

THÈSE

présentée à

L'UNIVERSITÉ SCIENTIFIQUE ET MÉDICALE
ET L'INSTITUT NATIONAL POLYTECHNIQUE
DE GRENOBLE

pour obtenir le titre de

DOCTEUR-INGENIEUR

par

Lionel PAQUIEN

SUJET

CONTRIBUTION A L'ÉTUDE DU
FONCTIONNEMENT DES CRYOALTERNATEURS
EN MILIEU INDUSTRIEL

Soutenue le 4 février 1983 devant la commission d'Examen

Président A. LACAZE

Examineurs M. RENARD
Y. BRUNET
J.L. SABRIÉ

R. PERRET
Y. LAUMOND
Invité BARRAULT

Président : Daniel BLOCH

Vice-Présidents : René CARRE
Hervé CHERADAME
Marcel IVANES

PROFESSEURS DES UNIVERSITES

ANCEAU François	E.N.S.I.H.A.G
BARRAUD Alain	E.N.S.I.E.G
BESSON Jean	E.N.S.E.E.G
BLIMAN Samuel	E.N.S.E.R.G
BLOCH Daniel	E.N.S.I.E.G
BOIS Philippe	E.N.S.H.G
BONNETAIN Lucien	E.N.S.E.E.G
BONNIER Etienne	E.N.S.E.E.G
BOUVARD Maurice	E.N.S.H.G
BRISSONNEAU Pierre	E.N.S.I.E.G
BUYLE-BODIN Maurice	E.N.S.E.R.G
CAVAIGNAC Jean-François	E.N.S.I.E.G
CHARTIER Germain	E.N.S.I.E.G
CHENEVIER Pierre	E.N.S.E.R.G
CHERADAME Hervé	M.C.P.P
CHERUY Arlette	E.N.S.I.E.G
CHIAVERINA Jean	M.C.P.P
COHEN Joseph	E.N.S.E.R.G
COUMES André	E.N.S.E.R.G
DURAND Francis	E.N.S.E.E.G
DURAND Jean-Louis	E.N.S.I.E.G
FELICI Noël	E.N.S.I.E.G
FOULARD Claude	E.N.S.I.E.G
GENTIL Pierre	E.N.S.E.R.G
GUERIN Bernard	E.N.S.E.R.G
GUYOT Pierre	E.N.S.E.E.G
IVANES Marcel	E.N.S.I.E.G
JAUSSAUD Pierre	E.N.S.I.E.G
JOUBERT Jean-Claude	E.N.S.I.E.G
JOURDAIN Geneviève	E.N.S.I.E.G
LACOUME Jean-Louis	E.N.S.I.E.G
LATOMBE Jean-Claude	E.N.S.I.M.A.G
LEROY Philippe	E.N.S.H.G
LESIEUR Marcel	E.N.S.H.G
LESPINARD Georges	E.N.S.H.G
LONGEQUEUE Jean-Pierre	E.N.S.I.E.G
MAZARE Guy	E.N.S.I.M.A.G
MOREAU René	E.N.S.H.G
MORET Roger	E.N.S.I.E.G
MOSSIERE Jacques	E.N.S.I.H.A.G
PARIAUD Jean-Charles	E.N.S.E.E.G
PAUTHENET René	E.N.S.I.E.G
PERRET René	E.N.S.I.E.G
PERRET Robert	E.N.S.I.E.G

PIAU Jean-Michel	E.N.S.H.G
POLOUJADOFF Michel	E.N.S.I.E.G
POUPOT Christian	E.N.S.E.R.G
RAMEAU Jean-Jacques	E.N.S.E.E.G
RENAUD Maurice	M.C.P.P
ROBERT André	M.C.P.P
ROBERT François	E.N.S.I.M.A.G
SABONNADIÈRE Jean-Claude	E.N.S.I.E.G
SAUCIER Gabrielle	E.N.S.I.M.A.G
SCHLENKER Claire	E.N.S.I.E.G
SCHLENKER Michel	E.N.S.I.E.G
SERMET Pierre	E.N.S.E.R.G
SOUQUET Jean-Louis	E.N.S.E.E.G
SILVY Jacques	M.C.P.P
SOHM Jean-Claude	E.N.S.E.E.G
VEILLON Gérard	E.N.S.I.M.A.G
ZADWORNY François	E.N.S.E.R.G

PROFESSEURS ASSOCIES

GANDINI Alessandro	M.C.P.P
MAXWORTHY Thony	E.N.S.H.G
MROVEC Stanislas	E.N.S.E.E.G
PARRIAUX Olivier	E.N.S.I.E.G
PEISNER Janos	E.N.S.E.R.G

PROFESSEURS E.N.S MINES SAINT ETIENNE

RIEU Jean
SOUSTELLE Michel

CHERCHEURS DU C.N.R.S (Directeurs et Maîtres de recherche)

FRUCHART Robert	Directeur de recherche
ALLIBERT Michel	Maître de recherche
ANSARA Ibrahim	Maître de recherche
CARRE René	Maître de recherche
DAVID René	Maître de recherche
DRIOLE Jean	Maître de recherche
KAMARINOS Georges	Maître de recherche
KLEITZ Michel	Maître de recherche
LANDAU Ioan-Doré	Maître de recherche
MERMET Jean	Maître de recherche
MUNIER Jacques	Maître de recherche
VERDILLON André	Maître de recherche

CHERCHEURS DU MINISTERE DE L'INDUSTRIE

(Directeurs et Maîtres de recherche - E.N.S Mines Saint Etienne)

LESBATS Pierre	Directeur de recherche
BISCONDI Michel	Maître de recherche
KOBYLANSKI André	Maître de recherche
LE COZE Jean	Maître de recherche
THEVENOT François	Maître de recherche
TRAN MINH Canh	Maître de recherche
LALAUZE René	Maître de recherche
LANCELOT Francis	Maître de recherche

PERSONNALITES HABILITEES A DIRIGER DES TRAVAUX DE RECHERCHE

(Décision du Conseil Scientifique)

E.N.S.E.E.G

BERNARD Claude
BONNET Roland
CAILLET Marcel
CHATILLON Catherine
COULON Michel
EUSTATHOPOULOS Nicolas
HAMMOU Abdelkader
JOURD Jean-Charles
MALMEJAC Yves (CENG)
- RAVAIN Denis
SAINFORT (CENG)
SARRAZIN Pierre
TOUZAIN Philippe
URBAIN Georges (Laboratoire des Ultraréfractaires, ODEILLO)

E.N.S.M Saint Etienne

GUILHOT Bernard
THOMAS Gérard
DRIVER Julian

E.N.S.E.R.G

BOREL Joseph
CHEHIKIAN Alain

E.N.S.I.E.G

BORNARD Guy
DESCHIZEAUX Pierre
GLANGEAUD François
LEJEUNE Gérard
PERARD Jacques

E.N.S.H.G

DELHAYE Jean-Marc

E.N.S.I.M.A.G

COURTIN Jacques



A ma mère,

Je dédie aussi ce travail à tous
ceux qui m'ont aidé de façon vi-
sible ou invisible.

REMERCIEMENTS

Je tiens à remercier, tout d'abord, M. Yves BRUNET pour son soutien permanent, ses conseils et sa compréhension vis-à-vis du néophyte en électrotechnique que j'étais. Il a su diriger et orienter mon travail avec beaucoup de sympathie et de bienveillance.

J'exprime ma gratitude à M. J.L. SABRIE qui, par son aide constante et efficace, a facilité mon travail et a permis, ainsi, à cet ouvrage de voir le jour.

Je suis très reconnaissant à M. Le Professeur RENARD pour l'intérêt qu'il a, sans cesse, porté à mon travail, et ses explications qu'il donne avec un enthousiasme communicatif.

Je remercie,

particulièrement MM. FAURE-BRAC, ROBERT et TOMASIK pour leurs compétences et leurs soutiens et sans lesquels le cryoalternateur se serait retrouvé "à la ferraille",

les techniciens d'E.D.F., M. HODIQUET, puis M. FLEURY et ceux du site de Saint-Denis, les techniciens d'Alsthom-Atlantique et ceux du CNRS, MM. CHEMIN et FAURE, ainsi que M. DUCHATEAU pour leur aide importante,

l'ancien directeur du laboratoire du CRTBT, M. R. TOURNIER pour m'avoir accueilli et m'avoir offert l'opportunité de travailler sur le cryoalternateur,

le nouveau directeur, M. D. THOULOZE, pour m'avoir permis de terminer ma thèse dans de bonnes conditions.

J'exprime mes remerciements à M. Le Professeur A. LACAZE, pour l'honneur qu'il me fait en présidant le jury de cette thèse, ainsi qu'à MM. Le Professeur R. PERRET, directeur du laboratoire d'électrotechnique de l'INPG -laboratoire duquel je faisais également partie- et M. LAUMONT qui ont bien

voulu faire partie de la commission d'examen.

Je ne pourrais oublier de remercier le personnel du service des Missions du CNRS et surtout celui du service de l'USMG pour leur aide très importante dans le remboursement de mes frais de déplacement et sans lesquels je n'aurais pu mener à bien ma thèse.

J'ai apprécié l'extrême gentillesse de Mlle V. BUTKOVIC qui a assuré la frappe de cet ouvrage avec diligence et efficacité.

TABLE DES MATIÈRES

	<u>Pages</u>
<u>INTRODUCTION</u>	5
 <u>CHAPITRE I - ETAT ACTUEL DU DEVELOPPEMENT DES CRYOALTERNATEURS</u>	
I - Introduction	7
II - Avantages du cryoalternateur	11
III - Considération économique	12
IV - Les inconvénients	14
V -- Conception des cryoalternateurs	15
V-1 Le rotor	16
V-2 Le système de refroidissement	22
V-3 Les écrans thermiques et électromagnétiques	24
V-4 Conclusion	27
V-5 Le stator	30
VI - Tests des cryoalternateurs	32
VII - Résultats obtenus des prototypes	33
VIII - Conclusion	35
IX - Nombre de pôles des cryoalternateurs	37
 <u>CHAPITRE II - LE CRYOALTERNATEUR DE 500 kW DU CNRS-CRTBT</u>	
I - Présentation	43
II - Essais effectués au CRTBT par Brunet et al.	53
III - Essais envisagés et mise en oeuvre	55
 <u>CHAPITRE III - INSTALLATION DU CRYOALTERNATEUR AU SITE DE SAINT-DENIS</u>	
<u>(E.D.F.)</u>	
I - Présentation	57
II - Modifications apportées	57
III - Le moteur d'entraînement	72

IV - Stabilité du cryoalternateur	72
V - Premier essai	74

CHAPITRE IV - LES ESSAIS ELECTRIQUES

I - Présentation	79
II - Essais en régime permanent	81
II-1 Essai à vide et en court-circuit triphasé	81
II-2 Essai en charge	85
II-3 Court-circuit permanent diphasé et monophasé	87
II-4 Essai en compensateur synchrone	90
III - Essais en régime transitoire	92
III-1 Couplage	94
III-2 Court-circuit brusque	100
III-3 Couplage suivi d'un court-circuit	103
III-4 Couplage suivi d'une variation de charge selfique	105
III-5 Transition de la bobine supraconductrice	109
III-6 Comportement du courant d'excitation	113
IV - Conclusion	115

CHAPITRE V - ESSAIS A 3000 TR/MN

I - Présentation	116
II - Stabilité du cryoalternateur	117
III - Essais réalisés	119
III-1 Compensateur synchrone	121
III-2 Fonctionnement en moteur et en alternateur	125
III-3 Autres tests	126
III-4 Conclusion	127

<u>CONCLUSION</u>	128
-------------------	-----

<u>ANNEXE</u>	Prise en compte des phénomènes de diffusion dans les régimes transitoires des cryoalternateurs	136
---------------	--	-----

INTRODUCTION

Cette thèse présente la fin de l'étude du cryoalternateur de 500 kW du CNRS-CRTBT. Ce travail a été commencé, il y a sept ans environ, par PINET qui a assuré la réalisation de cette maquette. BRUNET l'a continué, effectuant les essais à faible puissance. Personnellement, je n'ai participé ni à la construction, ni aux premiers essais.

Cette étude a été soutenue par l'ANVAR (convention 73.1393.00) et la DGRST (Aide à la Recherche 74.7.1422 et 77.7.1386) et elle n'aurait pu être continuée si l'Electricité de France n'avait apporté son aide matérielle et financière. Un contrat tripartite (E.D.F. 650 805) signé par deux industriels E.D.F et Alsthom-Atlantique et l'USMG (Université Scientifique et Médicale de Grenoble) et géré par cette dernière, a supporté les frais de matériel et de personnel.

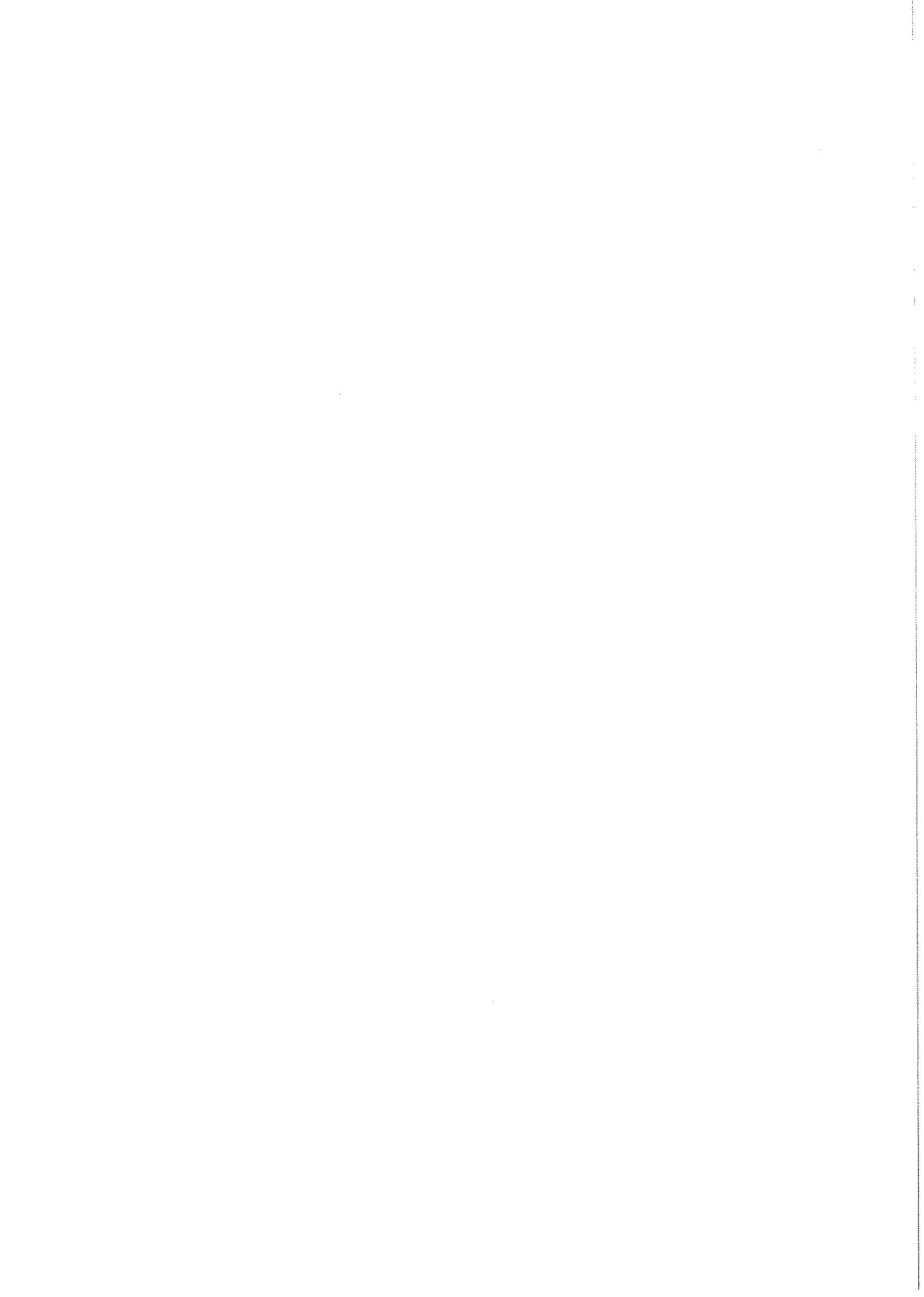
Actuellement, l'enjeu pour le développement des cryoalternateurs est décisif, puisque certains constructeurs ont décidé la construction de prototypes, pour d'autres constructeurs, la décision est à l'étude. L'industrialisation dépend de la réussite de cette étape. Il était intéressant de faire un tour d'horizon de l'état d'avancement des études sur les cryoalternateurs dans les différents pays, et de rendre compte des techniques adoptées par les industriels. Ceci est traité dans le chapitre I.

Comme ce travail termine les essais effectués sur cette maquette, j'ai jugé intéressant de vous présenter brièvement ses caractéristiques principales dans le chapitre II.

Le cryoalternateur a été déménagé du laboratoire du CRTBT du CNRS de Grenoble pour le site d'E.D.F de Saint-Denis. Il a été, ainsi, placé dans un milieu que l'on peut considérer comme industriel eu égard aux dimensions de la machine. Le chapitre III présente le banc d'essais, tandis que les chapitres IV et V

relatent les essais qu'il a subis. Le chapitre IV concerne les essais pour des vitesses inférieures à 2500 tr/mn, et le chapitre V les essais à la vitesse de 3000 tr/mn et le couplage sur le réseau. A notre connaissance, nous sommes les premiers à fournir des résultats expérimentaux aussi complets à la vitesse nominale.

Une annexe, à la fin de cet ouvrage, traite de l'effet de diffusion des écrans électromagnétiques, suite à des régimes de défauts. Ce type d'écran a une importance primordiale pour le cryoalternateur et constitue le point le plus particulier et le plus différent par rapport à l'alternateur classique.



C H A P I T R E I

ETAT ACTUEL DU DEVELOPPEMENT DES CRYOALTERNATEURS

I - INTRODUCTION

Les aimants supraconducteurs sont maintenant techniquement fiables et beaucoup plus performants que les systèmes classiques. Néanmoins, des autres applications de la supraconductivité :

- la fusion
- la sustentation magnétique où, seuls, les japonais continuent les études,
- le stockage d'énergie
- la M.H.D. (la magnétohydrodynamique)
- le transport d'énergie par câble
- les machines cryogéniques,

seul, le cryoalternateur semble susceptible de passer à l'échelle industrielle à court terme (une quinzaine d'années). La collaboration internationale est un facteur important, contribuant efficacement à son développement. Un nombre, sans cesse croissant de pays, lancent des programmes de développement. Actuellement, plus de neuf pays s'intéressent à cette machine (la Chine, la France, l'Italie, le Japon, la République Fédérale d'Allemagne, le Royaume-Uni, la Suisse, les U.S.A. et l'U.R.S.S.).

Les études et l'état d'avancement des projets ne sont pas au même stade dans ces différents pays. Un rapide tour d'horizon sera fait et une analyse plus détaillée sera présentée dans les paragraphes suivants :

U.S.A. : La Westinghouse a lancé un prototype de 300 MVA (9), tandis que la General Electric (19) procède actuellement à des tests sur un générateur de 20 MVA avant de passer peut-être à un prototype de même puissance.

U.R.S.S. Electrolisa-Léningrad lance un prototype de 300 MW, et d'autre part, teste aussi une machine de 20 MVA (29).

Pays	Repère sur figure 1.	Programme ou lieu	Puissance ou diamètre/vitesse	Date d'essai.
CHINE	C 1	SHANGAI	400 kVA	1977
FRANCE	F 1	PARIS	1 kVA	1965
	F 2	GRENOBLE	500 kW	1977
	F 3	AA-EDF	1,06 m/3.000 t/mm	1980
	F 4	AA-EDF	250 MW	?
ITALIE	I 1	ANSALDO	1,30 m/3.000 t/mm	1982
JAPON	J 1	FUJI-MITSUBISHI	6,25 MVA	1978
	J 2	" "	30 MVA	1982
	J 3	HITACHI	50 MVA	1982
R.F. d'ALLEMAGNE	FRG 1	KWU	1,15 m/3.000 t/mm	1983
	FRG 2	KWU	1.000 MVA	?
ROYAUME UNI	UK 1	IRD - NEI - PARSONS	120 MW	
U.R.S.S.	SU 1	LENINGRAD	64 kVA	1970
	SU 2	"	1,5 MVA	1973
	SU 3	"	20 MVA	1981
	SU 4	"	300 MW	1985
U.S.A.	US 1	A.V.C.O.	8,25 kW	1965
	US 2	M.I.T.	87 kVA	1969
	US 3	WESTINGHOUSE	5 MVA	1973
	US 4	M.I.T.	2 MVA	1973
	US 5	G.E.	20 MVA	1980
	US 6	M.I.T.	10 MVA	1982
	US 7	WESTINGHOUSE-EPRI	300 MVA	1985

Tableau 1 : Activités mondiales (10)

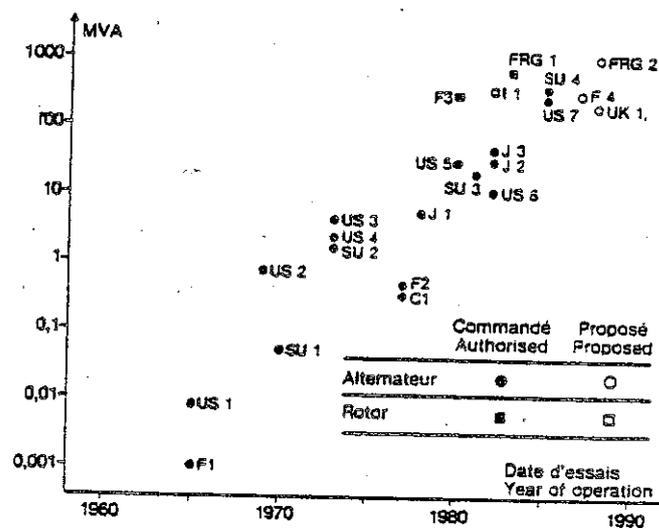


Figure 1 : Evolution du développement des cryoalternateurs (10)

France : Un prototype de 250 MW est envisagé. Il serait construit par Alsthom-Atlantique en collaboration avec E. d. F. et la C.G.E. (16). La décision pourrait intervenir dans quelques temps. Mais, aussi un rotor modèle de ce prototype a été testé (10).

R.F.A. KWU et Siemens devrait construire un générateur de 1 000 MVA à la fin des années 80. En attendant, un rotor modèle de 500 MW est en cours de construction et sera testé (7).

Japon : Hitachi a construit un générateur de 50 MVA et débute les tests avant de passer à la construction d'un 1000 MVA (5). Une politique similaire est suivie par Fuji et Mitsubishi qui ont construit un compensateur synchrone de 30 MVA (11).

Italie : Ansaldo étudie un rotor modèle (34).

Royaume-Uni : Faute de subvention, IRD/NEI Parsons étudie seulement le système de refroidissement en vue de programmer un prototype de 500 MW (2).

Chine : Les études semblent stagner et le générateur de 420 kVA construit par les Machines Electriques de Sanghai n'a pas fonctionné depuis 1977 (1).

Suisse : Là aussi, les études semblent stagner. BBC n'a essayé que certains composants (8).

Le tableau 1 résume les activités décrites des différents pays concernés : maquettes réalisées, testées ou en train de l'être, prototypes construits, rotor modèle construit et prototypes en projet. La figure 1 montre l'évolution de ces activités : il apparaît que les U.S.A. et l'U.R.S.S. sont les pays les plus engagés dans la construction des cryoalternateurs ; la France et la R.F.A. les suivront peut-être très prochainement.

A la vue de cet exposé succinct, il apparaît deux stratégies de développement des cryoalternateurs :

- l'une prise par les U.S.A., l'U.R.S.S. et le Japon, se fixe pour première étape, la construction d'un alternateur de faible puissance de l'ordre de 20 MVA, puis la construction d'un prototype de quelques centaines de MW, dernière étape avant l'industrialisation.
- l'autre, prise par la France, la R.F.A., qui étudient d'abord un rotor modèle d'alternateur de puissance de 300 MW environ, pour, ensuite, construire le prototype de même puissance, ou de puissance supérieure comme c'est le cas pour l'Allemagne. Un rotor modèle est une "longueur" significative d'un

rotor d'un cryoalternateur de même puissance, comportant tous les éléments de ce dernier.

La seconde stratégie semble plus sûre pour deux raisons : la première parce qu'un élément constitutif, en grandeur réelle, est étudié dans ses conditions de fonctionnement et la seconde parce que les résultats obtenus seront extrapolables pour les machines de fortes puissances de l'ordre de 2 GW. Le problème fondamental qui est le refroidissement du dipôle, sera bien cerné et la solution applicable directement.

La démarche de la Westinghouse, qui saute une étape intermédiaire puisqu'elle passe d'un alternateur de 5 MVA à celui des 300 MVA, semble risquée et très optimiste, la date des premiers essais étant fixée pour 1985.

Le choix de la puissance dépend du parc des centrales sur lesquelles les essais pourraient être menés, des résultats significatifs extrapolables aux machines de puissance de quelques mégawatts, et du coût de construction et d'exploitation expérimentale de la machine. Le cryoalternateur peut coûter moins cher que la machine classique à partir d'une puissance d'environ 300 MW (4 % de bénéfice sur le coût d'un générateur de 300 MVA, de 13,6 kV en faveur du cryoalternateur (3)). Toutes ces raisons expliquent pourquoi tous les prototypes auront une puissance de cet ordre.

Les études les plus poussées se trouvent aux U.S.A., en U.R.S.S., en France et en Allemagne, et c'est, dans l'un de ces pays qu'apparaîtra le premier cryoalternateur opérationnel.

Toutes les analyses sont unanimes pour fixer le rattrapage ou le dépassement des cryoalternateurs sur les alternateurs classiques pendant les années 1990, dans le cas de son industrialisation (3). Les décisions ainsi que les conclusions des études sont prises, eu égard aux avantages qui apparaissent de plus en plus probants et qui vont nous être décrits dans le paragraphe suivant.

II - AVANTAGES DU CRYOALTERNATEUR

Ils sont au nombre de six et nous allons les passer en revue l'un après l'autre.

1. Le premier est l'augmentation du rendement de 0,5 % à 1 % suivant les auteurs. Elle provient de la réduction des pertes, notamment au niveau du rotor. D'autre part, l'excitation ne fournit de l'énergie qu'en régime transitoire et les champs de fuites entraînent moins de pertes compte tenu de l'absence de matériaux ferromagnétiques. La puissance de réfrigération est très faible (1 KW électrique produit nécessite environ 1 W, pour le refroidissement et la liquéfaction à 4,2 K de l'hélium).
2. Réduction de la masse estimée entre 40 % et 50 %. Elle provient des forts champs créés par le dipôle supprimant l'utilisation des tôles ferromagnétiques du stator.
3. Diminution des coûts initiaux de construction, en conséquence directe du point précédent, le gain de masse et d'envergure entraînera un transport plus aisé, une disponibilité de place plus grande en centrale, des coûts de génie civil moindres et un assemblage possible en usine.
4. Par l'utilisation de supraconducteur, des forts champs peuvent être créés et donc une augmentation de puissance unitaire est possible, puissance limitée à 2 GW pour les alternateurs conventionnels.
5. L'absence de tôle ferromagnétique donnant plus d'espace pour les trois bobinages du stator, l'induit pourra atteindre des fortes tensions de quelques centaines de kV permettant une connexion directe au réseau et supprimant donc l'utilisation d'un transformateur.
6. La suppression d'acier magnétique au rotor et au stator diminuera la réactance de ces machines dans une proportion de quatre à cinq pour une puissance 1,2 GW par exemple. Ceci amènera une meilleure stabilité par la possibilité d'une absorption d'un excès de puissance réactive, générée par les systèmes de transmission à haute tension.

L'évolution de l'équipement d'une production d'électricité en constante augmentation jouera certainement un rôle majeur dans la commercialisation des cryoalternateurs.

Ces avantages indéniables et présents au niveau de toutes les maquettes construites verront leur confirmation expérimentale par la construction des prototypes. Leur construction permettra un chiffrage et une extrapolation aux machines de quelques gigawatts.

Dans l'état actuel, seuls les quatre premiers points peuvent rentrer en ligne de compte dans une analyse économique, de laquelle pourra être déduit le bénéfice de la construction d'une telle machine.

III - CONSIDERATION ECONOMIQUE

Toute industrialisation ne peut être décidée sans qu'un gain économique la permette. Les cryoalternateurs ne seront pas mis en service avant les années 1990, c'est-à-dire dans cinq ans. Cela signifie qu'aucune extrapolation économique certaine n'est possible, et qu'il faut se baser pour cette étude sur les bénéfices susceptibles d'être perçus avec des prototypes de 300 MW. Leurs dates d'essais étant fixées vers l'année 1985, le coût est donc tabulé en valeur 1985. En définitive, la construction des prototypes se base sur le "pari du progrès technique". Nous ne pouvons sous-estimer et négliger le progrès des matériaux supraconducteurs (notamment en ce qui concerne leur tenue aux champs variables) bien qu'il ne puisse être considéré.

Des études économiques ont été faites, en particulier, par la Westinghouse, la General Electric. Suivant les différentes études, le bénéfice peut aller du simple au double. Il ressort, tout d'abord, que le coût d'un cryoalternateur sera au plus égal à celui d'un alternateur classique. Dans cette condition (point de vue de la General Electric), qui, précisons-le, est très pessimiste, un gain certain proviendra des travaux de génie civil et du meilleur rendement. Suivant l'utilisation du combustible de la centrale ; charbon, fuel ou nucléaire, le gain variera. Du fait de l'état du développement des centrales nucléaires, le bénéfice sur le combustible utilisé sera le moins fort, bien que ce ne soit pas l'avis de la Westinghouse (12).

Suivant les estimations, pour une puissance de 1 000 MW, un bénéfice de 30 % à 50 % par rapport à un alternateur conventionnel pourrait être perçu (10). Mais, d'un autre côté, toute indisponibilité de quelques jours, ou toute baisse de puissance notable, ferait perdre très rapidement le bénéfice (une baisse de 1,5 % de la puissance qui équivaut à trois jours d'arrêt de l'alternateur fait perdre le bénéfice sur une année (12)).

Estimation financière en dollar 85 pour un cryoalternateur de 1200 MVA, installé sur une tranche de 1000 MW
 (durée de vie : 30 ans - amélioration du rendement de 0,5 %)
 (équivalence 1 \$ = 7 F)

Type de centrale	Westinghouse		General Electric	
	Coût du générateur 10 ⁶ F	Bénéfice total 10 ⁶ F %	Coût du générateur 10 ⁶ F	Bénéfice total 10 ⁶ F %
Fuel	124,6 147,63*	81,2 2,32	153,3	155,7 4,45
Charbon	124,6 147,63*	81,9 1,46	153,3	107,5 1,92
Nucléaire	179,6 212,31*	85,4 1,22	212,3	25,97 0,37

Prix du combustible estimé en \$ 1985	
Fuel	196 F/baril
Charbon	462 F/tonne
Uranium	385 F/fût

Source (3) et (12)

TABEAU 2

* Coût d'un générateur classique construit par la Westinghouse.

Le tableau 2 donne un résumé des estimations de la Westinghouse et de la General Electric. Pour la General Electric, les bénéfices ne proviennent que du rendement amélioré, alors que pour Westinghouse, ils se partagent entre le coût moindre des cryoalternateurs et le gain en rendement.

L'absence de transformateur, pour les cryoalternateurs à haute tension réduira, d'une part, les frais d'implantation, et d'autre part augmentera le bénéfice par la réduction des pertes liées au rendement de celui-ci, pertes qui sont de l'ordre de 0,2 %.

Le tableau ci-dessous indique la différence de bénéfice suivant les types de centrale d'après la Westinghouse (3), avec les caractéristiques des machines indiquées dans le tableau précédent.

Type de centrale	Bénéfice total en %	
	générateur moyenne tension	générateur haute tension
fuel	2,32	3,15
charbon	1,46	1,98
nucléaire	1,22	1,48

Tableau 3

IV - LES INCONVENIENTS

Ils proviennent de la nouvelle technique utilisée, liée à la propriété supraconductrice des matériaux. Ces matériaux au-delà d'une température critique et d'un champ critique, deviennent résistifs, entraînant pour un cryoalternateur, l'arrêt de son fonctionnement. De cette condition découlent les exigences de fonctionnement d'un cryoalternateur :

- refroidissement à la température de fonctionnement du dipôle sur toute sa longueur,
- refroidissement des amenées de courant, (celles-ci fusionnent autrement).
- pureté de l'hélium (les impuretés boucheraient partiellement ou complètement les canaux du circuit d'hélium).

- amortissement du champ magnétique résultant d'un défaut (court-circuit par exemple).

- lors de la transition du dipôle, l'hélium vaporisé doit pouvoir s'échapper afin que la pression à l'intérieur du rotor ne dépasse pas une valeur critique avec risque d'explosion.

V - CONCEPTION DES CRYOALTERNATEURS

La construction d'un prototype se révèle nécessaire pour chiffrer les avantages techniques et économiques qui en découlent.

Depuis la construction et les essais du premier rotor en 1971, la situation a considérablement évoluée. Ce rotor, que l'on devrait plutôt nommer, bobine supraconductrice tournante, démontrait la possibilité de l'application de cette technologie. Cette machine synchrone de 45 KVA (fig. 2) avait un axe vertical, facilitant le refroidissement du matériau supraconducteur, condition bien-sûr irréalisable à l'échelle industrielle.

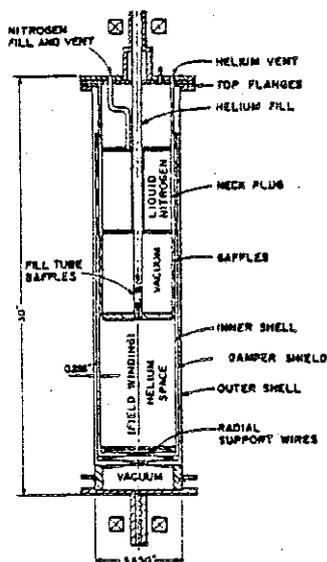


Figure 2 : Section du premier rotor expérimental

Une conception générale (fig.3) adoptée par tous les constructeurs a émergée et est décrite dans ce paragraphe. Il sera décomposé en trois parties : le rotor avec ses éléments constitutifs, le système de refroidissement du dipôle supraconducteur, et le stator.

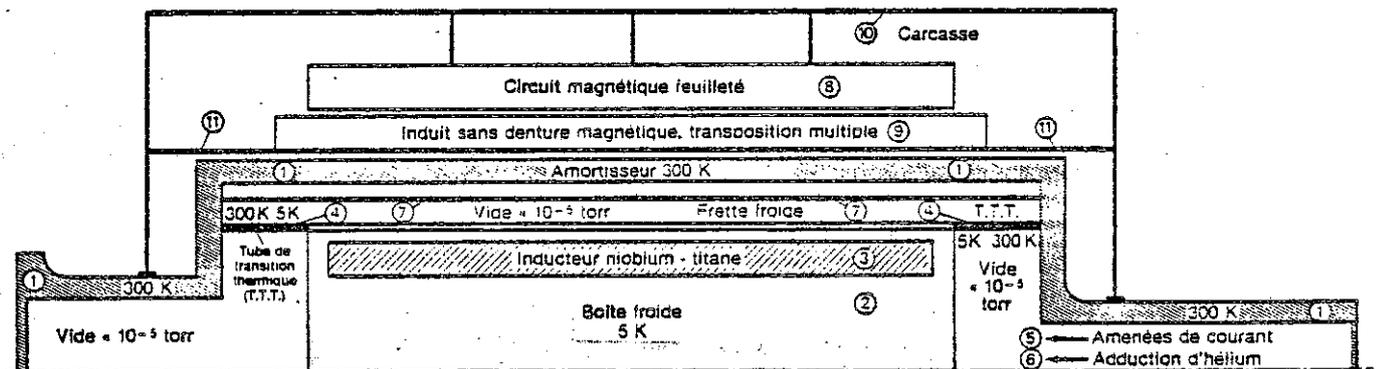


Figure 3 : conception générale des cryoalternateurs (10)

V-1 LE ROTOR

Il est constitué de deux ensembles : un arbre creux à la température ambiante dans lequel s'insère au milieu le bobinage à la température de 5° K environ, entre ces deux éléments, une enceinte ayant un vide très poussé de l'ordre de 10^{-5} Torr.

L'arbre creux jouera deux rôles : l'un mécanique de transmission de couple et de rigidité supportant les forces électromagnétiques pouvant provenir des défauts électriques, l'autre électrique d'amortisseur des variations de champ magnétique résultant de ces mêmes défauts. Des cylindres minces lieront les deux ensembles, assurant une bonne tenue mécanique tout en limitant au maximum les pertes thermiques (rayonnement).

Aux deux extrémités de l'arbre creux, un palier, à la température ambiante, le soutiendra et assurera par l'intermédiaire de roulements sa rotation. A l'une des extrémités se placera l'accouplement à la turbine, transmettant la puissance active ; à l'autre, le système d'adduction d'hélium pour le refroidissement du dipôle. A l'intérieur, un vide, aussi poussé que dans l'enceinte précitée, sera atteint.

Ainsi, le volume de forme cylindrique, contenant le dipôle supraconducteur est isolé de l'extérieur. Dans ce volume prennent place le dipôle constitué des fils supraconducteurs et d'un circuit de refroidissement, un réservoir d'approvisionnement d'hélium, des tubes d'amenée et de retour d'hélium.

Les constructeurs ne disposent pas de la même façon le fil supraconducteur. Deux éléments gouvernent les différentes conceptions : un contact soit direct, soit par l'intermédiaire d'un matériau poreux recouvrant le fil entre l'hélium et ce dernier, et un calage de celui-ci pour empêcher tout déplacement relatif dû aux forces centrifuges et aux forces électromagnétiques et qui pourrait provoquer par échauffement sa transition.

Une conception prise par les Soviétiques et les Américains pour leur prototype de 300 MW et 300 MVA respectivement, consiste à insérer dans des encoches radiales, fraisées d'une pièce forgée, les bobines en forme de selle de cheval. Cette technique permet une immersion totale de la bobine, têtes de bobine comprises, dans l'hélium, ce qui est un avantage. L'autre solution optée par E.D.F. et Alsthom-Atlantique diffère notablement. Les bobines en forme de galettes cintrées (fig. 4) sont maintenues par deux cy-

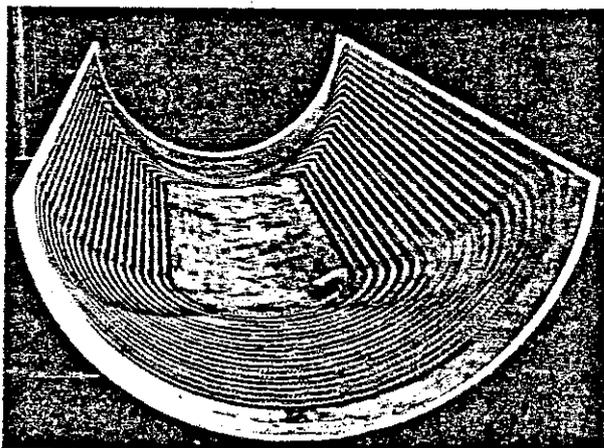


Figure 4 :
Galette cintrée du rotor-
modèle (14)

lindres métalliques, leur serrage transmettra le couple et le circuit de refroidissement s'insérera entre les galettes par la mise en place de distanceurs. Ces techniques décrites ne sont pas celles utilisées par les prototypes de faible puissance, américains et soviétiques. Dans leur cas, elle est simplifiée : les bobines sont plates, en forme de "piste de course" (race track) et imprégnées de résine d'époxy assurant leur cohésion. Pour le prototype japonais de 50 MVA construit par Hitachi, la solution est combinée, puisque les bobines sont en forme de selle de cheval et imprégnées de résine d'époxy.

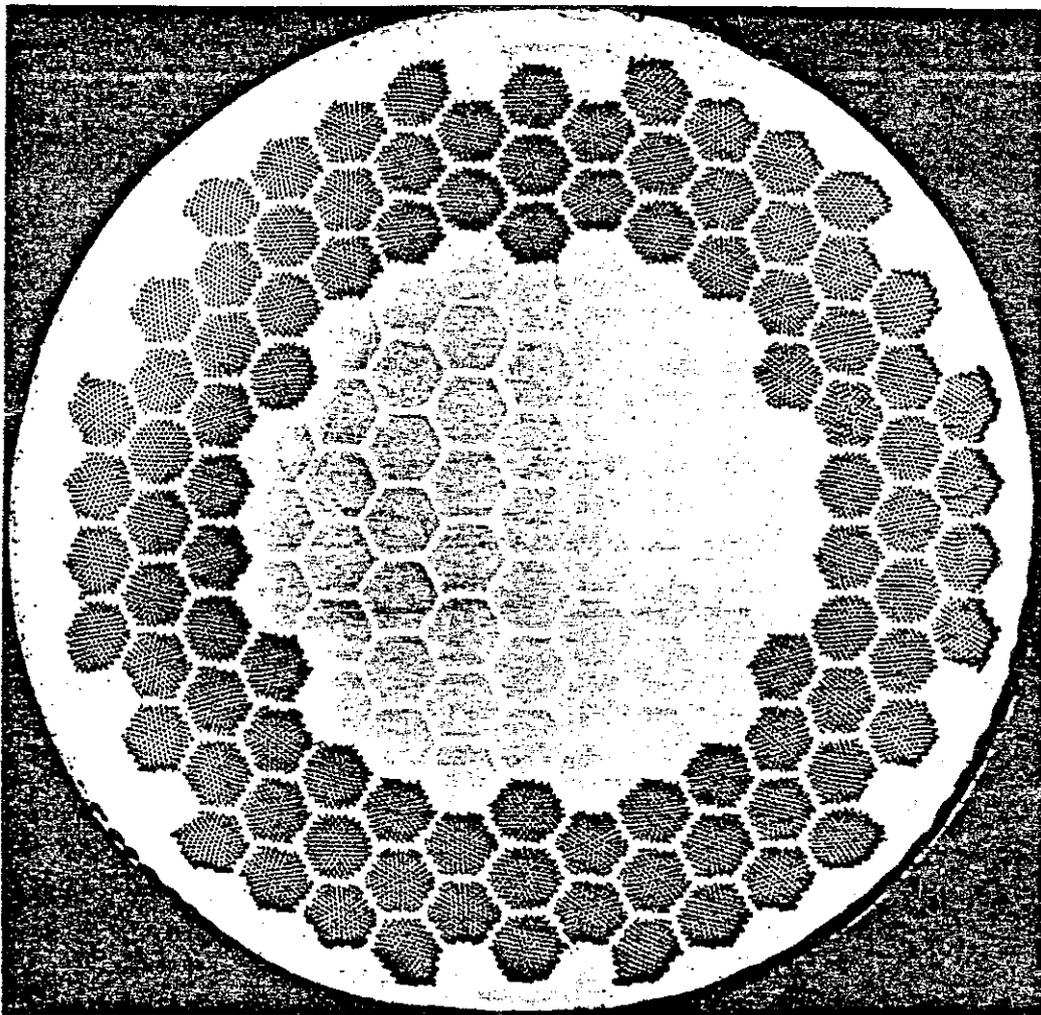


Figure 5 - Brin à 14.496 filaments de NbTi de $5 \mu\text{m}$ avec couronne superficielle en cupronickel, matrice mixte de noyau de cuivre cloisonné. $\phi = 1,25 \text{ mm}$

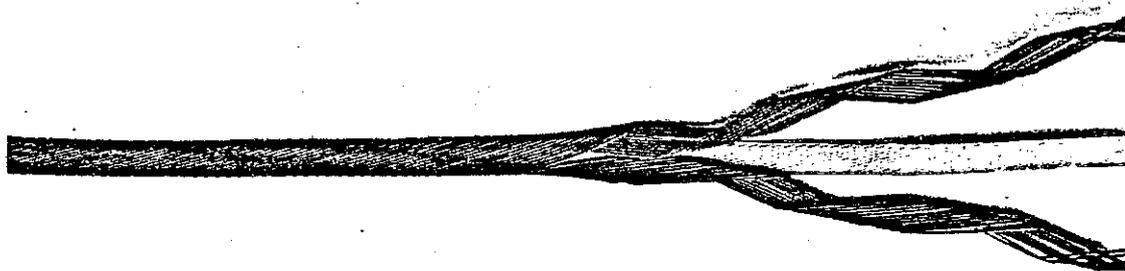


Figure 5 bis - Assemblage de 23 brins de $0,7 \text{ mm}$ comportant chacun 3300 filaments de NbTi de $5 \mu\text{m}$. La structure des brins est analogue à celle du brin de la figure 3. Le ruban central isolant comporte un fil de détection de la transition - $I_c = 2500 \text{ A}$ à 4 T et $4,2 \text{ K}$.

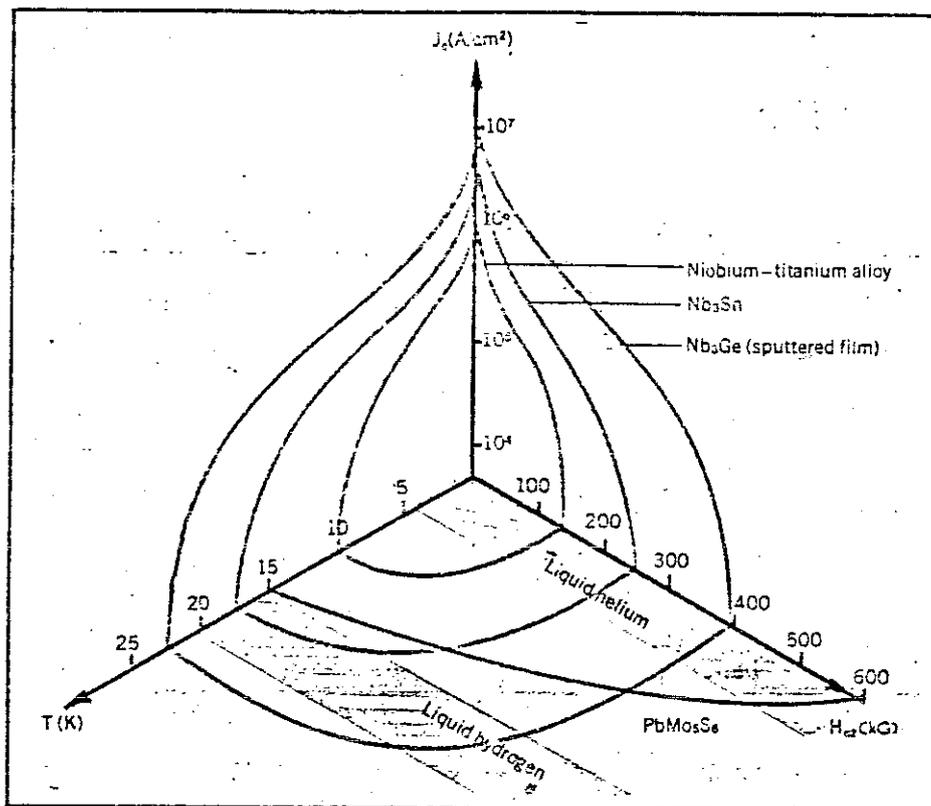
Tous les constructeurs, excepté les Japonais, utilisent, comme fil supraconducteur, le Nobium-Titane. La raison du choix s'explique par le grand nombre d'expériences et sa facilité relative de fabrication (d'ailleurs, ce fut le premier supraconducteur commercialisé). Les fabricants étudient complètement NbTi, et pensant appliquer sur Nb₃Sn les techniques utilisées pour NbTi, vu ses caractéristiques très proches et meilleures. Nb₃Sn a été commercialisé plus tard. Toutes les maquettes construites dans le monde utilisent du NbTi.

Deux stratégies apparaissent, là aussi, pour l'utilisation du Nb-Ti. Celle proposée par la France, résultant d'une collaboration étroite de trois industriels, la C.G.E, E.D.F et A.A, sans l'aide des laboratoires de recherche, vise à compliquer la technologie du supraconducteur contrebalancée par une simplification mécanique du rotor (au niveau des écrans). Plusieurs brins constitueront le fil, chacun comportant quelques milliers de filaments torsadés pouvant avoir un diamètre < 5 µm. Ces brins seront insérés dans une matrice de cuivre et de cupronickel (fig. 5 et 5 bis). A titre d'exemple, celui utilisé dans le rotor modèle se compose de 9 brins de 1,6 mm de diamètre comprenant 4500 filaments de 10 µm. Ce fil pourra encaisser des variations de 40 T/s et 25000 A/s, sans provoquer de grandes dégradations du courant critique (10). La R.F.A. choisit cette solution avec une matrice de cuivre. L'avantage de cette technique limite le coût de protection du fil, et elle pourrait, dans l'avenir, se révéler payante. Les autres constructeurs utiliseront du Nobium-Titane disponible sur le marché. Le fil aura une section rectangulaire dans laquelle s'inséreront plusieurs centaines de filaments torsadés noyés dans une matrice de cuivre avec un rapport (cuivre/supraconducteur) de 1,6/1 à 4,5/1 en faveur du cuivre.

Pour les Japonais, il semble qu'ils testent différents alliages ou combinaisons d'alliages dans leur prototype. Ainsi, du NbTiTa a été choisi pour le générateur de 6,25 kVA de Mitsubishi. Aucun avantage dans ces caractéristiques électriques ne peut le faire préférer ($T_c = 9,3 \text{ K}$; $H_{c2} = 12,5 \text{ T}$ à $4,2 \text{ K}$ et $J_c = 9,8 \cdot 10^4 \text{ Am}^2$ à 5 T et $4,2 \text{ K}$ (17)). Pour leur compensateur synchrone de 30 MVA, une solution mixte a été adoptée puisque le dipôle sera constitué de deux types de bobine, l'une en NbTi et l'autre en Nb₃Sn. L'argument avancé, par Mitsubishi, pour l'utilisation de Nb₃Sn est d'une part, ses meilleures caractéristiques et d'autre part, la marge de sécurité

Constructeur	Conducteur	Matrice	Section mm x mm	Nombre de filaments	Références
Alsthom Atlantique - E.D.F. (Rotor Modèle)	NbTi	Cuivre et cupronickel	9 brins de $\phi = 1,6$ mm	4 500 $\phi = 10 \mu\text{m}$	14
Hitachi 50 MVA 50MVA	NbTiZr	Cuivre/S.C. R = 4,5/1	1,9 x 2,7	640 $\phi = 40 \mu\text{m}$	5
Mitsubishi 6,25 kVA	NbTi ₁₂	?	16 x 3,2	379 $\phi = 57 \mu\text{m}$	18 et 17
Mitsubishi 30 MVA	NbTi +	Cuivre/S.C. R = 4/1	1,6 x 3,2	792 $\phi = 40 \mu\text{m}$	11
	Nb ₃ Sn	Cuivre/S.C. R = 2,3/1	1,6 x 3,2	29 850 $\phi = 2,7$ mm	
General Electric 20 MVA	NbTi	Cuivre/S.C. R = 1,6/1	1,27 x 2,54	1 561	19
Electrolisa Leningrad 20 MVA	NbTi	Cuivre/S.C. R = 0,37	2 x 3,5	3 600	29

Tableau 4 : fil supraconducteur utilisé pour les prototypes et rotor modèle construits



Critical characteristics of high-field superconductors. The critical current density J_c (on a log scale) is shown as a function of the critical upper magnetic field H_{c2} and the temperature T for three readily available superconductors. A plot of H_{c2} versus T is also shown for the ultrahigh-field compound PbMo_5S_8 . (After J. R. Gavaler and S. Foner.)

Figure 6

plus grande devant l'augmentation de température provoquée par la compression centrifuge de l'He en rotation.

Hitachi, de son côté, utilise pour leur générateur de 50 MVA du NbTiZr. Ce conducteur a des caractéristiques électriques comparables aux autres conducteurs : $T_c = 9,0$ K, $H_{c2} = 11,3$ à $4,2$ K et $J_c = 3,5 \cdot 10^{-4}$ A cm² à 5 T et 4,2 K (17), seules ses caractéristiques mécaniques (module d'Young $E = 11,3 \cdot 10^4$ kg/mm² à 200 K) sont meilleures. Le tableau 4 présente les conducteurs utilisés dans les différents prototypes.

V - 2 LE SYSTEME DE REFROIDISSEMENT

Un seul fluide caloporteur est utilisé : l'hélium (diagramme H-S, fig. 7), pour le refroidissement du dipôle de la température ambiante à celle de fonctionnement de ce dernier. Exception faite pour le générateur de 20 MVA de la General Electric, qui utilise de l'azote pour la mise en froid jusqu'à sa température de liquéfaction.

Là, encore, deux techniques s'opposent. L'une due à la C.G.E., est utilisée dans le rotor modèle E.D.F. - A.A. L'hélium pénètre par l'axe de rotation à une pression supérieure à la pression critique (2.2 bars). Les pertes thermiques et électriques, combinées avec la compression centrifuge, créent un effet de thermosiphon et la circulation d'hélium hypercritique peut atteindre des débits supérieurs à 100 g/s. La chaleur latente de vaporisation (20 J/g) n'est pas utilisée dans ce processus de refroidissement. Les faibles différences de températures et de pressions (quelques dixièmes de Kelvin et quelques dizaines de millibars) permettent au système d'adduction d'hélium un grand jeu sans dispositif de centrage (10) ; ce qui constitue un précieux avantage mécanique. D'autre part, l'écran thermique situé dans la zone intermédiaire entre le dipôle et l'écran chaud n'est pas refroidi directement. Non métallique, sa tenue mécanique ne pose pas de problèmes en régime transitoire. Pour la seconde technique adoptée par les autres constructeurs, l'hélium pénètre dans l'axe de rotation à la pression atmosphérique, refroidit l'inducteur, passe dans la cavité centrale, puis sous forme de vapeur traverse les échangeurs, afin de refroidir l'écran froid et enfin sort du rotor à la température ambiante. Par la présence des échangeurs, la pression de l'hélium dans la cavité centrale est plus faible que la pression atmosphérique provoquant un effet de pompage par thermosiphon.

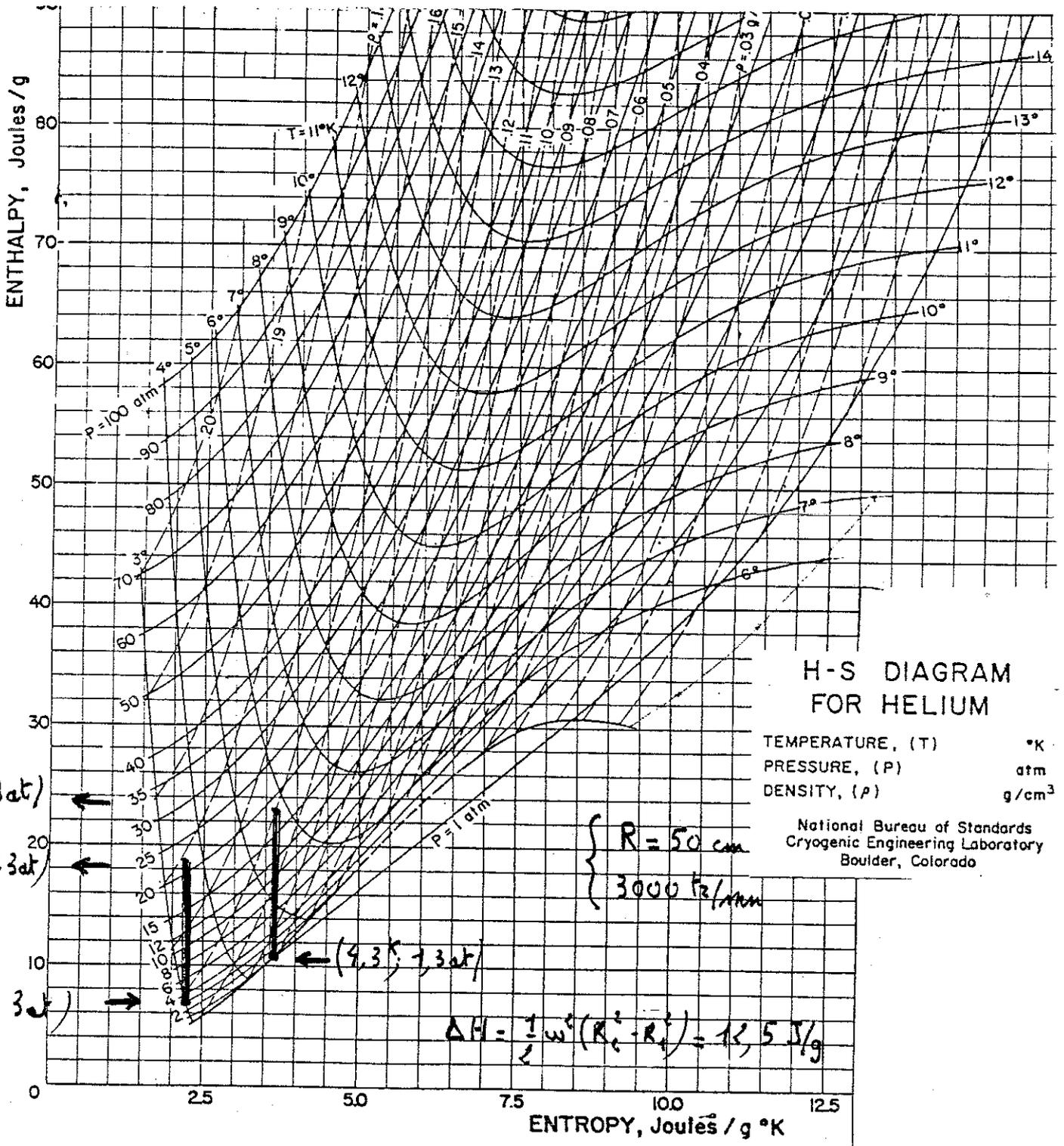


Figure 7

Tableau 5 : écrans protecteurs

	A.A, E.D.F. Rotor modèle	Westinghouse 300 MVA	Electrolisa 300 MVA	Hitashi 50 MVA	Mitsubishi 30 MVA	G.E. 20 MVA
Nbre de couches	3	?	2	3	2	1
Constitution	Cylindre d'époxxy armé de fibre de verres + aluminium	?	Titane + Cuivre	Acier amagnétique + cuivre + Acier amagnétique	Alliage de Titane + Cu	Alliage aluminium
Nbre de couches	2	3	3	2	2	1
Constitution	Acier amagnétique + Cuivre au Beryllium (2 %)	Alliage de Ni + Cu au Zirconium + Alliage de Ni	Titane + cuivre + Titane	Alliage de Cu + Acier amagnétique	Alliage de Ti + Alliage de Cu	Alliage aluminium
Références	(10)	(9)	(10)	(35)	(35)	(10)

L'écran thermique situé dans la zone à basse température, de l'ordre de 40 K ou de 90 K suivant les projets, entre la bobine supraconductrice et l'amortisseur à température ambiante, est refroidi par l'intermédiaire des échangeurs. (Dans la technique française, cet écran n'est pas refroidi, comme il a été précisé dans le paragraphe précédent).

Le système de protection électromagnétique peut comprendre un ou deux écrans, l'un, présent dans tous les projets par son absolue nécessité, à la température ambiante 300 K. Quelques projets prévoient l'utilisation d'un écran électromagnétique froid (4,2 K ou 60 K), (prototype Westinghouse 300 MVA).

Ces écrans sont constitués de deux ou trois couches, l'une jouant le rôle propre de l'écran, les autres couches soutenant celle-ci pour supporter les efforts mécaniques. Aussi, une structure aussi compacte que possible sera exigée afin d'assurer un bon couplage électrique entre le dipôle et les bobinages du stator.

Les principaux matériaux utilisés seront du cuivre, du titane, des alliages du titane et de l'acier amagnétique.

Le tableau 5 présente les solutions adoptées pour les prototypes et le rotor modèle d'E.D.F. - A.A.

V - 4 CONCLUSION

Le problème essentiel des cryoalternateurs est le refroidissement complet du dipôle dans une gamme étendue de vitesse, à faible vitesse (~ 300 tr/mn) jusqu'à la survitesse (supérieure à 3000 tr/mn ou 3600 tr/mn) et en présence du courant d'excitation maximale. La solution française présente des avantages mécaniques de coût et de fiabilité : de coût, par l'élimination d'échangeur, de fiabilité, par les caractéristiques du fil supraconducteur, et d'un grand jeu de centrage.

Une autre différence entre les cryoalternateurs et les alternateurs conventionnels sera l'alimentation électrique de la bobine du rotor ; ses caractéristiques (montée en intensité,...) dépendront du fil supraconducteur utilisé. L'alimentation n'aura un rôle actif que pendant les régimes de défaut, et le comportement du courant d'excitation en sera modifié (comme

nous avons, nous-mêmes, pu nous en rendre compte sur la maquette de 500 kW).

Afin d'étudier le fonctionnement d'un cryoalternateur et sa fiabilité, il devra subir des tests (cf. paragraphe VI de ce chapitre).

V - 5 LE STATOR

Le principe du stator d'un cryoalternateur est le même que celui d'un alternateur classique. Une conséquence directe des forts champs créés par le dipôle supraconducteur sera l'absence de denture magnétique. Ainsi, une plus grande quantité de cuivre peut être disposée tout autour de l'inducteur, permettant une augmentation de charges linéiques et aussi des tensions plus importantes. La structure ferromagnétique classique présentait l'avantage d'avoir une rigidité mécanique excellente, ce qui n'est plus le cas pour les induits des cryoalternateurs.

La solution adoptée par la plupart des constructeurs (France, Allemagne Fédérale, URSS, USA (General Electric)) est de configuration classique.

Les autres constructeurs ont choisi de nouvelles configurations pour les enroulements : enroulement en galette spiralée (fig. 12) (300 MVA Westinghouse, et 30 MVA, Hitashi), qui offre l'avantage d'une meilleure tenue mécanique et de plus petites réactances (notamment au niveau de tests de bobinage) et enroulement hélicoïdal (50 MVA Mitsubishi, fig.13).

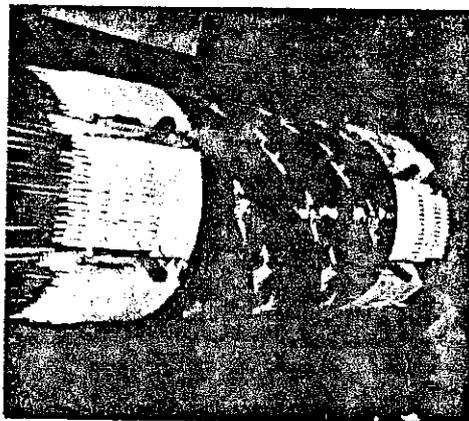


Figure 12 : vue extérieure de l'enroulement statorique

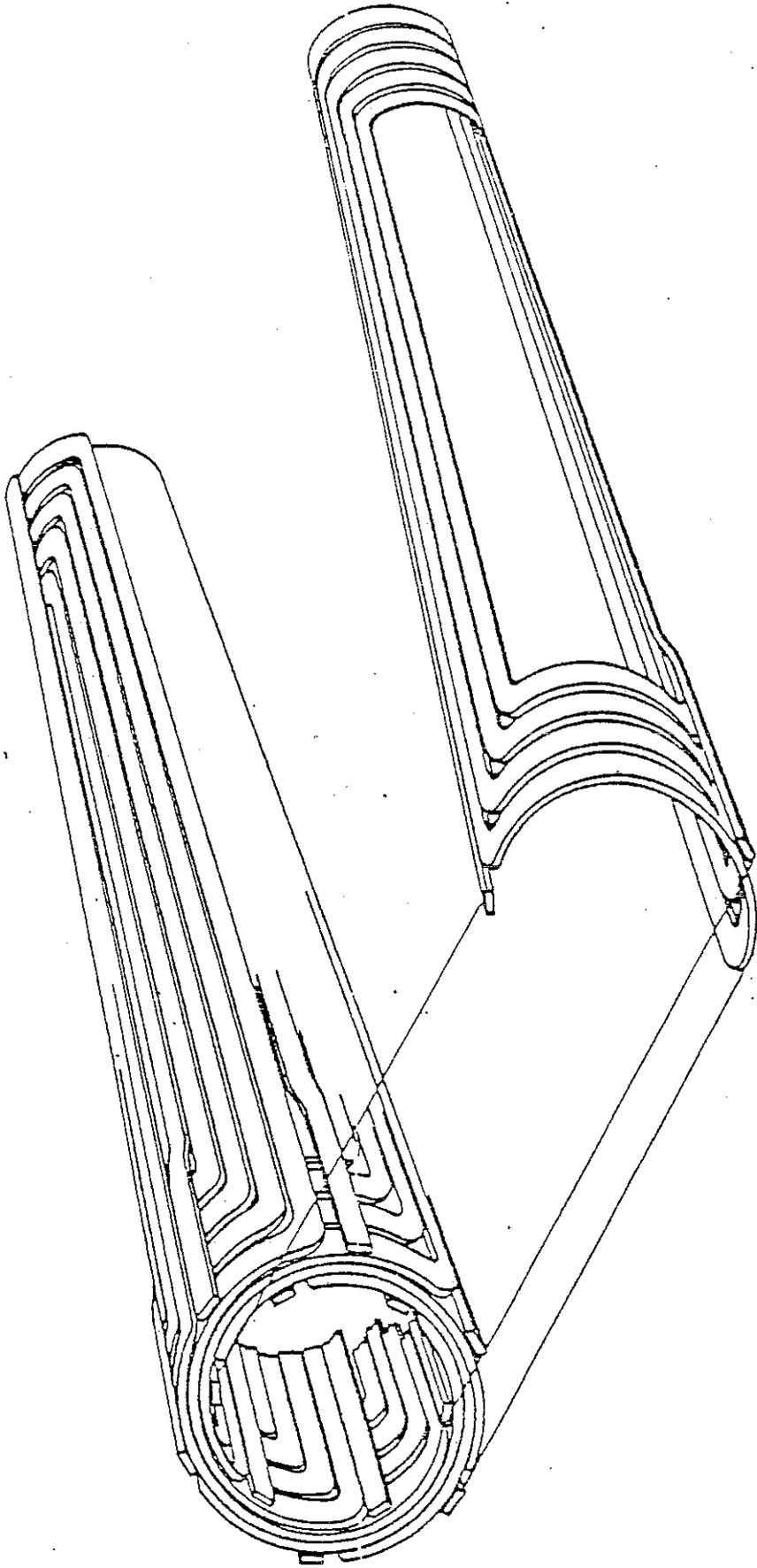


Figure 13. Spiral Pancake Stator Winding

Puissance	Pays	Induit	Couronne
20 MVA.....	USA	eau	eau
20 MVA.....	URSS	fréon	fréon
30 MVA.....	Japon	huile	huile
50 MVA.....	Japon	eau	eau
250 MW.....	France	eau	eau ou hydrogène
300 MVA.....	USA	eau	hydrogène
300 MW.....	URSS	eau	hydrogène

Tableau 6 : fluide de refroidissement des statôrs

VI - TESTS DES CRYOALTERNATEURS

Pour démontrer sa fiabilité, le cryoalternateur doit subir une série de tests qui seront groupés comme suit :

- test mécanique : dans les conditions de fonctionnement nominal (température de supraconductivité pour le dipôle, plein d'hélium), le rotor devra être équilibré et mis en rotation jusqu'à la survitesse (110 % environ de la vitesse nominale),
- test cryogénique : dans une grande plage de vitesse, et avec l'intensité d'excitation maximale, la température de fonctionnement du dipôle supraconducteur ne sera pas déplacée,
- test électrique : d'une part, en régime permanent, le comportement du cryoalternateur sera celui d'un alternateur classique, d'autre part, en régime de défaut, les paramètres transitoires seront mesurés, et le comportement du cryoalternateur devra être meilleur que celui d'un alternateur classique,

- un test d'endurance terminera cette série de façon à prévenir tout problème mécanique lié à l'hélium en rotation et tout problème électrique lié au supraconducteur.

Les prototypes de faible puissance et le rotor modèle ont subi quelques uns de ces tests.

VII - RESULTATS OBTENUS SUR LES PROTOTYPES

Pour les prototypes américains et soviétiques de 20 MVA et 20 MW respectivement, la mise à froid s'effectue pour le premier en 70 heures environ et pour le second en 74 heures, (fig.14a et b). Le rotor du prototype américain a subi quatre transitions à 670 A, et en rotation à la vitesse nominale de 3600 tr/mn, l'intensité du courant d'excitation est montée jusqu'à 510 A (102 % de sa valeur nominale). Pour le prototype soviétique, l'essai en court-circuit et l'essai à vide à vitesse nominale ont été faits.

Pour le compensateur synchrone de 30 MVA de Mitsubishi et le cryoalternateur de 50 MW de Hitashi, l'équilibrage à vitesse nominale (3600 tr/mn) et des tests statiques sur la bobine seulement ont été faits. Il semble qu'ils aient quelque retard sur leur planning.

Pour le rotor modèle d'E.D.F. - A.A., la mise en froid dure cinq jours environ (fig.14c). Un courant de 5000 A à 1500 tr/mn a été atteint (3375 A, 3000 tr/mn).

A la vue de ces résultats, on peut être optimiste sur la poursuite des essais et leur réussite. En ce qui concerne les maquettes des autres pays constructeurs, peu ou pas de résultats sont publiés, bien que des couplages sur le réseau semblent avoir été tentés.

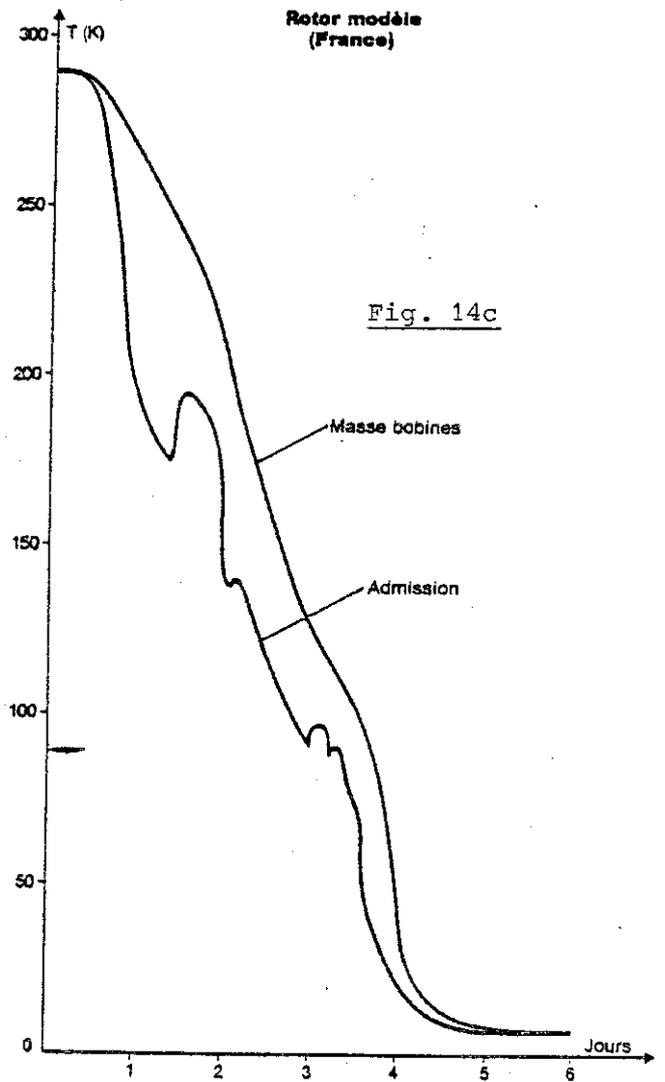
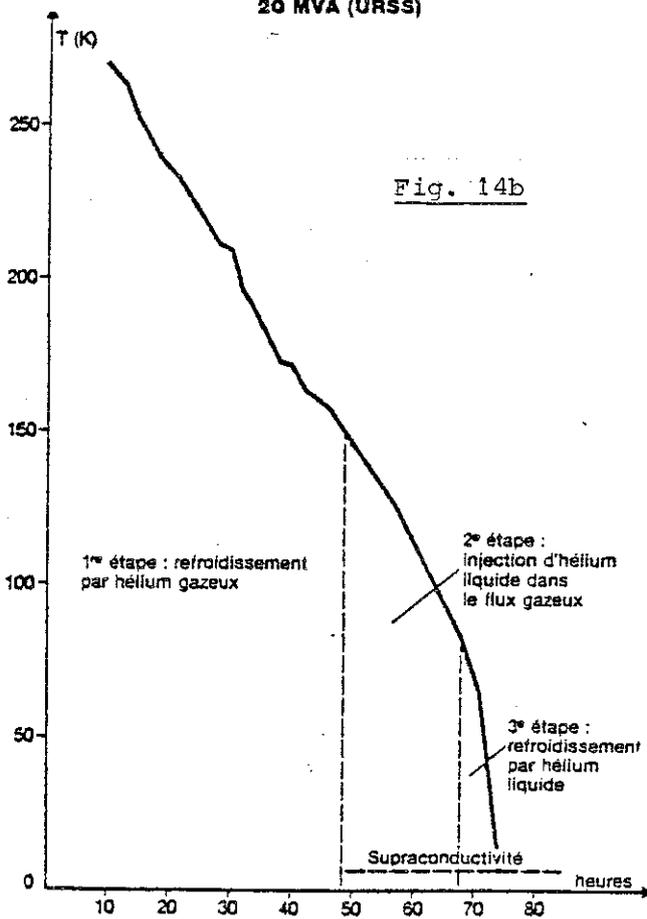
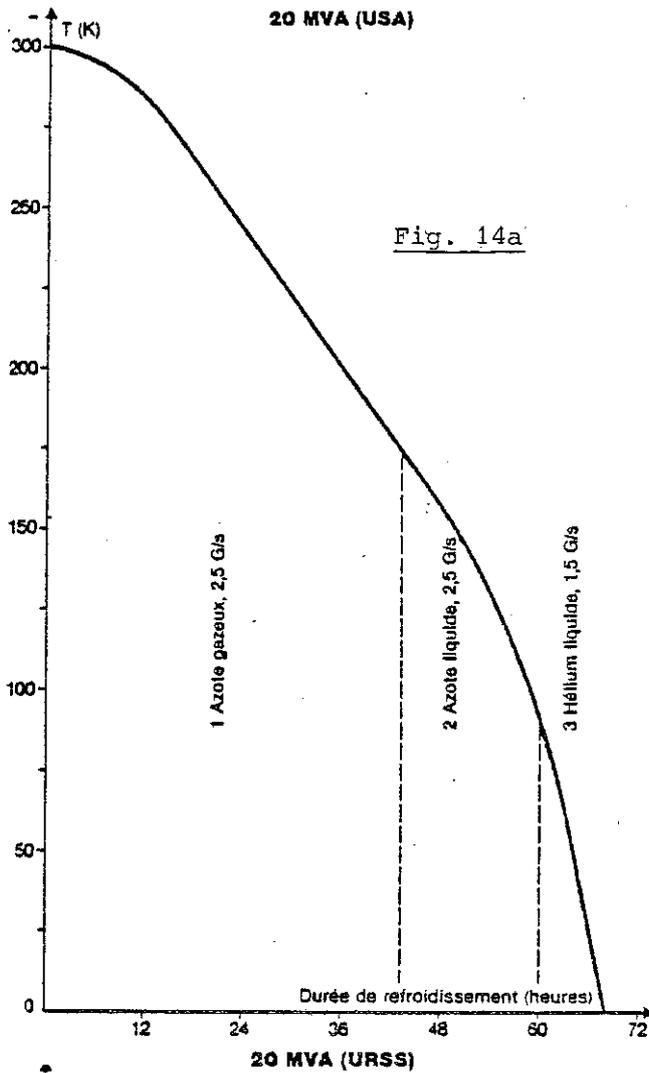


Figure 14 : mise à froid

- du prototype américain : fig.14a
- du prototype russe : fig. 14b
- du rotor modèle français : fig.14c

VIII - CONCLUSION

Les premières études sur le cryoalternateur au début des années 60 étaient menées par des Centres de Recherche . Vingt ans plus tard, tous les projets sont développés par les constructeurs de gros matériel électrique (Electrolisa, Westinghouse, General Electric, Alsthom-Atlantique, KWU, Hitachi, Mitsubishi, IRD - Parson, Ansaldo, BBC), à l'exception de celui du M.I.T. de 10 MVA. Ces industriels ne sont pas engagés dans l'industrialisation de la même manière : certains lançant des prototypes, d'autres continuant les études. Une conception unique des cryoalternateurs est adoptée par ceux-ci. Les différences apparaissent dans la réalisation pratique de cette conception : configuration du dipôle, mise en oeuvre du fil supraconducteur, système de refroidissement, configuration de l'induit. Le tableau 7 résume les principales données des prototypes construits ou en construction. Une coupe schématique du cryoalternateur de 50 MVA de Mitsubishi est donnée figure 15.

Les tests des premiers prototypes ne débuteront pas avant 1985, et il faudra attendre les années 90 pour la mise en service du premier cryoalternateur opérationnel.

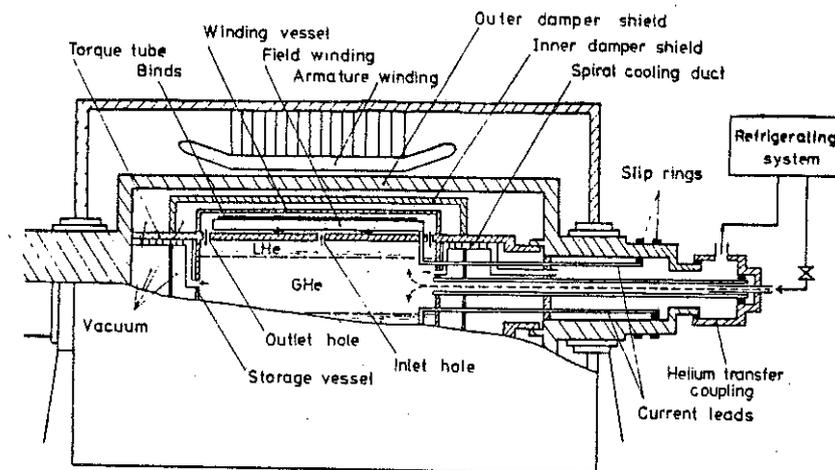


Fig. 15 : Coupe schématique du cryoalternateur de 50 MVA de Mitsubishi

Constructeurs	A-A,EdF	Westinghouse	G.E.	Electrolisa	Hitachi	Mitsubishi	
Puissance	250 MW	300 MVA	20 MVA	20 MVA	300 MW	30 MVA	
Tension Connexion kV	12,6	24	3,6	6,3	20	11	
Courant d'excitation (A)	4,815	1,450	500	1210	?	770	
Champ maximal (T)	5,2	6,4	5,4	3,32	?	3,3	
Vit. de rotation (tr/mm)	3000	3600	3600	3000	3000	3600	
Matériaux supraconducteurs	NbTi	NbTi	NbTi	NbTi	NbTi	NbTi + Nb ₃ Sn	NbTiZr
Réactance X _d (p.u)	0,79	0,329	0,389	0,333	0,36	0,31	0,6
X _d	0,52	0,263	0,324	0,262	0,27	0,24	0,3
X _d ^{II}	0,22	0,176	0,164	0,162		0,14	0,25
T _d ^I (s)						300.	250.
T _d ^{II} (s)						0,5	0,5
Configuration du stator	classique denture isolante	spiral pancake	spiral pancake	classique denture isolante	?	hélicoïdal	spiral pancake
Joint utilisé	joint à huile	ferrofluide	ferrofluide	?	?	ferrofluide	ferrofluide
Configuration du rotor	galette cintrée	saddle	racetrack	?	?	saddle	saddle
Flux d'hélium l/h	?	?	45	?	?	40	30
Inducteur							
D.I. (m)	0,706	0,4846	0,1016				
D.E. (m)	0,814	0,6233	0,254	0,348		0,380	
Longueur active (m)	1,40	1,98	1,32	1,1	2,4	1,000	1,322
Amortisseur D.I. (m)	0,99	0,7209	0,334				
D.E. (m)	1,10	0,729	0,436				

Tableau 7 : Caractéristiques des prototypes

IX - NOMBRE DE POLES DES CRYOALTERNATEURS

La plupart des maquettes et prototypes construits ou en construction sont dipolaires. Aucun constructeur n'envisage, pour l'instant, de réaliser une machine quadripolaire.

Pourtant, les cryoalternateurs équiperont les centrales nucléaires (car leur développement va de pair avec ces dernières) et la vitesse des turbines est imposée soit à 1500 tr/mn pour les pays européens, soit à 1800 tr/mn pour les USA et le Japon. Il se révèle donc intéressant d'étudier les avantages d'un cryoalternateur dipolaire et ceux d'une machine quadripolaire.

1 - Avantages de la machine dipolaire

La puissance d'une machine peut se mettre sous la forme suivante :

$$P \sim 2 \pi \frac{\omega}{p} R_a^2 l B_a A$$

où B_a : induction au niveau du stator,

A : densité linéique du courant statorique

R_a : rayon du stator

l : longueur active

p : paire de pôles

A s'écrit :

$$A = \frac{N_c I_a}{2\pi R_a}$$

où N_c : nombre de conducteur par phase

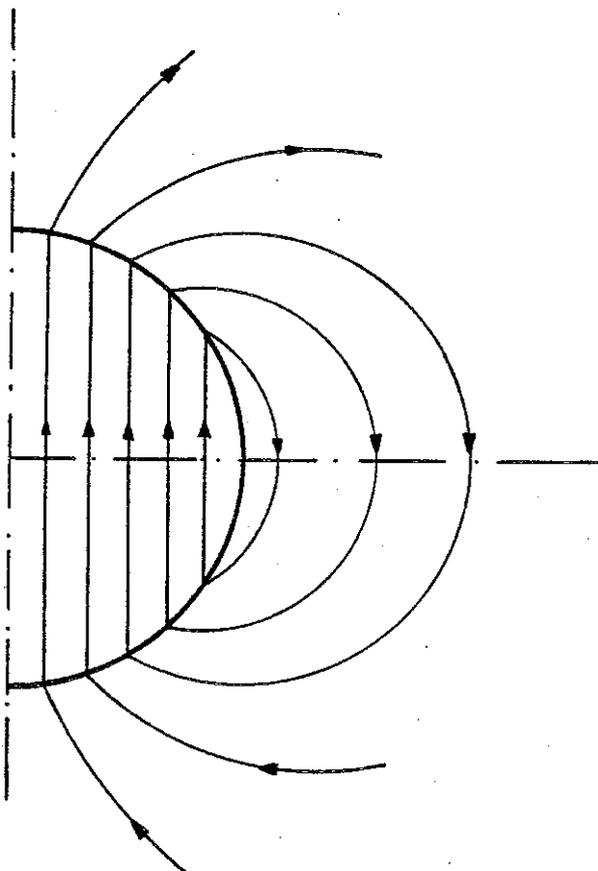
I_a : intensité du courant statorique

Ainsi, la puissance massique est proportionnelle à $\frac{1}{p}$, et la machine dipolaire est plus performante, par rapport à celle quadripolaire, pour les mêmes paramètres.

Si nous considérons l'induction créée par l'inducteur à l'extérieur de celui-ci, elle varie comme $\frac{1}{p+1}$. En présence d'un écran ferromagnétique, l'effet magnétisant de celui-ci est tel que :

DIPOLE

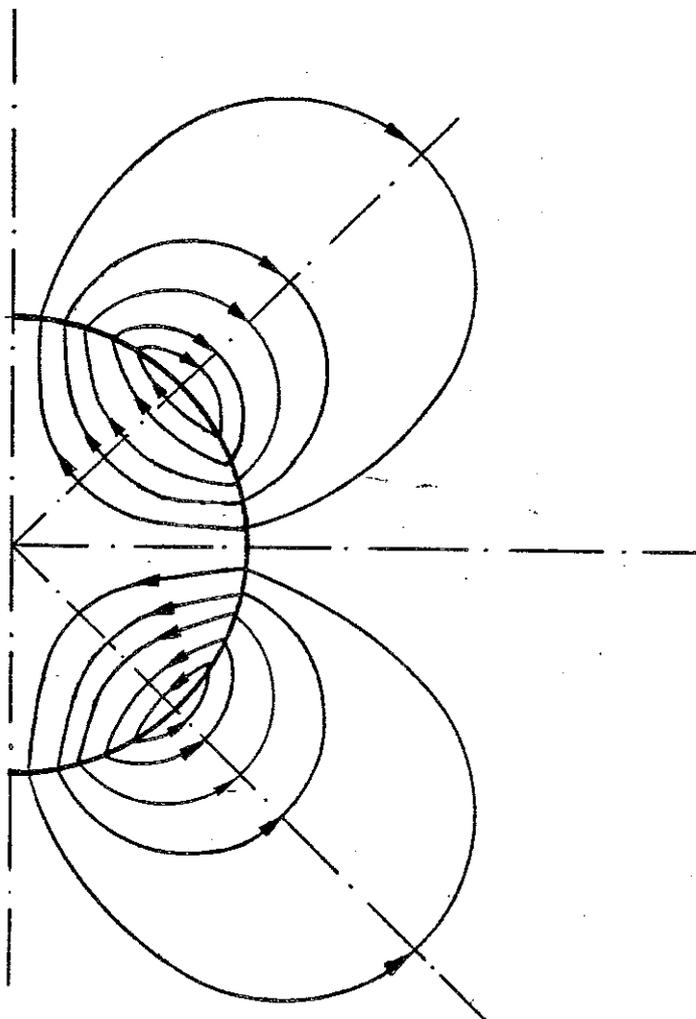
Figure 16a



Ligne de champs produit
par l'inducteur

QUADRIPOLE

Figure 16b



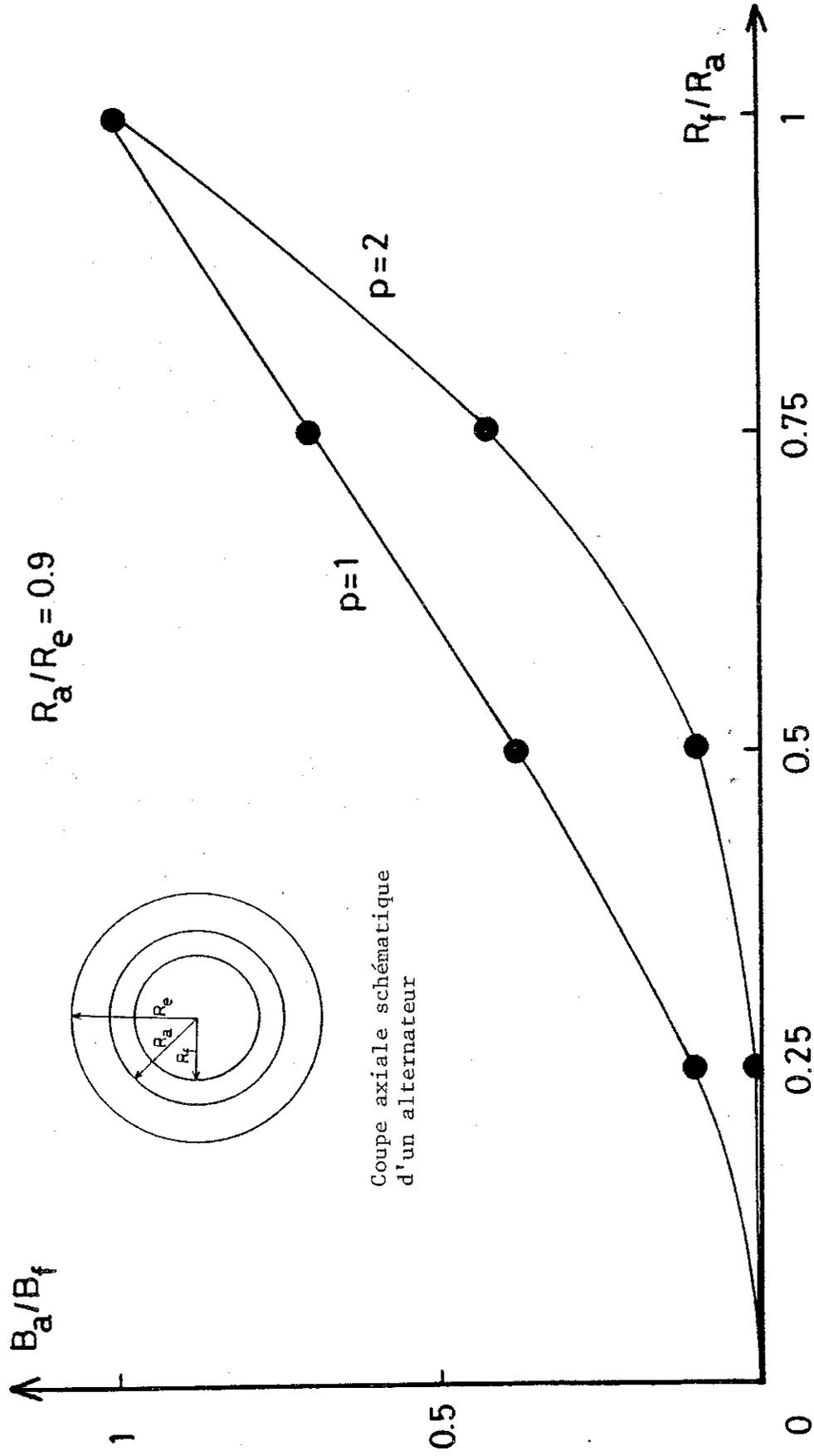


Figure 17 : Courbe B_a/B_f en fonction de R_f/R_a

$$B_a \sim B_f \left(\frac{R_f}{R_a}\right)^{p+1} \frac{1 + \left(\frac{R_a}{R_e}\right)^{2p}}{1 + \left(\frac{R_f}{R_e}\right)^{2p}}$$

pour une induction B_a donnée et des dimensions fixées, on a :

$$B_f (p = 1) < B_f (p = 2) \quad (\text{fig.17})$$

Ainsi, la densité du courant sera plus faible dans une machine dipolaire, et la masse de fil supraconducteur utilisé moins importante.

D'autre part, la réactance synchrone qui s'écrit :

$$x_d = \frac{\text{F m.m de l'induit}}{\text{F m.m de l'inducteur au niveau du stator}}$$

$$x_d (\text{p.u}) \sim \frac{\mu_0 A}{B_a}$$

sera plus petite pour une machine dipolaire.

Au niveau du refroidissement, les effets de thermosiphon (permettant un débit important d'hélium et éventuellement la régulation de ce débit) sont importants.

2 - Avantages de la machine quadripolaire

La variation de l'induction rotorique est en $\frac{1}{3}$, de plus, l'effet magnétisant de la couronne magnétisée étant beaucoup plus faible, son épaisseur pourra être fortement réduite, voire supprimée, d'où un gain important de masse. Cette décroissance de l'induction a une autre conséquence : l'écran électromagnétique soumis à des efforts plus faibles et mieux répartis (écrasement en trèfle au lieu d'un écrasement en ovalisation (41)) sera de moindre épaisseur (31). Ainsi, pour donner un ordre de grandeur, le rapport $\frac{R_a}{R_f}$ sera :

$$\text{pour une machine dipolaire } \frac{R_a}{R_f} = 2$$

$$\text{pour une machine quadripolaire } \frac{R_a}{R_f} = 1,6$$

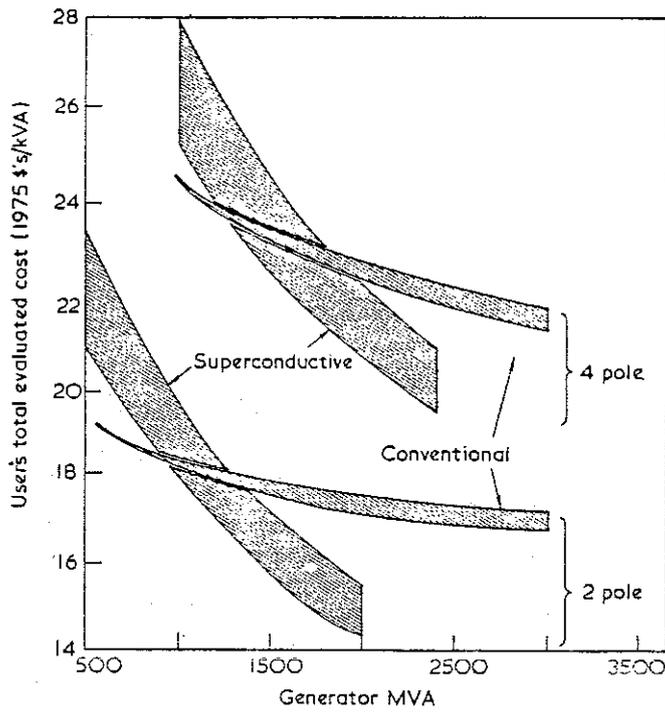


Fig.18

Coût évalué des alternateurs supraconducteurs et conventionnels (40)

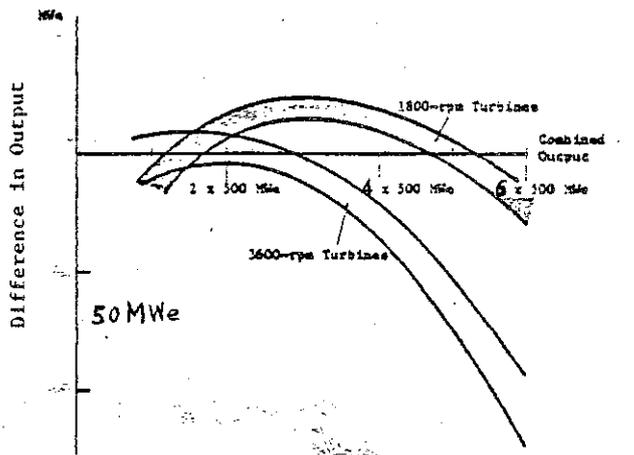


Fig.19

(Réf. 39)

Comparison of Single 1800- and 3600-rpm Turbines with Combined 500 MW, 3600-rpm Turbines

Pour une induction donnée au niveau de l'inducteur, les efforts électromagnétiques s'exerçant sur les fils supraconducteurs sont bien plus faibles pour un quadripôle que pour un dipôle (41).

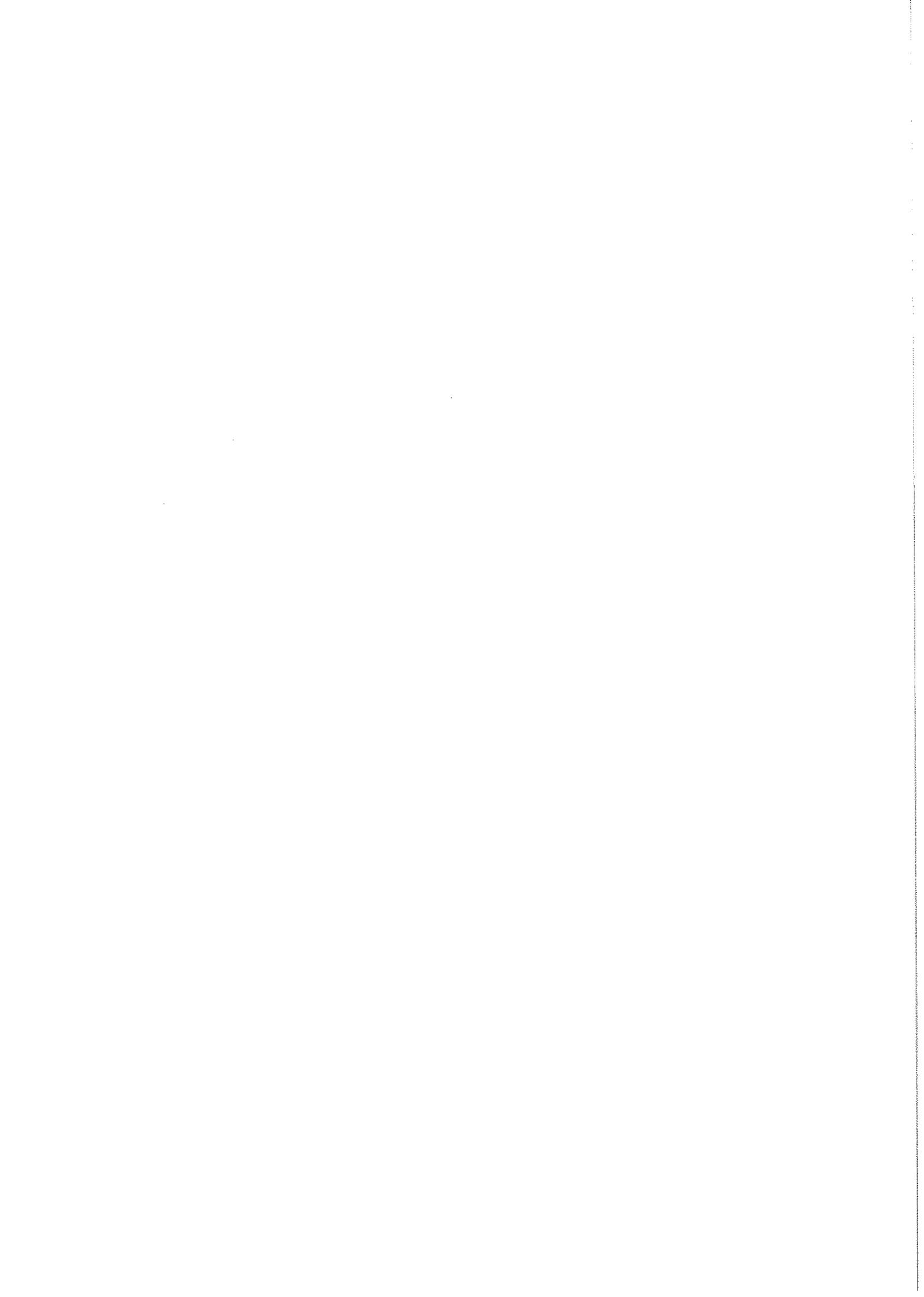
La vitesse de rotation de la ligne d'arbre étant plus petite, les problèmes mécaniques (stabilité, vitesse critique) sont moins cruciaux et la compression adiabatique de l'hélium est moins importante.

Conclusion

Le coût d'un générateur quadripolaire, supraconducteur ou conventionnel, est plus important que celui d'un générateur bipolaire (fig. 18). D'autre part, il ressort de l'étude de Joyce et al. (39) un net avantage sur le rendement des turbines de 1800 tr/mn, à partir de la puissance de 1000 MW. De plus, les alternateurs représentent un investissement faible devant le prix des turbines.

Il n'est donc pas inutile de composer les avantages et inconvénients des deux types d'alternateurs.

Il n'est pas impossible qu'une machine quadripolaire ne se construise.



C H A P I T R E I I

LE CRYOALTERNATEUR DE 500 KW DU CNRS-CRTBT

I - PRESENTATION

Avec l'aide de l'ANVAR (convention 73.1393.00), puis de la DGRST (Aide à la recherche 74.7.1422 et 77.7.1386), le CRTBT a construit un cryoalternateur hypersynchrone de 500 kW, le cadre d'un laboratoire axé principalement sur la recherche fondamentale ayant imposé le choix de la puissance. Ce cryoalternateur ne peut être considéré comme un prototype, mais plutôt comme une maquette visant à démontrer la possibilité et la fiabilité de la technologie mise en jeu.

Un dipôle supraconducteur "fou" en rotation est la caractéristique de la transmission hypersynchrone du couple (fig. 20) entre l'arbre et le champ statorique.

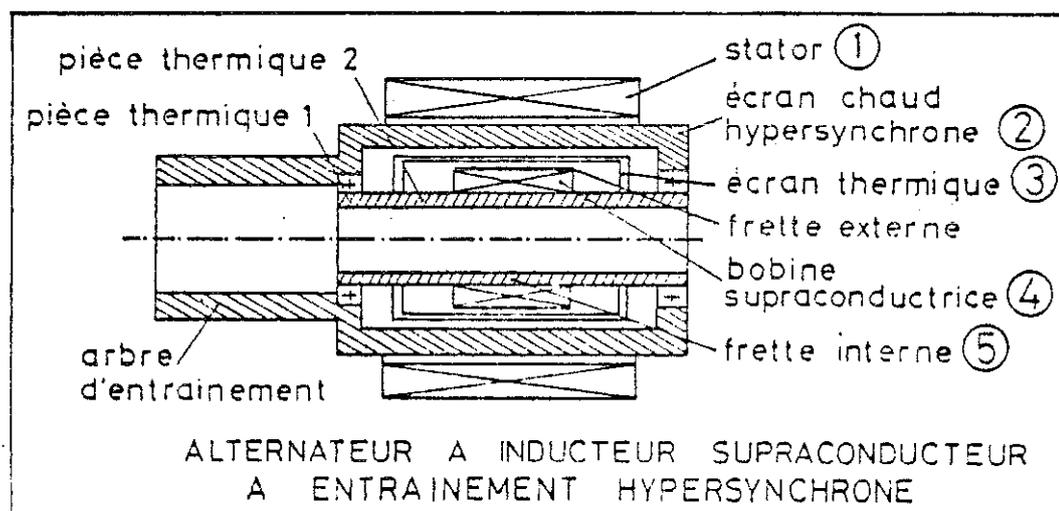


Figure 20 : Alternateur supraconducteur à transmission hypersynchrone du couple

L'écran chaud jouant le rôle d'amortisseur de perturbations électromagnétiques est entraîné en rotation par la turbine. Le dipôle parcouru par le courant d'excitation est entraîné en rotation avec un glissement résultant du développement des courants de Foucault. Il existe un glissement des vitesses respectives, entraînant une perte d'énergie électrique sous forme de chaleur dans l'écran chaud (un dispositif spécifique de refroidissement a été adjoint). L'intérêt de cette solution originale résidait dans la limitation des efforts électromagnétiques, donc, dans la réduction de l'épaisseur des parties métalliques froides (21) supportant le dipôle. Les écrans thermiques froids sont refroidis à environ 60 K par l'intermédiaire d'échangeurs situés dans le circuit de retour de l'hélium gaz. Ils entourent les enceintes à vide, diminuant, ainsi, les pertes par rayonnement.

D'autre part, par sa libre rotation et sa faible inertie, le dipôle ne suit que les oscillations de grandes amplitudes et de faibles pulsations des champs magnétiques pendant les régimes transitoires.

Le bilan des pertes n'est pas forcément favorable au système hypersynchrone, notamment en ce qui concerne les fortes puissances.

En effet, pour une machine de puissance P , seule l'épaisseur e des pièces thermiques sera différente entre les 2 types de machine. Si D est le diamètre de ces pièces :

$$\text{le couple } \Gamma \sim e D^2$$

$$\text{les pertes par conduction } Q_c \sim e D$$

Cependant, une machine classique devra supporter à ce niveau un couple maximum d'environ $10 \Gamma_n$, alors que la machine hypersynchrone ne verra qu'un couple de l'ordre de Γ_n .

Pour la machine hypersynchrone les pertes totales doivent tenir compte des pertes de l'arbre chaud dues au glissement :

$$Q_a \sim gP_n$$

Or $P \sim g$ (22) pour un dimensionnement donné

$$\text{D'où } Q_a \sim \Gamma_n^2$$

En définitive, le bilan des pertes s'établit :

- pour la machine classique $Q_c = \alpha \cdot 10\Gamma_n$
- pour la machine hypersynchrone $Q_c = \alpha\Gamma_n + \beta\Gamma_n^2$

α et β sont les coefficients de proportionnalité des pertes correspondantes et sont déterminés par les paramètres de la machine (puissance, dimensionnement, vitesse de rotation).

D'où la courbe :

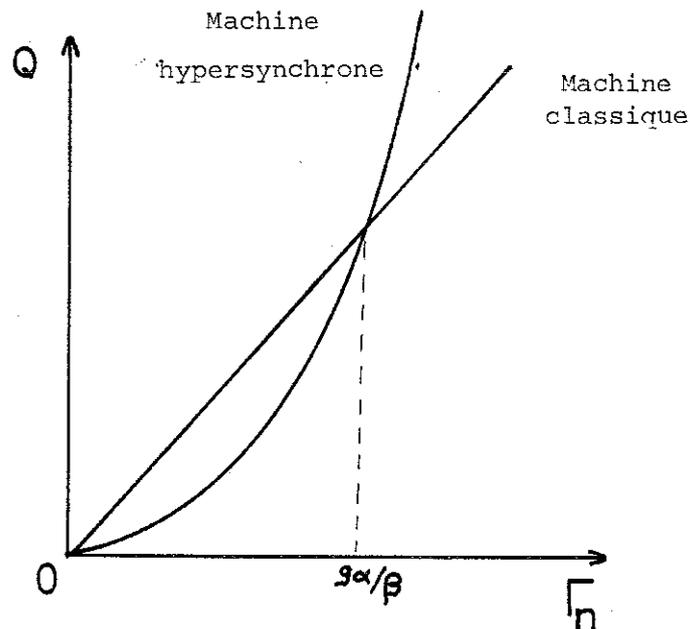


Figure 21

montrant que la structure classique peut être meilleure pour les fortes puissances.

Le plan 1 montre de façon détaillée le rotor. Quatre éléments importants peuvent se distinguer :

Palais

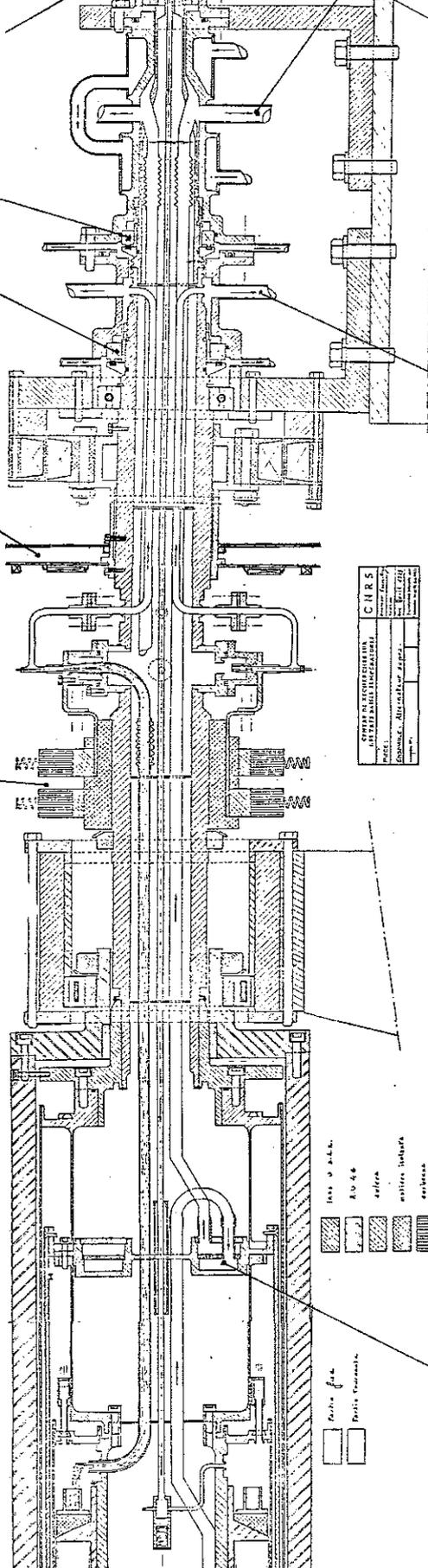
Télémesure

1
2
3

Arrivée
d'hélium
du bidon

Sortie générale
de l'hélium

Joint Sealol



C H R S	
CENTRE NATIONAL D'ETUDES ET DE RECHERCHES SUR L'ENERGIE ATOMIQUE	
SECTEUR DE RECHERCHES ET DE DEVELOPPEMENT	
SARTEUILLE (S.E.R.)	
BOULEVARD DES MINES, 91000 EVRY-COURCOURONNES	
TELEPHONE 01 69 00 00 00	
FAX 01 69 00 00 00	
E-MAIL c.h.r.s@cea.fr	
WWW.CEA.FR	
LE 10/05/2010	
PAR: M. [Nom]	
OBJET: [Objet]	

[Hatched pattern]	inox 316 L
[Dotted pattern]	Alu 6061
[Cross-hatched pattern]	acier
[Diagonal lines]	autres métaux
[Vertical lines]	autres

[White box]	Partie fixe
[Hatched box]	Partie tournante

Echangeur

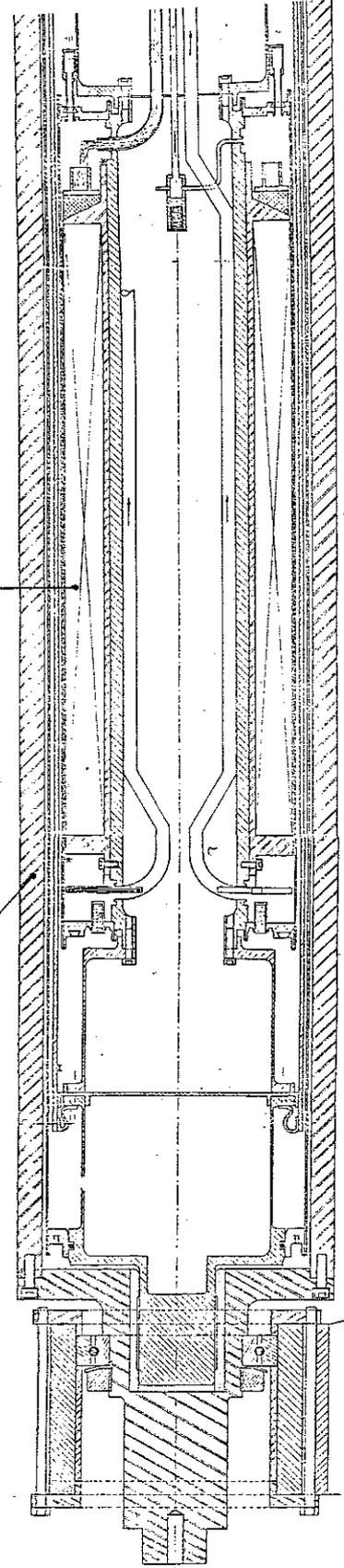
Palier 2

Sortie d'hélium
des amenées de
courant
avec les deux équerres

Palier 3

Ecran chaud

Dipôle



[White box]	Partie fixe
[Hatched box]	Partie tournante

PLAN 1

Cryoalternateur CRTBT 500 KW

Echelle : 1/5,5

(avant les modifications)

- un échangeur uniformisant la température de l'écran de cuivre à 60 K environ utilisant l'enthalpie du retour de l'hélium gaz,
- l'enceinte du dipôle contenant environ 2 litres d'hélium,
- le dipôle supraconducteur en NbTi constitué de cinq bobines, comprenant en tout 1824 spires. Le conducteur est formé de 361 filaments de 30 μm de diamètre, twistés avec un pas de 15 mm. Son point de fonctionnement est de $B_{\text{int}} = 3,12 \text{ T}$ pour un courant $I = 363 \text{ A}$, la self correspondante $L_f = 0,5 \text{ H}$,
- la télémessure (fig.22) dont la transmission des données est capacitive, donne en bout de chaîne des sorties analogiques,
- les joints utilisés pour assurer l'injection et la récupération de l'hélium sont des joints Sealol à contact de carbone lubrifiés par de l'huile de vaseline.

Une coupe radiale (fig.23) permet une visualisation des différents écrans concentriques.

Les figures 24 et 24bis décrivent la structure du stator constitué de bobinages de cuivre supportés par une structure amagnétique. Seule une couronne extérieure de toiles ferromagnétiques permet d'isoler l'environnement des champs magnétiques de la machine.

Un tableau résumant les dimensions et caractéristiques du cryoalternateur est donné ci-dessous.

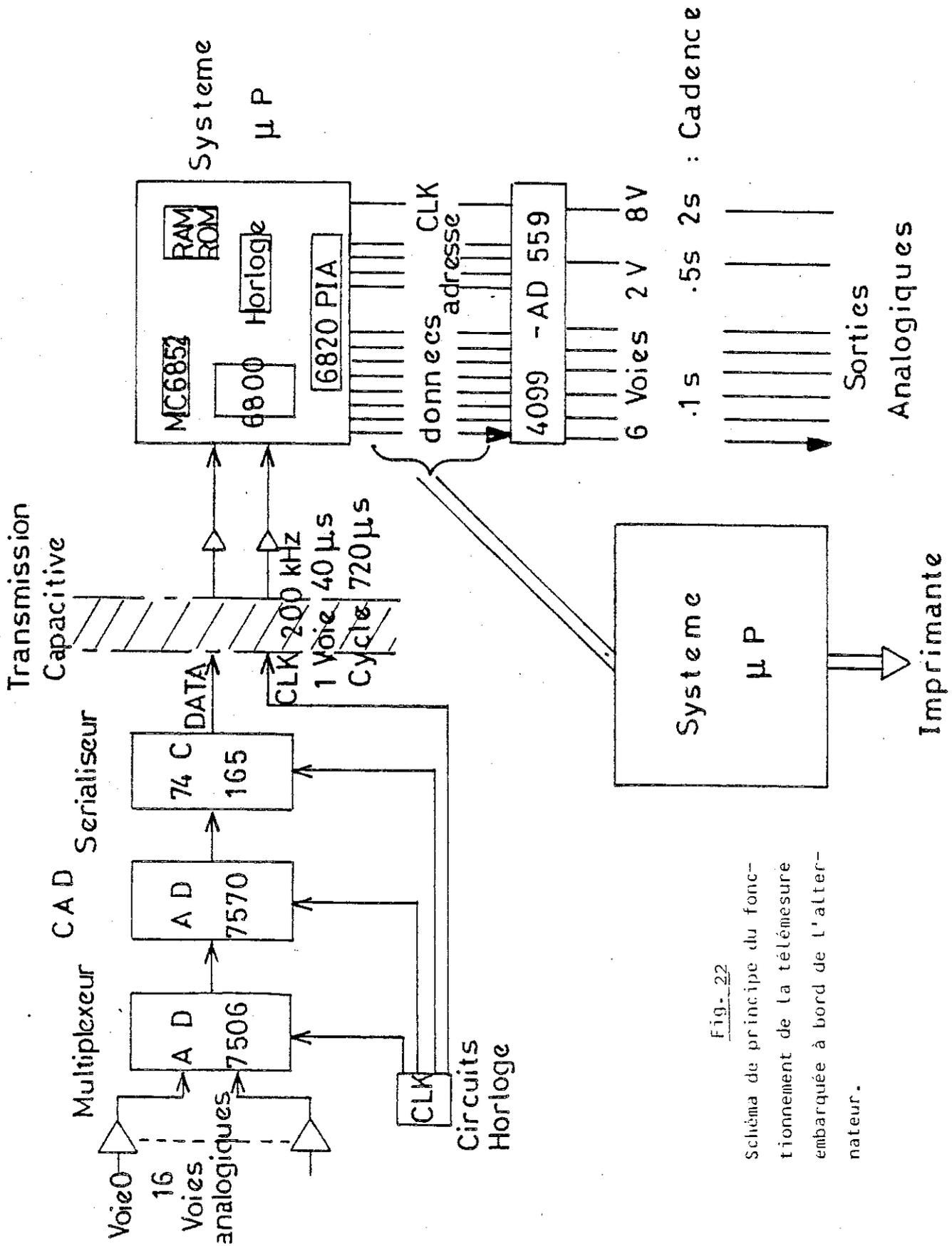


Fig- 22
 Schéma de principe du fonctionnement de la télémessure embarquée à bord de l'alternateur.

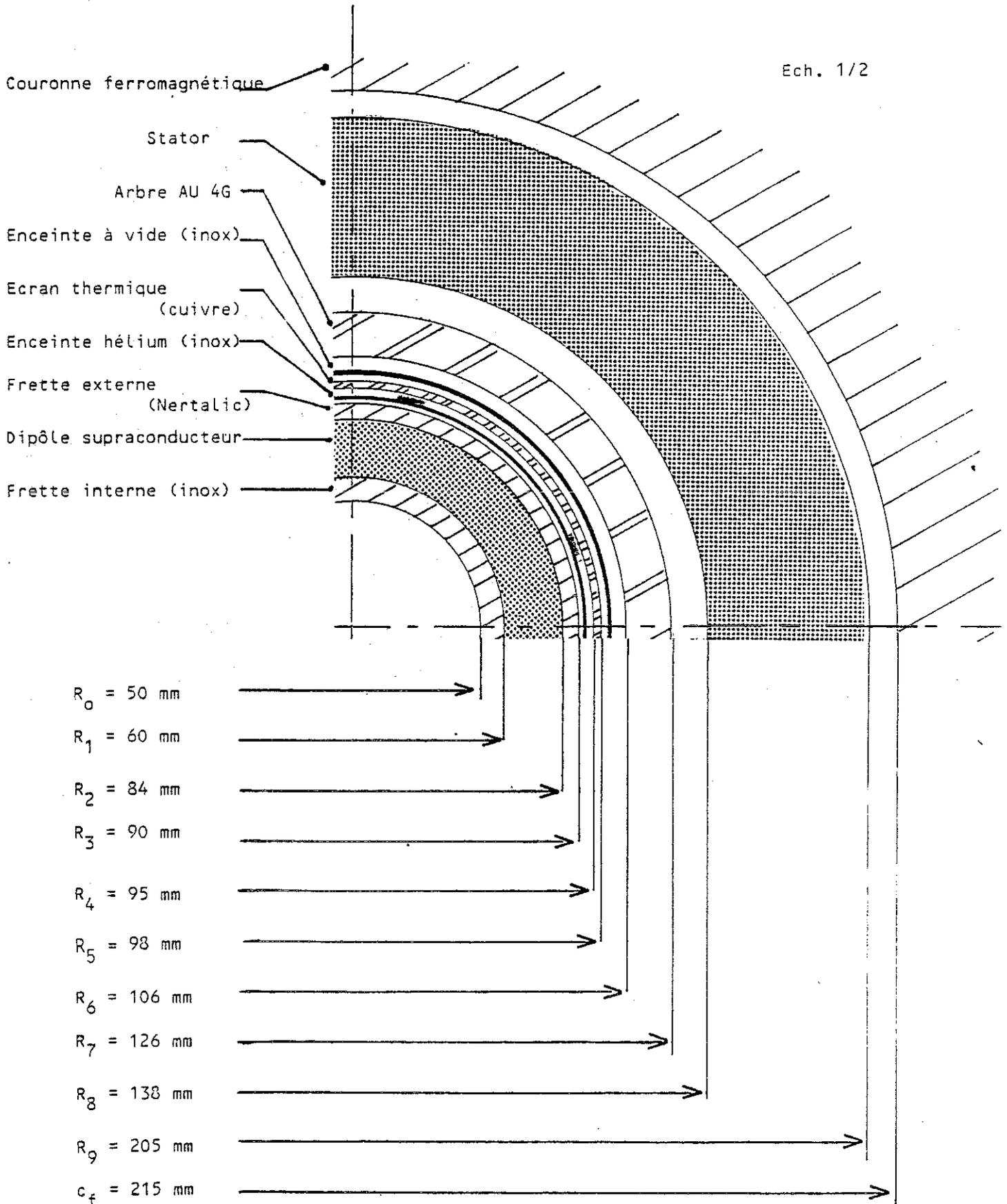


Fig. 23. Coupe radiale du cryoalternateur de 500 kW.

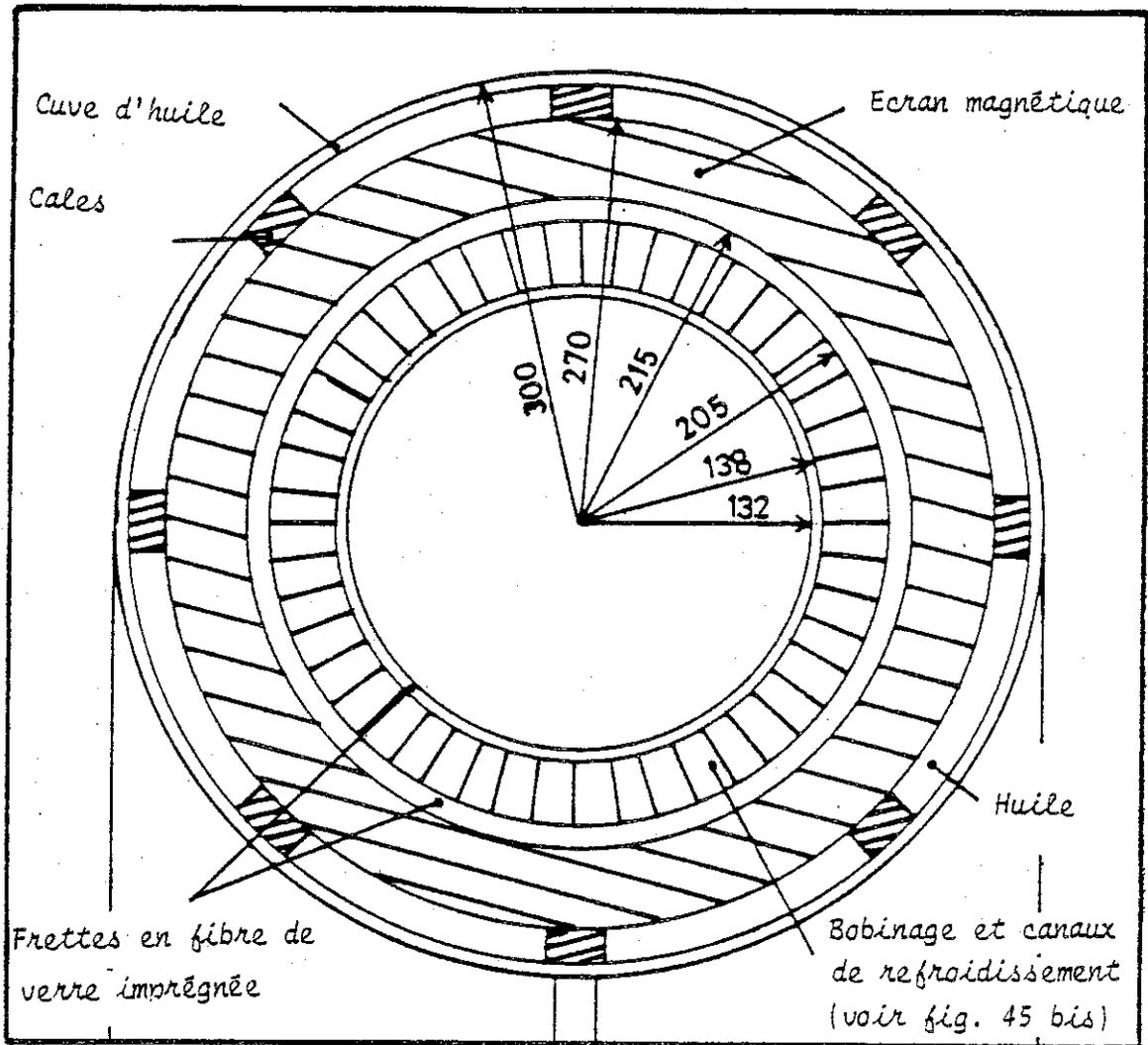


FIGURE 24
Coupe du stator

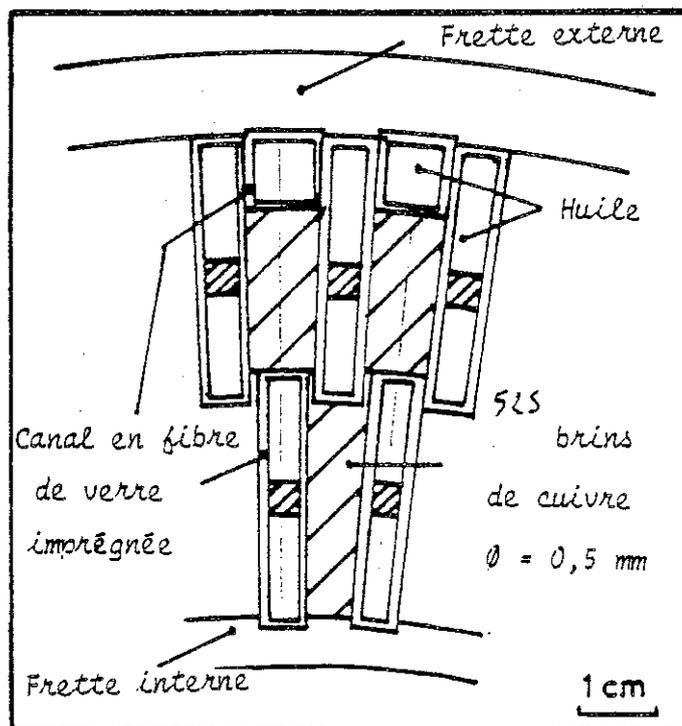


FIGURE 24 bis
Coupe du bobinage

DIMENSIONS ET CARACTERISTIQUES DE L'ALTERNATEUR DE 500 KW

Caractéristiques générales

Puissance.....	500 kW
Vitesse.....	300 tr/mn
Nombre de pôles.....	2
Tension de sortie nominale.....	220 V/380 V
Intensité du courant nominale.....	760 A
Intensité du courant d'excitation nominale.....	260 A
" " " " maximale.....	364 A
Réactance synchrone.....	0,39 pu
Réactance transitoire.....	0,3 pu
Réactance subtransitoire.....	0,22 pu

Rotor

Rayon intérieur du dipôle.....	60 mm
Rayon extérieur du dipôle.....	84 mm
Conducteur en NbTi.....	0,8 x 13 mm ²
Champ magnétique maximal.....	3,2 T
Rapport cuivre sur supraconducteur.....	2 : 1
Longueur de la section droite.....	118 à 212 mm
Nombre de tours.....	1824
Flux d'hélium (courant nominal).....	20 l/h
Ecran thermique (cuivre) - Rayon intérieur.....	95 mm
" " " - Rayon extérieur.....	98 mm
Ecran électromagnétique (A44G) - Rayon intérieur.....	106 mm
" " " " extérieur.....	126 mm

Stator

Rayon intérieur du conducteur.....	138 mm
Rayon extérieur du conducteur.....	205 mm

Rayon de la couronne ferromagnétique intérieur.....	215 mm
" " " " extérieur.....	270 mm
Longueur de la section droite.....	500 mm
Bobinage.....	3 phases, 24 tours/phase, 525 brins, diamètre 0,5mm
Réfrigérant.....	huile, débit 25l/mn
Résistance par phase.....	6,5 mΩ

Dernière remarque importante : six vis permettent de solidariser le dipôle avec l'écran chaud, le cryoalternateur se comportant alors classiquement. C'est dans cette configuration que les essais ont été réalisés.

II ESSAIS EFFECTUES AU CRTBT PAR BRUNET ET AL

Dans ce paragraphe, je résumerai les essais effectués qui sont présentés dans la thèse de BRUNET (21).

Le cryoalternateur était installé dans une salle standard du laboratoire, sur un socle de béton, et était entraîné par un moteur à vitesse variable de 250 kW prêté par E.D.F. La vitesse de rotation lors de ces essais s'est située dans la plage suivante : de 800 tr /mn à 2400 tr/mn. Peu d'essais ont eu lieu à la vitesse de 3000 tr/mn pour deux raisons : la première provenant de l'installation mécanique offrant une stabilité insuffisante et la seconde provenant de l'exiguïté du local d'essais entraînant des problèmes de sécurité évidents.

La consommation moyenne d'hélium était de 16 l/h pour une excitation de 250 A. Les essais ont été de deux types : en régime permanent avec ou sans glissement et en régime transitoire avec ou sans glissement. Des premiers ont été tirées les données suivantes :

- la mutuelle inductance entre le rotor et le stator $M_{af} = 4,8 \cdot 10^{-3} \text{ H}$
- la self inductance du stator : $L_a = 3,6 \cdot 10^{-4} \text{ H}$
- la résistance d'une phase du stator : $R_a = 6,5 \cdot 10^{-3} \Omega$.

Des courts-circuits pour des valeurs de courant d'excitation comprises entre 20 A et 80 A, ont permis de déterminer les paramètres transitoires et subtransitoires avec ou sans glissement présentés dans le tableau suivant.

Paramètres	sans glissement	avec glissement	
T'_d	0,7 s	0,8 s	
T''_d	0,05 s	0,08 s	Fermeture du
X_d	0,40 pu	0,40 pu	court-circuit
X'_d	0,31 pu	0,32 pu	
X''_d	0,22 pu	0,23 pu	
T'_{d0}	1 s	1 s	
T''_{d0}	0,07 s	0,09 s	Ouverture du
X_d	0,40 pu	0,41 pu	court-circuit
X'_d	0,32 pu	0,31 pu	
X''_d	0,23 pu	0,23 pu	

Ces résultats, uniquement dans le cas sans glissement, sont comparés avec ceux obtenus lors de nos essais décrits dans le chapitre IV.

De l'ensemble de l'étude menée au CRTBT sur l'évolution du glissement en fonction du moment d'inertie de l'arbre et du courant d'excitation, il ne ressort aucun avantage électrotechnique notable pendant les régimes de défaut, en faveur de la machine hypersynchrone par rapport à une machine classique (21).

Vu le bon comportement du cryoalternateur en machine synchrone, que nous avons pu observer lors des essais sur le site de St-Denis, et la complication mécanique de la machine hypersynchrone (liaison du dipôle avec l'écran chaud, tenue mécanique lors des défauts à pleine excitation), les industriels ont opté pour la solution la plus classique qui est la plus fiable et la plus sûre pour la construction des prototypes de faible et forte puissance.

III - ESSAIS ENVISAGES ET MISE EN OEUVRE

Le laboratoire ERMEL des Etudes et Recherches d'E.D.F. mettait à notre disposition un moteur à vitesse variable de 1 MW, un groupe Ward-Leonard de 500 kVA, qui allait nous permettre de simuler un réseau électrique à une fréquence inférieure à 50 Hz, des résistances et des selfs inductances (voir photos 1 à 8 respectivement).

Notre venue coïncida avec le déménagement d'une partie de la division "Machine tournante" du site de Clamart et la réfection du site même de Saint-Denis.

L'équipe cryogénique de la division "Machines tournantes" du département "Machines Electriques" menait de front le projet très important du rotor modèle d'un cryoalternateur de 250 MW sur lequel des essais cryogéniques et électriques ont été effectués en 1981 et 1982 (10), les amenant à se déplacer avec leur matériel à l'usine d'Alsthom-Atlantique de Belfort. Le planning du cryoalternateur du CRTBT devait, de toute évidence, s'insérer dans le planning du rotor modèle, autant au niveau d'E.D.F que d'A.A, car les expériences effectuées gardaient le caractère d'une petite expérimentation vis-à-vis du milieu industriel.

Le matériel des expériences (ampèremètre, voltmètre, disjoncteur, oscilloscope...) était aimablement prêté par le site de Saint-Denis, mais en contrepartie devait être partagé avec les autres expériences du hall d'essais.

Des délais impératifs devaient être respectés pour certaines de leurs expériences, en particulier les essais de démarrage de moteur de pompe primaire de centrale et nous n'avons plus eu à notre disposition le moteur à vitesse variable pour nos essais à 3000 tr /mn. La seule solution pour continuer l'étude fut de louer un moteur électrique et un transformateur. Le matériel du site n'était pas toujours en parfait état et demandait à être vérifié avant utilisation.

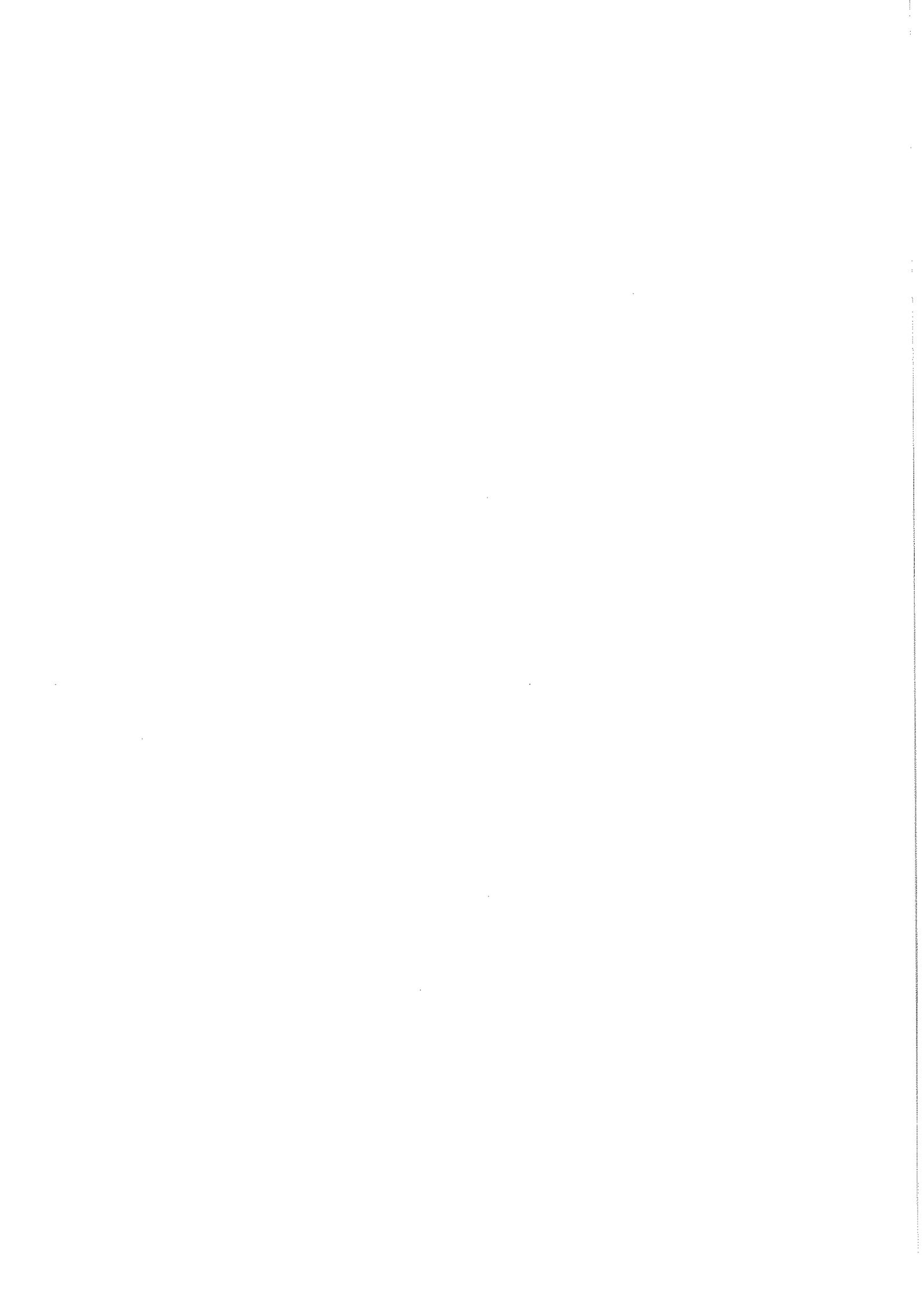
L'éloignement du cryoalternateur ne fut pas pour nous aider ; communications téléphoniques difficiles à obtenir, et temps de trajet long entre Grenoble et Paris.

Les rares entreprises, fournisseur d'hélium, furent contactées. Air Liquide fut choisi en fonction du prix et de la proximité de leur usine (Plessis-Robinson), et nous assura un approvisionnement fluctuant par bidon de 500 litres (15 F/l en 1981 et 30 F/l en 1982).

Les essais envisagés étaient de plusieurs types :

- essais en charge,
- couplage avec le groupe Ward-Leonard: débit et absorption de puissance active et réactive,
- essais en régime transitoire,
- couplage sur le réseau.

Des mesures qui n'avaient pu être faites à Grenoble étaient attendues, telles celles du rendement, du moment d'inertie, du champ magnétique au niveau du rotor et de l'entrefer.



CHAPITRE III

INSTALLATION DU CRYOALTERNATEUR AU SITE DE SAINT-DENIS (E.D.F.)
--

I - PRESENTATION

Le plancher d'une hauteur de 60 cm sur lequel le cryoalternateur a été placé, est constitué de rails de chemin de fer espacés d'une quinzaine de centimètres, solidaires d'un socle de béton (1 t/m²). Par sa constitution, ce plancher de 10 mètres sur 15 mètres assure une grande rigidité mécanique.

Trois paliers (photo 3) soutiennent le cryoalternateur. Aux deux paliers de l'écran chaud, des poutrelles H d'une hauteur de cinquante centimètres, fixées par des aiguilles, assurent la liaison avec le plancher, tandis qu'au niveau du nez du cryoalternateur, le support d'origine est conservé (photo 9). L'installation a été effectuée en collaboration avec A.A.

Cette installation plus rigide allait permettre de réduire au maximum les vibrations. Quelques modifications devaient être apportées pour atteindre la vitesse de 3000 tr/mn sans problèmes mécaniques, dus à la torsion (bout d'arbre) et au fonctionnement des roulements.

Un schéma d'implantation (fig.25) montre la disposition du cryoalternateur et des différents appareillages. La photo 8 donne une vue d'ensemble du banc d'essais.

II - MODIFICATIONS APPORTEES

Elles sont au nombre de quatre.

Schéma d'implantation

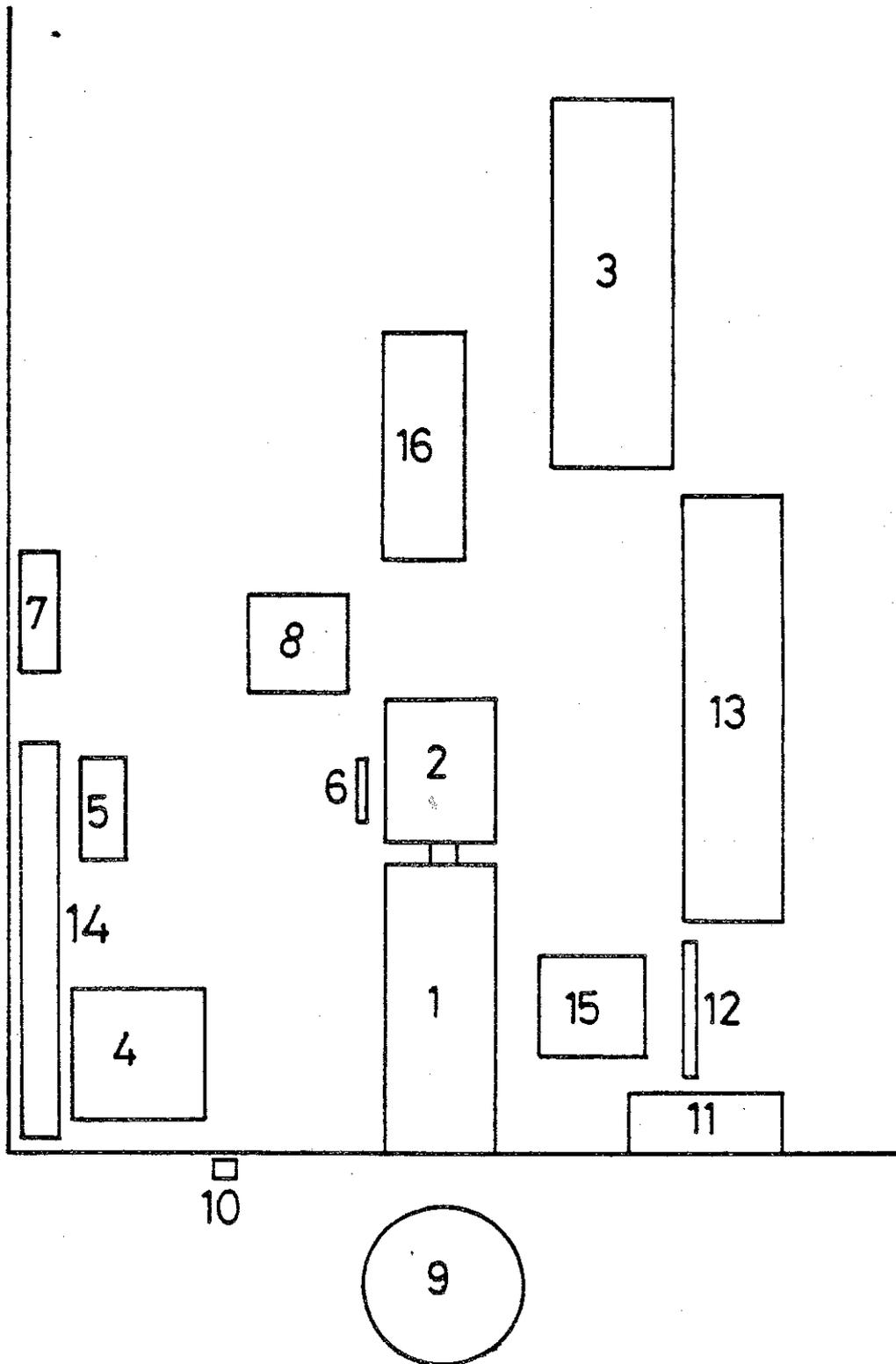


Figure 25

LEGENDE DU SCHEMA D'IMPLANTATION

- 1 : Cryoalternateur
- 2 : Moteur à vitesse variable
- 3 : Armoire de commande du moteur à vitesse variable
- 4 : pompe de circulation d'huile pour le refroidissement du stator.
- 5 : Ventilateur pour le refroidissement de l'écran chaud
- 6 : Arbre de vannes de sortie d'hélium
- 7 : Armoire de prises électriques 380 V et 220 V
- 8 : Alimentation de la bobine supraconductrice (400 A)
- 9 : Bidon d'hélium-photo (10) - (500 l)
- 10 : Vannes d'arrivée et de sortie de l'eau qui "thermalise" le nez cryogénique
- 11 : Armoire de contacteurs (photo 11)
- 12 : Disjoncteur (photo 10)
- 13 : Résistances, selfs inductances (photo 5 et 6)
- 14 : Mur de protection (poutrelles métalliques)
- 15 : Transformateurs d'intensité (photo 12)
- 16 : Appareils de mesure (photo 7)

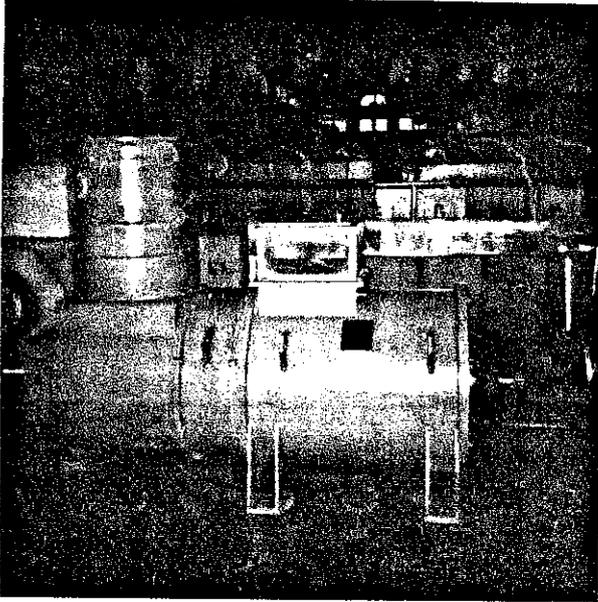


Photo 1 :

Moteur à vitesse variable
de 1 MW

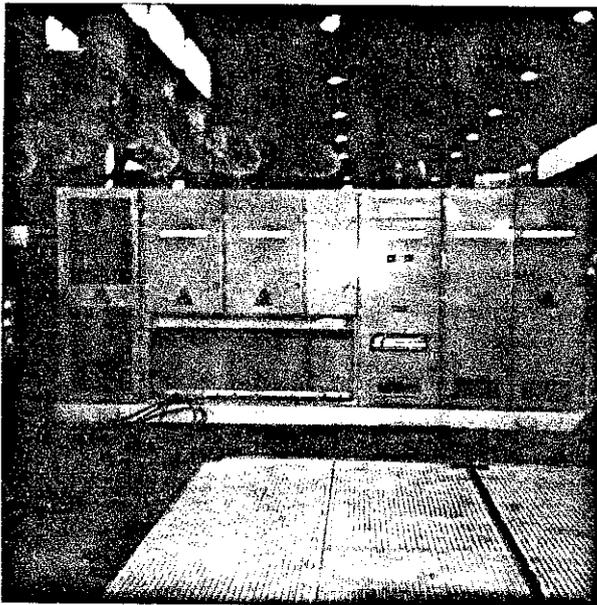


Photo 2 :

Armoire de commande du
moteur à vitesse variable

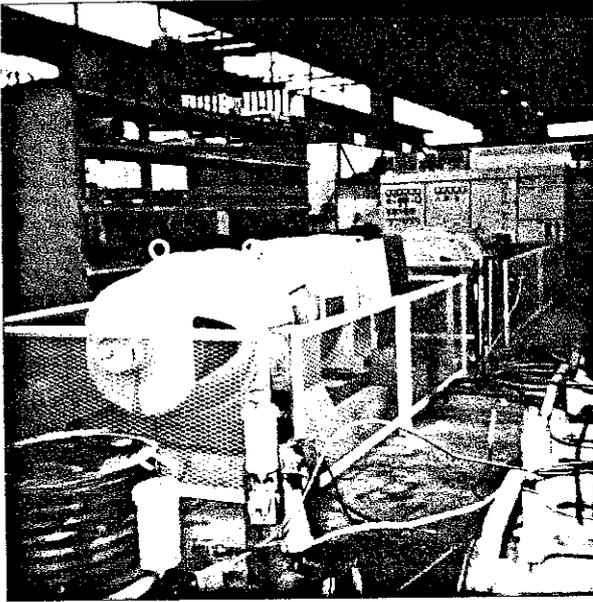


Photo 3 :
Groupe WARD-LEONARD

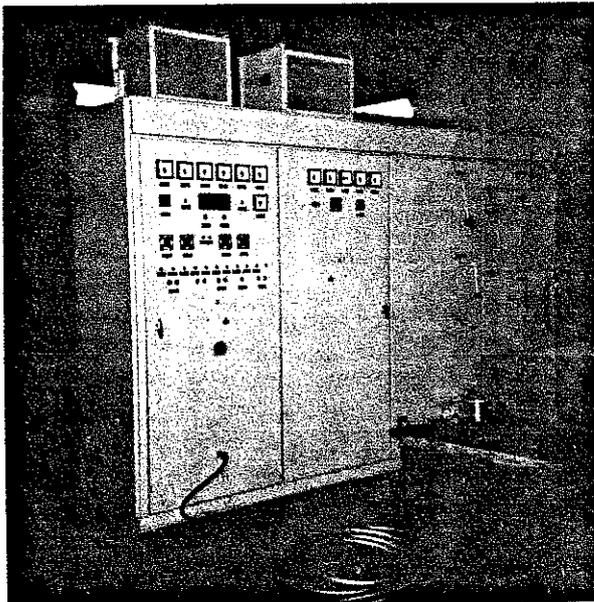


Photo 4 :
Armoire de commande du
groupe WARD-LEONARD

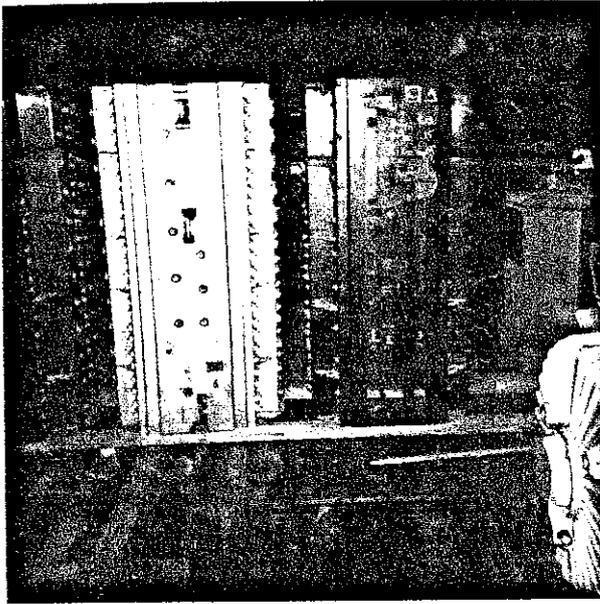


Photo 5 :
Résistances

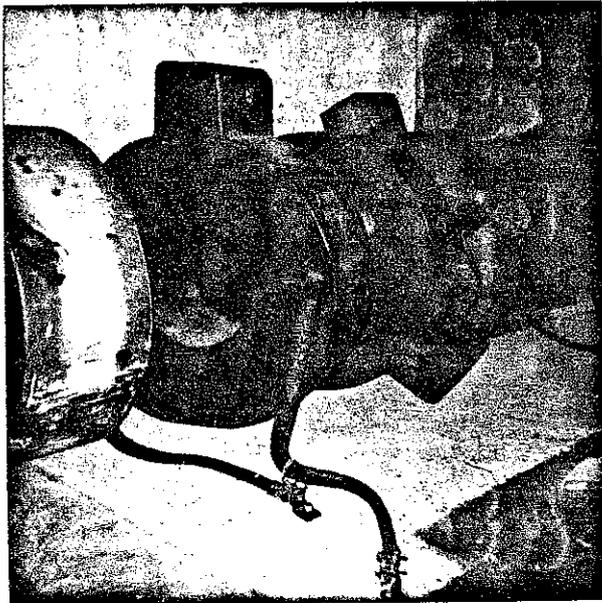


Photo 6 :
Self-inductance de 2,4 mH

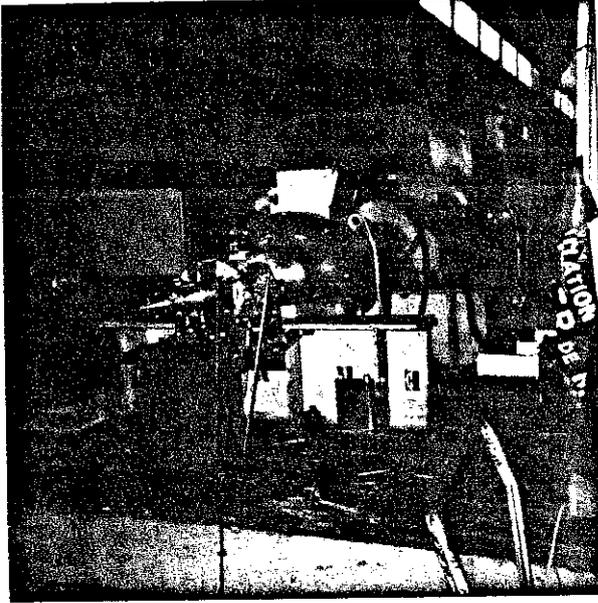


Photo 9 :

Le cryoalternateur (CRTBT)
installé sur le banc d'essai

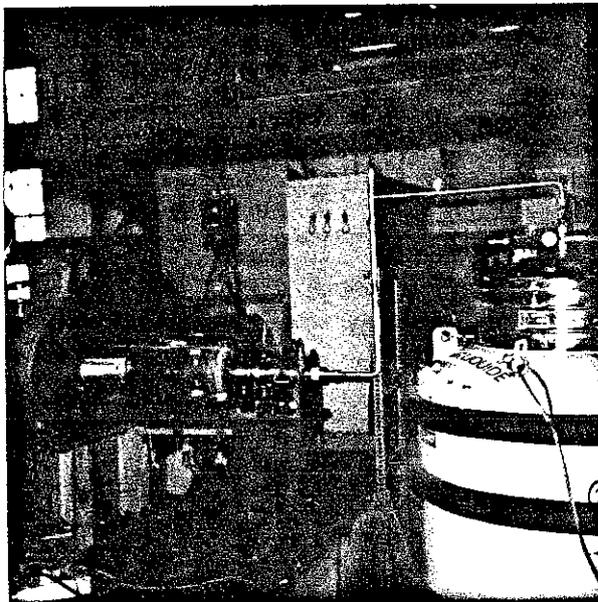


Photo 10 :

Bidon d'hélium



Photo 7 :
Table d'appareils de
mesure



Photo 8 :
Vue d'ensemble du banc
d'essai

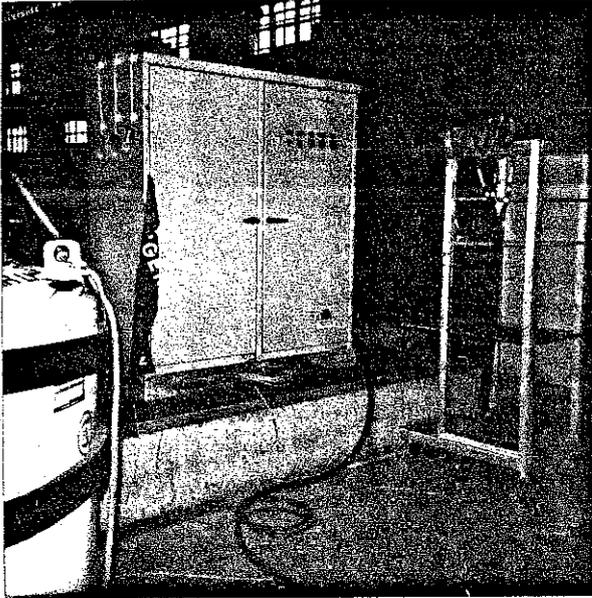


Photo 11 :

Armoire de contacteurs

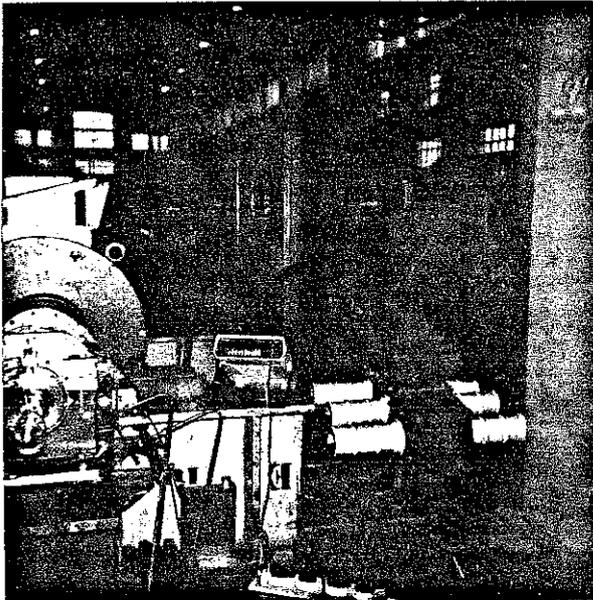


Photo 12 :

Transformateurs d'intensité

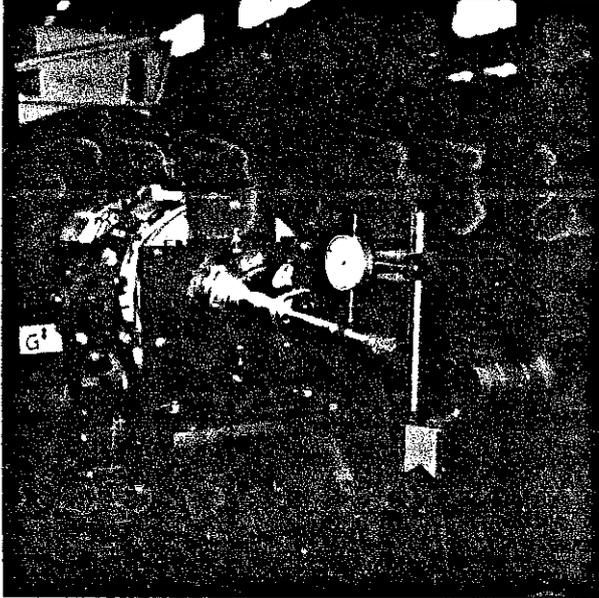


Photo 13 :

Alignement du nez

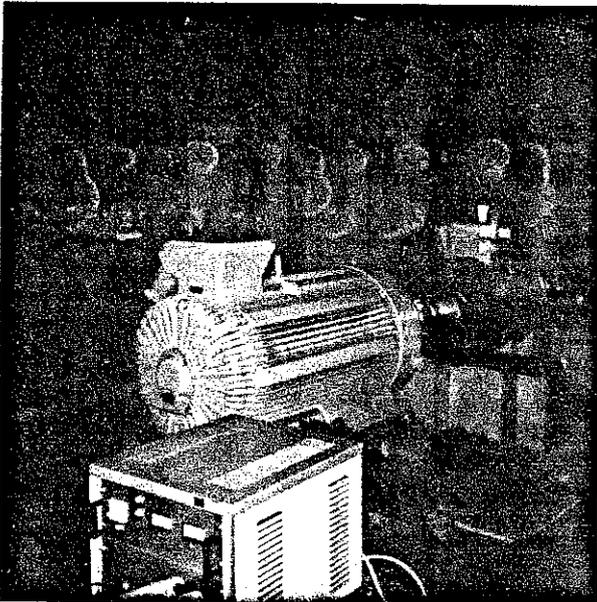


Photo 14 :

Le moteur asynchrone d'entraîne-
ment du cryoalternateur

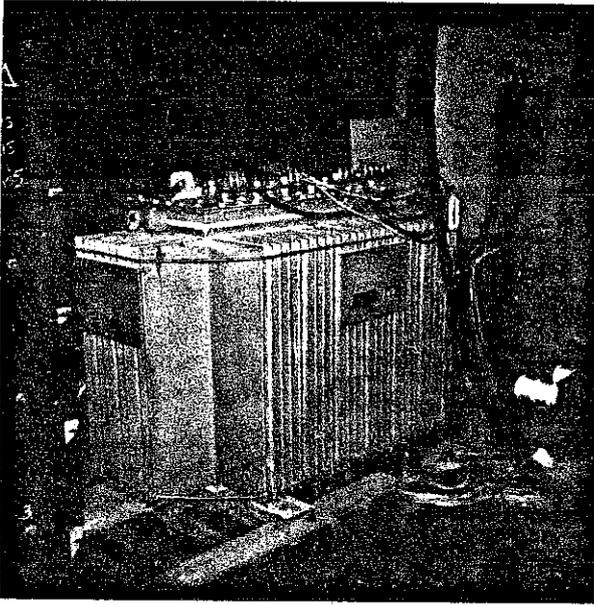


Photo 15 :

Le transformateur

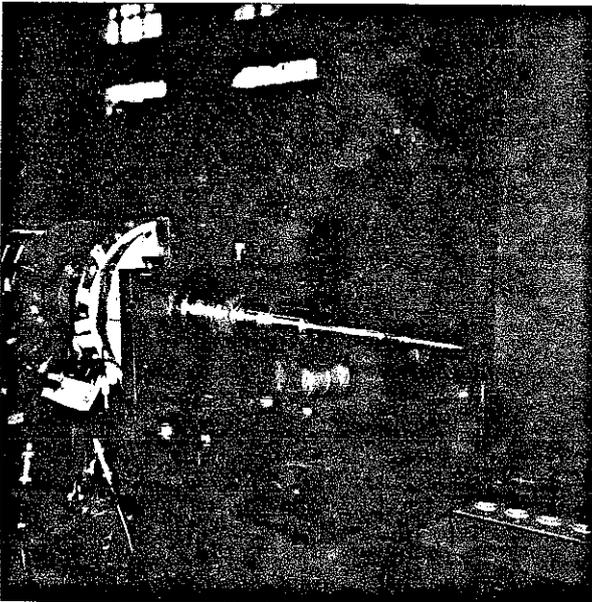


Photo 16 :

Le nez du cryoalternateur avec
la nouvelle pièce

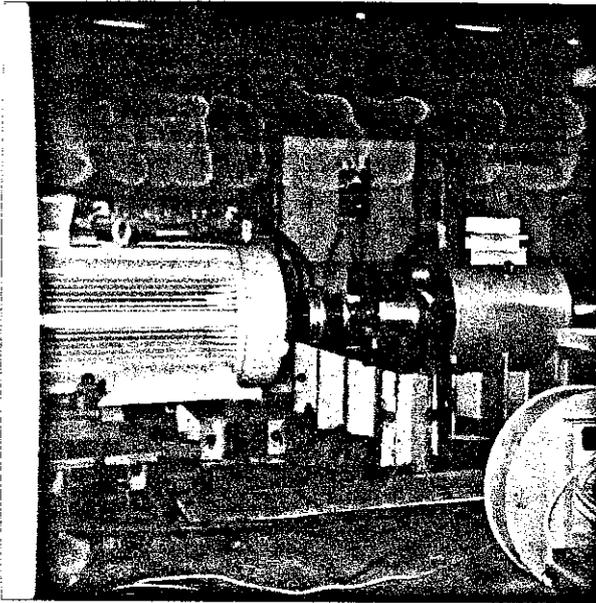


Photo 17 :

Accouplement de la ligne
d'arbre.

Derriere se trouve le dis-
joncteur manuel.

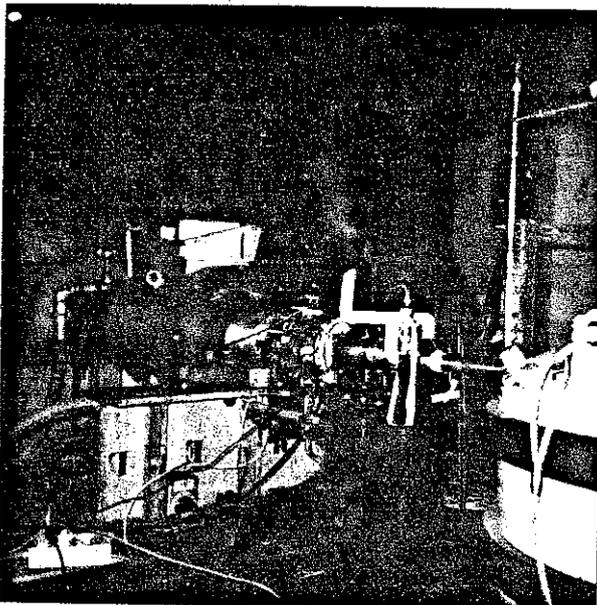


Photo 18 :

Vue du cryoalternateur
en fonctionnement.

1) Bout de l'arbre côté moteur

Il fut refait en acier, alors que celui d'origine était en dural, pour empêcher toute flexion et torsion ; deux roulements à contact oblique furent montés en opposition. Le dimensionnement de la clavette liant l'arbre et l'accouplement a été calculé pour supporter le couple du moteur d'entraînement, de façon à résister au cisaillement et à la compression.

La force tangentielle imposée par le couple est :

$$F = \frac{P}{\Omega R} = 11,2 \cdot 10^3 \text{ N}$$

La force tangentielle que peut supporter la clavette à une charge pratique au cisaillement est :

$$F < R_c a L = 15,4 \cdot 10^4 \text{ N}$$

La force tangentielle que peut supporter la clavette à une charge pratique à la compression est :

$$F < R_p e L = 14 \cdot 10^4 \text{ N}$$

Matériau	R_c kg	R_p kg	a mm	e mm	L mm
Acier	6,4	20	24	7	100

Dimensions de la clavette : 100 mm x 24 mm x 15 mm

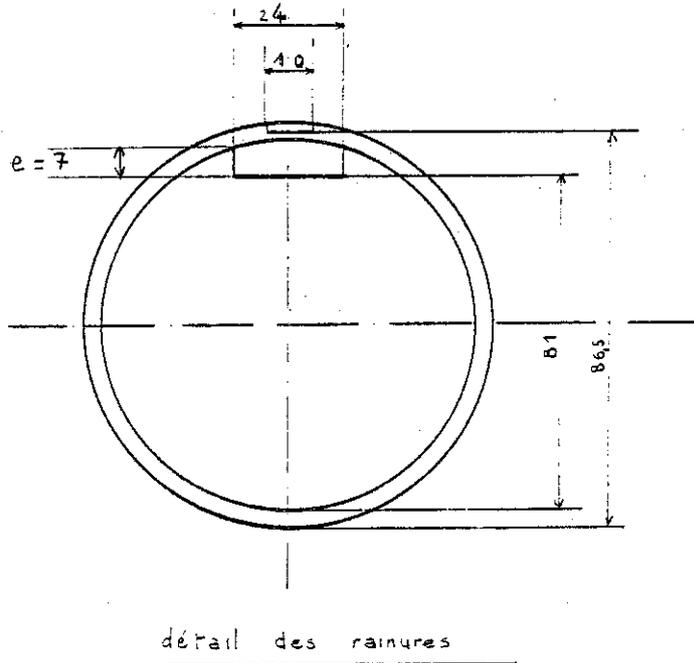


Figure 27

L'accouplement choisi fut un accouplement Flexacier ,qui peut absorber un désalignement radial angulaire et axial d'au moins 1 mm, et ainsi éliminer les vibrations. Celui utilisé est le 2 TNPE 160 H140 (2) permettant de transmettre 530 KW à 3500 tr/mn.

2) Défecteurs

Afin de retenir la graisse, des défecteurs furent mis en place au niveau des différents roulements . Le roulement à bille au niveau de la télémessure est un roulement étanche et le roulement à aiguille du nez (Nadella) ne peut être lubrifié qu'après démontage.

3) Pompes à huile

Les joints Sealol ne peuvent fonctionner sans lubrification ; autrement, il s'ensuit une détérioration rapide, que nous avons pu constater sur le joint

d'injection d'hélium liquide. Les pompes installées à Grenoble, ne fonctionnant plus correctement à cause de l'usure et de leur faible puissance, furent remplacées par un système plus puissant de circulation forcée d'huile.

4) Liaison synchrone

Les vis de 6 mm de diamètre qui assuraient la solidarité du dipôle avec l'écran chaud, furent remplacées par des vis à téton de 10 mm de diamètre, afin de permettre une meilleure tenue des couples transitoires.

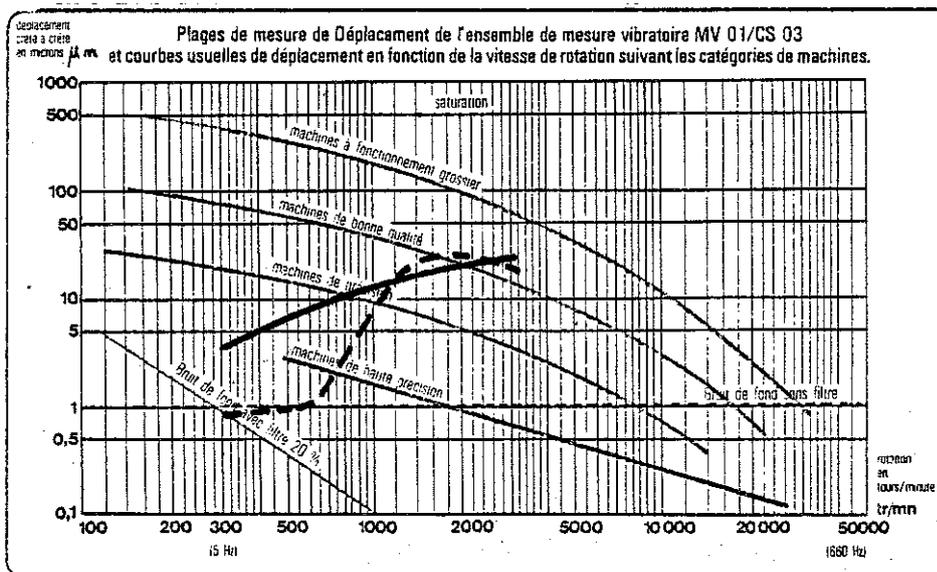
III LE MOTEUR D'ENTRAÎNEMENT

Sur une période de neuf mois environ, la station d'essai de Saint-Denis mit à notre disposition un moteur à vitesse variable Jeumont Schneider de 1 MW (photos 1 et 2) dont les caractéristiques sont les suivantes :

- moteur synchrone 4 pôles,
- vitesse nominale 2500 tr/mn (vitesse maximale 3100 tr /mn),
- puissance nominale 1,25 MW de 100 tr /mn à 2500 tr /mn
- couple nominal constant de 0 à 2500 tr /mn,
- puissance nominale constante de 2500 tr /mn à 3100 tr /mn.

IV - STABILITE DU CRYOALTERNATEUR

L'ensemble accouplement et banc d'essai nous a permis d'avoir des niveaux de vibrations corrects qui ne nous laissaient pas présager l'accident mécanique que nous allons expliquer au paragraphe suivant III-5. Les mesures de vibrations ont été prises par un capteur piézoélectrique : Philips PR 9260, sur les différents paliers. La figure 28 montre les mesures jusqu'à la vitesse de 3000 tr/mn sur le palier des roulements inclinés et celui du roulement à rouleau avant accident. Une fréquence critique située à 2000 tr/mn apparaît, c'est d'ailleurs, à cette vitesse que l'accident est survenu. La figure 29 montre les mesures sur les trois paliers jusqu'à la vitesse de 2000 tr/mn après la séparation. Nous avons décidé d'effectuer les essais à des vitesses inférieures à 3000 tr/mn, afin d'éviter tout nouvel accident. De plus, l'intérêt de l'essai à 3000 tr/mn résidait seulement dans le couplage



Mesure de vibrations

Figure 28

avant accident

Légende

- palier d'accouplement
- - - palier intermédiaire
- · - palier du nez

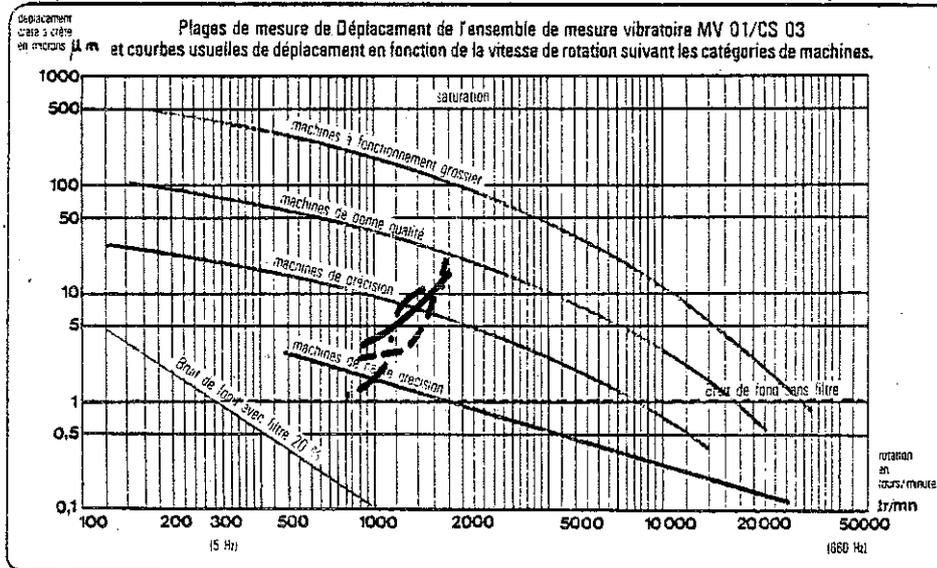


Figure 29

après accident

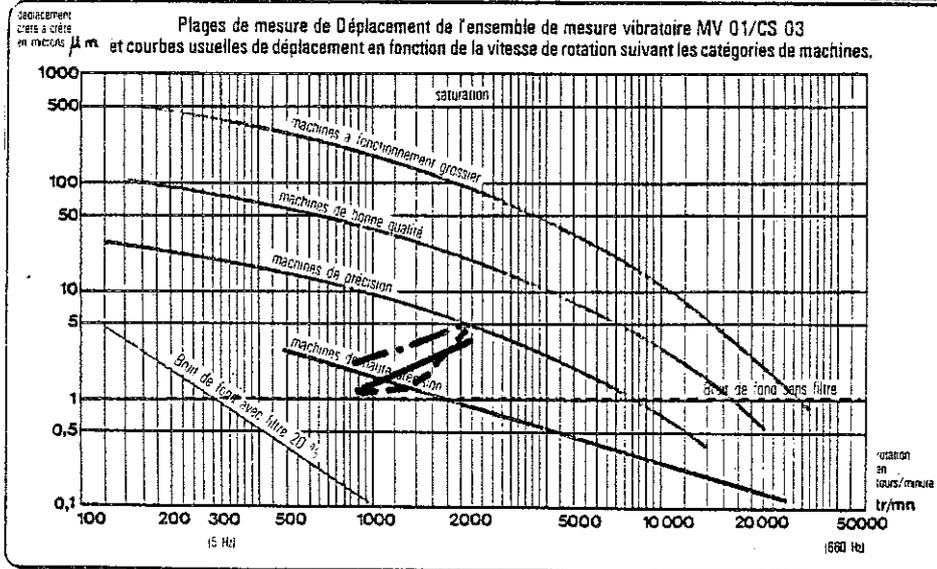


Figure 30

après calage de 5/100

du cryoalternateur avec le réseau.

Nous contrôlions par des pastilles "Temp plate" (fig.31 et 31 bis)



Figure 31



Figure 31 bis

la température des roulements inclinés et du roulement à rouleau. Les porte - paliers provoquaient un serrage conduisant à un échauffement anormal de 80°C. Des clinquants de 5/100 placés entre le pàlier et ceux-ci suffirent à éliminer cet échauffement. Le niveau des vibrations s'abaisse comme nous pourrons le remarquer sur les mesures présentées sur les figures 28, 29 et 30. Durant tous les essais réalisés, la température des trois paliers fut mesurée et elle ne dépassa pas 50°C.

V - PREMIER ESSAI

Le premier essai fut malheureux puisque le nez du rotor se cassa par suite d'un frottement avec la partie fixe. Ceci nous arriva, avant tout essai électrique, pendant la mise en froid du dipôle, à la vitesse de 2000 tr/mn, au cours d'un essai de mesure du moment d'inertie de la ligne d'arbre.

*

Les photos 19 et 20 montrent la pièce cassée. Nous estimons qu'un mauvais alignement de la partie tournante par rapport à la partie fixe, a été la cause de cet accident : suite au déménagement de l'alternateur (de Grenoble à Paris), l'alignement complet de la ligne d'arbre a été refait par A.A. Si, pour les deux paliers (roulements inclinés et roulement à rouleau), la mise en place ne posa pas de problèmes mécaniques, il n'en fut pas de même pour le palier du nez. Les espaces annulaires entre les parties tournantes et fixes sont aussi faibles que possible, afin d'éviter le refroidissement des roulements et des joints. Un mauvais positionnement d'une des équerres d'appui du palier a pu provoquer un mauvais alignement, entraînant la rupture du nez.

* Photos page 129

La réparation de l'accident, comprenant conception de la pièce, fabrication et mise en place de celle-ci, s'est effectuée en un mois.

Les figures 32 et 33 montrent respectivement la pièce d'origine et la nouvelle pièce. Les cotes des joints Sealol et des roulements à aiguille ont dû être conservées. Je décomposerai la pièce en trois parties.

Partie 1 : son épaisseur a été augmentée de 0,75 mm sur le rayon.

Partie 2 : la partie conique n'a pu être refaite pour raison de soudure des tubes de sortie d'hélium sur cette pièce. Cette partie est donc verticale nous obligeant, ainsi, à réduire le diamètre intérieur de 28 mm à 8,8 mm. Deux décrochements successifs de diamètre extérieur 20 mm et 25 mm permettent d'augmenter la résistance mécanique de la pièce.

Partie 3 : les diamètres extérieur et intérieur du nez ont été augmentés d'un millimètre. Le gap entre la baguette et le tube d'injection à hélium a donc, lui aussi, été augmenté de 0,5 mm (passant de 0,1 mm à 0,6 mm). Ceci a été fait afin d'éviter que ces parties très fragiles se touchent.

Augmentation du débit

La conséquence directe de la modification géométrique du nez du rotor fut une augmentation du débit d'hélium. La consommation moyenne est passée de 16 l/h à 24 l/h. Le diamètre de la baïonnette de la couronne de transfert utilisée est de 4,2 mm, d'où une augmentation de l'espace annulaire de 0,3 mm.

V.I.Kim et al (43) donnent la formule suivante des pertes axiales Q_L de l'espace annulaire s :

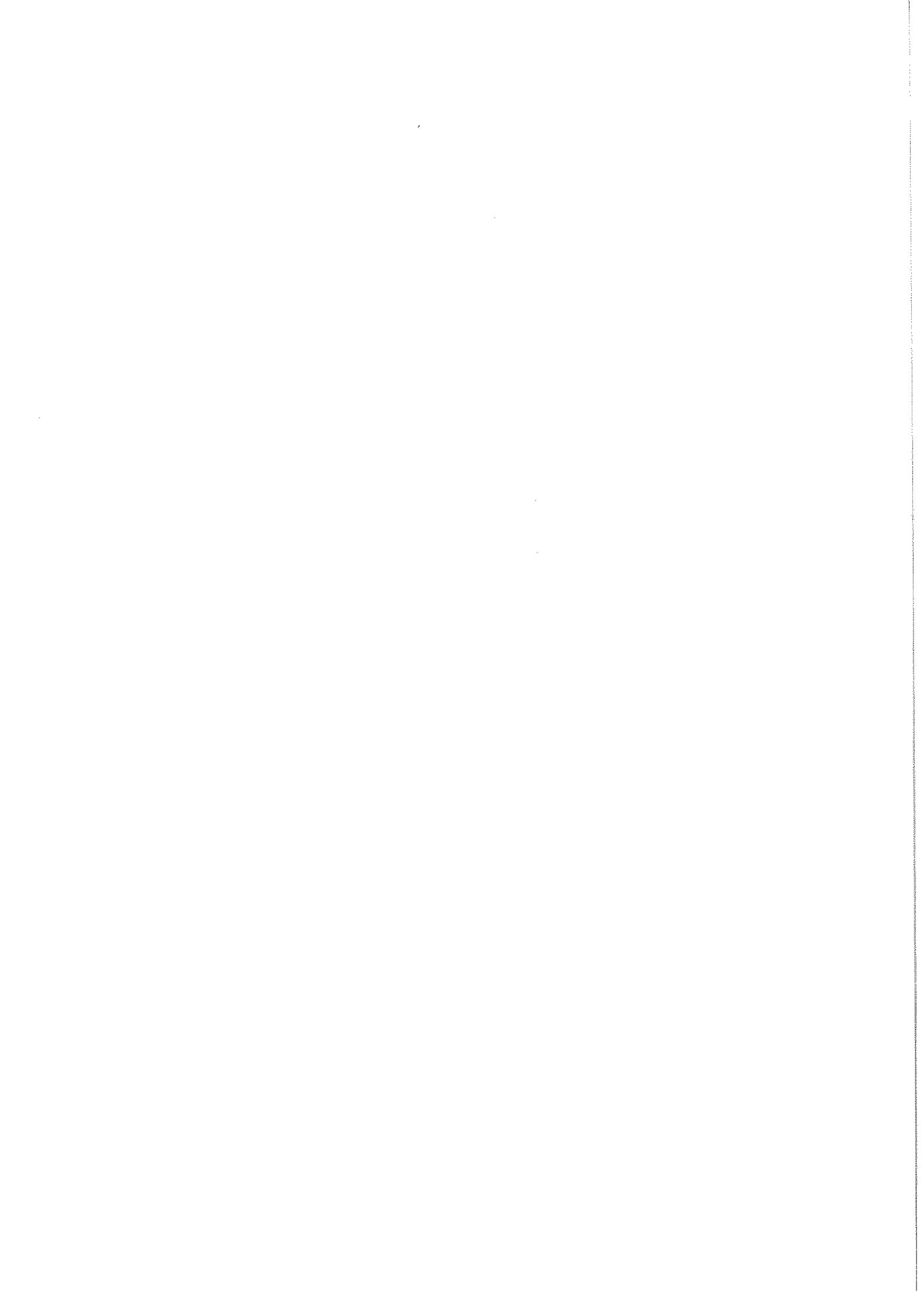
$$(d \log Q_L / d \log s) = 1.2 \pm 0.2 \quad Q_L \sim s^{1.2}$$

Si nous l'appliquons dans notre cas, la variation relative des pertes axiales est de :

$$\frac{\Delta Q}{Q} = 50 \%$$

ce qui est en concordance avec nos résultats expérimentaux.

Cependant, nous ne pouvons tirer de conclusion, parce que l'axe de rotation du système utilisé par Y.I. Kim et al(43) pour leurs expériences, est vertical (la gravitation jouant donc un rôle). D'autre part, peu de travaux existent sur ce sujet, et nous manquons d'informations pour traiter les résultats.



C H A P I T R E I V

LES ESSAIS ELECTRIQUES

I - PRESENTATION

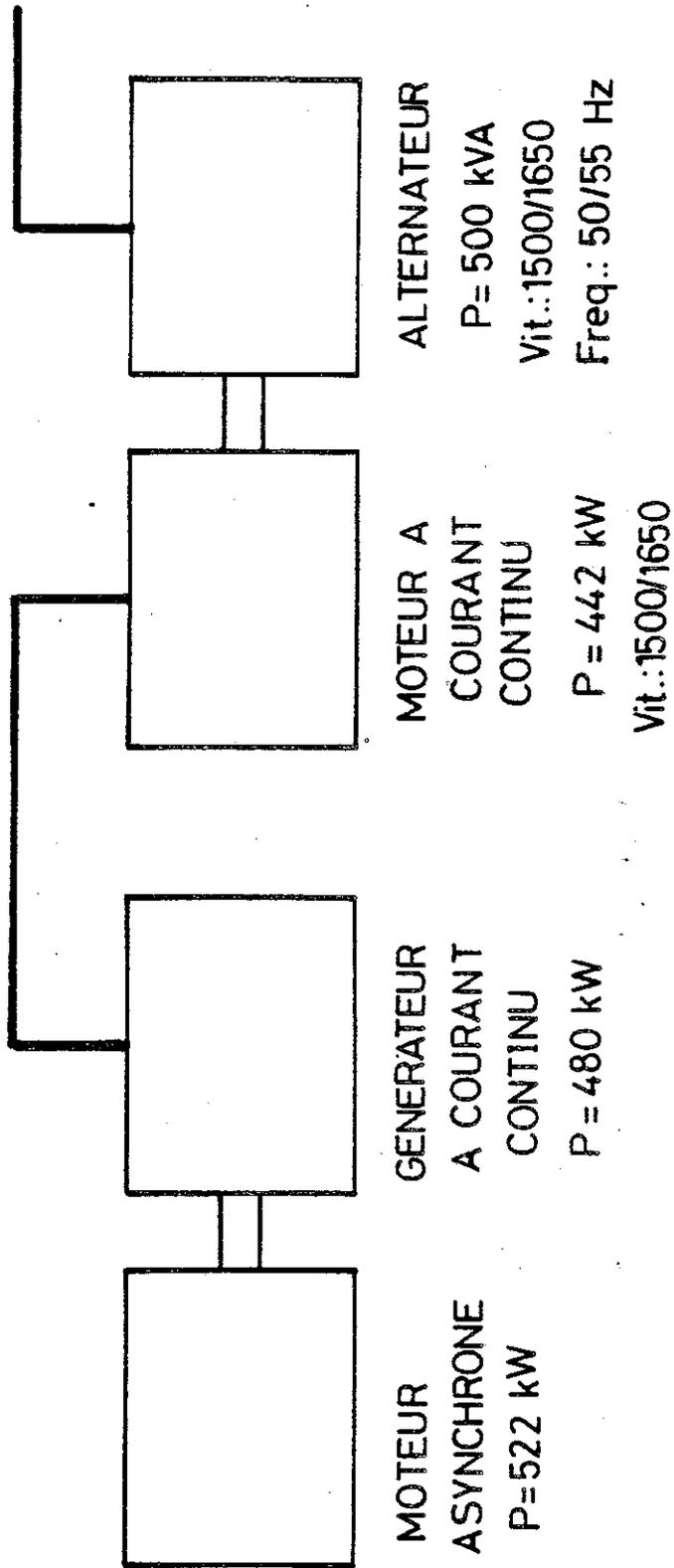
Tous les essais présentés se sont déroulés à $g = 0$, en raison d'un serrage transversal de l'écran chaud sur l'écran froid et les paliers lisses. Un réajustement aurait nécessité un nouvel alignement complet de la ligne d'arbre cryoalternateur et moteur.

Des essais en régime permanent et en régime transitoire ont été faits. Pour les modalités de certains essais et la détermination des caractéristiques de fonctionnement des alternateurs, nous nous sommes servis d'un document de normalisation édité par E.D.F. (22). Tous les essais présentés sont des tests sur le cryoalternateur et permettent l'étude de son comportement.

Nous avons refait des essais à vide et des essais en court-circuit permanents nous donnant, évidemment, les mêmes caractéristiques qu'en (21).

Des essais en charges résistives, selfiques, résistives et selfiques, avec le matériel de la station d'essais dont nous disposons, des essais en court-circuit dphasé et monophasé complètent l'étude en régime permanent.

Des couplages parfaits ont pu être réalisés avec le groupe Ward-Leonard de la station d'essai de Saint-Denis ; les quatre machines électriques qui le constituent sont décrites à la page suivante. Il nous a permis de simuler un réseau électrique réel à une fréquence inférieure à 50 Hz. Ainsi, la plupart des tests effectués sur les alternateurs ont pu l'être sur notre machine dans les conditions (vitesse, intensité d'excitation) que nous désirions.



LE GROUPE WARD-LEONARD

Figure 34

Des essais en compensateur synchrone ont pu être menés à bien. Par contre, des essais en régime moteur et alternateur ont été difficiles à faire avec le groupe Ward-Leonard, car celui-ci était instable. Nous avons cependant essayé de faire fonctionner le moteur d'entraînement en compensateur de couple, afin d'avoir une variation acceptable de la puissance active en fonction de la vitesse. Les réglages permis n'étaient pas suffisamment fins. La machine cryogénique a subi de nombreux régimes transitoires : des couplages asynchrones qui provoquaient la transition de la bobine suite à une variation trop forte du champ magnétique, des courts-circuits brusques, des mauvais couplages, des couplages suivis de courts-circuits brusques, des couplages suivis de variations de charges selfiques. Les schémas de ces essais sont explicités dans la suite.

Pour tous ces essais, la vitesse de rotation a été inférieure à 2000 tr/mn. En effet, les joints Sealol chauffent anormalement au-dessus de cette vitesse, et il est impossible de les lubrifier correctement sans que l'huile ne pénètre dans les tubes de sortie d'hélium des amenées de courant.

L'alternateur est mis en rotation (300 tr/mn) quand la température de 40 K environ est atteinte, et nous débutons les essais quand les sondes de niveau d'hélium indiquent le plein de liquide dans le cryostat. Il est alors opérationnel : le temps de mise en froid est de 10 heures au maximum.

La durée de fonctionnement, toutes expériences comprises pour ces campagnes d'essais, s'élève à plus de 50 heures.

II - ESSAIS EN REGIME PERMANENT

II-1 ESSAIS A VIDE ET EN COURT-CIRCUIT TRIPHASE

Les courbes, figure 35, des essais à vide pour différentes vitesses nous ont donné la valeur de la mutuelle inductance M_{af} :

$$M_{af} = 4,8 \text{ mH}$$

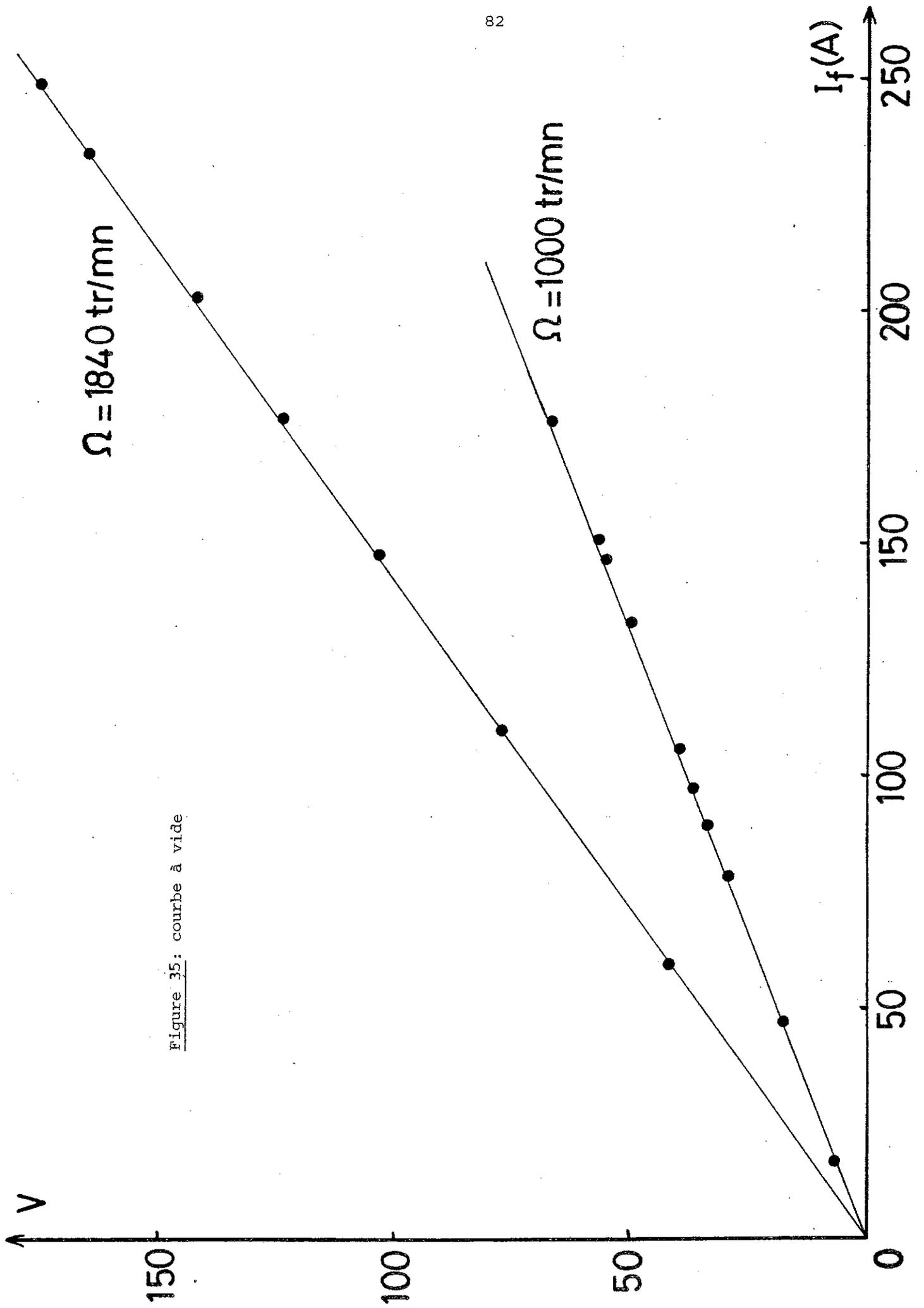
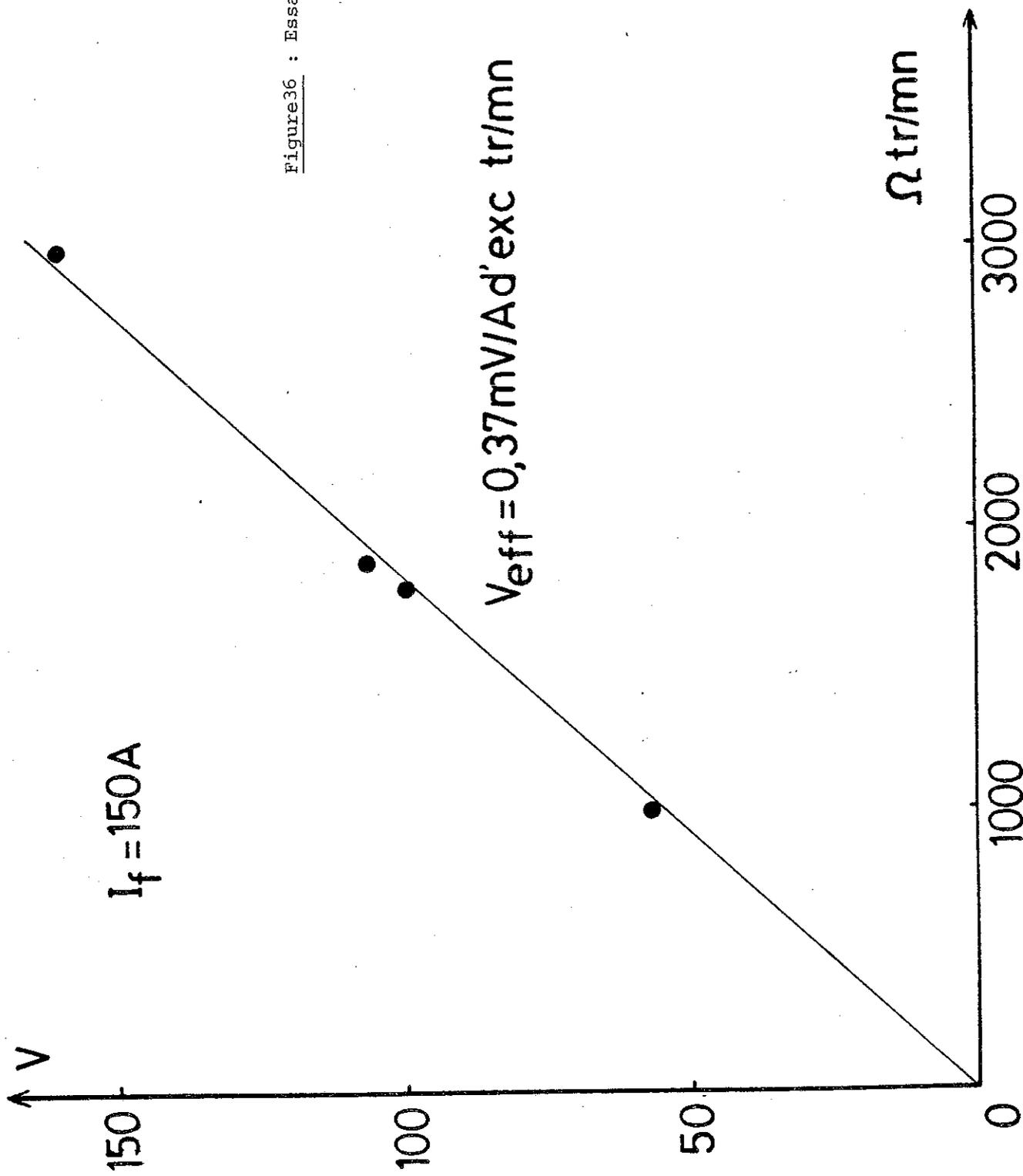
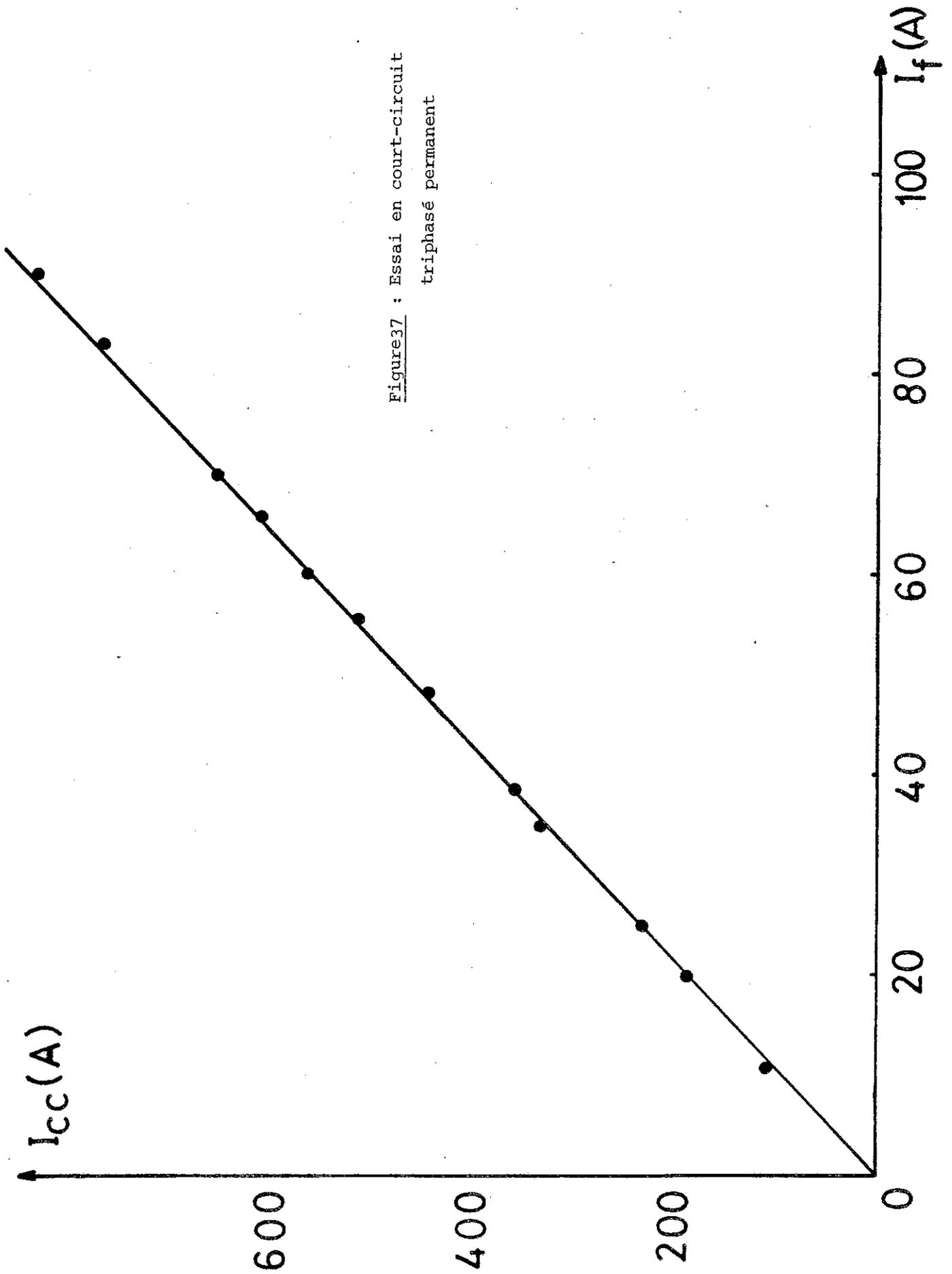


Figure 35: courbe à vide

Figure 36 : Essais à vide





En court-circuit triphasé, nous obtenons la valeur de la réactance synchrone L_d (courbe de la figure 37) :

$$L_d = 0,36 \text{ mH}$$

et nous avons vérifié que la valeur du courant de court-circuit ne variait pas en fonction de la vitesse.

II - 2 ESSAIS EN CHARGE

Les résistances mises à notre disposition avaient des valeurs qui s'échelonnaient de 3Ω à 22Ω et étaient montées en triangle ou en étoile sans que nous puissions en changer la configuration.

D'un autre côté, nous avons deux types de self-inductances :

type ASEA	$R = 11 \text{ m}\Omega$	$I_{\text{perm}} = 462 \text{ A}$
	$L_1 = 2,5 \text{ mH}$	
type imprégné	$L\omega = 1 \Omega$ (à 50 Hz)	$I_{\text{perm}} = 100 \text{ A}$
	$L_2 = 3,15 \text{ mH}$	

Un tableau des essais les plus significatifs est présenté ci-dessous :

I_f en A	I en A	V en V	Ω en tr/mn	P en kW	Q en kVAR
200.....	763,5	24,8	560	18	54
200.....	825	50,5	1100	32	120,2
167.....	650	58,3	1600	25,8	113,7

Dans ces trois essais, la résistance résultante et les selfs des deux types étaient montées en parallèle, les premières étaient en étoile, les secondes

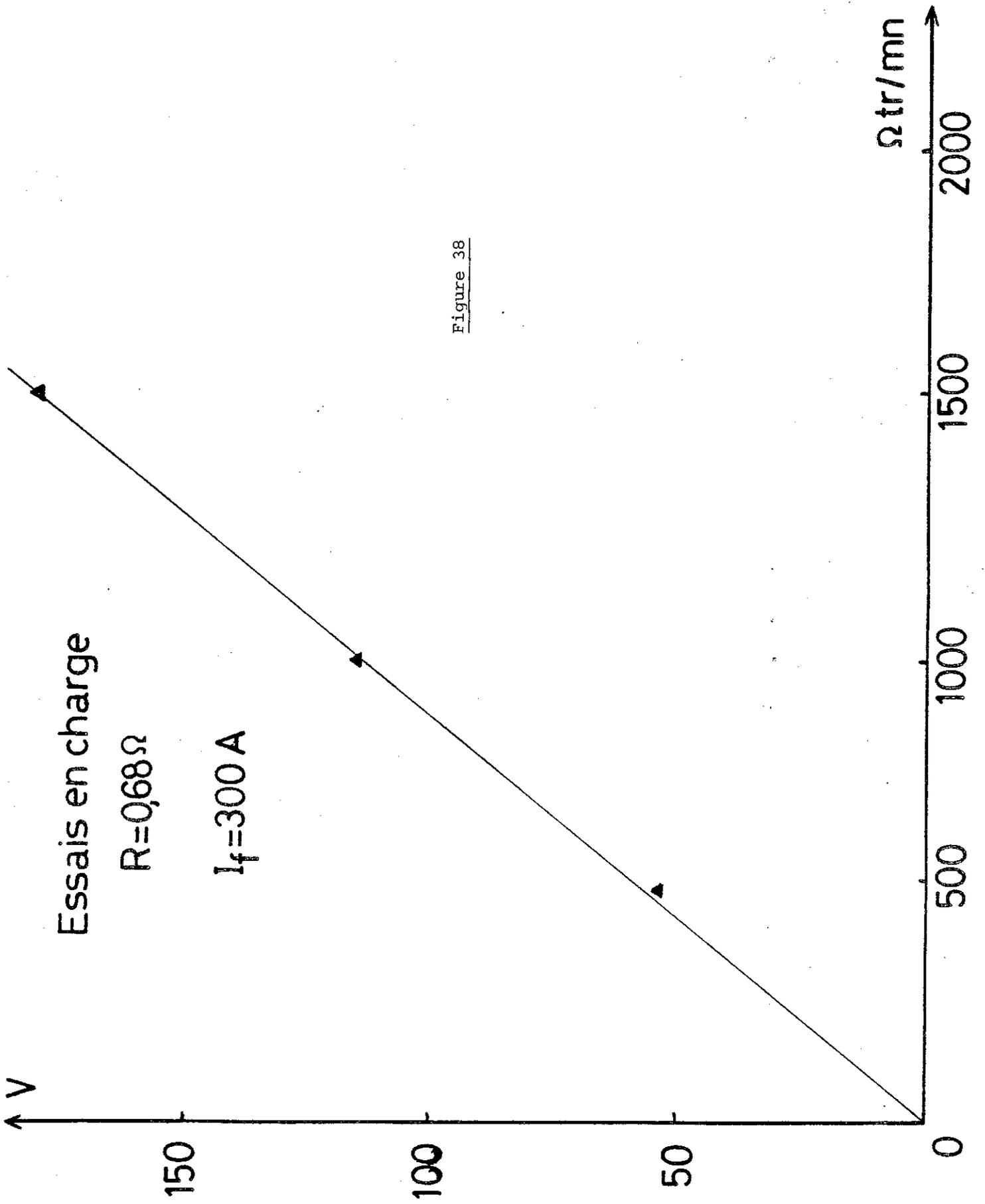


Figure 38

en triangle. Les puissances actives et réactives données sont celles des trois phases.

Un autre tableau, ci-dessous, présente un essai résistif pur, pour un courant d'excitation $I_f = 300$ A. La valeur de la résistance est de $0,67 \Omega$.

I	V	Ω	P
en A	en V	en tr/mn	en kW
81.....	54	480	14
172.....	115	950	60
261.....	179	1500	140,5

La courbe tracée de la tension en fonction de la vitesse est à peu près une droite, ceci s'explique parce que l'inductance d'un cryoalternateur est faible ($X_d \sim 0,11 \Omega$ à 3000tr/mn) (fig.38).

II - 3. COURTS-CIRCUITS PERMANENT DIPHASE ET MONOPHASE

a) Court-circuit diphase

Deux types de court-circuit diphase peuvent se produire, soit avec neutre, soit sans neutre.

Le premier nous permet de calculer la réactance inverse X_i par la formule :

$$X_i = E_a \left(\frac{3}{I_{cc2}} - \frac{1}{I_{cc3}} \right)$$

I_{cc3} : intensité du court-circuit triphasé

I_{cc2} : intensité du court-circuit diphase

E_a : tension à vide

Nous trouvons la valeur :

$$X_i = 0,34 \text{ p.u.}$$

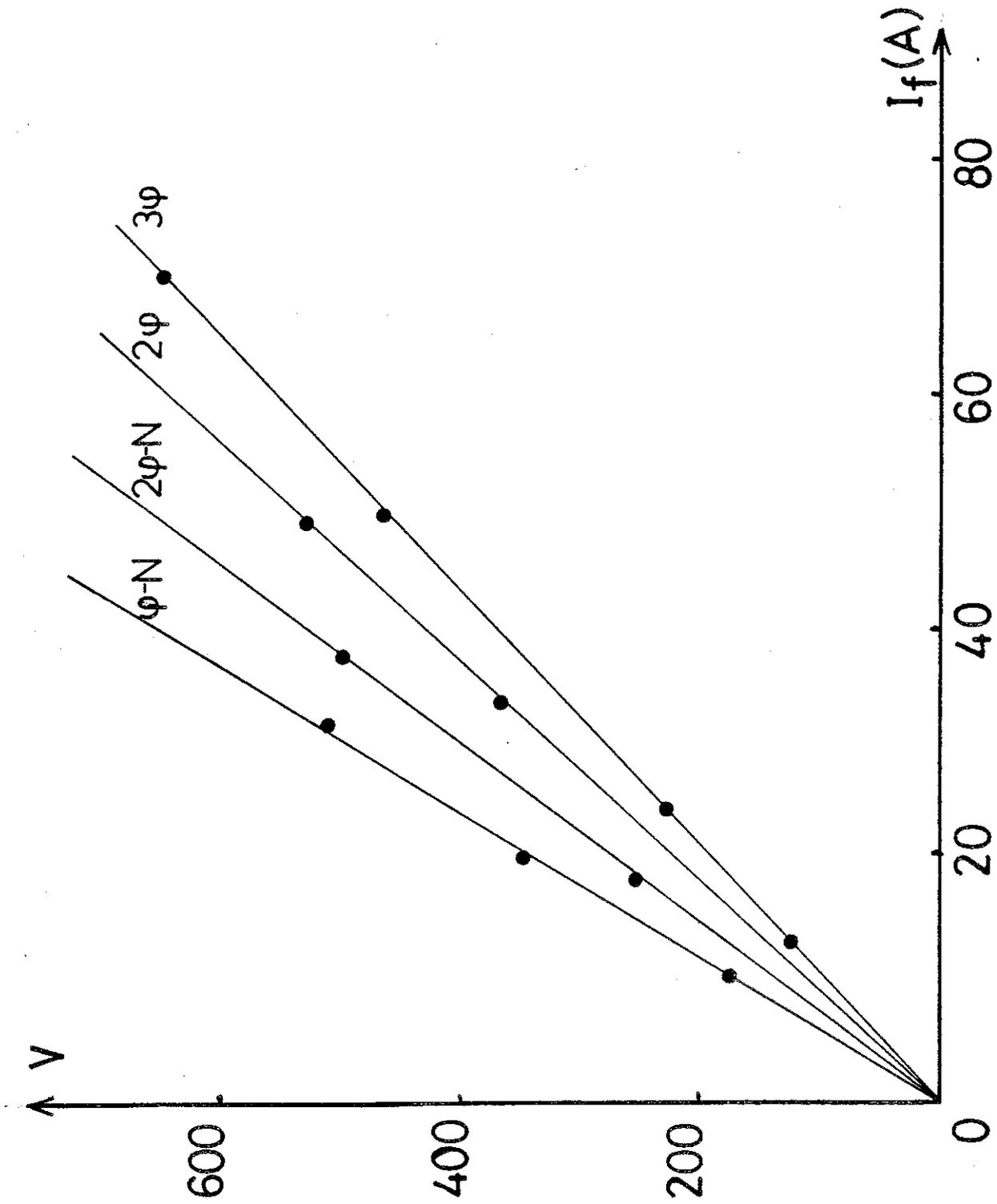


Figure 39: Les différents courts-circuits permanents

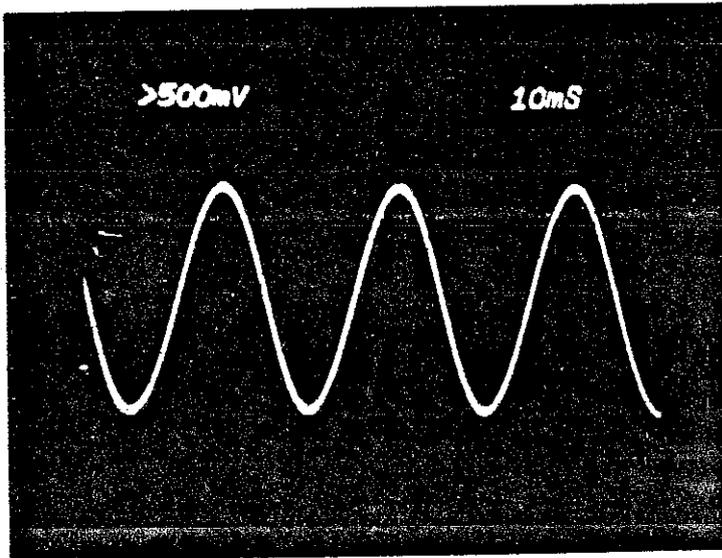


Photo 19a

Court-circuit diphasé sans
neutre

$$\begin{aligned}\Omega &= 1745 \text{ tr/mn} \\ I_f &= 49 \text{ A} \\ I_{cc} &= 530 \text{ A}\end{aligned}$$

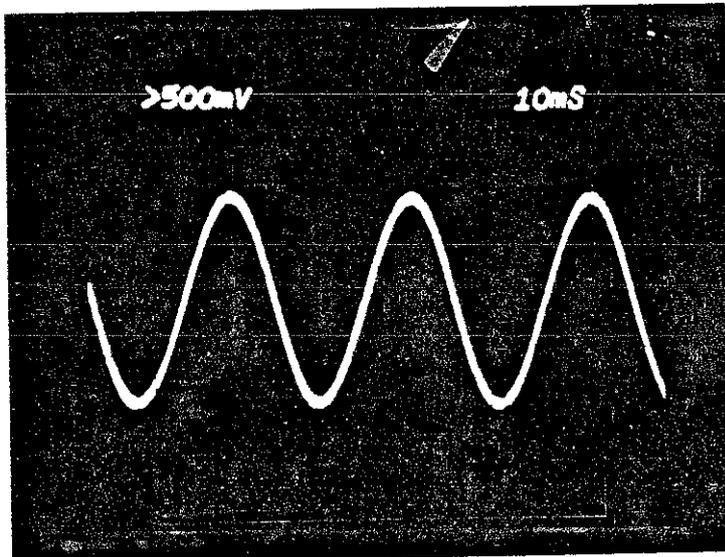


Photo 19b

Court-circuit diphasé avec
neutre

$$\begin{aligned}\Omega &= 1745 \text{ tr/mn} \\ I_f &= 37 \text{ A} \\ I_{cc} &= 500 \text{ A}\end{aligned}$$

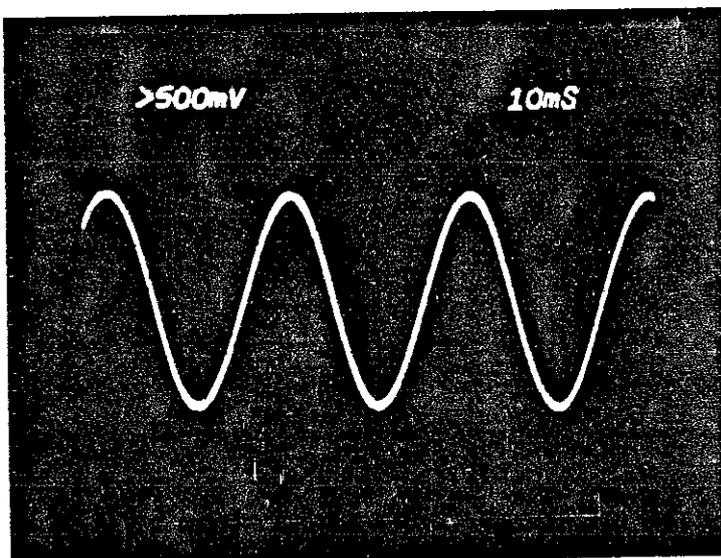


Photo 19c

Court-circuit monophasé

$$\begin{aligned}\Omega &= 1745 \text{ tr/mn} \\ I_f &= 34 \text{ A} \\ I_{cc} &= 510 \text{ A}\end{aligned}$$

La valeur obtenue est une valeur approchée. Pour une meilleure précision, il faut mesurer la puissance active et réactive, ce qui nécessite un wattmètre et un varimètre (22).

Du court-circuit entre phase et neutre, on en déduit la valeur de la réactance homopolaire :

$$X_h = 0,15 \text{ p.u.}$$

b) Court-circuit monophasé

Il se produit entre phase et neutre. Nous avons pu vérifier, avec notre courbe (fig. 39), la relation :

$$I_{cc} = \frac{3E_a}{X_d + X_i + X_r}$$

Nous avons pu visualiser l'intensité de ces trois courts-circuits et aucun harmonique n'est présent (voir photo 19a, b et c).

Les courbes des quatre types de court-circuit sont placées sur un même diagramme (fig. 39).

La valeur de la réactance synchrone étant inférieure à celle de la réactance inverse, elle-même inférieure à celle de la réactance homopolaire, les différentes courbes se disposent de la façon correspondante.

II - 4 ESSAIS EN COMPENSATEUR SYNCHRONE

Un certain nombre d'essais ont été réalisés pour des valeurs différentes de tension allant de 70 V à 140 V. Les résultats très significatifs pour deux essais vous sont présentés à la figure 40.

Le mode opératoire suivi est : après un couplage parfait du cryoalternateur avec le groupe Ward-Leonard, le moteur d'entraînement de notre machine est coupé. Nous pouvons donc agir sur la puissance réactive, fournie ou absorbée par le courant d'excitation. La puissance active de 22 kW, absorbée par le

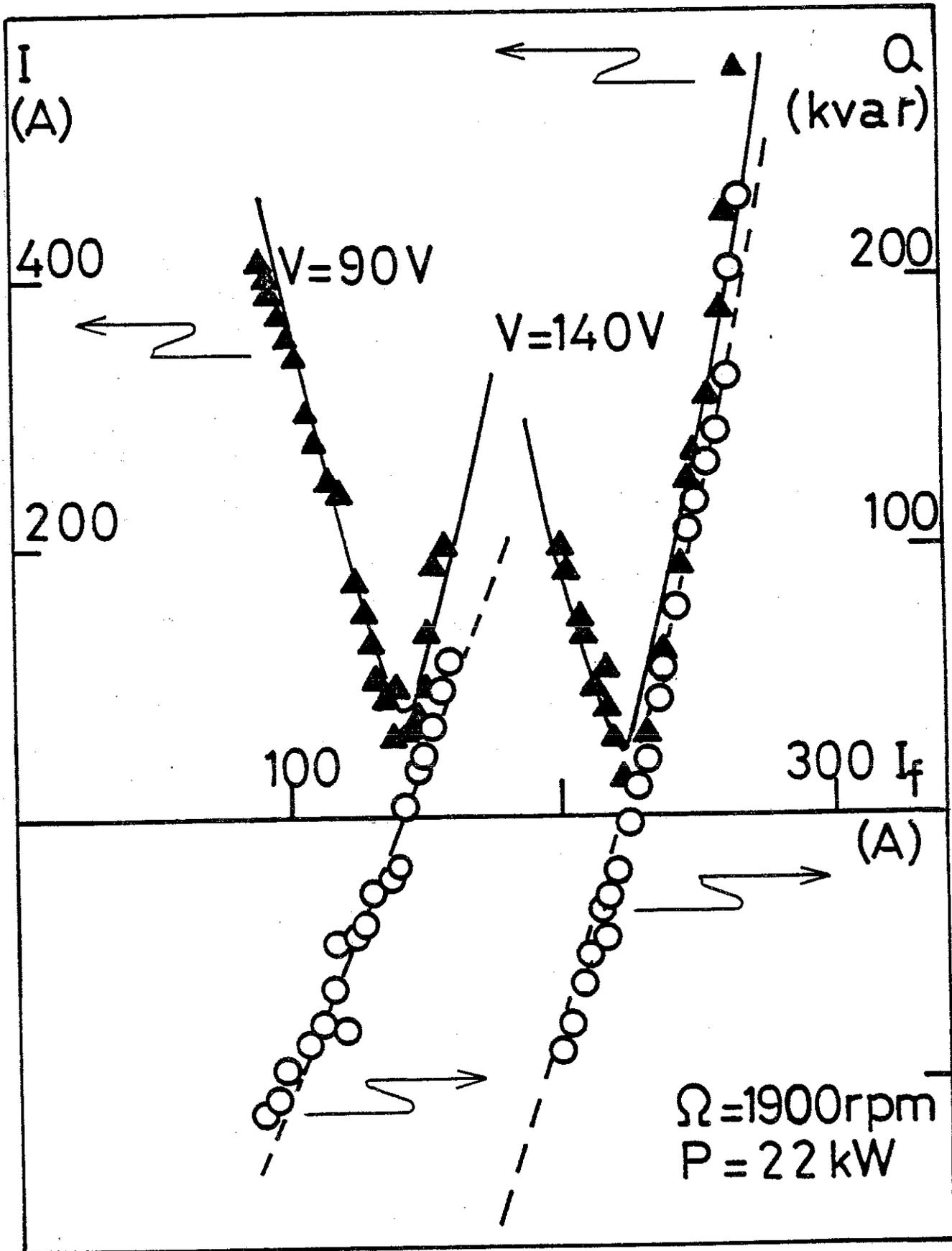


Figure 40 : Essai en compensateur synchrone

cryoalternateur, correspond aux pertes mécaniques et électriques résultant du courant d'excitation du moteur à vitesse variable qui n'a pas été coupé.

Nous reconnaissons aisément les courbes de Mordey très particulières par leur forme en V. Les courbes en trait plein ou pointillé sont les courbes théoriques calculées avec les paramètres connus de la machine. Le commentaire de ces courbes est donné avec celles que nous avons obtenues lors de notre essai à 3000 tr/mn (chapitre V).

Le courant d'excitation I_f varie sur des plages restreintes de 90 A à 160 A pour une tension de 90 V et de 200 A à 266 A pour 140 V. En-deça et au-delà de ces valeurs, le groupe Ward-Leonard décroche, le régime devenant de plus en plus instable. Pourtant, la limite de stabilité n'est pas dépassée bien que la réactance de l'alternateur du groupe Ward-Leonard soit environ 6 fois supérieure à celle du cryoalternateur ($L_d = 2 \text{ mH}$) (48).

Au cours de ces essais, nous avons provoqué plusieurs transitions de la bobine dans les zones d'instabilité du groupe Ward Leonard, dues à de trop fortes variations de champ.

III - ESSAIS EN REGIME TRANSITOIRE

Les essais en transitoire que nous avons effectués sont de quatre types :

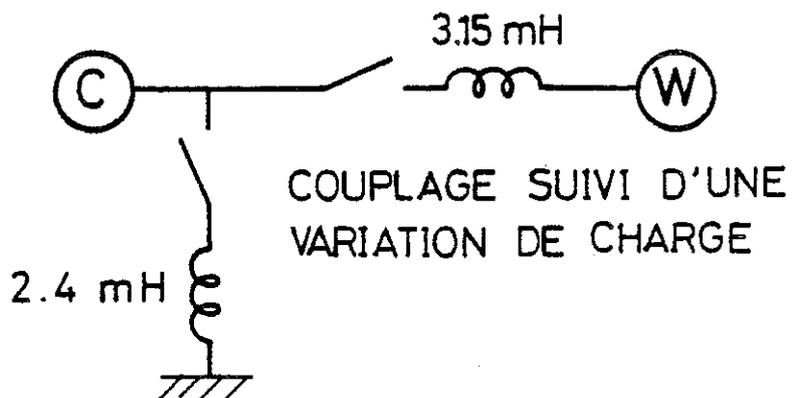
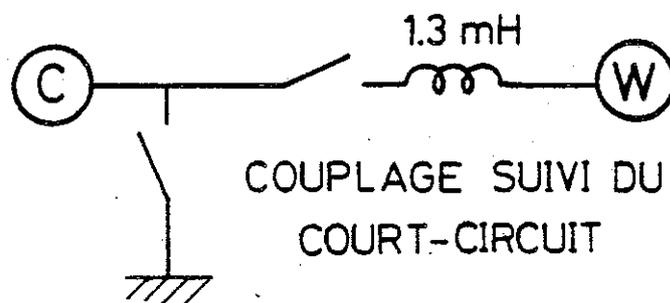
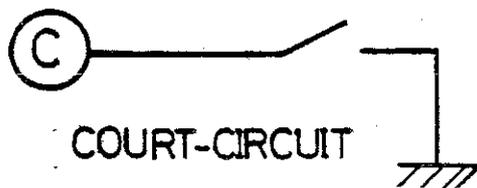
- mauvais couplage,
- court circuit brusque,
- couplage suivi d'un court-circuit et du resynchronisme,
- couplage suivi d'une variation de charge selfique et du resynchronisme.

Les schémas de ces essais sont présentés sur la page suivante.

Nous avons mesuré une des trois phases du cryoalternateur, la tension correspondante du W-L, les intensités des trois phases à la sortie du cryoalternateur, la vitesse du cryoalternateur, et le courant d'excitation de celui-ci. Les mesures de la tension d'excitation du bobinage supraconducteur n'ont pas

SCHEMA DES ESSAIS TRANSITOIRES

Figure 41



donné de résultats analysables. Elles ont été enregistrées sur bande magnétique par l'ordinateur du groupe cryogénique du département machines tournantes d'E.D.F : MODCOMP CLASSIC. Des enregistrements U.V par un oscillofil ont été faits (ceux-ci nous ont été d'une bonne utilité, car ils nous ont permis de remarquer que, lors de la fermeture et de l'ouverture du disjoncteur, les valeurs sur une période au maximum étaient absentes des enregistrements de l'ordinateur).

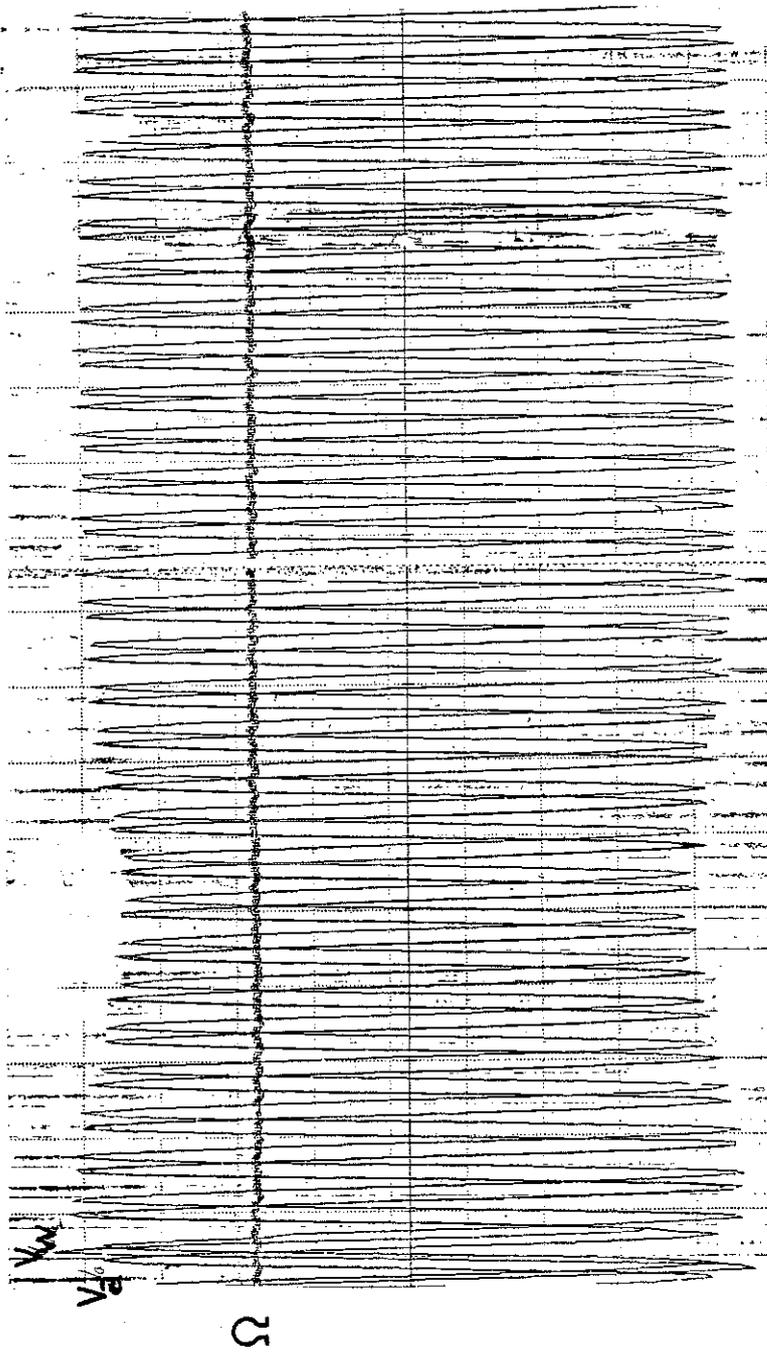
Lors de ces essais, les valeurs du courant d'excitation s'étendent de 50 A à 364 A, valeur maximale possible. L'alimentation se comporte alors comme une source de tension, sa valeur étant égale à la tension seuil V_s . En-dessous de cette limite, elle est équivalente à une source de courant (fig. 42). L'alimentation fonctionne dans le premier cas pour la valeur de I_f égale à 20 A. Donc, elle s'est toujours comportée comme une source de tension, la tension de saturation est égale à 9,5 V. Un shunt de constantan $R_{sh} \approx 0,7 \Omega$ à froid- protège le dipôle supraconducteur. L'analyse du comportement du courant d'excitation est seulement qualitative (voir paragraphe III-6).

III - 1 COUPLAGE

Le couplage parfait ne présente aucun intérêt quant à l'étude du cryoalter- nateur. Aucun régime transitoire n'apparaît. Il a été réalisé maintes fois lors des essais en compensateur synchrone. Les couplages présentés sont donc de mauvais couplages, phénomène qui, précisons-le, peut se produire en cen- trale.

Dans le premier cas, la tension du groupe W-L était supérieure à la tension du cryoalternateur, et le déphasage valait $\delta \approx \frac{\pi}{2}$. Après une phase de syn- chronisation qui dura 0,7 s, le régime permanent s'établit.

Le courant d'excitation suit les variations basses fréquences de resynchro- nisation, de l'ordre de 3 Hz. Comme le montre la figure 45, la pente de la variation de I_f après ce couplage est négative. Ceci s'explique par le dia- gramme vectoriel suivant:



Avant couplage

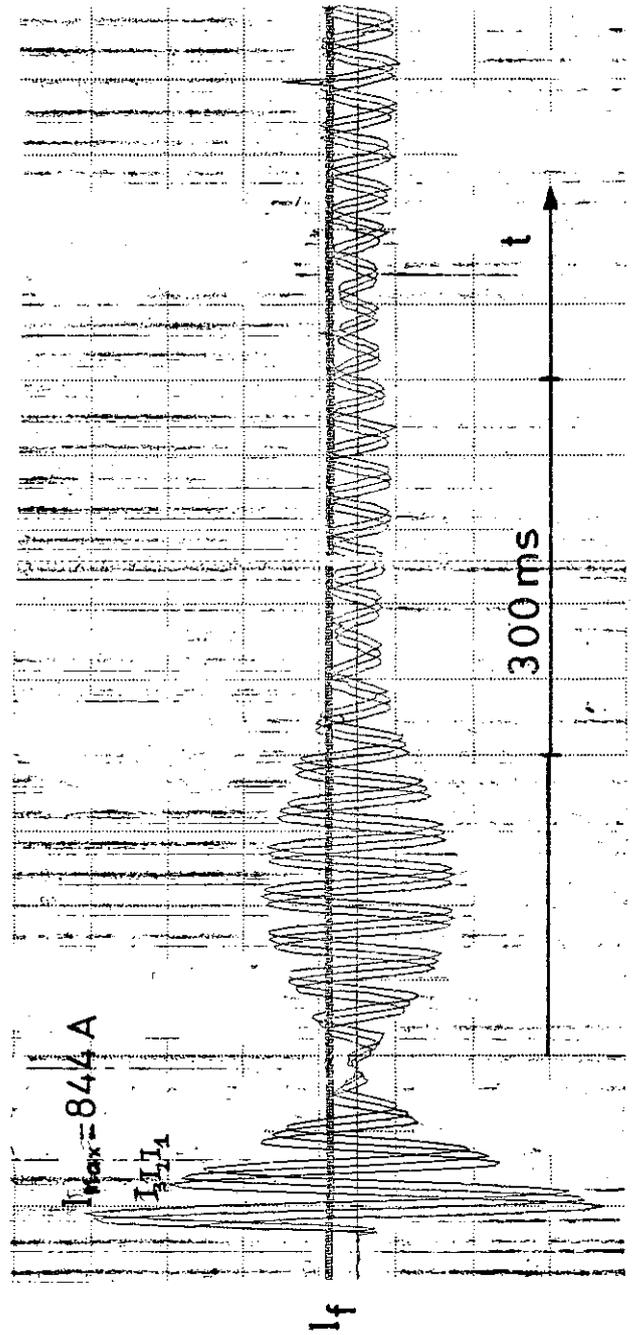
$V_a = 93 \text{ V}$

$V_w = 103 \text{ V}$

Après couplage

$V_a = 92 \text{ V}$

$V_w = 94 \text{ V}$



$\Omega = 1700 \text{ tr/mn}$

$I_f = 150 \text{ A}$

Figure 44: Couplage en quadrature de phase

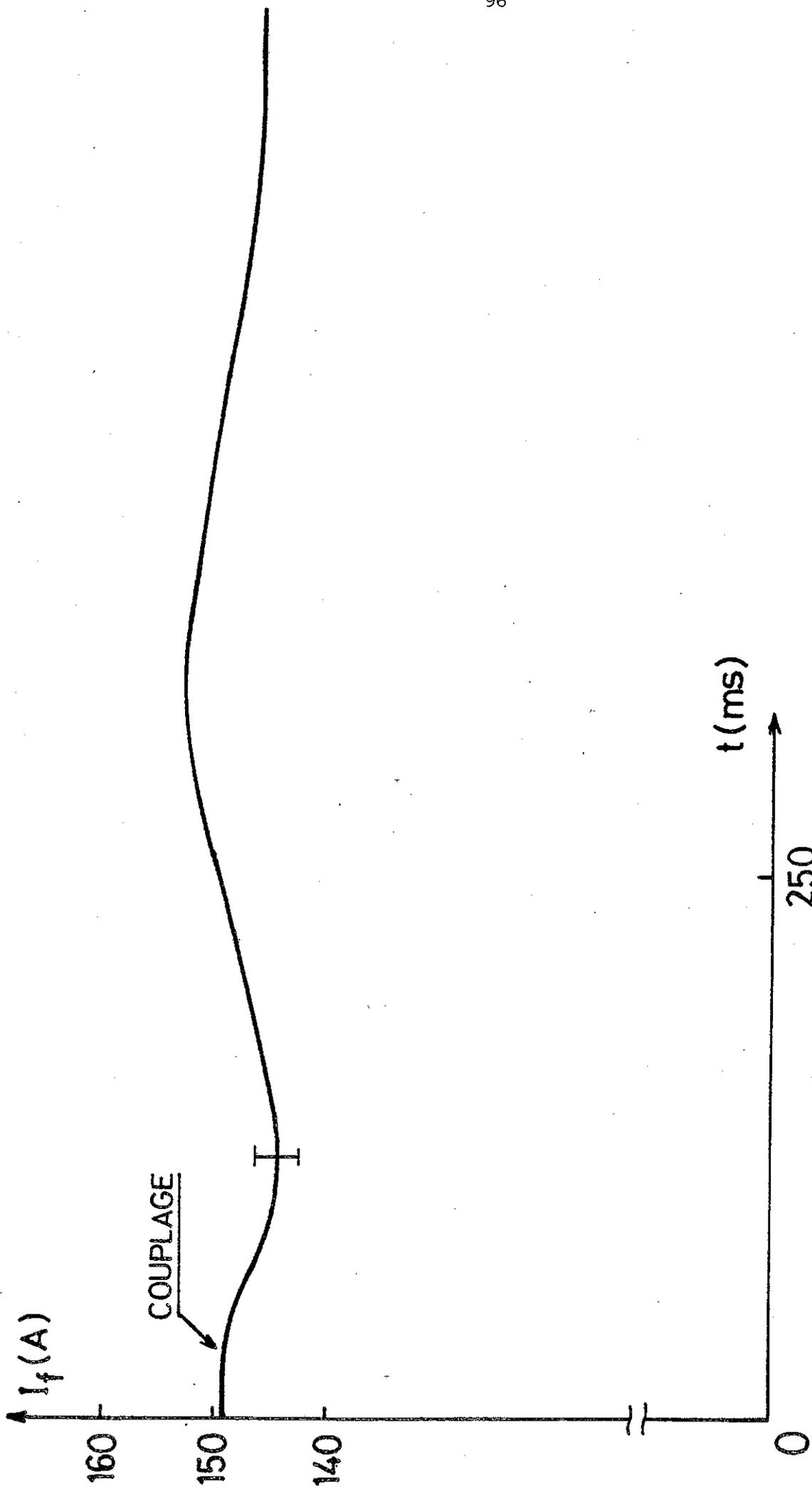
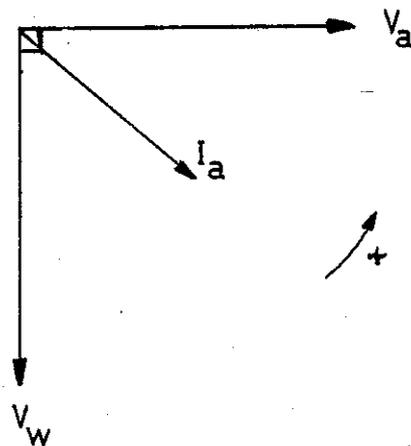


Figure45 : Variation de I_f
Couplage en quadrature de phase

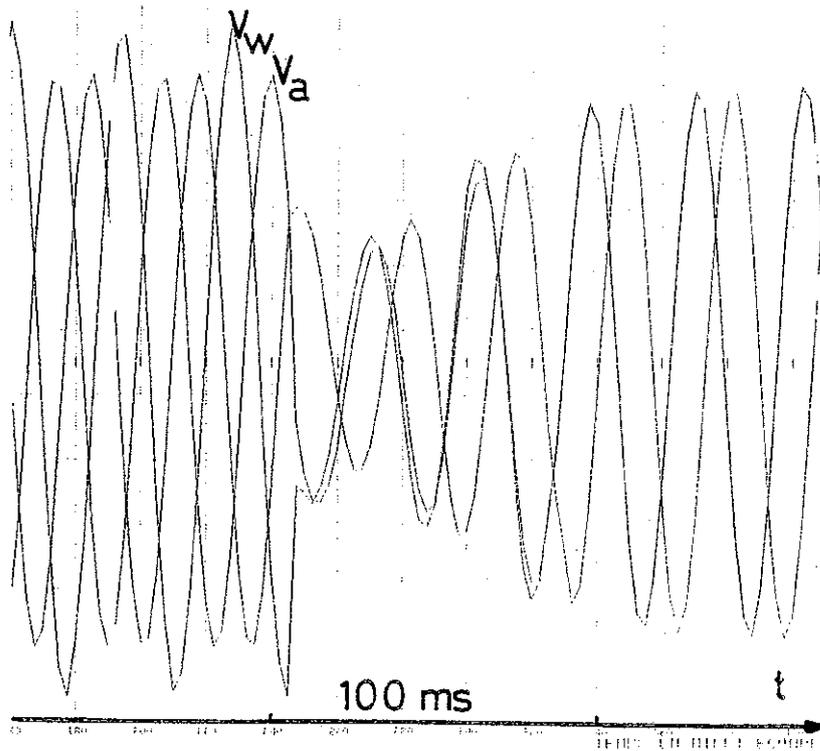
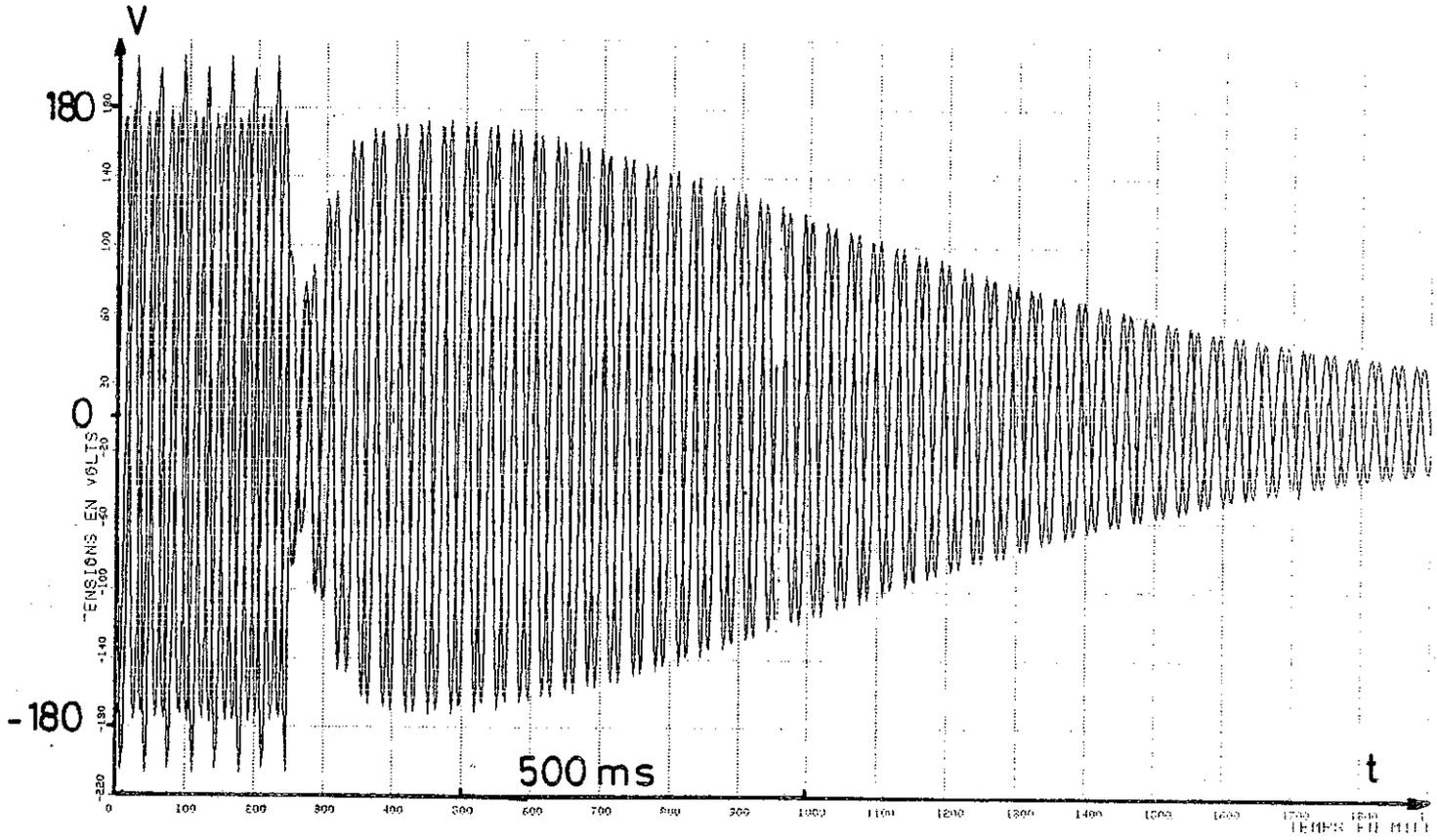


Le courant statorique crée, alors, un champ magnétisant, provoquant la réaction contraire sur le dipôle. Pendant le régime transitoire, les tensions sont fonction des paramètres transitoires et subtransitoires. Le groupe W-L se trouvant à une distance de 80 m du banc d'essais, l'impédance du câble de liaison ($R_c = 52 \cdot 10^{-3} \Omega$ et $L_c = 53 \cdot 10^{-6} H$) n'est pas négligeable et un courant de 50 A passe entre les deux machines, après le synchronisme, compte tenu de la différence des modules de tension.

Le second couplage présenté figures 46 et 47 est à une intensité d'excitation supérieure avec un déphasage de π , c'est-à-dire un couplage en opposition de phase ; ceci a provoqué la transition du dipôle supraconducteur. Une variation de champ magnétique de 10 T/s sur le courant d'excitation est la cause de cette transition. D'un autre côté, le groupe Ward-Leonard a disjoncté suite à un fort appel de courant.

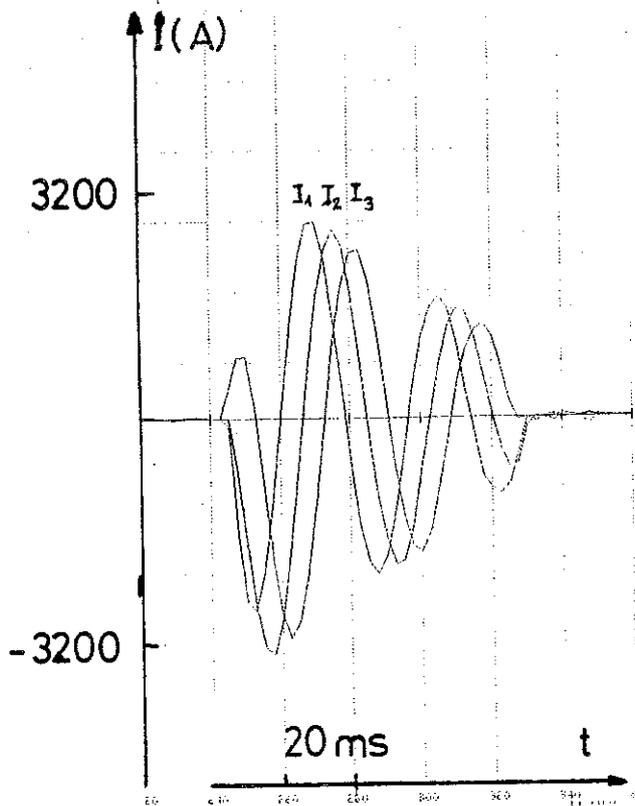
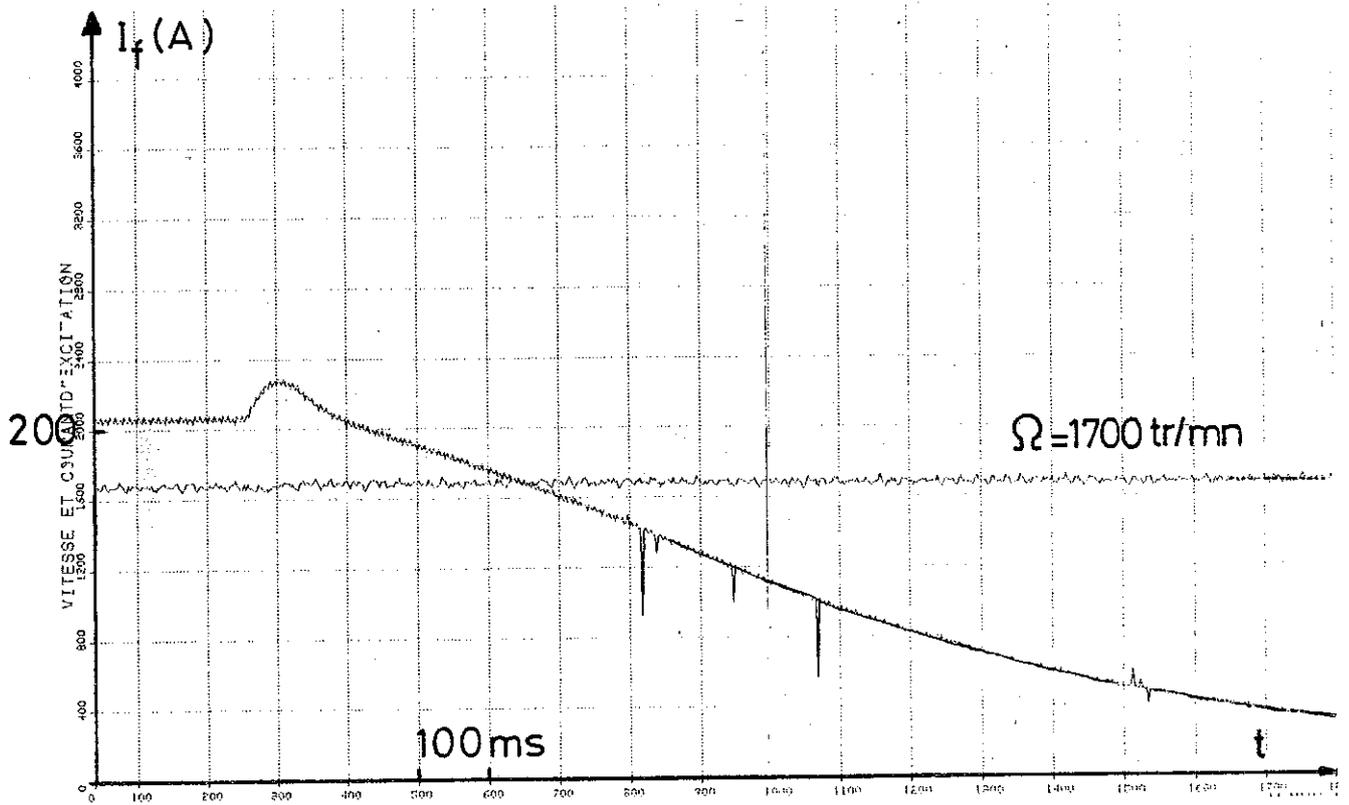
Le tableau ci-dessous résume des deux essais :

	δ	I_f en A	$\frac{dB}{dt}$ en T/s
$\Omega = 1700$ tr/mn	$\frac{\pi}{2}$	150	- 0,57
	π	200	10



Courbe de tensions

Figure 46 : Couplage en opposition de phase



Courbe des intensités

Figure47 : Couplage en opposition de phase

III - 2 COURT-CIRCUIT BRUSQUE

Le cryoalternateur a subi plusieurs courts-circuits pour des intensités d'excitation allant de 20 A à 80 A, la vitesse de rotation étant de 1800 tr/mn. Un seul vous est présenté, celui à plus forte intensité d'excitation.

Les méthodes de dépouillement classiques permettent d'obtenir :

A la fermeture du court-circuit

$$\begin{aligned} T'_d &= 3 \text{ s} \\ T''_d &= 0,05 \text{ s} \\ X_d &= 0,40 \text{ pu} \\ X'_d &= 0,35 \text{ pu} \\ X''_d &= 0,26 \text{ pu} \end{aligned}$$

A l'ouverture du court-circuit

$$\begin{aligned} T'_{do} &= 3 \text{ s} \\ T''_{do} &= 0,05 \text{ s} \\ X_d &= 0,40 \text{ pu} \\ X'_d &= 0,33 \text{ pu} \\ X''_d &= 0,25 \text{ pu} \end{aligned}$$

La durée du court-circuit a été de 0,5 s ce qui ne nous permet pas d'obtenir une valeur précise de T'_d .

Les valeurs, à part celle de T'_d , sont semblables à celles obtenues par Brunet (21), bien que les relations usuelles (23) ne soient pas aussi bien vérifiées :

$$\frac{X''_d}{X'_d} = \frac{X''_d \cdot T'_{do}}{X_d \cdot T'_d} \quad \text{à } 10 \% \text{ près.}$$

$T'_{do} = \frac{L_f}{R_f} = 0,07 \text{ s}$ pour le cryoalternateur du CRTBT. La valeur de ce paramètre sera très grande pour les machines cryogéniques (R_f = résistance de protection)

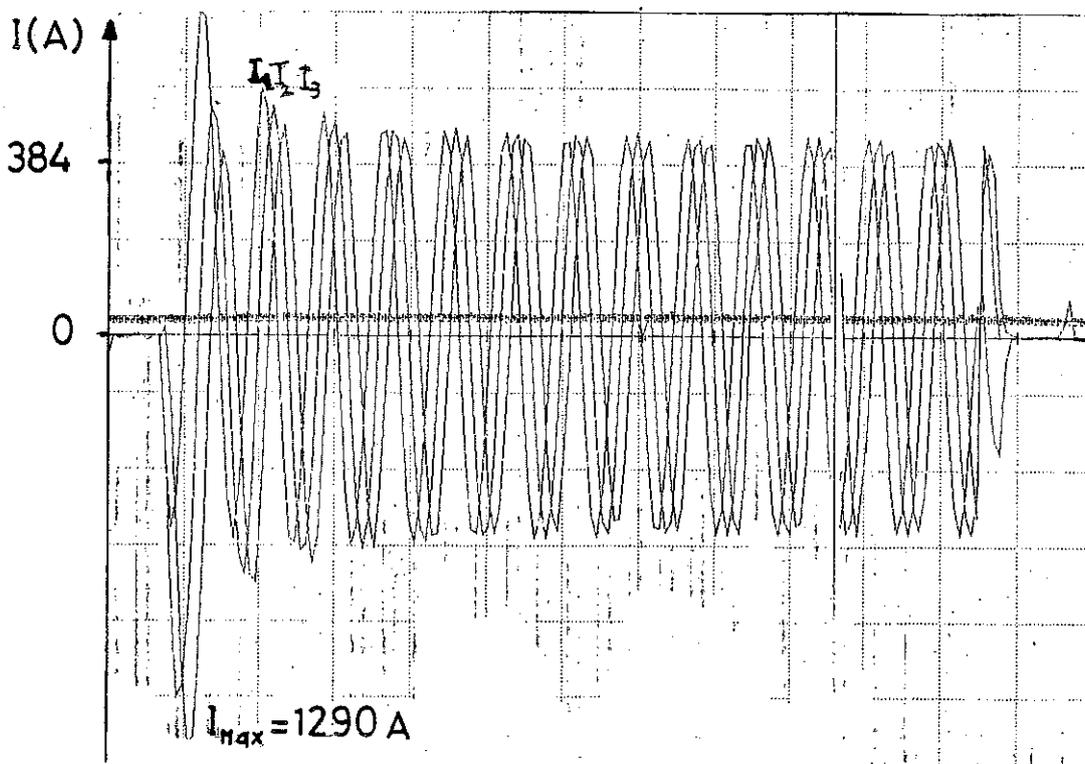
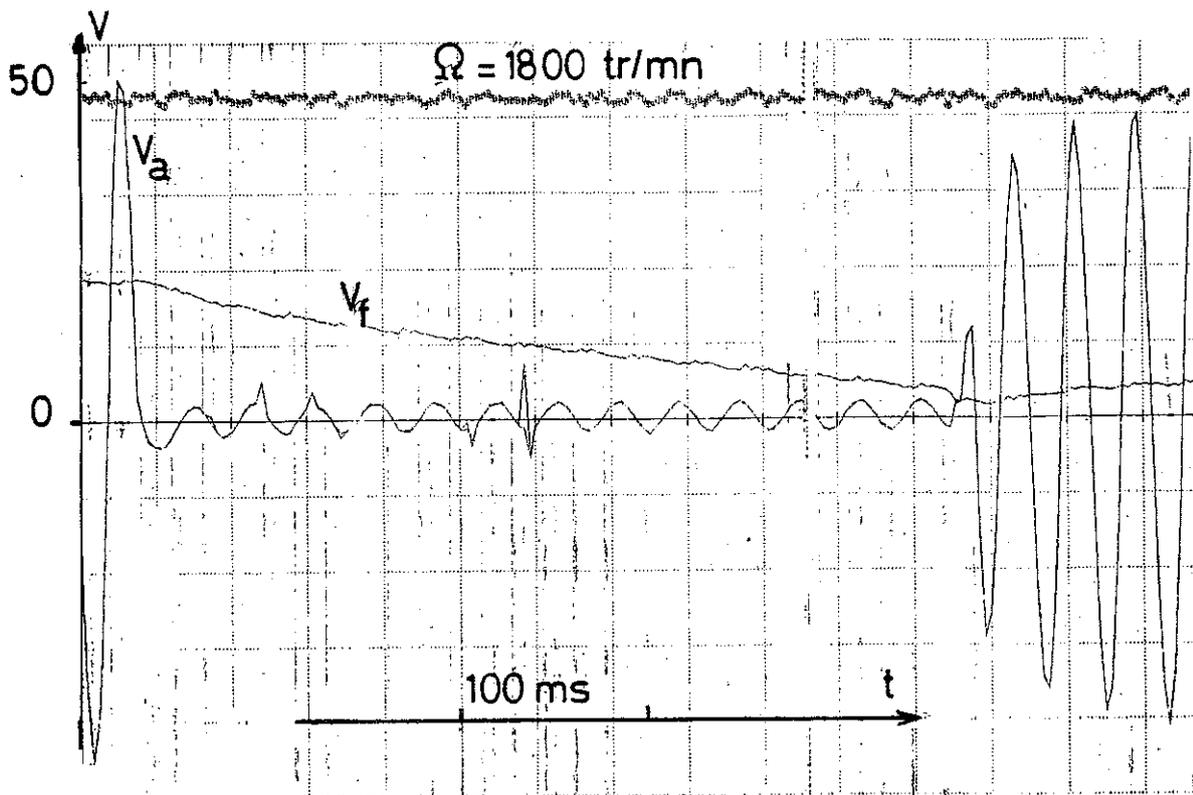


Figure 48 : Court-circuit brusque

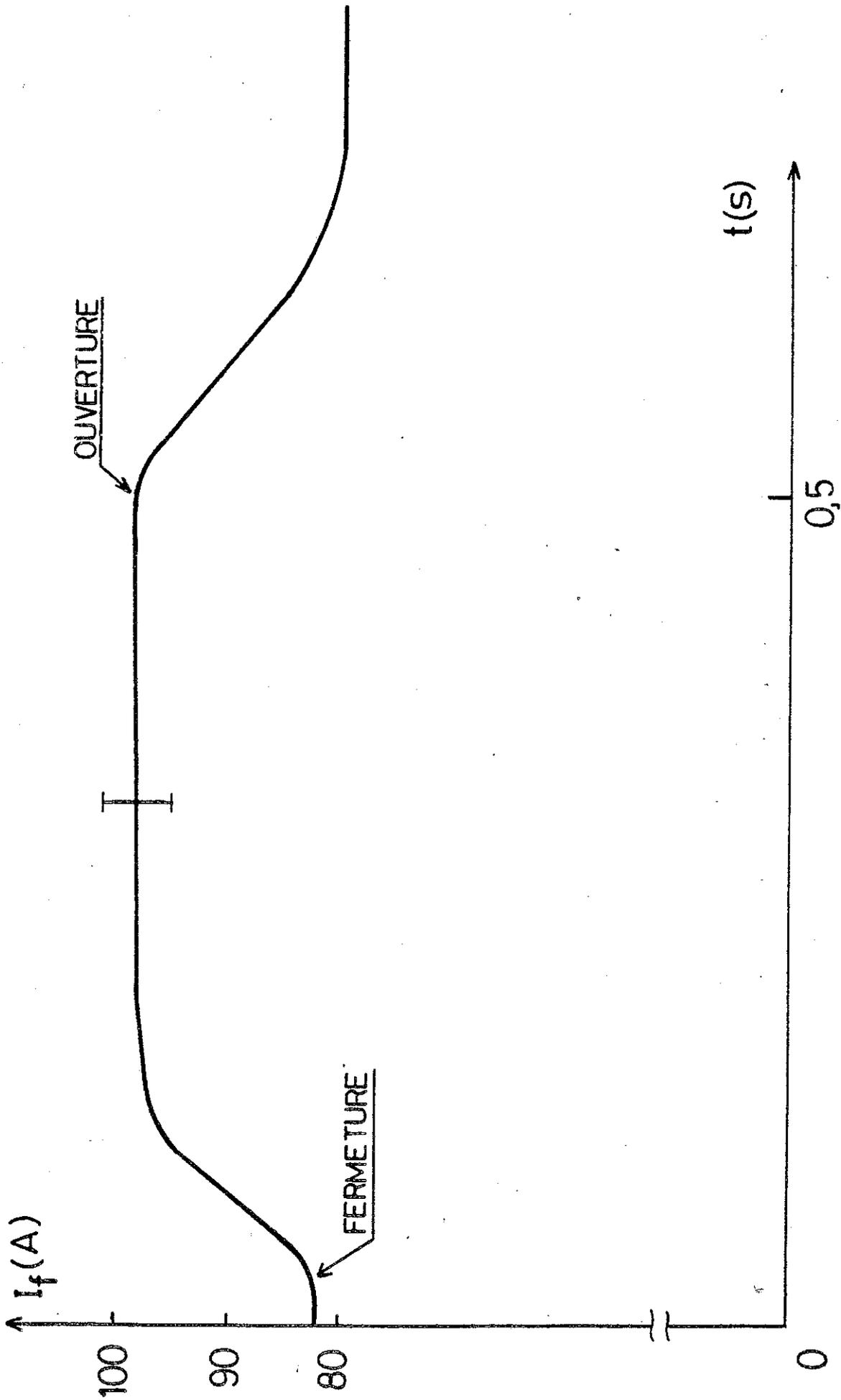


Figure 49 : Variation de I_f
Court-circuit brusque

(de l'ordre de 300 s pour une machine industrielle (35) et (37)).

La définition des réactances transitoires et subtransitoires demanderait une analyse spécifique. L'amplitude du surcourant donnée par la relation $\frac{X_d - X'_d}{X'_d} I_{fo}$, plus faible que pour une machine classique, admet, dans nos essais, une erreur relative de l'ordre de 25 % sur X'_d . Les Japonais de Mitsubishi arrivent à la même conclusion avec les essais sur leur machine de 6,25 MVA (11).

Le courant maximum de l'induit a atteint 1290 A dans cet essai.

Le tableau suivant présente les variations du champ magnétique des deux courts-circuits dans des conditions différentes.

Ω	I_f	$\frac{dB}{dt}$	T/s
tr/mn	A		
1400 trs	50	1.4	
1800	80	1.7	

Les valeurs du $\frac{dB}{dt}$ sont plus faibles que celles trouvées par Brunet (21). Le comportement du courant d'excitation montré figure 49 est étudié plus loin (§ III-6).

III - 3 . . . COUPLAGE SUIVI D'UN COURT-CIRCUIT

Lors de ces essais, une self de 1,3 mH a été placée entre le cryoalternateur et le groupe, afin d'améliorer la stabilité de celui-ci.

Les conditions de l'essai (figure 50) présentés sont $\Omega = 1875$ tr/mn et $I_f = 80$ A; La variation du courant inducteur a été du même ordre que pour le court-circuit présenté au paragraphe précédent $\frac{dB}{dt} = 1,7$ T/s

Après ouverture du court-circuit, nous observons une fréquence de resynchro-

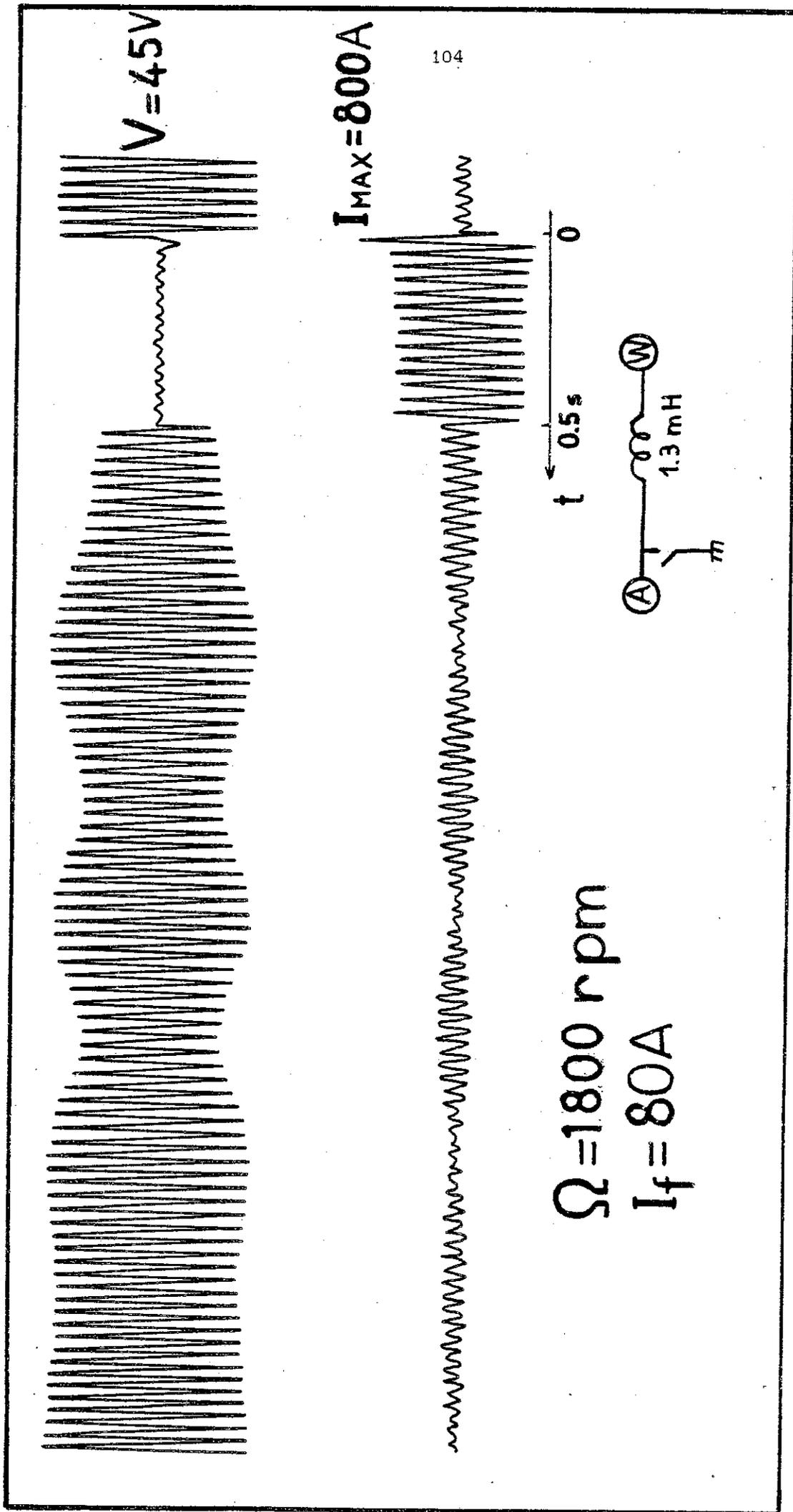


Figure 50: Couplage suivi d'un court-circuit

nisation d'environ 1,4 Hz, transmise au courant d'excitation. La fréquence de coupure des écrans est de 5 Hz pour l'arbre en dural et de 7 Hz pour l'écran thermique en cuivre.

Le comportement de I_f a été semblable au court-circuit présenté plus haut. Pendant le resynchronisme, il présente une variation de 3A à 1,4 Hz autour de sa valeur moyenne.

III - 4 COUPLAGE SUIVI D'UNE VARIATION BRUSQUE DE CHARGE SELFIQUE ET D'UNE RESYNCHRONISATION

Deux des essais réalisés vous sont présentés avec une intensité d'excitation supérieure à 300 A. Le cryoalternateur ne supporterait pas un court-circuit à excitation maximale (21), une self de 2,4 mH a été placée entre la tension de la machine et la masse.

Les conditions de ces deux essais sont les suivantes : couplage en opposition de phase, tension du cryoalternateur supérieure à celle du groupe W-L, puis 0,5 s après, variation de charge selfique pendant 2 secondes, et enfin resynchronisation des machines.

En fait, le déphasage entre les tensions est de $\frac{\pi}{2}$ à cause de la self-inductance entre les deux machines. Le courant d'excitation du premier essai a été de 356 A, les deux machines sont restées couplées, alors que pour le second à 362 A, la bobine a transité après la variation de charge.

a) Le premier essai

Comme nous avons pu le vérifier (cf. chap. V), le moment d'inertie du cryoalternateur est faible par rapport à une machine classique de même puissance :

$$J_{\text{cryo}}/J_{\text{classique}} \lesssim 20 \% .$$

pour une variation de puissance ΔP :

$$\Delta P \simeq J \cdot \omega \cdot \Delta \omega$$

$$\text{Nous aurons } \Delta \omega_{\text{cryo}} = \frac{\Delta P}{\omega} \frac{1}{J_{\text{cryo}}} > \Delta \omega_{\text{classique}} = \frac{\Delta P}{\omega} \frac{1}{J_{\text{cl}}}$$

Nous obtenons pour cet essai :

$$(\Delta\Omega_{\text{cryo}})_{\text{max}} \sim 380 \text{ tr/mn} = 5 \text{ Hz}$$

et $(\Delta\Omega_{\text{cla}})_{\text{max}} \sim 50 \text{ tr/mn} = 0,6 \text{ Hz}$

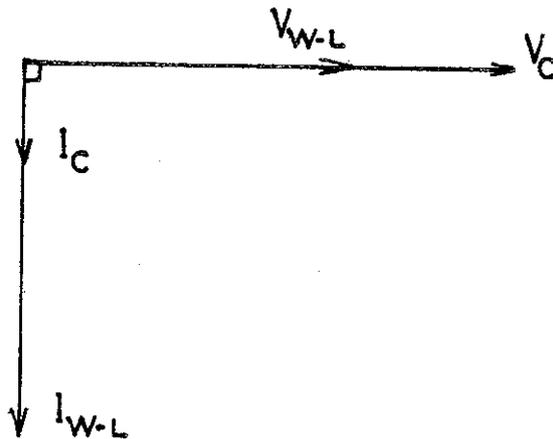
Les grandeurs électriques de ces deux machines (tension et courant) vont varier en fonction de ces deux vitesses, ce que nous retrouvons sur le courant d'excitation (parce que ces fréquences sont inférieures aux fréquences de coupure des écrans, 5 Hz et 7 Hz) :

$$f_1 = 1 \text{ Hz} \quad \text{et} \quad f_2 = 4 \text{ Hz}$$

avec une variation de 3 A autour de sa valeur moyenne, (fig. 51 et 52).

Le temps de resynchronisme sera donc grand. L'enregistrement sur bande magnétique dura 10 secondes après le resynchronisation et nous n'avons pas observé l'amortissement des oscillations de basses fréquences.

Le maximum de l'enveloppe des tensions correspond au minimum de celle des intensités et nous avons le diagramme vectoriel suivant :



Nous avons la correspondance inverse avec le diagramme suivant :

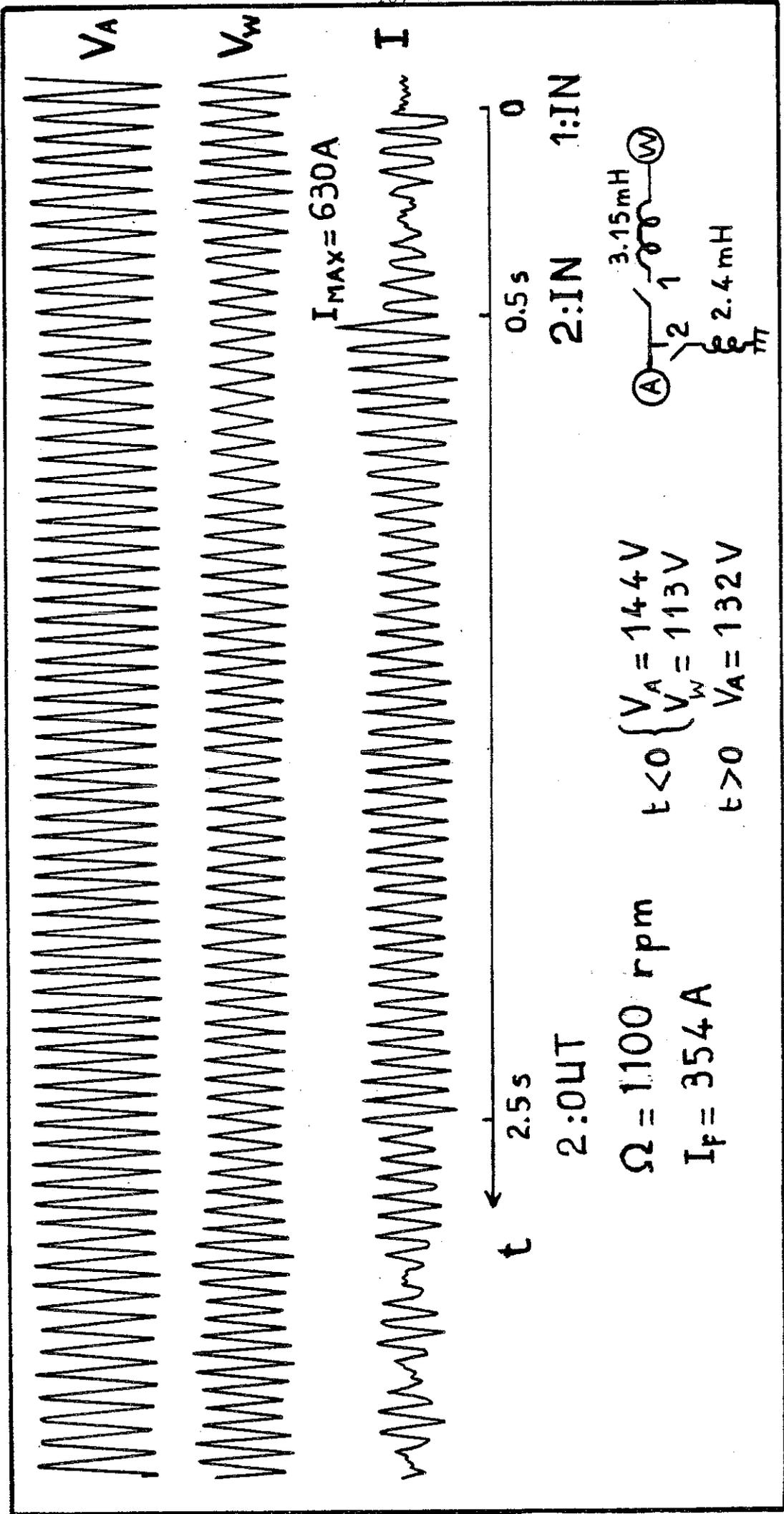


Figure 51 : Couplage suivi d'une variation de charge

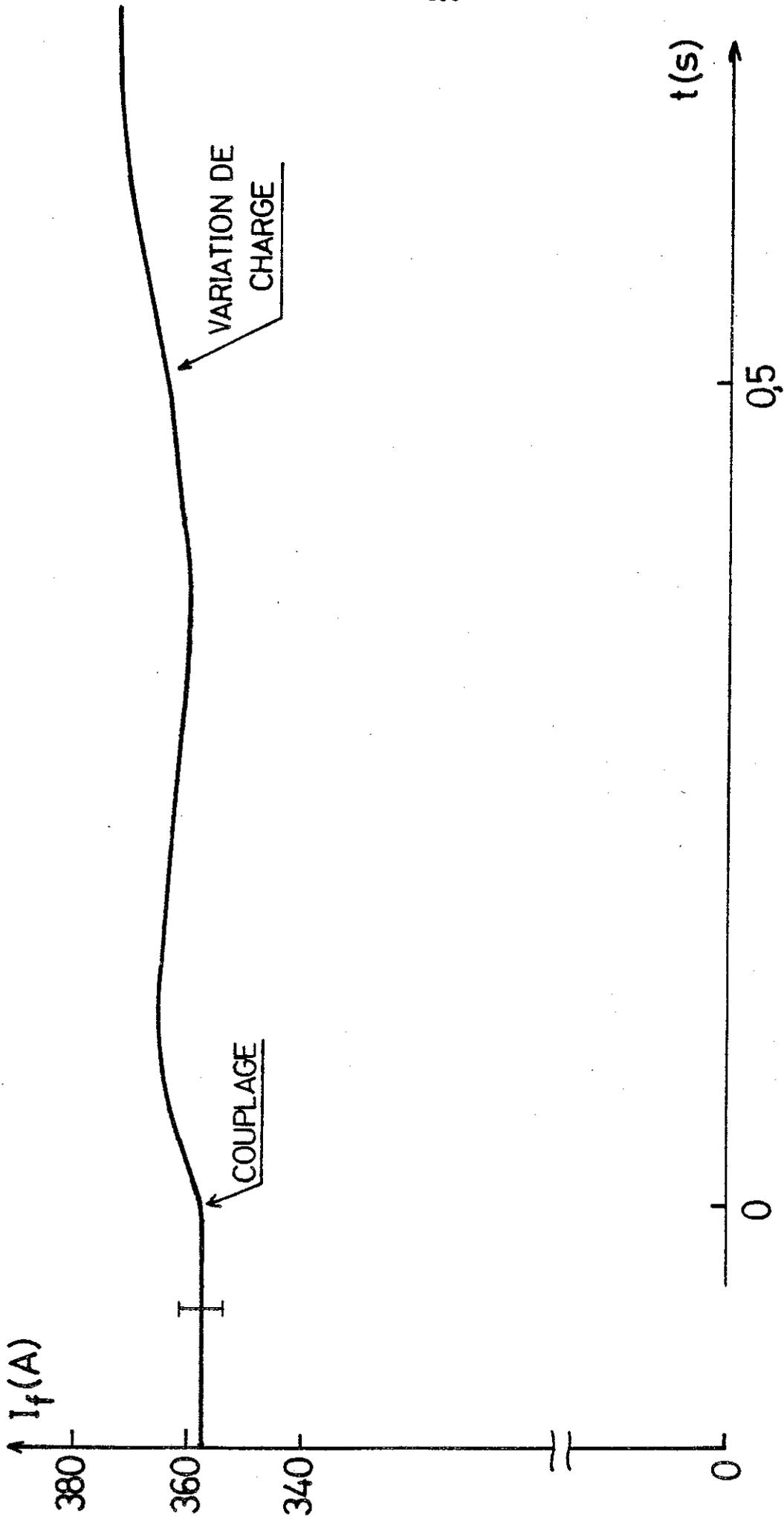
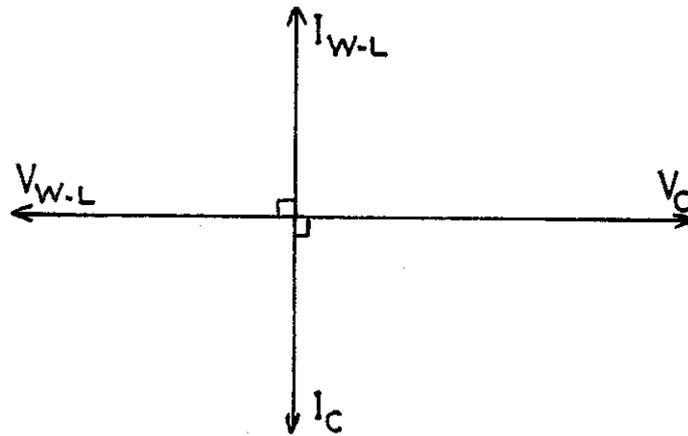


Figure 52 : Variation de I_f

Couplage, suivi d'une variation de charge



b) Deuxième essai

La bobine a transité après la variation brusque de charge, le courant d'excitation a atteint alors 377 A, dépassant la valeur maximale, fig. 53 et 54.

Le tableau suivant donne les variations de champ magnétique que le dipôle subit et les courants d'excitation initiaux.

	Couplage	Variation de charge	
I_f en A	358	362	Premier
$\frac{dB}{dt}$ en T/s	1,4	1	essai
I_f en A	364	373	Deuxième
$\frac{dB}{dt}$ en T/s	2,1	1	essai

III - 5 TRANSITION DE LA BOBINE SUPRACONDUCTRICE

Dans les essais présentés, deux ont provoqué la transition de la bobine. Il s'ensuit un échauffement du fil provoquant la vaporisation d'une grande quantité d'hélium liquide. La machine reste inutilisable, ne fournissant plus de tension, jusqu'à ce que le dipôle revienne à sa température de fonctionnement nominale (~ 20 mn). Cet incident est l'inconvénient majeur du cryoalternateur

Nous avons mesuré la constante de temps de descente du courant d'excitation :

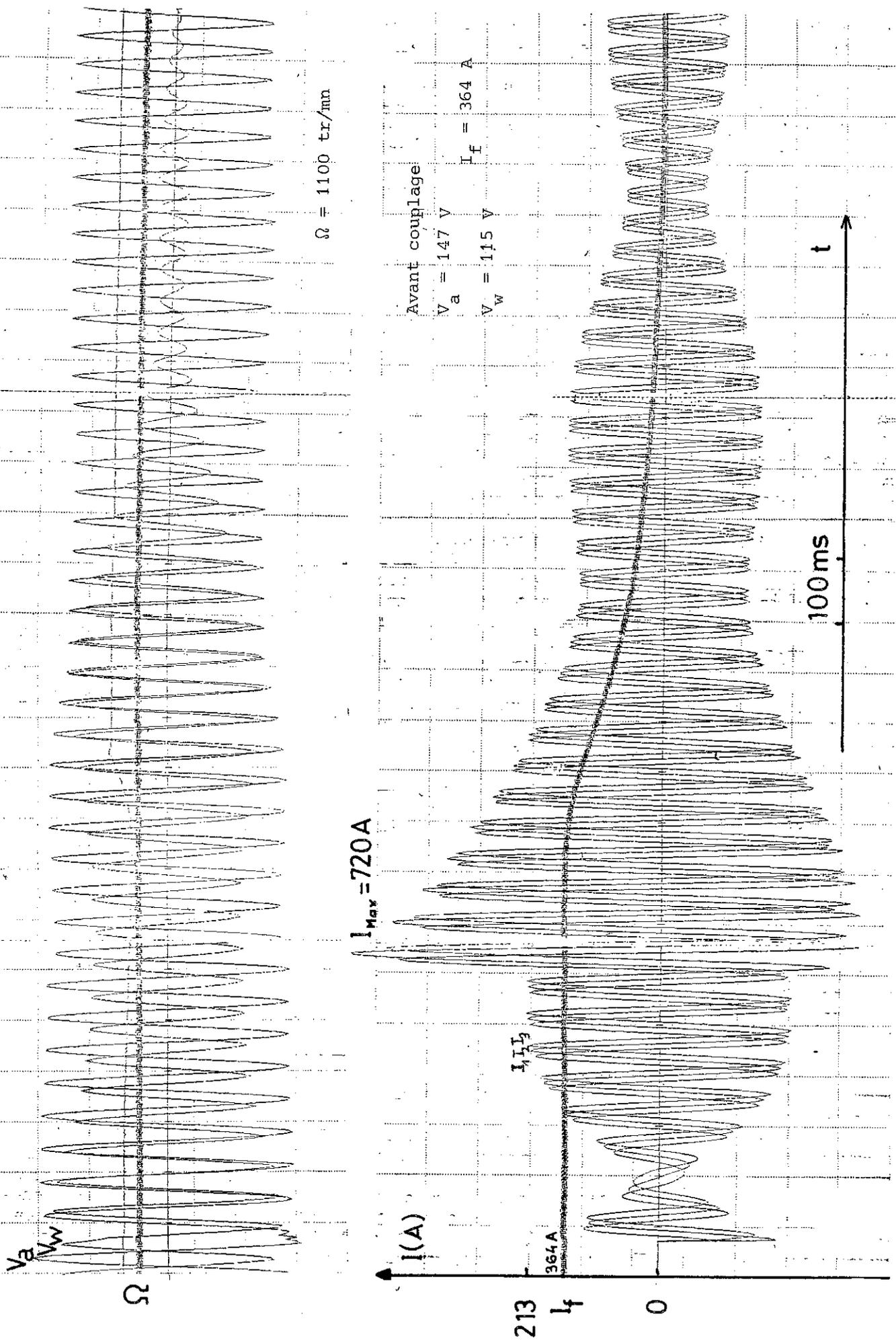
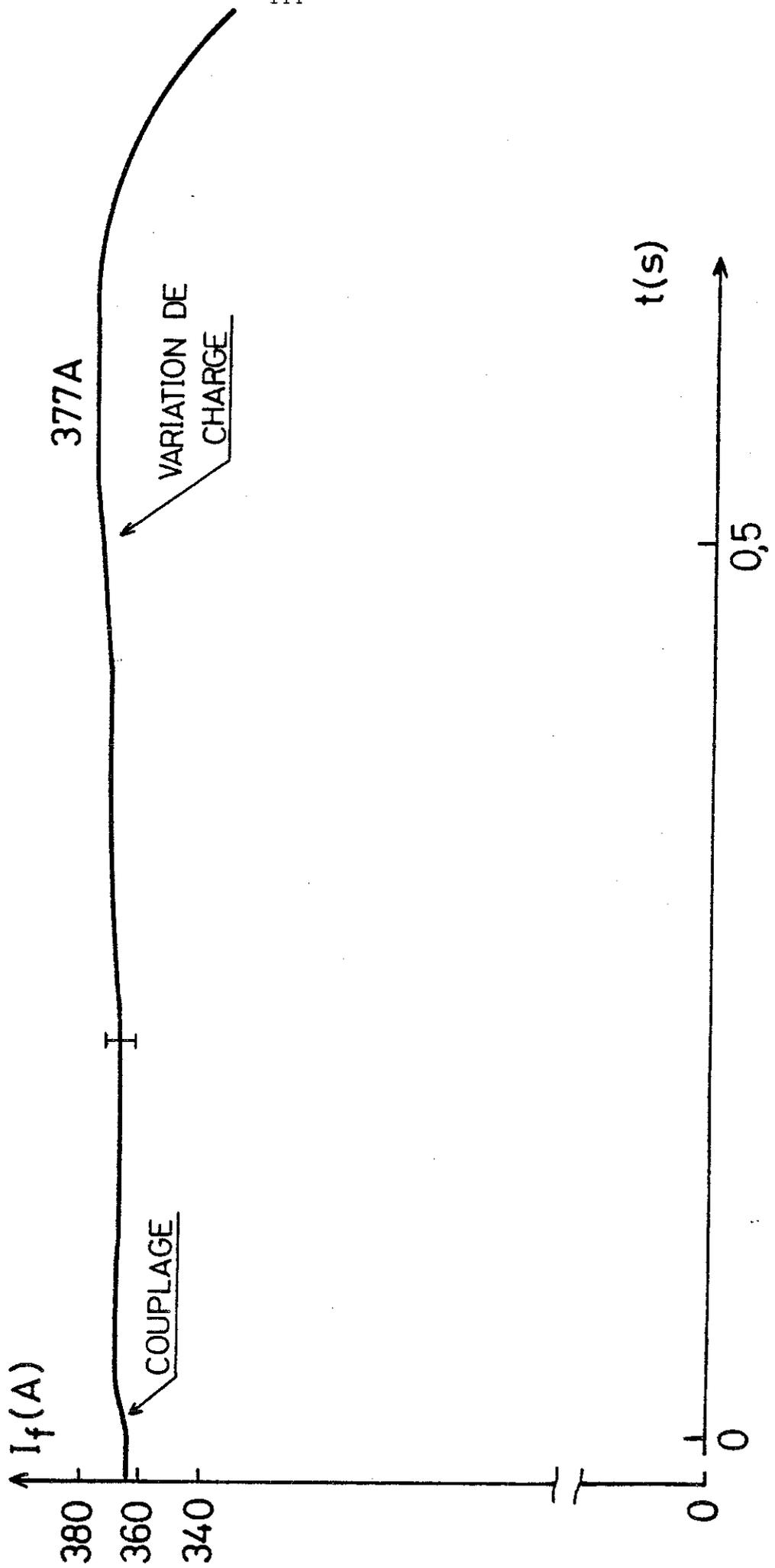


Figure 53: Couplage suivi d'une variation de charge (transition du dipôle)

Figure 54: Variation de I_f (transition du dipôle)
Couplage suivi d'une variation de charge



- pour la première transition : $\tau_1 = 0,6$ s
- pour la seconde transition : $\tau_2 = 0,4$ s

$$\tau = \frac{L}{R_{sh} + R_{cu}}$$

où R_{cu} est la résistance de la bobine à l'état normal et à 4,2 K.

$$R_{cu} = 0,21 \Omega$$

$$R_{sh} = 0,7 \Omega$$

ce qui donne comme valeur pour L :

$$L_1 = 0,55 \text{ H}$$

$$L_2 = 0,44 \text{ H}$$

valeurs qui sont en accord avec celle trouvée par Pinet $L = 0,46$ H (20) et par Brunet $L = 0,47$ H (21).

Un tableau suivant présente les valeurs de l'énergie emmagasinée avant la transition, l'apport d'énergie et de puissance, suite à la perturbation subie par la machine.

	W	kJ	ΔW	kJ	ΔP	kW
1ère transition	10		2,6		43	
2ème transition	35		1,25		41	

Nous n'avons observé une variation de la vitesse que pour la seconde transition ; elle passa de 1100 tr/mn à 1000 tr/mn.

Le temps d'inutilisation du cryoalternateur a été, lors de ces deux essais, de 20 mn.

Une dernière remarque concerne le courant d'excitation maximal admis par le dipôle. Il avait transité sans charge à la valeur de 364 A (21), alors que, lors de notre dernier essai, après une variation brusque de charge, il a transité à 377 A. L'amélioration du supraconducteur pourrait être due à son vieillissement et à son utilisation maintenant mieux les vortex par les défauts cristallins. La détérioration du supraconducteur n'est donc pas à craindre.

III - 6 COMPORTEMENT DU COURANT D'EXCITATION I_f

La variation du courant d'excitation I_f sera analysée qualitativement seulement pour les essais en court-circuit brusque. Elle est la suivante :

- après la fermeture du contacteur, nous observons une pente positive de I_f pendant une durée de 90 ms suivie d'une plage linéaire et constante (comportement identique obtenu sur le cryoalternateur de 6,25 MVA de Mitsubishi (35)),
- après l'ouverture du contacteur, une pente négative ramène I_f à sa valeur initiale I_{fo} .

Lors de tous ces essais, la valeur du courant d'excitation I_f était supérieure à 20 A, l'alimentation de la bobine se comporte donc comme une source de tension (fig. 42).

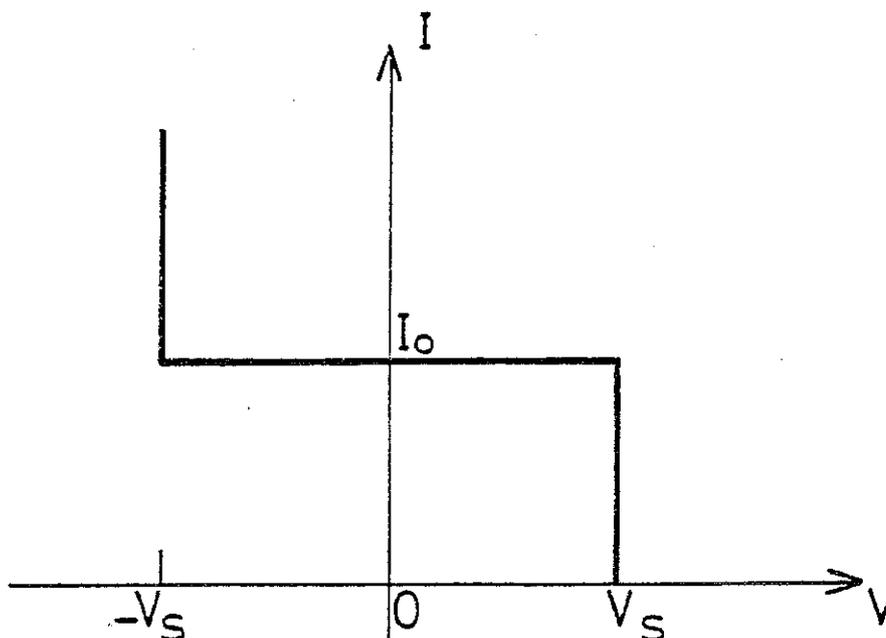


Figure 42

La représentation du schéma électrique du circuit de l'inducteur est telle que l'indique la figure 43 :

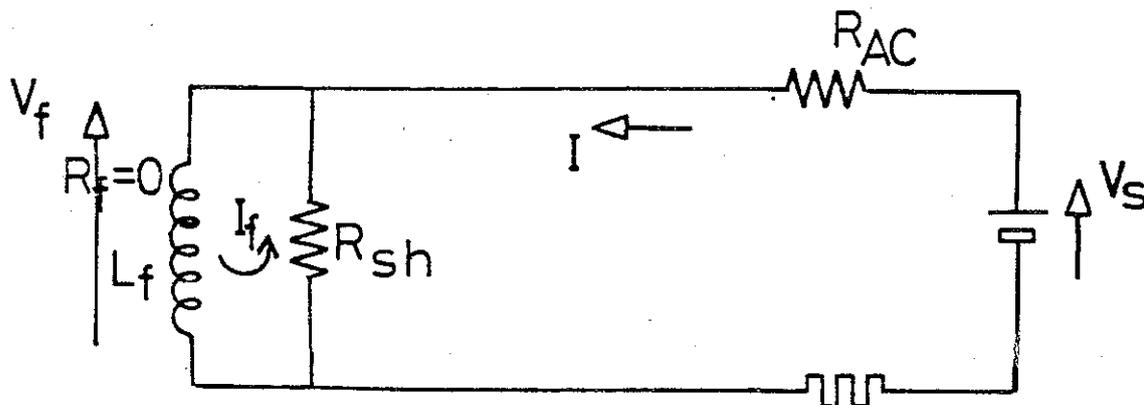


Figure 43

Nous avons :

$$V_f = \frac{d\phi_f}{dt} = - R_{AC} I + V_S$$

R_{AC} : résistance des amenées de courant.

Nous avons fait le calcul, en négligeant l'écran électromagnétique. Les résultats ne concordent pas avec les courbes expérimentales obtenues. En effet, les calculs prévoient une discontinuité de I_f l'amenant à la valeur de $1,2 I_{f0}$ après la fermeture du contacteur, puis une décroissance ramenant le courant à sa valeur initiale I_{f0} . Ce résultat est identique à celui d'un court-circuit brusque sur un alternateur classique (24).

Si l'écran électromagnétique était pris en compte avec une représentation simple en un circuit RL, le résultat serait similaire à la discontinuité près.

La pente positive que nous observons sur les courbes, peut s'expliquer par l'effet diffusif de l'écran. La variation du champ magnétique est amortie. Le courant d'excitation augmente jusqu'à la saturation de l'alimentation.

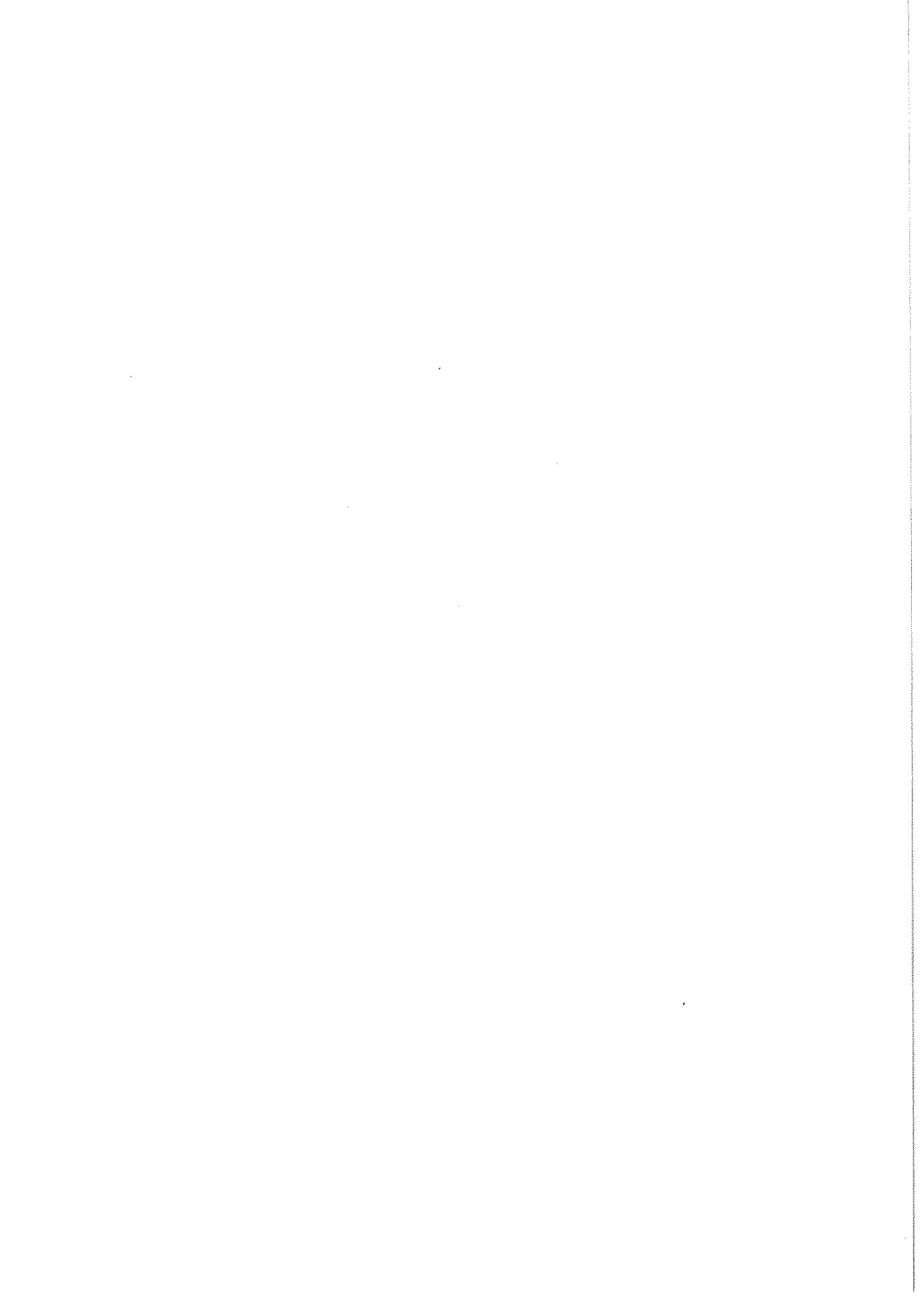
Pour rendre compte de l'effet diffusif de l'écran, il faut tenir compte de l'épaisseur de celui-ci dans le calcul du potentiel vecteur. Cette étude sera développée en annexe.

IV - CONCLUSION

Pendant tous ces essais, le cryoalternateur s'est révélé d'un maniement aisé, d'une plus grande "souplesse" que le groupe Ward-Leonard. Les deux transitions ont été provoquées dans des conditions extrêmes de fonctionnement : couplage en opposition de phase pour la première, et intensité du courant d'excitation maximal pour la seconde. Un alternateur classique ne se serait pas révélé meilleur.

Ceci contribue à démontrer la fiabilité de cette nouvelle technique.





C H A P I T R E V

ESSAIS A 3000 TR/MN

I - PRESENTATION

Le but de cet essai était le couplage du cryoalternateur sur le réseau, puis son fonctionnement soit en alternateur soit en moteur.

Cet essai a eu lieu à la fin du mois de novembre 1982. Pour le bon fonctionnement de celui-ci, une petite modification a dû être apportée : les deux grands joints Sealol ont été enlevés. En effet, ceux-ci chauffaient anormalement au-dessus de leur température de fonctionnement (environ 70°C) pour des vitesses supérieures à 2000 tr/mn. De par leur position, ils permettaient de mesurer le débit d'hélium à la sortie générale et à la sortie des amenées de courant, ce qui nous fut impossible pour cet essai. Nous contrôlions la température des amenées de courant sur les sorties analogiques de la téléimprimante, afin d'éviter qu'elles fusionnent. Le choix de ce type de joint n'est pas le meilleur, et il est préférable d'utiliser, soit des joints labyrinthes, soit des joints ferrofluides.

Après les campagnes d'essais présentés au chapitre précédent, la machine fut démontée et vérifiée. Le réalignement du nez fut réalisé à 5/100 au maximum (photo 13).

Nous ne disposions plus du moteur à vitesse variable. Un moteur d'entraînement dut être loué. Peu d'entreprises offrent ce service. Une seule (A.E.P.) (38) put satisfaire nos demandes. Un moteur asynchrone fut choisi comme moteur d'entraînement, parce qu'il offre l'avantage par rapport à un moteur à courant continu d'entraîner le cryoalternateur à une vitesse comprise entre 0 et 3000 tr/mn. Les caractéristiques de ce moteur (photo 14) sont :

- moteur EMZ,
- type ATR 3652,
- puissance 250 KW,
- tension 380 Δ .

Il était branché sur le groupe Ward-Leonard. Là aussi, nous fûmes limités par le groupe pour faire débiter ou absorber de la puissance active au cryo-alternateur. L'accouplement fut fait par Alsthom-Atlantique (photo 17).

Un transformateur fut loué, aussi, à la même entreprise. Ce transformateur de puissance 400 KVA (photo 15) était placé entre le cryoalternateur et le réseau. Les différentes possibilités de branchement du secondaire (Y 380 V/ Δ 127 V, / Δ 220 V, /Y 220 V et /Y 380 V) nous permettaient d'exciter le cryoalternateur à plusieurs intensités. Malheureusement, des enroulements devaient manquer sur le transformateur ne nous permettant que deux possibilités (/ Δ 127 V et / Δ 220 V). Un plan d'ensemble visualise l'expérimentation (fig. 56).

Comme nous craignions qu'un composant électronique de la télémessure se détache sous l'effet de l'accélération centrifuge, pour une vitesse supérieure à 2000 tr/mn et provoque un accident grave, tous les appareils de mesure et de contrôle furent placés, soit dans l'axe de l'alignement d'arbre à côté du moteur d'entraînement, soit derrière les murs de poutrelles. Une zone d'un rayon d'environ 4 mètres, entourant le cryoalternateur fut interdite à toute personne.

II - STABILITE DU CRYOALTERNATEUR

A l'aide du même appareil de mesure de vibrations, nous obtenons la courbe suivante (fig. 55), où nous observons une fréquence critique à 2500 tr/mn. Le niveau de vibrations à 3000 tr/mn est de bonne qualité et aucun problème ne survint pendant les essais.

La température des paliers fut mesurée, elle ne dépassa jamais 50°C.

La mesure du moment d'inertie de la ligne d'arbre nous permit seulement de

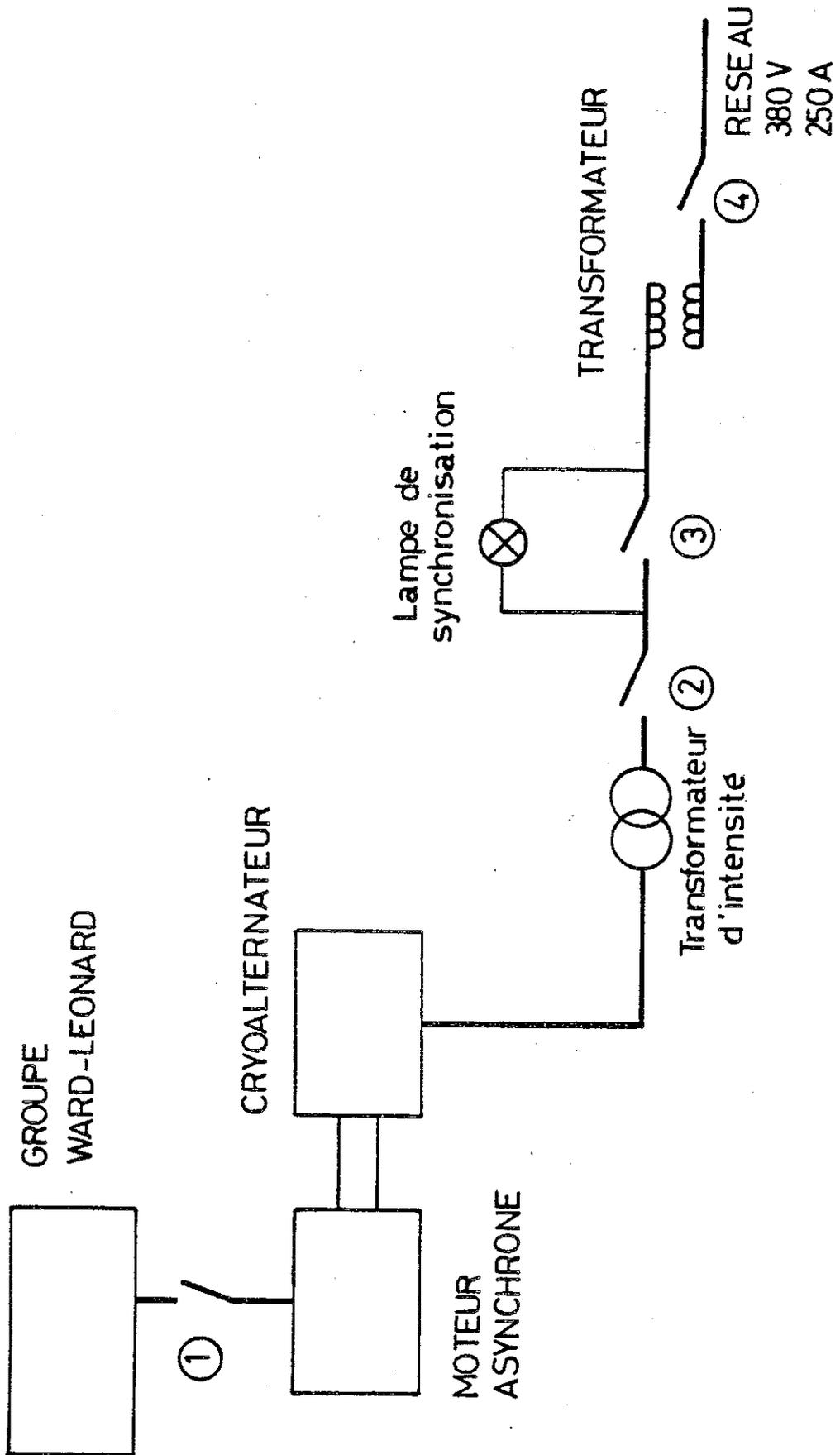


Figure 56: Schéma électrique des essais à 3000 tr/mn

conclure que celui du cryoalternateur est faible par rapport à celui d'une machine classique (de l'ordre de 10 à 20 % par rapport au moteur asynchrone).

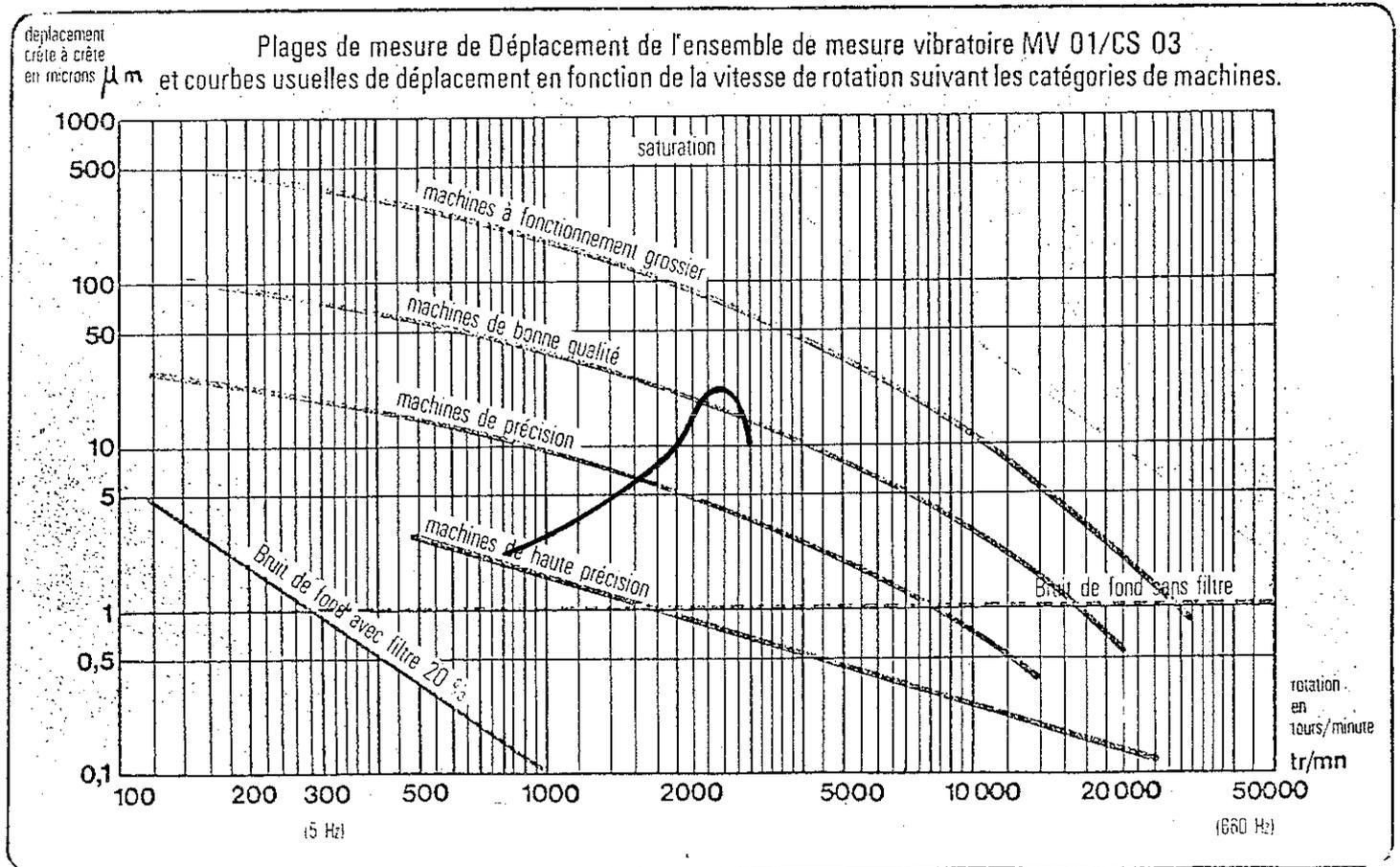


Figure 55 : Mesure de vibrations

III - ESSAIS REALISES

Le premier fut un essai à vide (fig.57).

Le couplage sur le réseau fut réalisé et ne présenta aucune difficulté.

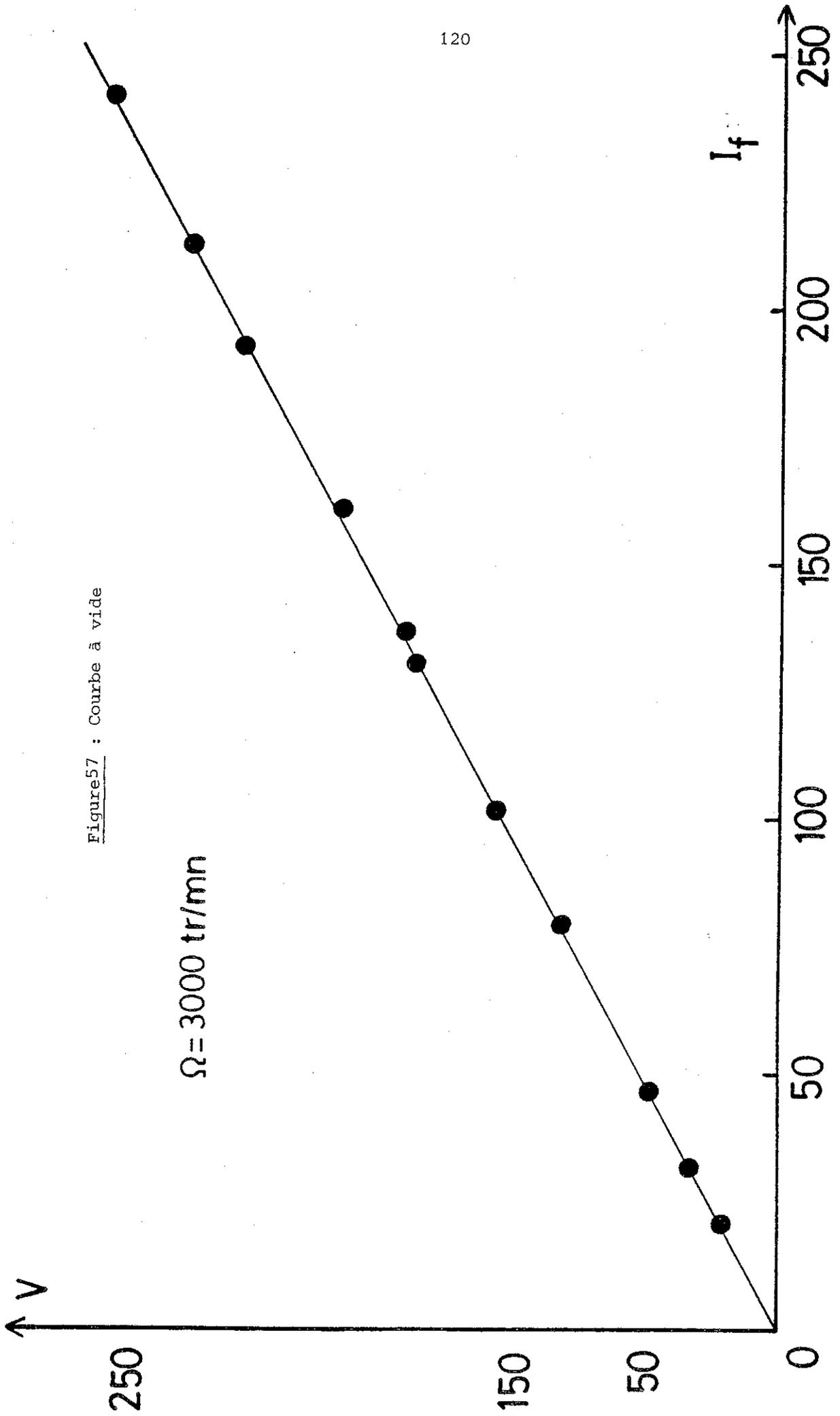


Figure 57 : Courbe à vide

Trois types d'essais furent faits :

- essais en compensateur synchrone,
- essais en alternateur et moteur,
- court-circuit brusque.

III- 1 COMPENSATEUR SYNCHRONE

Les courbes des deux essais réalisés sont présentées figure 58. Les courbes en trait plein et pointillé sont les courbes théoriques de la machine.

Analyse des courbes $Q(I_f)$ et $I(I_f)$

Q et I s'écrivent :

$$Q = \frac{3V}{X_d} \left(E \sqrt{1 - \left(\frac{PX_d}{3EV}\right)^2} - V \right)$$

$$I^2 = \left(\frac{E}{X_d}\right)^2 + \left(\frac{V}{X_d}\right)^2 - 2 \frac{EV}{X_d} \sqrt{1 - \left(\frac{PX_d}{3EV}\right)^2}$$

où P : puissance active,

X_d : réactance synchrone ($X_d = L_d \omega$)

V : tension

E : tension à vide ($E = M_{af} \omega I_f$)

La limite inférieure de ces deux courbes est fixée par :

$$\frac{PX_d}{3EV} = 1$$

d'où la valeur du minimum de I_f :

$$I_{fm} = \frac{P}{3V} \frac{L_d}{M_{af}}$$

Cette limite est fixée par le rapport de la réactance synchrone et de l'inductance mutuelle. Pour un cryoalternateur, elle sera trois à quatre fois

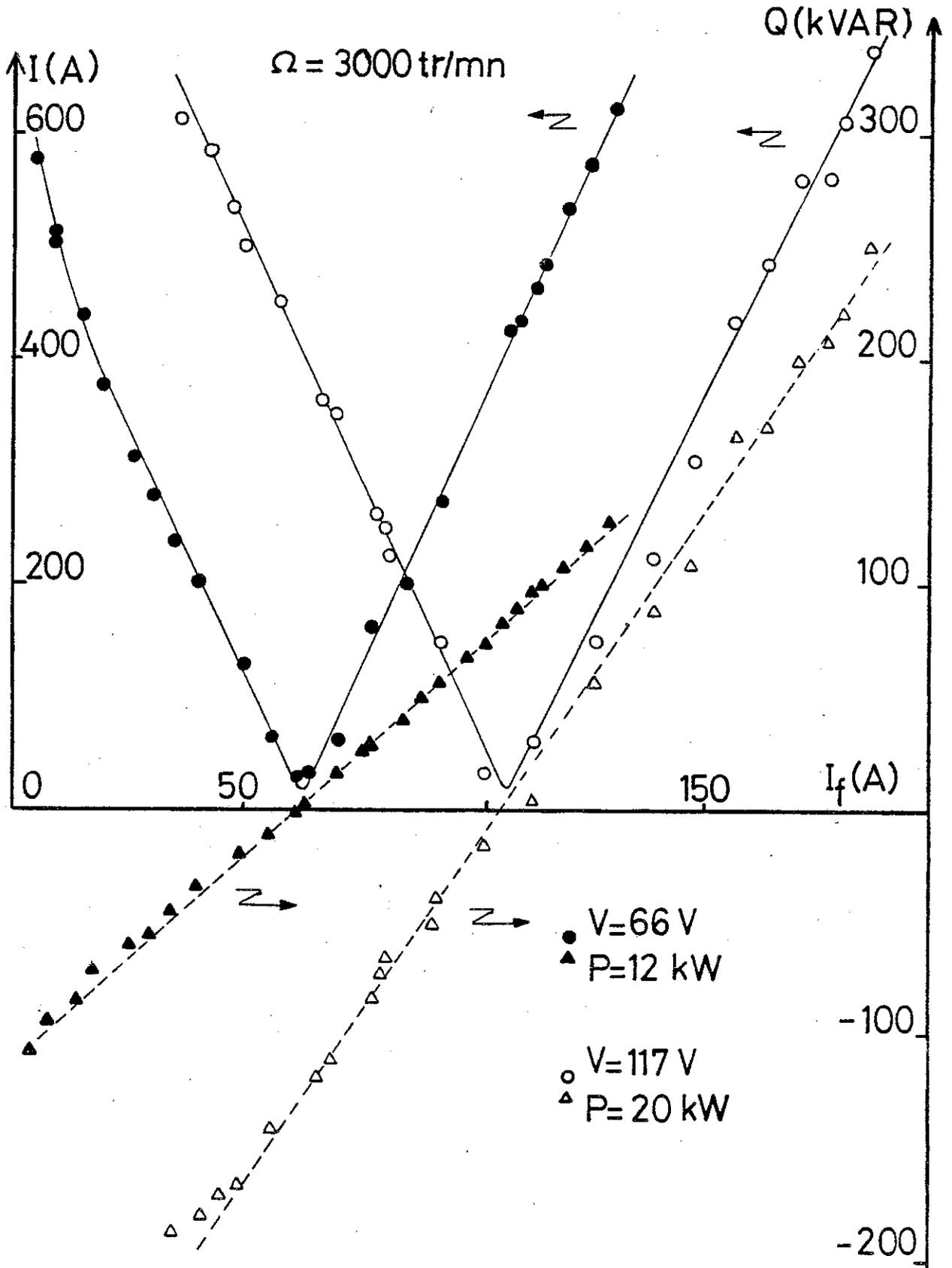


Figure 58: Essais en compensateur synchrone

plus faible que pour une machine cryogénique, ce qui explique que nous atteignons une valeur de I_f presque nulle ($I_f \simeq 4,5 \text{ A}$) pour la première courbe.

Dans le cas d'un cryoalternateur de haute tension ($V_{HT} \simeq 10 V_{MT}$), ceci sera contrebalancé par la valeur de cette dernière et I_{fm} sera même plus faible.

La pente α de la courbe $Q(I_f)$:

$$\alpha \simeq 3V \frac{M_{af}}{L_d}$$

est supérieure pour un cryoalternateur améliorant ainsi sa stabilité, lui permettant d'absorber ou de fournir une plus grande quantité de puissance réactive. Ceci sera renforcé pour les cryoalternateurs haute tension.

La première remarque est aussi vraie pour la pente β de la courbe $I(I_f)$ dont l'expression est approximativement :

$$I = \frac{E - V}{X_d}$$

$$\beta = \frac{M_{af}}{L_d}$$

La possibilité de fonctionnement (fig 59) d'un cryoalternateur sera accrue (3). En effet, la limite de puissance réactive absorbée, en régime nominal, est fixée par la valeur :

$$\frac{Q}{S_n} = - \frac{1}{X_d}$$

S_n : puissance nominale apparente.

- pour une machine classique

$$X_d \simeq 2 \text{ p.u. et la limite est fixée par } - \frac{1}{X_d} \simeq -0,5$$

- pour une machine cryogénique :

$$X_d \approx 0,50 \text{ p.u.} \quad \text{et la limite est fixée par } \frac{Q}{S_n} = -1.$$

III - 2 FONCTIONNEMENT EN MOTEUR ET EN ALTERNATEUR

Du fait de l'instabilité du groupe Ward-Leonard, les valeurs des paramètres oscillaient. Ces valeurs vous seront donc présentées sous forme de tableaux.

a) Fonctionnement en moteur

Un seul point a pu être mesuré.

V en V	I _f en A	I en A	Q en KVAR	P en kW
66	63.2	187.5	0	37.5

b) Fonctionnement en alternateur

Nous avons essayé de fixer la vitesse du groupe Ward-Leonard, mais la puissance débitée n'était pas stable.

V = 66 V

I _f en A	I en A	Q en KVAR	P en kW
49	525	- 75.8	75
49	750	- 110.4	86.2
64.5	375	- 27	75
64.5	750	- 108	112.5
78	250	+ 10.8	45
100	412.5	50	71.25
118	462.5	97.5	33.75

V = 117 V

I_f en A	I en A	Q en KVAR	P en kW
92.5	500	- 112.6	127.5

III - 3 AUTRES TESTS

a) Mauvais couplage

Un couplage à tensions différentes a été tenté :

$$V_{\text{cryo}} = 58 \text{ V} < V_{\text{réseau}} = 66 \text{ V}$$

Le courant est monté à 190 A, puis est redescendu à sa valeur nulle et la tension du cryoalternateur s'est stabilisée à la valeur de celle du réseau. La valeur de l'intensité d'excitation n'a pas varié. Nous avons donc pu commencer d'autres tests immédiatement après.

b) Couplage suivi de court-circuit brusque

Le cryoalternateur a aussi subi deux essais de court-circuit brusque, en étant couplé sur le réseau. C'était la première fois que ce test était réalisé sur un cryoalternateur. Le court-circuit se produisait entre le réseau et l'enroulement du transformateur.

Les valeurs des paramètres, avant le court-circuit, sont présentées dans le tableau suivant :

V en V	I_f en A	I en A	Q en KVAR	P en kW
66	63	62,5	2,2	- 15

Aux premiers instants du court-circuit, le courant statorique a atteint la valeur de 620 A et le courant d'excitation est descendu à 54 A.

Le réseau a disjoncté à la suite de l'appel du courant tandis que le dipôle ne transitait pas et restait dans l'état supraconducteur.

Cet essai, qui, à notre connaissance, constitue une première mondiale, a montré que le cryoalternateur se comportait aussi bien qu'un alternateur classique, et que les écrans électromagnétiques protégeaient suffisamment le dipôle.

III - 4 CONCLUSION

Lors de ces essais, le cryoalternateur a fourni comme puissance active maximale 127 kW et pour puissance réactive 250 kVAR.

Il a tourné à 3000 tr/mn pendant environ 5 heures. Aucun problème tant électrique que mécanique n'a surgi pendant la durée de son fonctionnement. Cette vitesse ne s'est pas révélée plus "critique" que celle de 1500 tr/mn ou 2000 tr/mn.

Lors du court-circuit brusque, le dipôle supraconducteur n'a pas transité et le cryoalternateur aurait pu se resynchroniser avec le réseau.

Bien que ces résultats ne soient acquis que sur une maquette, tout ceci est très positif.

CONCLUSION

A la vue de tous les essais que cette maquette de 500 kW a subis, nous pouvons être très satisfaits de son comportement en régime permanent et en régime de défauts. Cette machine s'est révélée d'une très grande souplesse de maniement et d'une plus grande robustesse que celle que nous lui accordions. Avec le soin nécessaire à lui apporter, son fonctionnement ne nous a posé aucun problème. Actuellement, elle est en état de marche et prête à subir de nouveaux essais sur toute la gamme de vitesses permises, c'est-à-dire jusqu'à 3000 tr/mn. Aucun incident mécanique ne devrait la rendre indisponible. L'usure du joint Sealol 1 (voir le plan 1) et l'échauffement des roulements empêcheraient de la faire fonctionner pendant de longues heures de suite. La faisabilité de cette technologie est pleinement démontrée et la fiabilité prometteuse. Les résultats obtenus ne sont pas extrapolables sur des cryoalternateurs de faible ou forte puissance.

Comme nous n'avons jamais fonctionné en configuration hypersynchrone, les remarques de BRUNET (22) seront reprises. Aucun avantage électrotechnique notable ne peut faire préférer la solution hypersynchrone. Il en découle une complexité mécanique plus grande. Aucun industriel n'a adopté cette solution. Nous pouvons être optimistes sur la suite du développement du cryoalternateur et espérer que son industrialisation verra le jour dans un avenir plus ou moins proche. La croissance des besoins énergétiques et l'option prise pour la production d'électricité seront des facteurs qui "joueront" en sa faveur.

La dernière phrase de cette thèse ira au cryoalternateur du CRTBT-CNRS : les objectifs ayant été atteints, je souhaite qu'un musée accepte sa présence, y agréant une de ses salles.



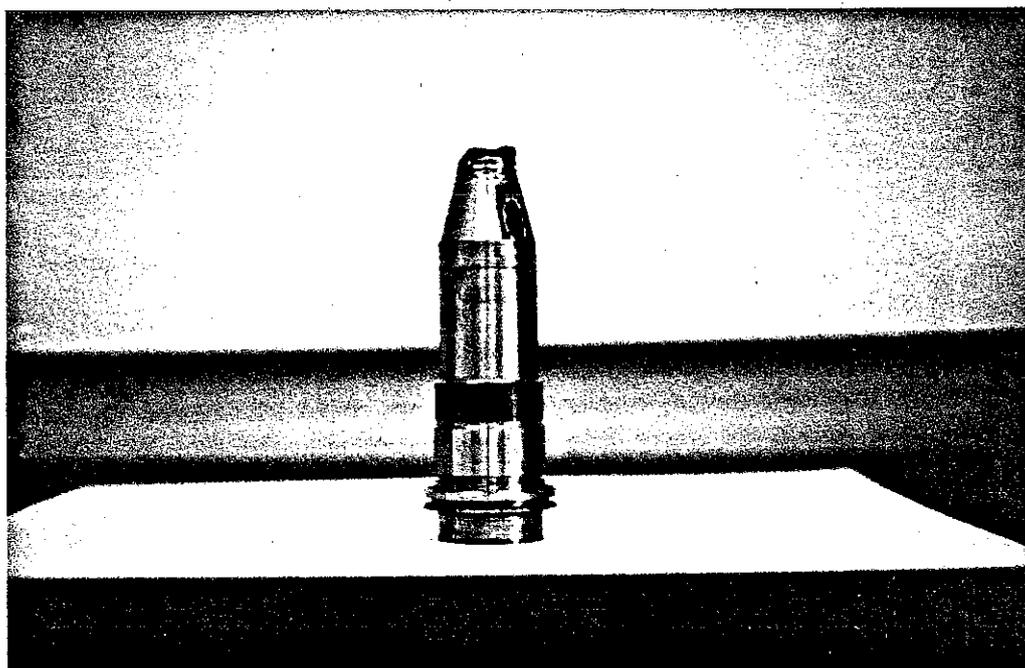


Photo 19 : pièce accidentée

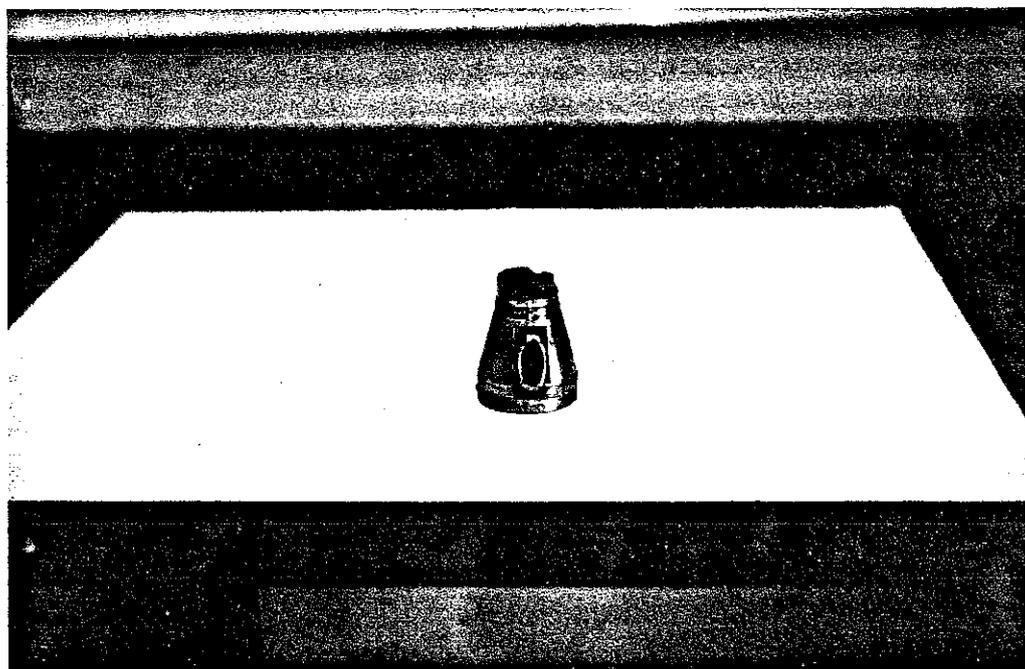


Photo 20 : partie supérieure de la pièce

BIBLIOGRAPHIE

- (1) D. DEW-HUGHES : Superconducting materials research in the Peoples' Republic of China. Cryogenics, October 1982, p. 505.
- (2) A.D. APPLETON : Developements of engineering applications of superconductivity at IRD. Cryogenics, September 1982, p. 435.
- (3) J.S. EDMONDS : Superconducting Generator Technology. An overview I.E.E. Trans. Mag., vol. Mag 15 n°1, J. 1979, p. 673.
- (4) C. FLICK, W.R. Mc COWN, J.H. PARKER : General design aspects of a 300 MVA superconducting generator for utility application. Applied superconducting conference, Santa Fe, USA, Sept. 1981, KA-1.
- (5) N. MAKI, T. SAME NATU, H. OGATA : Design and component development of a 50 MVA superconducting generator I.E.E.E. Trans. on Power apparatus and system, vol. PAS-99, n°1, Jan/Feb. 1980
- (6) CONFERENCE REPORTS : ICEC 9 - ICMC, KOBE, JAPAN, 11-14 MAY 1980. Cryogenics, October 1982, p. 536
- (7) D. LAMBERCHT : Status of development of superconducting, AC generators, I.E.E.E. Trans. on Mag., vol. Mag. 17, n° 5, September 1981, p. 1551.



- (8) J.L. SABRIE : Points des réalisations et estimations des financements des travaux connus de constructeurs de gros matériel électrique en matière de cryo-alternateurs
Document confidentiel d'E.D.F.
- (9) W.R. Mc COWN, J.S. EDMONDS
300 MVA Superconducting generator. Plan for Design, testing and long term operation.
CIGRE, Paris, Sept. 1980, 11-08.
- (10) I.A.GLEBOV, L.I. CHUBRAEVA, J.S. EDMONDS, W.R. Mc COWN, G. RUELLE, J.L. SABRIE
Alternateurs supraconducteurs, état actuel et perspectives CIGRE, Paris, Sept. 1982.
- (11) T. YAMADA, M. IWAMOTO, S. NAKAMURA, N. PISHI, Y. MASHIMOTO, K. OKAMOTO
Nb₃Sn/Nb Ti superconducting windings for 30 MVA Synchronous rotary condenser.
I.E.E.E. Trans. Mag., vol. Mag. 17, n°5, Sept. 1981
- (12) J.J. BZURA, F. ABTAMI, L.J. STRATTON, A.D. LITTLE
Superconducting generators : economic, technical consideration and ancillary technology
1980 Applied Superconducting Conference Santa Fe, New Mexico, Sept. 29, Oct. 4. 1980
- (13) M. IWAMOTO, H. FUJINO, K. YANIKOCHI
Prospect of superconducting generators.
ICEC 9, Kobe, Japan, 11-14 May 1980.
- (14) J. GOYER : Industrialisation des supraconducteurs et applications à diverses réalisations : cryoalternateur et électro-aimants pour accélérateur de particules et fusion contrôlée 42ème journée parisienne du 3 au 5 décembre 1980. S.E.E (électrotechnique des années 1980).
- (15) J. MALDY : Matériaux supraconducteurs pour application en électrotechnique. 42ème journée parisienne du 3 au 5 décembre 1980, S.E.E., l'électrotechnique des années 1980.

- (16) J.L. SABRIE : Principales techniques préconisées pour la construction des cryoalternateurs. Document confidentiel d'E.D.F.
- (17) G. FIJII : Present practices in Japan for the measurement and definition of various superconducting parameters. Cryogenics, January 1981, p. 21.
- (18) M. IWAMOTO, O. OGINO, T. NOMUNA, H. FUJINO, A. ISHIBARA, E. YONEZAVA.
A. 6250 kVA Superconducting generator
I.E.E.E. PES Winter meeting, New York,
February 1979.
- (19) J.E. LASKANIS , K.F. SCHOCK : Superconducting rotor development for a 20 MVA generator. Présenté à I.E.E. PES Winter Meeting New-York, NY, February 3-8, 1980.
- (20) C. PINET : Régimes transitoires des alternateurs supraconducteurs à transmission hypersynchrone du couple. Thèse Grenoble 1977.
- (21) Y. BRUNET : Analyse des comportements cryogéniques, mécaniques et électriques d'un cryoalternateur hypersynchrone de 500 kW. Thèse Grenoble 1980.
- (22) ELECTRICITE DE FRANCE : Codé d'essais applicables aux alternateurs de grande puissance. HN 51-E-20, novembre 1974.
- (23) P. ARNAIL : Régimes transitoires dans la machine à courant alternatif. Cours I.N.P.G.
- (24) M. KOSTENKO, L. PIOTROWSKI : Machine électrique, tome II. Edition Mir-Moscou 1977.

- (25) J.L. DUCHATEAU, D. FLEURY : Note d'exploitation du cryoalternateur du C.R.T.B.T. Document E.D.F. HM/16-947 JLD DF/FA, 1981.
- (26) C. COPERCHINI, M. HEROUARD : La station d'essais des moteurs de Saint-Denis : bulletin de la direction des études et recherches. E.D.F., série B, n° 3, 1979.
- (27) ENGRENAGES ET REDACTEURS (Citroën et Messiaen)
3 rue Latécoère
78140 Velizy, Villacoublay
- (28) J. MULLER : Formulaire technique de mécanique générale. Imprimerie F. Paillart, B.P. 109
80101 Abreville
1972, 14ème édition.
- (29) I.A. GLEBOV, L.I. CHUBRAEVA
Development of superconducting generators and motors in the USSR. ICEC 9, Kobe, Japan, 11-14, May 1982.
- (30) A. MARQUET, J.L. DUCHATEAU, P. DENIS, R. GILLET, Y. LAUMOND, A. FEVRIER
Cryogenerator development program. Model rotor first operational results and industrial conclusions. ICEC 9, Kobe, Japan, 11-14 May 1982.
- (31) T. SANEMATS, N. MAKI, : Effects of pole number and stator core on
K. YAMAGUCHI, S. NUMATA, the performance of superconductivity machine.
H. TOMEOKU, H. YAMAMOTO ICEC 9 - Kobe, Japan, 11.14 May 1980.
- (32) Y. BRUNET, L. PAQUIEN, J.L. SABRIE
Experimental study of cryoalternators. ICEC 9
Kobe, Japan, 11-14 May 1982.

- (33) SEALOL EUROPE SARL : 27 rue Michelet
92000 NANTERRE
- (34) R. PENCO, P. GAGLIARDI, F. VIVALDI
: A rotor model to investigate thermodynamic
and cryogenic aspect of S.C. alternators
ICEC 9, Kobe, Japan, 11-14 May 1982.
- (35) H. KAMISONO, M. IWAMOTO, H. FUJINO, N. MAKI
: Development of superconducting synchro-
synchronous machines in Japan. CIGRE Paris.
- (36) S. TIMOSHENKO : Resistance des Matériaux - 2 tomes
Ed. Dunod 1968
- (37) T.M. EINSTEIN : System performance characteristics of super-
conducting alternators for electric utility
power generation. I.E.E.E. Trans. on power
apparatus and systems, vol. PAS-94, n° 2,
March/April, 1975, p. 310.
- (38) ATELIERS ELECTRIQUES DE PARIS - H. CAZENAVE
: 38 avenue Pierre Brossolette
92240 Malakoff
Tél. : (1) 657.21.00.
- (39) JOYCE, J.S, et al. : "Will large turbine generators of the future
require superconducting fields turbogenera-
tors ?". Proceedings of the American Power
Conference 39, 225, 1977.
- B.N. BIRMINGHAM, D.B. CHELTON, T.M. FLYNN, R.L. POWELL
- (40) : Superconducting electrical generators
for central power station use.
I.C.E.C 5 Kyoto, 1974.
- (41) M. KORDALL : Contribution à l'étude d'inducteur de machines
hétéropolaires supraconductrices. Réalisations
et essais d'un inducteur supraconducteur "plat"
à vingt pôles.
Thèse de D.I. (1979) Université de Paris VI.

- (42) N. TAKABASHI, N. WATANABE, T. SANEMATU
: A helical airgap winding for superconducting generators. ICEC 9-Kobe, Japan, 11-14 May 1982.
- (43) Y.I. KIM, C. CHUANG and T.H.K. FREDERKING
: Axial transfert tube heat leak of rotating superconducting machines : fluid contribution. I.E.E.E. Transaction on magnetics, vol. MAG 17, n° 1, Jan. 81.
- (44) A.V. BARKOV, I.L. ZOTOV
: Investigation of a rotating liquid helium transfert coupling. Cryogenics November 1981.
- (45) H. OGATA, K. FUJIOKA, W. NAKAYAMA, S. SATO
: Thermal design of a cryogenic rotor for a 50 MVA superconducting generator. I.C.E.C. 7, LONDON, ENGLAND, 4-7 July 1978.
- (46) LAUMOND, DENIS, GILLET
: Description of a cryogenic generator rotor model I.C.E.C 8, GENOVA, ITALIE, 3-6 June 1980
- (47) C. LIU, D. WANG, Z. LI, Q. ZHANG, H. ZHUANG, Q. FU
: Experimental research on a 400 kVA superconducting generator I.C.E.C 8, GENOVA, ITALIE, 3-6 June 1980.
- (48) J.L. RAOULT, J.S. SABRIE
: Verification de stabilité du couplage Ward-Léonard-cryoaltemateur du CRTBT. Document E.D.F, HM 16, 1982.

ANNEXE

PRISE EN COMPTE DES PHENOMENES DE DIFFUSION
DANS LES REGIMES TRANSITOIRES DES CRYOALTERNATEURS.

I) PRINCIPES DE CALCUL

1) Hypothèses

Soit une machine constituée d'un rotor supraconducteur de rayon magnétique r_f , d'un écran d'épaisseur d et de rayon moyen r_0 , d'un stator de rayon r_a .

Comme $\frac{d}{r_0} = \lambda \ll 1$ (typiquement $\lambda \approx 0,1$)

On s'affranchira des inconvénients des fonctions de Bessel qui apparaissent dans une géométrie cylindrique en traitant le problème plan équivalent.

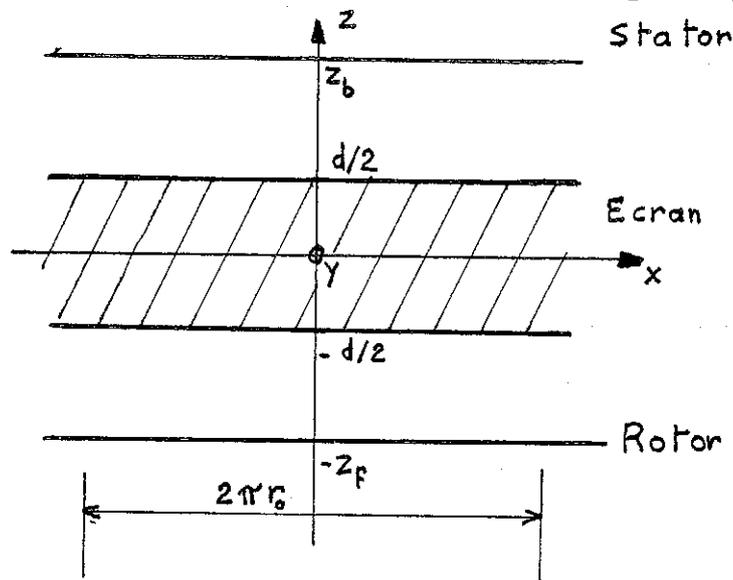


Figure a :

Les bobinages rotoriques et statoriques portent des nappes de courant

$$j_y = j_\omega e^{i(\omega t - kx)}$$

avec $k = \frac{1}{r_0}$ pour respecter la périodicité.

Le potentiel vecteur associé à cette nappe de courant est :

$$\vec{A}_b = \frac{\vec{J}\omega}{2k} e^{i(\omega t - kx)} e^{\pm k(z - z_b)}$$

z_b étant l'ordonnée du bobinage et le signe \pm étant fonction du 1/2 espace considéré.

2) Traitement de la diffusion dans l'écran

Soit une nappe de courant située à la côte z_b au dessus de l'écran.

Dans l'écran, l'équation de la diffusion s'écrit :

$$\Delta \vec{A} = \sigma \mu \frac{\partial \vec{A}}{\partial t}$$

Dans tout l'espace, le potentiel vecteur peut être décomposé en la somme du potentiel propre du bobinage A_b et du potentiel propre de l'écran A_e . Comme $\Delta A_b = 0$ en dehors du bobinage,

$$\Delta \vec{A}_e - \sigma \mu \frac{\partial \vec{A}_e}{\partial t} = \sigma \mu \frac{\partial \vec{A}_b}{\partial t}$$

Compte tenu du choix de la représentation de la nappe de courant, l'équation devient une équation différentielle en z .

$$A_e = Z(z) e^{i(\omega t - kx)} \quad \text{et on a,}$$

$$-Z \left(1 + i \frac{\omega}{\omega_0}\right) + \frac{Z''}{k^2} = i \frac{J\omega}{2k} \frac{\omega}{\omega_0} e^{k(z - z_b)}$$

où $\omega_0 = \frac{k^2}{\sigma \mu}$ est la pulsation correspondant à une profondeur de peau égale à r_0 .

En tenant compte des conditions aux limites pour $z = \pm d/2$, on peut déterminer une solution se raccordant à un potentiel vecteur en

$$R_e e^{-kz} \quad \text{pour } z > \frac{d}{2}$$

et une solution se raccordant à un potentiel vecteur en $E_e e^{kz}$ pour $z < -\frac{d}{2}$. R_e peut être considéré comme un flux réfléchi par l'écran, comme un flux transmis.

3) Détermination de $R_e(\omega)$ et $E_e(\omega)$

Les solutions de l'équation différentielle sont :

$$z(z) = C e^{\alpha z} + D e^{-\alpha z} - \frac{j\omega}{2k} e^{k(z - z_b)}$$

avec

$$\alpha = k \left(1 + i \frac{\omega}{\omega_0} \right)^{1/2}$$

d'où

$$E_e = \frac{j\omega}{2k} e^{-kz_b} \left(-1 + \frac{(1 - \beta^2) e^{kd}}{e^{\alpha d} - \beta^2 e^{-\alpha d}} \right)$$

avec

$$\beta = \frac{k - \alpha}{k + \alpha}$$

ce qui, compte de la source, donne

$$E_{(e)} = \frac{j\omega}{2k} e^{k(z - z_b)} \frac{(1 - \beta^2) e^{kd}}{e^{\alpha d} - \beta^2 e^{-\alpha d}}$$

et

$$R_e = \beta \frac{\omega}{2k} e^{k(d - z_b)} \frac{e^{\alpha d} - e^{-\alpha d}}{e^{\alpha d} - \beta^2 e^{-\alpha d}}$$

ce qui, compte tenu de la source, donne

$$R_{(\omega)} = \frac{j\omega}{2k} e^{-k(z - z_b)} (1 + \beta e^{-k(2z_b - d)}) \times \frac{e^{\alpha d} - e^{-\alpha d}}{e^{\alpha d} - \beta^2 e^{-\alpha d}}$$

Ces deux réponses $R(\omega)$ et $E(\omega)$ sont des fonctions de ω par l'intermédiaire de β et α , qui introduisent un déphasage des flux par rapport aux courants.

4) Equations reliant les flux aux courants réels

On ne considère que des nappes de courant de nature dipolaire.

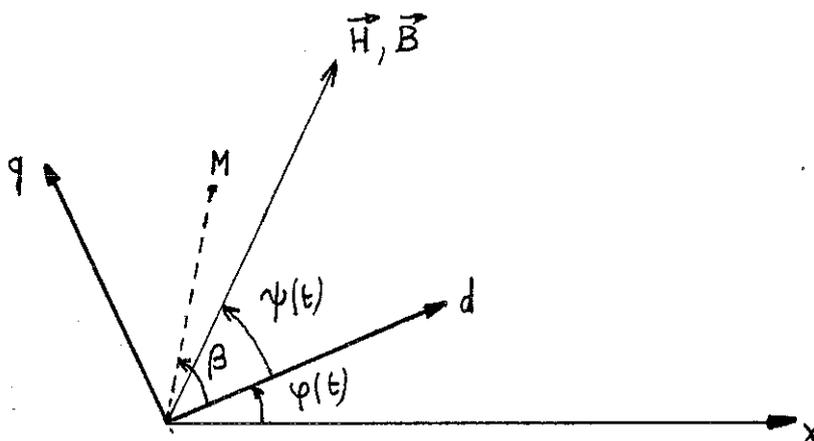


Figure b

Dans le repère (d, q) lié à l'écran, (donc au rotor), les courants en un point M, défini par l'angle β dans la géométrie cylindrique ou par kx dans son équivalent plan, est

$$j(x, t) = j(t) \sin(\beta - \Psi(+))$$

qui peut s'écrire :

$$j(x,t) = - j_q(t) \cos \beta + j_d(t) \sin \beta$$

soit dans le repère plan

$$j(x,t) = - j_q(t) \cos kx + j_d(t) \sin kx$$

Si nous définissons, $j^+(t) = j_d(t) + i j_q(t)$, alors

$$j(x,t) = - \text{Im} [j^+(t) e^{-ikx}]$$

et nous pouvons passer en transformée de Fourier :

$$j(x,t) = - \text{Im} [e^{-ikx} \int_{-\infty}^{\infty} j^+(\omega) e^{-i\omega t}]$$

Nous avons vu que l'effet diffusif de l'écran se traduit par les fonctions $\mathcal{R}(\omega)$ et $\mathcal{E}(\omega)$ agissant sur les courants $j(\omega)$. Un flux réel, réfléchi ou transmis, peut s'écrire :

$$\phi(x,t) = - \text{Im} [e^{-ikx} \int_{-\infty}^{+\infty} \left. \begin{array}{l} \mathcal{R}(\omega) \\ \mathcal{E}(\omega) \end{array} \right| j^+(\omega) e^{-i\omega t}]$$

soit

$$\phi(x,t) = - \text{Im} [e^{-ikx} \int_{-\infty}^{+\infty} \left. \begin{array}{l} \mathcal{R}(T) \\ \mathcal{E}(T) \end{array} \right| j^+(t - T) dT]$$

Il est démontré (voir § II 1) que $\mathcal{R}(T)$ et $\mathcal{E}(T)$ sont réelles, on peut donc écrire :

$$\phi(x,t) = - \text{Im} [e^{-ikx} \int_0^{\infty} \left. \begin{array}{l} \mathcal{R}(T) \\ \mathcal{E}(T) \end{array} \right| (j_d(t - T) + i j_q(t - T)) dT]$$

d'où

$\phi(x,t) = - \cos kx \times \pi(d_d) + \sin kx \times \pi(j_d)$ où $\pi(f)$ est l'opérateur

$$\int_0^{\infty} \left[\begin{array}{l} \mathcal{R}(T) \\ \text{ou} \\ \mathcal{E}(T) \end{array} \right] \times f(t - T) dT$$

5) Equations électriques de la machine

$i_a(t)$ et $i_b(t)$ seront normées :

$$\int_0^{\infty} R(\tau) d\tau = \int_0^{\infty} G(\tau) d\tau = 1$$

et nous définirons pour chaque bobinage (rotor et stator) :

- une self nue, L_0 , qui est la self propre du bobinage en absence d'écran,
- une self écrantée, L_e , qui est la self du bobinage totalement écrantée (l'écran se comporte comme un supraconducteur de type I),
- une mutuelle M_0 entre 2 bobinages, l'écran étant enlevé.

Le flux dans un bobinage est :

$$\phi_a(t) = L_e i_a(t) + (L_0 - L_e) \int_0^{\infty} R(\tau) i_a(t - \tau) d\tau + M_0 \int_0^{\infty} G(\tau) i_b(t - \tau) d\tau$$

soit

$$\phi_a(t) = \mathcal{L}(j_a) + \mathcal{M}(j_b)$$

où \mathcal{L} et \mathcal{M} sont 2 opérateurs agissant sur les courants j_a et j_b , tel que

$$\mathcal{L}(j) = L_e j + (L_0 - L_e) \int_0^{\infty} R(\tau) j(t - \tau) d\tau$$

$$\mathcal{M}(j) = M_0 \int_0^{\infty} G(\tau) j(t - \tau) d\tau$$

Dans le système d'axes lié à l'écran (rotor), le flux vu par le stator s'écrit :

$$\phi_s = \mathcal{L}_s(j_\alpha + i j_q) + \mathcal{M}(j_f)$$

D'où l'équation électrique du stator, dans le repère fixe

$$\frac{d}{dt} \left\{ e^{i\varphi(t)} \left[\mathcal{L}_s(j_d + i j_q) + \mathcal{M}_b(j_f) \right] \right\} + e^{i\varphi(t)} r_s (j_d + i j_q) = -(V_d + i V_q)$$

où $V(t) = V_d + i V_q$ est la tension appliquée au stator,

d'où les équations du stator

$$\left\{ \begin{array}{l} \frac{d}{dt} \left[\mathcal{L}_s(j_d) + \mathcal{M}_b(j_f) \right] - \varphi'(t) \mathcal{L}_s(j_q) + r_s j_d = -\operatorname{Re} \left[V e^{-i\varphi(t)} \right] \\ \frac{d}{dt} \left[\mathcal{L}_s(j_q) \right] + \varphi'(t) \left[\mathcal{L}_s(j_d) + \mathcal{M}_b(j_f) \right] + r_s j_q = -\operatorname{Im} \left[V e^{-i\varphi(t)} \right] \end{array} \right.$$

et l'équation du rotor

$$\frac{d}{dt} \left[\mathcal{L}_f(j_f) + \mathcal{M}_b(j_d) \right] + r_f j_f = U(t)$$

où $U(t)$ est la source alimentant l'inducteur.

L'équation mécanique s'écrit, de façon classique :

$$\Gamma = - J_{r+e} \varphi''(T)$$

où J_{r+e} est le moment d'inertie du rotor et de l'écran.

$$\Gamma = [j_d \phi_q - j_q \phi_d]$$

d'où

$$- J_{r+e} \varphi''(t) = j_d \mathcal{L}_s(j_q) - j_q \left[\mathcal{L}_s(j_d) + \mathcal{M}_b(j_f) \right]$$

Toutes les équations s'expriment en fonction des courants j_d , j_q et j_f et de leurs intégrales,

$$\int_0^\infty \frac{\mathcal{R}(T)}{\mathcal{E}(T)} \times j(t - T) dT.$$

II) RESOLUTION DU SYSTEME D'EQUATIONS

1) Expression de $\mathcal{R}(T)$ et $\mathcal{E}(T)$

L'expression de $\mathcal{R}(\omega)$ et $\mathcal{E}(\omega)$ ont été données précédemment au paragraphe I-3.

$$\begin{cases} \mathcal{E}(\omega) = \frac{j\omega}{2k} \frac{(1-\beta^2)e^{kd}}{e^{\alpha d} - \beta^2 e^{-\alpha d}} e^{k(z-z_b)} e^{i(\omega t - kx)} \\ \mathcal{R}(\omega) = \frac{j\omega}{2k} \left[1 + \beta \frac{e^{\alpha d} - e^{-\alpha d}}{e^{\alpha d} - \beta^2 e^{-\alpha d}} e^{-k(2z_b - d)} \right] e^{-k(z-z_b)} e^{i(\omega t - kx)} \end{cases}$$

Posons :

$$\begin{cases} \lambda = kd = \frac{d}{r_0} \\ m_\omega = \left(1 + i \frac{\omega}{\omega_0} \right)^{1/2} = \frac{\alpha}{k} \end{cases}$$

D'où :

$$\begin{cases} \beta = \frac{1 - m_\omega}{1 + m_\omega} \\ \alpha d = m_\omega \lambda \end{cases}$$

Les singularités de $\mathcal{R}(\omega)$ et $\mathcal{E}(\omega)$ apparaissent pour des valeurs de ω telles que :

$$e^{2\alpha d} = \beta^2$$

qui se décomposent en deux espèces de pôles :

a) $e^{m_\omega \lambda} = \frac{1 - m_\omega}{1 + m_\omega}$ vérifiant l'équation $\frac{2}{\lambda} y_\omega = -\text{tg} y_\omega$

b) $e^{-m_\omega \lambda} = \frac{1 - m_\omega}{1 + m_\omega}$ vérifiant l'équation $\frac{2}{\lambda} y_\omega \text{tg} y_\omega = 1$

où $y_n = -i \frac{\lambda}{2} m_\omega$

Les solutions de ces pôles sont réelles, et les singularités s'écrivent sous la forme :

$$y_n \neq n \frac{\pi}{2} + \frac{\lambda}{\pi} \frac{1}{n} \quad n \in \mathbb{N}^*$$

et y_0

d'où une détermination simple des fonctions $\mathcal{R}(T)$ et $\mathcal{C}(T)$ définies par :

$$\begin{cases} \mathcal{R}(T) \\ \mathcal{C}(T) \end{cases} = \int_{-\infty}^{+\infty} \begin{cases} \mathcal{R}(\omega) \\ \mathcal{C}(\omega) \end{cases} e^{i\omega T} d\omega$$

Par le calcul des résidus, nous obtenons $\mathcal{R}(T)$ et $\mathcal{C}(T)$:

$$\mathcal{R}(T) = A \frac{8\pi\omega_0}{\lambda} \left(\frac{y_0^2}{y_0^2 + \frac{\lambda}{2} \left(1 + \frac{\lambda}{2}\right)} e^{-\omega_0 T \left(1 + \frac{4}{\lambda^2} y_0^2\right)} + S \right)$$

avec

$$S = \sum_{m=1}^{\infty} \frac{y_m^2}{y_m^2 + \frac{\lambda}{2} \left(1 + \frac{\lambda}{2}\right)} e^{-\omega_0 T \left(1 + \frac{4}{\lambda^2} y_m^2\right)}$$

A : nombre qui norme $\mathcal{R}(T)$

Dans la limite des écrans minces, S s'écrira : $S \# \sum_{m=1}^{\infty} e^{-\omega_0 T \frac{m^2 \pi^2}{\lambda^2}}$

$$\mathcal{C}(T) = B \frac{8\pi\omega_0}{\lambda} \left(\frac{y_0^2}{y_0^2 + \frac{\lambda}{2} \left(1 + \frac{\lambda}{2}\right)} e^{-\omega_0 T \left(1 + \frac{4}{\lambda^2} y_0^2\right)} + S' \right)$$

avec

$$S' = \sum_{m=1}^{\infty} (-1)^m \frac{y_m^2}{y_m^2 + \frac{\lambda}{2} \left(1 + \frac{\lambda}{2}\right)} e^{-\omega_0 T \left(1 + \frac{4}{\lambda^2} y_m^2\right)}$$

B : nombre qui norme $\mathcal{C}(T)$

Dans la limite des écrans minces, S' s'écrira : $S' \# \sum_{m=1}^{\infty} (-1)^m e^{-\omega_0 T \frac{m^2 \pi^2}{\lambda^2}}$

Notons que $\mathcal{R}(T)$ et $\mathcal{C}(T)$ sont réelles.

Quand t tend vers zéro :

$$s \underset{t \rightarrow 0}{=} \frac{\lambda}{2} \frac{1}{\sqrt{\pi \omega_0 t}} - \frac{1}{2} : \mathcal{R}(T) \text{ diverge.}$$

$$s' \underset{t \rightarrow 0}{=} -\frac{1}{2} : \mathcal{C}(T) \text{ converge.}$$

Un problème se pose : l'existence de $\int_0^{\infty} \mathcal{R}(T) j(t - T) dT$ et le calcul de cette intégrale.

2) Existence de $I = \int_0^{\infty} \mathcal{R}(T) j(t - T) dT$

Décomposons I en deux termes :

$$I = \int_0^{\delta} \mathcal{R}(T) j(t - T) dT + \int_{\delta}^{\infty} \mathcal{R}(T) j(t - T) dT$$

Le second terme se calcule et la divergence de $\mathcal{R}(T)$ se retrouve dans le premier.

$$\int_0^{\delta} \mathcal{R}(T) j(t - T) dT = \int_0^{\delta} \sqrt{\frac{T_0}{T}} j(t - T) dT - \int_0^{\delta} \frac{1}{2} j(t - T) dT$$

I se calculera pas à pas, avec un pas de valeur δ .

Calculons les valeurs du pas $n + 1$ connaissant celles du pas n .

$j(t)$ est analytique et nous pouvons écrire :

$$j(t + x) = j(t) + x \frac{j_{n+1} - j_n}{\delta}$$

Dans notre cas, $x = \delta - T$, d'où :

$$j(t + x) = j_{n+1} - \frac{T}{\delta} (j_{n+1} - j_n)$$

ainsi :

$$i_{n+1} = \int_0^{\delta} \sqrt{\frac{T_0}{T}} j(t - T) dT$$

$$i_{n+1} = \sqrt{T_0} \frac{2}{3} \sqrt{\delta} (2j_{n+1} - j_n)$$

Nous avons donc démontré l'existence de l'intégrale en la calculant.

Les solutions des équations existent et peuvent donc se calculer.

3) Signification de $\mathcal{L}(j)$

$\mathcal{L}(j)$ s'écrit :

$$\mathcal{L}(j) = L_e j + (L_0 - L_e) \int_0^{\infty} \mathcal{R}(T) j(t - T) dT$$

Les termes de $\mathcal{R}(T)$ décroissent vite et dans le cas du cryoalternateur du CRTBT de 500 kW, les neuf premiers sont pris en compte ($\lambda = \frac{d}{r_0} = 0,16$ et $\omega_0 = 0,3 \text{ rds}^{-1}$).

Considérons le cas d'un bobinage (I) fermé sur lui-même (cas d'un écran) entouré par un autre bobinage (II) (cas du stator ou du rotor), nous avons :

$$\mathcal{M} j'_s + L_a j'_a + R_a j_a = 0$$

d'où

$$j_a = \frac{-\mathcal{M}}{L_a} e^{-\omega t} \int_{-\infty}^t j'_s(\tau) e^{\omega \tau} d\tau$$

avec $\omega = \frac{R_a}{L_a}$

Calculons le flux ϕ_R que reçoit le bobinage II créé par le courant j_a :

$$\phi_R = -\mathcal{M} j_a$$

$$\phi_R = -\frac{\mathcal{M}^2}{L_a} j_s + \frac{\mathcal{M}^2}{L_a} \omega \int_0^{\infty} j_s(t - T) e^{-\omega T} dT$$

Le flux résultant ϕ du bobinage II sera donc :

$$\phi = \left(L_o - \frac{\sum \pi_i^2}{L_a} \right) j_s + \frac{\sum \pi_i^2}{L_a} \omega \int_0^{\infty} j_s(t-T) e^{-\omega T} dT$$

Nous trouvons donc une équivalence entre $\mathcal{L}(j)$ et ϕ , en posant :

$$(L_o - L_e) = \sum_{i=1}^n \frac{\pi_i^2}{L_{ai}}$$

où n est le nombre de fréquences ω_i prises en compte dans la fonction $\mathcal{R}(T)$.

$$A \frac{8\pi \omega_o}{\lambda} \frac{y_i^2}{y_i^2 + \frac{\lambda}{2} \left(1 + \frac{\lambda}{2}\right)} (L_o - L_e) = \frac{\pi \pi_i^2}{L_{ai}} \omega_i$$

avec $\omega_i = \frac{R_{ai}}{L_{ai}}$

Nous avons 3n inconnues (R_{ai}, L_{ai}, π_i) pour $2n + 1$ équations. En éliminant

$\frac{\pi_i^2}{L_{ai}}$ des deux équations écrites ci-dessus, nous retrouvons la norme de $\mathcal{R}(T)$,

ce qui démontre que la résolution de ce système est possible. Ainsi, à chaque fréquence ω_i , peut être associé un circuit fictif (R_a/L_a) déterminé à un paramètre près.

L'écran se comporte donc comme un ensemble de circuits simples (R_a, L_a) situés dans l'axe d et l'axe q. Cette conclusion est logique et en accord avec tous les calculs faits dans les études publiées (1). A la différence, que nous ne tenons pas compte des mutuelles inductances des circuits fictifs déterminés par ce calcul ; en fait, celles-ci sont prises en compte globalement dans le terme $L_o - L_e$.

4) Méthode de calcul

Le calcul se fera pas à pas. La valeur du pas δ sera choisie judicieusement ($\delta < 2$ ms). Par la connaissance des courants j intérieurs, nous pourrons

déterminer $j + \delta j$. Les intégrales $\int_0^{\infty} \mathcal{R}(T) j(t-T) dT$ seront calculées

par la méthode des trapèzes. Pour le pas (n + 1) :

$$\int_0^{\infty} R(T) j(t-T) dT = i_{n+1} + \int_0^{\infty} R(T) j(t-T) dT$$

$$= i_{n+1} + \left[\frac{1}{2} R(\delta) j(t_n) + R(2\delta) j(t_{n+1}) + \dots + R((n+1)\delta) j(0) \right] \delta$$

$$\int_0^{\infty} C(T) j(t-T) dT = \left[\frac{1}{2} C(0) j(t_{n+1}) + C(\delta) j(t_n) + \dots + C((n+1)\delta) j(0) \right] \delta$$

Il faudra donc calculer les valeurs

$$R(\delta), R(2\delta), \dots, R((n+1)\delta) \text{ et}$$

$$C(0), C(\delta), C(2\delta), \dots, C((n+1)\delta)$$

$R(T)$ et $C(T)$ étant des fonctions décroissantes, seules certaines de ces valeurs seront prises en compte.

Pour chaque pas, le système d'équations électriques se ramènera à un système linéaire de trois équations à trois inconnues (j_d, j_q, j_f). L'équation mécanique permettra la renormalisation de $\psi(t)$.

III) CONCLUSION

L'originalité de cette étude théorique réside dans la rigueur mathématique avec laquelle la modélisation des écrans est faite. En effet, à notre connaissance, toutes les publications parues jusqu'à présent (voir bibliographie) traitent le problème par les transformées de Fourier des grandeurs électriques dans les axes d et q, alors que, dans cette étude, nous ne décomposons sur ces deux axes qu'après le calcul des transformées de Fourier. Ceci peut donner des résultats différents, dans l'étude pratique.

BIBLIOGRAPHIE

- (1) : L. BOYER and G. FOURNET
Study of screens for superconducting A.C. machines, Electric machines and electroméchanics : an international quaterly.
- (2) : J.É. SABRIE
Méthode d'étude des cryoalternateurs en régime variable : environnement physique de l'inducteur en exploitation. S.E.E. Section 12 - composants des réseaux d'énergie électrique, 9 décembre 1975.
- (3) : T.J.E. MILLER and P.J. LAWRENSON
Penetration of transient magnetic fields through conducting cylindrical structures with particular references to superconducting a.c. machines. PROC IEE, vol.123, n° 5, May 1976.
- (4) : P.J. LAWRENSON, T.J.E. MILLER, J.M. STEPHENSON
Damping and screening in the synchronous superconducting generator. PROC IEE, vol. 123, n° 8, August 1976.
- (5) : E.M. FREEMAN
Equivalent circuits form electromagnetic theory low-frequency induction devices. PROC IEE, vol. 121, n° 10, October 1974.
- (6) J.L. SABRIE
Etude du fonctionnement des alternateurs non saturés à rotor lisse en vue de l'application aux cryoalternateurs. I- Première partie, théorie. Document confidentiel E.D.F, M. 16-252.
- (7) : T. GRATOLJIC, H.W. LORENZEN, H. Von MARKUS, J. SERGL
Three-dimensional calculation of fields and losses in the rotor of a superconducting synchronous generator. IEEE; PES Summer Meeting, Los Angeles, C.A., July 16-21, 1978.

- (8) : T. BRATOLJIC, H. FÜRSICH, H.W. LORENZEN
Transient and small perturbation behaviour of superconducting turbo-
generators - IEEE transactions on Power Apparatus and Systems, vol.
PAS-96, n° 4, July/August 1977.
- (9) : ITSUYA MUTA
Equivalent circuit modeling of a superconducting synchronous generator.
Electrical Engineering in Japan, vol. 97, n° 6, 1977.
- (10) : ITSUYA MUTA, EIICHI MUKAI and MASARY YAGI
The shielding of asynchronous magnetic fields in the superconducting
synchronous generator with electromagnetic shields. Electrical Engi-
neering in Japan, vol. 98, n° 5, 1978.
- (11) : ITSUYA MUTA, EIICHI MUKAI and J.L. KIRTLEY
Equivalent circuit modeling of a superconducting alternator by two-
dimensional field analysis. Reports of the faculty of science and
engineering, SAGA University, n° 7, 1979.

A U T O R I S A T I O N D E S O U T E N A N C E

=====

VU les dispositions de l'article 3 de l'arrêté du 16 avril 1974,

VU les rapports de présentation de Messieurs

. J.L SABRIE, Ingénieur

. M. RENARD, Professeur et Y. BRUNET, Maître-
assistant

Monsieur PAQUIEN Lionel

est autorisé à présenter une thèse en soutenance pour l'obtention du diplôme de
DOCTEUR-INGENIEUR, spécialité "Génie électrique".

Fait à Grenoble, le 14 janvier 1983

Le Président de l'I.N.P.-G.

D. BLOCH
Président
de l'Institut National Polytechnique
de Grenoble

P.O. le Vice-Président.





RESUME

Cette thèse termine l'étude du cryoalternateur de 500 kW. Cette maquette a été construite au laboratoire du CRTBT du CNRS de Grenoble et ses premiers essais se sont déroulés dans ce même endroit. Les essais qui sont explicités dans cet ouvrage ont eu lieu dans le site de Saint-Denis d'E.D.F. Ces essais, qui sont de deux types, en régime permanent et en régime transitoire jusqu'à la vitesse nominale (3000 tr/mn) -le couplage sur le réseau suivi de tests ayant été réalisé - ont démontré la fiabilité de la technologie mise en jeu, ainsi qu'une meilleure souplesse de maniement et de meilleures performances. Les résultats, bien qu'ils aient été obtenus sur une maquette, sont encourageants pour la poursuite des études sur le cryoalternateur (construction de prototypes de quelques centaines de mégawatts décidée aux USA et en URSS) en vue de son industrialisation.

Il faudra attendre les années 90 pour que le premier cryoalternateur opérationnel apparaisse dans le cas de sa commercialisation.

Mots-clés : cryoalternateur, stabilité, essai électrique, régime permanent, régime transitoire, couplage, compensateur synchrone, court-circuit, écran électromagnétique.

