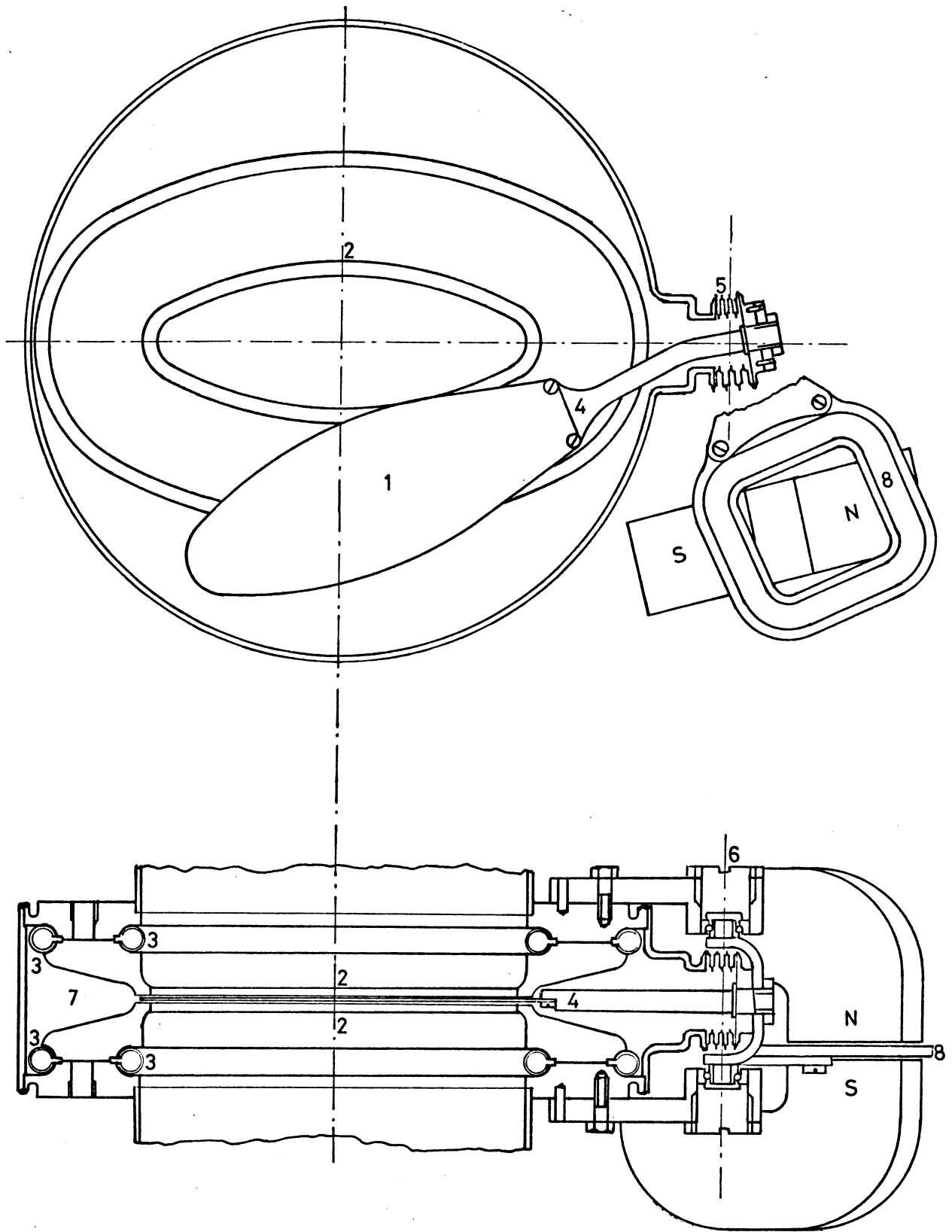


Fig.42 Vanne rapide à sièges gonflables(projet)

En établissant un courant de sens convenable dans la bobine, les forces d'origine électro-magnétique créées dans les 2 entrefers s'ajoutent et obligent le clapet à se déplacer dans le sens de la fermeture.

Quand le clapet atteint la moitié de son parcours, inversons le courant mais maintenons-lui la même valeur absolue. La deuxième moitié de la course sera accomplie en décélération et l'équipage mobile s'arrêtera en position fermée. L'usage d'un servo-mécanisme pour alimenter la bobine doit permettre de réaliser cette immobilisation avec précision.

Si on utilise le courant qui produit des efforts mécaniques, tout juste supportables pour le mécanisme, on aura ainsi réalisé le temps de fermeture minimum possible pour un appareil donné. Mais la limitation des performances viendra probablement plus du courant que l'on pourra établir dans la bobine.

Evaluons maintenant le courant à fournir en fonction du temps d'obturation (fig. 43).

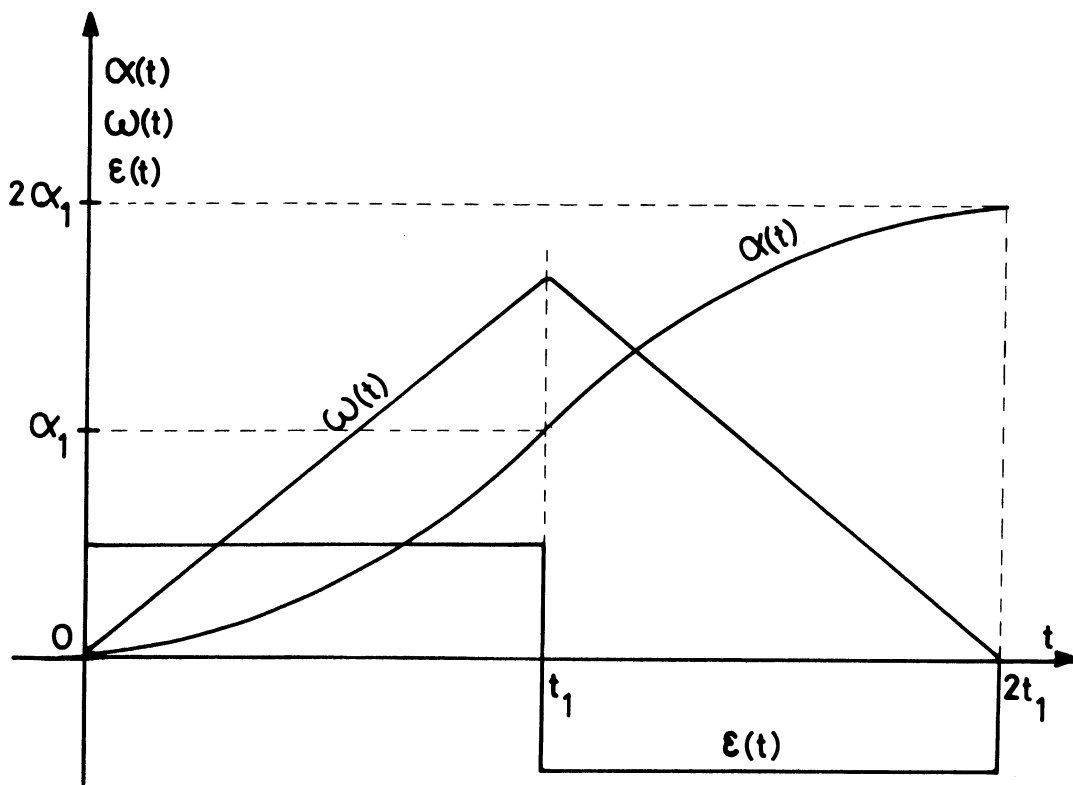


Fig. 43 Mouvement de la vanne rapide à sièges gonflables

Si l'on fait abstraction des frottements, le mouvement du clapet répond aux formules bien connues :

$$\varepsilon = \frac{M}{I}$$

$$\omega(t) = \omega_0 + \varepsilon t$$

et

$$\alpha(t) = \alpha_0 + \omega_0 t + \frac{\varepsilon t^2}{2}$$

où l'on a : ε = accélération angulaire ($\text{rad} \cdot \text{s}^{-2}$)

I = moment d'inertie ($\text{kg} \cdot \text{m}^2$)

M = couple accélérateur ($\text{N} \cdot \text{m}$)

ω = vitesse angulaire ($\text{rad} \cdot \text{s}^{-1}$)

ω_0 = vitesse angulaire initiale ($\text{rad} \cdot \text{s}^{-1}$)

t = temps (s)

α = angle parcouru (rad)

α_0 = valeur initiale de α (rad)

La première moitié du parcours correspond à $\alpha_0 = 0$ et $\omega_0 = 0$. L'angle α varie de 0 à α_1 . La durée t_1 de cette première étape est telle que :

$$\alpha_1 = \varepsilon \frac{t_1^2}{2} \quad \text{ou} \quad t_1 = \sqrt{\frac{2 \alpha_1}{\varepsilon}}$$

et la vitesse angulaire à l'instant t_1 est :

$$\omega_1 = \varepsilon t_1 = \sqrt{2 \alpha_1 \varepsilon}$$

La seconde moitié de la course correspond à un mouvement uniformément retardé avec une accélération angulaire $-\varepsilon$. Les conditions initiales sont $\alpha_0 = \alpha_1$ et $\omega_0 = \omega_1$. En prenant de nouveau $t = 0$, au début de cette deuxième étape, la vitesse angulaire s'écrit :

$$\omega = \omega_1 - \varepsilon t = \varepsilon(t_1 - t)$$

et l'angle parcouru est :

$$\alpha = \alpha_1 + \omega_1 t - \varepsilon \frac{t^2}{2}$$

On vérifie facilement que la fin de cette deuxième étape correspond à l'instant $t_2 = t_1$ et qu'alors la vitesse angulaire ω est nulle et l'angle parcouru $\alpha = 2\alpha_1$.

Le temps d'obturation est la somme des deux temps intermédiaires :

$$T = t_1 + t_2 = 2 \sqrt{\frac{2\alpha_1}{\varepsilon}} = 2 \sqrt{\frac{2\alpha_1 I}{M}}$$

Le moment d'inertie I peut être évalué à $1,6 \cdot 10^{-3} \text{ kg} \cdot \text{m}^2$
et $2\alpha_1 = 0,4$ radian.

Le couple M nécessaire pour obtenir un temps d'obturation T est :

$$M = \frac{8\alpha_1 I}{T^2} = \frac{2,56 \cdot 10^{-3}}{T^2}$$

Le courant J parcourant 1 spire de la bobine 8 y produit une force F exprimée en Newton :

$$F = l B J$$

où : B est l'induction magnétique (T) ; $B = 1 \text{ T}$

l est la longueur utile d'une spire ; $l = 0,08 \text{ m}$

donc : $F = 0,08 \text{ J}$

Le couple produit par la bobine entière sera :

$$M = n 0,8 \text{ J d}$$

où : n est le nombre de spires ; n = 100

d est la distance de l'axe de rotation à l'axe de la bobine ; d = 0,08 m

donc :
$$M = \frac{2,56 \cdot 10^{-3}}{T^2}$$

et :
$$J = \frac{4 \cdot 10^{-3}}{T^2}$$

Le tableau suivant indique les courants nécessaires pour réaliser les temps d'obturation correspondants :

T (ms)	20	16	12	10	8	6	4	2
J (A)	10	15,6	27,8	40	62,5	111	250	1000

A la lumière de ces calculs, il semble possible de réaliser une vanne rapide complètement étanche avec un temps d'obturation de 8 ms.

9. CONCLUSION

Les chambres à vide des accélérateurs de particules, surtout quand elles comportent des parois à la limite de la résistance ou de la stabilité mécanique, sont soumises à un risque : l'irruption d'air après rupture de l'enveloppe. Les dégâts qui peuvent être causés à l'appareillage sont d'autant plus grands que les fronts de pression se déplacent à de très grandes vitesses. Cela rend la protection difficile à mettre en oeuvre.

Heureusement, aucun accident de grande ampleur n'a occasionné d'irruption d'air depuis l'installation des vannes rapides autour de presque toutes les intersections des ISR.

Par contre, quelques perforations plus modestes de la paroi de la chambre à vide se sont produites. Dans ces circonstances, le système de protection par les vannes rapides a toujours bien rempli

son rôle. Il est bien certain qu'un tel dispositif ne procure pas une protection absolue mais permet seulement de réduire les dégâts. Cette "part du feu" pourrait être diminué par les améliorations proposées au paragraphe 8.

REMERCIEMENTS

Ma gratitude va tout d'abord à mon premier directeur de thèse, le regretté Professeur E. Regenstreif.

Sans ses encouragements je n'aurais, certes, pas pu mener à bien le présent travail. Ses pertinentes remarques m'ont permis d'améliorer la partie du texte déjà écrite avant son décès.

Après la disparition du Professeur E. Regenstreif, Monsieur Alain Durand, Maître de Conférences, a eu l'extrême gentillesse de devenir mon actuel directeur de thèse. Je le remercie d'avoir bien voulu reprendre cette charge et de n'avoir ménagé ni ses encouragements ni ses critiques constructives envers mon travail.

Le Docteur Erhard Fischer, chef du groupe Vide des ISR, m'a proposé ce travail. Il m'a été agréable de recevoir ses conseils éclairés et de profiter de sa remarquable connaissance de la physique et de sa science des phénomènes qui ont lieu aux pressions extrêmement basses.

Les fructueuses discussions techniques que j'ai eues avec T. Wikberg m'ont permis d'éviter bien des embûches.

Comme je l'ai écrit au paragraphe 5, les circuits électroniques de commande sont l'oeuvre de O. Grobner et Ph. Rochat. Cette partie importante de la protection contre les irrptions d'air a été menée à bien grâce à leur savoir-faire et une fructueuse collaboration entre eux et moi-même.

Je remercie également les personnes qui ont réalisé le prototype et la série de vanes rapides. Je pense plus particulièrement au regretté G. Dervev, à G. Girel, M. Plaisantin, M. Sartorio et G. Vuffray. Cet appareil délicat a parfaitement fonctionné grâce à leur savoir-faire.

BIBLIOGRAPHIE

1. E. Fischer, Two kilometers at 10^{-10} torr. The CERN Intersecting Storage Rings for Protons, J. Vac. Sci. Technol., Vol. 9, no. 4. (1972), p. 1203 -
2. Anneaux de stockage à intersections, cahier technique no. 5. document CERN/PIO 74.7, août 1974.
3. E. Keil, Intersecting Storage Rings, CERN 72-4, 21.7.72.
4. R.S. Calder, Ion induced gas desorption problems in the ISR, Vacuum, vol. 24, number 10, p. 437.
5. H. Mirels et J.F. Mullen, Expansion of and Hypersonic Jets bounded by a vacuum, AIAA Journal, Vol. 1, No. 3, mars 1963, p. 596 -
6. P.L. Owen et C.K. Thornhill, The flow in an axially symmetric supersonic jet from a nearly sonic orifice into a vacuum, Aeronautical Research Council report and memoranda, London, Her Majesty's Stationery Office, 1952.
7. Etude expérimentale d'éclatement d'un jet en milieu raréfié. La Recherche Aéronautique No. 82, p. 48 - 51, juillet/août 1962.
8. Dushman Scientific Foundations of Vacuum Technique.
9. ISR Performance Report, Are our sector valves fast enough ?, ISR-VA/EJ/sm, 26th April 1974.
10. A. Fouillé, Physique des vibrations à l'usage des ingénieurs (éditions Dunod), p. 37.
11. P. Kyncl, Communication privée.
12. Arthur W. Knudsen, Fast Closing Vacuum Valve, The Review of Scientific Instruments, Volume 27, number 3, mars 1956.
13. R. Jean et J. Rauss. Sur la protection contre les rentrées d'air dans les installations sous vide, Le Vide no. 111, mai/juin 1964.
14. V. Round, Fast Closing Vacuum Valve of Large Aperture (\varnothing 50 mm), The review of scientific instruments, volume 33, janvier/décembre 1962, p. 758.
15. P. Kyncl, Test of very fast shut off valve (15.10.69), document interne du CERN.
16. Vacuum 21, 457-459 (1971)
W. Bächler and T. Wikberg. "Dual Seal Bakeable Sector Valve of the CERN Intersecting Storage Rings".
17. Vacuum 21, 337-342 (1971)
T. Wikberg. "Sealing Mechanisms in UHV Valves : A Contribution to the Design".