

THÈSE

présentée à

L'UNIVERSITE SCIENTIFIQUE ET MEDICALE
ET L'INSTITUT NATIONAL POLYTECHNIQUE
DE GRENOBLE

pour obtenir le grade

DOCTEUR ES-SCIENCES PHYSIQUES

par

Yves BRUNET

SUJET

Analyse des comportements
cryogéniques, mécaniques et électriques
d'un cryoalternateur
hypersynchrone de 500 kW

Soutenue le 25 Avril 1980 devant la commission d'Examen

Président

A. LACAZE

G. FOURNET

M. POLOUJADOFF

Examineurs

M. RENARD

G. RUELLE

J.L. SABRIE

INSTITUT NATIONAL POLYTECHNIQUE DE GRENOBLE

Président : M. Philippe TRAYNARD
Vice-Présidents : M. Georges LESPINARD
M. René PAUTHENET

Année Universitaire
1978-1979

PROFESSEURS TITULAIRES

MM BENOIT Jean	Electronique - Automatique
BESSON Jean	Chimie Minérale
BLOCH Daniel	Physique du Solide - Cristallographie
BONNETAIN Lucien	Génie Chimique
BONNIER Etienne	Métallurgie
*BOUDOURIS Georges	Electronique - Automatique
BRISSONNEAU Pierre	Physique du Solide - Cristallographie
BUYLE-BODIN Maurice	Electronique - Automatique
COUMES André	Electronique - Automatique
DURAND Francis	Métallurgie
FELICI Noël	Electronique - Automatique
FOULARD Claude	Electronique - Automatique
LANCIA Roland	Electronique - Automatique
LONGEQUEUE Jean-Pierre	Physique Nucléaire Corpusculaire
LESPINARD Georges	Mécanique
MOREAU René	Mécanique
PARIAUD Jean-Charles	Chimie-Physique
PAUTHENET René	Electronique - Automatique
PERRET René	Electronique - Automatique
POLOUJADOFF Michel	Electronique - Automatique
TRAYNARD Philippe	Chimie - Physique
VEILLON Gérard	Informatique fondamentale et appliquée
*en congé pour études.	

PROFESSEURS SANS CHAIRE

MM BLIMAN Samuël	Electronique - Automatique
BOUVARD Maurice	Génie Mécanique
COHEN Joseph	Electronique - Automatique
GUYOT Pierre	Métallurgie Physique
JOUBERT Jean-Claude	Physique du Solide - Cristallographie
LACOUME Jean-Louis	Electronique - Automatique
ROBERT André	Chimie Appliquée et des Matériaux
ROBERT François	Analyse numérique
SABONNADIÈRE Jean-Claude	Electronique - Automatique
ZADWORNÝ François	Electronique - Automatique

MAÎTRES DE CONFÉRENCES

MM ANCEAU François	Informatique fondamentale et appliquée
CHARTIER Germain	Electronique - Automatique
Mme CHERUY Arlette	Automatique
CHIAVERINA Jean	Biologie, biochimie, agronomie
IVANES Marcel	Electronique - Automatique
LESIEUR Marcel	Mécanique
MORET Roger	Physique nucléaire - corpusculaire
PIAU Jean-Michel	Mécanique
PIERRARD Jean-Marie	Mécanique
Mme SAUCIER Gabrielle	Informatique fondamentale et appliquée
SOHM Jean-Claude	Chimie Physique

.../...

CHERCHEURS DU C.N.R.S. (Directeur et Maîtres de Recherche)

M FRUCHART Robert	Directeur de Recherche
MM ANSARA Ibrahim	Maître de Recherche
BRONOEL Guy	Maître de Recherche
CARRE René	Maître de Recherche
DAVID René	Maître de Recherche
DRIOLE Jean	Maître de Recherche
KLEITZ Michel	Maître de Recherche
LANDAU Ioan-Doré	Maître de Recherche
MERMET Jean	Maître de Recherche
MUNIER Jacques	Maître de Recherche

Personnalités habilitées à diriger des travaux de recherche (Décision du Conseil Scientifique)

E.N.S.E.E.G.

MM BISCONDI Michel	Ecole des Mines ST ETIENNE (dépt. Métallurgie)
BOOS Jean-Yves	Ecole des Mines ST ETIENNE (Métallurgie)
DRIVER Julian	Ecole des Mines ST ETIENNE (Métallurgie)
KOBYLANSKI André	Ecole des Mines ST ETIENNE (Métallurgie)
LE COZE Jean	Ecole des Mines ST ETIENNE (Métallurgie)
LESBATS Pierre	Ecole des Mines ST ETIENNE (Métallurgie)
RIEU Jean	Ecole des Mines ST ETIENNE (Métallurgie)
SAINFORT	C.E.N. Grenoble (Métallurgie)
SOUQUET Jean-Louis	U.S.M.G.
CAILLET Marcel	E.N.S.E.E.G. (Chimie Minérale Physique)
COULON Michel	E.N.S.E.E.G. (Chimie Minérale Physique)
GUILHOT Bernard	Ecole des Mines ST ETIENNE (Chim.Min.Ph)
LALAUZE René	Ecole des Mines ST ETIENNE (Chim.Min.Ph)
LANCELOT Francis	Ecole des Mines ST ETIENNE (Chim.Min.Ph)
SARRAZIN Pierre	E.N.S.E.E.G. (Chimie Minérale Physique)
SOUSTELLE Michel	Ecole des Mines ST ETIENNE (Chim.Min.Ph)
THEVENOT François	Ecole des Mines ST ETIENNE (Chim.Min.Ph)
THOMAS Gérard	Ecole des Mines ST ETIENNE (Chim.Min.Ph)
TOUZAIN Philippe	E.N.S.E.E.G. (Chimie Minérale Physique)
TRAN MINH Canh	Ecole des Mines ST ETIENNE (Chim.Min.Ph)

E.N.S.E.R.G.

MM BOREL Joseph	Centre d'Etudes Nucléaires de GRENOBLE
KAMARINOS Georges	Centre National Recherche Scientifique

E.N.S.E.G.P.

MM BORNARD Guy	Centre National Recherche Scientifique
DAVID René	Centre National Recherche Scientifique
DESCHIZEAUX Pierre	Centre National Recherche Scientifique

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

MM COURTIN Jacques	Université des Sciences Sociales
LATOMBE Jean-Claude	Institut National Polytechnique GRENOBLE
LUCAS Michel	Université Scientifique et Médicale GRENOBLE

*
* *
*

Monsieur Gabriel CAU : Président

MEMBRES DU CORPS ENSEIGNANT DE L'U.S.M.G.

PROFESSEURS TITULAIRES

MM. AMELARD Pierre
AMBROISE-THOMAS Pierre
ARNAUD Paul
ARVIEU Robert
AUBERT Guy
AYANT Yves
Mme BARBIER Marie-Jeanne
MM. BARBLER Jean-Claude
BARBIER Reynold
BARJON Robert
BARNAUD Fernand
BARRA Jean-René
BARRIE Joseph
BEAUDOING André
BELOUZKY Elie
BENZAKEN Claude
BERNARD Alain
Mme BERTRANDIAS Françoise
MM. BERTRANDIAS Jean-Paul
BEZES Henri
BILLET Jean
BLAMBERT Maurice
BONNET Jean-Louis
BONNET-EYNARD Joseph
Mme BONNIER Jeanne-Marie
MM. BOUCHERLE André
BOUCHEZ Robert
BOUTET DE MONVEL Louis
BRAVARD Yves
CABANEL Guy

Clinique de dermatologie
Parasitologie
Chimie
I.S.N.
Physique
Physique approfondie
Electrochimie
Physique Expérimentale
Géologie appliquée
Physique nucléaire
Biosynthèse de la cellulose
Statistiques
Clinique chirurgicale A
Clinique de Pédiatrie et Puériculture
Physique
Mathématiques appliquées
Mathématiques Pures
Mathématiques Pures
Mathématiques Pures
Clinique chirurgicale et Traumatologie
Géographie
Mathématiques Pures
Clinique Ophtalmologique
Clinique Néphro-gastro-entérologique
Chimie générale
Chimie et Toxicologie
Physique nucléaire
Mathématiques Pures
Géographie
Clinique rhumatologique et hydrologique

....

Mme LAJZEROWICZ Janine
MM. LAJZEROWICZ Joseph
LATREILLE René

Anatomie
Biologie végétale
Biologie animale et pharmacodynamie
Médecine légale et toxicologie
Chimie organique
Clinique Oto-rhino-laryngologique
Clinique de neurologie
Biologie animale
Pharmacie chimique et chimie analytique
Anatomie pathologique
C.E.R.M.O.
Géologie générale
Zoologie
Pneumophisiologie
Chimie minérale
Métallurgie
Mécanique appliquée (IUT 1)
Physique des plasmas
Thermodynamique
Cristallographie
Maths Pures
Chimie Physique
Mathématiques pures
Analyse numérique
Pharmacologie
Electroradiologie
Mathématiques pures
Mécanique
Géologie
Géographie
Mathématiques pures
Physique générale
Mathématiques pures
Mathématiques pures
Mécanique
Thermodynamique
Biologie végétale
Physique
Physique
Chirurgie générale

MM. CALAS François
CARLIER Georges
CARRAZ Gilbert
CAU Gabriel
CAQUIS Georges
CHARACHON Robert
CHATEAU Robert
CHIBON Pierre
COEUR André
COUDERC Pierre
CRABBÉ Pierre
DEBELMAS Jacques
DEGRANGE Charles
DEORMAS Pierre
DEPORTES Charles
DESRÉ Pierre
DODU Jacques
DOLIQUE Jean-Michel
DREYFUS Bernard
DUCROS Pierre
FONTAINE Jean-Marc
GAGNAIRE Didier
GALVANI Octave
GASTINEL Noël
GAVEND Michel
GEINDRE Michel
GERBER Robert
GERMAIN Jean-Pierre
GIRAUD Pierre
JANIN Bernard
JOLY Jean-René
KAHANE André
KLEIN Joseph
KOSZUL Jean-Louis
KRAVICHENKO Julien
LACAZE Albert
LACHARME Jean
Mme LAJZEROWICZ Janine
MM. LAJZEROWICZ Joseph
LATREILLE René

MM. LATURAZE Jean	Biochimie Pharmaceutique
LAURENT Pierre-Jean	Mathématiques appliquées
LE ROY Philippe	Mécanique (IUT I)
LIBOUTRY Louis	Géophysique
LOISEAUX Jean-Marie	Sciences nucléaires
LONGUEUE Jean-Pierre	Physique nucléaire - I.S.N.
LOUP Jean	Géographie
Mlle LUTZ Elisabeth	Mathématiques pures
MM. MALINAS Yves	Clinique obstétricale
MARTIN-NOEL Pierre	Clinique cardiologique
MAYNARD Roger	Physique du solide
MAZARE Yves	Clinique Médicale A
MICHEL Robert	Minéralogie et Pétrographie
MICOUUD Max	Clinique Maladies infectieuses
MOURIQUAND Claude	Histologie
MOUSSA André	Chimie nucléaire
NEGRE Robert	Mécanique
NOZIERES Philippe	Spectrométrie Physique
OZENDA Paul	Botanique
PAYAN Jean-Jacques	Mathématiques pures
PERAY-PEYROLA Jean-Claude	Physique
PERRET Jean	Sémiologie Médicale (Neurologie)
RACHAIL Michel	Clinique Médicale B
RASSAT André	Chimie systématique
RENNARD Michel	Thermodynamique
REVOL Michel	Urologie
Mme RINAUDO Marguerite	Chimie macromoléculaire
MM. DE ROUEMONT Jacques	Neuro-Chirurgie
SARAZIN Roger	Clinique chirurgicale B
SEIGNEURIN Raymond	Microbiologie et Hygiène
SENGEL Philippe	Zoologie
SIBILLE Robert	Construction mécanique (IUT I)
SOUTIF Michel	Physique générale
TANCHE Maurice	Physiologie
VAILLANT François	Zoologie
VALENTIN Jacques	Physique Nucléaire
VAN CUTSEM Bernard	Mathématiques appliquées
VAUQUIS Bernard	Mathématiques appliquées
Mme VERAÏN Alice	Pharmacie galénique

MM. VERAÏN André	Biophysique
VEYREY Paul	Géographie
VIGNAIS Pierre	Biochimie médicale
<u>PROFESSEURS ASSOCIES</u>	
MM. GREENE Richard	Basses Températures
ROTH Walter	Cristallographie
SZYMANSKI Zdzislaw	Institut des Sciences Nucléaires
<u>PROFESSEURS SANS CHAÎNE</u>	
Mlle AGNIUS-DELORD Claudine	Physique pharmaceutique
ALARY Josette	Chimie analytique
MM. ARMAND Gilbert	Géographie
BENZAKEN Claude	Mathématiques appliquées
BLAREZ Jean-Pierre	Mécanique
BILLET Jean	Géographie
BOUCHET Yves	Anatomie
BRUGEL Lucien	Energétique (IUT I)
BUISSON Roger	Physique (IUT I)
BUTEL Jean	Orthopédie
CHARDON Michel	Géographie
COHEN-ADDAD Jean-Pierre	Spectrométrie physique
COLOMB Maurice	Biochimie médicale
CONTE René	Physique (IUT I)
DELOBEL Claude	M.I.A.G.
DEPASSEL Roger	Mécanique des fluides
CAUTRON René	Chimie
GIDON Paul	Géologie et Minéralogie
GLENAT René	Chimie organique
GROULADE Joseph	Biochimie médicale
HACQUES Gérard	Calcul numérique
HOLLARD Daniel	Hématologie
HUGONOT Robert	Hygiène et Médecine préventive
IDELMAN Simon	Physiologie animale
JALBERT Pierre	Histologie
JUENEN Pierre	Mathématiques appliquées

Mme KAHANE Josette
MM. KRAKOWIACK Sacha
KUNN Gérard
LUU DUC Cuong
MACHE Régis
MARECHAL Jean
MIC-HOUILLER Jean
Mme MINIER Colette
MM. PELMONT Jean
PERRIAUX Jean-Jacques
PFISTER Jean-Claude
Mlle PIERY Yvette
MM. RAYNAUD Hervé
REBECQ Jacques
REYMOND Jean-Charles
RICHARD Lucien
SARROT-REYNAUD Jean
SIROT Louis
Mme SOUTIF Jeanne
MM. STIEGLITZ Paul
VIALON Pierre

Physique
Mathématiques appliquées
Physique (IUT I)
Chimie organique - Pharmacie
Physiologie végétale
Mécanique (IUT)
Physique (IUT I)
Physique (IUT I)
Biochimie
Géologie et Minéralogie
Physique du solide
Physiologie Animale
M.I.A.G.
Biologie (CUS)
Chirurgie générale
Biologie végétale
Géologie
Chirurgie générale
Physique générale
Anesthésiologie
Géologie

NATRES DE CONFERENCES ET MAITRES DE CONFERENCES AGREGES

MM. ARMAND Yves
AURIAULT Jean-Louis
BACHELOT Yvan
BARGE Michel
BEGUIN Claude
BENABID Alim-Louis
Mme BERIEL Hélène
MM. BOITET Christian
BOST Michel
BOUCHARLAT Jacques
Mme BOUCHE Liane
MM. BERNARD Pierre
CHAMBAZ Edmond
CHAMPETIER Jean

Chimie (IUT I)
Mécanique (IUT I)
Endocrinologie
Neuro-chirurgie
Chimie organique
Médecine et chirurgie expérimentales
Pharmacodynamie
Mathématiques appliquées
Pédiatrie
Psychiatrie adultes
Mathématiques (CUS)
Gynécologie
Biochimie médicale
Anatomie et organogénèse

MM. CHERADAME Hervé
CHIAVERINA Jean
COHEN Henri
COLIN DE VERDIERE Yves
CONTAMIN Charles
CORDONNIER Daniel
COULOMB Max
CROUZET Guy
CYROT Michel
DENIS Bernard
DOUCE Roland
DUSSAUD René
Mme ETERRADOSSI Jacqueline
MM. FAURE Jacques
FAURE Gilbert
FLOYRAC Roger
FOURNET Jacques
GAUTIER Robert
GIDON Maurice
GROS Yves
GUIDICELLI Henri
GUIGNIER Michel
GUITTON Jacques
HICTER Pierre
JALBERT Pierre
JUNTEN-LAVILLAVROY Claude
KOLODIE Lucien
LE NUC Pierre
MAGNIN Robert
MALLION Jean-Michel
MARTIN-BOUYER Michel
MASSOT Christian
NEMOZ Alain
NOUGARET Marcel
OUDET Bruno
PARAMELLE Bernard
PEFFEN René
PERRAUD Robert
PERRIER Guy

Chimie papetière (EFP)
Biologie appliquées (EFP)
Mathématiques pures
Maths pures
Chirurgie thoracique et cardio-vasculaire
Néphrologie
Radiologie
Radiologie
Physique du solide
Cardiologie
Physiologie végétale
Mathématiques (CUS)
Physiologie
Médecine légale
Urologie
Biophysique
Hépatogastro-entérologie
Chirurgie générale
Géologie
Physique (IUT I)
Chirurgie générale
Thérapeutique
Chimie
Chimie
Histologie
O.R.L.
Hématologie
Bactériologie-virologie
Hygiène et médecine préventive
Médecine du travail
Chimie (CUS)
Médecine interne
Thermodynamique
Automatique (IUT I)
M.I.A.G.
Pneumologie
Métallurgie (IUT I)
Chimie (IUT I)
Géophysique-Glaciologie

MM. PHELIP Xavier	Rhumatologie
RACINET Claude	Gynécologie et Obstétrique
RAMBAUD Pierre	Pédiatrie
RAPIHEL Bernard	Stomatologie
Mme RENAUDET Jacqueline	Bactériologie (Pharmacie)
MM. ROBERT Jean-Bernard	Chimie-Physique
SAKAROVITCH Michel	Maths appliquées
SCHERRER René	Cancérologie
Mme SEIGLE-MURANDI Françoise	Cryptogamie
MM. STOBNER Pierre	Anatomie Pathologie
STUTZ Pierre	Mécanique
VIROUSOS Constantin	Radiologie

MAITRE DE CONFERENCE ASSOCIE

M. SIDNEY Stuart

Mathématiques pures

MAITRE DE CONFERENCE DELEGUE

M. ROCHAT Jacques

Hygiène et Hydrologie (Pharmacie)

PERSONNALITES HABILITEES PAR LE CONSEIL SCIENTIFIQUE DE L'U.S.M.G. A ETRE

DIRECTEURS DE THESE :

MM. BELAKHOVSKY Michel	CENG/DRF/Chimie physique nucléaire
BIAHEZ Jean-Pierre	Professeur Mécanique
BOEHLER Jean-Pierre	M.A. Mécanique
BOIS Philippe	Mécanique
BOLLIER Louis	Prof. USS IUT II Informatique
BOURRET Alain	CENG-DRF/Physique solide
BRODEAU François	Prof. USS Maths appliquées
CHAMBEROD André	CENG/DRF/Physique solide
CHAMBERON William	CENG/DRF/Physique solide
CHAPPERT Jacques	CENG/DRF/Chimie physique nucléaire
Mme CHATELIN Françoise	Prof. USS Maths appliquées
MM. COURT Jean	M.A. Chimie Générale
DELAIVE Jean-Marc	CENG

MM. DESCLAUX Jean-Paul	CENG/DRF/Chimie physique nucléaire
DOMINGO Luna	Maths pures
DUC-JACQUET Marc	M.C. USS Maths appliquées
DUFRESNOY Alain	Maths pures
GIROUD Jean-Pierre	M.A. Mécanique
HERVE Alain	CENG/DRF/R.M.N.
HILLAIRET Jacques	CENG/DRF/Physique solide
JORAND Philippe	M.R. CNRS Maths appliquées
KLEITZ Michel	Maitre rech. CNRS ENSEEG
Mme LEJUNE-JALABERT Monique	Maths pures
MM. LEMOINE Marcel	Géologie Alpine LA 69
LETOURNEUR Jean	Prof. Hon. Ecole mines Saint Etienne (à l'étranger)
LIGEON Emile	CENG/DRF/Physique solide
MAISONNEUVE Bernard	M.C. USS Maths appliquées
MONDARON Paul	M.A. Zoologie
MOSER Pierre	CENG/DRF/Physique solide
PECCOUD François	M.C. USS Maths appliquées
PERETTO Pierre	CENG/DRF/Chimie physique nucléaire
PIERRE Jean-Louis	M.A. Chimie
PHAM DINH Tuan	Attaché rech. MATHS appliquées
POGGI André	Ingénieur CNRS Géophysique
RIMAUDDO Jean	M.A. Chimie Générale
ROBERT Raoul	Maths appliquées
ROMIER Guy	Prof. USS Maths appliquées
ROSSAT-MIGNON Jean	CENG/DRF/Diffraction neutronique
RODAULT Jacques	M.C. USS Maths appliquées
SAXOD Raymond	M.A. Zoologie
SOUQUET Jean-Louis	M.A. Chimie ENSEEG
SUSCILLON Michel	CENG/DRF/Hématologie
TANE Michel	Chimie
TEOULE Robert	CENG/Radiobiologie
VALLOIN Michel	M.A. Géophysique
VILLAIN J.	CENG/DRF/Diffraction neutronique
VIVIAN Robert	M.A. Géographie
Mme ZOLL	Pharmacie DIJON (matière médicale)

Fait à Saint Martin d'Hères en novembre 1978

Je tiens à remercier tout d'abord M. le Professeur M. RENARD, pour ses conseils et enseignements prodigués avec un dynamisme et une bonne humeur qui n'ont jamais transformé ce travail en un pensum contraignant.

J'ai apprécié la compréhension bienveillante du Directeur, M. R. TOURNIER, et de l'ensemble des chercheurs et techniciens du C.R.T.B.T. pour qu'une expérience de cryoélectrotechnique lourde, génératrice de parasites sonores et électromagnétiques, puisse cohabiter avec leurs propres expériences. Que l'Equipe du laboratoire d'Electrotechnique détachée au C.R.T.B.T. trouve ici l'expression de ma reconnaissance. En particulier, je tiens à assurer de mon amitié M. J. MAZUER qui m'a apporté avec enthousiasme un précieux soutien pour toute la partie expérimentale de ce travail.

Je remercie M. le Professeur LCAZE, dont le soutien permanent continue d'être fort apprécié, pour avoir accepté de présider ce jury.

Je remercie M. J.L. SABRIE pour l'intérêt qu'il porte à ces travaux ainsi que M. le Professeur POLOUJADOFF qui a suivi cette étude et accepté avec M. le Professeur FOURNET, et M. G. RUELLE de faire partie de notre jury.

Je suis très reconnaissant à MM. G. FAURE BRAC, D. TOMASIK et L. TREVISSON dont la compétence technique a été précieuse pendant toute la durée de ce travail ainsi qu'à M. J.L. BRET et J.L. CHEMIN qui ont su faire fonctionner parfaitement une électronique délicate dans un environnement peu favorable.

Que Mme A. MAZET accepte mon amical remerciement pour la gentillesse avec laquelle elle a transformé un brouillon quasi illisible en une brochure soignée.

ERRATA

- p 20 Eq 2 : $Be = Bi \left(\frac{R_f}{r}\right)^2$
- p 22 Lire : "Self inductance cyclique..."
- p 32 Ligne 16 "onduleur..."
- p 44 Ligne 18 "Une approche théorique..."
- p 71 Mettre I_f en abscisse
- p 77 2 lignes avant la fin : "est donné..."
- p 81 Texte de la fig 24 : "points expérimentaux et courbes théoriques..."
- p 85 6 lignes avant la fin : "source de courant..."
- p 102 I_f à la place de I_g

TABLE DES MATIERES

INTRODUCTION.....	1
I) <u>RAPPELS CHRONOLOGIQUES</u>	2
I.1) <u>Historique</u>	2
I.2) <u>La politique de développement des cryoalternateurs</u>	4
I.3) <u>Développement du projet C.N.R.S.-C.R.T.B.T.</u>	5
II) <u>PRINCIPE DE FONCTIONNEMENT ET STRUCTURE DU GROUPE CRYOALTERNATEUR</u>	
<u>HYPERSYNCHRON</u>	12
II.1) <u>Fonctionnement en régime permanent</u>	12
II.1.1) <u>Structure de la machine</u>	12
II.1.2) <u>Etude simplifiée</u>	18
II.1.3) <u>Cas d'un arbre d'épaisseur finie</u>	21
II.1.4) <u>Courbe en charge de la machine</u>	22
II.2) <u>Points clés du groupe cryoalternateur hypersynchrone</u>	25
III) <u>COMPORTEMENT MECANIQUE</u>	35
III.1) <u>Comportement de l'ensemble de la ligne d'arbre</u>	35
III.1.1) <u>Liaison du groupe avec le sol</u>	35
III.1.2) <u>Liaison moteur-alternateur</u>	35
III.2) <u>Problèmes mécaniques liés au cryostat</u>	37
III.2.1) <u>Position du problème</u>	38
III.2.2) <u>Méthode de Rayleigh utilisant une déformée parabolique</u> ..	38
III.2.3) <u>Méthode de Rayleigh utilisant une déformée statique</u>	39
III.2.4) <u>Méthode de Rayleigh utilisant une déformée parabolique</u> <u>partielle</u>	40
III.2.5) <u>Méthode tenant compte du raccordement des déformées</u>	40
III.2.6) <u>Conclusions</u>	42
IV) <u>COMPORTEMENT CRYOGENIQUE</u>	44
IV.1) <u>Pertes au niveau du système d'injection d'hélium</u>	44

IV.2) <u>Performances cryogéniques de la machine</u>	51
IV.2.1) Résultats obtenus avant la modification des pièces thermiques.....	51
IV.2.2) Performances actuelles de la machine.....	60
V) <u>COMPOTEMENT ELECTRIQUE</u>	63
V.1) <u>Présentation</u>	63
V.2) <u>Essais à puissance nulle</u>	63
V.2.1) Résultats obtenus avec le moteur de 40 kW.....	63
V.2.2) Confirmation des résultats. Influence du glissement.....	68
V.2.2.1) Essais à vide.....	68
V.2.2.2) Essais en court-circuit.....	68
V.3) <u>Modèle théorique</u>	74
V.3.1) Modèle à constantes localisées.....	74
V.3.2) Validité du modèle.....	76
V.3.3) Calcul des paramètres de la machine.....	76
V.3.3.1) Paramètres connus expérimentalement.....	76
V.3.3.2) Paramètres calculés.....	76
V.4) <u>Essais en charge</u>	79
V.5) <u>Essais en régime transitoire</u>	85
V.5.1) Problèmes d'exploitation des résultats liés à l'utili- sation d'une alimentation régulée et d'un enroulement supraconducteur.....	85
V.5.2) Analyse des résultats expérimentaux. Caractéristiques de la machine.....	88
V.5.2.1) $I_f < 20 \text{ A}$	88
V.5.2.2) $20 \text{ A} < I_f < 80 \text{ A}$	91
V.5.3) Champs variables vus par le dipôle inducteur.....	92
V.5.3.1) Importance du problème.....	92
V.5.3.2) Analyse du problème dans un cas simple.....	92
V.5.3.3) Résultats expérimentaux.....	96
V.5.4) Mouvement du dipôle pendant les régimes transitoires.....	100
V.5.5) Conclusions.....	104

V.6) <u>Essais en charge lentement variable.....</u>	104
V.7) <u>Transition du dipôle supraconducteur.....</u>	107
V.8) <u>Comportement prévu sur le réseau.....</u>	109
VI) <u>LES ECRANS DANS LES CRYOALTERNATEURS.....</u>	114
VI.1) <u>Protection du supraconducteur pendant les régimes de défaut permanent.....</u>	114
VI.2) <u>Contraintes mécaniques pendant les transitoires.....</u>	118
VI.2.1) <u>Analyse du problème.....</u>	118
VI.2.2) <u>Tenue de l'écran thermique en cuivre.....</u>	121
VI.2.3) <u>Tenue de l'écran massif en alliage d'aluminium.....</u>	124
VII) <u>TENDANCES DE DEVELOPPEMENT DES CRYOALTERNATEURS.....</u>	126
VII.1) <u>Extrapolations possibles de nos résultats.....</u>	126
VII.1.1) <u>Développement cryogénique.....</u>	126
VII.1.2) <u>Problèmes électromagnétiques.....</u>	128
VII.2) <u>Faut-il développer les cryoalternateurs à écran non synchrones.....</u>	136
CONCLUSION,.....	138

PRESENTATION DU MEMOIRE

Les comportements cryogéniques, électriques et mécaniques d'un prototype d'alternateur cryogénique de 500 kW, conçu et réalisé au C.R.T.B.T.⁽¹⁾, ont été étudiés expérimentalement pour des conditions de fonctionnement proches des caractéristiques nominales de la machine.

Après un bref historique des recherches sur les alternateurs à inducteur supraconducteur suivi d'un rappel chronologique du développement du projet du laboratoire (chap. I), nous présentons les aspects théoriques et techniques originaux de l'alternateur à entraînement hypersynchrone qui a été utilisé ainsi que de son environnement expérimental (chap. II).

Les chapitres III, IV, et V rendent compte et analysent, avec le support de calculs modélisés, les résultats des essais cryogéniques, électriques et mécaniques effectués sur la machine. Le chapitre VI est exclusivement consacré au problème qui semble être le plus important pour les cryoalternateurs et le plus différent de ce que l'on trouve dans les alternateurs classiques à structure ferromagnétique, à savoir celui de la tenue des écrans électromagnétiques et thermiques, en particulier pendant les régimes de défaut.

Dans le dernier chapitre, nous examinons comment nos résultats peuvent être utilisés dans l'extrapolation à des machines de puissance jugée économiquement intéressante (~ 1 GW).

I) RAPPELS CHRONOLOGIQUES

I.1.) Historique

Il n'est pas nécessaire de reprendre en détail la liste des limitations des alternateurs classiques⁽¹⁾ qui, dans le contexte d'un besoin énergétique mondial croissant⁽²⁴⁾, ont incité les laboratoires et industriels à définir et à développer des modèles et de nouveaux matériels utilisant les techniques et matériaux cryogéniques dès le début des années 1960.

D'une part, certains éléments⁽²⁾ (croissance constante de la demande d'énergie électrique allant de pair avec la taille des générateurs, mise en échec par la crise énergétique de 1974, révision des calculs économiques de rendement d'une centrale en fonction du prix des matières premières, stagnation des puissances unitaires des centrales nucléaires...) ont rendu caduques, pour quelques temps, certaines extrapolations.

D'autre part, des résultats préliminaires ont montré que l'utilisation des basses températures entraînait des complications nouvelles⁽²³⁾ (tenue des supraconducteurs aux champs variables, refroidissement suffisant du bobinage, tenue mécanique des écrans, fiabilité... et même approvisionnement en hélium !).

Néanmoins, un certain nombre d'études et la construction de machines expérimentales de faible puissance ont montré la faisabilité de cette nouvelle technologie et laisser supposer des bénéfices possibles⁽³⁾ : rendement meilleur de 0,5 %, stabilité accrue, tensions statoriques plus élevées permettant de s'affranchir du transformateur élévateur de tension, puissance volumique multipliée par 3, coût plus faible dès 300 MW.

En conséquence, les projets élaborés il y a quelques années continuent à progresser, qu'ils soient théoriques ou expérimentaux (voir table 1). Quelques projets expérimentaux ont trait aux générateurs embarqués à bord d'avions (400 Hz) où le gain de poids est d'un intérêt évident. La gamme de puissance intéressante est de l'ordre du MW. Les autres prototypes sont prévus pour fournir de la puissance électrique à la fréquence industrielle (50 ou 60 Hz) en vue d'extrapolation à des puissances de plusieurs centaines de MW.

[illegible]

I.2) La politique de développement des cryoalternateurs

Il faut remarquer qu'un certain nombre de constructeurs d'alternateurs classiques - Alsthom-E.D.F. (France), Brown Boveri Co (Suisse), Siemens-KWU (R.F.A.), Parsons IRD, G.E.C. (Grande Bretagne), Ansaldo (Italie) - ont préféré développer un autre type de recherche, à savoir des études partielles (qui peuvent d'ailleurs être expérimentales) prenant en compte directement les dimensions réelles d'une machine de puissance de l'ordre de 1 GW associées à des recherches de conception utilisant largement le calcul sur ordinateur sans auparavant se "faire la main" sur de petites unités.

Il est certain, et nous serons amenés à développer ce point par la suite, qu'une maquette de 100 kW ne peut résoudre tous les problèmes posés à l'échelle d'une machine de 1 GW. Les problèmes prennent une autre dimension et peuvent être différents : les solutions cryogéniques sont difficilement extrapolables, la tenue mécanique des écrans devient dramatique dès que les diamètres sont de l'ordre du mètre, les caractéristiques électriques de la machine doivent tenir compte des problèmes de stabilité liés à l'insertion du générateur dans un réseau ; les techniques de fabrication doivent s'adapter aux possibilités industrielles, les solutions adoptées doivent être fiables.

D'un autre côté une maquette expérimentale permet souvent, avec un investissement limité, de définir et de sélectionner les vrais problèmes techniques qui se posent, de mettre les différents éléments à étudier dans des conditions cryogéniques, mécaniques et électriques proches de la réalité et de vérifier la bonne concordance des calculs avec l'expérience. En particulier, la faisabilité et la fiabilité opérationnelle des techniques et des concepts nouveaux ne peuvent être vérifiées, à peu de frais, que sur des modèles de "petite taille".

La décision de l'E.P.R.I. de passer directement d'une maquette de 5 MW à une machine industrielle de 300 MW n'a pas été sans poser de problèmes⁽²⁴⁾, la taille significative d'un cryoalternateur n'ayant pas de définition unique : les machines actuelles peuvent s'extrapoler sans trop de difficultés jusqu'à 20 MW, une machine de 300 MW doit être peu différente

d'une machine de 1,2 GW ; le pas à faire entre ces deux domaines semble avoir été fait par les E.U. et l'U.R.S.S.⁽¹⁹⁾ en tenant compte d'un développement technique constant (figure 1).

I.3) Développement du projet C.N.R.S.-C.R.T.B.T.

Dans le cadre particulier d'une machine entièrement nouvelle, comme l'est le cryoalternateur hypersynchrone, une étude expérimentale s'imposait afin de montrer sa faisabilité, de vérifier les calculs⁽¹⁾ et de déterminer si cette structure présentait les avantages espérés.

Avec l'aide de l'ANVAR (convention 73.1393.00) et de la D.G.R.S.T. (Aide à la recherche 74.7.1422 et 77.7.1386) le C.R.T.B.T. s'est proposé d'étudier, de construire et de tester un prototype de cryoalternateur dont le principe⁽²⁵⁾ réside dans le fait que le dipôle inducteur est lié à l'arbre d'entraînement par voie purement électromagnétique. Néanmoins, cette machine reste essentiellement un alternateur cryogénique, l'aspect original de l'entraînement hypersynchrone n'étant qu'une composante supplémentaire ; une astuce technologique permet d'ailleurs d'utiliser le prototype comme alternateur cryogénique à structure classique ou à structure hypersynchrone. Le choix de la puissance (500 KW) a été essentiellement imposé par des conditions pratiques liées à la réalité structurelle du C.R.T.B.T. (possibilités d'approvisionnement et d'usinage locales, coût de la machine, moyens humains disponibles limités à 3 personnes, installation du banc d'essai, utilisation de matériel d'entraînement existant...). Cependant la machine a été conçue en tenant compte des problèmes supposés existants dans une machine industrielle de grande taille et doit permettre d'apporter effectivement des réponses à cette échelle. Un certain nombre de points cruciaux devaient être résolus avant de construire le prototype.

Un cryostat tournant a permis d'éprouver des structures cryogéniques nouvelles :

- refroidissement d'un écran thermique tournant en utilisant l'enthalpie des gaz récupérée à travers un échangeur en cuivre fritté,

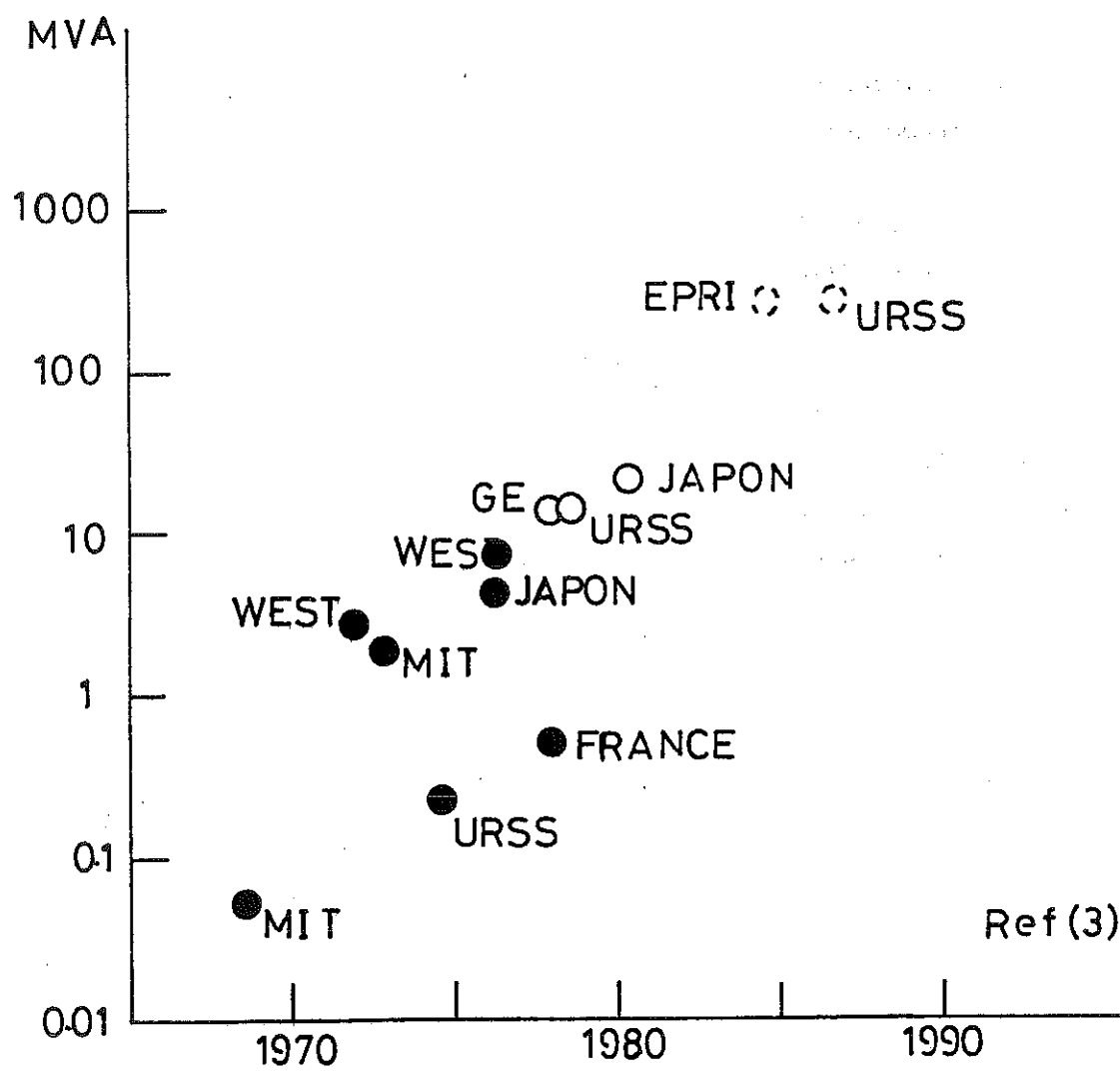


Fig. 1

Evolution des prototypes cryogéniques dans le monde (d'après (3))

- Utilisation d'un joint torique en élastomère glissant pour sceller le vide tournant, amélioration de ce vide avec du charbon actif.
- Utilisation de joints tournants à friction⁽²⁶⁾ étanches pour l'injection et la récupération de l'hélium,
- Injection de l'hélium liquide par un joint baïonnette,
- Régulation du niveau d'hélium liquide dans le cryostat par une vanne à pointeau située sur la ligne de transfert,
- Mise au point d'une télémessure pour recueillir les informations (températures, niveau d'hélium, champs magnétiques) dans le système en rotation.

La conception et les essais de ce cryostat ont été présentés dans la publication ci-jointe : "Design and tests of liquid helium rotating cryostat" Y. Brunet, G. Faure-Brac, P. Gianèse, C. Pinet. Proceedings of I.C.E.C. 6, 429 (1976) IPC Science and Technology Press.

L5 Design and tests of liquid helium rotating cryostat

Y. Brunet, G. Faure Brac, P. Gianèse and C. Pinet

The elaboration of a new cryogenic machine – a 500 kVA superconducting alternator of a new type – must begin with preliminary experiments to demonstrate its feasibility and to test special parts of the machine. This experimental apparatus was built to test the mechanical and cryogenic properties of a liquid Helium rotating cryostat up to 3000 rpm. The key points we studied have been the behaviour of the insulation seals, the rotating seals, the thermal shield, the liquid Helium supply and vapour recovery. Continuous information was obtained using a telemetry technique.

We report here the design and the tests carried out with a horizontal liquid helium rotating cryostat at speeds up to 3000 rpm. Although this type of cryostat had been built in other countries [1], it was necessary to have our own experience in this area to design and build the full scale machine.

The rotating dewar vessel

The horizontal liquid helium cryostat consists of three cylindrical containers as shown on Fig.1.

- The external jacket -4- preserves the vacuum inside. A viton seal -6- allows thermal expansion and facilitates the assembly of the apparatus.
- The copper thermal shield -2- is cooled with the recuperated Helium gas flowing through a 5000 cm² sintered copper heat exchanger -3-.
- The inner 4 litres helium container.

The three containers are supported by 2 torsion tubes which are 0.7 mm thick in the parts where a temperature gradient exists.

The authors are with the Centre de Recherches sur les Très Basses Températures, CNRS, BP 166 Centre de Tri, 38042 Grenoble-Cedex, France. Y. Brunet is also with the Laboratoire d'Electrotechnique INPG.

The liquid Helium supply

Liquid Helium supply is made through a rotating bayonet -9- from a stationary vessel during the rotation of the cryostat. The bayonet is 7 cm long and the gap between the male stationary part and the female rotating part is only 15 mm to minimize convection heat losses. The adjustment, which has to be perfect, was electrically tested. The size of the bayonet results from a balance between heat conduction and mechanical vibrations phenomena.

Liquid Helium flows in axially through a vacuum insulated tube -10- and the helium gas is recuperated through the annular tube -11-.

The first rotating seal -8- prevents a flow leakage at the inlet of the apparatus.

The second rotating seal -7- isolates the recuperation helium gas circuit from the room atmosphere.

The rotating part of the rotating seals is made of sintered metal, the stationary part is made of carbon.

They have been tested to vacuum and pressures up to 1 bar, being stationary or rotating, and no lubrication seems to be necessary. We used a flow of warm air to keep the seals at the room temperature. After 50 hours of working at 1660 rpm, the attrition was less than 2 μ for the rotating part but about 80 μ for the stationary part.

Measurements technique

In order to have information about the temperature and helium level in the cryostat while rotating, we monitored the signals from sensors with a telemetry technique* (see Fig.3). We measure the temperature of the Helium gas at the inlet and outlet of the heat exchanger, the temperature

*This system was realised in our laboratory by Mr. Pellitier.

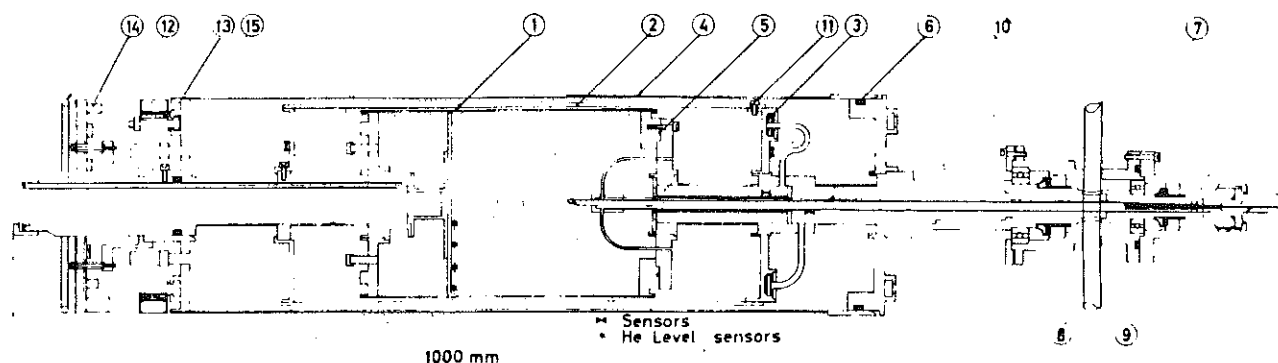


Fig.1.

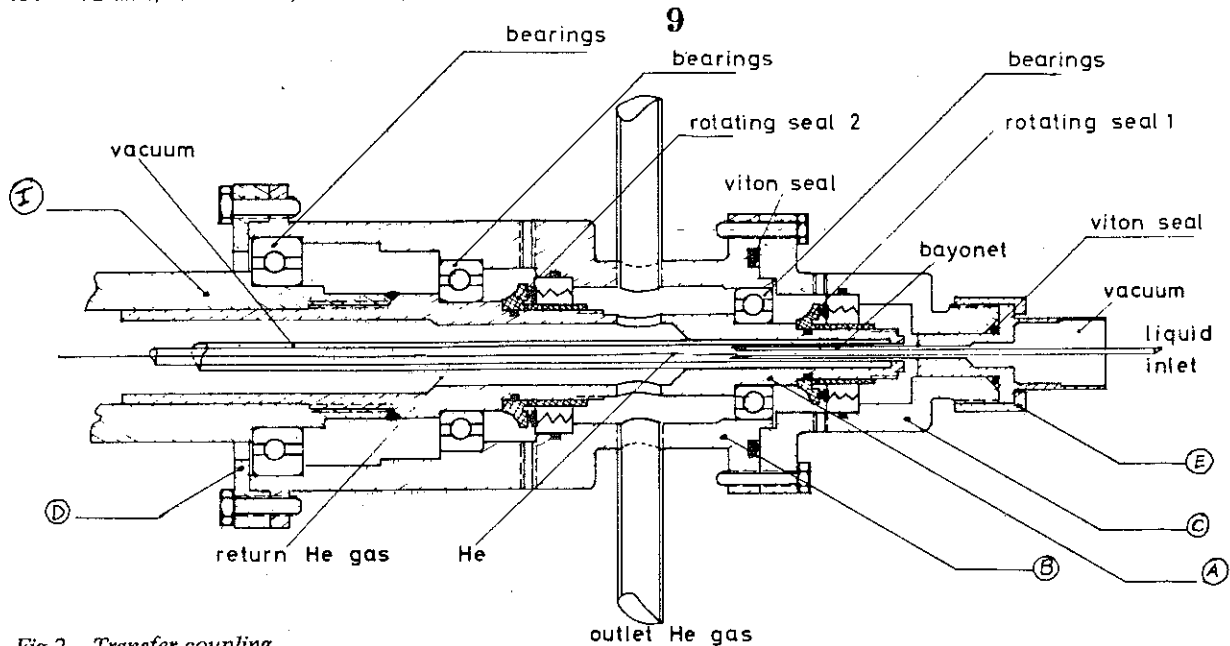


Fig. 2. Transfer coupling.

of the two opposite flanges of the copper shield with platinum resistors. Four liquid helium levels are detected with carbon sensors.

Power is supplied through a rotating transformer. Temperature sensors are inserted in Wheatstone bridges and helium level sensors are directly measured. Signals are amplified and multiplexed to a rotating transmitter. A stationary antenna is connected to a monochannel receiver with analogue output.

The lecture precision is about 2 K in the range 50 K–200 K, but may be increased when the signal of the sensor is centered on a shorter range of temperatures. The sensitivity of the level indicators is good, less than 1 mm which corresponds to half height of a sensor.

On an other hand, the helium gas flow is measured with a classical flow meter located after a water exchanger to thermalise the gas.

Experimental results and conclusions

The cryostat ran about 100 hours empty or filled with liquid helium at speeds from 500 rpm to 3000 rpm.

The calculated critical speed of the cryostat was about 10 000 rpm. Before running the cryostat was dynamically tested but we found it was unnecessary to correct its balance. No special care was taken with the rigid bearings.

The vibration level has been always very low, so we think that we stay under the first critical speed of the system.

The rotating seals are sufficiently reliable for use in the full scale machine so long as their temperature is maintained sufficiently high. There is no problem in filling the cryostat with the bayonet union and the helium gas cooled copper radiation shield works perfectly.

It seems necessary to preserve a good vacuum in the cryostat adding some active charcoal, and we think that in the full

scale machine the viton seal has to be replaced by a soldered joint.

Figure 4 shows the cooling of the cryostat. While rotating, the cryostat is cooled with a flow of helium (about 80 l of gas NTP/mn). After one hour, liquid begins to enter the cryostat. One hour more is necessary to fill the cryostat. At this time the consumption of helium is 12 litres of liquid.

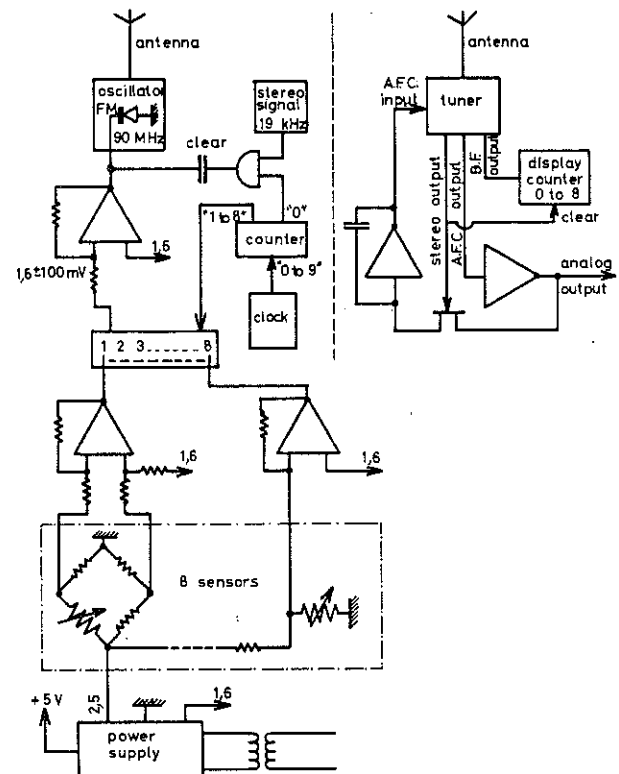


Fig. 3. Telemetry system.

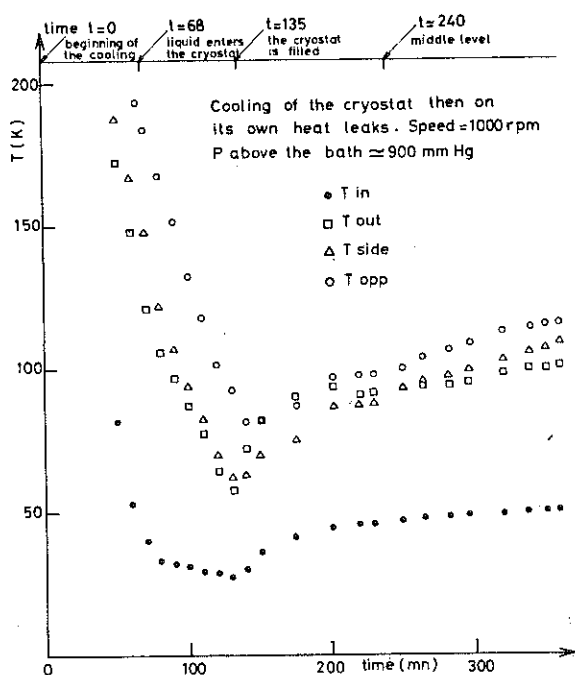


Fig.4.

Table 1. Temperatures in the rotating cryostat for various conditions: P above the bath ≈ 900 mm Hg; T_{in} : Temperature of Helium gas before the heat exchanger; T_{out} : Temperature of Helium gas in the annular return He tube; T_{side} : Temperature of the copper shield flange (exchanger side); T_{opp} : Temperature of the copper shield flange (opposite side)

		Speed in rpm		
T in K		500	1000	1660
Cryostat filled with liquid Helium	T_{in}	34 ± 1	34 ± 1	28 ± 1
	T_{out}	56 ± 2	54 ± 2	51 ± 1
	T_{side}	40 ± 5	40 ± 5	40 ± 5
	T_{opp}	65 ± 2	62 ± 2	61 ± 1
Cryostat with liquid Helium	T_{in}	34 ± 1	35 ± 1	
	T_{out}	60 ± 1	53 ± 1	
	T_{side}	52 ± 3	47 ± 3	
	T_{opp}	77 ± 3	75 ± 4	
Cryostat without level regulation	T_{in}		46 ± 1	
	T_{out}		92 ± 1	
	T_{side}		93 ± 1	
	T_{opp}		101 ± 1	

Table 2. Losses of the rotating cryostat

		Losses (± 0.1 W) in W		
	Speed in rpm	High level stable	Middle level stable	Mid. level without regulation
$P \sim 900$ mmHg	500	2.9	2.4	0.6
	1000	3.2	3	0.6
	1660	3.5	3.2	0.6
$P \sim 40$ mmHg	500			0.44
	1000			0.46

When filled with 3.5 litres of liquid, the autonomy of the apparatus is about 4 hours on its own leaks. In this case, temperatures vary slowly but the losses are quite independent of the helium level inside, 0.6 W.

It is possible to stabilize the liquid level near one of the carbon sensors by flow regulation through a needle valve. In this case, we add the losses of the whole transfer line (~ 2.5 W) and the temperatures inside are lowered (see Table 1).

Experiments at various speeds and pressures above the rotating bath were made. The idea was to reach a temperature of the helium bath lower than 2.17 K (λ point), but our pumping rate was too small and the impedance of the heat exchanger too high to obtain superfluid helium.

Tables 1 and 2 show some variations of the losses with the speed of rotation. We think that the variation of losses with speed comes essentially from the convection heat leaks in the bayonet gap.

Reference

1. Smith, J. L., 'Applications of superconductivity to AC rotating machines'. Superconducting Machines and Devices pp.279-345, 1974 Plenum Press.

L'alternateur, compte tenu de ces résultats, a été mis en chantier sous la direction de C. PINET dès le début de l'année 1976. En même temps la bobine supraconductrice a été réalisée et testée en conditions statiques⁽¹⁾ et le stator a été défini puis soustraité à la Société ENCO⁽²⁷⁾. En avril 1977 avaient lieu les premiers essais de rotation en froid et de montée en champ du dipôle. A la fin de cette année, dès réception du stator, les essais à puissance nulle étaient effectués. L'année 1978 a été consacrée au démontage de la machine à fin d'inspection et d'amélioration de la tenue mécanique et des moyens de mesure. Un banc d'essai utilisant un moteur de 250 kW a été mise en place.

Nous tenons à remercier ici le Laboratoire de l'E.d.F. (Saint Denis), qui a bien voulu prêter ce moteur d'entraînement à vitesse variable et son alimentation à onduleur.

A la fin de 1979, la totalité des essais significatifs réalisables au C.R.T.B.T. étaient effectués.

II) PRINCIPE DE FONCTIONNEMENT ET STRUCTURE DU GROUPE CRYOALTERNATEUR HYPERSYNCHRONE

II.1) Fonctionnement en régime permanent

II.1.1) Structure de la machine

La structure d'un alternateur cryogénique à entraînement hypersynchrone a déjà été développée⁽¹⁾ et est rappelée dans l'article "A 500 kW, 3 000 rpm cryoalternator of a new type" C. Pinet, Y. Brunet, *Electric Machines and Electromechanics* 3, p. 171 (1971).

A 500 kW, 3000 rpm CRYOALTERNATOR OF A NEW TYPE

C. PINET AND Y. BRUNET

*C.N.R.S., C.R.T.B.T., Laboratoire d'Electrotechnique (ERA 534)
166 X Centre de Tri
38042 Grenoble Cédex, France*

ABSTRACT

The "new" generator reported here has been specially designed to decrease transient mechanical and heat loads. Essentially, this design allows the cold parts to rotate independently of the room temperature electromagnetic shield. The superconducting coil is excited by an asynchronous link, i.e. brushless inductive system.

A 500 kW generator has been constructed to study the effectiveness of this new design in reducing fault effects. The design of the new generator is explained, including the description of the superconducting field winding, the rotating unions, and the telemetry system. The first tests are described including the measurement of temperatures and of the helium level.

INTRODUCTION

Many authors have dealt about the general structure of large cryoalternators (ref. 1-2). Some of them have designed and tested generators in the 1 MVA range (Ref. 3-4). They all conclude to the feasibility of large superconducting alternators. Actually the problem is to know if such machines are reliable and efficient. The new technology must be at least as efficient as the actual one: the new generator must survive and recover normal operation after fault conditions. After a three phase short circuit, the superconducting winding must not quench despite the large dB/dt induced in the machine. The new design of cryoalternator we report here is an attempt to minimize mechanical and thermal consequences of transients. A 500 kVA generator has been realised to study the effectiveness of the design. We explain its general structure and reports its design and the first tests made on the apparatus.

GENERAL STRUCTURE OF THE NEW GENERATOR

There is a general agreement on the structure of large cryoalternator (see fig. 1a). This structure is mainly due to the working conditions of superconductors: low temperature, constant magnetic fields. The superconducting winding is surrounded by a radiation shield and a vacuum vessel is supported by two thin walled tubes. One transmits the driving torque from the turbine to the low temperature internal mandrel supporting the winding. This massive metallic tube receives enormous magnetic pressure stresses due to the high superconducting current density. Both torque tubes and radiative shield are cooled by the vapors coming out of the helium vessel. The radiative screen and the vacuum vessel also acts as room temperature electromagnetic screen. During transients they preserve the superconducting winding from large time dependent magnetic fields. The outer shield, operating at room temperature, serves as a damper and primary shield. The armature surrounding the whole is made of normal material

without magnetic structure, except for the outer casing.

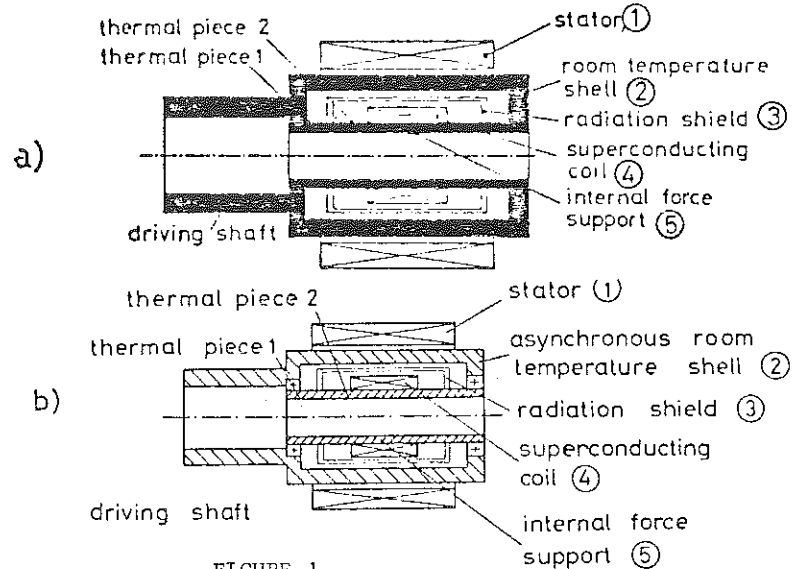


FIGURE 1

General structure of cryoalternators

In the new generator (see fig. 1b), we let the vacuum vessel and all the cold metallic part free to turn inside the room temperature screen. The driving torque is now transmitted by the way of an asynchronous link: the room temperature screen is driven by the turbine at a speed slightly faster than the synchronous speed. The screen and the superconducting winding form an unloaded induction motor. The slip between the two elements causes eddy currents in the screen and an electromagnetic driving torque on the winding. This torque is exactly equal to the breaking electromagnetic torque of the armature. For a 1 GVA generator, the slip could be about 1 % giving eddy current losses in the screen of 10 MW.

In this new design the thin walled tubes do not transmit any torque, even during transients. The inductor, because of its low inertia, is free to follow the large and slow oscillating magnetic fields which appear during transients. Losses due to eddy currents in cold metallic parts are reduced, consequently reducing the probability of quench for the superconducting winding. For example, we study the temperature rise of the stainless steel mandrel during a 3 phase short circuit (see fig. 2). Assuming that the process is adiabatic we compare the final temperature for two 1.2 GW cryoalternators: heating is negligible for the new design while the critical temperature of NbTi is overflowed for the classical design.

DESIGN OF THE 500 kVA GENERATOR

Fig. 3 is a view of the machine. The rotor mandrel is a 12 cm diameter, 1 cm walled tube austenitic steel, while the superconducting field winding occupies a 3 cm thick annulus around the mandrel. The helium vessel is supported by two 20 cm long, 15 cm diameter, 2 cm thick, stainless steel tubes. The radiative screen is a .4 cm thick copper tube surrounded by the stainless steel vacuum vessel. The radiative screen is cooled by helium vapour through compact sintered copper heat exchangers. Midway along the thermal distance piece, the radiative screen fixes an intermediate temperature of 60°K. The whole cryostat is free to rotate on its own bearings relatively to the room temperature electromagnetic shell. This is a 25 cm diameter, 2 cm thick aluminium alloy tube.

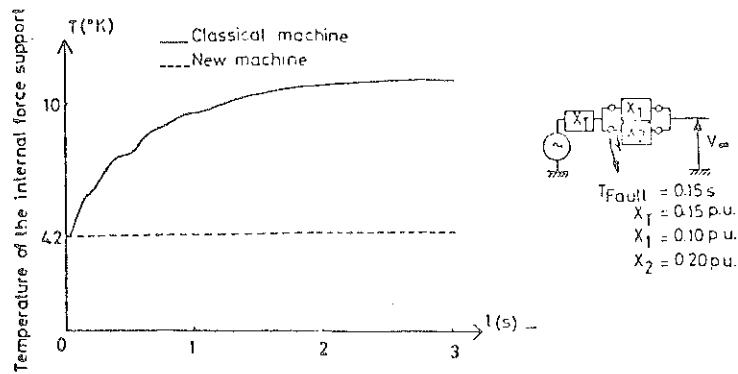


FIGURE 2

Calculated temperature rise of the inner support of the dipole after a fault
 $(P = 1,2 \text{ GW} ;$
 $X_d = 0,3 \text{ pu} ;$
 $X_d^r = 0,21 \text{ pu} ;$
 $X_d^{rr} = 0,12 \text{ pu}).$

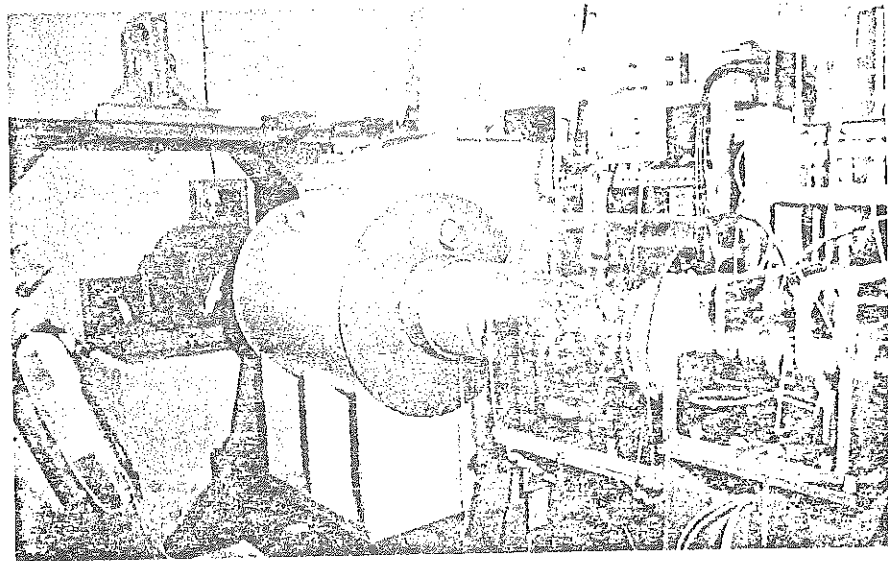


FIGURE 3

General view of the 500 kW machine. The shaft is actually driven by a 40 kW dc motor

Liquid helium is fed axially through a rotating bayonet union (7 cm long, .8 cm diameter, .01 cm gap). Cold vapors coming out of the heat exchangers at 60°K are recuperated through a first rotating union. Room temperature vapors which have cooled the 400 amps current leads are recuperated through another rotating union. The seals used are PTFE and low friction coefficient composite made. They are cooled and lubricated by a continuous flow of oil. A rotating transformer is providing a telemetry system with electric power. Carbon sensors and superconducting wire jauges allow a continuous measure of the rotating liquid helium level. Platinum resistors allow measurement of various temperatures (screen, heat exchanger, current leads).

The field winding (ref. 5) is made from two lengths of NbTi wire. This is a .08 cm X .12 cm rectangular wire, with 361, 30 μ diameter transposed filaments. The copper to superconductor ratio is 2. The winding has a total of 1824 turns giving an internal dipolar field of 3.2 T with 370 amps. It is made with 5 coils per pole and completely impregnated (no helium channels). The two poles are placed under uniform hydrostatic pressure on the internal mandrel by a stainless steel wire wound pretensioned to 10 kg/mm².

Fig. 4 shows a cross section view of the armature. 144 conductor bars are arranged around an inner fiberglass tube. The bars are made of 770, .05 cm diameter insulated wires to minimize the eddy losses as each conductor see a magnetic field of about .8 T. The twisted filaments are oil cooled through axial channels between bars. This structure is wrapped with epoxy glass tape which provides, after curing, torsional strength to withstand reaction torque. An iron casing surrounds the armature.

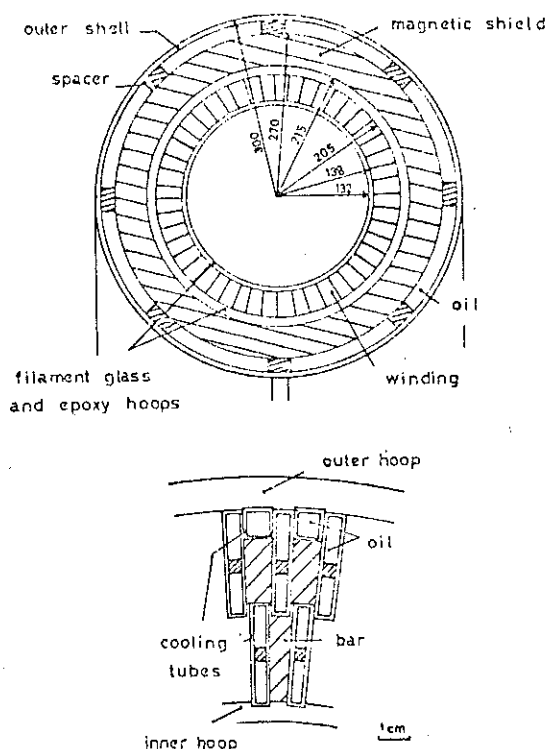


FIGURE 4
Cross section view of the stator

COOLING TEST OF THE ROTOR

A cooling test process is shown on fig. 5. The rotor showed to be more flexible than expected. Its first critical speed is 3100 rpm, that is to say to close to 3000 rpm, the synchronous speed at 50 Hz. That is the reason why we tested the rotor at 1500 rpm till strengthening the thermal pieces. While rotating the rotor was cooled with liquid helium with a rate of 14.2 l/h for 8 hours before reaching 4.2 K in the helium vessel. The heat leaks corresponds to a flow rate of 12 l/h, but the winding was overcooled at a flow rate of 17 l/h. The temperature of the radiation shield is about 60 K. The field winding was energized at a rate of 100 amp/min. The rotor performed satisfactorily for more than 40 hours.

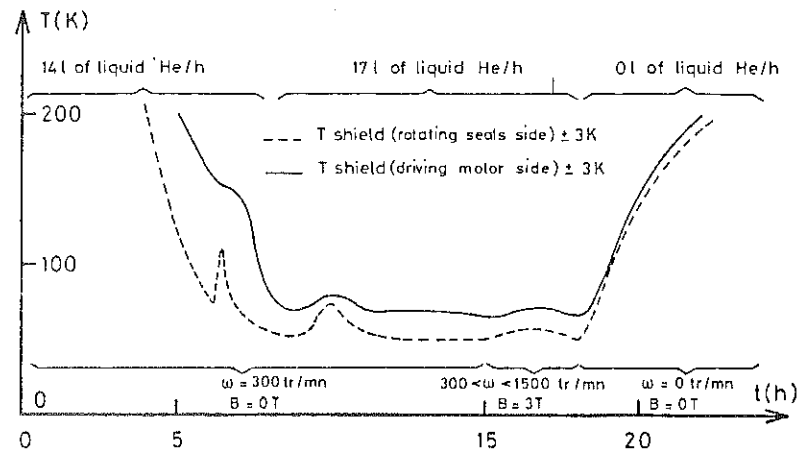


FIGURE 5
Temperature of the radiation shield

Actually, although the whole machine, rotor and armature is set up, no electrical test is achieved.

REFERENCES

- (1) H.O. LORCH, Feasibility of turbogenerator with superconducting rotor and conventional stator, Proceedings of IEE, Vol. 120, n° 2, February 1973.
- (2) J.L. SMITH and T.A. KEIM, Application of superconducting to A.C. rotating machines. Edited by S. Foner and B.B. Schwartz, Plenum Press, New York and London.
- (3) Y.W. CHANG, C.K. JONES, S. KARPATY, D.C. LITZ, A. PATTERSON, M.S. WALKER, Development of a 5 MVA superconducting generator, testing and evaluation, IEEE PES Winter meeting, New York, N.Y. January 28 February 2, 1973.
- (4) J.L. SMITH, Jr, G.L. WILSON, J.L. KIRTLEY Jr, T.A. KEIM, Results from the MIT-EPRI 3-MVA, superconducting alternator. Applied superconductivity conference, Stanford University, California, 17-20, August 1976.
- (5) C. PINET, Construction of a superconducting dipole to serve as inductor of a synchronous machine with torque compensation. 5th International Conference on magnet technology, p. 452 of the Proceedings.

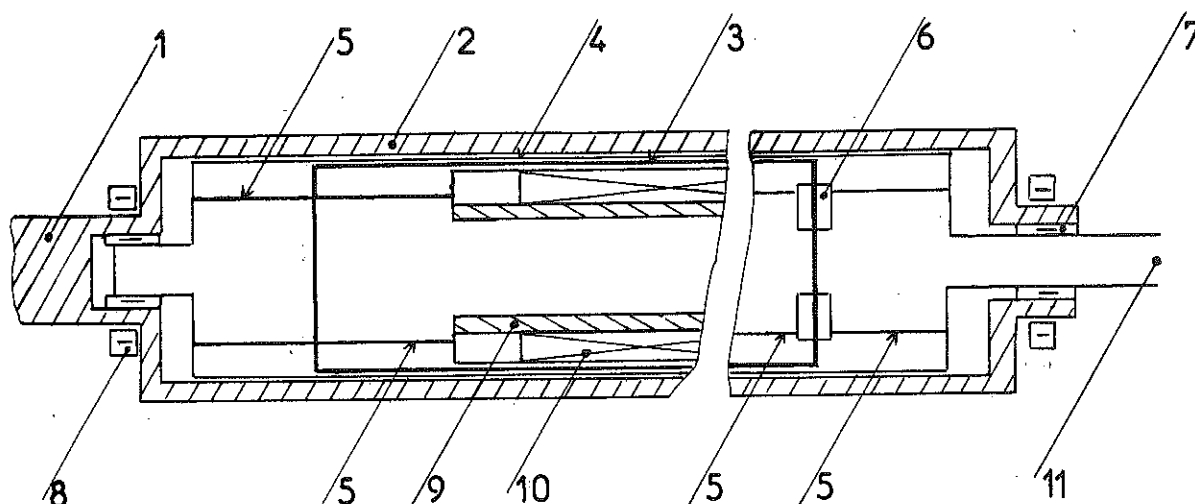


Fig. 2 - Coupe schématique de la machine.

1. Arbre menant
2. Ecran électromagnétique à température ambiante
3. Ecran thermique à 60 K
4. Enceinte à vide
5. Pièces thermiques supports du dipôle
6. Echangeur
7. Paliers lisses
8. Roulements
9. Mandrin interne du dipôle
10. Bobinage supraconducteur
11. Sortie des conduites d'hélium, des amenées de courant et des fils de mesure.

La fig. 2 présente une coupe schématique axiale d'une cryomachine hypersynchrone ; la fig. 3 donne une coupe radiale, au niveau du coeur de la machine de 500 kW, où ne figurent que les parties actives soit l'ensemble des enceintes et bobinages.

II.1.2) Etude simplifiée ⁽²⁹⁾

Soit L la longueur de la machine, dans l'hypothèse d'une machine infiniment longue. Le dipôle inducteur, supposé infiniment mince et de rayon $R_f = \frac{R_1 + R_2}{2}$, siège d'une densité linéaire de courant $K = K_0 \sin \theta$, crée une induction dipolaire.

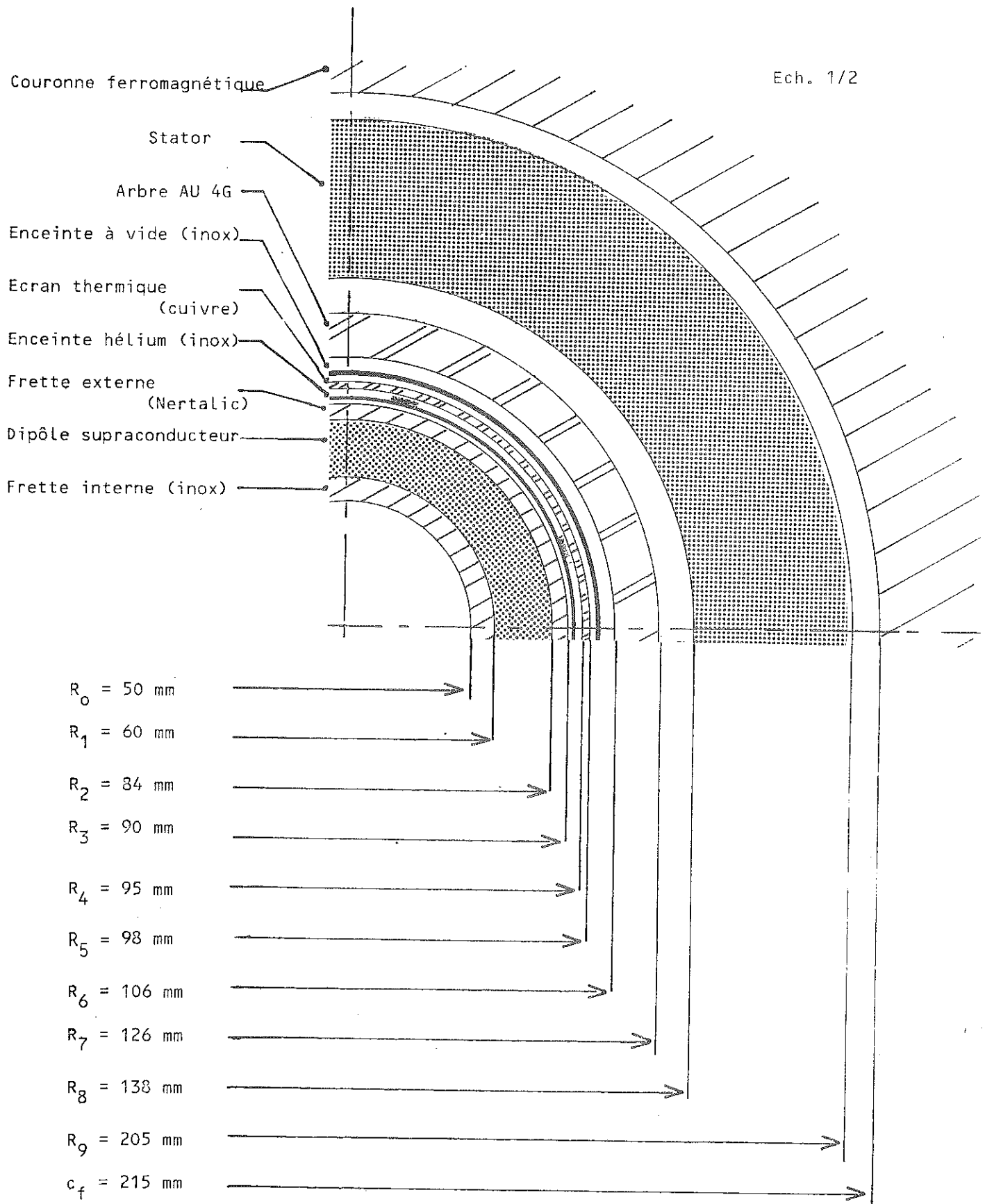


Fig. 3 . Coupe radiale du cryoalternateur de 500 kW.

$$B_i = \frac{\mu_o K_o}{2} \text{ dans le domaine intérieur du dipôle.} \quad (1)$$

$$B_r = B_i \left(\frac{R_f}{r} \right)^2 \text{ dans le domaine extérieur.} \quad (2)$$

Supposons l'arbre creux, de rayon R_a et d'épaisseur e suffisamment petite pour que le champ ne varie pas dans cette épaisseur (fig. 4). Soit $g\omega$ la vitesse relative de l'arbre par rapport au dipôle, il va y avoir apparition d'une nappe de courant dipolaire de densité linéique $k'(\theta) = k'_o \cos \theta$ avec

$$k'_o = B_i \left(\frac{R_f}{R_a} \right)^2 \frac{g\omega e R_a}{\rho_a} \quad (3)$$

Cette répartition de courant crée donc un champ dipolaire décalé de $\Pi/2$ par rapport au champ rotorique.

$$B_a = \frac{\mu_o k'_o}{2} \quad (4)$$

Cette induction se compose avec le champ rotorique pour donner un couple

$$\Gamma = \int_0^{2\Pi} B_a \times K_o R_f^2 \sin^2 \theta \times L d\theta \quad (5)$$

$$\text{d'où une puissance } P = \frac{\Pi B_i^2 g \omega^2 R_f^4 L e}{\rho_a R_a} \quad (6)$$

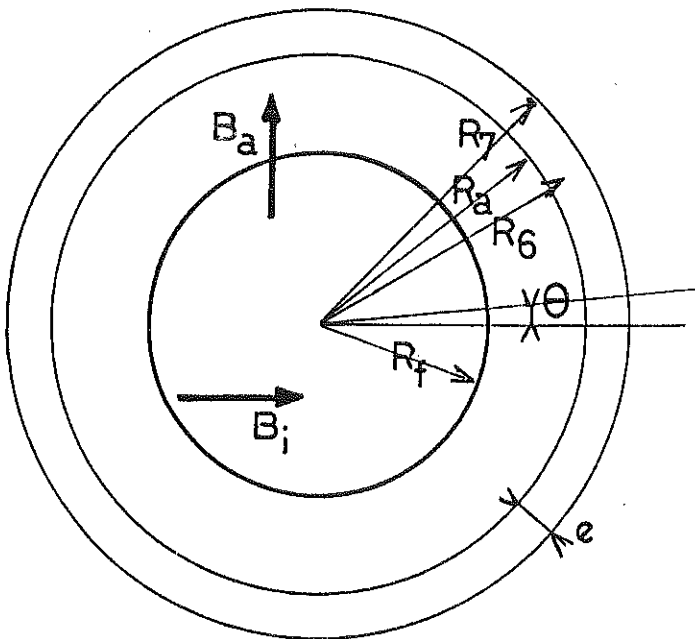


Fig. 4

Interaction arbre-inducteur.

On voit que $P \propto g, B_i^2, \omega^2$.

Dans le cas de notre machine :

$$P = 500 \text{ kW}$$

$$R_f = 72 \text{ mm}$$

$$R_a = 116 \text{ mm}$$

$$\rho_a = 4,5 \times 10^{-8} \Omega \text{m} \quad \text{d'où } g \approx 1 \%$$

$$B_i = 2 \text{ T}$$

$$\omega = 100 \text{ II}$$

$$e = 20 \text{ mm}$$

$$L = 400 \text{ mm.}$$

II.1.3) Cas d'un arbre d'épaisseur finie

En fait il est difficile d'admettre l'approximation concernant la pénétration du champ dans l'arbre hypersynchrone. Considérons l'arbre comme étant formé de couches minces concentriques.

L'induction vue par une couche de rayon R est :

$$B(R) = B_i \left(\frac{R_f}{R} \right)^2 + \int_{R_6}^R \frac{dB}{dr} \left(\frac{r}{R} \right)^2 dr + \int_R^{R_7} \frac{dB}{dr} dr \quad (7)$$

alors que cette couche porte une densité de courant

$$k'(R) = B(R) \frac{g\omega R}{\rho_a} \text{ en avance de } \frac{\Pi}{2} \text{ sur } B(R) \quad (8)$$

$$\text{d'où } \frac{dB}{dr} = i \frac{\mu_0}{2} B(R) \frac{g\omega R}{\rho_a} \quad (9)$$

Soit δ_a la profondeur de peau liée à l'écran

$$\delta_a^2 = \frac{2\rho_a}{\mu_0 g\omega} \quad (10)$$

L'éq. (7) devient :

$$- i \frac{\delta_a^2}{R} \frac{dB}{dr} = B_i \left(\frac{R_f}{R} \right)^2 + \int_{R_6}^R \frac{dB}{dr} \left(\frac{r}{R} \right)^2 dr + \int_R^{R_7} \frac{dB}{dr} dr \quad (11)$$

$$\text{Soit, si } R_a = \frac{R_6 + R_7}{2}$$

$$-i \frac{\delta a^2}{R_a} \frac{dB}{dr} \approx B_i \left(\frac{R_f}{R_a} \right)^2 + \int_{R_6}^{R_7} \frac{dB}{dr} dr \quad (12)$$

Posons $e = R_7 - R_6$

$$\eta = \frac{R_a e}{\delta_a^2} \quad (13)$$

et $B_a = \int_{R_6}^{R_7} \frac{dB}{dr} dr$ qui représente le champ de réaction de l'arbre. (14)

$$B_a = i \frac{R_a}{\delta_a^2} \int_{R_6}^{R_7} \left(B_i \left(\frac{R_f}{R_a} \right)^2 + B_a \right) dr \quad (15)$$

Soit ..

$$B_a = i \frac{R_a}{\delta_a^2} \left(B_i \left(\frac{R_f}{R_a} \right)^2 + B_a \right) \times e \quad (16)$$

D'où :

$$B_a = \frac{i \eta}{1-i\eta} B_i \left(\frac{R_f}{R_a} \right)^2 \quad (17)$$

qui peut se décomposer en deux composantes :

$$B_{a//} = - \frac{\eta^2}{1+\eta^2} B_i \left(\frac{R_f}{R_a} \right)^2 \text{ induction démagnétisante} \quad (18)$$

$$B_{a\perp} = \frac{\eta}{1+\eta^2} B_i \left(\frac{R_f}{R_a} \right)^2 \text{ induction qui, composée avec } B_i, \text{ donne le (19)}$$

couple électromagnétique.

III.1.4) Courbe de charge de la machine

Le calcul des caractéristiques électromagnétiques du stator ne présente aucune particularité. Compte tenu des données précédentes et des dimensions du stator :

$$R_{st} \approx 170 \text{ mm}$$

$$V_n = 220 \text{ V}$$

Fil divisé en 500 conducteurs

Un calcul classique permet d'obtenir la self cyclique et la résistance d'une phase :

$$L_{st} = 7,2 \cdot 10^{-5} \text{ H}$$

$$R_{st} = 3,6 \cdot 10^{-4} \Omega$$

En fait, compte tenu du stator utilisé (cf. Chap. V) les valeurs réelles sont :

$$\begin{aligned} R_{st} &= 6,4 \cdot 10^{-3} \Omega \\ L_{st} &= 3,6 \cdot 10^{-4} \text{ H.} \end{aligned}$$

Le glissement étant de l'ordre de 1%, η reste petit, η^2 est petit devant 1 et η , et B_{Al} peut être négligé. On voit donc que l'arbre a globalement un effet magnétisant et au niveau du stator

$$B_{st} = B_i \left(\frac{R_f}{R_{st}} \right)^2 \left(1 + \frac{\eta^2}{2} \right) \quad (20)$$

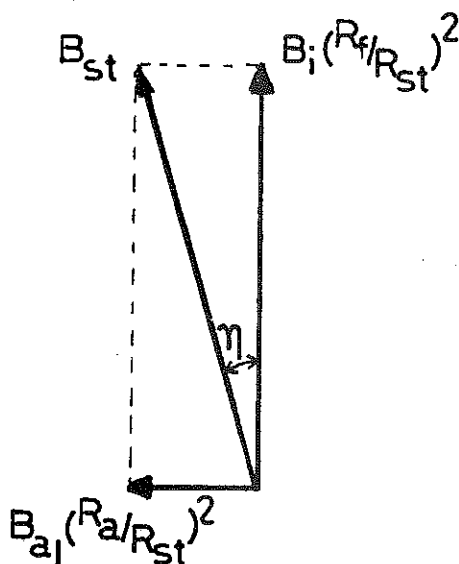


Fig. 5
Composition des champs au
niveau du stator.

L'alternateur peut alors être étudié par une simple théorie de Behn Eshenbourg tenant compte de cet effet, la chute de tension au niveau du stator étant diminuée par la présence de l'arbre

$E_r \simeq E_o \left(1 - \frac{\eta^2}{2} \right)$ où E_o représente la f.e.m. classique correspondant au fonctionnement considéré.

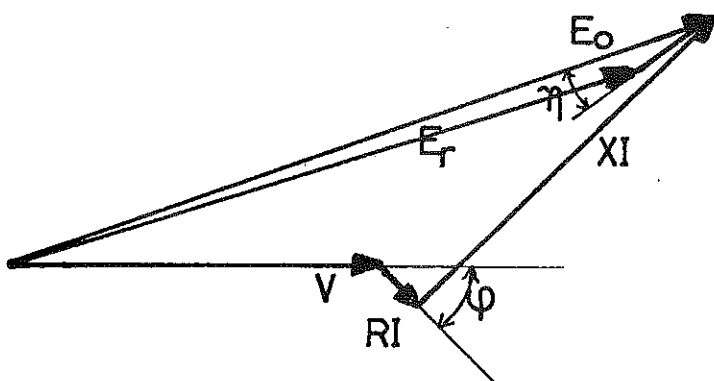


Fig. 6
Diagramme vectoriel approché
de la machine

Exemple : Débit résistif, $\cos \psi = 1$. L'indice n représentant le fonctionnement nominal, on a :

$$\frac{\eta}{\eta_n} = \frac{g}{g_n} = \frac{I}{I_n} \quad \text{car } g \text{ reste petit,} \quad (21)$$

$$D'où \quad E_r = E_o \left(1 - \frac{1}{2} \eta_n \left(\frac{I}{I_n} \right)^2 \right) \quad (22)$$

$$\text{et } \frac{\Delta V}{V_n} \simeq \left(\frac{RI}{V_n} + \frac{X^2 I^2}{2V_n^2} \right) \left(1 - \frac{1}{2} \eta_n^2 \left(\frac{I}{I_n} \right)^2 \right) \quad (23)$$

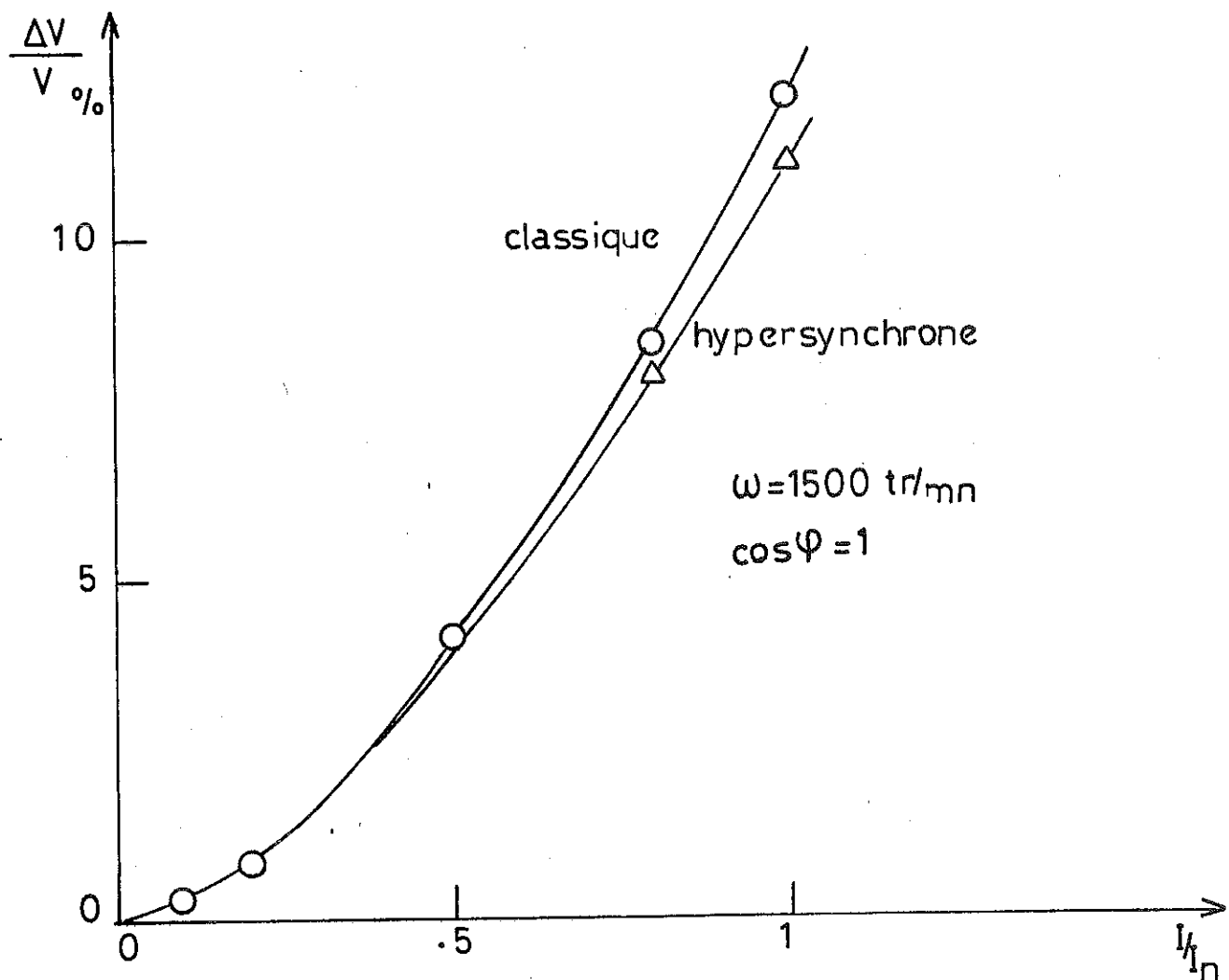


Fig. 7

Comparaison des chutes de tension calculées pour la cryomachine de 500 kW.

Si r et x représentent les valeurs réduites de R_{st} et L_{st}

$$\frac{\Delta V}{V_n} \approx \left(r \frac{I}{I_n} + \frac{x^2}{2} \left(\frac{I}{I_n} \right)^2 \right) \left(1 - \frac{1}{2} \eta_n^2 \left(\frac{I}{I_n} \right)^2 \right) \quad (24)$$

La figure 7 montre les chutes de tension calculées auxquelles on peut s'attendre dans la machine hypersynchrone étudiée et dans la même machine fonctionnant avec $g = 0$.

N.B. Un calcul complet, utilisant un modèle de représentation des éléments de la machine par des circuits localisés dans les axes d et q et la transformation de Park, a été étudié et est présenté au chapitre V.

II.2) Points clés du groupe cryoalternateur hypersynchrone

Les éléments constitutifs du cryoalternateur ont été décrits et analysés précédemment⁽¹⁾. Pour mémoire, nous ne ferons qu'illustrer les principaux constituants de la machine. La photo 1 représente une coupe du bobinage dipolaire supraconducteur. On note les 5 couches formant le bobinage et leurs espaceurs en alliage d'aluminium ainsi que la frette externe bobinée en acier au nickel (Nertalic⁽³⁰⁾) : 6 couches de fil de diamètre 1 mm. La photo 2 montre le stator et l'écran électromagnétique (arbre hypersynchrone glissé dans le trou statorique. La présence de 6 trous taraudés à une extrémité de cet arbre permet de solidariser l'arbre et l'ensemble dipôle + enceintes en vue de "fabriquer" une machine cryogénique classique ($g = 0$) (photo 3).

Les pièces thermiques qui supportent le dipôle (photo 4), bien que non calculées pour transmettre les couples normaux de la machine, puisque leur minceur est une des caractéristiques originales des cryoalternateurs hypersynchrones destinés à limiter au maximum les pertes thermiques par conduction, tiennent effectivement le couple nominal.

$$\tau_{MAX} \approx \frac{4 \Gamma}{\pi D^2 e} \quad \text{avec} \quad \left. \begin{array}{l} \Gamma_n = 1\,600 \text{ mN} \\ D = 0,15 \text{ m} \\ \tau_{MAX} \approx 100 \text{ N/mm}^2 \end{array} \right\} \quad e > 1 \text{ mm}$$

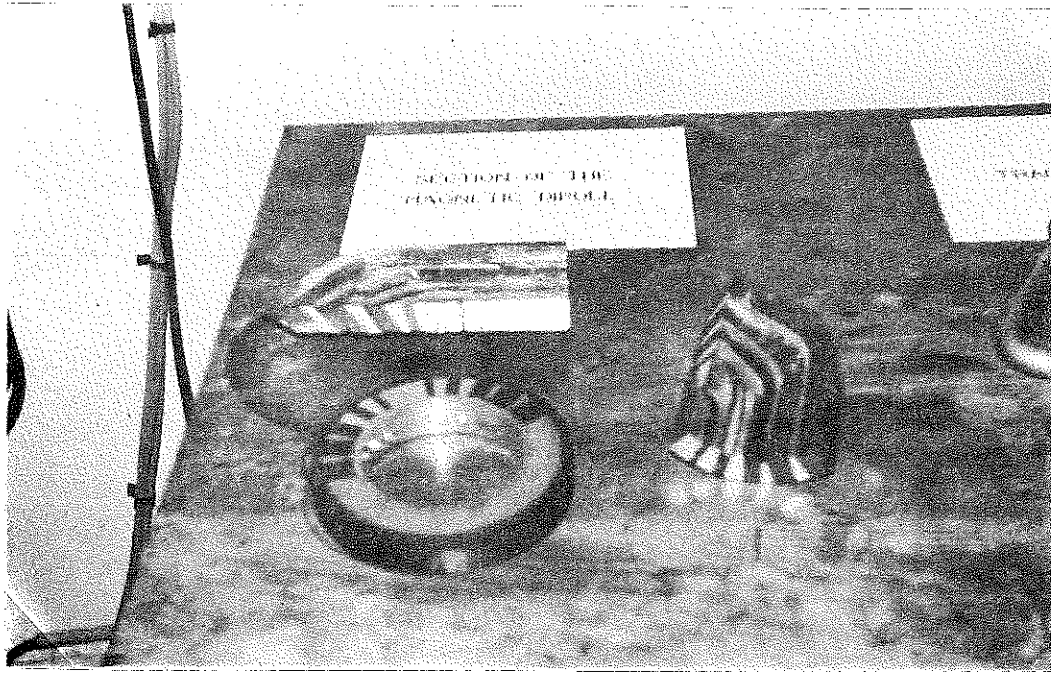


Photo 1

Coupe du bobinage inducteur au niveau des têtes de bobines et de la partie droite.

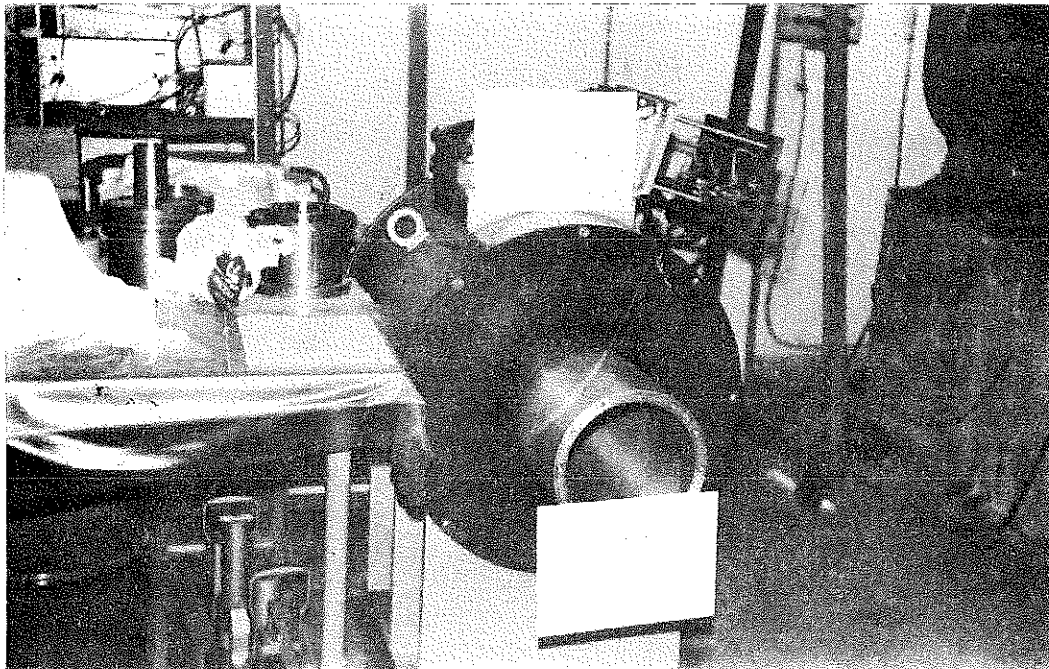


Photo 2

*Stator sans fer 500 kW, 220 V, 760 A refroidi à l'huile.
L'écran électromagnétique est posé dans le trou statorique.*

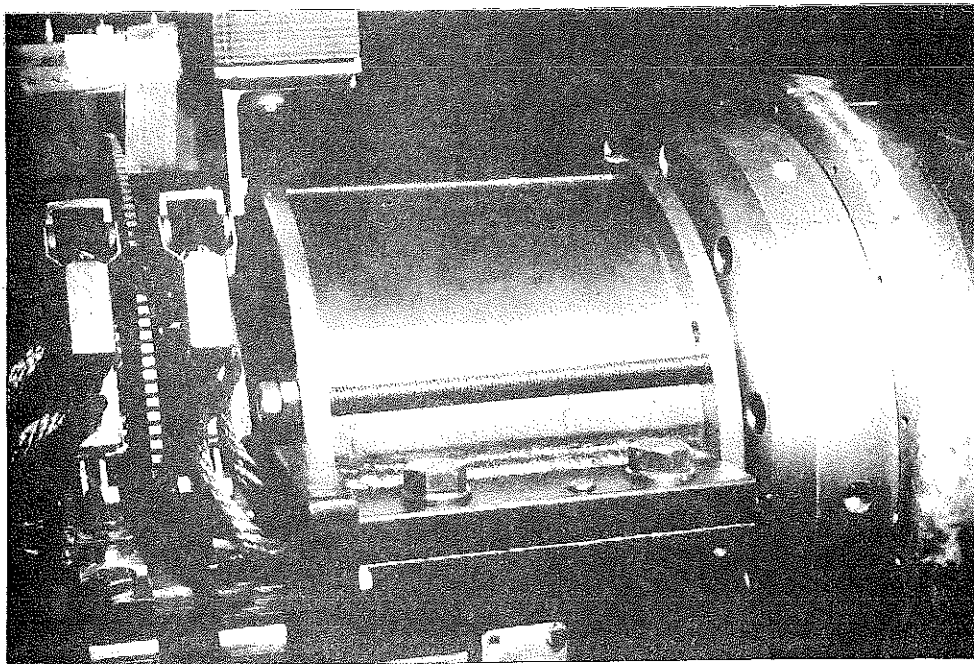


Photo 3

Porte paliers au niveau des amenées de courant du dipôle.

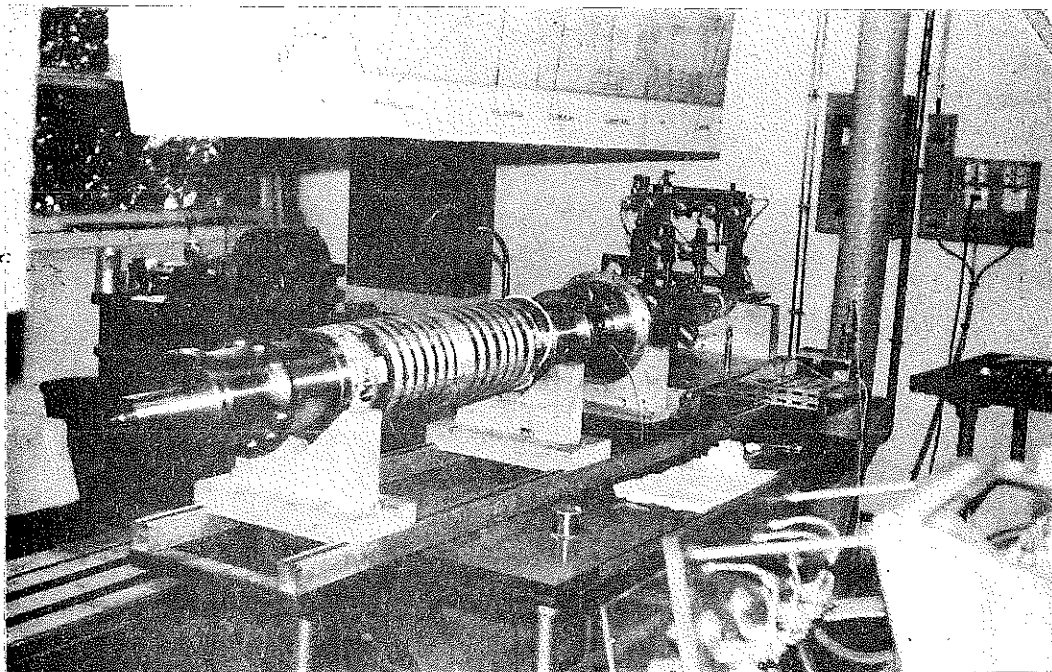


Photo 4

L'ensemble du dipôle, des pièces thermiques support de bobine et du nez cryogénique avant le remontage des enceintes froides.

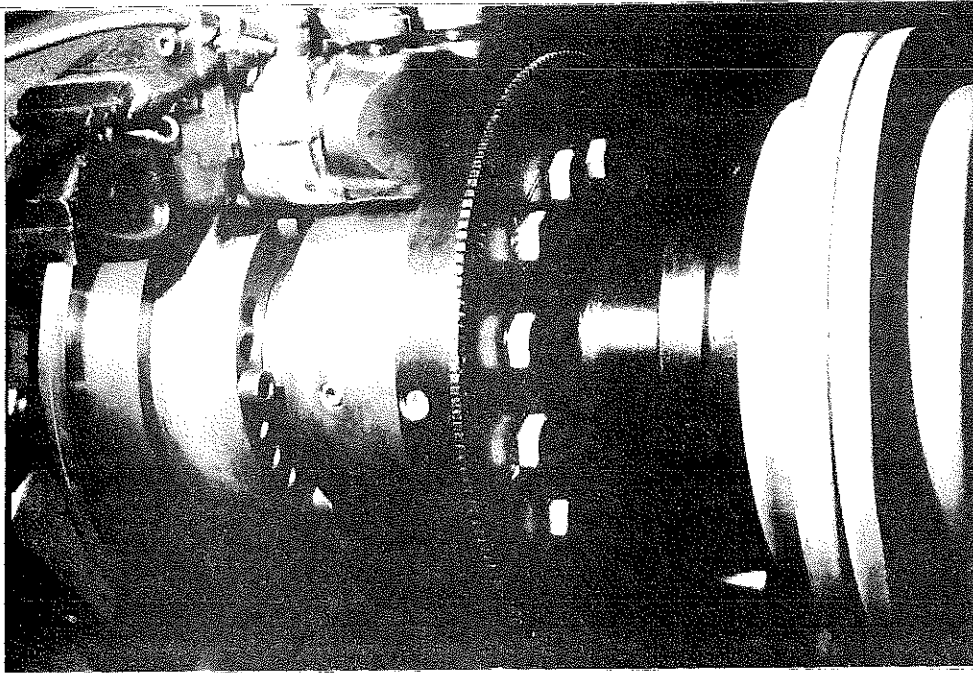


Photo 5

Accouplement, disques de freinage et de mesure de la vitesse de l'arbre d'entraînement.

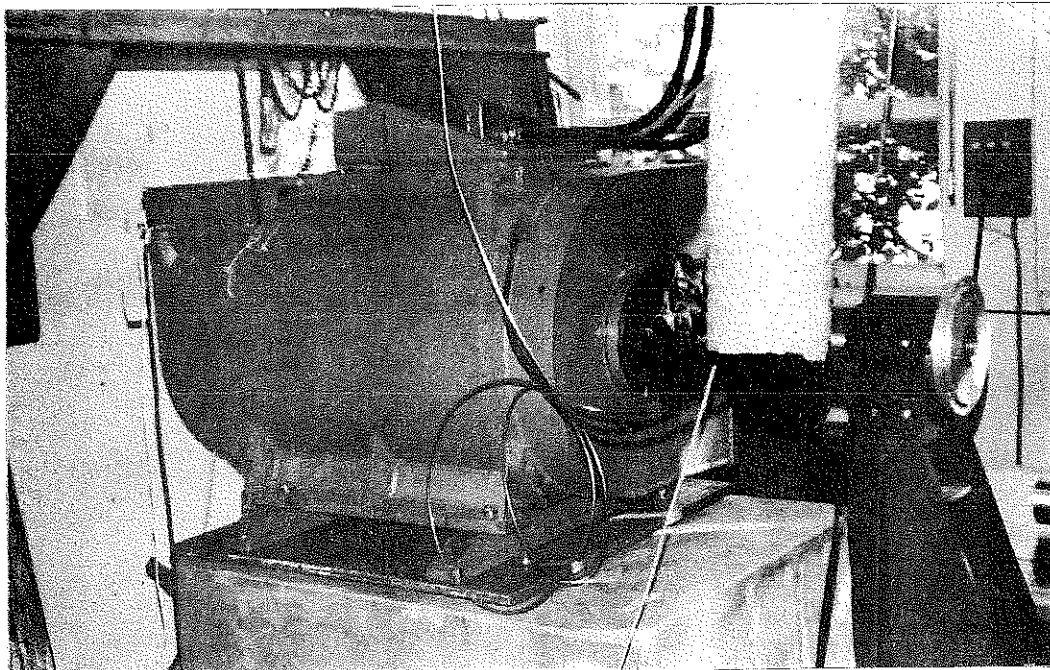


Photo 6

Machine asynchrone 250 kW, 0 - 3 000 tr/mn sur son socle.

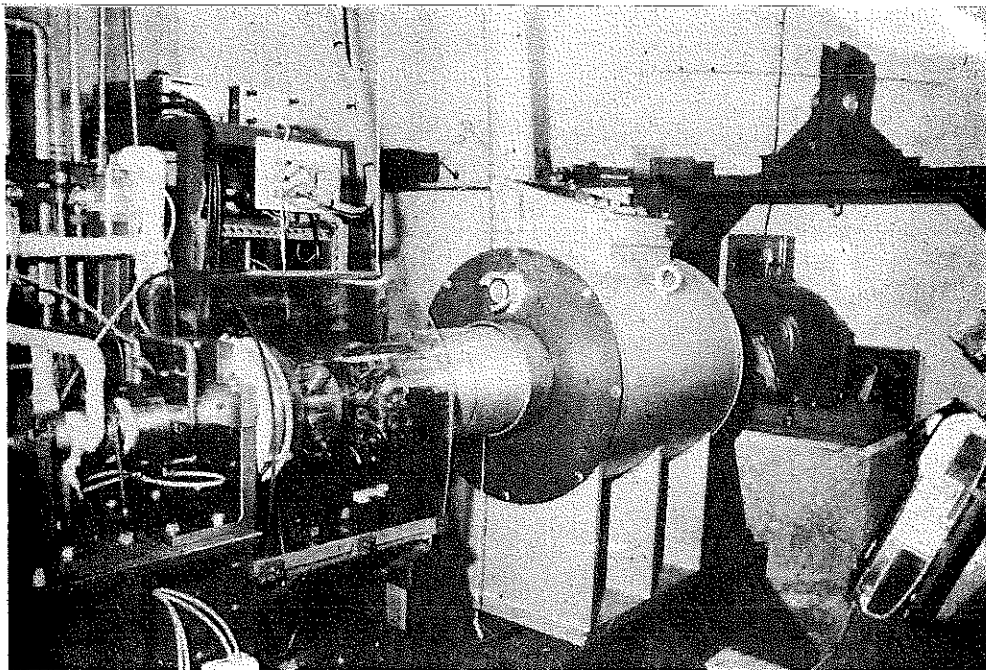


Photo 7

Groupe cryoalternateur entraîné par un moteur c.c. de 40 kW.

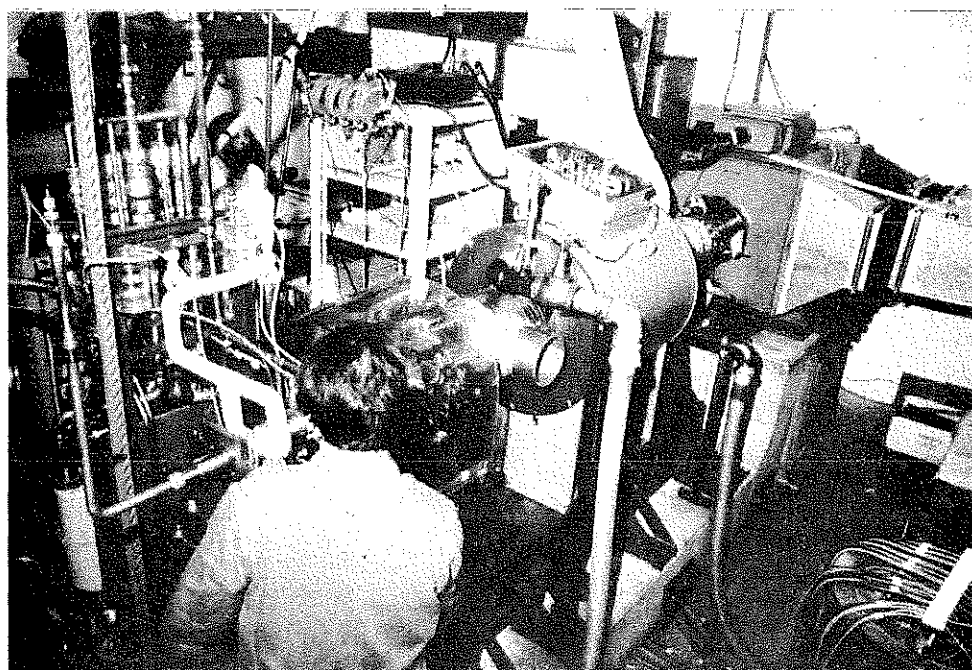


Photo 8

Groupe cryoalternateur entraîné par le moteur de 250 kW.

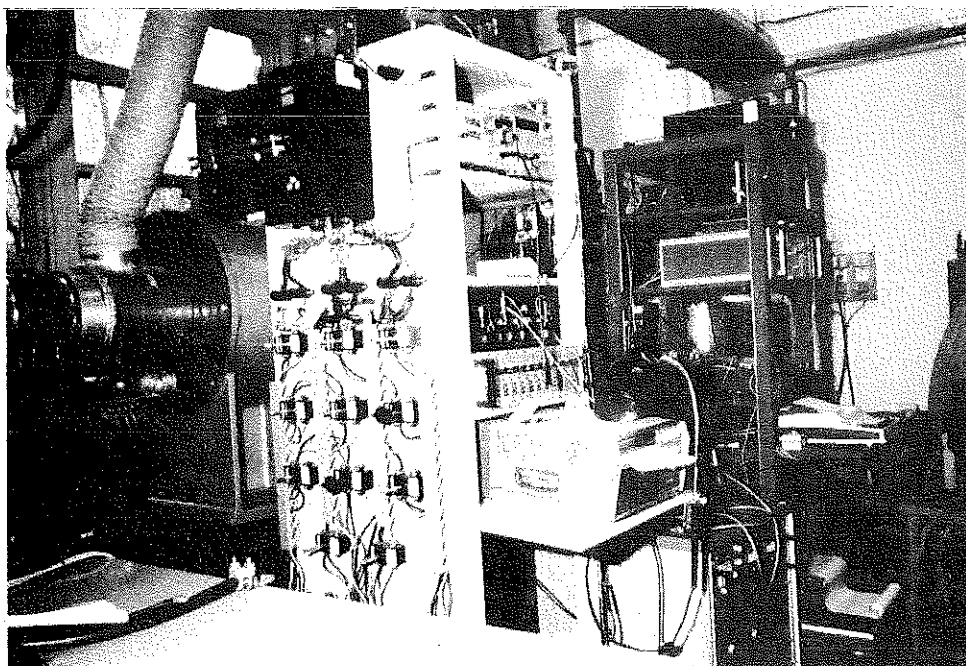


Photo 9

Ensemble des appareils de contrôle et de mesure.

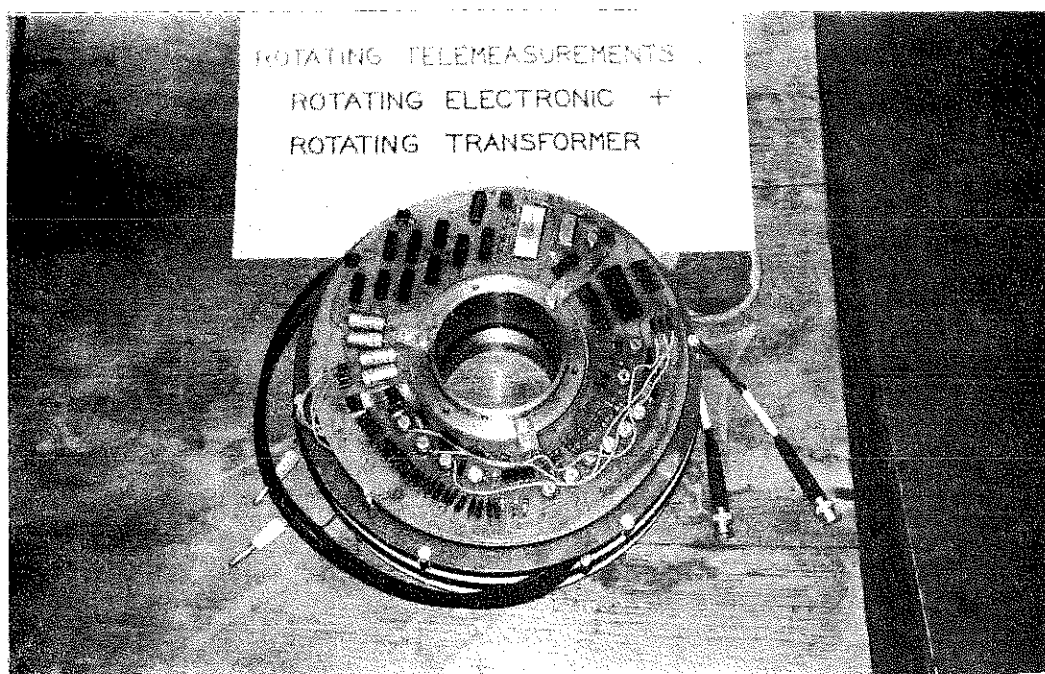


Photo 10

Partie tournante du système de télémessure.

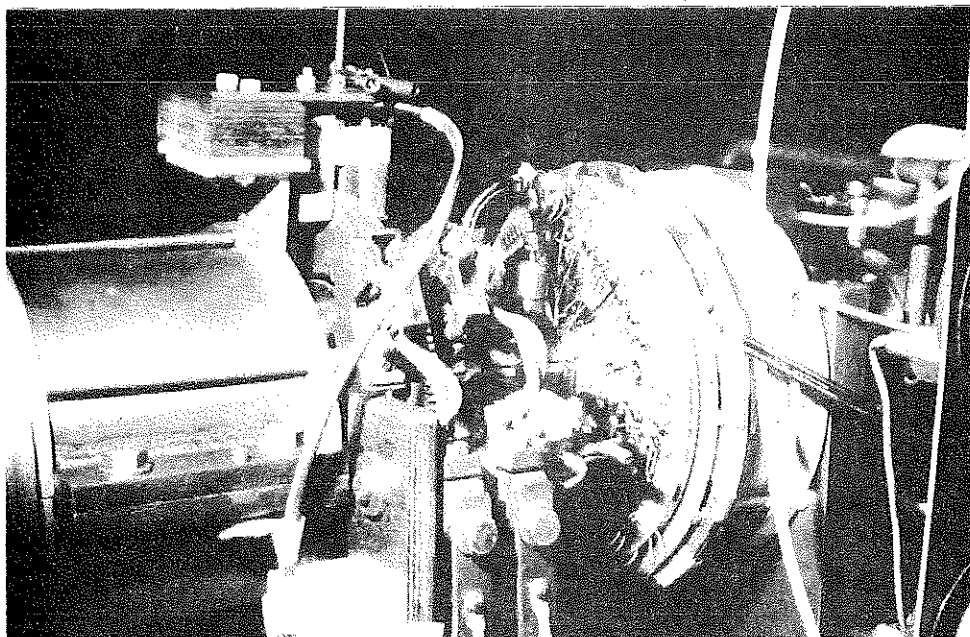


Photo 11

Ensemble de la télémesure et du transformateur tournant connecté aux sondes de mesure.

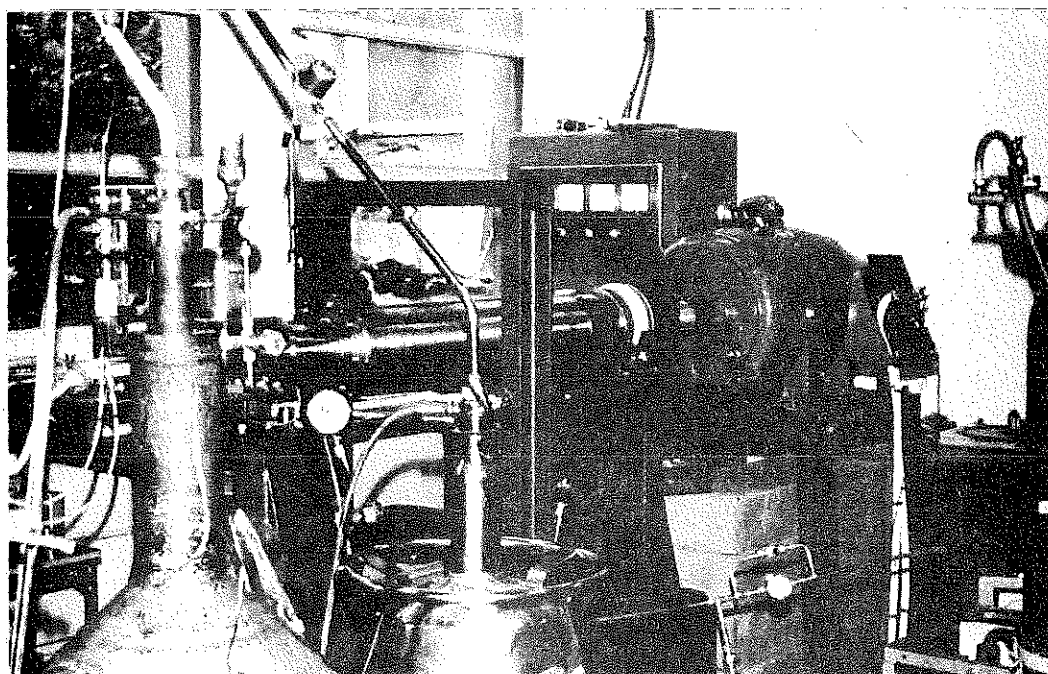


Photo 12

Montage expérimental de l'expérience de transfert thermique en rotation utilisant le moteur c.c. de 40 kW.

Or, après les modifications qui seront explicitées au chapitre suivant, l'épaisseur de ces pièces a été amenée à 3 mm. Le système de blocage par 6 vis $\varnothing$ 6 mm permet aussi de tenir un couple de l'ordre de 1,5 fois le couple nominal. On voit donc qu'il est possible de comparer expérimentalement les 2 types de machines jusqu'au régime permanent nominal et jusqu'à des régimes perturbés (courts-circuits par exemple) mettant en jeu des courants d'excitation de l'ordre de 100 A ($> \frac{1}{3} i_{ex}$ nominal).

L'arbre creux est relié au moteur d'entraînement par un accouplement Flexacier⁽³¹⁾ relativement souple et permettant des débattements angulaires importants sans réactions parasites (photo 5). Sur ce cliché, on peut remarquer le disque usiné avec 180 fentes pour la mesure de la vitesse de rotation du moteur ainsi qu'un frein à disque de ralentissement (Peugeot). La mesure de la vitesse du dipôle est faite de la même façon : disque + photo diode et photo transistor sensibles à l'infra-rouge (photo 11). Le moteur d'entraînement est une machine asynchrone de 250 kW (photo 6) pilotée par un onduleur autonome délivrant une tension et une fréquence variable régulée permettant de fonctionner entre 100 et 3 300 tr/mn.

Les photos (7) et (8) donnent une vue de l'ensemble du groupe : avant le changement du moteur d'entraînement, nous utilisions une machine à c.c. de 40 kW utilisée à la moitié de sa puissance. Avec ce montage ont été réalisés les premiers essais à puissance nulle. Sur le nouveau groupe (photo 8) on notera le socle en béton armé (2,5 t) relié au sol par l'intermédiaire d'amortisseurs EVIDGOM⁽³²⁾, les circuits de refroidissement d'huile du stator et d'air pour l'arbre glissant, le récipient contenant les 10 résistances de charge refroidies à l'eau constituant une charge totale de 180 kW que l'on peut insérer graduellement à l'aide d'interrupteurs (photo 9). Sur cette même photo figurent la quasitotalité des appareils de contrôle et de mesure : alimentation de la bobine supraconductrice (400 A, 9 V), enregistreur rapide à U.V., voltmètres et ampèremètres capables de mesurer des signaux alternatifs dont la fréquence est basse (> 10 Hz) enregistreurs multitraces, récepteur, imprimante et clavier de commande de la télémessure. Cette télémessure est en partie embarquée à bord de l'alternateur au niveau du nez de récupération du gaz hélium (photos 10 et 11) ; elle permet d'obtenir les mesures de températures de niveau d'hélium et de champ magnétique à l'intérieur de la machine. L'alimentation

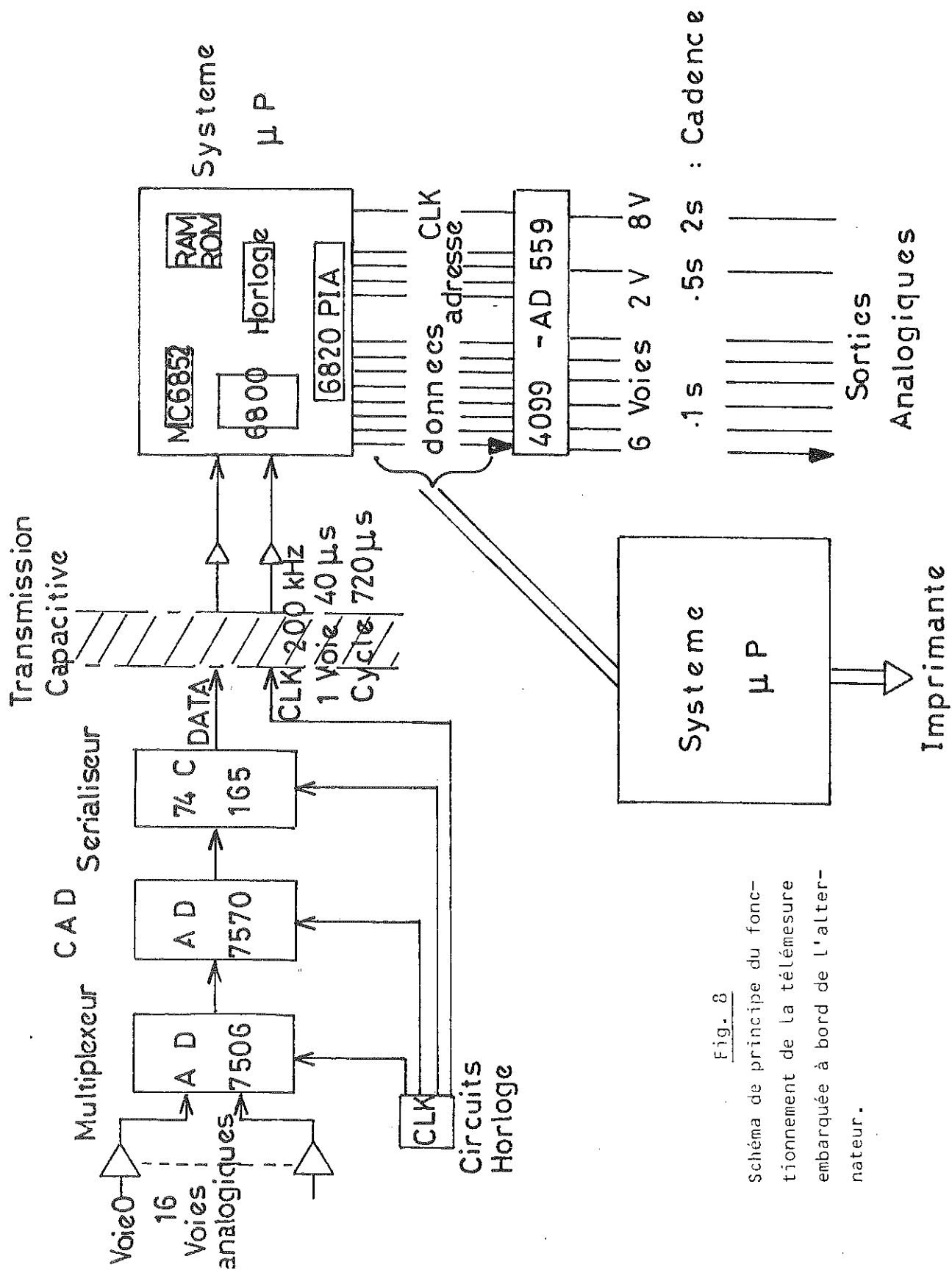


Fig. 8

Schéma de principe du fonctionnement de la télémesure embarquée à bord de l'alternateur.

du circuit tournant est faite à l'aide d'un transformateur tournant. La mesure de 16 voies analogiques, à partir de signaux de tensions amplifiées (montages en pont) est multiplexée puis convertie en signaux digitaux mis en série. L'information est alors transmise dans le repère fixe par effet capacitif. La fréquence de transmission est 200 kHz. Le passage d'une voie prend 40 μ s et la durée d'un cycle total est de 720 μ s. La réception est faite à l'aide d'un microprocesseur permettant une sortie analogique de chaque signal avec des cadences allant de 0,1 s à 2 s ainsi qu'une visualisation des résultats sur imprimante (fig. 8).

III) COMPORTEMENT MECANIQUE

III.1) Comportement de l'ensemble de la ligne d'arbre

Ce point, difficile à appréhender théoriquement étant donné le nombre de paramètres qui interviennent, a certainement été celui qui a posé le plus de problèmes ; les solutions qui ont été apportées ne sont d'ailleurs pas toutes parfaites.

III.1.1) Liaison du groupe avec le sol

Compte tenu des moyens techniques du laboratoire, le groupe cryo-alternateur a été placé dans une salle standard du rez-de-chaussée du C.R.T.B.T. ; à ce niveau, la dalle est prévue pour supporter une charge de 2 t/m^2 . L'ensemble du groupe monté sur son banc d'alignement en acier pèse approximativement 3 tonnes, l'ensemble des parties tournantes (moteur + alternateur) environ 700 kg. Un socle bétonné faisant plus de 10 fois la masse des parties tournantes était difficile à installer étant donné la taille de la salle. Aussi avons-nous été amené à réaliser un socle bétonné de $1,7 \text{ m}^3$ sur 4 m^2 pesant environ 2,5 t posé directement sur le sol. Cette solution, augmentée du fait que les pylones supports de palier ont une hauteur de 60 cm (photo 9). (Cette dimension a été choisie pour avoir des conditions faciles de travail et pouvoir insérer facilement le stator) nous a conduit à des niveaux de vibrations prohibitifs dès que la vitesse dépassait 2 000 tr/mn. Faute de pouvoir augmenter l'inertie de l'ensemble nous avons été conduit à intercaler entre le sol et le socle 10 supports élastiques EVIDGOM⁽³²⁾ assurant une suspension antivibratoire souple atténuant notablement les vibrations horizontales, axiales et verticales.

III.1.2) Liaison moteur-alternateur

Les machines cryogéniques présentent l'intérêt d'avoir une masse

petite devant celle des machines classiques avec fer. Dans notre cas, la masse totale du cryoalternateur est de l'ordre de 800 kg pour un MD^2 d'environ $15 \text{ m}^2 \text{ kg}$ alors qu'une machine classique de cette puissance aurait une masse de l'ordre de 2 500 kg et un MD^2 d'environ $100 \text{ m}^2 \text{ kg}$. (Notons au passage que la notion de MD^2 est liée différemment à l'inertie des machines suivant que les machines sont "pleines" - machines classiques - ou "creuses" - machines cryogéniques).

Les inerties du moteur et de l'alternateur sont très différentes et en conséquence, un peu comme ce qui se passe entre la turbine et un alternateur classique, l'accouplement entre les 2 machines doit être particulièrement soigné. Un accouplement élastique TORSOFLEX⁽³²⁾ a tout d'abord été utilisé. Il s'est avéré, de par sa structure, trop rigide pour notre système. Nous avons monté un accouplement FLEXACIER⁽³¹⁾ qui nous a permis après équilibrage, de tourner à des vitesses de l'ordre de 3 000 tr/mn sans observer de niveaux de vibrations trop élevés (fig. 9). Les niveaux de vibrations sont mesurés avec un ensemble de mesures vibratoires (capteurs piézo-électriques, intégrateurs et filtres) MV 01⁽³³⁾.

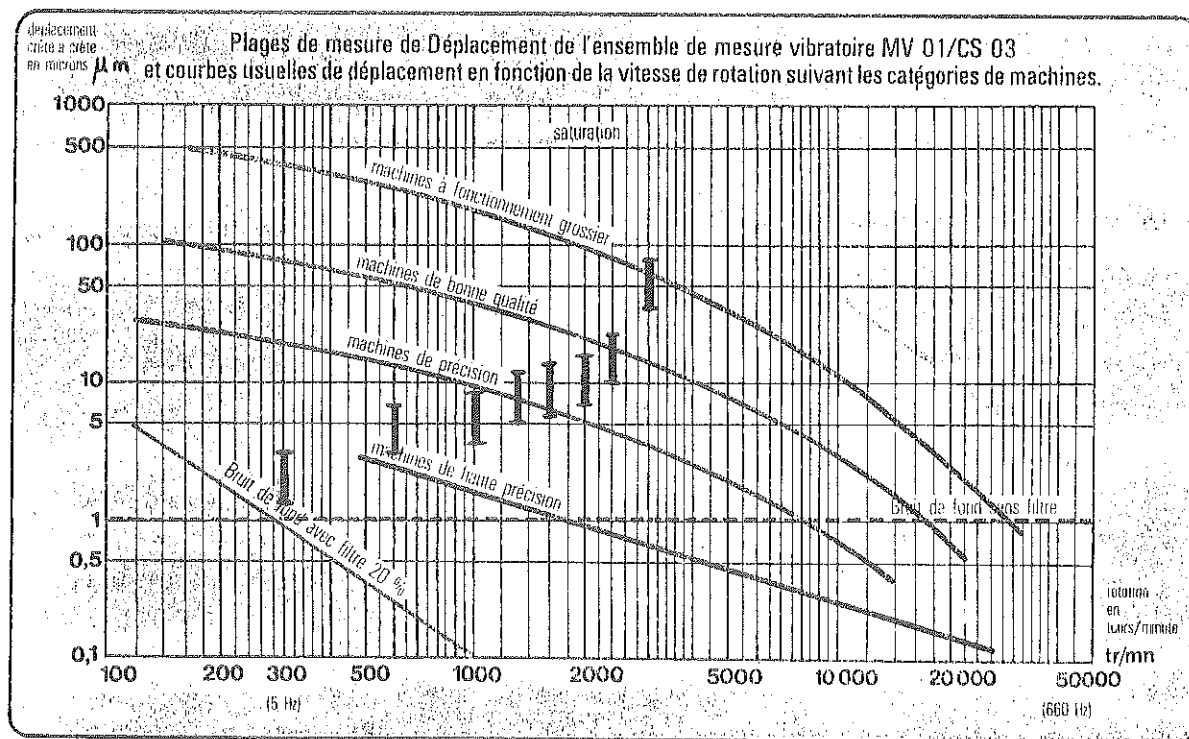


Fig. 9

Vibrations horizontales enregistrées au niveau d'un palier.

Néanmoins, le fonctionnement à 3 000 tr/mn reste problématique : les bruits, au niveau des joints tournants en particulier, s'amplifient notablement et l'absence de dispositifs efficaces de sécurité interdit tout fonctionnement de longue durée à cette vitesse. Aucune différence notable n'est apparue dans le comportement mécanique de l'ensemble suivant l'état thermique de l'alternateur (300 K ou 4,2 K).

La liaison avec double palier (fig. 2) a été résolue difficilement compte tenu de l'utilisation de paliers lisses en bronze entre l'arbre et le dipôle. Un alignement parfait est nécessaire pour éviter tout coincement au moment du retrait (~ 3 mm) de la partie centrale de l'alternateur. L'emploi de paliers à aiguilles devrait résoudre ce problème. Le groupe a fonctionné en rotation pendant près de 400 h à des vitesses comprises entre 800 et 2 000 tr/mn dont plus de 150 h en froid et en charge entre 0 et 200 kW. Le comportement général a été satisfaisant mais l'usure des joints tournants est importante.

III.2) Problèmes mécaniques liés au cryostat

Au cours des premiers essais d'équilibrage du cryostat est apparu un phénomène de résonance (vitesse critique) au voisinage de 3 000 tr/mn rendant impossible le fonctionnement à cette vitesse. Ce phénomène est d'ailleurs sensible à la vitesse de 1 500 tr/mn si on regarde, avec l'aide de filtres sélectifs, les vibrations synchrones et celles qui sont induites à 2 fois la vitesse de synchronisme (fig. 10).

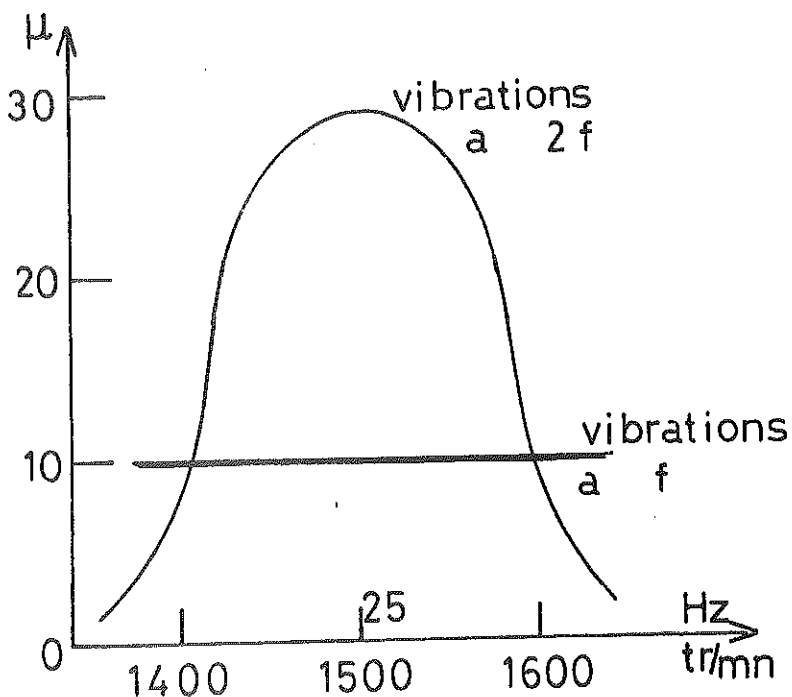


Fig. 10
Vibrations synchrones et
vibrations induites à 2 f.

Le problème de l'apparition de la première fréquence critique avait naturellement été étudié au moment de la construction de la machine⁽¹⁾ et les dimensions des pièces calculées en conséquence. Malheureusement, il semble que les calculs aient été un peu "optimistes" ; on verra en effet dans le paragraphe qui suit que plus les hypothèses prises pour le calcul sont simples, plus les vitesses critiques obtenues sont élevées.

III.2.1) Position du problème

Le cryostat peut être représenté schématiquement par la fig. 11. Il se présente sous l'aspect d'un rotor-poutre à section variable comportant 3 éléments.

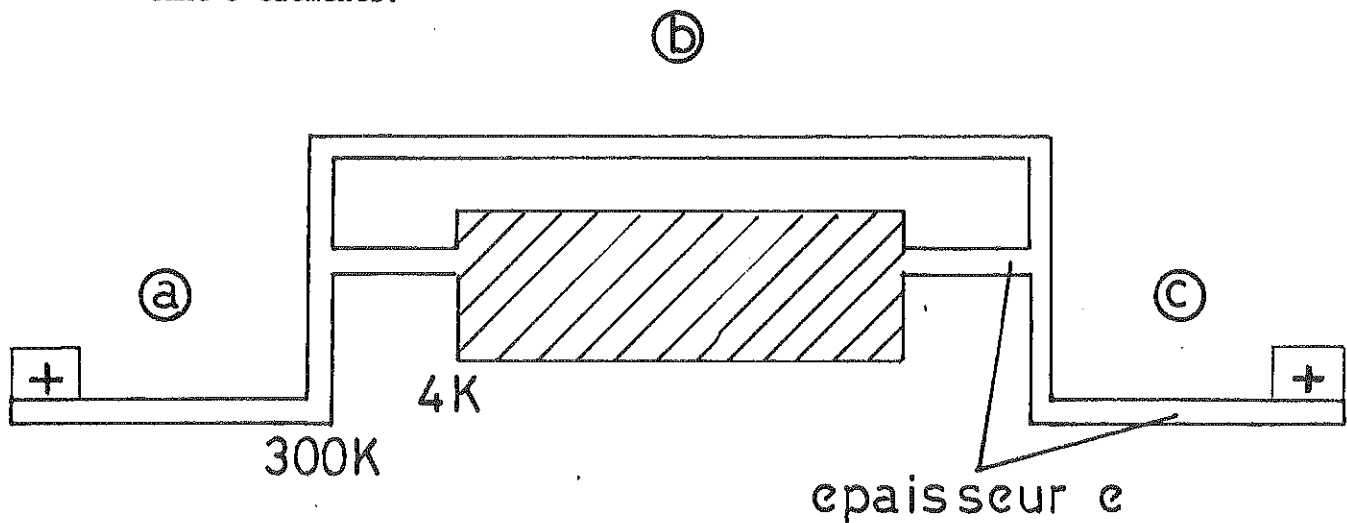


Fig. 11 : Schématisation du rotor

Le dipôle est essentiellement maintenu par les pièces support thermique (photo 4) dont l'épaisseur e doit être la plus faible possible pour limiter au maximum les pertes froides. Cependant on veut que la fréquence critique de cet ensemble soit supérieure à 3 000 tr/mn. Dans la suite des calculs on supposera que la rigidité des paliers est très faible.

III.2.2) Méthode de Rayleigh utilisant une déformée parabolique.

En prenant pour hypothèse de déformation statique une parabole pour chaque élément constituant le rotor, la méthode de Rayleigh permet d'obtenir la première fréquence critique⁽³⁴⁾.

$$\omega_c = \sqrt{4g \frac{\sum_{i=1}^n (EI l)_i}{\sum_{i=1}^n P_i (L-x_i)^2 x_i^2}} \quad (25)$$

où $(E, I, l, P, x)_i$ sont respectivement le module d'Young, le moment d'inertie, la longueur, la masse et la distance au palier de chaque élément. On obtient pour $\omega_c(e)$ une relation du type :

$$\omega_c = \sqrt{\frac{a + be}{c + de}} \quad (26)$$

qui donne pour $\begin{cases} e = 2 \text{ mm}, & \omega_c = 3\,780 \text{ tr/mn} \\ e = 3 \text{ mm}, & \omega_c = 3\,820 \text{ tr/mn} \end{cases}$

On remarque :

- la faible dépendance en e de la vitesse critique,
- la divergence obtenue si $e \rightarrow 0$ qui rend compte du peu de valeur d'une hypothèse de déformation d'allure parabolique des pièces (a) et (c).

III.2.3) Méthode de Rayleigh utilisant la déformée statique

On peut traiter simplement ce problème en se ramenant au cas d'un rotor creux d'épaisseur e chargé uniformément sur une longueur de 700 mm (fig. 13). Ce problème est traité dans la ref.(35) et donne pour la fréquence critique

$$\omega_c = \sqrt{g \frac{\sum P_i Y_i}{\sum P_i Y_i^2}} \quad \text{une relation du type } \omega_c = \sqrt{a.e.} \quad (27)$$

qui donne pour $\begin{cases} e = 2 \text{ mm}, & \omega_c = 3\,610 \text{ tr/mn} \\ e = 3 \text{ mm}, & \omega_c = 4\,410 \text{ tr/mn.} \end{cases}$

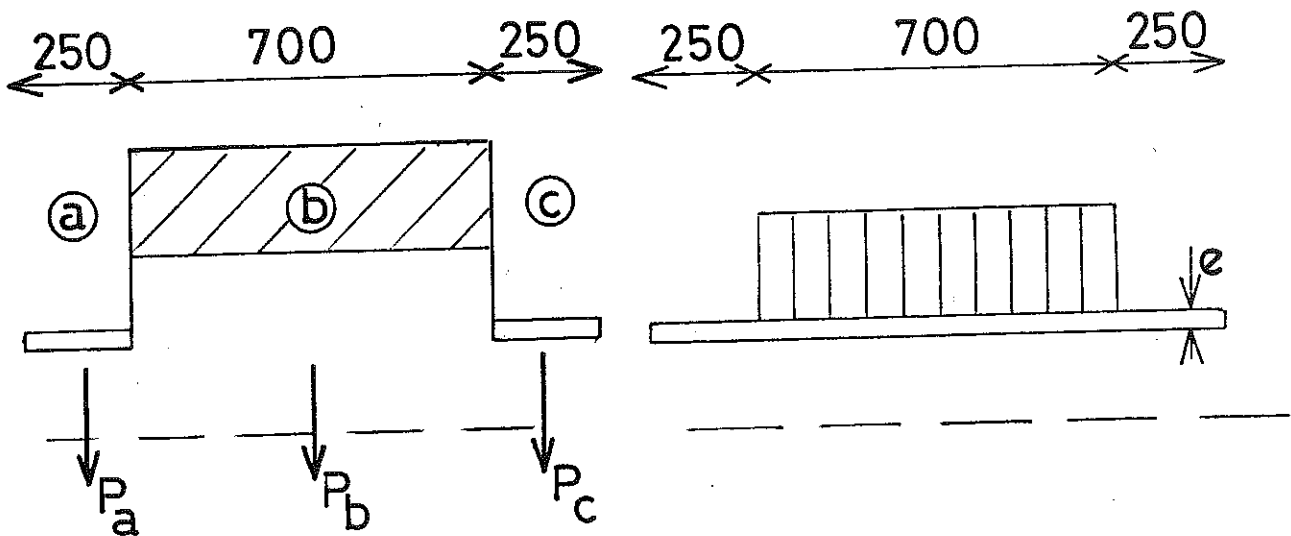


Fig. 12 : Hypothèse : déformée parabolique

Fig. 13 : Hypothèse : déformée statique

III.2.4) Méthode de Rayleigh utilisant une déformée parabolique partielle

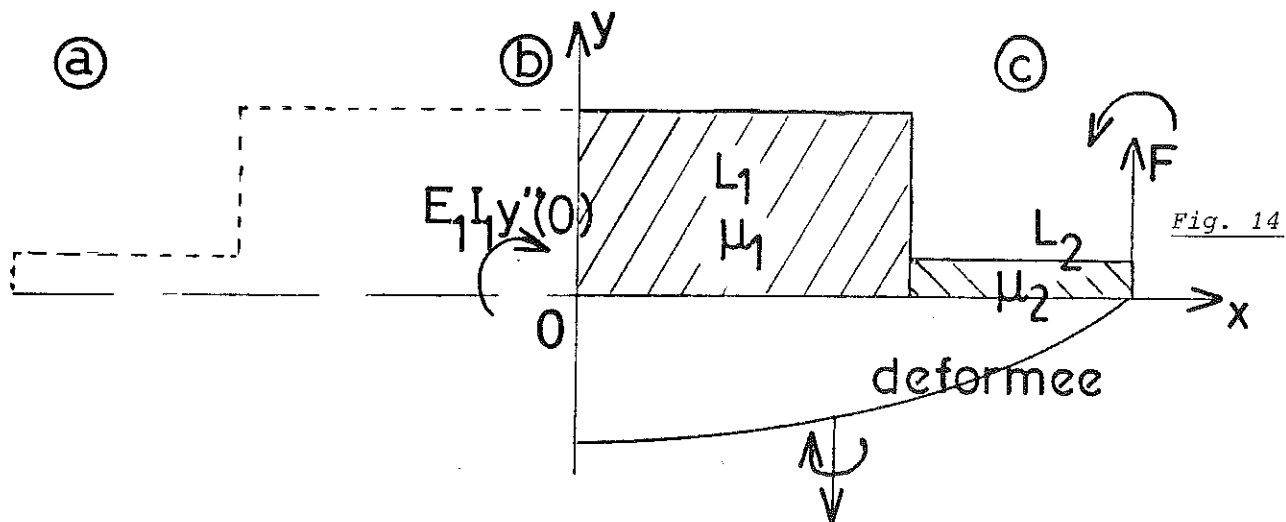
Cette méthode a été développée dans la réf. (1) et ne considère une déformée parabolique que pour l'élément b . Dans ces conditions, on obtient une relation du type

$$\omega_c = \sqrt{\frac{a e}{b + c e}} \quad (28)$$

qui donne pour

$$\begin{cases} e = 2 \text{ mm}, & \omega_c = 3 \text{ } 100 \text{ tr/mn} \\ e = 3 \text{ mm}, & \omega_c = 3 \text{ } 600 \text{ tr/mn} \end{cases}$$

III.2.5) Méthode tenant compte du raccordement des déformées



Soit $2L = 2(L_1 + L_2)$ la longueur du cryostat (fig. 14) et μ la masse linéique de chaque élément. Rappelons qu'en état de vibration entretenue, une poutre de section constante obéit à l'équation d'équilibre

$$EI \frac{\partial^4 y}{\partial x^4} = - \mu \frac{\partial^2 y}{\partial t^2} \quad (29)$$

Si y est du type $y(x) \cdot \sin \omega t$, l'éq. (29) peut se résoudre et donne :

$$y(x) = C_1 e^{kx} + C_2 e^{-kx} + C_3 \sin kx + C_4 \cos kx \quad (30)$$

$$\text{avec } k = \sqrt[4]{\frac{\mu \omega^2}{EI}} \quad (31)$$

Le demi-élément (b), étant donné sa structure rigide, pourra comme en III.2.4 être considéré comme ayant une déformée parabolique $y_1 = \alpha x^2 + \beta$.

L'élément (c), par contre, doit être décrit par la relation la plus générale : $y_2 = C_1 e^{k_2 x} + C_2 e^{-k_2 x} + C_3 \sin k_2 x + C_4 \cos k_2 x$ (32)

$$\text{avec } k_2 = \sqrt[4]{\frac{\mu_2 \omega^2}{E_2 I_2}} \quad (33)$$

Les conditions aux limites qui doivent être vérifiées sont :

$$\left. \begin{array}{l} y_2(L) = 0 \\ y_2''(L) = 0 \end{array} \right\} \begin{array}{l} \text{extrémité appuyée car le} \\ \text{palier est mou.} \end{array} \quad (34)$$

Les conditions de raccordement des 2 déformées sont :

$$y_1(L_1) = y_2(L_1) \quad (35)$$

$$y_1'(L_1) = y_2'(L_1) \quad (36)$$

$$E_1 I_1 y_1''(L_1) = E_2 I_2 y_2''(L_1) \quad (37)$$

En plus de ces relations, il faut exprimer que le moment des forces par rapport à 0 est nul après la coupure fictive en $x = 0$, ce qui, avec les orientations de la fig. 14 donne

$$E_1 I_1 y_1''(0) = -F \cdot L + \int_0^L \mu \omega^2 x y dx \quad (38)$$

$$\text{Or, } F = \int_0^L \mu y \omega^2 dx \text{ et } \mu_1 \gg \mu_2 \quad (39)$$

D'où

$$E_1 I_1 y_1''(0) = \mu_1 \omega^2 \int_0^{L_1} (x-L) y dx \quad (40)$$

qui se ramène à l'expression :

$$\alpha \Omega_1^2 = \omega^2 \left(\alpha \left(1 - \frac{4\eta}{3} \right) + \beta \frac{2(1-2\eta)}{L_1^2} \right) \quad (41)$$

$$\text{avec } \eta = \frac{L}{L_1} \quad (42)$$

et $\Omega_1^2 = \frac{8 E_1 I_1}{\mu_1 L_1^4}$, Ω_1 représente la fréquence critique du dipôle seul, compte tenu de sa déformation parabolique.

Les eq. (34) (41) forment un système homogène de 6 équations à 6 inconnues ($\alpha, \beta, C_1, C_2, C_3, C_4$), paramétré en k_2 , qu'il suffit de résoudre pour obtenir la valeur de k_2 , donc de ω . Ce calcul a été mené sur ordinateur (optimisation des éléments d'un déterminant d'ordre 6 en vue de l'annuler) et donne pour

$$\begin{cases} e = 2 \text{ mm}, \omega_c = 2\,960 \text{ tr/mn} \\ e = 3 \text{ mm}, \omega_c = 3\,550 \text{ tr/mn}. \end{cases}$$

III.2.6) Conclusion

Le tableau 2 résume l'ensemble des résultats. Le calcul prévoit bien, pour $e = 2 \text{ mm}$ correspondant à la valeur choisie pour la construction de la machine, une résonance très près de la vitesse de 3 000 tr/mn. Les pièces thermiques ont donc été refaites et leur épaisseur portée à 3 mm, au détriment, naturellement, des performances cryogéniques de la machine.

FREQUENCES CRITIQUES

(rigidité des paliers ≈ 0)

Epaisseur e des pièces thermiques mm	Fréquence critique ω_{co} tr/mn	Méthode de calcul	Remarques
2 3	3 780 3 820	Rayleigh : - déformée parabolique - découpage 3 éléments.	Faible dépendance en e, si e petit ; Divergence si $e \rightarrow 0$
2 3	3 610 4 410	Rayleigh : - déformée statique.	
2 3	3 100 3 630	Rayleigh : Traitement séparé des bouts d'arbre et de la bobine.	Calcul retenu pour la construction initiale.
2 3	2 960 3 550	Calcul tenant compte du raccordement des déformées.	

Tableau 2

IV) COMPORTEMENT CRYOGENIQUE

IV.1) Pertes au niveau du système d'injection d'hélium

Le problème de l'injection de l'hélium liquide depuis un récipient fixe dans un cryostat tournant a été soulevé dès le début du développement des cryomachines. De nombreux prototypes (ceux de Westinghouse⁽⁶⁾, de General Electric⁽³⁷⁾, du M.I.T.⁽³⁸⁾, de Fuji⁽³⁹⁾) utilisant de l'hélium biphasique ont adopté une structure en forme de baïonnette fixe dans un tube d'injection central isolée à l'aide de joints tournants (ferrofluides par exemple). (fig. 15). Une telle structure, d'après Lee⁽³⁶⁾ serait le siège de pertes thermiques :

$$Q \propto \omega^4, \Delta r^9$$

où ω est la vitesse de rotation de la partie tournante et Δr le jeu radial de l'espace annulaire.

Une telle dépendance des pertes entraîne donc à réduire au maximum le jeu radial de la baïonnette. Cependant, les hypothèses prises pour établir ces résultats⁽³⁶⁾ sont très particulières et les résultats obtenus par Gamble⁽³⁷⁾ et Akiyama⁽³⁹⁾ demandaient de revoir le problème de façon plus approfondie. Une approche thermique étant très délicate, nous avons choisi de mener une étude expérimentale (photo 12). Ce travail est reporté dans la publication ci-jointe :

"Heat transfer between two horizontal concentric cylinders, the outer cylinder rotating, the inner at rest".

Y. Brunet, M. Renard, Cryogenics, p. 423, July 1977.

Nos conclusions, bien que l'influence du gradient de température axiale n'ait pas été prise en compte, sont qu'il ne faut pas s'attendre à une dépendance des pertes aussi dramatique que celle prévue par Lee en ce qui concerne la vitesse de rotation et l'épaisseur du jeu de l'espace annulaire.

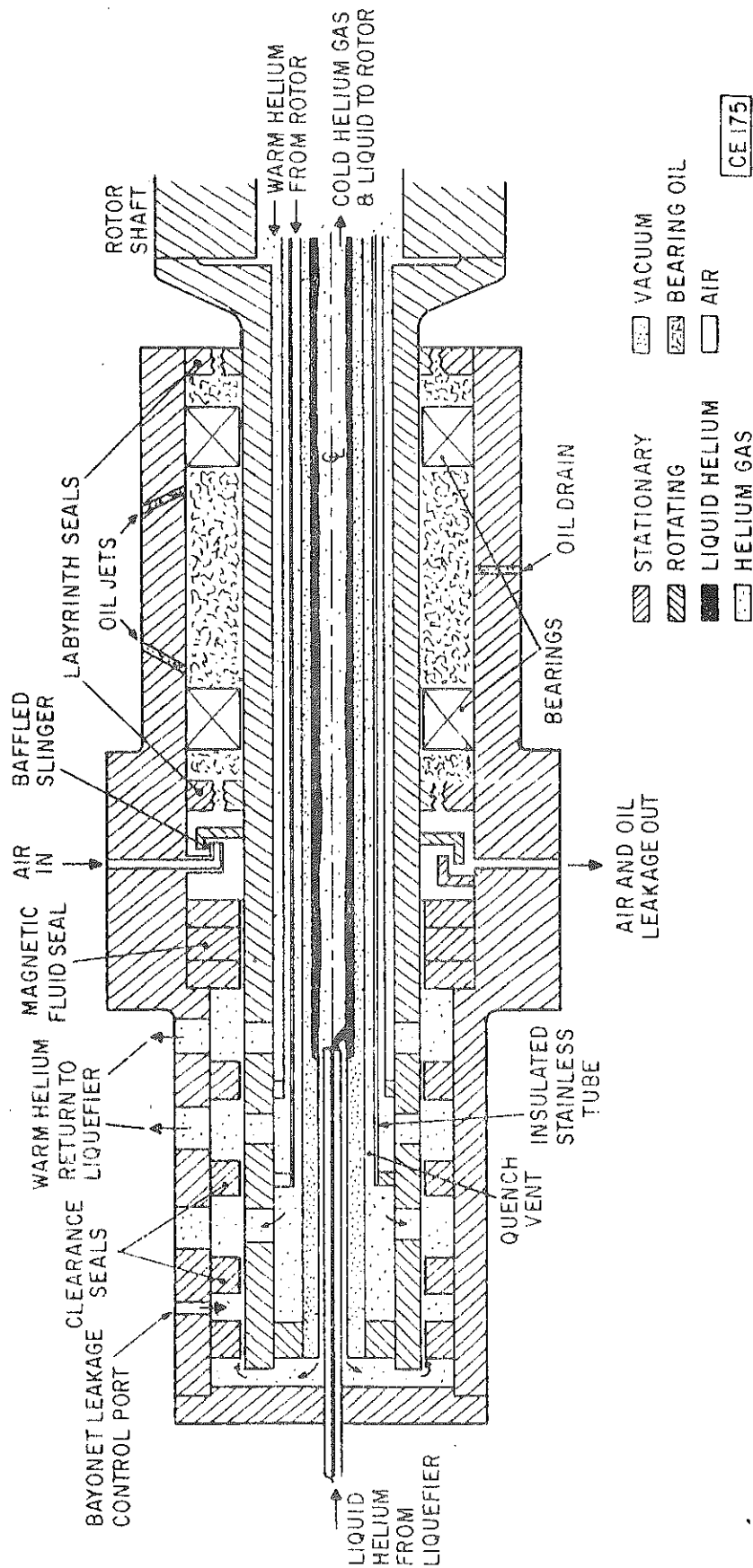


Fig. 15 : Helium transfer Coupling Schematic, d'après (15)

This paper reports an experimental study of heat transfer between an outer horizontal rotating cylinder and an inner stationary one. This geometry simulates a rotating liquid helium transfer union used in superconducting ac generators. The dependence of heat transfer with the velocity and the gap width is studied and discussed; the results are presented in terms of dimensionless parameters. Even if we have to complete our experiment with an axial temperature gradient which may slightly modify our results, we do not find such a drastic dependence as predicted by some authors.

Heat transfer between two horizontal concentric cylinders: the outer cylinder rotating, the inner at rest

Y. Brunet and M. Renard

Nomenclature			
$\Omega, \Omega_g, \Omega_c$	rotation speed, rpm	η	dynamic viscosity of the gas, poise
ΔT	temperature gradient, K	P	gas pressure in the gap, torr
T	mean temperature in the gap, K	Nu	$= \frac{keq}{k}$, Nusselt number
L	experimental zone length, cm	Re, Re_g	$= \frac{\rho}{\eta} R \Omega \Delta R$, Reynolds number
ΔR	gap width, cm	G_Ω, G_{Ω_c}	$= \frac{\beta \Delta T R \Omega^2 (\Delta R)^3 \rho^2}{\eta^2}$, Grashof number with rotation acceleration
R	rotating cylinder radius, cm	G_g	$= \frac{\beta \Delta T g (\Delta R)^3 \rho^2}{\eta^2}$, Grashof number of gravity
β	coefficient of volumetric expansion, K^{-1}	P_2	$= \frac{c\eta}{k}$, Prandtl number
Q	evaporation rate, W		
k	conductivity of the gas, $W\ cm^{-1}\ K^{-1}$		
k_{eq}	$= \frac{Q}{2\pi \Delta T L} \frac{\Delta R}{R}$, equivalent conductivity, $W\ cm^{-1}\ K^{-1}$		
c	specific heat of the fluid, $J\ g^{-1}\ K^{-1}$		
ρ	fluid density, $g\ cm^{-3}$		

This experimental study of heat transfer between two horizontal concentric cylinders was made to evaluate the losses in a rotating liquid transfer union used in superconducting alternators. Typically, a rotating helium transfer union has a bayonet configuration: a stationary tube through which helium is injected towards a rotating outer cylinder (Fig. 1). We are interested in the dependence of the losses of the bayonet on the rotation speed and the gap width. There exist several works on rotor flow and heat transfer between cylinders,¹⁻⁴ but none is particularly adapted to our present problem characterized by a horizontal axis, rotation of the outer cylinder, the inner being at rest, and by a large radial temperature gradient.

The results given by Lee,⁵ that is, a variation of the losses with the ninth power of the gap distance and the fourth power of the rotation speed have to be seriously tested.

This work is a first step of a complete study of the physical situation, because we consider a constant temperature gradient along the length of the bayonet.

To avoid experimental problems associated with the use of liquid helium, we used a liquid nitrogen filled inner jacket and very varied experimental conditions, in order to obtain the dimensionless laws governing the heat transfer, which can then be extended to the liquid helium range of temperature.

After a description of the apparatus and of the experimental procedure, we present the experimental heat transfer variations with rotation speed and gap width. We show that our results agree with a qualitative explanation we made and previous data obtained upon similar systems. A short calculation is made for a helium bayonet union.

Experimental apparatus and procedure

A cross-section of the apparatus is shown in Fig. 2. A 20 cm length, 10 cm in diameter stationary copper container, 1, is

The authors are with the CRTBT-CNRS, 25 Avenue des Martyrs, 166 X - Centre de Tri, 38042 Grenoble Cedex, France. YB is also with Lab d'Electrotechnique - INPG. Received 7 March 1977.

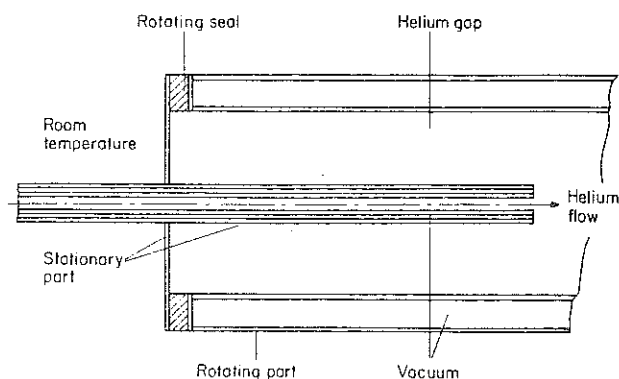


Fig. 1 Plan of a rotating bayonet union

filled with liquid nitrogen. To preserve this container from axial losses, two guard containers, 2, are continuously supplied with liquid nitrogen. 12 cm and 15 cm diameter vacuum insulated stainless steel cylinders, 3, rotating around the stationary part are supported by the bearings, 4. The gap, 5, between the stationary and rotating members can be filled with a gas through, 6. A rotating seal, 7, isolates the gap from the ambient atmosphere. Three 20 cm length copper rings can be adjusted around the container, 1, to obtain different gap widths.

Temperatures are measured by means of 50 Ω nickel resistors located on the two faces of the gap. The signal of the rotating sensors is monitored with a telemetry technique, 8, (details on 7 and 8 are given in reference 6). The evaporated flow of N_2 gas from the main container, 1, is continuously measured with a flowmeter calibrated with nitrogen, positioned after a water exchanger to warm up the gas to room temperature. The pressure of the gas confined in the gap is measured outside of the apparatus with tube 6. Bellows, 9, may give some information on the temperature and velocity of the gas in the gap but has not been used in this experiment.

The rotating part is driven by a dc motor. The speed is easily regulated from 30 to 3000 rpm but above 2000 rpm, vibration in liquid nitrogen disturbs the evaporation rate measurements.

While the apparatus is slowly rotating and the gap under vacuum (our rotating seals allow evacuation to 10^{-2} torr), we filled the containers with liquid nitrogen. Once the main container was filled, we stop its own N_2 supply. The temperature of the rotating part and the evaporation rate are stabilized after some 12 min and we measure the zero losses of the apparatus (radiation and vacuum-regime conduction losses). Then a gas is introduced in the gap and we record the temperature of the sensors and the evaporation rate for a given speed. Equilibrium is obtained after about 6 min.

From the experiments we deduce the value of an equivalent heat transfer conductivity, whose variations with the rotating speed and the gap width are studied. Experiments covered the following ranges:

Ω — from 30 to 1800 rpm

ΔT — from 50 to 100 K with varying experimental conditions

T — from 100 to 130 K

ΔR — 0.4, 0.6, 0.8, 1 cm

P — 160, 360, 560 torr for N_2

160, 560, 836 torr for He

The dimensionless numbers used in this geometry covered the following ranges:

Re — from 5 to 30 000

$G\Omega$ — from 0.5×10^1 to 2×10^8

Nu — from 1 to 6.

As Pr varies from 0.75 to 0.82 for N_2 and from 0.69 to 0.71 for He in our range of temperature, no account was taken in our results for the variation of this number. To determine the dimensionless numbers, the properties of the fluids were taken at the mean temperature of the gap walls.

Experimental results

In Figs. 3 and 4 experimental results giving Nu for different values of the rotation speed are shown. As ΔT varies with the rotation speed, this representation may only give an idea of the variation of Nu with Ω . Nevertheless, it is valid to notice some peculiarities of these experimental curves:

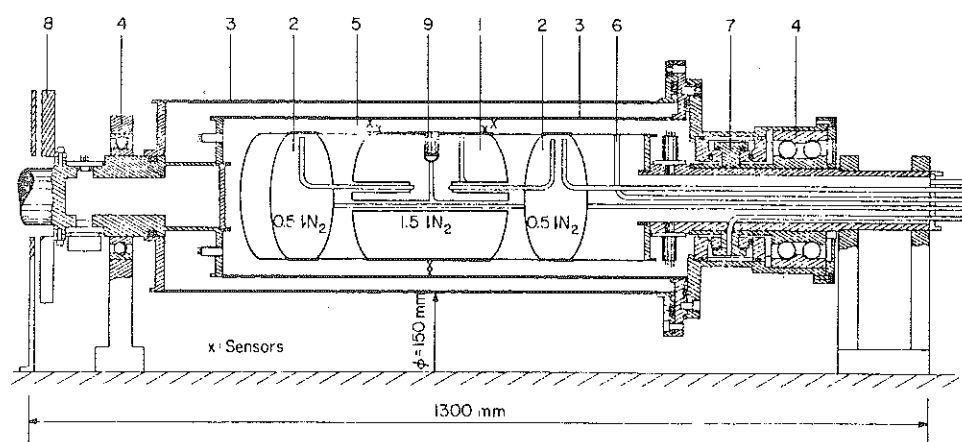


Fig. 2 Cross-section of the apparatus (to produce a better representation the diameters were multiplied by a factor of two)

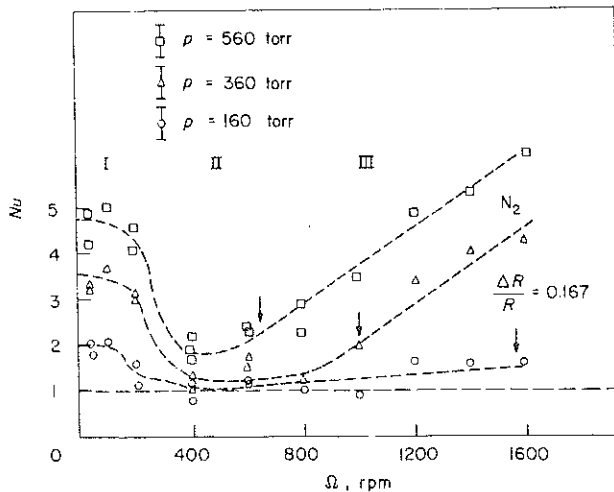


Fig. 3 Experimental values of Nu for different rotation speeds for nitrogen

The little overall variation of Nu with Ω

The drastic breakdown to 1 of Nu , which appears clearly for high pressures of N_2 (I), at low Ω

A zone where $Nu \cong 1$ (II)

The increase of Nu with Ω (III) does not exist for He.

To take into account the variation of $\Delta T, P, \rho, \eta, k$, we choose a dimensionless representation of our data. We found that good parameters for our problem were $Nu/Re, G_\Omega, \Delta R/R$. In Fig. 5, experimental results are presented in terms of $Nu/Re \times \Delta R/R$ versus G_Ω for a given $\Delta R/R$. With this representation three regimes appear clearly.

For the high $G_\Omega, Nu/Re \times \Delta R/R$ is quite independent of G_Ω ,

For the smaller values of G_Ω , the variation of $Nu/Re \times \Delta R/R$ is linear with logarithmic scales and there is a critical value G_{Ω_c} at which the slope of the curve changes.

Some data (●) are uncorrelated with the others. These points represent the results obtained at very low rotating speed for high pressure of N_2 (I, in Fig. 3).

The greater dispersion obtained with N_2 is explained by the small value of the conductivity k of this gas, which leads to a non-negligible influence of the zero losses and from the variation of Pr with T which is greater for N_2 than for He.

Fig. 6 shows the data obtained with various $\Delta R/R$ in the previous dimensionless coordinates. It seems that the factor $\Delta R/R$ does not affect the slope of the curves, neither does the quite constant value of Nu/Re for high G_Ω , but it changes the critical value G_{Ω_c} . We found that for $G_\Omega < G_{\Omega_c}$, the correlation of Nu/Re versus G_Ω can be represented by the empirical relation

$$\frac{Nu}{Re} \cong 0.9 \left(\frac{\Delta R}{R} \right)^{0.4} (G_\Omega)^{-0.5} \quad (1)$$

and for $G_\Omega > G_{\Omega_c}$

$$\frac{Nu}{Re} \cong 3.5 \times 10^{-5} \left(\frac{\Delta R}{R} \right)^{-1} \quad (2)$$

The value of G_{Ω_c} was found to be

$$G_{\Omega_c} \cong 4 \times 10^9 \left(\frac{\Delta R}{R} \right)^{3.6} \quad (3)$$

The existence of data uncorrelated with the others (●, ■, ▲) led us to suggest the existence of another critical value of Ω, Ω_g , which will be introduced in the next section.

As $G_\Omega = \beta \Delta T (Re)^2 \Delta R/R$, we have

At low Re : $Nu \sim (\Delta R/R)^{-0.1}$
 Nu independent of Re

At high Re : $Nu \sim Re$
 $Nu \sim (\Delta R/R)^{-1}$

When $\Omega < \Omega_g$, (1) becomes inapplicable but it appears that Nu remains independent of Re .

Discussion of results

Our experimental results suggest the existence of three regimes governed by different heat transfer mechanisms.

At low Re ($\Omega < \Omega_g$)

The zone I (see Fig. 3) may be explained by the interaction between gravity and rotational forces. In the study of free

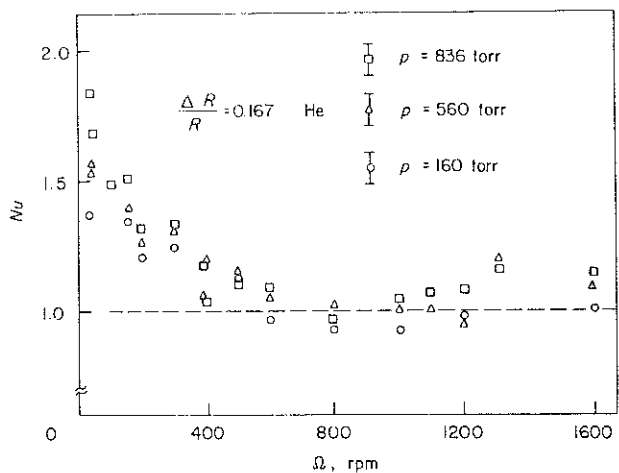


Fig. 4 Experimental values of Nu for different rotation speeds for helium

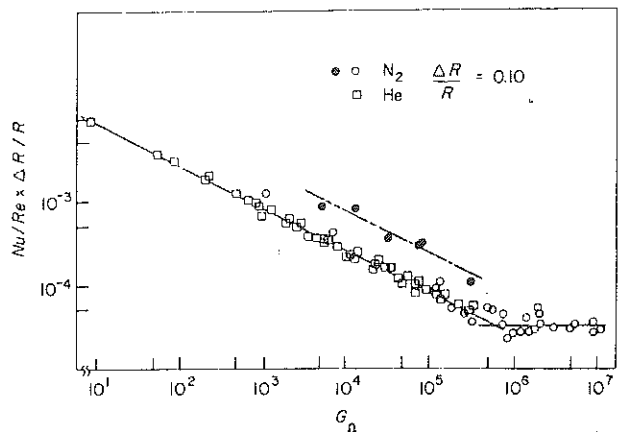


Fig. 5 Experimental results for $Nu/Re \times \Delta R/R$ versus G_Ω for a given $\Delta R/R$

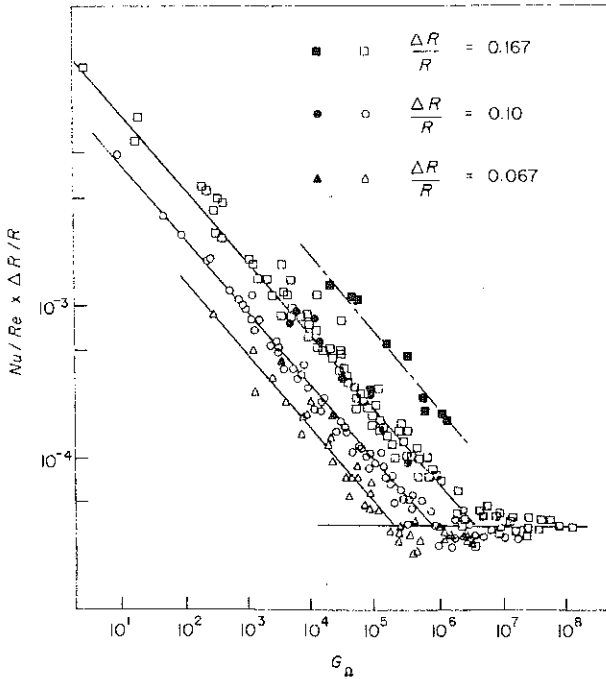


Fig. 6 $Nu/Re \times \Delta R/R$ versus G_Ω for different values of $\Delta R/R$

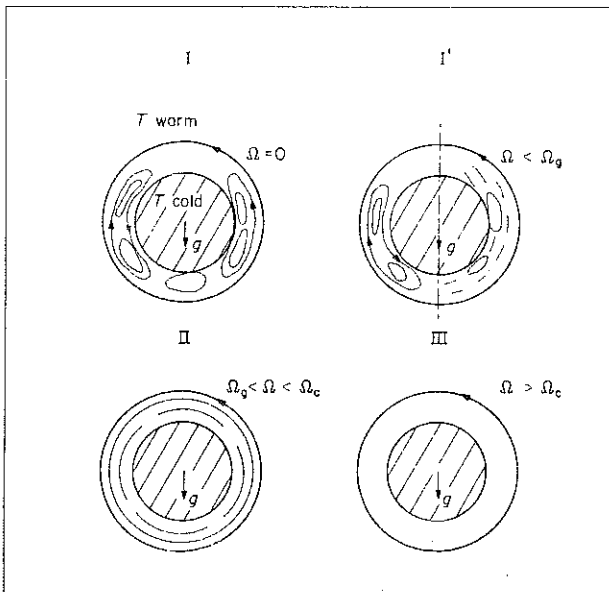


Fig. 7 Anticipated schematic flow patterns for different values of Ω

convection heat transfer from a rotating cylinder a good dimensionless parameter is $(0.5 Re^2 + G_g)$ to deal with both effects. Anderson⁷ and Etemad⁸ found that heat transfer decreases slightly with speed and then increases rapidly at higher rotating speed. Our variation is similar though our experimental situation differs from references 7 and 8. Gazley⁴ studied heat transfer between concentric cylinders, but the inner cylinder is rotating and the outer cylinder is stationary. He did not find a decrease of Nu at low Re . Although this experiment seems rather similar to ours, it is well-known (see references 2 and 9) that our problem corresponds to a stable flow, whereas the conditions in

reference 4 rapidly generate a turbulent flow which increases the heat transfer. A study of the profile of velocity in the two cases illustrates this difference (see reference 10).

When the two cylinders are at rest ($\Omega = 0$), ΔT is sufficiently high, at least for high pressures of N_2 , to produce natural free convection (G_g varies from $10^3 - 160$ torr for helium to $10^6 - 560$ torr for nitrogen). The cells of convection are well developed in the gap. Fig. 7I shows a schematic expected flow pattern when $\Omega = 0$ and $G_g \gg 10^3$. At very low Ω , heat transfer is governed by G_g and is constant.

When the outer cylinder begins to rotate, the viscosity forces tend to drag the largest convection cells to the right part of the gap and to stabilize the convection cells on the left part (Fig. 7I'). As Ω increases, the laminar Couette flow which tends to form on the right will push the convection cells which will die at a velocity Ω_g . The heat transfer drops. Ω_g may be qualitatively obtained from a simple analysis. Let us consider the balance between the gravitational forces, the centrifugal and the shearing forces caused by the rotation. For a small volume of fluid which goes from the stationary wall to the rotating wall, we may write the conservation of energy as

$$\frac{1}{P_\eta} \frac{d}{dt} (E_c) = \frac{P_g}{P_\eta} - 1 \quad (4)$$

where P_g is the power provided by the gravitational forces, P_η is dissipated by shearing forces, E_c is the kinetic energy.

G_g gives a good estimation of P_g/P_η , so we may write $P_g/P_\eta = a G_g$ where a is a constant to be determined.

$P_\eta = \eta \Omega^2 (R/\Delta R)^2$ considering a Couette distribution of the flow. Introducing the time ξ necessary for the fluid driven by the largest convection cells to cross the gap, (1) becomes

$$\frac{1}{\xi} \frac{1}{2} \frac{\rho R^2 \Omega^2}{\eta \Omega^2 (R/\Delta R)^2} = a G_g - 1 \quad (5)$$

or

$$\frac{1}{\Omega \xi} \frac{1}{2} Re \frac{\Delta R}{R} = a G_g - 1 \quad (6)$$

For $\Omega \xi < 1$, the rotating walls seem stationary for the volume of fluid considered and the heat transfer is only driven by gravitation.

For $\Omega \xi \cong 1$, the mean path of the volume of fluid is greatly enhanced, the largest cells may die and the heat transfer may decrease.

We define Ω_g (or Re_g) as the value for which $\Omega_g \xi = 1$ and

$$Re_g \cong \frac{2(a G_g - 1)}{\Delta R/R} \quad (7)$$

It is well-known that convection appears when $G_g Pr > 1700$ and a has to be taken as of the order 2400.

Table 1 gives experimental and calculated values of Re_g .

From this qualitative explanation, as ξ is characteristic of heat transfer we note that (see 5) Nu is independent of Re .

At intermediate Re ($\Omega_g < \Omega < \Omega_c$)

Ω becomes greater than Ω_g , the flow regime is a slightly deformed laminar flow¹⁰ without turbulence (Fig. 7II). Nu must fall to ~ 1 because conduction is the predominant

Table 1

Gas pressure N ₂ (torr)	560	360	560	560	360	560	360
$\Delta R/R$	0.167	0.167	0.133	0.1	0.1	0.067	0.067
G_g	6×10^5	3×10^5	3.3×10^5	1.4×10^5	7×10^4	4×10^4	1.3×10^4
Re_g experimental	3200	1700	2800	1300	800	600	300
Re_g calculated	3000	1500	2100	1200	600	500	230

heat transfer mechanism. It is clear that Nu is independent of Re and $\Delta R/R$.

At high Re ($\Omega > \Omega_c$)

At a critical speed Ω_c , as discovered experimentally by Taylor,² mechanical turbulence sets in over the entire width of the gap and the heat transfer increases (Fig. 7III). The values of Ω_c are plotted in Fig. 3 and are in good agreement with the values at which Nu begins to increase.

We have found similar results as with other developed turbulent flow regimes. Etemad⁸ found a variation $Nu \propto (Re)^{0.7}$ with the inner cylinder rotating; in tubes of different shapes¹¹, $Nu \propto (Re)^{0.8}$. These two values are in good agreement with our variation of Nu proportional to Re , but it would be necessary to have higher Ω data to give more precision to our results.

For He or low pressures of N₂, G_g at $\Omega = 0$ is not high enough to produce free convection. The convection cells are destroyed more rapidly by the flow and Ω_g goes to zero. On the other side, Ω_c is very high for low densities ($\Omega_c > 5000$ rpm) and turbulence was not obtained in our speed range. Nu must remain of the order of unity and is described by the intermediate state $\Omega_g < \Omega < \Omega_c$.

Numerical application for a helium bayonet

We consider a rotating helium transfer union with 0.8 cm diameter stationary tube and a 1 cm diameter rotating portion which corresponds to a 1 GW superconducting alternator helium supply. ΔT is assumed to be ~ 100 K and $P \cong 1000$ torr. The properties of He are such that, at $\Omega = 3000$ rpm

$$Re \cong 1.2 \times 10^3$$

$$G_g \cong 4 \times 10^5$$

from (3) we deduce that $G_\Omega < G_{\Omega_c}$ and that we are in the situation, $\Omega_g < \Omega < \Omega_c$, which corresponds to $Nu \cong 1$ [Fig. 6, or (1)]. It is clear that this result has to be modified by the superposition of an axial temperature gradient.

Conclusions

In this paper, we show that the interaction between gravitational forces and rotational forces may show an unusual appearance for the variation of heat transfer with rotation speed. Although it is necessary to study the influence of an axial temperature on the heat transfer, it seems that the loss dependence in our geometry is not so drastic as that predicted by Lee. The given explanation of our results does not claim to take into account all the phenomena which may appear but it gives good agreement with the experimental results.

The authors wish to acknowledge the technical assistance of Mrs Faurin and Tomasik and the useful discussions on this topic with M. Papoular and Prof Moreau.

References

- 1 Taylor, G. *Proc Roy Soc A* 151 (1935) 494
- 2 Taylor, G. *Proc Roy Soc A* 157 (1936) 546
- 3 Taylor, G. *Phil Trans A* 223 (1923) 289
- 4 Gazley, C. *Trans ASME* 80 (1958) 79
- 5 Lee, W.D. MSS Thesis MIT (1970)
- 6 Brunet, Y., Faure Brac, G., Gianese, P., Pinet, C. *Proc ICEC6* (IPC Science and Technology Press, 1976) 429
- 7 Anderson, J.T., Saunders, O.A. *Proc Roy Soc A* 217 (1953) 555
- 8 Etemad, G. *Trans ASME* 77 (1955) 1283
- 9 Coles, D. *J Fluid Mech* 21 (1965) 385
- 10 Ustimenko, B.P., Zmeykov, V.N., Bukhmon, M.A. *Fluid Mech Sov Res* 1 (1972) 121
- 11 MacAdams Heat Transmission (McGraw Hill Inc, New York)

IV.2) Performances cryogéniques de la machine

IV.2.1) Résultats obtenus avant la modification des pièces thermiques

L'ensemble des résultats est présenté dans l'article
"Essais de faible puissance d'un alternateur cryogénique"
Y. Brunet, J. Mazuer, M. Renard, paru dans Progrès du Froid aux très
basses températures (centenaire de la première liquéfaction de l'air),
p. 201, édité par l'I.I.F. (1978).

ESSAIS DE FAIBLE PUISSANCE D'UN ALTERNATEUR CRYOGENIQUE

Y. BRUNET*, J. MAZUER*, M. RENARD

Centre de Recherches sur Les Très Basses Températures, C. N. R. S., 166 X -
Centre de Tri, 38042 GRENOBLE CEDEX, France.Introduction

A l'heure actuelle un certain nombre d'alternateurs cryogéniques ont été construits et testés. Les premiers résultats ont été donnés pour des machines de construction assez rustique et de faible puissance /1/ et /2/. Ensuite, des unités de plus forte puissance et employant une technologie de type industrielle ont été conçues et fabriquées /3/, /4/, /5/. Un prototype de 500 kW a été réalisé au C.N.R.S.-C.R.T.B.T. de Grenoble ; il présente la particularité de posséder un arbre hypersynchrone lui assurant des propriétés intéressantes tant du point de vue électrique et mécanique que cryogénique. Nous reportons dans cet article les premiers résultats d'essais effectués sur cette machine.

Structure et particularités d'un alternateur à entraînement hypersynchrone

La structure d'un alternateur cryogénique est imposée par les conditions de fonctionnement des matériaux supraconducteurs : basses températures, champs magnétiques constants. Les éléments clés d'une telle machine seront donc (voir fig. 1 a) :

- une bobine supraconductrice, généralement dipolaire,
- un écran radiatif,
- une enceinte à vide supportée par des tubes minces,
- un écran électromagnétique,
- un stator, sans fer étant donné les inductions mises en jeu.

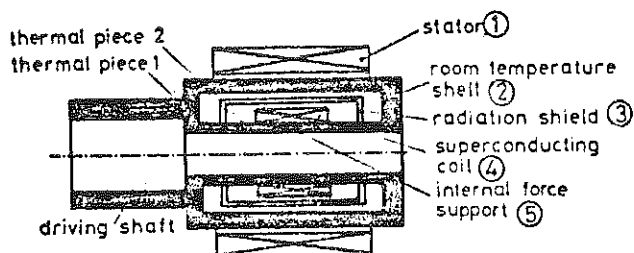


Fig. 1 a

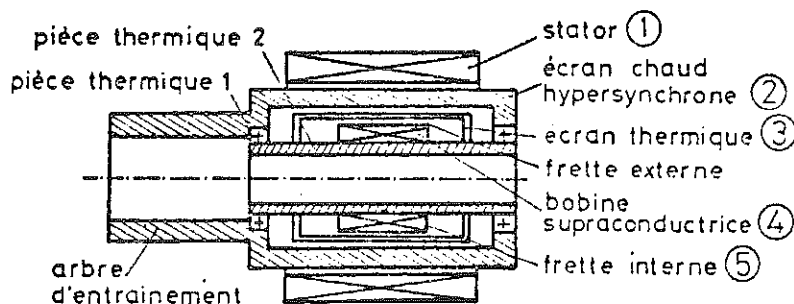


Fig. 1 b

Fig. 1 - Structure schématique des cryoalternateurs /7/

* Y.B. and J.H. font aussi partie du Laboratoire d'Electrotechnique de L'I.I.P.G. (ERA 554).

Notre machine (fig. 1b) diffère des constructions classiques par le fait que la partie froide est libre de tourner à l'intérieur de l'écran chaud accouplé à l'arbre d'entraînement. L'écran chaud est entraîné à une vitesse hypersynchrone et forme avec l'inducteur une machine asynchrone. Dans le stator apparaissent des courants triphasés de même fréquence que la rotation de l'inducteur. Le couple électromagnétique frein exercé par le stator sur la bobine est automatiquement compensé par le couple moteur exercé par l'écran chaud. Le couple sur la bobine est donc nul. Les avantages présentés par cette disposition sont doubles :

- La puissance thermique froide nécessaire est considérablement réduite car les supports de l'inducteur peuvent être des pièces minces, diminuant ainsi les pertes par conduction.
- Pinet /6/ a montré que pendant les régimes transitoires, du fait de la faible inertie de la bobine supraconductrice, le risque de transition du matériau supraconducteur était réduit (voir Fig. 2).

Ceci est très important tant que le fil supraconducteur utilisé est le NbTi dont la température critique à 3 T est de l'ordre de 8 K.

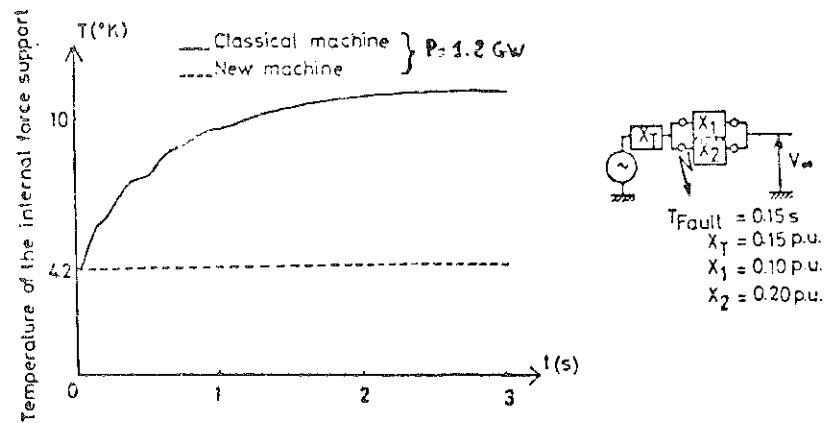


Fig. 2 - Température de la frette interne du dipôle après court-circuit /7/

Les autres caractéristiques (couplées sur l'arbre, temps critique de défaut, limite de stabilité statique, oscillations de resynchronisme) sont équivalentes aux caractéristiques des cryoalternateurs classiques. Par contre, cette structure provoque une perte de couplage entre l'inducteur et l'induit donc une légère augmentation de la taille de ces machines, qui reste bien inférieure à la taille d'une machine traditionnelle.

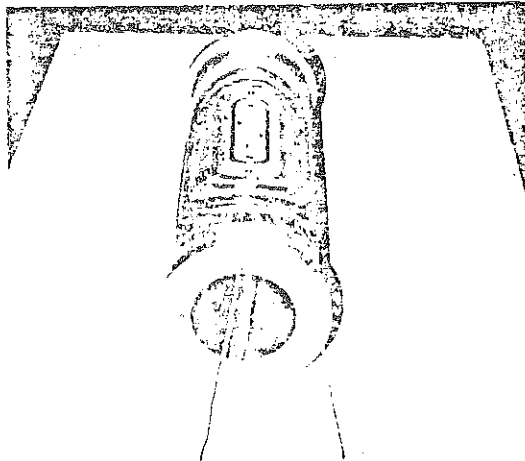


Fig. 3

Un pôle de l'enroulement supraconducteur.

Performances cryogéniques

La machine réalisée a été décrite et présentée dans la littérature [7]. L'enroulement et son support forment une couronne massive de 3,8 cm d'épaisseur et de 54 cm de long, de 17 cm de diamètre, sans drains thermiques (Fig. 3). Il est actuellement fretté extérieurement par 6 couches de fil d'acier $\varnothing 1$ mm (Fig. 4).

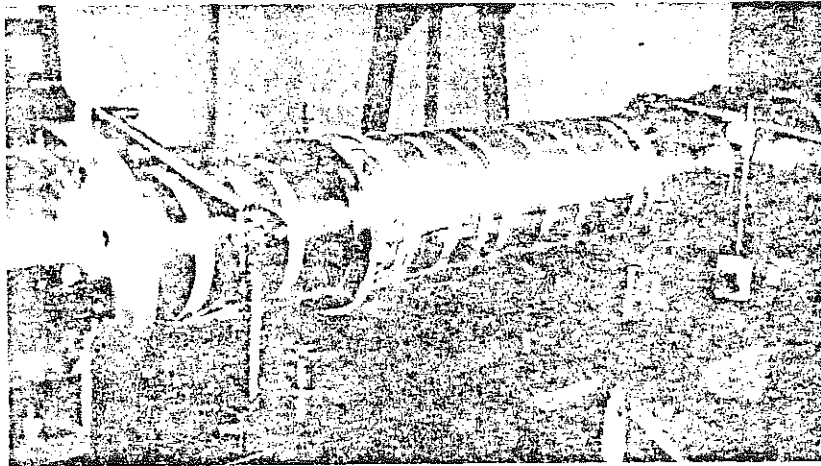


Fig. 4 - Alignement des pièces rotoriques. Le dipôle est fretté extérieurement.

L'ensemble est supporté par des pièces dimensionnées pour limiter la conduction thermique tout en donnant à l'ensemble froid une fréquence critique supérieure à la vitesse de rotation, 3000 tr/mn.

Le circuit parcouru par l'hélium est schématisé sur la fig. 5.

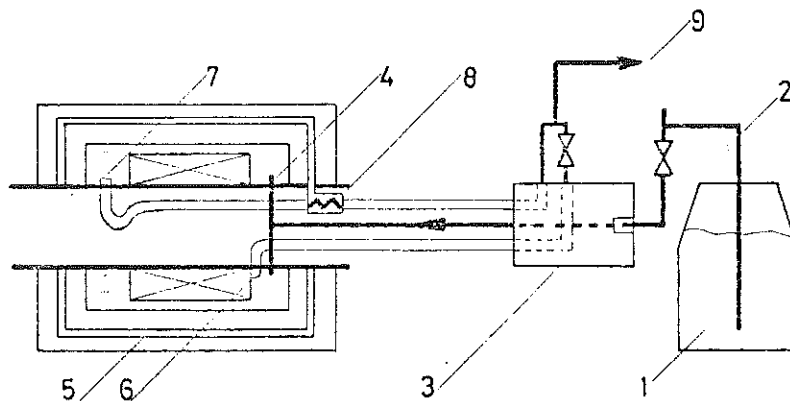


Fig. 5 - Schématisation du parcours de l'hélium.

- 1 : vase fixe de 250 l
- 2 : siphon de transfert avec microvanne de régulation
- 3 : ensemble de joints tournants
- 4 : injection de l'hélium dans l'enceinte de la bobine supraconductrice
- 5 : écran thermique en cuivre
- 6 : amenée de courant refroidie par He gaz
- 7 : récupération directe des vapeurs froides
- 8 : échangeur
- 9 : circuit de récupération de l'hélium gazeux

Un vase d'hélium fixe alimente la machine avec du liquide saturé à une pression de l'ordre de 1,2 bar. Un mélange liquide-vapeur est envoyé axialement jusqu'à l'enceinte du bobinage, ou l'hélium est injecté radialement. Etant donné la vitesse de rotation et le diamètre du bobinage, l'effet de compression centrifuge est négligeable ($\sim 0,1$ K). Le gaz d'hélium est récupéré à travers 2 circuits distincts :

- une partie est utilisée pour refroidir les amenées de courant. Le débit dans cette canalisation est réglable par une vanne située à l'extérieur,

- une autre partie est utilisée pour refroidir l'écran radiatif en cuivre en passant à travers un échangeur en cuivre fritté.

Des joints tournants (carbone rodé sur un matériau métallique fritté) assurent l'étanchéité au niveau de l'injection et au niveau de la récupération de l'hélium. Un ensemble de sondes de mesure (niveau d'He, températures) est connecté à une télé mesure tournante. La figure 6 montre l'évolution de la température de l'écran en fonction du temps lors d'une mise en froid de la machine. Un essai d'optimisation de consommation a été réalisé, la bobine étant sous champ ($I : 132$ A, soit un $B_{interne} = 1,13$ T). Nous avons pu fonctionner avec un débit de 12,7 l/h dont 1 l/h dans les amenées de courant. Pour des raisons évidentes de sécurité nous n'avons pas voulu aller jusqu'à la transition de la bobine inductrice. Aussi le résultat est-il légèrement pessimiste par rapport au calcul théorique qui donne des pertes totales de 11 l/h dans ces mêmes conditions de fonctionnement.

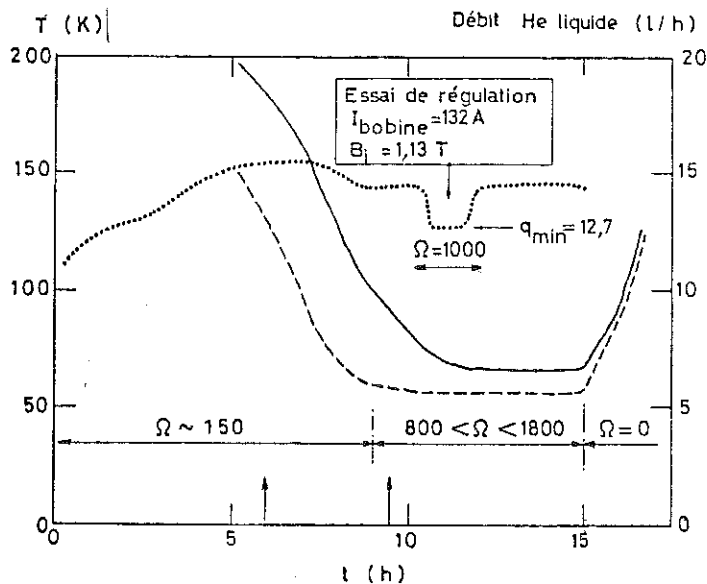


Fig. 6
Refroidissement du dipôle. Evolution de la température de l'écran thermique mesurée à l'extrémité coté échangeur (---) et coté opposé (—). La courbe (....) indique la variation du débit d'He au cours de la même manipulation. Les vitesses de rotation sont données en tours par minute. Les 2 flèches verticales indiquent le début et la fin du remplissage en hélium liquide.

- La température de l'écran est de l'ordre de 60 K et nous n'avons pas observé de dépendance avec le débit d'hélium.
- Le débit de refroidissement des amenées de courant est réglé de façon à maintenir celles-ci à une température proche de 0°C à l'entrée de la machine quelque soit le courant circulant dans celle-ci. Chaque amenée de courant est constituée de 110 fils de Cu de 80 cm de long et de 0,4 mm de diamètre ($\frac{l}{S} = 5,8 \cdot 10^4$ m⁻¹) glissés dans une gaine de téflon et soudés à l'indium au fil supraconducteur au niveau du dipôle. Les pertes obtenues lors de l'essai d'optimisation correspondent à 2,8 mW/A par amenée de courant, ce qui est relativement proche de la limite pratique de 1 mW/A généralement admise [8].

Il n'a pas été prévu de prérefroidissement du cryostat, et la mise en froid trop rapide (Le liquide He est directement injecté sur la bobine) a provoqué par contraction différentielle la rupture des couches supérieures de la frette externe déjà précontrainte au montage. Cet incident est resté mineur car le dipôle supraconducteur n'a pas été sollicité à sa pleine excitation. La pression magnétique variant en I^2 , les 2 couches restées intactes ont suffi à tenir le bobinage. A l'avenir un prérefroidissement en débit gazeux sera effectué.

Résultats d'essais électriques

Les premiers essais électriques effectués sur cet alternateur cryogénique n'ont pu être réalisés que pour des vitesses de rotation inférieures à 2000 tr/mn et dans des conditions peu favorables. La mauvaise compatibilité de notre source d'alimentation avec le moteur d'entraînement et la faible puissance (40 kW) de ce dernier ont limité les essais. Par ailleurs une modification de conception des pièces thermiques devrait nous permettre d'atteindre la vitesse nominale avec un niveau de vibrations convenable. En particulier, il n'a pas été possible de façon précise de tester les propriétés originales de cette machine (glissement entre l'arbre d'entraînement et le champ tournant, pertes et rendement en régime permanent, amortissement des champs variables, faible échauffement des parties froides en régime troublé...). Cependant, il semble intéressant de reporter les premiers résultats obtenus et de les comparer avec les résultats de la réf. /4/. Cette comparaison est résumée sur le tableau 1.

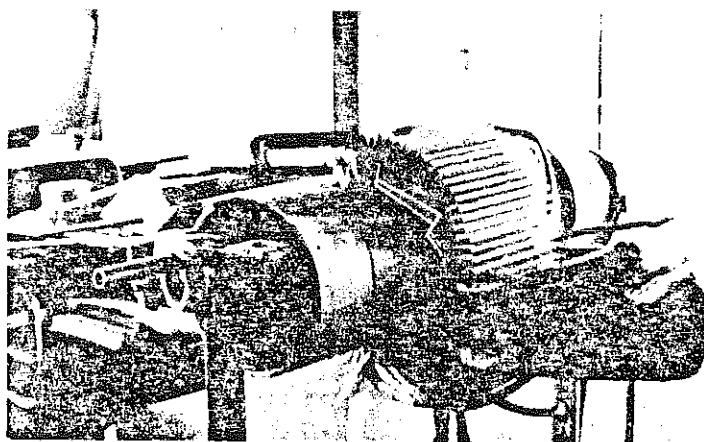


Fig. 7 - Le stator en cours de bobinage.

Le bobinage du stator de l'alternateur (fig. 7) est à 2 couches, chaque section étant constituée de 525 fils de diamètre 0,5 mm régulièrement transposés et mis en parallèle. La carcasse est en fibre de verre imprégnée. Entre les encoches, des canaux sont aménagés afin de permettre la circulation d'huile de refroidissement. Le diamètre moyen du bobinage est de 340 mm. Un écran magnétique épais est disposé autour du stator. L'étude du champ dans "l'entrefer" (cette dénomination classique a peu de signification pour une machine sans fer !) montre que la présence de cet écran magnétique augmente de 30 % l'induction magnétique à ce niveau. Ce résultat a été confirmé expérimentalement. Les essais à vide n'ont été menés que pour des vitesses inférieures à 1500 tr/mn et des excitations inférieures à 250 A. L'extrapolation des résultats à la vitesse nominale donne pour la tension nominale à vide une excitation de 210 A, ce qui représente 57 % de la performance maximale du dipôle supraconducteur.

Une analyse harmonique de la tension à vide montre que le taux d'harmonique est très faible (< 3 %). La courbe obtenue sur la figure 8 est donc une sinusoïde parfaite. Des essais en régime déséquilibré (courts-circuits diphases et monophasés) menés jusqu'au 1/4 du courant nominal montrent que les harmoniques sont bien écartés au niveau du dipôle supraconducteur. Il en a été de même au cours des essais transitoires (court-circuit triphasé brusque). La consommation d'hélium est restée constante, de l'ordre de 15 l/h, et n'a pas montré au cours de ces essais de fluctuations traduisant un échauffement, même partiel, des parties froides. Le débit de gaz dans le circuit refroidissant les amenées de courant a été régulé de façon à maintenir les extrémités chaudes à 0°C.

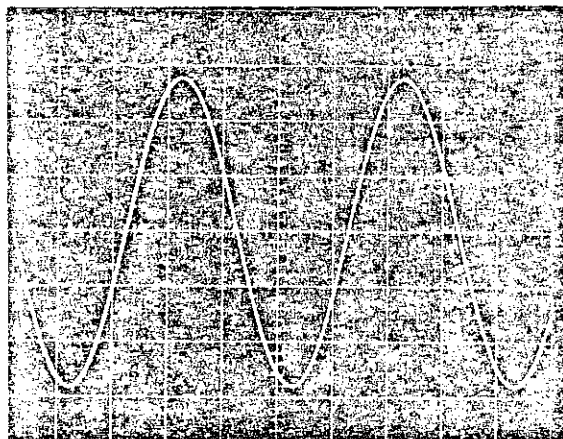


Fig. 8 - Tension par phase en fonction du temps : $V(t)$
 Vitesse : 1 400 tr/mn
 Excitation : 210 tr/mn
 $V_{\max}$: 146 V.

Tableau 1

	Alternateur 500 kw C.R.T.B.T.	Alternateur 3 MVA M.I.T.
Vitesse	3 000 tr/mn	3 600 tr/mn
Nombre de pôles	2	2
Puissance nominale	500 kW	3 070 kW
Courant nominal	760 A	740 A
Tension nominale (entre phases)	380 V	1 380 V
Courant d'excitation donnant la tension nominale à vide	210 A	555 A
Courant d'excitation maximum	410 A	830 A
Consommation d'hélium à faible champ, à vide	~ 11 L/h	~ 20 L/h
Consommation d'hélium avec champ nominal, à vide	~ 16 L/h	~ 50 L/h
Champ dipolaire nominal	1,8 T	1,8 T

Conclusion

Les premiers essais effectués sur cette machine montrent la faisabilité d'alternateurs cryogéniques hypersynchrones de cette puissance. Aucune difficulté particulière n'a été rencontrée tant du point de vue cryogénique qu'électrotechnique. Cependant, un certain nombre d'inconnues subsistent actuellement :

- les avantages de la machines hypersynchrone, prouvés par les études théoriques, ne seront pas pleinement démontrés tant que des essais de puissance et des essais transitoires significatifs n'auront pas été effectués (ceci nécessite un support expérimental important, qui est prévu dans les mois prochains).
- les écrans actuels, en particulier l'écran thermique, n'ont pas été calculés pour tenir les efforts imposés par des conditions de fonctionnement sévères

(court-circuit aux bornes à partir d'un fonctionnement à pleine charge par exemple). Une machine industrielle devrait se libérer de cette imperfection.

- Le système utilisé pour le refroidissement est assez sommaire et ne doit sans doute pas être extrapolé à des machines de plus fortes puissances. En cas de défaut grave, il n'est pas certain qu'il puisse évacuer les calories assez rapidement pour éviter la transition de la bobine, ce qui en soi n'est pas très grave, mais est à éviter pour une unité industrielle de forte puissance.

Les problèmes mécaniques (fréquences critiques, équilibrage et centrage des 2 systèmes tournants) ont pu être résolus sur cette machine. Cependant, et bien que l'utilisation des matériaux supraconducteurs amène pour les machines de grosse puissance, une réduction notable des dimensions, la multiplication des enceintes cryogéniques concentriques fait que les problèmes mécaniques risquent d'être tout aussi délicats pour ce type d'alternateur que ceux rencontrés avec les grosses unités classiques actuelles.

Remerciements

Ce travail a pu être mené à bien grâce à la collaboration technique de M. Tomasik.

REFERENCES

1. Z.J.J. STEKLY, H.H. WOODSON, A.M. HATCH, L.O. HOPPIE, E. HALAS, "A study of alternators with superconducting field windings : II. Experiment" I.E.E.E., trans, Vol. PAS 85 n° 3, (1966), p. 274.
2. D. ECKERT, F. LANGE, H. ENDING, G. MULLER, W. SEIDEL, "Three phase synchronous alternators with superconducting field winding", Proceedings of Applied Superconductivity Conference - Annapolis (1972), p. 122.
3. Y.W. CHONG, C.K. JONES, S. KARPATHY, D.C. LITZ, A. PATTERSON, M.S. WALKER, "Development of a 5 MVA superconducting generator", I.E.E.E., PES Winter Meeting New York (1973).
4. J.L. SMITH Jr, G.L. WILSON, J.L. KIRTLEY, Jr, T.A. KEIM, "Results from the MIT-EPRI 3 MVA superconducting alternator", I.E.E.E. Trans. Mag. Vol. MAG 13 (1977), p. 751.
5. M. IWAMOTO, H. FUJINO, "6250 kVA superconducting generator", Cryogenics, Vol. 18 (1978) p. 51.
6. C. PINET, "Transients in superconducting alternators with torque compensating shells", Electric Machines and Electromechanics, Vol. 1, (1977), p. 175.
7. C. PINET, Y. BRUNET, "A 500 kw, 3000 rpm cryoalternator of a new type", CEC 7, Boulder, (1977).
8. Yu. L. GUYANOV, A.B. FRODKOV, I.Yu. SHEBALIN, "A review of current leads for cryogenic advices", Cryogenics, Vol. 15, April 1975, P. 193.

SMALL POWER TESTS OF A CRYOGENIC ALTERNATOR

SUMMARY : The first results of tests performed on a synchronous machine with a rotating superconducting field winding are presented. This machine used the hyper-synchronous driving shaft as room temperature shield. This structure minimized the cryogenic losses and preserves the superconducting winding from variable magnetic fields. A 500 kW machine has been built to study its cryogenic and electrical performances.

DISCUSSION

P.H.E. MEIJER (USA) - J'aimerais savoir si toutes les machines utilisent de l'hélium II, c.a.d. au-dessous de la température λ . Y'a-t-il des avantages techniques d'utiliser des températures au-dessous de la température λ ?

Y. BRUNET - Toutes les réalisations actuelles utilisent, soit de l'He diphasique, et les échanges sont alors gouvernés par la convection naturelle, soit de l'He supercritique sous pression, les échanges étant améliorés par la convection forcée. L'utilisation d'He superfluide au-dessous du point λ est prometteuse, car les échanges sont améliorés, et la variation des chaleurs spécifiques de l'He et des matériaux utilisés est favorable. Le point critique reste l'évacuation des calories après un régime transitoire électrique. A ma connaissance, il n'a pas eu d'expérience menée avec de l'He superfluide.

IV.2.2) Performances actuelles de la machine

Le passage de l'épaisseur des pièces thermiques de 2 mm à 3 mm a sensiblement modifié les performances de la machine. En effet, les pertes axiales se trouvent augmentées de 50 %, ce qui entraîne une augmentation du débit d'hélium. La consommation est de l'ordre de 16 l/h pour un courant d'excitation de 250 A, ce qui compte tenu des pertes dans les amenées de courant amène les pertes propres de la machine à 14 l/h (soit une augmentation de 17 %). Par contre, la température de l'écran (~ 60 K) reste peu modifiée par cette augmentation de débit de même que la différence axiale de température dans l'écran (~ 10 K). Ceci peut s'expliquer simplement en considérant la fig. 16.

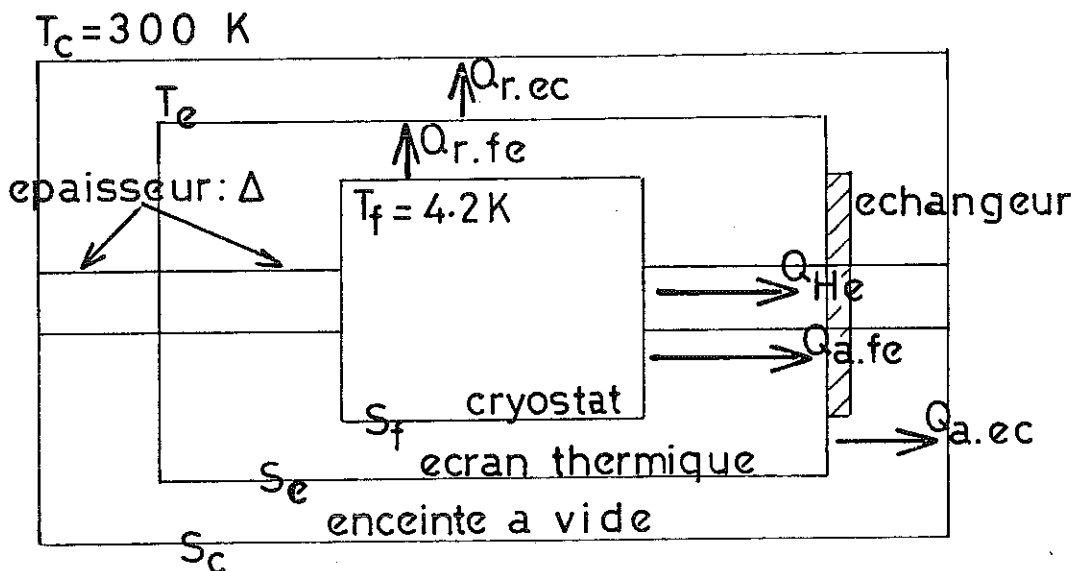


Fig. 16 : Schématisation des échanges thermiques dans l'alternateur

Compte tenu des rayons des enceintes et de la vitesse de rotation, le problème peut se traiter comme en statique (les phénomènes de compression adiabatique de l'hélium sont négligeables).

$Q_{He} = K (Q_{rfe} + Q_{afe})$ correspond à la récupération de l'enthalpie des vapeurs d'hélium dans l'échangeur. Etant données les valeurs de la chaleur latente ($L = 20$ J/g) et de l'enthalpie $C_p \Delta T \approx 5,2 \times 60 \approx 300$ J/g, si on ne tenait compte que des pertes propres du cryostat,

K serait de l'ordre de 15. En fait pour tenir compte des pertes dans la ligne de transfert ($\sim 2,5$ W, voir p.55), dans le joint baïonnette, les tubes d'amenées d'hélium, les amenées de courant et du fait que du liquide arrive certainement au niveau de l'échangeur, ce coefficient peut largement être multiplié par 2.

Ecrivons l'équilibre thermique de l'écran :

$$Q_{He} + Q_{a.fe} + Q_{r.fe} = Q_{a.ec} + Q_{r.ec} \quad (43)$$

$$\text{Soit } (1 + K) (Q_{a.fe} + Q_{r.fe}) = Q_{a.ec} + Q_{r.ec} \quad (44)$$

$$Q_{a.fe} = k_{fe} \Delta(T_c - T_f) \text{ où } k_{fe} \text{ est un coefficient qui tient compte (45)}$$

de l'intégrale de conductivité thermique
de l'acier inoxydable et de la longueur
d'échange.

$$Q_{a.ec} = k_{ec} \Delta(T_c - T_e) \text{ où } k_{ec} \text{ est défini comme } k_{fe}. \quad (46)$$

$$Q_{r.fe} = \epsilon_{fe} S (T_e^4 - T_f^4) \text{ où } \epsilon \text{ est une émissivité moyenne.} \quad (47)$$

$$Q_{r.ec} = \epsilon_{ec} S (T_c^4 - T_f^4) \text{ et } \epsilon \text{ est la constante de Stefan-Boltzmann.} \quad (48)$$

$$T_f \ll T_e, T_c, \text{ d'où}$$

$$\Delta = \frac{\epsilon_{ec} S}{k_{fe}} \frac{T_c^4 - (2+K)T_e^4}{T_e(1+K+\alpha) - \alpha T_c} \quad (49)$$

$$\text{où } \alpha = \frac{k_{ec}}{k_{fe}} \approx 8 \text{ dans les conditions de température } (T_e \sim 60 \text{ K})$$

et de dimensions du problème.

Les échanges par conduction étant prépondérants, le terme $\frac{\epsilon_{ec} S}{k_{fe}}$ vaut de l'ordre de 10^{-11} et en conséquence la courbe $\Delta(T_e)$ peut se ramener, dans la zone de température qui nous intéresse, à 2 droites (fig. 17). Il est clair qu'un accroissement de Δ joue très peu sur la température d'équilibre de l'écran, mais par contre, augmente proportionnellement les pertes de la machine.

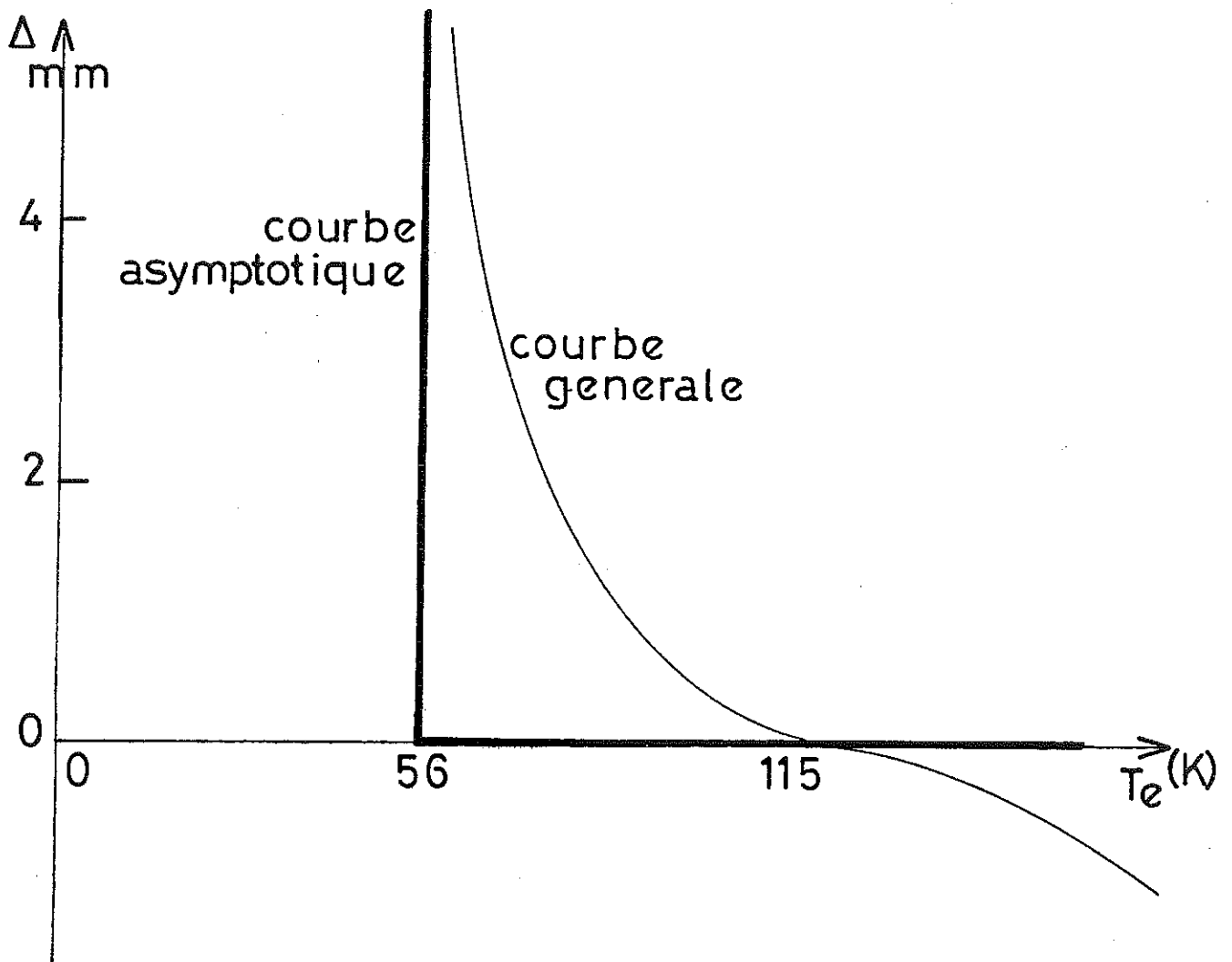


Fig. 17 : Variation de la température de l'écran en
fonction de l'épaisseur des pièces thermiques.

V - COMPORTEMENT ELECTRIQUE

V.1. Présentation

Ce chapitre est consacré à l'étude du comportement électromagnétique de l'alternateur cryogénique. Cette étude a été menée pour la machine hypersynchrone ($g \neq 0$) et la machine rotor bloqué ($g = 0$). Les résultats expérimentaux sont comparés à un modèle théorique qui est présenté et discuté. Nous examinons successivement les performances à puissance nulle, les essais en régime permanent et les essais en court-circuit brusque avant d'extrapoler le comportement théorique de la machine. A notre connaissance, c'est la première fois au monde qu'une machine cryogénique de cette puissance a subi des essais complets, jusqu'au voisinage de la puissance nominale.

V.2. Essais à puissance nulle

V.2.1) Résultats obtenus avec le moteur 40 kW

Deux articles :

"Essais de faible puissance d'un alternateur cryogénique" (voir p.52), et
 "First Electrical tests on a 500 kW hypersynchronous alternator",

Y. Brunet, J. Mazuer, M. Renard

I.E.E.E. Trans. Mag. 15, p. 723, January 1979.

présentent une grande partie des résultats concernant les essais à faible puissance (essais à vide et en court-circuit permanent équilibre ou non, essais à faible puissance, les essais en court-circuit brusque ont été réalisés imparfaitement et sont explicités en V.4) et l'étude du champ magnétique dans "l'entrefer" de la machine.

FIRST ELECTRICAL TESTS ON A 500 KW HYPERSYNCHRONOUS ALTERNATOR

Y. Brunet - J. Mazuer - M. Renard

ABSTRACT

The design and the construction of a 500 KVA hypersynchronous cryoalternator were presented early in the literature. The interest of this electrical configuration is explained. The development of the experimental program is detailed. Operation, electrical and cryogenic tests performed on the prototype are reported.

I. INTRODUCTION

Electrical machinery using superconducting windings at liquid helium temperature has particularly grown since the early 1960s'. As AC synchronous cryoalternators seemed to present a lot of advantages as for the classical alternators, experimental machines were built and tested in various laboratories to proof the feasibility and study the comportment of this kind of machines (see Table I). A 500 KW AC machine has been built at the CNRS-CRTBT, in Grenoble, France; this prototype presents the peculiarity to have a hypersynchronous shaft which improves its mechanical, electrical and cryogenic properties. We report here the first electrical tests made up on this machine.

TABLE I

Experimental superconducting alternators development

Date	Constructor	P(KW)	He flow (l/h)	rpm
1966	Avco Everelt lab.	8	0.6	12 000
1969	MIT	45		3 600
1971	Inst.Poly.Lenin.	20		3 000
1972	Dresde(All. Est)	20	1.3	1 500
1973	MIT	2 000	~30	3 600
1973	Westinghouse	5 000	50	3 600
1974	In.Poly Len.	1 000		3 000
1976	Westinghouse	5 000	40	12 000
1977	CNRS-CRTBT	500	12	3 000
1978	Mitsubishi-Fuj	6 000		3 600
1978	General Elec	20 000		3 600
1978	Elec.Lenin.	2 000	70	3 000

II. EXPECTED PROPERTIES OF A HYPERSYNCHRONOUS CRYOALTERNATOR

The behaviour of the machine during transients is the major key point to solve before an eventual industrial development. During transients (short circuit without phase coupling, short circuit clearing, island forming...) the structure of the machine has to support high mechanical stresses and rapidly varying electromagnetic fields and actually the good choice of the shields and damper remains very difficult to make at least for big units.

In order to improve the ability to absorb the mechanical, electrical and thermal consequences of a transient, it has been proposed to break the mechanical bond between the cooled part and the electromechanical shield.

In the Smith design¹ the shield is free to rotate around the field winding bonded to the driving shaft. In our design, the field winding is free to rotate inside the shield driven by the main shaft (Fig. 1), the torque being transmitted to the field winding by an asynchronous link.

Manuscript received September 28, 1978

CNRS-CRTBT, Laboratoire d'Electrotechnique (ERA N° 534), 166X Centre de Tri, 38042 Grenoble Cedex, France.

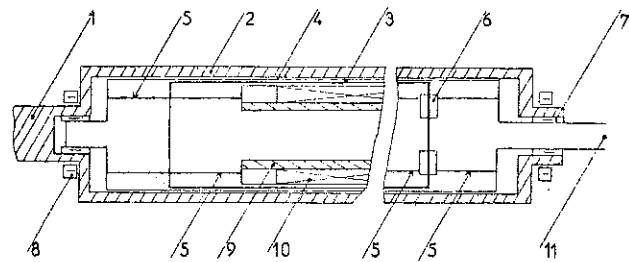


Fig. 1. Schematic of the rotating part of the machine

- 1- Driving shaft
- 2- Room temperature electromagnetic shield
- 3- 60 K thermal chamber
- 4- Vacuum chamber
- 5- Thermal pieces
- 6- Heat exchanger
- 7- Smooth bearings
- 8- Ball bearings
- 9- Internal mandrel
- 10- Superconducting winding
- 11- Helium ducts, current leads, measurement wires extremity.

Dagalakis and Kirtley³ have studied the comportment of Smith's design and have shown that the imposed torques on shields and couplings were substantially reduced during transients. Nevertheless, as the field winding is driven by the shaft, the torque requirements for the cryogenic supports are not affected.

Pinet⁴ has shown that our design, because of the small inertia of the free field winding, adds to the properties of the above design, the possibility to have very thin cryogenic supports, reducing the thermal losses of the machine; for the same reason, the thermal losses during transients in the cooled parts (field winding, internal mandrel) are so reduced that the risk of a normal transition of the superconducting material is small. The other characteristics of the machine (critical clearing time, stability limit, clearing oscillations amplitude and damping) are unaffected and identical to those of a classical fixed shield machine.

III. EXPERIMENTAL PROGRAM DEVELOPMENT

Before achieving the 500 KW machine, some preliminary experimental apparatus have been built to demonstrate the feasibility and to test special parts of the machine.

An experimental horizontal rotating helium cryostat has been built. The design and the tests of this cryostat were first described at the Sixth International Cryogenic Conference⁵. The radial dimensions are of the same order as those of the machine, but the length and width are reduced (see Fig. 2). To design the machine's cryostat, we draw the lessons from it and its structure has been extrapolated:

- The thermal shield is cooled with the recuperated helium gas through a heat exchanger made of sintered copper.
- The vacuum chamber is sealed on one side with a gliding viton seal to allow thermal expansion. Active charcoal is used to help the cryopumping of the described gases.
- The rotating seals are of friction type (made by SEALOL) and have a lifetime long enough for an experimental machine. It is necessary to keep them at room temperature and they work better when lubricated with a flow of oil.
- Liquid helium supply is made through a rotating bayonet from a stationary vessel. A liquid-vapor mixture

flows axially to the helium vessel. The level of the liquid is detected with carbon sensors and regulated with a valve on the transfer line. Considering our speed (3000 rpm) and our diameter (20 cm), centrifugal compression effect is negligible. Helium gas is recuperated between the rotating seals.

- A telemetry technique has been perfected to have information about temperature, helium level, magnetic field in the apparatus while rotating.

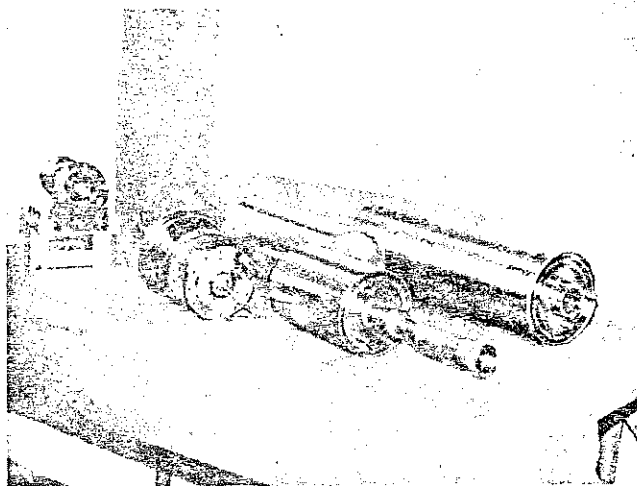


Fig. 2. Experimental horizontal rotating cryostat components.

Another experimental rotating apparatus (Fig. 3) has been built to study the heat transfer in the bayonet configuration. The results given by Lee⁶ have not been confirmed by our experiment⁷ and the gap between the stationary and the rotating part of the bayonet may be reasonably large without extra losses of helium.

Electrical problems have been solved by testing the elements - superconducting dipole and its leads - in a stationary cryostat. The impregnation technique of the dipole has been studied on many small copper prototype windings to optimize the various parameters, temperature, pressure, impregnation ingredients, etc..., involved in this process.

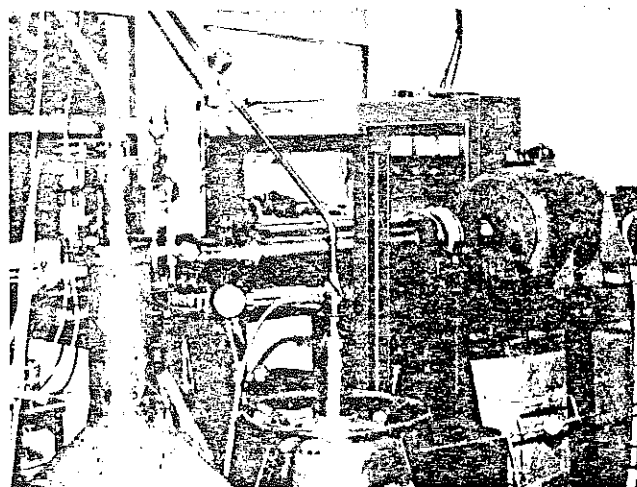


Fig. 3. Heat transfer between cylinders apparatus.

Unfortunately, it is very difficult to avoid the mechanical problems on a rotating system. These difficulties (critical speed, vibrations, balancing, etc...) were solved in situ on the real machine which was achieved in July 1977. The 500 KW machine design has been presented and described before⁸. The first electrical tests were made in the last months of 1977 (see Fig. 4). At the beginning of 1978, the machine has been taken down for inspection and some improvements.

IV. OPERATION AND TESTING

The cooling of the machine was made directly with a flow of helium after purging all the circuits, while the machine rotating at low speed (~150 rpm). Six hours are necessary to begin the filling of the cryostat with liquid. At this time, the copper shield is at ~160 K. Another three hours are necessary to complete the filling and to cool the machine, the copper shield being at ~60 K. To be in order of working, the consumption of liquid helium has been of 110 l. Nevertheless, this type of cooling is not satisfactory. As liquid helium is directly thrown on the dipole, thermal contraction has been sufficient to fracture the higher layers of the external prestressed banding. Because the dipole has not been excited to its maximum rate, the two remaining layers were sufficient to maintain the winding whose magnetic pressure varies as I^2 . Now a gaseous precooling has been provided.

Once the machine cooled, the superconducting winding may be energized. In order to avoid any problem, the continuous flow of liquid helium is kept to ~15 l/h, a value slightly higher than necessary. The experimental values of the losses correspond very well to the calculated values: the cryostat has a consumption of 8.2 W the current leads, with their warm end at 0°C, have losses of 5.6 mW/A.

The first electrical tests we made on this cryostat have been restricted by two technical problems: it was impossible to run at synchronous speed (3000 rpm) because the thermal pieces supporting the dipole were too thin (2 mm), leading to a first critical speed near 3 000 rpm. The stiffness of the cryostat has been increased with 3 mm thick thermal pieces, the first critical speed rising to 3 600 rpm. On another side, the bad adaptability of our power supply and the limited power of our driving motor (a 40 KW dc motor) restricted our possibilities.

V. MAGNETIC STUDY

Using pick up coils, the radial and axial magnetic fields have been explored in the air gap between the stator and the external driven shield (see Fig. 5). The third harmonic content on H_r is very small. The radial magnetic field H_r is quite homogeneous on 15 cm although the straight parts of the five layers of the dipole winding vary from 12 to 21 cm. Nevertheless, in the straight parts of the stator, 82 % of the rotor flux is trapped. The H_z component curve seems to prove that the two heads of the dipole are not identical. A good agreement is found between the calculated⁹ and experimental values of the field, taking into account the enhancement due to the external magnetic shield of the stator.

Calculated values are obtained using the results of static tests previously performed on the superconducting winding.

$$\text{Calculated } \frac{H_r}{I_f} \text{ without shield} = 2.15 \cdot 10^3 \text{ m}^{-1},$$

$$\text{Calculated } \frac{H_r}{I_f} \text{ with shield} = 3.0 \cdot 10^3 \text{ m}^{-1}$$

$$\text{Experimental } \frac{H_r}{I_f} \text{ with shield} = 3.1 \cdot 10^3 \text{ m}^{-1}$$

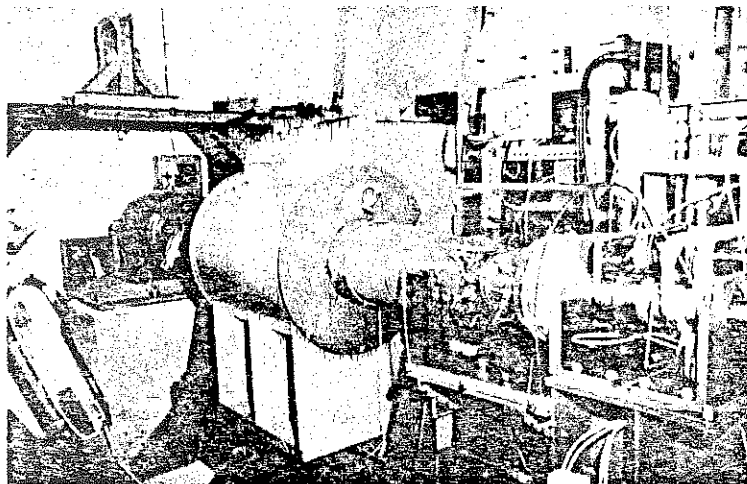


Fig. 4. The cryoalternator during test at the end of 1977.

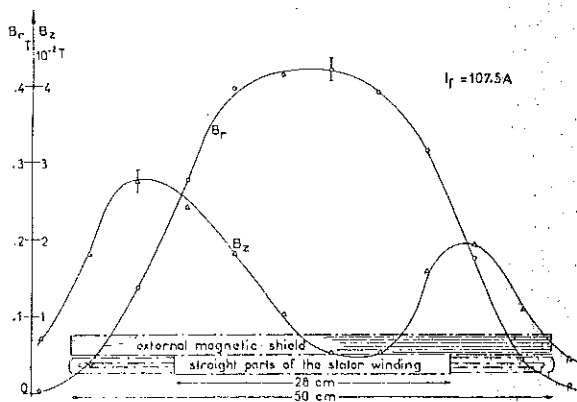


Fig. 5. Amplitude of the radial and axial magnetic fields at the radius $R = 13.2$ cm.

VI. ELECTRICAL STUDY

Open circuit tests (see Fig. 6).

Open circuit tests were made at various speeds ($\Omega \leq 2000$ rpm) and various excitation levels, up to the nominal excitation of 210 A which is only 60% of the maximum performance of the superconducting dipole. No harmonics have been detected on the voltage V . As expected, the curve $V(I_f)$ is a straight line. $V = 0.35 \text{ mV} \cdot \text{A}^{-1} (\text{rpm})^{-1}$

Permanent short circuit tests (Fig. 6)

Three phase short circuit tests were made at various speeds up to a stator current of 200 A. Synchronous reactance X_d has been deduced: $X_d \approx 0.39 \text{ pu}$

Other permanent short circuit tests (two phase-ground, two phase...) were performed to obtain the direct, inverse and homopolar reactances: $X_i \approx 0.21 \text{ pu}$
 $X_h \approx 0.12 \text{ pu}$

During these tests, no anomalous losses of helium have been noticed, showing that the harmonics are well screened in this machine for our experimental conditions. ($I_{cc} = 200 \text{ A}$, $I_f = 25 \text{ A}$).

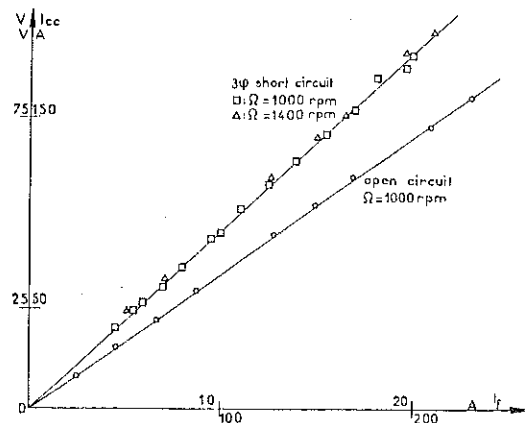


Fig. 6. Open circuit voltage and permanent three phase short circuit current versus field current.

Small power tests (Fig. 7)

Permanent balanced and unbalanced tests were made up to 15 kVA with resistive, capacitive and inductive loads.

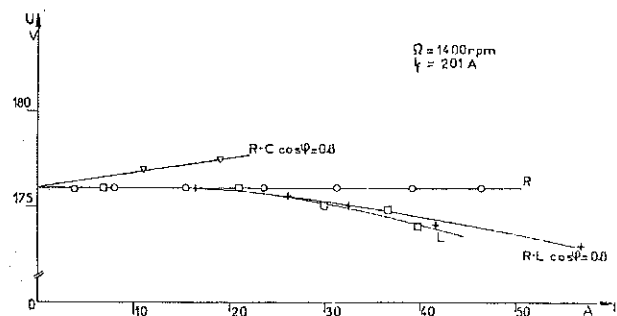


Fig. 7. Phase-phase voltage versus phase current with various charges.

Sudden short circuit tests (Fig. 8)

To determine the transient characteristics of the machine, a lot of short circuit tests were performed. Unfortunately, the driving motor was not powerful enough to work in perfect conditions. Nevertheless, it has been possible to deduce the transient characteristics of the machine.

Transient time constant $T'd$	≈ 2.5 s
Subtransient time constant $T''d$	≈ 0.06 s
Transient reactance $X'd$	≈ 0.3 pu
Subtransient reactance $X''d$	≈ 0.22 pu

Helium consumption remained constant (15 l/h) during these tests and no heating of the cold parts has been detected.

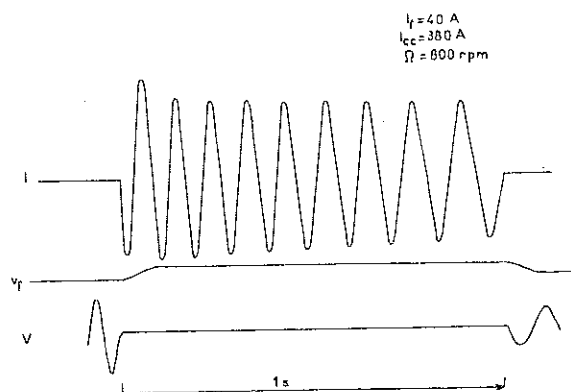


Fig. 8. Sudden short circuit test
V = armature voltage
I = armature current
V = exciter voltage

VII. FURTHER DEVELOPMENT

Actually our machine has been modified to run at synchronous speed and the loan by Electricité de France of a more powerful driving motor (250 kVA variable speed a c motor) would allow us to achieve the electrical tests on this machine and to demonstrate more effectively the expected good performance during transients. Half full power tests of long duration are planned to test the reliability of the machine. Actually, programs of calculation using Park's equations have been perfected to be compared to the experimental results. As the development of such a machine is quite expensive and difficult to manage, no extensive tests have been planned in the future. The problems to be solved on a larger machine, and particularly the cryogenic problems, might be quite different, so that the solutions used in our prototype must not be extrapolated.

REFERENCES

1. J.L. Smith Jr., "Superconducting apparatus with double armature structure", US Patent 3, 764, 835, 1973.
2. M. Renard, Brevet d'invention ANVAR 7 238 967.
3. N. Dagalakakis - J.L. Kirtley Jr., "Protection of superconducting windings for electrical machines by the use of an inertial free electromechanical shield", IEEE Trans. Magn., Vol. Magn-11 N° 2, p. 650, March 1975.
4. C. Pinet, "Transients in superconducting alternators with torque compensating shells", Electric Machines and Electromechanics, Vol. 1, p. 175, 1977.
5. Y. Brunet - G. Faure-Brac - P. Gianese - C. Pinet, "Design and tests of liquid helium rotating cryostat", Proceedings of the 6th ICEC, p. 429, Edited by K. Mendelsohn, FRS, IPC Science and Technology Press, 1978.
6. W.D. Lee, M.S.S. Thesis MIT, 1970.
7. Y. Brunet - M. Renard, "Heat transfer between two horizontal concentric cylinders", Cryogenics, Vol. 17, p. 423, 1977.
8. C. Pinet - Y. Brunet, "A 500 KW, 3000 rpm cryoalternator of a new type", CEC 7, Boulder 1977. To be published in Electric Machines and Electromechanics, Vol. 3, N°2.
9. D. Greeneisen, MS Thesis MIT, p. 11, 1968.

V.2.2) Confirmation des résultats. Influence du glissement

V.2.2.1) Essais à vide

Après l'installation du moteur de 250 kW et la transformation des pièces thermiques, l'ensemble des essais à vide a été repris et les résultats obtenus coïncident très bien avec les résultats précédents (fig. 18). Ces courbes, parfaitement linéaires et homothétiques (fig. 19), nous permettent d'obtenir la valeur de la mutuelle inductance entre le dipôle et le stator

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

Les résultats obtenus sont identiques, à la précision des mesures près, que la machine soit hypersynchrone ou non. Le glissement reste très faible ($< 0,5\%$) pendant les essais à vide.

V.2.2.2) Essais en court-circuit

Les essais en court-circuit concordent parfaitement avec une droite I_{cc} (I_f) indépendante de la vitesse (Fig. 20). Il est facile d'en tirer la valeur de la réactance synchrone de la machine.

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

La résistance d'une phase du stator vaut

$$R = 6,4 \text{ m}\Omega$$

Compte tenu de cette valeur, une mesure statique (rotor enlevé) de l'impédance du stator nous a donné $L_d = 0,34 \text{ mH}$, ce qui est en bon accord avec le résultat précédent.

Pendant le court-circuit, le glissement est important (plusieurs %). En effet, la composition des inductions d'excitation (tenant compte de la réaction de l'arbre - voir chapitre II) et du stator donne un couple :

$$\Gamma \propto g \Omega B_e (B_e + B_{St}) \quad (50)$$

qui en court-circuit donne une puissance entièrement dissipée en pertes Joule (en négligeant les pertes fer dans la couronne magnétique).

$$3 R I_{cc}^2 \propto g_{cc} \Omega^2 B_e (B_e + B_S) \quad (51)$$

- Essais sur le groupe de 40 kW
- Essais sur le groupe de 250 kW

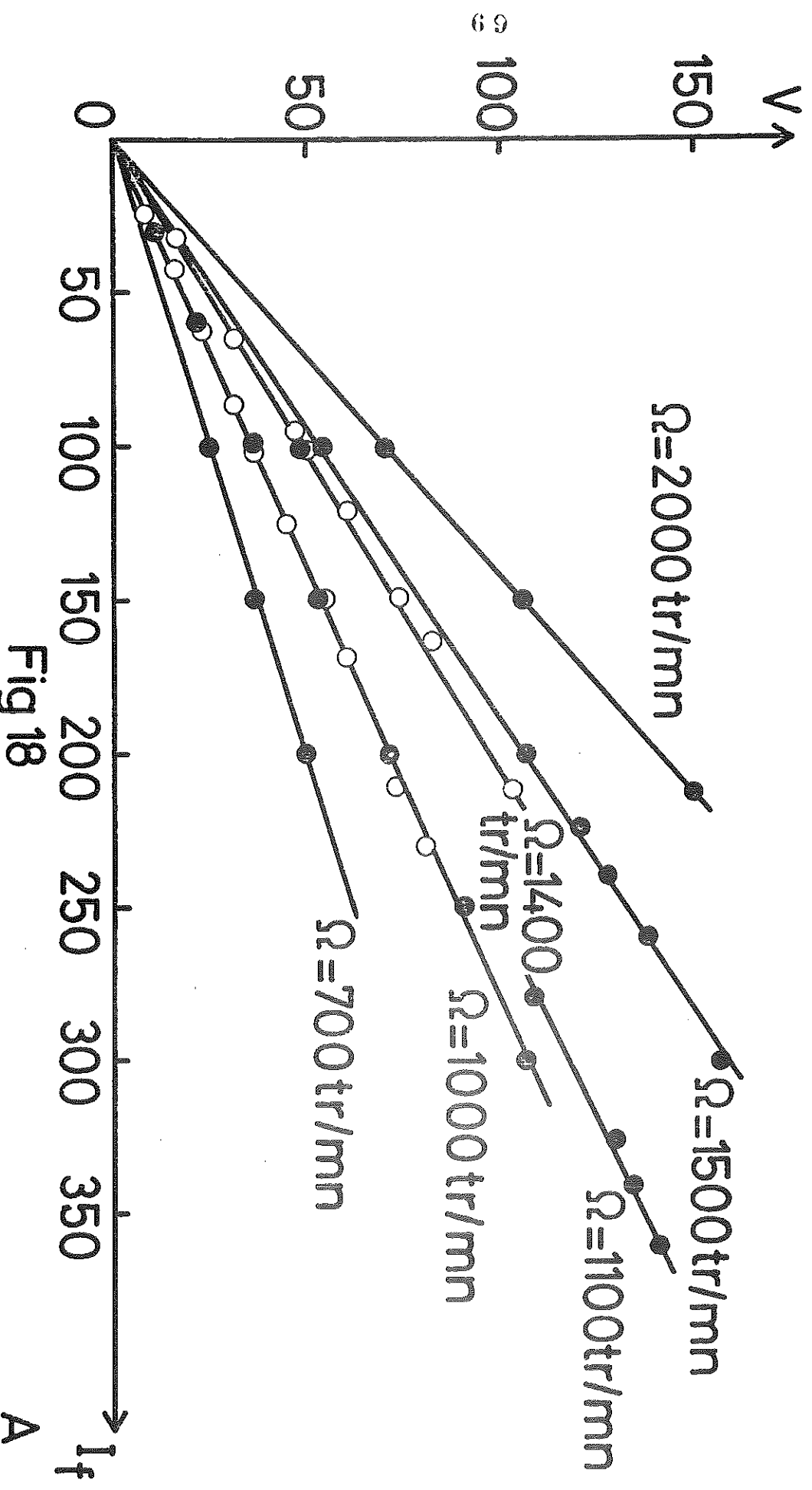


Fig 18
Essais à vide

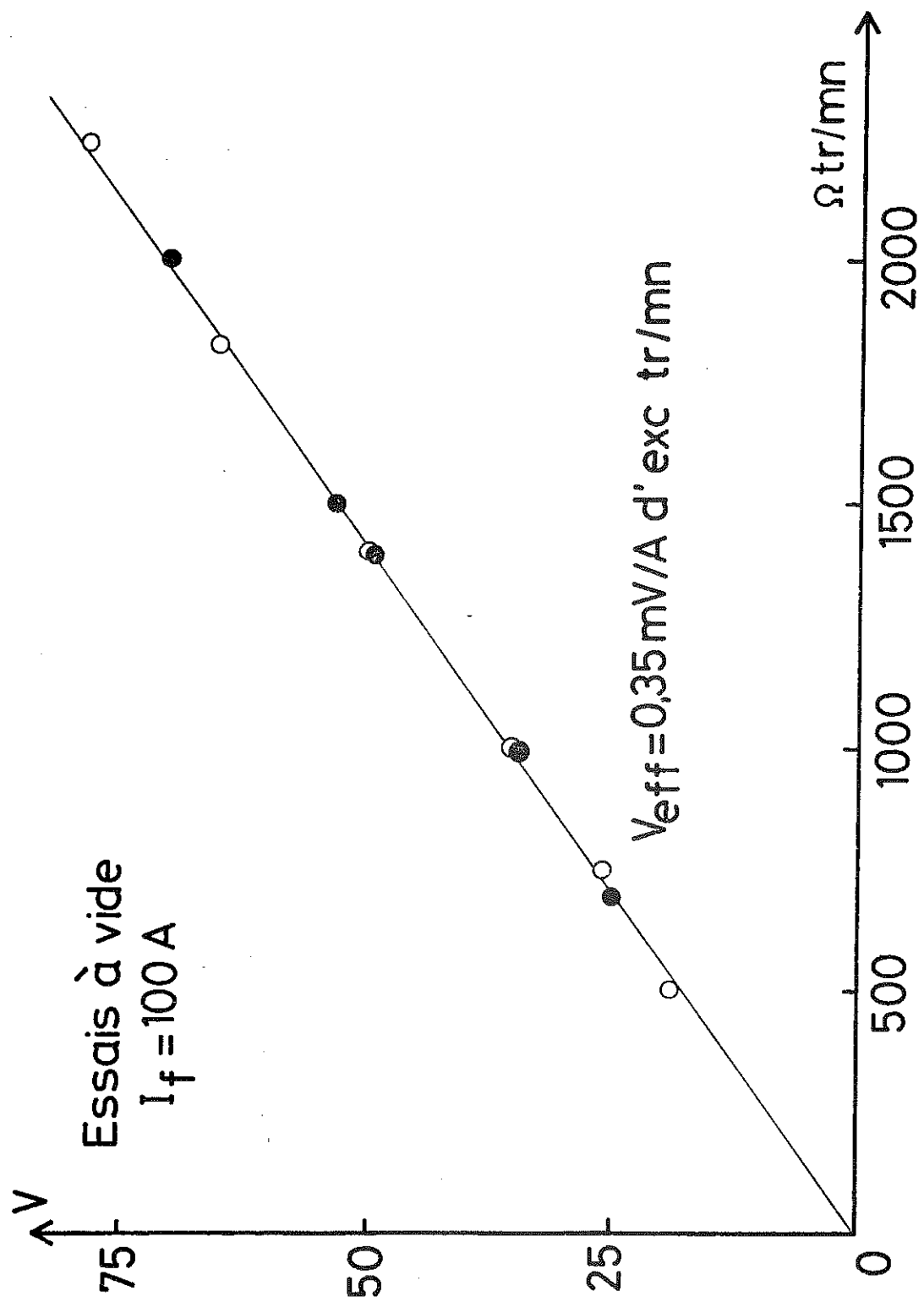


Fig 19

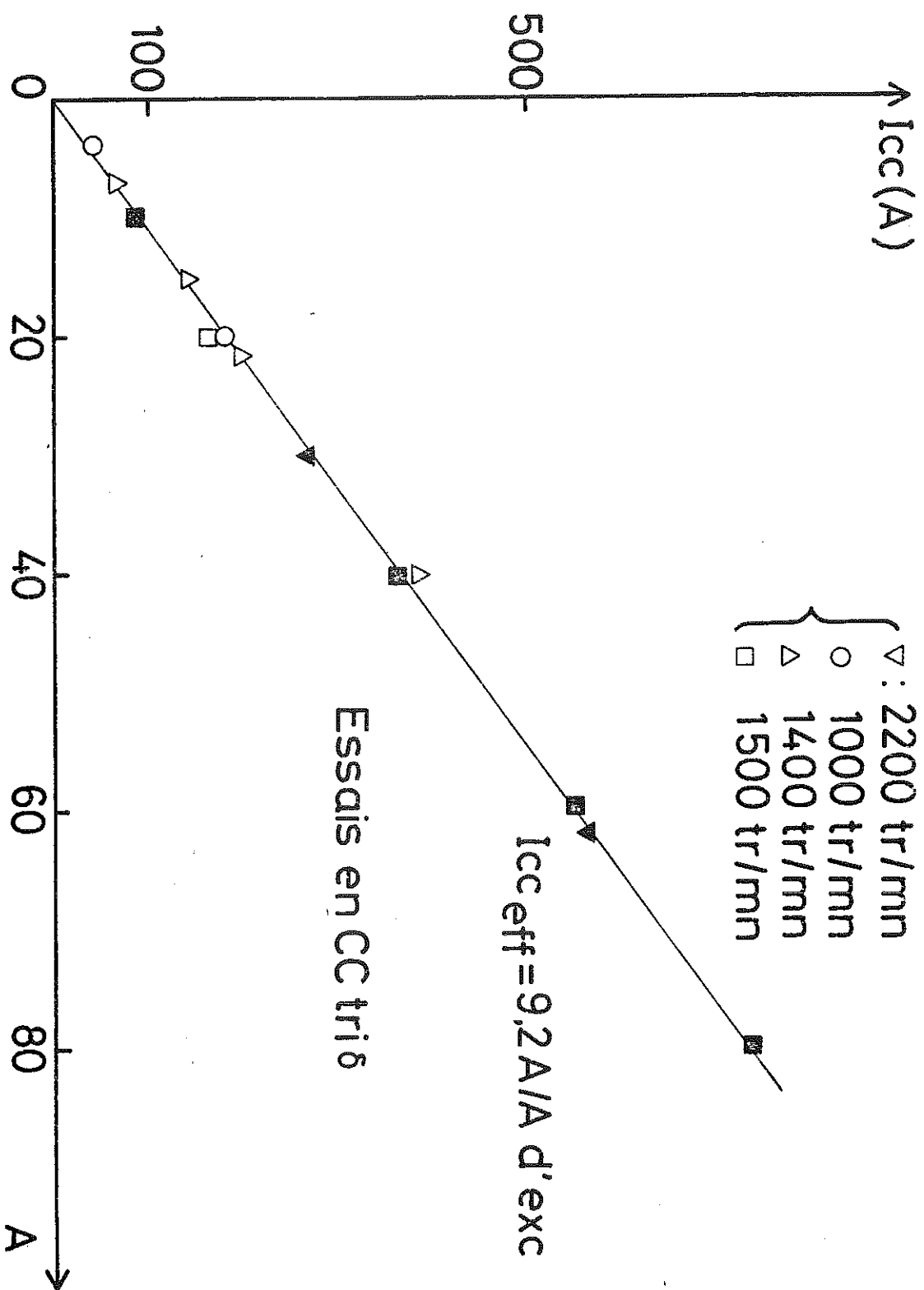


Fig. 20 : Essais en court-circuit triphasé permanent pour différentes

vitesse.

En régime de court-circuit $B_e + B_{St} = \epsilon B_e$ (52)

Avec $\epsilon \ll 1$ car B_{St} s'oppose à B_e .

Comme $I_{cc} = k_o i_{ex} = k B_e$, il vient :

$$g_{cc} = K / \Omega^2 \quad (53)$$

La figure 21 montre que cette approximation est assez bien vérifiée.

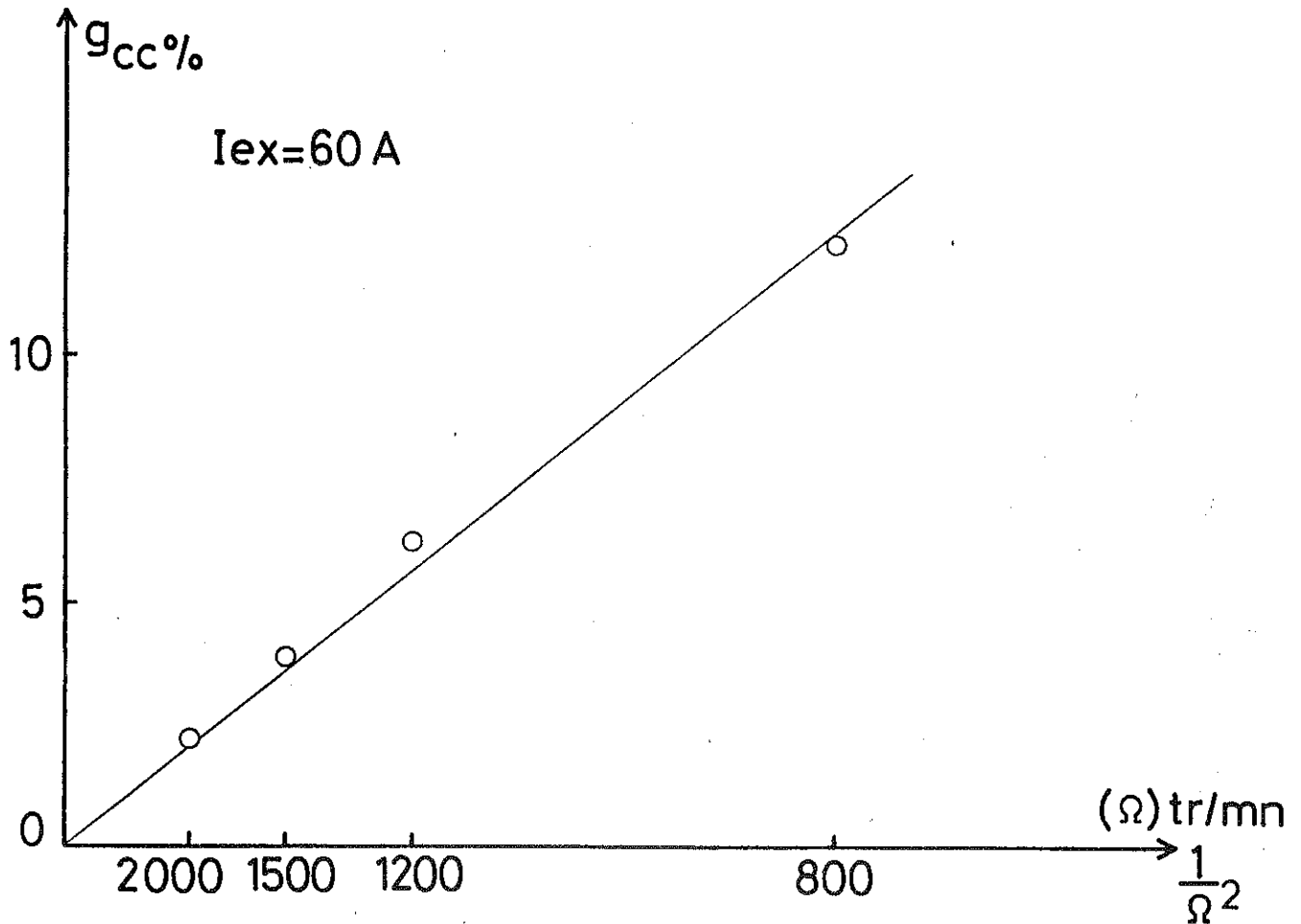


Fig. 21 : glissement permanent de c.c. en fonction de la vitesse

Le dipôle oscille assez fortement autour de sa position d'équilibre (fig. 22). Une explication possible à ce phénomène est de faire intervenir des frottements solides⁽⁴⁰⁾ (qui peuvent être importants puisque les vitesses linéaires au niveau des paliers lisses restent faibles ($\sim 0,3$ m/s)) non constants avec la position (point dur par exemple).

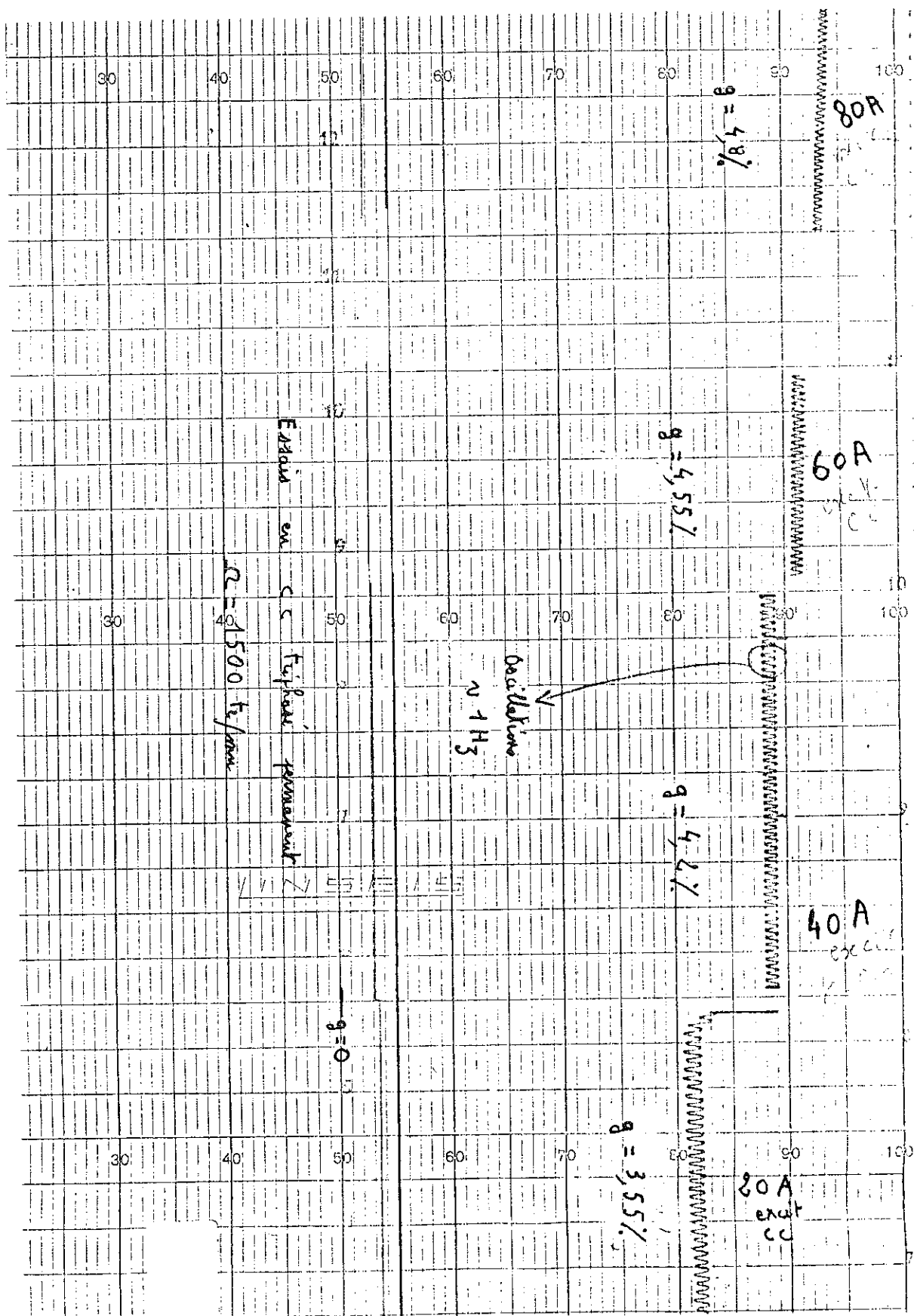


Fig. 22. Enregistrement du glissement en court-circuit triphasé permanent

V.3. Modèle théorique

V.3.1) Modèle à constantes localisées

L'étude des machines cryogéniques se trouve facilitée si on utilise un modèle à constantes localisées pour les bobinages réels et les écrans métalliques. L'utilisation de la transformation de Park⁽⁴¹⁾ facilite l'écriture des équations électromécaniques. Dans le cas d'une machine comportant un élément non synchrone, cette transformation continue de s'appliquer mais conduit naturellement à un système d'équations non linéaires qui ne peut être traité que pas à pas. Dagalak⁽⁴²⁾ et Pinet⁽¹⁾ ont détaillé la mise en équation de machines cryogéniques à écran asynchrone. Les régimes permanents, les courts-circuits brusques ainsi que le branchement sur un réseau de puissance infinie ont été étudiés par cette méthode pour la machine de 500 kW. Le régime permanent a été étudié à fréquence et excitation constante pour un facteur de puissance donné. Dans ces conditions, seul l'écran électromagnétique joue un rôle puisque les champs rotoriques et statoriques sont synchrones. Soient d et q les indices des composantes dans les axes direct et transverse définis par la transformation de Park. Les inconnues sont

I_d, I_q : composantes du courant statorique

V_d, V_q : composantes des tensions statoriques

I'_d, I'_q : composantes des courants dans l'arbre en dural

ω : vitesse de rotation de l'arbre en dural.

On doit alors résoudre un système de 7 équations à 7 inconnues non linéaires.

$$I_d^2 + I_q^2 = I^2 \quad \text{courant statorique.} \quad (54)$$

$$R_a I_d + L \omega I_q + \frac{3}{2} M_{aa'} \omega I_q' + V_d = 0 \quad \text{Eq de Park dans l'axe direct pour le stator.} \quad (55)$$

$$L \omega I_d - R_a I_q + \frac{3}{2} M_{aa'} \omega I_d' - V_q = - M_{af} \omega I_f \quad \text{Eq de Park dans l'axe transverse pour le stator.} \quad (56)$$

$$- R'_a I'_d + \left(\frac{3}{2} M_{aa'} I_q + L' I_q' \right) g \omega' = 0 \quad \text{Eq de Park dans l'axe direct pour l'arbre.} \quad (57)$$

$$R'_a I_q' + \left(\frac{3}{2} M_{aa'} I_d + L' I_d' + M_{af} I_f \right) g \omega' = 0 \quad \text{Eq de Park dans l'axe transverse pour l'arbre.} \quad (58)$$

$$\omega I_f \left(M_{af} I_q + M_{a'f} I_q' \right) = 0 \quad \text{Eq exprimant que le couple sur le dipôle est nul à } \omega = \text{cte.} \quad (59)$$

$$V_d I_q - V_q I_d = 0 \quad \text{Si le facteur de puissance est égal à 1.} \quad (60)$$

Ce système peut se traiter par une méthode de minimisation de Newton Raphson.

Pour simuler un branchement de la machine sur le réseau, nous utilisons la même méthode ; on est maintenant à puissance, fréquence et tension constantes. Si on prend le courant d'excitation comme paramètre on est ramené à un système de 7 équations à 7 inconnues où seules la première et la dernière équation diffèrent du cas précédent. Il faut maintenant écrire :

$$V_d^2 + V_q^2 = V^2 \quad (61)$$

$$\frac{3}{2} (V_d I_d + V_q I_q) = P \quad (62)$$

La réponse de la machine à un court-circuit triphasé équilibré a été étudiée. La mise en équation a été explicitée en (1). Il est nécessaire de tenir compte de l'écran thermique en cuivre qui, au début du court-circuit, va être le siège de courants importants ; pour cet écran, on utilise l'indice ". Pendant un intervalle de temps Δt très petit les vitesses peuvent être considérées comme constantes. Les équations peuvent alors se mettre sous la forme :

$$p(A)(V) = (B)(V) + (C) \quad (63)$$

où p est l'opérateur dérivation

où (V) est le vecteur inconnu

$$\begin{pmatrix} I_d \\ I_q \\ I'_d \\ I'_q \\ I''_d \\ I''_q \end{pmatrix}$$

et (A) , (B) , (C) sont des matrices dont les éléments sont constants pendant Δt . Le système peut se traiter simplement par une méthode de Runge Kutta, l'équation de la mécanique

$$J \frac{d\omega}{dt} = - \frac{3}{2} (\phi_d I_q - \phi_q I_d) - \frac{3}{2} (\phi'_d I'_q - \phi'_q I'_d) \quad (64)$$

où J est l'inertie du dipôle et de l'écran en cuivre, permettant de renormaliser les vitesses après chaque Δt .

V.3.2) Validité du modèle

Un double problème se pose concernant la validité du modèle à constantes localisées pour une machine expérimentale. D'une part, les écrans, et en particulier l'écran électromagnétique conducteur, sont des éléments fondamentaux des machines cryogéniques ; l'écran électromagnétique se présente toujours sous la forme d'un cylindre métallique passif - sauf dans une configuration particulière proposée dans la référence 43 - dont la représentation par un circuit localisé R, L est discutable puisque la répartition des courants est directement liée à l'excitation qui les produisent. Ce point sera détaillé dans le chapitre VI. D'autre part, les éléments qui dans le modèle représentent la machine vont être calculés à partir d'expressions mathématiques valables dans le cas de machine ayant une dimension axiale infinie. Ce n'est pas le cas d'une machine réelle, et cela d'autant plus que la machine sera petite puisque les "effets de bouts" sont alors prépondérants. Pour illustrer ce point, il suffit de remarquer que les parties droites du dipôle mesurent de 11,8 à 21,2 cm suivant les bobines considérées pour une longueur de 50 cm. Le calcul des inerties des parties tournantes est lui-même rendu délicat par la complexité des éléments constitutifs de la machine.

V.3.3) Calcul des paramètres de la machine

V.3.3.1) Paramètres connus expérimentalement

Un certain nombre d'éléments peuvent être directement mesurés ou calculés à partir d'essais expérimentaux.

a) Stator

- . résistance : $R_a = 6,5 \cdot 10^{-3} \Omega$
- . self inductance : $L_a = 3,6 \cdot 10^{-4} \text{ H}$ (cf. V.2)
- . mutuelle rotor-stator : $M_{af} = 4,8 \cdot 10^{-3} \text{ H}$ (cf. V.2)

b) Rotor

- . résistance $R_f = 0$ (dipôle supraconducteur)
- . self inductance $L_f = 0,5 \text{ H}$ déterminée à partir des essais statiques du dipôle.

V.3.3.2) Paramètres calculés

Tous les paramètres faisant intervenir les arbres massifs doivent être calculés. Deux problèmes se posent : choisir la "bonne" longueur et le nombre de spires des bobinages fictifs représentant les écrans.

Dagalakis⁽⁴²⁾ a montré que dans le cas où les temps de diffusion des écrans ne sont pas trop petits, on pouvait mettre en évidence des relations simples entre les inductances de ceux-ci. Dans le cas où la machine comporte 2 écrans significatifs, on a :

$$M_{a'a''} = \frac{2}{3} L'' \frac{M_{a'f}}{M_{a''f}} \quad (65)$$

$$M_{aa'} = \frac{2}{3} L' \frac{M_{af}}{M_{a'f}} \quad (66)$$

$$M_{aa''} = \frac{2}{3} L'' \frac{M_{af}}{M_{a''f}} \quad (67)$$

$$\frac{M_{af}}{M_{a'f}} = \frac{M_{aa''}}{M_{a'a''}} \quad (68)$$

D'autre part, dans tous les calculs faisant intervenir les équations de Park, les éléments importants se ramènent à des constantes de temps qui ne dépendent pas du nombre de spires N choisi pour représenter un écran puisque les résistances et les inductances sont des fonctions de N^2 . Compte tenu des équations précédentes, on voit qu'il est simple de prendre, pour les 2 écrans, un nombre de spires $N = 1$.

Le choix de la "bonne" longueur est plus délicat. Les expressions théoriques des éléments d'une machine sans fer sont explicitées dans la référence 44. Dans toutes ces expressions intervient la longueur du "bobinage". Russel⁽⁴⁵⁾ détermine, dans l'hypothèse plane, la répartition des courants dans un écran conducteur massif excité par un champ magnétique de dimension finie. L'étude de cette répartition permet de définir la longueur efficace de la bobine équivalente à l'écran fonction de la longueur d'excitation. Ramenés à notre problème, on prendra donc des longueurs différentes suivant que le champ exciteur est le champ rotorique, statorique ou celui du bobinage représentant un écran, une moyenne étant faite entre ces longueurs pour le calcul de l'inductance propre et de la résistance. L'ensemble des paramètres de la machine a donc été calculé en tenant compte de la couronne ferromagnétique externe et a donné dans la table 3. La présence de cette couronne magnétique augmente les constantes de temps d'environ 15 %.

ELEMENTS	STATOR $N = 24$ $\rho = 1,8 \cdot 10^{-8} \Omega m$	ROTOR $N = 1824$	ARBRE DURAL $N = 1$ $\rho = 4,5 \cdot 10^{-8} \Omega m$	ECRAN CUIVRE $N = 1$ $\rho = 0,8 \cdot 10^{-8} \Omega m$
STATOR $l \approx 30 \text{ cm}$	$R_a = 6,5 \text{ m}\Omega$ $L_a = 0,36 \text{ mH}$	$M_{af} = 4,8 \text{ mH}$	$l = 37,2 \text{ cm}$ $M_{aa'} = 7,24 \text{ }\mu\text{H}$	$l = 35,4 \text{ cm}$ $M_{aa'} = 5,72 \text{ }\mu\text{H}$
ROTOR $l \approx 20 \text{ cm}$		$L_f = 0,5 \text{ H}$	$l = 30,4 \text{ cm}$ $M_{a'f} = 0,25 \text{ mH}$	$l = 27,8 \text{ cm}$ $M_{a''f} = 25,2 \text{ mH}$
ARBRE DURAL			$l = 34 \text{ cm}$ $R_{a'} = 12,6 \text{ }\mu\Omega$ $L_{a'} = 0,46 \text{ }\mu\text{H}$	$l = 33 \text{ cm}$ $M_{a'a''} = 0,26 \text{ }\mu\text{H}$
ECRAN CUIVRE				$l = 31,6 \text{ cm}$ $R_{a''} = 16,4 \text{ }\mu\Omega$ $L_{a''} = 0,41 \text{ }\mu\text{H}$

Table 3

L'inertie de l'ensemble dipôle + écran froid a été calculée

$$\begin{aligned}
 & \cdot \text{dipôle : } J_f \approx 0,6 \text{ m}^2 \text{ kg} \\
 & \cdot \text{écran froid } J \approx 0,2 \text{ m}^2 \text{ kg} \\
 & \cdot \text{flasques } J_c \approx 0,2 \text{ m}^2 \text{ kg} \\
 & \begin{array}{l} \text{Enceintes à vide} \\ \cdot \text{Enceinte hélium} \\ \text{Tubes} \end{array} \left. \vphantom{\begin{array}{l} \cdot \text{dipôle} \\ \cdot \text{écran froid} \\ \cdot \text{flasques} \end{array}} \right\} J_e \approx 0,3 \text{ m}^2 \text{ kg}
 \end{aligned}$$

$$\text{d'où } J \approx 1,3 \text{ m}^2 \text{ kg.}$$

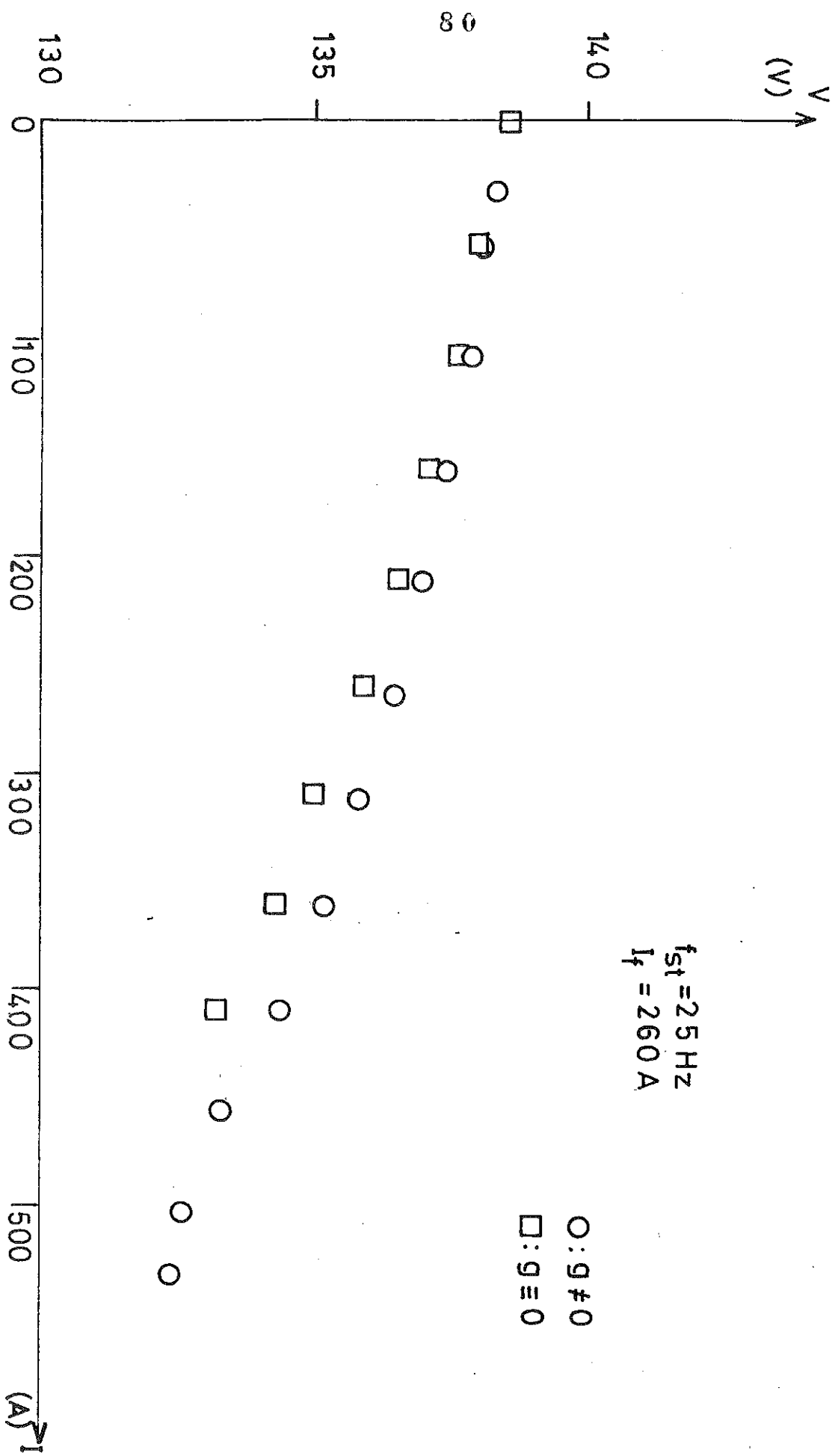
V.4. Essais en charge

Le moteur d'entraînement ayant une puissance limitée à 250 kW, nous avons été amenés à étudier la machine à la vitesse de 1 500 tr/mn (25 Hz) et à la tension moitié de la tension nominale ($V_n = 220 \text{ V}$). Ainsi les courants, donc les champs de réaction d'induit, et l'état magnétique de la machine sont les mêmes qu'à 50 Hz et 500 kW.

A l'aide de quelques résistances complémentaires, nous avons pu essayer la machine à 1 500 tr/mn jusqu'à une puissance de 210 kW, ce qui correspondrait, au point de vue des courants et des couples dans la machine, à 420 kW à 3 000 tr/mn. Les pertes des 2 machines (moteur d'entraînement et alternateur) sont telles qu'il paraît difficile de dépasser de beaucoup cette puissance avec le banc d'essai actuel, tant du point de vue de la charge que du moteur d'entraînement. Par contre, l'alternateur n'a montré aucun signe de limitation à cette puissance. Les essais ont été effectués essentiellement en débit résistif. La fig. 23 présente les résultats des essais avec la machine hypersynchrone ($g \neq 0$) et la machine rotor bloqué ($g = 0$). La chute de tension est légèrement diminuée dans le cas $g \neq 0$. Compte tenu de celle-ci, si on considère que la seule limitation matérielle soit l'échauffement du stator limitant I à 800 A (en effet l'huile de refroidissement du stator est à 80°C pour $I = 500 \text{ A}$), l'isolation à basse tension ne posant pas de problème, la puissance maximale de la machine est de 860 kVA à 3 000 tr/mn. Ceci montre que la puissance nominale choisie avant la construction de l'ensemble rotor-stator est assez loin de la puissance réelle de la machine.

La fig. 24 compare, dans le cas où $g = 0$, les résultats expérimentaux et ceux obtenus à partir d'une théorie de Behn Eshenbourg classique. Cette théorie simple est valable, bien que la notion d'entrefer

Fig. 23 : Chutes de tension pour la machine hypersynchrone et la machine rotor bloqué.



constant soit caduque, parce que l'absence de fer entraîne que la forme du champ de réaction d'induit est indépendante de la position de son axe par rapport à l'axe polaire de l'inducteur. De plus, la non-saturation est parfaitement assurée. Un bon accord est trouvé pour $X_d = 0,36 \text{ mH}$ et une résistance statorique de $7,5 \text{ m}\Omega$.

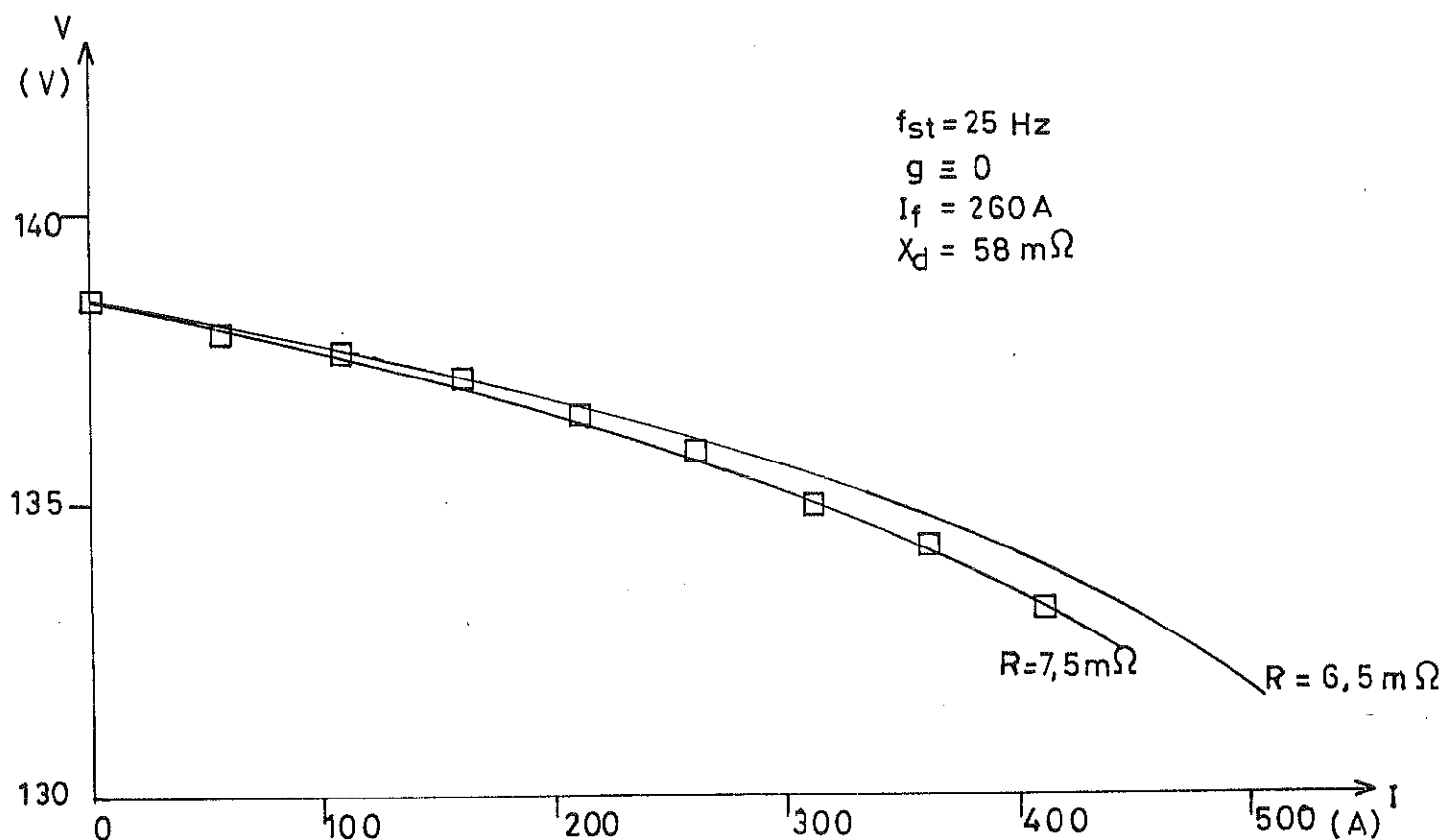


Fig. 24 : Points expérimentaux des courbes théoriques pour la machine synchrone classique ($g = 0$).

La figure 25 compare les résultats expérimentaux et théoriques obtenus à l'aide du modèle explicité précédemment dans le cas $g \neq 0$. Les résultats montrent une bonne concordance à la fois pour la courbe $V(I)$ et la courbe $g(I)$. La première est peu dépendante de la valeur prise pour la résistivité de l'arbre dural. Par contre, comme le montrent les équations (57) et (58) le glissement est très sensible à une variation de R'_a . La rupture de pente dans la courbe expérimentale pour $I \approx 360 \text{ A}$ est significative d'une augmentation de la résistance de l'arbre due à un échauffement de celui-ci ($\sim 40^\circ\text{C}$) qui apparaît malgré le refroidissement par circulation d'air utilisé (les pertes dans l'arbre sont égales à gP

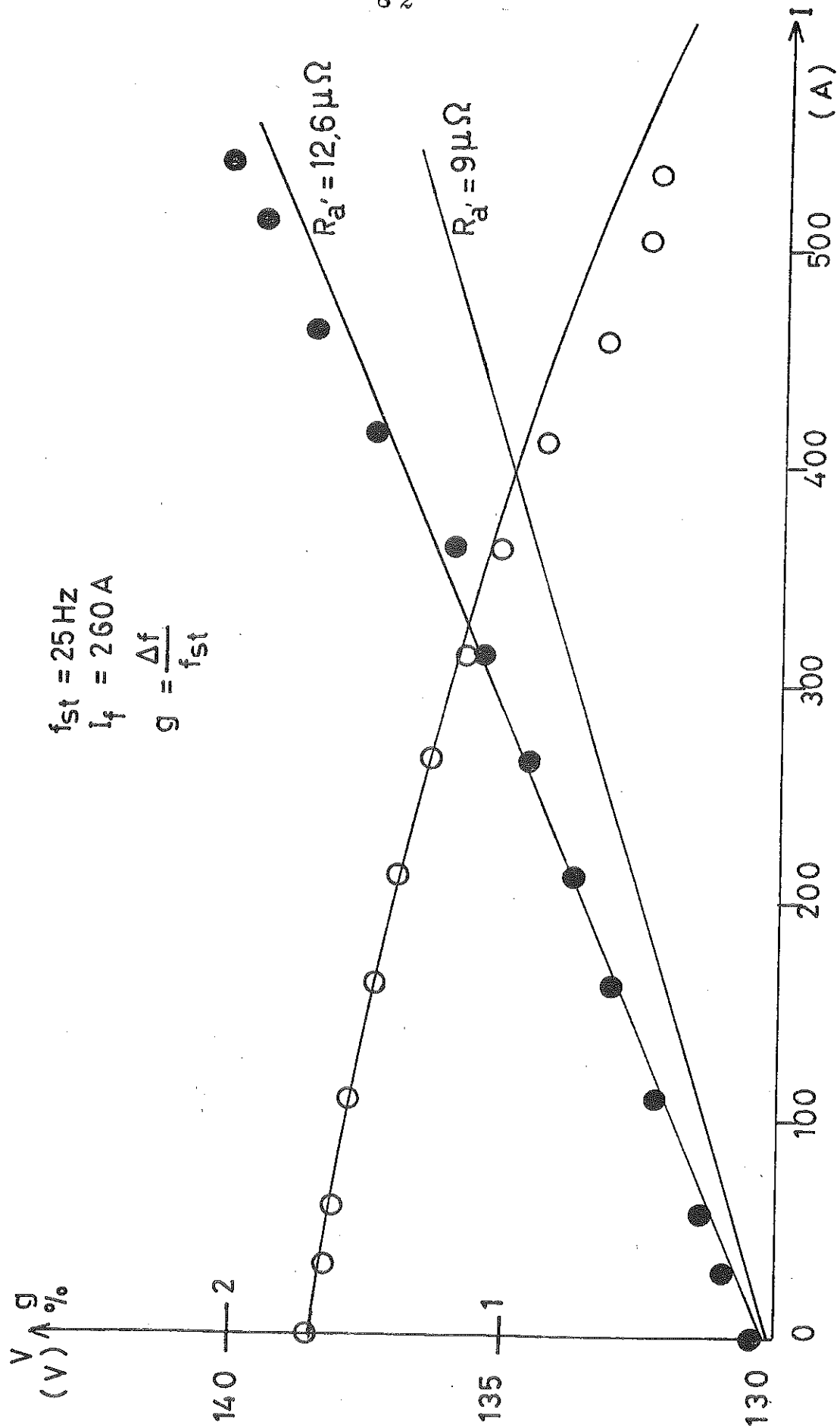


Fig. 25 : Débit résistif : points expérimentaux et courbes théoriques obtenues pour 2 valeurs de la résistivité de l'écran (la chute de tension est peu sensible à la variation de $R_{a'}$)

et sont de l'ordre de 4,2 kW pour le point de fonctionnement $I = 535$ A, $P = 210$ kW). Une étude des pertes statoriques a été faite en mesurant le débit d'huile de refroidissement du stator et la différence de température entre l'entrée et la sortie de celui-ci. Les résultats sont difficilement exploitables étant donné les temps de mise en équilibre thermique. Le rendement exact de la machine n'a pu être déterminé mais en se basant sur la puissance absorbée par le moteur d'entraînement on obtient un rendement de l'ordre de 93 % pour une puissance de 200 kW.

Aux pertes et à la réaction d'induit près, la puissance utile au stator est égale à

$$P_u \approx K_g \Omega^2 i_f^2 \quad (69)$$

conformément à l'étude simple menée au chap. II.

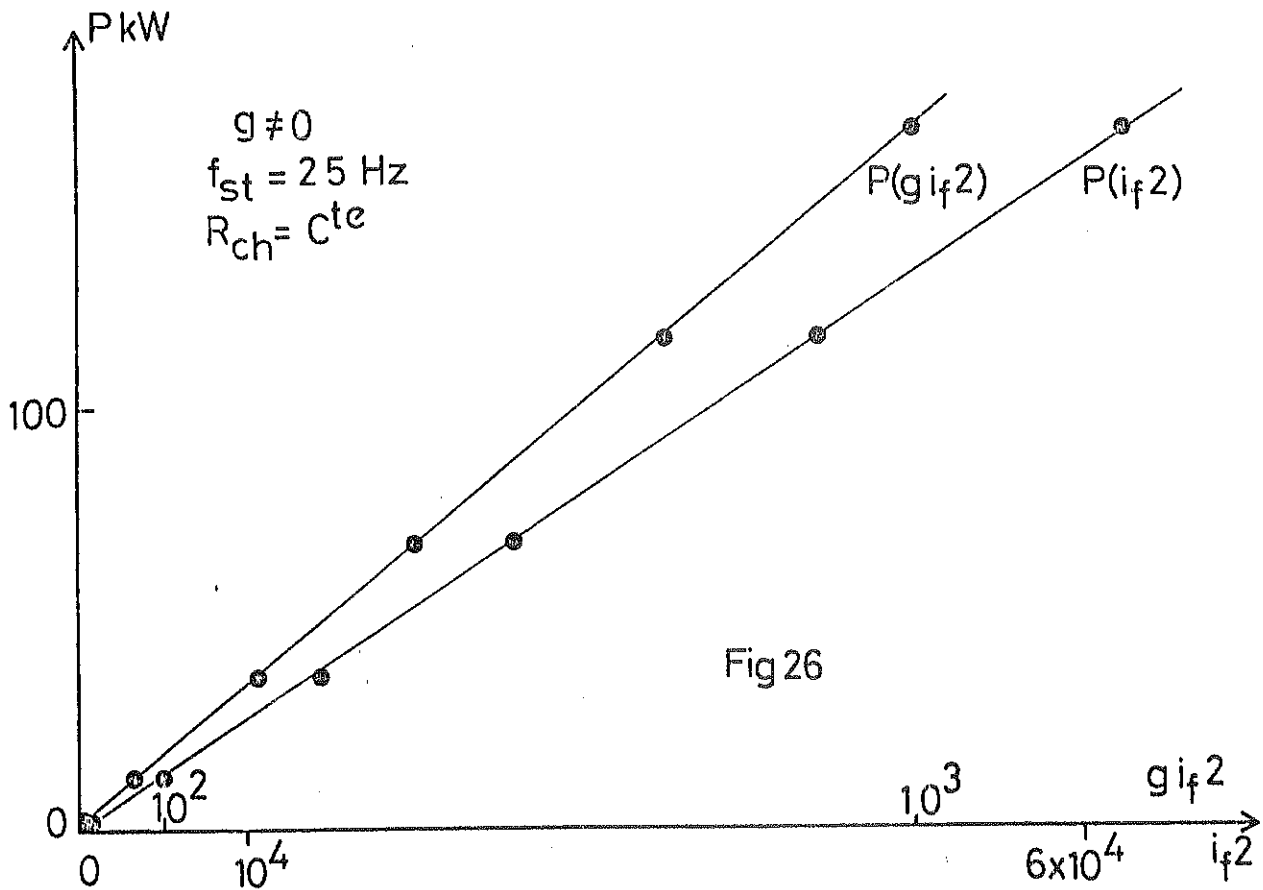


Fig. 26 : Vérification expérimentale des relations (69) et (70)

La figure 26 montre la validité de cette égalité : la machine fonctionnant sur une résistance de charge constante, à fréquence constante, nous avons tracé $P_u (g i_f^2)$ et $P_u (i_f^2)$. $P_u (g i_f^2)$ est une droite compte tenu de (69) ; $P_u (i_f^2)$ aussi puisque

$$P_u = \frac{3 V^2}{R} = \frac{3 (M_{af} \omega i_f)^2}{2 R} \quad (70)$$

Une méthode utilisant ce résultat a été envisagée pour obtenir le rendement. En effet, on peut écrire les pertes à vide

$$P_{\text{vide}} = K g_{\text{vide}} \omega^2 i_f^2 \quad (71)$$

et la puissance (si la réaction d'induit est faible)

$$P_{\text{charge}} + P_u + 3 R I^2 = K g_{\text{ch}} \omega^2 i_f^2 \quad (72)$$

A une fréquence et une excitation données, on peut relever expérimentalement g_{vide} , g_{ch} , I , P_u ; R est connu. Si on admet que l'état magnétique de la machine change peu entre le fonctionnement à vide et le fonctionnement en charge,

$$P_{\text{vide}} \approx P_{\text{charge}} \approx P_{\text{fer}} + P_{\text{joule par circulation}} \quad (73)$$

On a alors 2 équations à 2 inconnues qui doivent permettre d'obtenir K et les pertes. La précision n'est malheureusement pas suffisante pour que cette méthode soit appliquée.

Des essais en charge ont été réalisés à 3 000 tr/mn, mais devant les difficultés techniques et les dangers que comporte un fonctionnement de longue durée à cette vitesse, seuls 2 points ont été obtenus (table 4). Les résultats sont cohérents avec l'éq. (69) et l'essai correspondant à $i_f = 50$ A est en bon accord avec les résultats théoriques.

	i_f (A)	I (A)	V (V)	g %	P kW	K
Expérience	50	128	54	1,00	20,7	$9.2 \cdot 10^{-10}$
	80	191	82	1,03	47	$8 \cdot 10^{-10}$
théorie	50	128	51,5	1,10	19,8	$8 \cdot 10^{-10}$

Tableau 4 : Essais à 3 000 tr/mn

V.5) Essais en régime transitoire

Un certain nombre d'essais en court-circuit ont été réalisés avec le groupe de 40 kW. Ceux-ci, bien qu'effectués dans de mauvaises conditions (manque de puissance du moteur d'entraînement, manque d'informations précises sur l'alimentation du dipôle supraconducteur) ont permis d'obtenir les caractéristiques transitoires de la machine. Ces essais ont été repris et analysés avec le nouveau banc d'essai. Ils ont été menés jusqu'à des courants d'excitation de 80 A, des vitesses de 2 400 tr/mn, la machine étant synchrone ou hypersynchrone, sous forme de mises en court-circuit triphasé équilibré à vide et d'ouvertures de court-circuit.

V.5.1) Problèmes d'exploitation des résultats liés à l'utilisation d'une alimentation régulée et d'un enroulement supraconducteur

Une alimentation de bobine supraconductrice ne se comporte pas comme une source ordinaire. En effet, si la tension à ses bornes est inférieure à une tension seuil V_s , l'alimentation se comporte comme une source

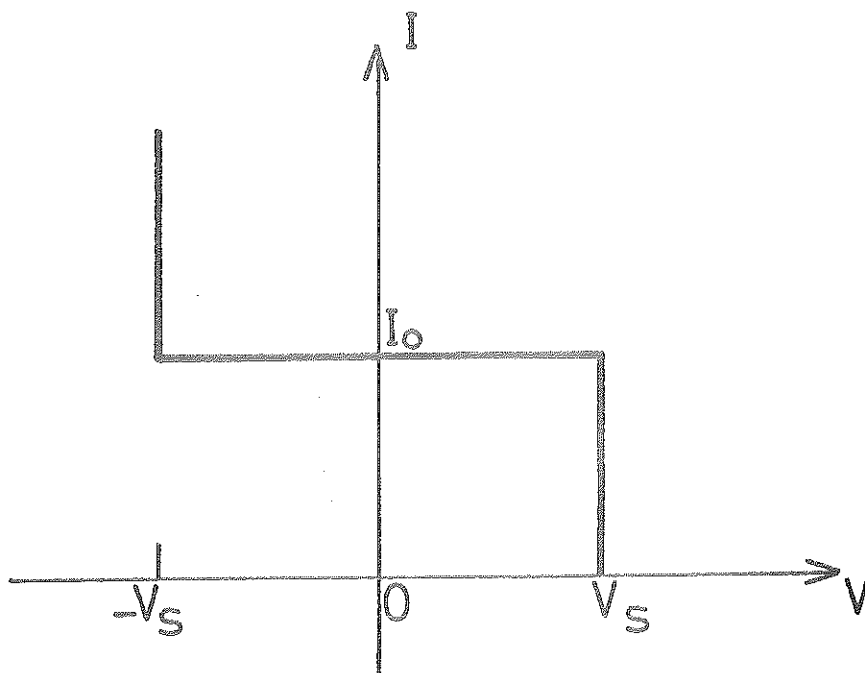


Fig. 27

de tension (fig. 27). De plus le dipôle supraconducteur est protégé par un shunt en constantan ($R_{sh} \approx 0,7 \Omega$ à froid). Les équations décrivant les courts-circuits vont être différentes de celles utilisées avec les machines classiques. Nous allons illustrer ce fait en étudiant la mise en court-circuit à vide d'un cryoalternateur synchrone où l'écran est négligé pour ne pas compliquer les calculs.

a) Alimentation = source de courant

Le circuit de l'inducteur peut être représenté par la fig. 28, où R_{AC} représente la résistance des balais et des amenées de courant.

$$V_f = p \phi_f = - R_{sh} (I_f - I_{fo}) \quad (74)$$

d'où :

$$R_{sh} I_{fo} = p \phi_f + R_{sh} I_f \quad (75)$$

On retrouve l'équation classique de l'inducteur mais la résistance de l'inducteur est remplacée par la résistance du shunt R_{sh} . D'où

$$T'_d = \frac{L_f - \frac{3}{2} \frac{M_{af}^2}{L}}{R_{sh}} \approx 0,6 \text{ s} \quad (76)$$

$$T'_{do} = \frac{L_f}{R_{sh}} \approx 0,75 \text{ s.}$$

Les équations décrivant l'évolution des courants pendant le court-circuit ou pendant l'ouverture du court-circuit seront identiques aux équations habituelles.

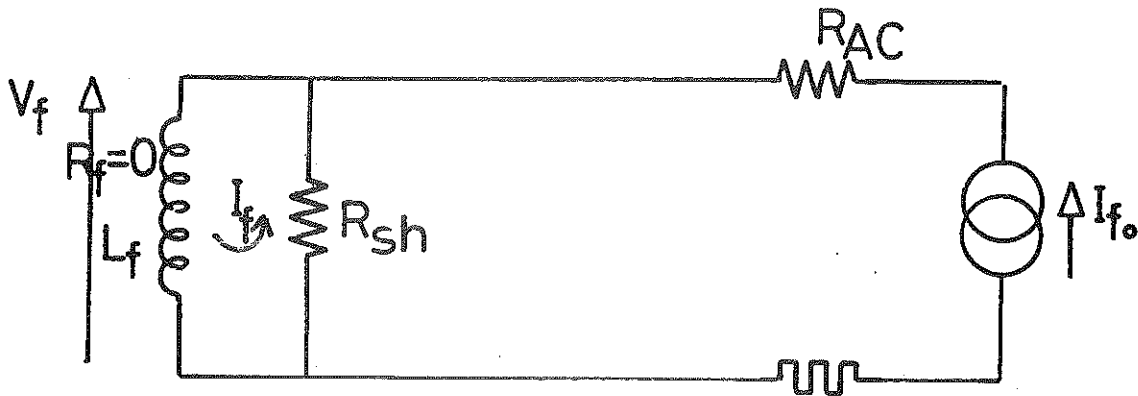


Fig. 28 : circuit inducteur en régime non saturé

b) Alimentation = source de tension

On peut représenter le circuit de l'inducteur par la fig. 29.

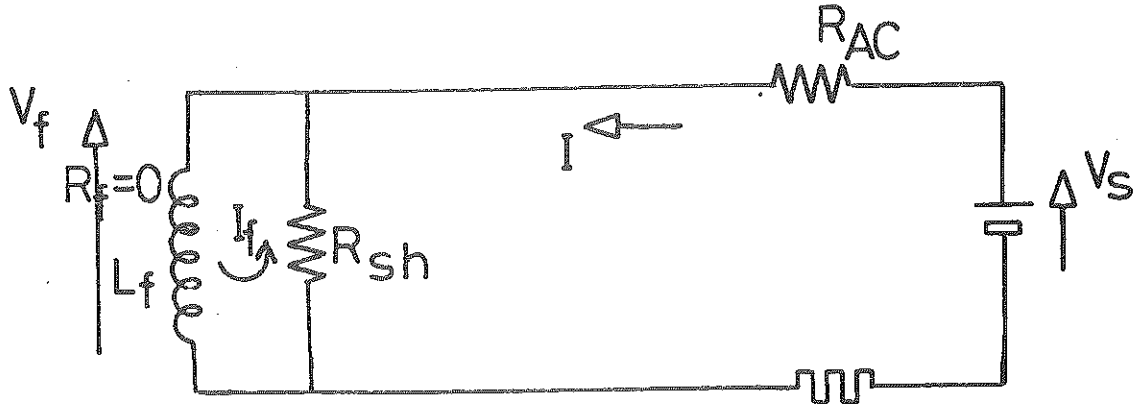


Fig. 29 : Circuit inducteur en régime saturé.

$$V_f = L_f \frac{dI_f}{dt} = -R_{sh} (I_f - I) = -R_{AC} I + V_s \quad (77)$$

d'où

$$V_s = R_{AC} \left(I_f + \frac{L_f}{R_{sh}} \frac{dI_f}{dt} \right) + L_f \frac{dI_f}{dt} \quad (78)$$

Comme $R_{AC} \ll R_{sh}$

$$V_s \approx R_{AC} I_f + L_f \frac{dI_f}{dt} \quad (79)$$

qui en transformée de Laplace donne

$$\frac{V_s}{p} = R_{AC} I_f + L_f p I_f - L_f I_{fo} \quad (80)$$

et

$$I_f = \frac{1}{p} \frac{V_s + L_f I_{fo} p}{(R_{AC} + L_f p)} \quad (81)$$

On peut pratiquement négliger R_{AC} devant $L_f p$ et $I_f(t)$ est une droite de pente $\frac{V_s}{L_f}$, au moins au début de la perturbation.

Les équations de Park s'écrivent :

$$\begin{cases} 0 = -\frac{d}{dt} (L I_d + M_{af} I_f) - L I_q \omega - R_a I_d & (82) \\ 0 = -\frac{d}{dt} L I_q + (L I_d + M_{af} I_f) \omega - R_a I_q & (83) \end{cases}$$

mais il faut tenir compte des valeurs à l'origine des temps, I_{do} et I_{qo} puisque l'alimentation ne devient source de tension qu'après la fermeture du court-circuit. D'où

$$L I_{do} = (R_a + pL) I_d + L \omega I_q + p M_{af} \frac{V_s + L_f I_{fo} p}{p(R_{AC} + L_f p)} \quad (84)$$

$$L I_{qo} = -L \omega I_d + (R_a + Lp) I_q - M_{af} \omega \frac{V_s + L_f I_{fo} p}{p(R_{AC} + L_f p)} \quad (85)$$

$$\text{et } I_d(p) = -\frac{M_{af} (V_s + L_f I_{fo} p) (L \omega^2 + Lp^2 + R_a p)}{p(R_{AC} + L_f p) (L^2 \omega^2 + (R_a + Lp)^2)} + \frac{L(L \omega I_{qo} - (Lp + R_a) I_{do})}{L^2 \omega^2 + (R_a + Lp)^2} \quad (86)$$

Si $R_{AC} \ll L_f p$, I_d est caractérisé par une droite de pente $-\frac{V_s}{L} \frac{M_{af}}{L_f}$ et une exponentielle d'exposant $e^{-t/\tau}$ avec $\tau = \frac{L}{R_a} \approx 5.6.10^{-2}$ s. L'exploitation des courbes temporelles donne alors peu de renseignements sur les caractéristiques transitoires de la machine.

V.5.2. Analyse des résultats expérimentaux. Caractéristiques de la machine

V.5.2.1. $I_f < 20$ A

La tension de saturation de l'alimentation de la bobine supraconductrice est de l'ordre de 9,5 V. Pour des courants d'excitation inférieurs à 20 A, la tension qui apparaît aux bornes du dipôle reste inférieure à V_s et l'alimentation continue à réguler en courant. La figure 30 montre la variation des courants et des tensions dans la machine synchrone ($g \approx 0$) après un court-circuit triphasé à vide. Les méthodes de dépouillement classiques permettent d'obtenir :

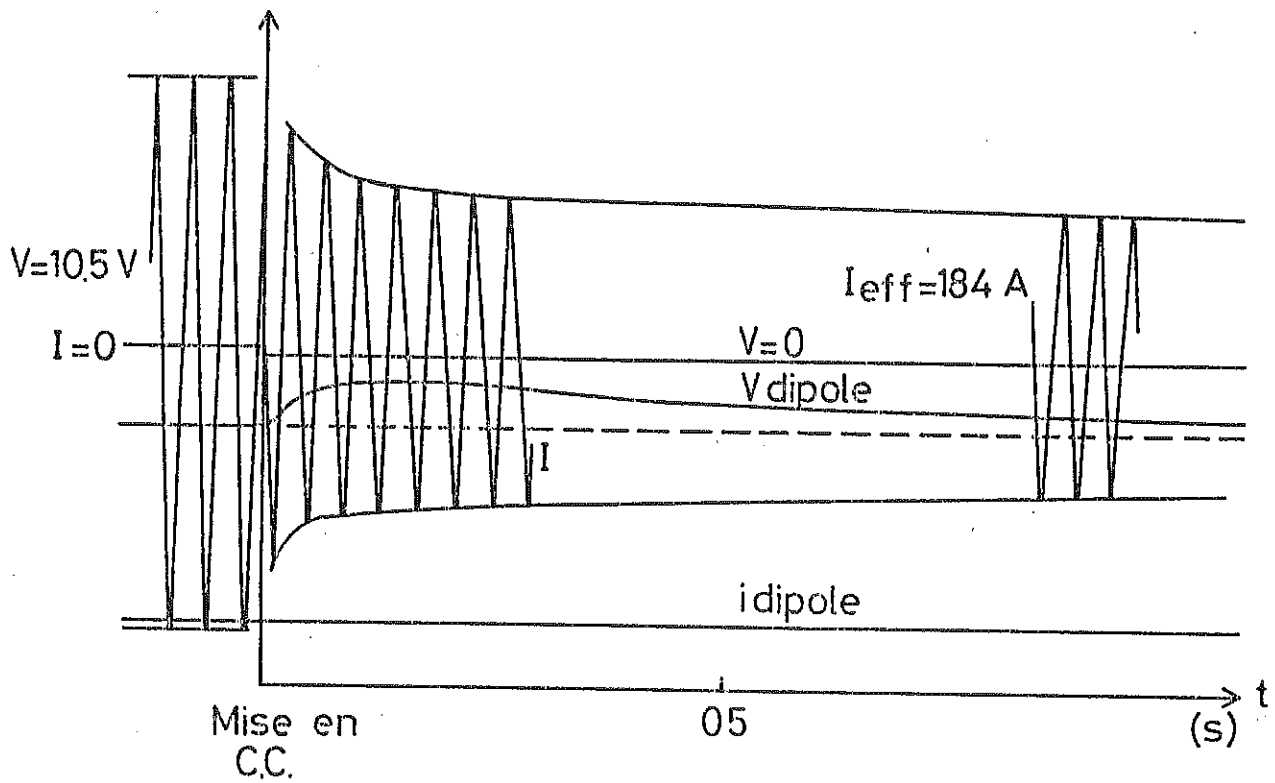


Fig. 30. Fermeture d'un court-circuit triphasé à vide. $I_f = 20$ A, $g = 0$, $\omega = 1500$ tr/mn.

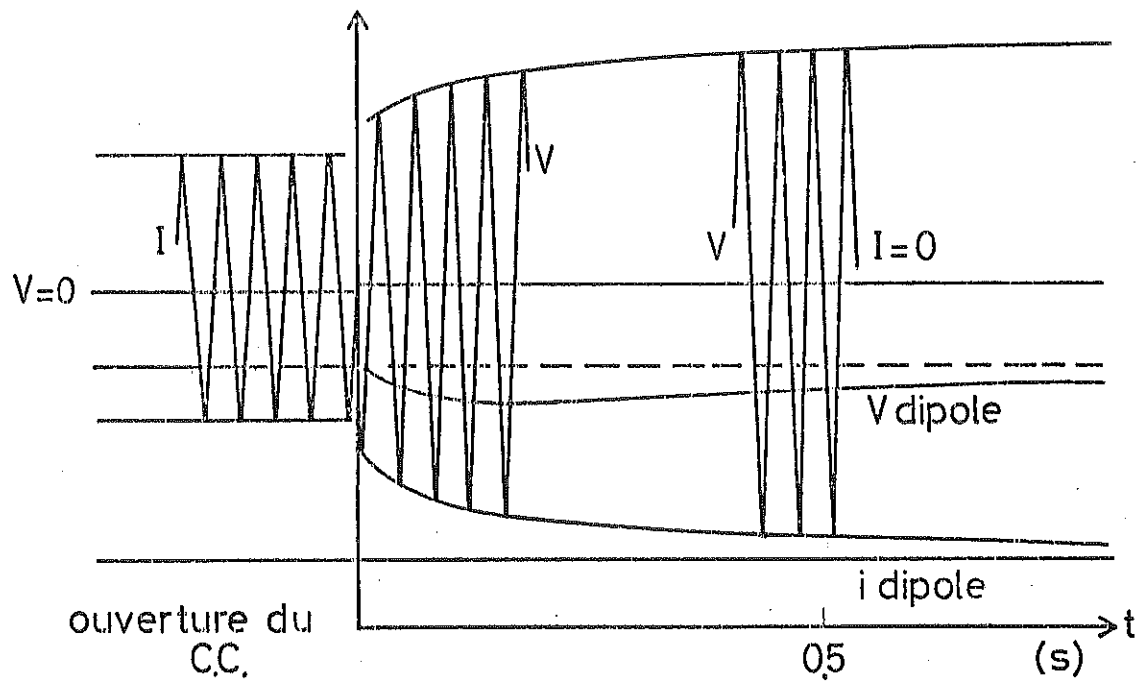


Fig. 31. Ouverture d'un court-circuit triphasé à vide.

$I_f = 20$ A, $g = 0$, $\omega = 1500$ tr/mn.

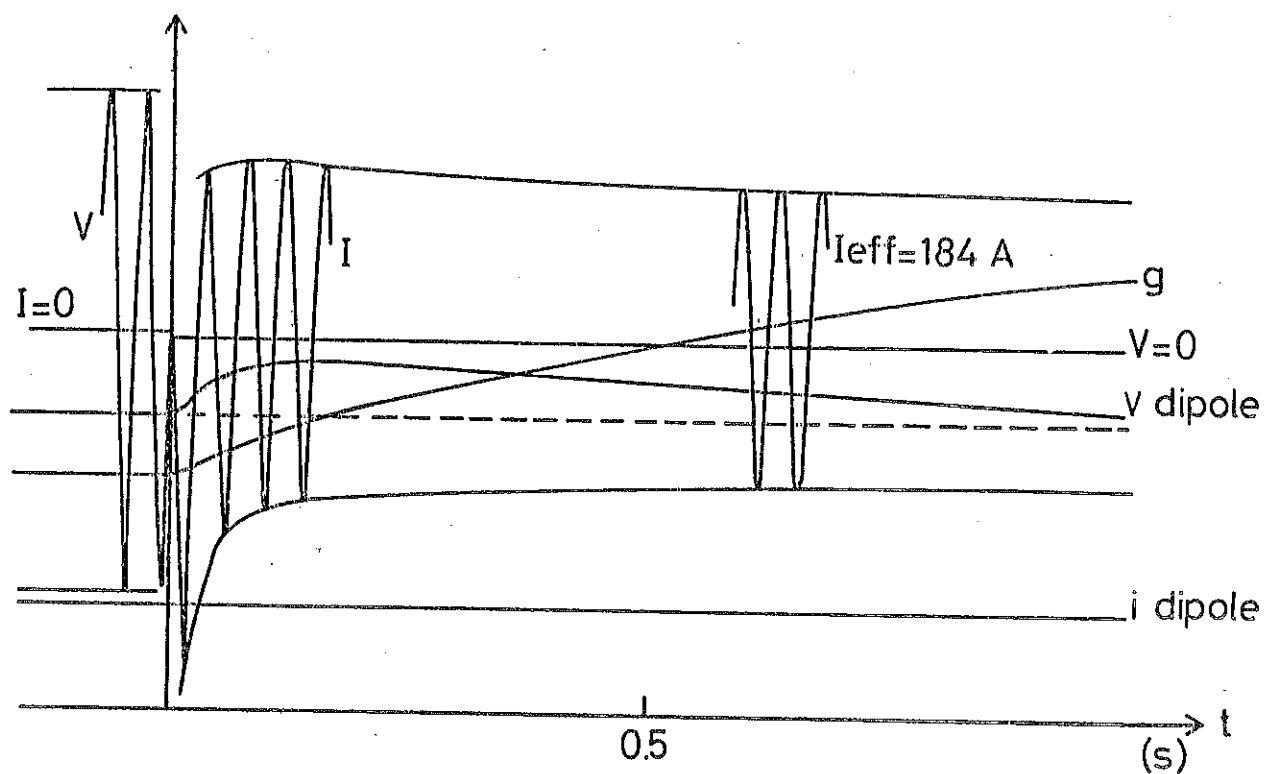


Fig. 32. Fermeture d'un court-circuit triphasé à vide.

$$I_f = 20 \text{ A}, g \neq 0, \omega = 1500 \text{ tr/mn.}$$

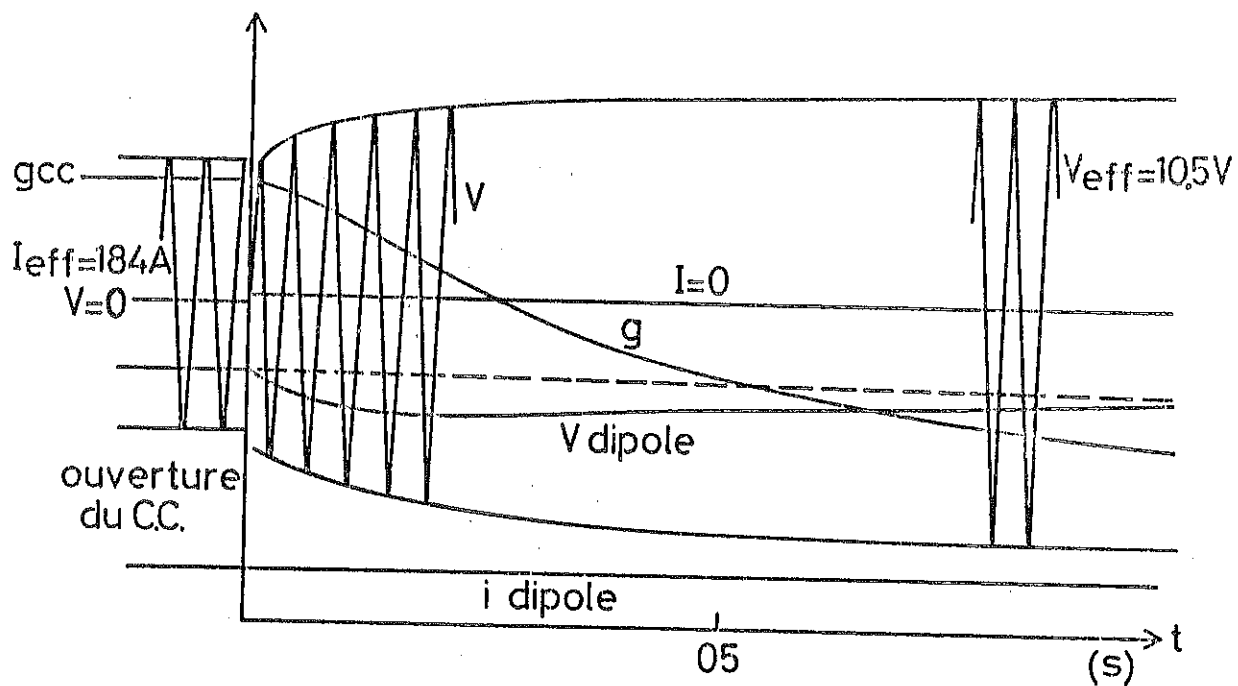


Fig. 33. Ouverture d'un court-circuit triphasé à vide.

$$I_f = 20 \text{ A}, g \neq 0, \omega = 1500 \text{ tr/mn.}$$

$$\begin{aligned}
T'_d &= 0,7 \text{ s} \\
T''_d &= 0,05 \text{ s} \\
x_d &= 0,40 \text{ pu} \\
x'_d &= 0,31 \text{ pu} \\
x''_d &= 0,22 \text{ pu}
\end{aligned}$$

Un essai d'ouverture du même court-circuit permet d'obtenir (fig. 31)

$$\begin{aligned}
T'_{do} &= 1 \text{ s} \\
T''_{do} &= 0,07 \text{ s} \\
x_d &= 0,40 \text{ pu} \\
x'_d &= 0,31 \text{ pu} \\
x''_d &= 0,22 \text{ pu}
\end{aligned}$$

L'ensemble des 2 mesures est très cohérent et les relations usuelles⁽⁴⁶⁾

$$\frac{T''_d}{T''_{do}} = \frac{x''_d}{x'_d} = \frac{x''_d T'_{do}}{x'_d T'_d} \text{ sont vérifiées à 5 \% près.}$$

Les figures 32 et 33 montrent les mêmes essais effectués pour la machine hypersynchrone ; les résultats de ces essais donnent :

$$\begin{array}{ll}
T'_d = 0,8 \text{ s} & T'_{do} = 1 \text{ s} \\
T''_d = 0,08 \text{ s} & T''_{do} = 0,09 \text{ s} \\
x_d = 0,40 \text{ pu} & x_d = 0,41 \text{ pu} \\
x'_d = 0,32 \text{ pu} & x'_d = 0,31 \text{ pu} \\
x''_d = 0,23 \text{ pu} & x''_d = 0,23 \text{ pu}
\end{array}$$

La seule différence significative est dans l'augmentation de la constante de temps subtransitoire due au glissement du dipôle qui modifie fortement la répartition des flux dans la machine. Les calculs utilisant le modèle présenté en V.3 sont réalisés à $I_f = \text{cte.}$ Dans ces conditions, la seule constante de temps qui reste comparable à celles obtenues dans nos conditions d'essai est la constante de temps subtransitoire qui présente un bon accord. Il est clair que les caractéristiques transitoires d'une machine cryogénique peuvent être fortement influencées par l'alimentation utilisée pour le dipôle supraconducteur et la protection de celui-ci.

V.5.2.2. $20 \text{ A} < I_f < 80 \text{ A}$

Dans ces conditions, la tension de saturation de l'alimentation est atteinte et les résultats de dépouillements classiques d'enregistrements

de courts-circuits sont peu valables. Par contre, on peut noter sur la figure 34 la croissance linéaire de I_f et la décroissance linéaire de I prévues dans le paragraphe V.5.1.

V.5.3. Champs variables vus par le dipôle inducteur

V.5.3.1. Importance du problème

Le rôle premier des écrans d'une machine cryogénique est de protéger le bobinage supraconducteur inducteur des champs magnétiques variables qui apparaissent en régime troublé. En effet, dans ces conditions, un fil supraconducteur est le siège de pertes anormalement élevées qui peuvent aller jusqu'à faire transiter le dipôle à l'état normal et donc provoquer un arrêt momentané, correspondant au temps nécessaire à la remise en froid du rotor, du fonctionnement de l'alternateur.

Les champs inverses vus par le rotor à 2 fois la fréquence de rotation sont bien atténués par les écrans (voir chap. V.1) étant données les fréquences de coupure de ceux-ci - 5 Hz pour l'arbre dural, 7 Hz pour l'écran thermique en cuivre - (fig. 35). Il n'en est pas de même au moment d'un court-circuit brusque où le dipôle supraconducteur, dont la constante de temps est grande, va compenser la décroissance du flux piégé par le stator en augmentant son courant. Ce courant va comporter une composante apériodique et une composante sinusoïdale synchrone amortie ; dans la machine cryogénique, seule la composante apériodique est mal écrantée et la montée en courant sera fortement ressentie par le supraconducteur.

V.5.3.2. Analyse du problème dans un cas simple

Compte tenu des constantes de temps qui interviennent dans le problème, la détermination du $\left(\frac{dI}{dt}\right)_{MAX}$ vu par le dipôle est complexe. Supposons la machine constituée de 3 couches conductrices minces (fig. 36) L'écran est supposé synchrone avec l'inducteur. Chaque couche porte des courants qui créent des flux dipolaires décroissants en $\frac{1}{r}$.

$$\text{Soient } C_{fa} = \frac{R_f}{R_a}, C_{ast} = \frac{R_a}{R_{st}}, C_{fst} = \frac{R_f}{R_{st}}$$

Les coefficients de couplage entre le dipôle, l'écran et le stator. On a la relation :

$$C_{fst} = C_{fa} \times C_{ast} \quad (87)$$

Fenêtre
du
C.C.

ouverture
du
C.C.

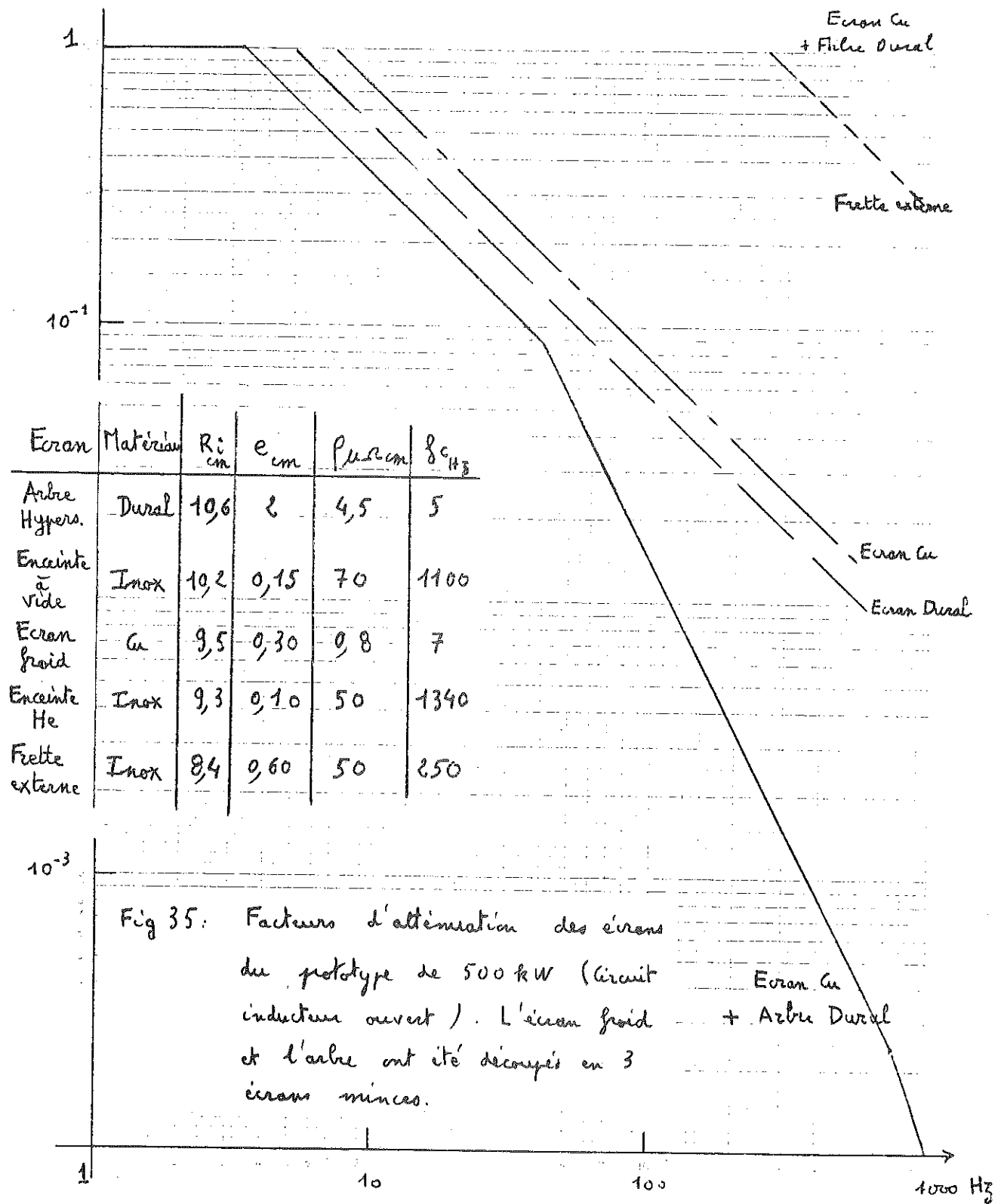
Fig 34:

Eclair en régime transitoire
(circuit à l'essai équilibré)

$$I_g = 60 \text{ A}$$

$$R = 1400 \text{ } \Omega / \text{m}$$

$$g \neq 0$$



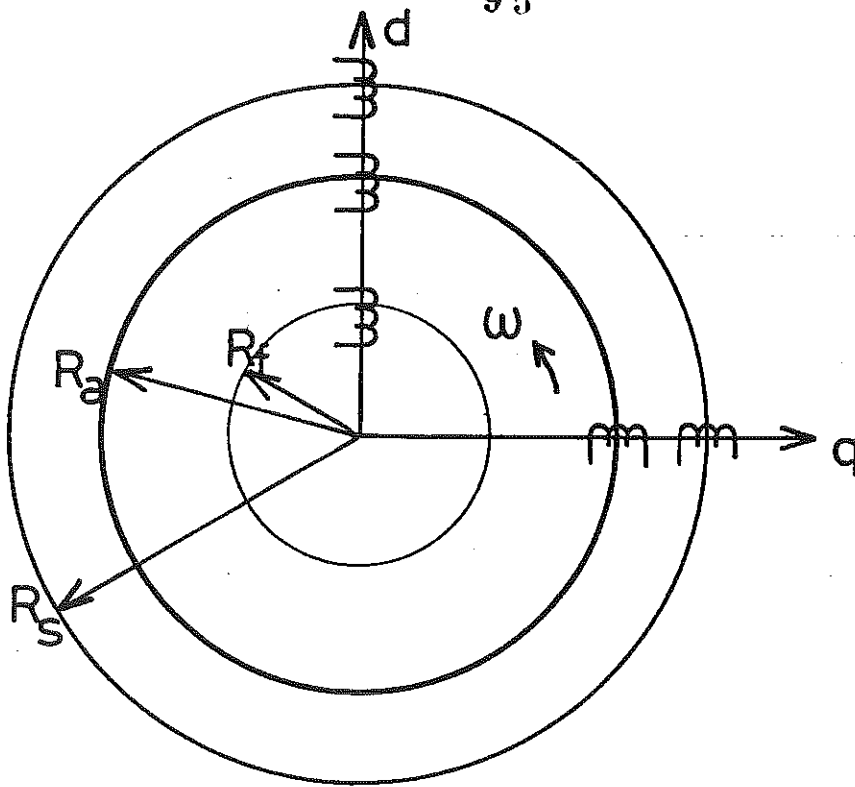


Fig. 36

Dans le repère tournant, $A_f = d_f$ est le flux propre de l'inducteur,
 $A_a = d_a + j q_a$ est le flux propre de l'écran dont
 les composantes sur 2 axes d et q liés
 au rotor sont d_a et q_a .
 $A'_{st} = A_{st} e^{+j\omega t} = d_s + j q_s$ est le flux propre
 du stator.

A une composante de self inductance près, ces flux représentent
 les courants de chaque couche.

Soient $\zeta_f = \frac{L_f}{R_f}$, $\zeta_a = \frac{L_a}{R_a}$, $\zeta_{st} = \frac{L_{st}}{R_{st}}$ les constantes de temps

propres du dipôle, de l'écran et du stator.

Pour l'inducteur :

$$\frac{d}{dt} (C_{fst} d_{st} + C_{fa} d_a) + \frac{d}{dt} d_f + \frac{d_f}{\zeta_s} = 0 \quad (88)$$

Pour l'écran :

$$\frac{d}{dt} (C_{ast} A'_{st} + C_{fa} A_f) + \frac{d}{dt} A_a + \frac{A_a}{\zeta_a} = 0 \quad (89)$$

Pour le stator :

$$\left(\frac{d}{dt} - j\omega\right) \left(C_{ast} A_a + C_{fst} A_f + A'_{st} \right) + \frac{A'_{st}}{\zeta_s} = 0 \quad (90)$$

D'où en décomposant suivant les axes d et q et en utilisant la variable de Laplace p , avec les conditions initiales d'un court-circuit à vide, on retrouve un système analogue aux équations de Park :

$$\Delta \cdot A = A_0 \quad (91)$$

où $\Delta =$

$\left(p + \frac{1}{\zeta_f}\right)$	pC_{fa}	pC_{fst}	0	0
pC_{fa}	$\left(p + \frac{1}{\zeta_a}\right)$	pC_{ast}	0	0
pC_{fst}	pC_{ast}	$\left(p + \frac{1}{\zeta_{st}}\right)$	ωC_{ast}	ω
0	0	0	$\left(p + \frac{1}{\zeta_a}\right)$	pC_{ast}
$-\omega C_{fst}$	$-\omega C_{ast}$	$-\omega$	pC_{ast}	$\left(p + \frac{1}{\zeta_s}\right)$

(92)

$$A = \begin{pmatrix} d_f \\ d_a \\ d_{st} \\ q_a \\ q_{st} \end{pmatrix} \quad (93) \quad \text{et} \quad A_0 = \begin{pmatrix} 1 \\ C_{af} \\ C_{fst} \\ 0 \\ 0 \end{pmatrix} \times d_{fo} \quad (94)$$

La résolution complète de ce système est nécessaire pour trouver la variation de $I_f(t)$. Le calcul du déterminant de Δ , va donner les constantes de temps du problème, mais compte tenu des valeurs de ζ_f , ζ_a , ζ_s .

ζ_f 1 s avec le shunt de protection

$$\zeta_a = 0,036 \text{ s} \quad \sim 1/\omega$$

$$\zeta_s = 0,05 \text{ s} \quad \sim 1/\omega$$

et du fait que nous sommes intéressés par les premiers instants du phénomène, soit les p grands, peu de simplifications sont possibles. La solution pratique revient à traiter le problème sur ordinateur et il est alors plus simple de revenir à l'analyse théorique présentée en V.3.

V.5.3.3. Resultats expérimentaux

Les figures 37 et 38 montrent l'évolution du courant inducteur pour diverses excitations à 1 500 tr/mn au moment de la fermeture et de

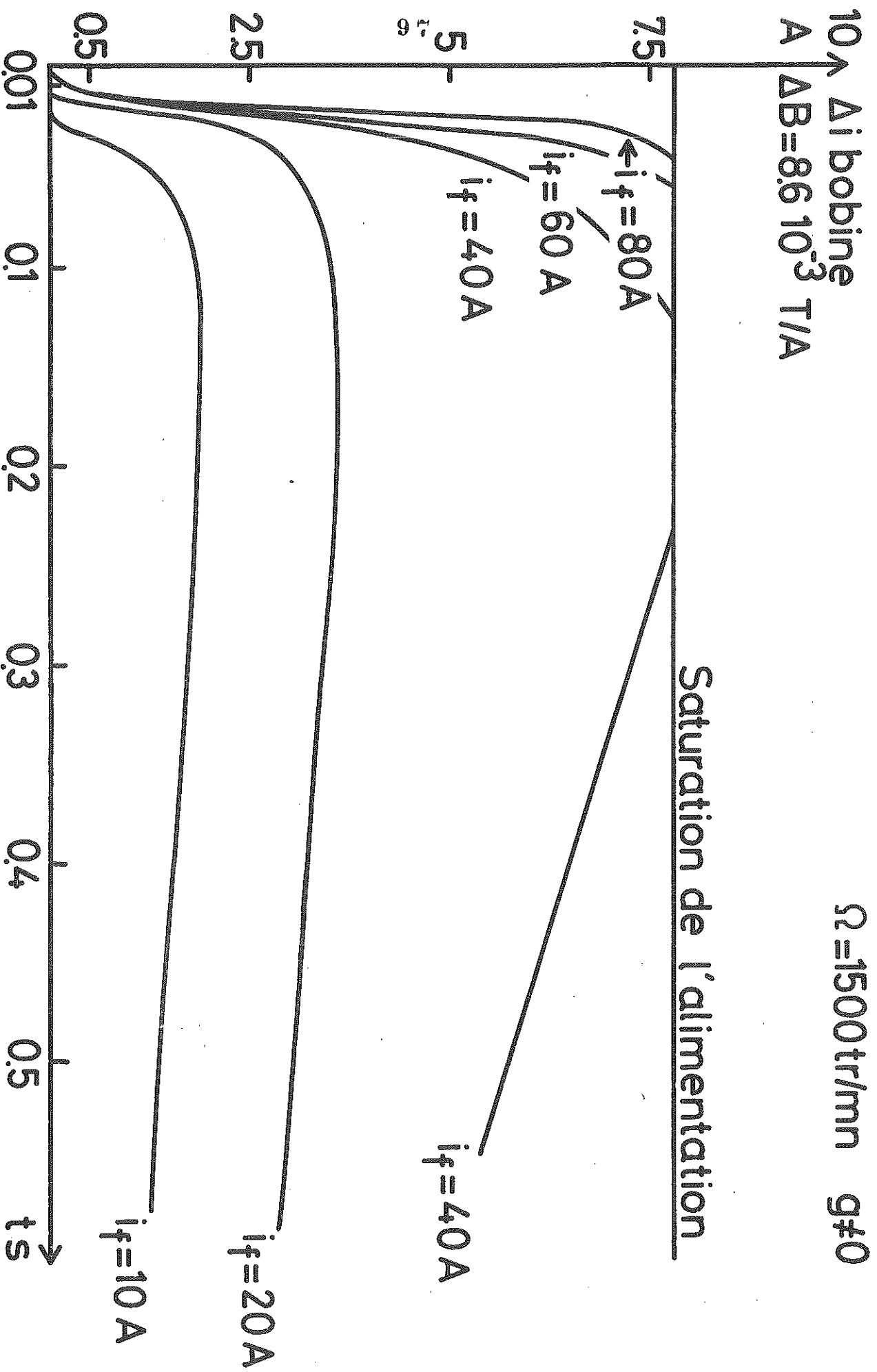


Fig. 37. Evolution du courant inducteur après un court-circuit pour différentes excitations.

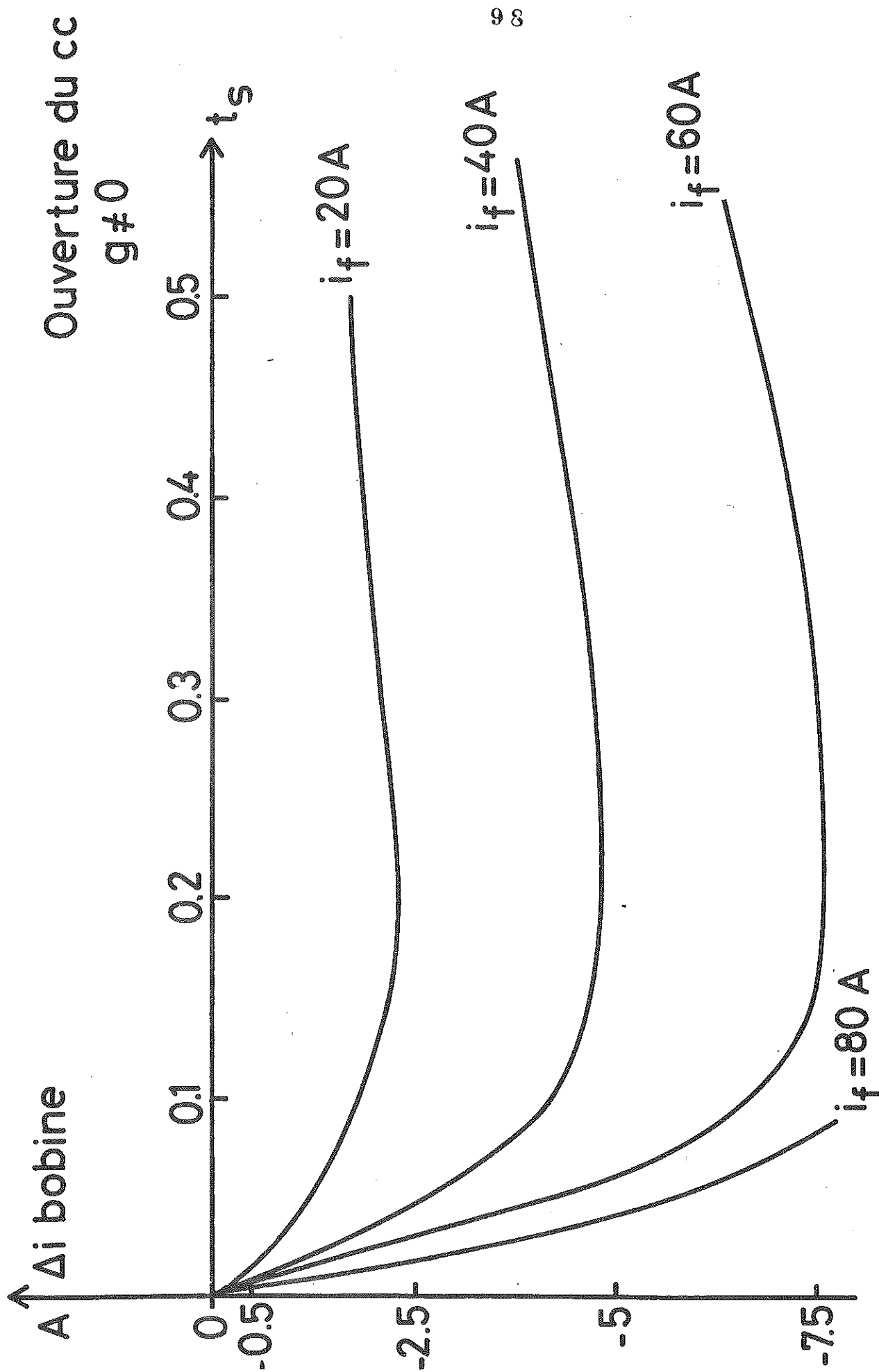


Fig. 38. Evolution du courant inducteur après l'ouverture d'un court-circuit pour différentes excitations ($\Omega = 1\ 500\ tr/mn$)

l'ouverture d'un court-circuit. Ces courbes ont bien la forme de la composante apériodique présente dans les machines classiques, la composante sinusoïdale amortie est totalement écrantée. L'amplitude du surcourant, qui est de l'ordre de $\frac{X_d - X'_d}{X'_d} I_{fo} \approx 0.3 I_{fo}$ est cependant beaucoup plus petite que pour une machine classique ($\frac{X_d - X'_d}{X'_d} I_{fo} \approx 3 I_{fo}$).

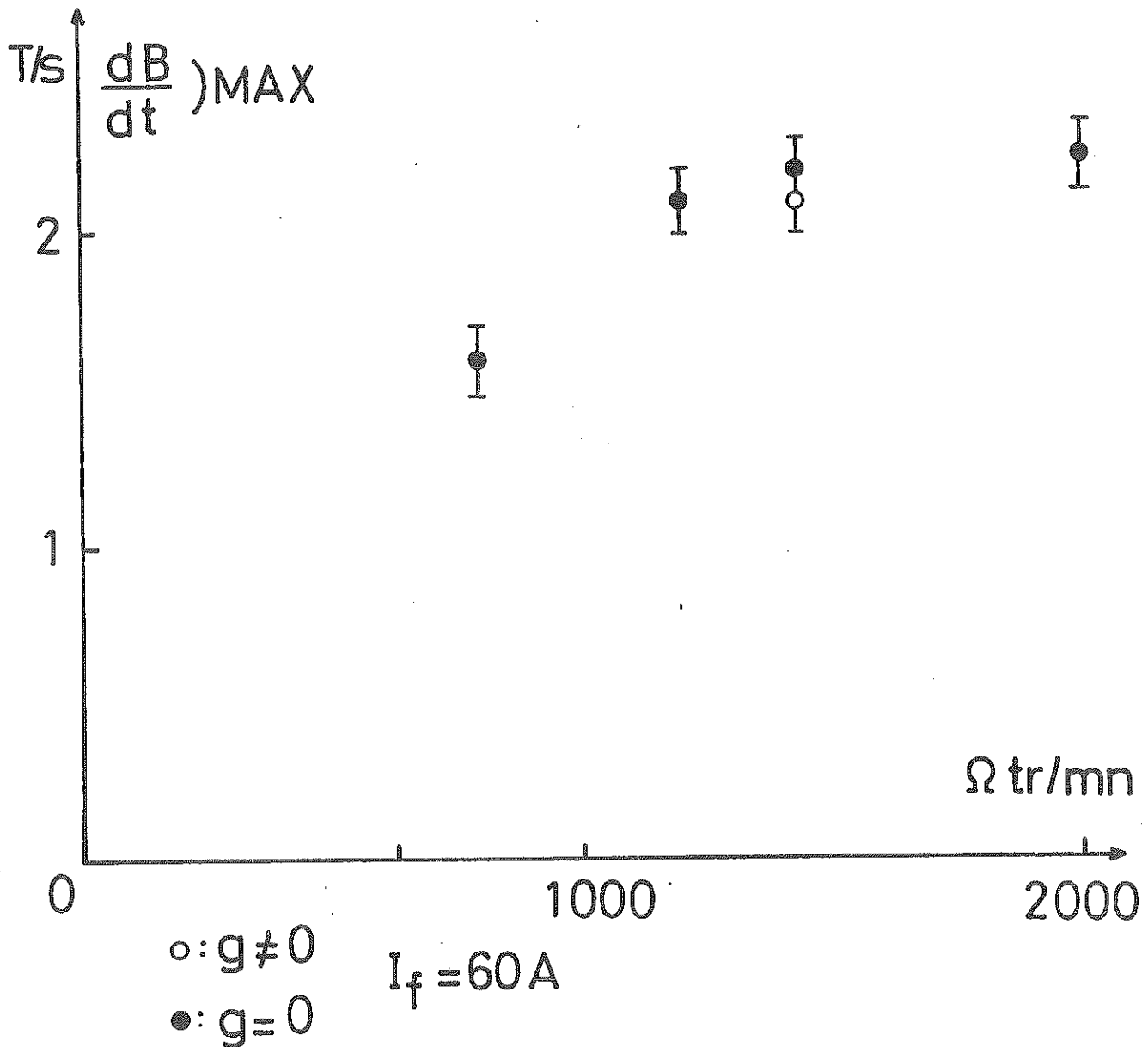


Fig. 39. Variation de l'induction vue par le dipôle aux premiers instants de court-circuit.

La figure 39 montre l'évolution de $\left(\frac{dI}{dt}\right)_{MAX}$, calculée en induction, pour différentes vitesses, à $I_f = 60$ A. On voit que $\left(\frac{dI}{dt}\right)_{MAX}$ n'est pas proportionnel à la vitesse. Cet effet est certainement explicable par l'étude précédente sans faire intervenir les phénomènes de diffusion dans l'écran qui apportent essentiellement un retard dans l'apparition des phénomènes. Par contre, la **proportionnalité** au courant d'excitation est assez bien respectée et compte tenu de la précision des mesures, on ne distingue pas de comportement distinct que g soit nul ou non.

V.5.4. Mouvement du dipôle pendant les régimes transitoires

Dans le cas où l'inducteur est libre mécaniquement (machine hypersynchrone), celui-ci va être soumis, pendant les régimes transitoires à des couples variables. En première approximation, au moment d'un court-circuit le rotor va se bloquer dans le champ statorique fixe puis être soumis au couple moteur des courants qui apparaissent dans l'écran. Soit Ω_o la vitesse constante de l'arbre, I_f le courant d'excitation supposé constant et

$g = \frac{\Omega_o - \Omega_{dipôle}}{\Omega_o}$ le glissement du dipôle.

$$\Gamma_{arbre} \approx K g \cdot \Omega_o I_f^2 \quad (95)$$

$$\Gamma_{stator} \approx \left(A e^{-\frac{t}{T''}} + B e^{-\frac{t}{T'}} + K g_{cc} \Omega_o \right) I_f^2 \quad (96)$$

Le mouvement du dipôle obéit à l'équation de la mécanique

$$\frac{J d^2 \theta}{dt^2} = - J \Omega_o \frac{dg}{dt} = \Gamma_{arbre} - \Gamma_{stator} \quad (97)$$

et

$$g(t) = g_{cc} \left(1 - e^{-\frac{t}{\tau}} \right) + I_f^2 \frac{AT''}{1 - \frac{T''}{\tau}} \left(e^{-\frac{t}{\tau}} - e^{-\frac{t}{T''}} \right) + \frac{BT'}{1 - \frac{T'}{\tau}} \left(e^{-\frac{t}{\tau}} - e^{-\frac{t}{T'}} \right) \quad (98)$$

avec $\tau = \frac{J}{K I_f^2}$

Suivant les valeurs de τ , nous pouvons avoir 2 allures différentes pour $g(t)$, avec ou sans oscillations (fig. 40). Cette remarque nous permet de vérifier la validité du modèle théorique développé au paragraphe V.3.

Les figures 41 et 42 donnent les courbes calculées obtenues avec ce modèle pour un court-circuit à vide, avec différentes valeurs de J et de I_f . Les courbes obtenues pour $J = 1,5 \text{ m}^2 \text{ kg}$ sont en bon accord avec les

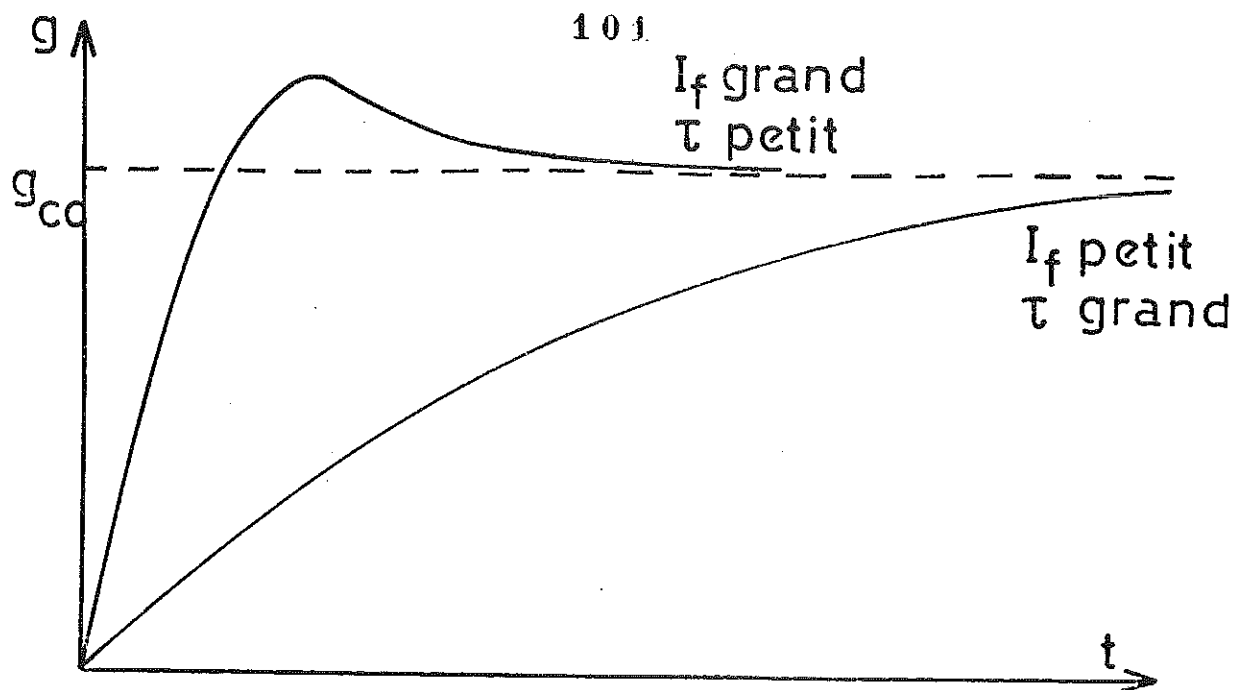


Fig. 40. Allures de $g(t)$ au moment d'un court-circuit (eq. (98)).

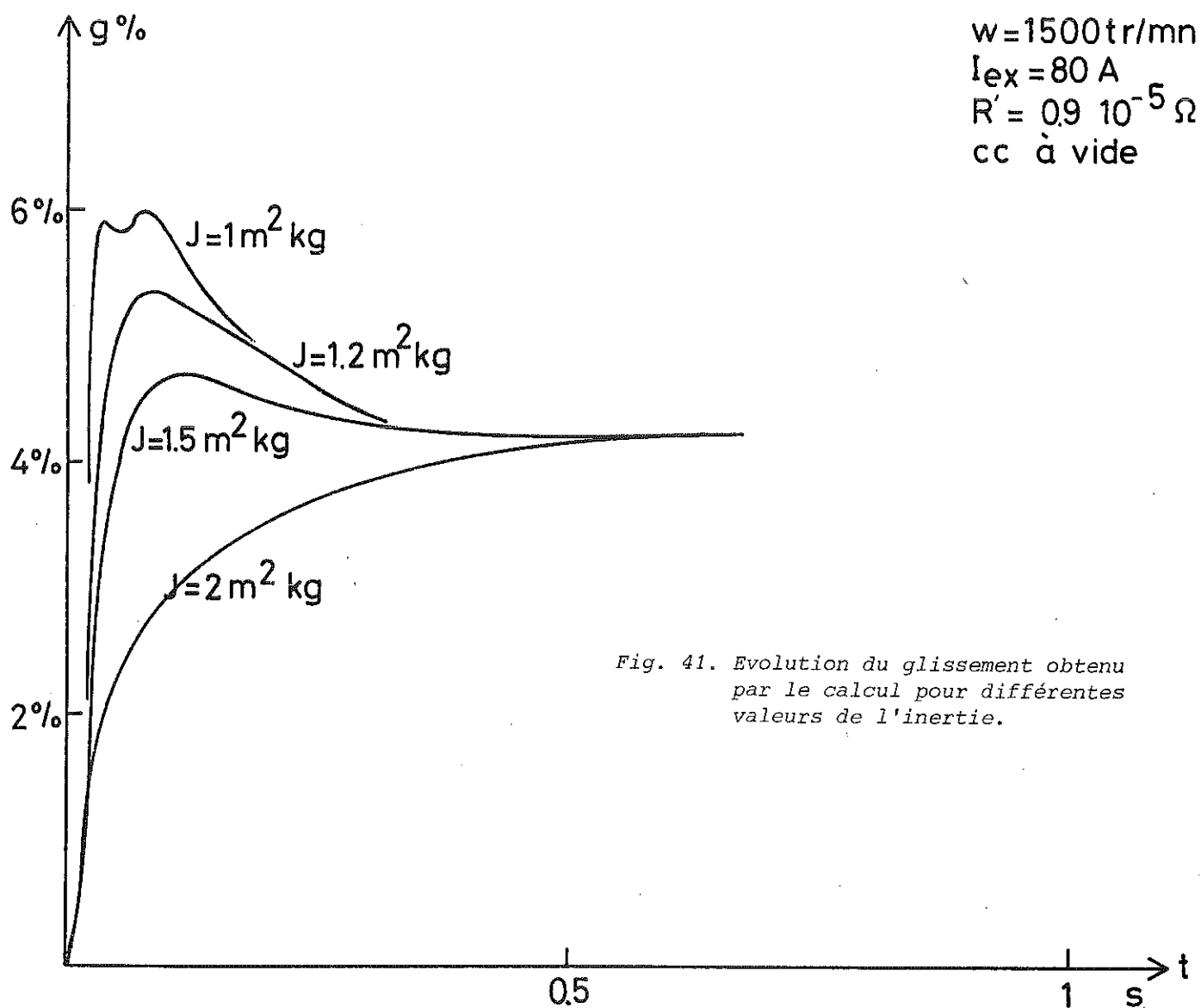


Fig. 41. Evolution du glissement obtenu par le calcul pour différentes valeurs de l'inertie.

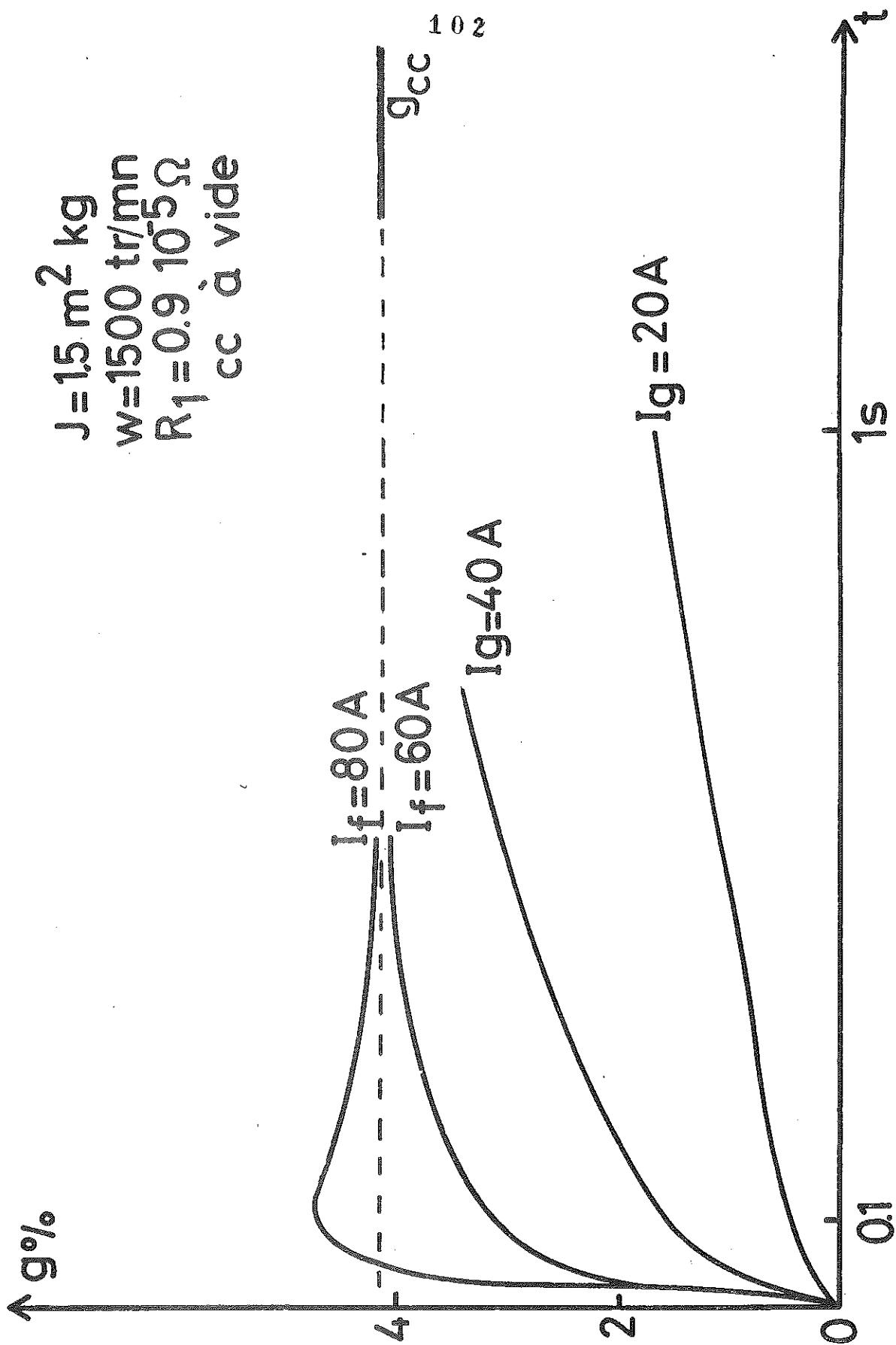


Fig. 42. Evolution du glissement obtenu par le calcul pour différentes excitations.

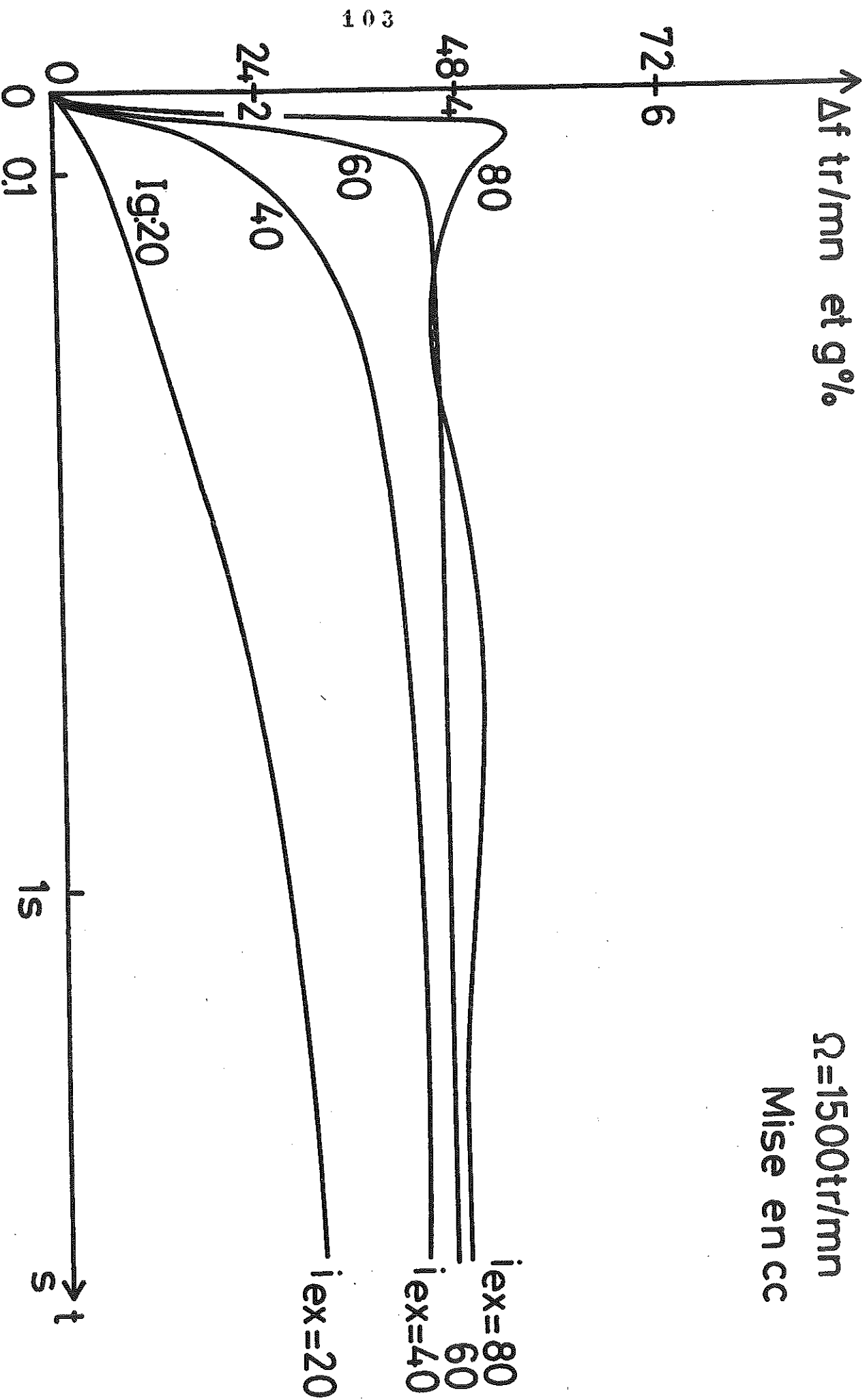


Fig. 43. Evolution expérimentale du glissement pour différentes excitations.

résultats expérimentaux (figure 43) (Rappelons que le calcul effectué au paragraphe V.3.3.2 a donné $J \approx 1,3 \text{ m}^2/\text{kg}$). Le creux obtenu dans la courbe expérimentale pour $I_f = 80 \text{ A}$ provient de l'effet de saturation de l'alimentation du dipôle supraconducteur. Nous avons déjà noté que, aux pertes près, le glissement en régime de court-circuit permanent est indépendant du courant d'excitation à une vitesse donnée (cf. par. V.2.2.). Pendant l'ouverture du court-circuit, les courants dans l'écran vont décroître avec une constante de temps égale à T''_{d0} . Le glissement va donc tendre vers zéro (aux pertes à vide près) avec cette même constante de temps.

V.5.5. Conclusions

La machine hypersynchrone ne présente pas d'avantage électrotechnique notable pendant les régimes de défaut par rapport à une machine cryogénique classique. Les caractéristiques de la machine ont été déterminées en régime transitoire mais il faut retenir que deux accessoires jouent un rôle important dans ces régimes : l'alimentation et la résistance de protection de la bobine supraconductrice. Les résultats expérimentaux sont en bon accord avec les résultats prévus par le calcul. Nous avons vérifié expérimentalement que le supraconducteur est soumis à un champ fortement variable susceptible de le faire transiter au tout début du court-circuit.

V.6. Essais en charge lentement variable

Le régime permanent d'un alternateur n'est pas un régime synchrone constant idéal. Une machine synchrone installée sur un réseau est sujette à des variations lentes ($\ll 1 \text{ Hz}$) de tous ses paramètres⁽²⁾.

Pour simuler ces phénomènes et voir si un alternateur cryogénique est capable de supporter des variations de charge, nous avons soumis la machine à des variations de charge résistive de 20 % à des fréquences d'environ 0,2 Hz (fig. 45). L'appel de courant dans le dipôle ne dépasse pas 0,1 A (soit 0,04 % de l'excitation) avec un $\frac{dB}{dt}$ d'environ 3 mT/s pour une variation du courant statorique de 45 A (15 %). De telles modifications au niveau du supraconducteur font que nous n'avons relevé aucun changement dans la consommation en hélium de la machine et dans la température de l'écran thermique.

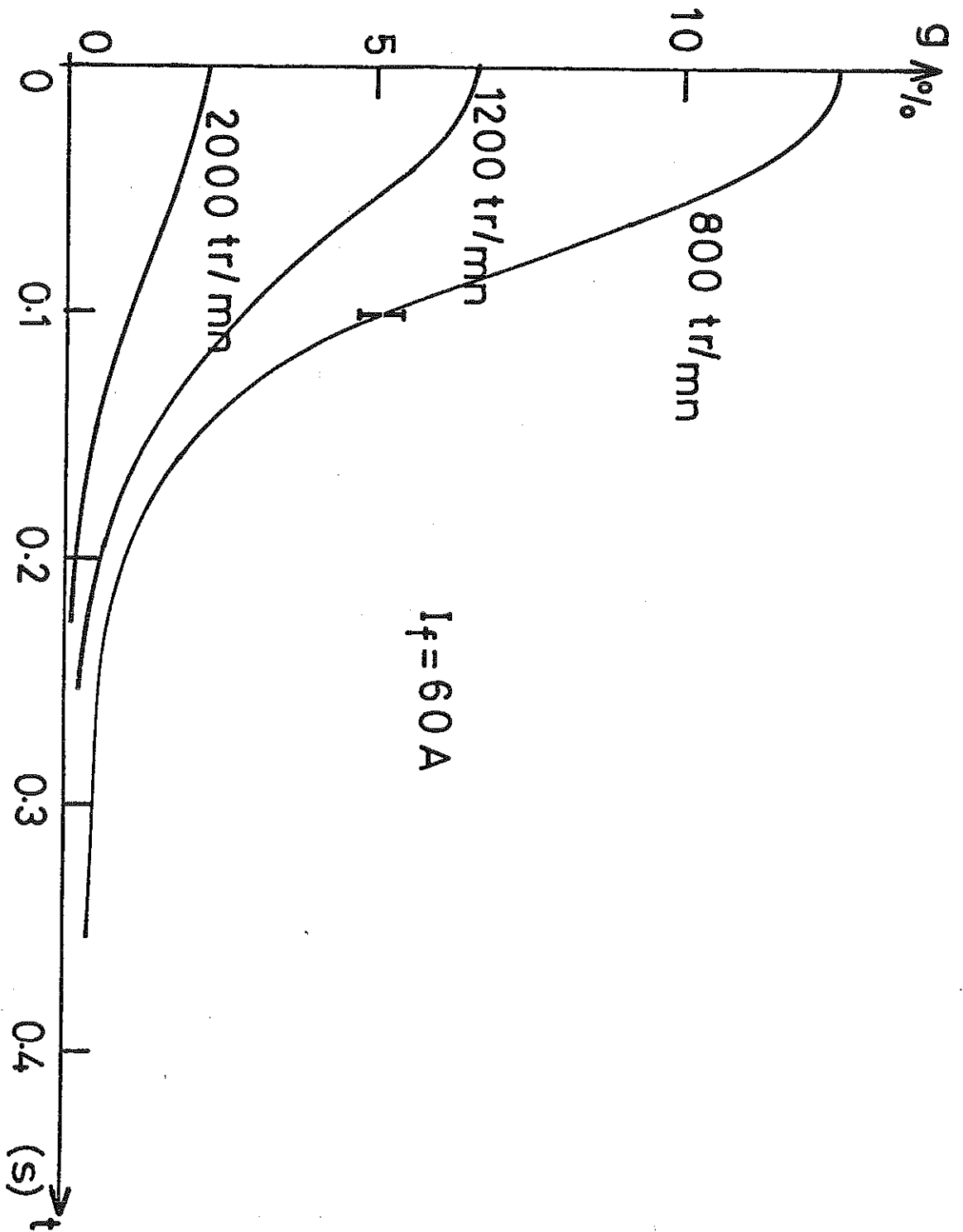
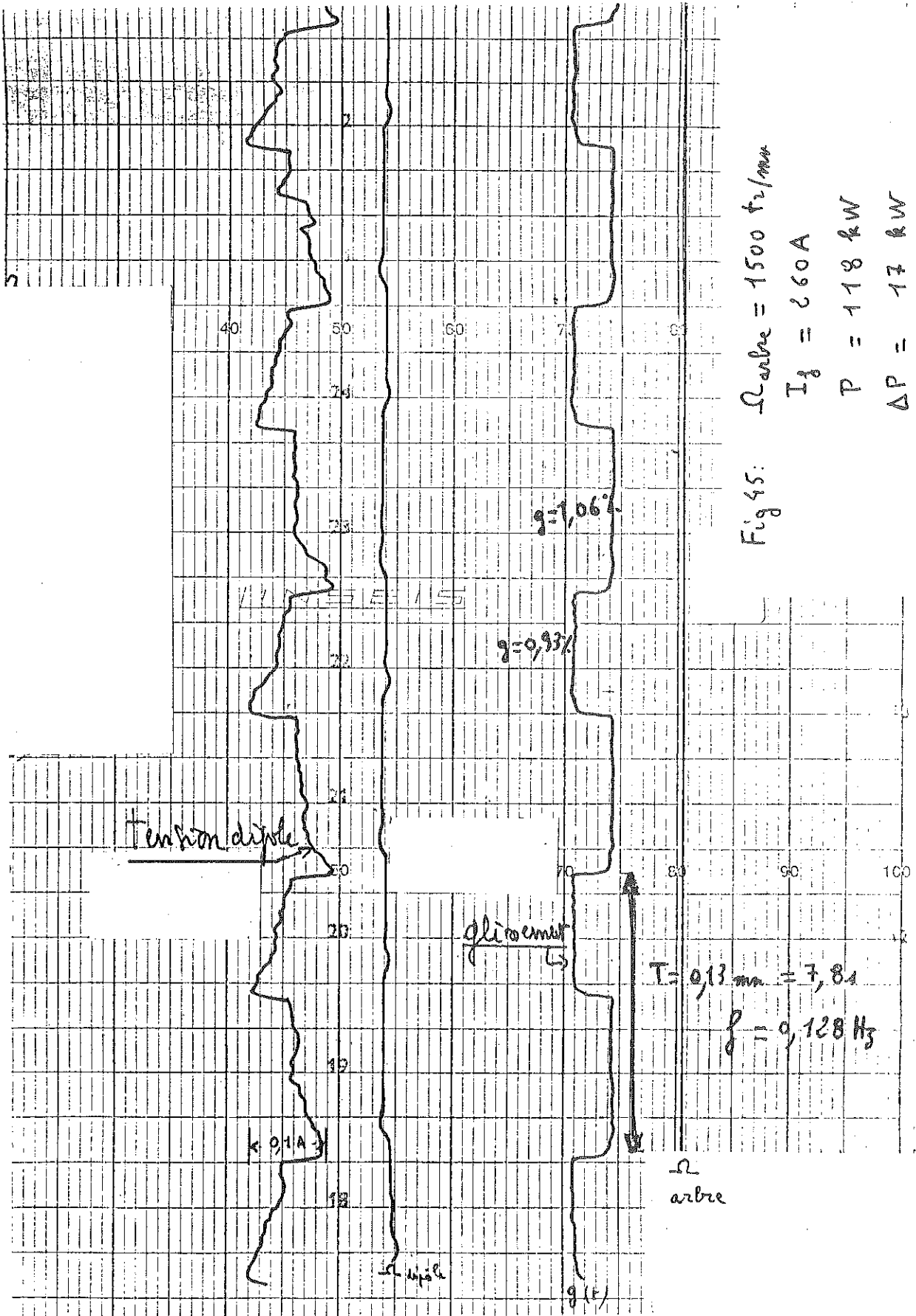


Fig 44

Mouvement du dipole pendant l'ouverture d'un court-circuit



Des variations de charge réactive, plus démagnétisantes, devraient être plus significatives.

V.7. Transition du dipôle supraconducteur

Le passage à l'état résistif d'un bobinage supraconducteur - sous l'action d'une perturbation extérieure par exemple - s'accompagne d'un dégagement d'énergie qui évapore brutalement une quantité d'hélium importante et chauffe le bobinage. Dans une enceinte reliée à l'extérieur par des tuyauteries présentant des pertes de charge importantes (échangeurs), les risques d'explosion par surpression ne sont pas à négliger. Comme dans l'état normal, le dipôle n'est plus capable de supporter son courant nominal, la machine synchrone ne peut plus fournir de tension et est inutilisable jusqu'à ce que le dipôle soit de nouveau refroidi. Pour une machine industrielle, c'est un incident majeur qui doit être évité.

L'énergie emmagasinée dans le dipôle est de 30 kJ. Tant que la pression à l'intérieur du vase hélium ne dépasse pas la pression critique (2,2 at) l'échange se fait à travers le film d'ébullition à raison de $0,2 \text{ W/cm}^2$ (47). La surface d'échange étant de $3\,000 \text{ cm}^2$, on évacue 600 W de cette façon, ce qui, avec la chaleur latente de vaporisation de l'hélium (20 J/g) évapore 30 g/s. Le volume d'hélium liquide est relativement faible ($1,7 \text{ l} = 210 \text{ g}$). Ce processus permet de dégager 4 200 J en 7 s et la pression ne dépasse pas 2,2 at si les canalisations peuvent débiter 180 l/s d'hélium gaz. Il reste alors 25 000 J à évacuer sur la chaleur spécifique des matériaux constituant le dipôle (cuivre + cales en dural). La masse du dipôle est d'environ 50 kg d'où une variation d'enthalpie de 0,5 J/g, ce qui, en prenant l'enthalpie de l'aluminium, donne une élévation de température de 32 K.

Pour faire transiter la bobine, nous avons imaginé de fonctionner à vide, avec $I_f = \text{cte}$, puis de connecter brusquement une charge à la machine. Pour $I_f = 360 \text{ A}$, une variation de puissance de 173 kW n'a pas provoqué la transition du dipôle (fig. 46) ; cependant, la vitesse du groupe est fortement modifiée (de 1200 à 400 t/mn) par cet à coup de puissance. Par contre, il a suffi de monter manuellement le courant à $I_f = 364 \text{ A}$, à charge nulle, pour faire transiter la bobine (fig. 47). Le courant d'excitation tombe à zéro avec une constante de temps

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

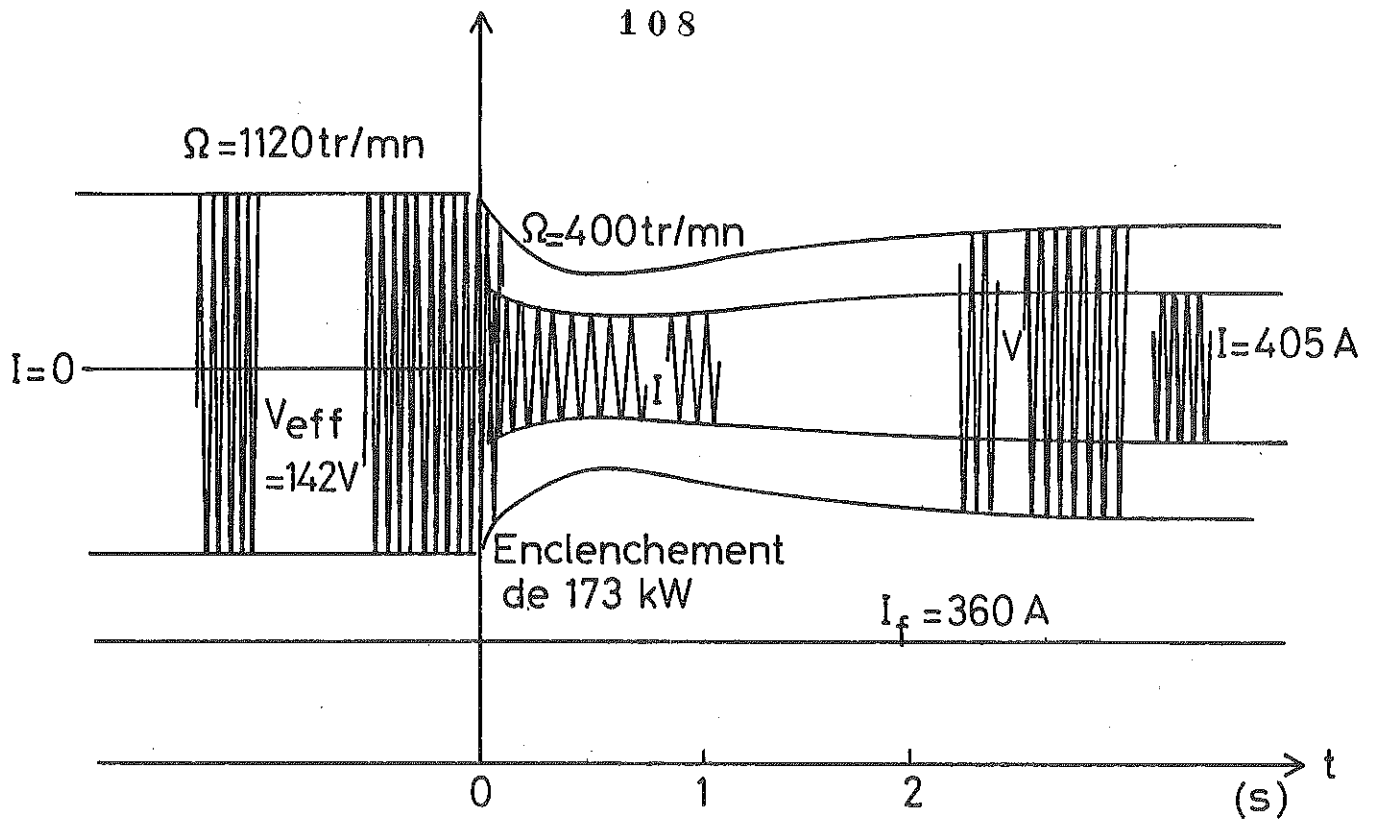


Fig. 46. Tentative de transition du dipôle supraconducteur sur variation brutale de charge ($g = 0$).

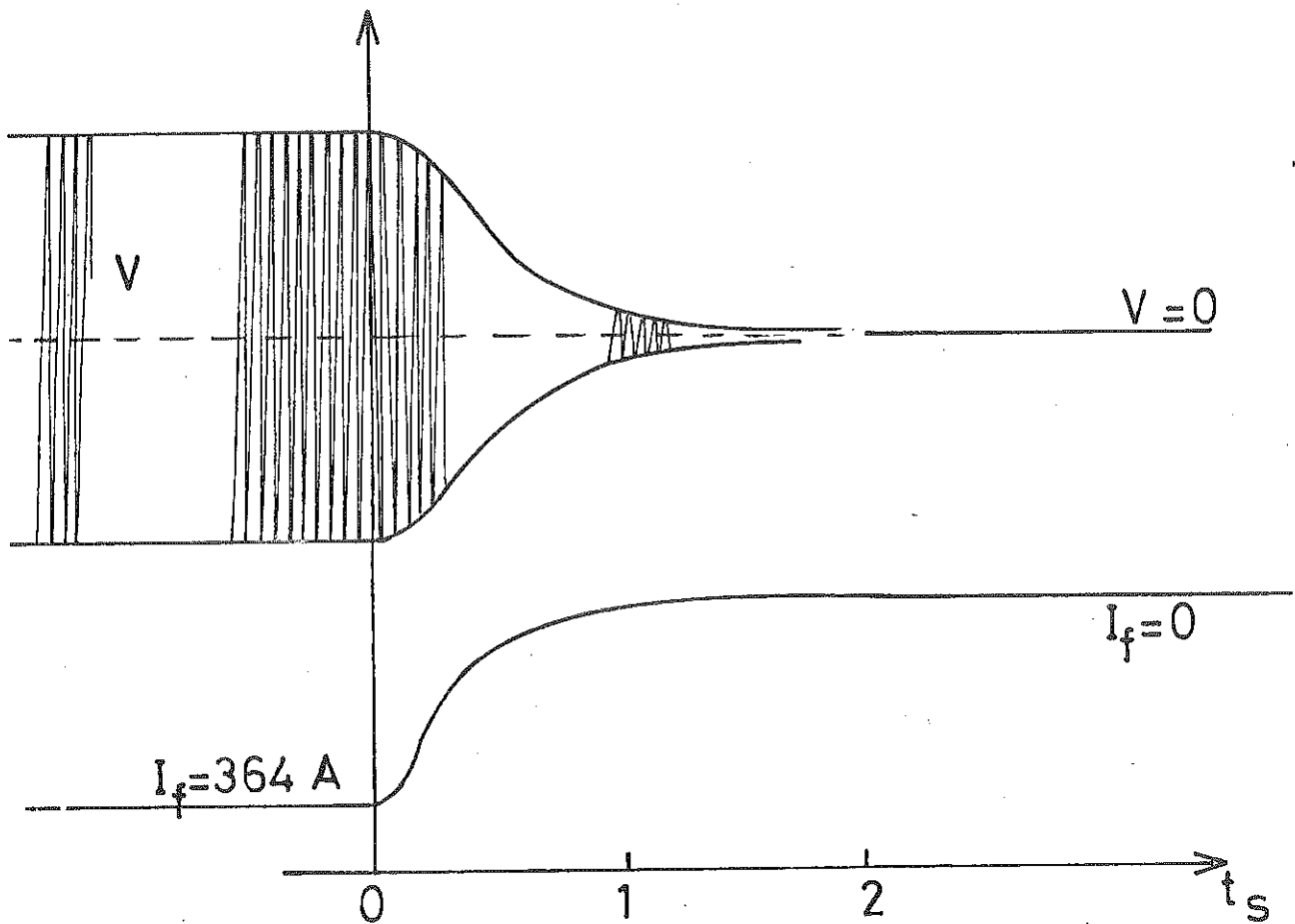


Fig. 47. Transition du dipôle supraconducteur ($\omega = 1120 \text{ tr/mn}$, $g = 0$)

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

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

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

$$\tau_{mesuré} = 0,52 \, s$$

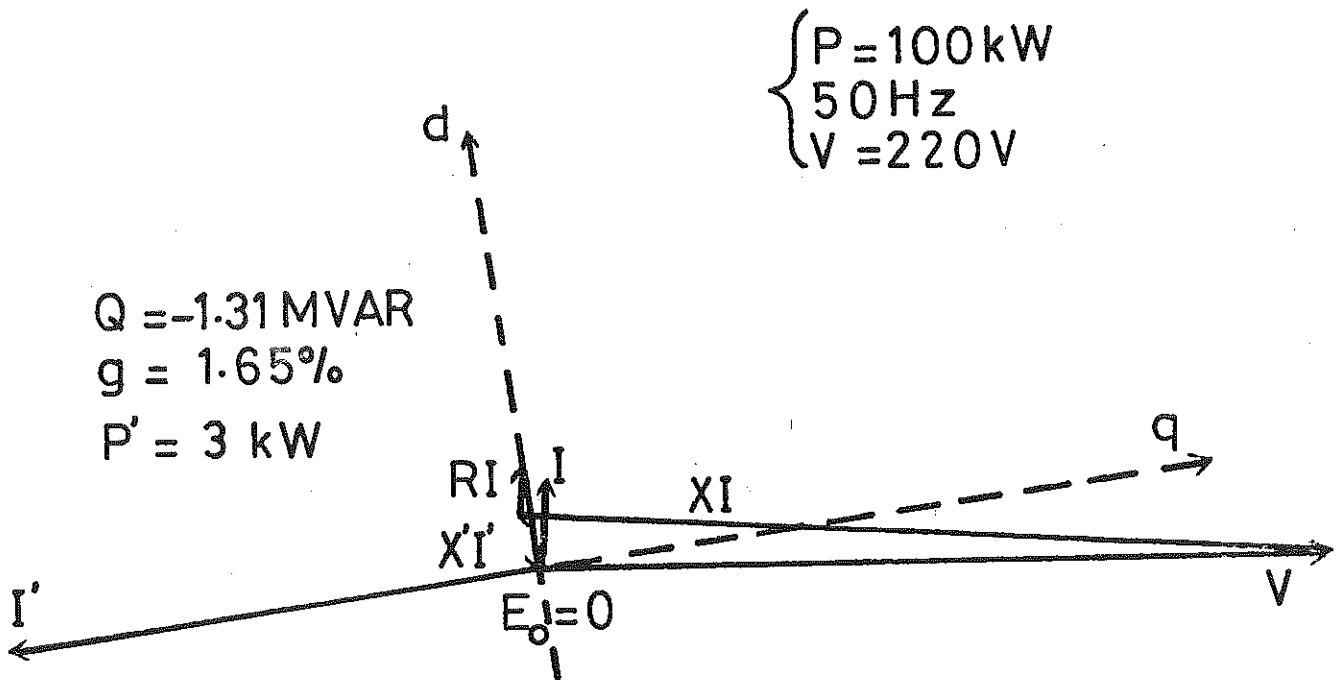
$$\text{On déduit } L = 0,47 \, H$$

L'accord avec les résultats obtenus en statique⁽¹⁾ est très bon, à la fois pour le courant de transition et le calcul de la self inductance du dipôle. La température de la frette interne du dipôle (inox) est montée à 15 K, 200 s après la transition, ce qui est compatible avec un échauffement de 32 K du dipôle. La pression dans l'enceinte hélium est montée à plus de 1,6 bar (fin de course des manomètres). Le temps d'indisponibilité de la machine a été de 25 mn.

V.8. Comportement prévu sur le réseau

Dans le cas où la machine serait branchée sur un réseau de puissance infinie imposant sa fréquence et sa tension, nous avons pu calculer le comportement de la machine. La fig. 48 montre le diagramme de tensions obtenu pour un fonctionnement sous-excité et surexcité à puissance donnée. La force électromotrice à vide est donnée par la relation vectorielle:

$$\vec{E} = \vec{V} + (R + jX)\vec{I} + \frac{3}{2} j \omega M_{aa'} \vec{I}' \quad (99)$$



Fig; 49. Fonctionnement en génératrice asynchrone (courant d'excitation nulle) sur un réseau de puissance infinie.

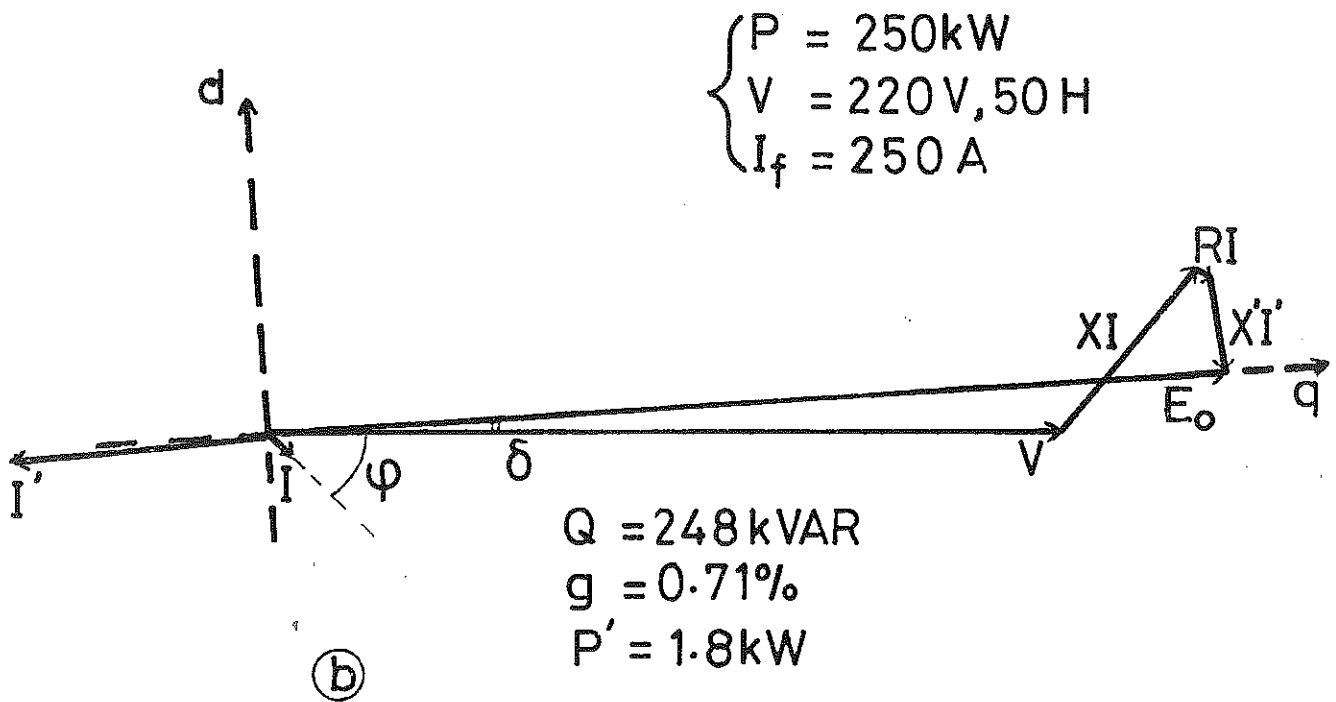
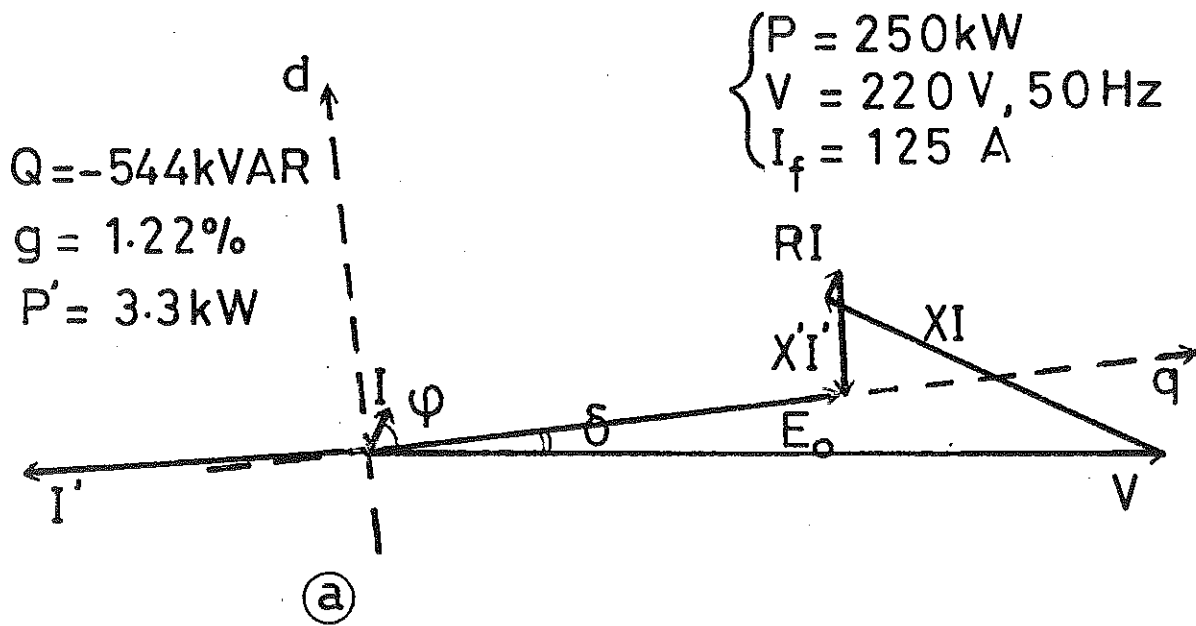


Fig. 48. Diagrammes de tension obtenus à partir de l'équation 99
 a) pour un fonctionnement sous-excité
 b) pour un fonctionnement sur-excité.

Le courant I' est pratiquement dirigé suivant l'axe q et l'angle interne est nettement plus petit que pour une machine synchrone classique. Notons (fig. 49) que ce type de machine peut fonctionner en génératrice asynchrone avec une excitation nulle. Les courants statoriques sont alors prohibitifs compte tenu du mauvais couplage entre l'arbre et le stator (comparativement à ce que l'on peut obtenir avec une machine avec fer) et l'appel de puissance réactive est considérable.

La figure 50 donne, en fonction du courant d'excitation, la variation de la puissance réactive, du facteur de puissance, du glissement, de l'angle interne et des pertes dans l'arbre pour une puissance active de 250 kW. Le courant statorique est limité à 1 000 A. Les courbes de Mordey sont présentées sur la fig. 51.

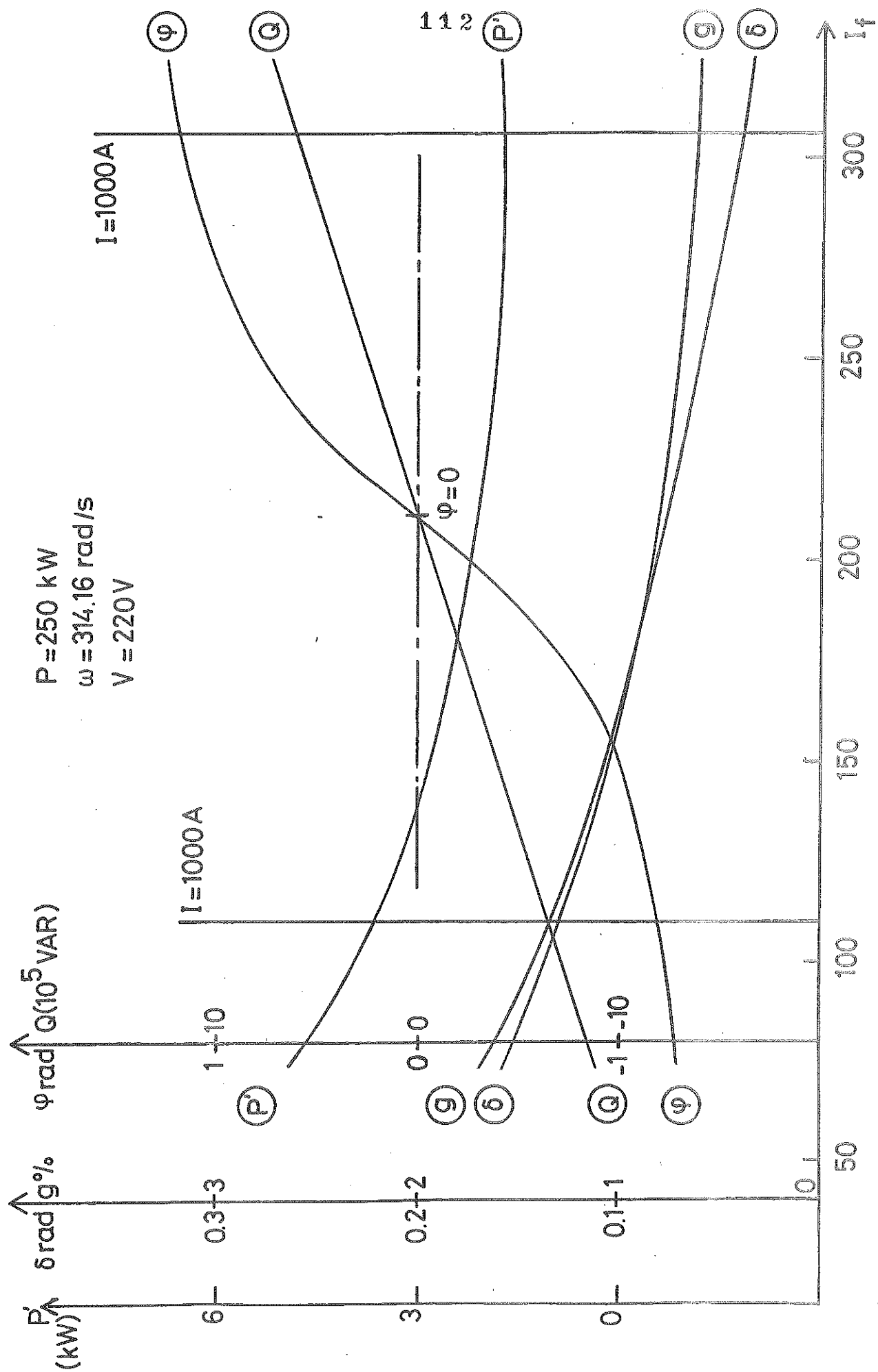


Fig. 50. Variations calculées de l'angle interne (δ), du glissement (g), du déphasage (ψ), de la puissance réactive (Q), et des pertes dans l'arbre (P) dans le cas où la machine débite 250 kW sur un réseau de puissance infinie.

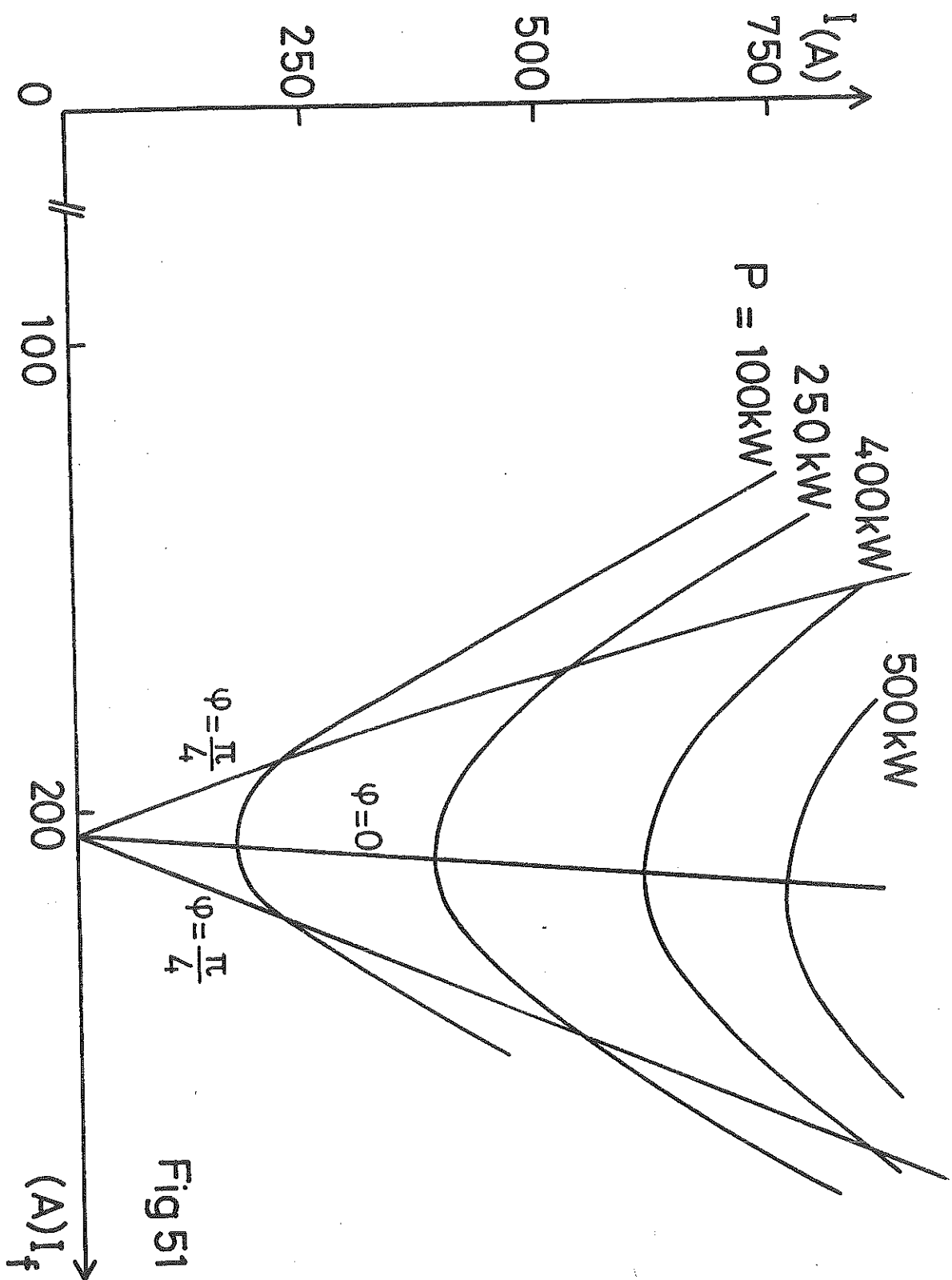


Fig. 51. Courbes de Mordey pour la génératrice de 500 kW fonctionnant sur un réseau de puissance infinie ($V = 220 \text{ V}$, 50 Hz)

VI - LES ECRANS DANS LES CRYOALTERNATEURS

Les écrans électromagnétiques et thermiques situés entre le stator et le rotor d'une machine cryogénique ont une importance fondamentale, tant du point de vue de la machine elle-même (protection du supraconducteur des rayonnements thermiques et électromagnétiques) que du point de vue du réseau où est installé l'alternateur (amortissement des oscillations mécaniques au moment de la resynchronisation). Les courants induits dans les écrans pendant les régimes transitoires soumettent ceux-ci à des efforts considérables, ce qui limite le choix des matériaux utilisables pour réaliser les écrans. Le rôle thermique de l'écran en cuivre à ~ 60 K ayant déjà été étudié (voir chapitre IV), nous allons analyser le comportement électromagnétique et la tenue mécanique des écrans dans notre machine expérimentale.

VI.1. Protection du supraconducteur

Ce rôle a été abordé au chapitre précédent. La détermination de la constante propre de l'écran massif ($\zeta_a = \frac{L_a}{R_a} \approx \frac{\mu_0 e R_a}{2 p_a}$) a fait l'objet de nombreux travaux⁽⁴⁸⁾⁽⁴⁹⁾⁽⁵⁰⁾. Les eq. (92) montrent que cette constante de temps n'intervient pas seule dans les régimes transitoires mais que la présence des autres bobinages modifie fortement la réponse de la machine (résultat bien connu dans le cas des machines synchrones classiques). En particulier, la présence d'un inducteur ayant une constante de temps propre T_f relativement grande diminue la constante de temps de l'écran⁽⁴⁸⁾ dans un rapport $\frac{1 - \lambda}{1 + \lambda}$ où $\lambda = \left(\frac{R_f}{R_a}\right)^2$. Dans le cas où on s'intéresse à l'atténuation des champs variables en régime de défaut permanent, cette constante rend bien compte des phénomènes. La figure 35 montre que les champs inverses (100 Hz) provoqués par un fonctionnement déséquilibré de la machine sont divisés par 75 au niveau du dipôle ; celui-ci ne verra qu'un champ variable de 0,1 T/s si les courants inverses de l'enroulement statorique représentent 10 % du courant nominal.

Les régimes de resynchronisation sur le réseau, après un court-circuit, par exemple, sont des régimes quasi permanents (ils s'étendent sur plusieurs secondes). Etudions ce phénomène dans le cas d'une machine synchrone. Soit J_M l'inertie du moteur d'entraînement et de l'arbre de la machine. L'équation du mouvement peut s'écrire :

$$J_M \frac{d^2\theta}{dt^2} = \Gamma_M - \Gamma_s - \Gamma_a. \quad (100)$$

où Γ_M est le couple mécanique égal au couple électrique synchrone permanent

Γ_s est le couple électrique synchrone,

Γ_a est le couple d'amortissement dû à l'écran,

δ est l'angle interne de la machine, relié à la puissance électrique par la caractéristique angulaire des machines synchrones,

$$\text{Soit } P_s = \Gamma_s \omega_o = \frac{3EV}{X} \sin \delta \quad (101)$$

où E est la force électromotrice à vide,

V est la tension statorique,

ω_o est la vitesse de synchronisme,

X est la réactance synchrone de la machine.

$$\text{Posons } \omega = \omega_o + \frac{d\delta}{dt}$$

$$\delta = \delta_o + \theta$$

$$s = \frac{\omega_o - \omega}{\omega_o} = - \frac{1}{\omega_o} \frac{d\theta}{dt} \quad \text{est le glissement instantané de l'arbre par rapport au champ tournant.}$$

L'ensemble formé par le champ tournant de réaction du stator et l'écran peut être considéré comme une machine à induction. Si les flux varient comme $\frac{1}{r}$ et avec les approximations s et $s\omega_o \zeta_a$ petits, la puissance dissipée par effet Joule dans l'écran est proportionnelle à s^2 et vaut :

$$P_{diss} = 3 \left(\frac{L_s}{n_s} I_s \frac{R_a}{R_s} \right)^2 (s\omega_o)^2 \times \frac{1}{r_a} \quad (102)$$

si r_a représente la résistance de l'arbre définie au chapitre II.3. Cette puissance dissipée vaut s fois la puissance transmise dans "l'entrefer" de cette machine et

$$P_{tr} = 3 \left(\frac{L_s}{n_s} I_s \frac{R_a}{R_s} \omega_o \right)^2 \frac{s}{r_a} \quad (103)$$

La puissance mécanique sur l'écran, à laquelle est relié le couple d'amortissement Γ_a vaut :

$$P = \Gamma_a \omega \simeq \Gamma_a \omega_o = P_{tr} - P_{diss} \simeq P_{tr} \quad (104)$$

$$d'o\grave{u} \quad \Gamma_a = - \frac{d\theta}{dt} \times 3 \left(\frac{L_s}{n_s} I_s \frac{R_a}{R_s} \right)^2 \frac{1}{r_a} = - K \frac{d\theta}{dt} \quad (105)$$

(le signe - est lié à une convention moteur)

L'équation (105) peut donc s'écrire :

$$J_M \frac{d^2\theta}{dt^2} = \frac{3EV}{X\omega_o} \sin \delta_o - K \frac{d\theta}{dt} - \frac{3EV}{X\omega_o} \sin (\delta_o + \theta) \quad (106)$$

Soit :

$$J_M \frac{d^2\theta}{dt^2} + K \frac{d\theta}{dt} + \frac{3EV}{X\omega_o} \cos \delta_o \times \theta = 0 \quad (107)$$

Le terme d'amortissement vaut $-\frac{K}{2J_M}$ et la fréquence propre vaut :

$$f_o = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{3EV \cos \delta_o}{X J_M \omega_o}} \quad (108)$$

Considérons notre machine en fonctionnement nominal ($P_n = 500$ kW) sur un réseau 220 V, 50 Hz. Si $H_M = \frac{J_M \omega_o^2}{2 P_n}$ représente l'inertie réduite de la ligne d'arbre,

$$f_o = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{\omega_o \cot g \delta_n}{2 H_M}} \quad (109)$$

$$\left. \begin{array}{l} J_M \approx 70 \text{ m}^2 \text{ kg} \\ H_M \approx 7 \text{ s} \\ \cot g \delta_o \approx 5 \end{array} \right\} f_o \approx 1,7 \text{ Hz} \quad (110)$$

$$\left. \begin{array}{l} L_s = 0,36 \text{ mH} \\ I_s = 760 \text{ A} \\ n_s = 24 \\ \frac{R_a}{R_s} = 0,68 \\ r_a = 12,6 \text{ } \mu\Omega \end{array} \right\} \quad (111)$$

On en déduit la valeur du coefficient d'amortissement $\frac{K}{2J} = 0,1 \text{ s}^{-1}$ et celle du décrément logarithmique correspondant $D = 0,06$.

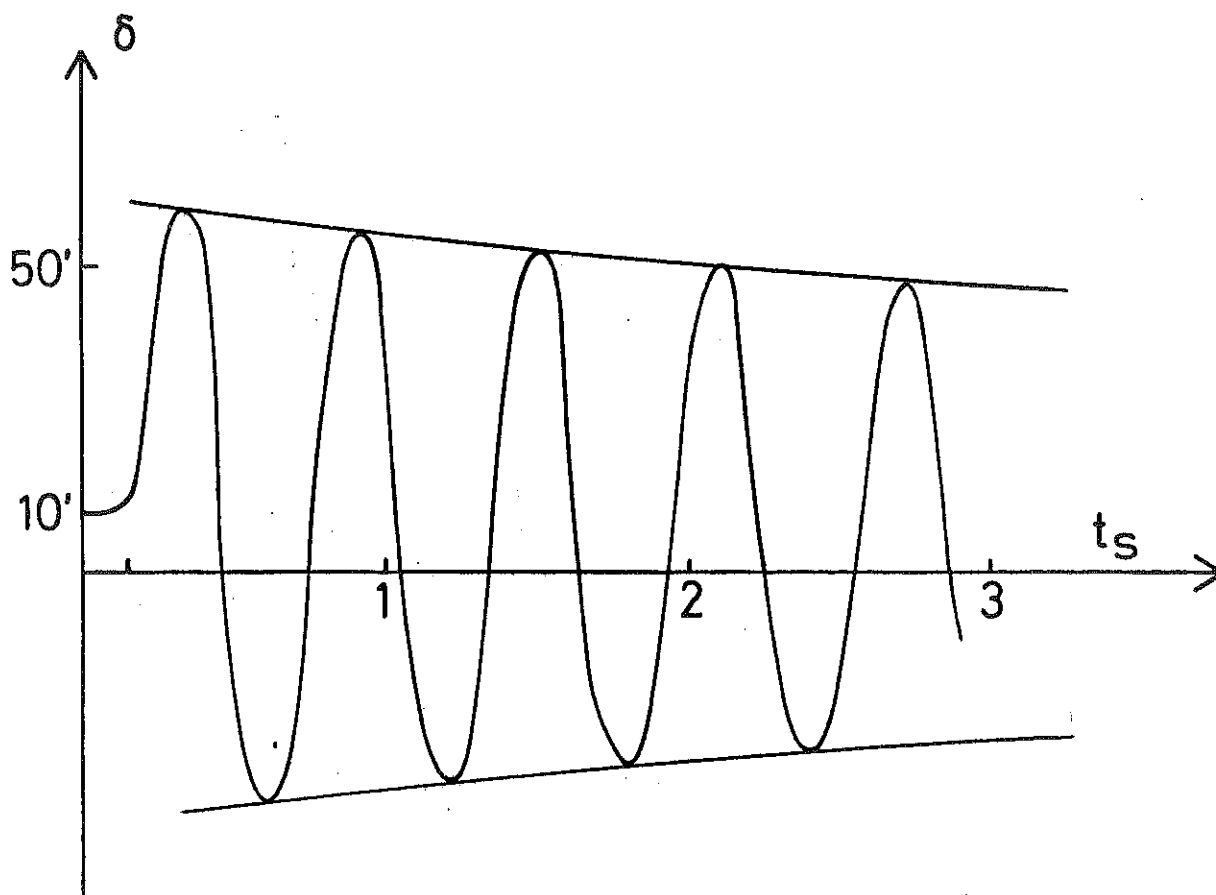


Fig. 52. Amortissement des oscillations de resynchronisme prévu par l'eq. (102)

On voit que non seulement ces oscillations sont mal filtrées par l'écran mais que l'amortissement reste faible (fig. 52) ; on montre ⁽⁵⁰⁾⁽⁵⁵⁾ que l'amortissement est maximum lorsque la constante de temps de l'écran est égale à l'inverse de la pulsation à laquelle oscille l'écran. Dans notre cas, la constante propre de l'écran vaut $\zeta_a = 36,5 \text{ ms}$, l'influence des autres bobinages ramenant cette valeur à 25 ms , alors que la valeur optimale est de l'ordre de $\frac{1}{2\pi f} \approx 100 \text{ ms}$. L'écran en cuivre, dont la constante de temps (20 ms) est du même ordre, améliore peu l'amortissement de ces oscillations ; Lawrenson et al ⁽⁵¹⁾ ont montré que les performances d'une machine cryogénique à double écran ne s'amélioreraient que si les deux écrans étaient mal couplés, c'est-à-dire s'ils n'étaient pas trop proches l'un de l'autre, et que des valeurs raisonnables pour ces constantes de temps étaient $0,1 \text{ s}$ pour l'écran externe et 1 s pour l'écran interne.

L'existence de cet écran en cuivre pose, comme nous allons le voir, un grave problème de tenue mécanique pendant les courts-circuits brusques.

VI.2. Contraintes mécaniques pendant les transitoires

Le calcul des contraintes mécaniques qui s'exercent sur les écrans au moment d'un défaut brusque est peu développé dans la littérature⁽⁵²⁾. Pourtant, cet aspect est très important dans le choix des matériaux constituant les écrans et peut, comme nous allons le montrer, conduire à exclure certaines solutions technologiques (concernant l'écran thermique en particulier).

VI.2.1. Analyse du problème

Considérons un écran placé dans un champ statorique uniforme B_S , portant une répartition de courant $I_0 \sin \theta$. Un écran cylindrique supporte mieux les contraintes tangentielles (qui contribuent à un couple) ou les efforts radiaux uniformes (qui contribuent à une pression) que les efforts radiaux anisotropes que nous allons seuls retenir dans notre étude. Lorsque l'axe électrique de l'écran est parallèle au champ appliqué (fig. 53 a), on obtient une répartition des forces radiales en $F_0 \sin^2 \theta$ où $F_0 = I_0 \times B_S$, qui peut se décomposer sous la forme :

$$F_r = \frac{F_0}{2} - F_0 \frac{\cos 2\theta}{2} \quad (112)$$

donnant une pression uniforme et une force tendant à ovaliser l'écran (fig. 53 b). Lorsque l'axe électrique de l'écran est orthogonal au champ statorique (fig. 53 c), on obtient une répartition du type $\frac{F_0}{2} \sin 2\theta$ qui tend à ovaliser l'écran (fig. 53 d).

Si l'axe de l'écran fait un angle ψ avec le champ statorique, les forces radiales sont du type $\frac{F_0}{2} (\cos \psi - \cos (2\theta - \psi))$ qui se ramènent aux cas précédents.

Considérons maintenant un écran placé à l'extérieur d'un dipôle (fig. 54). Le champ dipolaire est égal à :

$$B_r = B_i \left(\frac{R_f}{R_a} \right)^2 \sin \theta \quad (113)$$

$$B_\theta = B_i \left(\frac{R_f}{R_a} \right)^2 \cos \theta \quad (114)$$

$$\text{D'où } F_r = \frac{B_i I_0}{2} \left(\frac{R_f}{R_a} \right)^2 \sin 2\theta. \quad (115)$$

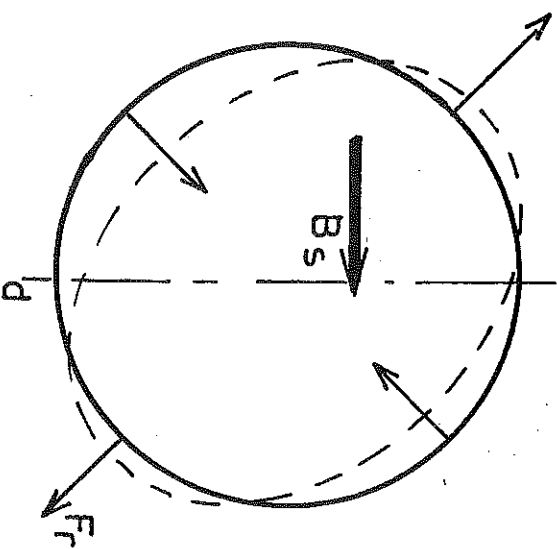
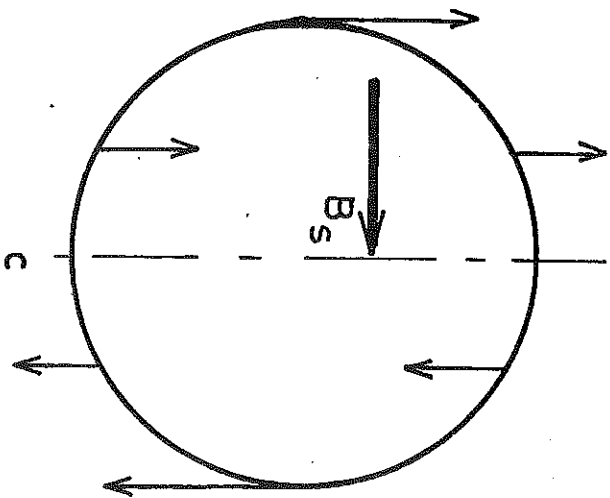
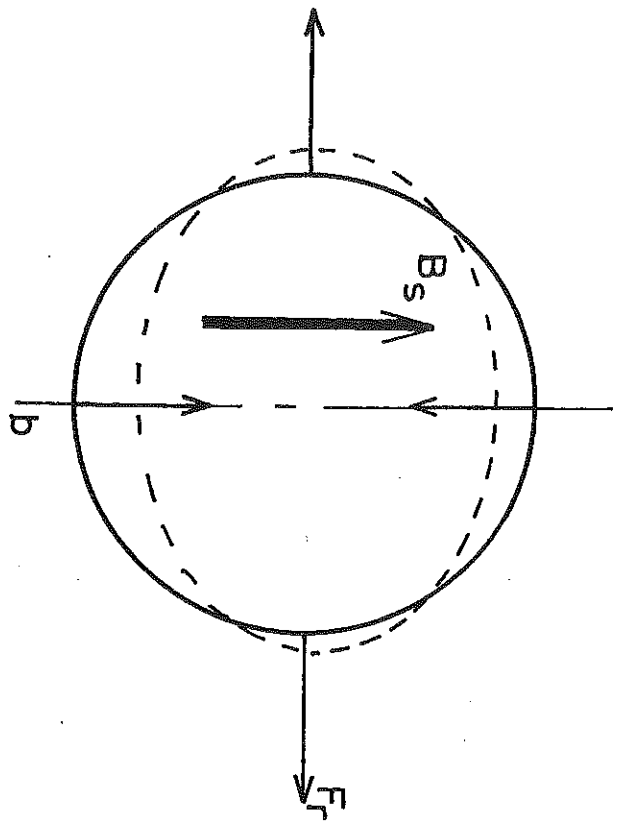
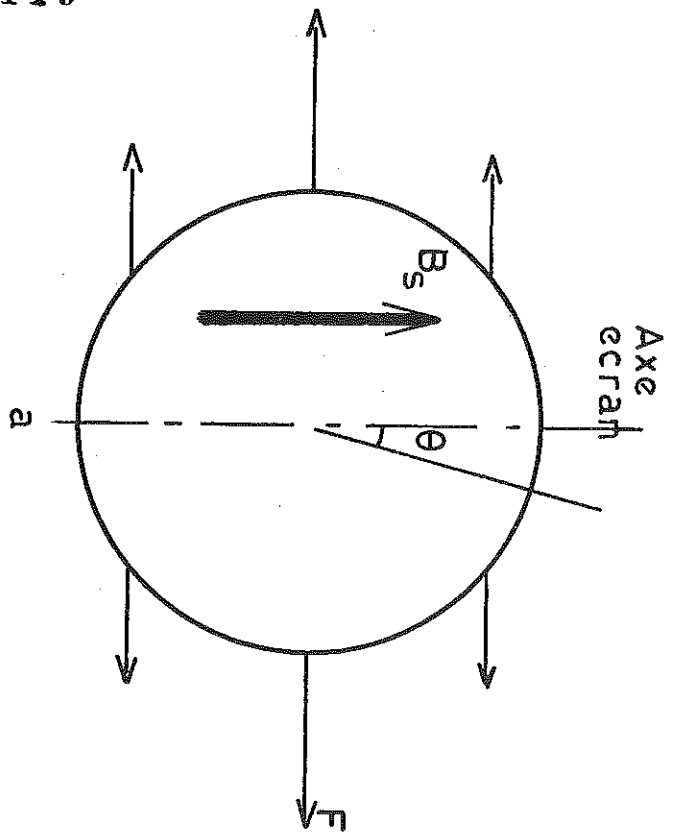


Fig 53

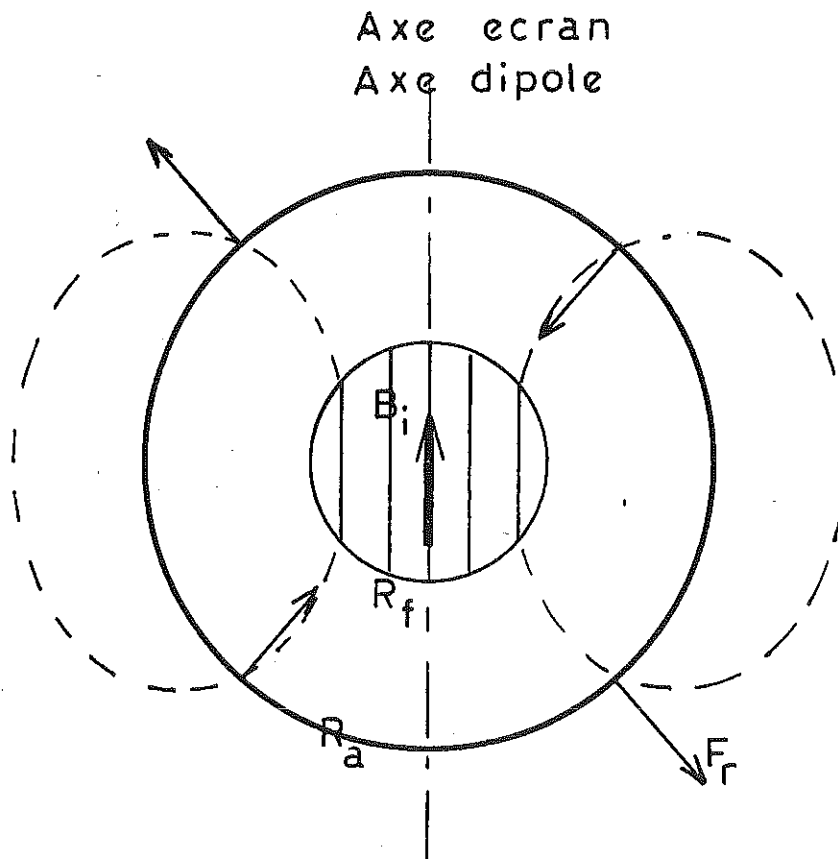


Fig 54

Toutes ces situations conduisent donc à des résultats identiques pour les forces anisotropes auxquelles est soumis l'écran :

$$F_r = \frac{F_0}{2} \sin 2\theta \text{ ou } \cos 2\theta \quad (116)$$

Etude de la déformation

Supposons une déformation de la ligne neutre sans allongement du type $\rho = R (1 + \epsilon(\theta))$ (fig. 55). Le travail des forces extérieures vaut

$$\mathcal{Q} = \int_0^{2\pi} F_r(\theta) \epsilon(\theta) d\theta \quad (117)$$

L'énergie de déformation vaut ⁽⁵³⁾

$$W = \frac{e^3 E}{24R} \int_0^{2\pi} (\epsilon''(\theta))^2 d\theta \quad (118)$$

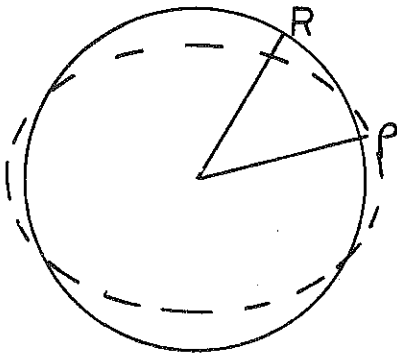


Fig 55

Si E représente le module d'élasticité du matériau constituant l'écran d'épaisseur e . La minimisation⁽⁵⁴⁾ de $(W - \mathcal{C})$ permet d'obtenir la relation entre le déplacement et la répartition des forces

$$\varepsilon'''(\theta) = \frac{12 R^2}{e^3 E} F_r(\theta) \quad (119)$$

Compte tenu de la relation (116), on a :

$$\varepsilon(\theta) = \frac{3}{8} \frac{F_o R^2}{e^3 E} \sin 2\theta \text{ ou } \cos 2\theta \quad (120)$$

et la limite élastique R_{el} ne

sera pas dépassée si

$$\frac{3}{8} \frac{F_o R^2}{e^3} < R_{el} \quad (121)$$

V.2.2. Tenue de l'écran thermique en cuivre

Les résultats suivants ont été obtenus en utilisant le modèle de la machine présenté au paragraphe V.3. L'écran est parcouru par des courants I_d et I_q tels que :

$$I_t = \sqrt{I_d^2 + I_q^2} \quad (122)$$

et soumis à des champs :

$$H_{dt} = H_{ds} + H_f + H_{da} \quad (123)$$

$$H_{qt} = H_{qs} + 0 + H_{qa} \quad (124)$$

$$\text{tels que } H_t = \sqrt{H_{dt}^2 + H_{qt}^2} \quad (125)$$

qui tiennent compte de l'influence du stator, du dipôle et de l'écran massif en dural.

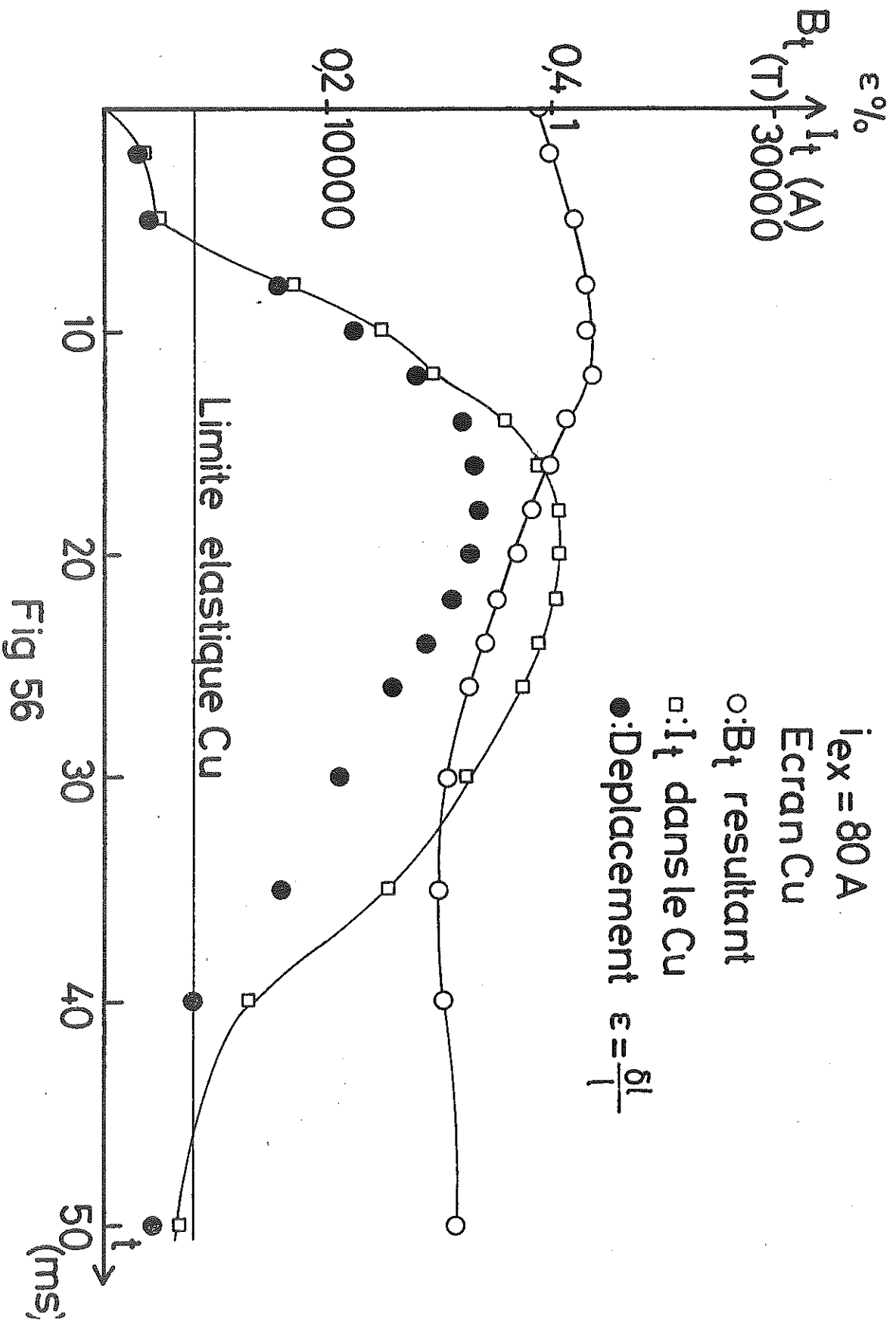


Fig. 56. Variations de l'induction, du courant et du déplacement de l'écran en cuivre après un court-circuit.

Les forces maximales auxquelles peut être soumis l'écran en cuivre sont donc égales à :

$$F_M = \mu_0 H_t \cdot I_t \quad (126)$$

L'écran en cuivre étant à l'intérieur du stator et de l'écran massif, on amènera que ces 2 éléments créent des champs dipôlaire dont les coefficients de champ $C = B/I$ valent respectivement $8 \cdot 10^{-5}$ et $5 \cdot 10^{-6}$ T/A.

La figure 56 donne, pour un courant d'excitation de 80 A, la variation du champ et du courant dans l'écran en cuivre pendant les premiers instants d'un court-circuit triphasé à vide, ainsi que le déplacement $\epsilon = \frac{\delta l}{l}$ résultant. La force maximale obtenue sur l'écran vaut $F_M = 8\,000$ N/m. Si on considère une limite élastique de 200 N/mm² et une limite de rupture de 400 N/mm², on voit que ces deux limites sont largement dépassées pendant le court-circuit. Pour remédier à cet inconvénient nous avons placé des baguettes de fibre de verre entre l'enceinte à hélium et l'écran (fig. 57) afin que ce dernier puisse venir s'appuyer sur une structure rigide, l'enceinte à hélium étant pratiquement en contact avec la frette externe du dipôle, sans dépasser sa limite élastique.

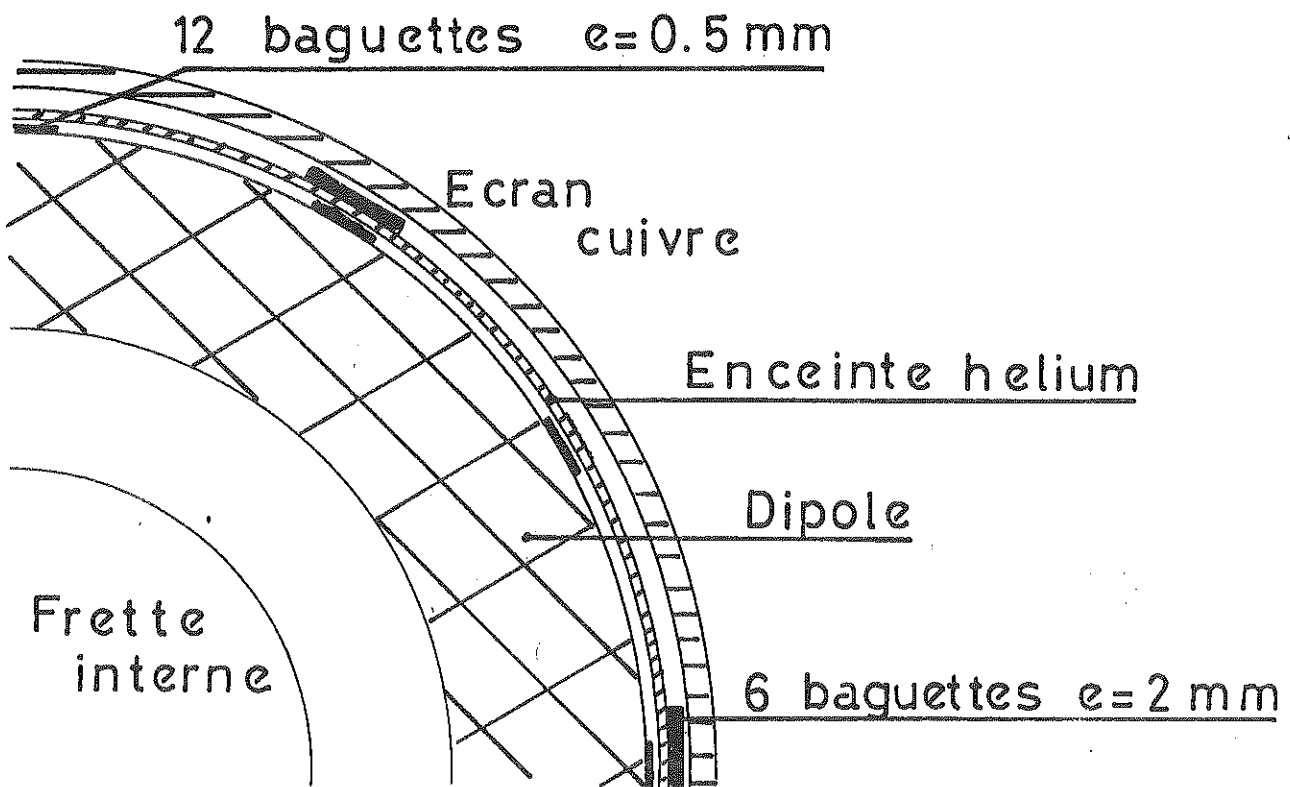


Fig. 57. Détails de la structure interne du cryostat

Quand l'écran en cuivre vient s'appuyer sur les baguettes de fibre de verre, on peut supposer que celui-ci se comporte comme une poutre portant une charge répartie égale à F_M , posée sur 2 appuis distants de ~ 100 mm. Dans ces conditions, la structure ainsi constituée est susceptible de tenir une force $F_M \approx 24\ 000$ N/m sans dépasser la limite élastique et une force $F_M \approx 48\ 000$ N/m sans dépasser la limite de rupture. En tout état de cause, comme B_t et I_t varient comme le courant d'excitation, notre machine ne devrait pas supporter un court-circuit à pleine excitation ($I_f = 240$ A, $F_M = 72\ 000$ N/m).

VI.2.3. Tenue de l'écran massif en alliage d'aluminium

Le même calcul a pu être mené pour l'écran massif en dural. Il faut alors tenir compte des champs créés par le stator ($C = 8 \cdot 10^{-5}$ T/A), le dipôle et l'écran en cuivre ($C = 4 \cdot 10^{-6}$ T/A).

La figure 58 montre l'évolution des courants et des champs au niveau de l'arbre en dural pour un courant d'excitation de 80 A. On voit que le stator est très démagnétisant au début du court-circuit et que l'influence de l'écran en cuivre reste faible (au moins dans l'axe direct). La force maximale atteinte dans ces conditions vaut $F_M \approx 12\ 000$ N/m, mais compte tenu de l'épaisseur de l'écran (20 mm), on reste très en dessous de la limite élastique, avec un allongement calculé,

$$\frac{\delta l}{l_{MAX}} \approx 10^{-4}$$

alors que pour une limite élastique de 250 N/mm^2 on aurait un allongement relatif de 0.33 %. Cette conclusion reste valable pour le courant d'excitation nominal de la machine ($\frac{\delta l}{l} \approx 0,1$ %).

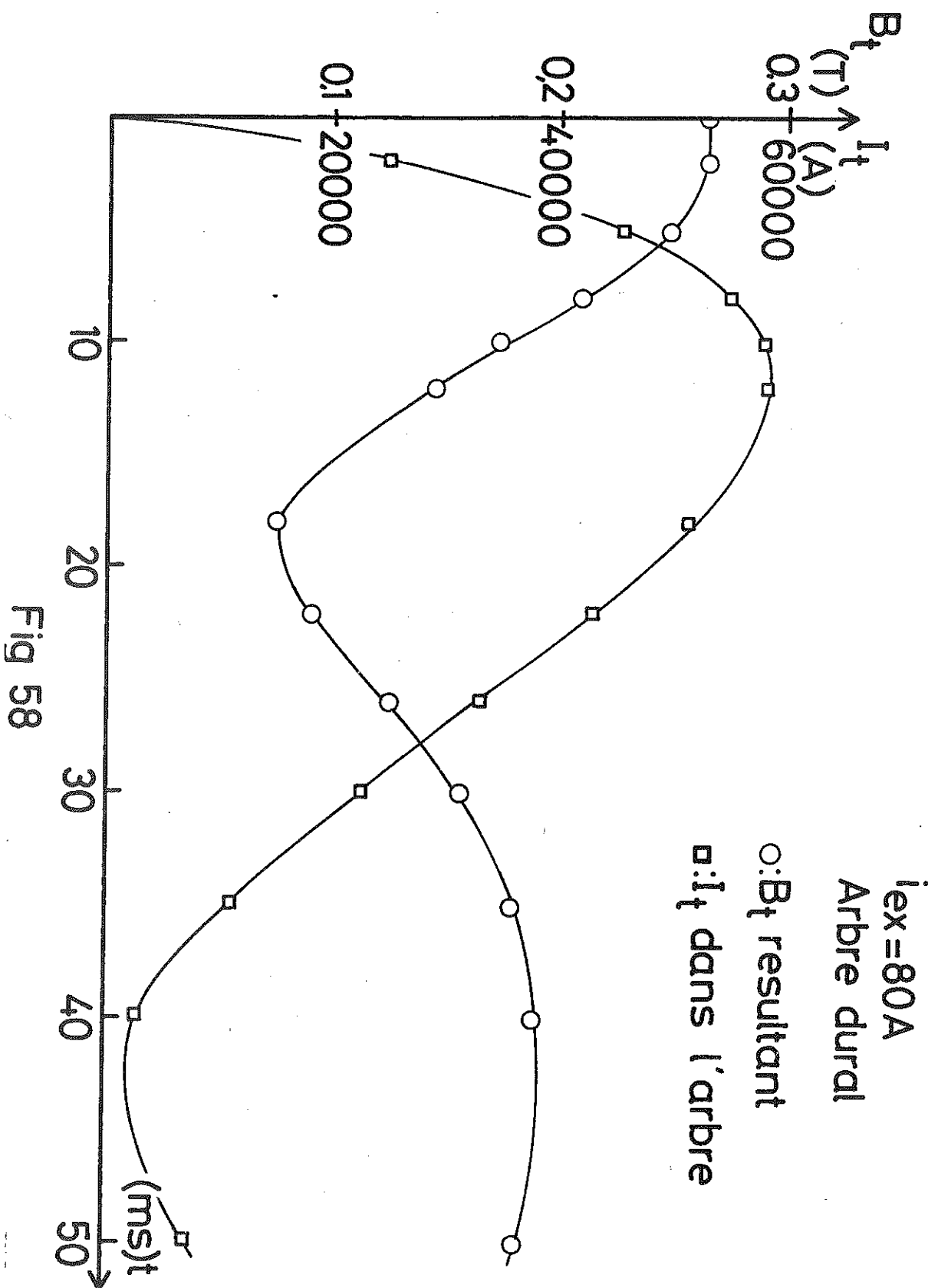


Fig. 58. Variations de l'induction et du courant de l'écran massif après un court-circuit.

VII - TENDANCES DE DEVELOPPEMENT DES CRYOALTERNATEURS

VII.1. Extrapolations possibles de nos résultats

Nous n'examinerons que les points directement reliés à la structure des cryomachines, à savoir les problèmes cryogéniques et électromagnétiques, les problèmes d'ordre strictement mécanique (vibrations, alignement, équilibrage...) étant déjà résolus sur les grosses unités classiques.

VII.1.1. Développement cryogénique

Du point de vue cryogénique, relativement peu de choses sont directement transposables à des machines de 1 à 2 GW qui auraient des diamètres de l'ordre du mètre et des longueurs de plusieurs mètres. Jones⁽⁵⁶⁾ a résumé et passé en revue les problèmes qui se posaient dans un cryoalternateur de grande taille. On trouvera dans cet article de nombreuses références bibliographiques. Au niveau du système de transfert de l'hélium liquide, le système du joint baïonnette peut être retenu mais l'utilisation de joints tournants à friction, étant donné leur durée de vie limitée, doit être exclue au profit de joints ferrofluides⁽⁵⁷⁾ ou/et de joints à labyrinthe⁽⁵⁸⁾. Le débit d'hélium liquide nécessaire au fonctionnement d'une machine de 1,2 GW devrait être inférieur à 100 l/h⁽⁵⁹⁾, ce qui reste compatible avec les performances des réfrigérateurs actuels et négligeable devant les puissances froides envisagées pour les autres projets d'application des supraconducteurs (fusion, stockage d'énergie, MHD, accélérateurs de particules, transport d'énergie...).

Pour utiliser la chaleur latente de l'hélium, éviter un système de réfrigération complexe et pouvoir employer, si nécessaire, des vases de stockage d'hélium liquide fiables, il est préférable d'injecter de l'hélium biphasique⁽⁵⁹⁾ dans l'axe de la machine. Cependant, le type de refroidissement du dipôle supraconducteur utilisé dans notre prototype ne peut être extrapolé pour diverses raisons : le refroidissement par conduction solide à travers les cales entre les bobines est peu efficace pour évacuer rapidement l'énergie (plusieurs kW pendant quelques secondes⁽⁵⁸⁾) pendant les régimes de défaut. Il est nécessaire de mettre le supraconducteur directement au contact du réfrigérant. D'autre part, compte tenu de l'augmentation de température sous l'effet de la compression centrifuge⁽⁶¹⁾, dès que les rayons sont supérieurs à 10 cm il faut abaisser la pression au niveau de la surface libre du bain d'hélium tournant (0,5 at et 3,5 K par exemple) pour conserver

une température de l'ordre de 4 K au niveau du bobinage. Ceci peut être réalisé⁽⁶¹⁾⁽⁶²⁾ simplement en réalisant un thermosiphon combinant le champ gravitationnel centrifuge et les variations de densité de l'hélium en chauffant les vapeurs à la sortie de l'enceinte hélium (Fig. 59) (Echangeurs au niveau de l'écran thermique par exemple). Le refroidissement des amenées de courant peut être du même type que celui utilisé dans notre machine. Par contre, il est préférable d'utiliser un échangeur réparti sur toute la longueur de l'écran, la conduction axiale n'étant pas suffisante pour assurer l'homogénéité de la température d'un écran de grande longueur. L'utilisation d'un vide scellé combinée à l'introduction de getter (charbon actif par exemple) dans l'enceinte à vide peut être extrapolée à de grosses unités ; le cryopompage doit permettre un fonctionnement pendant des temps très longs et il faut uniquement prévoir un système de pompage des enceintes à vide lorsque la machine est normalement arrêtée.

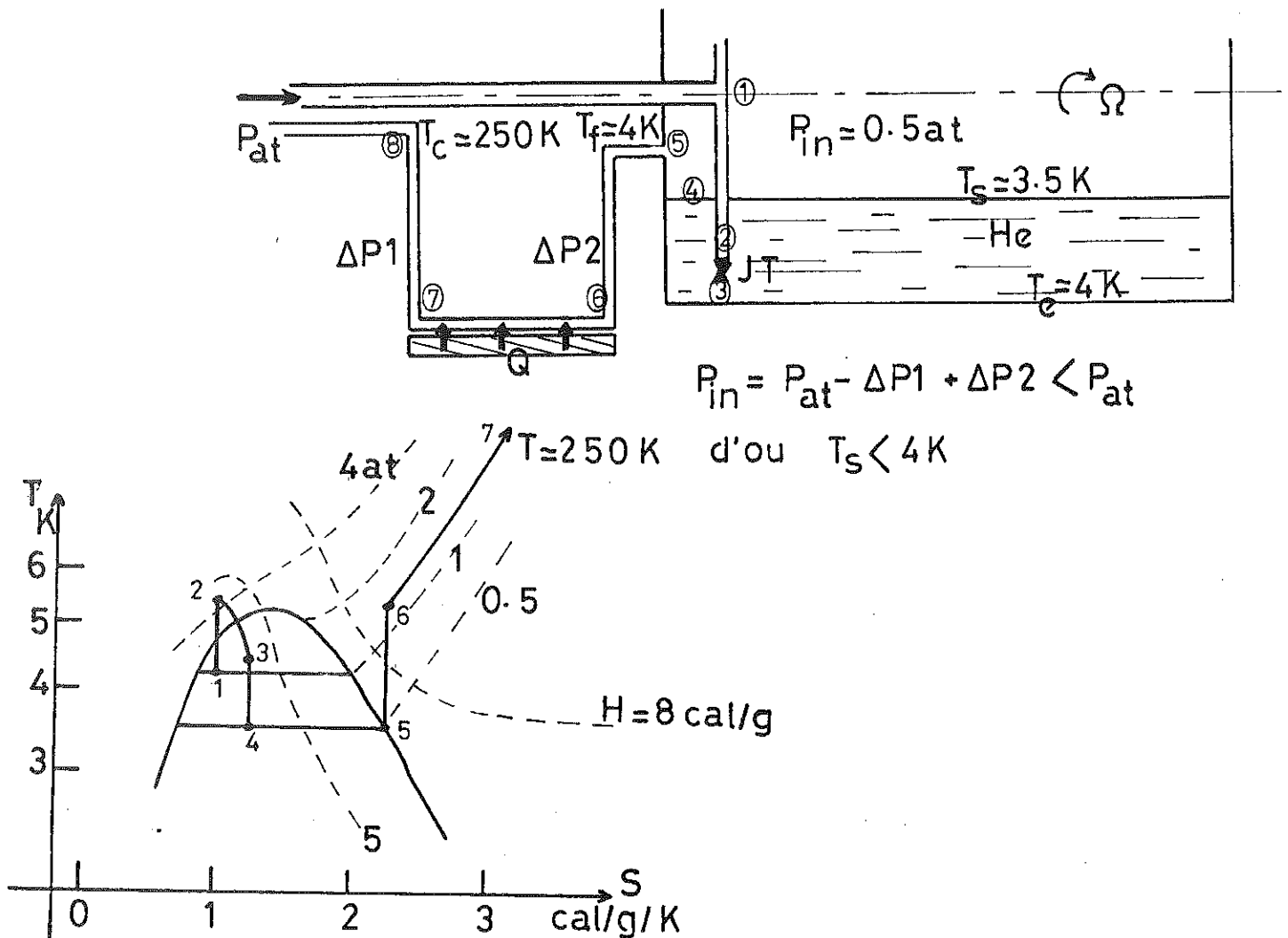


Fig. 59. Solution possible pour le refroidissement d'un cryoalternateur avec une injection d'hélium bisphasique. Diagramme entropique correspondant.

VII.1.2. Problèmes électromagnétiques

La réalisation d'un dipôle supraconducteur pour une machine industrielle de grande taille pose des problèmes qui n'ont pas été tous résolus dans le prototype : le choix du type de conducteur est critique ; en effet si les champs variables permanents sont bien filtrés par les écrans, il n'en est pas de même pendant les premiers instants d'un court-circuit. La variation de champ atteint 10 T/s (voir Fig. 39) ce qui, tout en optimisant le refroidissement de la bobine, impose soit d'utiliser un conducteur multifilamentaire complexe très divisé et possédant des barrières résistives⁽⁶⁴⁾, avec l'avantage de pouvoir utiliser des densités de courant élevées (qq 100 A/mm²) soit de se limiter à des densités de courant plus faibles (~ 20 A/mm²) en utilisant des conducteurs plus simples mais fortement cryostabilisés⁽⁵⁹⁾ soit d'accepter la transition résistive du dipôle supraconducteur, ce qui risque d'immobiliser le groupe pendant plus d'une heure.

Le bobinage, notamment en ce qui concerne les têtes de bobines, peut être plus simple que celui utilisé⁽¹⁾, (le nombre de bobines peut être réduit à 3 par pôles, ce qui augmente un peu le surchamp au niveau des têtes de bobine et le taux d'harmonique au niveau du stator mais cela simplifie beaucoup la construction). La structure métallique des espaceurs entre les bobines doit être maintenue à condition de prévoir des canaux de circulation pour l'hélium. Le training (accommodation) du dipôle ne nous a pas posé de problème (voir V.7) et moyennant une construction soignée ne devrait pas en poser pour une réalisation plus importante.

Le problème des écrans a été signalé comme étant d'une grande importance. Nous avons étudié ce point dans un article "Les écrans électromagnétiques dans les cryoalternateurs". Y. Brunet, R.G.E. t. 88 n° 2, p. 134 (1979) présenté ci-après.

5 - Les écrans électromagnétiques dans les cryoalternateurs

Yves BRUNET,

Maître-Assistant

à l'Institut National Polytechnique de Grenoble - CNRS-CRTBT.

Les études sur les alternateurs cryogéniques se sont développées depuis une dizaine d'années; d'abord dans des centres de recherches universitaires, puis dans des centres de recherches industriels. Très vite il est apparu qu'un certain nombre de points clés étaient à résoudre si l'on voulait extrapoler les machines expérimentales de faible puissance à de plus grosses unités susceptibles d'exploitation industrielle.

Un de ces points clés est la nature et la configuration des écrans électromagnétiques qui permettent de protéger le bobinage inducteur supraconducteur des variations de flux magnétique. Le choix de cet écran est primordial dans la réponse dynamique de la machine en influe fortement la stabilité dynamique, le temps critique d'effacement des défauts et les couples transitoires. Un certain nombre de systèmes pour ces écrans sont étudiés et les résultats comparés.

I. Introduction.

Les cryoalternateurs ont un enroulement supraconducteur, en général dipolaire, qui doit non seulement être maintenu à une température de l'ordre de quelques Kelvins, mais aussi être protégé contre les variations de flux.

En effet, des variations rapides de flux provoquent des pertes dans le fil supraconducteur qui peuvent faire transiter celui-ci, c'est-à-dire le ramener à son état normal. En outre, ces variations de flux induisent des courants dans les écrans thermiques et les structures de support de la bobine supraconductrice, qui provoquent un dégagement de chaleur. Les matériaux ayant à ces températures de fonctionnement des chaleurs spécifiques très faibles, l'échauffement qui en résulte peut être important et même inacceptable si la chaleur n'est pas évacuée assez rapidement par le fluide cryogénique pour maintenir le supraconducteur à une température inférieure à la température critique correspondant au champ produit par le dipôle.

(1) Ce chiffre entre crochets et ceux qui suivent se rapportent à la bibliographie annexée à la fin de cet article.

Des écrans électromagnétiques, placés entre le dipôle inducteur et l'induit doivent donc protéger le bobinage supraconducteur contre les variations de flux magnétique.

L'écrantage doit être efficace pour les variations rapides (50 Hz ou plus) du champ magnétique qui apparaissent pendant les régimes de fonctionnement déséquilibré ou les régimes transitoires. L'atténuation

de ces champs variables est de l'ordre de $\frac{1}{wT_e}$, si T_e est la constante de temps de l'écran.

Une bonne atténuation entraîne $T_e \geq 1$ s.

Des régimes non synchrones lents (2 Hz) apparaissent sous forme d'oscillations pendulaires pendant la resynchronisation de la machine sur le réseau, par exemple. Il faut, d'une part, amortir rapidement ces oscillations, mais aussi, d'autre part, garder un bon couplage entre le rotor et le stator pour garantir la stabilité de la machine. Cela sera réalisé si $wT_e \approx 1$, ce qui entraîne $T_e \leq 0,1$ s.

Le choix de l'écran, caractérisé par sa constante de temps T_e , est donc un des points clés des cryoalternateurs. Nous vous proposons de comparer un certain nombre de solutions et d'évaluer leurs avantages et leurs inconvénients.

II. Méthode d'étude.

Le problème de l'atténuation des champs électromagnétiques dipolaires variables à travers des écrans cylindriques massifs est assez complexe, car il revient à étudier une équation de diffusion

$$\Delta B = -\frac{\mu}{\rho} \frac{\partial B}{\partial t}$$

T.J.E. Miller et J. Lawrenson [1] (1) ont traité cette équation en utilisant la méthode de la transformée de Fourier rapide. La réponse $S(f)$ est assez bien vérifiée si l'on représente l'écran par sa constante de temps de diffusion τ_d

$$\tau_d = \frac{\mu \rho R}{2 \rho}$$

Si l'on considère l'écran comme étant formé de trois bobinages fictifs déphasés de $2\pi/3$ et mis en

court-circuit, la réponse à un tel circuit localisé est caractérisée par une constante de temps,

$$\tau_1 = \frac{\alpha}{R}$$

où α est l'inductance cylindrique du système de bobinage et R la résistance d'une phase.

On montre [2] que :

$$\tau_1 = \left(\frac{3}{\pi} \right)^2 \frac{\mu_0 e R}{2 \rho}$$

dans la limite où $e \ll R$ et $\tau_1 \approx \tau_0$.

Dans le cas où la condition $e \ll R$ n'est pas remplie, les écrans seront découpés en plusieurs écrans considérés comme minces. Chaque écran sera ainsi défini par sa résistance, son inductance propre et sa mutuelle avec les autres éléments de la machine.

Malgré sa relative précision, les résultats obtenus restent valables pour des études de définition (fig. 1).

Cette méthode est utilisée par de nombreux auteurs américains [3] [4] [5] et européens [6] [7]. D'autres auteurs [8] ont préféré ne pas faire cette approximation et utilisent une méthode tenant compte de tout le spectre des fréquences et des valeurs des inductances pour tout ce spectre. Les calculs sont alors relativement lourds.

III. Les différents systèmes proposés.

Nous allons comparer les résultats obtenus sur des alternateurs cryogéniques types, utilisant divers écrans.

1. Ecrans électromagnétiques classiques.

C'est le modèle qui a été retenu pour les premiers cryoalternateurs expérimentaux (fig. 2) et (tableau I).

Le système d'écrans est constitué :

- d'un écran massif à température ambiante, constitué d'une partie en matériau de haute tenue mécanique, et d'une autre partie en matériau bon conducteur ;
- d'un écran froid (~ 50 K), relativement mince, servant à la fois d'écran thermique pour le rayonnement et d'écran électromagnétique, étant donné sa faible résistivité. Cependant, cet écran bon conducteur est soumis à des couples importants en régime transitoire. Du fait de sa faible épaisseur la tenue mécanique de cette pièce est critique. Il est donc envisagé de remplacer cet écran par un écran isolant recouvert par exemple d'un film d'aluminium, pour capter le rayonnement infrarouge. La structure de ce dépôt doit être

Fig. 2. Schéma d'un alternateur cryogénique classique.

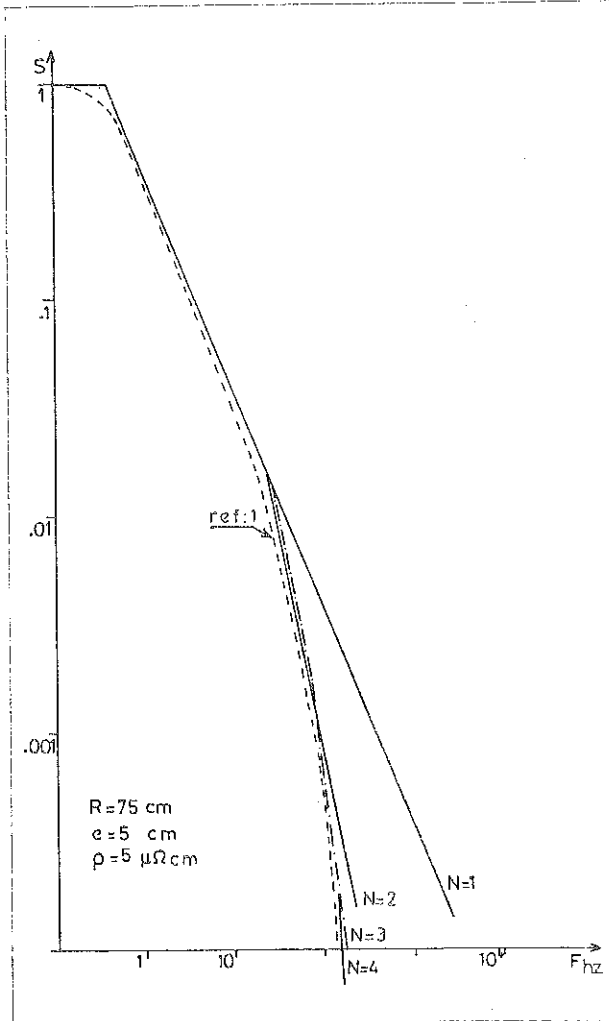
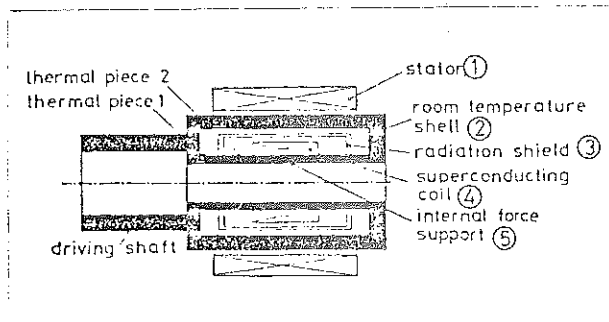


Fig. 1. Réponse en fréquence d'un écran épais ($\tau_0 = 0.45$ s) découpé en N écrans partiels représentés par un circuit R L. Comparaison avec les résultats de [1].

Tableau I. — Résultats obtenus sur des alternateurs cryogéniques utilisant des écrans électromagnétiques classiques.

Date	Constructeur	P (kW)	Pertes (l/h)	Ω (tr/mn)
1966	Avco Everett Lab.	8	0.6	12 000
1969	M.I.T.	45		3 600
1971	Inst. Poly. Léninegrad	20		3 000
1972	Dresde	20	1,3	1 500
1973	M.I.T.	2 000	~ 30	3 600
1973	Westinghouse	5 000	50	3 600
1974	Inst. Poly. Léninegrad	1 000		3 000
1977	CNRS-CRTBT	500	12	3 000
1978	Mitsubishi Fuji Co.	6 000		3 600
1978	Westinghouse	5 000	40	12 000
1978	General Electric	20 000		3 600
1980	Westinghouse	300 000		3 600

Tableau II. — Caractéristiques d'un cryoalternateur de 2 GW.

Puissance	2 GW
Tension par phase	25 kV
Densité de courant statorique	$4,4 \cdot 10^6$ A/m ² (coef. rempl. = 0,3)
Densité de courant rotorique	$2,4 \cdot 10^6$ A/m ² (coef. rempl. = 0,6)
Induction :	
Ecran statorique	0,8 T
Dipôle supraconducteur	5,5 T
Intérieur du stator	2,1 T
Dimensions :	
Parties actives	$L = 4,2$ m
Entre paliers	$L \approx 9$ m
Rayon interne du dipôle	28 cm
Epaisseur du dipôle	4,1 cm
Rayon int. de l'écran froid	33,2 cm
Epaisseur de l'écran froid	0,5 cm
Rayon int. de l'écran chaud	35 cm
Epaisseur de l'écran chaud	14 cm
Rayon interne du stator	53 cm
Epaisseur du stator	13 cm
Rayon int. de l'écran f.m.	68 cm
Epaisseur de l'écran f.m.	~ 10 cm
Inertie	0,2 s (turbine 2,5 s)
Réactance synchrone X_d	0,38 p.u.
Réactance transitoire X'_{d1}	0,23 p.u.
Réactance subtransitoire X''_{d1}	0,105 (écran massif) 0,204 (écran froid)

telle que les courants induits ne puissent se développer ; en outre, cet écran devrait conserver une bonne conductivité thermique axiale.

L'ensemble de ces deux écrans est solidaire mécaniquement du bobinage inducteur et de l'arbre moteur.

2. Ecrans électromagnétiques asynchrones.

Le système d'écrans est donc constitué :

- d'un écran froid analogue au précédent ;
- d'un écran massif à température ambiante, non lié mécaniquement au rotor.

IV. Alternateur supraconducteur de type classique.

Afin d'étudier l'influence des écrans sur le fonctionnement d'une machine cryogénique, nous avons calculé le dimensionnement d'une machine de 2 GW. Cette machine n'est qu'un exemple académique servant à mettre les problèmes en évidence et n'est pas du tout optimisée.

Nous nous sommes fixés :

- le diamètre du bobinage inducteur,
- l'induction au niveau de l'écran ferromagnétique statorique,
- le rapport e/R de l'écran massif ($e/R \sim 0,4$),
- les densités de courant statorique et rotorique.

Tableau III. — Propriétés mécaniques, thermiques et électriques des différents matériaux possibles pour constituer les écrans.

		Bronze	Cuivre	Acier inox
Résistivité	300 ^k	18	1,8	90
ρ (Ω cm)	50 ^k		0,18	60
	4 ^k		0,02	50
Chaleur spécifique	300 ^k	0,37	0,38	0,45
C_p (J/g K)	50 ^k		0,10	0,10
	4 ^k		0,0004	0,0003
Conductivité thermique	300 ^k	0,71	3,9	0,13
k (W/cm K)	50 ^k	0,08	10	0,05
	4 ^k	0,02	10	0,005
Limite élastique	300 ^k	60	25	60
	50 ^k		25	90
E (kg/mm ²)	4 ^k		25	150
	300 ^k	80	30	90
Résistance	50 ^k		40	130
R (kg/mm ²)	4 ^k		50	180

Les inductances propres et mutuelles, et les résistances ont été calculées en tenant compte de l'écran ferromagnétique et en négligeant les effets de bout ($L/R > 6$).

Nous en avons déduit le dimensionnement et les caractéristiques de la machine (tableau II). Nous avons alors envisagé plusieurs solutions pour la constitution des écrans.

- A Ecran massif bronze + cuivre
Ecran froid cuivre
- B Ecran massif acier inoxydable
Ecran en isolant
- C Ecran massif bronze
Ecran en isolant
- D Ecran massif bronze + cuivre
Ecran en isolant

Le choix des matériaux est dicté par leurs propriétés mécaniques, thermiques et électriques (tableau III).

Les caractéristiques des quatre machines ainsi décrites sont résumées dans le tableau IV.

La figure 3 montre la variation du couple sur l'arbre moteur pendant un court-circuit triphasé à vide aux bornes du stator. Etant donné la valeur de la constante de temps de la bobine supraconductrice et l'inertie de l'ensemble turbine-alternateur, le courant inducteur et la vitesse sont considérés comme constants au moins pendant les premiers 1/10 de seconde. La valeur de crête obtenue est inversement proportionnelle à la résistance subtransitoire X''_{d1} . L'amortissement des oscillations du couple reste fortement influencé par la présence des écrans dont les constantes de temps sont relativement grandes. Les oscillations du couple se font à 50 Hz puisqu'elles représentent l'interaction du flux statorique, fixe dans l'espace, décroissant avec la constante de temps du stator, du flux de l'inducteur, pratiquement constant, et des flux des courants induits dans les écrans, qui décroissent avec la fréquence propre de chaque écran, tournant à 50 Hz.

Tableau IV. — Caractéristiques des quatre machines cryogéniques selon le type d'écran utilisé.

	A	B	C	D
Ecran massif	Bronze + Cu	Inox	Bronze	Bronze + Cu
Ecran froid	Cu	Isolant	Isolant	Isolant
Constante de temps :				
Dipôle	330 s	330 s	330 s	330 s
Ecran massif	0,16 + 0,50	0,05	0,16	0,16 + 0,50
Ecran froid	0,16	—	—	—
Stator	1,2	1,2	1,2	1,2
X_d	0,38	0,38	0,38	0,38
$X''_{d/1}$	0,09	0,25	0,12	0,086
$X''_{d/2}$	0,078	0,15	0,10	0,080
$\Gamma_{\max}$ (p.u.)	12	9	11	12,5
α amortissement de resynchronisme (Hz)	0,19	0,52	0,73	0,21

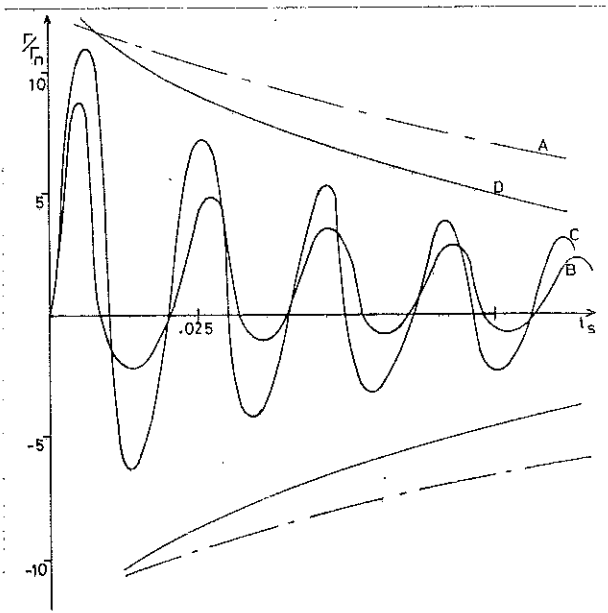


Fig. 3. Couple sur l'arbre moteur en fonction du temps pendant les premiers instants d'un court-circuit triphasé à vide aux bornes du stator.

La figure 4 fait apparaître l'enveloppe des variations du champ dans l'axe direct au niveau du bobinage supraconducteur pendant un défaut en charge (l'alternateur débite sur un réseau de puissance infinie par l'intermédiaire d'un transformateur et de deux lignes en parallèle. Un court-circuit triphasé apparaît au départ d'une des lignes. Au bout de 0,15 s, la ligne défaillante est isolée et la machine récupère, si possible, le synchronisme). On voit que les champs ont été parfaitement écartés par le système d'écrans de la machine A, ce qui est normal étant donné la valeur des constantes de temps des écrans de cuivre. L'écranage devient de moins en moins bon à mesure que les constantes de temps des écrans diminuent, et pour la machine B, l'écran en acier inoxydable est peu efficace. Une composante à 2 Hz, fréquence propre de l'équipage mobile est superposée à la composante 50 Hz et son atténuation, bonne pour la machine A, est peu efficace pour les autres machines. Toutes ces variations de champ sont complètement vues par le matériau supraconducteur qui tendra à maintenir à l'intérieur du dipôle un flux constant. Il est généralement admis [11] que le supraconducteur devra pouvoir supporter, sans échauffement excessif, des variations d'induction de 10 mT à 50 Hz. La machine A remplit cette condition.

La figure 5 montre la variation de l'angle interne δ de la machine pendant le défaut défini précédemment.

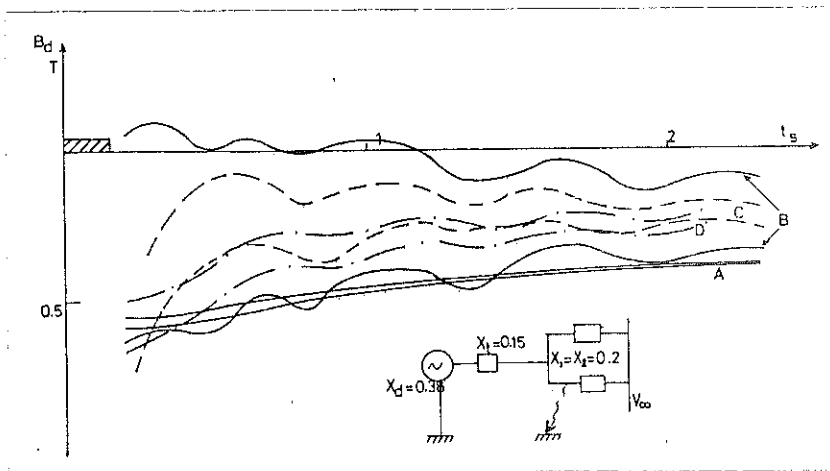


Fig. 4. Variations du champ dans l'axe direct au niveau du dipôle pendant la resynchronisation de la machine sur le réseau de puissance infinie.

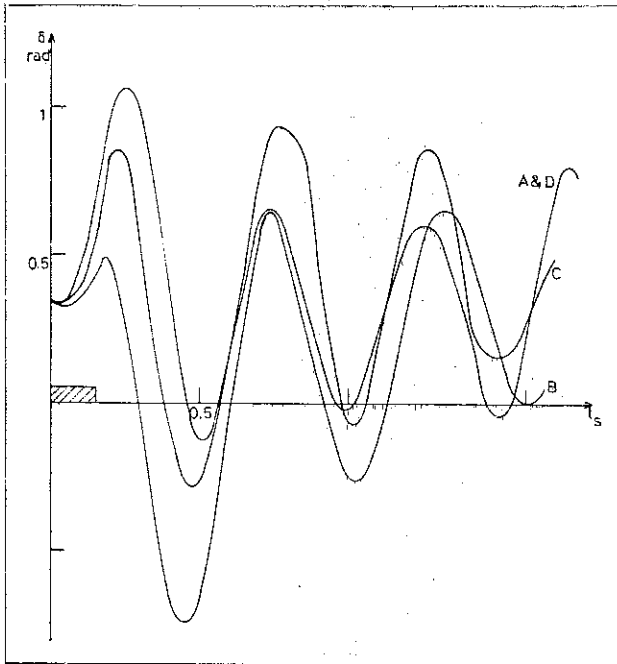


Fig. 5. Oscillations de resynchronisme après un court-circuit de 0,15 s sur une des lignes de débit de l'alternateur.

La courbe obtenue pour la machine D est pratiquement identique à celle obtenue pour la machine A. La fréquence des oscillations de resynchronisme est de 2 Hz et l'amortissement le meilleur est obtenu pour la machine C, l'amortissement de la machine A étant médiocre.

La figure 6 met en évidence l'élévation de température de la frette interne support de bobine supraconductrice. Au niveau de cette frette, ce sont les variations du champ au niveau de l'axe transverse du dipôle qui vont être prépondérantes pour l'échauffement de cette pièce. La faible valeur des chaleurs spécifiques des matériaux à basse température et leur variation proportionnelle à T^3 entraînent une rapide saturation. Pour la machine B, l'échauffement est prohibitif puisque la température dépasse la température critique du NbTi à 5 T, le NbTi étant le ma-

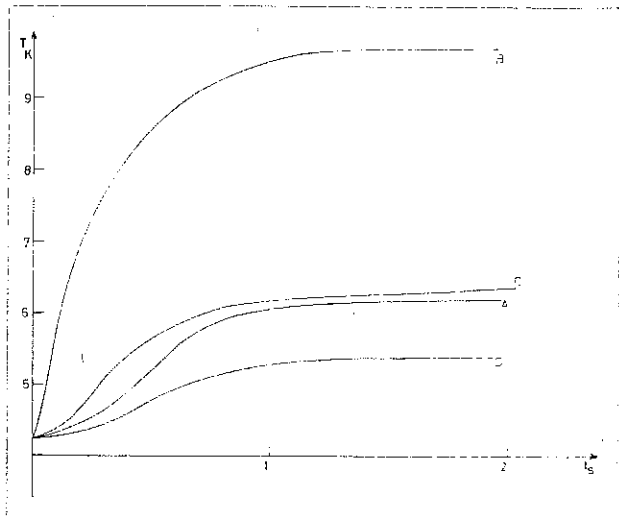


Fig. 6. Elévation de température de la frette interne provoquée par les variations non écartées des champs magnétiques dans l'axe transverse.

tériau supraconducteur actuellement envisagé comme composant des alternateurs cryogéniques. Par contre, l'échauffement pour les autres machines reste limité. Il n'est pas minimal pour la machine A, car l'amortissement des oscillations de resynchronisme est mauvais donc les courants dans les écrans de cuivre restent suffisamment importants pour engendrer des champs variables dans l'axe transverse.

V. Alternateur supraconducteur asynchrone.

Afin d'améliorer la tenue aux régimes transitoires des alternateurs cryogéniques, il a été proposé de désolidariser mécaniquement l'écran massif du bobinage inducteur. Les liaisons électromagnétiques entre le rotor, l'écran massif et le stator permettent d'avoir globalement un fonctionnement synchrone.

J.L. Smith [9] a proposé de laisser l'écran massif libre de tourner autour de l'inducteur, ce dernier restant entraîné par l'arbre moteur (fig. 7).

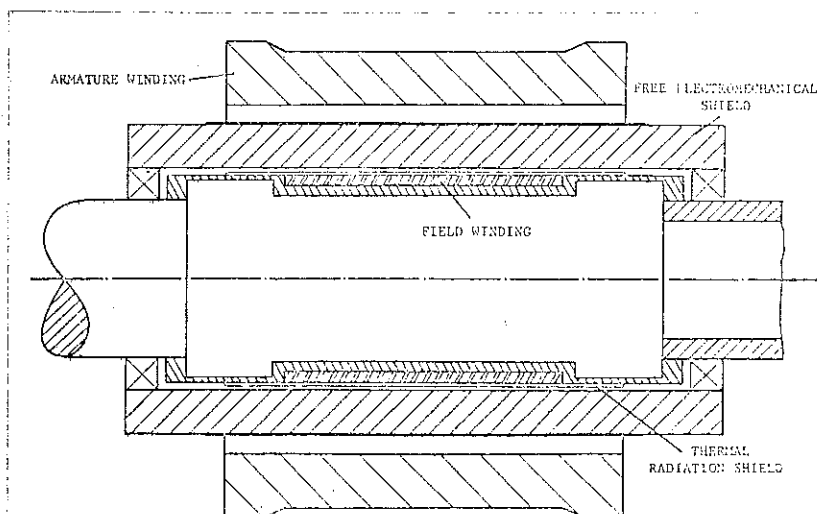


Fig. 7. Alternateur cryogénique à écran inertiel [4].

M. Renard [10] a proposé de laisser l'inducteur libre de tourner à l'intérieur de l'écran, ce dernier étant entraîné par l'arbre moteur (fig. 8).

Ces deux conceptions, assez proches l'une de l'autre, conduisent à des résultats intéressants.

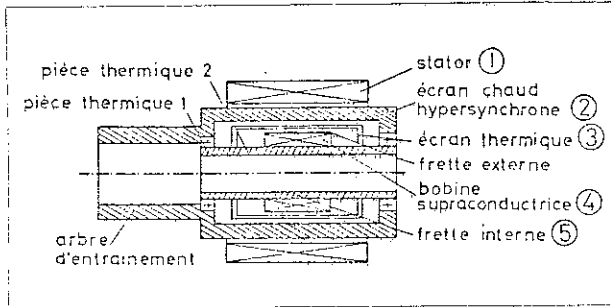


Fig. 8. Alternateur cryogénique à écran hypersynchrone.

N. Dagalakos et J.L. Kirtley [4] ont étudié le comportement du premier type. La figure 9 montre les couples qui apparaissent au cours d'un court-circuit triphasé sur les différents éléments de deux machines de 2 GW qui ne diffèrent que par la liaison asynchrone ($X_a = 0,52$ p.u. ; $X'_a = 0,35$ p.u.).

Le couple maximal appliqué au dipôle est divisé par deux ; par contre, le couple appliqué à l'écran massif est légèrement augmenté. Une forte composante basse fréquence est induite à la fréquence propre de l'écran massif. Le couple sur l'arbre, qui reste lié au dipôle, est fortement influencé par cette composante et sa valeur maximale est de deux fois le couple maximal.

C. Pinet [7] a étudié le comportement du second type. Actuellement, un prototype de 500 kW est en cours d'essai au CNRS-CRTBT de Grenoble. La figure 10 montre, pour deux machines de 1,2 GW ($X_d = 0,30$ p.u.), le comportement des machines à la suite d'un court-circuit triphasé.

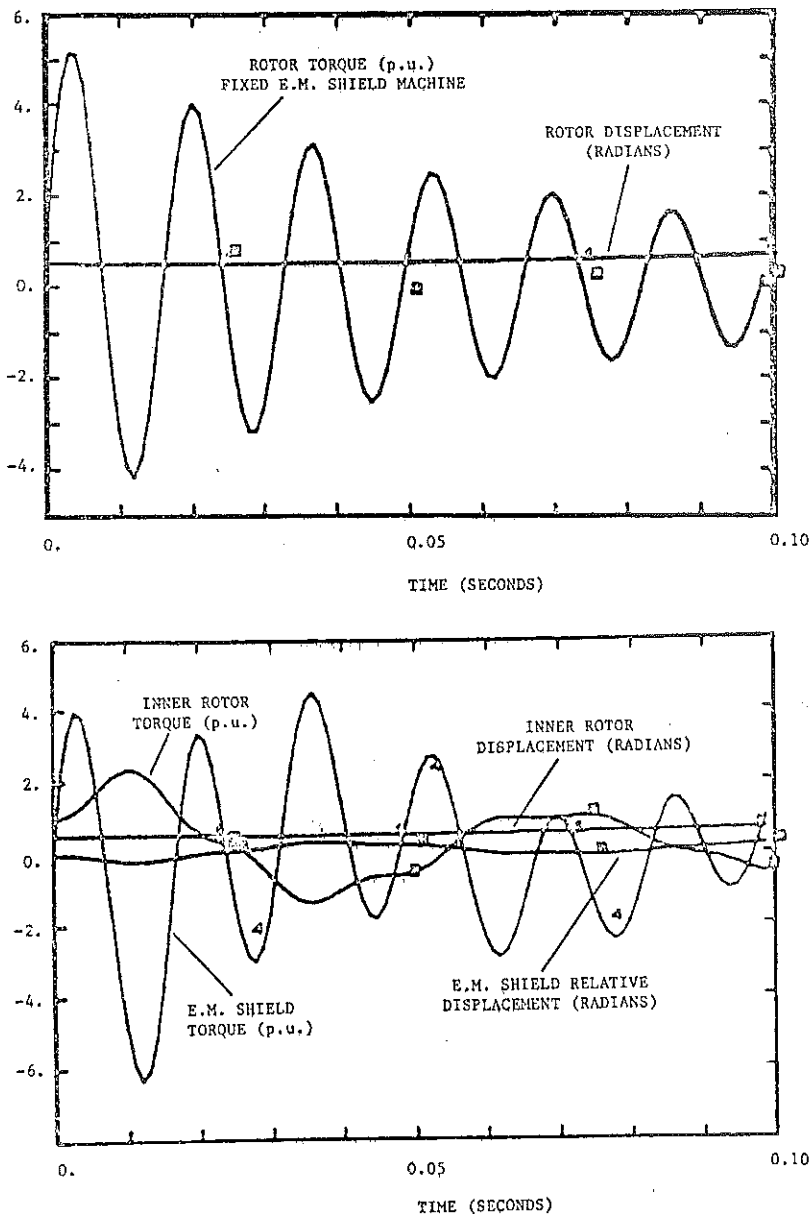


Fig. 9. Couples sur une machine de 2 GW après un court-circuit triphasé en charge sur : a) un alternateur cryogénique classique, b) un alternateur cryogénique à écran libre [4].

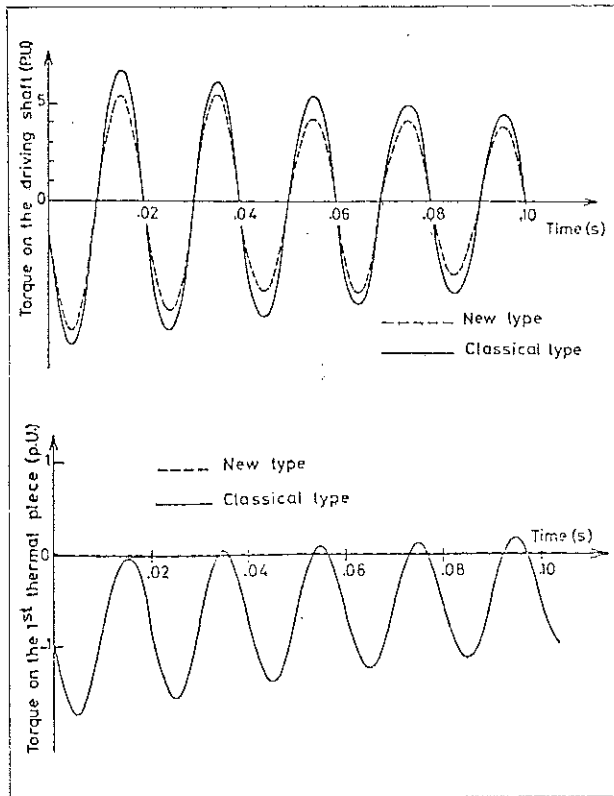


Fig. 10. Couples sur une machine de 1,2 GW après un court-circuit triphasé en charge.
a) couple sur l'arbre moteur,
b) couple sur le support de l'inducteur [7].

Le couple maximal sur l'arbre reste du même ordre de grandeur. Une composante alternative relativement faible, due à la fréquence propre de l'ensemble support de bobine, bobine supraconductrice et écran radiatif froid, se superpose à la composante fondamentale à 50 Hz. Par contre, le couple sur l'arbre supportant le dipôle, maintenant indépendant de l'arbre moteur, reste pratiquement nul. Cela met en évidence un des avantages de ce type de machine : le couple sur le dipôle restant de l'ordre du couple nominal, l'épaisseur des pièces thermiques supportant le dipôle peuvent être définies en fonction du régime permanent, ce qui limite les pertes thermiques par conduction axiale.

Les auteurs cités précédemment ont mis en évidence l'importance d'un paramètre particulier à ce type de machines : l'inertie propre H_p de l'élément désolidarisé mécaniquement de l'arbre moteur. La stabilité statique et dynamique est une fonction croissante de H_p . Le grand avantage de ce type de machines reste dans l'écrantage des flux dans l'axe transverse. En effet, dans une machine classique, les variations de flux au niveau du bobinage supraconducteur sont bien écrantées dans l'axe direct par le bobinage lui-même ; par contre, dans l'axe transverse, les flux peuvent pénétrer plus librement. Dans le cas d'un écrantage asynchrone, et plus particulièrement dans le second cas, où la faible valeur de H_p ,

($H_p \approx 0,08$ s) permet à l'inducteur de suivre les oscillations du champ imposées par la fréquence propre de la turbine (~ 2 Hz), le champ transverse restera très faible et l'échauffement résultant sera considérablement réduit.

VI. Conclusion.

L'écran métallique froid ne semble pas être un avantage pour résoudre les problèmes électromécaniques et semble pouvoir être remplacé par un écran thermique isolant. Il reste cependant à optimiser les dimensions de la machine, afin d'améliorer le couplage entre le rotor et le stator, donc augmenter la puissance spécifique de la machine. Il faut aussi accroître sensiblement les réactances afin de limiter les couples transitoires tout en gardant une bonne marge de stabilité. Les machines avec écran flottant présentent d'importants avantages cryogéniques. Les avantages mécaniques (limitation des couples, amortissement, gain sur le temps critique de défaut) sont relativement réduits. La protection efficace du supraconducteur et de son support entraînant une faible élévation de température semble être un argument intéressant. Il reste néanmoins à prouver la faisabilité d'un système de grande dimension comportant à chaque extrémité deux paliers coaxiaux.

Bibliographie.

- [1] MILLER (T.J.E.), LAWRENSON (J.); Penetration of transient magnetic fields through conducting cylindrical structures with particular reference to superconducting a.c. machines. *Proc. I.E.E.*, Vol. 123, N° 5, May 1976, p. 437.
- [2] WOODSON (H.H.), STEKLY (Z.J.), HALAS (C.); A study of alternators with superconducting field windings. *I.E.E.E. Trans. Power Apparatus and Systems*, Vol. PAS 85, N° 3, March 1966, p. 264.
- [3] FURUYAMA (M.), KIRTLEY Jr. (J.L.); Transient stability of superconducting alternators. *I.E.E.E. Trans. Power Apparatus and Systems*, Vol. PAS 94, N° 2, March 1975, p. 320.
- [4] DAGALAKIS (N.), KIRTLEY Jr. (J.L.); Protection of superconducting field windings for electrical machines by the use of an inertial free electromechanical field. *I.E.E.E. Trans. on Magnetics*, Vol. MAG 11, N° 2, March 1975, p. 650.
- [5] DASH (P.K.), MATHUR (R.M.), HAMMAD (A.E.); Improvement of the performance of a superconducting turbogenerator through use of a controllable reactive power compensator. *Electric Machines and Electromechanics*, Vol. 2, 1977, p. 73.
- [6] BRATOLJIC (T.), FURSICH (H.), LORENZEN (H.W.); Transient and small perturbation behaviour of superconducting turbogenerators. *I.E.E.E. Trans. Power Apparatus and Systems*, Vol. PAS 96, N° 4, July 1977, p. 1418.
- [7] PINET (C.); Transients in superconducting alternators with torque compensating shells. *Electric Machines and Electromechanics*, Vol. 1, 1977, p. 175.
- [8] SABRIÉ (J.L.); Méthode d'étude des cryoalternateurs en régime variable. *Rev. Gén. Elect.*, décembre 1976, t. 85, n° 12.
- [9] SMITH Jr. (J.L.); Superconducting apparatus with double armature structure. U.S. Patent 3 764 835 (1973).
- [10] RENARD (M.); Brevet d'invention ANVAR 7 238 967.
- [11] KULLMANN (D.), INTICHÄR (L.); Investigation of superconductors for large turbogenerators. Présenté à la 6^e Conférence Internationale sur la technologie des aimants. Bratislava, 1977.

Comme nous l'avons montré dans l'étude du prototype l'écran thermique froid doit être supporté par une structure rigide où être conçu de façon à ne pas laisser se développer les courants induits (isolant recouvert d'une fine pellicule de cuivre, matériau de forte résistivité si l'écran est refroidi sur toute sa surface...). Cependant, une structure à haute conductibilité électrique reste nécessaire pour écranter les champs variables. L'écran électromagnétique qui permet l'amortissement des oscillations de resynchronisme peut être chaud⁽⁵⁹⁾ ou mixte si on utilise l'écran thermique⁽⁵⁹⁾, ou même froid⁽²¹⁾, ce qui aurait l'avantage de diminuer les dimensions radiales, de pouvoir utiliser les superstructures du bobinage supraconducteur comme support et ainsi de résoudre les problèmes posés par la tenue mécanique d'un cylindre creux. Par ailleurs, un certain nombre d'auteurs⁽²¹⁾⁽⁶⁷⁾ envisagent l'emploi d'écrans actifs.

Le stator semble pouvoir s'extrapoler simplement à partir de notre prototype à condition d'améliorer le coefficient de remplissage (0,35) et la densité de courant ($7,4 \text{ A/mm}^2$). Kirtley⁽⁶⁵⁾ et Flick⁽⁶⁶⁾ ont proposé des géométries nouvelles pour les bobinages statoriques et Smith⁽²¹⁾ envisage d'installer un amortissement mécanique au stator.

VII.2. Faut-il développer les cryoalternateurs à écran non synchrone ?

Du point de vue électrotechnique (régimes permanents et transitoires), ce système n'a pour l'instant, ni montré sa supériorité sur les solutions classiques où les écrans sont solidaires de l'inducteur, ni présenté d'indices susceptibles de l'écarter puisque le gain cryogénique correspondant à la réduction des pertes froides compensent les pertes dans l'arbre (le glissement, qui varie comme $\frac{P}{L_5}$ (eq. 6) serait d'environ $3 \cdot 10^{-4}$ pour une puissance de 0,5 GW si on réalise une homothétie de notre prototype). L'article précédent résume les résultats des calculs effectués par Dagalak⁽⁶⁹⁾ et Pinet⁽¹⁾ sur ce type de machine. Pinet⁽¹⁾ a montré que dans le cas où le dipôle inducteur est libre de tourner à l'intérieur de l'écran solidaire de la turbine, celui-ci, étant donné sa faible inertie, peut constamment s'aligner dans le champ maximum qu'il rencontre et joue parfaitement son rôle diamagnétique pour les structures internes du rotor ce qui diminue le risque de transition du dipôle par élévation de la température au delà de la température critique pendant les oscillations de resynchronisme.

Pour vérifier ce point sur le prototype, il est nécessaire de connecter la machine sur un réseau (réel ou simulé par une autre machine synchrone de grande inertie), ce qui ne peut être réalisé avec les moyens du laboratoire. Si cet essai s'avérait positif, il effacerait la relative complexité mécanique liée à l'existence de deux systèmes tournants indépendants et permettrait d'envisager un développement de ce type de machine.

CONCLUSION

Nous avons démontré la faisabilité et le bon fonctionnement d'un cryoalternateur de 500 kW, aussi bien en régime permanent qu'en régime transitoire. L'étude menée sur une machine à entraînement hypersynchrone, pouvant aussi fonctionner en machine synchrone classique, ne permet pas de conclure en faveur de l'une ou l'autre de ces configurations. La machine s'est montrée d'un comportement facile à maîtriser et d'une fiabilité encourageante pour un prototype expérimental. Des modèles simples nous ont permis d'analyser convenablement les phénomènes, notamment en ce qui concerne les régimes permanents, les régimes transitoires et leurs incidences sur la tenue mécanique des écrans. Comme nous l'avons signalé, il resterait à réaliser des essais de couplage sur le réseau qui ne sont pas envisageables avec nos moyens expérimentaux. A l'exception des problèmes cryogéniques qui sont très différents, les résultats obtenus peuvent s'extrapoler à des machines de grande taille.

R E F E R E N C E S

- (1) PINET Cl. Régimes transitoires des alternateurs supraconducteurs à transmission hypersynchrone du couple. Thèse Grenoble 1977.
- (2) SABRIE J.L. Research and Development of cryoalternators for large electrical power systems. Proceedings of the sixth I.C.E.C. Grenoble 1976, edited by K. Mendelssohn, I.P.C. Science and Techn. Press, p. 41-47.
- (3) EDWARDS J.S. Superconducting generator technology. An overview. I.E.E.E. Trans. Mag. Vol. Mag. 15 n° 1, J. 1979, p. 673-679.
- (4) OBERHOUSER C.J., KINNER H.R. Some considerations in the design of a superconducting alternator. Advances in Cryogenic Engineering, Vol. 13, P. 161-165, Edited by Timmerhauss, Plenum Press, N.Y.
- (5) ECKERT D., LANGE F., ENDIG M., MULLER G., SEIDEL W.
Three phase synchronous alternators with superconducting field winding. Proceedings of the 1972 A.S.C. Annapolis, I.E.E.E. Pub n° 72 CH 0682.5. TAB SC, p. 128.
- (6) JONES C.K.-LITZ D.C. Cryogenic considerations in the development and operation of a large superconducting synchronous generator. Advances in Cryogenic Engineering. Ed. Timmerhauss, Plenum Press N.Y. Vol. 19, P. 44-52.
- (7) STEKLY Z.J.J., WOODSON H.H., HATCH A.M., HOPPIE I.O., HALAS E.
A study of alternators with superconducting field windings. I.E.E.E. Trans. PAS 85, p. 274, 1966.
- (8) SMITH J.L., WILSON G.L., KIRTLEY J.L., KEIM T.A.,
Results from the MIT-EPRI 3MVA superconducting alternator. I.E.E.E. Trans. Mag., Vol. MAG 13, p. 751, 1977.
- (9) THULLEN P., DUDLEY J.C., GREENE D.L., SMITH J.L., WOODSON H.H.,
I.E.E.E. Trans. PAS 90, p. 611, 1971.
- (10) VERKIN B., POGORELOV A., PAKIN V., FORNIN B., KHUTORESKY G., FILIPPOV I.
2 MW turbogenerator with a superconducting field winding. Proceedings of I.C.E.C.7, I.P.C. Science and Tech. Press, 1978, p. 293-295.

- (11) GLEBOV I., DANILEVITCH Ja., DANKO V., NOVITSKY V., SHAKHTARIN V.,
Superconducting turbogenerators and future trends of their
development. Congrès Electrotechnique mondial, Juin 1977,
Moscou.
- (12) KLIMENKO E. et al. 100 kW alternating current generator with a su-
perconducting solenoid.
Report IAE 2182. Kurchatov Inst. of Atomic Energy, 1972,
Moscou.
- (13) GLEBOV I., Superconducting magnet systems and electrical machines
I.E.E.E., Trans. Mag. Vol. MAG 11 n° 2, 1975, p. 657.
- (14) BLAUGHER R.B., FAGAN T.J., PARKER J.H., WELLS J., Mc CABRIA J.,
A high speed superconducting generator. Proceedings of
I.C.E.C.V. IPC Science and Technology Press, 1975, p. 143-
148.
- (15) RIOS P. et al. Component development for a 20 MVA superconducting
generator. Congrès Electrotechnique mondial, Moscou, 1977.
- (16) USHIO K. et al. Design and testing of a 10 kVA superconducting syn-
chronous machine. Proceedings of I.C.E.C. V. IPC Science and
Technology Press, 1975, P. 312-315.
- (17) AKIYAMA S., FUJINO H., ISHIHARA A., UEDA K.
Superconducting synchronous machine. Proceedings of I.C.E.C. V,
I.P.C. Science and Technology Press, 1975, p. 308-311.
- (18) IWAMOTO M., FUJINO H., 6250 kVA superconducting generator.
Cryogenics, p. 51, January 1978.
- (19) SABRIE J.L., Communication privée (CIGRE , LENINGRAD, 1979).
- (20) OGATA H. et al. Thermal design of a cryogenic rotor for a 50 MVA
superconducting generator. Proceedings of I.C.E.C. VII, 1978,
p. 276, IPC Science and Technology Press.
- (21) SMITH J.L., WILSON G.L., KIRTLEY J.L.
M.I.T. DOE Program to demonstrate an advanced superconducting
generator. I.E.E.E. Trans. Mag. Vol. Mag. 15, n° 1, p. 727
(1979)
- (22) NOWAK et al. Einige ingenieurwissenschaftliche probleme bei synchron-
maschinen mit supraleitender erregwicklung.
Présenté à la réunion de l'Académie des Sciences Pilsen.
Novembre 1977.

- (23) RUELLE G. Main problems met in the study of cryogenic generators.
Proceedings of I.C.E.C. V, IPC Science and Techn. Press.,
1976, p. 160.
- (24) RABINOWITZ M., Cryogenic power generation. Cryogenics, Vol. 17,
p. 319, 1977.
- (25) RENARD M., brevet d'invention ANVAR n° 72.38.967.
- (26) SEALOL Europe SARL, 27, rue Michelet 92000 NANTERRE.
- (27) ENCO, 2, rue J. Lemoine 94000 CRETEIL.
- (28) ROUBEAU P., DER NIGOHOSSIAN G., AVENEL O., Adsorption de l'hélium 4
par le charbon actif. Colloque international Vide et Froid
Le Vide n° 143, p. 27 (1969).
- (29) Etude menée avec la collaboration de C. Pinet et M. Renard.
- (30) S.A.F., Sous-agence de Grenoble, 54, bd Ml Roch, 38 Grenoble.
- (31) Engrenages et Réducteurs (Citroën et Messian), 3, rue Latécoère,
78140 Velizy, Villacoublay.
- (32) PAULSTRA, 61, rue Marius Aulan, 92035 Levallois Perret.
- (33) METRAVIB, 24b, chemin des Mouilles, 69130 Ecully.
- (34) R. BIGRET, Vitesses critiques de flexion des rotors poutres. Mécanique
T3, B 770, Techniques de l'Ingénieur.
- (35) S. TIMOSHENKO, Résistance des matériaux, T.1, p. 156, Ed. Dunod.
- (36) W.D. LEE, M. Sc. Thesis, MIT (1970).
- (37) GAMBLE B.B., Development of a helium transfer coupling for a super-
conducting generator rotor. Advances in Cryogenic Engineering,
Vol. 23, p. 125, Plenum Press 1978.
- (38) A. BEJAN et al, Superconducting alternator test results. Advances
in Cryogenic Engineering, Vol. 29, p. 53, Plenum Press.
- (39) AKIYAMA S. et al, The model rotor of the 6MVA superconducting gene-
rator. Proceedings of I.C.E.C.6, 1976, p. 432, IPC Science
and Techn. Press.
- (40) J. BLOUET, Usure. Mécanique et Chaleur, T.3, B 585, Techniques de
l'Ingénieur.
- (41) R.H. PARK, Two reaction theory of synchronous machines, A.I.E.E.
Trans. Vol. 48, p. 716, July 1929.

- (42) N. DAGALAKIS, Electromechanical design for an inertial spool superconducting generator. Ph. D. thesis, MIT 1974.
- (43) A. MAILFERT, M. RENARD, Brevet d'invention ANVAR n° 7306118.
- (44) D. GREENEISEN. A design program for superconducting electrical machines. M.Sc. thesis MIT 1968.
- (45) R.L. RUSSELL, K.H. NORSWORTHY, Eddy currents and wall losses in screened rotor induction motors. I.E.E., p. 163, April 1958.
- (46) P. ARNAIL, Régimes transitoires dans les machines à courant alternatif. Cours I.N.P.G.
- (47) D.N. LYON, Boiling heat transfer and peak nucleate boiling fluxes in saturated liquid helium between λ and critical temperature. Adv. in Cryogenics, Vol. 5 (1964), p. 371, Plenum Press.
- (48) T.J.E. MILLER, P.J. LAWRENSON, Penetration of transient magnetic fields through conducting cylindrical structures with particular reference to superconducting a.c. machines. Proc. I.E.E.E., Vol. 123, n° 5, p. 437 (1976).
- (49) G. MARTINELLI et al, Screening of transient electromagnetic fields in superconducting turbogenerators. Présenté à la Conf. Int. sur Les Machines Electriques, Sept. 1978, Bruxelles.
- (50) L. BOYER, G. FOURNET, Contribution à l'étude des machines supraconductrices hétéropolaires à compensation de couple synchrone. Thèse Paris VI. Avril 1979
- (51) P.J. LAWRENSON, T.J.E. MILLER, J.M. STEPHENSON, A. ULA. Damping and screening in the synchronous superconducting generator. Proc. I.E.E., Vol. 123, n° 8, p. 787 (1976)
- (52) N. DAGALAKIS, Electromechanical design for an inertial spool superconducting generator. M.I.T. Ph. D. Thèse (1975).
- (53) S. TIMOSHENKO, Résistance des Matériaux, Ed. Dunod.
- (54) BASS , Cours de Mathématiques, Ed. Masson.
- (55) T.H. EINSTEIN, System performance characteristics of superconducting alternators for electric utility power generation. I.E.E.E. TPAS, Vol. 94, p. 310 (1975)

- (56) M.C. JONES, V.D. ARP, Review of hydrodynamics and heat transfer for large helium cooling system. Progrès du froid aux très basses températures (centenaire de la première liquéfaction de l'air), p. 201, éd. par l'I.I.F. (1978).
- (57) R.L. BAILEY, Rotating shaft seals, Publication ASME, 76, DET-97 (Sept. 76)
- (58) M. BERTHET, P. DENIS, A. MARQUET, Aspects particuliers de la réfrigération d'un cryoalternateur. Progrès du froid aux très basses températures (centenaire de la première liquéfaction de l'air), p. 209, éd. par l'I.I.F. (1978)
- (59) J.H. PARKER, R.A. TOWNE, Design of large superconducting turbine generators for electric utility application. I.E.E.E. PES, W.P. Meeting (Janvier 1978).
- (60) P.W. ECKELS, A.S. YING, A helium cooling system for large superconducting AC generators. Publication ASME, 77 WA/HT 36.
- (61) R.G. SCURLOCK, Thermodynamics of helium in high speed rotating machines. Proc. of the sixth I.C.E.C., Grenoble 1976. ed. by K. Mendelssohn, IPC Science and Tech. Press, p. 35.
- (62) A. BEJAN, Refrigeration for rotating superconducting windings of large ac electric machines. Cryogenics 16, p. 153 (1976).
- (63) T.E. LASKARIS, A cooling concept for improved field winding performance in large superconducting ac generators, Cryogenics 17, p. 201 (1977).
- (64) J. MALDY, P. DUBOIS, J. GERARD, Les composants supraconducteurs à base de filaments de niobium-titane. R.G.E., t. 88, n° 2, p. 120 (1979).
- (65) M.M. STEEVES, J.L. KIRTLEY Jr., Toroidal winding geometry for high voltage superconducting alternators, I.E.E.E., Trans. Pas, Vol. 92, n° 4 (1973).
- (66) C. FLICK, New armature winding concept for EHV and high CFCT applications of superconducting turbine generator. I.E.E.E. paper A 78, 313.9 (1978).
- (67) S.Y. HAHN, A. MAILFERT, A. REZZOUG, L. BOYER, Transient performance of superconducting three element synchronous machine. Présenté à A.S.C. 1978, Pittsburgh, Sept. 1978.
- (68) N. DAGALAKIS, J.L. KIRTLEY, Protection of superconducting field windings for electrical machines by the use of an inertial free electro-mechanical field, I.E.E.E. Trans. Mag., Vol. Mag. 11 n° 2, p. 650 (1975).

