

EUR 3561 d-f-e

EUROPÄISCHE ATOMGEMEINSCHAFT
COMMUNAUTÉ EUROPÉENNE DE L'ÉNERGIE ATOMIQUE
EUROPEAN ATOMIC ENERGY COMMUNITY

E U R A T O M

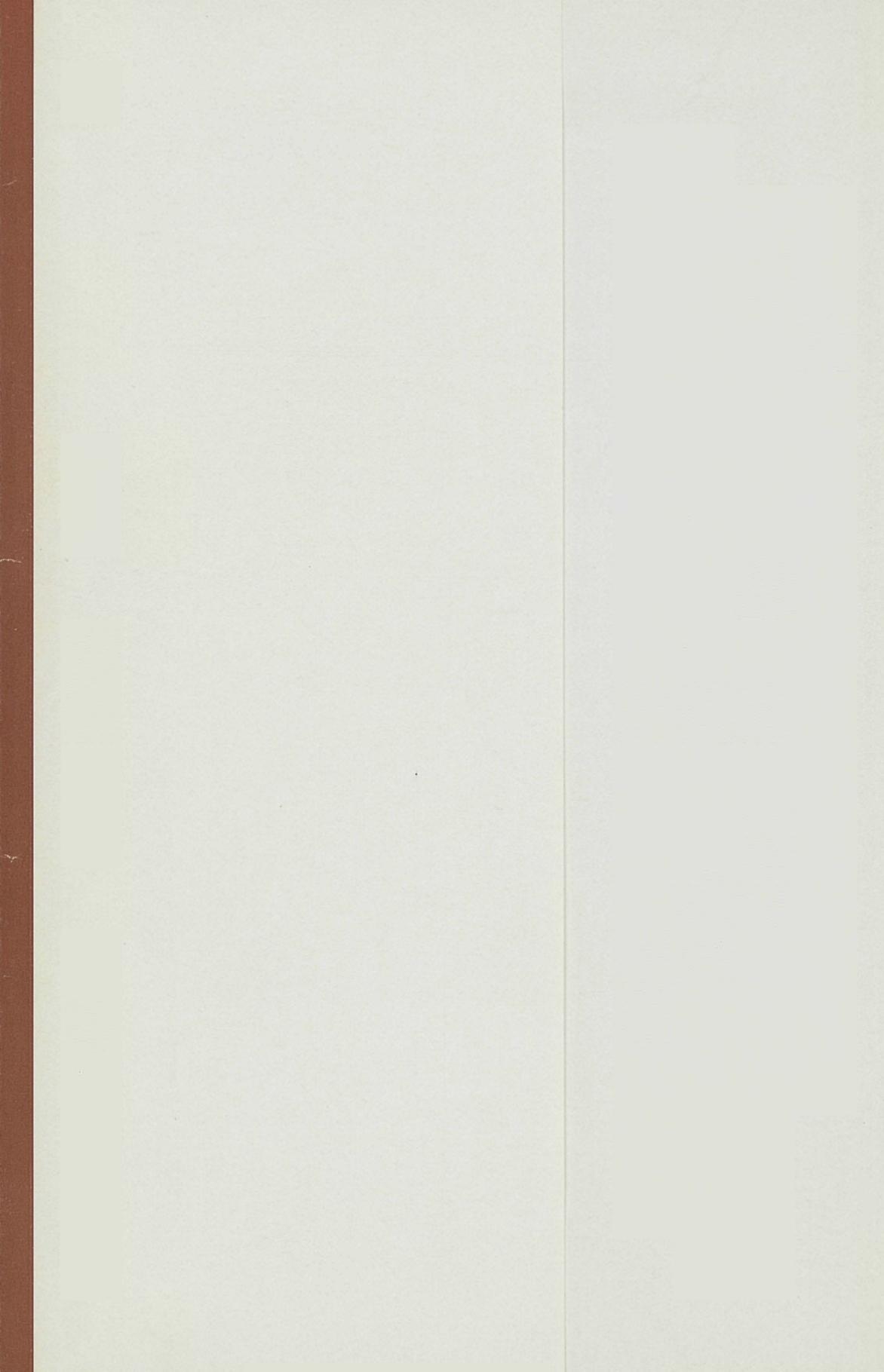
**DIE WEITERENTWICKLUNG
DER LEICHTWASSERREAKTOREN
IN DER GEMEINSCHAFT**

**LE DEVELOPPEMENT DES REACTEURS
A EAU LEGERE DANS LA COMMUNAUTE**

**THE DEVELOPMENT OF LIGHT WATER
REACTORS IN THE COMMUNITY**



Brüssel, Belgien, den 23.-24. November 1966.
Bruxelles, Belgique, les 23 et 24 novembre 1966.
Brussels, Belgium, November 23-24, 1966.



EUR 3561 d-f-e

EURATOM

DIE WEITERENTWICKLUNG
DER LEICHTWASSERREAKTOREN
IN DER GEMEINSCHAFT

LE DEVELOPPEMENT DES REACTEURS
A EAU LEGERE DANS LA COMMUNAUTE

THE DEVELOPMENT OF LIGHT WATER
REACTORS IN THE COMMUNITY



Brüssel, Belgien, den 23.-24. November 1966.
Bruxelles, Belgique, les 23 et 24 novembre 1966.
Brussels, Belgium, November 23-24, 1966.

EUR 3561 d-f-e

EUROPÄISCHE ATOMGEMEINSCHAFT
COMMUNAUTÉ EUROPÉENNE DE L'ÉNERGIE ATOMIQUE
EUROPEAN ATOMIC ENERGY COMMUNITY

E U R A T O M

DIE WEITERENTWICKLUNG DER LEICHTWASSERREAKTOREN IN DER GEMEINSCHAFT

LE DEVELOPPEMENT DES REACTEURS A EAU LEGERE DANS LA COMMUNAUTE

THE DEVELOPMENT OF LIGHT WATER REACTORS IN THE COMMUNITY

Berichte der von Euratom veranstalteten Tagung
Comptes-rendus des Journées organisées par Euratom
Proceedings of the Meeting organised by Euratom

Brüssel, den 23.-24. November 1966
Bruxelles, les 23 et 24 novembre 1966
Brussels, November 23-24, 1966

Herausgegeben von — Publié par — Published by

E U R A T O M

Brüssel
Oktober 1967

Bruxelles
octobre 1967

Brussels
October 1967

LEGAL NOTICE

The Commission of European Communities and its departments are not responsible for the use which could be made of the following information.

Price: FB 600 — DM 48 — FF 60
Lit 7490 — Fl 44 — \$ 12.

INHALTSVERZEICHNIS

TABLE DES MATIERES

CONTENTS

J. GUERON (EURATOM, Bruxelles)	
Préface	1
H. MICHAELIS (EURATOM, Bruxelles)	
Energiewirtschaftliche Beurteilung des erreichten Standes der Entwicklung von Kernkraftwerken	3
H. KORNBICHLER (AEG, Frankfurt a.M.)	
Der moderne Siedewasserreaktor und seine sicherheitstechnischen Aspekte	29
K. TRAUBE (AEG, Frankfurt a.M.)	
Anordnung von Kühlwasserumwälzpumpen innerhalb des Druckgefäßes von Siedewasserreaktoren	43
K. GAFFAL (KSB, Frankenthal/Pfalz)	
Entwicklung reaktorinterner Axialpumpen	63
A. KIRCHENMAYER (AEG, Frankfurt a.M.)	
Stabilitätsuntersuchungen für Siedewasserreaktoren	75
W. DEBRAY — L. STIEDING (SIEMENS, Erlangen)	
Neuere Ergebnisse zum Problem der Voroxydation und der Wasserstoffaufnahme von Zircaloy-Legierungen in Wasser und Dampf	85
Cl. MOUSSEZ — A. ROSUEL (SNECMA, Paris)	
Recherches expérimentales sur les écoulements biphasés centrifugés	99
G. DU BOUCHERON (SNECMA, Suresnes)	
Caractéristiques techniques et économiques d'un réacteur à eau bouillante de 600 MWe utilisant des assemblages combustibles à bandes vrillées	125
K.-H. LOCHMANN (AEG, Frankfurt a.M.)	
Die Entwicklung des AEG-Dampfabscheiders	145
M. MIRONE — F. SANTASILIA (ENEL, Rome)	
A. COLLING (EURATOM, Bruxelles)	
Results of the special tests conducted at the Garigliano BWR powerstation under the research and development program	161
Annex I	195
Annex II	215
W. ULLRICH (AEG, Frankfurt a.M.)	
Die Entwicklung des Steuerstabantriebes der AEG	247

A. ZIEGLER (SIEMENS, Erlangen)	
Druckbehälter aus Spannbeton für wassergekühlte Reaktoren	273
L.A. MARIQUE — P. KLEES — R.G. SAINT-PAUL (ACEC, Charleroi)	
Optimisation et normalisation des équipements principaux des réacteurs à eau sous pression	287
W. BRAUN — P. KAFKA — G. ULRYCH (SIEMENS, Erlangen)	
Untersuchungen zur wärme- und strömungstechnischen Auslegung des Kerns grosser Leichtwasser-Leistungsreaktoren	295
L. BINDLER — P. DERAMAIX (C.E.N./BELGONUCLEAIRE, Bruxelles)	
Chargement de plutonium dans le réacteur Saxton	307
H. BAIRIOT — J. DEBRUE — F. DE WAEGH — E. FOSSOUL — F. MOTTE — E. VANDEN BEMDEN — W. VAN LIERDE (C.E.N./BELGONUCLEAIRE, Bruxelles)	
Développement de combustibles plutonifères et étude en vue de recyclage de plutonium dans les réacteurs à eau légère	335
A. CAMPLANI — F. CIOLI (ENEL, Rome)	
Description of tests to be conducted on Trino Vercellese power plant under the ENEL-EURATOM research program	379
G. BOGGIO (EURATOM, Bruxelles)	
Feasibility study of a 1000 MWe BWR utilizing a prestressed concrete pressure vessel . . .	397
B. TARDES — J.P. HAPPICH (S.E.E.E., Paris)	
Etude d'un caisson en béton précontraint pour un réacteur à eau bouillante de 1000 MWe .	445
S. LEVAN — J. BADIALI (ALSTHOM, Paris)	
Contribution à l'étude du comportement dynamique du cœur d'un réacteur à eau bouillante	485
J. HÖCHEL (AEG, Frankfurt a.M.)	
Entwicklung und Erprobung von Brennelementen für den Heissdampfreaktor Grosswolzheim (HDR)	521
P. KRUYTS (EURATOM, Bruxelles)	
Conclusions	565
Verzeichnis der Verfasser - Index des Auteurs - Author Index	570

TEILNEHMERLISTE
LISTE DES PARTICIPANTS
LIST OF PARTICIPANTS

ALBERTI, P., Electricité de France, Paris, France.
ANDLER, M., Interatom, Bensberg, Allemagne.
ARMBRUSTER H., Kernkraftwerk-Betriebsgesellschaft, Karlsruhe, Allemagne.

BADIALI J., (Mme), Alsthom, Paris, France.
BAEHR A., Euratom — CCR Ispra, Italie.
BAIRIOT, H., Belgonucléaire, Bruxelles, Belgique.
BARTH, J., Alsthom, Paris, France.
BARUFFA, A., Euratom — Industrie & Economie, Bruxelles, Belgique.
BASSO G., CNEN, Roma, Italie.
BASTL W., Inst. für Mess- und Regelungstechnik, München, Allemagne.
BATAILLE, Ministère des Affaires Economiques, Bruxelles, Belgique.
BELOT, F., UCE Linalux-Hainaut, Liège, Belgique.
BENZLER H., Euratom — Industrie & Economie, Bruxelles, Belgique.
BERGE Ph., Euratom — Recherche & Enseignement, Bruxelles, Belgique.
BERGER, SEM Hispano-Suiza, Velizy, France.
BINDLER L., CEN, Mol, Belgique.
BOCK E., Euratom — CID, Bruxelles, Belgique.
BÖHM E., Gutehoffnungshütte, Sterkrade-O, Allemagne.
BOGGIO G., Euratom — Recherche & Enseignement, Bruxelles, Belgique.
BORN D., NUKEM, Hanau, Allemagne.
BÖRNKE F., Rheinisch-Westfälisches Elektrizitätswerk, Essen, Allemagne.
BRAND R., Electricité de France, Paris, France.
BRAUN W., Siemens, Erlangen, Allemagne.
BREMER F., Fried. Krupp Universalbau, Essen, Allemagne.
BRÜCHNER H.J., AEG, Frankfurt a.M., Allemagne.
BRUSCHETTI S., Ansaldo, Genova, Italie.
BRÜTT P., Gutehoffnungshütte, Sterkrade-O., Allemagne.
BÜCHSENSCHÜTZ R., Deutsche Babcock & Wilcox Werke, Oberhausen, Allemagne.
BUFFONI G., CNEN, Roma, Italie.

CADEAU, Bureau Veritas, Paris, France.
CALBERG G., Electrobél, Bruxelles, Belgique.
CAMPLANI A., ENEL, Roma, Italie.
CARRASSE, Alsthom, Paris, France.
CAYOL, Electricité de France, Paris, France.
CHAUMUZEAU, CEA, Paris, France.
CHERMANNE J., Belgonucléaire, Bruxelles, Belgique.
CHINAGLIA L., Electricité de France, Paris, France.
CIOLI F., ENEL, Roma, Italie.
COLLING A., Euratom — Recherche & Enseignement, Bruxelles, Belgique.

COSTES D., CEA, Saclay, France.
CREISSELS, CICAFA, Bollène, France.
CLETTE J.P., Groupement Atomique Alsacienne Atlantique, Bruyères le Chatel, France.
CRISPINO E., SNAM, Milano, Italie.

DALLA VOLTA F., Ansaldo, Genova, Italie.
DALDRUP H., Euratom — Industrie & Economie, Bruxelles, Belgique.
DAVIS P., US Mission to the European Communities, Bruxelles, Belgique.
DE BACCI M., Euratom — Recherche & Enseignement, Bruxelles, Belgique.
DEBRAY W., Siemens, Erlangen, Allemagne.
DEBRUE J., CEN, Mol, Belgique.
DE KLUIS P.H., Machinefabriek Breda, Breda, Pays-Bas.
DELAURE, CEA, Saclay, France.
DENNIELOU Y., Electricité de France, Paris, France.
DESCAZEUX J., Indatom, Paris, France.
DERAMAIX P., Belgonucléaire, Bruxelles, Belgique.
DE WAEGH F., Belgonucléaire, Bruxelles, Belgique.
DEWEZ D., Sté Générale des Minerais, Bruxelles, Belgique.
DIERKENS F., Centre et Sud, Bruxelles, Belgique.
DOMENJOUR P., Alsthom, Paris, France.
DONATO M., Euratom — Industrie & Economie, Bruxelles, Belgique.
DOPCHIE H., Société de Traction et d'Electricité, Bruxelles, Belgique.
DOSINEL P., Société de Traction et d'Electricité, Bruxelles, Belgique.
DU BOUCHERON G., Snecma, Suresnes, France.

EBERLE, Brown Boveri/Krupp Reaktorbau, Mannheim, Allemagne.
EHRENTREICH J., Euratom — Industrie & Economie, Bruxelles, Belgique.
EHRINGER H., Euratom — Recherche & Enseignement, Bruxelles, Belgique.
EIDELMAN D., Snecma, Suresnes, France.
EITZ A.W., Rheinisch-Westfälisches Elektrizitätswerk, Essen, Allemagne.
ELKOUBY A., CEA, Saclay, France.
ELLMER, Rheinisch-Westfälisches Elektrizitätswerk, Essen, Allemagne.
ENGELS F., Euratom — Diffusion des Connaissances, Bruxelles, Belgique.
ERKES P., Société de Traction et d'Electricité, Bruxelles, Belgique.
ERTAUD A., Groupement Atomique Alsacienne Atlantique, Bruyères le Chatel, France.

FABREGA, CEA, Saclay, France.
FERNET P., Euratom — Industrie & Economie, Bruxelles, Belgique.
FODE M., Compagnie Générale d'Electricité, Paris, France.
FONTERAY, CEA, Saclay, France.
FOSSOUL E., Belgonucléaire, Bruxelles, Belgique.
FOURE Cl., Snecma, Suresnes, France.
FRAUDE A., Euratom — Industrie & Economie, Bruxelles, Belgique.
FRIDRICH Al., Rheinisch-Westfälisches Elektrizitätswerk, Essen, Allemagne.
FÜRSTE, Brown Boveri/Krupp Reaktorbau, Mannheim, Allemagne.

GAFFAL K., Klein, Schanzlin & Becker, Frankenthal/Pfalz, Allemagne.
GAUDIOSI G., CNEN, Roma, Italie.
GAUZIT M., Compagnie Générale d'Electricité, Paris, France.
GERARD Ch., ACEC, Charleroi, Belgique.

GHILARDOTTI G., SNAM, Milano, Italie.
 GUERON J., Euratom — Recherche & Enseignement, Bruxelles, Belgique.
 GIORDANO P., CNEN, Roma, Italie.
 GOEDE A., Interatom, Bensberg, Allemagne.
 GOEMANS T., Technische Hogeschool Delft, Delft, Pays-Bas.
 GOENS J., CEN, Mol, Belgique.
 GRASS G., Euratom — CCR Ispra, Ispra, Italie.
 GRETZ J., Euratom — CCR Ispra, Ispra, Italie.
 GUTMANN H., Versuchsatomkraftwerk Kahl, Kahl, Allemagne.

HAPPICH J.P., Société d'Etudes et d'Equipements d'Entreprises, Paris, France.
 HARDE R., Interatom, Bensberg, Allemagne.
 HAXEL O., Zweites Physikalisches Institut der Universität Heidelberg, Heidelberg, Allemagne.
 HENSSLER H., Euratom — Recherche & Enseignement, Bruxelles, Belgique.
 HERNALSTEEN P., Société de Traction et d'Electricité, Bruxelles, Belgique.
 HERRLI W., Machinefabriek Breda, Breda, Pays-Bas.
 HEYNDRICKX M., Euratom — Recherche & Enseignement, Bruxelles, Belgique.
 HINZ F., Vereinigte Elektrizitätswerke Westfalen, Dortmund, Allemagne.
 HÖCHEL J., AEG, Frankfurt a.M., Allemagne.
 HOEKSTRA E.K., Reactor Centrum Nederland, Den Haag, Pays-Bas.
 HOFMAN W., Reactor Centrum Nederland, Den Haag, Pays-Bas.
 HOFFMANN J., Commissaire du Gouvernement Luxembourgeois.
 HUBERLANT M., Métallurgie et Mécanique Nucléaires, Dessel, Belgique.
 HUBERT E.H., Euratom — Recherche & Enseignement, Bruxelles, Belgique.
 HUNDT D., AEG, Frankfurt a.M., Allemagne.
 HÜTHER R., Klein, Schanzlin & Becker, Frankenthal/Pfalz, Allemagne.

JÜNGER G., Klein, Schanzlin & Becker, Frankenthal/Pfalz, Allemagne.

ILTIS Th., US Mission to the European Communities, Bruxelles, Belgique.

KAFKA P., Siemens, Erlangen, Allemagne.
 KALLENBACH R., Kernkraftwerk Obrigheim, Stuttgart, Allemagne.
 KAUT W., Euratom — Industrie & Economie, Bruxelles, Belgique.
 KEMPEN M., Bundesministerium für Wissenschaftl. Forschung, Bad Godesberg, Allemagne.
 KIND A., Euratom — CCR Ispra, Ispra, Italie.
 KIRCHENMAYER A., AEG, Frankfurt a.M., Allemagne.
 KLEES P., ACEC, Charleroi, Belgique.
 KLERSY R., Euratom — CCR Ispra, Ispra, Italie.
 KLÜGE H., Steinkohlen-Elektrizität AG, Essen, Allemagne.
 KNELLER Ch., Energie-Versorgung Schwaben, Stuttgart, Allemagne.
 KNOGLINGER E., Nukem, Hanau, Allemagne.
 KOEPCKE W., BBC/Krupp, Berlin-Frohnau, Allemagne.
 KOL G., Ministerie van Economische Zaken, Pays-Bas.
 KORNBICHLER H., AEG, Frankfurt a.M., Allemagne.
 KRUYSS P., Euratom — Recherche & Enseignement, Bruxelles, Belgique.

LAAN S., De Rotterdamsche Droogdok Maatschappij, Rotterdam, Pays-Bas.
 LAMBERT DE FRONDEVILLE, Compagnie Française Thomson-Houston, Chatou, France.
 LATZKO D.G.H., Technische Hogeschool Delft, Delft, Pays-Bas.
 LEENDERS L., CEN, Mol, Belgique.

LEHNHOFF H., MAN, München, Allemagne.
 LEJEUNE J.M., Métallurgie et Mécanique Nucléaires, Bruxelles, Belgique.
 LEMOING M., Indatom, Paris, France.
 LEO B., SENA, Paris, France.
 LEONARDINI L., Euratom — Industrie & Economie, Bruxelles, Belgique.
 LEVAN S., Alsthom, Paris, France.
 LOCHMANN K.-H., AEG, Frankfurt a.M., Allemagne.
 LOUIS F., Electrobél, Bruxelles, Belgique.

MARCHANDISE H., Euratom — Industrie & Economie, Bruxelles, Belgique.
 MARIEN P., Euratom — Cabinet de Monsieur le Commissaire DE GROOTE, Bruxelles, Belgique.
 MARIQUE L.A., ACEC, Charleroi, Belgique.
 MARTIN H., Euratom — Industrie & Economie, Bruxelles, Belgique.
 MASSE A., Ministère des Affaires Economiques, Bruxelles, Belgique.
 MAURER H., Euratom — Industrie & Economie, Bruxelles, Belgique.
 MAYINGER F., MAN, Nürnberg, Allemagne.
 MECHELYNCK Ph., Euratom — Recherche & Enseignement, Bruxelles, Belgique.
 MEROT J.P., Société d'Etudes et d'Equipements d'Entreprises, Paris, France.
 MEYER F., Versuchsatomkraftwerk Kahl, Kahl, Allemagne.
 MICHAELIS H., Euratom — Industrie & Economie, Bruxelles, Belgique.
 MICHON X., Electricité de France, Paris, France.
 MINSART G., CEN, Mol, Belgique.
 MIRONNE M., ENEL, Roma, Italie.
 MONNIER Th., TNO-IBBC, Delft, Pays-Bas.
 MONTOIS P., Euratom — Industrie & Economie, Bruxelles, Belgique.
 MORANVILLE Cl., Euratom — CCR Ispra, Ispra, Italie.
 MORDCHELLES M., Société Bertin, Plaisir, France.
 MOSTERT P., GKN, Arnhem, Pays-Bas.
 MOTTE F., CEN, Mol, Belgique.
 MOUSSEZ Cl., SNECMA, Paris, France.
 MULDER Th., Euratom — Budget et Finances, Bruxelles, Belgique.
 MÜLLER, Gfk Karlsruhe, Karlsruhe, Allemagne.

NACFAIRE H., Euratom — Industrie & Economie, Bruxelles, Belgique.

OLIVA D., CNEN, Roma, Italie.
 ORLOWSKI S., Euratom — CCR Ispra, Ispra, Italie.

PATZELT H., Euratom — CID, Bruxelles, Belgique.
 PELLEGRINO G., Euratom — Industrie & Economie, Bruxelles, Belgique.
 PERRIN J., Framatome, Paris, France.
 PETRANGELI G., CNEN, Roma, Italie.
 PEUSTER K., Heissdampfreaktor Betriebsgesellschaft, Kahl, Allemagne.
 PILLON J., (Melle), Euratom — Industrie & Economie, Bruxelles, Belgique.
 PLEINEVAUX Cl., Euratom — Industrie & Economie, Bruxelles, Belgique.
 PRETTI J., Electricité de France, Paris, France.
 PRINS C.A., Technische Hogeschool Delft, Delft, Pays-Bas.

RENAUDIN D., Indatom, Paris, France.
 RITZ H., Kernkraftwerk-Betriebsgesellschaft, Leopoldshafen, Allemagne.
 RÖDEL W., KSB-Belgique.

RÖSCH H., Heissdampfreaktor Betriebsgesellschaft, Kahl, Allemagne.
ROSUEL A., Snecma, Paris, France.
ROTH M., Nukem, Hanau, Allemagne.

SAINT-PAUL R.G., ACEC, Charleroi, Belgique.
SANTASILIA F., ENEL, Roma, Italie.
SCALLIET R., Euratom — Industrie & Economie, Bruxelles, Belgique.
SCHMALE H., Rheinisch-Westfälisches Elektrizitätswerk, Essen, Allemagne.
SCHNURER H., Institut für Mess- und Regelungstechnik, München, Allemagne.
SCHOBER W., Bayernwerk, München, Allemagne.
SCHULLER A., AEG, Frankfurt a.M., Allemagne.
SCHUMACHER K., Euratom — Industrie & Economie, Bruxelles, Belgique.
SEBILLE J., Euratom — Recherche & Enseignement, Bruxelles, Belgique.
SELVAGGI G., FIAT, Torino, Italie.
SEYNAEVE F., Groupement Professionnel de l'Industrie Nucléaire, Bruxelles, Belgique.
SIEBERTZ A., CEN, Mol, Belgique.
SIEBKER M., Euratom — Industrie & Economie, Bruxelles, Belgique.
SIMON THOMAS J.P., Technische Hogeschool Eindhoven, Eindhoven, Pays-Bas.
SNOY R., CEN, Mol, Belgique.
SÖNKSEN D., Hamburgische Elektrizitäts-Werke, Hamburg, Allemagne.
STIEDING L., Siemens, Erlangen, Allemagne.
STIEVENART P., Electrobél, Bruxelles, Belgique.
STOLL, Alkem, Leopoldshafen, Allemagne.
STRASSER W., Bayernwerk, München, Allemagne.
STURMFELS M., Hochtief, Frankfurt a.M., Allemagne.

TARBES B., Société d'Etudes et d'Equipements d'Entreprises, Paris, France.
TAVERNIER G., Belgonucléaire, Bruxelles, Belgique.
TERPSTRA J., Euratom — Industrie & Economie, Bruxelles, Belgique.
THIBIERGE M., Electricité de France, Paris, France.
THIMMESCH Ed., Groupement Professionnel de l'Industrie Nucléaire, Bruxelles, Belgique.
TOUTLEMONDE J., Alsthom, Paris, France.
TRAUBE K., AEG, Frankfurt a.M., Allemagne.
TREMBA E., Hamburgische Elektrizitäts-Werke, Hamburg, Allemagne.
TRIOULAIRE M., Indatom, Paris, France.
TYTGAT D., Euratom — Recherche & Enseignement, Bruxelles, Belgique.

ULLRICH W., AEG, Frankfurt a.M., Allemagne.
ULRYCH G., Siemens, Erlangen, Allemagne.

VAESSEN M., Hochtief, Frankfurt a.M., Allemagne.
VALENTINI G., Euratom — Recherche & Enseignement, Bruxelles, Belgique.
VAN DEN BEMDEN E., Belgonucléaire, Bruxelles, Belgique.
VAN DER KRAAN W., Neratoom, Den Haag, Pays-Bas.
VAN LIERDE W., CEN, Mol, Belgique.
VAN RYSELBERGE M., Laborelec, Bruxelles, Belgique.
VELZEBOER J.W., Neratoom, Den Haag, Pays-Bas.
VINCK W., Euratom — Industrie & Economie, Bruxelles, Belgique.
VON ROHR H., Vertretung der Bundesrepublik Deutschland bei den Europäischen Gemeinschaften,
Bruxelles, Belgique.

WAGENER H., UNICE Commission Spéciale pour les problèmes nucléaires, Luxembourg (Grand-Duché)

WALRAVENS A., Electrobél, Bruxelles, Belgique.

WEINMILLER J., Euratom — Diffusion des Connaissances, Bruxelles, Belgique.

WEISS M., Bureau Veritas, Paris, France.

WERTZ J., Métallurgie et Mécanique Nucléaires, Dessel, Belgique.

WILLEMS M., Euratom — Industrie & Economie, Bruxelles, Belgique.

ZEGVELD W., TNO, Delft, Pays-Bas.

ZELBSTEIN U., Snecma, Suresnes, France.

ZERNA W., Technische Hochschule Hannover, Hannover, Allemagne.

ZIEGLER A., Siemens, Erlangen, Allemagne.

PREFACE

Mon rôle est essentiellement de vous souhaiter la bienvenue — ce que je fais de grand cœur — et de vous préciser l'origine du colloque auquel vous avez bien voulu vous rendre et où nous sommes heureux de vous voir si nombreux.

A la suite de sa création, et presque de sa pré-création, Euratom s'est trouvé amené à conclure avec la Commission de l'Energie Atomique des Etats-Unis un double accord concernant les réacteurs de type éprouvé mis au point aux Etats-Unis. Un volet de cet accord concernait l'implantation en Europe, où les conditions économiques étaient à l'époque plus favorables, de certaines de ces machines, ceci avec certaines modalités techniques et financières qui devaient compenser les risques de gestion que de telles décisions impliquaient encore. L'autre volet, à nos yeux non moins essentiel, consistait en des compléments d'études effectués, symétriquement et par décision conjointe, les uns aux Etats-Unis les autres en Europe, et concernant ces réacteurs eux-mêmes et leur combustible.

Comme vous le savez cet accord a donné lieu, du côté européen en particulier, à des contrats de recherche répartis en deux séries essentielles. La première a servi à l'exploration des capacités et au soutien de capacités parfois embryonnaires. Une deuxième phase a vu la concentration sur les opérations dont la première avait montré les espoirs de développement et de rentabilité. Parmi les sujets essentiels de cette deuxième phase, l'un a donné déjà lieu ici à une réunion spécialisée; c'est celle qui portait sur les aciers, c'est-à-dire sur les matériaux de structure et sur les cuves. Nous avons également eu un certain nombre de colloques sur les échanges thermiques et sur les combustibles.

Aujourd'hui notre nouvelle rencontre porte sur les réacteurs eux-mêmes, la conception de leur cœur et, en matière de combustibles et d'exploitation générale, le recyclage du plutonium et les questions qui lui sont liées. Je ne vous cacherai pas que c'est pour nous un très grand plaisir de voir que cette série de travaux qui, critiquables, comme toute chose humaine, ont été largement critiqués, peut donner lieu à des présentations aussi multiples mais aussi coordonnées, soulignant bien l'existence de lignes directrices et l'obtention de résultats qui se placent bien. J'espère que la satisfaction que nous avons ressentie en préparant cette réunion sera confirmée et amplifiée par la vôtre à la fin de ces deux journées.

J. GUÉRON

*Directeur Général de la Direction
Recherche et Enseignement-Euratom*

ENERGIEWIRTSCHAFTLICHE BEURTEILUNG DES ERREICHTEN STANDES DER ENTWICKLUNG VON KERNKRAFTWERKEN

Dr. H. MICHAELIS
Euratom, Bruxelles, Belgique

I

Die Kommission der Europäischen Atomgemeinschaft hat im Frühjahr dieses Jahres ihr Erstes hinweisendes Programm für die Entwicklung der Kernenergie in der Gemeinschaft veröffentlicht. ⁽¹⁾ Die hierzu gegebene Dokumentation — eine Sammlung von Informationen, welche die Vorschläge der Kommission für die Entwicklung der Kernenergie begründet und rechtfertigt — liegt inzwischen gleichfalls vor. ⁽²⁾

Die Vorarbeiten für das Erste hinweisende Programm fanden ihren Abschluß mit dem Symposium in Venedig im April 1965, an dem Vertreter der Regierungen, der Elektrizitätserzeuger und der Reaktorbaufirmen teilgenommen haben. Der anschließende Zeitraum von fast einem Jahr war hauptsächlich den in Artikel 40 des Euratom-Vertrages vorgesehenen Beratungen mit dem Wirtschafts- und Sozialausschuß gewidmet. Seine Stellungnahme war uneingeschränkt positiv.

Seit der Mitte des vergangenen Jahres sind eine Reihe von Ereignissen eingetreten und Untersuchungen erfolgt, die die Frage aufwerfen, ob die im Ersten hinweisenden Programm der Europäischen Atomgemeinschaft enthaltene Analyse der technischen und wirtschaftlichen Lage des Nuklearbereichs noch gültig, und ob die in diesem Programm aufgestellte Prognose noch realistisch ist.

Als hervorstechende Ereignisse sind zu nennen: Der im Sommer 1965 auf der Grundlage einer Ausschreibung des CEEB gefaßte Beschluß, als erstes Kernkraftwerk im Rahmen des neuen britischen Atomenergieprogramms einen AGR-Reaktor in Dungeness zu bauen die unerwartet grosse Anzahl von Bauaufträgen für Kernkraftwerke grosser Leistung, die in den Vereinigten Staaten vergeben worden sind, und insbesondere der Beschluß der Tennessee Valley Authority (TVA), im Zentrum eines der bedeutendsten amerikanischen Kohlereviere ein Kernkraftwerk von insgesamt 2200 MWe zu bauen. Auch in den Ländern der Europäischen Atomgemeinschaft und anderen europäischen Ländern sind inzwischen mehrere Beschlüsse über den Bau neuer Kernkraftwerke gefaßt worden oder in Vorbereitung. Eine Reihe von Kongressen und Tagungen haben neue Informationen für die technische und wirtschaftliche Entwicklung der Kernenergie erbracht. Zu erwähnen sind der Foratom-Kongress vom September 1965 in Frankfurt und die beiden Konferenzen über schnelle

⁽¹⁾ Amtsblatt der Europäischen Gemeinschaften vom 28. April 1966.

⁽²⁾ Euratom-Bericht EUR 2773.

Brüter und Hochtemperatur-Reaktoren im Mai und Juni 1966 in London wie schliesslich auch die Veranstaltungen und Berichte anlässlich der Internationalen Fachmesse und Fachtagungen für die kerntechnische Industrie — NUCLEX — im September 1966 in Basel.

Andererseits hat sich die Energiesituation in Europa verschärft. Die Einfuhrenergie übt verstärkt Druck auf die überall im Rückgang begriffene Kohleproduktion der Gemeinschaft aus (Ende 1965 lagen insgesamt fast 50 Mio to Steinkohle und Steinkohlenkoks in der Gemeinschaft auf Halde; man rechnet mit einer Erhöhung dieser Bestände um 10 Mio to im Jahr 1966). Diese neue Lage spiegelt sich sowohl in dem kürzlich von den drei Europäischen Gemeinschaften erstellten Bericht „Neue Überlegungen über die langfristigen energiewirtschaftlichen Aussichten der Europäischen Gemeinschaft“⁽¹⁾ als auch in dem Bericht über „Energiewirtschaftspolitik, Probleme und Ziele“ wieder, den die OECD vor kurzem veröffentlicht hat.⁽²⁾ Die derzeitigen umfangreichen Maßnahmen zur Überwindung der wirtschaftlichen und sozialen Schwierigkeiten im Kohlebergbau der Gemeinschaftsländer sind ein Zeichen dafür, wie aktuell und auch ernst diese neue Lage ist.

II

Im Jahr 1965 wurden im Gemeinsamen Markt an Primärenergie insgesamt rund 600 Mio to Steinkohle oder Steinkohleäquivalent (SKE) — 7000 kcal/kg — verbraucht. Für das Jahr 1966 wird der Gesamtverbrauch auf rund 630 Mio to SKE vorausgeschätzt.⁽³⁾

Für 1970 wird ein Verbrauch von 750 Mio to und für 1975 ein solcher von 975 Mio to SKE erwartet.

Der Anteil der in den Ländern der Gemeinschaft geförderten Steinkohle am Gesamtprimärenergieverbrauch, der vor dem letzten Kriege noch bei 85 bis 90 % lag, wird 1966 nur noch 32 % betragen. Da angesichts der Entwicklung der Förderkosten und der bekannten Absatzprobleme keinesfalls mit einer Steigerung der Steinkohleförderung (1965: 210 Mio to, davon 135 Mio to in der Bundesrepublik) zu rechnen ist (die Hohe Behörde rechnet mit einem Rückgang der Steinkohleförderung der Gemeinschaft zwischen 1965 und 1970 von 210 um 25 auf 185 Mio to jährlich) wird dieser Anteil weiterhin sinken.

⁽¹⁾ Bulletin der Europäischen Gemeinschaft für Kohle und Stahl — Hohe Behörde — Luxemburg Nr. 61 (1966).

⁽²⁾ Organisation de Coopération et de Développement Economiques, Paris 1966.

⁽³⁾ Die Vorausschätzungen für 1966 wurden dem von den drei Europäischen Exekutiven gemeinschaftlich erstatteten Bericht „Zur Konjunktur im Energiebereich in der Gemeinschaft“ Ende 1965 — Vorschau auf 1966 (Bulletin der EGKS — Hohe Behörde — Nr. 52) entnommen.

Auch der Anteil der Braunkohle (1966: 5,1 %) und Wasserkraft (1966: 6,3 %) wird zurückgehen. Unter den heimischen Primärenergien wird nur das Erdgas seinen Anteil von gegenwärtig 4,3 % auf 8 bis 10 % und möglicherweise auch etwas, aber kaum sehr viel, darüber hinaus erhöhen können.

Nutzniesser dieser Umschichtung im Energieangebot ist in erster Linie das Erdöl. Sein Anteil lag vor dem letzten Kriege unter 10 %. Er wird 1966 48 % erreicht haben und steigt weiterhin um etwa 3 Punkte jährlich.

Im Jahre 1966 werden 52 % der in den sechs Ländern der Gemeinschaft verbrauchten Primärenergie aus eigener Erzeugung stammen. Netto werden 48 % eingeführt werden. Diese Einfuhren bestanden und bestehen vorwiegend, nämlich zu über 9/10 aus Rohöl und Erdölernzeugnissen. Durch die starke Ausrichtung der Energieversorgung der Gemeinschaft auf die Rohöleinfuhren, insbesondere aus den Ländern des Mittleren Ostens (1965: 59 % der Erdöleinfuhren) sowie Libyen und Algerien (1965: 31 % der Erdöleinfuhren) erlangt die Zielsetzung der Sicherheit der Energieversorgung vorrangige Bedeutung. Zur Sicherheit trägt dabei nicht nur die Steigerung der Eigenerzeugung bei, sondern auch eine zielbewusste Vorratspolitik und eine wohl-abgewogene Streuung der Einfuhren nach Herkunft und Arten. Der zunehmende Einsatz von Kernenergie wird den Grad der Sicherheit der Energieversorgung erhöhen und ist schon aus diesem Grunde energiewirtschaftlich willkommen.

Im Gemeinsamen Markt werden 1966 an Elektrizität netto, d.h. ohne den Eigenverbrauch der Kraftwerke, etwa 420 Mrd. kWh verbraucht werden. In der seit 1950 verflossenen Zeit betrug die durchschnittliche jährliche Zuwachsrate 8,5 %. Für die Zukunft rechnet man mit einer Verdoppelung des Verbrauchs in etwa 10 Jahren, das entspricht einer jährlichen Zuwachsrate von 7,2 %. Etwa zwei Drittel der Steigerung sind dem wirtschaftlichen Wachstum zuzurechnen, das restliche Drittel ist das Ergebnis eines sich fortsetzenden Umstellungsprozesses auf die leicht und vielseitig anwendbare Elektrizität.

Wegen der begrenzten Möglichkeiten der Ausweitung der Stromerzeugung aus Wasserkraft, Braunkohle und Hochofengas und wegen der voraussichtlich günstigeren Verwendung des Erdgases für andere Zwecke wird für die Stromerzeugung mehr und mehr Steinkohle und Heizöl eingesetzt werden. Die zukünftigen Wettbewerbsaussichten des Atomstroms bestimmen sich daher aus der voraussichtlichen Entwicklung der Kostenrelation Atomstrom versus Steinkohle- oder Heizölstrom.

III

Zur Zeit sind in der ganzen Welt Kernkraftwerke mit einer Gesamtkapazität von über 40.000 MWe in Betrieb, im Bau oder vor Baubeginn. (Zum Vergleich: die Nettoengpassleistung der Gemeinschaftsländer — Wärme und Wasser — beträgt zur Zeit rund 100.000 MWe).

Besonders eindrucksvoll ist die Entwicklung in den Vereinigten Staaten. Während im Jahr 1965 Abschlüsse über 5000 MWe getätigt wurden, ergingen zwischen dem 1. Januar und dem 1. August 1966 Baubeschlüsse für 14.000 MWe, d.h. für eine Leistung, die der gesamten Kapazität aller klassischen Wärmekraftwerke gleichkommt deren Bau während des gleichen Zeitraums beschlossen wurde. Nimmt man zu dieser Zahl noch die 3000 oder 4000 nuklearen MWe hinzu, die seitdem angekündigt worden sind, so dürfte das Jahr 1966 wahrscheinlich mit nahezu 20.000 MWe abschliessen. Unter Berücksichtigung der bereits bestehenden Kernkraftwerke und der Vorhaben, die zur Zeit ausgeführt werden, würden demnach die Vereinigten Staaten um 1970/71 über eine im Betrieb befindliche nukleare Gesamtleistung von etwa 30.000 MWe verfügen.

Diese Entwicklung erklärt sich aus dem bereits angeführten Umstand, dass die Wettbewerbsfähigkeit schon lange vor den vorausgeschätzten Fristen erreicht worden ist. Zur besseren Beurteilung des Ausmasses der erzielten Fortschritte sei daran erinnert, dass die USAEC im November 1959 (Bericht Pittman) und im Dezember 1960 (Jahresbericht) feststellte, das Ziel des Programms für angewandte Forschungen bestehe darin, im Jahre 1968 einen Wettbewerbspreis der nuklearen kWh von etwa 7,5 mills in Gebieten zu erreichen, in denen die Brennstoffe teuer seien.

Für die sechs Länder der Europäischen Atomgemeinschaft gelten folgende Kennzahlen:

— in Betrieb	1750 MWe
— im Bau	2550 MWe
zusammen in Betrieb und im Bau	4300 MWe
— beschlossen oder projektiert	4000 MWe
somit insgesamt	8300 MWe

Unter den beschlossenen oder projektierten Bauvorhaben für Kernkraftwerke finden sich:

- zwei Projekte für den Bau von grossen Kernkraftwerken mit einer Leistung von je 600 MWe in Deutschland;
- ein deutsch/schweizerisches Projekt für ein 600 MWe-Kraftwerk;
- Projekte für den Bau von zwei 600 MWe-Kraftwerken in Belgien, die Bauteilentscheidung ist bereits gefallen;
- Pläne für den weiteren Bau von Kernkraftwerken in Frankreich: der fünfte französische Plan sieht einen Baurhythmus von 500 MWe jährlich und zusätzlich eventuell weitere 1500 MWe innerhalb von 5 Jahren vor. Die Kraftwerke Chinon 1 bis 3 (zusammen 750 MWe) sind in Betrieb, die Kraftwerke St. Laurent-des-Eaux 1 und 2 sowie Bugey (zusammen 1540 MWe) sind im Bau, als Projekt ist das Bauvorhaben Fessenheim/Elsass (700 MWe) eingesetzt;
- der Plan für den Bau zunächst eines Kernkraftwerks von etwa 600 MWe in Italien.

Die Gesamtleistung der in Betrieb, im Bau und vor Baubeginn befindlichen Kernkraftwerke der Gemeinschaftsländer ist verglichen mit den entsprechenden

Daten in Grossbritannien und in den Vereinigten Staaten recht bescheiden. Die in wenigen Jahren völlig betriebsbereite Gesamtleistung aller im Rahmen des ersten britischen Programms gebauten Magnox-Kraftwerke übersteigt 5000 MWe. Das zweite britische Programm sieht vor, dass zwischen 1970 und 1975 weiterhin 8000 MWe Kraftwerksleistung — vorwiegend AGR-Kraftwerke — in Betrieb genommen werden. Auf die Lage in den Vereinigten Staaten wurde bereits hingewiesen.

IV

Im ersten hinweisenden Programm der Europäischen Atomgemeinschaft wird die gleichzeitige harmonische Entwicklung von Reaktoren erprobter Bauart, fortgeschrittenen Konvertern und schnellen Brütern empfohlen. Dieses Modell für die Entwicklung der Kernenergie in drei Reaktorgenerationen wurde gewählt, weil damit sowohl der geringste Kostenaufwand im Absolut- und im Barwert als auch der niedrigste Natururanbedarf erreicht werden kann. Der Thoriumkreislauf wurde nicht ausdrücklich in Betracht gezogen, da man zu diesem Zeitpunkt nicht über hinreichend genaue und allgemein befriedigende Daten verfügte.

Seit Mitte 1965, dem Zeitpunkt des Abschlusses der Vorarbeiten für die Aufstellung dieses Programms sind einige neue Entwicklungen eingetreten, die sich sowohl auf die Wirtschaftlichkeit als auch auf die Versorgung der hier in Betracht gezogenen Baureihen auswirken.

Zunächst ist die Senkung der Stromerzeugungskosten in mit Leichtwasserreaktoren ausgerüsteten Kraftwerken zu erwähnen; dies hat zu Zweifeln an der Zweckmässigkeit einer Weiterentwicklung der fortgeschrittenen Konverter Anlass gegeben. Die folgende Darstellung soll ein Urteil darüber erleichtern, ob an den im Ersten hinweisenden Programm gegebenen Schlußfolgerungen, insbesondere was die Fortsetzung der Entwicklungsarbeiten an den fortgeschrittenen Konvertern betrifft, festgehalten werden kann.

IV.-1. — REAKTOREN ERPROBTER BAUART

IV.-1.1. — *Leichtwasserreaktoren*

Obleich seit dem vorigen Jahr in der Gemeinschaft keine neuen Entscheidungen über den Bau von Leichtwasserkraftwerken getroffen worden sind, haben die Ergebnisse der Ausschreibungen, die insbesondere in der Bundesrepublik Deutschland veranstaltet wurden, bestätigt, daß die im hinweisenden Programm angegebenen wirtschaftlichen Kenndaten als vorsichtig und konservativ bezeichnet werden können.

Nach den letzten Informationen im Zusammenhang mit den Plänen für den Bau mehrerer grosser deutscher Kraftwerke und eines deutsch/schweizerischen Kraftwerks

(Leistung jeweils 600 MWe) betragen die Anlagekosten für Leichtwasserkraftwerke 150 RE/kWe. Diese Anlagekosten (mit Turbogeneratorsatz und Transformatorenanlage) schliessen die Leistungen des Bauherrn (Gelände, Geländeaufschliessung usw.) sowie alle indirekten Kosten (Ingenieurleistungen, General- und Verwaltungsunkosten, Bauzinsen, Preissteigerungsreserve, Zölle, Steuern und Unvorhergesehenes) ein, der Preis des ersten Cores ist aber nicht berücksichtigt. Die entsprechenden Kosten eines herkömmlichen Wärmekraftwerks liegen bei 125 RE/kWe (für das vom Ruhrbergbau geplante Gemeinschaftskraftwerk West wird ein Preis von 145 RE/kWe genannt).

Die neuesten Informationen aus den Vereinigten Staaten bestätigen diese Tendenz. Das Kernkraftwerk der Tennessee Valley Authority, mit dessen Bau die General Electric beauftragt worden ist, hat folgende wirtschaftliche Kenndaten:

Gesamtanlagekosten (ohne Core)	247 Mio \$ ⁽¹⁾
das sind etwa	112 \$/kWe
Stromerzeugungskosten	2,37 mills/kWh

Das Kraftwerk soll aus zwei Leistungseinheiten bestehen, davon soll die erste 1970 und die zweite 1971 in Betrieb gehen.

Bei einer Interpretation dieser Daten unter Zugrundelegung der für die Gemeinschaft gegebenen Einsatz- und Betriebsbedingungen sind die folgenden drei Faktoren in Betracht zu ziehen:

- die Tennessee Valley Authority muß für die ihr zur Verfügung gestellten öffentlichen Mittel einen Zinssatz von durchschnittlich nur etwa 4,5 % aufwenden und ist von Ertragssteuern befreit;
- für Anlagen entsprechender Leistung liegen die Preise in Angeboten von Reaktorbaunternehmen der Gemeinschaftsländer nach den bisherigen Erfahrungen um durchschnittlich 15 bis 20 % höher als die entsprechenden Preise amerikanischer Unternehmen auf dem amerikanischen Markt;
- die Grösse der einsatzfähigen Leistungseinheit spielt eine wichtige Rolle; zur Zeit können in der Gemeinschaft aufgrund der vorhandenen Elektrizitätsnachfrage sowie des bestehenden Verbundsystems noch keine Einheiten mit einer elektrischen Leistung von 1100 MWe in Betrieb genommen werden.

Lässt man den dritten Punkt ausser acht und überträgt die Kosten des TVA-Kraftwerks auf die wirtschaftlichen Verhältnisse in der Gemeinschaft, dann gelangt man zu Stromerzeugungskosten von 3,5 mills/kWh für ein Kraftwerk von 2×1100 MWe Leistung, einer jährlichen Benutzungsdauer von 7000 Stunden und 10 % Kapitaldienst einschl. Steuern. (Dieser Satz entspricht dem durchschnittlichen Niveau in der Gemeinschaft).

⁽¹⁾ Die Gesamtanlagekosten liegen niedriger als die eines ebenfalls angebotenen Steinkohlekraftwerks gleicher Leistung.

Die Aufgliederung der Originalstromerzeugungskosten und der auf die wirtschaftlichen Verhältnisse der Gemeinschaft übertragenen Stromerzeugungskosten ist aus folgender Tabelle ersichtlich:

	<i>Originalwerte</i>	<i>Übertragene Werte bei 7000 h/a — 10 %</i>
— Anlagekosten (ohne Core)	112 \$/kWe	130 RE ⁽¹⁾ /kWe
— Kapitaldienst und Steuern	0,89 mills/kWh	1,86 mills/kWh
— Brennstoffkreislaufkosten	1,25 mills/kWh	1,30 mills/kWh
— Betrieb, Unterhaltung und Versicherungen	0,23 mills/kWh	0,30 mills/kWh
Stromerzeugungskosten	<u>2,27 mills/kWh</u>	<u>3,5 mills/kWh</u>

Die vorstehenden für einen Leichtwasserreaktor genannten Stromerzeugungskosten von 3,5 mills/kWh gelten für Kraftwerke von 2×1100 MWe. Berichtigt man diesen Wert, um die Leistungen je Einheit zu berücksichtigen, die das europäische Netz derzeit aufnehmen kann (600 MWe), dann ergeben sich für Anlagen mit einer jährlichen Benutzungsdauer von 7000 Stunden und mit 10 % Kapitaldienst einschl. Steuern jährlich Stromerzeugungskosten von *4,5 mill/kWh*. Diese Stromerzeugungskosten, die im übrigen erst mit einem Core im Gleichgewichtszustand, d.h. mit dem dritten Core, erreicht werden können, lassen sich wie folgt aufgliedern:

— Anlagekosten	150 RE/kWe
— Kapitaldienst und Steuern	2,14 mills/kWh
— Brennstoffkreislaufkosten	1,60 mill/kWh
— Betrieb, Unterhaltung und Versicherungen	0,71 mill/kWh
Stromerzeugungskosten	<u>4,5 mills/kWh</u>

IV.-1.2. — Graphit-Gas-Reaktoren

In Frankreich wird die Entwicklung der Graphit-Gas-Reaktoren fortgesetzt. Nach den Kraftwerken Chinon und Saint Laurent-des-Eaux wurde die Durchführung der ersten Baustranche des Kraftwerks Bugey beschlossen. Es handelt sich um eine Einheit, die eine Nettoleistung von 547 MWe liefern soll. Diese Anlage wird als erste von innen und aussen gekühlte ringförmige Brennelemente (INCA) verwenden.

Die Electricité de France erwartet von dieser ersten Anlage keine wesentlichen wirtschaftlichen Fortschritte gegenüber dem Vorläufer Saint Laurent-des-Eaux II, da es sich um einen Prototypbau handelt, oder besser ausgedrückt um ein „Serienerst-

⁽¹⁾ 1 Rechnungseinheit (RE) = 1 US-Dollar (\$)

1 mill = 1/1000 Dollar oder 1/1000 RE

exemplar“ (Tête de filière). Diese Technik wird ihr wirtschaftliches Optimum erst bei Leistungen in der Größenordnung von 1000 MWe erreichen.

Das wirtschaftlichste der derzeit geplante Gas-Graphit-Kraftwerke dürfte wohl das Kraftwerk Fessenheim 1 werden, für das zur Zeit eine Ausschreibung läuft. Man hofft, dieses Kraftwerk, trotz ähnlicher Reaktorauslegung wie bei EDF 4, auf eine verfügbare Leistung von etwa 700 MWe zu bringen. Dann könnten sich für ein Graphit-Gas-Kraftwerk die gleichen Stromerzeugungskosten ergeben wie bei einem Leichtwasserreaktor entsprechender Leistung.

IV.-2. — REAKTOREN FORTGESCHRITTENEN TYPEN

IV.-2.1. — *AGR-Reaktoren*

Das Ergebnis der CEGB-Ausschreibung für das Kraftwerk Dungeness B ist Ende Juli 1965 veröffentlicht worden. Die Anlagekosten belaufen sich auf 220 RE/kWe, und die Stromerzeugungskosten stellen sich bei den für die Gemeinschaft zugrundegelegten mittleren Parametern (Annuität 10 %) auf *5,2 mills/kWh*. Dieses Kraftwerk, mit dessen Erstellung die Atomic Power Company (APC) beauftragt wurde, ist durch eine neuartige Konzeption des Brennelements, ein System zum Brennstoffwechsel während des Betriebs und eine außerordentlich kompakte Bauweise gekennzeichnet. Der Brennstoff ist leicht angereichert (mittlerer Anreicherungsgrad im Gleichgewichtszustand 2,26 %) und soll Abbrandwerte von ca. 20.000 MWd/t erreichen.

Es ist damit zu rechnen, daß sich die Stromerzeugungskosten bei späteren Kraftwerken dieses Systems vermindern werden. Ob das Stromkostenniveau der Leichtwasserreaktoren entsprechend den derzeitigen energiewirtschaftlichen und elektrizitätswirtschaftlichen Gegebenheiten in der Gemeinschaft erreicht werden kann, wird sich erst überblicken lassen, wenn die Ergebnisse der gegenwärtig laufenden Ausschreibungen für diesen Kraftwerkstyp in der Gemeinschaft vorliegen.

IV.-2.2. — *Schwerwasserreaktoren*

Die Schwerwasserreaktoren gliedern sich in mehrere Typen, die insbesondere nach folgenden Kriterien zu unterscheiden sind:

- Art des Kühlmittels: Schwerwasser, Leichtwasser, organische Flüssigkeit, Kohlendioxyd, Natrium;
- Aggregatzustand des Kühlmittels: Druckwasser, Siedewasser, überhitztes Wasser, Kohlendioxyd unter Druck oder im hyperkritischen Zustand;
- System mit Druckröhren oder mit einem Druckgefäß aus Stahl oder Beton; für die mit Kohlendioxyd gekühlten Schwerwasserreaktoren wird anstelle der Druck-

röhren auch ein Spannbetonbehälter mit vertikaler Achse in Betracht gezogen, der den gesamten Reaktor und den Primärkreislauf umschließen soll;

- Brennstoffwechsel unter Last oder bei abgeschaltetem Reaktor;
- horizontale oder vertikale Orientierung der Reaktorachse.

Vier der schwerwassermoderierten Reaktortypen sind Gegenstand von Forschungs- und Entwicklungsarbeiten in der Gemeinschaft:

- Euratom und das CNEN ⁽¹⁾ (CISE, Programm CIRENE) befassen sich gemeinsam mit dem leichtwassergekühlten Typ; die entsprechenden Arbeiten befinden sich noch im Stadium der Grundlagenforschung;
- die Firma Siemens entwickelt den mit Schwerwasser gekühlten Typ;
- das CEA und die Firma Siemens arbeiten an einem mit Kohlendioxyd gekühlten System;
- Euratom entwickelt einen mit organischer Flüssigkeit gekühlten Typ (Projekt ORGEL).

Die Euratom-Kommission hat die bisher vorliegenden Ergebnisse einer wirtschaftlichen Beurteilung des mit organischer Flüssigkeit gekühlten Reaktors und des mit Schwerwasser oder Kohlendioxyd gekühlten Typs miteinander verglichen. Dieser auf eine elektrische Leistung von 500 bis 600 MWe bezogene Vergleich hat zu nachstehenden Ergebnissen geführt, welche die Einsparung bei den Stromerzeugungskosten gegenüber einem Leichtwasserreaktor gleicher Größe und moderner Konzeption in Prozent ausdrücken (siehe Tabelle IV-2.2).

Nach dieser vergleichenden Übersicht ist es fraglich, ob der ersten Generation von Schwerwasserreaktoren bereits ein wirtschaftlicher Vorzug gegenüber den Leichtwasserreaktoren zuerkannt werden kann. Dabei ist vor allem zu bedenken, daß die potentielle Entwicklung der Schwerwasserreaktoren mit dem gegenwärtigen Entwicklungsstand der Leichtwasserreaktoren verglichen wird. Bei letzteren wird man zweifellos noch eine Kostenverminderung erzielen, wodurch die Schwerwasserreaktoren ihren auf etwa 10% veranschlagten Kostenvorsprung fast völlig einbüßen könnten.

Dagegen bietet die auf den Betrieb mit angereichertem Uran ausgerichtete zweite Generation von Schwerwasserreaktoren etwas günstigere Kostenaussichten als die Leichtwasserreaktoren, was selbst für den Fall einer Leistungsverbesserung der letzteren gilt. Der große Vorteil der Schwerwasserreaktoren besteht darin, daß ihre Brennstoffkosten nur etwa halb so hoch wie bei den Leichtwasserreaktoren liegen werden. Zur Verwirklichung dieser günstigen Möglichkeit bedarf es jedoch entsprechender Bemühungen auf industriellem Gebiet (Prototypen, Serienfertigung), die angesichts des erreichbaren Erfolges vertretbar sind.

IV.-2.3. — Gasgekühlte Hochtemperaturreaktoren

Auf dem Ende Mai 1966 in London veranstalteten Kolloquium wurde auf die Notwendigkeit hingewiesen, dieser Reaktorreihe grössere Aufmerksamkeit zu wid-

(1) Comitato Nazionale per l'Energia nucleare

TABELLE IV-2.2 — Wirtschaftliche Vorteile der Schwerwasserreaktoren gegenüber den Leichtwasserreaktoren.

(Einsparung bei den Stromerzeugungskosten in %)
 — Jahresbenutzungsdauer : 7000 h — Annuität 10 % —

Kühlmittel	Brennstoff	Umhüllungsmaterial	Einsparung
D ₂ O	Natururanoxyd	Zirkaloy	maximal 10 %
CO ₂	auf 1,7 % angereichertes Uranoxyd	nichtrostender Stahl	
Organische Substanz	Natururankarbid	SAP	
CO ₂	Natururankarbid	Beryllium (*)	etwa 15 %
Organische Substanz	auf 1 % angereichertes Urankarbid	SAP	

(*) Wenn ein für CO₂-Kühlung geeignetes UC-Be-Brennelement entwickelt werden kann, so wäre seine Verwendung auch in Verbindung mit organischer Kühlung möglich, wie die in Ispra (reaktorextern) und in Kanada (reaktorintern) durchgeführten Verträglichkeitsversuche mit Beryllium und organischen Substanzen ergeben haben. In einem solchen Fall läge das in einem für Natururan optimierten ORGEL-Reaktor erzielbare Leistungsverhalten in der gleichen Größenordnung wie bei einem für angereichertes Uran mit SAP-Umhüllung optimierten ORGEL-Reaktor. Es ist jedoch hervorzuheben, daß die Verwendung eines solchen Brennstoffs erst auf sehr lange Sicht in Betracht gezogen werden kann.

men. Bei Anlagekosten von 165 RE/kWe für eine Leistungseinheit von 500 MWe oder von 145 RE/kWe für 2 × 500 MWe gelangt man zu Stromerzeugungskosten von 3,5 bis 4 mills/kWh, wobei sich eine geringfügige Abweichung je nachdem ergibt, ob der im Reaktor erzeugte spaltbare Stoff wiederverwendet wird oder nicht.

Im vorliegenden Falle handelt es sich um einen mit stark angereichertem Uran arbeitenden Reaktor. Bei Verwendung von leicht angereichertem Uran (auf etwa 4 %) würden sich die Brennstoffkosten nur um 0,2 mill/kWh erhöhen.

Die gasgekühlten Hochtemperaturreaktoren haben somit in der künftigen Entwicklung der Kernenergie eine Rolle zu spielen. Da sie für den Betrieb mit Thorium in Betracht kommen, wobei das Brutverhältnis je nach den Erfordernissen der Versorgungslage auf einen Wert bis in die Nähe von 1 gebracht werden könnte, und da ihre wirtschaftlichen Aussichten denen der Leichtwasserreaktoren und der schnellen Brüter vergleichbar sind, wird die Entwicklung dieser Reaktorreihe im bisherigen Umfang fortgesetzt werden.

TABELLE IV-2.3 — HTGCR — Stromerzeugungskosten (in mill/kWh)
— Jahresbenutzungsdauer: 7000 h — Annuität 10 % —

	500 MWe		2 × 500 MWe	
	ohne Rück- führung	mit Rück- führung	ohne Rück- führung	mit Rück- führung
Kapitalkosten	2,36	2,36	2,04	2,04
Brennstoffkosten	1,07	0,93	1,07	0,93
Betrieb, Unterhalt, Versicherungen	0,58	0,58	0,39	0,39
Stromerzeugungskosten	4,0	3,9	3,5	3,4

IV.-3. — SCHNELLE REAKTOREN

Die Konferenz über schnelle Reaktoren, die ebenfalls im Mai 1966 in London stattfand, hat zahlreiche neue Informationen geliefert, die wahrscheinlich zu einer Überprüfung der Kostenvorausschätzungen und der Daten über den spezifischen Plutoniumbedarf und die spezifische Plutoniumerzeugung führen werden. Die im hinweisenden Programm gewählten Werte sind auch für diese Reaktoren offenbar zu vorsichtig.

Hinsichtlich der Wirtschaftlichkeit waren auf dieser Konferenz vor allem die Vorausschätzungen der Engländer interessant, die für ein Kraftwerk von 2×1000 MWe Anlagekosten von 155 RE/kWe und Stromerzeugungskosten von $3,2 \text{ mills/kWh}$ errechnet haben. Bei den amerikanischen Berechnungen haben sich für 1000 MWe-Einheiten Stromerzeugungskosten von $3,3 \text{ bis } 3,8 \text{ mills/kWh}$ und Brennstoffkreislaufkosten von 0,6 bis 1 mill/kWh ergeben; diese Werte wurden unter Zugrundelegung der jeweiligen nationalen Normen errechnet. Übertrüge man diese Zahlen auf die wirtschaftlichen Verhältnisse in der Gemeinschaft, so würden sich gegenüber den in Amerika errechneten Kosten niedrigere Werte und gegenüber den in Großbritannien geschätzten Kosten höhere Werte ergeben. Schließlich ist noch zu erwähnen, daß die Hersteller von dampfgekühlten schnellen Reaktoren zu dem Schluß gekommen sind, die Stromerzeugungskosten dieses Reaktortyps dürften kaum höher liegen als die der natriumgekühlten schnellen Reaktoren.

In letzter Zeit werden die hinsichtlich der schnellen Reaktoren gehegten Erwartungen immer optimistischer. Fraglich ist nur der Zeitpunkt, zu dem sie die industrielle Reife erreicht haben werden. Anfang der achtziger Jahre ist eine nach wie vor durchaus vertretbare Hypothese.

Die Euratom-Kommission ist der Auffassung, daß die schnellen Reaktoren im wesentlichen mit Plutonium beschickt werden sollen. Es ist noch verfrüht, sich zu der Frage zu äussern, ob das von den in Betrieb befindlichen Reaktoren erzeugte Plutonium ausreichen wird, um alle schnellen Reaktoren, die man in Betrieb setzen möchte, zu versorgen.

Durch den Umstand, daß die bis 1980 installierte nukleare Leistung höher sein wird als im hinweisenden Programm vorgesehen, wird die Gefahr einer Plutoniumverknappung verringert oder hinausgeschoben. Sollte zu einem gegebenen Zeitpunkt mit einer derartigen Verknappung gerechnet werden müssen, dann wäre zu prüfen, ob sich der Betrieb der schnellen Reaktoren mit Uran 235 wirtschaftlich rechtfertigen läßt. Dabei ist zu berücksichtigen, daß der Bau einer zusätzlichen Isotopentrennkapazität in diesem Fall sicherlich erforderlich würde.

IV.-4. — GESAMTWÜRDIGUNG

Die Euratom-Kommission ist nach wie vor der Überzeugung, daß das im hinweisenden Programm gewählte Entwicklungsmodell für die Kernenergie mit drei Reaktorgenerationen (erprobte Reaktortypen, fortgeschrittene Konverter und schnelle Brüter) weiterhin Gültigkeit besitzt. Doch hat sich der Vorteil dieses Modells gegenüber anderen Entwicklungsmodellen und vor allem gegenüber dem Modell, bei dem die erprobten Reaktortypen unmittelbar von den schnellen Brütern abgelöst werden, offenbar verringert.

Die Fortführung der Forschungs- und Entwicklungsarbeiten für fortgeschrittene Konverter läßt sich aus verschiedenen Gründen rechtfertigen: auf längere Sicht bewahren sie gegenüber den erprobten Reaktortypen einen leichten wirtschaftlichen Vorteil. Die größeren Spaltstoffmengen, die sie erzeugen, können den beschleunigten Einsatz der schnellen Reaktoren erleichtern. Schließlich ist festzuhalten, daß der voraussehbare wirtschaftliche Vorteil der schnellen Brutreaktoren gegenüber den fortgeschrittenen Convertern nicht übermäßig groß ist. Da die Entwicklung der schnellen Reaktoren erst nach einer längeren Zeit abgeschlossen sein wird und technologische Risiken in sich birgt, wäre es auch aus diesem Grunde wenig ratsam, auf die Weiterführung der Entwicklungsarbeiten an fortgeschrittenen Convertern zu verzichten.

V

Es kann erwartet werden, daß Kernkraftwerke erprobter Bauart und großer Leistung (500 bis 600 MWe) der neuesten technischen Konzeption, die nach etwa drei- bis vierjähriger Bauzeit um 1970/71 in Betrieb genommen werden, unter den in der Gemeinschaft geltenden Finanzierungs-, Steuer- und Einsatzbedingungen (insbesondere eine Gesamtannuität von 10 %) Stromerzeugungskosten zwischen 4,5 bis

5,5 mills/kWh aufweisen werden. Diese Prognose geht davon aus, daß Kernkraftwerke wegen ihrer niedrigen variablen Kosten in der Grundlast (6000 bis 7000 Jahresbenutzungsstunden) eingesetzt werden. Für Leichtwasserkraftwerke neuester technischer Konzeption ergeben sich bei 6000 h/a 5,2 mills/kWh und bei 7000 h/a 4,8 mills/kWh; eine spätere Senkung unter 4,3 mills/kWh ist durchaus möglich. Kernkraftwerke des neuesten technischen Entwicklungsstandes werden damit Elektrizität zu den gleichen Kosten erzeugen wie herkömmliche Wärmekraftwerke, die für ihren Brennstoff (Steinkohle, Braunkohle, Heizöl oder Gas) etwa 9 RE/to Steinkohle oder Steinkohleäquivalent (das entspricht 12,50 RE/to Heizöl) frei Kraftwerk aufwenden. Für die neuesten Bauvorhaben in den Vereinigten Staaten wird der Äquivalenzpreis auf 5 bis 6 \$/to SKE angesetzt.

Die tatsächlichen Marktpreise für fossile Brennstoffe sind demgegenüber zur Zeit etwa die folgenden:

- die in den Revieren des Gemeinsamen Marktes geförderte Industriekohle kostet ohne indirekte Steuern zwischen 15 und 18 RE/to ab Zeche; der Listenpreis für Fettnuß III/IV der Ruhrkohlenverkaufsgesellschaft beträgt 18,60 RE/to ab Zeche. Die EVU's erhalten auf diesen Preis wegen der Höhe und Dauer ihrer Bezüge Mengen- und Treuerabatte von insgesamt etwa 1 RE/to; auch ist zu berücksichtigen, daß diese Kohle einen etwas höheren Wärmegehalt als 7000 kcal/kg aufweist;
- die wichtigste für die Verwendung in Kraftwerken geeignete Einfuhrkohle, die amerikanische Kesselkohle, kostet aufgrund von langfristigen Chartern zur Zeit zwischen 12 und 14 RE/to cif Seehafen (ohne Zoll); kurzfristigere Charter sind zur Zeit etwa 1 RE/to teurer;
- die Preise für schweres Heizöl liegen überwiegend zwischen 15,50 und 21 RE/to ab Raffinerie (einschließlich Abgaben); das entspricht 10,75 bis 14,75 RE/to Steinkohleäquivalent.

Unter Berücksichtigung dieser Feststellungen geht die Euratom-Kommission von folgenden drei Preishypothesen aus:

- einem Preis von 15 RE/to Steinkohle, der der unteren Grenze der Preise für die in der Gemeinschaft geförderte Kesselkohle entspricht;
- einem Preis von 12 RE/to Steinkohle oder Steinkohleäquivalent, der als absichtlich niedrig gewähltes Niveau in der Reihe der derzeitigen Preise für eingeführte Brennstoffe gelten kann. Es wird angenommen, daß das Mittel der zukünftigen Preise etwa diesem Preisniveau entsprechen wird;
- einem Preis von 10 RE/to Steinkohle oder Steinkohleäquivalent, der als äußerstenfalls zu erwartende Mindestgrenze der Preise für eingeführte Brennstoffe auf lange Sicht anzusehen ist, selbst unter der Annahme einer fühlbaren Senkung der Abgaben auf Heizöl.

Ein Vergleich zeigt: die äußerstenfalls zu erwartenden Mindestpreise fossiler Brennstoffe unterschreiten nicht das Niveau des heute bereits erreichbaren Äquiva-

lenzpreises von 9 RE/to Steinkohle oder Steinkohleäquivalent für die Kernstromerzeugung. Kernkraftwerke neuester technischer Konzeption, die etwa 1970/71 ihren Betrieb aufnehmen können, sind daher gegenüber herkömmlichen Wärmekraftwerken voll wettbewerbsfähig. Da zudem die Anlagekosten dieser Kraftwerke nur noch wenig höher liegen als die von herkömmlichen Wärmekraftwerken, gilt nun auch nicht mehr, daß Kernkraftwerke zunächst nur in der Grundlast wirtschaftlich einsetzbar sind.

VI

Das Interesse, das die amerikanischen Stromerzeuger am Bau von Kraftwerken nunmehr bekunden, wird zu einer Überprüfung der langfristigen Vorausschätzungen führen.

Während die USAEC Ende 1962 in ihrem „Report to the President“ für 1980 40.000 MWe vorgesehen hatte, lag diese Zahl im Jahr 1964 zwischen 60.000 und 90.000 MWe und erreichte schließlich vor einigen Monaten 110.000 MWe. Diese letzte Vorausschätzung dürfte demnächst erhöht werden, wenn man den Umfang der in diesem Jahre abgeschlossenen Verträge bedenkt. Werden bereits 1971 mindestens 20.000 MWe in Betrieb genommen sein, so ist in der Tat zu erwarten, dass die Vereinigten Staaten im Jahre 1980 über wesentlich mehr als 110.000 MWe verfügen werden.

In den bisherigen Vorausschätzungen der Euratom-Kommission über die Entwicklung der in Kernkraftwerken installierten elektrischen Leistung wurde damit gerechnet, daß diese im Jahre 1980 40.000 MWe erreichen würde. Wie in dem 1965 ausgearbeiteten und am 28. April 1966 im Amtsblatt veröffentlichten hinweisenden Programm betont wird, stellte diese Zahl von 40.000 MWe netto im Jahr 1980 ein Mindestziel dar, das die tatsächlich erstellten Vorhaben wahrscheinlich überschreiten würden.

Aufgrund der weiter oben angeführten Entwicklungsdaten ergeben sich für die Kernenergie mit Bezug auf ihre Nutzung für die Stromerzeugung immer günstigere Perspektiven. Diese müssen zwangsläufig Rückwirkungen in der Gemeinschaft haben, wo die Stromerzeuger der Wettbewerbsfähigkeit der Kernenergie in den Vereinigten Staaten um so größere Beachtung beimessen, als dort die fossilen Brennstoffe viel billiger sind als in Europa, so daß eine Überprüfung der Vorausschätzungen die Folge sein wird.

Was die *Bundesrepublik Deutschland* betrifft, so scheint dem Bulletin des Presse- und Informationsamtes der Bundesregierung ⁽¹⁾ zufolge festzustehen, daß man im Jahre 1980 25.000 bis 30.000 MWe erreichen wird; damit würden die 12.000 bis 15.000 MWe, die mit der anfänglichen Hypothese von 40.000 MWe vereinbar waren,

(1) Bulletin vom 23. August 1966.

und sogar das Ziel von 20.000 MWe, das der Staatssekretär des Bundesministeriums für Wissenschaftliche Forschung, Herr Cartellieri, angekündigt hatte, klar überschritten.

Für *Frankreich* liegen lediglich die Angaben des Fünften Plans vor, wonach 4500/6000 MWe im Jahre 1975 und 17.000 MWe im Jahre 1980 vorgesehen sind. Die letztgenannte Zahl dürfte der Wirklichkeit näher kommen als die Zahl von 12.000 MWe, die in der Annahme von 40.000 MWe impliziert ist; denn höchstwahrscheinlich werden die oberen Werte der Spanne 4500/6000 MWe realisiert werden, zumal sich nach dem letzten Bericht des Commissariat à l'Énergie Atomique schon jetzt voraussehen läßt, daß um 1973 die Kernenergie die klassische Wärmeenergie beim Bau neuer Kraftwerke nahezu völlig verdrängt haben wird.

In *Belgien* ist kein genaues Programm bekanntgegeben worden, doch hat es den Anschein, dass man nach der Installierung der für 1972/73 vorgesehenen 1200 MWe damit rechnet, dass jährlich der Bau einer Einheit von etwa 600 MWe begonnen wird, so dass die im Jahre 1980 installierte nukleare Nettoleistung 4000 MWe erreichen würde.

In *Italien* hat die ENEL noch kein Programm für den Bau von Kernkraftwerken bekanntgegeben. Die Commissione Nazionale per la Programmazione Economica rechnet jedoch mit einer Installierung von 2000 MWe nuklearer Leistung zwischen 1968 und 1973; hierdurch würde die frühere Vorausschätzung bestätigt, nach der um 1973 eine nukleare Gesamtleistung von etwa 3000 MWe erreicht sein wird. Für 1975 kann man an den 5000 MWe festhalten, was einer voraussichtlichen Atomstromerzeugung von 30 Mrd. kWh entspräche. Schliesslich erklärten vor kurzem einige Berichterstatter der Parlamentsmehrheit, die im Haushaltsausschuss der Kammer an der Ausarbeitung des Wirtschaftsprogramms teilgenommen hatte, von 1971 an sollte, um den steigenden Energiebedarf in Italien befriedigen zu können, der gesamte erhöhte Strombedarf durch die Kernenergie gedeckt werden. Diese Erklärungen stimmen mit den Tendenzen überein, die man kürzlich feststellen konnte, und sie legen die Annahme nahe, dass im Jahre 1980 die in Betrieb genommene nukleare Gesamtleistung 12.000 MWe erreichen könnte.

In den *Niederlanden* schliesslich wird nach der vom Wirtschaftsminister am 8. Juni 1966 in der niederländischen Ersten Kammer abgegebenen Erklärung die Gesamtleistung der Kernkraftwerke, die zwischen 1970 und 1980 gebaut werden sollen, auf 1500 bis 2000 MWe geschätzt.

Unter Berücksichtigung der vorstehenden Ausführungen kann man somit die nukleare Leistung, die bis 1980 in der *Gemeinschaft* installiert sein wird, schematisch wie folgt darstellen (Gesamtleistungen in MWe):

	<i>Bundesrep.</i>	<i>Frankreich</i>	<i>Italien</i>	<i>Belgien</i>	<i>Niederlande</i>	<i>Gemeinschaft</i>
1970	1500	1700	610	150	50	4000
1980	25000	17000	12000	4000	2000	60000

Es ist also nunmehr die Annahme berechtigt, dass in der Gemeinschaft eine nukleare Nettoleistung von 60.000 MWe als Mindestziel für das Jahr 1980 angestrebt wird.

VII

Im Ersten hinweisenden Programm wird festgestellt, dass der Begriff der Versorgungssicherheit — eines der beiden Hauptziele der Energiewirtschaftspolitik — komplex sei und häufig zu unterschiedlichen Interpretationen Anlass gebe.

Zur Deckung ihres steigenden Energiebedarfs sind die Länder der Europäischen Gemeinschaft wegen der unzureichenden eigenen Reserven auf Einfuhren aus dem Ausland angewiesen. Der Umfang der Einfuhren bewirkt einen Grad der Abhängigkeit, der verschiedene Risiken in sich birgt, wie insbesondere die Unterbrechung der Lieferungen bei politischen Konflikten oder Unruhen in den Lieferländern oder im Falle eines gemeinsamen Drucks der Lieferanten zwecks Erhöhung der Preise. Es liegt auf der Hand, dass diese Risiken um so schwerer wiegen, als die Lieferungen weitgehend aus dritten Ländern kommen und nicht hinreichend nach Art und Herkunft gestreut sind.

Es lassen sich verschiedene Massnahmen in Betracht ziehen, um die Risiken einer unzulänglichen Versorgung zu beseitigen oder zu vermindern. Die wirksamste Maßnahme wäre natürlich die zumindest relative Verringerung der Einfuhren durch eine Steigerung der Produktion in der Gemeinschaft.

Die Gemeinschaft muss aber bereits jetzt fast die Hälfte ihres Energiebedarfs durch Einfuhren decken, und dieser Anteil an der Versorgung wird weiter steigen; voraussichtlich wird sich der Einfuhranteil jährlich um etwa 3 % erhöhen. Sofern nicht alsbald bedeutende Erdöl- oder Erdgasvorkommen entdeckt werden, ist offenbar allein die Kernenergie eine neue, praktisch unerschöpfliche und zugleich billige Energiequelle der Gemeinschaftsländer, die die im Rückgang befindliche Erzeugung klassischer heimischer Primärenergien ergänzen und damit die Steigerung des Einfuhranteils nachhaltig bremsen kann.

Die Euratom-Kommission befasst sich seit einiger Zeit mit der Untersuchung der Frage, inwieweit der Bau und Betrieb von Kernkraftwerken zur Sicherheit der Energieversorgung beitragen kann (1). Folgende Feststellungen verdienen hervorgehoben zu werden:

1. Unter Zugrundelegung des Entwicklungsmodells gemäss dem ersten hinweisenden Programm führt die Einführung der Kernenergie zu folgender Verringerung der

(1) Vgl. auch den bei der NUCLEX 66 in Basel vorgelegten Euratom-Vertrag „Neue wirtschaftliche Perspektiven der Kernenergie in Europa“.

Einfuhrmengen:

1970 im Verhältnis	6000	: 1
1980 im Verhältnis	10000	: 1
1990 im Verhältnis	16000	: 1
2000 im Verhältnis	34000	: 1

In der vorstehenden Übersicht ist das Metallgewicht des zum Einsatz gelangenden Natururans verglichen worden mit dem Gewicht des einzuführenden Rohöls oder Heizöls, das zum Betrieb von alternativ einzusetzenden Heizölkraftwerken gleicher Leistung benötigt wird.

2. Unter der Annahme, dass die dem ersten hinweisenden Programm entsprechende Kernenergiekapazität eine entsprechende Kapazität von klassischen Kraftwerken substituiert, die mit Einfuhrbrennstoffen betrieben werden, ergibt die Substitution die folgende Reduktion der erforderlichen Devisenbeträge:

1980	auf	1/6
2000	auf	1/15

Dem Vergleich liegt ein Preis von 12 RE/to SKE und als Preis für Natururan für 1980 10 RE/lib. U_3O_8 und für 2000 15 RE/lib. U_3O_8 zugrunde.

3. Die Kosten des für die Erzeugung einer kWh erforderlichen fossilen Brennstoffs betragen etwa 3,6 mills/kWh, wenn man davon ausgeht, dass der spezifische Wärmeverbrauch 2100 kcal/kWh (300 g SKE bei 7000 kcal) und der durchschnittliche Brennstoffpreis 12 RE/SKE betragen.

In den Kernreaktoren erprobten Typs betragen die Brennstoffkreislaufkosten 1,5 bis 2,5 mills/kWh, davon entfallen auf den eigentlichen Brennstoff 0,75 bis 1,25 mills/kWh. Aufgrund der laufenden Verbesserungen können für die fortgeschrittenen Konverter Brennstoffkosten von 0,35 bis 0,45 mill/kWh angenommen werden, wobei die Gesamtkosten für den Brennstoffkreislauf 0,7 bis 0,9 mill/kWh ausmachen werden.

Die Brennstoffkosten für die Erzeugung einer kWh in Kernkraftwerken erprobter Bauart betragen demnach nur zwischen 1/3 und 1/5 derjenigen von klassischen Kraftwerken. Bei Kernkraftwerken fortgeschrittener Bauart ergibt sich eine Senkung der Kosten auf 1/8 bis 1/10.

4. Mit ihrem hohen Energiegehalt bei kleinem Volumen eignen sich die Kernbrennstoffe vorzüglich zur Vorratsbildung, da die Kosten für die gleiche potentielle Energiemenge viel geringer sind als bei fossilen Brennstoffen. Das festliegende Kapital ist geringer, und die Lagerung erfordert weder grosse Flächen noch grosse Behälter oder kostspielige Handhabungsgeräte.

Auf dem Foratom-Kongress von 1965 wurde mitgeteilt, dass die Kosten für die Bildung eines Vorrats an Urankonzentraten nur 10 bis 20 % der Kosten für einen gleichwertigen Kohlevorrat betragen werden. Der Vorteil gegenüber Erdölprodukten wäre noch grösser. Andere Sachverständige haben geschätzt, dass die Lagerung der

für den Betrieb während eines Jahres erforderlichen Brennstoffmenge die Stromerzeugungskosten in einem Kernkraftwerk nur um 1 bis 1,5 % — gegenüber 5 % im Falle eines klassischen Wärmekraftwerks — erhöht.

5. Wenn der Kernbrennstoff die Versorgungssicherheit erhöht, so ist das auch seinen spezifischen Charakteristiken zu verdanken. Im Gegensatz zu den klassischen Kraftwerken, deren Betrieb einen ständigen Brennstoffnachschub erfordert und deshalb sofort eingestellt wird, wenn dieser unterbrochen wird, könnten die Kernkraftwerke bei Ausfall des Brennstoffnachschubs noch eine Zeitlang weiterarbeiten. Die Betriebsautonomie der Kernkraftwerke wird zudem durch das Vorhandensein einer Brennelementereserve in der Nähe des Reaktors und auch durch verschiedene andere Faktoren, die mit der Struktur des Kernbrennstoffkreislaufs zusammenhängen, verstärkt.

Da bereits heute feststeht, dass ein grosser Teil der Brennelemente innerhalb der Gemeinschaft hergestellt werden wird, ist es aus industriepolitischen Gründen und somit unabhängig von irgendwelchen Sicherheitsüberlegungen wünschenswert, dass die einheimische Herstellung den gesamten Bedarf deckt. In diesem Fall könnte wegen der ziemlich langen Herstellungsdauer das im Herstellungsprozess befindliche Material die normale Versorgung der Reaktoren mit Sicherheit mehr als sechs Monate lang gewährleisten. Die Unterbrechung der Kernbrennstofflieferungen während dieses Zeitraums würde sich somit im wesentlichen auf die Brennelementehersteller auswirken.

Geht man davon aus, dass manche Reaktoren mit Uran betrieben werden, das einen ähnlichen Anreicherungsgrad besitzt wie das Uran, das man aus den Brennelementen zurückgewinnt, die anderen Reaktoren erprobter oder fortgeschrittener Bauart entnommen worden sind, dann liesse sich ein System der gemeinsamen Brennstoffnutzung vorstellen, wobei die Brennstoffe innerhalb der Gemeinschaft blieben und nacheinander — in der Reihenfolge des abnehmenden Anreicherungsgrades — von einer Reaktorkategorie zur anderen bis hinunter zum Natururan wanderten. Unabhängig von irgendeiner Vorratsbildung würde man somit auch in diesem Fall in der Gemeinschaft über eine sehr grosse Sicherheitsmarge verfügen, da sich in einem ausgeglichenen System etwaige Versorgungsschwierigkeiten erst nach mehreren Jahren von einer Stufe zur anderen auswirken würden.

Schliesslich erzeugen alle in Betrieb befindlichen Reaktortypen Plutonium, das — ebenfalls ein Spaltstoff — durch chemische Aufarbeitung der bestrahlten Brennstoffe gewonnen wird. Die Verwendung dieses Plutoniums in thermischen Reaktoren und später in den schnellen Reaktoren wäre von hervorragender Bedeutung für die Betriebssicherheit der Kernkraftwerke, aber die Hauptvorteile dieser Verfahren würden sich vor allem bei einer langdauernden Krise zeigen.

Wenn somit eine Energiepolitik unter der Zielsetzung möglichst hoher Sicherheit der Energieversorgung verfolgt wird, so ist die Kernenergie recht gut placiert. Sie ist praktisch als eine heimische Energie anzusehen.

Gemäss dem Memorandum vom 25. Juni 1962 der aus den Mitgliedern der drei Europäischen Exekutiven gebildeten Arbeitsgruppe für Energiepolitik und dem von den Regierungen der Mitgliedstaaten verabschiedeten Protokoll eines Abkommens über Energiefragen vom 21. April 1964 sollen für die Orientierung der europäischen Energiepolitik die folgenden Zielsetzungen bestimmend sein:

- die Versorgung mit Energie soll so billig wie möglich sein;
- die Versorgung mit Energie soll so sicher wie möglich sein;
- die Substitutionen im Energiebereich sollen progressiv erfolgen, um wirtschaftliche und soziale Spannungen in den betroffenen Wirtschaftszweigen und Regionen zu vermeiden;
- die Energiepolitik soll nicht im Widerspruch zu der allgemeinen Wirtschaftspolitik stehen;
- die nur beschränkt zur Verfügung stehenden, zu wirtschaftlichen Bedingungen abbaubaren Vorräte an fossilen Brennstoffen sollen auf eine möglichst lange Zeit gestreckt werden, damit auch spätere Generationen aus ihnen Nutzen ziehen können.

Unter diesen Zielsetzungen sind die drei ersten von besonderem Gewicht. Wenn somit anerkannt wird, dass die Kernenergie sowohl der Zielsetzung nach einer möglichst billigen wie auch der einer möglichst sicheren Energieversorgung entspricht, so bleibt als zu berücksichtigendes Kriterium für das Tempo der Einführung der Kernenergie in die Energiewirtschaft nur die Forderung, dass dabei wirtschaftliche und soziale Spannungen in den von einer Umstellung betroffenen Regionen und Wirtschaftszweigen, insbesondere also im Steinkohlebergbau vermieden werden müssen.

VIII

Im Jahr 1963 machte die Euratom-Kommission die Öffentlichkeit darauf aufmerksam, dass in der Gemeinschaft ein Problem der langfristigen Uranversorgung bestehe. (1) Kurzfristige Versorgungsschwierigkeiten waren damals nicht festzustellen.

Die in letzter Zeit erreichte Senkung der Stromerzeugungskosten von Kernkraftwerken hat wiederholt zu einer Heraufsetzung der Ziele für die Kernstromerzeugung geführt.

Die Heraufsetzung der Investitionsziele in der Gemeinschaft und in den USA ist schon unter VI erwähnt worden. Die OECD sagt in einer im Juli 1966 veröffentlichten Untersuchung voraus, dass in sämtlichen Mitgliedstaaten (Westeuropa, Nordamerika, Japan) im Jahre 1980 eine nukleare Gesamtleistung von 190.000 MWe installiert sein wird, ein Schätzwert, der aufgrund der jüngsten Entwicklungen ebenfalls heraufgesetzt werden muss, zumal, wenn man berücksichtigt, dass die elektrische

(1) „Das Problem der Uranvorräte und der Uranversorgung auf lange Sicht“. Bericht EUR 414. d.

Leistung, die zwischen 1966 und 1980 im Bereich der OECD installiert werden soll, etwa 800.000 MWe beträgt.

Die Kernbrennstoffversorgung bleibt ein Problem auf lange Sicht; sie ist nunmehr aber auch zu einem aktuellen Problem geworden. Dies gilt insbesondere für die Europäische Atomgemeinschaft, wie der nachfolgende Überblick über den voraussehbaren Bedarf und die Möglichkeiten zu seiner Deckung erkennen lässt.

Die Entwicklung des *Bedarfs* an Kernbrennstoffen gemäss dem ersten hinweisenden Programm ist aus folgenden Tabellen ersichtlich. Dabei ist die Heraufsetzung des Ziels für 1980 von 40.000 MWe auf 60.000 MWe noch nicht berücksichtigt:

TABELLE VIII-1.

Natururanbedarf der Gemeinschaft in Tonnen Natururanmetall	
Kumulierter Bedarf	Jahresbedarf
1970 } 1980 } 54.000 1990 } 2000 } 333.000	2.000 8.000 15.000 15.000

TABELLE VIII-2.

Bedarf der Gemeinschaft an angereichertem Uran in Tonnen Natururanmetall	
Kumulierter Bedarf	Jahresbedarf (*)
1970 } 1980 } 27.000 bis 32.000 1990 } 2000 } 106.000 bis 245.000	1.500 3.700 3.500 2.500
(*) Diese Mengen entsprechen den Mindestwerten der links angegebenen Spannen.	

Die vorstehenden Mengen bezeichnen den gesamten Natururanbedarf einschliesslich der Mengen, die mit dem Isotop U-235 angereichert werden.

Die Höchstwerte der in der letzten Tabelle angegebenen Spannen sind entsprechend der — immer mehr an Boden gewinnenden — Hypothese errechneten worden, dass sämtliche Reaktoren der zweiten Generation — das sind die fortgeschrittenen Konverter — mit einem Brennstoff beschickt werden, der bis zu dem für Schwerwasserreaktoren erforderlichen Grad mit U-235 angereichert ist. Sollten sämtliche fortgeschrittenen Konverter mit einem Uran betrieben werden, dessen Anreicherungsgrad dem Bedarf der fortgeschrittenen Gasreaktoren entspricht, so ergäbe sich jeweils etwa das Dreifache der Mindestwerte.

Es wurde andererseits unterstellt, daß schnelle Brutreaktoren in dem Rhythmus eingesetzt werden wie Plutonium anfällt. Wenn diese dritte Reaktorgeneration aber rascher in Betrieb genommen wird, so wird es notwendig werden, in den ersten Chargen hochangereichertes Uran als Spaltstoff einzusetzen.

Die Nachfrage weist gegenüber dem eigentlichen Bedarf einen mehr oder minder grossen Vorsprung auf. Die Euratom-Kommission hat sich bemüht, diesen Vorsprung zu ermitteln. Sie ist zu diesem Zweck von der extremen Annahme ausgegangen, daß es allgemein üblich wird, Lieferverträge über 30 Jahre abzuschliessen, und zwar spätestens bei Beginn des Reaktorbaus. Sie hat die in diesem Fall „theoretisch zu bindenden Mengen“ als maximale Nachfragewerte wie folgt beziffert:

TABELLE VIII-3.

In der Gemeinschaft theoretisch zu bindende Mengen in Tonnen Natururanmetall			
kumuliert		jährlich	
1970	} 160.000 bis 234.000	} 550.000	8.600
1980			19.300
1990			23.700
2000			

Die bis 1980 „theoretisch zu bindenden Mengen“ machen etwa das Dreifache des Bedarfs für diesen Zeitraum aus. Geht man davon aus, dass der Bedarf der westlichen Welt etwa fünfmal so gross ist wie der der Gemeinschaft, so folgt, daß unter dieser Hypothese die erschlossenen Reserven, die zur Zeit zu Kosten von weniger als 10 \$/lib. U_8O_3 abgebaut werden können, bereits in den ersten Jahren des nächsten Jahrzehnts in Anspruch genommen sein werden ⁽¹⁾. Diese Schlußfolgerung beruht

⁽¹⁾ Diese Reserven werden auf etwas weniger als 500.000 to Uranmetall geschätzt. Uran- und Thoriumreserven in der Welt, Dritte Genfer Konferenz — AEEN Bericht (1965).

auf Angaben, die die jüngsten Erhöhungen der Bedarfsschätzungen noch nicht einmal berücksichtigen.

An welcher Stelle zwischen den theoretisch zu bindenden Mengen einerseits und den jährlichen Bedarfsmengen andererseits wird die tatsächliche Nachfrage der Kraftwerksbetreiber liegen? Das ist recht schwer zu bestimmen. Sicherlich wird die tatsächliche Nachfrage gegenüber dem Bedarf einen veränderlichen Vorsprung aufweisen, der in dem Maße größer sein wird, in dem die Marktperspektiven die Reaktorbetreiber dazu veranlassen, sich mehr als bisher langfristig einzudecken.

Um künftige Lieferverträge erfüllen zu können, müssen die Brennstoffhersteller mindestens über die entsprechenden Reserven verfügen. Die erforderlichen Produktionskapazitäten brauchen dagegen nur in dem Maße ausgebaut zu werden, wie der Jahresbedarf wächst.

Die *Deckung des Kernbrennstoffbedarfs* ist schon heute für viele Länder und vor allem für die Länder der Europäischen Atomgemeinschaft wegen der geringen eigenen Uranreserven eine brennende Frage. Abgesehen von dieser Importabhängigkeit seien, um eine Vorstellung von dem Ausmaß des Problems der Kernbrennstoffversorgung zu vermitteln, die von der Euratom-Kommission vorausgeschätzten kumulierten Brennstoffkreislaufkosten der in der Gemeinschaft installierten Kernkraftwerke angeführt. Diese Kosten werden für den Zeitraum 1970 bis 1980 2 Mrd. RE und für den Zeitraum 1980 bis 2000 20 Mrd. RE betragen. Der Anteil des Brennstoffs an diesen Kosten ist auch unter Berücksichtigung aller physikalischen und chemischen Umwandlungen, die der Herstellung des Brennelements — einschließlich der Anreicherungsvorgängen, erheblich.

Die Natururanversorgung interessiert sowohl die Betreiber von Natururanreaktoren als auch die Betreiber von Reaktoren, die angereichertes Uran verwenden.

Der Bedarf der Europäischen Gemeinschaft steht in keinem Verhältnis zu den eigenen Uranreserven. Die erschlossenen Reserven, die zu Kosten von weniger als 10 RE/lib. U_3O_8 abgebaut werden können, werden auf 30.000 to geschätzt. In einem vor kurzem von der Kommission veröffentlichten Bericht ⁽¹⁾ sind die Sachverständigen des Beirats der Euratom-Versorgungsagentur zu dem Schluß gekommen, daß in der Gemeinschaft weitere 40.000 to erschlossen werden können, die zu den gleichen Kosten abzubauen sind. Die einheimischen Uranreserven werden zwangsläufig in einem gemäßigten Rhythmus abgebaut werden, wenn sie auf die Dauer zur Versorgungssicherheit beitragen sollen. Die Notwendigkeit, Uran einzuführen, wird somit rasch spürbar werden.

Die Einfuhrabhängigkeit ist in quantitativer Hinsicht nicht beunruhigend. Die Sachverständigen sind übereinstimmend der Ansicht, daß es angesichts des derzeitigen Standes der Technik möglich ist, in dem für wirtschaftlich erachteten Kostenrahmen Uranreserven zu erschliessen, die den bereits erschlossenen Reserven mengenmäßig

(1) „Die Uranvorräte in der Europäischen Gemeinschaft“ Euratom Bericht EUR 2961 d.f.i.n.

entsprechen. Auch weiss man mit ziemlich grosser Sicherheit, daß — insbesondere in Schweden — beträchtliche Reserven vorhanden sind, deren Abbau zu Kosten von 10 bis 30 RE/lib. U_3O_8 erfolgen könnte. Dabei ist zu beachten, daß sich der Preis des Rohbrennstoffs nur in verhältnismäßig geringem Masse auf die Stromerzeugungskosten auswirkt.

In quantitativer Hinsicht ist die Importabhängigkeit nicht beunruhigender als bei Eisenerz, NE-Metallen oder Erdöl. Unter der Zielsetzung zu einem möglichst hohen Grad an Sicherheit der Energieversorgung zu gelangen, ist darauf hinzuweisen, daß die Verwendung von eingeführtem Uran zu einer günstigen geographischen Streuung der Gesamtheit der von der Gemeinschaft benötigten Brennstoffe führt, denn die Uranlieferländer sind nicht gleichzeitig Erdöllieferländer.

Eine Uranmangellage ist nicht zu befürchten. Diese Feststellung wirkt dämpfend auf die Preisbewegungen. Solange sich die Nachfrage-Vorausschätzungen ständig ändern, der Uranbergbau einen erneuten Aufschwung nimmt und der Markt noch wenig entwickelt ist, ist es aber auch recht schwierig, die voraussichtliche Preisentwicklung zu skizzieren. Sowohl die Produzenten als auch die Verbraucher sind sich der Gefahren zu starker Schwankungen bewusst. Das Niveau der Preise wird sicherlich in erster Linie von den Förderkosten der marginalen Unternehmen abhängig sein. Die USAEC hat angekündigt, sie werde den ihrer Preisliste für angereichertes Uran zugrunde liegenden Preis für Natururan auf 8 \$/lib. U_3O_8 halten; bei diesem Niveau kann die Industrie — wie allgemein angenommen wird — die Kosten einer normalen Erneuerung der Reserven tragen.

Ein weiterer Aspekt der Importabhängigkeit gibt mehr Anlass zur Beunruhigung: die Uranproduktion ist in den Händen einer kleinen Anzahl von Unternehmen konzentriert, deren Interessen im allgemeinen vielseitig sind und in manchen Fällen vom Erdöl über verschiedene NE-Metalle bis zu den Baumaterialien reichen. Auch sind die europäischen Länder nur in sehr geringem Masse an der Kontrolle dieser Gruppen beteiligt. Es beginnen sich aber Verbindungen der europäischen Unternehmen zu den uranproduzierenden Unternehmen des Auslands abzuzeichnen.

Aus den bisherigen Darlegungen ergibt sich für solche Verbraucherländer, die nur über geringe Uranreserven verfügen, die Notwendigkeit, im Rahmen ihrer Energiepolitik eine gegenseitig abgestimmte Uranversorgungspolitik zu treiben. Die in dieser Richtung unternommenen Bemühungen der Euratom-Kommission sind bisher ohne Erfolg geblieben, und zwar hauptsächlich deshalb, weil die gemeinsame Energiepolitik der sechs Gemeinschaftsländer bisher nicht konzipiert und verwirklicht werden konnte. Eine Uranversorgungspolitik müßte sich zunächst im Rahmen langfristiger Verträge entwickeln; solche Verträge halten die Produzenten für recht wünschenswert, und sei es auch nur als ein Mittel zur Markterschließung. Langfristige Verträge führen auch zu einer Dämpfung der Preisschwankungen und tragen auch zur beschleunigten Wiederbelebung der Prospektionstätigkeit bei. Diese Tätigkeit, die Ende der 50er Jahre fast völlig eingestellt worden ist, wurde in den letzten Jahren wieder aufgenommen. Wichtig ist, daß sich die Unternehmen der

uranarmen Länder intensiv an Prospektionsmaßnahmen beteiligen, damit die Industrie dieser Länder zu eigenen Reserven gelangt. Dieses Ziel wird in dem Maße an Bedeutung gewinnen, in dem die ausländischen Produzenten dazu neigen, Uran in möglichst weit verarbeiteter Form zu exportieren. Dadurch würde die Entwicklung einer Kernbrennstoffindustrie in den Einfuhrländern gefährdet werden. Auch insofern dient der Abschluss langfristiger Verträge und eine Uranprospektion durch Gemeinschaftsunternehmen dem im Euratom-Vertrag ausdrücklich genannten Ziel, eine gerechte und regelmäßige Versorgung mit Kernbrennstoffen zu erreichen.

Es bestätigt sich immer mehr, daß ein sehr großer Teil des in Leistungsreaktoren einzusetzenden Urans *angereichertes Uran* sein wird. Bis zu seiner Ablösung durch Plutonium wird angereichertes Uran der Hauptbrennstoff sein. Was die Versorgung mit diesem Brennstoff betrifft, so ist zu berücksichtigen, daß in der westlichen Welt die USAEC de facto über ein Monopol für die Urananreicherung verfügt.

Was die mengenmäßige Versorgung betrifft, so sind beim angereicherten Uran Schwierigkeiten vorerst ebensowenig zu befürchten wie beim Natururan. Die Anreicherungs-kapazität der USAEC soll laut mehrfach wiederholten offiziellen Erklärungen ausreichen, um den Bedarf der westlichen Welt bis ziemlich weit in die siebziger Jahre hinein zu decken. Angesichts des nach den jüngsten Vorausschätzungen zu erwartenden Bedarfsanstiegs erhebt sich aber schon jetzt die Frage nach der Schaffung neuer Anreicherungs-kapazitäten, die im Laufe des kommenden Jahrzehnts in Dienst zu stellen wären. Die USAEC ist, wie sie erklärt, bereit, ihre Anreicherungs-kapazität soweit wie notwendig zu vergrößern. In Anbetracht der künftigen Bedeutung des angereicherten Urans als Energieträger wird diesseits des Ozeans aber zu untersuchen sein, ob eine Initiative großen Ausmasses zur Errichtung einer Isotopentrennanlage geboten ist. Auch die Euratom-Kommission beschäftigt sich intensiv mit dieser Frage; sie ist sich bewusst, daß sich ein solches Vorhaben nicht nur auf die eigentliche Versorgung, sondern auch auf viele Industriesektoren recht günstig auswirken wird.

Zwischen den Verbraucherländern und dem wichtigsten Erzeugerland besteht in Bezug auf die Erfordernisse der Versorgung mit angereichertem Uran weitgehende Übereinstimmung. Erste Voraussetzung einer gerechten und regelmäßigen Versorgung ist, wie allgemein anerkannt wird, daß die Verbraucher, gleichviel, ob Staatsangehörige der Erzeugerländer oder der Einfuhrländer, nicht unterschiedlich behandelt werden, und daß die Möglichkeit gegeben wird, langfristige Lieferverträge zu schließen. Die Frage, inwieweit die Politik der Erzeugerländer und insbesondere der USAEC diesen Voraussetzungen genügt, soll hier nicht erörtert werden. Schließlich ist die Möglichkeit, auf dem Markt gekauft Uran im Wege der Lohnveredelung ⁽¹⁾ anreichern zu lassen, für die Verbraucherländer von großer Bedeutung. Eine solche Möglichkeit beschränkt die Abhängigkeit vom alleinigen Produzenten auf die

⁽¹⁾ Die Ausarbeitung der Bedingungen, zu denen die USAEC ihre Anreicherungsleistungen anbieten wird, ist sehr weit fortgeschritten.

Anreicherungsleistungen und trägt zur Schaffung eines offenen Wettbewerbsmarktes für Uran bei, denn sie bewirkt, daß die USAEC nicht mehr der marktbeherrschende Natururankäufer ist.

Das *Plutonium* als Kernbrennstoff ist auch dann unbestreitbar ein „heimischer Brennstoff“, wenn es in eigenen Reaktoren erzeugt wird, die eingeführtes Uran verwenden.

Die Plutoniumerzeugung zwischen 1970 und 1980 wird sich in dem Maße erhöhen, in dem die Ziele der Erzeugung von Kernenergie heraufgesetzt wurden oder heraufgesetzt werden. Diese Entwicklung ist für die Inbetriebnahme schneller Reaktoren günstig. Da sich Plutonium in schnellen Brütern am besten verwenden läßt, dürfte es von 1980/1985 an einer der wichtigsten Brennstoffe sein. Seine erste industrielle Nutzung könnte es bereits im Laufe des kommenden Jahrzehnts durch Einsatz in thermischen Reaktoren finden. Die Plutoniumrückführung stößt auf großes Interesse seitens der Industrie, und zwar auch in den Vereinigten Staaten, wo Privatunternehmen auf eigene Kosten sehr eingehende Forschungsarbeiten über die Plutoniumrückführung unternommen haben. Mit Hilfe der Rezyklage wird es möglich sein, die beim Betrieb thermischer Reaktoren anfallenden Plutoniummengen zu gegebener Zeit ohne übermäßige Verluste zurückzugewinnen und zur Beschickung der schnellen Reaktoren zu verwenden. Der wirtschaftliche Vorteil der Rezyklage darf nicht nur nach dem Gesichtspunkt der Rentabilität des Verfahrens selbst beurteilt werden, sondern auch in Abhängigkeit von anderen Faktoren, wie der Qualität des gewonnenen Plutoniums, der Uranersparnis, der Verringerung der Lagerhaltungskosten usw.

Die Schaffung des Plutoniummarktes und sein Ausbau sind von der technischen Entwicklung, von der Wirtschaftlichkeit der Verwendung dieses Brennstoffs und von dem Grad des Selbstverbrauchs abhängig. Schon jetzt müssen die Voraussetzungen für die Bildung des Plutoniummarktes geschaffen werden. Für die Bildung von Vorräten, die es ermöglichen, den mittelfristigen Bedarf zu befriedigen, muss die erforderliche materielle und finanzielle Organisation geschaffen werden. Auch sind Maßnahmen zu ergreifen, die eine rationelle Verwendung der Vorräte ermöglichen. Die Erreichung dieser Ziele ist vor allem für uranarme Länder von großer Bedeutung.

REFERENZEN

- (1) Amtsblatt der Europäischen Gemeinschaften vom 28. April 1966.
- (2) Euratom-Bericht EUR 2773.
- (3) Bulletin der Europäischen Gemeinschaft für Kohle und Stahl — Hohe Behörde — Luxemburg Nr. 61 (1966).
- (4) Organisation de Coopération et de Développement Economiques, Paris 1966.
- (5) Die Vorausschätzungen für 1966 wurden dem von den drei Europäischen Exekutiven gemeinschaftlich erstatteten Bericht „Zur Konjunktur im Energiebereich in der Gemeinschaft“ Ende 1965 — Vorschau auf 1966 (Bulletin der EGKS — Hohe Behörde — Nr. 52) entnommen.

- (6) Bulletin vom 23. August 1966.
- (7) Vgl. auch den bei der NUCLEX 66 in Basel vorgelegten Euratom-Vertrag „Neue wirtschaftliche Perspektiven der Kernenergie in Europa“.
- (8) „Das Problem der Uranvorräte und der Uranversorgung auf lange Sicht“. Bericht EUR 414. d.
- (9) „Uran- und Thoriumreserven in der Welt“ Dritte Genfer Konferenz. AEEN-Bericht (1965).
- (10) „Die Uranvorräte in der Europäischen Gemeinschaft“ Euratom Bericht EUR 2961. d.f.i.n.

DER MODERNE SIEDEWASSERREAKTOR UND SEINE SICHERHEITSTECHNISCHEN ASPEKTE

H. KORNBICHLER

*Allgemeine Elektrizitäts-Gesellschaft — AEG
Frankfurt a.M., Deutschland*

ZUSAMMENFASSUNG

Die nachstehenden Ausführungen sollen zeigen, warum der Siedewasserreaktor in den letzten Jahren einen derart durchschlagenden Erfolg erzielt hat: Maßgebend hierfür waren neben seiner erwiesenen vorzüglichen Wirtschaftlichkeit seine hervorragenden sicherheitstechnischen Eigenschaften, die allen Anforderungen genügen, die man an einen Reaktortyp stellen muß, der im großtechnischen Maßstab zum Einsatz gelangen soll.

Der Siedewasserreaktor hat in diesem Jahr einen kommerziellen Durchbruch erlebt, wie ihn sicherlich selbst optimistisch eingestellte Fachleute nicht erwarten konnten. Zum Zeitpunkt der Abfassung dieses Vortrages sind über 14.000 MWe an Siedewasserleistung im Betrieb oder im Bau, und damit liegt der Siedewasserreaktor mit großem Abstand vor allen anderen bekannten Reaktortypen. Angesichts dieses imposanten Erfolges ist es zweifellos interessant, die Merkmale des modernen Siedewasserreaktors und seine sicherheitstechnischen Eigenschaften genauer zu betrachten.

Der moderne Siedewasserreaktor ist charakterisiert durch:

1. vollständigen oder teilweisen internen Wasserumlauf
2. Steigerung der spezifischen Leistung auf über 50 kW/l Kernvolumen bzw. 22 kW/kg Uran und der maximalen Einheitsleistung auf über 1.000 MWe
3. außerordentlich kompakte Bauweise des Reaktor-Umschließungs-Gehäuses unter Ausnutzung des Prinzips des Druckabbaues
4. inhärente Sicherheit sowie Hilfseinrichtungen, die ihn praktisch standortunabhängig machen.

Durch die genannten Fortschritte ist aus dem Siedewasserreaktor heute ein Dampferzeuger geworden, der nicht nur an beinahe allen Bedarfspunkten der Welt wirtschaftliche Wärmeenergie liefern, sondern der auch aufgrund seiner sicherheitstechnischen Eigenschaften praktisch an jedem gewünschten Standort errichtet werden kann. Die Standortunabhängigkeit einerseits und die höchste Wirtschaftlichkeit andererseits machen den Siedewasserreaktor heute zu einem der interessantesten Dampferzeuger.

Im folgenden sollen nun die vier vorstehend erwähnten Charakteristika des modernen Siedewasserreaktors behandelt werden:

I. — Der interne Wasserumlauf

I.-1. — ALLGEMEINE VORAUSSETZUNGEN

Der Siedewasserreaktor repräsentiert das einzige bekannte Reaktorkonzept, bei dem das Reaktorkühlmittel nicht nur auch Moderator, sondern zugleich thermodynamisches Arbeitsmittel ist. Durch diese Eigenschaft tritt beim Übergang von der konventionellen zur nuklearen Energieerzeugung der Siedewasserreaktor einfach an die Stelle des bisher verwendeten Dampfkessels: Er erhält das Speisewasser aus dem Vorwärmstrang und gibt den Dampf direkt an die Turbine ab.

Genau wie bei vielen Dampfkesseln läuft das Speisewasser bis zur vollständigen Verdampfung auch im Siedewasserreaktor mehrmals um. Diese Umlaufzahl lag viele Jahre hindurch bei etwa 10 bis 11, sie konnte neuerdings auf etwa 7 bis 8 reduziert werden. Für jedes Kilogramm erzeugten Dampfes braucht man heute also beim Siedewasserreaktor nur noch etwa 7 bis 8 kg Wasser umzuwälzen, was rund 10 l umlaufenden Kühlmittels entspricht. Es gibt keinen anderen erprobten Reaktor, bei dem man nicht mindestens das doppelte Volumen an Kühlmittel umpumpen muß. Dieser Umstand in Verbindung mit der Tatsache, daß beim Siedewasserreaktor kein Grund vorliegt, das umlaufende Wasser aus dem Reaktordruckgefäß überhaupt herauszuführen — es gibt ja keine Wärmetauscher, denen man das Reaktorkühlmittel zum Zwecke der Übertragung der Wärme an das thermodynamische Arbeitsmittel zuführen muß — hat zur Entwicklung des teilweisen oder vollständig internen Wasserumlaufes geführt.

I.-2. — DER TEILWEISE INTERNE WASSERUMLAUF

Der erste Schritt zur Vermeidung des externen Wasserumlaufes bestand in der Anwendung interner Strahlpumpen. Durch die außerordentlich niedrige Umlaufzahl von nur 7 bis 8 und durch das Nichtvorhandensein von Dampferzeugern ergibt sich ein so niedriger Druckabfall, daß Strahlpumpen trotz ihres an sich schlechten Wirkungsgrades wirtschaftlich eingesetzt werden können.

Bei den internen Strahlpumpen wählt man als Verhältnis Treibwasser zu Förderwasser etwa 1 : 2 und braucht somit nur noch etwa $\frac{1}{3}$ des umlaufenden Wassers aus dem Reaktor herauszuführen. Die beiden verbleibenden externen Umwälzschleifen — man wählt aus Sicherheitsgründen zwei Schleifen — haben somit zusammen rund 2,5 kg Wasser je kg erzeugten Dampfes zu fördern. Sie werden damit außerordentlich klein, erlauben eine kompakte Bauweise der Reaktordruckschale und führen zu sehr wirtschaftlichen Lösungen.

Bekanntlich ist der Wirkungsgrad von Strahlpumpen relativ schlecht. Aufgrund des gewählten Treibwasser — zu Förderwasserverhältnisses von 1 : 2 und aufgrund des Wegfalls des Druckverlustes in den externen Schleifen beträgt der zur Umwälzung

erforderliche Eigenbedarf aber kaum 10 % mehr als bei der bisherigen Lösung mit vielen externen Schleifen, so daß die Verwendung von Strahlpumpen durchaus wirtschaftlich ist.

I.-3. — DER VOLLSTÄNDIGE INTERNE WASSERUMLAUF

Die internen Strahlpumpen stellen zwar bereits einen großen Fortschritt in der Ausnutzung des im Siedewasserreaktor liegenden Entwicklungspotentials dar, aber erst der Einsatz von Pumpen zum vollständig internen Wasserumlauf nutzt die Eigenschaft des Siedewasserreaktors in dieser Hinsicht voll aus. Mit ihnen wird der Reaktor zu dem schaltungsmäßig ideal einfachen Apparat, der seinen Erfindern vor über einem Jahrzehnt schon vorschwebte, ein Apparat, dem Speisewasser zugeführt wird und der Dampf für die Turbine liefert. Die zu diesem Zweck erforderlichen internen Axialpumpen sind in Zusammenarbeit zwischen AEG und der Firma Klein, Schanzlin & Becker (KSB) entwickelt worden und werden bereits im kommenden Jahr im Betrieb stehen. Zahlreiche Probleme waren bei dieser Entwicklung zu lösen, wichtige Forderungen waren zu erfüllen:

- a) besonders hohe Betriebssicherheit
- b) ungestörter Vollastbetrieb des Reaktors selbst bei Ausfall einer Pumpe
- c) rasche und einfache Auswechselbarkeit einer Pumpe anlässlich eines Brennelementwechsels
- d) Zugänglichkeit und Wartbarkeit großer Teile der Pumpe auch im Betrieb
- e) Zuverlässige und wirtschaftliche Druckgefäßkonstruktion

Die Probleme wurden gelöst durch Verwendung bewährter Konstruktionsprinzipien und erprobter Bauteile. Die Hauptvorteile dieser eleganten Lösung sind:

- a) Vermeidung der aufwendigen externen Schleifen
- b) Reduktion des Eigenbedarfs zufolge guten Pumpenwirkungsgrades und Wegfall des Strömungswiderstandes in den Umwälzschleifen
- c) Kompakte wirtschaftliche Bauweise der Reaktordruckschale
- d) Besonders rasch wirkende Leistungsregelung des Reaktors über das bekannte Prinzip der Umwälzregelung. Die relativ kleinen Pumpenleistungen (unter 500 kW) ermöglichen elektronische Frequenzregelung
- e) Fortsetzung des Vollastbetriebes selbst bei Ausfall einer Pumpe, also hohe Reaktorverfügbarkeit.

II. — Steigerung der spezifischen Leistung

Die höchste zulässige mittlere spezifische Belastung des Siedewasserreaktors hängt von der Leistungsverteilung im Reaktorkern und von der maximal zulässigen

Spitzenbelastung ab. Bei beiden Faktoren hat man in den letzten Jahren merkliche Fortschritte erzielt.

Beim Betrieb der bisher gebauten Siedewasserreaktoren hat man festgestellt, daß viel bessere makroskopische Leistungsverteilungen erzielbar sind, als der Auslegung bisher zugrunde gelegt wurde. Unter Einsatz von Prozeßrechnern wird nunmehr diese bisher nicht genutzte Reserve zur Steigerung der Belastung des Reaktor herangezogen. Durch die elektronische Verarbeitung der Daten der im Reaktorkern installierten Instrumentierung erhält man die erforderlichen Informationen, um die für eine optimale Flußverteilung notwendige Regelstabstellung fahren zu können. Zu dieser Verbesserung der makroskopischen Flußverteilung tritt durch konstruktive Maßnahmen eine Verbesserung der Flußverteilung innerhalb der Brennelemente hinzu. Durch Übergang auf drei Anreicherungsstufen wird der Überlastfaktor innerhalb der Brennelementebündel zusätzlich herabgesetzt. Diese Effekte zusammengenommen ergeben eine Verbesserung der Flußverteilung gegenüber älteren Auslegungen von etwa 13 %.

Aber auch die zulässige maximale Spitzenbelastung im Siedewasserreaktor konnte erhöht werden. Die Begrenzung dieser Spitzenbelastung ist durch zwei Erscheinungen bestimmt: Der Wärmefluß an der Oberfläche der Elemente muß mit hinreichender Sicherheit unter dem Umschlagspunkt für Filmverdampfung (Burnout) liegen und die zentrale Innentemperatur soll den Schmelzpunkt nicht überschreiten. Während die bisherige Auslegung auf Simulationsversuchen mit elektrisch geheizten Einzelstäben beruhte, liegen nunmehr genügend Erfahrungen mit simulierten Bündeln vor, und es zeigt sich, daß der Umschlagspunkt für Filmverdampfung, der im übrigen sehr stark vom Dampfgehalt und von der Massenstromdichte abhängt, beim Bündel um 30 bis 40 % höher liegt als beim Einzelstab.

Hinsichtlich Erreichens der Schmelztemperatur war die bisherige Auslegung auch sehr konservativ. Durch bessere Kenntnis von Wärmeleitzahlen des Uran-dioxyds und durch näheres Herangehen an den Schmelzpunkt erlaubt auch diese Schranke eine Steigerung der maximalen spezifischen Belastung. (Obwohl im Versuch demonstriert wurde, daß ein auf das Zentrum beschränktes geringfügiges Schmelzen die Integrität des Brennelementes nicht beeinflussen würde, bleibt man vorsichtshalber bei der Auslegung vom Schmelzpunkt immer noch weg.)

Alle die im vorstehenden genannten Effekte führen dazu, daß man bei großen Siedewasserreaktoren heute bis zu einer Literleistung von über 50 kW/l und einer spezifischen bis zu 22 kW/kg U gehen kann.

III. — Kompakte Bauweise des Reaktorumschließungsgehäuses

Der Siedewasserreaktor ist durch die Vermeidung von Wärmetauschern zwischen Primär- und Sekundärkreis ohnehin schon zur Verwendung des Druckabbausystems und damit sehr kleiner Reaktorumschließungsgehäuse prädestiniert. Die mit der

Steigerung der spezifischen Leistung verbundene Reduktion der Abmessungen der Reaktordruckgefäße und der Wegfall von externen Schleifen gestattet, die Anordnung innerhalb des Umschließungsgehäuses und die Dimension desselben noch attraktiver zu gestalten.

Auf der NUCLEX in Basel hat die GE vor wenigen Wochen ein Modell eines Spannbetonumschließungsgehäuses für einen 1.000 MWe Siedewasserreaktor ausgestellt, das die Bedeutung dieser Fortschritte eindrucksvoll demonstrierte. Aber auch bei Verwendung von Stahlumschließungsgehäusen sind sehr wirtschaftliche Lösungen möglich. Bei den internen Axialpumpen hat das kugelförmige Umschließungsgehäuse für 600 MWe nur einen Durchmesser von 28 m, und selbst dieser Durchmesser kann vermutlich nochmals reduziert werden. Durch das Druckabbausystem vermeidet man trotz Anwendung so kleiner Dimensionen das Entstehen hoher Drücke beim Unfall, so daß man Wandstärken und Materialien verwenden kann, die technisch einwandfrei beherrschbar sind und vor allem das Risiko von Rückschlägen und Schwierigkeiten während der Bauzeit praktisch weitgehend zu eliminieren gestatten.

IV. — Sicherheitsaspekte

Voraussetzung für den eindrucksvollen kommerziellen Erfolg des Siedewasserreaktors waren seine vorzüglichen sicherheitstechnischen Eigenschaften. Im folgenden sollen diese Eigenschaften für normale Verhältnisse und für Störfälle und Unfälle behandelt werden.

IV.-1. — ENTSTEHUNG DER AKTIVITÄTEN

Beim Betrieb des Siedewasserreaktors entstehen folgende Aktivitäten:

- a) Im Urandioxyd entstehen gasförmige Spaltprodukte, die zum großen Teil im UO_2 -Gitter eingebaut bleiben, teilweise aber herausdiffundieren und einen Gasdruck in der Hülle des Brennelementes aufbauen. Ferner entstehen feste Spaltprodukte, die vorwiegend im UO_2 verbleiben.
- b) Verunreinigungen von Uran an der Außenoberfläche der Brennelemente erzeugen in geringfügigem Maße gasförmige und feste Bestandteile, die in das Wasser gelangen.
- c) Korrosionsprodukte im Wasser werden beim Durchgang durch den Reaktorkern aktiviert.
- d) Das Wasser selbst wird durch Neutronenbestrahlung aktiviert, wobei im wesentlichen eine Halbwertszeit von 27 sec auftritt.

IV.-2. — WEG DER AKTIVITÄTEN BEI NORMALEM BETRIEB

IV.-2.1. — *Radioaktiver Dampf*

Der radioaktive Dampf strömt vom Reaktor durch die Turbine in den Kondensator. Bereits während dieses Transportes klingt die Aktivität zufolge der kurzen Halbwertszeit so stark ab, daß bereits das Niederdruckgehäuse der Turbine nicht mehr mit einem Strahlenschutz versehen werden muß. Nur die Frischdampfleitung und der Hochdruckteil der Turbine erhalten eine Betonabschirmung entweder aus festen Wänden oder aus Setzsteinen. Wenn das Kondensat aus dem Kondensator in den Vorwärmstrang abgezogen wird, ist die Aktivität der H_2O -Moleküle bereits so weit abgeklungen, daß sie praktisch keine Rolle mehr spielt. Auch die Aktivität der aus dem Wasser bei Bestrahlung durch Kernumwandlung entstehenden Gase (Sauerstoff 19 und Stickstoff 16) klingt so rasch ab, daß sie wenige Minuten nach Verlassen des Reaktorkernes praktisch verschwunden ist.

IV.—2.2. — *Gasförmige Spaltprodukte*

Die Praxis hat gezeigt, daß die Qualität der Brennelemente für Siedewasserreaktoren hinsichtlich Integrität ausgezeichnet und die äußere Uranverunreinigung so gering ist, daß normalerweise nicht mehr als 0,1 Ci/s aus einem 600 MWe-Kern freigesetzt werden. Diese Aktivität geht mit dem Dampf durch Turbine und Kondensator in die Abgasanlage. Während des Durchlaufes durch Rohrleitungen und Turbine trägt sie praktisch nicht zum Aufbau eines Strahlenfeldes außerhalb von Rohrleitungen und Turbine bei. Während der Laufzeit vom Reaktor bis zum Kamin sinkt die Aktivität zufolge radioaktiven Zerfalles ab. Beträgt diese Laufzeit beispielsweise 1/2 Stunde — dies ist ein häufig angewandter Wert — so ergibt sich als Abschwächungsfaktor 2×10^{-2} . Wird die so verbleibende Aktivität von 2×10^{-3} Ci/s mit der Gebäude-abluft vermischt (bei einem 600 MWe-Kraftwerk etwa $100 \text{ m}^3/\text{s}$), so erhält man am Kaminaustritt eine spezifische Aktivität von 2×10^{-5} Ci/ m^3 . Es genügt jetzt eine Verdünnung und Verteilung vom Kamin bis zur Umgebung von etwa dem Faktor 100, um unter die maximal zulässige Konzentration für die allgemeine Bevölkerung zu kommen. Dieser Faktor 100 ist wohl bei allen Standorten und auch bei sehr ungünstigen Wetterlagen gewährleistet. Sollte dies in einem ganz ungewöhnlich gelagerten Fall nicht erfüllt sein, so führen die im Kapitel VI.3 geschilderten Maßnahmen zu sicheren Verhältnissen.

IV.-2.3. — *Feste Aktivitäten*

Die Aktivität im Primärwasser zufolge Spaltprodukten aus Oberflächenkontamination der Brennelemente und im Reaktor aktivierten Korrosionsprodukten wird

durch die hohe Qualität der Brennelemente und durch Verwendung eines voll austenitischen Primärsystems sehr gering gehalten. Darüber hinaus sorgt ein Bypass-Reinigungssystem dafür, daß dem Primärwasser kontinuierlich die entstehende Aktivität entzogen und in Mischbettfiltern gebunden wird.

Über die vorstehend geschilderten Maßnahmen hinaus kommt dem Siedewasserreaktor nun noch ein besonders glücklicher Umstand zunutze. Da die festen Produkte nur mit der Feuchtigkeit im Dampf mitgeführt werden können, erreicht man durch sorgfältige Trocknung des Dampfes auf 1% Restfeuchtigkeit zusätzlich einen Aktivitäts-Abstreiffaktor von 10^{-3} . Durch diesen Effekt ist die im Dampf mitgeführte Aerosolaktivität außerordentlich gering. Die Praxis zeigt, daß Undichtigkeiten in Dampfleitungen kaum zu erhöhter Aerosolaktivität führen, während Undichtigkeiten in den Wasserkreisläufen eines Siedewasser- oder Druckwasserreaktors eher erhöhte Aerosolaktivität in der Reaktordruckschale ergeben können. Durch den Betrieb mit Naßdampf wird der geringfügige Rest von in Dampf mitgeschleppter Aerosolaktivität in der Turbine nicht zur Ablagerung gebracht, sondern laufend ausgewaschen, über den Kondensator und die Hauptkondensatreinigung geführt und dort an die Mischbettfilter gebunden.

IV.-3. — MAXIMALE AKTIVITÄTSABGABE IM BETRIEB

Im vorstehenden Kapitel wurde der normale Betriebsablauf behandelt. Es ist aber nunmehr die Frage zu stellen, wie sich der Siedewasserreaktor in ungünstigen Fällen verhält, und zwar ungünstige Verhältnisse hinsichtlich der Anlage — z.B. bei Betrieb mit einem qualitativ schlechten Reaktorkern — und ungünstige äußere Verhältnisse — z.B. wenn eine Großstadt nur wenige km entfernt in der Hauptwindrichtung liegt und überdies Inversionswetterlagen häufig auftreten können. Daß sich auch dann keine Probleme ergeben, wird im folgenden gezeigt:

IV.-3.1. — *Gasförmige Aktivitäten*

Die bisherige Erfahrung mit Siedewasserreaktorkernen hat — wie schon erwähnt — ergeben, daß normalerweise die Aktivitätsfreisetzung am Kern nicht über 0,1 Ci/s liegt. Im Kernkraftwerk DRESDEN hat man einmal Versuchsbrennelemente mit Stahlhüllen eingesetzt (SWR verwenden heute ausschließlich Brennelemente mit Zr-Hüllen), und diese haben sich außerordentlich schlecht bewährt. Es sind zahlreiche Hüllschäden aufgetreten, wobei die Schäden zum Teil so groß waren, daß Stäbe vollständig durchgebrochen sind und UO_2 -Sinterkörper im Kreislauf mitgenommen wurden. Selbst in diesem sicherlich nicht normal zu nennenden Leistungsbetrieb hat man nur maximale Aktivitätsfreisetzungen am Kern ansteigend von 0,1 Ci/s auf 0,2 Ci/s im Jahre 1962/63 und 0,5 Ci/s im Jahre 1964 erhalten. Erst im Jahre 1965 stieg

die Freisetzungsrates am Kern auf etwa 3 Ci/s, worauf die Versuchselemente wieder ausgebaut wurden.

Bereits unmittelbar nach dem Ausbau dieser Stahlelemente zeigte der Kern nur noch Freisetzungsrates von 0,5 Ci/s (immer noch erhöht zufolge Kontamination der übrigen Brennelemente). (1) Um Betriebseinschränkungen durch zu hohe Abgasrate mit absoluter Sicherheit auszuschließen und die Verfügbarkeit des Kraftwerkes auch bei unerwartet schlechtem Verhalten des Reaktorkerns nicht zu beeinträchtigen, legt die AEG gegenwärtig die Abgasanlage für eine Aktivitätsfreisetzung am Kern von 1 Ci/s, also dem mehrfachen des selbst mit einem sehr schlechten Reaktorkern zu erwartenden Wertes, aus.

Die Auslegung der Abgasanlage richtet sich nunmehr nach den vorliegenden äußeren Verhältnissen. Um auch hier den extremen Fall herauszugreifen, sei der vorstehend erwähnte Fall der Errichtung unmittelbar am Rande einer Großstadt benutzt. Falls der Betreiber in einem solchen Falle Diskussionen mit Sicherheitsbehörden über die Häufigkeit und die Dauer möglicher Inversionswetterlagen, über Windrichtung und Verdünnungsfaktoren vermeiden möchte, könnte man sich der Einfachheit halber entschließen, gleich am Kaminaustritt im Jahresdurchschnitt die maximal zulässige Konzentration für die Gesamtbevölkerung einzuhalten. Damit dürfte etwa der extremste Fall hinsichtlich der äußeren Bedingungen vorliegen. Wie würde in einem solchen Falle die Abgasanlage eines Siedewasserreaktors aussehen? Man benötigt, um von der Aktivität am Kernaustritt von 1 Ci/s auf die maximal zulässige Konzentration am Kamin von 3×10^{-7} zu kommen, einen Abschwächungsfaktor durch radioaktiven Zerfall von 3×10^{-5} . (2) Dieser Abschwächungsfaktor ergibt aufgrund der Zerfallskurven der auftretenden aktiven Gase eine Aufenthaltszeit von 30 Tagen zwischen Kernaustritt und Kaminaustritt. Eine derartige Abgasanlage ist von der AEG in Zusammenarbeit mit der Firma Philips entwickelt worden. Sie fußt auf dem Prinzip der Luftverflüssigung und arbeitet nach dem Prinzip, daß die aus dem Kondensator abgesaugte Luft, welche die aktiven Gase enthält, verflüssigt und in Tanks gespeichert wird. Bei einer 600 MWe-Anlage hätte man drei Tanks von je 20 m³ Inhalt, wobei jeweils ein Tank im Zustand des Füllens, ein Tank im Zustand des Speicherns und der dritte Tank im Zustand des Abblasens ist. Eine Abgasanlage auf dem Prinzip der Luftverflüssigung wurde praktisch erst möglich, seit zuverlässige und praktisch ohne Wartung funktionierende kleine Luftverflüssigungsanlagen auf den Markt gekommen sind. Im vorliegenden Beispiel einer 600 MWe-Anlage würde man vier derartiger Luftverflüssigungsanlagen parallel einsetzen, von denen je drei im Betrieb stehen und eine als Reserveeinheit dient. Diese kompakten Anlagen sind dimensionsmäßig so klein, daß jede nahezu auf einem Schreibtisch Platz hätte. Die Antriebsleistung je Einheit ist 30 kW. Da die Anlaufzeit dieser modernen Kryo-Gener-

(1) Alle Werte aus den am Kamin gemessenen Abgasaktivitäten aufgrund der halbstündigen Verzögerung in der Abgasanlage DRESDEN auf den Kern zurückgerechnet.

(2) Wieder bei einer 600 MWe Anlage mit 100 m³/s Abluft.

ratoren im Gegensatz zu den bekannten großen Luftverflüssigungsanlagen sehr kurz ist (etwa 1/2 Stunde, dazu etwa 1 Tag zur Abkühlung eines Speichertanks), würde man beim normalen Betrieb die Abgase nicht über die Anlage fahren, sondern diese direkt über den Kamin abgeben. Nur bei dem unerwarteten Auftreten großer Aktivitäten am Kern (ein Fall, der ja nicht schlagartig auftreten würde, sondern sich allmählich ankündigt) würde man die Luftverflüssigungsanlage in Betrieb nehmen.

Mit der vorstehend kurz beschriebenen Abgasanlage wird der Siedewasserreaktor hinsichtlich der im Betrieb abzugebenden Aktivitäten in der Tat vollständig standortunabhängig.

IV.-3.2. — *Feste Aktivitäten*

Wie die Erfahrung zeigt, hat man mit den festen Aktivitäten innerhalb der Anlage keine Schwierigkeiten. Selbst bei dem in Zusammenhang mit der Abgasanlage geschilderten Betriebsfall des Siedewasserreaktors DRESDEN, bei dem sogar UO_2 -Sinterkörper aus den Brennelementen in das Umlaufwasser gelangten, hatte man bei der späteren Wartung und Reparatur der Turbine niemals Schwierigkeiten. Man kann nach dem Abschalten auch den im Betrieb normalerweise nicht zugänglichen Hochdruckteil unbeschränkt begehen, und auch nach dem Aufdecken der Turbine ergeben sich absolut keine Beschränkungen durch abgelagerte Aktivitäten für Instandsetzungsarbeiten.

Praktisch werden alle festen Aktivitäten in den Mischbettfiltern der Anlage — entweder in der Bypassreinigung des Primärkreises oder in der Hauptkondensatreinigung — aufgefangen. Bei früheren Auslegungen mußten diese Mischbettfilter regeneriert werden, wodurch große Mengen von chemisch und aktivitätsmäßig beladenen Wässern (Regenerierungssäuren und -laugen, Spülwasser, Transportwasser) anfielen die nun ihrerseits wieder zum Teil über Verdampferanlagen weiterbehandelt, zum Teil in den Vorfluter abgegeben werden mußten. Die abgegebenen Wässer hatten zwar nur sehr geringe Aktivität, aber es ergaben sich doch immer wieder lange Diskussionen über die Gesamtbelastung des Vorfluters durch die beabsichtigte jahrzehntelange Abgabe solcher Wässer. Auch dieses Problem wird durch die heute verwandten Ionenaustauscherharze vermieden. Es wird heute fein gemahlene Austauschermaterial verwendet, das nicht mehr regeneriert werden muß, sondern nach der Beladung erschöpft ist und gelagert wird. Auf diese Weise fallen in Zukunft die großen Mengen von Regenerierflüssigkeiten und Spülwasser nicht mehr an und alle Aktivitäten werden in fester Form — entweder als getrocknete Harze oder als eingedickter Feststoff aus dem Verdampfer — im Kraftwerk gelagert. Man kann demzufolge eine Schaltung vorsehen, bei der alle im Kraftwerk verwandten Wässer im Kreise geführt werden und keine nennenswerten Mengen mehr an den Vorfluter abgegeben werden müssen. Damit entfällt das bei manchem Genehmigungsverfahren entstandene Problem der Aktivität der Abwässer weitgehend. Es verbleibt lediglich die gelegentliche Abgabe von Wässern, wenn aus irgendwelchen Gründen die interne Mengen-

bilanz der umlaufenden Wässer im Kraftwerk in Ausnahmefällen einen Überschuß ergibt.

Die vorstehenden Ausführungen gelten nicht für Labor- und Waschabwässer, die ohnehin aufgrund ihrer chemischen Zusammensetzung einer Sonderbehandlung bedürfen. Hierbei handelt es sich aber bekanntlich um sehr geringe Mengen, vor allem aber um geringe Aktivitäten.

IV.-4. — UNFÄLLE

Mit der Beherrschung aller Betriebsfälle ist den zu stellenden Sicherheitsanforderungen natürlich noch nicht Genüge getan. Eine kerntechnische Anlage muß darüber hinaus so sicher gebaut sein, daß erstens Unfälle äußerst unwahrscheinlich sind, und daß zweitens Unfälle — sollten sie dennoch eintreten — nicht zu einer Gefährdung der Umgebung führen können.

IV.-4.1. — *Vorkehrungen gegen Unfälle*

Noch wichtiger als die Beherrschung von Unfällen ist es zweifellos, Unfälle von vornherein zu vermeiden. Beim Siedewasser-Reaktor ergreift man dazu alle die bekannten Maßnahmen, die auch bei anderen Reaktorsystemen angewandt werden:

- Verwendung sorgfältig durchgearbeiteter Spezifikationen,
- Verwertung der vorliegenden Erfahrungen,
- Durchführung umfangreicher Spannungsanalysen für alle wichtigen Bauteile,
- Durchführung detaillierter Unfallanalysen,
- Sicherstellung einer peinlich exakten Bauüberwachung und
- Durchführung gründlich durchgeplanter Inbetriebsetzungsprüfungen.

Darüber hinaus hat der Siedewasser-Reaktor aber einige Eigenschaften, die ihn besonders sicher gegen große Unfälle macht:

- a) Der relativ niedrige Systemdruck, nur unwesentlich höher als der Frischdampfdruck vor der Turbine, erlaubt für Druckgefäße und Rohrleitungen die Anwendung mäßiger Wandstärken. Damit sind diese Apparate technisch gut beherrschbar und die Fehlerwahrscheinlichkeit wird sehr gering. Überdies kann man sich wegen des niedrigen Systemdrucks auch die Anwendung höherer Sicherheitsfaktoren leisten, ohne zu große Wandstärken zu bekommen.
- b) Die Vermeidung externer Pumpen und Wärmetauscher im Primärkreis reduziert die Fehlerwahrscheinlichkeit weiterhin.
- c) Reaktor-Systeme mit einem geschlossenen Primärkreis, aber auch Siedewasserreaktoren mit externen Umwälzschleifen, benötigen in der Regel Leitungen, die schwere Komponenten wie Druckgefäß, Wärmetauscher, Pumpen oder Gebläse

verbinden. Zur Vermeidung von Wärmespannungen in diesen Rohrleitungen muß man entweder Kompensatoren einsetzen, oder einen Teil der verbundenen schweren Komponenten durch die Rohrleitung im Betrieb sich verschieben lassen. Derartige Komplikationen werden beim Siedewasserreaktor mit internem Umlauf vollständig vermieden. Dadurch wird nicht nur weiterhin die Unfallwahrscheinlichkeit herabgesetzt, sondern es werden auch die Unfallfolgen harmloser, weil diese sich nach dem Bruch derjenigen Rohrleitungen richten, bei der der größte Massenstrom je Zeiteinheit austreten kann. Dies sind in der Regel die großen wasserführenden Primär-Rohrleitungen.

IV.-4.2. — *Beherrschung von Unfällen*

Trotz aller Maßnahmen gegen große Unfälle wird bei der Sicherheitsbetrachtung von Leichtwasser-Reaktoren unterstellt, daß eine Rohrleitung oder ein Stutzen im Reaktor-Druckgefäß reißen könnte. Beim Siedewasserreaktor mit externen Umwälzschleifen würde der Bruch einer solchen Schleife, beim Siedewasserreaktor mit internem Umlauf dagegen der Bruch der Speisewasserleitung zum größten austretenden Massenstrom führen. Da beim Siedewasserreaktor heute grundsätzlich das Druckabbausystem zur Anwendung gelangt, bei dem ein Aufbau höherer Drücke durch Kondensation in bereitgestelltem kalten Wasser verhindert wird, hätte dieser Unfall folgenden Ablauf: Das austretende Dampfwassergemisch ergießt sich in die Reaktor-Druckschale, führt dort zu einem Druckaufbau und bewirkt, daß das sich in der Reaktor-Druckschale befindende Dampfluftgemisch infolge des erhöhten Druckes über die Kondensationsrohre in die Kondensationskammer unterhalb des dort vorhandenen Wasserspiegels hereingedrückt wird. Der Dampf kondensiert im Wasser, die mitgeführte Luft baut in der Kondensationskammer einen Gegendruck so lange auf, bis sämtliche Luft aus der Reaktor-Druckschale vom Dampf in die Kondensationskammer gedrückt worden ist. Nach Beendigung des Ausströmvorganges fallen die Drücke in Druckkammer und Kondensationskammer infolge der Betätigung der Gebäude- Notkühlanlage wieder ab und liegen — einige Stunden nach dem Unfall — nur ganz wenig über dem Umgebungsdruck.

Beim geschilderten Unfall wird weiterhin unterstellt, daß auch die Zuleitungen zur Kernnotkühlung entweder reißen oder als Unfallfolge abgequetscht werden, so daß jede Kernnotkühlung ausfällt und der Kern zum Teil schmilzt, wobei alle oder ein großer Teil der enthaltenen Aktivitäten freigesetzt werden.

Die Reaktor-Druckschale muß nunmehr verhindern, daß diese Aktivitäten in die umgebende Atmosphäre gelangen. Obwohl beim Siedewasser-Reaktor die Druckschalen sehr klein sind und der Innendruck infolge des Druckabbausystems nicht sehr hoch ist und rasch wieder abklingt, könnte sich durch die Freisetzung von Aktivitäten zufolge Leckage bei ungünstigen Standorten Schwierigkeiten ergeben. Die bei der Druckprobe der Reaktor-Druckschale vorgenommene Leckraten-Prüfung hat

nämlich in der Praxis eine untere Nachweisgrenze von etwa 0,1-0,2 %/Tag. Bei der Berechnung der theoretischen Unfallfolgen muß man daher von diesem Wert ausgehen, selbst wenn die Druckschale in Wirklichkeit eine wesentlich kleinere Leckage hätte. Um zu verhindern, daß bei ungünstigen Standorten die durch diese Leckage freigewordene Aktivität Schwierigkeiten macht (z.B. Evakuierung von Anwohnern), wendet man bei gegebenen Verhältnissen das Konzept der Doppeldruckschale mit Leckage-Rückführung an. Man umgibt dabei die eigentliche Reaktor-Druckschale mit einer zweiten dünnen Blechhaut und hält in dem dazwischen liegenden Raum durch Absaugung einen Unterdruck von einigen 100 mm WS. Die abgesaugte Luft wird in die innere Druckschale zurückgepumpt. Auf diese Weise gelingt es, alle Aktivitäten in die Druckschale zurückzuführen, wobei allerdings eine geringfügige von außen nach innen erfolgende Leckage der äußeren Blechhaut mit in die Innendruckschale gefördert wird, so daß dort langsam Druck aufgebaut wird. Der Druckaufbau erfolgt aber wegen des geringen Differenzdruckes so langsam, daß man Monate pumpen könnte, ehe die Innendruckschale wieder einen merklichen Druck bekommt. Nach einigen Monaten ist die Aktivität der Spaltprodukte aber entweder so weit abgeklungen oder sind die Spaltprodukte durch die Gebäude-Notkühlung so weit ausgewaschen, daß eine mögliche Leckage die Umgebung nicht mehr gefährden kann.

Außer mit Schäden von Teilen des Primärsystems innerhalb der Druckschale muß man bei der Unfallanalyse auch mit einem Bruch der Frischdampfleitung außerhalb der Druckschale rechnen. Diese Art von Unfall ist harmloser als ein Bruch innerhalb der Druckschale, weil die in sämtlichen Rohrleitungen, die die Druckschale durchdringen, angeordneten Druckschalen-Abschlußventile ein Absperren der gebrochenen Rohrleitung ermöglichen. Jede Rohrleitung, die die Druckschale durchdringt, erhält innen und außen unmittelbar an der Druckschale je ein Abschlußventil, wobei die Ventile in der Hauptdampfleitung Schließzeiten von 5 - 7 s haben. Da die beiden Ventile in jeder Leitung voneinander unabhängig sind, und da die zum Schließen benutzte Energie in Form von Druckluft in Druckbehältern für jedes Ventil getrennt bereitgehalten wird, ist ein sicheres Schließen der Leitung bei Eintreten des Unfalls gewährleistet.

Es ist nun noch zu klären, ob durch das Ausströmen des Dampfes während der Schließzeit von 5 - 7 s eine Gefährdung der Umgebung eintreten kann. Sicherlich ist dies nicht der Fall durch die im Betrieb normalerweise mitgeführte Aktivität, denn selbst wenn man von dem der Auslegung des Abgassystems zugrunde gelegten fiktiven Wert von 1 Ci/s Aktivitätsfreisetzung des Kernes ausgeht, ergibt sich eine Freisetzung von unter 5 Ci. Da in einem solchen Falle der Dampf überdies nicht direkt in die Umgebung strömt, sondern in das Gebäude, so daß er durch die Lüftungsanlage über den Kamin abgezogen wird, kann durch diese geringfügige Aktivitätsfreisetzung in einem einmaligen Ausnahmefall natürlich keine meßbare Strahlenbelastung der Bevölkerung zustande kommen. Die Verhältnisse könnten sich allerdings ändern, wenn infolge eines erhöhten Dampfstromes aus dem Reaktor beim Bruch der Rohrleitung große Massen von Wasser mitgerissen, und damit erhebliche Kräfte auf die Inneneinbauten

ausgeübt würden. Falls die Inneneinbauten nicht für solche Kräfte ausgelegt wären, könnten diese zu Bruch gehen und ihrerseits wiederum einen Teil der Brennelemente beschädigen. Über diesen Mechanismus könnte die im Dampf mitgeführte Aktivität plötzlich sehr stark ansteigen. Um dies zu verhindern, werden in die Hauptdampfleitungen innerhalb der Druckschale Venturi-Rohre eingesetzt, die so dimensioniert sind, daß sie im Normalbetrieb nur geringfügige Druckabfälle bewirken (unter 1 at), bei Bruch der Rohrleitung den Dampfstrom aber auf maximal den doppelten Betrag des Nennstromes durch diese Leitung begrenzen. Bei einem 600 MWe-Reaktor hätte man beispielsweise 4 Hauptdampfleitungen, die aus der Druckschale hinausführen, jede wäre für 25 % Nennlast ausgelegt und je 2 Leitungen würden außerhalb der Druckschale zusammenführen und die verbleibenden beiden Leitungen getrennt in die Turbine einführen. Bei Bruch der Hauptdampfleitung außerhalb der Druckschale wird durch den erhöhten Druckanstieg durch das Venturi-Rohr sofort Schnellschluß an der Turbine ausgelöst. Die beiden unbeschädigten Dampfleitungen entziehen dem Reaktor nun keinen Dampf mehr, während die beiden vom Bruch betroffenen Dampfleitungen jetzt allein 100 % Dampf entnehmen. Damit wird die maximale Dampfantnahme auch beim Bruch einer Hauptdampfleitung auf 100 % begrenzt, so daß Folgeschäden im Reaktor nicht auftreten können.

Mit den vorstehend ergriffenen Maßnahmen wird somit der Größte Anzunehmende Unfall (GAU) beim Siedewasserreaktor in der Tat auf Auswirkungen im innern der Reaktor-Druckschale beschränkt.

ANORDNUNG VON KÜHLWASSERUMWÄLZPUMPEN INNERHALB DES DRUCKGEFÄßES VON SIEDEWASSERREAKTOREN

K. TRAUBE

Allgemeine Elektrizitäts-Gesellschaft — AEG Frankfurt a.M., Deutschland

ZUSAMMENFASSUNG

Die AEG bietet neuerdings ihre Siedewasserreaktoren mit Kühlwasserumwälzpumpen an, die im Reaktordruckgefäß angeordnet sind. Der Fortfall der Zwangsumlaufschleifen und die damit einhergehende noch kompaktere Ausführung des Sicherheitsbehälters sowie die Verringerung der Umwälzschleifen bringen erhebliche Einsparungen, wozu sich noch Vorteile in Regelverhalten und Sicherheit des Reaktors gesellen.

Es wird außer über die Konstruktion der Pumpe und das zugrunde liegende Entwicklungsprogramm vor allem auch über Sicherheits- und betriebliche Fragen der Siedewasserreaktoranlage mit diesen internen Pumpen berichtet. Eingehende Vergleiche zum Umwälzsystem mit Strahlpumpen werden angestellt.

I. — Die Entwicklung der Umwälzsysteme bei Siedewasserreaktoren

Die Art der Umwälzung des Kühlwassers im Siedewasserreaktor hat sich in den 10 Jahren, seit der erste Siedewasserreaktor in Betrieb ging, mehrfach gewandelt. Zu Beginn stand Naturumlauf im Vordergrund; diese ideal einfache Möglichkeit, die sich bei anderen Reaktortypen nicht anbietet, ist nur bei den ersten kleinen Siedewasserreaktoren ausgeführt worden und für die heute interessanten Kerngrößen bedeutungslos. Die ersten großen Siedewasserreaktoren wurden dann als Zweikreisreaktoren ausgeführt. Dabei wird nur ein Teil des Dampfes direkt im Reaktor erzeugt, der andere Teil, wie beim Druckwasserreaktor, in Dampferzeugern. Es bot sich natürlich an, die Umwälzpumpe für das Kühlwasser in die Verbindungsleitung zwischen Reaktor und Dampferzeuger einzubauen, wie das ja auch beim Druckwasserreaktor geschieht.

Seit der im Jahre 1964 der General Electric in Auftrag gegebenen Jersey-Central-Anlage entfällt der Sekundärdampferzeuger, und der gesamte Dampf für die Turbine wird im Reaktorkern erzeugt. Weiterhin wurde aber das Umlaufwasser durch eine Rohrleitung aus dem Reaktor der Umwälzpumpe zugeführt und von dort in den Reaktor zurückgeleitet. Eine andere bedeutsame Änderung wurde mit dem Jersey-Central-Reaktor und dem etwa gleichzeitig von der AEG in Auftrag genommenen Reaktor Lingen eingeführt: die Pumpen werden mit Drehzahlregelung ausgeführt durch Einschaltung eines Motor-Generatorsatzes zur Versorgung der Antriebs-

motoren mit einer im Bereich 5 : 1 veränderlichen Frequenz. Sinn dieser Maßnahme ist es, durch Verstellung der Pumpendrehzahl über die damit verbundene Änderung des Dampfgehaltes im Reaktor die Reaktorleistung schneller und ohne Störung der Flußverteilung ändern zu können. Diese günstige Regelung ist naturgemäß nur beim Siedewasserreaktor anwendbar.

Mit dem 1965 in Auftrag genommenen Reaktor Dresden II führte die General Electric innerhalb des Reaktordruckgefäßes angeordnete Strahlpumpen ein (Bild 1). Nur mehr etwa ein Drittel des umgewälzten Kühlwassers wird dabei durch die externen Umwälzschleifen gefördert; dieses Drittel wird als Treibwasser den Düsen der zwischen Reaktorkern und Druckgefäßwand angeordneten Pumpen zugeführt und fördert nach dem bekannten Strahlpumpenprinzip die restlichen zwei Drittel. Damit brauchten nur mehr 2 Umwälzschleifen ausgeführt zu werden, statt der bei einem Siedewasserreaktor für etwa 800 MW elektrischer Leistung sonst erforderlichen Anzahl von 6. Allerdings wird wegen des bescheidenen Wirkungsgrades der Strahlpumpen von etwa 35 % die gesamte erforderliche Umwälzleistung erheblich erhöht. Die Ersparnis infolge Wegfalls einiger der sehr teuren Umwälzschleifen übertrifft aber diesen Nachteil, weil ja die Umwälzleistung beim Siedewasserreaktor verhältnismäßig gering ist. Selbst bei Verwendung von Strahlpumpen liegt sie nur bei etwa 1 % der Kraftwerksleistung.

Die AEG bietet ihre Siedewasserreaktoren jetzt auch mit den im Reaktordruckgefäß eingebauten Axialpumpen (Bild 2) an, von denen im weiteren die Rede sein wird. Damit entfallen die teuren und viel Platz beanspruchenden Umwälzschleifen vollständig, und die Umwälzleistung wird durch Vermeidung der Strahlpumpe und des Druckverlustes der Umwälzschleifen auf weniger als 1/2 % der Kraftwerksleistung reduziert. Der Fortfall der Umwälzschleifen ermöglicht zudem eine neue kompaktere Ausführung des nach dem sogenannten „Pressure Suppression“ Prinzip entworfenen Reaktorsicherheitsbehälters.

II. — Beschreibung der internen Axialpumpe

Bild 2 zeigt den Schnitt durch einen derzeit von der AEG angebotenen Siedewasserreaktor mit internen Umwälzpumpen, Bild 4 einen detaillierten Schnitt durch die Pumpe. Im Beispiel Bild 2 eines Reaktors für 600 MW elektrischer Leistung sind 7 Pumpen vorgesehen; die Anzahl ändert sich etwa proportional der Reaktorleistung. Die Ausführung der Pumpe kann bei verschiedenen Reaktorgrößen geringfügig variieren. Die im folgenden genannten, in der Tabelle 1 (am Schluß des Aufsatzes) zusammengefaßten Daten sind die eines zur Zeit im Bau befindlichen Pumpenprototyps.

Man erkennt in Bild 2, daß Laufrad und nachgeschaltetes Leitrad unterhalb des Reaktorkernes im Ringraum zwischen der Druckgefäßwand und dem Kernmantel, dem sogenannten Rückströmraum, angeordnet sind. Das Lauf- und Leitschaufeln

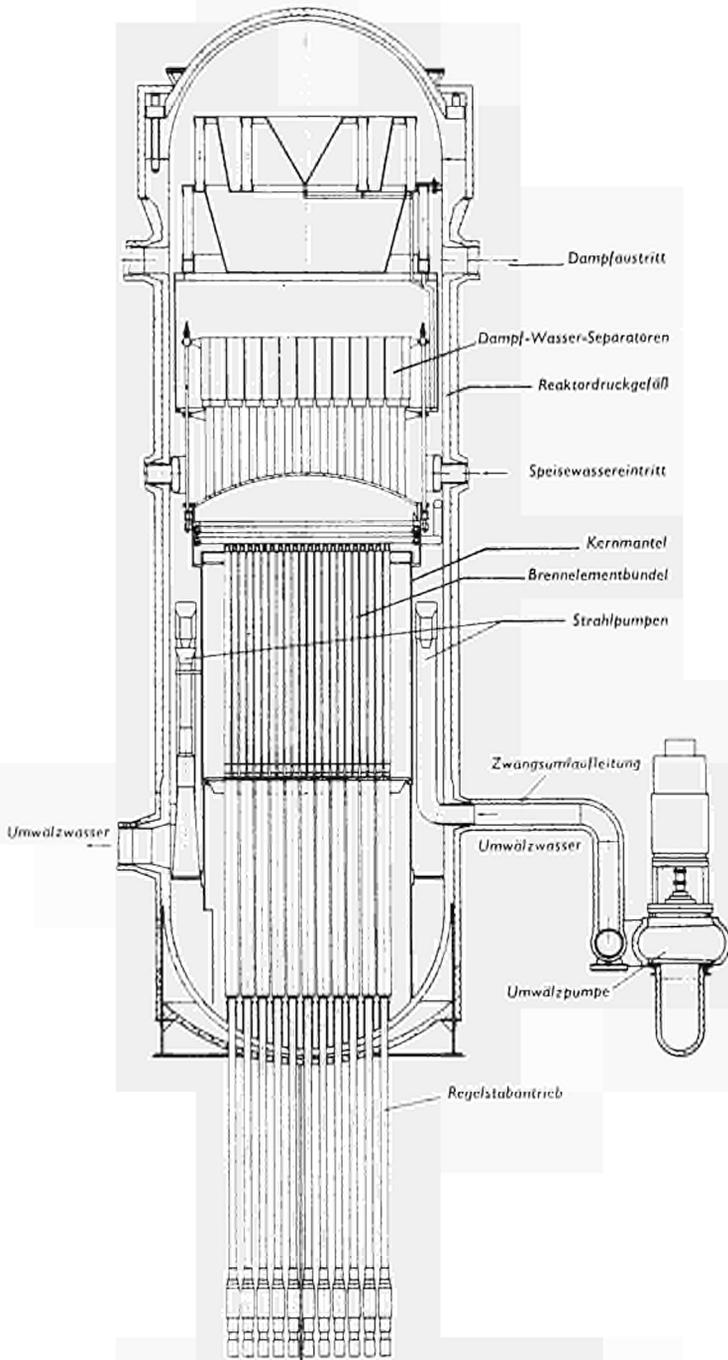


BILD 1. — Siedewasserreaktor mit Strahlpumpen

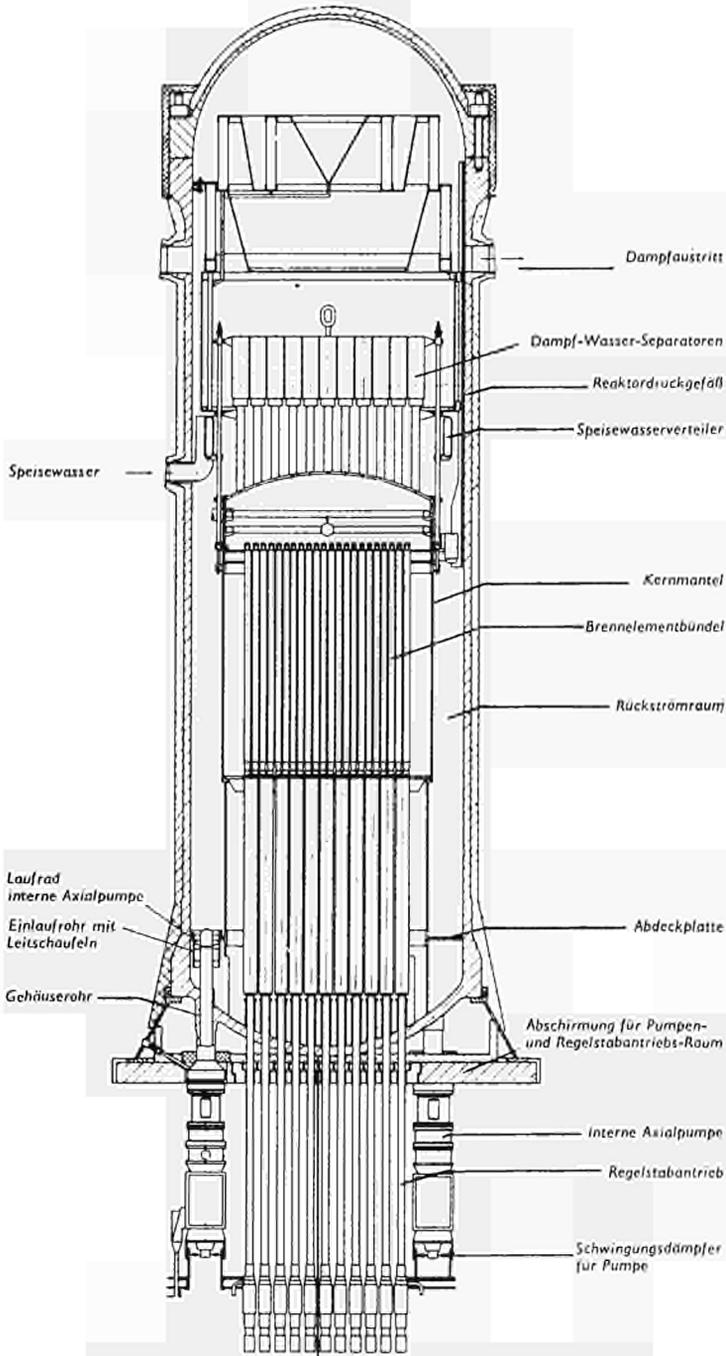


BILD 2. — Siedwasserreaktor mit internen Axialpumpen

umgebende zylindrische Einlaufrohr von 535 mm Außendurchmesser sitzt in Bohrungen einer horizontal im Rückströmraum angeordneten kreisringförmigen Abdeckplatte; das beim Durchströmen des Reaktorkernes nicht verdampfte Kühlwasser strömt nach Mischung mit dem oberhalb des Kernes zugeführten Speisewasser im Rückströmraum nach unten und wird durch Abdeckplatte und Einlaufrohr zum Durchströmen des Pumpenlaufrades gezwungen. Nach Austritt aus der Pumpe kann das Wasser durch Öffnungen im Kernmantel in den vom Kernmantel umschlossenen Raum unterhalb des Reaktorkernes eintreten und von dort aufwärts durch den Kern strömen. Im Betriebspunkt bei 1830 Umdrehungen je Minute fördert eine Pumpe etwa 6100 m³/h Wasser von 72 ata und 277 °C auf eine Förderhöhe von 27,6 Meter Flüssigkeitssäule.

Das Laufrad sitzt fliegend am oberen Ende per vertikal angeordneten Pumpenwelle von etwa 4 m Länge und maximal 98 mm Durchmesser, deren Hauptteil unten aus dem Druckgefäß herausragt. An ihrem unteren Ende ist die Welle über eine Bogenzahnkupplung mit der Welle des Antriebmotors verbunden.

Zur Durchführung und Halterung der Pumpenwellen sind unten an den Druckgefäßboden Stutzen — sogenannte Gehäuserohre — aufgeschweißt. Sie haben eine Bohrung von 245 mm Durchmesser und am unteren Ende einen kräftigen Flansch. In den Flansch ist von unten ein sogenanntes Dichtungsgehäuse (Bild 4, Position 10) geschraubt. Oberhalb dieses Dichtungsgehäuses läuft die Welle in Wasser, und die radiale Lagerung erfolgt dort durch zwei wassergeschmierte hydrostatische Lager (7a und 7b). Ein sogenanntes Lagertragrohr (6), das mit reichlichem Spiel durch den Druckgefäßstutzen (9) geführt ist, ist im Dichtungsgehäuse und im Druckgefäßboden zentriert. In diesem kräftigen Lagertragrohr wiederum sitzt ein zweites Rohr, welches die beiden Radiallager trägt; über einen Ringspalt zwischen den beiden Rohren wird das Schmierwasser für die Lager zugeführt.

Vom Dichtungsgehäuse an abwärts ist die Pumpe ganz so aufgebaut, wie die heute üblicherweise bei Leichtwasserreaktoren eingesetzten Umwälzpumpen, wobei unter den verschiedenen erprobten Ausführungsformen jeweils die sicherste gewählt wurde.

Zunächst sitzt im Dichtungsgehäuse die Dichtungseinheit. Eine vollentlastete Gleitringdichtung (11a) mit kontrollierter Leckage baut normalerweise in einer Stufe den Reaktordruck ab. Dieser Hauptdichtung folgt eine zweite Gleitringdichtung (11b), die einerseits gegen das Leckwasser abdichtet, zum anderen beim Ausfall der Hauptdichtung deren Funktion übernimmt. Eine nachgeschaltete Rückschlagdichtung (11c) dient als weitere Sicherheit gegen Ausfall der Dichtungen.

Es folgt, über eine Laterne an das Dichtungsgehäuse angeflanscht, je ein ölschmiertes, hydrodynamisches Radial- und Axiallager (8a und 8b) und der über die schon erwähnte Bogenzahnkupplung (12) mit der Antriebswelle verbundene Asynchron-Antriebsmotor (16).

Eine detaillierte Beschreibung der Pumpe von der Gleitringdichtung an abwärts, wie auch der zugehörigen Kühl- und Sperrwasserkreise, erübrigt sich, weil alles von den inzwischen Stand der Technik gewordenen Umwälzpumpen für Leichtwasser-

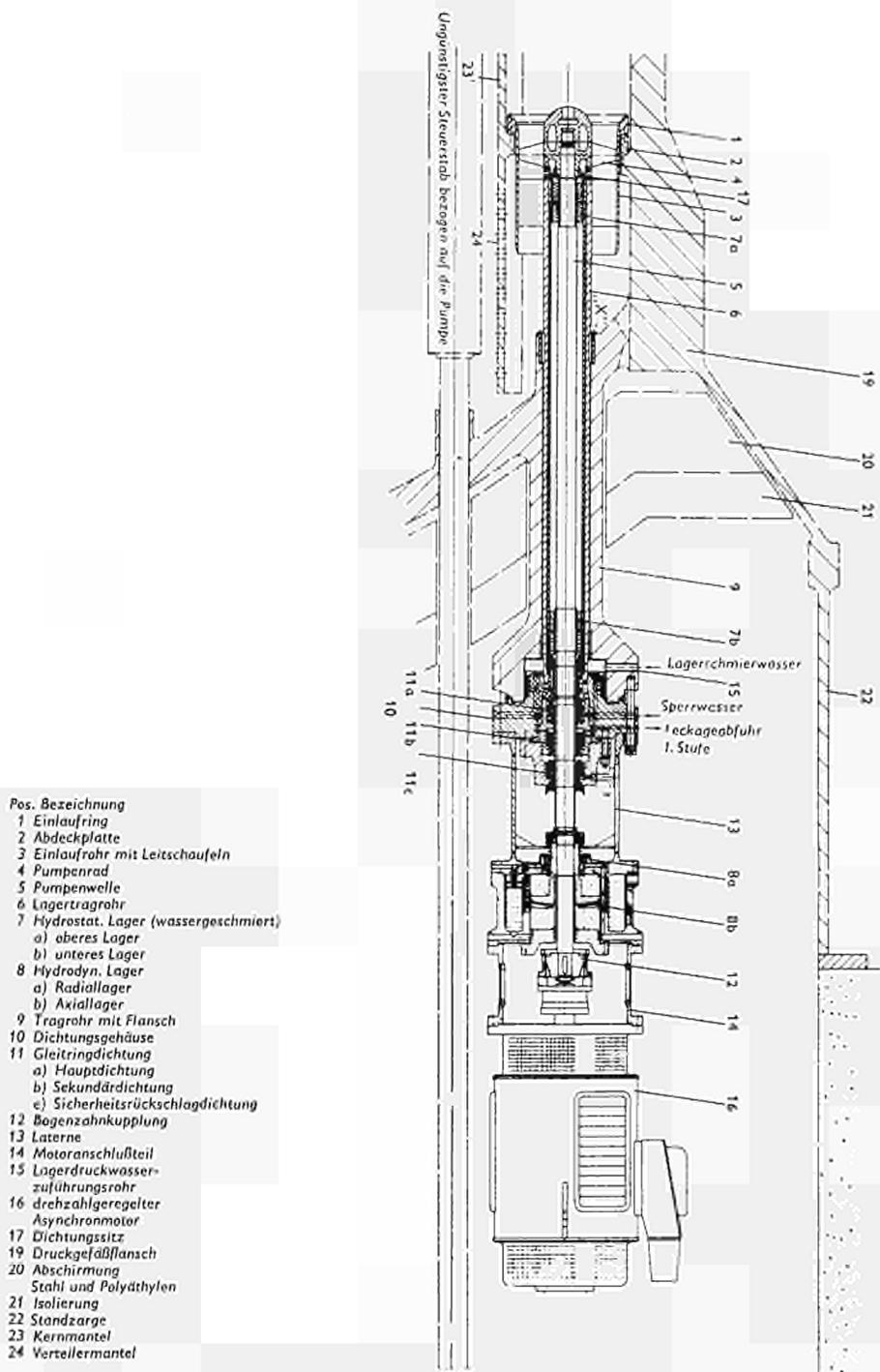


Bild 3. — Axiale Umwälzpumpe für Siedewasserreaktoren

reaktoren übernommen wurde. Ein eigentlich neuer Entwurf ist nur der Pumpenteil oberhalb der Gleitringdichtung. In den üblichen Leichtwasserreaktor-Umwälzpumpen entspricht diesem Teil ein Spiralgehäuse aus austenitischem Guß oder aus innen austenitisch plattiertem, geschmiedeten Kohlenstoffstahl, in dem ein Radialrad mit doppelt gekrümmten Schaufeln statt eines Axialrades läuft.

Dieses Rad wäre ebenfalls fliegend auf der Welle angeordnet, aber das Wellenstück zwischen Laufrad und Gleitringdichtung wäre kürzer und dazwischen läge nur ein Radiallager, das zwar ebenfalls wassergeschmiert wäre, aber hydrodynamisch statt hydrostatisch arbeitet.

Vergleicht man diese beiden Ausführungsformen, so fällt zunächst auf, daß das teure, austenitische Spiralgehäuse einfach entfallen kann; dadurch werden auch die Pumpen selbst erheblich billiger. Andererseits macht die Anordnung im Reaktor-druckgefäß aber die längere Welle und im Zusammenhang damit die Verwendung von drei statt zwei Radiallagern notwendig. Der Übergang von einem Radial-Laufrad auf ein axiales wird einerseits durch die Einbauverhältnisse angeboten und andererseits durch Erhöhung der Drehzahl erreicht. Bei der gewählten Konstruktion ergibt sich eine spezifische Drehzahl von etwa $n_q = 200$, und es können beim Pumpenhersteller als Standard vorliegende Räder verwendet werden.

III. — Konstruktionsprinzipien der internen Axialpumpe

Der entscheidendste Gesichtspunkt bei der Entwicklung der Pumpe mußte natürlich die Betriebszuverlässigkeit sein. Daher wurden von vornherein nur erprobte Bauelemente zugelassen und besonderer Wert darauf gelegt, daß auch die Kombination der Bauelemente bewährte Vorbilder hat. Die Einhaltung dieses Prinzips geht weitgehend schon aus der Beschreibung im vorigen Abschnitt, speziell aus dem Vergleich mit den bisher verwendeten externen Pumpen hervor. Hier sei zunächst die von diesen Pumpen abweichende Ausführung der Radiallager erläutert.

Zunächst fällt, auf daß außer dem wassergeschmierten Radiallager, das wegen der fliegenden Lagerung des Laufrades ganz am oberen Wellenende sitzt, noch ein zweites vor der Gleitringdichtung angeordnet ist, also zusammen mit dem unteren ölgeschmierten Lager die Welle dreifach radial gelagert ist.

Der Hauptgrund dafür war die Sorge um einen möglichst ruhigen Lauf der Gleitringdichtung, deren Lebensdauer entscheidend von dieser Laufruhe abhängt. Zudem hebt die dreifache Lagerung die kritische Drehzahl der schlanken Welle hinreichend hoch über die Betriebsdrehzahl, ohne daß der Wellendurchmesser größer wird, als es die Auslegung auf Torsionsbeanspruchung erfordert. Dabei kommt nur unterkritischer Lauf der Welle in Frage, da ja die Pumpendrehzahl im Bereich 1 : 5 heruntergeregelt werden soll zur Regelung der Reaktorleistung, wie dies bei allen neueren Siedewasserreaktoren geplant ist.

Hydrostatische Lager wurden gewählt, um das Höchstmaß an Betriebssicherheit zu gewährleisten, obwohl sie einen aufwendigen Kreislauf zur Lagerwasserversorgung bedingen. Während nämlich die Gleitringdichtung und darunter liegende Pumpenteile bei eingebauter Pumpe, teilweise sogar bei in Betrieb befindlichem Reaktor gewartet und ausgetauscht werden können, erfordert das Auswechseln der beiden wassergeschmierten Lager (und praktisch nur dieses) Abfahren und Öffnen des Reaktors und Ausbau der Pumpe, also eine mehrtägige Unterbrechung des Kraftwerksbetriebes. Hydrostatische Lager können im Gegensatz zu hydrodynamischen bei sorgfältiger Ausführung und Sicherung der Schmiermittelversorgung praktisch unbegrenzte Lebensdauer haben, da der Schmiermitteldruck die Welle, auch beim Anlaufen, aus dem Lager hebt und zentriert, so also metallische Berührung ausschließt. Die Sicherheit bei Verwendung hydrostatischer Lager ist sehr groß, wenn man bedenkt, daß bei der stehenden Welle die Radiallager nur von Unwuchten belastet werden.

Zur Lagerschmierung werden aus dem Reaktor je Pumpe $50 \text{ m}^3/\text{h}$ Wasser von etwa 280°C abgezogen und um 13 at über den Systemdruck von etwa 70 atü verdichtet. Glücklicherweise kann man die ohnehin notwendigen Pumpen für den Reinigungsverlauf des Reaktorwassers sowie weitere Teile dieses Kreislaufes gleichzeitig für die sonst recht aufwendige Lagerwasserversorgung verwenden. Während ölgeschmierte hydrostatische Lager weitverbreitete Anwendung haben, sind heißwassergeschmierte hydrostatische Lager seltener; man hat sie aber in recht ähnlich gelagerten Fällen, nämlich bei vielstufigen Speisepumpen, mit bestem Erfolg eingesetzt, so daß diese Lagerung als Stand der Technik gelten kann, um so mehr, als die für die Tragfähigkeit des Schmiermittels kennzeichnende Stoffeigenschaft die Dichte ist und nicht etwa, wie bei hydrodynamischen Lagern, die mit der Temperatur oder der Flüssigkeit stark veränderliche Zähigkeit.

Allen Schwingungsproblemen wurde bei der Entwicklung und Konstruktion der Pumpe größte Beachtung geschenkt; neben den schon erwähnten Wellenschwingungen wurden vor allem die Gehäuseschwingungen eingehend analysiert. Die erste kritische Pendelschwingung des gekoppelten Systems aus Motor, Laterne, Druckgefäßgehäuserohr und Lagertragrohr liegt bei 496 min^{-1} mit großem Abstand über Frequenzen, die aller Erfahrung und Analyse nach zu Schäden an der im Prinzip gefährdetsten Stelle des Überganges von Gehäuserohr zum Druckgefäß führen oder sich gar ins Druckgefäß fortpflanzen könnten. Trotzdem werden zur Absicherung noch die in Bild 2 unterhalb der Antriebsmotoren erkennbaren Dämpfer angebracht.

Alle von Wasser berührten Bauteile, also außer den im Gehäuserohr oder Druckgefäß befindlichen Teilen auch das Dichtungsgehäuse, sind aus Korrosionsgründen vollaustenitisch; lediglich die Welle ist aus nichtaustenitischem 17 % igen Chromstahl, der erfahrungsgemäß weniger zu Verwerfungen infolge Auslösung von Eigenspannungen im heißen Betriebszustand neigt. Da das Druckgefäß und auch das angeschweißte Gehäuserohr aus Kohlenstoffstahl sind, mußte der unterschiedlichen thermischen Dehnung zwischen kaltem und heißen Betriebszustand Rechnung getragen werden. Die feste Verbindung zwischen Pumpe und Druckgefäß liegt im

Dichtungsgehäuse, in das das Lagertragrohr eingesetzt ist. Das Lagertragrohr ist im Druckgefäß (Stelle „X“ in Bild 3) nur radial zentriert und kann sich in Längsrichtung und radial ausdehnen; ebenso kann das über die Leitschaufeln mit dem Lagertragrohr verbundene Einlaufrohr (3) im Einlauftring (1) gleiten.

Schließlich war bei der Konstruktion dem Problem von Montage und Demontage der Pumpe große Aufmerksamkeit zu widmen.

Die untersten Teile der Pumpe, das sind Dämpfer, Motor und Kupplung; können bei in Betrieb befindlichem Reaktor demontiert bzw. ausgewechselt werden. Vor Demontieren bzw. Auswechseln der folgenden Teile, also des ölgeschmierten Lagers und der Gleitringdichtung, muß der Reaktor abgeschaltet und drucklos gefahren werden. Nach Entfernen des Axiallagers senkt sich die Welle um etwa 10 mm, so daß ein dabei entstehender Dichtungssitz zwischen Laufradnabe und Lagertragrohr weiteres Eindringen von Wasser aus dem Druckgefäß in das Lagertragrohr verhindert. Die Gleitringdichtung kann dann entfernt werden.

Der Rest der Pumpe, also das Lagertragrohr mit Einlaufrohr und die Welle mit Lagern und Laufrad können als Einheit demontiert werden; dazu müssen aber zunächst der Druckgefäßdeckel und einige obere Einbauten genau so wie zum Brennelementwechsel entfernt werden. Außerdem wird zunächst über den unten herausragenden Wellenteil eine konische Schutzhülse geschoben und am Lagertragrohr verschraubt, die Beschädigungen der Welle verhindern soll. Schliesslich wird darüber noch eine Dichtungskappe geschoben und am Dichtungsgehäuse befestigt, die das Auslaufen von Reaktorwasser verhindert. Sodann kann die Pumpe nach oben herausgezogen werden und eine andere von oben herabgelassen werden. Die Montage geschieht dann wie die Demontage, nur in umkehrter Reihenfolge.

Bild 4 zeigt eine Zeitstudie für das Auswechseln einer Pumpe; es werden 52 Stunden Reaktorstillstandszeit dafür veranschlagt.

IV. — Auswirkungen der internen Pumpen auf andere Anlagenteile

Der Durchmesser des Pumpenlaufrades konnte ohne Schwierigkeiten so gewählt werden, daß der mit Rücksicht auf die Strahlenbelastung der Druckgefäßwand festgelegte Ringraum zwischen Reaktordruckgefäß und Kernmantel zur Aufnahme ausreicht und der Druckgefäßdurchmesser also durch die Verwendung von Axialpumpen nicht vergrößert wird, ebenso natürlich auch nicht die Druckgefäßhöhe. Der untere Boden des Druckgefäßes kann aber nicht, wie bisher üblich, als Halbkugel (siehe Bild 1) ausgeführt werden, sondern bekommt die flachere Form einer Kugelkalotte (siehe Bild 2). Sonst würden die Durchdringungen für die Pumpe den Boden sehr schräg anschneiden und damit die Pumpenwelle erheblich verlängern und zu schwer beherrschenden Überspannungen im Boden führen.

Unten am Zylinderteil des Druckgefäßes ist ein im Außendurchmesser verstärkter Ring angebracht, an den die Kugelkalotte geschweißt wird und der die Überspan-

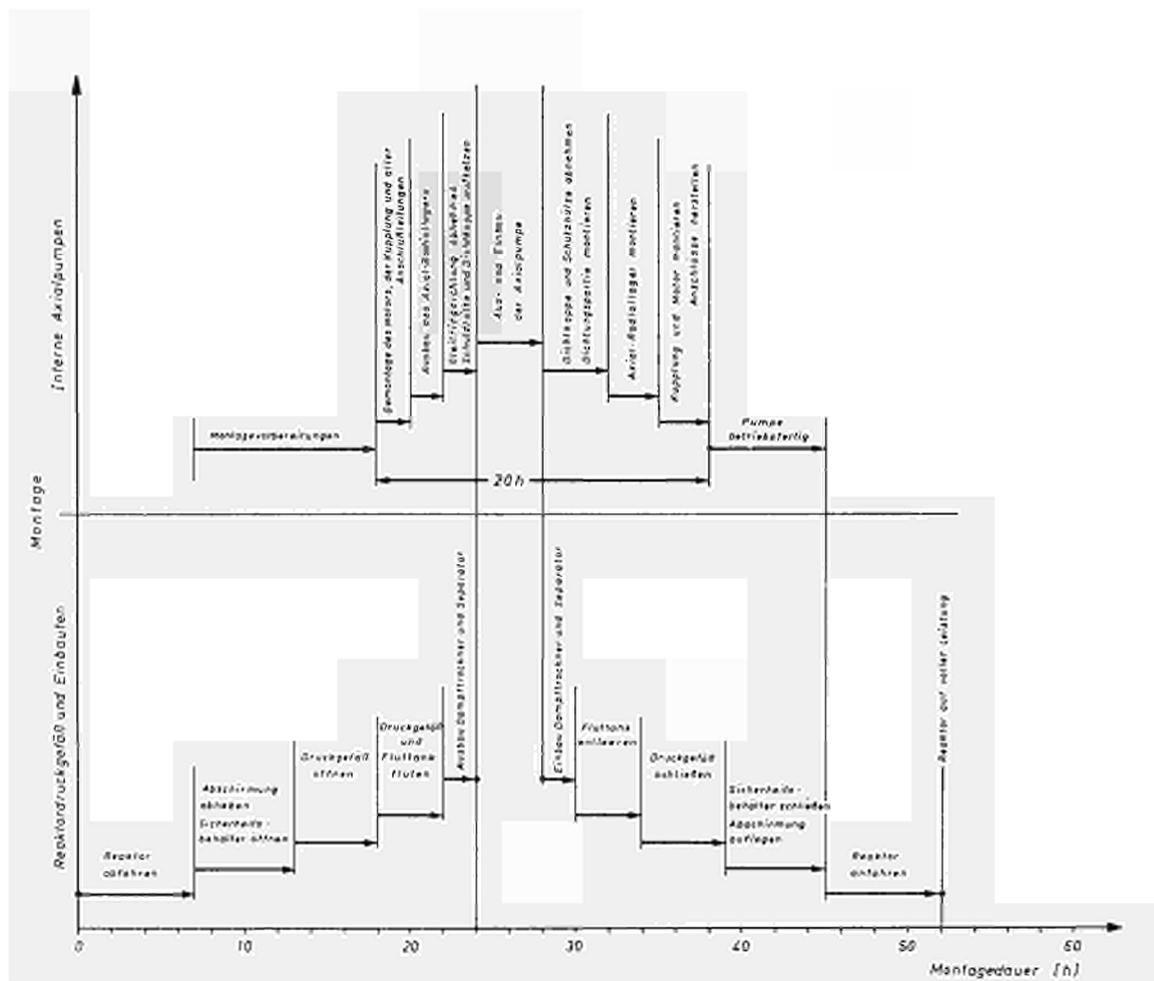


Fig. 4. — Zeitablauf beim Auswechseln einer internen Axialpumpe

nungen im Anschluß in einwandfreier Weise aufnehmen kann. Das Gehäuserohr kann unten auf die Kalotte geschweißt werden; zusätzlich wird innen ein kleinerer Stutzen aufgeschweißt, in dem die Führung des Lagertragrohres angebracht ist. Insgesamt heben sich die für die internen Pumpen am Druckgefäß getroffenen Maßnahmen hinsichtlich technischer Schwierigkeit und Kosten etwa auf mit den Ersparnissen infolge Wegfalls der Stutzen für die großen Zwangsumlaufleitungen.

Die erhebliche Raumersparnis infolge gänzlichen Wegfalls der großen Zwangsumlaufschleifen hat nicht nur eine Verkleinerung, sondern eine völlige Neugestaltung des Reaktorsicherheitsbehälters ermöglicht.

Zunächst sei daran erinnert, daß die Sicherheitsbehälter von Siedewasserreaktoren auf dem sogenannten Pressure Suppression-Prinzip beruhen: das beim Bruch des Primärkreises aus dem Reaktor austretende Wasser- und Dampfgemisch wird sofort aus der den Reaktor umgebenden Druckkammer über viele Rohrleitungen in die mit kaltem Wasser gefüllte Kondensationskammer geleitet, in der es kondensiert. So kann der Behälter sehr klein gehalten werden, ohne daß sich ein sehr hoher Druck aufbaut.

Der Fortfall der Zwangsumlaufschleifen reduziert außer dem Platzbedarf in der Druckkammer zunächst die im Primärkreis enthaltene Wassermenge und damit die Größe der Kondensationskammer beträchtlich. Zudem setzt die allgemein akzeptierte Theorie des maximalen Unfalles bei Wasserreaktoren den Bruch der größten Rohrleitung voraus und dieser hypothetische Unfall verlagert sich beim Einsatz interner Pumpen vom Bruch der Zwangsumlaufleitungen auf den Bruch der kleineren Speisewasserleitung, wodurch wegen des langsameren Ausströmens aus dem Druckgefäß weitere Erleichterungen für die Auslegung des Reaktorgebäudes, insbesondere eine Reduktion der Anzahl Rohrleitungen zur Kondensationskammer geschaffen werden, ganz abgesehen von der erhöhten Sicherheit.

Wohl noch bedeutsamer als die angeführten Erleichterungen ist die Anordnungsmöglichkeit in einer Kugelschale, die durch den Fortfall der Zwangsumlaufleitung stark begünstigt wird. Der Reaktor bestimmt den Durchmesser der Kugel und gestattet in günstiger Weise die Anordnung der Kondensationskammer um die Abschirmung herum. Die Kugel ist für die Stahlschale die bei weitem technisch einfachste und billigste Ausführungsform. Im Verein mit der Verkleinerung von Druck- und Kondensationskammervolumen bringt die gegenüber bisherigen komplizierten Ausführungsformen sehr vereinfachte Kugel eine bedeutende Einsparung von Anlagekosten.

Unterhalb des Reaktordruckgefäßes ist eine Abschirmung zum Steuerstabantriebsraum vorgesehen. Damit sind die Pumpen vom Dichtungsgehäuse abwärts bei Reaktorbetrieb zugänglich; bei den bisher üblichen Zwangsumlaufpumpen war das wegen der Strahlung des mit aktiviertem Umlaufwasser gefüllten Pumpengehäuses nicht möglich. Gleichzeitig erlaubt diese Abschirmung erstmalig auch während des Betriebes den Zugang zu den Steuerstabantrieben, um die herum die Pumpenantriebe angebracht sind.

Schließlich erlaubt die gegenüber bisher ausgeführten Zwangsumlaufpumpen viel geringere Antriebsleistung einer Axialpumpe die Anwendung von statischen Umformern zur Frequenzregelung der Antriebsmotoren. Solche als Thyristoren bekannte Umformer sind nach dem Stand der Technik um 500 kW Leistung betriebssicher zu bauen, also hinreichend für die internen Pumpen, während übliche Zwangsumlaufpumpen zur Frequenzregelung Motor-Generatorsätze benötigen. Keine Abnutzung und damit verbunden weniger Störanfälligkeit und Wartungsaufwand sind neben geringem Raumbedarf und idealen Regeleigenschaften die Vorteile der Thyristoren gegenüber Motor-Generatorsätzen.

V. — Einfluß der internen Pumpen auf die Verfügbarkeit des Reaktors

Zur Beurteilung eines Umwälzpumpenkonzeptes ist eine Analyse der Auswirkungen auf die Verfügbarkeit des Reaktors unerlässlich. Dabei interessieren die Möglichkeiten zum Betrieb der Anlage bei einer oder mehreren ausgefallenen Pumpen, ferner die Betriebssicherheit der Pumpe insbesondere auch bei Störungen in der Anlage und schließlich die durch Wartung oder Reparatur verursachten Stillstandszeiten. Bei der folgenden Betrachtung dieser drei Komplexe werden wieder die üblicherweise ausgeführten externen Pumpen der Siedewasserreaktoren als Referenzfall herangezogen.

Ein Reaktor für 600 MW elektrische Leistung beispielsweise würde bei der alten Ausführungsform mit 4 oder 5 externen Umwälzpumpen ausgerüstet, bei Einsatz von Strahlpumpen nur mehr mit 2 externen Pumpen und in unserem Fall erhielte er 7 interne Axialpumpen. Die Möglichkeit des Ausfalls einer Pumpe erhöht sich natürlich mit der Anzahl der Pumpen; andererseits ist der Rückgang der Kühlmittelförderung bei Ausfall einer Pumpe umso größer, je weniger Pumpen vorhanden sind. Im Falle von 5 externen Pumpen kann man den Reaktor bei Ausfall einer Pumpe noch mit etwa 85 % Leistung betreiben, im Strahlpumpenfall nur mit etwa 70 %; bei den Axialpumpen könnte man den Reaktor noch mit etwa 90 % Last betreiben, wenn man, wie bei den anderen Systemen, die Pumpen für den Vollastfall auslegen würde. Bei der Billigkeit der Axialpumpenlösung bietet sich aber die ohne nennenswerten Aufwand mögliche Bereitstellung von Reserveleistung an, womit man nur durch Erhöhung der Drehzahl der verbliebenen Pumpen die volle Reaktorleistung auch bei Ausfall einer Pumpe erreichen könnte.

Nach Abschaltung aller Pumpen kann ein Siedewasserreaktor noch im Naturumlauf bei reduzierter Leistung betrieben werden. Für diesen Fall macht sich natürlich bei den Axialpumpen der verringerte Druckverlust durch Wegfall der Zwangsumlaufschleifen stark bemerkbar; auch die Strahlpumpenlösung bietet hier Vorteile, weil auch sie ja einen Umlauf im Bypass zu den Schleifen gestattet. Die erreichbaren Reaktorleistungen in unseren Beispielen sind (bei festgebremsten Pumpen) etwa 20 % bei den 5 externen Pumpen, 35 % bei den Strahlpumpen und gut 50 % bei den Axialpumpen.

Im Zusammenhang mit Pumpenausfällen ist noch die Sicherstellung ausreichender Kühlung des Reaktorkernes bei gleichzeitigem Ausfall aller Umwälzpumpen wichtig. Dieser Fall kann nur bei Ausfall der gesamten Eigenbedarfsversorgung auftreten und führt natürlich auch zur Schnellabschaltung des Reaktors. Bei der darauffolgenden Transiente sinken sowohl die Reaktorleistung und damit der Kühlmittelbedarf, wie auch die Pumpendrehzahl und damit die Kühlmittelförderung schnell ab.

Bild 5 zeigt das Ergebnis der Analyse dieser Transiente bei Verwendung der hier beschriebenen internen Pumpen, wobei die konservative Annahme einging, daß die Bewegung der Steuerstäbe erst 0,72 Sekunden nach Abschaltung der Umwälzpumpen

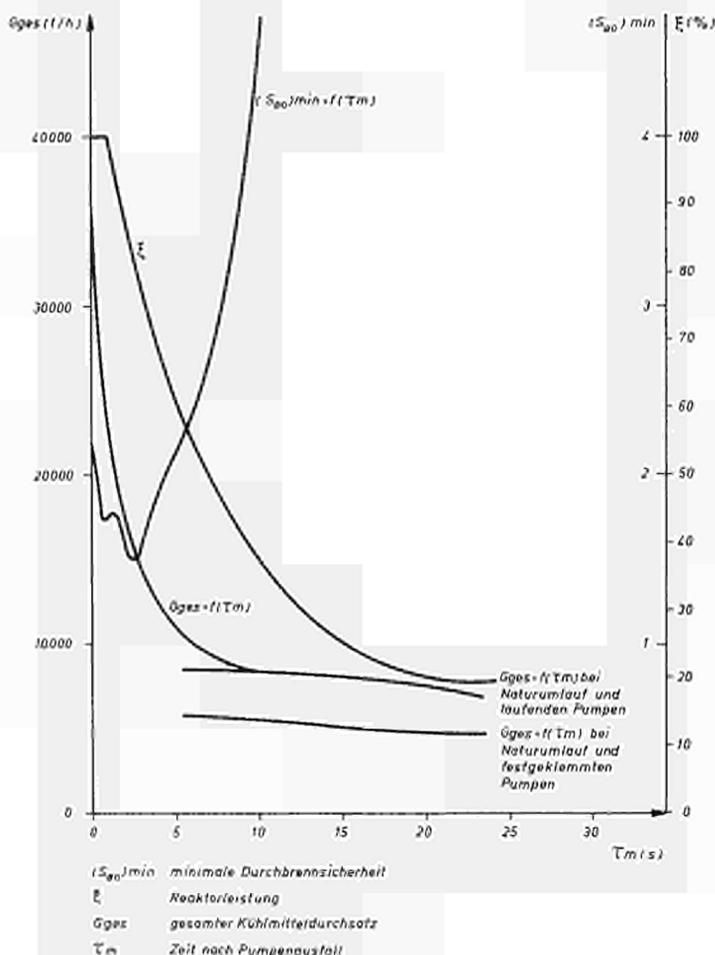


BILD 5. — Ausfall aller internen Umwälzpumpen; zeitlicher Verlauf von Kühlmitteldurchsatz und minimaler Burnoutsicherheit im Reaktorkern

einsetzt. Man erkennt, daß die Sicherheit gegen Durchbrennen nur kurzzeitig um 30 % sinkt, was bei solchen Kurzzeitvorgängen nicht zu Beschädigungen des Brennstoffes führen kann. Zu diesem angesichts des geringen Schwungmomentes der internen Pumpen erstaunlich günstigen Ergebnis tragen wesentlich die zuvor erwähnten guten Naturumlaufeigenschaften des Reaktors mit internen Pumpen bei.

Soweit zum Betrieb bei ausgefallenen Pumpen. Zur Betriebssicherheit der Pumpen ist zunächst zu sagen, daß mit Ausnahme des Laufrades und der wassergeschmierten Lager die störanfälligen Teile Gleitringdichtungen, ölgeschmiertes Lager und Antriebsmotor sowohl einzeln wie auch in ihrer Kombination so ausgeführt werden wie bei den externen Pumpen, so daß hier kein Unterschied bestehen sollte.

Die höhere Betriebssicherheit der bei den internen Pumpen verwendeten hydrostatischen Lager war bereits geschildert; da diese Lager kaum Notlaufeigenschaften besitzen, ist allerdings die Kontinuität der Lagerwasserversorgung Voraussetzung. Sie wird durch Bereitstellung von 2 parallelen Lagerwasserpumpen gewährleistet und, für den wieder nur bei Ausfall der gesamten Eigenbedarfsversorgung denkbaren Fall des gleichzeitigen Versagens beider Lagerwasserpumpen, durch einen in die Lagerwasserversorgung eingeschalteten Speicherbehälter. Eine an diesen Speicherbehälter angeschlossene Stickstoff-Druckflasche drückt bei Ausfall der Lagerwasserpumpen automatisch während etwa einer halben Minute das Behälterwasser in die Lager; das ist ausreichend zur Versorgung der Pumpen während des Auslaufens, wobei natürlich dieser Betriebsfall Abschaltung der Zwangsumlaufpumpen und Teilabschaltung des Reaktors auslöst.

Ähnliche Maßnahmen sind aus dem amerikanischen Kraftwerksbau zum Schutz von Speisewasserpumpen bekannt.

Die Störanfälligkeit des Pumpenrades liegt im Prinzip in der Gefährdung durch Kavitation. Bei Normalbetrieb gibt es kein Kavitationsproblem, da ja zuvor mit Speisewasser vermisches, also unterkühltes Wasser angesaugt wird und so bei Vollast über 100 Meter thermischer Zulaufhöhe vorhanden ist. Unterkühlung und damit Zulaufhöhe nehmen allerdings bei sinkender Last ab, und im heißen Bereitschaftszustand ohne Speisewasserzufuhr ist nur mehr die statische Zulaufhöhe vorhanden. Gleichzeitig geht aber die Pumpendrehzahl zurück und damit die erforderliche Zulaufhöhe; während bei Nennzahl im Betriebspunkt etwa 36 Meter Zulaufhöhe erforderlich sind zur Vermeidung von Kavitation, sind es bei der untersten Drehzahl des Regelbereiches nur mehr etwa 1 Meter. ⁽¹⁾

⁽¹⁾ Übrigens offenbart sich hier, warum nicht früher interne Pumpen für Siedewasserreaktoren entwickelt wurden, was ja nahegelegen hätte: solange die Pumpendrehzahl nicht geregelt wurde, mußte man wegen des Betriebes mit sehr kleinen Reaktorleistungen größere statische Zulaufhöhe schaffen, indem man die Pumpen niedriger anordnete als das Reaktordruckgefäß.

Kavitation ist also nur möglich bei Störfällen, wenn bei kleinen Speisewassermengen hohe Pumpendrehzahlen auftreten. Verhindert wird dies durch kontinuierlichen Vergleich von Speisewassermenge und Pumpendrehzahl, wobei ein Sicherheitssystem gegebenenfalls Reaktorteilabschaltung und Umwälzpumpenabschaltung auslöst, was übrigens etwa beim Ausfall einer Speisepumpe noch durchaus nicht nötig ist. Der kritischste Fall ist wieder der Ausfall der gesamten Eigenbedarfsversorgung, wobei in Bruchteilen von Sekunden die Speisewasserförderung unterbrochen wird. Die Umwälzpumpen wie auch der Reaktor werden ebenfalls abgeschaltet und während etwa 10 Sekunden saugen die auslaufenden Pumpen das noch im Rückströmraum vorhandene unterkühlte Wasser an; wenn das nachfolgende gesättigte Wasser dann die Umwälzpumpen erreicht, sind sie bereits ausgelaufen.

Diese Überlegungen zeigen, daß die internen Pumpen zum mindesten nicht störanfälliger, eher robuster zu sein versprechen als die externen Pumpen. Natürlich sind die Imponderabilien einer neuen Konstruktion im Prinzip vorhanden; deshalb befindet sich eine Prototyppumpe in Bau, die ab Mitte 1967 in einem eigens dazu erbauten Prüfstand einem Dauertest unterzogen wird.

Die Verfügbarkeit des Reaktors wird schließlich noch durch die Möglichkeiten zur Wartung und Reparatur beeinflusst.

Zunächst ist dann festzustellen, daß Schäden am Motor einschließlich Kupplung sowie von Hilfseinrichtungen die Verfügbarkeit kaum einschränken können, weil einmal die leicht mögliche Bereitstellung von Reserveleistung Vollastbetrieb auch mit einer ausgefallenen Pumpe ermöglicht und weil zum anderen die Abschirmung des Regelstabraumes Reparaturen bei Reaktorbetrieb ermöglicht. Hier ist also die interne Pumpe den externen überlegen.

Zum Ausbau von ölgeschmiertem Lager und Gleitringdichtung muß bei beiden Pumpenausführungen der Reaktor abgeschaltet und drucklos gefahren werden, ohne daß die Pumpe selbst ausgebaut wird. Alle zum Freilegen der Dichtung notwendigen Demontage- und Montagearbeiten an Motor, Kupplung und Öllager können während der etwa je 7 stündigen Ab- und Anfahrzeit gemacht werden und das auf 4 Stunden veranschlagte Auswechseln der Gleitringdichtung ist ebenfalls von der Pumpenbauart unabhängig. Dieser wohl am häufigsten zu erwartende Reparaturanfall ergibt also bei internen und externen Pumpen die gleiche Betriebsunterbrechung.

Im Nachteil sind die internen Pumpen bei Reparaturen an Läufer und wassergeschmierten Lagern. Bei externen Pumpen können in solchen Fällen bei drucklosem, aber nicht geöffnetem Reaktor die eigens dafür in den Zwangsumlaufleitungen vorgesehenen Schieber geschlossen werden und dann das Pumpengehäuse zur Reparatur geöffnet werden. Bei den internen Pumpen muß der Reaktordeckel geöffnet und die Pumpe gegen eine Reservepumpe ausgetauscht werden, was mit insgesamt 52 Stunden Reaktorstillstand gegen 25 Stunden bei externen Pumpen veranschlagt wird.

VI. — Entwicklungsprogramm

Die beschriebene Pumpe wurde in Zusammenarbeit der Firmen Klein, Schanzlin und Becker (KSB) und AEG-Kernenergieanlagen entwickelt, und ein Prototyp befindet sich bei KSB in Bau. In einem ebenfalls in Bau befindlichen Prüfstand wird der im Maßstab 1 : 1 gebaute Prototyp ab Mitte 1967 in der AEG-Kernenergieversuchsanlage unter Reaktorbetriebsbedingungen getestet werden; dabei werden auch alle Antriebs- und Hilfssysteme eingesetzt, wie sie von der AEG für Siedewasserkraftwerke geplant werden; insbesondere wird auch der statische Umformer für die Drehzahlregelung benutzt.

Lediglich das Gehäuse für die Pumpe kann für den Prüfstandbetrieb nicht originalgetreu hergestellt werden, da es ja durch das Reaktordruckgefäß gebildet wird. Statt dessen wurde der in Bild 6 gezeigte Prüfbehälter vorgesehen, in dem die gesamte Umwälzung des Wassers erfolgt. Mit Hilfe von Drosselblenden und einem Bypass-System kann die von der Pumpe aufzubringende Förderhöhe geregelt werden; eingebaute Heiz- und Kühlschlangen gestatten Einstellung der Wassertemperatur, und ein am Behälter angeschlossenes Druckhaltsystem gestattet Simulierung der im Reaktorbetrieb erwarteten Zulaufhöhen.

Es ist normalerweise keineswegs üblich, daß von einer nur aus bewährten Bauteilen zusammengesetzten Pumpe wie der hier beschriebenen ein Prototyp gebaut und einem Funktionstest unterzogen wird. Vielmehr geht man üblicherweise vom Reißbrett in die Fertigung und unterzieht allenfalls die erste Pumpe einer Serie einem verlängerten Test vor der Auslieferung. Wenn im Hinblick auf die Bedeutung einer Reaktor-Umwälzpumpe für die Kraftwerksverfügbarkeit von dieser Regel abgewichen wurde, so geschah das, um die eventuellen Kinderkrankheiten einer Neukonstruktion mit Sicherheit schon vor der ersten Serie ausmerzen zu können. ⁽¹⁾

Das Testprogramm sieht zunächst einen 2000-Stunden Funktionstest vor; dabei werden außer den üblichen Messungen an Motor, Hilfskreisen und der Dichtungspartie ausgedehnte Schwingungsmessungen durchgeführt, die Q-H-Linie aufgenommen, dynamisches Verhalten und Regelbarkeit überprüft. Über 6000 Stunden ist dann ein Dauertest vorgesehen und schließlich wird die Pumpe Tests bei Ausfall von Versorgungseinrichtungen insbesondere, der Lagerwasserversorgung, und bei Ausfall der Zulaufhöhe unterzogen. Im übrigen soll der Versuchsstand auch zur Erprobung der Verfahren für Montage und Demontage der Pumpen dienen.

Zu erwähnen bleibt noch, daß in einem parallelen Entwicklungsprogramm an der Rückgewinnung der Energie des aus der Pumpe abströmenden Wassers gearbeitet wird, um den Pumpenwirkungsgrad weiter zu steigern. Die Platzverhältnisse im Reaktordruckgefäß verlangen neue Diffusor-Formen für diesen Zweck.

⁽¹⁾ Erst etwa 1 1/2 Jahre nach dem Beginn des Baues eines großen Siedewasser-Kernkraftwerkes mußte mit der Fertigung der zugehörigen internen Umwälzpumpen begonnen werden.

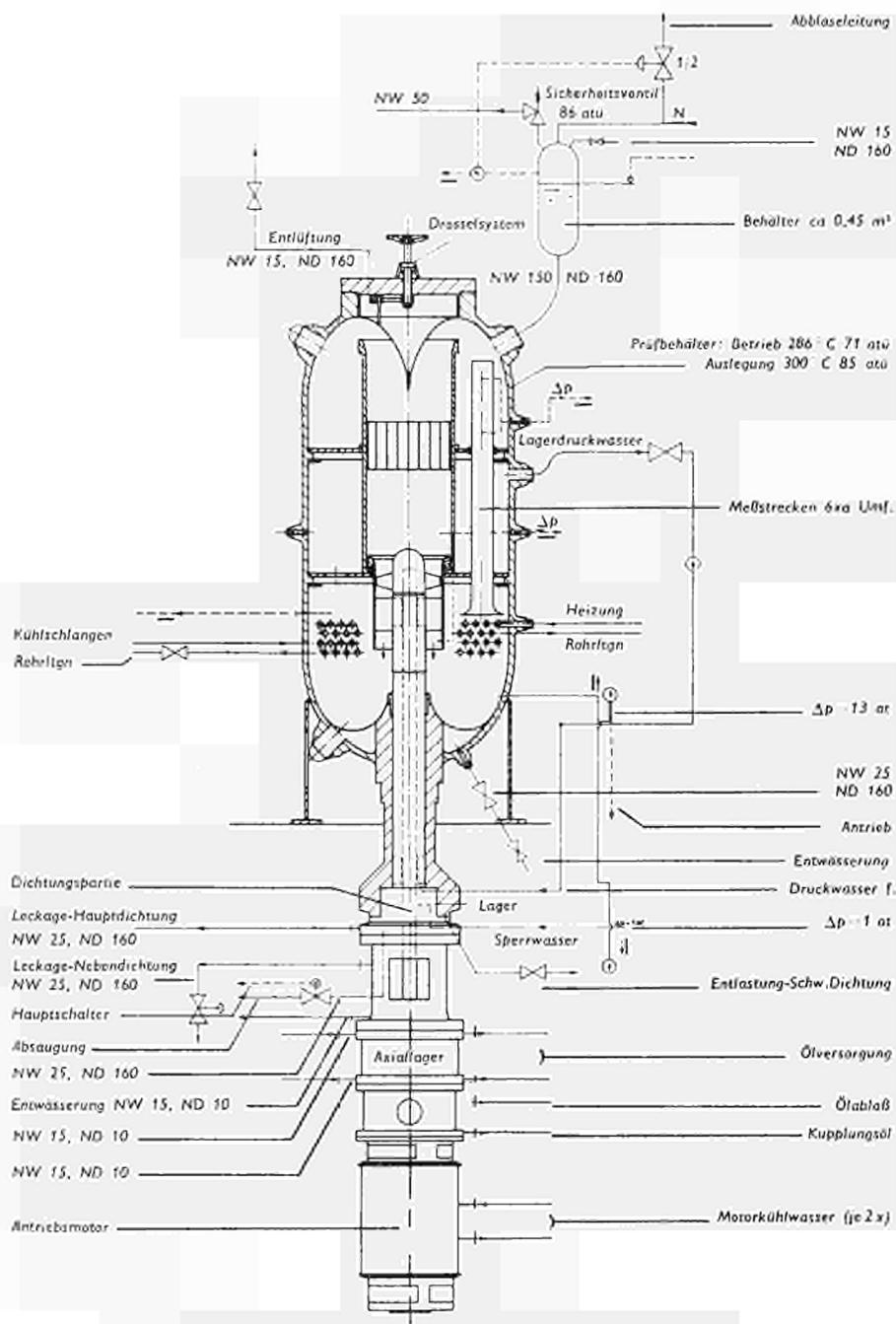


BILD 6. — Behälter zur Prüfung der internen Axialpumpen

VII. — Vergleich der internen Pumpen mit bisherigen Umwälzsystemen für Siedewasserreaktoren

Alle wesentlichen Aspekte der internen Axialpumpen sind im Vorstehenden dargestellt worden. Es kann nun die auf der Hand liegende Frage nach den Vorteilen gegenüber den bisherigen Umwälzsystemen zusammenfassend beantwortet werden. Zu vergleichen ist dabei mit dem besten der bisher für Siedewasserreaktoren ausgeführten Systeme und das ist zweifellos das System mit internen Strahlpumpen, die von zwei externen Umwälzpumpen ihr Treibwasser erhalten. Zwar ist noch keine Anlage mit einem derartigen System in Betrieb, aber eine Anzahl Anlagen sind im Bau, und die vorgelaufene Entwicklung der Strahlpumpen läßt keinen Zweifel an deren Zuverlässigkeit aufkommen.

Der ausschlaggebende Vorteil der internen Axialpumpen gegenüber diesem System ist eine erhebliche Ersparnis an Anlagekosten. Nur ein unbedeutender Teil davon entfällt auf die Pumpen selbst einschließlich ihrer Antriebe und Hilfssysteme, die infolge Wegfalls der Gehäuse und infolge kleinerer Leistung trotz ihrer größeren Anzahl geringfügig billiger werden als die beiden sehr großen externen Pumpen zusammen mit Hilfssystem, Antrieben und mit den zugehörigen Strahlpumpen. Ein bedeutender Teil der Ersparnis aber liegt im Wegfall der teureren Zwangsumlaufschleifen samt Armaturen und ein weiterer bedeutender Teil in der dadurch möglichen Verkleinerung und Vereinfachung des Reaktorgebäudes.

Nicht so gewichtig wie die Ersparnis an Anlagekosten, aber durchaus merklich im Rahmen der Wirtschaftlichkeitsbetrachtung des Gesamtkraftwerkes ist die Senkung des Eigenbedarfes der Pumpen auf weniger als die Hälfte gegenüber dem beim Strahlpumpensystem.

Zunächst überraschend, aber wohl durch die Ausführungen des Abschnittes V hinreichend belegt, dürfte der an dritter Stelle zu nennende Vorteil der Anlage mit internen Axialpumpen sein: verbesserte Reaktorverfügbarkeit. Dafür sprechen die mit geringem Aufwand bereitstellbare Reserveleistung in den Umwälzpumpen, die Möglichkeit zur Abschirmung der Pumpen und damit zu Wartungs- und Reparaturarbeiten während des Betriebes, die nur bei den internen Pumpen mögliche Anwendung der robusten statischen Umformer zur Frequenzregelung anstelle von Motor-Generatorsätzen und die im Hinblick auf die sonstigen Einsparungen mögliche aufwendige Ausstattung der Pumpe (z.B. hydrostatischer statt hydrodynamischer Lager). Lediglich längere Reaktorstillstandzeit bei Auswechslung der wassergeschmierten Lager ergibt einen Gegeneffekt; zudem ist der ganze Komplex natürlich als ungesicherte Hypothese zu betrachten, so lange die Betriebserfahrungen nicht vorliegen.

Wichtige Vorzüge liegen noch in den verbesserten Regeleigenschaften und der erhöhten Sicherheit des Reaktors bei Verwendung der internen Pumpen. Vor allem die Verwendung der statischen Umformer statt der Motor-Generatorsätze, aber auch das geringere Trägheitsmoment der internen Pumpen gestatten schnellere Verände-

nung der Reaktorleistung mit der Umlaufregelung; die Verlagerung des maximal denkbaren Unfalles vom Bruch der Umwälzleitungen auf den Bruch der im Durchmesser kleineren Speisewasserleitung erhöht die Sicherheit.

TABELLE 1. — Technische Daten der Prototyp-Umwälzpumpe

I Betriebsdaten des zu fördernden Reaktorwassers	
Betriebstemperatur:	normal 286 °C maximal 300 °C
Betriebsdruck:	normal 72 ata maximal 86 ata
Temperatur vor Pumpeneintritt:	ca. 277 °C
II Betriebsdaten der Pumpe (falls nicht anders angegeben bei Nenndrehzahl und für Wasser von Betriebstemperatur)	
Betriebsdrehzahl:	maximal 1 880 min ⁻¹ min. 365 min ⁻¹
Nenndrehzahl:	1 830 min ⁻¹
Fördermenge:	4 625 t/h \cong 6 120 m ³ /h
Statische Förderhöhe:	, 1,6 at \cong 21,0 m Fl.S
Dynamische Förderhöhe:	= 6,6 m Fl.S
Pumpenförderhöhe:	= 27,6 m Fl.S
Hydraulischer Wirkungsgrad:	81 %
Hydraulische Leistung:	432 kW
Mechanische Verlustleistung:	31 kW
Antriebsleistung an der Pumpenwelle:	463 kW
Mechanischer Wirkungsgrad:	93,5 %
Gesamtwirkungsgrad:	75,6 %
Erforderliche Zulaufhöhe (NPSH) bei Nenndrehzahl:	36 m Fl.S
Erforderliche Zulaufhöhe bei min. Drehzahl:	ca. 1m Fl.S
III Konstruktive Daten	
Spezifische Drehzahl: nq	207 mm ⁻¹
Laufreddurchmesser:	500 mm
Nabenverhältnis:	1:2
Einlaufrohrdurchmesser:	i. \emptyset 501,2 mm ä. \emptyset 535 mm
Einlaufrohrlänge:	665 mm
Wellenlänge:	3 990 mm
Lagerung:	2 hydrostat. heißwassergeschmier- te Lager 1 hydrodyn. ölgeschmiertes kom- biniertes Axial-Radiallager
Lagerabstände:	1 885/1 185 mm
Lagertragrohr-Außendurchmesser:	240 mm
Max. Flanschdurchmesser:	800 mm

Dichtungssystem:	einstufige mechanische Hauptdichtung, mechanische Reserve-dichtung, Rückschlagdichtung
Pumpengewicht:	ca. 3 t
Schwungmoment einschl. Dichtung, Lager u. Kupplung:	9 kp m ²
Kritische Drehzahl der Welle:	2 148 min ⁻¹
Achsschub der Pumpe bei normalem Betriebsdruck:	13,5 t
IV Wasserversorgung für hydrostatisches Lager	
Erforderliche Druckwassermenge je hydrostat. Lager:	22,4/26,2 m ³ /h
Gesamtdruckwassermenge je Pumpe:	48,6 m ³ /h
Erforderlicher Lagerwasserdruck:	13 atü über Reaktor-Systemdruck
Lagerwassertemperatur:	ca. 280 °C
V Wasserversorgung für Dichtungssystem	
Erforderliche Kühl- und Sperrwassermenge für das Dichtungssystem:	1,5 m ³ /h
Sperrwasserdruck:	1,0 atü über Systemdruck
Geforderte Temperatur am Eintritt (min):	40 °C
Max. zul. Eintrittstemperatur:	80 °C
Dichtungsleckage:	
Hauptdichtung:	0,8 m ³ /h bei 100 °C 0,5 m ³ /h bei 60 °C
I. Nebendichtung	< 0,03 m ³ /h
II. Nebendichtung	im Normalfall entlastet
Kühlwasser für Wärmesperre:	0 — 2 m ³ / regelbar
Max. Kühlwassereintrittstemperatur:	25 °C
VI Antriebsmotor	
Motortyp:	Drehstrom-Asynchron-Motor mit Käfigläufer
Steuerung:	Frequenzgesteuert mit Hilfe eines statischen Steuerumrichters (Thyristoren)
Einbauart:	vertikal
Motorleistung:	500 kW
Motordrehzahl, frequenzgeregelt:	zwischen 365 — 1880
Motorwirkungsgrad Nenndrehzahl:	95,4 %
Leistungsfaktor:	0,86 %
Schwungmoment des Motors:	38 kp m ²
Schwungrad (3 × 17 kp m ²):	max. 51 kp m ²

ENTWICKLUNG REAKTORINTERNER AXIALPUMPEN

K. GAFFAL

Klein, Schanzlin & Becker Aktiengesellschaft Frankenthal (Pfalz) Deutschland

ZUSAMMENFASSUNG

Für den Bau von reaktorinternen Umwälzpumpen wurden umfangreiche Studien durchgeführt, die sich besonders auf die schwingungstechnische Auslegung konzentrierten. Bei dem Zusammenwirken der Baugruppen ergibt sich ein dreifach gekoppeltes Schwingungssystem.

Bei den Konstruktionsteilen wie Hydraulikeinbauten, hydrostatische Lager und Wellenabdichtungen, konnte auf erprobte Bauelemente, welche den Betriebsbedingungen dieser Pumpe angepaßt wurden, zurückgegriffen werden.

In diesem Bericht wird auf einige besondere konstruktive Einzelheiten hingewiesen, die für diese Pumpenbauart charakteristisch sind.

I. — Einleitung

Die Suche nach Möglichkeiten zur Verringerung der Anlagekosten für Kernkraftwerke führte zu Kühlmittel-Umwälzpumpen, die innerhalb des Reaktordruckgefäßes untergebracht sind. Durch diese Anordnung ergeben sich ein geringerer Platzbedarf und eine Senkung der Kosten (räumliche und kostenmäßige Vereinfachungen), da die Rohrleitung mit Armaturen vom Druckgefäß zur Umwälzpumpe und zurück eingespart werden kann und für die Leitungen und Pumpen kein Platz mehr benötigt wird.

Auf Anregung und in Zusammenarbeit mit der Allgemeinen Elektrizitäts-Gesellschaft hat die Firma Klein, Schanzlin & Becker AG. die Entwicklung von reaktorinternen Axialpumpen durchgeführt. Damit das Betriebsverhalten dieser Pumpenbauart genau überprüft werden kann, wurde von der AEG der Auftrag zur Fertigung einer Prototyppumpe erteilt. Durch einen Langzeitversuch sollen die ersten Betriebserfahrungen mit dieser Pumpe gesammelt werden. Dabei ist die Gelegenheit gegeben, besonders sorgfältig das Verhalten der Maschine bei ungleichmäßigen stärkeren Temperaturänderungen und das Schwingungsverhalten untersuchen zu können. Die Montageerfahrungen, die man dabei sammeln wird, dürften von großem Nutzen sein.

II. — Allgemeiner Aufbau der reaktorinternen Axialpumpe

Die vertikale Prototyppumpe wurde für Betriebsbedingungen ausgelegt, wie sie sich bei einem Siedewasserreaktor mit 600 MW elektrischer Leistung ergeben. Dabei wird vorausgesetzt, daß in dem Reaktor acht Umwälzpumpen angeordnet sind.

Die Auslegedaten sind:

Fördermenge	Q =	6120	m ³ /h
Förderhöhe	H =	27,6	m Fl.S.
Drehzahl	n =	1800	U/min
			stufenlos regelbar
			im Verhältnis 1 : 5
Konstruktionsdruck	p _K =	86	ata
Konstruktionstemperatur	t _K =	340	°C

Alle von dem Reaktorwasser benetzten Pumpenteile sind aus korrosionsfesten austenitischen Werkstoffen hergestellt, die Pumpenwelle ist aus einem 17 %igen Chromstahl gefertigt.

Die reaktorinterne Axialpumpe kann in vier Hauptbaugruppen aufgeteilt werden. Es sind dies:

der Hydraulikeinbau, bestehend aus Lauf- und Leitrad mit den dazugehörigen Befestigungs- und Dichtelementen;

der Aufbau zur Abstützung und Lagerung der Pumpenwelle;

die Wellenabdichtung mit Dichtungsgehäuse und die Axial- und Radiallagerpartie mit der Wellenkupplung.

Dabei sind der Hydraulikeinbau und die Axiallagerpartie konventionelle Bauelemente. Die vorgesehenen hydrostatischen Radiallager haben sich in anderen Pumpenkonstruktionen auf breiter Basis bewährt. Die Wellenabdichtung unterscheidet sich nicht von der bei externen Pumpen eingesetzten Ausführung. Bei der Pumpenbefestigung im Reaktordruckgefäß und der Wellenlagerung treten Fragen der Auswirkung von stärkeren Temperaturänderungen und der Eigenschwingungszahl auf, die rechnerisch erfaßt werden können. Die Prototypenprobung dient im wesentlichen der Bestätigung dieser Rechnung.

Im folgenden soll näher auf die Ausführung und Problemstellung bei den einzelnen Hauptbaugruppen eingegangen werden.

III. — Hydraulikeinbauten

Den am äußeren Umfang des Druckgefäßbodens angeordneten Umwälzpumpen strömt das Reaktorkühlwasser aus einem Ringraum von oben her zu. Der geodätische Höhenunterschied zwischen Pumpenlaufrad und Flüssigkeitsspiegel, in Verbindung mit einer Unterkühlung der Förderflüssigkeit von 12,1 kcal/kg, gewährleisten bei der gewählten Anordnung mit vorgeschaltetem Laufrad und nachfolgendem Leitrad einen genügend großen Sicherheitsabstand von der erforderlichen Zulaufhöhe, die notwendig ist, um Kavitation in der Pumpe zu verhindern. Das axiale Laufrad fördert den Wasserstrom nach unten, im nachgeschalteten Leitrad wird die große Geschwindigkeitskomponente in Umfangsrichtung, die die Strömung nach dem Laufrad hat,

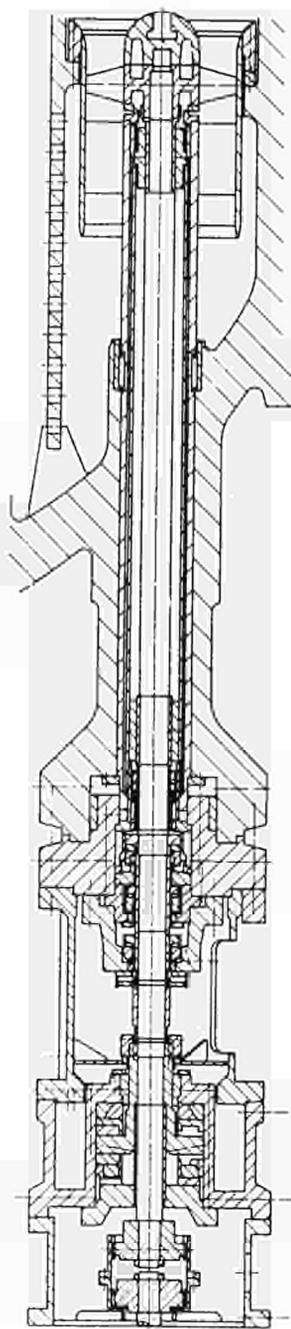


BILD 1.

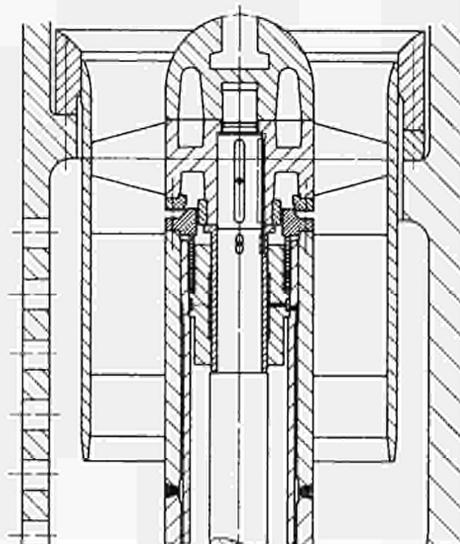


BILD 2.

aufgerichtet. Nach dem Austritt der Förderflüssigkeit aus dem Leitrad und ihrer Umlenkung in dem Raum zwischen Hydraulikeinbau und Druckgefäßboden, strömt sie radial nach innen zu den Brennelementen.

Gegen die sich durch die Pumpenförderhöhe ergebende Druckdifferenz wird über einen radial beweglichen Dichtring zwischen dem Leitrad und einem Zwischenring im Druckgefäß abgedichtet.

IV. — Pumpenbefestigung und Wellenlagerung im Reaktordruckgefäß

Zur Befestigung der Pumpe im Reaktordruckgefäß ist in den Behälterboden ein Gehäuserohr eingeschweißt, mit dem die Pumpe verschraubt ist. Die Abdichtung am Teilflansch erfolgt durch eine Spiral-Asbestdichtung. Eine zusätzliche Schweißlippendichtung gibt die Garantie für eine absolute Dichtheit.

In das Gehäuserohr ist das Lagertragrohr der Pumpe eingebaut, das am oberen Ende mit dem Leitrad verschweißt ist. Das Lagertragrohr besteht aus zwei ineinander befestigten Rohren; über den vorhandenen Spalt wird das Druckwasser für das obere Lager zugeführt.

Die Pumpenwelle wird in zwei hydrostatischen heißwassergeschmierten und in einem hydrodynamischen ölgeschmierten Radiallager geführt. Die hydrostatischen Lager sind im Lagertragrohr unmittelbar neben der Gleitringdichtung und dem Laufrad untergebracht.

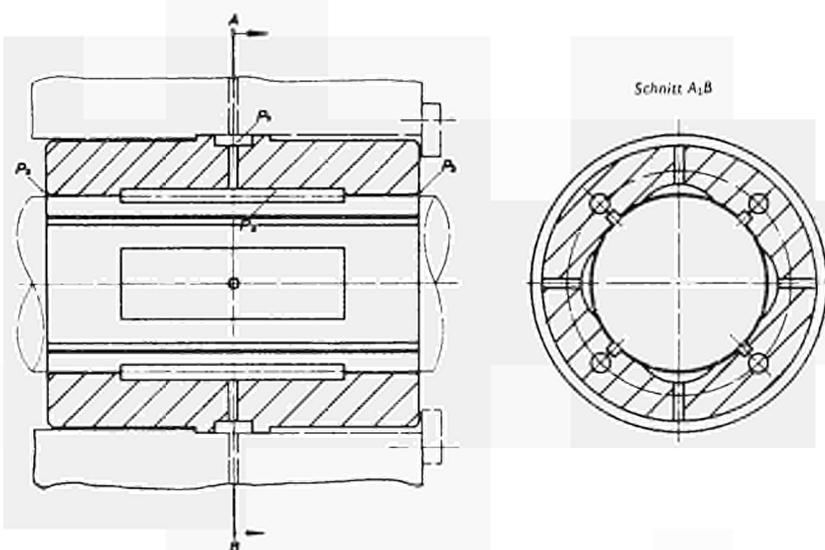


BILD 3.

Im folgenden soll kurz die Wirkungsweise hydrostatischer Radiallager beschrieben werden.

In die zylindrische Innenfläche der Lagerhülse sind sogenannte Drucktaschen eingearbeitet, die über Drosselbohrungen mit einem Ringraum in Verbindung stehen. Durch eine Druckwasserzuführung zu diesem Ringraum ergibt sich gegenüber der Flüssigkeit, die das Lager umgibt, eine Druckdifferenz, die in den Drosselbohrungen des hydrostatischen Lagers und im Spalt zwischen Welle und Lagerhülse abgebaut wird. Bei zentrischer Wellenlage herrscht in allen Taschen der gleiche Flüssigkeitsdruck. Wird durch eine Radialkraft die Welle aus ihrer zentrischen Lage ausgelenkt, so ergeben sich wegen der geänderten Spaltweiten Unterschiede in den Flüssigkeitsdrücken der Lagertaschen. Durch die Wirkung dieser Druckdifferenz auf die projizierte Wellenfläche entsteht die Lagertragkraft. Zwischen den Drucktaschen sind Längsnuten vorgesehen, die einen Druckausgleich zwischen den Lagertaschen in Umfangsrichtung verhindern.

Im vorliegenden Fall wurden aus Gründen der Betriebssicherheit hydrostatische Lager gewählt. Ihre Tragkraft ist weitgehendst unabhängig von Temperatur- und Drehzahländerungen. Da hydrostatische Lager bereits im Stillstand ihre volle Tragkraft besitzen, tritt während des An- und Abfahrvorganges kein Verschleiß auf. Bei hydrodynamischen Lagern ist die Tragkraft unter anderem von der Zähigkeit des Schmiermittels und vom Lagerspiel abhängig. Durch die hohe Betriebstemperatur sinkt die Zähigkeit des Wassers sehr stark ab. Als Folge davon müßte ein sehr kleines Lagerspiel vorgesehen werden, was bei den gegebenen Verhältnissen eine Verringerung der Betriebssicherheit bedeuten würde.

Bei den gewählten hydrostatischen Lagern werden mit relativ großen Durchmesserspielen von 0,4 mm für das obere und 0,5 mm für das mittlere Lager genügend große Tragkräfte erreicht, um einen sicheren Betrieb, auch bei thermischer Verformung, zu gewährleisten. Hydrostatische Lager können so konstruiert werden, daß ihre Tragkraft bei Spielerweiterung bis zu einer bestimmten Grenze noch zunimmt. Bei weiterer Spielvergrößerung wird die Lagertragkraft nur allmählich geringer.

Diese Art von Lagern wurde bereits in einer großen Zahl von horizontalen, mehrstufigen Hochdruckpumpen mit bestem Erfolg eingebaut.

V. — Wellenabdichtung

Die Entwicklung von hochbelasteten Wellenabdichtungen hat in den letzten Jahren große Fortschritte gebracht. Für Umwälzpumpen an Druckwasserreaktoren wurden Dichtungen für Drücke bis 175 atü entwickelt. Von den verschiedenen Möglichkeiten, eine Wellendurchführung bei hohem Druck abzudichten, wurde eine Kombination gewählt, die ein Optimum an Wirtschaftlichkeit und Betriebssicherheit darstellt. Als Hauptdichtung ist eine hydrostatische, berührungsfreie Dichtung mit kontrollierter Leckage vorgesehen. Diese läuft beim Betrieb mit reinem Wasser ohne

Verschleiß. Ein weiterer Vorteil ist die sehr kleine Reibleistung, die nur durch die Scherkräfte des Flüssigkeitsfilmes zwischen den Dichtflächen erzeugt wird.

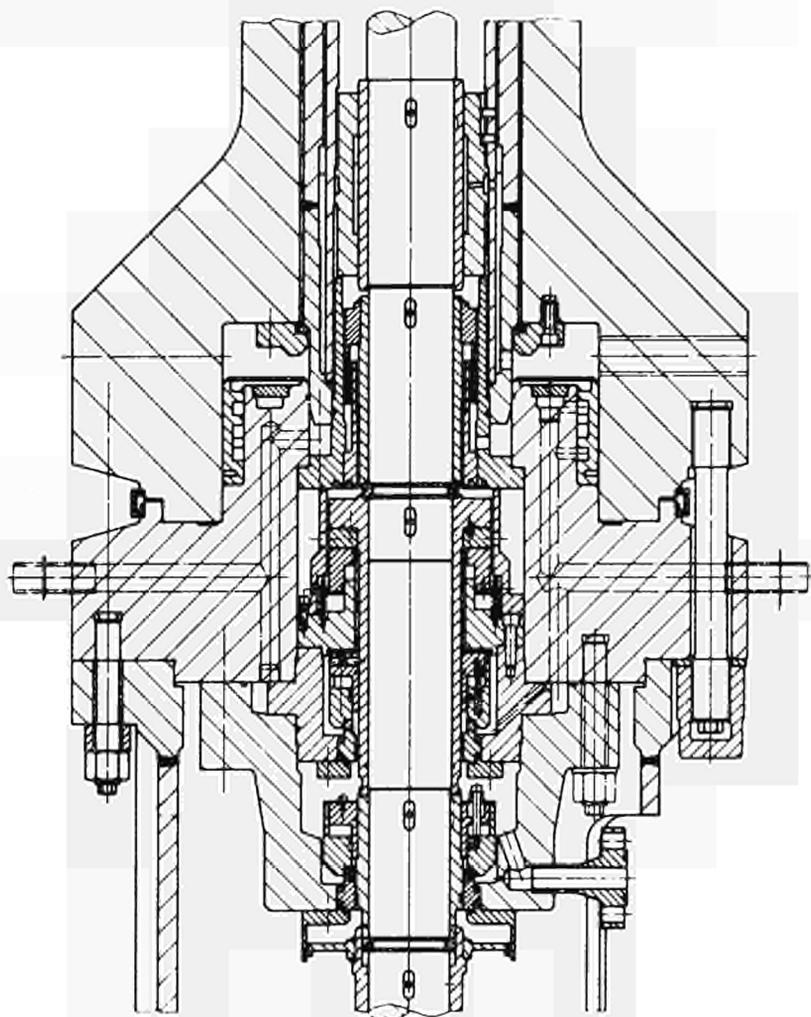


BILD 4.

Während des Betriebes stellt sich bei der hydrostatischen Dichtung im Gleichgewichtszustand zwischen Öffnungs- und Schließkräften selbsttätig ein Spalt zwischen den Dichtflächen ein. Die Rückstellkräfte gegen eine gewaltsame Veränderung des Dichtspaltes betragen bei den üblichen Betriebsdrücken von etwa 75-90 atü mehrere tausend Kilopond. Bei der Druckdifferenz von 80 atü stellt sich bei der Prototyppumpe eine Leckmenge von etwa $0,5 \text{ m}^3/\text{h}$ ein. Dieses Dichtungssystem benötigt zur sicheren Funktion eine Kältsperwassermenge, die um einen bestimmten Sicherheitsbetrag

größer ist als die Leckmenge. Die Einspeisemenge muß frei von Verunreinigungen sein.

Als Sekundärdichtung arbeitet eine hydrodynamische Gleitringdichtung, welche die Aufgabe hat, die unter einem Aufstaudruck von etwa 5 atü stehende Leckmenge der Hauptdichtung am unkontrollierten Ausströmen zu hindern. Sie ist jedoch für den vollen Systemdruck ausgelegt und kann bei einem Ausfall der Hauptdichtung den Betrieb der Pumpe aufrechterhalten. Bei dem verhältnismäßig kleinen Abdichtdruck während des Normalbetriebes ist der Verschleiß dieser Dichtung sehr gering.

Eine Sicherheitsdichtung, deren Dichtflächen während des Betriebes durch Federkräfte in einem geringen Abstand gehalten werden, schließt erst bei einem Ausfall der beiden vorgeschalteten Wellenabdichtungen. Die Schließkraft wird durch die Druckdifferenz der ausströmenden Flüssigkeit erzeugt, die entlang eines Drosselspaltes entsteht.

Dieses Dichtungssystem wurde bei abzudichtenden Drücken von über 150 atü in einem Langzeitversuch mit gutem Erfolg erprobt.

Das Dichtungsgehäuse hat auch die Aufgabe, die Gleitringdichtungen vor zu großer Erwärmung durch das etwa 280 °C heiße Reaktorwasser zu schützen. Zu diesem Zweck ist außer der Sperrwasserzuführung noch ein Kühlkammersystem als Wärmesperre angeordnet.

VI. — Axiallager, ölgeschmiertes Radiallager und Kupplung

Bei Pumpen, welche unter hohem Systemdruck mit nur einer Wellendurchführung durch das Gehäuse arbeiten, entsteht ein Axial Schub. Seine Größe ergibt sich aus der Wirkung des Systemdruckes auf die Querschnittsfläche der Welle im Dichtungsbereich. Bei den oben erwähnten Auslegedaten stellt sich ein maximaler Schub von 14000 kp ein, der von einem sich selbst einstellenden ölgeschmierten Kippsegmentlager aufgenommen wird. Das axial durchströmte Laufrad erzeugt während des Betriebes ebenfalls einen Axial Schub, der bei der vorhandenen Anordnung der Hauptschubkomponente entgegengerichtet ist. Zur Aufnahme des Propellerschubes bei Probeläufen ohne Systemdruck dient ebenfalls das hydrodynamisch wirkende Segmentlager. Auf dem oberen Hals der Spurscheibe ist die dritte Radiallagerstelle untergebracht. Dieses Lager arbeitet ebenso wie die Axiallager mit hydrodynamischer Ölschmierung. Die Lager werden von einer extern angeordneten Ölversorgungsanlage mit Frischöl versorgt. Der Ölkühler ist im Axiallagergehäuse untergebracht. Es ist dadurch möglich, die Lager unter Ausnutzung der Pumpwirkung der Spurscheibe auch bei einem Ausfall der Frischölaufuhr weiter zu betreiben. Die Drehmomentübertragung zwischen Motor- und Pumpenwelle wird mit einer Bogenzahnkupplung durchgeführt. Diese Kupplung ist in der Lage, geringe Winkel- und Parallelverlagerungen auszugleichen.

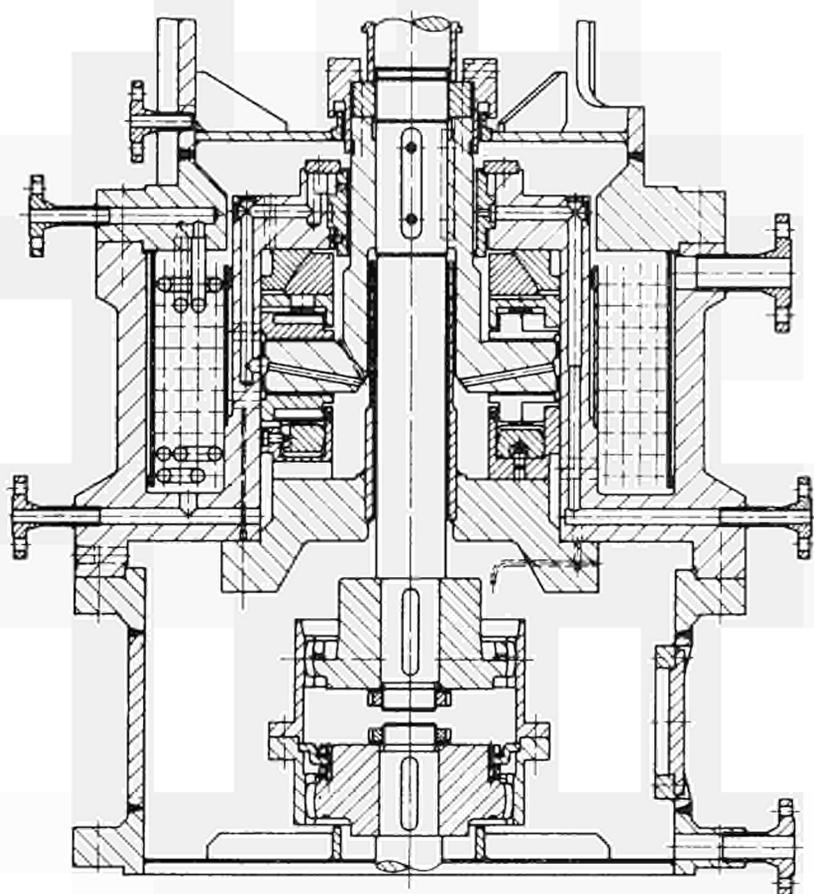


BILD 5.

VII. — Schwingungsverhalten der Pumpe

Durch die besondere Abstützung der Wellenlager über das Lagertragrohr auf das Gehäuserohr und die Laternenkonstruktion, ergibt sich ein dreifach gekoppeltes Schwingungssystem. Wegen der Drehzahlregelung ist es notwendig, die niedrigste Eigenresonanz über die maximale Betriebsdrehzahl zu legen. Eine möglichst genaue Berechnung des gekoppelten Schwingungssystems war deshalb erforderlich. Die Eigenfrequenzen und Eigenvektoren des Systems wurden mit Hilfe eines Matrizenkalküls über Restwertbetrachtungen auf einer elektronischen Rechenmaschine ermittelt. Durch die Kenntnis der relativen Durchbiegungsform (Eigenvektoren) ergibt sich die Beurteilungsmöglichkeit der einzelnen kritischen Zustände. Im Bereich von 100 bis 2250 U/min ergab sich nur eine Resonanzstelle bei 440 U/min. Bei ihrer

Analyse wurde festgestellt, daß es sich um die Pendelschwingung des nach unten ragenden Gehäuserohres mit Laterne und Antriebsmotor handelt.

Eine Berechnung der dynamischen Belastungen an den Abstütz- und Lagerstellen durch die kleinen Restunwuchten des Läufers ergaben in Verbindung mit einer Dämpfungseinrichtung am freien Motorende nur sehr kleine Materialbeanspruchungen.

Eine Schwingungsgefährdung der Pumpe oder eine negative Rückwirkung auf das Reaktordruckgefäß scheidet damit aus. Die Berechnung des gekoppelten Systems ergab ferner, daß die kritischen Zustände der Pumpenwelle einen großen Abstand von der maximalen Betriebsdrehzahl haben.

Das elastische Verhalten des Lagertragrohres, in dem die hydrostatischen Wellenlager untergebracht sind, machte eine besondere Konstruktion für die Befestigung im Druckgefäß notwendig. Im Bereich des Flansches der Wärmesperre kann das Lagertragrohr in radialer Richtung fest eingespannt werden. Die Abstützung im Boden des Reaktordruckgefäßes muß die Forderung einer starren Lagerung von der Schwingungsrechnung her erfüllen, wobei zu beachten ist, daß die verschieden großen Wärmeausdehnungen des hochlegierten Chrom-Nickel-Stahles für das Lagertragrohr und des schwach legierten, plattierten Kohlenstoffstahles für das Druckgefäß, weder zu große Spiele im kalten Zustand, noch zu hohe Wärmespannungen bei Betriebstemperatur ergeben dürfen.

VIII. — Überwachung

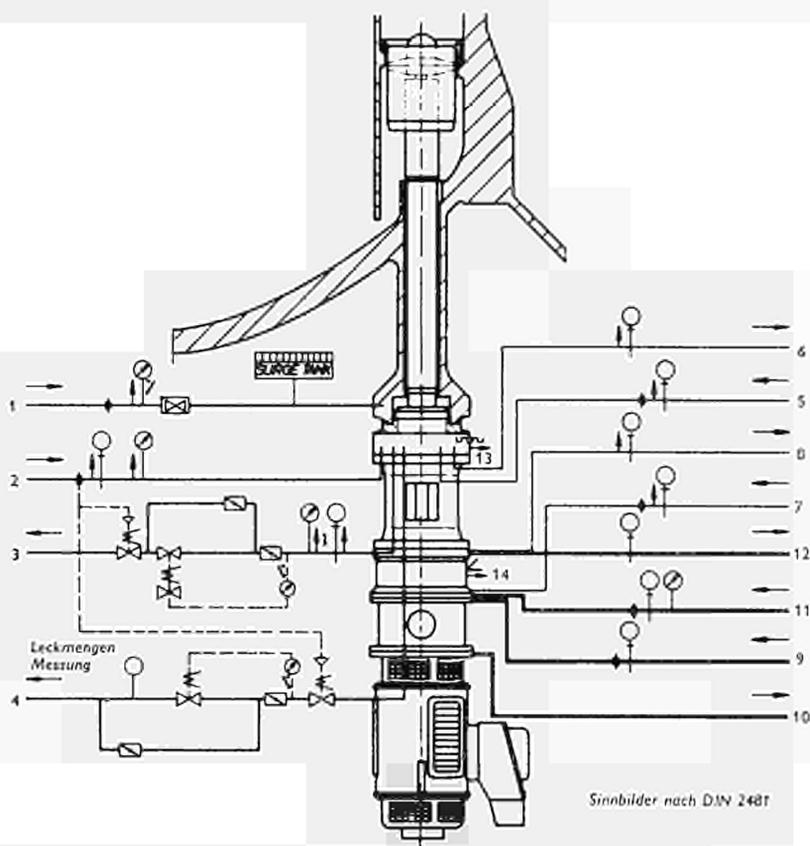
An Reaktorpumpen ist die Fernüberwachung von wichtigen Betriebsdaten eine Notwendigkeit, da die Sicherheit der Reaktoranlage zum Teil von der Überwachungsmöglichkeit der Pumpe abhängig ist.

Für die reaktorinterne Axialpumpe wurde ein Überwachungssystem vorgesehen, das alle wichtigen Betriebsfaktoren erfaßt.

Die Kontrolle der Druckwasserversorgung für die hydrostatischen Lager wird über Mengen- und Drucküberwachung, mit Signalgabe beim Über- oder Unterschreiten von vorausbestimmten Sollwerten durchgeführt. Bei einem Ausfall der Druckerhöhungspumpe wird die Umschaltzeit auf die Reservepumpe durch einen surge tank überbrückt, der die Druckwasserversorgung sicherstellt. Ein Rückschlagventil sorgt dafür, daß die unter Druck stehende Flüssigkeit sich nicht über die Druckwasserpumpen entspannt. Ein Druckwächter vor dem Rückschlagventil gibt den Impuls für das Einschalten der Reservepumpe.

Die Kalsperrwassermenge zur Kühlung der Gleitringdichtungspartie wird durch Mengen-, Druck- und Temperaturmeßstellen überwacht. Ein elektrisches Widerstandsthermometer im Dichtungsraum zeigt die Betriebstemperatur der Axialdichtung an. Bei Störungen in der Sperrwasserversorgung kann die Zeitspanne für das Umschalten auf die Reservepumpe entweder durch einen surge tank oder durch einen Sicherheitskühlkreislauf überbrückt werden. Bei der zuletzt genannten Möglichkeit ist ein längerer Betrieb der Reaktorpumpe ohne Sperrwasserversorgung möglich.

Die Leckmenge der hydrostatischen Axialdichtung gibt eine sichere Aussage über die Funktion der Dichtung. Deshalb wird entweder die Menge direkt gemessen oder der Staudruck vor einer Drosselstelle in der Abflußleitung. Steigt die Leckmenge unzulässig stark an, wird über die vergrößerte Mengenanzeige oder über den Druckanstieg vor der Staublende ein Schaltimpuls gegeben, der ein Magnetventil in der Hauptleckageleitung schließt.



- 1 Lagerdruckwasser-Einspeisung
- 2 Dichtungssperwasser-Einspeisung
- 3 Leckage Hauptdichtung
- 4 Leckage Gasdichtung
- 5 } ND Kühlwasser für Wärmesperre
- 6 }
- 7 } ND Kühlwasser zur Axiallagerkühlung
- 8 }

- 9 } Ölzu- und Abführung für Kupplung
- 10 }
- 11 } Ölzu- und Abführung für Axiallager
- 12 }
- 13 Temperaturmessung an der Hauptdichtung
- 14 Temperaturmessung im Axiallager

BILD 6.

Eine Umföhrungsleitung mit sehr starker Drosselwirkung sorgt für den notwendigen Durchfluß zur Ableitung der von der Dichtung erzeugten Reibungswärme. In diesem Fall übernimmt die Sekundärdichtung die Abdichtung. Die Temperaturerhöhung im Dichtungsbereich wird von einem Fernthermometer in der Leckageleitung überwacht.

Die Kontrolle der Sekundärdichtung wird ähnlich der Hauptdichtungsüberwachung durchgeführt. Für die kleine Leckmenge von nur wenigen cm^3/h mußte ein besonderes Mengenmeßgerät entwickelt werden.

Zwischen der Wellenabdichtung und dem Lagergehäuse besteht die Möglichkeit, induktive Schwingungsgeber anzubringen, um die Laufruhe der Maschine überwachen zu können.

Für die Ölversorgungsanlage und die Lagerpartie wurde die Kontrolle auf die Messung von Temperatur und Druck beschränkt. Eine Reserveölpumpe, die über einen Druckwächter eingeschaltet werden kann, sorgt für die erforderliche Sicherheit.

STABILITÄTSUNTERSUCHUNGEN FÜR SIEDEWASSERREAKTOREN

A. KIRCHENMAYER

Allgemeine Elektrizitäts-Gesellschaft — AEG Frankfurt a.M., Deutschland

ZUSAMMENFASSUNG

Die aus Wirtschaftlichkeitsgründen angestrebte Steigerung der Leistungsdichte von Siedewasserreaktoren fordert eine gute Stabilitätsanalyse bei der Auslegung.

In der Arbeit wird die Problemstellung sowie die theoretischen und experimentellen Untersuchungen zu diesem Thema, die im Rahmen eines Euratom-Forschungsauftrages durchgeführt werden, dargelegt. Die gute Übereinstimmung der bisher durchgeführten Frequenzgangmessung mit den Berechnungen läßt die Schlußfolgerung zu, daß das verwendete Modell für Stabilitätsanalysen bei Siedewasserreaktoren für den Zweck ausreichend ist.

I. — Einleitung

Eine Möglichkeit zur Verbesserung der Wirtschaftlichkeit der Kernreaktoren ist die Steigerung der Leistungsdichte. Es gibt beim Siedewasserreaktor zwei hydrodynamische Phänomene, die die obere Grenze der Leistungsdichte bestimmen: Die Verschlechterung der Wärmeübertragung bei Filmverdampfung und die Instabilität.

Bei der Reaktorauslegung wird ein beachtlicher Sicherheitsabstand von Leistungsdichten, bei denen diese Vorgänge einsetzen, gewährleistet. Diese kritischen Leistungsdichten können noch nicht mit voller Exaktheit bestimmt werden. Es werden also Grenzwerte verwendet, die manchmal zu weit auf der sicheren Seite liegen, wodurch wirtschaftliche Nachteile entstehen. So wurden zum Beispiel bis vor kurzem für die kritische Heizflächenbelastung Meßwerte zugrundegelegt, die an Einzelstäben gewonnen wurden. Erst nachdem in den letzten Jahren umfangreiche Bündeluntersuchungen durchgeführt wurden, hat man die höheren Werte, die sich durch die Durchmischung im Bündel ergeben, bei der Auslegung zugelassen. Dies war ein wesentlicher Beitrag bei der neuerlichen Erhöhung der Leistungsdichte von 35 auf 50 kW/l. Auch die derzeit verwendeten Werte für die kritische Heizflächenbelastung sind noch konservativ, da die Messungen mit dünnwandigen Heizstäben durchgeführt werden und bei Brennelementen mit viel höherer Wärmekapazität größere zulässige Belastungen zu erwarten sind. Darüber hinaus besteht die Möglichkeit, durch Verwendung von Turbulenzförderern die kritische Heizflächenbelastung weiter zu steigern.

Diese Entwicklung hat zur Folge, daß immer mehr das Einsetzen von Instabilitäten die obere Grenze der Leistungsdichte bilden wird. Es ist daher erforderlich, die

bisherigen sehr sicheren, aber eventuell zu konservativen Stabilitätskriterien näher zu untersuchen, um sich von unnötigen Einschränkungen zu befreien. Die Ergebnisse dieser Untersuchung kommen nicht nur der Stabilitätsbestimmung zugute, sondern ermöglichen auch eine genauere Betrachtung des Regelverhaltens des Reaktors und des ganzen Kraftwerkes.

II. — Problemstellung

In Experimenten am EBWR-Siedewasserreaktor und an elektrisch beheizten Versuchskreisläufen, in denen ohne Reaktivitätseffekte die hydrodynamischen Vorgänge im Siedewasserreaktor simuliert werden, hat man auch bei praktisch konstantem Systemdruck Instabilitäten beobachtet. Diese Vorgänge können durch zwei Arten von Rückkopplung verursacht werden:

1. Rückkopplung über Reaktivitätseffekte (Reaktivität \rightarrow Leistung \rightarrow Heizflächenbelastung \rightarrow Dampfblasenanteil \rightarrow Reaktivität),
2. Rückkopplung über hydrodynamische Effekte (Wasserumlaufgeschwindigkeit \rightarrow Dampfblasenanteil \rightarrow Afttrieb minus Strömungswiderstand \rightarrow Umlaufgeschwindigkeit).

Die Resonanzfrequenz beträgt in beiden Fällen etwa 1 Hz. Wie die theoretischen Untersuchungen zeigen, ist diese Frequenz im wesentlichen durch die Durchlaufzeit des Wassers im Brennelement bestimmt. In Systemen mit Naturumlauf hat man auch viel niedrigere Resonanzfrequenzen gemessen. Auf Grund der theoretischen Überlegungen ergibt sich, daß diese großen Perioden durch die Umlaufzeit im äußeren Kreislauf bestimmt waren. Des weiteren entsteht auch durch den Druckkoeffizienten der Reaktivität im Siedewasserreaktor eine positive Rückkopplung, die jedoch durch eine normale Reaktorregelung ohne Schwierigkeiten zu beherrschen ist. Auch diese Vorgänge treten mit relativ kleinen Frequenzen auf.

Das Hauptproblem bezüglich Instabilitäten bei einem Siedewasserreaktor hoher Leistung, also mit Zwangsumlauf, ist die theoretische Vorhersage des Verhaltens bei den hohen Frequenzen von etwa 1 Hz. Entgegen der Situation beim EBWR, der mit dünnen Uranmetallbrennstoffplatten betrieben wurde, ist bei einem modernen Siedewasserreaktor die Rückkopplung durch Reaktivitätseffekte relativ gering. Dies ist darauf zurückzuführen, daß die Uranoxydbrennstoffstäbe von etwa 14 mm Durchmesser durch ihre große Wärmekapazität und geringe Wärmeleitfähigkeit eine so große Trägheit der Temperaturschwankungen entgegensetzen, daß bei der Resonanzfrequenz die starke Dämpfung die Rückkopplung unwirksam macht. Bei diesem Reaktor können also Stabilitätsprobleme nur von hydrodynamischen Effekten herühren. Die Analyse beschränkt sich im wesentlichen auf den heißesten Kanal, der infolge der großen Zahl von Parallelkanälen praktisch bei konstantem Druckabfall betrieben wird und in dem infolge der Instabilität eine periodische Schwankung des

Durchflusses auftreten kann. Dieses zu verhindern ist die Aufgabe der Stabilitätsanalyse. Beherrscht man dieses Problem, so ist die Behandlung der Regelvorgänge des Gesamtkraftwerkes nahezu eine Routineangelegenheit.

Räumliche Schwingungen durch Neutronenkopplung, etwa wie die Xenoninstabilität, sind beim Siedewasserreaktor durch den sehr großen Leistungskoeffizienten der Reaktivität unterbunden.

III. — Theoretische Untersuchungen

Es ist nicht möglich, alle Untersuchungen, die im Zusammenhang mit dem dynamischen Verhalten des Siedewasserreaktors erforderlich sind, experimentell durchzuführen. Aus folgenden Gründen ist es wichtig, ein theoretisches Modell zu entwickeln:

1. Berücksichtigung der verschiedenen Betriebszustände (variable Leistungsverteilung durch Abbrand und Regelabstellungen), und Berücksichtigung weiterer Kreislaufkomponenten wie Dampfabscheider und Umwälzpumpen;
2. Besseres Verstehen des Einflusses der einzelnen Auslegungsparameter.

Ähnlich wie bei der Bestimmung der kritischen Heizflächenbelastung wird man zunächst auch bei den dynamischen Vorgängen darauf verzichten müssen, alle Effekte bei der Zweiphasenströmung zu verstehen. Es ist ausreichend, wenn man ein dynamisches Modell herleitet, das

- a) bei den typischen Siedewasserbedingungen (Geometrie, Leistungsverteilung, Druck, Durchfluß, Dampfgehalt) brauchbare Ergebnisse liefert,
- b) möglichst einfach und doch genau genug ist für praktische Zwecke bei der Berechnung sowohl von Transienten als auch von Stabilitätsverhalten,
- c) nicht zu viel experimentelle Eingangsdaten braucht.

Ein derartiges Modell kann nur dann entwickelt und ausreichend geprüft werden, wenn eine ausreichende Zahl von gezielten Versuchen durchgeführt wird. In der theoretischen Behandlung des Problems sind grundsätzlich drei Wege möglich, die auch beschrritten wurden:

1. Numerische Lösung der partiellen Differentialgleichungen der Zweiphasenströmung oder eine ähnliche Behandlung am Analogrechner,
2. Einführung von brauchbaren Annahmen (im wesentlichen über die Dampfblasengeschwindigkeit) und analytische Lösung des Problems,
3. Annäherung der Versuchsergebnisse durch willkürliche Funktionen.

Die numerische Lösung der partiellen Differentialgleichungen ist zweifellos die Methode, bei der die wenigsten Einschränkungen eingeführt werden müssen. Durch diese Methode kann man eine exakte Lösung der Grunddifferentialgleichungen

(Erhaltung von Masse, Energie und Impuls) erzielen. Leider ist aber das Zweiphasensystem durch diese Grundgleichung nicht vollständig beschrieben. Weitere Annahmen oder mehr oder weniger begründete Theorien müssen über

a) relative Bewegung der zwei Phasen,

b) Verteilung der thermischen Energie auf die zwei Phasen

eingeführt werden. Das Problem ist dadurch besonders erschwert, daß diese Beziehungen unter *dynamischen* Bedingungen gelten müssen. Es ist daher fraglich, ob der außerordentliche Aufwand, der mit der numerischen Lösung der Differentialgleichungen verbunden ist, bei praktischen Rechnungen, insbesondere bei Stabilitätsanalysen, gerechtfertigt ist. Darüber hinaus ist es bei diesem Verfahren sehr schwer, einen allgemeinen Einblick in die Art des Einflusses der einzelnen Parameter zu gewinnen.

Bei der zweiten Methode geht man von folgenden Überlegungen aus:

a) Eine vollständige Raum-Zeit-abhängige Lösung ist nicht erforderlich, da nur Integralgrößen, wie Reaktivität, Durchfluß, Gesamtdruckabfall, Gesamtdampfblasenanteil verlangt werden.

b) Wenn man schon Annahmen über die Zweiphasenströmung einführen muß, soll man versuchen, so vorzugehen, daß gleichzeitig die Lösung des Problems vereinfacht wird.

So ergibt ein Modell, das nach Integration über den Raum eine analytische Lösung für die rein zeitabhängigen Integralgrößen liefert. Für Stabilitätsuntersuchungen läßt sich bei Beschränkung auf kleine Abweichungen vom stationären Zustand durch Linearisierung der Gleichungen und Anwendung der Laplacetransformation die übliche Betrachtungsweise mit Übertragungsfunktionen anwenden. Bei der AEG wird diese Methode verfolgt.

Unsere Arbeiten haben gezeigt, daß unter folgenden allgemeinsten Annahmen eine analytische Lösung noch möglich ist:

a) Die Dampfblasengeschwindigkeit kann in orts- und zeitabhängige Funktionen separiert werden.

b) Die Ortsabhängigkeit des Drucks infolge der Beschleunigung der Flüssigkeit ist vernachlässigbar.

c) Es kann in jeder Ebene des Kanals ein thermodynamisches Gleichgewicht angenommen werden.

Unter diesen Bedingungen läßt sich die analytische Lösung für einen Raumabschnitt gewährleisten. Es soll durch Vergleich mit Experimenten festgestellt werden, wie viele Abschnitte für eine zufriedenstellende Genauigkeit erforderlich sind.

Es wird angenommen, daß drei — die unterkühlte Zone, die Siedezone, die Zone über dem Kern — für die Beschreibung des Systems ausreichen werden. Bei sehr großer Zahl von Raumabschnitten geht die Methode 2 in die Methode 1 über. Die Ortsabhängigkeit der Leistung, der Dampfblasengeschwindigkeit, des lokalen Dampf-

blasenkoeffizienten der Reaktivität und des lokalen Dampfblasenkoeffizienten des Zweiphasendruckabfalls werden im Modell berücksichtigt. Die mit diesem Modell berechneten Frequenzgänge des EBWR zeigen eine sehr gute Übereinstimmung mit den Meßwerten (Bild 1). Dabei wurden alle verwendeten Konstanten auf Grund der publizierten Daten des stationären Reaktors berechnet ohne irgendwelche Anpassung an die Frequenzgangmessungen. Die Prüfung des Modells anhand von Frequenzgangmessungen an unserem Versuchskreislauf ist noch im Gange.

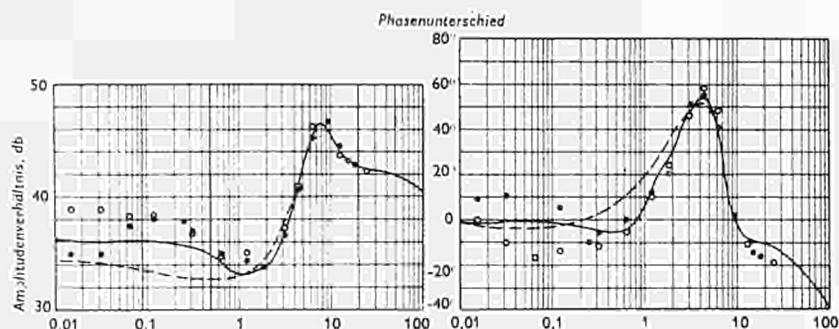


BILD 1. — Frequenzgang Reaktivität-Leistung des EBWR

- und ○ Experimente mit und ohne Druckregelung
- Theorie
- - - - Theorie bei konstanter Umlaufgeschwindigkeit

IV. — Experimentelle Untersuchungen

Im Rahmen eines EURATOM-Forschungsauftrages werden Messungen mit der Zielsetzung durchgeführt, ein geeignetes Modell für Stabilitätsuntersuchungen für Siedewasserreaktoren zu erhalten. Zu diesem Zweck wurde ein Versuchstand gebaut, in dem die wichtigsten Teile des Reaktors, nämlich ein Brennelementkanal mit dem zugehörigen Teil des Kreislaufes simuliert werden. Durch Austauschen verschiedener Bauteile läßt sich der Kreislauf unterschiedlichen Reaktorgeometrien leicht anpassen; die Strömungsverhältnisse können in weiten Grenzen verändert werden. Das vereinfachte Wärmeschaltbild dieses Instabilitätsversuchsstandes ist in Bild 2 gezeigt.

Der Druckbehälter, die Rückströmleitung, die Mischkammer und die Meßstrecke bilden den internen Kühlmittelkreislauf des Reaktors nach. Der Wasserumlauf kann darin in Zwangs- oder Naturumlauf erfolgen. Der Dampf wird im Druckbehälter vom Wasser getrennt und in einem luftgekühlten Kondensator niedergeschlagen. Durch eine Veränderung des Kühlluftstromes wird der Systemdruck geregelt. Das Kondensat wird in den Druckbehälter zurückgeleitet. Zur Unterkühlung des der Meßstrecke zugeführten Wassers wird ein veränderlicher Teilstrom von einer zweiten Kreiselpumpe vom Druckbehälter durch einen ebenfalls luftgekühlten Wärmeaustauscher gefördert und in der Rückströmleitung oder in der Mischkammer dem

Hauptstrom beigemischt. Mit einer Regelung lassen sich am Eintritt der Meßstrecke Unterkühlungen einstellen, wie sie bei Siedewasserreaktoren üblich sind.

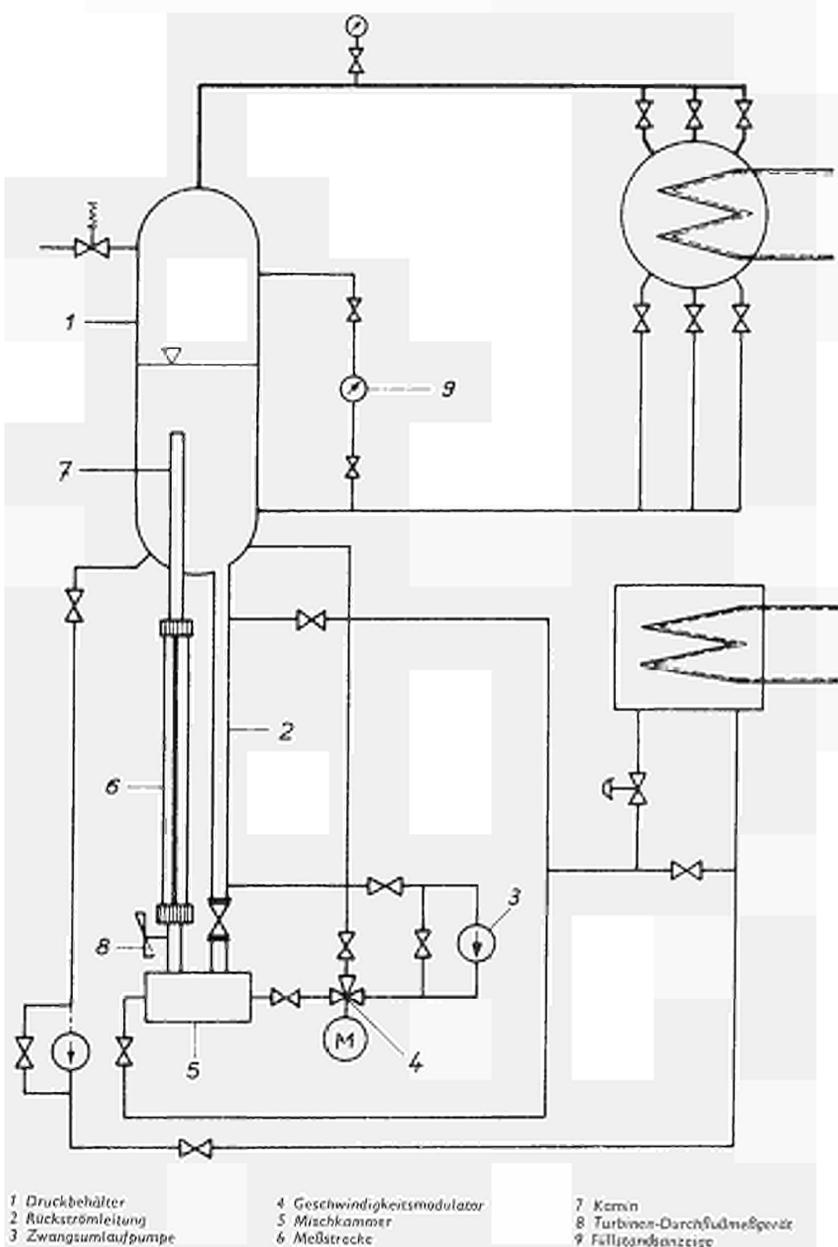


BILD 2. — Der AEG-Instabilitäten-Versuchsstand-Vereinfachtes Wärmeschaltbild

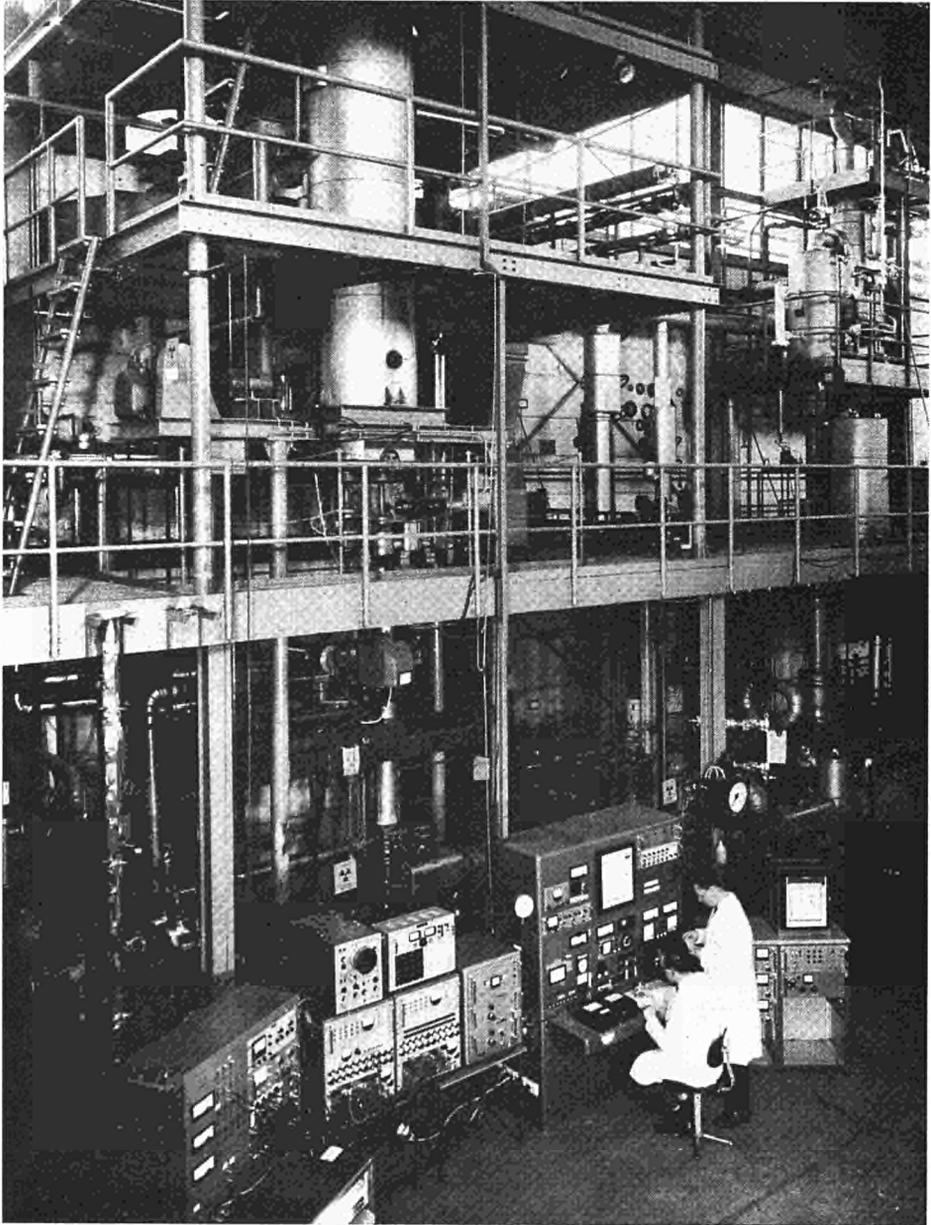


BILD 3. — Der AEG-Instabilitäten-Versuchsstand

Die Meßstrecke entspricht thermisch und hydraulisch dem Kühlkanal eines Reaktors. Die Reaktorbrennstäbe werden durch elektrisch geheizte Rohre von maximal 2,5 m Länge nachgebildet.

Die Beheizung der Heizrohre in der Meßstrecke erfolgt durch Gleichstrom. Die Gleichrichterspannung kann zum Zwecke der Frequenzgangmessung — durch einen Analogrechner gesteuert — oszilliert werden. Zu dem gleichen Zweck kann auch die Wassermulaufgeschwindigkeit durch den Geschwindigkeitsmodulator gesteuert werden. Der Geschwindigkeitsmodulator kann aber auch zur Simulation des dem betrachteten Kanal parallelgeschalteten Restkerns verwendet werden.

Der Stand ist reich instrumentiert. Neben Temperaturmessungen wird der Durchfluß an verschiedenen Stellen gemessen sowie der Druck und entlang der Meßstrecke Differenzdrücke. Der wichtigste Teil der Instrumentierung ist die Dichtemessung der Zweiphasenströmung. Diese wird durch die Intensitätsschwächung von Gammastrahlung sehr empfindlich gemessen.

Die Gesamtanordnung des Standes ist in Bild 3 gezeigt.

Das Versuchsprogramm sieht folgende Punkte vor:

- Messungen von dynamischen Konstanten (wie Dampfblasenkoeffizient der lokalen Dampfblasengeschwindigkeit oder Dampfblasenkoeffizient des lokalen Druckabfalls der Zweiphasenströmung),
- Frequenzgangmessungen Leistung-lokaler Dampfblasenanteil
- Frequenzgangmessungen Umlaufgeschwindigkeit-lokaler Dampfblasenanteil

Bisher wurden die Messungen der Frequenzgänge Leistung lokaler Dampfblasenanteil am Einzelstab beendet. Typische Meßergebnisse sind in Bild 4 gezeigt. Die theoretische Auswertung dieser Messungen ist im Gange.

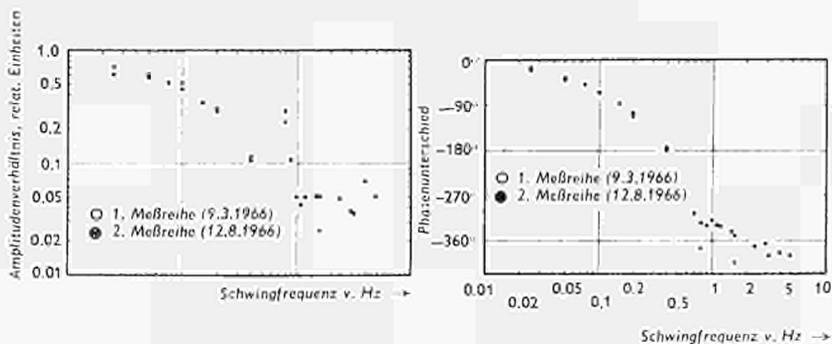


BILD 4. — Frequenzgang Leistung — lokaler Dampfblasenanteil

An dieser Stelle können auch die Messungen erwähnt werden, die zum Ziel hatten, Informationen über das dynamische Verhalten des Siedewasserreaktors im Schiffsbetrieb zu liefern. Zu diesem Zweck wurde ein ähnlicher Versuchsstand wie der vorher gezeigte gebaut und auf dem Schlingerstand in Geesthacht typischen Schiffsbewe-

gungen ausgesetzt. Eine Aufnahme von diesem Stand ist in Bild 5 gezeigt. In den durchgeführten Messungen wurde bei verschiedenen Betriebszuständen die Variation des lokalen Dampfblasenanteils als Funktion der Vertikalbeschleunigung gemessen. Dadurch konnten erstmalig Informationen über den Einfluß der Vertikalbeschleuni-

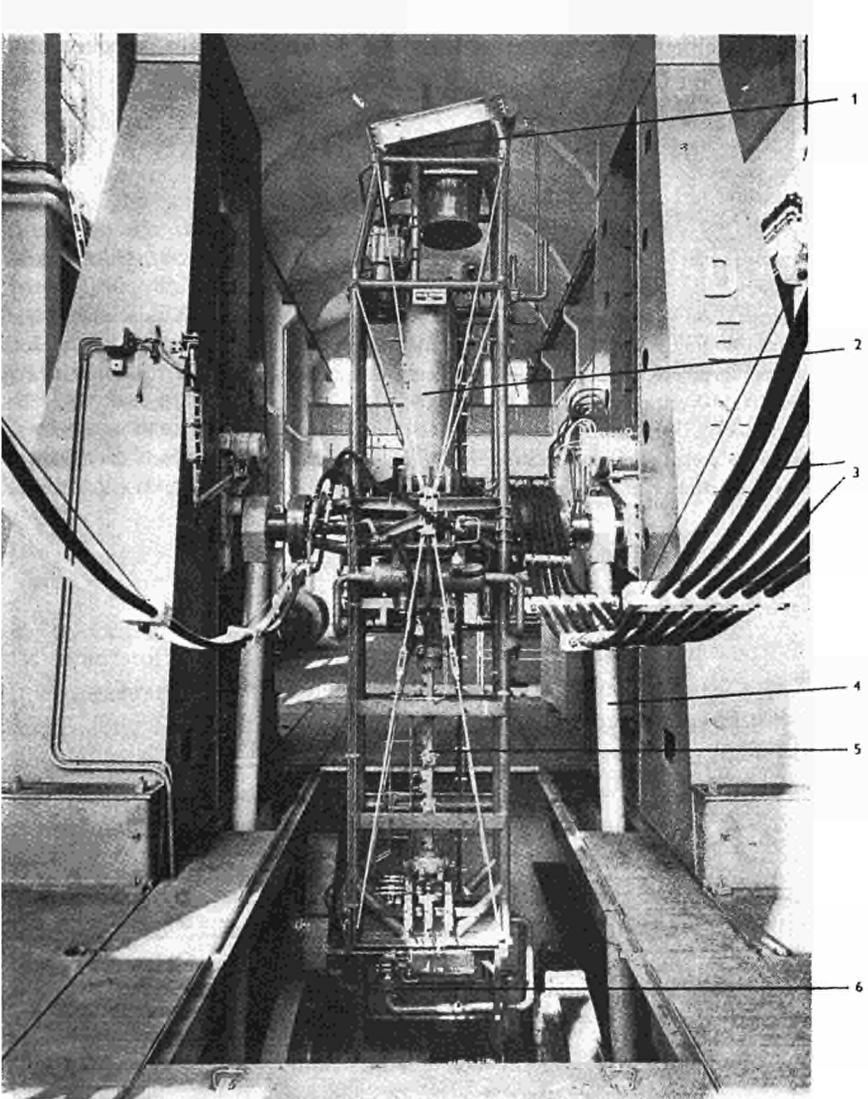


BILD 5. — Umlaufversuchsstand, eingebaut im Schlingerstand 1 Kondensator, 2 Druckbehälter, 3 Stromzuführungen, 4 Pleuelstange des Schlingerstandes, 5 Meßstrecke, 6 Umwälzpumpe.

gung auf die Dampfblasengeschwindigkeit in einem Siedewasserbrennelement erhalten werden. Unter Verwendung dieser Eingangsgrößen und des vorher erwähnten analytischen Modells konnte die Leistungsschwankung des Siedewasserreaktors bei schwerem Seegang berechnet werden. Es ergab sich, daß der Siedewasserreaktor mit Zwangsumlauf als Schiffsantrieb bei guter Druckregelung auch in dieser Hinsicht keine Probleme aufgibt, während bei einem Siedewasserreaktor mit Naturumlauf wahrscheinlich zu hohe Leistungsschwankungen auftreten würden.

Weitere Einzelheiten zu den behandelten Themen können aus Arbeiten entnommen werden, die im Literaturverzeichnis aufgeführt sind.

LITERATUR

- (1) A. KIRCHENMAYER. — *Dynamik des Siedewasserreaktors mit Naturumlauf*, Nukleonik 4, 122-137 (1962).
- (2) A. KIRCHENMAYER. — *Dynamics of Boiling Water Reactors*. Advanced Course on the Dynamic Behaviour of Boiling Water Reactor, Institutt for Atomenergi, Kjeller, Norway, KR-35, 2, (1962).
- (3) AEG-Vierteljahresberichte über Stabilitätsuntersuchungen für Siedewasserreaktoren im Rahmen des EURATOM-Vertrages EURATOM-Berichte EUR 2700d, EUR 2821d, und AEG/E 31-545.
- (4) A. KIRCHENMAYER, G. KÜRZ. — *Experimentelle Untersuchung dynamischer Vorgänge für Schiffs-Siedewasserreaktoren*. Kernenergieantriebe für Handelsschiffe. 3, Jahrbuch der Studiengesellschaft zur Förderung der Kernenergieverwertung in Schiffbau und Schifffahrt e.V. (1964).

NEUERE ERGEBNISSE ZUM PROBLEM DER VOROXYDATION UND DER WASSERSTOFFAUFNAHME VON ZIRCALOY-LEGIERUNGEN IN WASSER UND DAMPF

W. DEBRAY und L. STIEDING

Siemens AG, Zentrale Entwicklung und Forschung, Erlangen, Deutschland

ZUSAMMENFASSUNG

Versuche mit verschiedenen Voroxydationsbehandlungen für Zircaloy haben bestätigt, daß die Wasserstoffaufnahme bei der Korrosion während des Reaktorbetriebes herabgesetzt werden kann, zumindest im Bereich vor dem Übergangspunkt, wenn der bisher üblichen Voroxydation in Dampf von 400 °C eine Behandlung in Wasser bei 250-300 °C vorangeht, wobei eine bestimmte, temperaturabhängige Mindestzeit für diese Behandlung erforderlich ist. Aus den Ergebnissen konnten neue Erkenntnisse über den Zusammenhang zwischen Oxydation und Wasserstoffaufnahme abgeleitet werden.

Korrosionsversuche mit Zircaloy-Stickstoff-Legierungen haben den Nachweis der verbesserten Erkennbarkeit von Stickstoffverunreinigungen durch eine 300 °C-Wasser-Behandlung gegenüber der 400 °C-Dampf-Behandlung erbracht.

I. — Einleitung

Als Brennstoff-Hüllenwerkstoff für Druckwasser- und Siedewasser-Reaktoren finden in zunehmendem Maße die Zirkonium-Legierungen Zircaloy-2 und Zircaloy-4 (1) Verwendung. Die hohe Korrosionsbeanspruchung derartiger Brennstoff-Hüllrohre einerseits und die Empfindlichkeit der Zircaloy's für Verunreinigungen im Metall bzw. auf seiner Oberfläche andererseits, erfordern eine eingehende Korrosionsprüfung.

Neben der Ermittlung der spezifischen Gewichtszunahme durch Korrosion an einigen repräsentativen Proben wird eine Voroxydationsbehandlung (Autoklavieren) aller Hüllrohre im Verlauf ihrer Verarbeitung zu Brennelementen durchgeführt. Diese Voroxydationsbehandlung, üblicherweise 3 Tage in Wasserdampf von 400 °C, bei der die Farbe des gebildeten Oxides beurteilt wird, dient vor allem dem Nachweis von Verunreinigungen auf der Oberfläche. Darüber hinaus bildet diese Oxidschicht einen Handhabungsschutz für die weitere Fertigung.

Da die Voroxydations-Temperatur mit 400 °C beträchtlich oberhalb der späteren Reaktorbetriebstemperatur von 300-340 °C liegt, stellt sich die Frage, welchen Einfluß diese Voroxydation bzw. die dadurch gebildete Oxidschicht auf die nachfolgende Korrosion (Oxydation und Wasserstoffaufnahme) bei den erheblich niedrigeren Temperaturen ausübt. Für das Oxydationsverhalten der Zircaloy-Legierungen ist gesi-

chert, daß diese zunächst höhere Temperatur von etwa 400 °C keinen ungünstigen Einfluß auf den späteren Einsatz bei niedrigerer Temperatur hat. Im Hinblick auf die Wasserstoffaufnahme konnte das zunächst nicht angenommen werden, da entsprechende Versuchsergebnisse fehlten.

In einer in diesem Zusammenhang durchgeführten Arbeit (3) zeigte sich, daß die Prüftemperatur von 400 °C einen ungünstigen Einfluß auf die Wasserstoffaufnahme bei der darauf folgenden niedrigeren Korrosionstemperatur hat.

Eine geänderte Voroxydationsbehandlung wurde entwickelt und vorgeschlagen, welche den oben genannten Nachteil nicht besitzt und zudem eine bessere Nachweisbarkeit von schädlichen Stickstoff-Verunreinigungen gestattet. Es ist das eine Zweistufenbehandlung, wobei der üblichen Voroxydation bei 400 °C in Dampf eine Oxydationsprüfung von 24 Std. bei 300 °C in Wasser als erste Stufe vorangestellt ist.

Im folgenden wird über weitere Ergebnisse berichtet, die den Einfluß auch niedrigerer Temperaturen als 300 °C und der Zeitdauer in der ersten Behandlungsstufe zeigen und damit zur weiteren Klärung der Frage der Wasserstoffaufnahme von Zircaloy-Legierungen im Bereich vor dem Übergang (transition) der Oxydationskurve beitragen sollen.

Außerdem sollen quantitative Ergebnisse über die verbesserte Nachweisbarkeit von Stickstoffverunreinigungen durch die erste Behandlungsstufe der Voroxydation die bisherigen qualitativen Angaben in (3) ergänzen.

II. — Versuche

II.-1. — PROBLEMATERIAL UND VORBEHANDLUNG

II.-1.1. — Für die Versuche zur Wasserstoffaufnahme

Das verwendete Probematerial wurde einer technischen Lieferung von Zry-4 Hüllrohren entnommen. Die Analyse des Materials entspricht der ASTM-Spezifikation (1).

Die Wahl fiel auf Zry-4, da der Schwerpunkt der Untersuchung bei der Anwendung für Druckwasser-Bedingungen lag. Der Vorteil von Zry-4 gegenüber Zry-2 ist die etwa um 1/3 bis 1/2 geringere Wasserstoffaufnahme unter Druckwasserbedingungen. In Dampf und auch unter Siedewasserbedingungen soll Zry-4 hinsichtlich der Wasserstoffaufnahme dem Zry-2 entsprechen (4, 5).

Die Hüllrohrproben hatten die Abmessung von 9,25 mm Innendurchmesser, 0,7 mm Wandstärke und 20 mm Länge. Die im Vergleich dazu eingesetzten Blechfolien von 0,2 mm Dicke wurden auf die Maße 20 × 50 mm² zugeschnitten. Die Folie war durch Schlitzen, Aufbiegen und Kaltwalzen von Rohren der genannten Lieferung hergestellt worden. An den Rohrproben und der Folie wurde nach der

letzten Kaltverformung eine Erholungsglühung von 3 Std. bei 460 °C im Vakuum vorgenommen.

Die Oberflächenbehandlung der Proben bestand einheitlich aus den Schritten: Entfettung in Alkohol, 40 μ Beizabtrag in einer Beizlösung aus $\text{HNO}_3/\text{H}_2\text{F}_2/\text{H}_2\text{O}$, Spülung in vollentsalztem Wasser und Trocknung mit Heißluft.

II.-1.2. — *Für Versuche zum Stickstoffnachweis*

Von einer Lieferung Zircaloy-2 Blech wurde durch Umschmelzen im Lichtbogenofen unter Stickstoffatmosphäre eine Vorlegierung mit 5,22 Gew. % Stickstoff hergestellt, die für die Erschmelzung von Zircaloy-Stickstofflegierungen im Lichtbogenofen unter Argonatmosphäre verwendet wurde.

Aus den so erschmolzenen Knöpfen mit 300, 500, 800, 1200 und 2000 ppm Stickstoff wurden Bleche von 0,5 mm Dicke durch Warm- und Kaltwalzen hergestellt. Für das Warmwalzen wurden die Knöpfe in evakuierte Stahlrohre eingeschweißt.

Die aus den Blechen hergestellten Proben erhielten eine abschließende Oberflächenbehandlung wie unter a) beschrieben.

II.-2. — KORROSIONSBEHANDLUNGEN

II.-2.1. — *Für Versuche zur Wasserstoffaufnahme*

Die hier beschriebenen Korrosionsversuche wurden in 18Cr/8Ni-Stahl-Autoklaven mit einem Rauminhalt von 1, 2 oder 5 Liter durchgeführt. Bei den Versuchen in Wasser lag der Sauerstoffgehalt bereits beim Anfahren des Autoklaven unterhalb 0,05 ppm, in Dampf waren bei Versuchsbeginn jeweils 8 ppm Sauerstoff — bezogen auf das Gewicht des Dampfes — vorhanden. Bei einem Teil der in 340 °C-Druckwasser durchgeführten Versuche wurde vollentsalztes Wasser zunächst mit LiOH auf pH 10 eingestellt, anschließend wurde Borsäure in einem Gewichtsanteil von 1500 ppm und Wasserstoff über eine Palladiumfolie in einer Menge von 25-30 $\text{Ncm}^3/\text{Liter}$ Wasser zugesetzt. Das entspricht den Wasserbedingungen eines Druckwasserreaktors.

Es wurden zwei verschiedene mehrstufige Korrosionsbehandlungen durchgeführt. Sie unterscheiden sich im wesentlichen durch die Höhe der Temperatur der verschiedenen Korrosionsstufen. In der Vorkorrosion (entspricht der ersten Stufe der Voroxydationsbehandlung) wurden bei beiden Behandlungen Probensätze zu je 2-3 Proben in zeitlicher Staffelung entnommen und dann der weiteren Korrosion gemeinsam ausgesetzt. Damit sollte der Einfluß der Zeitdauer der Vorkorrosion auf die anschließende Korrosion erfaßt werden.

Die zwei Behandlungen setzten sich im einzelnen zusammen aus:

Gesamtbehandlung 1

Vorkorrosionszeit bei 300 °C, Std.	Hauptkorrosion
3 6 12 24	48 Std. 400 °C-Dampf + 2 Monate 340 °C-Wasser (neutral bzw. LiOH, H ₂ und H ₃ BO ₃ -Zusatz)

Gesamtbehandlung 2

Vorkorrosionszeit bei 250 °C, Std.	Hauptkorrosion
0 6 12 24 48 96 192	14 Tage, 400 °C-Dampf

Die Hauptkorrosion der Gesamtbehandlung 1 besteht aus zwei Teilen und entspricht etwa der Korrosion, die eine Brennstoffhülle durch übliche Voroxydation (400 °C) und nachfolgenden Reaktoreinsatz (max. Oberflächentemperatur 340 °C) erfährt. Dabei ist entsprechend neueren Untersuchungsergebnissen (6, 7) vorausgesetzt, daß durch Neutronenstrahlung die Korrosion und die Wasserstoffaufnahme von Zry-4 in Druckwasser nicht beeinflußt werden.

Durch die Gesamtbehandlung 2 sollte nachgewiesen werden, daß auch durch Vorkorrosion bei 250 °C anstelle von 300 °C eine Verminderung der Wasserstoffaufnahme für die darauf folgende Korrosion bei höherer Temperatur möglich ist, also die für die Gesamtbehandlung 1 gefundenen Zusammenhänge nicht allein auf die dort gewählte Temperaturkombination beschränkt sind. Die Hauptkorrosion wurde bei 400 °C durchgeführt, um durch die höhere Oxydationsrate den Versuchsablauf zu beschleunigen.

II.-2.2. — Für Versuche zum Stickstoffnachweis

Diese Korrosionsversuche wurden in Wasser und Dampf von 300 °C und in Dampf von 400 °C über einen Zeitraum von jeweils 3 Tagen durchgeführt. Für die Versuche wurde vollentsalztes Wasser wie unter a) angegeben benutzt, jedoch ohne Zugabe von LiOH, Borsäure und Wasserstoff.

II.-3. — MESSUNGEN BEI DEN VERSUCHEN ZUR WASSERSTOFFAUFNAHME

Die Gewichtsänderung der Proben durch Korrosion wurde mit einer Genauigkeit von $\pm 0,1$ mg bestimmt. Die Wasserstoffanalysen erfolgten in einer Vakuum-Heiß-extraktions-Apparatur bei 1450 °C mit gaschromatographischer Messung. Von jeder Probe wurden drei separate Bestimmungen gemacht. Die Analysenproben wurden so groß genommen, daß das Verhältnis von extrahiertem Gas zum Blindwert des Gerätes jeweils größer als 5:1 war. Der maximale Fehler einer Wasserstoffbestimmung war damit zu ± 15 % gegeben. Da die gemessene Gesamtgewichtszunahme der Proben aus einem Oxydationsanteil und einem Wasserstoffaufnahmeanteil resultiert, wurde zur Bestimmung der Oxydationsgewichtszunahme der aus der Wasserstoffanalyse errechnete Wasserstoffgewichtsanteil abgezogen. Wasserstoffanalysen wurden an den Proben nur nach Abschluß der Gesamtbehandlungen durchgeführt, so daß die Gewichtszunahme der Zwischenmessungen nicht korrigiert werden konnte. Die dadurch bedingte Ungenauigkeit liegt innerhalb der Streuung.

II.-4. — ERGEBNISSE DER VERSUCHE ZUR WASSERSTOFFAUFNAHME

Die Ergebnisse der Versuche sind in den Diagrammen 1 und 2 aufgetragen. Die Einzel-Meßwerte sowie die gebildeten Mittelwerte sind den entsprechenden Tabellen I und II zu entnehmen. Die Darstellungsweise in den Diagrammen ist eine Auftragung des Wasserstoffaufnahme-Bruchteils der jeweiligen Gesamtbehandlung in Abhängigkeit von der Zeitdauer der Vorkorrosion. Der Wasserstoffaufnahme-Bruchteil (hydrogen pick-up fraction) ist dabei das Verhältnis

$$F = \frac{\text{aufgenommener Wasserstoff}}{\text{insgesamt entstehender Wasserstoff}} \cdot 100 [\%]$$

In Diagramm 1 ist der Wasserstoffaufnahme-Bruchteil der Gesamtbehandlung 1 für Zry-4-Rohr und -Folie aufgetragen. Der Kurvenzug für das Rohr wurde nach beiden Seiten über die Meßpunkte hinaus verlängert. Dieser Kurvenverlauf ist aufgrund weiterer Ergebnisse, die hier nur zum Teil vorgetragen werden (siehe Diagramm 2), als wahrscheinlich anzunehmen. Der Schnittpunkt der Kurve mit der

TABELLE I. — Einzelwerte zu Diagramm 1

Korrosions-Bedingungen	Proben- form	Voroxydation GO ₂ ¹⁾ [mg/dm ²]	Gesamtbehandlung 1		
			GO ₂ [mg/dm ²]	GH ₂ [mg/dm ²]	H ₂ ²⁾ [%]
3 Tage, 400 °C, Dampf ³⁾ + 90 Tage, 340 °C, H ₂ O	Rohr	—	41,0	0,680	13,3
3 Std., 300 °C, H ₂ O + 2 Tage, 400 °C, Dampf + 60 Tage, 340 °C, H ₂ O	Rohr	1,2	28,4	0,369	10,4
	Folie	2,0	28,6	0,493	13,8
6 Std., 300 °C, H ₂ O + 2 Tage, 400 °C, Dampf + 60 Tage, 340 °C, H ₂ O	Rohr	2,8	28,2	0,328	9,3
	Folie	2,9	27,7	0,392	11,3
12 Std., 300 °C, H ₂ O + 2 Tage, 400 °C, Dampf + 60 Tage, 340 °C, H ₂ O	Rohr	3,3	28,5	0,245	7,0
	Folie	4,6	27,6	0,334	9,7
24 Std., 300 °C, H ₂ O + 2 Tage, 400 °C, Dampf + 60 Tage, 340 °C, H ₂ O	Rohr	4,5	29,8	0,208	5,6
	Folie	5,6	27,2	0,204	6,0

1) Gesamtgewichtszunahme ohne Berücksichtigung des H₂-Aufnahmeanteils

2) Wasserstoffaufnahme-Bruchteil

3) entnommen aus (3)

Ordinate bei etwa 13,3 % ist einer früheren Arbeit (3) entnommen und gibt den Wasserstoffaufnahme-Bruchteil an, welcher sich einstellt, wenn der 48 Std.-400 °C + 60 Tage 340 °C-Korrosionsbehandlung keine Voroxydation vorangeht. Die Verlängerung der Kurve parallel zur Abszisse soll andeuten, daß bei längeren Voroxydationszeiten als 24 Std. keine Änderung des Wasserstoffaufnahme-Bruchteils mehr zu erwarten ist. Die nach 24 Std. erreichte Höhe des Wasserstoffaufnahme-Bruchteils von etwa 5,1 % entspricht derjenigen, welche nach ausschließlicher Korrosion in Druckwasser von 340 °C, d.h. ohne jede Voroxydation an Zry-4-Rohr, nach 3 Monaten Einsatzzeit gemessen wurde (3). Die Wasserstoffaufnahme-Bruchteile der Folie liegen im Vergleich zum Rohr höher, zeigen aber den gleichen charakteristischen Kurvenverlauf, wobei der Abstand der Kurven nach längeren Zeiten hin geringer wird. Bei Zusatz von LiOH, H₂ und H₃BO₃ in das Wasser der 340 °C-Versuche ergaben sich keine eindeutigen Unterschiede im Wasserstoffaufnahme-Bruchteil

gegenüber den Resultaten der Versuche mit neutralem Wasser. Die in das Diagramm 1 eingetragenen Mittelwerte sind der Übersichtlichkeit halber aus den Resultaten beider Versuche gebildet.

TABELLE II. — Einzelwerte zu Diagramm 2

Korrosions-Bedingungen	Voroxydation GO ₂ ¹⁾ [mg/dm ²]	Gesamtbehandlung 2		
		GO ₂ [mg/dm ²]	GH ₂ [mg/dm ²]	H ₂ ²⁾ [%]
14 Tage, 400 °C, Dampf	—	37,0	0,94	20,3
6 Std., 250 °C, H ₂ O + 14 Tage, 400 °C, Dampf	1,75	37,5	0,85	18,4
12 Std., 250 °C, H ₂ O + 14 Tage, 400 °C, Dampf	3,07	39,9	0,91	18,4
24 Std., 250 °C, H ₂ O + 14 Tage, 400 °C, Dampf	4,15	38,4	1,01	21,0
48 Std., 250 °C, H ₂ O + 14 Tage, 400 °C, Dampf	2,79	39,5	0,98	19,7
96 Std., 250 °C, H ₂ O + 14 Tage, 400 °C, Dampf	7,79	42,0	0,49	9,1
192 Std., 250 °C, H ₂ O + 14 Tage, 400 °C, Dampf	7,51	40,0	0,47	9,5

1) Gesamtgewichtszunahme ohne Berücksichtigung des H₂-Aufnahmeanteils

2) Wasserstoffaufnahme-Bruchteil

In Diagramm 2 ist der Wasserstoffaufnahme-Bruchteil der Gesamtbehandlung 2 graphisch ausgewertet. Das ohne 250 °C-Voroxydation unmittelbar bei 400 °C eingesetzte Rohr ergab einen Wasserstoffaufnahme-Bruchteil von 20,3 %. Bei Anwendung der Voroxydation ändert sich auch hier der Wasserstoffaufnahme-Bruchteil stark, wenn dabei eine Mindest-Oxydationszeit von 48 Std. angewendet wird. Zwischen 48 und 96 Std. nimmt der Wasserstoffaufnahme-Bruchteil auf etwa die Hälfte des ursprünglichen Wertes ab. Der Wert von 9,1 % bei 96 Std. wird auch nach 192 Std. mit 9,5 % nicht mehr unterschritten.

Die aus den Diagrammen 1 und 2 ersichtliche Mindestzeit der Voroxydation zur Erzielung der maximalen Herabsetzung des Wasserstoffaufnahme-Bruchteils ist für

die 300 °C-Voroxydation etwa 24 Std. und entsprechend für die 250 °C-Voroxydation etwa 96 Std. Mit anderen Worten ist bei einer um 50 °C niedrigeren Voroxydationstemperatur die erforderliche Mindestzeit um den Faktor 4 größer. In diesem Zusammenhang ist es für die folgende Diskussion interessant festzustellen, inwieweit die diesen Zeiten entsprechenden Schichtdicken übereinstimmen. Durch Umrechnung der Gewichtszunahmen aus Tabelle I und II entsprechend der Beziehung $1 \text{ mg/dm}^2 = 673 \text{ \AA}$ (8) — ergeben sich für 300 ° bzw. 250 °C die Schichtdicken 0,36 bzw. 0,53 μ . Diese Ergebnisse sind wegen der großen Streuung der Messungen zunächst nur als Anhaltswerte zu betrachten.

II.-5. — ERGEBNISSE DER VERSUCHE ZUM STICKSTOFFNACHWEIS

Wie wichtig der Nachweis von Stickstoffverunreinigungen ist, soll anhand der Abb. 3 und 4 gezeigt werden. Höhere Stickstoffgehalte ($> 1000 \text{ ppm}$) können vor allem bei der Endkappenschweißung an Hüllrohren auftreten und verursachen bei der späteren Korrosion unter Druckwasserbedingungen beschleunigte Korrosion. Diese höhere Korrosion, an der Weißfärbung der Oxidschicht erkenntlich, kann zum Durchkorrodieren des Hüllrohres führen (Abb. 4).

Das Ergebnis der Korrosionsversuche mit Zircaloy-Proben unterschiedlicher Stickstoffgehalte ist in Abb. 5 dargestellt. Während Stickstoffgehalte von 2000 ppm bei der bisherigen Voroxydationsbehandlung in Dampf von 400 °C nicht angezeigt werden, und auch nicht in Dampf von 300 °C, ist durch die Korrosion in Wasser von 300 °C ein deutlich besserer Stickstoffnachweis möglich. Stickstoffgehalte ab etwa 1000 ppm werden durch Weißfärbung der Oxidschicht angezeigt. Diese Anzeige erfolgt auch bereits nach 1 Tag Behandlungsdauer.

III. — Diskussion

Die Wasserstoffaufnahme der Zircaloy-Legierungen in Wasser und Dampf steht in engem Zusammenhang mit ihrem Oxydationsverhalten und den Eigenschaften des gebildeten Oxides. Im Anfangsbereich der Oxydations-Zeit-Kurve bis zu einer Gewichtszunahme von wenigen mg/dm^2 soll eine hohe Wasserstoffaufnahme stattfinden (9), obwohl andererseits gerade für sehr dünne Oxidschichten bei Wasserstoff-Beladungsversuchen aus der Gasphase über eine besonders große Schutzwirkung derartiger Schichten gegenüber Wasserstoff berichtet wird (10). Messungen der Wasserstoffaufnahme im Anfangsbereich der Oxydation sind wegen der geringen zu bestimmenden Wasserstoffmengen meist mit großen Streuungen behaftet. Das gilt insbesondere für den steilen Anstieg der Oxydationskurve nahe dem Ursprung. Ergebnisse wurden meist im Sinne eines durch die Oxidschichtdicke kontrollierten Verlaufes der Wasserstoffaufnahme gedeutet, d.h. als eine entsprechend der Oxydationskurve nach einem

quasi-parabolischen Zeitgesetz abnehmende Wasserstoffaufnahme mit hohen Wasserstoffaufnahmen im Anfangsbereich und geringer Zunahme in der Nähe des Übergangspunktes (transition) (9).

Im Übergangspunkt der Oxydationskurve nimmt die bis dahin durch die Funktion $W = k_1 t^n$ ($0 < n < 1$) zu beschreibende Oxydation für den weiteren Verlauf die Form $W = k_2 t$ an (11, 12, 13). Diese Änderung des Oxydationsgesetzes wirkt sich auch auf die Wasserstoffaufnahme aus, die sich nach Durchlaufen eines Übergangsbereiches auf einen höheren, konstanten Wert des Wasserstoffaufnahme-Bruchteils einstellt (9, 14). Vergleichende Betrachtungen von Zirkonium-Legierungen hinsichtlich ihrer Wasserstoffaufnahme bzw. ihres Wasserstoffaufnahme-Bruchteils beziehen sich auf diesen Bereich der konstanten Wasserstoffzunahme, in dem der Hauptteil des Korrosionswasserstoffes aufgenommen wird, da der Übergangspunkt der Oxydation für Zircaloy z.B. schon bei Gewichtszunahmen um 40 mg/dm^2 also in einem relativ frühen Stadium der Brennelement-Lebensdauer erreicht ist.

Wie bereits an anderer Stelle (3) berichtet, wirkt sich die übliche Voroxydation von Brennstab-Hüllen aus Zircaloy in 400°C -Dampf (sog. Autoklavieren) dadurch ungünstig auf die spätere Wasserstoffaufnahme bei Betriebstemperatur (300°C - 340°C) aus, daß der hohe, durch diese Behandlung eingestellte Wasserstoffaufnahme-Bruchteil während der anschließenden Korrosion bei tieferer Temperatur zumindest bis zum Übergangspunkt erhalten bleibt. In diesem Zusammenhang wurde ein verändertes Voroxydationsverfahren vorgeschlagen, welches diesen Nachteil nicht aufweist. Es ist das eine kombinierte 300°C -Wasser/ 400°C -Dampf-Behandlung, deren Einfluß auf die Wasserstoffaufnahme anhand von Diagramm 1 mit der üblichen Behandlung verglichen wird. Entscheidend für die Wirksamkeit der 300°C -Voroxydation ist ihre Zeitdauer bzw. die Erzeugung einer Mindest-Oxidschichtdicke. Eine Vorkorrosionszeit von 24 Std. hat sich als optimal erwiesen. Ohne daß der Wasserstoffaufnahme-Bruchteil ungünstig beeinflusst wird, kann daran die 400°C -Autoklavierung anschließen. Sie wird weiterhin als notwendig erachtet, da sie einen Test auf die Korrosionsbeständigkeit der gesamten Rohroberfläche darstellt, das Zircaloy vor weiterer Verunreinigung schützt und das Problem der Freßneigung von Zircaloy bei Montgearbeiten vermindert.

Wählt man andere Korrosionstemperaturen, z.B. 250°C für die Vorkorrosion und 400°C für die weitere Korrosion, so ergibt sich ebenfalls der oben skizzierte Zusammenhang (Diagramm 2); daß nämlich im Bereich vor dem Übergangspunkt der Wasserstoffaufnahme-Bruchteil durch die zuerst gebildete Oxidschicht bestimmt wird. Liegt die Temperatur bei der Bildung der ersten Oxidschicht niedriger als die der darauf folgenden Oxydationsbehandlung, so entspricht der Wasserstoffaufnahme-Bruchteil insgesamt demjenigen des zuerst gebildeten Oxides.

Diese Eigenart des Zircaloy, daß bei der ersten Behandlung eine bestimmte Mindestschichtdicke erzeugt werden muß, damit diese Behandlung voll wirksam wird, läßt sich wahrscheinlich auch bei anderen Zirkonium-Legierungen finden. Die Oxydation von Zircaloy erfolgt — ausgeprägt besonders im Bereich vor dem Über-

gangspunkt — durch Anion-Leerstellendiffusion als schichtdicken-kontrollierter Prozeß. Neues Oxid wird an der Oxid/Metall-Grenzfläche gebildet, zuerst gebildetes Oxid bleibt — normalerweise findet kein Oxidabtrag statt — äußerste, dem Korrosionsmedium ausgesetzte Oberfläche. Es ist bisher nicht gelungen, Unterschiede in der Kristallstruktur derartiger Oxide nachzuweisen. Einheitlich wird in der Literatur darüber berichtet, daß monoklines Oxid mit bestimmten Gitterparametern vorliegt. Zweifellos sind jedoch die hier beschriebenen Ergebnisse auf Unterschiede zumindest in den Eigenschaften der bei verschiedenen Temperaturen erzeugten Oxide zurückzuführen.

Die Ergebnisse legen den Schluß nahe, daß die Wasserstoffaufnahme ein oberflächen-kontrollierter und nicht — wie vorwiegend angenommen — ein schichtdicken-kontrollierter Prozeß ist. Darauf weisen auch Arbeiten von anderer Seite hin, bei denen für van Arkel Zirkonium, ZrCu- und ZrFe-Legierungen, eine Linearität der Wasserstoffaufnahme bis herab zu 1 mg/dm^2 gefunden wurde (15).

Streuungen der Meßwerte und zu geringe Anzahl der Meßpunkte in den Diagrammen lassen eine sichere Aussage über die Schichtdicke, welche zur Erzielung der maximal möglichen Herabsetzung des Wasserstoffaufnahme-Bruchteils notwendig ist, nicht zu. Auch ist nicht sicher, ob sich bei verschiedenen Temperaturen auch verschiedene Schichtdicken ergeben. Weitere Versuche werden darüber Aufschluß geben. Es deutet sich jedoch durch die Analyse jüngster Ergebnisse an, daß die Schichtdicke unabhängig von den untersuchten Temperaturen ist und zwischen den hier ermittelten Werten von $0,36$ und $0,53 \mu$ liegt.

Die übliche Korrosions-Abnahmeprüfung von Zircaloy-Halbzeugen scheint nach den hier vorgetragenen Ergebnissen zunächst keine Möglichkeit zur gleichzeitigen Beurteilung des Wasserstoffaufnahme-Verhaltens zu bieten. Abgesehen von der bereits erwähnten starken Streuung der Ergebnisse bei den infrage kommenden Wasserstoffgehalten ist die Wasserstoffaufnahme bei 400°C höher als bei der späteren Einsatztemperatur. Eine Beziehung zwischen der Wasserstoff-Aufnahme bei verschiedenen Temperaturen ist noch nicht bekannt. Die Weiterverfolgung dieser Problemstellung ist jedoch interessant, da bisher die Wasserstoffaufnahme der Zircalloys allein nach der chemischen Analyse und dem Oxydationsverhalten bei der Abnahmeprüfung beurteilt wird.

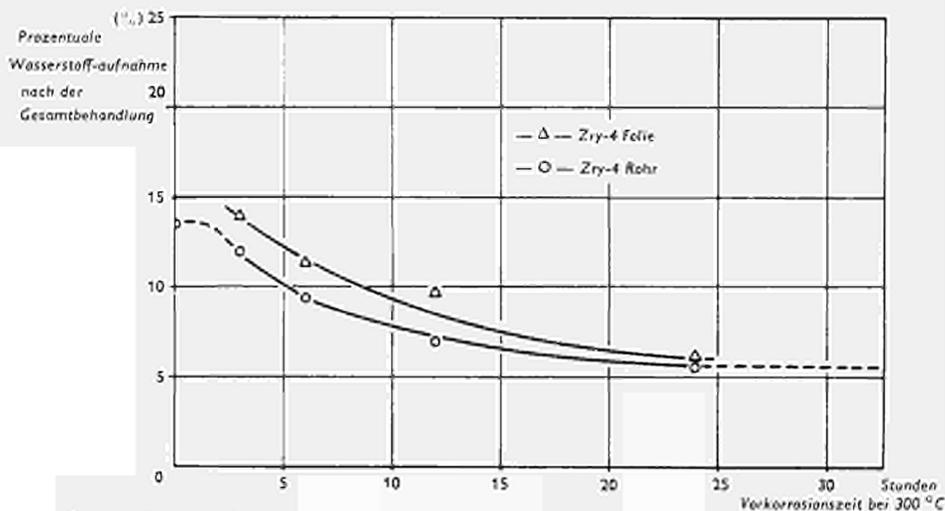
Da zum Studium der Wasserstoffaufnahme der Zircalloys bei Temperaturen von $300\text{--}340^\circ\text{C}$ insbesondere für den Bereich nach dem Übergangspunkt sehr lange Versuchszeiten erforderlich sind, liegen bisher nur begrenzte Informationen vor. Beispielsweise wird bei 315°C von Zircaloy-2 der Übergangspunkt erst nach mehr als 500 Tagen erreicht. Die hier vorgetragenen Ergebnisse können u.a. dazu beitragen, die notwendigen Versuchszeiten zumindest im Bereich vor dem Übergangspunkt zu verkürzen.

Mit den Versuchen wurde für den Bereich vor dem Übergangspunkt der Nachweis erbracht, daß die Wasserstoffaufnahme von Zircaloy nicht allein durch die Korrosionsrate und die jeweils vorhandene Oxidschichtdicke bestimmt wird. Vielmehr hängt

sie in starkem Maße auch von den temperaturbedingten Eigenschaften des sich bildenden Oxids ab. In welchem Umfange diese Eigenschaften auch die Wasserstoffaufnahme nach dem Übergangspunkt beeinflussen, ist Gegenstand weiterer, noch nicht abgeschlossener Untersuchungen.

REFERENZEN

- (1) N.N. — Tentative Specification for Wrought Zirconium and Zirconium Alloy Seamless and Welded Tubes for Nuclear Service ASTM Designation: B 353-64 T, June 1964.
- (2) NN. — Special Tests: Steam Corrosion Test for Grade RA-1 and RA-2. ASTM Designation: Appendix to B 353-64 T, June 1964.
- (3) W. DEBRAY, L. STIEDING and U. RÖSLER. — Influence of Initial Oxide-Layer Formation on the Hydrogen Pickup of Zircaloy. *Electrochemical Technology* 4 (1966), No. 3-4, 113-117.
- (4) W. W. KIRK. — Corrosion and Hydrogen Pick-up of Zircaloy-2 and Zircaloy-4 WAPD--ZH-21 (1959).
- (5) S. KASS and W. W. KIRK. — Corrosion and Hydrogen pick-up of nickel-free Zircaloy-2 and Zircaloy-4. *Transaction ASM* 55 (1962), 77-100.
- (6) R. C. NELSON. — The Corrosion of Zircaloy-2 Fuel Element Cladding in a Boiling Water Reactor Environment. GEAP-4089, Vol. 2 (1962).
- (7) J. K. DAWSON. — A Review of the Kinetics and Mechanism of Oxydation and Hydriding of Zirconium, Zircaloy-2 and Zr-2,5 % Nb Alloy. AERE-R 4820 (1964).
- (8) J. N. WANKLYN. — The Properties of Oxide Films on Zirconium Alloys and Their Relevance to Corrosion and Hydrogen Uptake. *Electrochem. Technology*, 4 (1966), No. 3-4, 81-88.
- (9) B. COX. — The Oxidation and Corrosion of Zirconium and its Alloys. XII. Hydrogen Absorption by Zircaloy-2 and Some Other Alloys During Corrosion in Steam. AERE-R 3556 (1961).
- (10) E. A. GULBRANSEN and K. F. ANDREWS. — Mechanism of the Reaction of Hydrogen With Zirconium, I. Role of Oxide Films, Pretreatments and Occluded Gases. *J. Electrochem. Soc.*, 101 (1954), No. 7, 348-353.
- (11) B. LUSTMANN and F. KERZE jr. — *The Metallurgy of Zirconium*. McGraw-Hill Book Company, Inc., 1955.
- (12) J. K. DAWSON, U. C. BAUGH and J. F. WHITE. — Observations on the Early Stages of Oxidation of Zirconium and Zircaloy-2. *Electrochem. Technology*, 4 (1966), No. 3-4, 137-142.
- (13) B. COX. — The Oxidation and Corrosion of Zirconium and its Alloys. V. Mechanism of Oxide Film Growth and Breakdown on Zirconium and Zircaloy-2. *J. Electrochem. Soc.*, 108 (1961), No. 1, 24-30.
- (14) H. RUBEL, W. DEBRAY and U. RÖSLER. — Wasserstoffaufnahme und Wasserstoffversprödung von Zircaloy-2, ZrNB 1 und ZrNb 2,5. *Nukleonik*, 6 (1964), H.4, 159-168.
- (15) D. W. FREER, D. R. SILVESTER and J. N. WANKLYN. — Hydrogen Uptake of Zirconium and its Alloys during Early Stages of Corrosion in Steam. *Corrosion*, 21 (1965), 137.

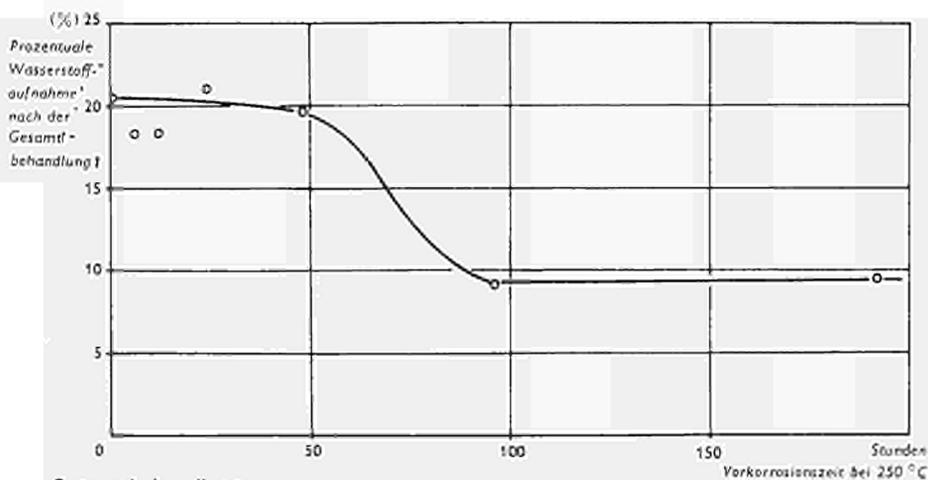


Gesamtbehandlung:

(0, 3, 6, 12, 24) h 300 °C H_2O + 48 h 400 °C Dampf + 60 Tage 340 °C H_2O

Vorkorrosion

ABB. 1. — Prozentuale Wasserstoffaufnahme von Zircaloy-4
Einfluß der Zeitdauer einer Vorkorrosion bei 300 °C in Druckwasser



Gesamtbehandlung:

(0, 6, 12, 24, 48, 96, 192) h 250 °C H_2O + 14 Tage 400 °C Dampf

Vorkorrosion

ABB. 2. — Prozentuale Wasserstoffaufnahme von Zircaloy-4 in 400 °C Dampf
Einfluß der Zeitdauer einer Vorkorrosion bei 250 °C in Druckwasser

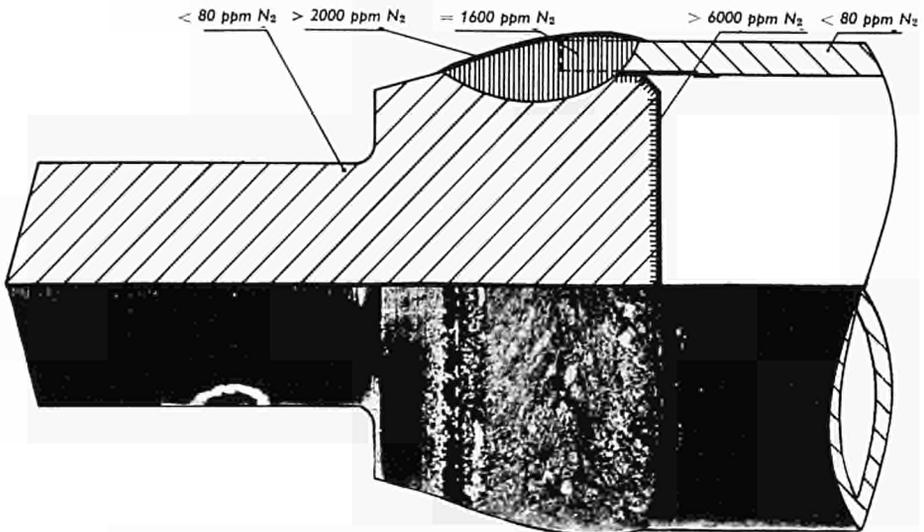


ABB. 3. — N_2 -Verteilung an einer Endkappenschweißung

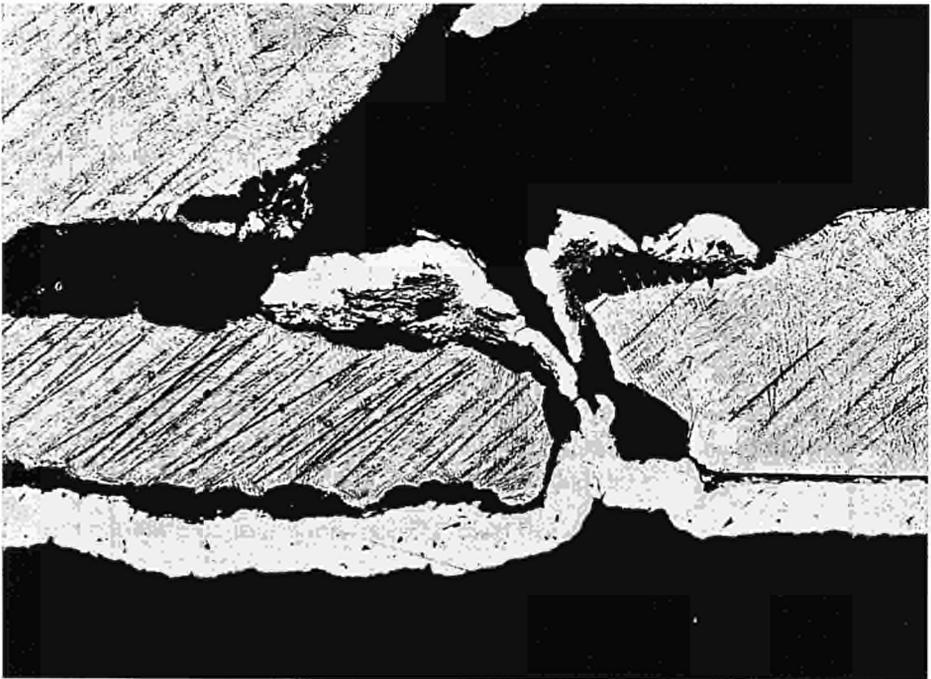


ABB. 4. — Durchkorrodieren eines Hüllrohres an einer Stelle hoher Stickstoffverunreinigung nach Langzeitkorrosion in Druckwasser von $300 \text{ }^\circ\text{C}$

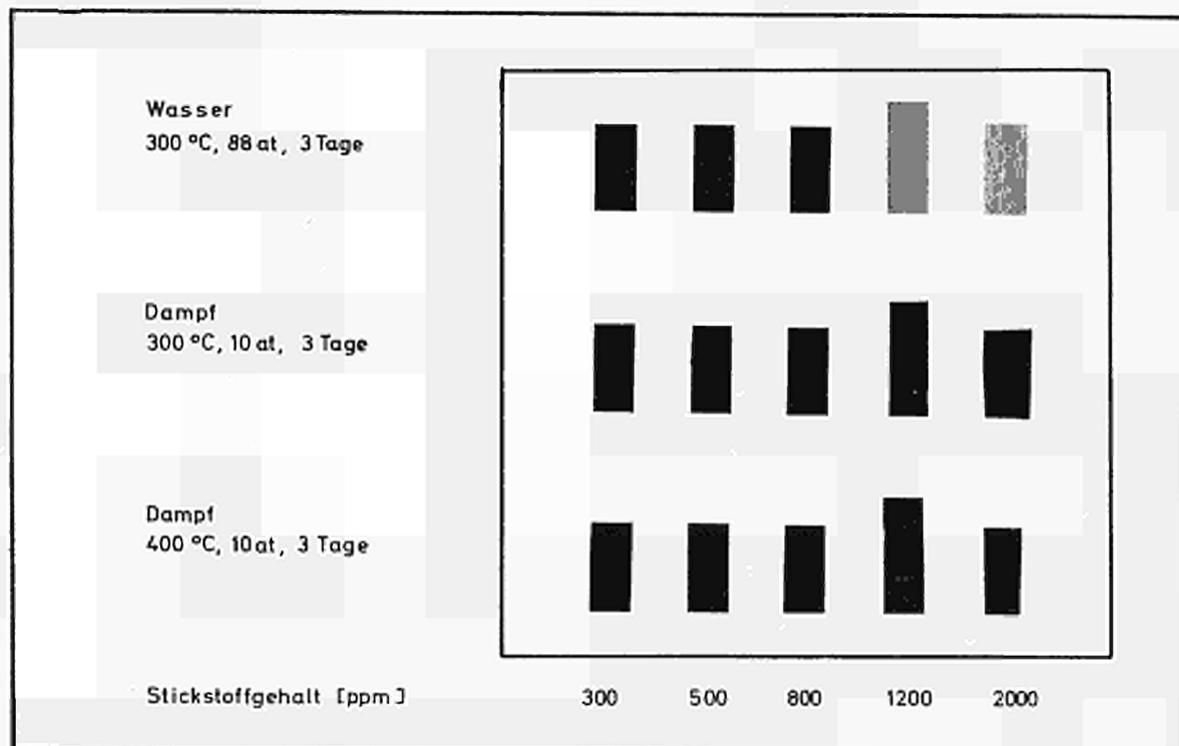


Abb. 5. — Korrosion von Zircaloy -2 mit verschiedenen Stickstoffgehalten in 300° C Wasser oder Dampf bzw. 400° C Dampf (3 Tage)

RECHERCHES EXPÉRIMENTALES SUR LES ÉCOULEMENTS BIPHASES CENTRIFUGES

C. MOUSSEZ et A. ROSUEL
SNECMA, Division Atomique, Paris, France

RESUME

Cette communication résume les résultats obtenus au cours des contrats EURA-TOM-US-AEC no. 017-60-4 RDF, 058-61-7 RDF, 061-64-7 TEEF et 070-65-7 TEEC relatifs à l'étude des écoulements tourbillonnaires. Ces travaux ont été menés par la SNECMA et au cours du dernier contrat avec la collaboration de l'A.E.G.

Une première partie de l'exposé est consacrée aux expériences hydrodynamiques en mélange eau-air à basse pression qui ont permis de confirmer les effets attendus de la centrifugation sur les régimes d'écoulements et sur la répartition des phases dans une section droite de canal. Ces essais ont également abouti à la définition de la loi du coefficient de frottement en simple phase et des corrélations permettant le calcul des pertes de charge en biphase et de la fraction de vide en fonction des paramètres définissant l'écoulement.

La deuxième partie de l'exposé traite de l'amélioration des performances thermiques obtenue par la centrifugation du mélange biphase à 70 bars. Les essais ont porté sur des sections tubulaires et sur des grappes de barreaux. Dans cette dernière configuration l'augmentation des flux critiques atteint, pour des conditions à l'entrée du canal voisines de la saturation, des valeurs de 80 %.

Enfin, quelques remarques sont faites sur les problèmes technologiques posés par la réalisation d'éléments combustibles équipés de vrilles et en particulier sur les essais d'endurance réalisés sur boucle.

I. — Études hydrodynamiques

Les expériences menées en mélange biphase eau-air ont permis de préciser les caractéristiques hydrodynamiques d'un écoulement giratoire. Il était en effet nécessaire avant d'entreprendre des études à 70 bars d'examiner les points suivants :

- Compatibilité de tourbillons accolés, dans des géométries proches de celles d'un réacteur à eau bouillante
- Types d'écoulements obtenus dans les différentes plages de titres et de vitesses
- Lois régissant les pertes de charge en liquide seul et en mélange biphase
- Lois régissant la fraction de vide en fonction des titres et des vitesses
- Incidence de la présence des bandes vrillées sur le mélange des écoulements entre deux canaux voisins dans une grappe de barreaux.

I.-1. — GÉOMÉTRIE DES SECTIONS D'ESSAIS

Les essais sont réalisés en mélange eau-air à basse pression ($1 < p < 10$ bars) dans des sections tubulaires ($\varnothing 10 - 20 - 30$ mm), annulaires ($\varnothing 10 \times 30$) et dans des grappes de 4 barreaux. (Diamètres des barreaux 14 mm, pas des barreaux 19 mm).

Dans cette dernière configuration les vrilles sont usinées suivant un profil tel qu'elles soient inscrites dans le canal cruciforme défini par quatre barreaux (Fig. 1). Elles sont reliées entre elles par soudure formant ainsi un ensemble dans lequel sont introduits les barreaux.

Le sens de rotation s'inverse d'un sous-canal à l'autre afin d'obtenir la compatibilité des tourbillons.

I.-2. — CONFIGURATION DES ÉCOULEMENTS TOURBILLONNAIRES

L'utilisation de sections d'essais transparentes et l'analyse des signaux délivrés par une sonde électrique placée dans l'écoulement permettent de déterminer, en fonction des titres et des vitesses, les types d'écoulements obtenus dans un tube.

Les photographies (Fig. 2) montrent pour les différentes régions définies dans un diagramme vitesse-titre (Fig. 3) la répartition des phases. (La vitesse considérée est la vitesse V_{10} du liquide occupant toute la section de passage).

Dans une plage (1) où le titre et les vitesses restent faibles, la centrifugation est peu efficace. Au-delà de cette plage, trois régions peuvent être définies :

- une plage (2) où la phase légère se rassemble au centre sous forme de petites bulles
- une plage (3) où l'écoulement est caractérisé par un cœur gazeux et un film liquide le long des parois. C'est un écoulement annulaire
- une plage (4) à très grands titres. Les vitesses réelles du gaz et du liquide deviennent importantes et l'arrachement de liquide au film explique alors la présence de gouttelettes dans le cœur gazeux.

La Fig. 4 met en évidence la mise en régime de l'écoulement à l'entrée d'une section d'essais tubulaire. A l'entrée du canal est injecté un mélange homogène d'eau et d'air. La visualisation indique la faible longueur nécessaire à la séparation de la phase légère et de la phase liquide. Elle est évidemment fonction des vitesses et des fractions de vide.

I.-3. — ÉCOULEMENT DANS UNE SECTION À DEUX CANAUX

Des essais en mélange eau-air avec injection dissymétrique à l'entrée ont été entrepris dans une section à deux canaux parallèles afin d'étudier la distribution du mélange. La même section d'essais, non équipée de vrilles, a fait l'objet d'expériences semblables à l'Université de Eindhoven.

Ces expériences ont mené aux conclusions suivantes :

- il y a communication des deux canaux quels que soient les titres et les vitesses
- le mélange est moins intense que dans le cas des écoulements droits à faible titre. Ceci est dû aux forces induites qui tendent à rassembler la phase légère sur l'axe des tourbillons
- le mélange est plus intense que dans le cas des écoulements droits aux titres élevés; ceci est dû aux pertes de charge supérieures obtenues en écoulement tourbillonnaire car le fluide se répartit de façon à égaliser les pressions dans les deux canaux.

La Fig. 5 montre les courbes obtenues en écoulement droit et en écoulement giratoire. Elles représentent les longueurs nécessaires à l'obtention d'un écoulement symétrique dans les deux canaux (égalité des débits et des titres).

I.-4. — ÉTUDE DES PERTES DE CHARGE

I.-4.1. — Pertes de charge en liquide seul (Fig. 6)

Les mesures ont été réalisées sur les différentes sections d'essais pour des températures d'eau variant de 20 °C à 285 °C. La Fig. 6 donne la loi de Cf obtenue en fonction du nombre de Reynolds défini dans le cas des vrilles en tenant compte du périmètre mouillé de ces dernières.

Sur cette même figure est tracée la loi de frottement donnée par Blasius ($C_f = 0,046 Re^{-0,2}$) qui montre l'augmentation du Cf. On remarquera qu'au delà d'une certaine valeur du Reynolds ($Re = 10^5$) le Cf tend à garder une valeur constante.

I.-4.2. — Pertes de charge en biphasé

Les mesures couvrent la plage de vitesse $0,2 \text{ m/s} < V_{10} < 5 \text{ m/s}$ et la plage de titre $0,05 \% < x < 25 \%$. Elles sont relatives aux sections d'essais déjà citées.

La perte de charge de frottement est définie par le paramètre de Martinelli et Nelson :

$$\phi_1^2 = \frac{\Delta p_{2ph}}{\Delta p_l}$$

rapport de la perte de charge deux phases à celle obtenue en supposant que le liquide seul occupe toute la section du canal, en fonction du paramètre :

$$X = \left(\frac{\rho_g}{\rho_l} \right)^{\frac{1}{2-n}} \left(\frac{\mu_l}{\mu_g} \right)^{\frac{n}{2-n}} \left(\frac{1-x}{x} \right)$$

Nos résultats avec vrilles donnent un bon accord avec Martinelli et Nelson, ceci pour les diverses géométries (Espace annulaire — tube — grappe de barreaux) Fig. 7.

Remarquons qu'une corrélation du type de celle proposée par Lottes et Mondin semble particulièrement adaptée au type d'écoulement. L'hypothèse faite est que la couche limite déterminante pour la force de frottement est constituée par le liquide seul. Le coefficient ϕ_1 est alors défini par

$$\phi_1 = (1 - \alpha)^{\frac{n-2}{2}}$$

n étant l'exposant du Reynolds dans la définition du Cf.

La Fig. 8 montre le regroupement de nos points autour de la droite

$$\phi_1 = (1 - \alpha)^{-0,9}.$$

A basse pression la présence des bandes vrillées ne change donc pas le modèle de calcul utilisé dans le cas des écoulements droits pour la définition de la perte de charge totale:

$$\Delta P_t = \Delta p_a + \Delta p_h + \Delta p_f$$

sous réserve de modifier la loi de coefficient de frottement en liquide seul et de connaître les corrélations liant la fraction de vide et le titre.

I.-5. — FRACTION DE VIDE

Les expériences sont réalisées pour les trois types de section d'essais, dans les mêmes plages de titres et de vitesses que celles explorées pour les mesures de pertes de charge. La fraction de vide est définie soit à partir de la mesure de l'absorption de rayons gamma, soit à partir de la mesure de la vitesse moyenne du liquide par la méthode des traceurs.

Les essais ont abouti aux résultats présentés sur la Fig. 9. La fraction de vide y est représentée en fonction du paramètre X de Martinelli et Nelson. Aucune influence de la vitesse débitante n'est apparue.

I.-6. — CONCLUSIONS RELATIVES AUX ÉTUDES HYDRODYNAMIQUES

On peut donc conclure que l'écoulement giratoire, malgré une structure d'écoulement différente, ne fait pas apparaître de différences notoires dans les corrélations permettant d'atteindre les paramètres globaux de l'écoulement (perte de charge et fraction de vide).

Une analyse fine de l'écoulement montre l'influence des forces induites par le tourbillon sur la répartition des phases dans un section droite de canal. En particulier

la fraction de liquide entraîné dans le cœur gazeux reste faible, la centrifugation favorisant la réalimentation du film liquide qui s'écoule le long des parois. Dans l'hypothèse où la crise est liée à la stabilité et à l'assèchement du film liquide, l'utilisation des bandes vrillées doit donc permettre une augmentation du flux critique. C'est ce que montrent les essais thermiques.

II. — Étude des flux critiques

Les essais thermiques ont été entrepris dans diverses géométries, afin de démontrer l'efficacité des bandes vrillées dans les conditions de fonctionnement d'un réacteur refroidi et modéré à l'eau bouillante, et afin de définir les paramètres régissant le phénomène de la crise d'ébullition en écoulement giratoire. On a ainsi été mené à réaliser des expériences avec et sans vrilles dans des sections d'essais tubulaires et à grappes. En outre une grappe de quatre barreaux chauffants équipée de vrilles interrompues a fait l'objet de quelques essais.

Si les résultats obtenus montrent qu'une augmentation considérable des flux de crise peut être obtenue, ils ne permettent cependant pas, pour le moment, une compréhension complète du phénomène.

II.-1. — GÉOMÉTRIES ÉTUDIÉES

Les essais ont été réalisés dans des tubes $\varnothing 20$ et dans des grappes de barreaux (barreaux de 10 mm et pas de 15 mm — Distance barreaux-boîtier = 5 mm).

Dans les deux configurations, les vrilles sont en acier inoxydable, d'épaisseur 0,2 mm. L'épaisseur des parois des tubes chauffants est accrue afin de ne dissiper qu'une faible puissance dans les bandes vrillées (quelques % de la puissance totale).

La détection de la crise est faite par thermocouples placés en sortie ou le long du canal et enregistrant la température de la paroi chauffante.

II.-2. — RÉSULTATS D'ESSAIS

Les premiers essais ont été réalisés sur des sections circulaires (tube $\varnothing 20$ — longueur chauffante 500 — 800 et 1100 mm).

La Fig. 10 résume les résultats de recherche des flux critiques en fonction des conditions d'entrée et à différentes vitesses. La transposition dans un diagramme $(\varphi_{cr}, X_{sortie})$ fait apparaître la forme particulière des courbes, dont l'une des branches est à pente positive (Fig. 11).

Des résultats analogues sont obtenus dans le cas d'une grappe à quatre barreaux chauffants (Fig. 12 et 13).

La relation entre les conditions locales à la sortie de la section d'essais ne paraît pas représentative du phénomène de crise puisque n'étant pas biunivoque. De plus, au cours des essais la rupture des tubes chauffants a mis en évidence, à haut flux, des crises d'ébullition entraînant la fusion du tube en un point situé dans la zone bouillante. Donc, bien que détectée par une augmentation de température en sortie de section d'essais (ce qui peut s'expliquer par la rupture du film d'eau à la suite d'une perturbation amont) la cause première de la crise semble obéir à des conditions locales rencontrées le long du canal chauffant. Dans le cas du tube (Fig. 14) on peut remarquer que l'effet de longueur influe peu sur les valeurs des flux critiques dans le diagramme (φ_{cr} , $x_{entrée}$) ce qui tendrait à supposer les conditions d'entrée comme déterminantes pour le phénomène.

II.-3. — AUGMENTATION DES FLUX DE CRISE

Il ne sera exposé que les résultats obtenus dans une maquette à quatre barreaux chauffants (diamètre des barreaux 10 mm — pas des barreaux 15 mm).

TABLEAU 1. — Comparaison des flux critiques avec et sans vrilles.
Section d'essais à 4 barreaux chauffants

PV Kg/m ² /sec	$x_{entrée}$	- 10 %	- 5 %	0	5 %
600	φ_{cr} SV	2.200	1.980	1.750	1.550
	φ_{cr} AV	3.850	3.500	2.900	2.500
	$\Delta\varphi$				
	φ_{cr} SV	75 %	75 %	66 %	61 %
1.000	φ_{cr} SV	2.600	2.350	2.000	
	φ_{cr} AV	4.400	4.200	3.600	
	$\Delta\varphi$				
	φ_{cr} SV	70 %	79 %	80 %	
2.000	φ_{cr} SV	3.150	2.700		
	φ_{cr} AV	5.200	4.950		
	$\Delta\varphi$				
	φ_{cr} SV	65 %	83 %		

Les flux réalisés étant uniformes le long du canal, une comparaison peut être faite en considérant, à condition d'entrée identique, les flux admissibles avec et sans vrilles.

La Fig. 15 présente sur le même diagramme (φ_{cr} , $x_{entrée}$) les flux de crise avec vrilles, avec vrilles interrompues et sans vrille, pour un débit surfacique de 600 kg/m²/sec. Les vrilles interrompues, contrairement aux vrilles continues qui intéressent toute la longueur du canal chauffant, sont disposées de part en part le long du canal de façon à permettre le réamorçage des tourbillons.

Dans le cas de la saturation à l'entrée ($x_{entrée} = 0$) les courbes montrent une augmentation de 80 % avec vrilles continues et de 50 % avec vrilles interrompues.

Afin d'établir une comparaison dans toute la plage de titre d'entrée explorée, on trace (Fig. 16) les courbes relatives aux écoulements droits et définies à partir de la formule CISE. Le tableau ci-contre en est déduit.

Pour mémoire est donnée la Fig. 17, où figurent les résultats avec et sans vrilles et avec vrilles interrompues, dans un diagramme (φ_{cr} , x_{sortie}) ainsi que la courbe limite de la General Electric correspondant au même débit surfacique (600 kg/m²/sec).

En conclusion, les résultats obtenus lors des récentes campagnes d'essais ont mis en évidence la possibilité d'augmentation des performances thermiques d'un canal de réacteur refroidi et modéré à l'eau légère, par l'introduction de bandes vrillées.

L'application d'un tel système demande cependant des informations complémentaires sur le phénomène qui détermine la crise.

Études technologiques

Le choix du zircalloy pour la construction d'un cœur de réacteur nucléaire refroidi à l'eau bouillante est motivé par ses qualités neutroniques. Ce matériau étant très sensible à la corrosion sous contact, il est important dans le cas d'un réacteur équipé de vrilles de connaître le comportement des gaines au contact des vrilles.

Afin d'étudier ce problème un essai d'endurance de 1000 heures a été entrepris dans les conditions hydromécaniques de fonctionnement voisines de celles d'un élément combustible (titre — vitesses — qualité du fluide).

La maquette (Fig. 18) est une grappe de 9 barreaux de diamètre 8,5 × 10 mm, de longueur 1,5 m.

Le faisceau de vrilles est réalisé à partir de bandes unitaires d'épaisseur 0,2 mm soudées entre elles et formant ainsi une structure compacte à l'intérieur de laquelle sont introduits les barreaux. Ces derniers sont remplis de pastilles de plomb afin de simuler l'inertie des barreaux combustibles.

L'écoulement est adiabatique, à débit surfacique de 1500 kg/m²/sec. Le titre est de 9 %. L'injection d'hydrogène et d'oxygène permet de définir pour le fluide une teneur en gaz dissous voisine de celle obtenue dans un réacteur nucléaire.

A la suite de l'essai, un premier examen a montré le bon comportement du faisceau de vrilles: bonne tenue mécanique des vrilles et des soudures, corrosion de contact faible. Une étude plus fine de la corrosion des vrilles et des barreaux est actuellement en cours dans les laboratoires de l'AEG.

Par ailleurs, un élément combustible de 36 barreaux à été réalisé et a été introduit récemment dans le réacteur à circulation naturelle de Kahl pour un essai de longue durée (Fig. 19).

De plus, on peut dès maintenant conclure que les problèmes technologiques associés à la réalisation de faisceau de vrilles sont pour la plupart résolus (fabrication, soudure, usinage) et rien ne semble donc s'opposer à la possibilité de lancement en fabrication de série de tels ensembles mécaniques.

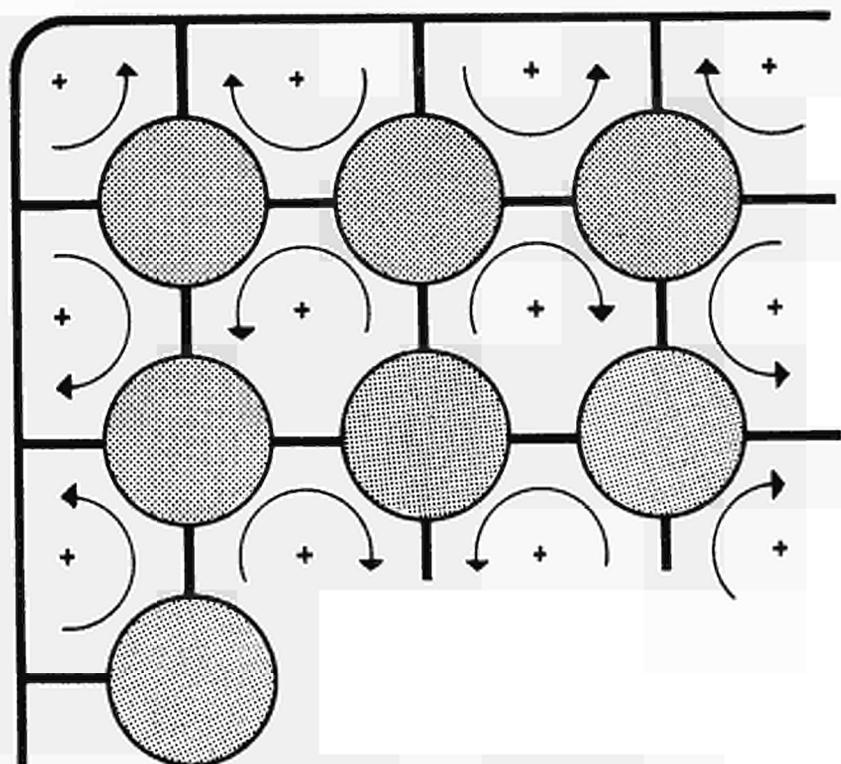


FIG. 1. — Disposition des vrilles dans une grappe de barreaux



$x = 0,127 \%$
 $V_{to} = 0,75 \text{ m/s}$

$x = 0,026 \%$
 $V_{to} = 2 \text{ m/s}$

$x = 2,12 \%$
 $V_{to} = 1,5 \text{ m/s}$

FIG. 2. — Écoulement tourbillonnaire dans un tube $\varnothing 20 \text{ mm}$

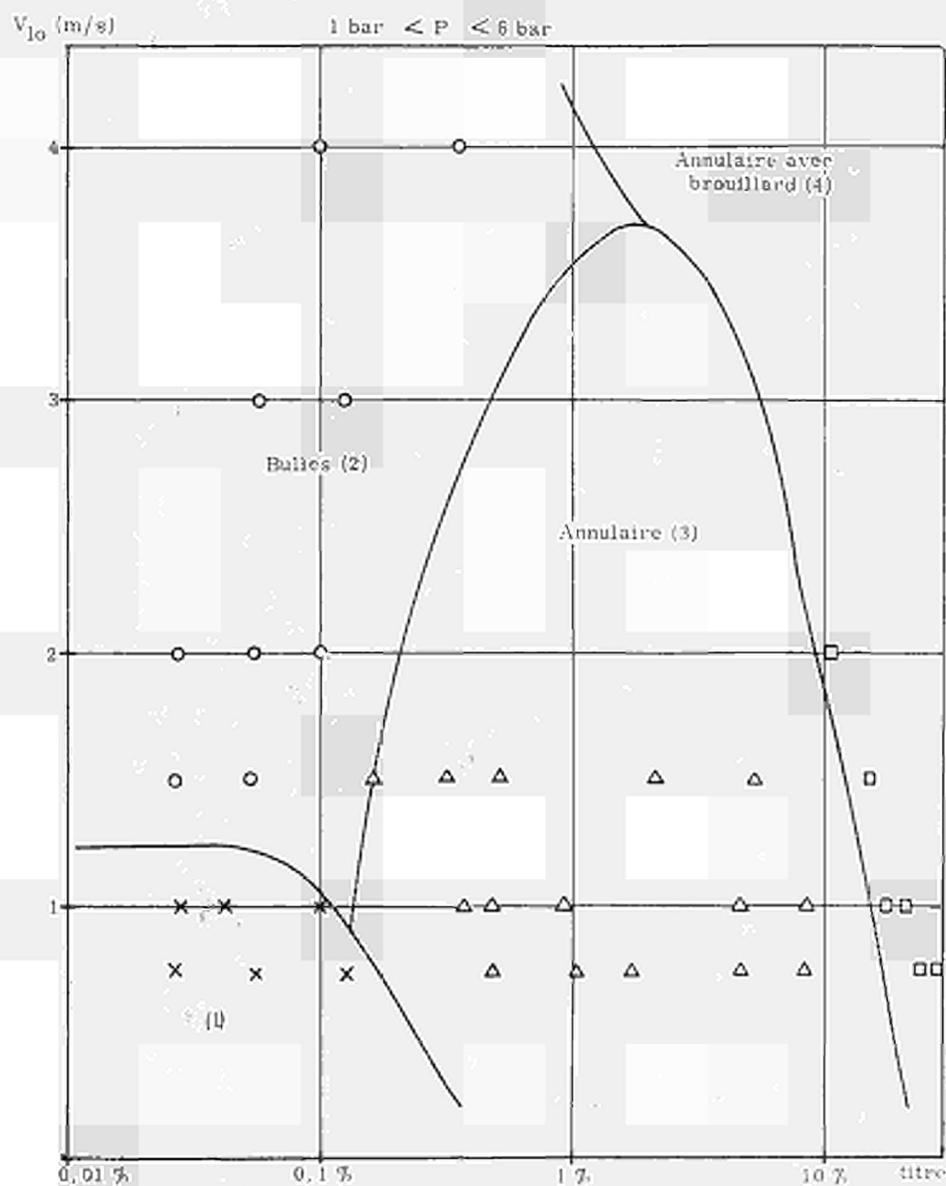


FIG. 3. — Régimes d'écoulement. Mélange eau-air. Tube \varnothing 20 mm.

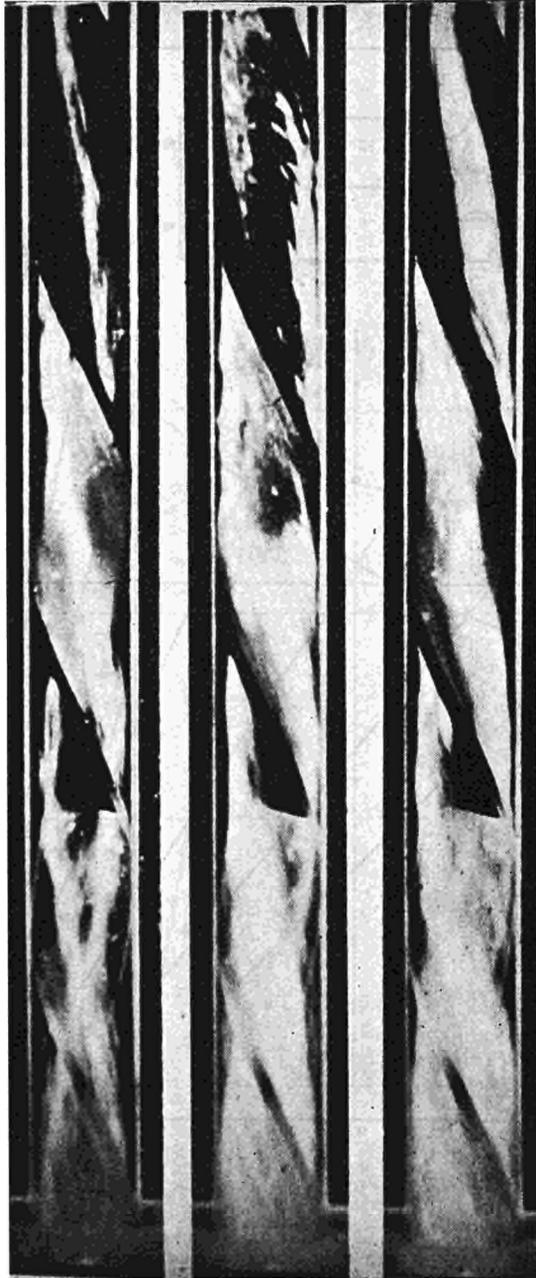


FIG. 4. — Mise en régime de l'écoulement tourbillonnaire
Tube \varnothing 20 mm. $V_{l0} = 2$ m/s.

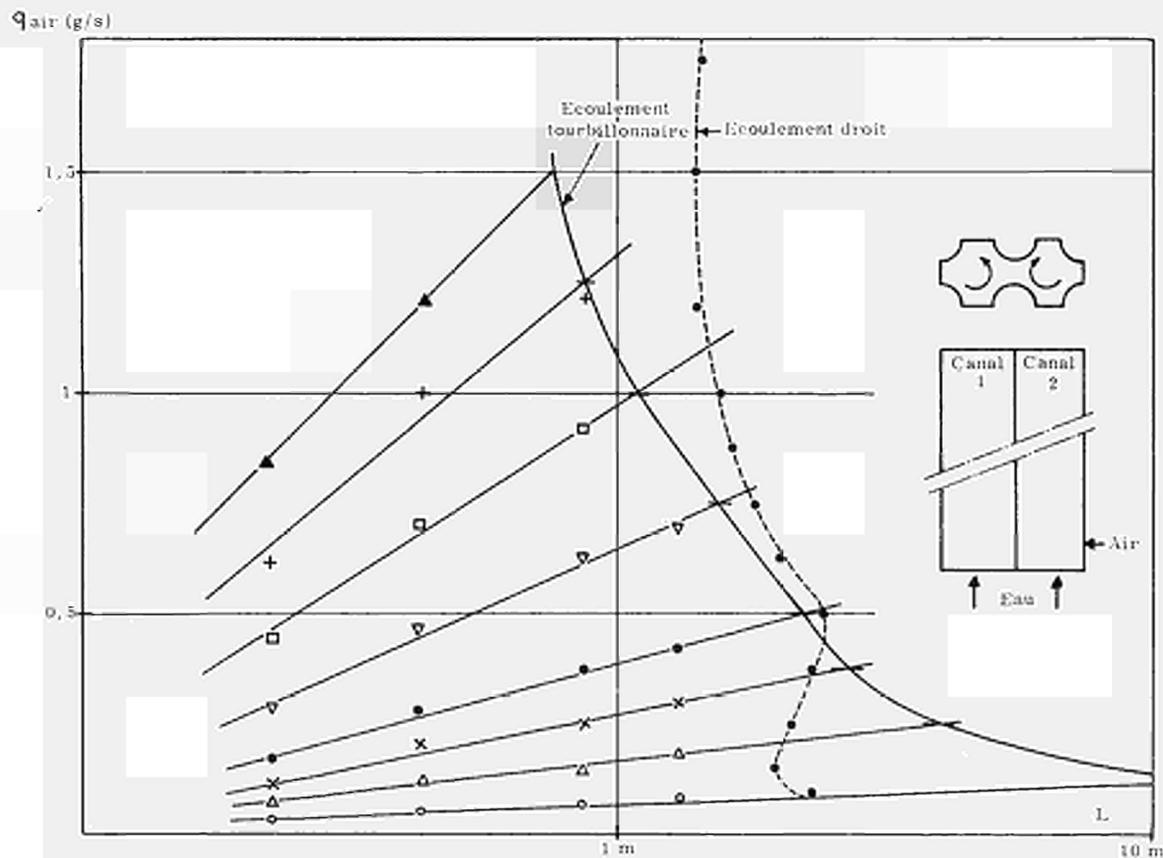


FIG. 5. — Variation de la longueur d'homogénéisation en fonction du débit d'air injecté. $V_{be} = 1,5$ m/s.

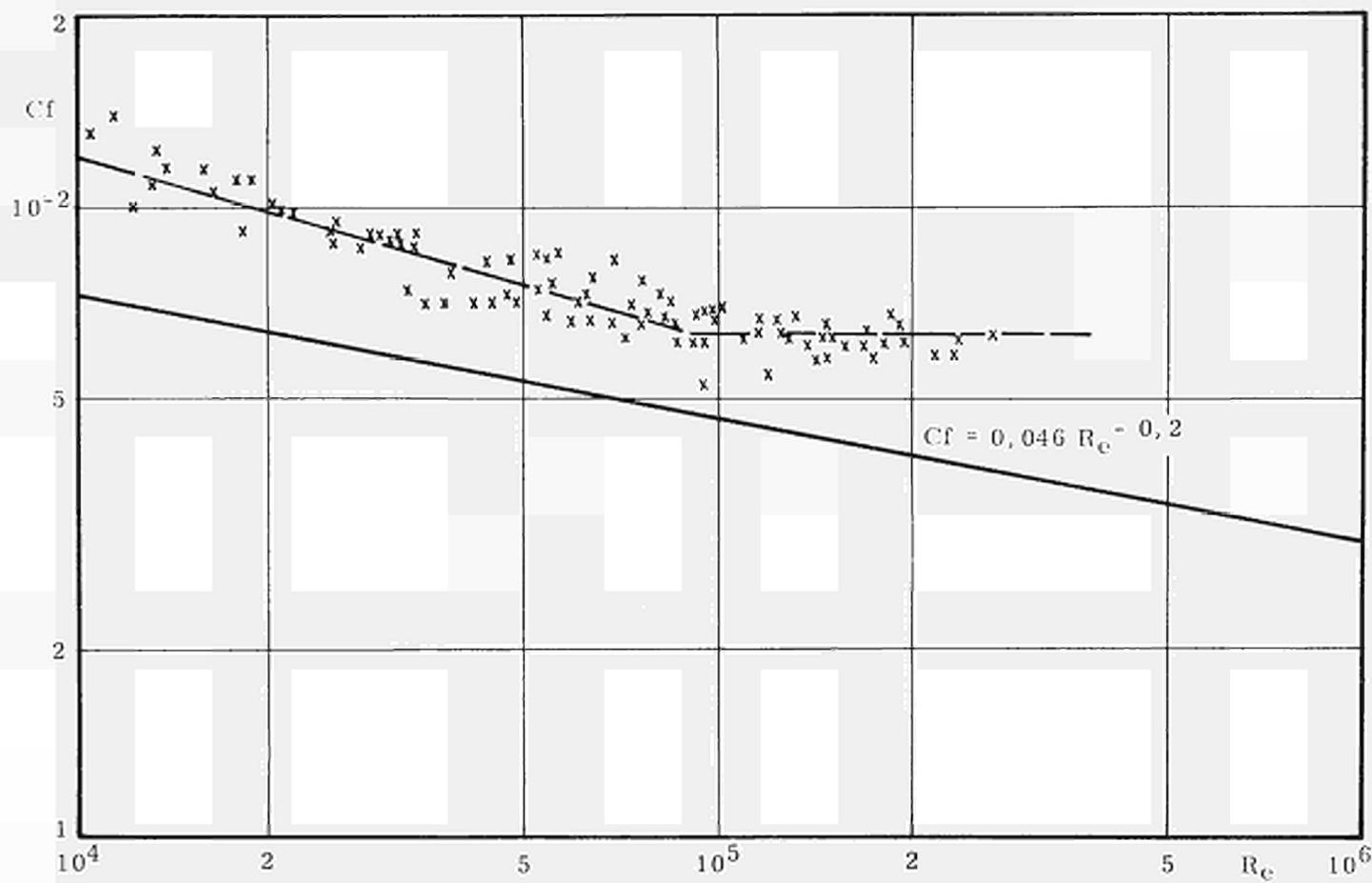
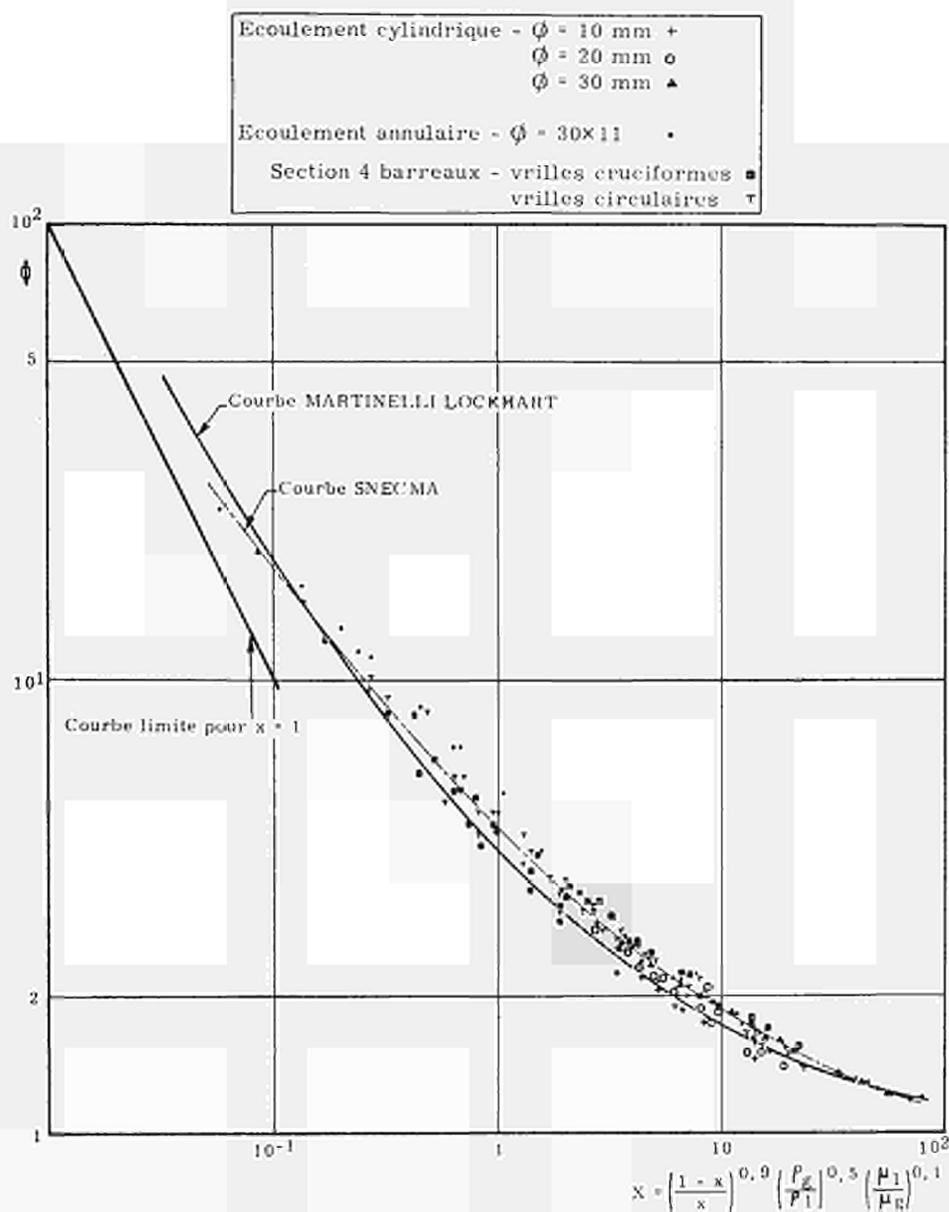
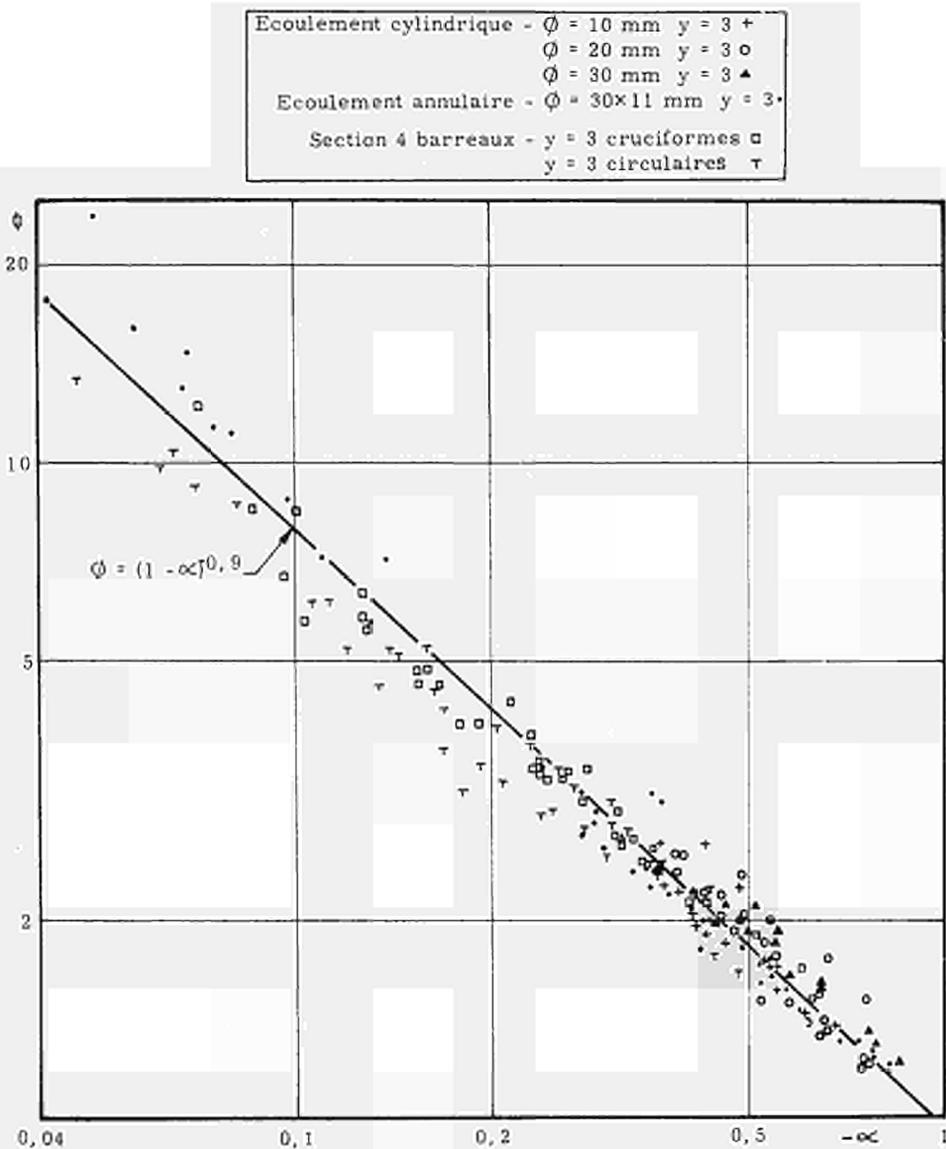
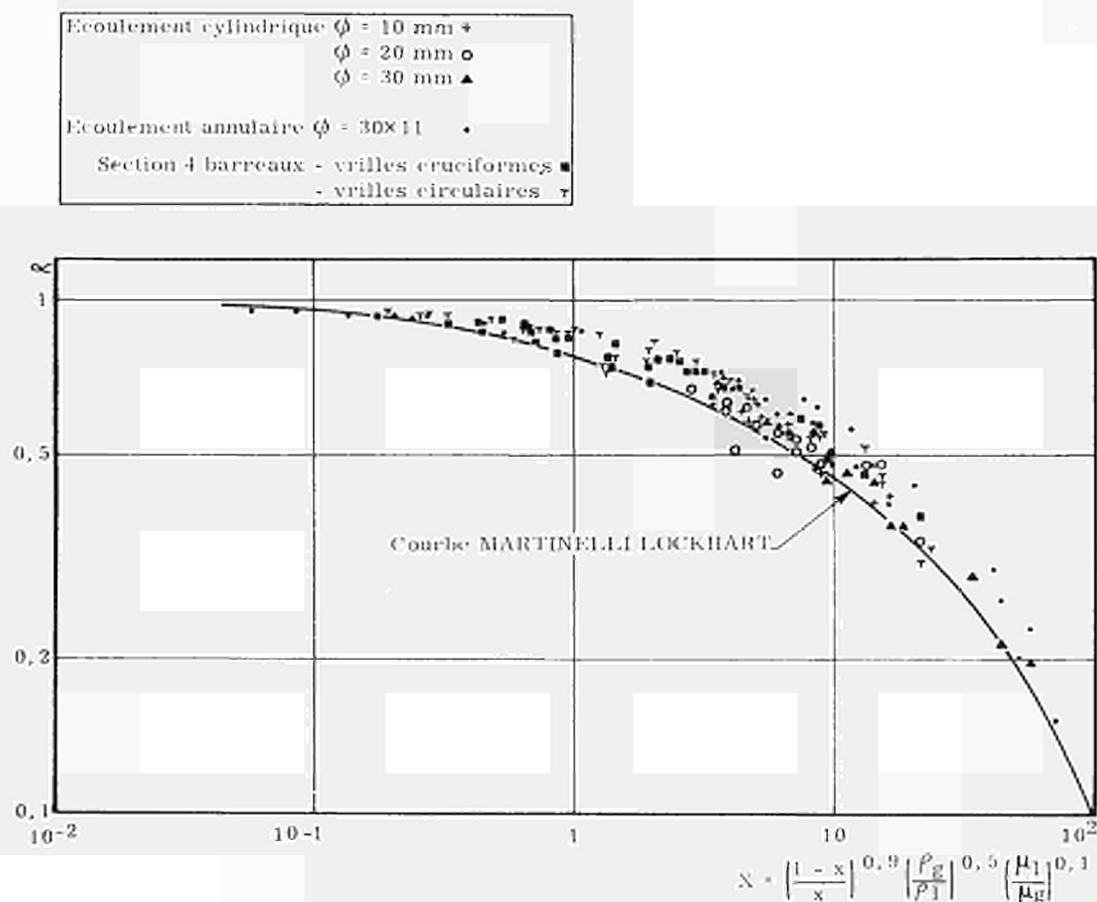


FIG. 6. — Loi de coefficient de frottement avec vrilles

FIG. 7. — Facteur de frottement. Essais avec vrilles $\gamma = 3$

FIG. 8. — Facteur de frottement. Essais avec vrilles $y = 3$

FIG. 9. — Fraction de vide. Essais avec vrilles $y = 3$

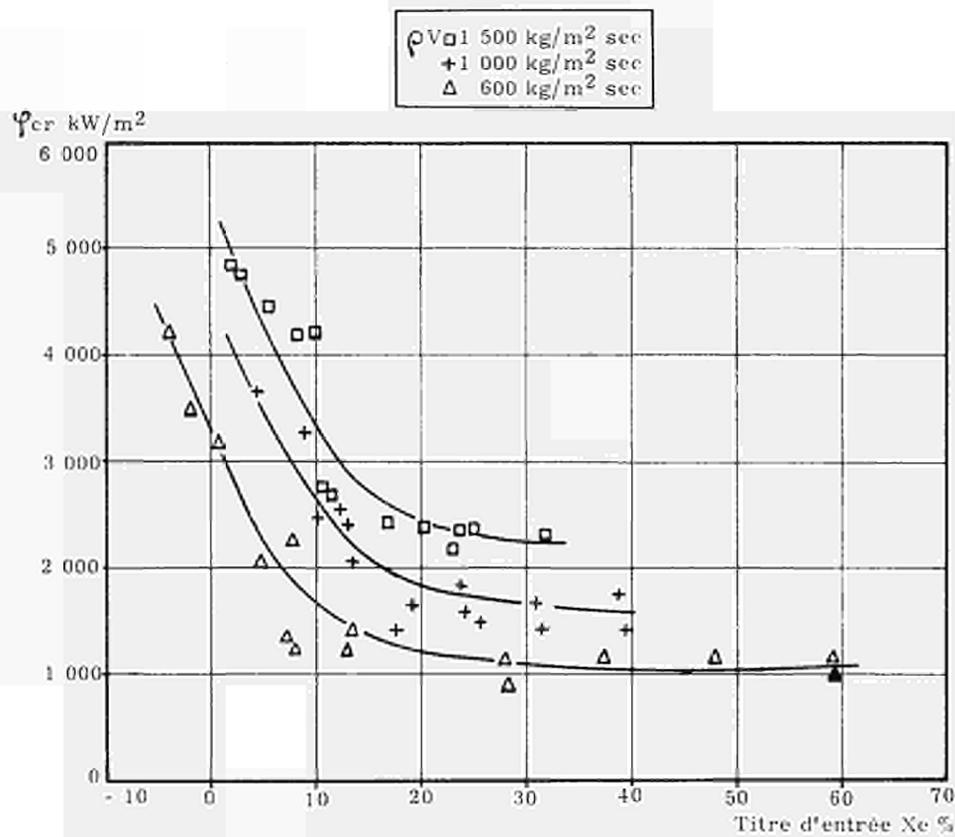


FIG. 10. — Flux critiques en fonction du titre d'entrée
 Section tubulaire \varnothing 20 mm. L: 1100 mm.

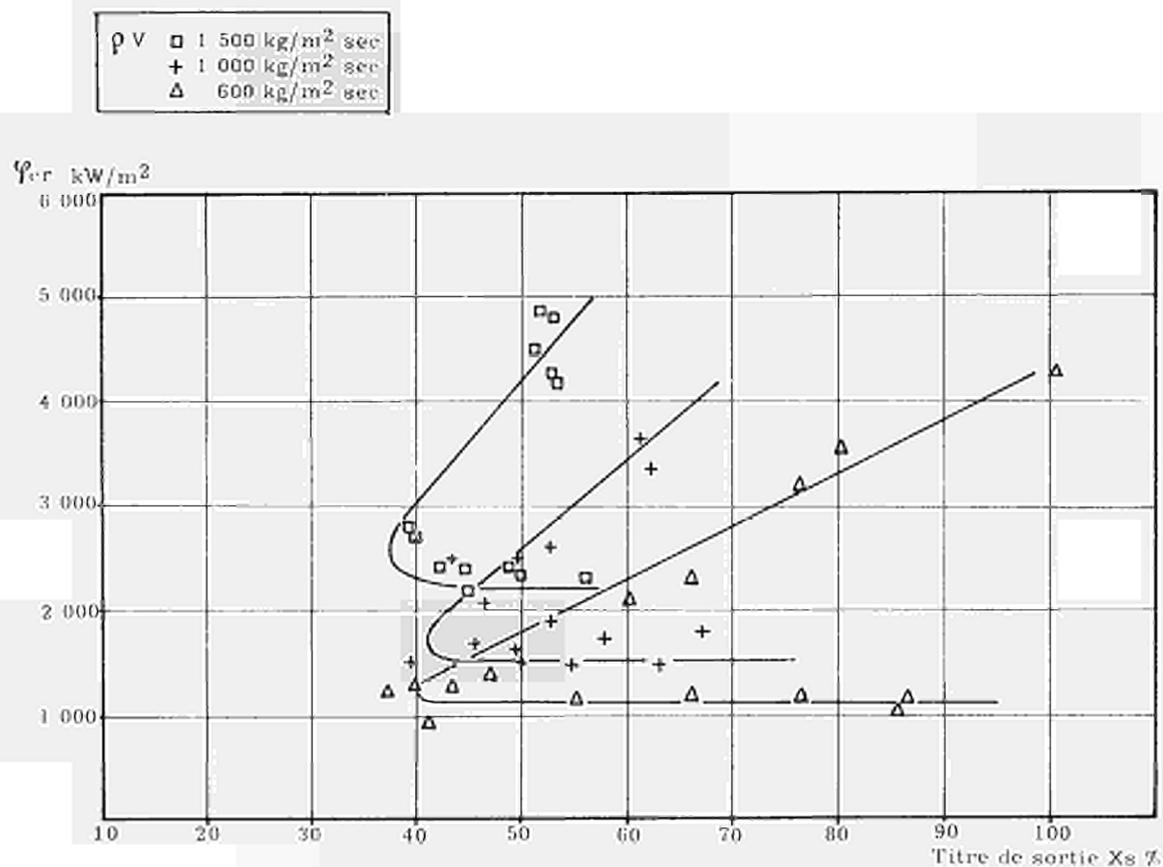


FIG. 11. — Flux critiques en fonction du titre de sortie
Section tubulaire \varnothing 20 mm. L: 1100 mm.

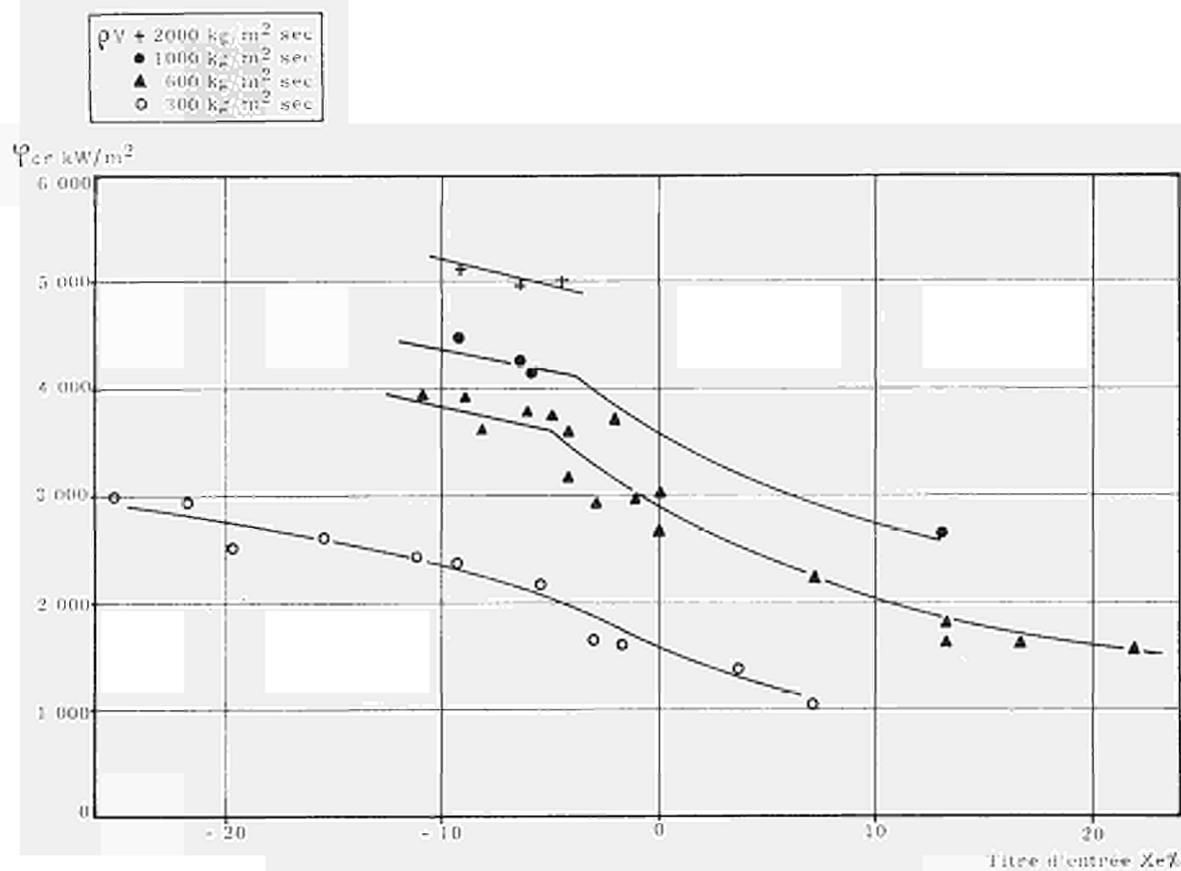


FIG. 12. — Flux critiques en fonction du titre d'entrée
 Section 4 barreaux. L: 1100 mm.

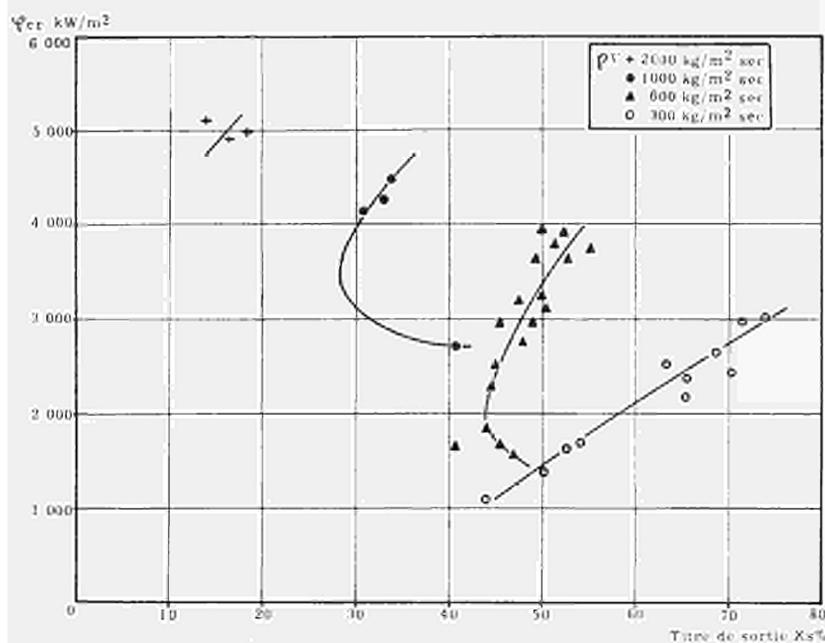


FIG. 13. — Flux critiques en fonction du titre de sortie
Section 4 barreaux. L: 1100 mm.

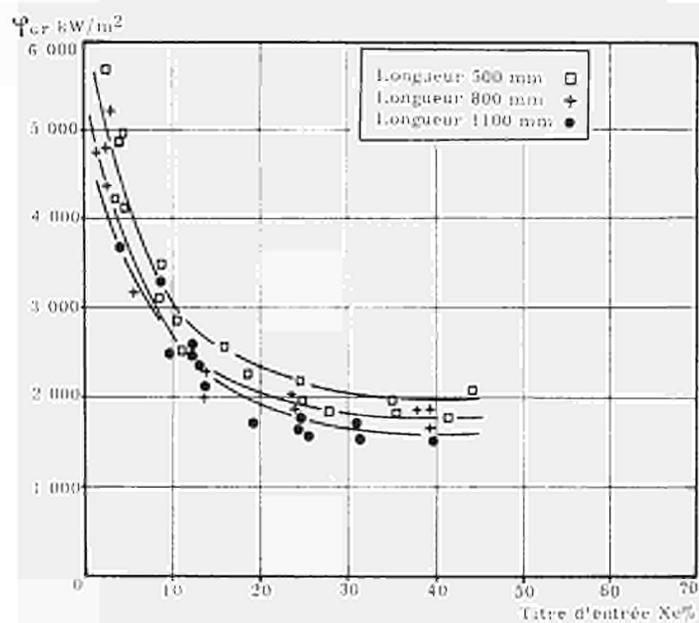


FIG. 14. — Flux critiques en fonction du titre d'entrée
Section tubulaire ϕ 20 mm,
 ρV : 1000 kg/m² sec.

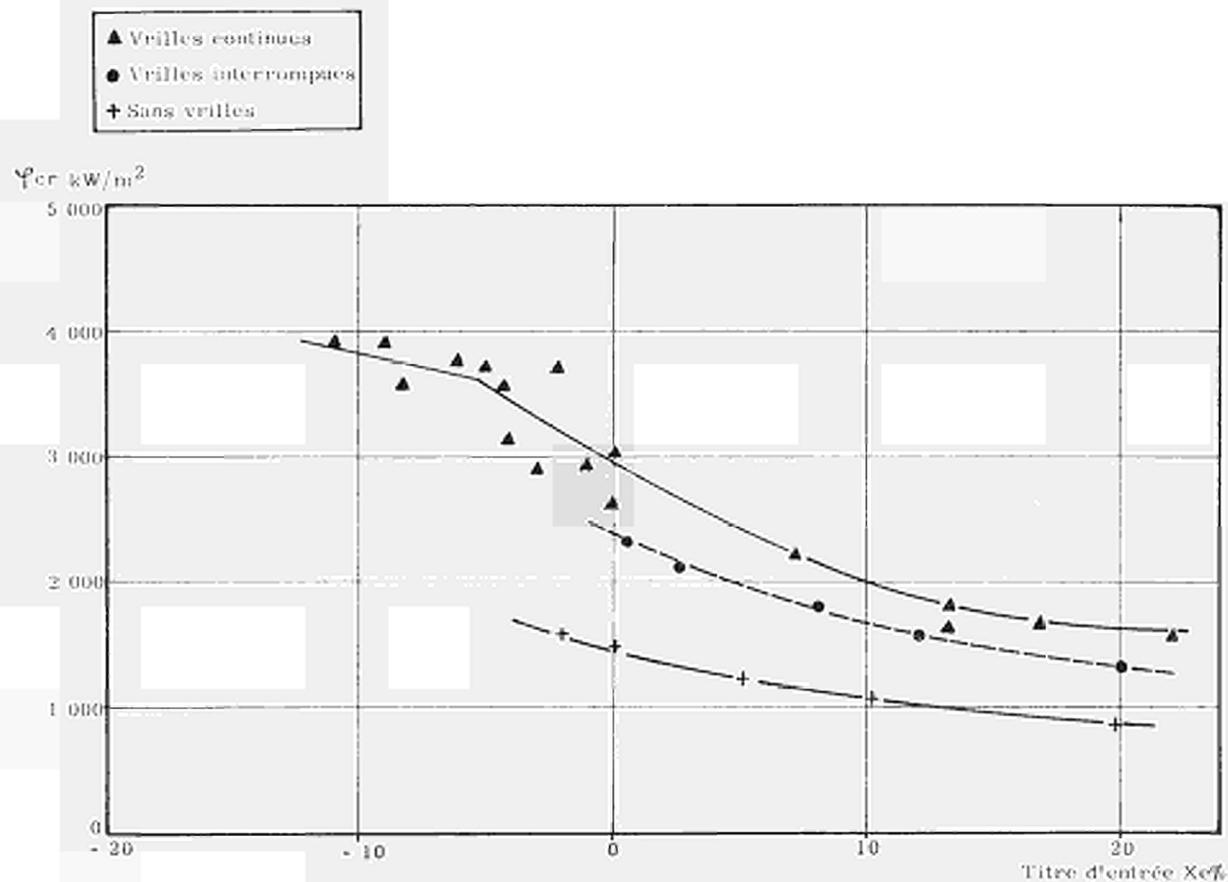


FIG. 15. — Flux critiques en fonction du titre d'entrée
Section 4 barreaux. L: 1100 mm.
 ρV : 600 kg/m² sec.

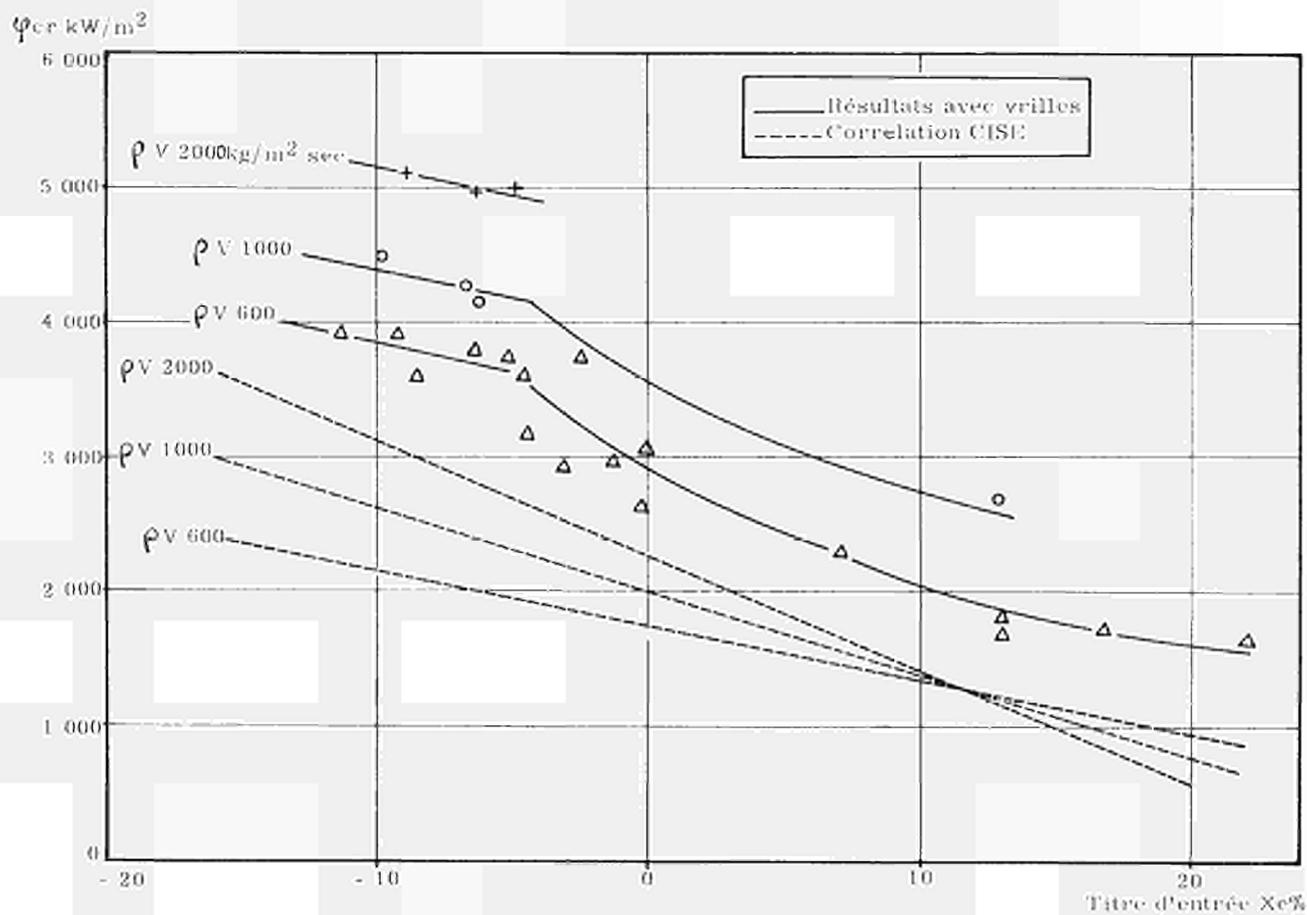


FIG. 16. — Comparaison des Flux critiques
Section 4 barreaux. L: 1100 mm.

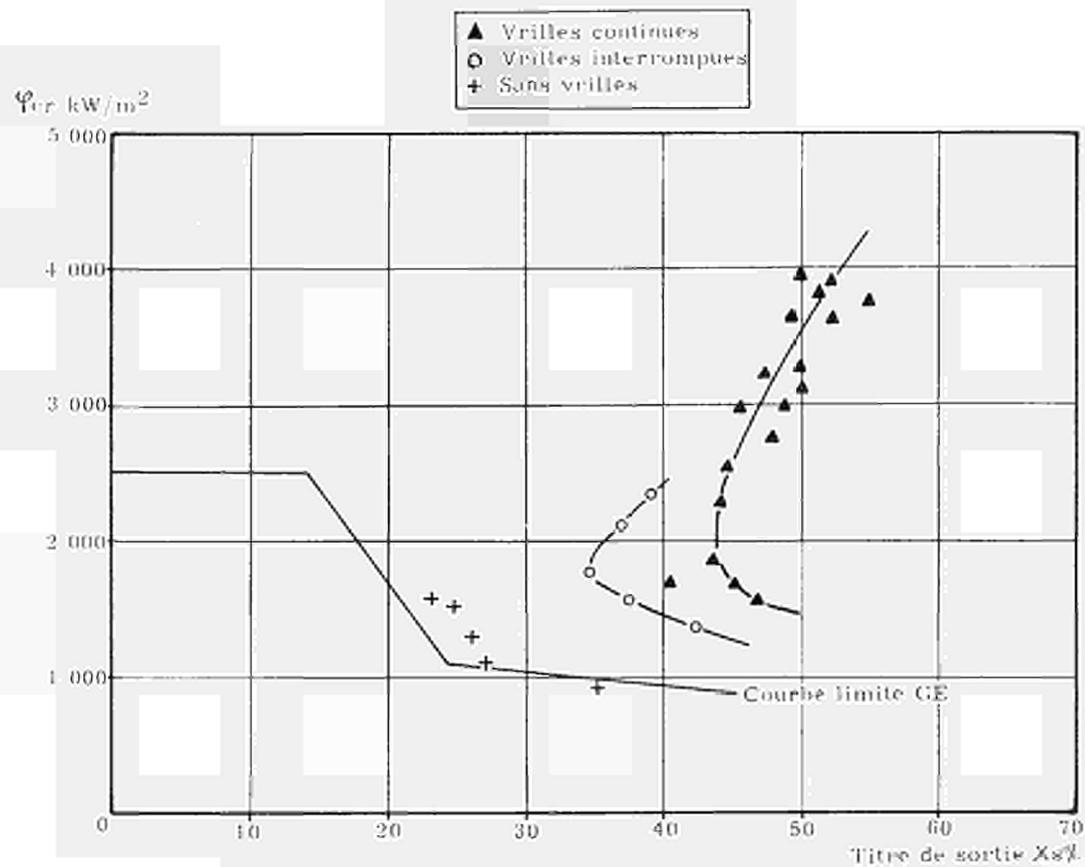


FIG. 17. — Flux critiques en fonction du titre de sortie
 Section 4 barreaux. L: 1100 mm.
 ρV : 600 kg/m² sec.

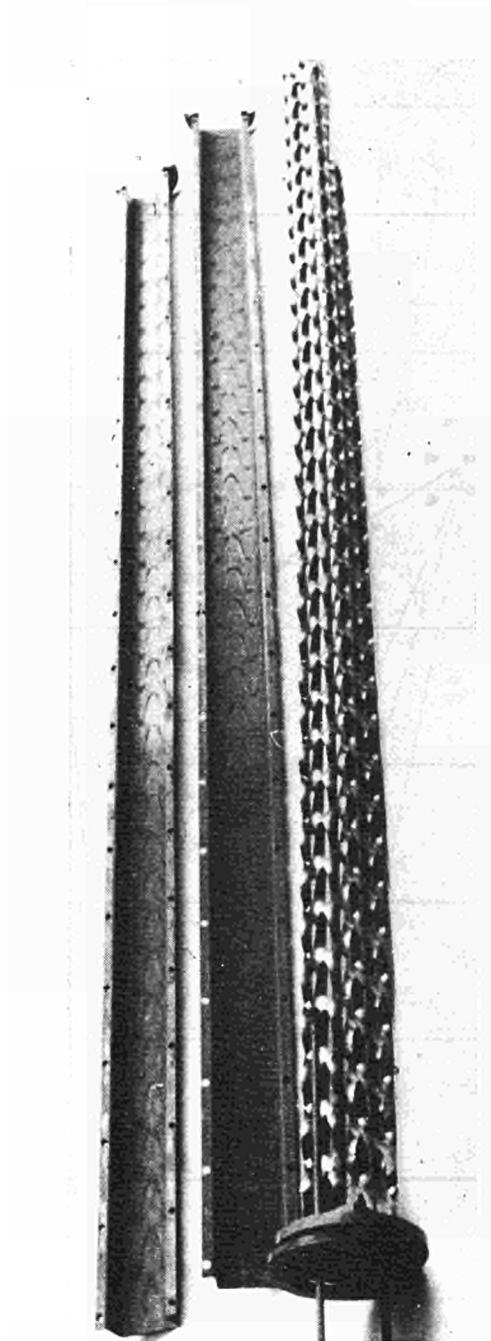


FIG. 18. — Maquette à 9 barreaux pour essais de corrosion

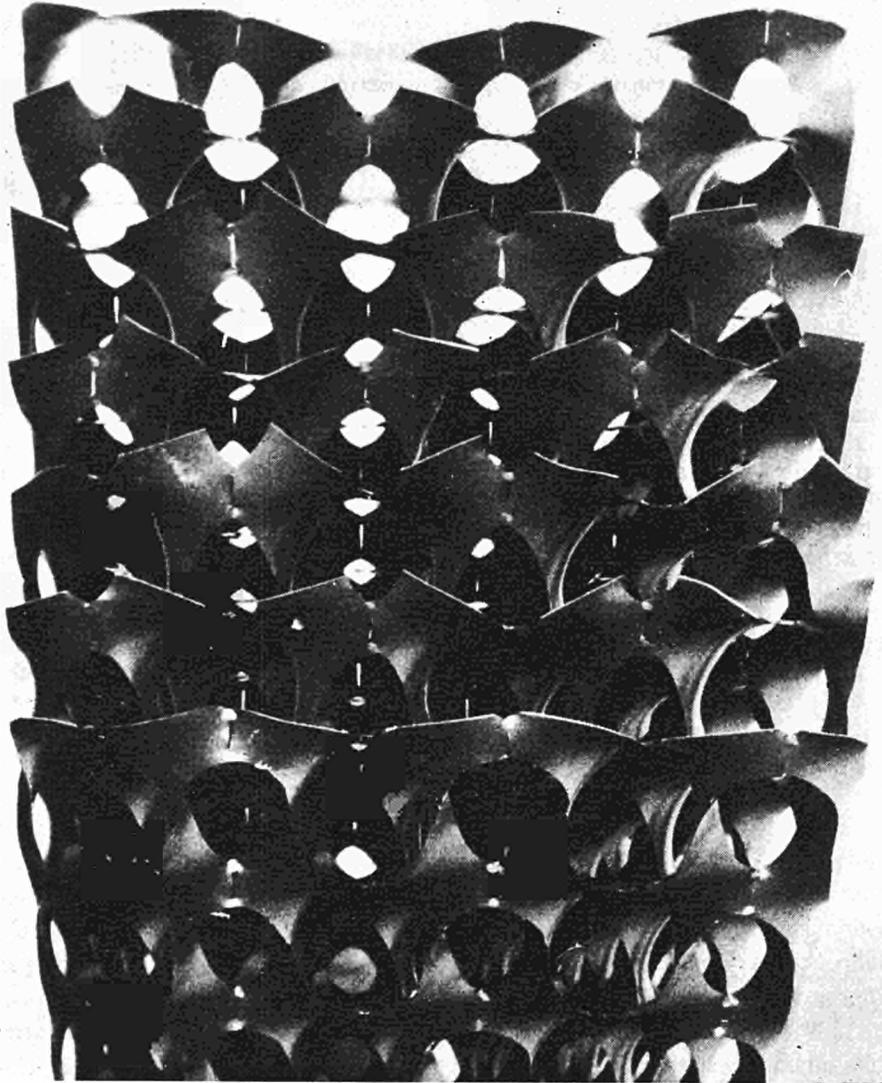


FIG. 19. — Assemblage de vrilles pour élément combustible
(réacteur de Kahl)

CARACTÉRISTIQUES TECHNIQUES ET ÉCONOMIQUES D'UN RÉACTEUR À EAU BOUILLANTE DE 600 MWe UTILISANT DES ASSEMBLAGES COMBUSTIBLES À BANDES VRILLÉES

G. du BOUCHERON
SNECMA, Division Atomique, Suresne, France

RÉSUMÉ

Le premier obstacle à l'augmentation de puissance spécifique d'un réacteur à eau bouillante en vue de réduire le prix de revient de l'énergie produite est dû au flux critique. Pour tenter d'y remédier, la SNECMA a mis au point la technique des bandes vrillées qui, placées entre les barreaux combustibles, permettent d'augmenter notablement le flux critique et, par là, la puissance spécifique.

La présente communication décrit l'étude technique et économique d'un réacteur à eau bouillante de 600 MWe équipé de vrilles. Cette étude, réalisée par AEG et SNECMA, part du principe que la puissance spécifique du réacteur n'est plus limitée par le flux critique. L'étude a été réalisée par comparaison avec un réacteur à eau bouillante du type usuel. La conclusion est qu'il existe un intérêt économique certain à poursuivre les études de cette technique; mention est faite incidemment des travaux expérimentaux nécessaires à la mise au point.

Un réacteur à eau bouillante de 600 MWe présentant un intérêt économique sensible aurait une puissance spécifique voisine de 64 kW/l ou 29 kW/kg U et le gain envisageable serait de l'ordre de 0,078 Pf/kWh (0,098 centimes de FF) pour un cycle de combustible annuel.

Introduction

Avec l'appui de l'EURATOM, la Division Atomique de la SNECMA a développé depuis 1960 la technique des bandes vrillées pour ses applications aux réacteurs à eau bouillante et a procédé, dans ses laboratoires, à des essais thermiques concernant principalement des mesures de flux critique sur des sections d'essais à quatre barreaux simulant le canal élémentaire d'un réacteur. Le détail de ce programme expérimental est présenté par ailleurs. (1)

Ces essais ont montré qu'un gain considérable pouvait ainsi être obtenu sur le flux critique. La perspective de pouvoir réaliser un réacteur à eau bouillante de puissance spécifique nettement plus élevée que celle des réacteurs actuels a conduit l'AEG et la SNECMA à joindre leurs efforts pour étudier ensemble l'intérêt écono-

(1) voir la communication à cette conférence de MM. Cl. MOUSSEZ et A. ROSUEL: « Recherches expérimentales sur les écoulements biphasés centrifuges ».

mique d'un tel réacteur. Ceci est réalisé sous contrat avec l'EURATOM, dans le cadre d'un programme comprenant également une nouvelle série d'études expérimentales dont des essais thermiques, et hydrauliques, et des expériences de corrosion avec, en particulier, une expérience d'irradiation en réacteur.

Ce sont les études réalisées en vue de choisir les paramètres de tels réacteurs et d'évaluer leurs avantages économiques qui font l'objet de cette communication. Il ne sera fait que des mentions occasionnelles au programme expérimental en cours.

Les premières études paramétriques en vue de définir les caractéristiques de réacteurs à eau bouillante dont la puissance spécifique élevée serait obtenue grâce à des cœurs équipés de vrilles ont débuté il y a déjà deux ans à la SNECMA, avec ses moyens propres de calculs thermo-hydrauliques et physiques. Les résultats montrèrent que de tels réacteurs étaient possibles et que l'on pouvait envisager dans un futur assez proche la réalisation de réacteurs à eau bouillante dont la puissance spécifique serait de même ordre de grandeur que celle des réacteurs à eau pressurisée actuels.

Le travail nécessaire avant de parvenir à l'établissement d'un projet ne pouvait être valablement entrepris sans la collaboration d'un constructeur déjà expérimenté dans la conception des réacteurs de puissance. Aussi, la SNECMA a-t-elle fait appel à l'AEG, seule Société de la Communauté à avoir réalisé des réacteurs à eau bouillante de grande puissance, pour entamer, dans une fructueuse coopération, la conception d'un réacteur européen à eau bouillante dont les performances pourraient surpasser celles du principal concurrent américain.

Depuis DRESDEN I, premier réacteur de puissance à eau bouillante, les performances de cette filière ont peu évolué. Des améliorations ont été apportées grâce à une meilleure connaissance des phénomènes et à l'expérience que donne la réalisation de plusieurs unités industrielles.

L'utilisation des vrilles constituerait un pas important et pourrait, si on veut en tirer le maximum d'avantages, changer considérablement la configuration même du cœur par rapport à celle des réacteurs actuels. Cependant, étant donné que la technique actuelle des réacteurs à eau bouillante a largement dépassé le stade expérimental, il ne nous a pas paru souhaitable de nous lancer dans l'étude d'un prototype de style original. On s'est plutôt astreint à étudier quelles améliorations les vrilles pourraient apporter à un réacteur bouillant dont la conception générale resterait inchangée par rapport aux projets actuels. Les principales caractéristiques de ces réacteurs seraient ainsi conservées: réseau carré d'éléments combustibles, barres de contrôle cruciformes etc.

De plus, pour faciliter notre tâche, un projet récent a été pris comme base de référence: un réacteur de 600 MWe conçu par l'AEG.

Les calculs économiques ont été faits en prenant ce réacteur comme élément de comparaison ce qui entraîne un certain nombre d'hypothèses pessimistes qui seront discutées plus loin. Les résultats obtenus ont cependant montré qu'un cœur équipé de vrilles présentait un intérêt économique certain, même dans la solution probable-

ment désavantageuse que constitue l'insertion de vrilles dans un réacteur de conception générale usuelle dont on augmenterait ainsi la puissance spécifique aux environs de 75 kw/l.

L'augmentation de puissance spécifique ne conduit pas forcément à une réduction du prix de revient de l'énergie produite. Contrariant l'effet favorable de facteurs tels que la réduction des dimensions de la cuve et des enceintes du réacteur ou la réduction de l'immobilisation du capital, il faut noter l'effet défavorable d'un combustible plus cher parce que plus enrichi et de fabrication plus complexe.

A cela s'ajoute le fait que tous les problèmes technologiques ne sont pas encore résolus.

Aussi, avons-nous décidé, à titre de premier pas dans la définition d'un réacteur à vrilles, de centrer notre étude sur la définition et l'évaluation économique de réacteurs de puissance spécifique variée, allant depuis les valeurs actuelles jusqu'à environ 100 kW/l. Nous allons décrire cette étude et en donner les principales conclusions, sur le plan technique et sur le plan économique.

I. — L'Etude Economique Comparative

L'évaluation économique du prix de revient du kW/h produit par une centrale nucléaire à eau bouillante constitue, pour être valable, une opération extrêmement complexe si on prend en considération la somme des éléments intervenant dans ce prix. La précision qu'exige cette étude fait qu'elle n'est réalisable que sur des ensembles entièrement définis. Il est clair qu'une évaluation paramétrique serait extrêmement longue si on a besoin de faire, pour chaque choix de paramètres, une définition complète de la centrale.

Si, cependant, on dispose d'une étude complète d'un réacteur de référence et de son évaluation économique précise, on peut simplifier l'étude paramétrique en la limitant à une plage de paramètres restant dans le voisinage du réacteur de référence et en procédant par différences de prix par rapport à celui-ci.

C'est la méthode qui a été choisie ici. L'élément de comparaison est un projet standard de BWR de 600 MWe établi par AEG.

II. — Les limites à l'augmentation de puissance spécifique

Compte tenu d'un certain nombre de limitations d'ordre technique, le réacteur de référence peut être considéré comme un optimum économique. Ceci signifie que si on apporte une modification à l'une de ses caractéristiques fondamentales on se trouve soit devant un réacteur plus cher, soit devant la nécessité de franchir une barrière technique. L'apport des écoulements giratoires se présente comme un recul d'une des barrières techniques, à savoir celle portant sur le flux critique. Si on veut

étudier l'intérêt économique d'un réacteur à écoulements giratoires par comparaison avec le réacteur de référence, on n'est en droit de modifier que ceux des paramètres qui dépendent directement de l'augmentation autorisée du flux critique.

Techniquement, l'augmentation de puissance spécifique est gênée par un certain nombre de limitations :

- limitations dues à la tenue du barreau combustible: la tenue de la gaine impose une limitation sur le flux, la tenue du combustible impose une limitation sur la température du combustible,
- limitations dues aux instabilités du cœur et portant surtout sur le taux de vide dans le cœur,
- limitations dues aux possibilités de contrôle et portant sur la réactivité autorisée après introduction du combustible neuf.

Dans l'étude qui est présentée ici, ces limitations sont traitées différemment, en fonction de l'importance qu'elles ont sur la définition des réacteurs.

II.-1. — LES LIMITATIONS DUES À LA TENUE DES BARREAUX COMBUSTIBLES

Les limitations dues à la tenue du barreau combustible et portant sur le flux et sur la température peuvent être tracées sur un diagramme représentant le diamètre du barreau combustible en fonction de la puissance spécifique du cœur (planche I). Sur ce diagramme, les limitations dues au flux critique et à la température au centre peuvent, toutes choses égales par ailleurs, être représentées sous forme de courbes limites. C'est-à-dire que si on se fixe des grandeurs telles que le rapport surfacique de modération (volume d'eau/volume de combustible), la fraction de vide moyenne dans le cœur, le réseau de barres de contrôle et de canaux etc., on peut tracer des courbes limites à rapport critique constant et à température au centre constante. Le point de fonctionnement d'un réacteur doit se trouver en dessous de ces courbes.

On constate que les écoulements giratoires, en faisant reculer la courbe limite de flux critique, élargissent la plage autorisée. On peut même admettre que jusqu'à des puissances spécifiques de l'ordre de 100 kW/l le flux critique n'intervient plus comme une limitation.

On trouve le point de fonctionnement de la plupart des réacteurs à eau bouillante au voisinage du point d'intersection des deux courbes limites, là où une augmentation de puissance spécifique entraînerait une réduction importante du diamètre des barreaux combustibles et une augmentation de la longueur totale de barreau.

La limitation à l'augmentation de puissance spécifique d'un réacteur à eau bouillante équipé de vrilles, ne provient donc, eu respect à la tenue du barreau combustible, que de la température au centre. Il est évident qu'une augmentation de la température du combustible relèverait la courbe limite au-dessus de celle qui est figurée. Ceci ne présente pas d'intérêt notable pour un réacteur du type usuel car

on ne pourrait aller que vers une réduction de la puissance spécifique. Par contre, c'est d'un intérêt primordial pour un réacteur à vrilles car on pourrait augmenter le diamètre du barreau tout en restant en dessous de la limite due au flux critique. On s'est cependant interdit une telle démarche dans cette étude, estimant que le risque couru en admettant la fusion au centre du barreau ne pouvait être pris sans que des études technologiques plus complètes ne soient menées.

II.-2. — LES LIMITATIONS DUES À LA STABILITÉ DU RÉACTEUR

La stabilité d'un réacteur comporte deux aspects: la stabilité d'ordre proprement nucléaire et la stabilité d'ordre hydrodynamique. Dans cette étude, dans un cas comme dans l'autre, les critères habituellement utilisés pour le calcul des réacteurs à eau bouillante sans vrilles ont dû être employés.

Cela est assez logique en ce qui concerne la stabilité nucléaire; en ce qui concerne la stabilité hydrodynamique, la méthode paraît plutôt pessimiste.

Le critère retenu en matière de stabilité nucléaire consiste à maintenir une constante de temps du combustible supérieure au temps de séjour des bulles dans le cœur. La réduction de diamètre des barreaux combustibles produit un effet défavorable qui est compensé par la réduction du facteur de recirculation.

Les instabilités hydrodynamiques apparaissent lorsque la perte de charge de la colonne bouillante devient trop grande vis-à-vis de la perte de charge dans la colonne non-bouillante. Comme le réacteur à vrilles conduit à une perte de charge de la colonne bouillante plus élevée que dans un réacteur de type usuel, le même rapport pourra être conservé grâce à un aménagement convenable des diaphragmes d'entrée du cœur.

II.-3. — LIMITATIONS DUES AU CONTRÔLE DU RÉACTEUR

Le contrôle du réacteur bouillant à puissance spécifique élevée pose un problème complexe. Le réacteur de référence contient 148 barres de contrôle, en réseau « D », avec un pas de 304,8 mm (12 inches). En régime établi, le cycle de combustible est assuré par un renouvellement annuel d'environ 20 % du combustible. Le taux de combustion moyen du combustible déchargé est de 22 500 MWJ/tU. Ceci correspond à un enrichissement du combustible neuf de renouvellement de 2,35 %. La réactivité après chaque rechargement est telle qu'il n'est nécessaire d'utiliser qu'une faible quantité de poison consommable.

Une façon naturelle d'établir la comparaison économique consiste à vouloir conserver les conditions de renouvellement du combustible. Pour une faible augmentation de la puissance spécifique, on peut agir sur trois facteurs:

— premièrement, on peut augmenter la fraction du cœur renouvelée chaque année,

- deuxièmement, on peut augmenter le taux de combustion du combustible pé-chargé,
- troisièmement, on peut réduire le pas des barres de contrôle.

Mais on se heurte alors à deux limitations: la première est d'ordre technologique et concerne le pas des barres de contrôle qui ne peut pas être réduit au-dessous de 254 mm (10 inches) tant que l'on utilise les mécanismes existants de commande des barres; la seconde concerne la quantité de combustible renouvelé chaque fois puisqu'on sait que le renouvellement de plus de 25 % du cœur risque de conduire, dans le cas du réseau carré, à des pics de flux prohibitifs.

La conséquence de cela est que, si on augmente la puissance spécifique au-delà d'une certaine valeur on se trouve devant l'alternative suivante: garder le renouvellement annuel de 25 % du cœur ou garder constante la réactivité après rechargement.

- a) Dans le premier cas le taux de combustion est augmenté ainsi que l'enrichissement du combustible de renouvellement et la réactivité correspondante qui ne peut plus être contrôlée à l'aide des seules barres de contrôle. Il faut alors faire appel à un moyen de contrôle auxiliaire tel que le poison consommable.
- b) Si on ne veut pas augmenter la réactivité après rechargement du combustible neuf, l'augmentation de puissance spécifique oblige à raccourcir la période entre les deux rechargements. L'enrichissement du combustible de renouvellement et la fraction de cœur rechargée sont des variables liées dépendant du taux de combustion imposé. Il faut noter de plus, la légère augmentation d'enrichissement due aux fuites neutroniques accrues du fait de cœurs de dimensions réduites.

Les évaluations économiques ont été faites dans les deux hypothèses a) et b) en admettant toujours un renouvellement de 25% du combustible, bien que cette valeur paraisse un peu pessimiste.

III. — Caracteristiques techniques des reacteurs

Quatre éléments combustibles ont été conçus avec un rapport de modération (volume d'eau/volume de combustible) de 2,4 et un réseau de barres de contrôle du type "D" avec un pas de 254 mm. Les caractéristiques des réseaux de barreaux combustibles à l'intérieur des canaux sont données dans le tableau I.

Les puissances spécifiques étudiées couvrent un intervalle allant jusqu'à 2,5 fois celle du réacteur de référence. La technologie envisagée pour les assemblages combustibles à vrilles est basée sur les connaissances acquises à l'occasion des expériences déjà réalisées. La fabrication des bandes vrillées et leur soudure ont été mises au point pour la construction des sections d'essais destinées aux mesures de flux critique et de coefficients de perte de charge. Le bon comportement des

TABLEAU I. — Caractéristiques géométriques des réseaux

	réacteur de référence	Réseau I	Réseau II	Réseau III	Réseau IV
Pas de barres de contrôle	304,8 mm	254 mm	254 mm	254 mm	254 mm
Épaisseur des parois des boîtiers	2 mm	2 mm	2 mm	2,25 mm	2,5 mm
Nombre de barreaux par boîtier	7 × 7	7 × 7	8 × 8	9 × 9	10 × 10
Diamètre des pastilles de combustible	12,5 mm	10,2 mm	8,9 mm	7,9 mm	7,1 mm
Épaisseur de gainage	0,9 mm	0,75 mm	0,65 mm	0,60 mm	0,55 mm
<i>Diamètre des barreaux combustibles</i>	<i>14,4 mm</i>	<i>11,9 mm</i>	<i>10,4 mm</i>	<i>9,3 mm</i>	<i>8,4 mm</i>
<i>Puissance spécifique du cœur</i>	<i>35,8 kW/l</i>	<i>51,7 kW/l</i>	<i>63,7 kW/l</i>	<i>78,8 kW/l</i>	<i>95,0 kW/l</i>

faisceaux de vrilles soudées a déjà reçu une première confirmation à la suite d'une expérience de corrosion en boucle à eau bouillante simulant les conditions du réacteur.⁽¹⁾

Une meilleure connaissance de la corrosion des vrilles est attendue de l'irradiation d'un assemblage combustible à vrilles qui est actuellement en cours dans le réacteur de Kalh de la VAK, expérience rendue possible grâce à la compréhension de RWE et BAYERNWERK GmbH. La construction de cet assemblage expérimental a prouvé qu'il n'y avait pas de problèmes majeurs en ce qui concerne la fabrication des assemblages à vrilles; ceux qui ont apparus ont été facilement résolus. L'assemblage des barreaux combustibles dans le faisceau de vrilles s'est même trouvé être beaucoup plus facile que prévu.

On peut voir sur la planche 2 l'assemblage expérimental avant sa mise en pile.

Parmi un grand nombre de réacteurs étudiés, six ont été choisis en vue de la comparaison économique, apparaissant comme les plus facilement réalisables. Quatre sont respectivement représentatifs des quatre puissances spécifiques, deux autres, à 63,7 kW/l sont destinés à permettre l'étude de l'incidence économique d'une variation de la hauteur active. Les principales caractéristiques de ces réacteurs sont données dans le tableau II. L'agencement général du réacteur est représenté sur la planche 3.

⁽¹⁾ Voir la communication à cette conférence de MM. Cl. MOUSSEZ et A. ROSUEL: «Recherches expérimentales sur les écoulements centrifuges».

TABLEAU II. — Principales caractéristiques des réacteurs retenus pour l'étude économique

	R 1	R 2	R 7	R 8	R 9	R 12
Type de réseau	I	II	II	II	III	IV
Puissance spécifique kW/l	51,7	63,7	63,7	63,7	78,8	95,0
Longueur active (H)	3,660 m	3,660 m	3,205 m	2,890 m	2,752 m	2,634 m
Nombre de canaux	608	480	548	608	516	448
Diamètre équivalent (D)	3,540 m	3,140 m	3,355 m	3,540 m	3,256 m	3,036 m
Rapport H/D	1,03	1,17	0,95	0,82	0,85	0,87
Diamètre interne de la cuve de pression	5,516 m	4,740 m	4,915 m	5,156 m	4,990 m	4,740 m
Débit total (t/hr)	21 830	16 170	19 590	22 570	16 920	16 880
Facteur de recirculation	6,90	5,09	6,16	7,10	5,25	5,31
Fraction de vide moyenne (%)	29,3	32,1	30,5	29,3	32,1	32,5
Titre à la sortie (%)	24,9	34,3	27,8	23,9	35,5	33,3
Température maximale du combustible	2 450 °C	2 440 °C	2 440 °C	2 440 °C	2 440 °C	2 450 °C
Stabilité	stable	juste stable	stable	stable	juste stable	juste stable
Poids — force de levage	≥ 0	≥ 0	> 0	> 0	> 0	> 0

Ces réacteurs ont été étudiés plus particulièrement sous les aspects suivants :

- hydraulique,
- stabilité,
- température du combustible,
- effets mécaniques,
- dimensionnement de la cuve,
- séparateurs de vapeur,
- puissance de pompage,
- enrichissement du combustible et possibilités de contrôle,
- facteur de pic de puissance dans les barreaux de coin.

III.-1. — HYDRODYNAMIQUE

Les calculs concernant la fraction de vide et les études de pression ont été faits à partir de données expérimentales sur les écoulements biphasés eau-vapeur à 70 bars. Pour les plus fortes puissances spécifiques, des extrapolations ont dû être faites et on ne saurait les confirmer sans que de nouvelles mesures soient réalisées.

La chute de pression à la traversée d'un cœur de réacteur à vrilles est plus élevée que dans un réacteur de type usuel. Ceci est dû aux effets suivants :

- la section de passage est réduite à cause de la puissance spécifique accrue,
- le titre en vapeur est plus élevé,
- les pertes de charge par frottements sont accrues du fait de la présence des vrilles et du fait des diamètres hydrauliques réduits.

Pour ne pas atteindre des pertes de charges prohibitives, le facteur de recirculation a été diminué. L'augmentation du titre en vapeur qui en résulte peut être admise étant donné l'effet considérable des vrilles sur le relèvement du flux critique.

C'est pour éviter les instabilités dues à des fractions de vide trop élevées que le débit n'a pas été plus réduit.

III.-2. — STABILITÉ

D'après les critères couramment utilisés dans le calcul des réacteurs à eau bouillante du type usuel, les six réacteurs sont stables.

Les connaissances manquantes sur les instabilités des écoulements tourbillonnaires devront être recherchés dans le prochain programme expérimental.

III.-3. — TEMPÉRATURE DU COMBUSTIBLE

La température du combustible a été calculée d'après les données les plus récentes concernant la conductibilité thermique de l' UO_2 . Une surpuissance de 15 % est autorisée avant d'atteindre la fusion au point le plus chaud.

III.-4. — EFFETS MÉCANIQUES

Le roulement des barres de contrôle sur les parois des boîtiers exige une déformation minimale de celles-ci sous la différence de pression qui règne de part et d'autre. Pour plusieurs réacteurs, l'épaisseur de paroi de 2 mm a dû être augmentée à cause de la perte de charge trop élevée à la traversée du cœur.

En ce qui concerne la fabrication des boîtiers, des difficultés risquent alors d'apparaître au pliage de tôles avec des rayons de courbure plus petits. Ils ont été facilement résolus dans le cas de la fabrication de l'assemblage expérimental pour Kahl (épaisseur 2 mm, rayon de courbure 5,5 mm) mais devront être réexaminés pour des tôles plus épaisses.

Pour les puissances spécifiques les plus élevées, la différence de pression entre le bas et le haut des assemblages conduit à une force de levage qui arrive à être supérieure à leur poids. Un problème de fixation des assemblages combustibles doit alors être résolu.

III.-5. — DIMENSIONNEMENT DE LA CUVE DE PRESSION

Le diamètre interne de la cuve de pression a été déduit de considérations sur l'épaisseur de la protection d'eau d'une part et sur l'encombrement des pompes de recirculation d'autre part.

L'épaisseur des parois a été interpolée à partir des réacteurs connus.

III.-6. — SÉPARATEURS DE VAPEUR ET SÈCHEURS

Les séparateurs de vapeur sont d'un type étudié par l'AEG pour être disposés au-dessus de la zone de retour, analogues à ceux de Lingen. 188 unités sont nécessaires pour chacun des six réacteurs étudiés. Ils sont disposés à la partie supérieure de la zone de retour de façon à laisser libre l'accès aux éléments combustibles pour le rechargement.

Ils assurent une humidité inférieure à 3 % à l'entrée des sècheurs. A la sortie de ceux-ci, elle est inférieure à 0,1 %.

III.-7. — PUISSANCE DE POMPAGE

Les pompes de recirculation sont des pompes internes étudiées par AEG. Le tableau III résume leurs caractéristiques.

TABLEAU III. — Caractéristiques des pompes de recirculation

	R 1	R 2	R 7	R 8	R 9	R 12
Hauteur (at)	2,00	2,15	2,04	2,00	2,16	2,70
Nombre de pompes	5	4	5	5	4	4
Débit par pompe (t/hr)	4 400	4 100	4 000	4 500	4 300	4 300
Puissance de pompage (MW)	2,20	1,74	1,84	2,32	1,80	2,33

III.-8. — ENRICHISSEMENT EN U-235 ET POSSIBILITÉ DE CONTRÔLE

L'enrichissement nécessaire au combustible neuf a été déterminé dans les deux hypothèses de cycle de combustible:

- a) rechargement annuel,
- b) rechargement à taux de combustion constant.

L'enrichissement du premier cœur, celui du combustible de renouvellement et les concentrations isotopiques des principaux composants au moment du déchargement ont été déterminées. Les tableaux IV et IV A donnent ces valeurs.

III.-9. — FACTEURS DE PIC DE FLUX DANS LES BARREAUX DE COIN

A cause de l'encombrement des vrilles, les barreaux combustibles ne peuvent pas être aussi près des parois des boîtiers que dans un réacteur de type usuel. Il s'en suit des pics de puissance dans les barreaux de coin légèrement plus élevés.

Ils ont été calculés et le résultat est présenté dans le tableau V.

IV. — Calculs Economiques

Les calculs économiques ont été faits selon la méthode dite du bilan actualisé.

Les principaux points retenus pour le calcul du cycle de combustible sont les suivants:

- suppression des entretoises,
- les faisceaux de vrilles,
- la fabrication de barreaux plus petits,

TABLEAU IV. — Caractéristiques du combustible dans le cas du rechargement annuel

	R 1		R 2, R 7, R 8		R 9		R 12	
Puissance spécifique du combustible (kW/kg U)	22,1		28,2		34,95		42,2	
	premier cœur	cœur à l'équilibre	premier cœur	cœur à l'équilibre	premier cœur	cœur à l'équilibre	premier cœur	cœur à l'équilibre
Taux de combustion par cycle (MWJ/t U)	—	5980	—	7630	—	9450	—	11440
Taux de combustion du combustible déchargé (MWJ/t U)	17000	23290	21800	30520	27000	32700	32700	45760
Enrichissement %	1,90	2,34	2,36	2,94	2,86	3,59	3,39	4,30
Supplément de réactivité à contrôler	14,9 %	0 %	21,4 %	2,3 %	28,5 %	4,8 %	36,1 %	7,5 %
<i>Concentrations isotopiques du combustible déchargé</i>								
U-235	0,558	0,679	0,649	0,764	0,716	0,862	0,794	0,971
Pu-239	0,3578	0,3732	0,3737	0,3678	0,3701	0,3591	0,3634	0,3497
Pu-240	0,1245	0,2338	0,2205	0,2979	0,2868	0,3076	0,3057	0,3029
Pu-241	0,0459	0,0994	0,0930	0,1331	0,1258	0,1371	0,1364	0,1339
Pu-242	0,0091	0,0423	0,0366	0,0936	0,0775	0,1150	0,1102	0,1148

TABLEAU IV A. — Caractéristiques du combustible dans le cas du déchargement à taux de combustion constant

	R 1		R 2, R 7, R 8		R 9		R 12	
Puissance spécifique du combustible (kW/kg U)	22,1		28,2		34,95		42,2	
	premier cœur	cœur à l'équilibre	premier cœur	cœur à l'équilibre	premier cœur	cœur à l'équilibre	premier cœur	cœur à l'équilibre
Taux de combustion moyen par cycle (MWJ/tU)	—	5980	—	5980	—	5980	—	5980
Taux de combustion du combustible déchargé (MWJ/tU)	17000	23920	17000	23920	17000	23920	17000	23920
Réactivité excédentaire à contrôler	14,9 %	—	14,9 %	—	14,9 %	—	14,9 %	—
Enrichissement %	1,90	2,34	1,95	2,39	2,01	2,45	2,07	2,51
Durée du cycle (entre deux recharges) (ans)	2,84	1	2,23	0,78	1,80	0,63	1,49	0,52
<i>Concentrations isotopiques du combustible déchargé</i>								
U-235	0,557	0,678	0,607	0,728	0,667	0,788	0,727	0,848
Pu-239	0,3578	0,3732	0,3615	0,3732	0,3643	0,3728	0,3665	0,3727
Pu-240	0,1245	0,2338	0,1308	0,2393	0,1387	0,2446	0,1467	0,2496
Pu-241	0,0459	0,0994	0,0486	0,1022	0,0523	0,1047	0,0558	0,1073
Pu-242	0,0091	0,0423	0,0100	0,0451	0,0118	0,0477	0,0132	0,0502

TABLEAU V. — Facteurs de pic de puissance dans les barreaux de coin

	R 1	R 2, R 7, R 8	R 9	R 12
Type de réseau	I	II	III	IV
Facteur de pic dans les barreaux de coin	1,29	1,31	1,33	1,35
Facteur de pic dû aux barres de contrôle	1,17	1,165	1,152	1,155

- l'enrichissement du combustible du premier cœur et celui du combustible de renouvellement,
- l'enrichissement du combustible déchargé,
- la production de Plutonium.

La fabrication en série des vrilles a été étudiée et la conclusion a été que leur prix de revient par kilo d'uranium est comparable à celui des entretoises. Il est prévu que le faisceau de vrilles ne peut servir qu'une seule fois.

Le prix de l'uranium enrichi a été pris d'après les catalogues de l'AEC de 1962. Les prix du traitement du combustible déchargé provient aussi de documents émanant de l'AEC (il n'intervient pratiquement pas dans le calcul par différences). Le Plutonium a été pris en compte avec prix de vente de 10 \$ par gramme.

TABLEAU VI. — Gains sur les parties fixes du réacteur (DM)

	R 1	R 2	R 9	R 12
Cuve de pression	+ 1 680 000	+ 3 450 000	+ 2 870 000	+ 4 440 000
Suppression de pression	+ 250 000	+ 400 000	+ 350 000	+ 500 000
Pompes de recirculation	+ 1 200 000	+ 1 800 000	+ 1 800 000	+ 1 800 000
Divers	+ 280 000	+ 420 000	+ 420 000	+ 420 000
TOTAL	+ 3 410 000	+ 6 070 000	+ 5 440 000	+ 7 160 000

TABLEAU VII. — Economies sur le prix de revient de l'électricité (DPf/kWh)

	R 1		R 2		R 9		R 12	
	a	b	a	b	a	b	a	b
Gains sur les installations fixes	+ 0,016	+ 0,016	+ 0,029	+ 0,029	+ 0,026	+ 0,026	+ 0,034	+ 0,034
Gain sur le cycle de combustible	+ 0,047	+ 0,030	+ 0,049	+ 0,029	+ 0,047		+ 0,047	— 0,068
TOTAL	+ 0,063	+ 0,046	+ 0,078	+ 0,058	+ 0,073		+ 0,081	— 0,034

Dans l'évaluation des éléments fixes du réacteur, les chapitres suivants ont été retenus :

- la cuve de pression,
- les pompes de recirculation.
- le système de suppression de pression,
- l'enceinte étanche,
- la protection,
- les séparateurs de vapeur et les sécheurs.

Les gains correspondants sont donnés dans le tableau VI. Le tableau VII donne, pour chaque réacteur calculé (un par puissance spécifique), l'économie réalisée sur le prix de revient du kWh et ce, dans les deux cas de cycle de combustible retenus.

Tous les calculs ont été faits avec les conditions économiques en Allemagne de l'Ouest. — (Voir tableau VIII).

TABLEAU VIII. — Conditions économiques

Puissance électrique nette	600 MW	} (de petites variations tiennent compte des diverses puissances de pompage)
Puissance thermique	≈ 1 800 MW	
Rendement de fonctionnement (démarrage, périodes de charge partielle...)	0,9664	
Heures de fonctionnement à pleine charge par an	6 500 h	
Durée de vie de la centrale	17 a	
Intérêt	7 %	
Impôts	3 %	

Il faut noter que ces résultats ont été établis avec certaines hypothèses défavorables, en particulier :

- il n'a pas été tenu compte de la réduction du nombre des barres de contrôle,
- les prix de fabrication des barreaux combustibles ont été surévalués (Les progrès dans la fabrication des pastilles d'UO₂, la fabrication automatique de certaines parties conduiront à des prix de revient plus bas et réduiront les différences entre les prix de fabrication de barreaux de diamètres différents).
- il n'a pas été tenu compte de la possibilité de réduire les dimensions de certaines parties de la construction (le stockage du combustible, par exemple) ni d'une éventuelle réduction de la surface occupée.

V. — Conclusion

Les calculs fondés sur l'hypothèse que les vrilles éliminent la limitation due au flux critique montrent qu'il y a un intérêt économique certain à construire des réacteurs à eau bouillante à vrilles dont la technologie serait dérivée de celles des réacteurs à eau bouillante actuels.

Cet intérêt devrait croître encore considérablement si la fusion au centre pouvait être admise.

Mais certains points doivent encore être mieux étudiés avant que la construction d'un tel réacteur puisse être envisagée:

- la compréhension des phénomènes intervenant dans le flux critique en écoulement giratoire induit par les vrilles,
- le comportement des vrilles sous la corrosion en pile.

Les études communes d'AEG et de SNECMA prévues pour l'année à venir avec l'appui d'EURATOM devraient fournir de nouvelles réponses. Des essais de flux critique sont en préparation et auront lieu à St. OUEN et à ISPRA.

Après l'analyse de l'expérience actuelle d'irradiation d'un assemblage combustible dans le réacteur de Kahl, il est souhaitable que des essais similaires aient lieu à plus haut flux calorifique dans un réacteur bouillant à circulation forcée. AEG vérifiera en particulier si une telle expérience ne serait pas possible dans le réacteur de Lingen par exemple.

Un projet complet de centrale nucléaire avec un réacteur bouillant à vrilles sera entrepris au cours de l'année prochaine.

Pour conclure, nous espérons que dans un proche avenir, nous disposerons de tous les éléments pour proposer aux producteurs d'énergie un réacteur européen à puissance spécifique élevée.

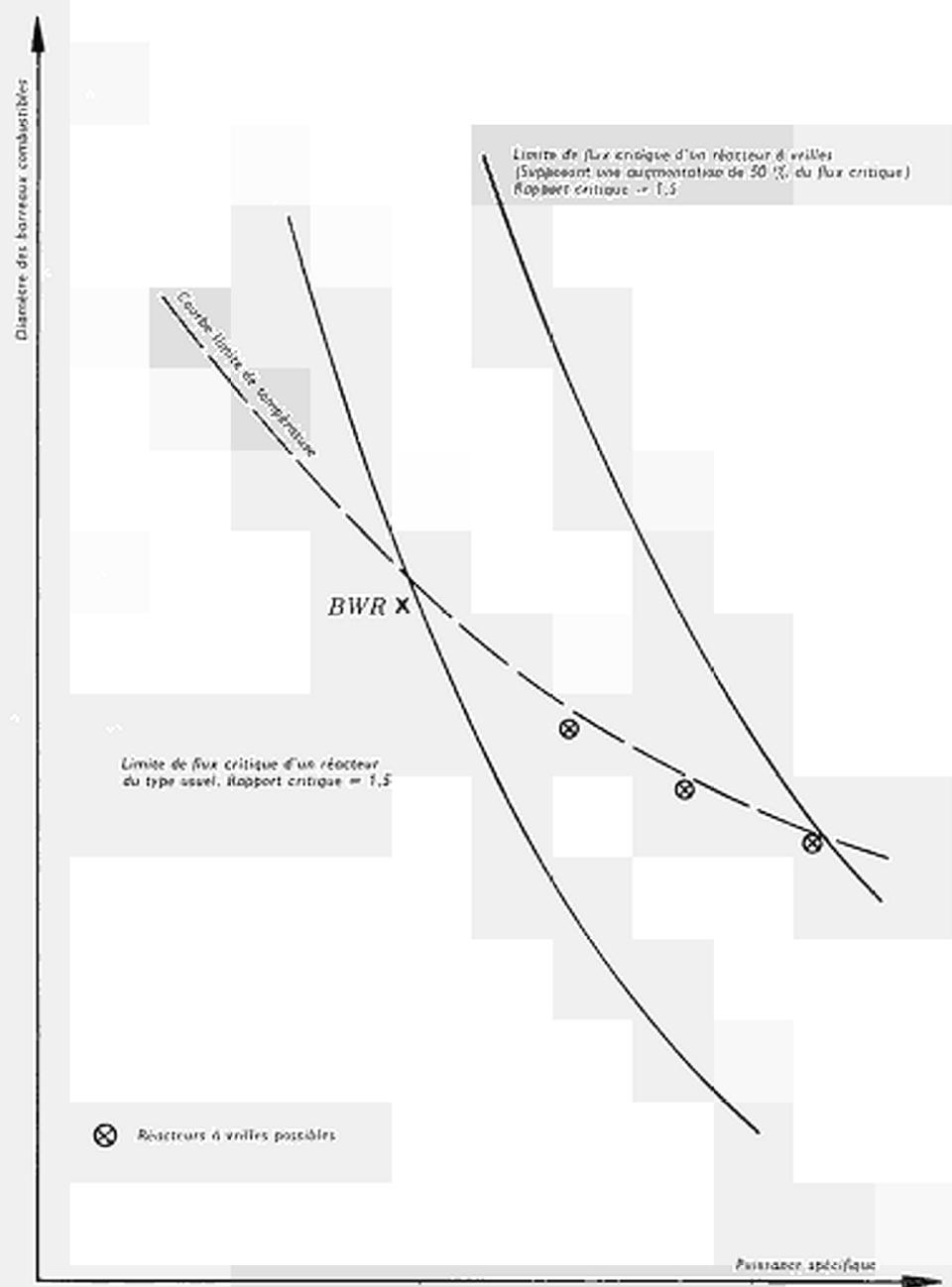
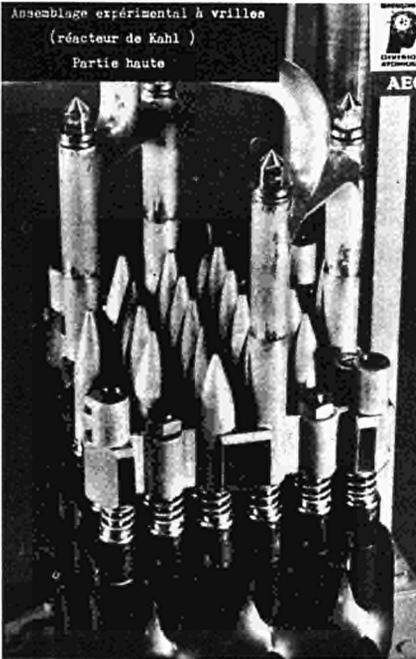
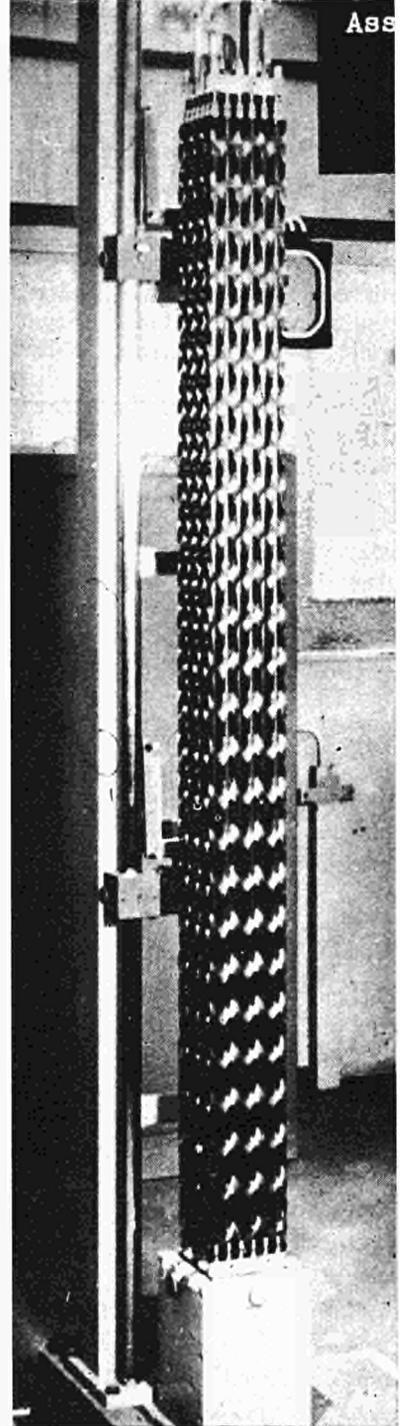


PLANCHE 1. — Courbes limites concernant la tenue des barreaux combustibles pour un réacteur à eau bouillante avec et sans vrilles

Assemblage combustible expérimental à vrilles pour irradiation dans le réacteur de Kahl photographié au cours du montage dans les ateliers d'AEG à Grosswelzheim.



Vue de la grille supérieure de l'assemblage montrant le détail du faisceau de vrilles réalisé dans les ateliers de la SNECMA



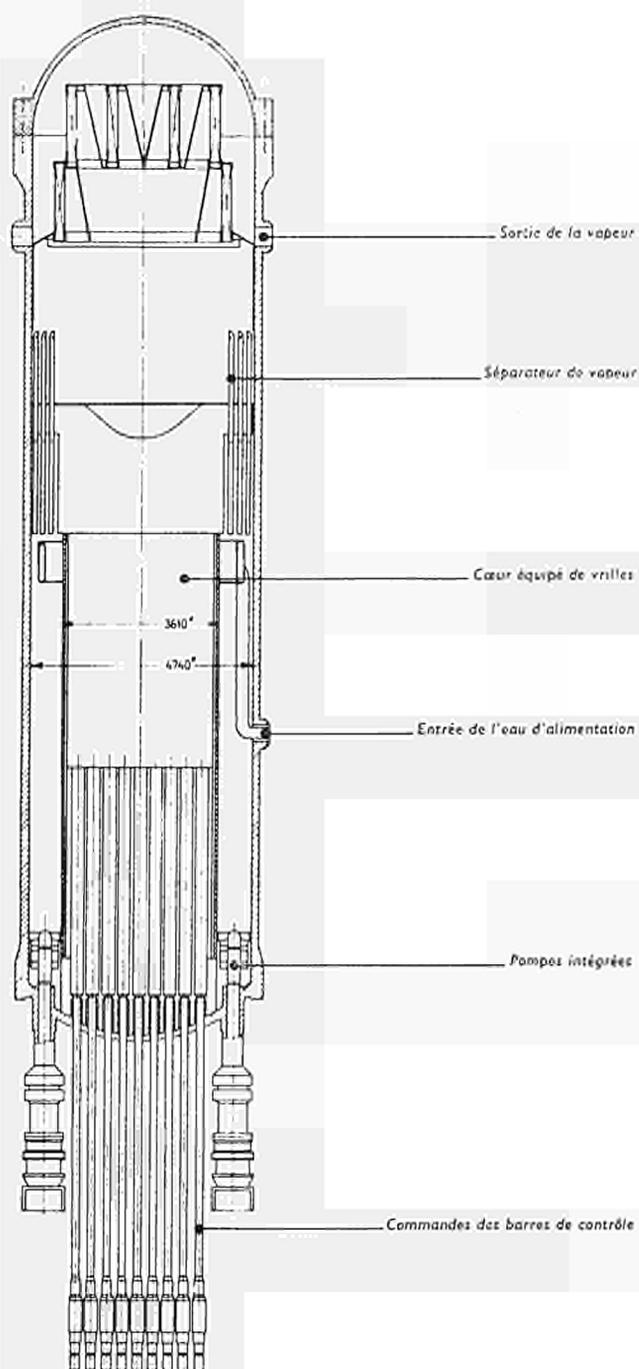


PLANCHE 3. — Schéma d'un réacteur bouillant à vrilles de 600 MWe

DIE ENTWICKLUNG DES AEG-DAMPFABSCHIEDERS

K.-H. LOCHMANN

Allgemeine Elektrizitäts-Gesellschaft — AEG Frankfurt a.M., Deutschland

ZUSAMMENFASSUNG

Der Übergang zu größeren Reaktorleistungen zwingt dazu, von der bisher im Siedewasserreaktor kleiner und mittlerer Leistung angewendeten Dampfabscheidung im Schwerkraftfeld abzugehen und Zwangsabscheider einzusetzen. Durch ihre Entwicklungstendenz zum Heißdampfreaktor wurde die AEG veranlaßt einen Dampfabscheider zu entwickeln, der im Rückströmraum des Reaktors untergebracht ist und den Raum oberhalb des Kernes für das beim Heißdampfreaktor notwendige Dampfführungssystem freiläßt. Im Fall eines Siedewasserreaktors kommt dieser Umstand der Zugänglichkeit des Kernes und einer kurzen Ausführung des Druckgefäßes zugute, ohne daß durch das Abscheidersystem der Druckgefäßdurchmesser vergrößert würde. Der Dampfabscheider wird am Beispiel des Kernkraftwerkes Lingen vorgestellt, die in ihm für die Anwendbarkeit in Großkraftwerken enthaltenen Entwicklungsmöglichkeiten werden umrissen.

I. — Dampfabscheidung - Wasserabscheidung

Wie auch im konventionellen Dampferzeuger bei einem Behälter- oder Trommelkessel sieht man sich im Siedewasserreaktor mit dem Problem konfrontiert, ein Wasser/Dampf-Gemisch in seine Phasen zu trennen. Hier wie dort will man erreichen, daß

- das nach der Trennung abfließende Wasser keine oder nur eng begrenzte Dampfmen gen enthält. In erster Linie ist diese Begrenzung des Dampfdruckflusses (carry-over) die Aufgabe der Dampfabscheider, sie tragen aber auch dazu bei, daß
- der aus dem Dampferzeuger (hier Reaktor) abgezogene Sattdampf keine oder nur eng limitierte Wassermengen enthält. Für diese Vermeidung des Wassermitrisses (carryover) sorgen aber letztlich die den Dampfabscheidern nachgeschalteten Wasserabscheider oder Dampftrockner.

Im vorliegenden Beitrag möchte ich mich nur mit dem Problem der Dampfabscheidung befassen.

Der oben angeführte Vergleich mit konventionellen Dampferzeugern legt die Vermutung nahe, daß man im Siedewasserreaktor die im Kesselbau üblichen Methoden zur Dampfabscheidung anwenden könnte.

Dies ist nur bedingt richtig oder — wenn man diese Frage beim heutigen Stand der Reaktorentwicklung beantworten sollte — kaum möglich.

Der wesentliche Unterschied liegt in drei Tatsachen begründet:

- Im Siedewasserreaktor sind Umlaufzahlen zwischen 8 und 10 üblich gegenüber einem Verhältnis der umlaufenden Wassermenge zur erzeugten Dampfmenge von etwa 4 im Trommelkessel.
- Die Leistungsdichte im Siedewasserreaktor beträgt ein Mehrfaches der Leistungsdichte in konventionellen Dampferzeugern.
- Die Anwendung konventioneller Dampfabscheidung ist durch die stehende Anordnung der Reaktordruckgefäße sehr erschwert.

II. — Anforderungen an die Dampfabscheidung in einem Siedewasserreaktor

Die Anforderungen an die Güte der Dampfabscheidung in einem Siedewasserreaktor werden neben aus dem konventionellen Sattdampferzeuger bekannten Gründen, wie Beeinträchtigung des Wasserumlaufes oder Kavitationsgefahr an den Umwälzpumpen, durch folgende Gesichtspunkte bestimmt:

- Der zulässige Dampfblasengehalt im Reaktorkern ist neben reaktorphysikalischen Gründen begrenzt durch Anforderungen an die hydrodynamische Stabilität des Kühlmittelumlaufes.
- Ein zu hoher Dampfanteil im Kern setzt überdies die Sicherheit gegen ein Durchbrennen der Brennelemente (burnout) infolge örtlicher Isolierung der Hüllrohre durch einen Dampffilm herab.
- Um dennoch bei erträglichem Aufwand an Pumpleistung der Umwälzpumpen zu einer genügend großen Leistungsdichte im Kern zu gelangen, sieht man eine gewisse Unterkühlung des in den Kern eintretenden Wassers vor. Diese wird durch zu hohen Dampfdruckfluß verringert.
- Das aus dem Dampfabscheidersystem in den Fallraum abströmende Wasser kann seine Aufgabe, die Druckgefäßwand gegen den Neutronenfluß abzuschirmen, umso weniger erfüllen, je mehr Dampfblasen durch den Dampfdruckfluß in den Rückströmraum mitgerissen werden.

Aus diesen Überlegungen resultiert die Forderung, den Dampfgehalt des in den Rückströmraum abfließenden Wassers $\leq 0,2$ Gew. % zu halten. Dieses Ziel soll erreicht werden mit möglichst geringem zusätzlichem Leistungsaufwand der Umwälzpumpe, d.h. möglichst geringem Druckverlust im Dampfabscheidersystem.

III. — Ausgeführte oder projektierte Dampfabscheidersysteme

III.-1. — NATURABSCHIEDUNG (BILD 1/1)

In Reaktoren kleiner Leistung ist es möglich, trotz der infolge der vertikalen Anordnung des Druckgefäßes relativ kleinen freien Wasseroberfläche die Dampf-

abscheidung innerhalb des Druckgefäßes nur mit Hilfe der Schwerkraftwirkung zu bewältigen. Ein Beispiel hierfür ist der seit 1961 betriebene 15 MWe-Reaktor des Versuchsatomkraftwerkes Kahl am Main (2), (6). Bei größeren Reaktorleistungen kann eine Schwerkraftabscheidung allerdings nur in einer gesonderten grossen Abscheidetrommel erreicht werden. Diese externe Naturabscheidung wurde z.B. im 1960 angefahrenen 210 MWe-Reaktor des Kernkraftwerkes Dresden (USA) verwirklicht (3), (4). Die Entwicklung geht jedoch zwangsläufig dahin, derart aufwendige Lösungen zu vermeiden und das Schwerkraftfeld in Zwangsabscheidern durch ein wesentlich stärkeres Zentrifugalkraftfeld zu ersetzen.

III.-2. — FALLTYPZYKLONE MIT VORGESCHALTETER NATURABSCHIEDUNG (BILD 1/2)

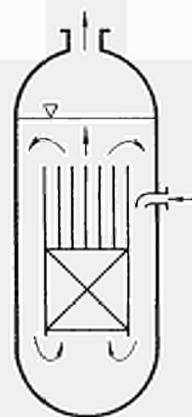
Mit dem in diesem Jahre angefahrenen 58-MWe-Siede-Überhitzerreaktor Pathfinder (USA) ging erstmals ein mit internen Zwangsdampfabscheidern ausgerüsteter Siedewasserreaktor in Betrieb. Die hier verwendete Lösung, einem im Rückströmraum angeordneten System von Falltypzyklonen — Zyklonabscheider in einem fallenden Wasserstrom — eine Naturabscheidung vorzuschalten, dürfte auf kleine Reaktorleistungen beschränkt bleiben (7).

III.-3. — STEIGTYPZYKLONE (BILD 1/3)

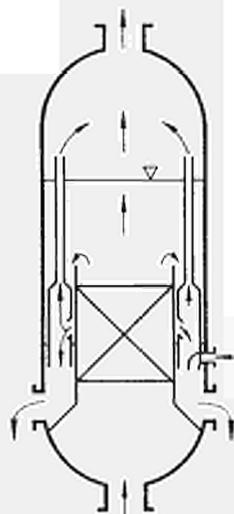
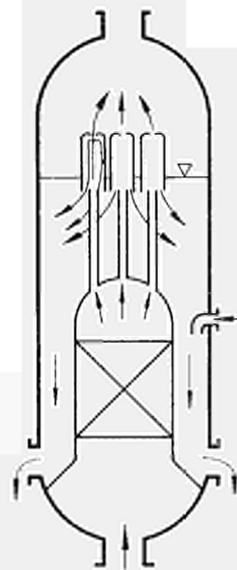
Der zur Zeit in der Anfahrperiode stehende 237 MWe-Siedewasserreaktor des Kraftwerkes Gundremmingen ist die erste größere Reaktoreinheit mit interner Dampfabscheidung. Man faßt hier das aus dem Kern austretende Gemisch in einem Gemischsammelkasten zusammen. Auf diesem sind — an Standrohren — die Abscheider angeordnet. Dem in den Standrohren aufsteigenden Gemisch wird beim Eintritt in den Abscheider durch Schaufelkränze eine Drallströmung aufgezwungen. Der leichtere Dampf wird zur Abscheiderachse hin in einen Wirbelzopf abgeschieden, das außen in einem Wasserring aufwärts strömende Wasser wird nach unten hin umgelenkt und in den Rückströmraum abgeführt.

III.-4. — RADIALSCHAUFEL-ABSCHIEDER (BILD 1/4)

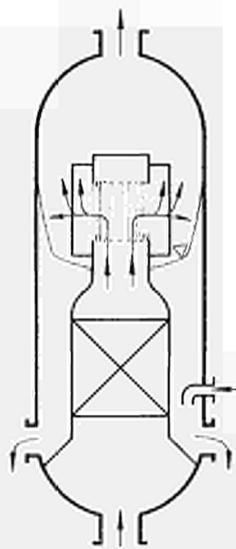
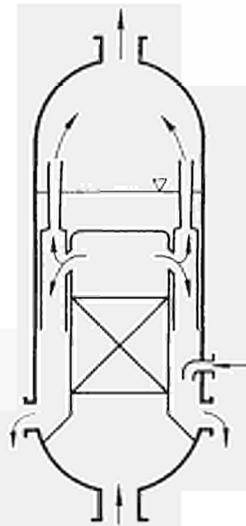
Ein sehr interessantes Projekt ist der Radialschaufel-Abscheider, dessen Verwirklichung vor allem im Wege steht, daß ohne einen Großversuch — z.B. Einsatz in einem bestehenden Reaktor — nicht abschließend über seine Brauchbarkeit geurteilt werden kann. Bei ihm tritt das gesamte aus dem Kern austretende Gemisch in einen Verteiler-Zylinder ein. Dieser ist an seinem Umfang mit Längsschlitz versehen, durch die das Gemisch zwischen radial angeordnete Kreisbogenschaufeln eintritt.



/1 Naturabscheidung

KAHL/2 Falltypzyklone
mit vorgeschalteter Naturabscheidung**PATHFINDER**

/3 Steigtypzyklone

GUNDREMMINGEN/4 Radialschaufel -
Abscheider

/5 Falltypzyklone

LINGEN

BILD 1. — Ausgeführte oder projektierte Dampfabscheider-Systeme

Während der Umlenkung in der Schaufel und nach dem Austritt des Gemischstrahles aus der Schaufel tritt die Separation ein. Die in spitzem Winkel auf die Druckgefäßwand auftreffenden Teilströme werden in einem großen, den ganzen Rückströmraumquerschnitt erfassenden Wirbel zusammengefaßt und nach unten abgeleitet (10).

III.-5. — FALLTYPZYKLONE (BILD 1/5)

Im oberen Teil des Rückströmraumes sind Zyklonabscheider angeordnet, in die das Gemisch tangential durch Einströmstutzen aus dem Gemischkasten übertritt. Im Zyklon sammelt sich der Dampf im Kern und strömt nach oben in den Dampfraum ab, während das Wasser ohne Umlenkung nach unten in den Rückströmraum entlassen wird. In dieser Form wird das interne Dampfabscheidersystem im 160 MWe-Siedewasserreaktor des Kernkraftwerkes Lingen (KWL) verwirklicht, das 1968 in Betrieb gehen wird (8), (9), (11).

IV. — Der Falltypzyklon der AEG

IV.-1. — GRÜNDE FÜR DIE AUSWAHL

Bereits im Jahre 1959 wurden bei der AEG erste Untersuchungen auf dem Gebiet der internen Dampfzangsabscheidung angestellt(1). Man begann mit dem Gedanken, unmittelbar am Brennelementaustritt durch Drallgitter eine Separationszone in einem Zentrifugalfeld zu erzeugen und den Dampf kern nach oben abzuführen. Sehr bald aber wurden die Arbeiten durch die bei der AEG verfolgte Entwicklungslinie zum integrierten Siedewasser-Überhitzer-Reaktor — wie er im Heißdampfreaktor Großwelzheim im Jahre 1968 als Prototyp in Betrieb gehen wird — in eine andere Richtung gelenkt. Man mußte sich um ein Abscheiderkonzept bemühen, das auch für die Verwendung in großen Reaktoreinheiten aussichtsreich erschien und den Raum über dem Kern für die bei einem Heißdampfreaktor notwendigen Dampfzuführungssysteme freiließ. Außerdem schien es möglich, an der Höhe des Druckgefäßes durch Anordnung des Abscheidersystems im Rückströmraum einzusparen, obwohl man außerdem im Rückströmraum auch die Unterbringung der Umwälzpumpen anstrebte. So wandte man sich 1962 endgültig der Entwicklung eines im oberen Teil des Rückströmraumes angeordneten Falltypzyklons zu. Eine vorgeschaltete Naturabscheidung — wie in III.-2 beschrieben, (Bild 1/2) — faßte man nicht ins Auge, da durch sie bei der beschriebenen Anordnung die Belastung der Abscheider durch die geringe Zulaufhöhe stark eingengt ist, außerdem die Zyklone tief im Rückströmraum angeordnet werden müssen. Dies verringert einmal die Abschirmung der Druckgefäßwand — will man den Rückströmraumquerschnitt nicht vergrößern — und versperrt weitgehend die Möglichkeit des Einbaues interner Umwälzpumpen im Druckgefäß.

IV.-2. — BISHERIGE ENTWICKLUNGSARBEITEN

Die Arbeiten zur Entwicklung des Dampfabscheidersystems standen von Anfang an unter folgenden Gesichtspunkten.

- Die Dimensionierung des Rückströmraumes sollte wie bisher bestimmt sein durch die erforderliche Abschirmwirkung des in ihm abwärts strömenden Wassers, d.h. die Anordnung des Abscheidersystems im Rückströmraum sollte nicht zu einer Vergrößerung des Druckgefäßdurchmessers führen.
- Das Be-, Ent- und Umladen des Kernes sollte ohne Ausbau des Abscheidersystems möglich sein. Der für den Einbau des Abscheidersystems verfügbare Ringraum wurde damit nach innen praktisch durch den Kernmantel begrenzt.
- Die Anordnung des Abscheidersystems im Rückströmraum sollte nicht die Möglichkeit des Einbaues interner Umwälzpumpen versperren.

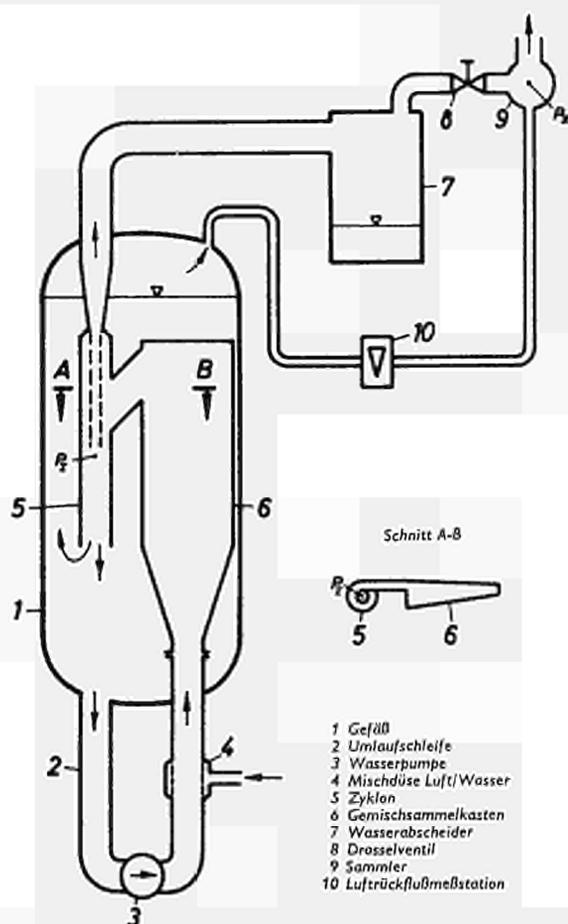


BILD 2. — Luft/Wasser-Versuchsstand mit Falltypzyklon

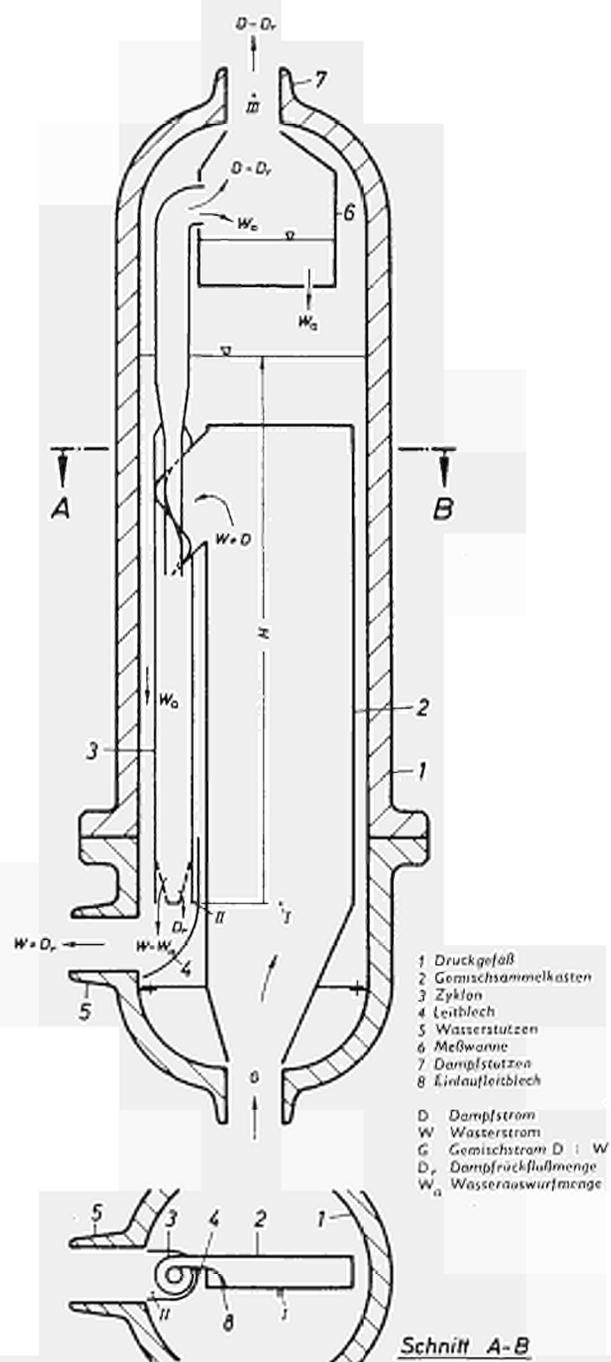


BILD 3. — Druckgefäß für Dampfversuche mit eingesetztem Falltypzyklon

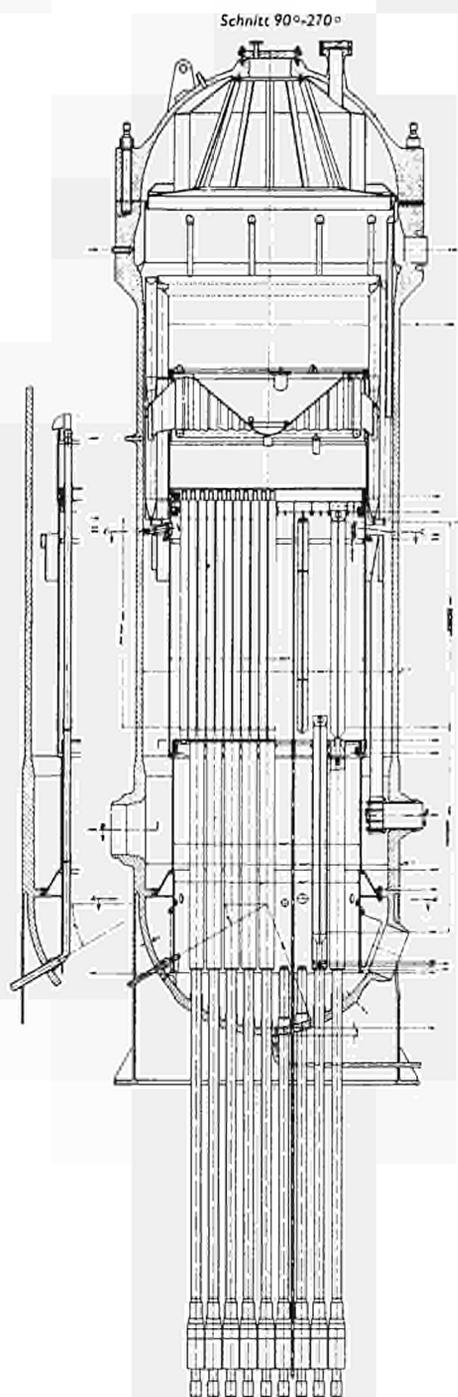


BILD 4. — Anordnung des Dampfabscheider-Systems im Kernkraftwerk Lingen

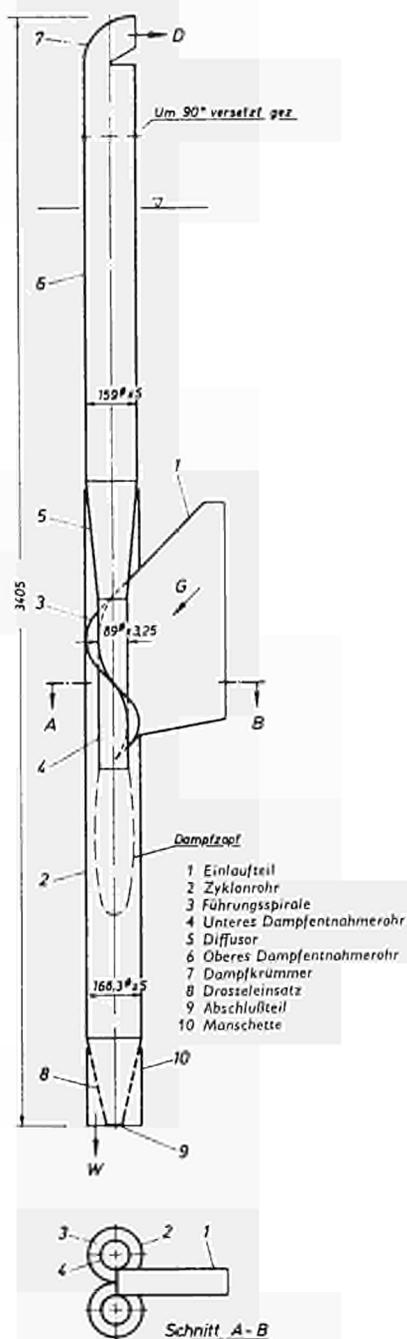


BILD 5. — Der KWL-Dampfabscheider

Unter diesen Randbedingungen sollte als erstes Ziel die Entwicklung eines Dampfabscheidersystems für das Kernkraftwerk Lingen erreicht werden. An Versuchseinrichtungen stand ein Niederdruckversuchsstand zur Verfügung, (Bild 2). Mit Luft/Wasser-Gemischen wurden in diesem Versuchskreislauf die Strömungsverhältnisse in einem Abscheiderzyklon untersucht.

In Vergleichsversuchen wurde eine aussichtsreiche Außenabmessung des Zyklons ermittelt und unter Beibehaltung dieser wichtigsten Abmessung ein für den Reaktor Lingen verwendbarer Abscheider konzipiert. Dieser hiermit angedeutete Verzicht auf den Versuch, den Falltypzyklon auch hinsichtlich seiner Hauptabmessungen zu optimieren, war diktiert durch die Terminalsituation. Es war einfach unmöglich, in einem breit angelegten Programm zu einer möglichst in jeder Hinsicht günstigen Lösung zu gelangen.

Eine weitere Einschränkung machte die Arbeiten von vornherein sehr schwierig: Die Möglichkeit zu experimentellen Untersuchungen bestand praktisch nur in dem bereits erwähnten Luft/Wasser-Versuchsstand. Nun sind aber die Stoffwerte und Betriebsbedingungen in einem Luft/Wasser-System bei Raumtemperatur und nahezu Atmosphärendruck gänzlich andere als in einem Dampf/Wasser-System unter Reaktorbetriebsbedingungen, also 70 atü, 285 °C. Ständig mußte also aus den Ergebnissen der Luft/Wasser-Messungen auf das wahrscheinliche Betriebsverhalten des Abscheiders unter Reaktorbetriebsbedingungen geschlossen werden — wenn es auch in gewissen Grenzen gelang, durch entsprechende versuchstechnische Vorkehrungen das Verhalten des Abscheiders unter echten Betriebsbedingungen zu simulieren. Des näheren sind diese Arbeiten in (8) und (11) beschrieben.

Es ist nach dem Vorgesagten verständlich, daß völlig ohne Bestätigung der getroffenen Voraussagen über das Betriebsverhalten durch unter Reaktorbetriebsbedingungen durchgeführte Messungen ein Abscheidersystem — und sei es noch so vielversprechend — im Reaktor nicht eingesetzt werden kann und darf. So wurde im August/September 1965 in einer nur dreiwöchigen Versuchsreihe in einem Versuchsstand der General Electric, den diese im Dampfkraftwerk Moss Landing der Pacific Gas and Electric Company in Kalifornien (USA) unterhält, die Bestätigung der dreijährigen Entwicklungsarbeit gesucht — und gefunden! (Bild 3), (9), (11).

IV.-3. — DAS DAMPFABSCHIEDERSYSTEM FÜR DAS KERNKRAFTWERK LINGEN

Aufgrund der Ergebnisse der vorstehend erwähnten Messungen war es nunmehr möglich, endgültig die Ausführung des Dampfabscheiders für KWL festzulegen. Seine Anordnung im Druckgefäß des Reaktors zeigt Bild 4. Die Abscheider sind als Zwillingsszyklone ausgebildet, Bild 5, und ihre Unterkante schließt mit der Oberkante der aktiven Kernzone ab. Wie ersichtlich, ist nach Abheben des Gemischkasten-deckels der gesamte Kern von oben frei zugänglich.

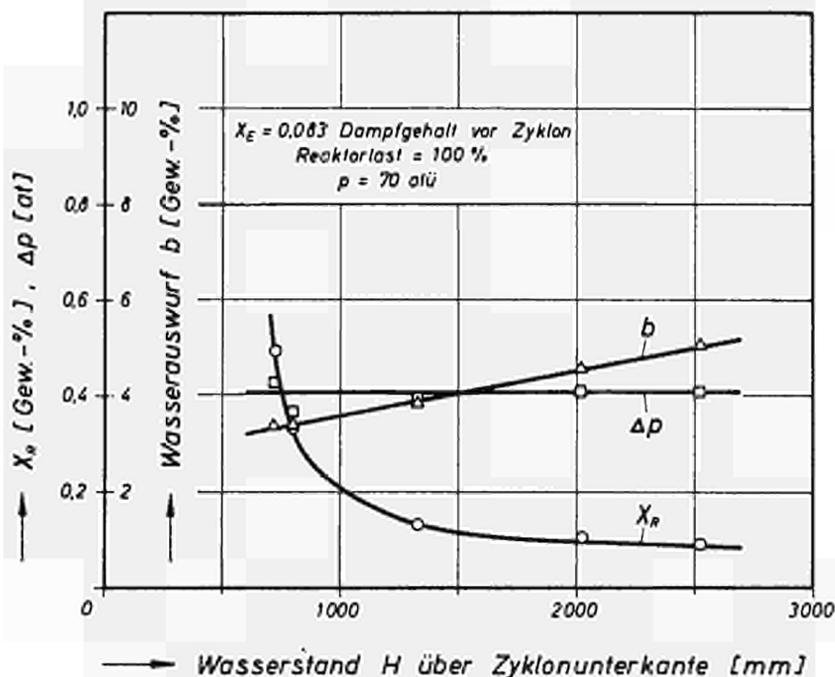


Bild 6. — KWL-Dampfabscheider:
Dampfrückfluß, Wasserauswurf und Druckabfall bei Nennlast

Das Betriebsverhalten des Abscheiders läßt sich wie folgt charakterisieren: Robust, weitgehend unabhängig vom Wasserstand, weit überlastbar. Diese unbestreitbaren Vorzüge müssen mit einem gewissen Nachteil bezahlt werden: Der Druckverlust ist verhältnismäßig hoch. Er beträgt bei 100 % Nennlast 0,4 at, gemessen vom Kernaustritt bis zu einer Stelle gleicher Höhe im Rückströmraum. Dies ist nun sicherlich ein noch annehmbarer Wert, dennoch wird im Laufe der Optimierung eine Absenkung angestrebt, die freilich dem Kernkraftwerk Lingen nicht mehr zugute kommt.

In den Bildern 6, 7 und 8 sind die markantesten Betriebsdaten des KWL-Dampfabscheiders aufgetragen über dem Wasserstand bzw. über der Reaktorlast. Es bedeuten (siehe auch Bild 3):

$$X_R = \frac{D_r}{D_r + W}$$

(%) Dampfgehalt des im Rückströmraum abströmenden Wassers,

D_r (kg/h)

mit dem aus dem Einzelzyklon abströmenden Wasser mitgeführter Dampfückfluß,

W (kg/h)

Wasserdurchsatz durch den Einzelzyklon.

$$b = \frac{W_a}{W_N}$$

 W_a
 W_N

$$\Delta p = p_I - p_{II}$$

 p_I
 p_{II}

(%) Wasserauswurf des Abscheiders in den Dampfraum des Reaktors,

(kg/h) mit dem Dampf in den Dampfraum des Reaktors ausgetragene Wassermenge.

(kg/h) Wasserdurchsatz durch den Zyklon bei Nennlast.

(at) Durch das Abscheidersystem verursachter zusätzlicher Druckabfall im Kühlmittelumlauf,

(atü) statischer Druck in der Gemischströmung am Kernaustritt,

(atü) statischer Druck im Rückstromraum in Höhe des Kernaustritts.

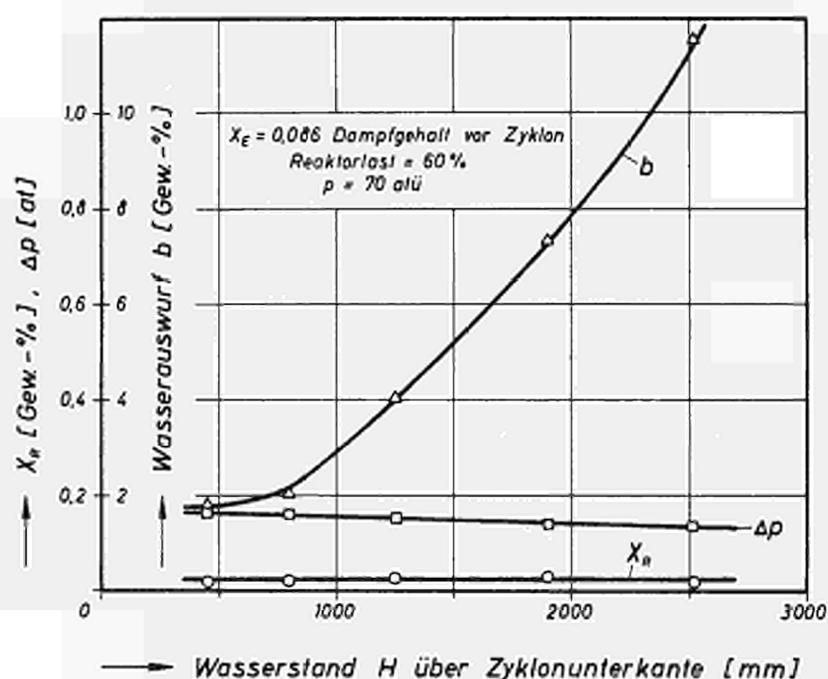


BILD 7. — KWL-Dampfabscheider:
 Dampfückfluß, Wasserauswurf und Druckabfall bei 60 % Last

Der mit steigendem Wasserstand anwachsende Wasserauswurf bleibt praktisch ohne ernstere Konsequenzen: In einer Höhe von ca. 1 m über dem Dampfaustritt des Abscheiders überstieg die Dampfuchte nie 1 %! Der Wasserauswurf wird also durch den Austrittskrümmen und die Sichtwirkung im Schwerfeld weitgehend abgetrennt. Eine Begrenzung für den Wasserauswurf ergibt sich jedoch aus der Überlegung, daß unbedingt ein Mitreißen von Dampf durch das auf den Reaktorwasserspiegel auftreffende und in den Rückströmraum abströmende Wasser verhindert werden muß. Dies könnte bei Wassergeschwindigkeiten von mehr als 0,25 m/sek eintreten, die im Fallraum zwischen den Abscheidern bei einem Wasserauswurf von mehr als 10 % erreicht werden.

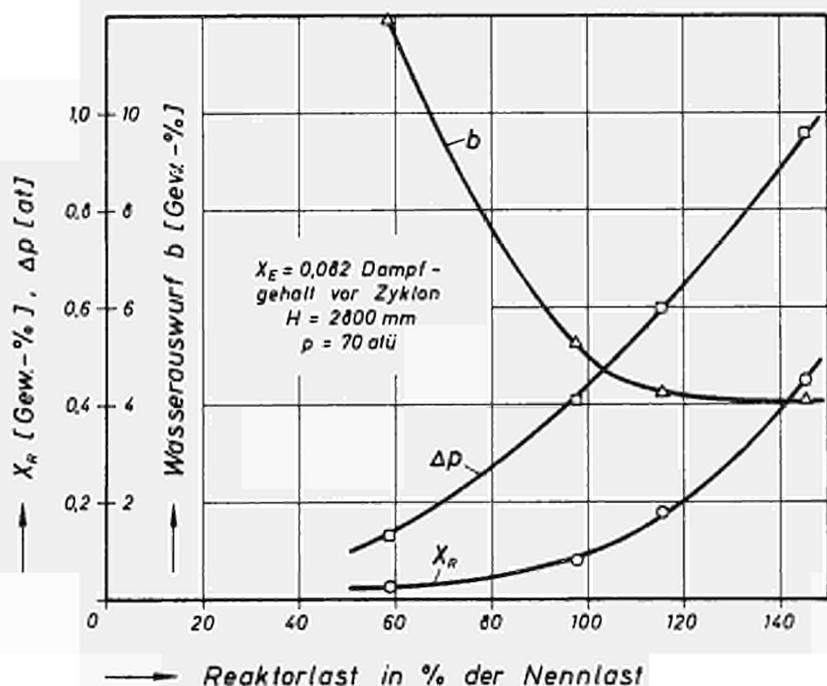


BILD 8. — KWL-Dampfabscheider:
Dampfdruckfluß, Wasserauswurf und Druckabfall
bei umlaufgeregelter Reaktorleistung

IV.-4. — DAMPFABSCHIEDER FÜR GROßKRAFTWERKE

Im Rahmen eines Euratom-Forschungsvertrages wird von uns an der Weiterentwicklung des gezeigten Dampfabscheiders zur Anwendbarkeit in Großkraftwerken gearbeitet.

Wir streben dabei nach wie vor an, daß die Abmessungen des Rückströmraumes nicht zugunsten der Abscheider vergrößert werden, sondern einzig durch den Abschirmungseffekt bestimmt werden.

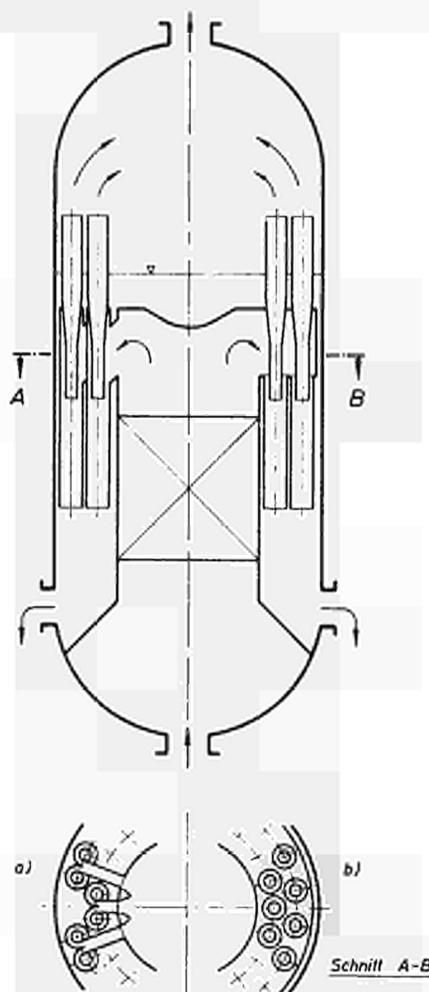


Bild 9. — AEG-Falltypzyklone
Ausnutzung des Rückströmraumquerschnittes bei
a) tangentialer und b) axialer Gemischzuströmung

Dies macht die Arbeitsrichtung deutlich: Wir sind bestrebt, den vorhandenen Rückströmraumquerschnitt besser als bisher für die Unterbringung der Abscheider zu nützen, Bild 9. Der logische Schritt zu Abscheidern mit axialem Zulauf wurde in Luft/Wasser-Versuchen bereits getan (11). Die Erzeugung der Drallströmung erfolgt hier nicht mehr durch tangentialen Einlauf in Verbindung mit einer Leitspirale,

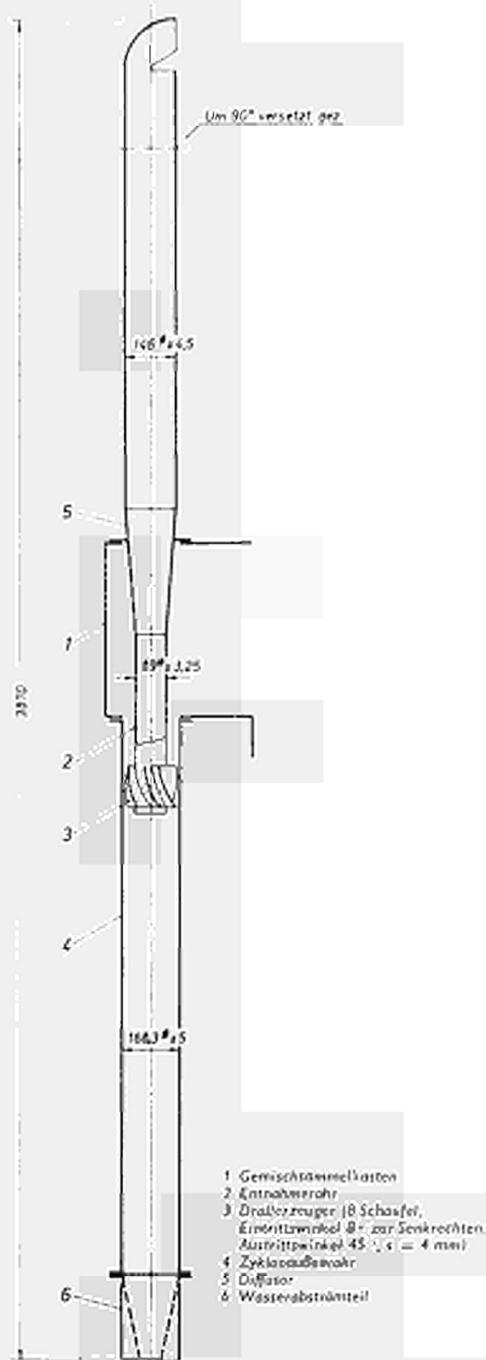


BILD 10. — Falltypzyklon mit axialer Gemischströmung, Prototyp

sondern durch im Ringraum des Einlaufes untergebrachte Schaufelgitter, Bild 10. Das Verhalten des Einzelzyklons bleibt durch diese Änderung der Einlaufverhältnisse praktisch unbeeinflusst. Im Augenblick wird jedoch untersucht, ob und welche Probleme bei der vorgesehenen Anordnung mehrerer Reihen von Abscheidern hinsichtlich der Gleichmäßigkeit der Gemischverteilung auf die Abscheider auftreten.

Auf der anderen Seite ist es unerlässlich, die spezifische Belastung der Abscheider zu erhöhen. Daß in dieser Hinsicht erhebliche Reserven bestehen, zeigen schon die wenigen, hier veröffentlichten Meßergebnisse. Die Problematik liegt hier eindeutig im starken Anwachsen des Druckverlustes mit steigender Belastung — die allerdings durch die in modernen Reaktoren angestrebte Absenkung der Umlaufzahl gemildert wird. Es muß also der Optimierung der Abscheider großes Augenmerk gewidmet werden. Auch hier ist es nicht möglich, ein sehr breit angelegtes Programm aufzugreifen. Vielmehr soll bei dieser Optimierung die Außenabmessung des Einzelabscheiders im wesentlichen erhalten bleiben. Da zur Zeit noch keine eigene Versuchseinrichtung zur Untersuchung der Abscheider unter Reaktorbetriebsbedingungen verfügbar ist, sind für das kommende Jahr wiederum Dampftests vorgesehen, die das zur Zeit laufende Versuchsprogramm mit Luft/Wasser-Gemischen und die aus ihm gezogenen Folgerungen abstützen sollen.

LITERATURVERZEICHNIS

- (1) K. TRAUBE, J. VOLLRADT. — *Untersuchungen zur Trennung strömender Gas/Flüssigkeits-Gemische durch Zentrifugalkräfte*. Chemie-Ingenieur-Technik **34**, 827-833 (1962).
- (2) A. WECKESSER, H.-J. BRÜCHNER. — *Bisherige Betriebserfahrungen des Versuchsatomkraftwerkes Kahl*. Atomkernenergie **11**, 383-389 (1963).
- (3) A. WECKESSER. — *Betriebsergebnisse des Kernkraftwerkes*. Dresden, Atomwirtschaft **8**, 17 (1963).
- (4) MARIO COVINO. — *The Garigliano nuclear power station*. Nuclear Power **7**, Nr. 70, 65-71 (1962).
- (5) G.C. KUTSCH ET AL. — *Pathfinder Atomic Power Plant: Steam Separator Development*. ACNP 62006 (1962).
- (6) ALLIS CHALMERS/US-Euratom. — *Primary Separation of Steam from Water by Natural Separation*. ACNP 65002 (1965).
- (7) ALLIS CHALMERS/US-Euratom. — *Primary and Secondary Separation of Steam from Water, by Mechanical Means*. ACNP 65003 (1965).
- (8) K.-H. LOCHMANN, J. VOLLRADT. *Entwicklung eines Dampfabscheiders*. AEG-Kernenergieanlagen, Entwicklungsberichte 1964.
- (9) J. VOLLRADT. — *Interne Dampfabscheidung und ihre Anwendung im Kernkraftwerk Lingen*. AEG-Kernenergieanlagen, Entwicklungsberichte 1965.
- (10) US/Euratom — R.u.D. — Programm. — *Radial Vane Steam Separator Development*. Contract AT (04-3)-189, PA 42 Quarterly Reports 1-6.
- (11) Vertrag Euratom — AEG 083-66-2 TEED. — *Untersuchungen an Zyklonen zur Dampfabscheidung in Siedewasserreaktoren*. Vierteljahresberichte 1-3.

RESULTS OF THE SPECIAL TESTS CONDUCTED AT THE GARIGLIANO B.W.R. POWER STATION UNDER THE RESEARCH AND DEVELOPMENT PROGRAM.

M. MIRONE

ENEL — Garigliano Plant Superintendent, Scauri, Latina, Italy;

F. SANTASILIA

ENEL — Direzione Costruzioni Termiche e Nucleari, Rome, Italy;

A. COLLING

EURATOM — General Directorate of Research and Training, Brussels, Belgium

SUMMARY

In compliance with the Research and Development Program, a number of special tests were conducted on the Garigliano nuclear power station to demonstrate the capability of the reactor to operate with a high void content. These tests confirmed the outstanding stability of the reactor also under off-standard operating conditions, and they supplied valuable information on the feasibility of boiling water reactors designed for higher power densities.

This paper briefly describes the tests performed and summarizes the results obtained under different void and core inlet subcooling conditions. The data are compared with normal operating data.

A few comments are made on the performance of the special equipment installed for the Research Program, with special emphasis on the computer, movable incore ionization chambers and the instrumented fuel assemblies. The preliminary results of the stability tests performed by oscillation of the central control rod are given.

I. — Introduction

In the previous report submitted to the ENEA Seminar on Physics Measurements in Operating Power Reactors, Rome, May 1966: "Experimental assessment of core performance under normal operating conditions and verification of safety margins at increased output in the Garigliano BWR power station", a description was given of the research program carried out jointly by ENEL and General Electric Co., under the EURATOM —USA Agreement for Cooperation.

As anticipated in the aforesaid report, a series of special tests, under simulating operating conditions with an increased power density, have been conducted on the Garigliano power station.

This report describes the results obtained during the tests, the reactor performance under high void conditions and the performance of the special equipment installed at the station.

II. — Results of high void tests

The Garigliano Research Program called for the execution of a certain number of tests at different reactor void and subcooling conditions (Table I of the report mentioned in Sec. 1). During the test period several modifications were made to the program: three tests were cancelled and four others were performed at reduced power level. The tests were modified only when necessary to meet the condition that plant safety was never to be impaired. As a matter of fact, the main reasons for which it was impossible to conduct the high subcooling tests or the full power tests with only one recirculation loop in operation, were excessive vibration on the turbine extraction lines when the feedwater heaters were bypassed, and the spurious scram signal given by the reactor low-level switches at a high void content.

Nevertheless, the program modifications have not decreased the importance of the results obtained, as it was possible to reach the desired high void operating conditions, thanks to a coolant flow rate in natural circulation lower than expected.

The main goal was to bring the reactor at 48 % void fraction and check the plant stability at those off-standard conditions. This objective was successfully reached.

II.-1. — TEST 1-A. — RATED CONDITIONS

Before starting the special tests, the control rod pattern at rated conditions was modified in order to establish the best withdrawal sequence for the following high void conditions. The aforesaid modifications were also made with the purpose to leave the central control rod (F-6) at notch 15, which was considered the best position for rod oscillation during stability tests. As a matter of fact, a first attempt was made to oscillate the central control rod between notches 9 and 10 with only three inches amplitude, but the signal-to-noise ratio at the transfer function analyzer was too low.

The following table shows the main data collected during test 1-A, (rated conditions) which is considered the reference case to the subsequent tests:

Reactor thermal power	497.6	MWt
Primary steam flow rate	690	Ton/hr
Secondary steam flow rate	187	Ton/hr
Total recirculation flow rate	9720	Ton/hr
Core inlet subcooling	19.3	KCal/Kg
Average core void fraction	16.5	%
Maximum peak to average fuel bundle power	1.346	
Maximum local heat flux	88	W/cm ²
Minimum Critical Heat Flux Ratio (MCHFR)	2.68	

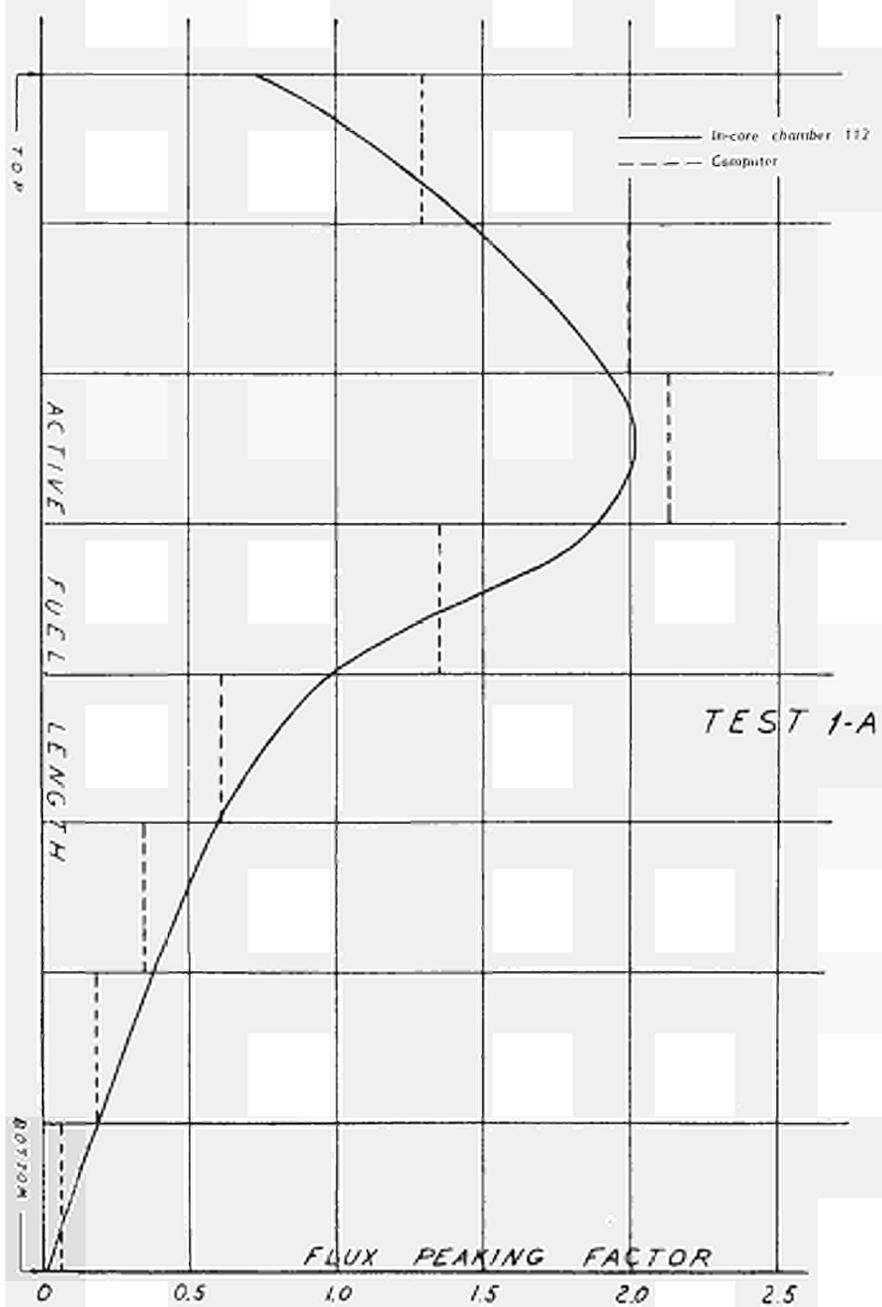


FIG. 1. — Axial flux distribution. Test 1A.

In order to better understand the results of the special tests and the core performance, the official core thermal limits are given below:

Rated reactor thermal power (MW)	506.3
Maximum local heat flux (W/cm ²)	113.5
Minimum Critical Heat Flux Ratio at 120 % overpower	1.5
High flux scram setting (% of operating power)	120.0

At rated conditions the axial neutron flux shape peaked towards the top of the core due to the low void content in the upper part of the reactor and the high control rod density at the bottom. Figure 1 shows the axial neutron flux shape, normalized from the movable in-core chamber recording obtained at the center of the core. The flux shape calculated by the digital on-line computer is also shown.

II.-2. — TEST 3. — 75 % OF RATED POWER, TWO LOOPS IN NATURAL CIRCULATION, MAXIMUM CORE INLET SUBCOOLING

After test 1-A, the Research Program called for operating the reactor at full power, with one loop in forced circulation and the other valved out, 60 % of rated secondary steam, and the feedwater heaters completely bypassed, in order to reach the maximum core inlet subcooling.

The required test conditions were reached at a power level of 470 MWt, when some power oscillations were experienced due to bad water mixing in the steam drum, and when strong vibrations started on the turbine extraction lines.

The latter inconvenience was due to the large amount of water and steam from the turbine extraction which flashed directly in the flash-tank before reaching the main condenser.

When the feedwater heaters are bypassed the extraction lines are to be opened to the main condenser, in order to ensure moisture extraction from the turbine. This test was then cancelled like all the others requiring the feedwater heaters out of services.

To reach the conditions of test 3, the feedwater heaters were put in service again, the recirculation loop A was reopened and the recirculation pump B tripped, in order to have both loops in natural circulation. The reactor power was brought to 75 % of rated by producing secondary steam and withdrawing control rods.

The following table shows the main data collected during test 3:

Reactor thermal power	386.8	MWt
Primary steam flow rate	523	Ton/hr
Secondary steam flow rate	152	Ton/hr
Total recirculation flow rate	4575	Ton/hr
Core inlet subcooling	31.4	KCal/Kg
Average core void fraction	24	%



FIG. 2. — Axial flux distribution, Test 3.

Maximum peak to average fuel bundle power	1.342	
Maximum local heat flux	59.6	W/cm ²
MCHFR	3.42	

In this test the recirculation flow rate was 42 % of rated and the core void fraction was 145 % of rated. Figure 2 shows the axial flux shape which tends to move downwards thanks to the higher void content in the upper part of the reactor.

II.-3. — TEST 5. — RATED POWER, TWO LOOPS IN NATURAL CIRCULATION, MAXIMUM CORE INLET SUBCOOLING

To reach the conditions of test 5, it was only necessary to withdraw a large amount of control rods. No attempt was made to increase the secondary steam flow, as at low recirculation flow rates the performance of the secondary steam generators is poorer.

The reactor performed very well in these off-standard conditions demonstrating the ability to operate with no inconvenience at all at full power and with the recirculation pumps tripped out. The natural recirculation flow rate increased by 5.6 % over the value of the previous test, due to the higher voids produced in the reactor (236 % of rated). The following table shows the main data taken during test 5:

Reactor thermal power	477	MWt
Primary steam flow rate	693	Ton/hr
Secondary steam flow rate	160	Ton/hr
Total recirculation flow rate	4625	Ton/hr
Core inlet subcooling	33.3	KCal/Kg
Average core void fraction	39	%
Maximum peak to average fuel bundle power	1.265	
Maximum local heat flux	82.8	W/cm ²
MCHFR	2.56	

Fig. 3 shows how the axial flux shape was strongly pushed downwards so that the flux peak occurred in low quality regions, which resulted in a satisfactory MCHFR value.

II.-4. — TEST 6. — 75 % OF RATED POWER, TWO LOOPS IN NATURAL CIRCULATION, MINIMUM SUBCOOLING

Upon completion of test 5, the program called for reaching full power in natural circulation, with primary steam only, thus reducing the core inlet subcooling to a minimum. The secondary steam was then completely cut off and an attempt was made to compensate for it with primary steam through control rod withdrawal. But at 80 %

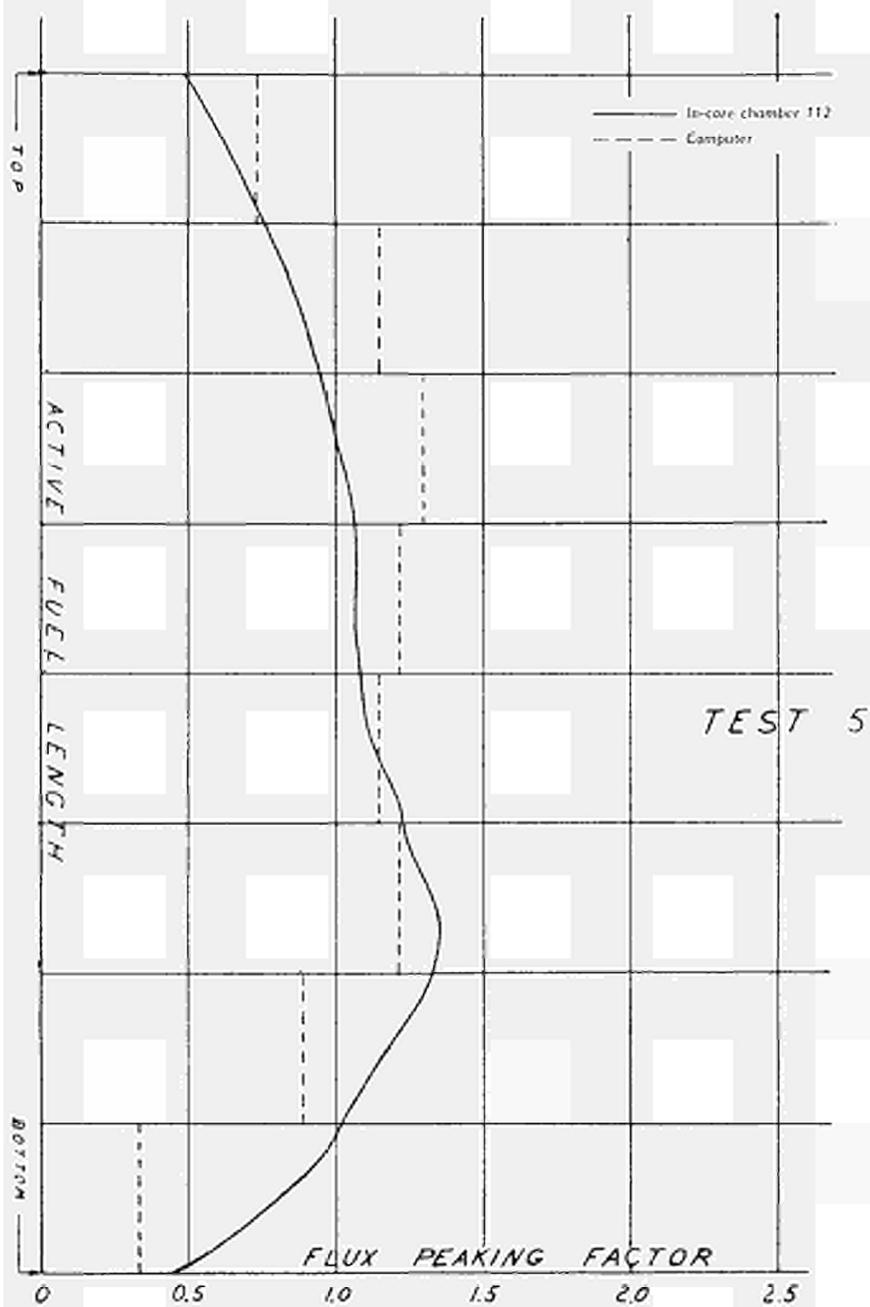


FIG. 3. — Axial flux distribution. Test 5.

of rated power, the reactor low-level switches gave a spurious scram signal, due to the very high void content at the core outlet. The plant operation instructions do not permit the signals connected to the safety circuits to be bypassed and furthermore the setting of this particular kind of instrument could not be changed to take into account the lower density of the water-steam mixture above the core. It was then decided to leave the reactor power at 75 % of rated to have a useful comparison with test 3, which was performed at the same power level but with different core inlet subcooling. The test was successfully conducted at the following conditions:

Reactor thermal power	379.4	MWt
Primary steam flow rate	653	Ton/hr
Secondary steam flow rate	0	
Total recirculation flow rate	4810	Ton/hr
Core inlet subcooling	18.2	KCal/Kg
Average core void fraction	42	%
Maximum peak to average fuel bundle power	1.273	
Maximum local heat flux	69.6	W/cm ²
MCHFR	3.46	

The lower subcooling effect, as compared to test 3, is reflected in the average void fraction, which increased from 24 % to 42 % at the same power level, and in the axial flux shape of Fig. 4, which is much more peaked at the bottom than in the case of Fig. 2.

II.-5. — TEST 7 — 50 % OF RATED POWER, ONE LOOP IN NATURAL CIRCULATION

Because of the spurious scram signal given by the reactor low-level switches at very high core void content, all the following tests were conducted at a power level lower than predicted.

To reach the conditions of test 7, the recirculation loop A was isolated, thus leaving loop B only in natural circulation. The total recirculation flow rate decreased to 28.6 % of rated and the power level to 50 %. It was decided non to increase the reactor power and to check all the thermal and stability limits before proceeding to higher void conditions.

The following table shows how the reactor was far from the license limits:

Reactor thermal power	260.5	MWt
Primary steam flow rate	434	Ton/hr
Secondary steam flow rate	0	
Total recirculation flow rate	2775	Ton/hr
Core inlet subcooling	22.2	KCal/Kg
Average core void fraction	45	%

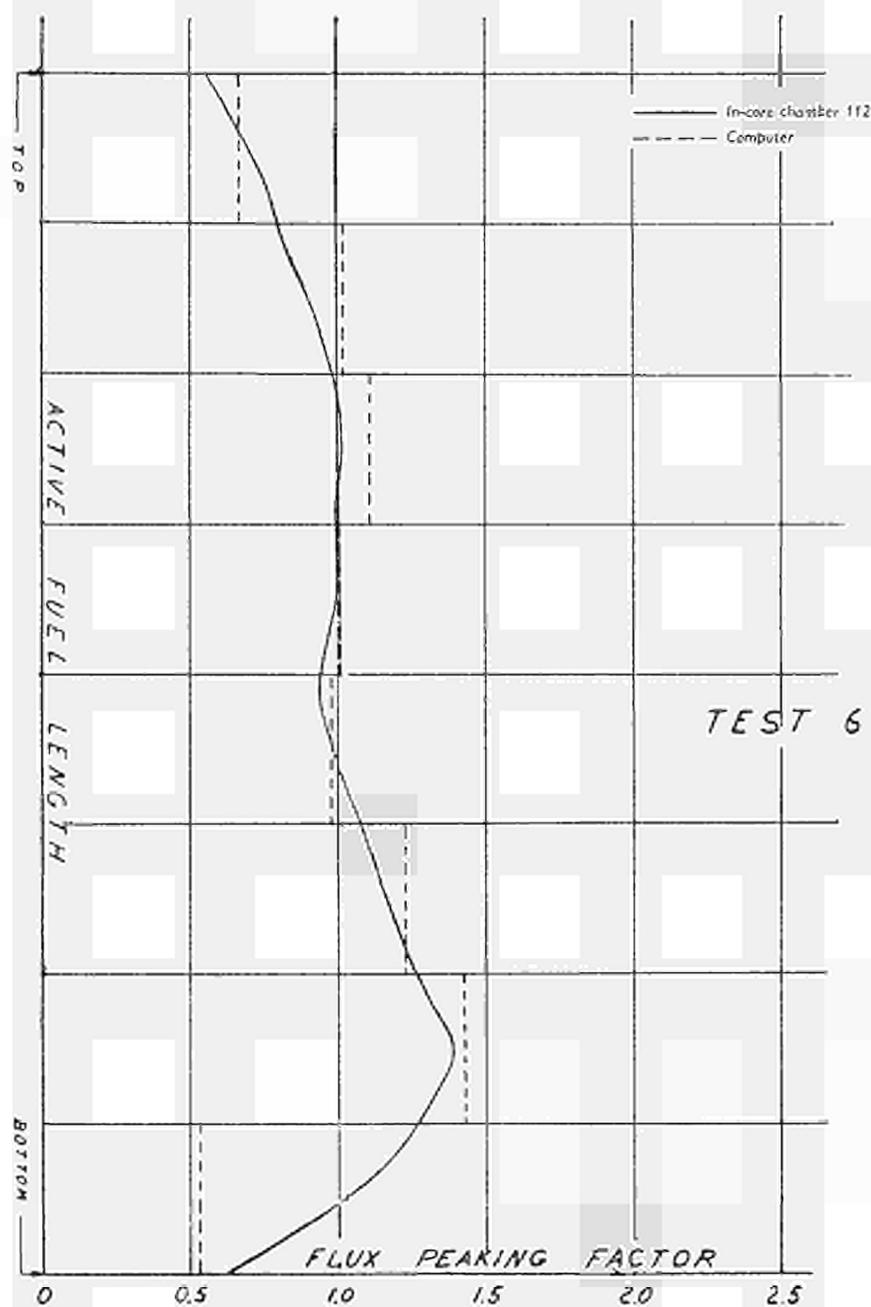


FIG. 4. — Axial flux distribution. Test 6.

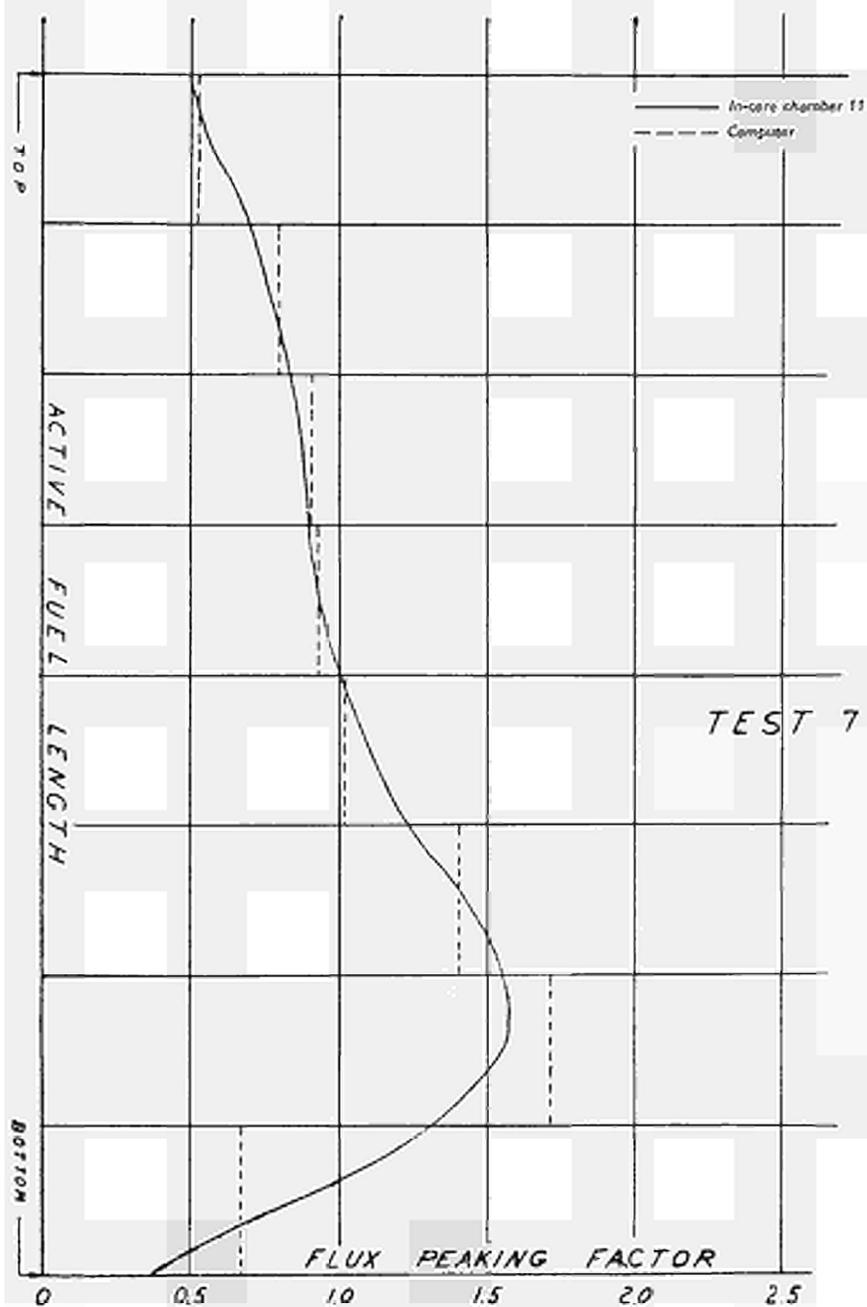


FIG. 5. — Axial flux distribution. Test 7.

Maximum peak to average fuel bundle power	1.265	
Maximum local heat flux	43.2	W/cm ²
MCHFR	4.5	

Fig. 5 shows the axial flux shape obtained from the movable in-core chamber recording and from the on-line computer calculations.

II.-6. — TEST 8 — 65 % OF RATED POWER, ONE LOOP IN NATURAL CIRCULATION, MINIMUM CORE INLET SUBCOOLING

During test 8, the core void content was the highest of the whole research program, in spite of the fact that only 65 % of the reactor power rating could be reached, due to the inconvenience with the reactor low-level switches.

To pass from the conditions of test 7 to those of test 8, it was necessary to withdraw some of the control rods, thus increasing the primary steam flow rate only.

The desired average core void fraction of 48 % was easily reached, which means that the reactor operated satisfactorily with 291 % of rated voids. As a reference, if the reactor power could be increased up to 150 % of rated value, the void content (all other conditions being the same) would reach 32 % approximately.

In spite of the very high steam quality inside the fuel channels, the Minimum Critical Heat Flux Ratio did not decrease below 3.22 tanks to the very good axial flux distribution, which was shifted strongly to the bottom of the core, as shown in Fig. 6.

The average core exit quality was 22 % with a ratio of primary steam flow to total recirculation flow of 1 to 5.

The following table shows the main data collected for test 5:

Reactor thermal power	331.7	MWt
Primary steam flow rate	562	Ton/hr
Secondary steam flow rate	0	
Total recirculation flow rate	2875	Ton/hr
Core inlet subcooling	25.5	KCal/Kg
Average core void fraction	48	%
Maximum peak to average fuel bundle power	1.279	
Maximum local heat flux	61.3	W/cm ²
MCHFR	3.22	

II.-7. — TEST 9. — 65 % OF RATED POWER, ONE LOOP IN NATURAL CIRCULATION, MAXIMUM CORE INLET SUBCOOLING

Test 9 can be directly compared with test 8, as the power level and total recirculation flow rate were practically unchanged. Only the core inlet subcooling was higher for test 9.

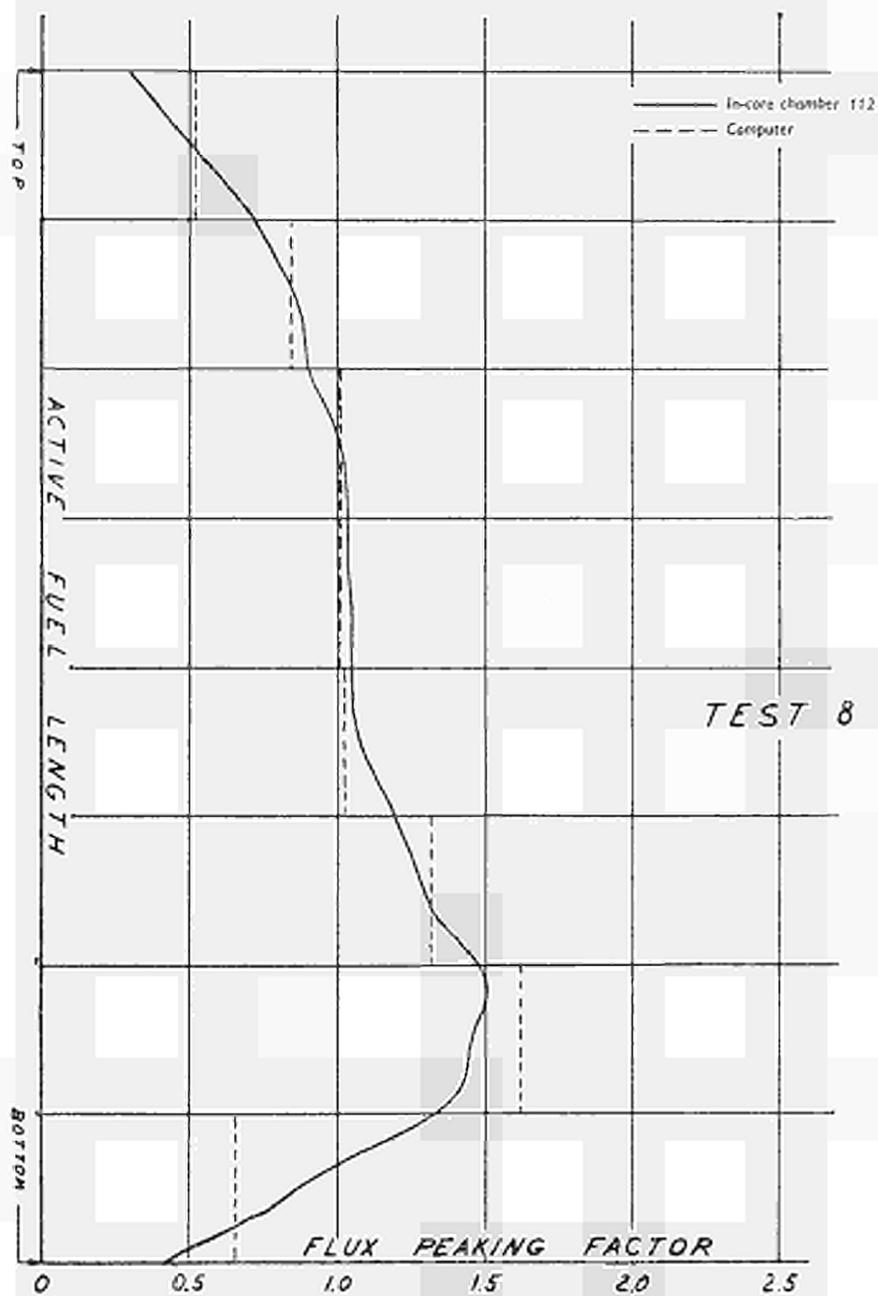


FIG. 6. — Axial flux distribution. Test 8.

To reach the conditions of test 9, reactor power was decreased by inserting some control rods. Furthermore the secondary steam was reopened up to 56 Ton/hr, thus bringing again the reactor power to 65 % of rated value. The core inlet subcooling increased from 25.5 KCal/Kg at test 8 to 31.1 KCal/Kg, thus decreasing the core void content from 48 % to 47 %.

Like in test 8, the control rod oscillation test demonstrated the great stability of the reactor at these high void contents, as it is shown at the end of this report.

The following data table shows that the thermal parameters were less good than those of test 8 in spite of the fact that a higher core inlet subcooling improves the core performance. The reason is due to the undesired control rod pattern that had to be selected, because during the power decreasing, one control rod drive remained stuck at position 20 (60 % of the withdrawal stroke), so that other rods than programmed had to be inserted.

Reactor thermal power	330.8	MWt
Primary steam flow rate	510	Ton/hr
Secondary steam flow rate	56	Ton/hr
Total recirculation flow rate	2835	Ton/hr
Core inlet subcooling	31.1	KCal/Kg
Average core void fraction	47	%
Maximum peak to average fuel bundle power	1.34	
Maximum local heat flux	71.9	W/cm ²
MCHFR	2.75	

Fig. 7 shows the axial flux distribution calculated by the on-line computer in the center of the core. No axial flux shape recording was taken with the movable in-core chambers during this test.

III. — Digital on-line computer performance

The digital on-line computer installed at the Garigliano station has demonstrated to be a very useful means to evaluate the plant performance during the special test. Without the computer it would have been impossible to collect and analyse such a great mass of data on the spot and to have a perfect understanding of the behaviour of the reactor in simulated overpower conditions. It must be emphasized that the computer programs performed successfully both in the normal plant operation and under the very off-standard conditions imposed by the Research Program tests.

These tests were of great help in checking the flexibility of the computer programs; the data analysis performed after the conclusion of the tests indicated some areas of the physic and thermal-hydraulic codes that can be improved with slight modifications. For example, a study should be made on the equations that take into account the influence of fuel burn-up on power distribution; furthermore, the agreement between the calculated axial flux distribution and the one determined experimentally can be improved with slight modifications of the "albedoes" above and under the core.

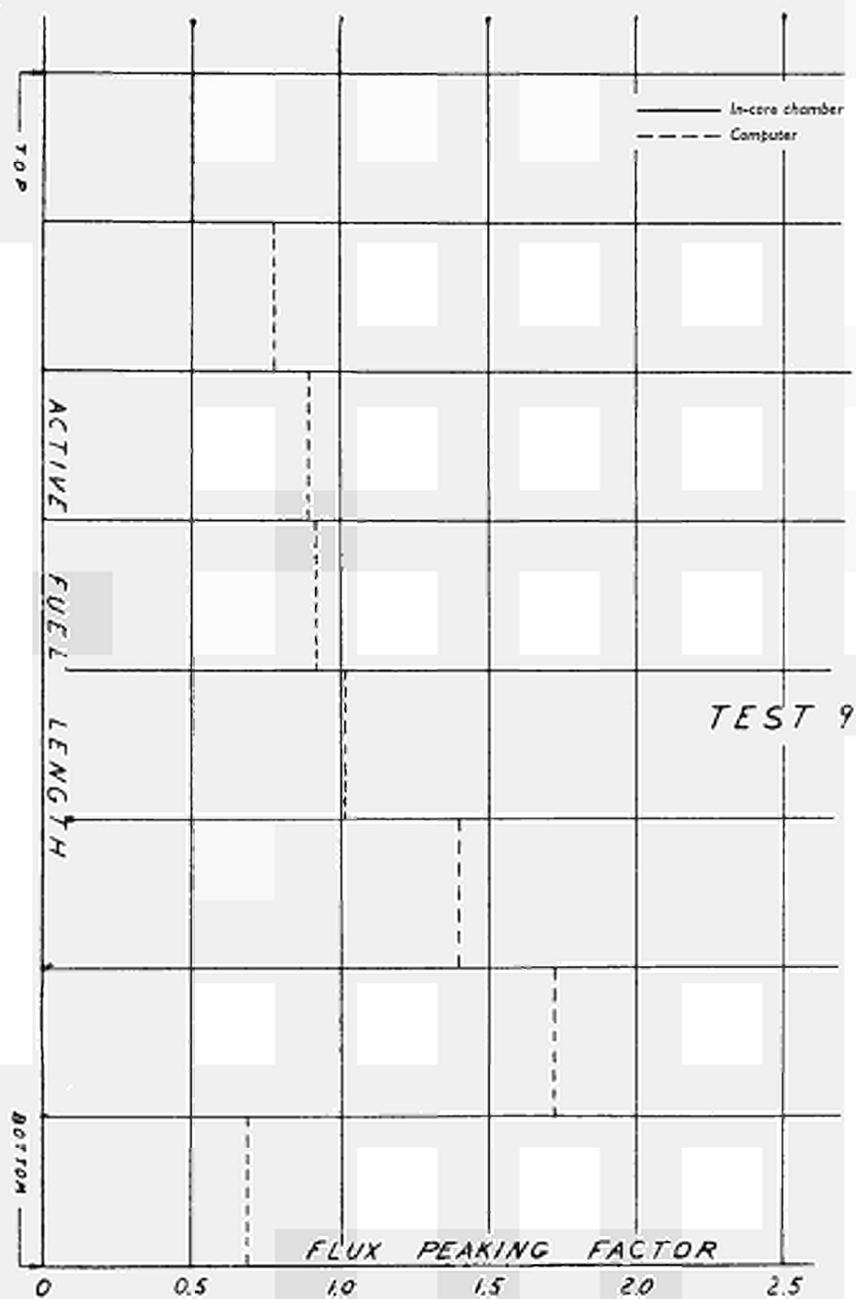


FIG. 7. — Axial flux distribution. Test 9.

It should be mentioned that just before the test period a special code was prepared and checked for the fixed in-core chamber calibration. This means that all the long and complicated hand calculations, necessary to obtain the in-core calibration currents from the copper wire axial recordings, will be avoided from now on.

The computer has also shown its great usefulness in predicting reactor behaviour, that is, in performing all the calculations off-line in order to indicate the best control rod pattern and withdrawal sequences for future operation of the plant both in normal and off-standard conditions. It is legitimate to say that good plant operation and the best utilization of the nuclear fuel will depend very much on the computer installed at the station.

IV. — Movable in-core chambers

Very good results have been obtained with the movable in-core chambers that were installed in three radial positions in the core.

The movable chambers were very useful during the execution of the special tests; as a matter of fact, very often they had to be used to obtain the axial flux distribution rapidly in order to check the core thermal margins and decide whether or not to proceed to severer conditions.

The three movable chambers were also very useful to decrease the calibration time for three fixed in-core strings; it is well known how much time is required to obtain the axial flux distributions from irradiated wires.

Fig. 8 shows a recording of the movable in-core chamber No. 112 during test 1-A. The spurious peak at about half the travel is due to the stainless steel spring installed outside the in-core housing tube to avoid hydraulic vibration. The aforesaid springs are connected to the housing tube (Fig. 9) by two stainless steel collars, that are responsible for the two flux dips before and after the spurious peak. That is why the curve is to be corrected with the dotted line shown in the diagram. This apparent inconvenience has been very useful for the normalization of the curves, as it offered a good reference point to check the active length of the fuel.

It is very interesting to compare the axial flux profiles given by the movable in-core chambers with the ones calculated by the digital computer. As shown in the figures of Section II of this paper, the computer slightly overrates the flux peak but above all it overrates the flux in the upper part of the core and underrates it in the lower part. This was due specifically to the axial "albedoes", used during the tests and which have been corrected afterwards.

V. — Instrumented fuel assemblies

The four instrumented assemblies installed in the Garigliano reactor have been designed to determine, during the special tests, the inlet and outlet channel flows, inlet and outlet coolant temperatures, exit steam quality, and fuel bundle power.



Fig. 8. — Movable in-core 112 axial flux recording

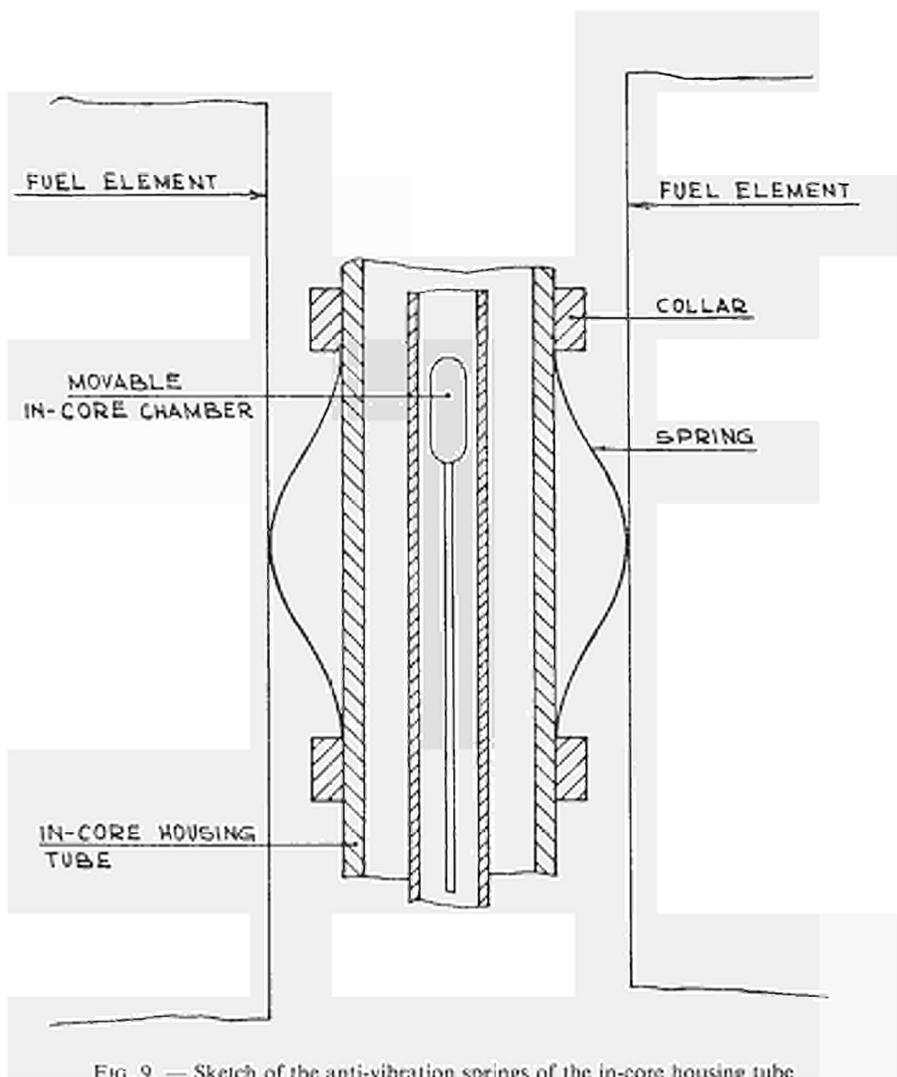


FIG. 9. — Sketch of the anti-vibration springs of the in-core housing tube

Unfortunately, this equipment did not perform so well as the other equipment installed for the Research Program. As a matter of fact, two inlet and one outlet turbine flowmeters went out of service for electrical trouble before the starting of the special tests. The other three outlet flowmeters and the outlet and inlet thermocouples gave no reliable data. Only the two operating inlet turbine flowmeters were able to detect the inlet channel flow rate and were of great help in checking the channel flow distribution calculated by the on-line computer. The following Table VI-I shows the differences between the measured and calculated channel flows only for the two instrumented assemblies with the operating inlet flowmeters. The agreement between the two sets of values can be considered quite acceptable except for the cases at very low recirculation flow rates. Particularly for test 1-A, the differences indicate that the core leakage flow in the computer calculations was slightly underrated, so that the excess coolant flow was seen especially by the instrumented assemblies, as these have larger inlet cross sections and hence less hydraulic resistance. The contrary happened in test 5, where the calculated channel flow rates were less than the measured ones. For tests 7, 8 and 9 the differences were quite strong, but this cannot depend on an inaccurate estimate of the leakage flow. As a matter of fact, the turbine flowmeters (tests 8, Element A; test 9, Element D) gave clear signs of malfunctioning, which indicated possible electrical trouble or even turbine locking.

At any rate, it should be said that the turbine flowmeters had operated in the reactor for a whole month before the special tests started; furthermore they were assembled and disassembled many times during the previous plant outage, because the instrumented fuel assemblies had to be inserted and removed from the reactor repeatedly for several reasons.

VI. — Stability tests and analysis

From every day's operation it was known, that the Garigliano Nuclear Power Plant was easy to control and had very good stability characteristics. The purpose of the stability tests was to demonstrate stable operation also at high core void content, simulating higher core power density, and to check the stability calculation model under various operating conditions.

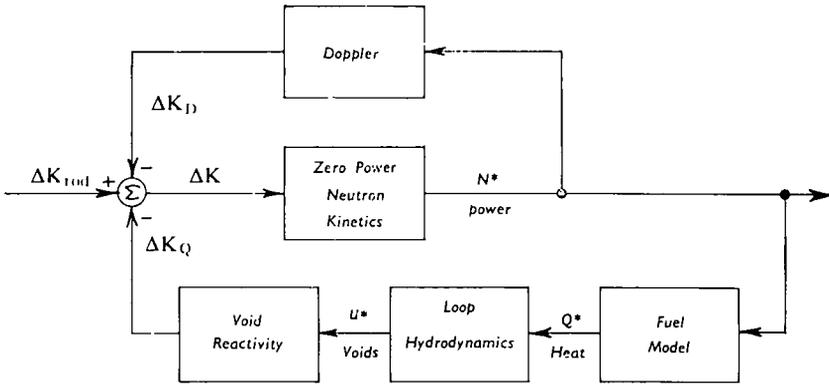
VI.-1. — ANALYTICAL MODEL

For the pre-test analysis of the hydrodynamic and nuclear stability characteristics the following simplified and linearized analytical model was used (see p. 180).

Only reactivity feedbacks due to the Doppler effect and to loop hydrodynamics have been considered in this model. Pressure-reactivity and pressure-subcooling effects have been neglected.

TABLE V-1.

	Instrumented fuel assembly A channel flow			Instrumented fuel assembly D channel flow		
	Measured	Calculated	Difference	Measured	Calculated	Difference
1-A	70.23 Ton/hr	73.94 Ton/hr	+ 5.28 %	67.56 Ton/hr	70.58 Ton/hr	+ 4.47 %
3	31.92 "	31.61 "	- 0.97 %	31.94 "	31.19 "	- 2.35 %
5	32.20 "	30.82 "	- 4.29 %	30.83 "	28.92 "	- 6.60 %
6	32.41 "	31.87 "	- 1.66 %	31.01 "	30.51 "	- 1.61 %
7	16.32 "	15.92 "	- 2.45 %	19.52 "	16.18 "	- 12.0 %
8	no signal	16.90 "	—	12.61 "	16.73 "	+ 32.6 %
9	20.79 "	16.71 "	- 19.6 %	no signal	16.63 "	—



VI.-1.1. — Zero Power Neutron Kinetics

For the zero power neutron kinetics model a three-neutron group approximation has been used. Introducing the decay constant ($1/t_i$) and group fractions (B_i/B) of these three equivalent neutron groups into the linearized solution of the kinetic equations gives:

$$\frac{N^*}{\Delta K} = \frac{1}{s \left[\frac{l^*}{B} + \sum_{i=1}^3 \frac{B_i/B}{s + 1/t_i} \right]}$$

$$= \frac{0,0063 + 0,2840s + 1,495s^2 + s^3}{0,8227s + 1,1758s^2 + 1,0096s^3 + 0,0064s^4}$$

VI.-1.2. — Doppler Model

The Doppler Model is a linear representation of the equation, relating average fuel temperature (\bar{T}^*) to neutron density (N^*) in a cylindrical rod with internal heat generation. (The superscript (*) denotes normalized dimensionless variables).

$$\frac{\Delta K_D}{N^*} = [\text{Doppler Coefficient}] \cdot \frac{\bar{T}^*}{N^*}$$

$$= [\text{Doppler Coefficient}] \cdot \frac{1 + 2,133s}{1 + 10,2907s + 13,9000s^2}$$

VI.-1.3. — *Fuel Model*

The fuel model is a linearized solution of the thermal diffusion equations, which relate the heat imparted to the fluid at the surface of the fuel canning (Q^*) to the neutron density (N^*):

$$\frac{Q^*}{N^*} = \frac{1 + 3,67452s + 2,33217s^2 + 0,22279s^3 + 0,00387s^4}{1 + 10,6983s + 18,1034s^2 + 5,76095s^3 + 0,12887s^4}$$

VI.-1.4. — *Hydrodynamic Model*

The hydrodynamic analysis is based on a single-node model ⁽¹⁾ defined by a system of six transient equations which describe the mechanics and thermodynamics of the two-phase flow loop:

- the momentum equation for water and steam;
- the momentum equation for steam;
- the two equations for the continuity of mass and energy across the boiling boundary;
- the single-phase momentum equation, relating the pressure drop across the two-phase flow region to the external recirculation loop flow;
- the transport equation of average voids in the two-phase section versus boiling boundary voids (sweep model over total two-phase section).

This system of six equations was linearized, normalized and Laplace-transformed. After approximating the sweep model by a second order term, the solution of the equation system for the relationship between the boiling boundary voids (u^*) and the heat input (Q^*) yields an expression of the following form:

$$\frac{u^*}{Q^*} = \frac{a_0 + a_1s + a_2s^2 + a_3s^3 + a_4s^4}{b_0 + b_1s + b_2s^2 + b_3s^3 + b_4s^4}$$

where the coefficients a_i and b_i are functions of the steady-state solutions and of the geometric and thermodynamic properties of the loop. They must be calculated for each operating condition.

VI.-1.5. — *Void Model*

The core void model describes the excess reactivity (ΔK_Q) due to boiling boundary steam volume changes (u^*) within the core that are caused by reactor heat changes.

⁽¹⁾ cf. — Consumers BIG ROCK POINT Nuclear Power Reactor Stability Analysis. J.M. Case, L.K. Holland: GEAP 3795.

— Preoperational Power Stability Analysis of the Consumers BIG ROCK POINT Plant, J.M. Case: GEAP 4567.

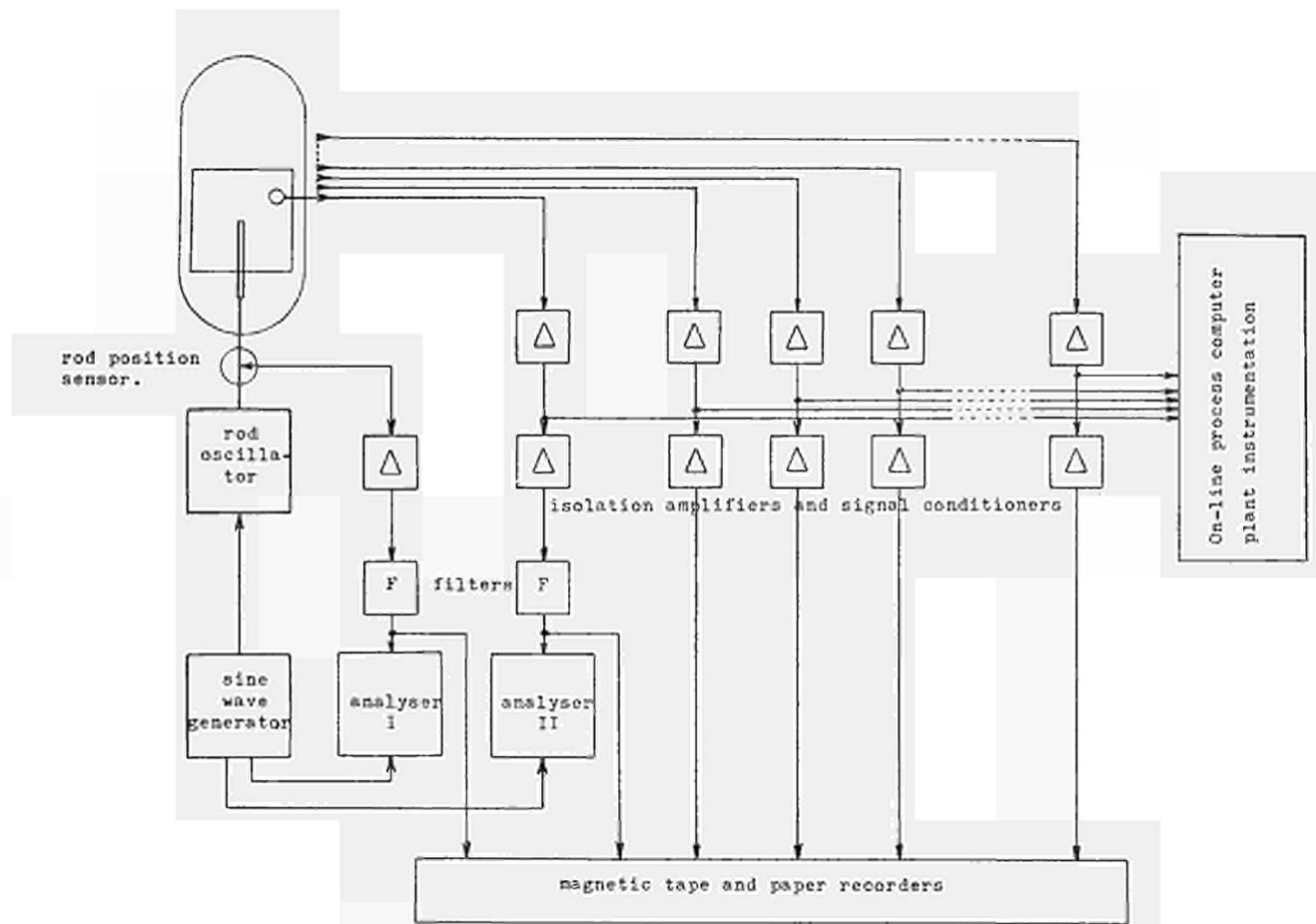


FIG. 10. — Rod Oscillation Test Instrumentation

This is a transport relation (sweep model over the two-phase section of the core) similar to the transport relation of average two-phase voids (sweep model over the total two-phase section). Using again a second order approximation:

$$\frac{\Delta K_Q}{u^*} = (\text{Void Coefficient}) \cdot \frac{1 - e^{-T_c s}}{T_c s}$$

$$\approx \frac{(\text{Void Coefficient})}{1 + c_1 s + c_2 s^2}$$

where

$$c_1 = \frac{T_c}{2}; \quad c_2 = \frac{T_c^2}{12}$$

and T_c = steam transit time over the two-phase flow section of the core.

Because of its simplifications and linearisations the described stability model can only be valid for small deviations from the steady-state conditions, for which the coefficients a_i , b_i and c_i have been determined. The model is especially inadequate to determine the stability boundaries of a system. However, such a model is needed for a quick estimation of the stability characteristics of a reactor system under given operating conditions: At rated power, for instance, small external (rod movement, pressure set point changes, load changes, feed-water flow changes, etc) and internal (e.g. boiling noise) disturbances of the system should be sufficiently damped so that the reactor power will stay well within the 20 % overpower allowance of the reactor safety system.

The described analytical model was applied to the various test conditions foreseen by the Garigliano Development Program. (1) The stability investigation was accomplished by performing a Bode Analysis on the model. The closed loop power transfer functions ($N^*/\Delta K_{rod}$) and the open loop stability margins (gain and phase margin) were determined.

VI.-2. — TRANSFER FUNCTION MEASUREMENTS AND PRELIMINARY RESULTS

By means of a control rod oscillator (2) the central control rod was oscillated sinusoidally with a maximum amplitude of 6'' over a frequency range of 0.05—10 cps. The control signal for the rod oscillator was obtained from a function generator (Fig. 10), that was also supplying the same sine-wave to the two transfer functions analysers (Weston — Boonshaft — Fuchs, model DA-410) provided for the on-line

(1) Final Safeguards Report; Garigliano Development Program C.L. HOWARD, A. COLLING — GEAP 4899, EURAEC 1411.

(2) See Fig. 2 of the paper: Experimental Assessment of core performance under normal operating conditions and verification of safety margins at increased output in the Garigliano BWR Power Station. M. MIRONE, F. SANTASILIA, A. COLLING.

measurement. Analyser No. 1 was measuring the transfer function between the control signal and the rod position. The transfer function between the sine-wave generator and the incore flux chamber 115C was obtained from analyser No. 2. After subtraction of function No. 1 from function No. 2 and correction for the instrumentation, the desired power-reactivity transfer function was obtained.

On a 14-channel tape recorder (Fig. 10) other important signals were recorded for a later off-line processing. In this way it will be possible to correlate various incore and out-of-core flux signals to flow and temperature signals from the instrumented assemblies.

For a visual check during the tests most of these signals were also simultaneously recorded on paper.

During the transfer function measurements it proved to be difficult occasionally to reach a sufficiently good signal to noise ratio. This was partially due to a drift problem in the hydraulic control rod oscillator system: with increasing rod oscillation amplitude and frequency the drift speed of the oscillator drive piston increased, which in turn decreased the maximum achievable measuring time. On the other hand, a low signal to noise ratio at the entrance of the transfer function analyser can only be compensated by a correspondingly greater integration time. Although the best compromise between the measuring time and the oscillation amplitude was chosen, data quality was decreasing at higher oscillation frequencies and at higher core void contents. For the one-loop natural circulation tests (Tests 7, 8 and 9) the end of the oscillating control rod was located in a high void-low flow area. The resulting very low signal to noise ratio was responsible for the high scattering of the data points in these tests. The signals from in-core chambers which were located closer to the oscillating rod, will probably give better results. At the time of reporting the data recorded on magnetic tape had not been reduced yet.

After correction for the instruments own frequency response the measured transfer functions were normalized to the reactor kinetics. For frequencies higher than 3 cps both transfer functions must fall together, as the high time constant of the fuel (first order time constant = 7 sec) will prevent any Doppler or hydrodynamic feedback.

The transfer functions measured at the seven different test conditions for the in-core chamber 115C are shown in Fig. 11 to Fig. 17. The results are summarized in the Table VI-2.

As the actual test conditions were different from those originally foreseen, a direct comparison of the pre-test calculations to the test results is only possible for the tests 1A and 5 (see Figs. 11 and 13). Although the model seems to slightly underestimate the peak loop response the agreement between measurement and calculation is fairly good. In the coming months all the calculations will be repeated for the exact test conditions.

The comparison of test 1A to test 5 clearly shows the destabilizing effect of the higher void content in the two-phase flow region.

An increasing subcooling seems to have the destabilizing influence predicted by the

TABLE VI-2. — Test conditions and preliminary results

Test N°.	Test conditions			Peak closed loop response, db
	<i>Reactor Power</i>	<i>Recirculation Flow Mode t/h</i>	<i>Subcooling</i>	
1A	100 %	2 Loop Forced 9 720	Rated, 19.3 Kcal/kg	3.5
3	78 %	2 Loop Natural 4 575	Rated, 31.6 Kcal/kg	6.4
5	97 %	2 Loop Natural 4 625	Rated, 33.5 Kcal/kg	7.0
6	80 %	2 Loop Natural 4 810	Low, 18.2 Kcal/kg	5.0
7	52 %	1 Loop Natural 2 775	Low, 22.3 Kcal/kg	4.0
8	67 %	1 Loop Natural 2 875	Low, 25.8 Kcal/kg	5.8
9	67 %	1 Loop Natural 2 835	Rated, 31.7 Kcal/kg	~ 5

model. This is clearly seen from the tests 3 and 6. The provisional data of tests 8 and 9 is not reliable enough to allow any conclusion on the influence of subcooling.

To conclude this brief review of the preliminary results of the stability tests it can be said that in spite of the drastic changes in operating conditions to bring the reactor closer to its stability limits, control of the reactor was never a problem and the system remained perfectly stable. This demonstrates the excellent stability characteristics of the Garigliano Boiling Water Reactor.

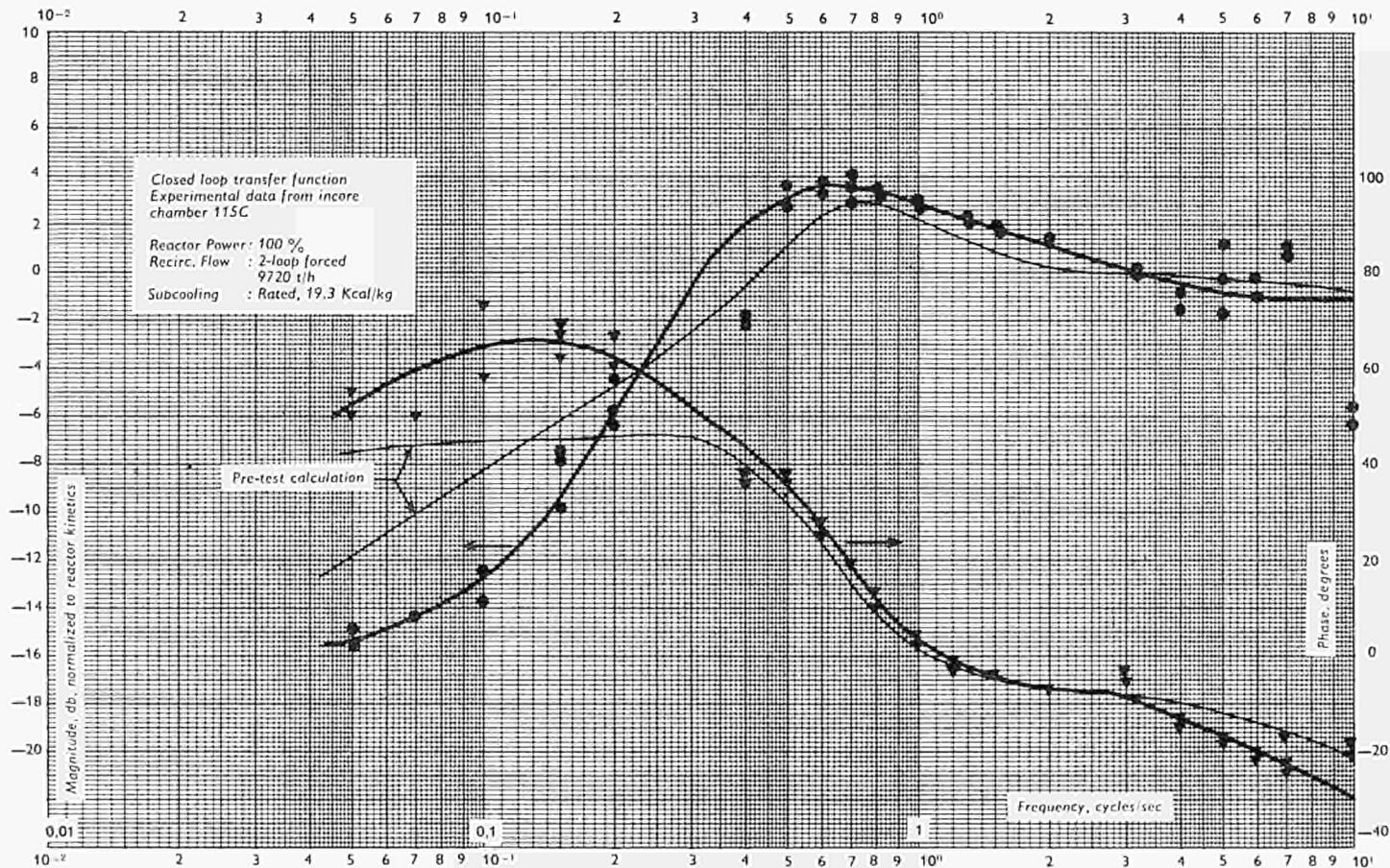


FIG. 11. — Transfer function. Rod Oscillation Test 1A.

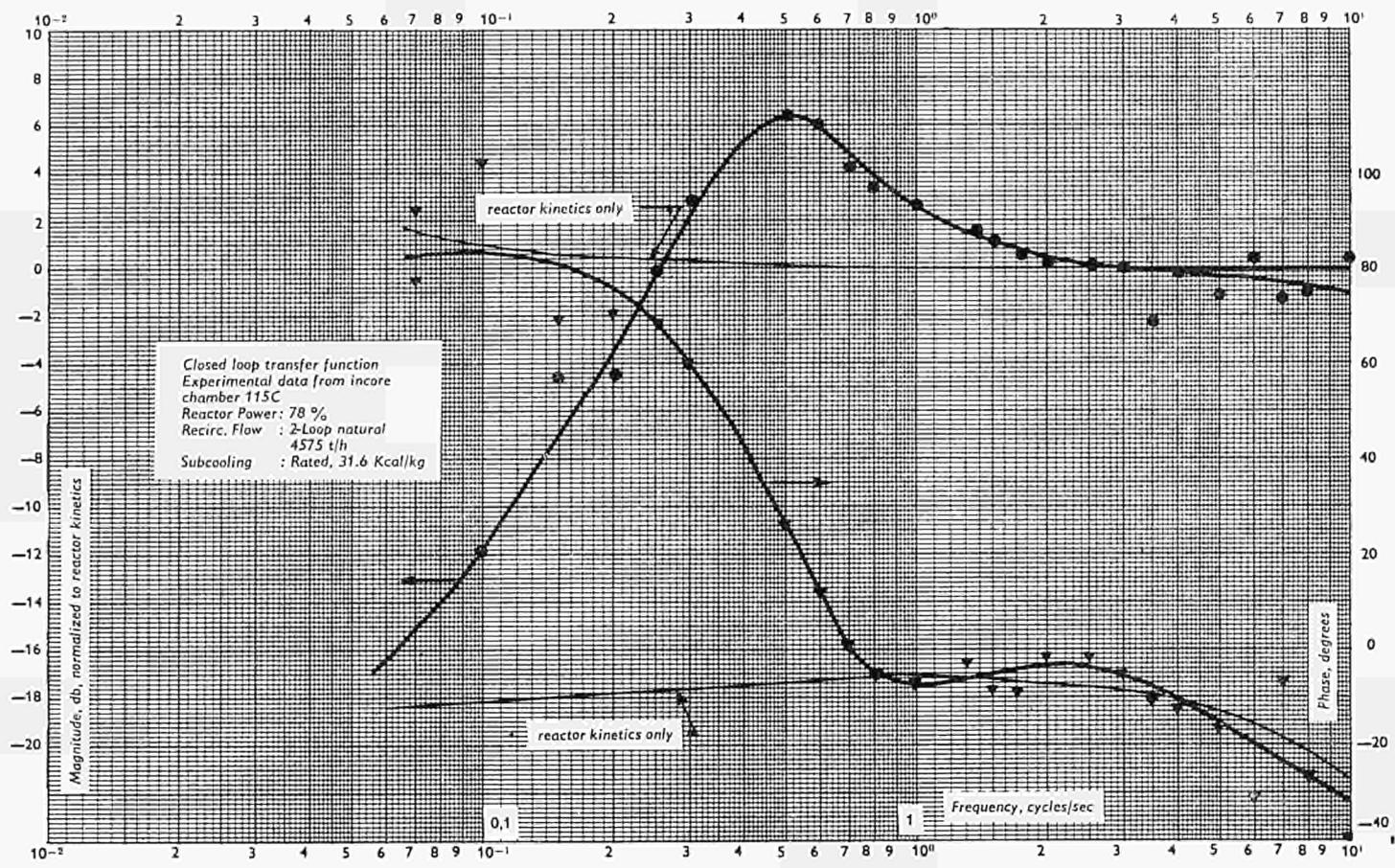


FIG. 12. — Transfer function. Rod Oscillation Test 3.

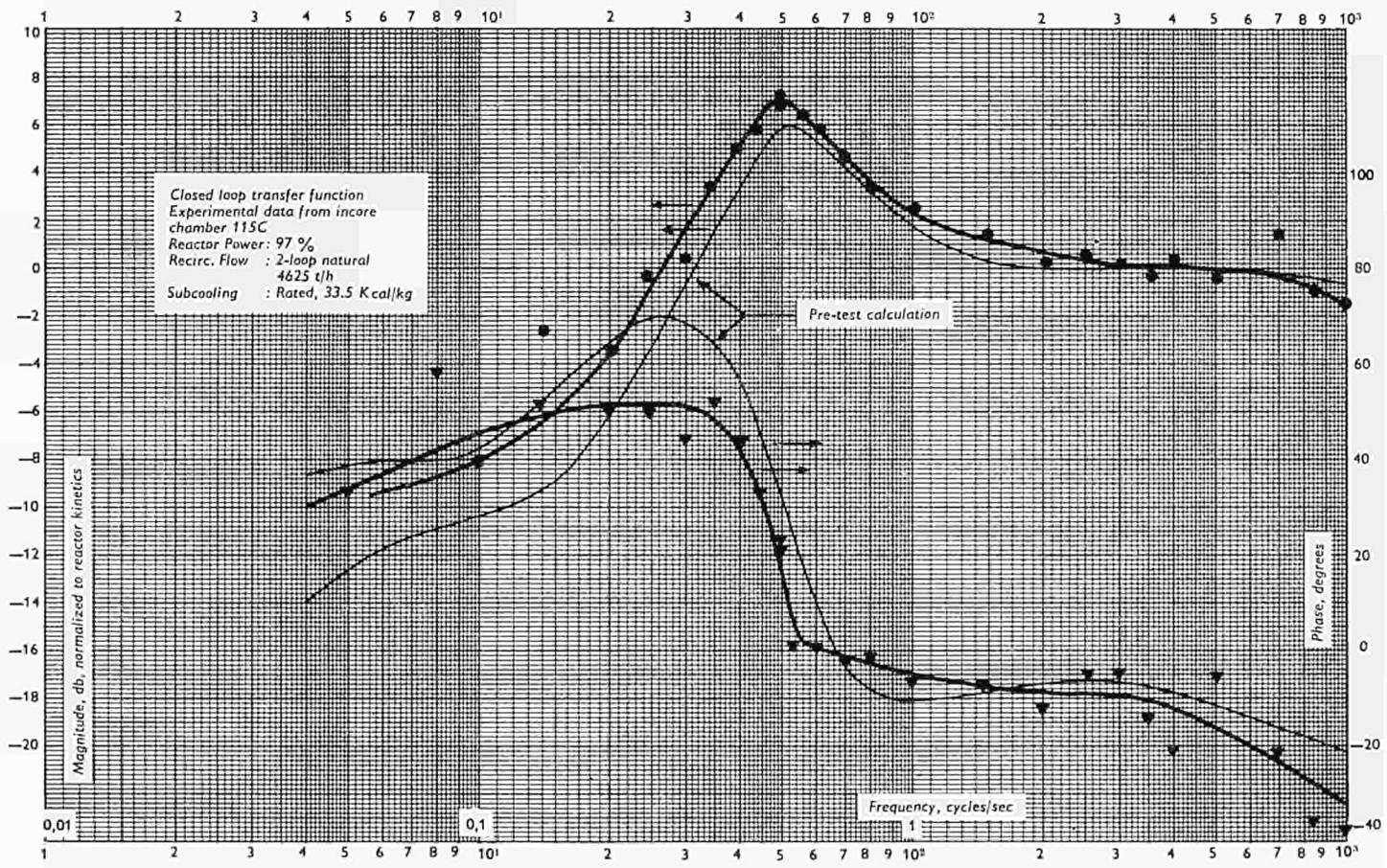


FIG. 13. — Transfer function. Rod Oscillation Test 5.

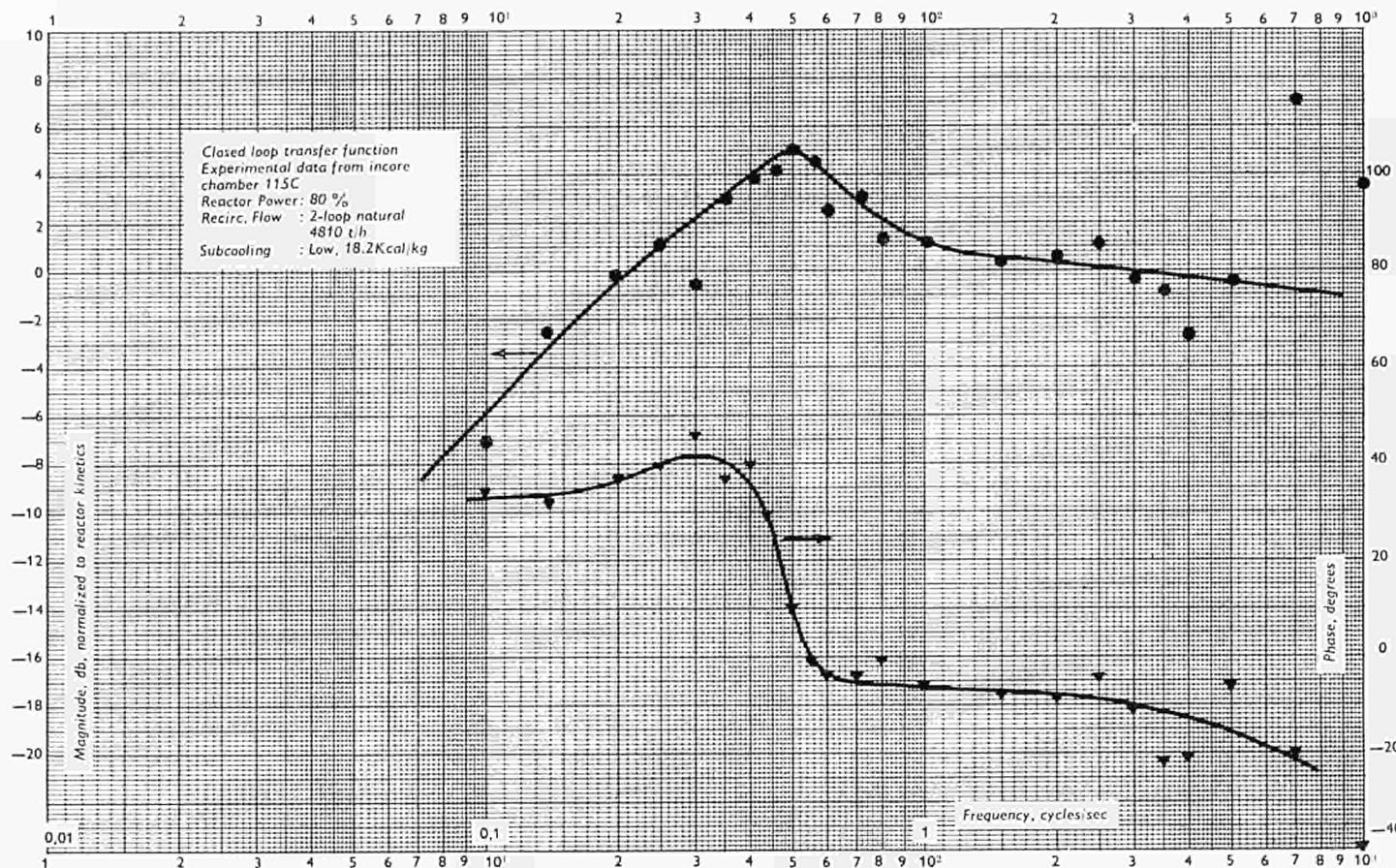


FIG. 14. — Transfer function. Rod Oscillation Test 6.

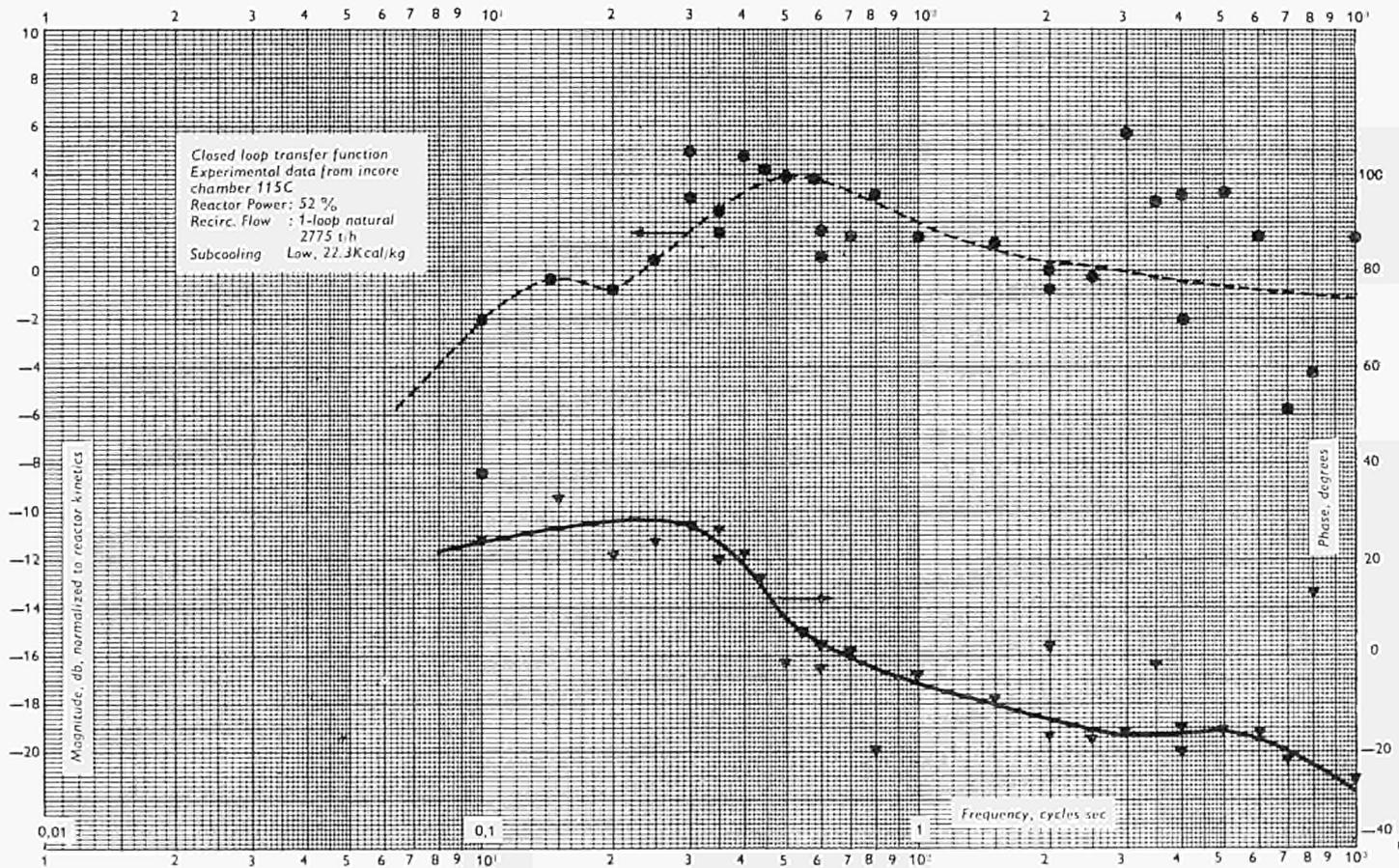


FIG. 15. — Transfer function. Rod Oscillation Test 7.

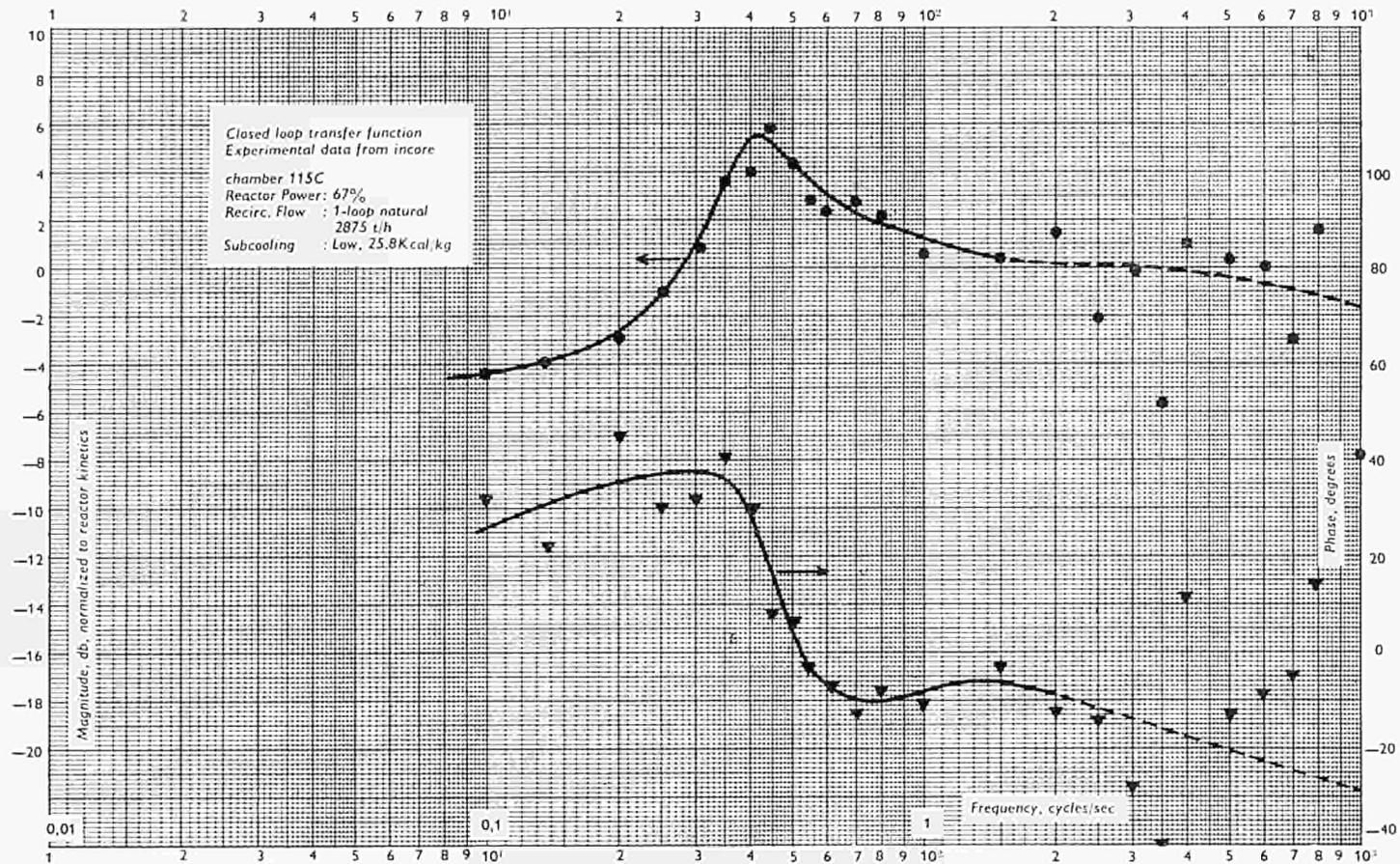


FIG. 16. — Transfer function. Rod Oscillation Test 8.

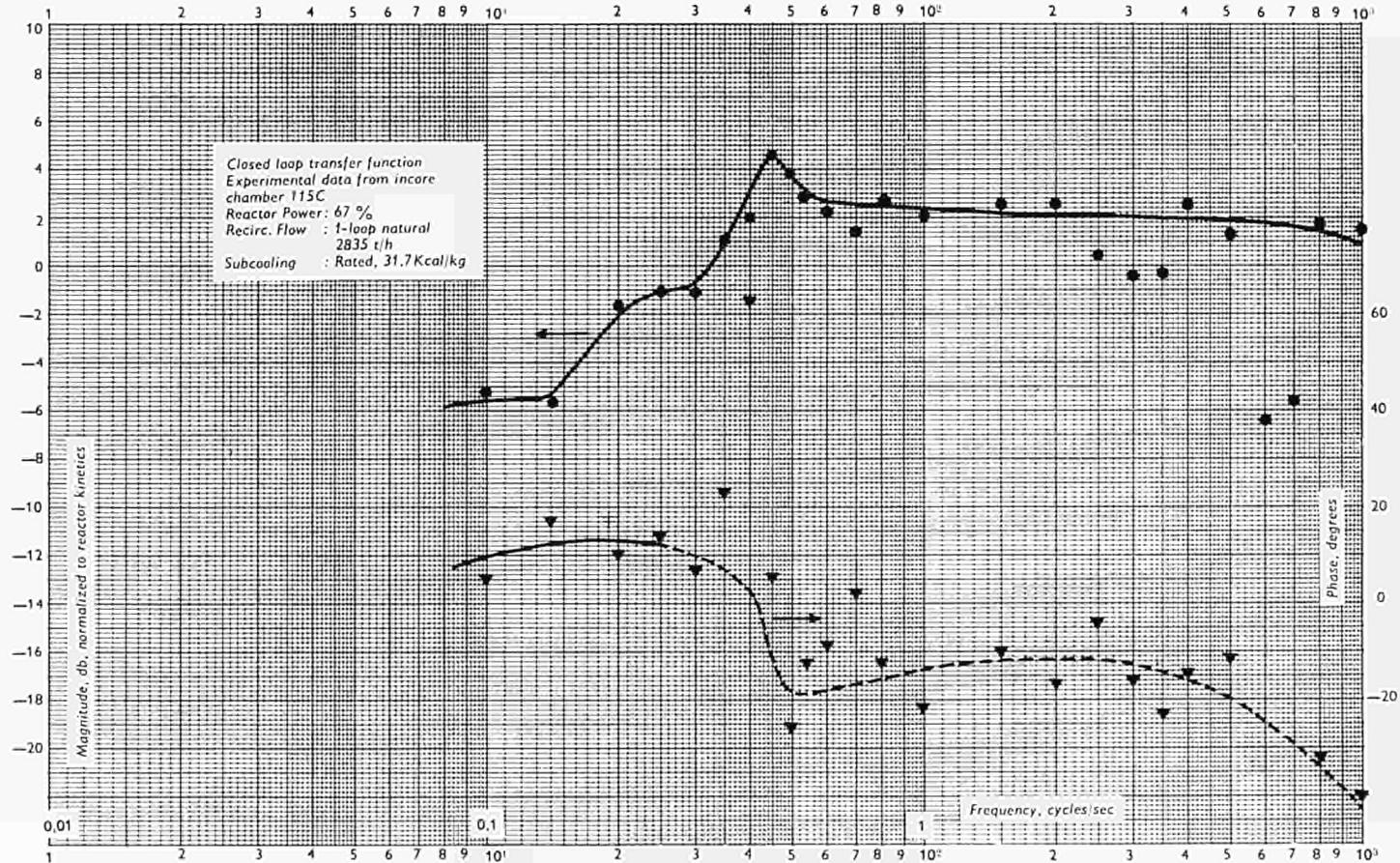


FIG. 17. — Transfer function. Rod Oscillation Test 9.

VII. — Conclusions

The Research Program special tests have undoubtedly demonstrated that:

1. The BWR Garigliano plant is very stable also under high void operating conditions, indicating that no power oscillation will arise at increased power output.
2. The plant behaves very well during all kinds of manoeuvring, and remains easily within the safety limits.
3. The thermal performance of the reactor is excellent also with high void contents, because the high void content tends to shift the flux peak downwards.
4. The plant has demonstrated that it can be operated very satisfactorily at full power with both recirculation loops in natural circulation.
5. The on-line computer is a very useful means for good operation of nuclear power plant, as it enables a great mass of data to be collected and analysed. These data, conveniently processed, can indicate to the operator the most economical utilization of the nuclear fuel and of the plant in general.
6. The movable in-core chambers are a great improvement in the design and the realization of in-core instrumentation, because they enable the operators to obtain the requested data immediately and not after about 15 hours as in the case with titanium-copper wires.
7. The instrumented fuel assemblies have not proved to be a very reliable research equipment. This is probably due to the fact that an efficient technical arrangement has not yet been found to make the special instrumentation work correctly, without major modifications of the standard fuel assembly.
8. The different tasks of the Garigliano Research and Development Program were carried out jointly by ENEL and General Electric Co. under the Euratom-USA agreement for cooperation. The European industry and different organizations of the Community have made large use of the possibility offered to them to send members of their technical staff to the Garigliano plant and to General Electric in San Jose to follow or participate in the work of the Program. The Garigliano R&D Program has thus been a remarkable example of international cooperation in nuclear research.

EXPERIMENTAL ASSESSMENT
OF CORE PERFORMANCE
UNDER NORMAL OPERATING CONDITIONS
AND VERIFICATION OF SAFETY MARGINS
AT INCREASED OUTPUT
IN THE GARIGLIANO B.W.R. POWER STATION ⁽¹⁾

M. MIRONE

ENEL — Garigliano Plant Superintendent, Scauri, Latina, Italy;

F. SANTASILIA

ENEL — Direzione Costruzioni Termiche e Nucleari, Rome, Italy;

A. COLLING

EURATOM — General Directorate of Research and Training, Brussels, Belgium

ABSTRACT

ENEL and General Electric Co. are conducting a research program under the EURATOM-USA Agreement for Cooperation on the Garigliano power station aiming at: (1) collecting more data under nominal conditions than is done during normal operation in order to obtain more extensive information on plant operation and to achieve the best utilization of nuclear fuel; and (2) performing a series of tests under simulated operating conditions with an increased power density in order to obtain information which is applicable not only to the Garigliano plant when operated at the higher power level, but also to all boiling water reactors.

For this purpose the following equipment was installed at the station:

- A data logging computer system
- Four instrumented assemblies located in representative positions in the core to measure the coolant flow, the quality of the steam-water mixture at the outlet, and the coolant subcooling
- Four movable in-core chambers to provide the axial profile of the neutron flux around the instrumented assemblies
- A hydraulic device which allows the central control rod to be oscillated according to a sinusoidal law with frequencies up to 10 cps, in order to monitor the reactor transfer function under various operating conditions
- Fast recording equipment to monitor the main parameters during steady-state operation, transient and rod oscillation stability tests.

During the plant shutdown, 31 fuel elements were gamma-scanned, and the La-140 activity was measured through the gamma-neutron reaction of deuterium. The

⁽¹⁾ Report submitted to the ENEA Seminar on Physics Measurements in Operating Power Reactors, Rome, May 1966.

measurement was preceded by over a month's operation with the rods kept carefully in the same position in order to have a good correlation between La-140 activity and power distribution. The paper analyzes the data recorded during the gamma scanning and compares the results with the previously calculated data.

Due to plant start-up delay, it has not been possible to include in the present paper the analysis of the data recorded during the special tests. It is hoped that at the time of the seminar some preliminary results will be available and can be presented directly to the participants.

I. — Introduction

Under the EURATOM-USA Agreement for Cooperation, ENEL, jointly with General Electric Co., is carrying out a Research Program on the Garigliano B.W.R. power station.

The research program is designed to experimentally determine and optimize the core performance under normal operating conditions and to check with special tests and instrumentation the plant safety margins, in order to evaluate the possibility of increasing the reactor output. Furthermore, the aggregate results obtained will be of great help in improving the design and the performance of the future boiling water reactors.

II. — Data logging and computer system

A General Electric data logging and computer system GE-412 B has been installed at the Garigliano plant. The system detects pre-selected plant variables and performs a multitude of critical computational functions.

The system incorporates a major advance in computational methods and can perform thermal, hydraulic, and power distribution calculations equivalent to those carried out in the scientific computers. This means that accurate on-site computations of critical variables are available on a continuous basis, instead of approximate evaluations as occurs in other power plants.

Control rod patterns can also be varied during operation to keep within the limits and to extend the fuel lifetime. Another potential application of the computer is the study of various control rods and refueling patterns during plant shutdown by programming the signal inputs to the computer.

III. — Special tests

The research program calls for the execution of a certain number of special tests in order to obtain the necessary information to evaluate improved reactor performances. None of the tests under this program has ever been conducted before on a large nuclear power plant; furthermore such tests have been selected to ensure that a basis exists not only for a technical evaluation of the full Garigliano reactor potential, but also for a general study on the performance of advanced boiling water reactors.

The boiling water reactor power density increase depends from various parameters.

TABLE III-1.

Step	Reactor Power (% of rated)	Number of loops in operation	Subcooling kCal/kg	Recirc. flow (% of rated)	Primary steam flow (% of rated)	Secondary steam flow (% of rated)
1	100	2 loops forced circulation	18 (normal)	100	100	100
2	100	1 loop forced, 1 valved out	39 (high)	59	80	62
3	75	2 loops natural circulation	26 (normal)	50	78	75
4	100	2 loops natural circulation	29 (normal)	55	100	0
5	100	2 loops natural circulation	32 (high)	55	100	100
6	100	2 loops natural circulation	18 (low)	55	120	0
7	75	1 loop natural, 1 valved out	43 (high)	28	74	0
8	90	1 loop natural, 1 valved out	37 (normal)	30	105	18.5
9	100	1 loop natural, 1 valved out	43 (normal)	31	116	18.5
10	100	1 loop natural, 1 valved out	30 (low)	31	120	0

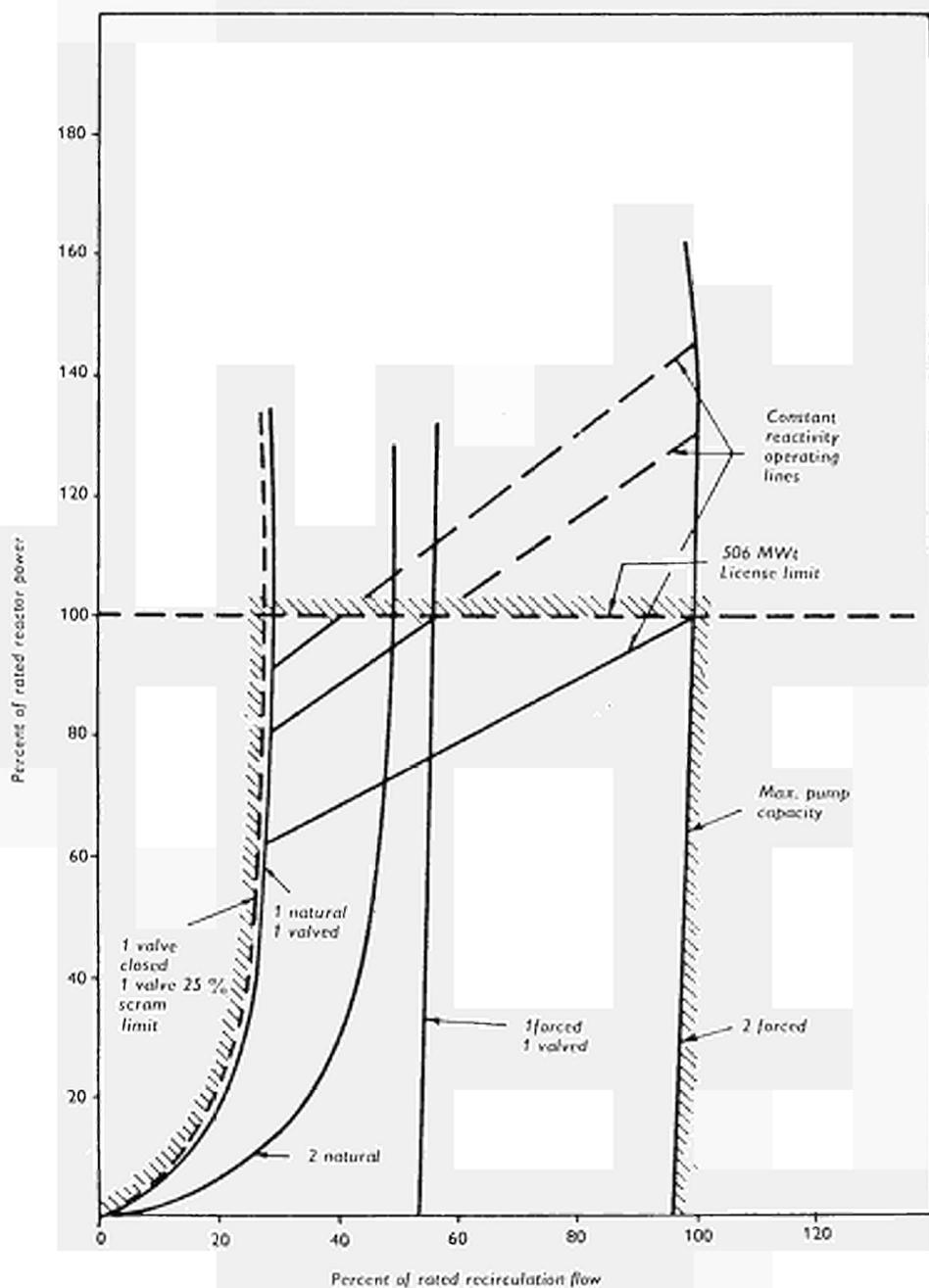


FIG. 1. — Garigliano High Void Test Region Map

For the same fuel quantity and coolant flow rate, a reactor with a higher power density would operate at a higher void content. In order to determine the core performances under these conditions without increasing the power density, it is possible to decrease the coolant flow rate, so that the reactor will operate at an increased void fraction. That is one of the objectives which the Garigliano program proposes to attain number of properly scheduled tests.

The channel rated void fraction (approximately 21 %) will be increased step by step up to approximately 48 %, leaving unchanged the rated power density (28.3 kW/1). As a reference, if the reactor power can be increased up to 150 % of rated value, the void content (all other conditions being the same) would reach 32 % approximately.

The simulated conditions of increased power density will be attained by cooling the core with natural circulation. The pump trips will result in a drop in the power level which will be restored to the rated value by further control rod withdrawal. The severest conditions (only one loop in natural circulation) will be reached step by step, and at each step several transient tests will be performed in order to verify plant stability. At each operating condition, a different subcooling degree will be produced by changing the primary to secondary steam ratio and the feedwater temperature, in order to determine the influence of subcooling on core stability. Table III-1 shows which operating conditions will be established during the high void tests.

The map of Fig. 1 indicates the operating region in which all the tests will be conducted. This region is determined on the map by (a) the curve of scram limit on the recirculation main valves, (b) the reactor power license limit (506 MWt), (c) the maximum recirculation flow versus reactor power, and the constant reactivity operating lines. These lines show the reactor power which will result if the flow is changed and the control rods are held in a fixed position. The dotted lines have been drawn to demonstrate how a low recirculation flow condition, at full power, simulates the reactor uprated to about 150 percent of rated power and at full recirculation flow.

IV. — Stability tests

As said previously, a number of stability tests will be performed at various reactor operating conditions. The most important among these will consist in oscillating the central control rod sinusoidally in order to induce neutron flux oscillations in the core. For this purpose an hydraulic oscillator was designed and built. This mechanism, shown schematically in Fig. 2, is capable of oscillating a control rod at variable frequencies (0.01 - 10 cps) and variable amplitudes (6 inches max.).

During the central control rod oscillation tests, several signals will be recorded: neutron fluxes inside and outside the core, channel coolant flow in the instrumented assemblies, steam flow, etc. The aforesaid recordings, adequately analysed will be a good means to compute the system transfer function experimentally under various

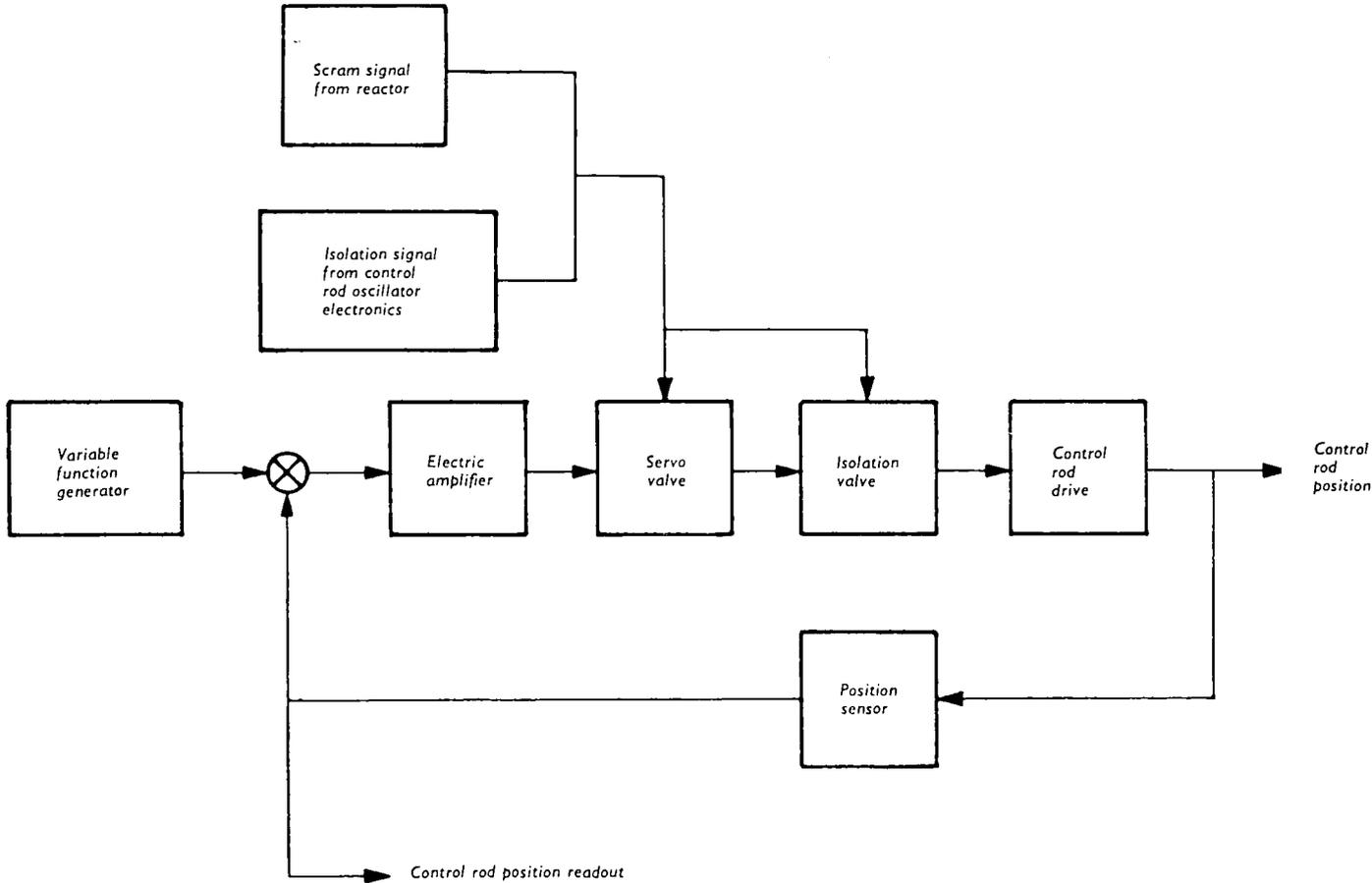


FIG. 2. — Rod Oscillator System

conditions of void fraction, subcooling, etc., and, hence to experimentally check the analytical stability models developed so far and used in the design of new boiling water reactors.

The analytical method used for the stability analysis is based on the following sequence:

- a) calculation of the core power distribution and flow distribution for steady-state conditions;
- b) use of analytical model to predict the dynamic response. This model includes analytical representations of reactor kinetics, fuel rod dynamic heat transfer, hydrodynamic flow characteristic including two-phase effects, and thermodynamic effects due to load and subcooling changes. The hydrodynamic portion of the model is based on the physical concepts of momentum interchange, conservation of energy and continuity of mass. These analytic representations are derived from the basic defining differential equations of physical phenomena and are, in turn, transformed into transfer functions.

The analytical method, used to predict the Garigliano reactor stability under various test conditions, has shown that the core inlet subcooling is an important and interesting variable that affects reactor stability. This is presumably an effect which is dependent on changes in the boiling boundary.

The transfer functions will be expressed in the usual form; that is, by correlating $\frac{\Delta\phi}{\phi} / \frac{\Delta k}{\beta k}$ and the phase angle to the central control rod oscillating frequency.

In conclusion, the Garigliano stability tests will be a very useful means to improve the analytical models that are to be used for the most advanced designs of large boiling water reactors.

V. — Instrumented fuel assemblies

The Garigliano research program provides for the installation of four instrumented fuel assemblies in four representative core positions (Fig. 9). Said assemblies are similar to the standard ones, except for the central fuel rod, which has been removed in order to make place for a special probe. At the inlet and outlet of each assembly, turbine flow meters have been installed in order to measure respectively the inlet water flow rate and the outlet steam-water mixture flow rate. These flow meters were calibrated in an experimental loop at San Jose. The assemblies are also equipped with fast-response thermocouples to measure the temperatures of the inlet water and the outlet mixture, and thus the subcooling.

The instrumented assemblies will therefore allow an evaluation of the accuracy of the core analytical methods. Indeed, by measuring the flow entering the instrumented assembly and by comparing it with the calculated value, it will be possible to check the analytical forecasts on flow distribution and pressure drop.

Several investigations have demonstrated that the flow distribution in the channels can be determined analytically with a relative deviation of approximately 6 %. The flow meters may lower that deviation to about 3 %.

Other important parameters supplied by the instrumented assemblies are the integrated power of the assemblies themselves and the quality of the outlet steam. If P_L and P_U are the signals coming respectively from the lower and upper flow meters, the power of the assembly will be determined by the following formula:

$$\text{Power (kW)} = \left[\left(\frac{P_U C_U v_{in}}{P_L C_L v_{fg}} - \frac{v_f}{v_{fg}} \right) h_{fg} + \Delta h_{sub} \right] \frac{C_L P_L}{3413 v_{in}}$$

C_L and C_U : Flow-meter calibration constants

v_{in} : Specific volume of the inlet water

v_{fg} : Differential specific volume at saturation

H_{fg} : Latent heat of vaporization

Δh_{sub} : Subcooling determined through the thermocouples.

The power determination will constitute a reliable means to check the calculations performed on the analytical models used by the large scientific computer and by the computer installed at the Garigliano for the radial power distribution in the core.

VI. — Movable in-core chambers

Beside each instrumented assembly a movable in-core chamber will be installed to provide an immediate recording of the axial power distribution. It is the first time that such an advanced flux measurement system is used in a power reactor, and the Garigliano tests will be the first important step towards its general use in the future large reactors. To date, copper wires were used to know the axial flux distribution, but this method has the disadvantage that it cannot be used on a continuous basis and that it provides the desired answers only 12-15 hours after insertion in the core. With the movable in-core chambers it will be possible to know the axial power profile at all times and promptly, and any critical axial point can be followed constantly by stopping the chamber at the desired core height. Finally — an improvement over the stationary in-core chambers — it will be possible to increase the lifetime of the movable chambers by removing them from the core whenever it is not necessary to measure the internal flux.

VII. — Experimental measurement of core power distribution

In the operation of a boiling water reactor the most important critical parameters which affect the core thermal performance, are the maximum local heat flux and the

minimum critical heat flux ratio. It is therefore very important to know these two parameters quite accurately. From a careful analysis conducted under the research program, it appears that the minimum critical heat flux ratio, as on the other hand also the maximum local heat flux, is greatly dependent on the power distribution factors. In other words, the overall error in the calculated critical heat flux ratio is essentially due to errors in the power factors. The following Table VII-I clearly shows that the power factors are responsible for 80 % of the error in the critical heat flux ratio, and it is therefore most important that advanced techniques be developed to determine the power factors experimentally and with the maximum possible precision.

TABLE VII-1.

Variable	% of total MCHFR error
Radial power factor	43.2
Axial power factor	28.9
Corner rod factor	8.6
Flow distribution	2.3
Others (heat balance, heat transfer surfaces, etc.)	17.0
Total	100.0

This will provide a useful comparison with the calculations and thus the possibility of improving the analytical models. The advantage to be had is a more accurate core design for future large reactors and operation of the existing plants closer to their maximum thermal performance limits.

In view of the foregoing, the Garigliano research program included the development of a method to scan the fuel assemblies irradiated in the first cycle. Previously at the Garigliano, as in other boiling water reactors (Dresden, Big Rock, Humboldt Bay, etc.) the irradiated assemblies had been scanned by measuring the total gamma activity of each fuel assembly with special instrumentation. The disadvantage of this method is that the determined power distribution refers to a long operating period since the gamma radiations are emitted by fission products having different decay constants. Hence the necessity of discriminating particular gamma radiations emitted by a short-lived isotope. The new method developed at the Garigliano is based on the monitoring of 2.55-MeV gamma rays emitted by La-140, whose concentration reaches equilibrium approximately after 40 days of operation at steady power level. It is then possible to make an accurate determination of the power distribution established in the core during the last month prior to the scheduled plant shutdown. Therefore,

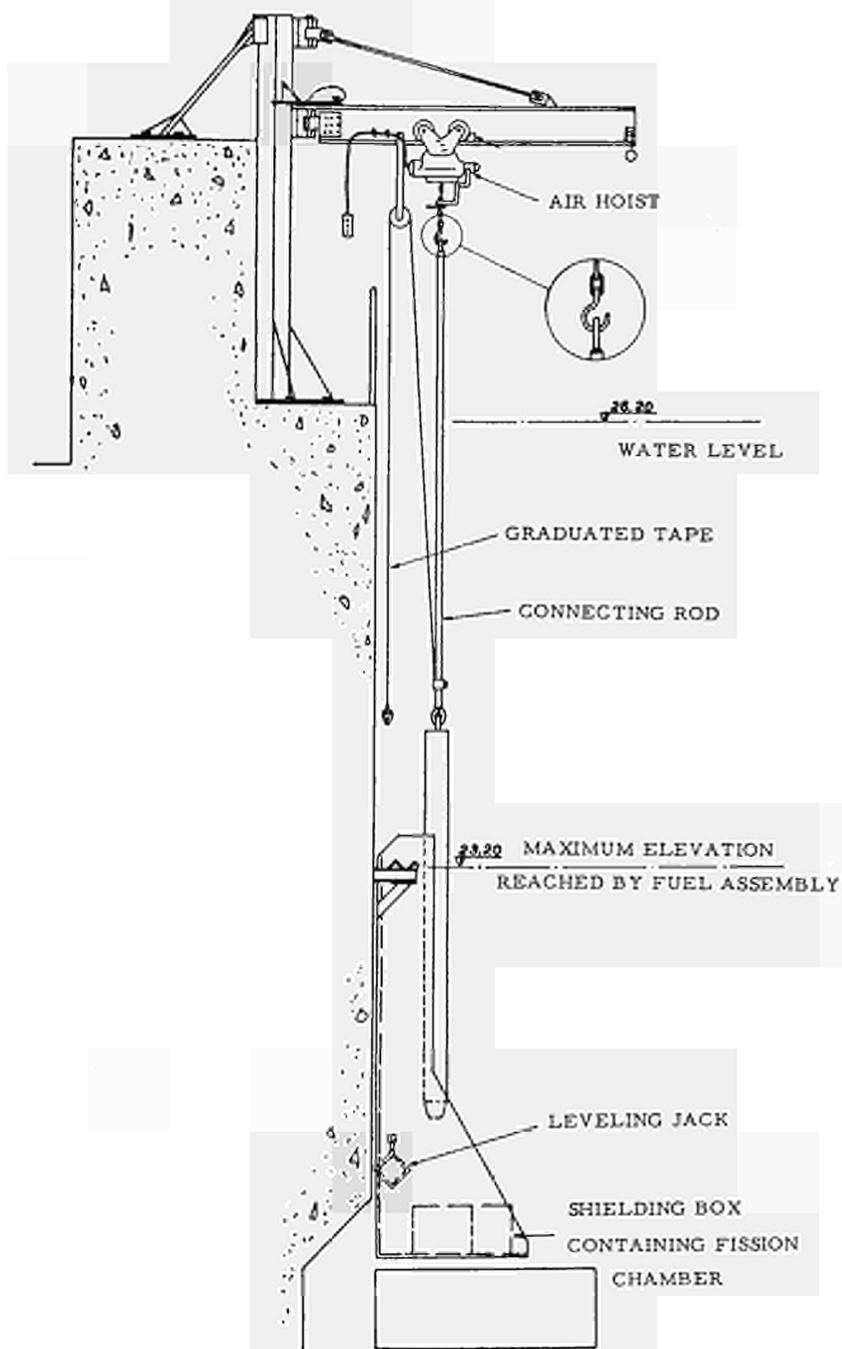


FIG. 3.

during the last period of operation at the Garigliano, the power distribution was kept constant by holding all the control rods in the withdrawn position except the central one which was inserted by 9 %.

To discriminate the gamma radiations emitted by La-140, a technique using a fission chamber to monitor the neutrons generated in heavy water by the reaction (γ, n) was adopted.

At the same time also the total gamma activity was measured in order to have a useful comparison with the previous scanning techniques.

Fig. 3 shows the mechanical equipment developed to perform the measurements. Its manufacture and adjustment required considerable effort owing to the novelty of the experiment and because it was necessary not to interfere with the fuel handling operations which were being performed concurrently. The equipment shown in Fig. 2 was arranged on the northern edge of the spent fuel pool. It consists of a rotary cantilever monorail on which a pneumatically-driven hoist travels. The rotary monorail was developed because it is necessary to move the assembly to be scanned without using the plant hoisting equipment engaged in other operations. The pneumatically-driven travelling hoist is provided with a hook and a rigid rod to lift the fuel assemblies from the fuel racks, place them in the shielding box (Fig. 4) and slide them vertically in front of the monitoring equipment.

The shielding box, which is considerably heavy, contains an aluminum collimator window for the gamma rays emitted by the fuel, a heavy water container located near the window, and a fission chamber located above the heavy water container. The rest of the shielding box was filled with lead to minimize the gamma background due to the elements in the pool. The box was supported by an L frame resting on two brackets on the pool wall. A pantograph jack permitted the frame to be levelled so that the element could be promptly inserted in the vertical guide. The heavy water container is also provided with a vent to eliminate pressure rises in the container due to radiolytic gas production under heavy gamma radiation. During the trimming operation on the system the geometries of the monitors and of the heavy water container were modified; in the first arrangement, provision had been made for two fission chambers working in parallel. However, since these chambers would not prove efficient owing to sealing problems and electronic reasons, they were replaced with one large fission chamber, 25 mm in diameter and 300 mm long. This chamber has a thermal neutron monitoring efficiency about 0.7 times that of the previous dual monitor.

The monitoring of the irradiated assemblies continued for 10 days and covered a whole core octant (see Fig. 5), plus three peripheral assemblies to check the symmetry. In total, 32 assemblies were monitored, which is equal to 15 % of the entire core. One assembly, in particular the one with the highest activity, was scanned every 24 hours to enable the gamma activity decay with time to be taken into account. Each assembly was monitored along two opposite edges, in thirty-five positions at intervals of 8 cm apart. In addition to the La-140 activity, also the total gamma activity was measured by means of a ionization chamber located on the vertical guide of the

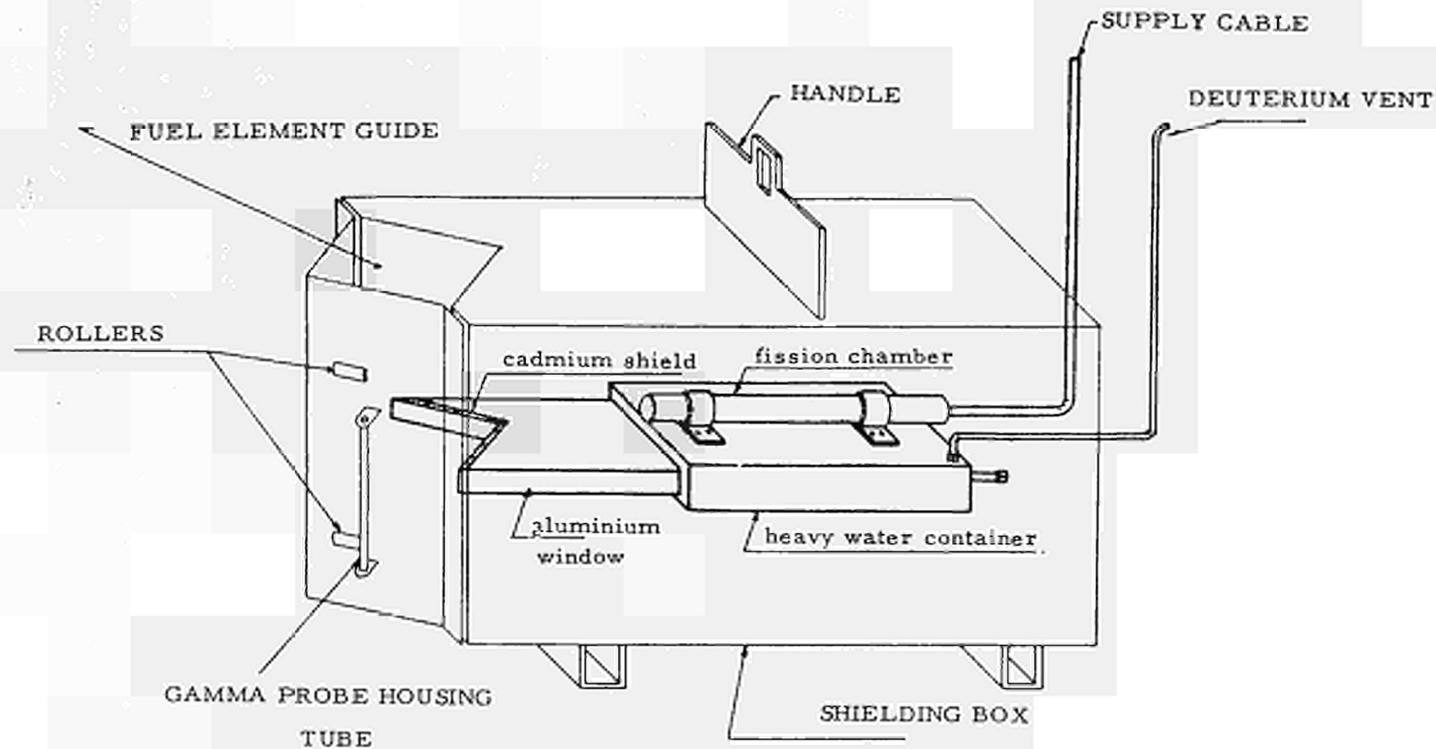


FIG. 4. — Layout of gamma scanning components

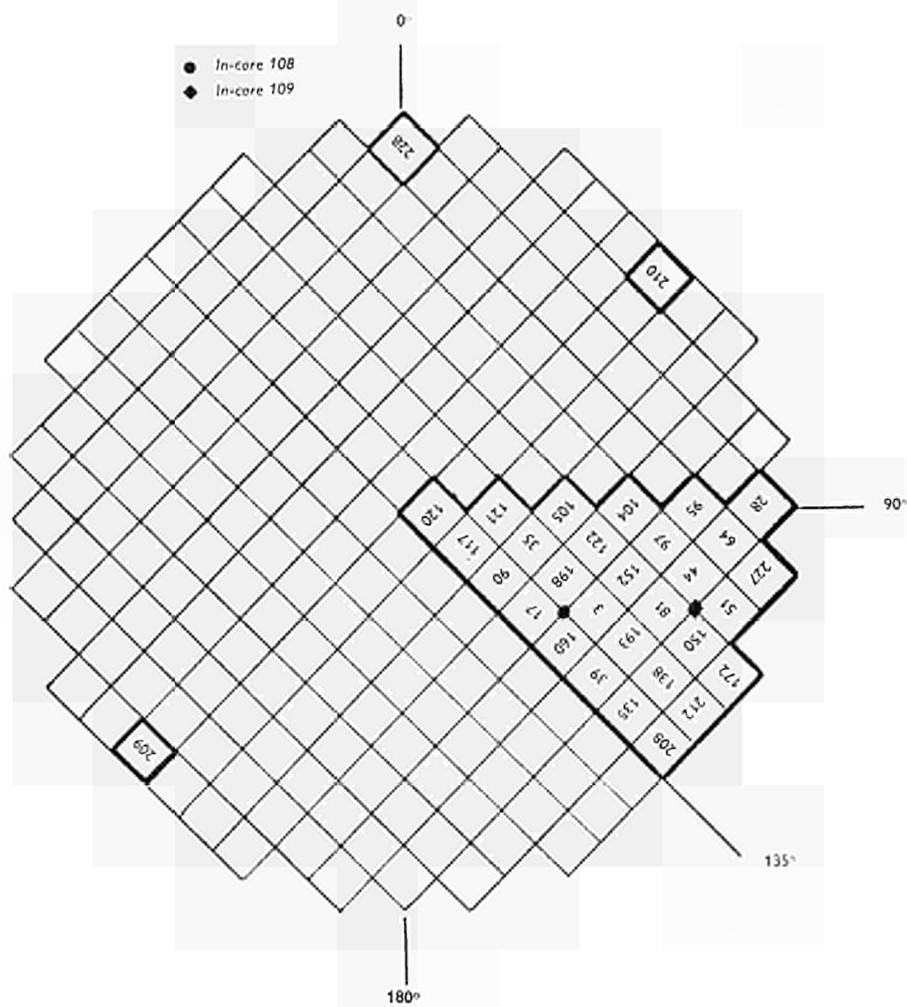


FIG. 5. — Map of fuel elements gamma scanned

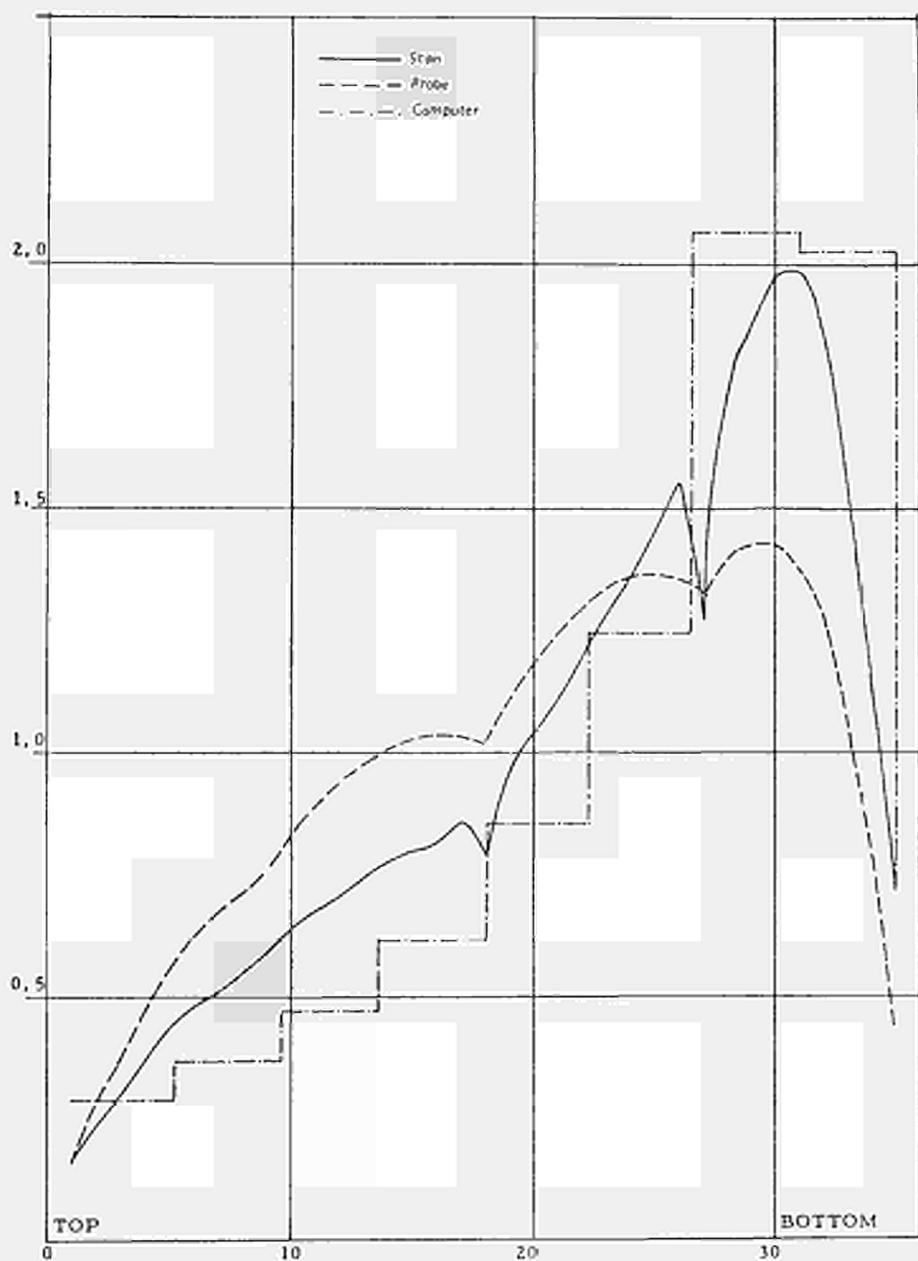


FIG. 6. — Measurements on fuel element n. 121

shielding box. A correction for the gamma background was made in all the latter measurements, whereas it was not necessary for the fission chamber measurements.

The 35 positions on each edge have thus supplied two series of numbers each of which gave the axial flux profile as determined with the new scanning method and the old one. By plotting and appropriately normalizing each individual point, the axial power distribution curves were obtained. For the purpose of exemplification, Fig. 6 shows the curves relating to assembly A-121 which had the highest radial power factor.

If we examine the continuous curve obtained by the La-140 method, we may note how the axial distribution peak has decidedly shifted downwards. This results from the fact that during the last operating period all the control rods were withdrawn and therefore the maximum power point was near the core bottom.

If from Fig. 6 we compare the curve obtained with the fission chamber and the one obtained with the ionization chamber, the latter appears flatter. This is due to the fact that the total gamma activity measurement system provides an average value of the various axial distributions produced over a longer period.

It should be noted that the distribution patterns measured along the two opposite edges were in excellent agreement for all the scanned assemblies. In particular, for assembly A-121, the maximum deviation was only 2.5 % at the point of maximum flux.

Another check performed by means of gamma scanning concerns the reliability of the axial distribution patterns obtained by copper wire irradiation. Fig. 7 shows the power curve of the wire in position 108 in the core, and the curve obtained by averaging the curves of the adjacent assemblies A-198, A-3, A-17, A-160. These figures indicate that the wire irradiation system tends to underrate the peak by a few percent.

Another significant comparison is that between the axial distribution provided by gamma scanning and the axial distribution obtained analytically with the computer. In general the computer underrates the power in the weaker core regions and overrates it in the stronger regions (see Fig. 6). Later on, by modifying the boundary albedoes appropriately, the agreement between computer and scanning results can be improved.

The determination of the radial power factor was obtained by integrating the 35 values obtained on each edge with the Newton method. Before integrating, however, all the counting times of the measurements obtained with the fission chamber were referred to the common value of 100 sec, and an investigation was conducted to find out what error would be committed in neglecting the end connector effect on the total power of each assembly. As known, the end connectors are made of Zircaloy so that they constitute a solution of continuity in the fuel rods. This investigation demonstrated that the difference between the integrals with and without the end connector correction was only 0.3 %.

Once the values of the integrals were obtained, they were corrected to factor in the decay which had been measured by means of repeated scanning of the assembly A-121.

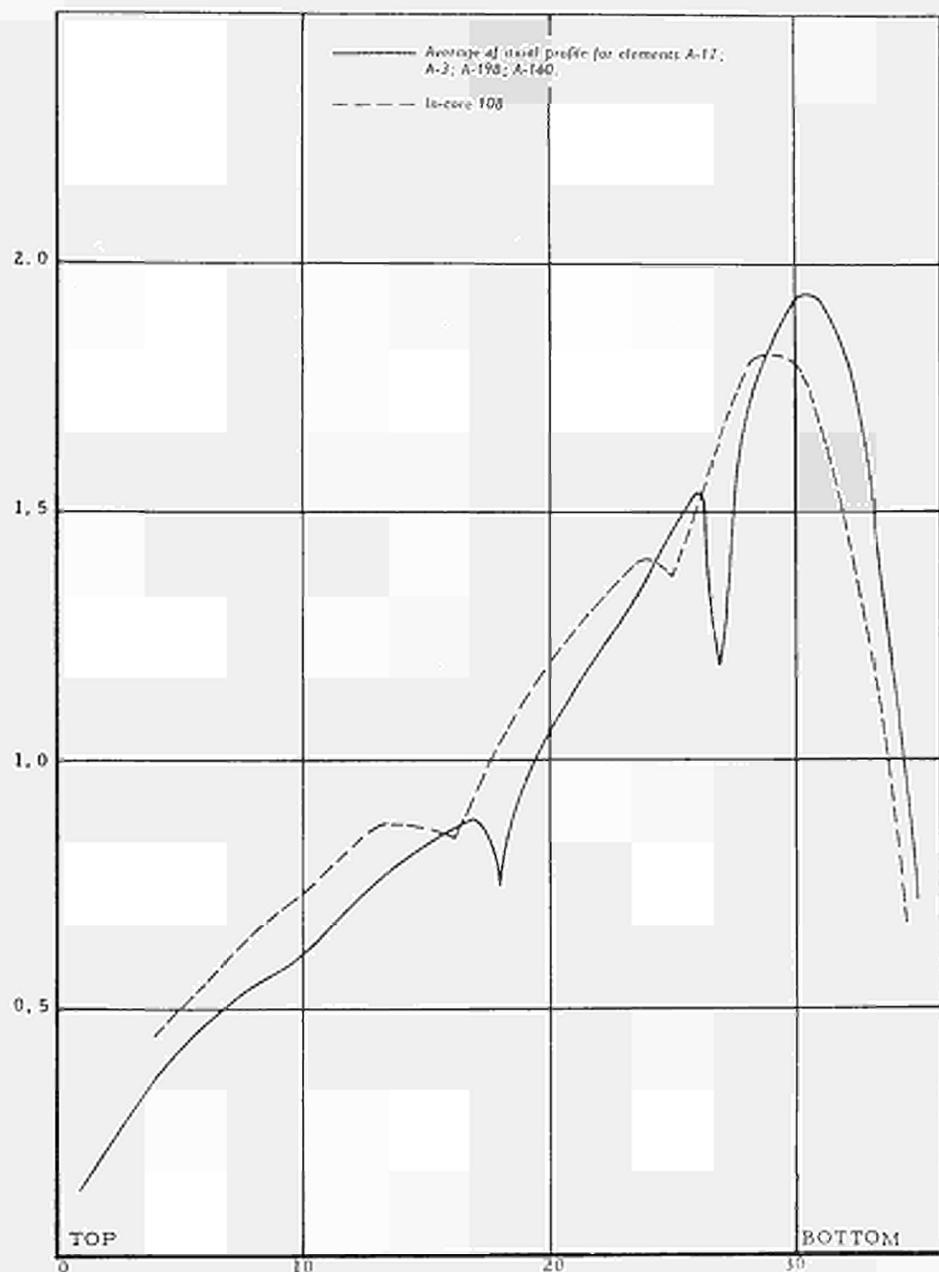


FIG. 7. — Measurements on elements surrounding in-core 108

Finally, a further correction was made in the integrals for the Zircaloy channelled assemblies to take into account the different power distribution between the assemblies with stainless steel channels and those with Zircaloy channels.

The integrals thus corrected were normalized to the average power of the octant in consideration to obtain the radial power factors. Since each assembly edge had supplied a factor, the two factors were averaged. Fig. 8 shows the values obtained for the whole octant and provides, among the other, a useful comparison of the results of scanning with a fission chamber (Scan), total gamma scanning (Probe), calculations performed with a large scientific computer (Treda) and, finally, calculations performed with the Garigliano computer. The following table indicates the standard deviation, the maximum deviation, and the deviation in the strongest assembly relating to the values obtained with TREDa and the Garigliano computer.

<i>Computer</i>	<i>Standard deviation</i>	<i>Max. deviation</i>	<i>Deviation in the strongest assembly</i>
Garigliano	0.05	0.10	0.05
Treda	0.04	0.07	0.07

As mentioned earlier, a few peripheral fuel assemblies were scanned to check the radial symmetry. With reference to Fig. 5, it was found that:

1. Assembly A-228 is symmetrical with respect to A-28 within 1 %
2. Assembly A-210 is symmetrical with respect to A-208 within 5.4 %
3. Assembly A-209 is symmetrical with respect to A-208 within 2.6 %
4. Assembly A-209 is symmetrical with respect to A-210 within 2.8 %.

These values refer to the mean square deviation between the integrals relating to the edges oriented in the same way in the reactor.

Finally, an accurate analysis was made of the integration errors and of the experimental errors involved in the use of the fission chamber, in order to evaluate the standard deviation of the radial power factors. The deviation appeared to be less than 1 %.

Upon completion of the next irradiation cycles, further gamma scans will be performed with this new method. An attempt will then be made to perform the measurements about 8 days after reactor shutdown, when the La-140 activity is at a peak. This will improve the precision of the measurements over the ones taken this time. In fact, technical difficulties with the plant and the adjustment of the system caused the scanning operations to be delayed in respect of the schedule.

All the information relating to the Garigliano gamma scanning were taken from the report "Measurement of Power Distribution in the Garigliano B.W.R. with a New

270°

Elem. No		Scan		Probe		Treda		Computer	
A 120		1-223	1-065	1-17	1-266				
A 117		1-260	1-167	1-19	1-312	A 121		1-268	1-192
						1-20	1-320		
A 90		1-242	1-142	1-19	1-306	A 35		1-255	1-191
						1-20	1-302	A 105	
								1-239	1-264
								1-19	1-277
A 17		1-194	1-162	1-19	1-276	A 198		1-204	1-156
						1-18	1-259	A 122	
								1-194	1-130
								1-17	1-223
								1-182	1-152
								1-14	1-158
A 160		1-170	1-052	1-16	1-208	A 3		1-138	1-066
						1-15	1-183	A 152	
								1-102	1-172
								1-080	1-118
								1-07	1-057
								A 95	
								1-053	1-177
								1-01	0-964
A 39		1-073	0-984	1-09	1-084	A 193		1-060	1-073
						1-07	1-056	A 81	
								1-018	1-031
								1-03	0-994
								0-947	1-003
								0-96	0-909
								A 44	
								0-905	0-999
								0-91	0-840
								A 64 (zr)	
								0-683	0-807
								0-67	0-580
A 135		0-919	0-952	0-95	0-904	A 138		0-907	0-901
						0-93	0-871	A 150	
								0-821	0-848
								0-86	0-792
								A 51 (zr)	
								0-731	0-811
								0-74	0-671
								A 227 (zr)	
								0-597	0-671
								0-62	0-529
A 208 (zr)		0-690	0-807	0-73	0-661	A 212 (zr)		0-637	0-678
						0-70	0-621	A 172 (zr)	
								0-546	0-581
								0-59	0-503

(zr) Shows bundles with zircaloy channels

90°

FIG. 8. — Map of radial power factors
Comparison between results of o-Scan, o-Probe, Treda and computer

Method of Fuel Element Gamma Scanning, March 1966'', by M. Galliani, U. Cammarota, et al.

VIII. — High Void Tests

Since the high void tests had not been performed at the time of this writing, we reserve to present the information obtained to the seminar in an appendix, if available.

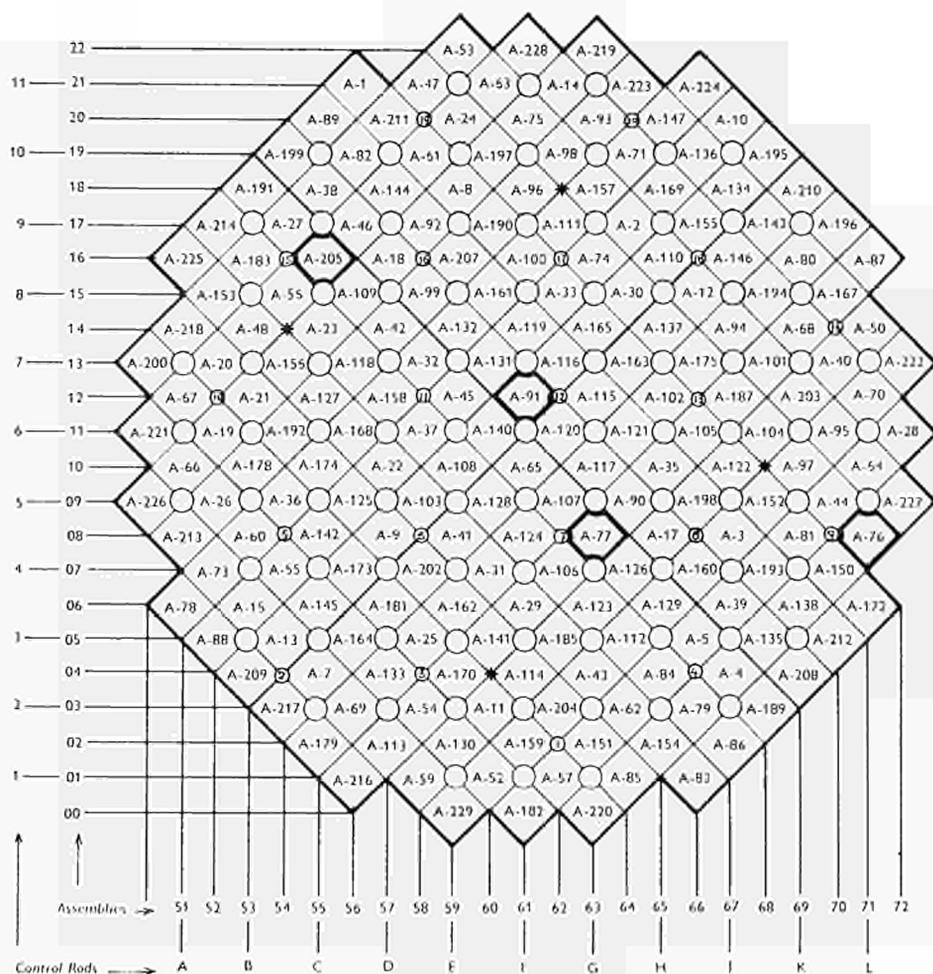


FIG. 9. — Garigliano core map
Instrumented fuel assembly core positions

NOISE-MESSUNGEN UND OSZILLATORTESTS AM GARIGLIANO-REAKTOR

(Vorbericht über die Versuchsergebnisse des R- und D-Programms)

W. BASTL und H. SCHNURER
*Institut für Meß- und Regelungstechnik
Technische Hochschule München*

ZUSAMMENFASSUNG

Während der Stabilitätsuntersuchungen, die im Juni 1966 im Rahmen des gemeinsamen Euratom-USA Forschungs- und Entwicklungsprogramms am Garigliano-Reaktor durchgeführt wurden, war dem Institut für Mess- und Regelungstechnik der TH München Gelegenheit gegeben, verschiedene Reaktormessgrößen mit einem Tonbandgerät aufzunehmen.

Mit Hilfe des speziellen Analogrechners ISAC der Firma Noratom wurden die Leistungsspektren des Rauschens der bei konstanter Leistung aufgenommenen Messgrößen ermittelt. Die Übertragungsfunktionen zwischen den Messgrößen, die während der Regelstaboszillatortests aufgenommen worden waren, wurden sowohl mit dem Kreuzkorrelationsverfahren als mit der Filtermethode bestimmt. Ferner wurden die Genauigkeit, die Fehlerquellen und die Reproduzierbarkeit bei den verschiedenen Messverfahren eingehend untersucht.

I. — Einleitung

Im Mai und Juni 1966 wurden im Rahmen des gemeinsamen US-EURATOM-Versuchs- und Entwicklungsprogramms Untersuchungen der Stabilitätseigenschaften des Siedewasserreaktors der ENEL-Kraftwerksanlage am Garigliano/Italien durchgeführt.

Die Nennleistung des Reaktors beträgt 500 MW_{th} . Er arbeitet nach dem GE-Zweikreisverfahren, d.h. der Turbine wird sowohl direkt vom Reaktor als auch von zwei Wärmetauschern erzeugter Dampf zugeführt. Die Wärmetauscher werden über zwei Pumpen mit Reaktorwasser versorgt, das nach der Wärmeabgabe wieder in den Reaktor zurückfließt.

Die Stabilitätsuntersuchungen umfaßten die sinusförmige Erregung des Reaktors mit Hilfe eines Steuerstabs zur Ermittlung verschiedener Frequenzgänge sowie die Messung des Rauschens mehrerer Reaktormeißgrößen bei verschiedenen Betriebsbedingungen. Dem Institut für Meß- und Regelungstechnik der TH München wurde Gelegenheit gegeben, während der Versuche das Rauschen von je 12 Reaktormeißgrößen bei Betrieb des Reaktors mit konstanter Leistung mit einem Tonbandgerät aufzunehmen. Außerdem konnten durch Überspielen vom GE-Bandgerät mehrere Meßdaten der Oszillatortests erhalten werden.

Soweit es die Zeit während der Versuche zuließ, wurden die gewonnenen Daten mit Hilfe eines speziellen Analogrechners (ISAC, Noratom) ausgewertet und Leistungsspektren verschiedener Meßgrößen sowie einige Frequenzgänge ermittelt. Die Arbeit nach den Tests erstreckte sich bisher auf die Berechnung der Frequenzgänge aus den Oszillatortests mit Hilfe eines Analog-Rechenverfahrens, die Aufzeichnung der Leistungsspektren sämtlicher Meßdaten sowie Untersuchungen über die Genauigkeit und die Reproduzierbarkeit.

Für die Ermöglichung der Teilnahme an den Reaktorversuchen und die freundliche Unterstützung bei der Datenaufnahme im Kraftwerk sei EURATOM sowie ENEL und GE herzlich gedankt.

II. — Versuche

Die Durchführung der Versuche erfolgte nach folgendem Programm:

- a) Sinusförmige Auslenkung eines Steuerstabs, Aufzeichnen der interessierenden Antwortsignale, direkte Ermittlung *eines* Frequenzganges.
 - b) Anschließend Aufnahme des Rauschens von Meßsignalen im stationären Betrieb unter denselben Versuchsbedingungen.
 - c) Aufzeichnen des Verhaltens verschiedener Reaktorparameter beim Übergehen auf neue Versuchsbedingungen.
- usw.

In Tabelle II-1 sind die durchgeführten Tests und die wichtigsten Betriebsbedingungen angeführt. Wie ersichtlich, wurden jeweils die Reaktorleistung, die Unterkühlung oder die Durchflußverhältnisse des Kühlmittels geändert. Aus betrieblichen Gründen konnten die ursprünglich vorgesehenen Tests mit großer Unterkühlung nicht durchgeführt werden. Auch wurden im Betrieb mit Naturumlauf die gewünschten Leistungsstufen nicht voll erreicht.

Die Durchführung der Oszillatortests erfolgte mit Hilfe eines elektrohydraulischen Oszillators, der von einem Frequenzgeber gesteuert wird. Mit diesem Gerät erreichte man eine zeitlich sinusförmige Bewegung des angeschlossenen Steuerstabs F6 mit einem modifizierten Antrieb, so daß in einer bestimmten Stellung eine Oszillation von ± 1 notch (± 3 inch) möglich war. (Im Normalbetrieb werden die Steuerstäbe schrittweise verfahren, ein Schritt (notch) entspricht 3 inch.) Für die kontinuierliche Anzeige war ein induktiver Meßgeber vorgesehen, dessen Signal auch für die Ermittlung des Frequenzganges diente. Gemessen wurde im Frequenzbereich von 0,01 bis 10 Hz. Die Tests wurden zum Teil bei gleichen Betriebsbedingungen wiederholt (Test 1, 1a, 2, 2a usw.), um die Reproduzierbarkeit der Ergebnisse überprüfen und um eine größere Anzahl von Meßgrößen erfassen zu können. (Auf dem Tonbandgerät konnten maximal 12 verschiedene Meßgrößen aufgenommen werden.) Der grundsätzliche Aufbau der Meßanordnung ist in Bild 1 wiedergegeben.

TABELLE II-1. — Versuchsbedingungen

Test Nr.		Reaktor-Leistung MW	Primär-dampf Turbine t/h	Sekundär-dampf Turbine t/h	Kerneintritt- Unter- kühlung kcal/kg	Gesamte Umwälz- menge t/h	Speisewasser Temperatur °C	Mittl. Dampf- blasengehalt im Kern %
I Ia	Normale Betriebsbedingungen	498	690	187	19,3	9.720	188	16,5
3 3a	75 % Nennleistung Zweikreis-Naturumlauf Maximale Unterkühlung	387	523	152	31,4	4.575	178	24
5 5a	Nennleistung Zweikreis-Naturumlauf Maximale Unterkühlung	477	693	160	33,3	4.625	187	39
6 6a	75 % Nennleistung Zweikreis-Naturumlauf Geringe Unterkühlung	379	653	0	18,2	4.810	175	42
7	50 % Nennleistung Einkreis-Naturumlauf Geringe Unterkühlung	260	434	0	22,2	2.775	160	45
8	65 % Nennleistung Einkreis-Naturumlauf Geringe Unterkühlung	332	562	0	25,5	2.875	169	48
9	65 % Nennleistung Einkreis-Naturumlauf Maximale Unterkühlung	331	510	56	31,1	2.835	170	47

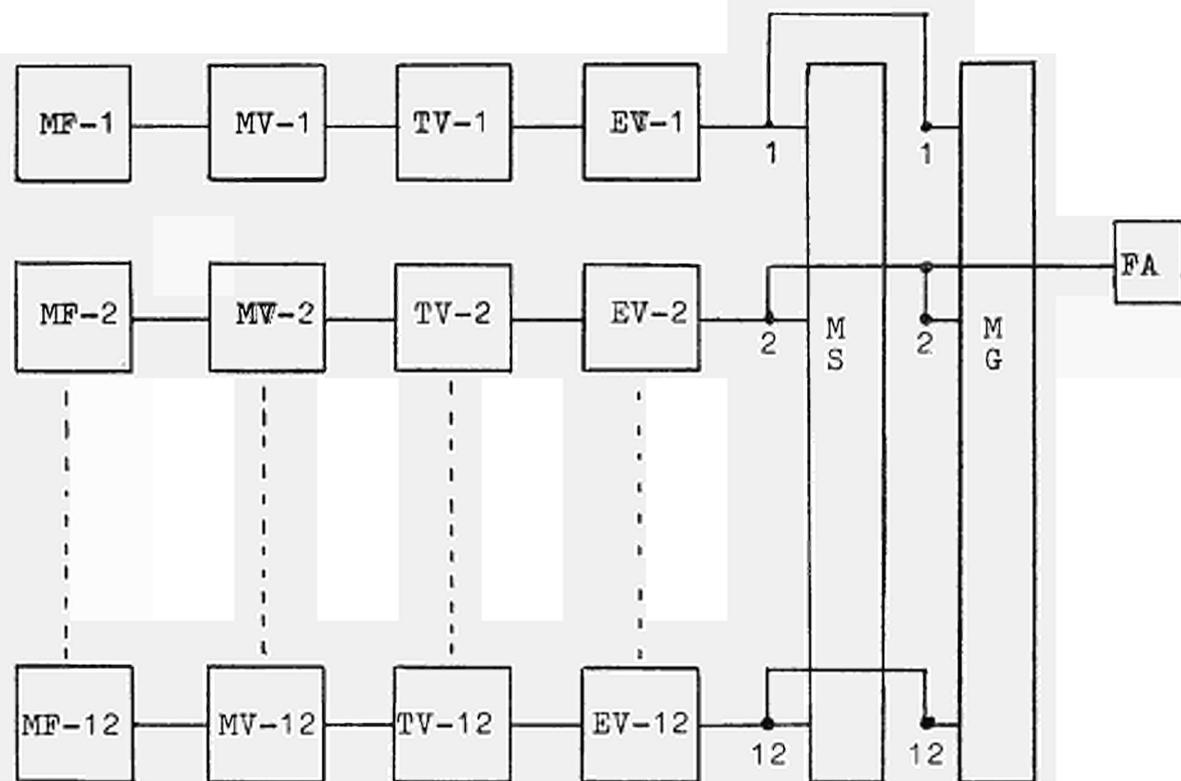


BILD 1. — Blockschaltbild der Meßanordnung

MF: Meßfühler
 MV: Meßverstärker
 TV: Trennverstärker (Isolation Unit)
 EV: Endverstärker

MS: Mehrkanalschreiber
 MG: Magnetbandgerät
 FA: Frequenz-Analysator

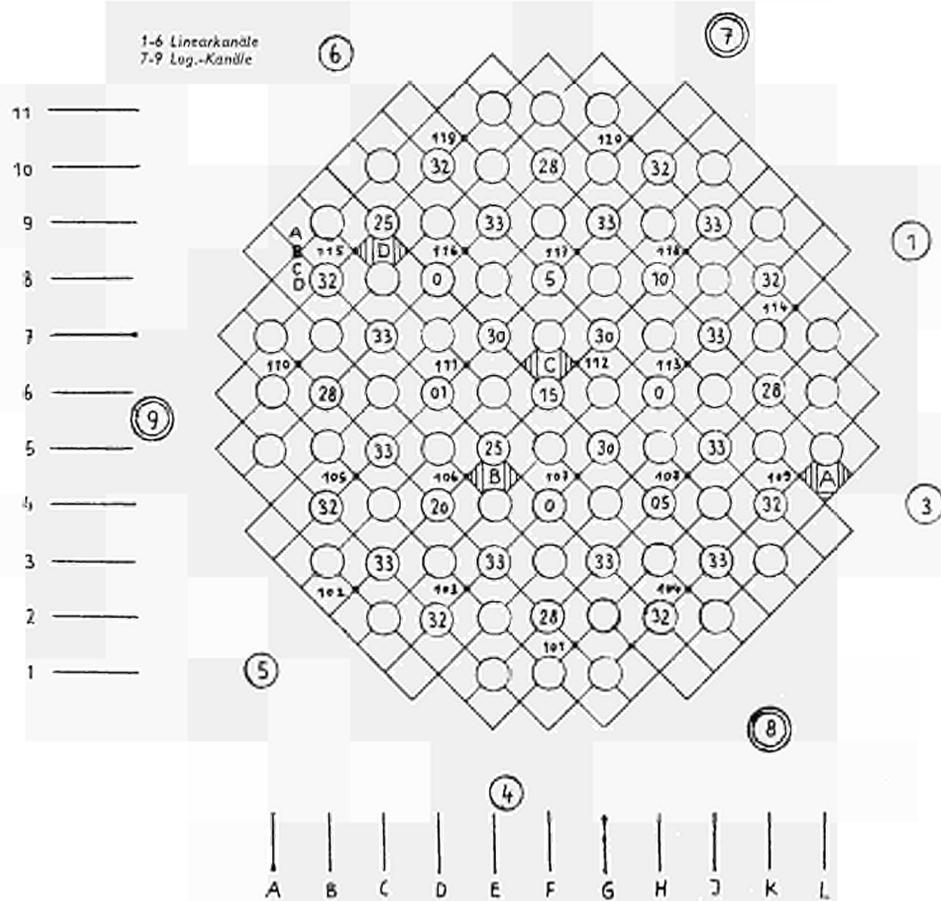


BILD 2. — Incore-Instrumentierung und Neutronenfußmessung im thermischen Schild

1-6 Linearkanäle
7-9 Log.-Kanäle

Für Messungen im Reaktorkern sind eine große Anzahl von Miniatur-Ionisationskammern vorgesehen. Jeder Meßstrang besteht aus 4 übereinanderliegenden Kammern (von unten nach oben mit A, B, C, D bezeichnet), mit denen der Neutronenfluß in ebensovielen Kernhöhen gemessen werden kann. Vier speziell ausgerüstete Brennelemente A, B, C, D sind mit Thermoelementen sowie Durchflußmessern am Ein- und Ausgang ausgerüstet. Weiter stehen drei bewegliche Ionisationskammern zur Verfügung, die jeweils in der Nähe der Ecken der Brennelemente A, B, C, angeordnet sind. Sie befinden sich in derselben Position wie die entsprechenden fest eingebauten Incore-Kammern. Daneben sind noch Meßgrößen der normalen Anlageninstrumentierung, etwa der Neutronenfluß außerhalb des Kerns, der Reaktordruck, der Durchfluß in den Umwälzschleifen usw. für die Messungen von Interesse. Ein Überblick der Meßfühler im Kern und der Neutronenflußmeßfühler im thermischen Schild ist in Bild 2 gegeben.

Als Ausgangssignale sowohl für die Oszillatorversuche als auch für die Aufnahme des Rauschens bei konstanter Reaktorleistung wurden wahlweise folgende Meßgrößen verwendet:

- Incore-Kammer 106A
- Incore-Kammer 106C
- Incore-Kammer 106D
- Incore-Kammer 109A
- Incore-Kammer 109D
- Incore-Kammer 112A
- Incore-Kammer 112D
- Incore-Kammer 115A
- Incore-Kammer 115B
- Incore-Kammer 115C
- Incore-Kammer 115D
- Linearer Neutronenflußmeßkanal 2
- Linearer Neutronenflußmeßkanal 5
- Durchfluß am Eingang des Brennelements A
- Durchfluß am Eingang des Brennelements D
- Durchfluß am Ausgang des Brennelements D
- Temperatur am Eingang des Brennelements A
- Temperatur am Eingang des Brennelements D
- Durchflußmenge des Dampfes im Primärkreis
- Durchflußmenge des Wassers im Zwangsumlaufkreis A
- Durchflußmenge des Wassers im Zwangsumlaufkreis B
- Druck im Reaktordruckgefäß
- Druck in der Dampftrommel

Tabelle III-1 gibt eine Übersicht der auf Magnetband aufgenommenen Meßdaten.

TABELLE III-1. — Mit Magnetband aufgenommene Meßdaten

Test Nr.	1		1a		3		3a		5		5a		6		6a		7		8		9			
Meßstelle	R	O	R	O	R	O	R	O	R	O	R	O	R	O	R	O	R	O	R	O	R	O	R	O
Incore-Kammer 106A														X										
Incore-Kammer 106C																	X		X		X			
Incore-Kammer 106D															X									
Incore-Kammer 109A	X													X		X								
Incore-Kammer 109D			X	X	X				X					X		X								
Incore-Kammer 112A	X															X								
Incore-Kammer 112D			X	X	X				X	X	X	X		X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	
Incore-Kammer 115A	X		X	X	X			X	X	X	X	X		X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	
Incore-Kammer 115B	X		X	X	X									X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	
Incore-Kammer 115C	X		X	X	X			X	X	X	X	X		X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	
Incore-Kammer 115D	X		X	X	X			X	X	X	X	X		X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	
Lin. Neutr. Meßkanal 2			X	X	X									X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	
Lin. Neutr. Meßkanal 5	X																							
Durchfl. Eing. Brennel. A										X	X	X		X										
Durchfl. Eing. Brennel. D	X		X		X					X	X	X		X										
Durchfl. Ausg. Brennel. D	X				X					X	X	X					X	X						
Temp. Eing. Brennel. A										X	X	X		X										
Temp. Eing. Brennel. D	X		X		X			X									X	X	X	X	X	X	X	
Durchfl. Dampf prim.	X		X							X	X	X								X	X	X	X	
Durchfl. Wasser prim. A										X	X	X												
Durchfl. Wasser prim. B					X					X	X	X				X		X	X	X	X	X	X	
Reaktordruck										X	X	X							X	X	X	X	X	
Trommeldruck										X	X	X												

R: Rauschen bei konstanter Reaktorleistung
 O: Oszillatortest

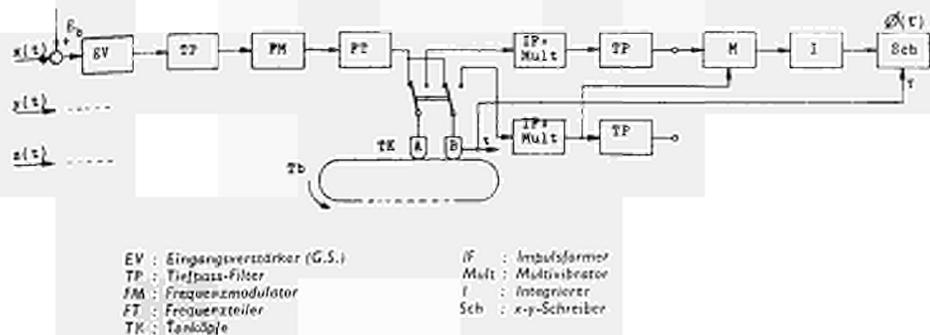


BILD 3. — ISAC, Aufnahme- und Rechenteil zur Ermittlung der Korrelationsfunktion

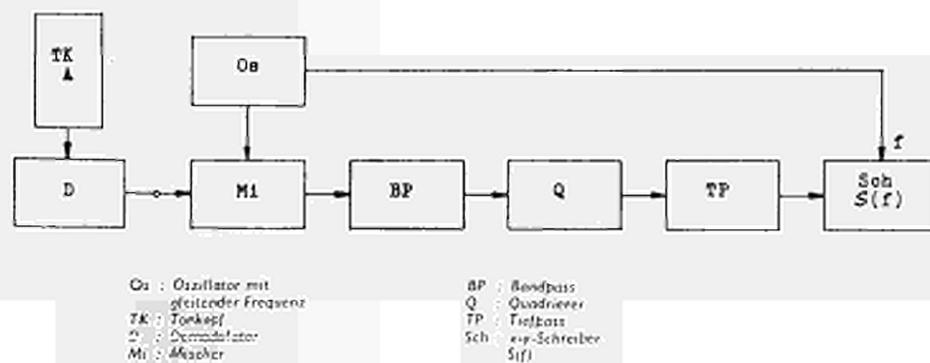


BILD 4. — ISAC, Rechenteil zur Ermittlung des Leistungsspektrums

III. — Auswertung

III.-1. — VERWENDETE AUSWERTGERÄTE

Die Leistungsspektren wurden mit einem speziellen Analogrechner ISAC der Firma Noratom gewonnen. Die Frequenzgänge wurden mittels Filtermethoden auf einem herkömmlichen Analogrechner ermittelt (siehe III.-3.2). Das Noratom-Gerät diente außerdem zur Ermittlung einiger Frequenzgänge aus der Kreuzkorrelationsfunktion, um Ergebnisse, die mit der Filtermethode erzielt wurden, überprüfen zu können.

Der Analogrechner ISAC besteht im wesentlichen aus drei Gleichspannungseingangsverstärkern mit Tiefpassfilter und FM-Modulator zum Bespielen eines dreikanaligen Magnetbands, zwei Abnahmeköpfen, von denen einer verstellbar ist, und den eigentlichen Rechenkomponenten (Bild 3).

Je nach dem, welcher Frequenzbereich untersucht werden soll, wird die Zeitfunktion (das Rauschen) mit verschiedenen Geschwindigkeiten auf eine Bandschleife aufgenommen. Es stehen acht Geschwindigkeiten zur Verfügung, entsprechend denen Frequenzbänder von 0 ... 0,2 Hz bis 0... 200 Hz beherrscht werden können. Gerechnet bzw. ausgewertet wird mit der größten Bandgeschwindigkeit. Es stehen zwei Bandlängen zur Verfügung, deren Umlaufzeit bei der Wiedergabe 5 Sekunden bzw. 15 Sekunden beträgt. Das Ergebnis wird mit Hilfe eines XY-Schreibers aufgezeichnet. Berechnet werden können:

- a) das Leistungsspektrum oder das Amplitudenspektrum
- b) die Autokorrelationsfunktion oder die Kreuzkorrelationsfunktion
- c) die Amplitudenverteilungsfunktion.

Die Auswertvorgänge laufen nach einmal erfolgter Einstellung automatisch ab. Die Berechnungen a) und b) seien im folgenden etwas näher beschreiben:

Das Leistungsspektrum einer Zeitfunktion $x(t)$

$$S_{xx}(f) = \frac{d(\bar{x}^2)}{df}$$

wird durch Filtern des demodulierten Signals mit einem Bandpassfilter und anschließendes Quadrieren erreicht. Vor dem Filter wird das Signal mit einer Rechteckwelle linear ansteigender Frequenz gemischt, damit ein Bandpass gleichbleibender Mittenfrequenz (400 Hz) verwendet werden kann (Bild 4).

Zur Ermittlung der Autokorrelationsfunktion des Signals $x(t)$ oder der Kreuzkorrelationsfunktion der Signale $x(t)$ und $y(t)$

$$\phi_{xx}(\tau) = \lim_{T \rightarrow \infty} \frac{1}{2T} \int_{-T}^{+T} x(t) x(t + \tau) dt$$

$$\phi_{xy}(\tau) = \lim_{T \rightarrow \infty} \frac{1}{2T} \int_{-T}^{+T} x(t) y(t + \tau) dt$$

werden beide Abnahmeköpfe verwendet. Durch Verschieben des einen Kopfes um bestimmte feste Beträge $\Delta\tau$ wird die Funktion $x(t + \Delta\tau)$ bzw. $y(t + \Delta\tau)$ gebildet. Multiplikation dieser Funktionen mit $x(t)$ und anschließende Integration über die Länge der verwendeten Bandschleifen (= Zeitdauer des untersuchten Signale) ergibt das gesuchte Ergebnis: Für jeden Umlauf der Bandschleife wird entsprechend dem eingestellten Wert τ ein Punkt der Korrelationsfunktion berechnet (Bild 3).

III.-2. — LEISTUNGSSPEKTREN

Wie bereits erwähnt, konnte das Rauschen der verschiedenen Meßgrößen bei allen Reaktorbetriebszuständen, die gefahren wurden, direkt gemessen werden. Bei neun Testbedingungen und elf Aufnahmekanälen je Test ergibt das 99 Messungen von etwa je 10 Minuten Dauer. Bei der Auswertung wurde von jeder Messung das Leistungsspektrum berechnet und aufgezeichnet. Dazu diente der ISAC-Korrelator mit einem Moseley 7001 AM XY-Recorder als Aufzeichnungsgerät (siehe III.-1). Begonnen wurde mit diesen Auswertungen noch während der Versuche, der Großteil der Arbeit wurde jedoch später durchgeführt. Schon zu Beginn zeigte sich, daß der größte Teil der in den Signalen enthaltenen Leistung auf das Gebiet unter 1 Hz entfällt, wenigstens was die Noise-Aufzeichnungen der Incore-Ionisationskammern betrifft. Diese Information bildete die Grundlage für die Wahl eines geeigneten Aufzeichnungsmaßstabes und damit eines guten Auflösungsvermögens.

III.-2.1. — *Auswertmethode*

Zur Bildung des Leistungsspektrums mußte die mit dem Bandgerät Ampex FR-1300 auf Magnetband gespeicherte Information erst auf die geschlossene Bandschleife des ISAC-Korrelators überspielt werden. Das Ampexgerät liefert am Ausgang der Wiedergabeverstärker maximal $\pm 1,41 V_{ss}$, was einer $\pm 40\%$ igen Aussteuerung bei der Aufnahme entspricht. Die von GE ausgewählten Signale wurden jedoch so verstärkt, daß sie bei den Oszillatorversuchen nur maximal $\pm 1 V_{eff}$ erreichten. Folglich waren sie bei den Rauschmessungen ohne die überlagerte Oszillatorfrequenz entsprechend kleiner. Je nach Größe der Rauschamplitude ergaben sich als Ausgangsspannungen des Magnetbandgerätes nur einige 100 mV bis zu maximal etwa $\pm 1 V_{ss}$. Um die Signale ohne große Verluste an Signal/Rauschabstand (Nutzrauschen/Störrauschen) vom Magnetbandgerät auf den Korrelator überspielen zu können, sollte die Signalamplitude aber zwischen $\pm 2 V_{ss}$ und $\pm 2,5 V_{ss}$ liegen. Bei einem Teil der Meßdaten war deshalb eine Zwischenverstärkung notwendig, die von Fall zu Fall verschieden war und Verstärkungsfaktoren zwischen 2 und 40 umfaßte. Als Verstärker diente der EAI-Tischanalogrechner TR-10, mit dem die gewünschten Verstärkungsfaktoren durch entsprechende Kombinationen der Rückkopplungs- zu Eingangswiderstände erreicht wurden.

Bei manchen Signalen waren neben der Rauschkomponente noch 50 Hz Netzbrumm oder/und die 400 Hz Chopperfrequenz der von GE verwendeten Trennverstärker (Isolation Unit) enthalten. Es wurden daher im gleichen Maße wie die Amplitude des Nutzrauschens auch diese Frequenzen verstärkt, wodurch zur Vermeidung von Übersteuerungen der Korrelator-Eingangsverstärker die verwendbare Verstärkung stark begrenzt wäre. In solchen Fällen wurden mit den im Korrelator eingebauten aktiven Tiefpassfiltern die unerwünschten Frequenzen abgetrennt. Die Grenzfrequenz für die TP-Filter wurde zum Beispiel für ein zu bildendes Spektrum von 0 bis 3 Hz auf 12,5 Hz festgelegt. Eine im Filter additiv auftretende Gleichstromkomponente kann durch eine entsprechende Gegenspannung am Verstärkereingang kompensiert werden. Dazu dienten die im TR-10 Analogrechner vorhandenen Potentiometer. In dieser Weise wurden jeweils drei Signale behandelt und auf die drei Eingänge des ISAC-Korrelators gegeben. Bild 5 zeigt das Blockschaltbild für einen solchen Kanal.

Der ISAC-Korrelator hat eine Bandbreite von 200 Hz und kann folglich das Leistungsspektrum eines Signals von 0 - 200 Hz bilden. Da in vorliegendem Fall fast die gesamte Rauschleistung unter 1 Hz liegt, ist es sinnvoll, das Rauschsignal vorher zu höheren Frequenzen hin zu transformieren, um ein optimales Auflösungsvermögen zu erzielen. Dafür ist der Korrelator gut geeignet, weil das Verhältnis von Aufnahme- zu Wiedergabegeschwindigkeit von 1 bis zu 1024 in 8 Stufen gewählt werden kann. Die Auswertung der Meßdaten erfolgte derart, daß zunächst die Leistungsspektren mit einer Frequenztransformation von 64: 1 aufgezeichnet wurden. Das bedeutet, daß die Aufnahme auf die ISAC-Bandschleife 64-mal langsamer erfolgte als die Wiedergabe. Die Frequenzanalyse umfaßt dann einen Bereich bis zu 3,125 Hz (200/64 Hz). Der Maßstab für die Aufzeichnung des Leistungsspektrums durch den XY-Schreiber wurde so gewählt, daß 1 Hz 10 cm entspricht. Die Frequenzachse erscheint im linearen Maßstab. Außerdem wurden für jede der neun verschiedenen Testbedingungen einige Auswertungen mit einer Frequenztransformation von 16: 1 angefertigt. Das bedeutet einen Frequenzbereich von 0 bis 12,5 Hz. Damit konnte sichergestellt werden, daß keine im Signal eventuell enthaltene Leistung höherer Frequenz verloren geht.

Die Amplituden der graphischen Darstellungen der Leistungsspektren werden in Zentimetern angegeben, wobei Verstärkungsfaktoren beim Überspielen, bei der Bildung des Spektrums im Korrelator oder bei der Aufzeichnung durch den XY-Schreiber zu berücksichtigen sind.

Die Laufzeit der kurzen ISAC-Bandschleife bei der Wiedergabe beträgt 5 Sekunden, bei der Aufnahme entsprechend dem Faktor 64 also 320 Sekunden. Die lange ISAC-Bandschleife läuft 15 Sekunden, was einer Aufnahmezeit von 960 Sekunden oder 16 Minuten entspricht. Da jedes Noisesignal nur maximal 10-11 Minuten lang aufgezeichnet wurde, konnten für den Spektralbereich von 0 bis 3 Hz nur die kurzen ISAC-Schleifen verwendet werden. Es wäre daher günstiger gewesen, die Noise-Messungen auf etwa 16 Minuten auszudehnen. Für den Bereich von 0 bis 12,5 Hz war eine Aufnahmezeit bei langer Schleife von $16 \times 15 = 240$ Sekunden

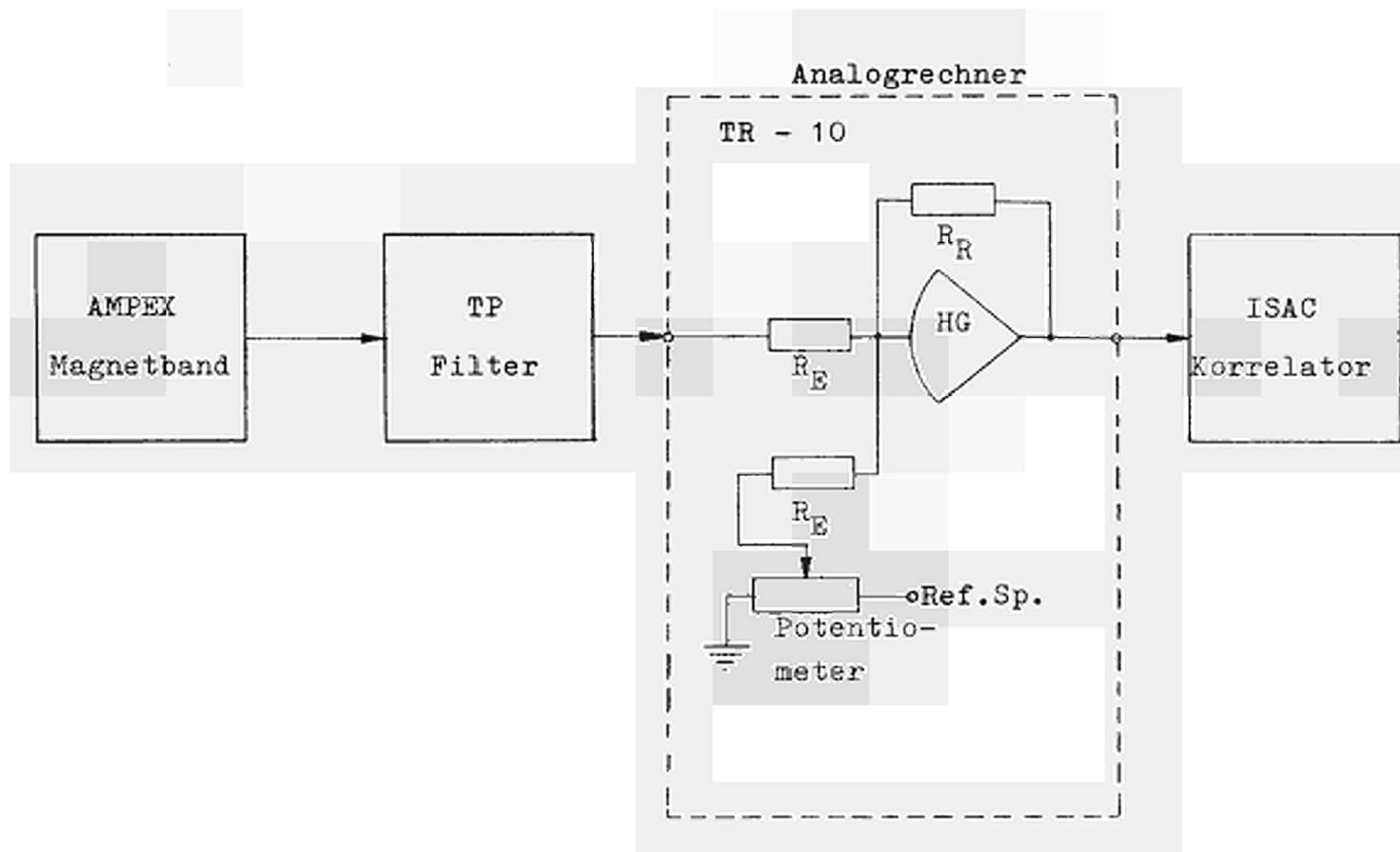


BILD 5. — Blockschaltbild eines Kanals für Filterung und Zwischenverstärkung

= 4 Minuten nötig. Leider ist das ISAC-Gerät für längere Bandschleifen nicht geeignet. In beiden Fällen konnte daher die volle zur Verfügung stehende Aufzeichnungslänge nur etwa zur Hälfte genutzt werden.

III.-2.2. — Durchgeführte Untersuchungen

In Bild 6 ist das Leistungsspektrum einer Incore-Kammer gezeigt. Um ein objektives Maß für ein solches Spektrum zu bekommen, war es nötig, die entsprechenden Aufzeichnungen erst in eine andere Form zu bringen. Dazu wurde der Mittelwert eingezeichnet, um den die Spektralkurve schwankt. Da nämlich durch die geschlossene Bandschleife das Signal an der Stoßstelle meist eine Sprungstelle aufweist, schwankt auch die Feder des XY-Schreibers im Rhythmus des Bandumlaufes. Für zu vergleichende Spektren wurden nun Abszissen und Ordinaten von ausgeprägten Spitzen oder Einsenkungen der Spektralkurve tabelliert. Jedes auffallende Maximum und Minimum wird in die Tabelle mit der entsprechenden Frequenz auf 0,01 Hz genau und Amplitude in mm über der Nulllinie eingetragen. In einer dritten Spalte ist die Amplitude angegeben, die sich unter Berücksichtigung sämtlicher Verstärkungsfaktoren ergibt. Normiert wurde auf den Überspielverstärkungsfaktor 1, den Korrelator-Verstärkungswert 5 und die Schreiberempfindlichkeit 0,1 mV/cm. Neben diesem großen, punktreichen Vergleich der Spektren muß natürlich auch die Gesamtform der Kurven berücksichtigt werden.

Aus den Leistungsspektren der Incore-Kammern ist für die Versuche 1 bis 6 zu entnehmen, daß Resonanzen im wesentlichen im Bereich bis 1 Hz zu finden sind, wobei die Leistung von etwa 0,5 Hz bis 1 Hz stark abfällt. Ist bei den Tests mit Zweikreis-Naturumlauf bereits zu erkennen, daß das Spektrum etwas „unruhiger“ wird, so ergeben sich bei Einkreisbetrieb völlig andere Bilder. Zwar sind nach wie vor Resonanzerscheinungen im Bereich bis 0,5 Hz zu beobachten — gegenüber den vorhergehenden Tests allerdings stärker ausgeprägt — doch treten auch über 1 Hz bis etwa 8 Hz merkbare Spitzen auf (Bilder 6 bis 10).

Interessant sind die deutlich ausgeprägten Resonanzspitzen im Bereich von 0,1 Hz bis 0,15 Hz. Ähnliche Erscheinungen wurden beim Reaktor DRESDEN hydraulischen Schwingungen in den Steigrohren zugeschrieben. Wie aus den Bildern 6 bis 8 zu erkennen ist, steigt die Resonanzspitze von der am tiefsten gelegenen Kammer A bis zur Kammer C stark an, was man als Hinweis darauf deuten könnte, daß die Störung von oben ihren Ausgang nimmt. Nach Meinung von GE dürften derartige Schwingungen bei der ENEL-Anlage wegen der gegenüber DRESDEN stärkeren Dämpfung des Systems nicht auftreten. Das Phänomen muß noch näher untersucht werden.

Die Spektren der anderen Signale, also der Temperatur, des Durchflusses und des Druckes sind recht uneinheitlich. Vielfach treten ungewöhnlich starke Spitzen auf, die wohl in der Hauptsache auf Resonanzerscheinungen der Meßgeber zurückzuführen

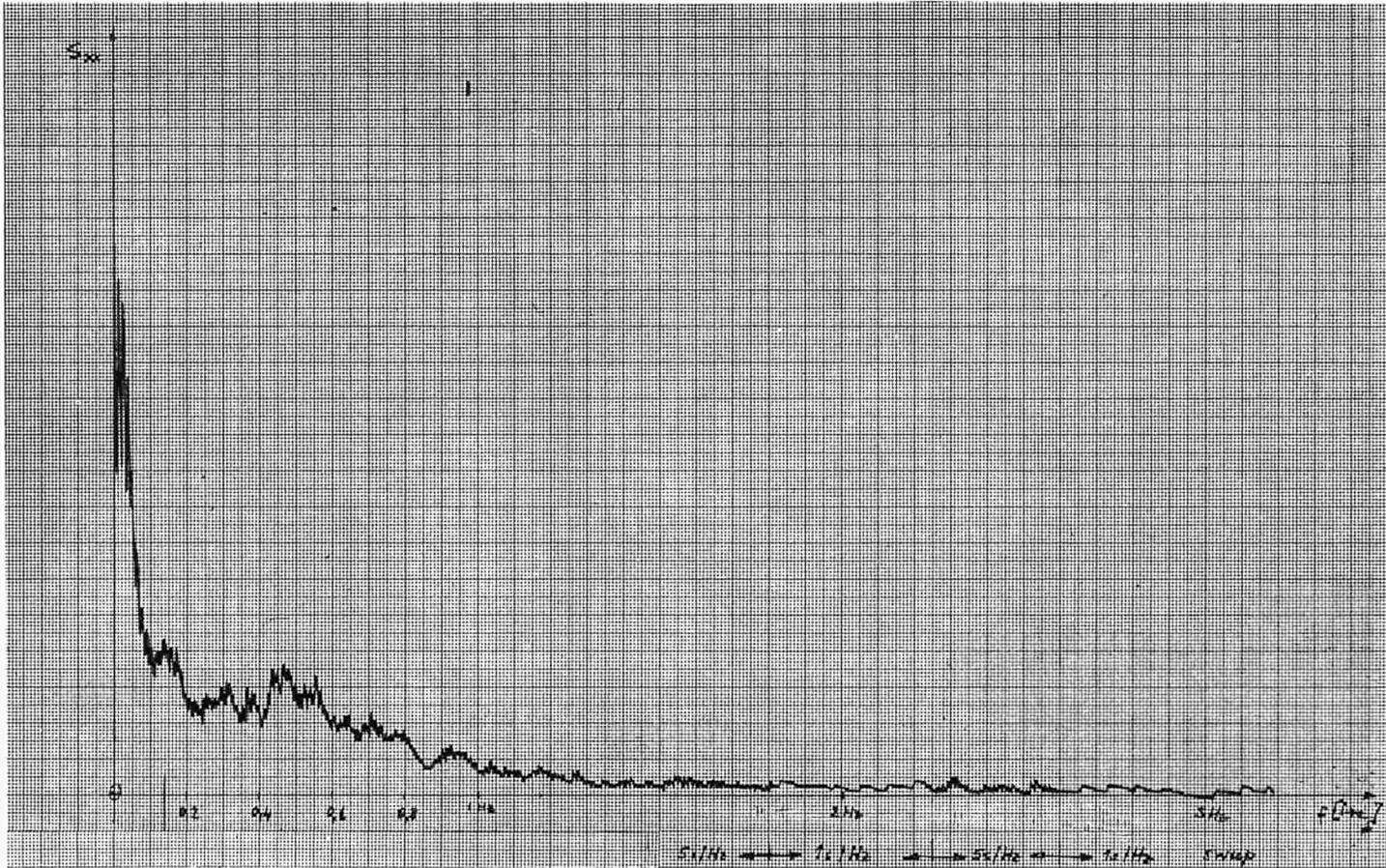


BILD 6. — Incore-Kammer 115 A, Versuch 1a, Leistungsspektrum

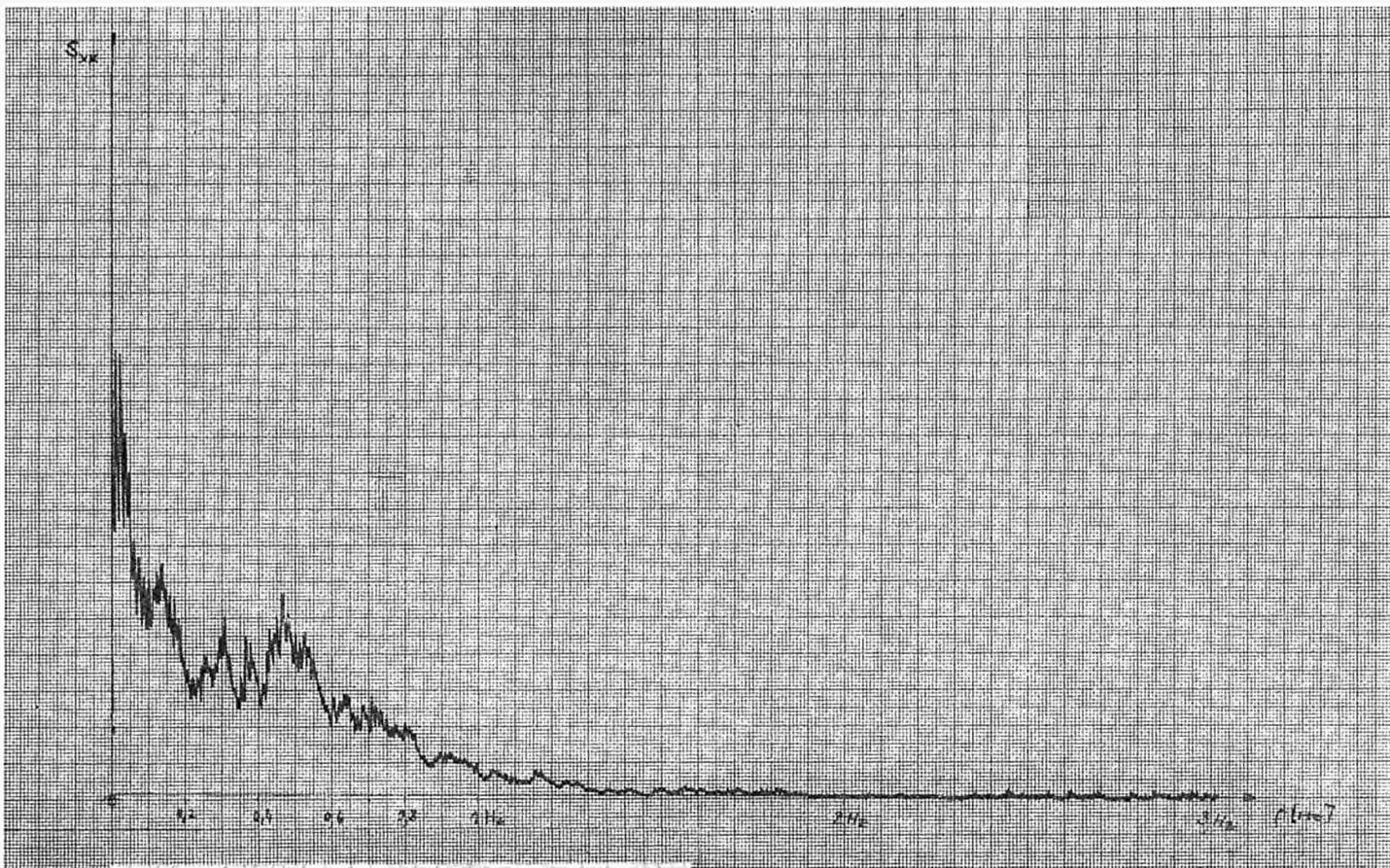


BILD 7. — Incore-Kammer 115 B, Versuch 1a, Leistungsspektrum

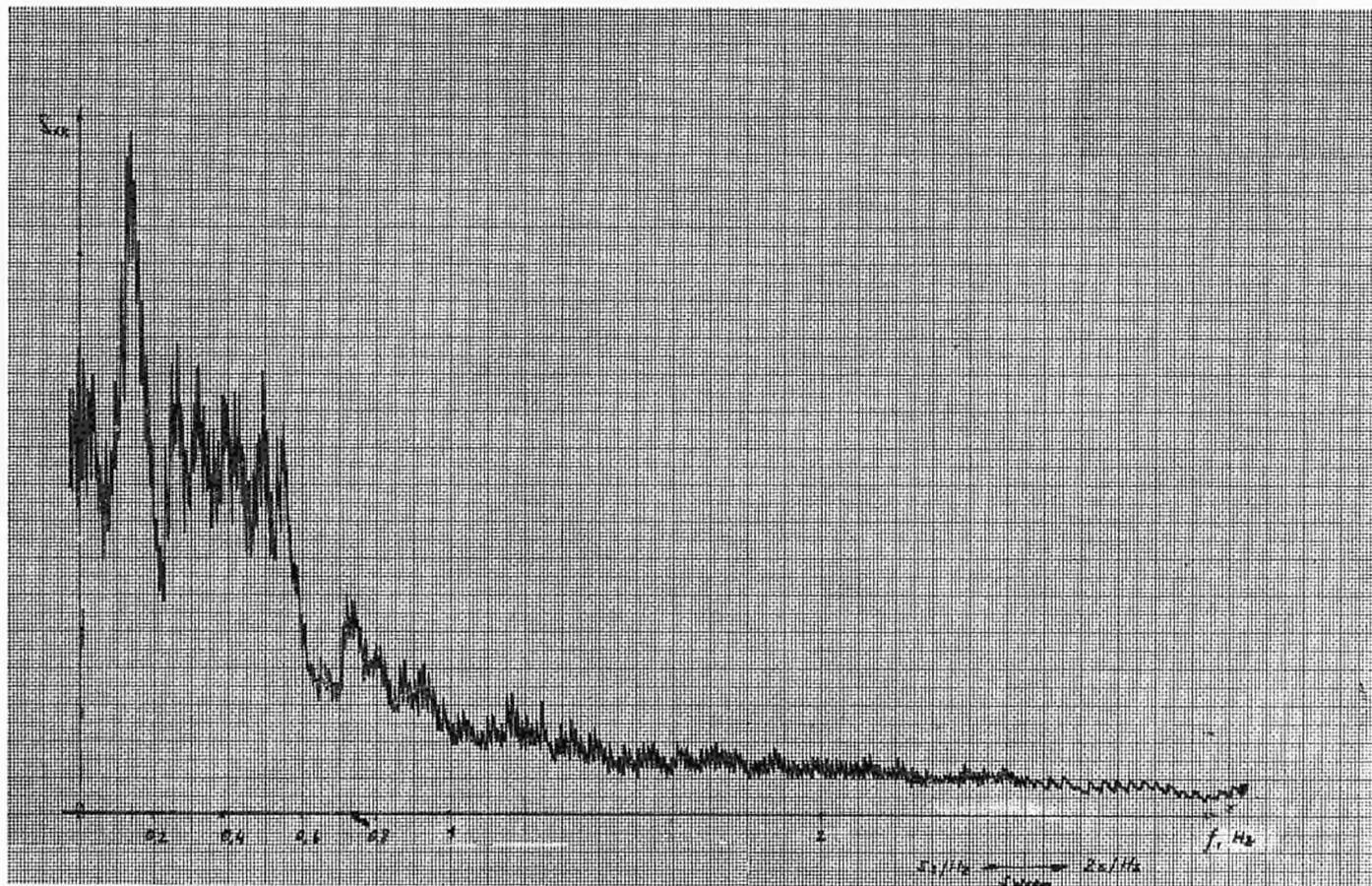


BILD 8. — Incore-Kammer 115 D, Versuch 1a, Leistungsspektrum

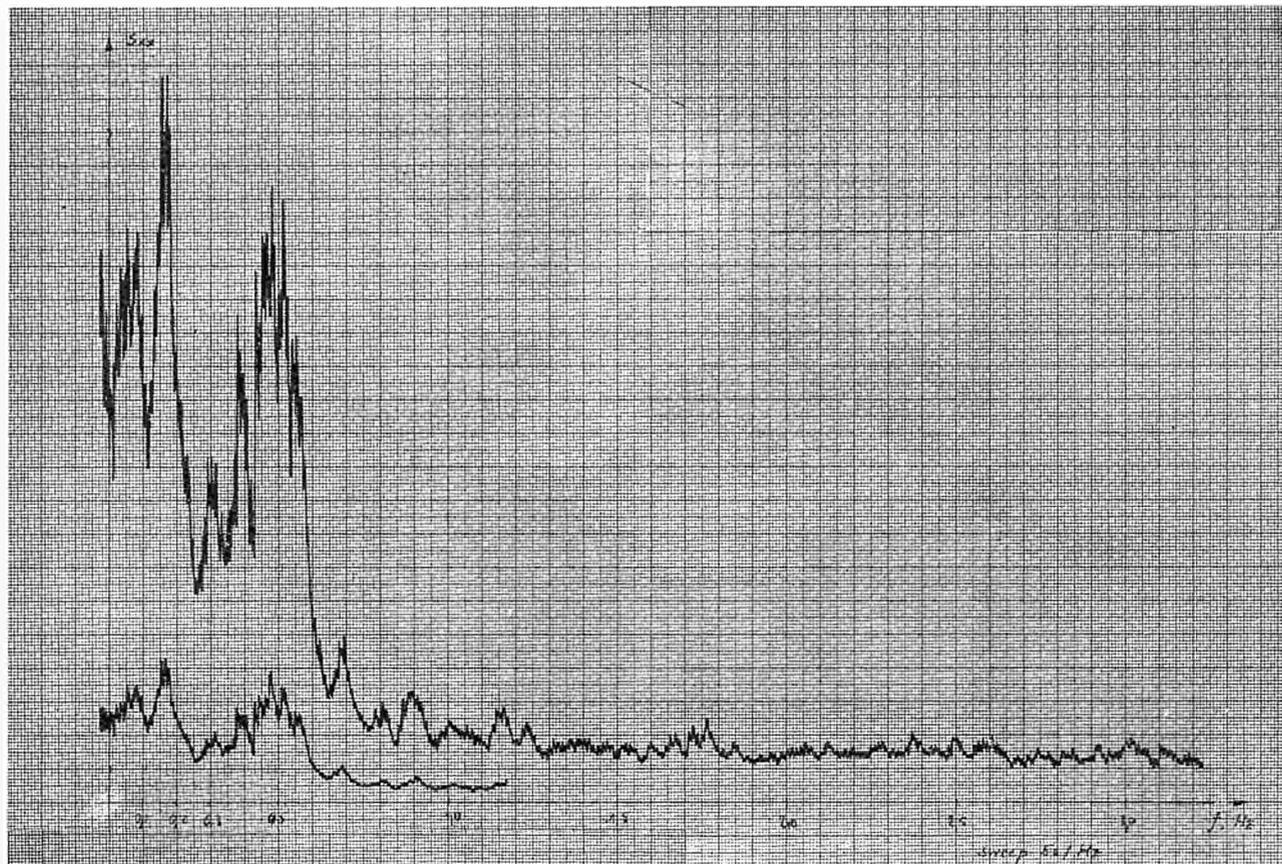


BILD 9. — Incore-Kammer 109 D, Versuch 5, Leistungsspektrum

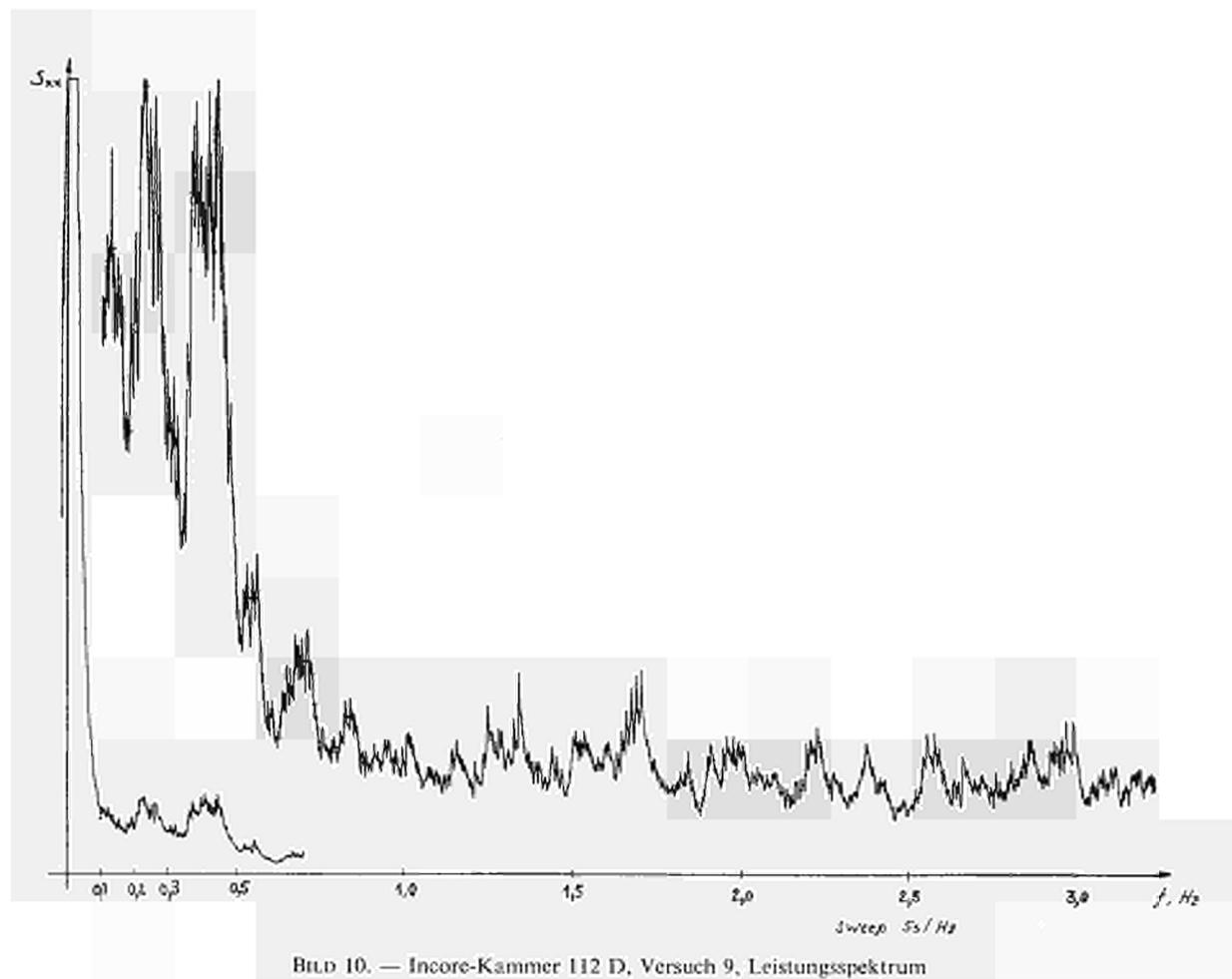


BILD 10. — Incore-Kammer 112 D, Versuch 9, Leistungsspektrum

sind. Im allgemeinen sind die Signale dieser Meßgrößen auch recht klein, sodaß die Auswertung schwierig ist. Erst genaueste Untersuchungen können hier zu brauchbaren Ergebnissen führen.

Um entscheiden zu können, welche Spitzen im Spektrum überhaupt auswertbar sind, muß erst bestimmt werden, wie genau das Verfahren zur Bildung der Leistungsspektren durchgeführt werden kann, mit anderen Worten, welche Spitzen überhaupt dem ursprünglichen Rauschsignal zugeordnet werden dürfen. Dazu wurden folgende Untersuchungen gemacht:

III.-2.2.1. — Leistungsspektrum eines Nullvoltsignals

Es wurde an Stelle eines Rauschsignals der Eingang des Magnetbandgerätes kurzgeschlossen, also praktisch die Spannung 0 V aufgenommen, auf den Korrelator überspielt und davon das Leistungsspektrum gebildet. Das Ergebnis müßte eine waagrechte Gerade durch den Nullpunkt sein. Praktisch ergab sich eine waagrecht verlaufende Aufzeichnung, die im Rhythmus des Bandumlaufes um etwa ± 5 mm um den Mittelwert ($+ 10$ mm) schwankte. Spitzen konnten nicht abgelesen werden. Dies bedeutet, daß die Auswertgeräte keine Resonanzspitze im Spektrum erzeugen.

III.-2.2.2. — Wiederholung des gleichen Spektrums

Von einer bestimmten ISAC-Schleife wurde mehrmals das gleiche Leistungsspektrum gebildet. Abweichungen solcher Spektren voneinander sind ein Maß für die Genauigkeit des Verfahrens. In Bild 11 sind die Häufigkeiten von Frequenzfehler einer größeren Zahl von vergleichbaren Maxima aufgezeichnet. Man sieht, daß die Genauigkeit sehr gut ist. Knapp 90 % aller miteinander vergleichbaren Extremwerte stimmen bis auf den Ablesefehler der graphischen Darstellung von $\pm 0,01$ Hz (± 1 mm) überein. Die Übereinstimmung in den Amplituden ist geringer. Etwa 65 % aller verglichenen Extremwerte liegen innerhalb der Auswertgenauigkeit von ± 1 cm. Wie bereits erwähnt, ist die graphische Bestimmung des Mittelwerts, um den die Spektralkurve im Rhythmus des Bandumlaufs schwankt, nicht genauer durchführbar.

III.-2.2.3. — Fehler beim Überspielen

In einer weiteren Untersuchung wurde der gleiche Zeitabschnitt auf dem Magnetband auf zwei oder mehr ISAC-Schleifen überspielt und dann die Leistungsspektren gebildet. Dabei wird nicht nur der Fehler durch den Korrelator sondern zusätzlich auch die Fehler untersucht, die beim Überspielen zustande kommen. Die hier untersuchte Anzahl von Spektren war nicht sehr hoch, weil dafür ein erheblicher Zeitauf-

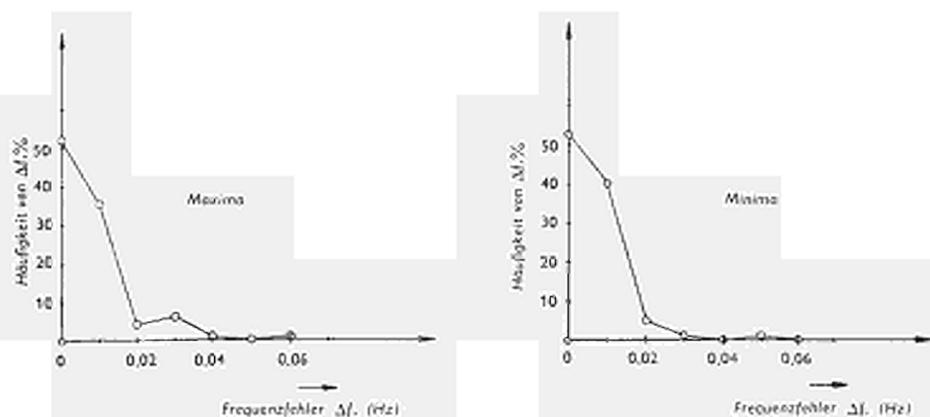


BILD 11. — Häufigkeit von Frequenzfehlern vergleichbarer Extremwerte (aus Wiederholungsversuchen)

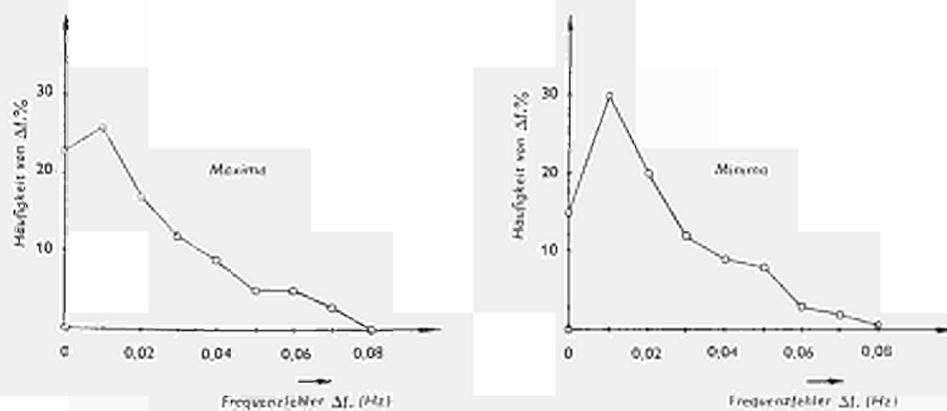


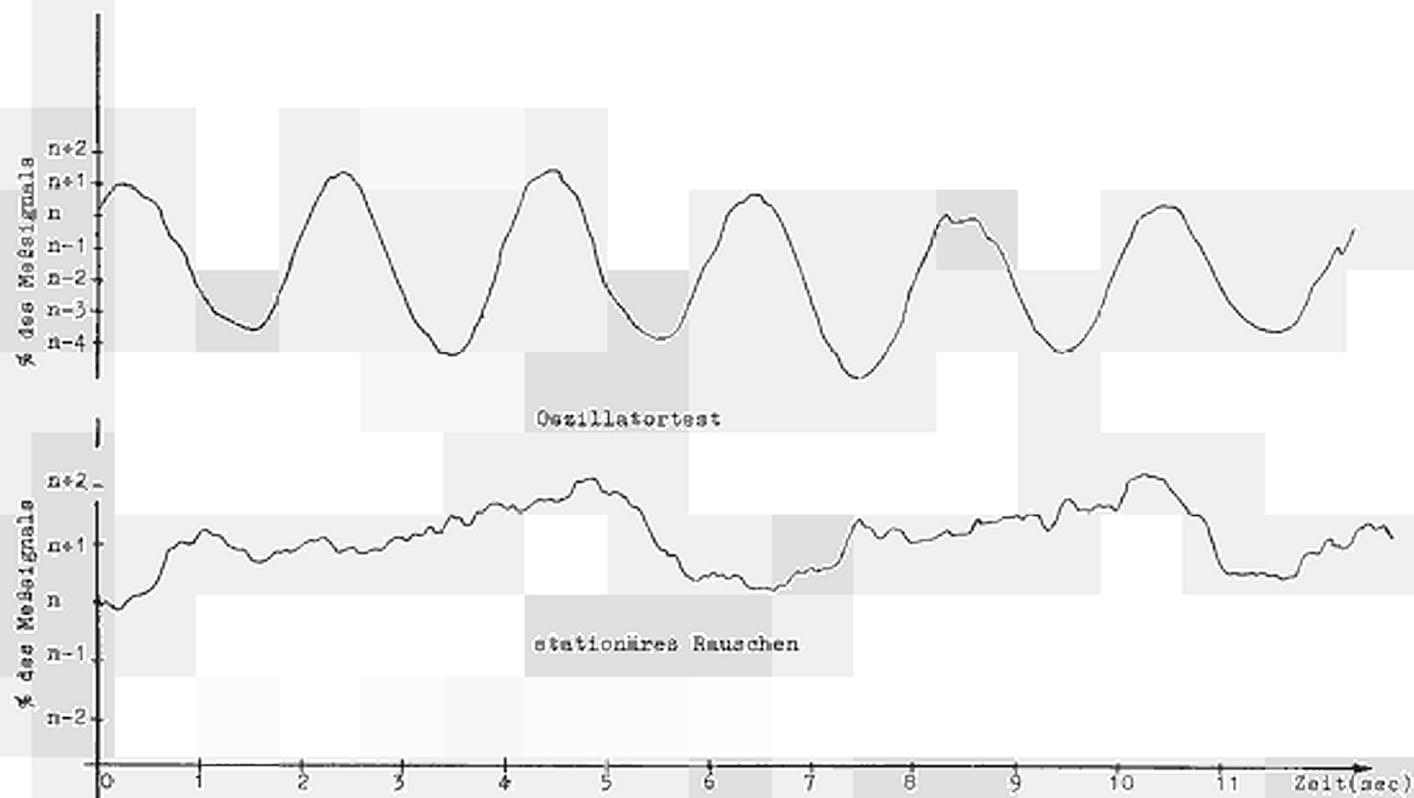
BILD 12. — Häufigkeit von Frequenzfehlern vergleichbarer Extremwerte (aus verschiedenen Zeitabschnitten desselben Rauschsignals)

wand nötig wäre. Trotzdem stimmten die Frequenzen bei mehr als der Hälfte aller Extremwerte innerhalb $\pm 0,01$ Hz überein. Die Amplitudenfehler streuten stärker, doch läßt sich hier wegen der bisher nur geringen Zahl untersuchter Spektren und der größeren Schwankungsbreite kein gültiges Ergebnis aufstellen.

III.-2.2.4. — Verschiedene Zeitausschnitte

Nach der Theorie müßte das bei stationären Betriebsbedingungen gemessene Rauschen unabhängig von der Zeit sein, zu der es gemessen wird. Da zur Bildung eines Spektrums ein 620 Sekunden dauerndes Signal nötig war (für den Bereich 0 - 3 Hz), die vorhandene Aufzeichnung auf Band aber länger als zehn Minuten ist, bot sich die Möglichkeit an, die „Güte“ der aufgenommenen Rauschsignale zu überprüfen. Dazu wurde einmal der erste Teil der insgesamt 10-minütigen Noise-Aufzeichnung auf eine ISAC-Schleife überspielt und dann auf eine andere Schleife der zweite Teil. Von jeweils zwei solchen Aufnahmen der gleichen Signale wurden dann die Leistungsspektren gebildet. Mit dieser Methode können sowohl Fehler ermittelt werden, die in der begrenzten Aufnahmezeit begründet sind, als auch Ungenauigkeiten, die auf Abweichungen vom stationären Betrieb zurückzuführen sind. In Bild 12 ist für derartige Untersuchungen die Häufigkeit der Frequenzfehler miteinander korrespondierender Extremwerte angegeben. Es zeigt sich, daß wieder etwa 50 % aller zugehörigen Maxima innerhalb der Ablesegenauigkeit von $\pm 0,01$ Hz liegen. Innerhalb der Grenzen von $\pm 0,02$ Hz liegen etwa 2/3 aller Maxima. Frequenzabweichungen von $\pm 0,05$ Hz treten nur noch mit einer Häufigkeit von etwa 5 % auf. Für die Minima gilt etwa das Gleiche. Wie bei allen anderen Fällen schwanken die Amplituden auch hier stärker. Innerhalb von ± 1 cm Auswertgenauigkeit liegen etwa 40 % der miteinander korrespondierenden Extremwerte, innerhalb der Grenzen ± 2 cm liegen etwa 60 %. Dabei ist jedoch zu bedenken, daß durch die Normierung auf einen Maßstab beträchtliche Fehler in der Amplitude entstehen können. Eine Zwischenverstärkung mit Faktor 10 bedeutet ja eine Erhöhung der Leistung um den Faktor 100. 1 mm Ableseungenauigkeit kann also zum Beispiel 100 mm nach der Normierung ergeben, wenn zwei Spektren verglichen werden, von denen das eine vor der Überspielung hochverstärkt wurde. Es wird deshalb der Vergleich der Amplituden zu einem späteren Zeitpunkt unter Berücksichtigung dieser Fehlerquelle wiederholt werden.

Als Gesamtergebnis der Genauigkeitsuntersuchungen läßt sich sagen, daß eine bestimmte Spitze im Leistungsspektrum mit einem Fehler von $\pm 0,02$ Hz in der Aufzeichnung erscheint. Der maximal mögliche Fehler kann natürlich auch größer sein. (Die Angabe von $\pm 0,02$ Hz bezieht sich auf ein Leistungsspektrum von 0 - 3 Hz mit dem Maßstab 1 Hz = 100 mm.)



BILO 13. — Incore-Kammer 115 C, Versuch 3a, Antwortsignal beim Oszillatortest und stationäres Rauschen

III.-3. — ÜBERTRAGUNGSFUNKTIONEN

III.-3.1. — *Kreuzkorrelation*

Eine besonders exakte Methode zur Ermittlung des Frequenzganges insbesondere bei stark verrauschten Ausgangssignalen ist dessen Berechnung über die Kreuzkorrelationsfunktion. Zu diesem Zwecke wird die Kreuzkorrelationsfunktion zwischen dem sinusförmigen Eingangssignal und dem Ausgangssignal gebildet. Da alle nicht-korrelierten Ausgangssignale (also die Antwortsignale auf Störungen, die nicht von der sinusförmigen Erregung herrühren) bei der Bildung der Kreuzkorrelationsfunktion unberücksichtigt bleiben, d.h. gleichsam von selbst wegfallen, ist das Ergebnis eine Sinuswelle derselben Frequenz. Aus Amplitude und Phasenverschiebung dieser Welle gegenüber dem Eingangssignal läßt sich sofort die Dämpfung und Phasenverschiebung für die jeweilige Frequenz im Bode-Diagramm angeben.

Die Methode ist natürlich recht langwierig, weil für jede Frequenz die Korrelationsfunktion gebildet werden muß. Für eine zufriedenstellende Auswertung müssen außerdem wenigstens drei Halbwellen zur Verfügung stehen. Andererseits lassen sich aus den oben angegebenen Gründen selbst bei einem Signal-Rauschverhältnis kleiner als 1 noch brauchbare Ergebnisse erzielen, wobei die Tatsache, daß die Frequenz der Korrelationsfunktion derjenigen des Eingangssignals gleich sein muß, nicht nur die Auswertung erleichtert, sondern auch eine ständige Überprüfung des Ergebnisses ermöglicht.

Bild 13 zeigt ein typisches Antwortsignal einer Incore-Kammer auf die sinusförmige Erregung des zentralen Steuerstabs. In Bild 14 ist der Frequenzgang für die Incore-Kammer 115C in Test Nr. 3a wiedergegeben. Wie daraus ersichtlich, stimmen die Ergebnisse mit den von der GE unmittelbar während des Versuchs ermittelten Werten gut überein. In Bild 15 sind sinusförmige Kreuzkorrelationsfunktionen für bestimmte Frequenzen wiedergegeben. Zu bemerken ist, daß wegen der zu kurzen Meßzeit im Frequenzbereich $< 0,2$ Hz Schwierigkeiten bei der Auswertung entstanden. Über 3 Hz wird wegen des durch die Mechanik der Oszillationseinrichtung bedingten Abfalls der Störampplitude das Ausgangssignal für die Verarbeitung durch den Korrelator zu klein. Leider standen für die während der Versuche durchgeführten Auswertungen keine geeigneten Zwischenverstärker zur Verfügung. Bild 16 zeigt jedoch, wie sehr das Ergebnis schon durch eine Verstärkung um den Faktor 2 verbessert werden kann (diese Verstärkung wurde durch erneutes Aufspielen der Meßdaten auf eine freie Spur des Magnetbandgeräts erreicht). Die aufgezeigten Schwierigkeiten bedeuten also keine grundsätzliche Einschränkung der Korrelationsmethode, sondern waren nur gerätetechnischer Art.

III.-3.2. — *Filtermethoden*

Die Grundlagen des Analysierverfahrens bildet die Beziehung zwischen dem Frequenzgang $H(\omega)$, dem Kreuzleistungsspektrum $S_{xy}(\omega)$ und dem Leistungsspek-

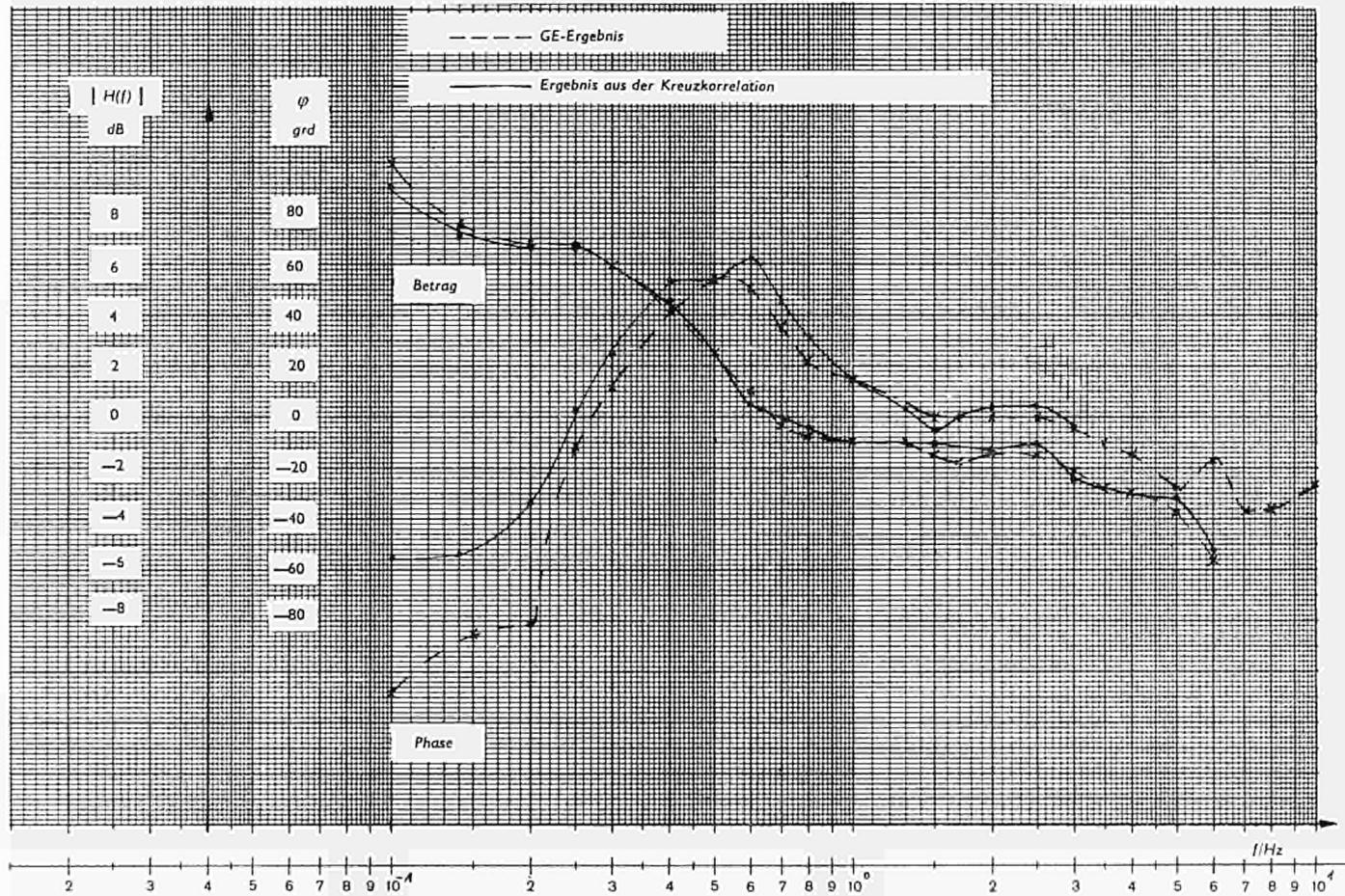


BILD 14. — Incore-Kammer 115 C, Versuch 3a, Frequenzgang (Kreuzkorrelation)

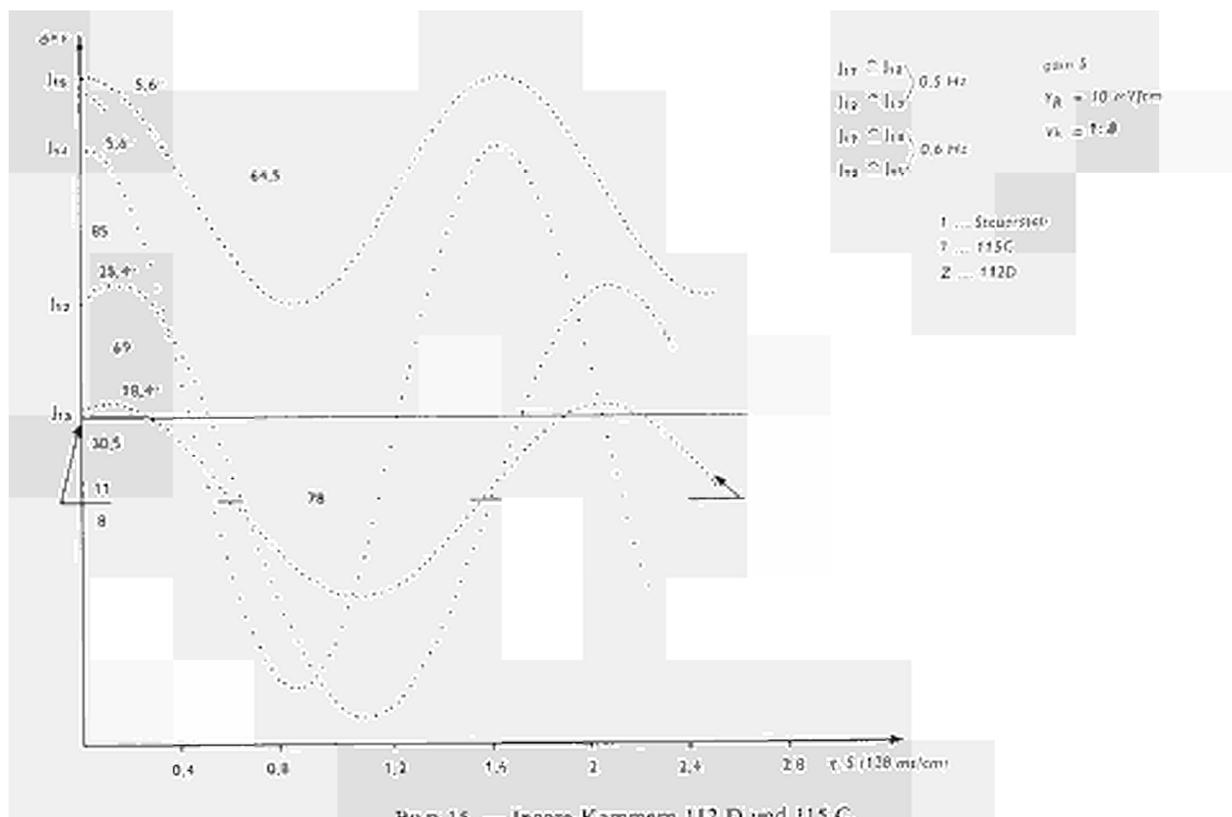


BILD 15. — Incore-Kammern 112 D und 115 C,
 Kreuzkorrelationsfunktionen bei 0,5 Hz und 0,6 Hz

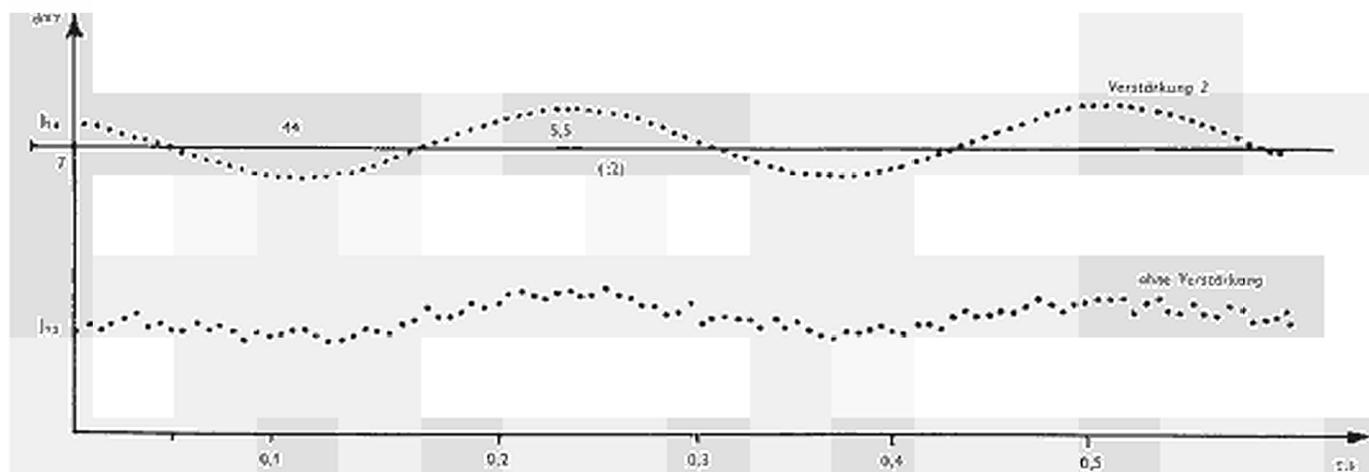


BILD 16. --- Kreuzkorrelationsfunktion bei 3,5 Hz, Incore-Kammer 115 C

trum $S_{xx}(\omega)$ eines Systems mit dem Eingangssignal $x(t)$ und dem Antwortsignal $y(t)$:

$$H(\omega) = \frac{S_{xy}(\omega)}{S_{xx}(\omega)}$$

Die Leistungsspektren $S_{xx}(\omega)$ und $S_{xy}(\omega)$ können aus den Frequenzspektren der Signale $x(t)$ und $y(t)$ nach folgenden Beziehungen gebildet werden:

$$\begin{aligned} S_{xx}(\omega) &= 2\pi |F_x(\omega)|^2 \\ S_{xy}(\omega) &= 2\pi \bar{F}_x(\omega) \cdot F_y(\omega) \end{aligned}$$

Dies gilt bei folgender Definition der Spektralfunktion

$$F(\omega) = \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{+\infty} f(t) e^{-j\omega t} dt$$

Zur Bildung des einfachen Leistungsspektrums (S_{xx}) genügt also der Betrag des Frequenzspektrums, während zur Ermittlung des Kreuzleistungsspektrums die komplexen Formen der beiden Spektren bekannt sein müssen.

Das einfache Frequenzanalyiserverfahren liefert nur die Beträge der Frequenzspektren also $|F_x(\omega)|$ und $|F_y(\omega)|$, woraus nur der Betrag der Übertragungsfunktion

$$|H(\omega)| = \frac{|F_y(\omega)|}{|F_x(\omega)|}$$

errechnet werden kann. Es hat außerdem den Nachteil, daß entweder mehrere festabgestimmte oder ein in der Mittenfrequenz variabler Bandpass mit konstanter Bandbreite benötigt werden.

Dies läßt sich umgehen, wenn man die Funktionen $x(t)$ und $y(t)$ durch entsprechende Überlagerung derart transformiert, daß die zu analysierende Frequenz bei $\omega = 0$ auftritt. Zur Selektion kann dann ein festabgestimmter Tiefpass verwendet werden. Außerdem ist es möglich, durch zweifache Überlagerung die Phasenlage des ausgewählten Frequenzanteils zu bestimmen. Multipliziert man das zu untersuchende Signal sowohl mit $\cos \omega_0 t$ als auch mit $\sin \omega_0 t$, so erhält man am Ausgang des jeweils angeschlossenen Tiefpasses eine Funktion, die dem Realteil bzw. dem Imaginärteil der Spektralfunktion an der Stelle ω_0 proportional ist.

$$\begin{aligned} F(\omega) &= \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{+\infty} f(t) e^{-j\omega t} dt \\ \operatorname{Re} \left\{ F(\omega) \right\} &= \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{+\infty} f(t) \cdot \cos \omega t dt \\ \operatorname{Im} \left\{ F(\omega) \right\} &= -\frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{+\infty} f(t) \cdot \sin \omega t dt \end{aligned}$$

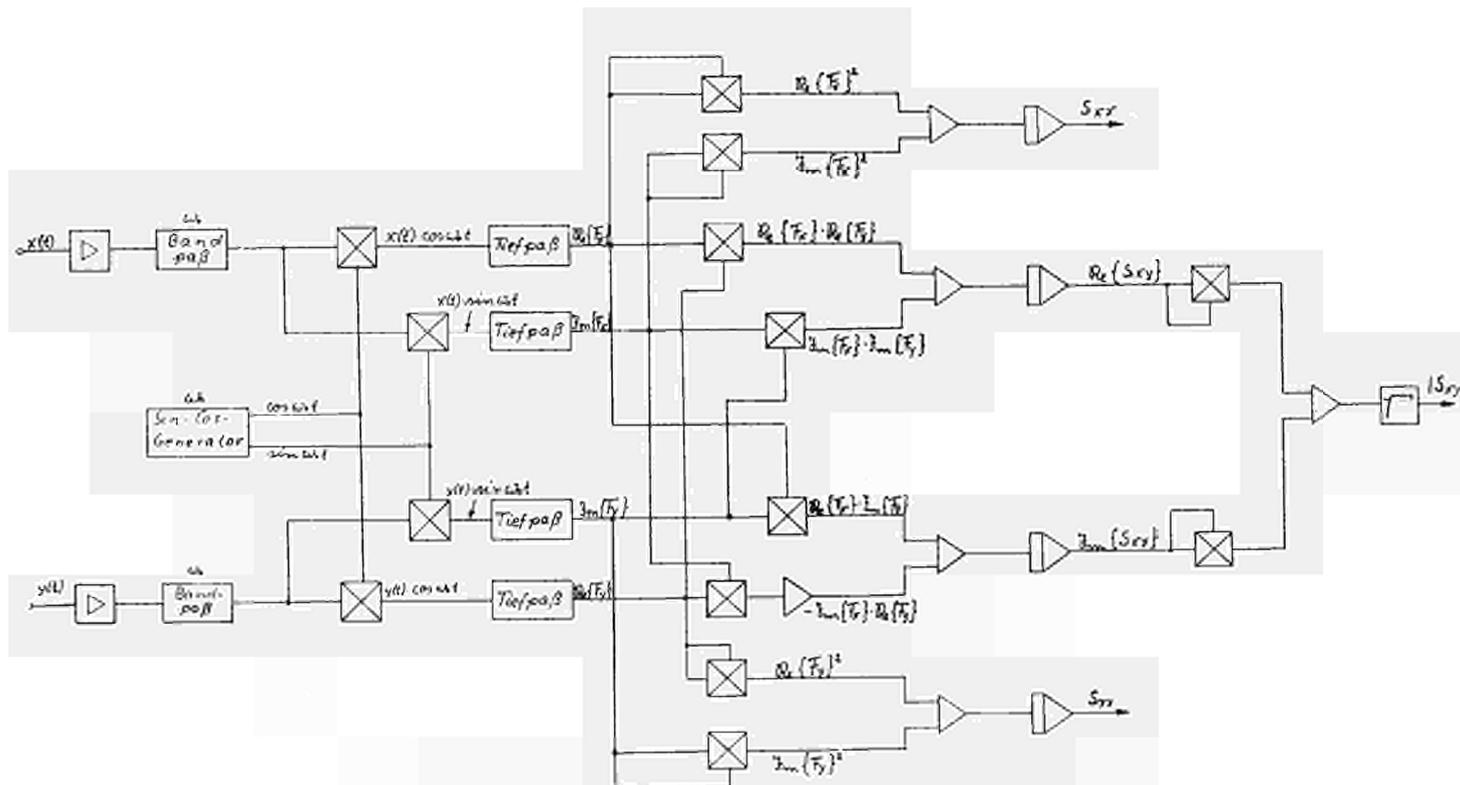


BILD 17. — Analogrechenverfahren zur Ermittlung des Frequenzgangs

Die Übertragungsfunktion eines idealen Tiefpasses lautet:

$$W(\omega) = \delta(\omega); \quad W(t) = \int_{-\infty}^{+\infty} \delta(\omega) e^{j\omega t} d\omega = 1$$

Die Funktionen am Ausgang des idealen Tiefpasses lauten dann:

$$\begin{aligned} f_{Re}^*(t) &= \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{+\infty} f(\tau) \cdot \cos \omega \tau \cdot \underbrace{w(t-\tau)}_1 d\tau \quad (\text{Faltung}) \\ &= \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{+\infty} f(t) \cdot \cos \omega t dt = \operatorname{Re} \left\{ F(\omega) \right\} \end{aligned}$$

bzw.

$$f_{Im}^*(t) = \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{+\infty} f(t) \cdot \sin \omega t dt = -\operatorname{Im} \left\{ F(\omega) \right\}$$

Die Leistungsspektren ergeben sich daraus nach folgenden Beziehungen

$$\begin{aligned} S_{xx}(\omega) &= 2\pi \left[\operatorname{Re} \left\{ F_x(\omega) \right\}^2 + \operatorname{Im} \left\{ F_x(\omega) \right\}^2 \right] \\ S_{xy}(\omega) &= 2\pi \left[\underbrace{\left(\operatorname{Re} \left\{ F_x(\omega) \right\} \cdot \operatorname{Re} \left\{ F_y(\omega) \right\} + \operatorname{Im} \left\{ F_x(\omega) \right\} \cdot \operatorname{Im} \left\{ F_y(\omega) \right\} \right)}_{\operatorname{Re} \left\{ S_{xy}(\omega) \right\}} + \right. \\ &\quad \left. + j \underbrace{\left(\operatorname{Re} \left\{ F_x(\omega) \right\} \cdot \operatorname{Im} \left\{ F_y(\omega) \right\} - \operatorname{Im} \left\{ F_x(\omega) \right\} \cdot \operatorname{Re} \left\{ F_y(\omega) \right\} \right)}_{\operatorname{Im} \left\{ S_{xy}(\omega) \right\}} \right] \end{aligned}$$

Betrag:

$$|H(\omega)| = \frac{|S_{xy}(\omega)|}{S_{xx}} = \frac{\sqrt{\operatorname{Re} \left\{ S_{xy}(\omega) \right\}^2 + \operatorname{Im} \left\{ S_{xy}(\omega) \right\}^2}}{S_{xx}}$$

Phase:

$$\varphi = \operatorname{arc\,tg} \frac{\operatorname{Im} \left\{ S_{xy}(\omega) \right\}}{\operatorname{Re} \left\{ S_{xy}(\omega) \right\}}$$

In Bild 17 ist ein Blockschaltbild der verwendeten Rechenschaltung angegeben: Die Bandpässe am Eingang sind sehr breitbandig und dienen nur zur groben Vorselektion, um eine Übersteuerung der nachfolgenden Multiplizierer möglichst zu

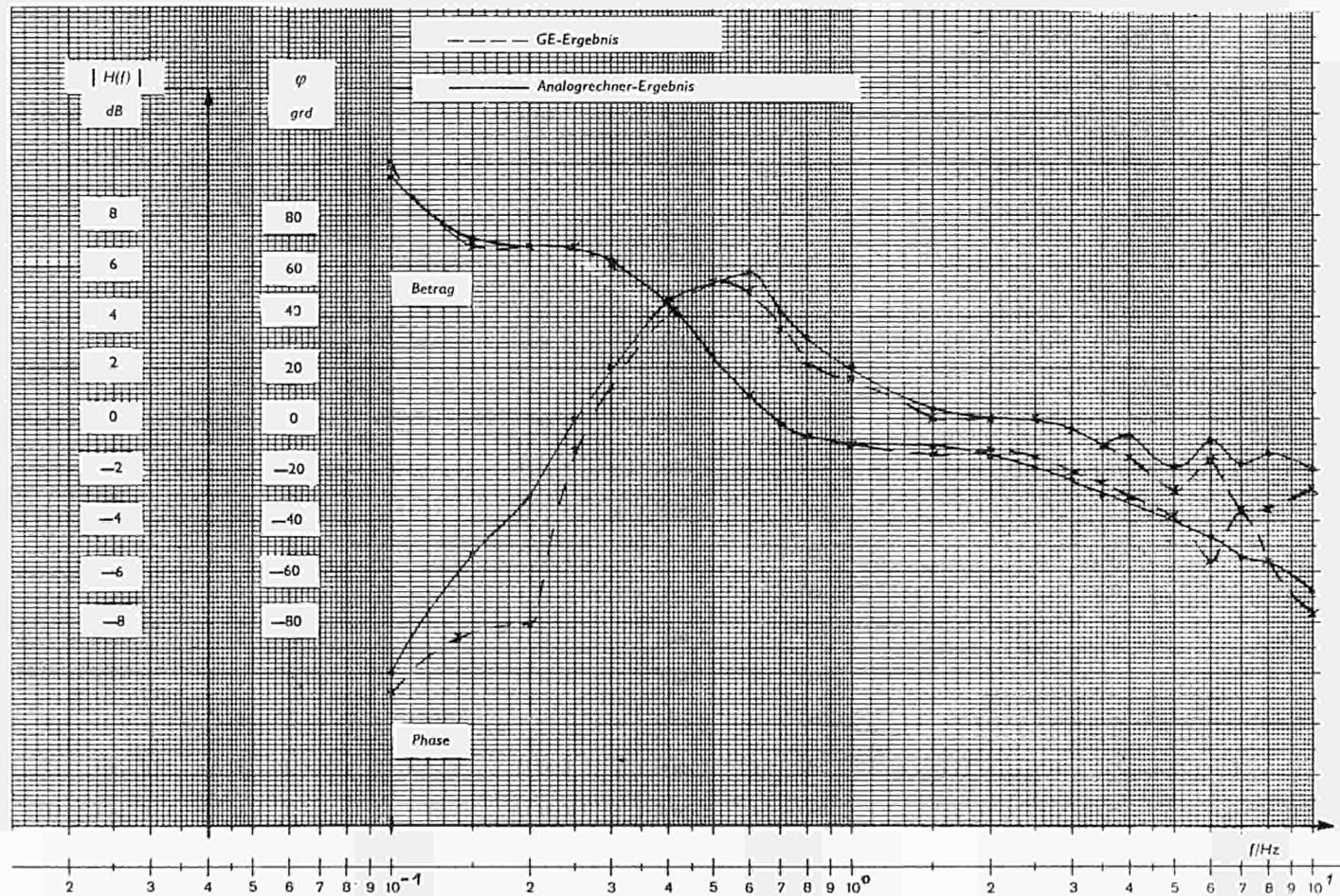


BILD 18. — Incore-Kammer 115 C, Versuch 3a, Frequenzgang (Filtermethode)

vermeiden. Die Tiefpässe, mit denen die eigentliche Analyse erfolgt, besitzen eine hohe Flankensteilheit (ca. 40 dB/Oktave, $f_g = 0,05$ Hz). Am Ausgang erfolgt eine Mittelwertbildung der Spektralwerte über eine bestimmte endliche Zeit, wovon die Zuverlässigkeit der Ergebnisse stark abhängt. Die Größe S_{yy} wird mitregistriert, um eine Aussage über die mittlere Streuung machen zu können.

In Bild 18 ist ein mittels der beschriebenen Analogrechenmethode gewonnener Frequenzgang mit der während der Tests gemessenen GE-Kurve verglichen. In gleicher Weise wurden sämtliche andere aus den Oszillatortests zur Verfügung stehenden Daten ausgewertet. Die weitere Bearbeitung dieser Frequenzgänge des geschlossenen Systems, nämlich das Anbringen der notwendigen Korrekturen für die Übertragungseigenschaften der Meßketten und die Ermittlung der Stabilitätseigenschaften über die Betrachtung des offenen Kreises wird gerade durchgeführt.

Ein Bericht mit detaillierten Angaben über die verwendete Auswertmethode mit Überlegungen zur Genauigkeit ist in Arbeit. (1)

(1) H. Hoermann, Ein Analogrechenverfahren zur Ermittlung von Frequenzgängen, MRR 29.

DIE ENTWICKLUNG DES STEUERSTABANTRIEBES DER AEG

W. ULLRICH

Allgemeine Elektrizitäts-Gesellschaft, Fachbereich Kernenergieanlagen

ZUSAMMENFASSUNG

Das von AEG gewählte Prinzip eines mechanisch-hydraulischen Antriebes wird näher erläutert und begründet. Die Stabverstellung erfolgt bei diesem Antriebskonzept durch eine unter Reaktorwasser laufende Spindel, die von einem außerhalb des Reaktordruckraumes liegenden Elektromotor angetrieben wird. Zur Schnellabschaltung wird Reaktorwasser höheren Druckes in den Antrieb eingespeist und dadurch der Hohlkolben mit dem Steuerstab eingeschossen. Eine Besonderheit hierbei ist die Ringspalthydraulik, die nicht mit Dichtmanschetten sondern mit einem definierten Spalt zwischen Hohlkolben und einer Drosselbüchse arbeitet.

Der Aufbau und wichtige Details der Steuerstabantriebe, die sich für das Kernkraftwerk Lingen (KWL) und die Heißdampfreaktoranlage Großwelzheim (HDR) im Bau befinden, werden näher erläutert.

I. — Aufgaben der Steuerstabantriebe

Die Steuerstabantriebe dienen zur Bewegung der Steuerstäbe im Reaktorkern. Sie haben folgende Aufgaben:

Einstellung der Reaktorleistung und Leistungsverteilung im Reaktorkern über den gesamten Abbrandzyklus hinweg.

Regelung der Reaktorleistung bei Anlagen, die beispielsweise keine Regelmöglichkeit des Kühlmittel-Zwangsumlaufes oder der Speisewasser-Eintrittstemperatur besitzen.

Stabilisierung des Reaktordruckes, z.B. bei Reaktoranlagen mit indirektem Kreislauf.

Schnellabschaltung des Reaktors bei Störfällen bzw. Ausfall wichtiger Anlagenteile.

Entsprechend dieser Aufgaben benötigt der Steuerstabantrieb einen Mechanismus zur relativ langsamen Verstellung der Einfahrtiefe des Steuerstabes und ein Schnellabschaltsystem.

I.-1. — NORMALE VERSTELLUNG DER STEUERSTÄBE

Reaktoranlagen, bei denen die Regelung der Reaktorleistung oder die Stabilisierung des Reaktordruckes über die Steuerstäbe erfolgt, erfordern Antriebe, die eine kon-

tinuierliche Verstellung der Steuerstäbe ermöglichen. Bei Reaktoren z.B. mit drehzahlgeregelten Zwangsumlaufpumpen oder Zweikreis-Siedewasserreaktoren genügt eine stufenweise Verstellung der Steuerstäbe.

Die Verfahrensgeschwindigkeit der Steuerstäbe mit dem normalen Verstellsystem basiert auf einer Analyse von Störfällen sowie von Transienten, die weder zu einer Gefährdung des Kernes noch zu einer Einschränkung des Betriebes führen dürfen.

Beim Anfahrungsfall, dem wichtigsten hierbei zu betrachtenden Unfall wird für den kalten Reaktor mit frischem Kern das unbeabsichtigte Ausfahren des wirksamsten Steuerstabes bzw. der wirksamsten Steuerstabgruppe angenommen. Der dabei auftretende Reaktivitätszuwachs pro Zeiteinheit muß auf eine Größe begrenzt werden, die sicherstellt, daß beim Durchfahren des kritischen Zustandes der Reaktor sicher abgeschaltet werden kann. Um ein schnelles Wiederanfahren des Reaktors nach einer Schnellabschaltung zu ermöglichen, wird in der Auslegung die größte Reaktivitätsänderungsgeschwindigkeit angestrebt, mit der der Anfahrungsfall noch sicher beherrscht wird.

I.-2. — ABSCHALTUNG DES REAKTORS

Das Schnellabschaltssystem dient dazu, den Reaktor jederzeit, innerhalb einer genügend kurzen Zeit abzuschalten. Die Schnellabschaltung des Reaktors muß aus jeder Stellung des Steuerstabes heraus und bei jedem Reaktordruck möglich sein. Zur Betätigung der Schnellabschaltung muß eine sichere, auch bei Stromausfall wirksame Energiequelle bereitgestellt werden.

Aus Gründen der Verfügbarkeit der Anlage muß bei der Analyse der Unfälle und Störungen abgewogen werden, welche Abschaltung jeweils sicher ausreicht.

Zur Abschaltung des Reaktors stehen 2 Maßnahmen zur Verfügung:

Einfahren aller Steuerstäbe und

Einschießen aller Steuerstäbe.

Grundlage für die Festlegung der erforderlichen Abschaltart sind umfangreiche theoretische Untersuchungen der mit den Störfällen verbundenen transienten Vorgänge im Reaktor und in der Anlage.

I.-2.1. — *Abschaltung durch Einfahren der Steuerstäbe*

Diese Abschaltung wird bei Störungen in der Anlage wirksam, die keine unkontrollierte bzw. unzulässige Reaktivitätsstörung oder Ausfall der Kühlung des Kernes zur Folge haben können.

Typische Beispiele sind der Ausfall von Sicherheitsvorrichtungen, z.B. Ausfall der Kühlung der Steuerstabantriebe oder Abfall des Druckes in mehreren Schnellabschaltbehältern.

I.-2.2. — *Schnellabschaltung*

Eine Schnellabschaltung des Reaktors ist in allen Fällen erforderlich, in denen eine unzulässige Reaktivitätsstörung auftritt, die Kühlung des Kernes gefährdet ist, oder ein Bruch in einem wichtigen Kreislauf der Reaktoranlage auftritt.

Beispiele hierfür sind:

Unbeabsichtigtes Ausfahren eines Steuerstabes oder einer Steuerstabgruppe

Zu hoher Neutronenfluß im Kern

Zu hoher Druck im Reaktordruckgefäß

Schließen der Frischdampf- oder Kühlkreis- oder Zwangsumlaufschieber

Bruch der Dampf- oder Speiseleitung.

I.-2.3. — *Vergiftungssystem*

Zusätzlich zu der Möglichkeit, den Reaktor mittels der Steuerstäbe abzuschalten, wird aus Sicherheitsgründen ein unabhängiges Vergiftungssystem zum Abschalten des Reaktors installiert.

Mit diesem System wird bei hypothetischem Versagen der Steuerstabantriebe eine borhaltige Lösung in das Kreislaufwasser direkt vor Eintritt in den Reaktorkern eingesprüht und damit der Reaktor abgeschaltet.

II. — **Besondere Forderungen an die Steuerstabantriebe für Siedewasserreaktoren**

II.-1. — EINFAHREN DER STEUERSTÄBE VON UNTEN

Beim Siedewasserreaktor werden die Steuerstäbe von unten her in den Reaktorkern eingefahren. Dadurch wird eine gute Flußverteilung im Betrieb und vor allem die Vermeidung des Abbaues der Antriebe beim Brennelementwechsel erreicht.

II.-2. — KURZE BAULÄNGE

Die Baulänge der Steuerstabantriebe sowie deren Ausbaulänge beeinflussen sehr wesentlich die erforderlichen Abmessungen des Reaktorgebäudes. Insbesondere bei der Ausführung des Reaktorsicherheitsbehälters als Druckabbausystem ist dies von Bedeutung.

II.-2. — FÜHRUNG DES STEUERSTABES IM REAKTOR

Der kreuzförmige Steuerstab wird im Reaktorkern jeweils zwischen 4 Brennelementkästen geführt. Unterhalb des Reaktorkerns erfolgt die Führung im Steuerstab-

führungsrohr. Das Steuerstabführungsrohr hat runden Querschnitt. Um gleitende Reibung bei Bewegung des Steuerstabes zu vermeiden, wird der Steuerstab mit Rollen versehen.

III. — Prinzip des Steuerstabantriebes

Für die Verstellung des Steuerstabes ist der Einsatz mechanischer oder hydraulischer, für die Schnellabschaltung hydraulischer oder pneumatischer Systeme möglich. Grundsätzlich können diese Systeme innerhalb oder außerhalb des Reaktor-druckraumes angeordnet werden.

Die Auswahl des AEG Antriebskonzeptes erfolgte nach sorgfältiger Prüfung der verschiedenen konstruktiven Möglichkeiten. Besondere Bedeutung wurde hierbei auf die Zuverlässigkeit, Betriebssicherheit, Werkstoffauswahl und Wirtschaftlichkeit gelegt.

III.-1. — PRINZIP DES AEG-STEUERSTABANTRIEBES FÜR SIEDEWASSERREAKTOREN

Beim AEG-Steuerstabantrieb erfolgt die Verstellung des Steuerstabes durch eine mittels Elektromotor angetriebene Gewindespindel. Die gegen Verdrehen gesicherte Gewindemutter bewegt sich beim Drehen der Spindel in axialer Richtung. Die Bewegung der Mutter wird über einen Hohlkolben auf den Steuerstab übertragen. Der Hohlkolben ist über die Spindel gestülpt und auf die Mutter aufgesetzt. Der Kontakt zwischen Mutter und Hohlkolben ergibt sich aus dem Eigengewicht des Steuerstabes und des Hohlkolbens.

Die Gewindespindel ist innerhalb des Reaktor-druckraumes angeordnet und wird mit Reaktorwasser von 40 °C gespült. Der Elektromotor zum Antrieb der Spindel liegt außerhalb des Reaktor-druckraumes.

Die Schnellabschaltung erfolgt hydraulisch. Den hydraulischen Teil des Antriebes übernimmt hierbei der in einer Drusselbuchse geführte Hohlkolben. Bei der Schnellabschaltung wird unter dem Hohlkolben ein Überdruck erzeugt, der ein Abheben des Hohlkolbens bewirkt.

Ein besonderes Kennzeichen der gewählten Hydraulik ist die sogenannte Ring-spalthydraulik. Hierbei wird keine exakte Abdichtung des Kolbens in einem Arbeits-zylinder benötigt. In einem definierten Drosselspalt strömt das in den Antrieb ein-gespeiste Wasser in den Reaktor. Dar dabei auftretende Druckabfall bewirkt die Einfahrbewegung des Hohlkolbens und damit des Steuerstabes. Am Ende des Hubes erfolgt die Abbremsung der Stabbewegung durch Tellerfedern.

Der Steuerstab wird nach einer Schnellabschaltung durch den unter dem Hohlkolben anstehenden Druck solange in der obersten Position gehalten, bis die automa-tisch nachlaufende Mutter wieder unter den Hohlkolben gefahren ist. Eine parallel

wirksame Ausfahrssicherung wird durch eine mit dem Hohlkolben verbundene Ratsche und eine im Gehäuse feststehende Zahnstange erreicht. Wenn der Hohlkolben auf der Mutter aufsitzt, wird die Ratsche mit der Zahnstange außer Eingriff gehalten. Die Stabbewegung ist ungehindert möglich. Hebt der Hohlkolben bei einer Schnellabschaltung von der Gewindemutter ab, so wird die Ratsche durch Federn gegen die Zahnstange gedrückt. Es ist nur noch eine Bewegung des Hohlkolbens nach oben möglich. In der obersten Stabstellung sind die Ratschen nach einer Schnellabschaltung solange in Eingriff, bis die Mutter unter den Hohlkolben gelaufen ist und die Ausfahrssicherung wieder übernimmt.

Die Stellungsanzeige des Steuerstabes erfolgt über ein Getriebe, das die für den gesamten Steuerstabhubb erforderliche Umdrehungszahl auf eine Drehbewegung von etwa 300° untersetzt. Diese Drehbewegung wird auf ein elektrisches Drehfeldgebersystem übertragen. Die Anzeige wird elektrisch zur Warte geführt.

Weitere Kennzeichen des AEG Steuerstabantriebes sind:

Anzeige der Kupplung von Steuerstab und Antrieb (Trennschalter)

Anzeige der abgeschlossenen Schnellabschaltung.

Die Anzeige der Kupplung des Steuerstabes mit dem Antrieb wird dadurch erreicht, daß die Spindel auf der Antriebswelle gegen eine Feder axial verschiebbar gelagert ist. Sitzt der Hohlkolben mit dem Steuerstab auf der Gewindemutter auf, so wird die Feder zusammengedrückt.

Die dabei auftretende Bewegung wird zur Betätigung eines Magnetschalters benutzt. Eine Trennung von Steuerstab und Antrieb blockiert den Ausfahrbefehl der Steuerstabantriebe. Das Gewicht des Hohlkolbens allein bewirkt keine Betätigung des Magnetschalters.

Zur Anzeige der abgeschlossenen Schnellabschaltung wird die Bewegung der Bremsfeder beim Abbremsen des Steuerstabes in der obersten Position benutzt. Ein über ein Gestänge verbundener Magnet löst dabei einen Magnetschalter aus.

Aus Bild 1 geht das Grundprinzip des AEG-Steuerstabantriebes hervor, Bild 2 zeigt den prinzipiellen Aufbau des AEG-Steuerstabantriebes.

III.-2. — GESICHTSPUNKTE ZUR AUSWAHL DES AEG-STEUERSTABANTRIEBES

Die Anwendung einer Spindel bietet den Vorteil der kontinuierlichen Verstellbarkeit des Steuerstabes. Dadurch kann der Antrieb auch bei Anlagen eingesetzt werden, bei denen die Regelung der Reaktorleistung oder die Stabilisierung des Reaktordruckes durch die Steuerstäbe erfolgen muß. Durch den außerhalb des Reaktordruckraumes liegenden Antriebsmotor ist weiterhin eine kontinuierliche Stellungsanzeige leicht möglich. Sie kann mit einfachen Mitteln doppelt ausgeführt werden. Die Verfahrbewegung des Steuerstabes erfolgt durch einfaches Drehen der Spindel. Es müssen keine Magnetventile betätigt werden. Die Spindel oder das Getriebe zwischen Motor und Spindel ist selbsthemmend. Durch die Anordnung der Gewinde-

spindel innerhalb des Reaktordruckraumes ergibt sich eine kurze Baulänge für den Antrieb. Das hierbei auftretende Problem des Spindel-Mutterlaufes unter Wasser und die dichte Durchführung der Antriebswelle durch die Wand des Reaktordruckraumes ist durch sachgerechte Konstruktion und Werkstoffauswahl sicher beherrschbar.

Die mit Reaktorwasser arbeitende Ringspalthydraulik zur Schnellabschaltung stellt ein sehr verlässliches und unempfindliches System dar. Es sind keine Dichtungsmanschetten erforderlich. Aus der Trennung von Verfahr- und Schnellabschaltmechanismus ergibt sich eine klare Konstruktion. Die gewählte Ausfahrversicherung mittels Ratschen und Zahnstange ist sehr einfach und betriebssicher.

Ein besonderes Merkmal des Antriebes ist der Trennschalter zur Anzeige der Kupplung zwischen Steuerstab und Antrieb. Zusammen mit einer Sicherheitskupplung, die eine falsche Kupplung des Steuerstabes unmöglich macht, wird ein Rod-Drop-Reaktorunfall praktisch ausgeschlossen. Besondere Einrichtungen zur Begrenzung der Geschwindigkeit eines aus dem Reaktorkern herausfallenden, nicht mit dem Antrieb gekuppelten Steuerstabes (Rod-Drop-Velocity Limiter) sind nicht erforderlich.

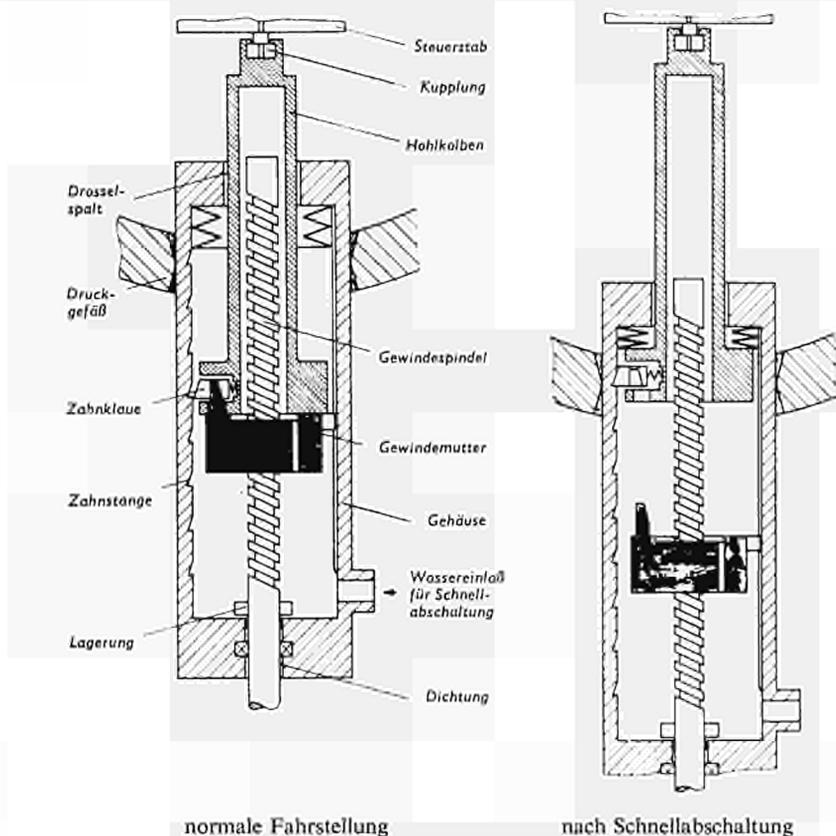


BILD 1. — Prinzip des AEG-Steuerstabantriebes

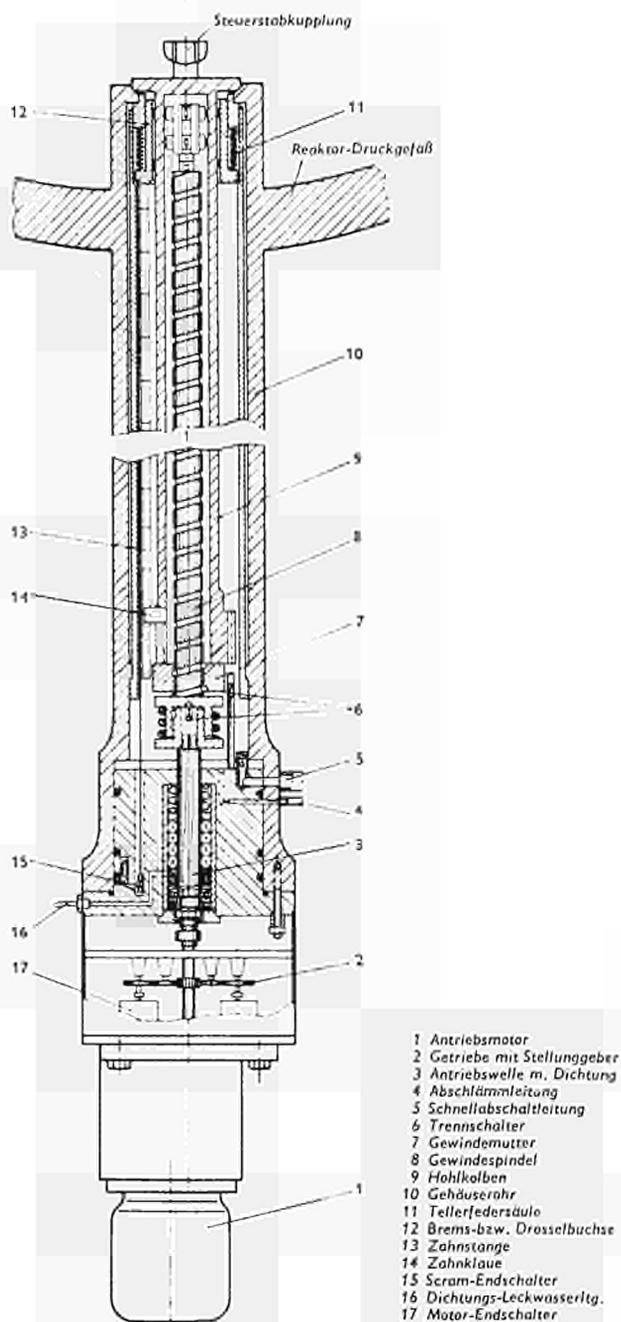


BILD 2. — Prinzipieller Aufbau des AEG-Steuerstabantriebes

Ein weiterer großer Vorteil des ausgewählten Antriebskonzeptes ist das sehr einfache Schnellabschaltssystem. Zur Auslösung der Schnellabschaltung muß nur ein Magnetventil betätigt werden. Als Schnellabschaltbehälter wird ein pneumatischer Druckspeicher bewährter Bauart eingesetzt.

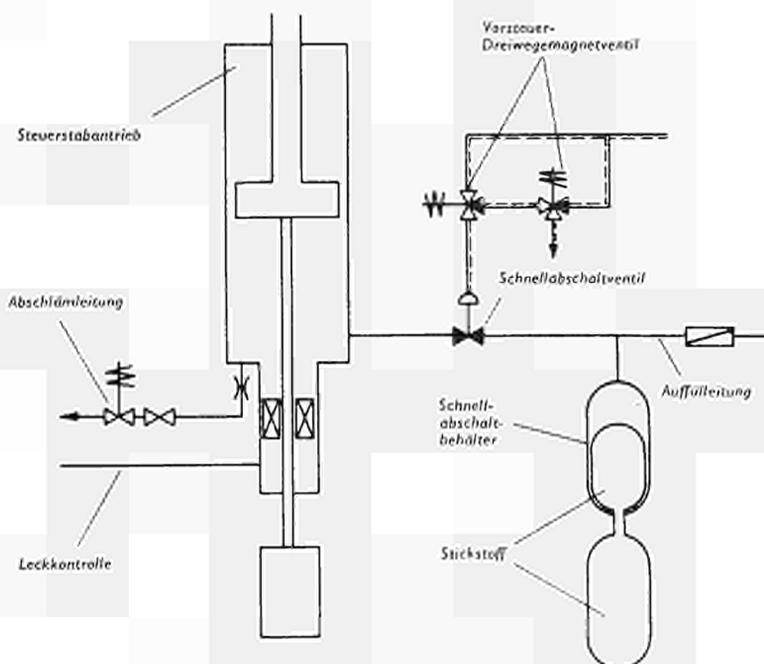


BILD 3. — Schaltplan für den AEG-Steuerstabantrieb

In Bild 3 ist das Schnellabschaltssystem des AEG-Steuerstabantriebes dargestellt.

IV. — Entwicklung des AEG-Steuerstabantriebes

IV-1. — KONSTRUKTION, BAU UND ERPROBUNG DES ERSTEN PROTOTYPANTRIEBES

Die Entwicklung des AEG-Steuerstabantriebes wurde 1959 begonnen. Konstruktive Untersuchungen führten zur Auswahl des im vorhergehenden definierten Antriebskonzeptes.

Anfang 1960 wurde mit dem Bau eines Prototypantriebes begonnen. Parallel dazu erfolgte die Erstellung eines Steuerstabantrieb-Versuchsstandes in der AEG-Versuchsanlage Großwelzheim. Der Testbetrieb des ersten Prototypantriebes, der alle wesentlichen Merkmale des heutigen Antriebes aufwies, begann im April 1961.

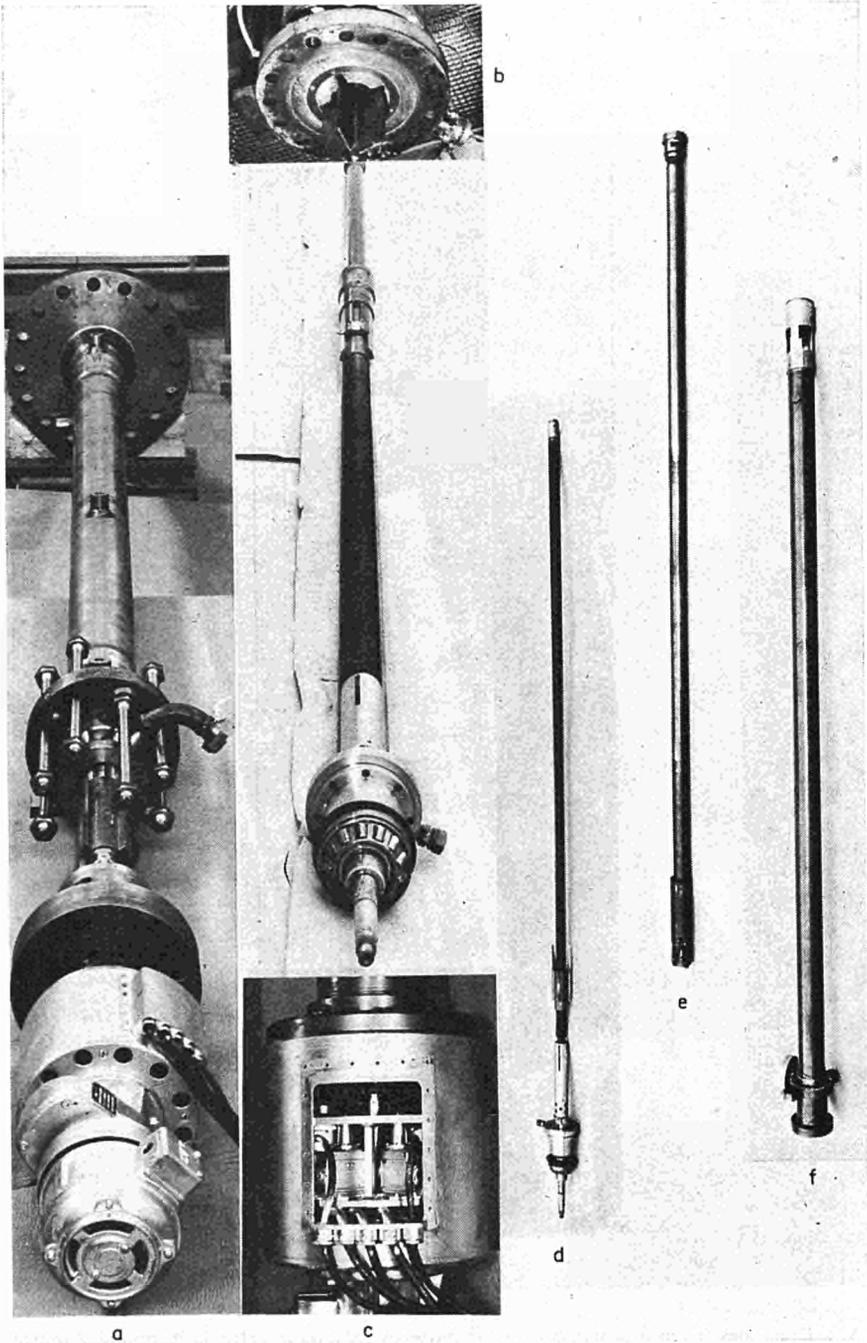


BILD 4. — Erster Prototyp-Steuerstabantrieb der AEG

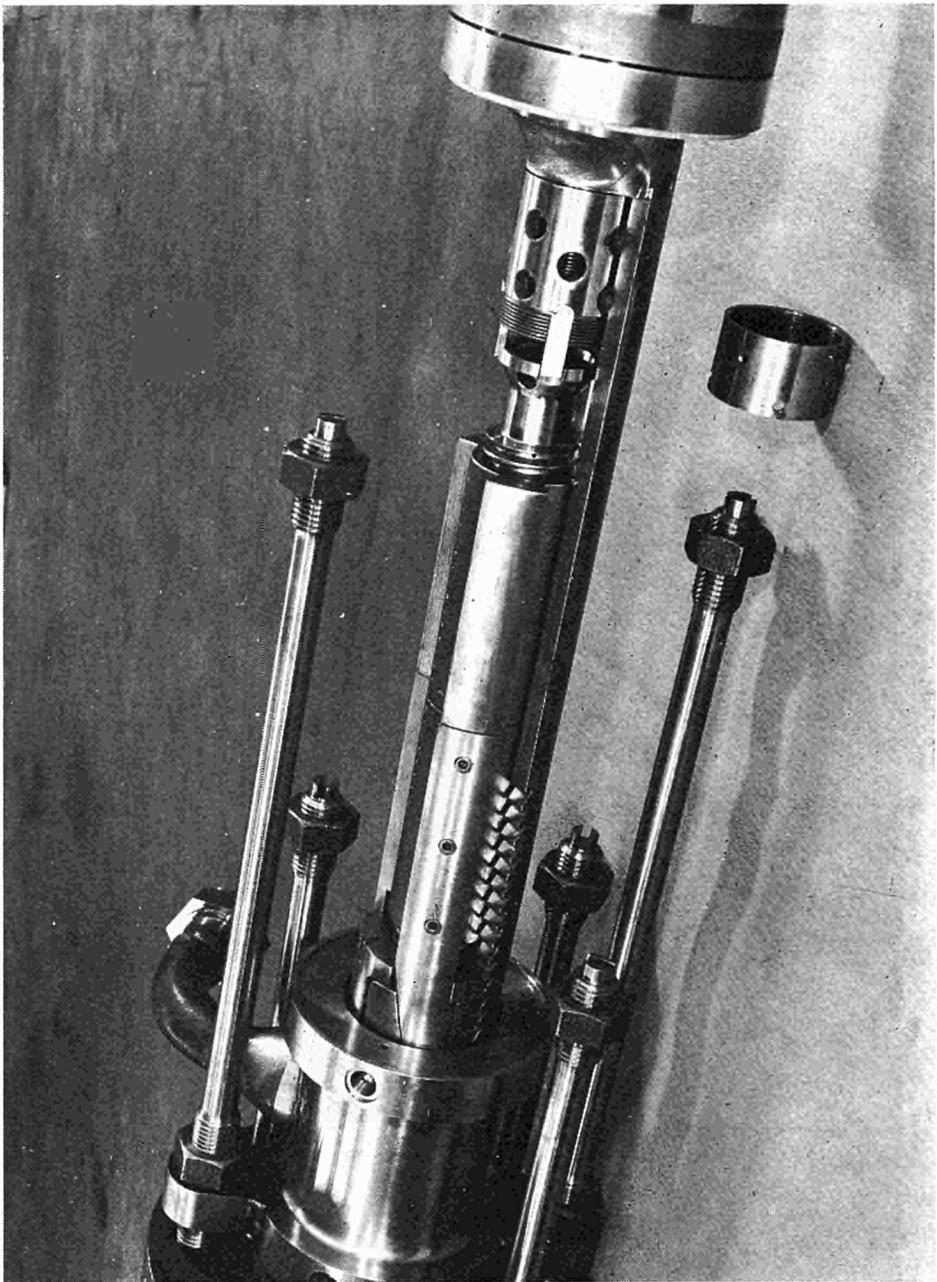


BILD 5. — Detail des ersten Prototyp-Steuerstabantriebes. (Mutter mit Hohlkolbenbund, Zahnstange und Ratsche im verriegelten Zustand)

In den Bildern 4 und 5 sind der erste Prototypantrieb und zugehörige Details dargestellt.

In diesem Versuch sollte die Verlässlichkeit des Antriebes unter reaktorähnlichen Bedingungen erprobt und Erkenntnisse zur Verbesserung der einzelnen Komponenten des Antriebes gewonnen werden.

Besonderes Augenmerk wurde dabei auf folgende Punkte gerichtet:

Funktion der Ringspalthydraulik und Bestätigung der rechnerisch ermittelten Abschaltzeiten (Beschleunigungen und Weg-Zeitkurven).

Funktion und Dimensionierung des Schnellabschaltsystems, insbesondere des Schnellabschaltbehälters (Volumen, Druck) und des Schnellabschaltventiles.

Arbeitsweise und Charakteristik der Abbremsung des Steuerstabes in der obersten Position nach einer Schnellabschaltung.

Arbeitsweise und Verschleißfestigkeit der Spindel-Mutterkombination.

Arbeitsweise und Funktion der Ausfahrtsicherung.

Lagerung der Spindel am oberen Ende im Hohlkolben.

Lagerung und Dichtung der Antriebswelle.

Verschleiß und Korrosionsbeständigkeit aller gleitenden Teile.

Bremse des Antriebsmotors zur genauen Positionierung des Steuerstabes.

Gleichlaufend mit der Erprobung und Verbesserung des Prototypantriebes wurden besonders wichtige Teile des Antriebes in getrennten Versuchen getestet.

In einem Verschleißstand wurden Verschleißuntersuchungen der Spindel-Mutterkombination im Zeitrafferverfahren durchgeführt. Untersucht wurden dabei verschiedene Werkstoff-Kombinationen der Gewindespindel und Mutter sowie Ausführungsformen der Mutter. Folgende Spindel-Mutterkombinationen kamen zur Untersuchung.

Metallspindel — Metallmutter

Metallspindel — Kunststoffmutter

Spindel mit Kugelumlaufmutter.

In dem Verschleißstand konnten gleichzeitig Versuche an verschiedenen Dichtungssystemen und Lagerungen für die Antriebswelle durchgeführt werden.

Sehr frühzeitig stellte sich sowohl beim Prototypantrieb als auch im Verschleißstand die besondere Bedeutung der richtigen Werkstoffpaarung zur Vermeidung von Verschleiß und Fressen aufeinander gleitender Teile heraus. Teilweise mußten Ausweichmaterialien eingesetzt werden, um die Funktionstests des Antriebes weiterführen zu können.

Aufbauend auf dem in den Steuerstabantrieben des Kernkraftwerkes KRB eingesetzten rostfreien, austenitischen Edelstahl mit nitrierter Oberfläche wurden weiterhin Gasnitrierverfahren untersucht und entsprechende Korrosions- und Verschleißversuche durchgeführt. Eine ausreichende Korrosionsbeständigkeit einer nitrierten Oberfläche kann nur erreicht werden, wenn nach dem Nitrieren die oberste Nitrier-

schicht durch Honen abgearbeitet wird. Die für dieses Verfahren erforderlichen Schichtdicken von 0,15 bis 0,20 mm lassen sich nur mit dem Gasnitrierverfahren erzielen.

IV.-2. — ERKENNTNISSE AUS DEM TEST DES ERSTEN PROTOTYPANTRIEBES

Die Versuche mit dem ersten Prototypantrieb erstreckten sich bis 1964. Es wurden mehrere Tausend Schnellabschaltungen durchgeführt.

Aus diesen Versuchen und den Tests im Verschleißstand wurden wichtige Erkenntnisse für die Konstruktion eines verbesserten Steuerstabantriebes gewonnen.

Es sind im wesentlichen folgende Punkte:

Bestätigung bzw. Verfeinerung der Dimensionierung der Ringspalthydraulik.

Auswahl der Bremse zur Abbremsung des Steuerstabes in der obersten Position nach einer Schnellabschaltung.

Hier hat sich eine geschichtete Tellerfedersäule als günstigere Lösung gegenüber ebenfalls getesteten hydraulischen Bremsen erwiesen. Inconel-Tellerfedern, die durch ein speziell entwickeltes Aushärteverfahren blockfest gemacht wurden, stellen eine technisch einwandfreie Lösung dar.

Auswahl einer Spindel mit Kugelumlaufmutter und Spindel aus Cr.Ni.Stahl mit Kunststoffmutter.

Die Magnetschalter zur Anzeige der Trennung des Steuerstabes von der Mutter, sowie die Magnetschalter zur Anzeige des Anschlages des Steuerstabes an die Bremsfeder nach einer Schnellabschaltung, funktionieren einwandfrei. Diese Magnetschalter werden durch Magnete geschaltet, die im Druckraum des Antriebes liegen. Die Schalter selbst liegen außerhalb des Druckraumes.

Die Packungsdichtung für die Antriebswelle zeigt ein gutes Ergebnis.

Festlegung der Wasser- und Gasmenge sowie des Arbeitsdruckes des Schnellabschaltbehälters zur Erzielung der geforderten Schnellabschaltzeiten.

Auswahl von 18/8 Cr.Ni.Stahl mit Gasnitrierung und wahlweise unbehandelten 18/8 Cr.Ni.Stahl mit Rollenführungen für aufeinander gleitende Teile.

Gute Erfahrungen mit der Ausfahrtsicherung Ratsche — Zahnstange

Verbesserte konstruktive Gestaltung vieler funktionswichtiger Details.

IV.-3. — KONSTRUKTION, BAU UND ERPROBUNG VON ZWEI PROTOTYPANTRIEBEN FÜR DAS KERNKRAFTWERK LINGEN

Mit den beim Testen des ersten Prototypantriebes gewonnenen Erfahrungen wurde die Konstruktion von zwei Prototypantrieben für das Kernkraftwerk Lingen aufgenommen.

Bei diesen beiden, im prinzipiellen Aufbau gleichen Antrieben wurden einzelne Komponenten unterschiedlich ausgeführt. Dies geschah vor allem deshalb, weil beim Test des ersten Prototypantriebes und den parallel laufenden Untersuchungen teilweise noch keine eindeutigen Aussagen über die zuverlässigste Ausführung gemacht werden konnte.

Die Antriebe A und B unterscheiden sich neben kleinen Details in folgenden wesentlichen Punkten:

Antrieb	A	B
Spindel/Mutter	Cr.Ni.Stahl/Kunststoff	Spindel mit Kugel- umlaufmutter
Gleitende Flächen	nitriert, bzw. gepanzert	Rollen
Dichtung	Nutringe	Packung
Dichtungswelle	hartverchromt	gepanzert
Ratschenwerkstoff	17-4 ph	Cr.Ni.Stahl gepanzert
Ratschenführung	ungepanzert	gepanzert

Bild 6 zeigt Einzelteile der Prototypantriebe.

Der Versuchsstand zur parallelen Erprobung der Antriebe A und B wurde entsprechend erweitert und die Prüfbehälter der neuen Steuerstablänge angepaßt. Alle Teile des Steuerstabversuchsstandes wurden — soweit dies noch nicht der Fall war —

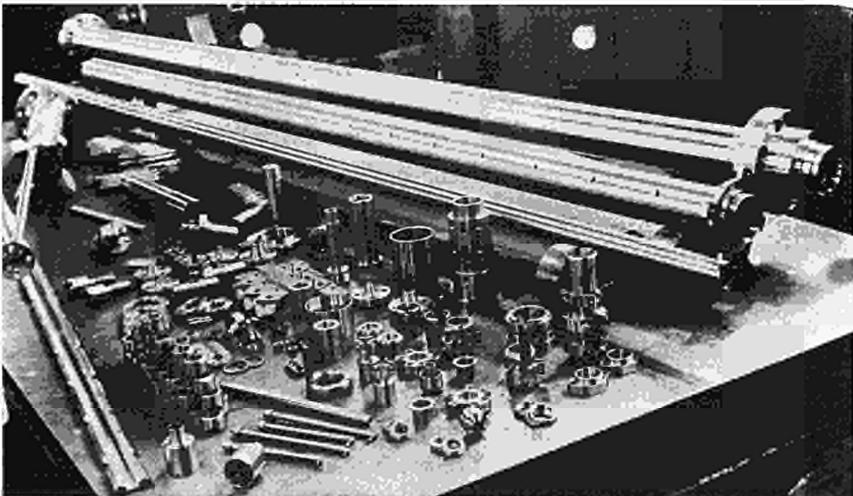


BILD 6. — Einzelteile der Prototypantriebe A und B

auf rostfreien 18/8 Cr.Ni.Stahl umgestellt. Dies war erforderlich, weil alle Versuche an den Steuerstabantrieben, insbesondere die für den Typ A mit gasnitrierten Teilen, mit Wasser von Reaktorqualität durchgeführt werden sollten.

Anfang 1965 begann der Testbetrieb. Der Testbetrieb erfolgt automatisch nach vorgewählten Programmen.

Die Funktion der Antriebe in Bezug auf die Verstellung und Schnellabschaltung einschließlich aller Melde- und Kontrolleinrichtungen war gut. In regelmäßigen Abständen erfolgten Kontrollen der demontierten Antriebe zusammen mit Vertretern der Technischen Überwachungsvereine Hannover und München. Alle wichtigen Versuchsdaten wurden durch automatische Schreiber registriert.

Folgende Erkenntnisse haben sich aus diesen Versuchen ergeben:

Die Spindel aus Cr.Ni.Stahl mit Kunststoffmutter kann wegen des hohen Verschleißes des Kunststoffes nicht eingesetzt werden.

Die Spindel mit Kugelumlaufmutter zeigt bezüglich Korrosion und Verschleiß ausgezeichnetes Verhalten.

Die gasnitrierten Oberflächen des Hohlkolbens zeigen gutes Verhalten bezüglich Verschleiß. Die Korrosionsbeständigkeit ist nicht zufriedenstellend. Es zeigen sich „Ausblühungen“ in der Nitrierschicht.

Die Rollen zur Führung des Hohlkolbens in der Drosselbuchse sowie die Rollen im Hohlkolbenbund zeigen gute Ergebnisse.

Die Dichtung mit Nutringen versagt, während die Packungsdichtung zufriedenstellende Ergebnisse liefert.

Die hartverchromte Dichtungswelle ist nicht geeignet. Erst nach Auswahl eines härteren Auftragwerkstoffes zeigt die gepanzerte Dichtungswelle die geforderten Eigenschaften.

Die Ausfahrtsicherung, bestehend aus Ratschen und feststehender Zahnstange, funktioniert sicher. Es zeigen sich allerdings Verschleißspuren an der Zahnstange. Als Konsequenz ergab sich, die Kinematik der Ratschen und die Form der Zahnstange günstiger auszubilden. Die Abgleitkanten von Ratsche und Zahnstange werden gepanzert. Zusätzlich wird die Ratsche mit Rollen ausgerüstet.

Der Spindelkopf sowohl mit Kugellagern aus rostfreiem Stahl als auch mit Stellitlagern neigt bei geringen Störungen dazu, mit der Spindel zu rotieren.

Ein neuer Spindelkopf mit federnd gelagerten Rollen für die Axialbewegung behebt diese Störung einwandfrei.

Bei der Demontage des Trennschalters haben die eingesetzten Feingewinde Freßerscheinungen gezeigt. Die Konstruktion wurde so umgestellt, daß Feingewinde gänzlich vermieden wurden.

Auf die Sicherung aller Schrauben im Antrieb muß größter Wert gelegt werden. Federringe müssen gegen Sicherungsbleche ausgetauscht werden.

Die Lagerung der Dichtungswelle mit nichtrostenden Kugellagern funktioniert einwandfrei.

Die Bremse des Antriebsmotors neigt nach längeren Betriebspausen zum Kleben. Es wurde ein Schiebeankermotor eingesetzt. Dieser auch in getrennten Versuchen geprüfte Motor zeigt diese Störung nicht. Der Einsatz des Schiebeankermotors erfordert ein vom Motor getrenntes Getriebe. Es wird ein selbsthemmendes Getriebe gewählt. Zwischen Motor und Getriebe wird eine Rutschkupplung angeordnet. Das Schnellabschaltssystem funktioniert sicher.

Im Zuge des Testens der beiden Antriebe wurden die oben angeführten Änderungen praktisch komplett in den Antrieb B eingebaut. Mit dem so umgestellten Antrieb wurde ein Dauertest von 6 Monaten durchgeführt. In dieser Zeit wurden ca. 200.000 Schaltspiele und 1.600 Schnellabschaltungen gefahren.

IV.-4. -- DER SERIENANTRIEB FÜR DAS KERNKRAFTWERK LINGEN

Mit den Erkenntnissen aus den Prototypantrieben A und B erfolgte eine Überarbeitung der Konstruktion des Serienantriebes für das Kernkraftwerk Lingen. Hierbei wurden Änderungen, die in die Funktion des Antriebes eingehen, nur dann durchgeführt, wenn positive Ergebnisse aus den Tests mit den Prototypen vorlagen.

Eine zweite Art von Änderungen, die in die Funktion des Antriebes nicht eingehen, wurde ebenfalls berücksichtigt. Diese Änderungen ergeben wesentliche Vereinfachungen der Montage der Steuerstabantriebe.

Durch die Verlängerung des Gehäuserohres bis an den unteren Dichtungsflansch ist es möglich, die Schnellabschaltleitung an das Gehäuserohr fest zu installieren.

Bei der Demontage des Antriebes brauchen diese Leitungen nicht wie bisher abgefianscht zu werden. Das gilt auch für die Abschlämmlleitung und die Dichtungskontrolleleitung.

Das Führungsrohr wird so nach oben verlängert, daß die Drosselbuchse gemeinsam mit dem Führungsrohr montiert werden kann.

Im April 1966 wurde ein Antrieb aus der Serie für KWL in den Versuchsstand zum Dauertest unter reaktorähnlichen Bedingungen eingebaut. Bis zum 28.9.1966 hat dieser Antrieb 320.000 Schaltspiele und 1.750 Schnellabschaltungen absolviert.

Bei der am 28.9.1966 zusammen mit dem Technischen Überwachungsverein durchgeführten Inspektion hat sich der Antrieb in ausgezeichnetem Zustand befunden. Ohne eine Änderung an den Laufteilen des Antriebes befindet sich dieser wieder ab 5.10.1966 im Dauertest.

Bisher wurden 25 Antriebe der KWL Serie gebaut und alle einem 2 Tage dauernenden Kurztest auf dem Prüfstand unterworfen. Alle Antriebe funktionierten einwandfrei und zeigten die geforderten charakteristischen Daten z.B. für die Schnellabschaltung etc.

V. — Aufbau des AEG Steuerstabantriebes und besondere Merkmale

In Bild 2 wurde der prinzipielle Aufbau des AEG Steuerstabantriebes dargestellt. Der Steuerstabantrieb ist aus folgenden Hauptgruppen aufgebaut:

V.-1. — ANTRIEBSGEHÄUSE

Das Antriebsgehäuse wird in den Boden des Reaktordruckgefäßes eingeschweißt. Es ist die druckbeaufschlagte Wand des Reaktor-Primärkreises. Besondere Sorgfalt muß auf die Einschweißstelle gelegt werden. Ab Heißdampfreaktor Kahl wird eine neue Einschweißart für dieses Gehäuse gewählt. Sie ist in Bild 7 dargestellt. Hierbei ist anstelle der früheren Kehlnaht eine Stumpfnahht möglich. Damit wird die Naht einwandfrei zerstörungsfrei prüfbar. Die Beanspruchung der Naht und des Gehäuses infolge Innendruck und Wärmespannung ist geringer als bei der früheren Einschweißart. Es sind daher keine besonderen Einrichtungen, wie die zusätzlichen Verankerungen der Gehäuse gegen ein Traggitter als Sicherheit gegen den Rod-Ejection Unfall erforderlich. Ein Herausschleudern des Antriebsgehäuses aus der Wand des Druckgefäßes und damit des Steuerstabes aus dem Reaktorkern ist praktisch ausgeschlossen. Ein auf das Antriebsgehäuse geschraubter Ring, der sich auf den Stützen des Druckgefäßbodens abstützt, ist eine einfache und wirksame Sicherung gegen den Rod-Ejection Unfall.

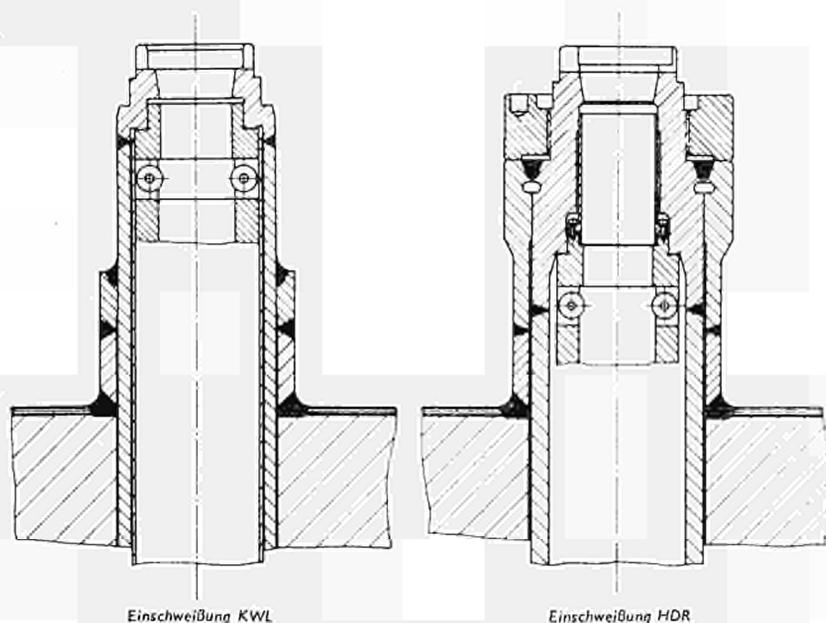


BILD 7. — Einschweißung des Antriebsgehäuserohres in das Druckgefäß

V.-2. — FÜHRUNGSROHR

Das Führungsrohr ist am oberen und unteren Ende des Gehäuserohres gelagert. Es stellt die Aufnahme und Führung aller Teile des Steuerstabantriebes dar.

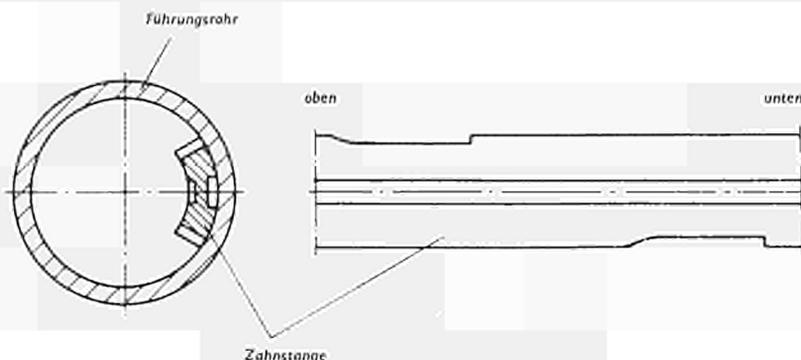


BILD 8. — Führungsrohr mit Zahnstange

Im Inneren, des mit genauer Bohrung und mit besonderer Geradheitsforderung hergestellten Rohres, ist die Zahnstange angeordnet. Die segmentförmige Zahnstange ist der Rundung des Führungsrohres angepaßt. Die Verzahnung befindet sich an beiden Stirnflächen des Rohrsegmentes. Auf der Außenseite der Zahnstange ist eine in der Länge durchgehende rechteckige Nut eingearbeitet. Dadurch wird ein Führungskanal für das Schaltgestänge zur Anzeige der ausgeführten Schnellabschaltung geschaffen. Eine ebenfalls in der Länge durchgehende Nut auf der Innenseite der Zahnstange dient zur Führung und Verdrehungsrichtung von Hohlkolben und insbesondere der Mutter der Antriebsspindel. Die Lage der Zahnstange und des Schaltgestänges im Führungsrohr ist aus Bild 8 ersichtlich.

V.-3. — DROSSELBÜCHSE UND BREMSE

In dem oberen Teil des Führungsrohres ist die Drosselbüchse mit der Bremsfeder eingebaut. Die Drosselbüchse ist am unteren und oberen Ende mit Rollenführungen ausgebildet. Dadurch tritt bei Bewegung des Hohlkolbens in der Drosselbüchse keine gleitende Reibung auf. Durch den Spalt zwischen Drosselbüchse und Hohlkolben kann das ständig in den Steuerstab eingespeiste Kühlwasser ungehindert in den Reaktor abfließen. Der Druckabfall des bei einer Schnellabschaltung eingespeisten Wassers bewirkt die rasche Bewegung des Hohlkolbens nach oben. Bei Ankunft des Hohlkolbens in der obersten Position schlägt der Hohlkolbenbund gegen die untere Rollenführung der Drosselbüchse. Dabei wird ein konischer Dichtsitz geschlossen. Der Durchfluß des Wassers wird blockiert und der Hohlkolben durch den anstehenden Druck in der obersten Position gehalten.

Zur Abbremsung der kinetischen Energie des Hohlkolbens und des Steuerstabes dient die aus Tellerfedern geschichtete Federsäule.

Bild 9 zeigt die Federkennlinie der Bremsfeder. In Bild 10 ist die Schnellabschaltzeit in Abhängigkeit des Reaktordruckes dargestellt. Aus dem folgenden Bild 11 geht die Treibdruck-, die Beschleunigungs- und die Wegzeitkurve bei einer Schnellabschaltung bei einem Reaktordruck von 70 atü hervor.

V.-4. — HOHLKOLBEN

Der Hohlkolben stellt die Verbindung zwischen der axial beweglichen Mutter und dem Steuerstab dar. Zusammen mit der Drosselbüchse bildet er die hydraulische Einrichtung zur Schnellabschaltung. An die Genauigkeit des Hohlkolbens bezüglich Durchmesser und Geradheit werden hohe Anforderungen gestellt. Die Außen- und Innenoberflächen werden gehont. Die Herstellung erfolgt aus dem Vollen.

Am unteren Ende des Hohlkolbens ist der Hohlkolbenbund angeordnet. In Führungskanälen dieses Hohlkolbenbundes sind zwei Ratschen für die Ausfahrversicherung eingebaut. Sie werden durch Federn in Umfangsrichtung auseinander gedrückt. Durch zwei Hörner, die an der Mutter der Antriebsspindel angebracht sind, werden diese beiden Ratschen gegen die Federn zurückgedrückt. Dieses Zurückdrücken erfolgt jedoch nur wenn der Hohlkolben auf der Mutter aufsitzt. In diesem Zustand kann der Hohlkolben ungehindert im Führungsrohr bewegt werden. Hebt bei einer Schnellabschaltung der Hohlkolben von der Mutter ab, verschieben sich die Ratschen, so daß sie mit der Zahnstange zum Eingriff kommen. Dabei ist nur noch die Einfahrbewegung des Hohlkolbens möglich, die Ausfahrbewegung aber blockiert. Die Ratschen sind mit Rollen versehen, damit sie beim Einfahren des Hohlkolbens auf den Schrägen der Zahnstange ohne Verschleiß abrollen können. Ein Amboß im Hohlkolbenbund begrenzt den Hub der Ratschen beim Entkoppeln des Hohlkolbens von der Mutter. Dadurch schlagen die Rollen der Ratschen bei der Einfahrbewegung nicht auf den Grund der Zahnstange auf und es wird jeglicher Verschleiß vermieden. Gleitende Reibung tritt an den Kanten von Zahnstange und Ratsche auf. Diese Kanten werden durch eine Auftragsschweißung gepanzert. Die Verdrehsicherung des Hohlkolbens im Antrieb erfolgt durch zwei Rollen am Hohlkolbenbund, die in der Längsnut der Zahnstange laufen.

Am oberen Ende des Hohlkolbens befindet sich der Hohlkolbenkopf mit der gelenkigen Kupplung für den Steuerstab. Er wird durch eine Kupplungsschraube gebildet, dessen Mutter beim Ausbau des Hohlkolbens aus dem Antrieb gelöst werden muß. Besondere Sorgfalt wurde auf die Verdrehsicherung dieser Mutter mittels federnder Rasten gelegt. Sie kann nur mit einem Sonderwerkzeug gelöst werden. Der Hohlkolbenkopf ist weiterhin noch mit einem konischen Sitz ausgestattet, der sich

beim Ausbau des Antriebes auf eine entsprechende Passung im oberen Kopfstück des Steuerstabgehäuses aufsetzt. Dadurch kann der Steuerstabantrieb bei geflutetem Reaktor ausgebaut werden, ohne daß Reaktorwasser ausläuft.

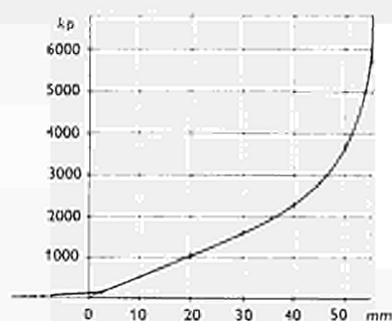


BILD 9. — Mittlere Kennlinie der Bremsfeder

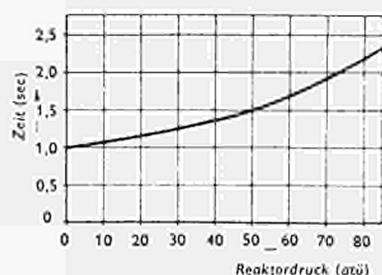


BILD 10. — Schnellabschaltzeit in Abhängigkeit des Reaktordruckes

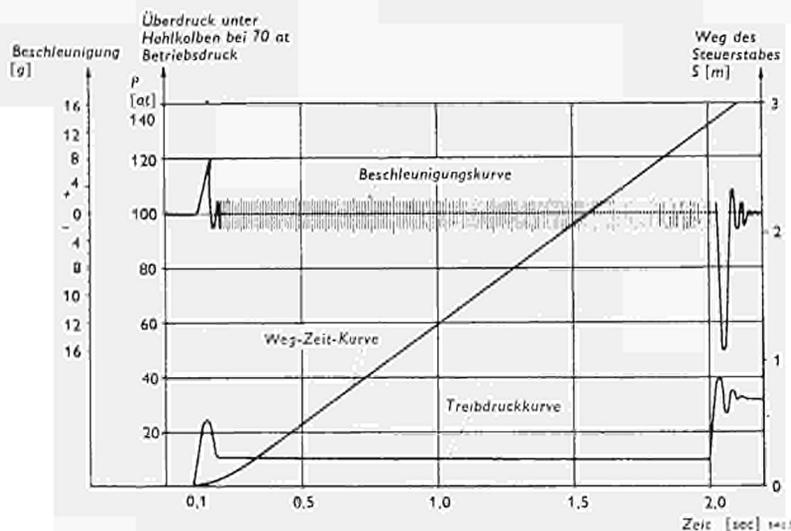


BILD 11. — Treibdruck — Beschleunigungs- und Weg — Zeitkurve bei einer Schnellabschaltung (Reaktordruck 70 atü)

Ein besonderes Merkmal der Kupplung zwischen Antrieb und Steuerstab ist die Sicherung gegen falsche Betätigung. In die Kupplung des Steuerstabes ist ein Sicherungsring eingesetzt, der mit dem Verdrehen des Steuerstabes mitgedreht wird.

Dieses Mitdrehen erfolgt jedoch nur, wenn die Kupplung des Steuerstabes richtig in den Aufnahmezapfen des Hohlkolbenkopfes eingesetzt wurde. Mit dem Verdrehen des Sicherungsringes wird ein durch eine Nut greifender Sicherungsstift mitgedreht. Der Steuerstab kann nach diesem Kuppeln nur ausgefahren werden, wenn der Stift des Sicherungsringes mitgedreht wurde. Ist dies nicht der Fall, setzt sich dieser Stift

auf einen Anschlag im Steuerstabführungsrohr auf. Der Stab kann nicht weiter ausgefahren werden. Der Trennschalter des Steuerstabantriebes zeigt in diesem Falle die Entkupplung des Steuerstabes an und blockiert den Ausfahrvorgang.

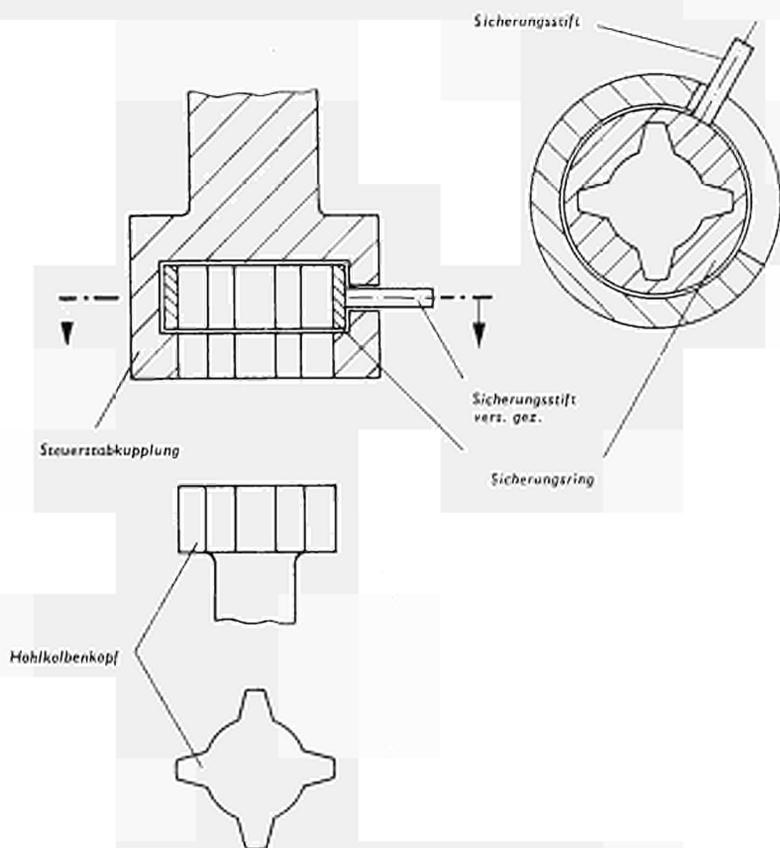


BILD 12. — Sicherheitskupplung des Steuerstabes

In Bild 12 ist die Sicherheitskupplung des Steuerstabes schematisch dargestellt.

V.-5. — SPINDEL MIT MUTTER

Als Spindel-Mutterkombination wird eine Spindel mit Kugelumlaufmutter verwendet. Am oberen Ende der Spindel ist der Spindelkopf angesetzt. Dieser Spindelkopf dient der Lagerung der Spindel im Hohlkolben. Die besondere Schwierigkeit ist hierbei, daß der Hohlkolben in axialer Richtung verschiebbar ist. Eine Nut zur Verdrehungssicherung im Hohlkolben ist nicht möglich.

Durch die Ausstattung des Spindelkopfes mit 6 Rollen, von denen 2 federnd gelagert sind, ergibt sich eine leichte Axialverschiebbarkeit und eine so gute Fixierung

des Spindelkopfes, so daß eine einwandfreie Sicherung gegen Verdrehen erreicht wird. Der Lagerzapfen der Spindel läuft in einem Stellitlager.

Am unteren Ende der Spindel ist der Trennschalter angebracht. Die zwei axial verschiebbaren, aber durch Nut und Feder verdrehungsgesicherten Büchsen werden durch eine Feder auseinander gedrückt. Der Trennschalter kann als Einheit ausgewogen werden, um den Nachweis der richtigen Federcharakteristik an jedem Stück zu führen. Beim Einbau des Antriebes wird die axiale Verbindung der beiden Trennschalterbüchsen durch einen Bajonettverschluß hergestellt. Die Büchsen sind aus verschleißfestem Material hergestellt bzw. gepanzert.

V.-6. — DICHTUNGSGEHÄUSE

Im Dichtungsgehäuse ist die Antriebs- bzw. Dichtungswelle gelagert. Die Lagerung erfolgt durch Kugellager aus rostfreiem Werkstoff. Die im Druckraum liegenden Lager arbeiten mit Wassersmierung. Als Dichtung wird eine Packungsdichtung auf Asbest, Glimmer, Graphitbasis benutzt. Wahlweise kann eine hydrostatische Gleitringdichtung eingesetzt werden. Die Leckage der Dichtung, die kontrolliert abgeführt wird, liegt max. 2 l/h.

In dem Dichtungsgehäuse liegt die Führung des Magnetes, der die Vollzugsmeldung einer Schnellabschaltung gibt. Ein Fingerhutrohr, das von unten in das Dichtungsgehäuse eingeschoben wird, dient zur Aufnahme des Magnetschalters zur Anzeige der Trennung von Hohlkolben und Spindelmutter.

Das Dichtungsgehäuse enthält auch das Einströmteil der Schnellabschaltleitung. Dieses Einströmteil ist als Kugel-Rückschlagventil ausgebildet.

V.-7. — ANTRIEBSAGGREGAT

Das Antriebsaggregat besteht aus Antriebsmotor, Getriebe und Drehfeldgebergetriebe.

Der Antriebsmotor hat einen Verschiebeancker, der eine Bremse betätigt. Damit wird der Auslauf des Antriebes begrenzt und ermöglicht, die jeweils erforderliche Position des Steuerstabes genau auszufahren. Die Antriebsleistung des Motors beträgt 1 kW.

Zwischen Antriebsmotor und Getriebe ist eine Kupplung geschaltet, die den Axialhub des Verschiebeanckermotors aufnimmt. Weiterhin ist eine Lamellenrutschkupplung eingebaut, die auf ein definiertes Drehmoment eingestellt werden kann.

Das Getriebe untersetzt die Motordrehzahl von 1400 U/min auf die Antriebsdrehzahl der Spindel von 140 U/min.

Damit wird eine normale Verfahrgeschwindigkeit des Steuerstabes von 30 mm/s erreicht. Das Getriebe ist als Schneckenradgetriebe ausgeführt. Die Schnecke arbeitet im Ölbad.

Das Drehfeldgebergetriebe, dessen Welle jeweils mit Bogenzahnkupplungen an die Getriebe-, bzw. Dichtungswelle anschließt, untersetzt die für den gesamten Steuerstabhuh erforderlichen Umdrehungen auf einen Drehwinkel von 300°. Es sind zwei Drehfeldgeber an jeweils unabhängigen Getrieben angesetzt.

Die Abschaltung des Antriebes in der obersten und untersten Stellung der Mutter erfolgt durch Endschalter, die durch Nocken auf der Abtriebswelle des Drehfeldgebergetriebes geschaltet werden.

V.-8. — SCHNELLABSCHALTSYSTEM

In Bild 3 wurde das Schnellabschaltsystem für den AEG Steuerstabantrieb dargestellt. Es handelt sich dabei um ein sehr einfaches System.

Der Schnellabschaltbehälter stellt das zur Schnellabschaltung benötigte Reservoir an Druckwasser dar. Die Druckhaltung erfolgt durch ein Stickstoffpolster von 125 atü, das sich bei einer Schnellabschaltung um einen bestimmten Betrag entspannt. Für jeden Antrieb ist ein Schnellabschaltbehälter vorgesehen. Sie bestehen jeweils aus zwei Druckflaschen, die durch eine Flanschverbindung miteinander verbunden sind. In der unteren Flasche ist der Stickstoff gespeichert. In der oberen Flasche ist eine Gummiblase eingesetzt, die den Stickstoff vom Wasser trennt. Das Wasservolumen in der oberen Flasche beträgt 30 l, das Gasspeichervolumen 50 l. Das Schnellabschaltventil arbeitet pneumatisch mit Magnetsteuerventilen. Es ist so konstruiert, daß in geschlossenem Zustand Druckluft auf der Membrane ansteht. Das Ventil wird gegen Federdruck geschlossen gehalten. Die Vorsteuerventile stehen dabei unter Strom.

Wird eine Schnellabschaltung ausgelöst, fallen die Magnete der beiden Dreiwegmagnetventile ab und schalten auf Ausblasen um. Innerhalb 200 ms nach Erteilen des Schnellabschaltbefehls ist das Schnellabschaltventil voll geöffnet. Durch das Öffnen des Schnellabschaltventils strömt das gespeicherte Druckwasser aus dem Schnellabschaltbehälter in den zugehörigen Antrieb und bewirkt den Einschießvorgang.

Die Ausführung der Vorsteuerung des pneumatischen Schnellabschaltventils mit 2 Dreiwegmagnetventilen erfolgt deshalb, um die Vorsteuerventile ohne Auslösung einer Schnellabschaltung in regelmäßigen Abständen auf Funktion prüfen zu können.

VI. — Montage des Steuerstabantriebes

Die Montage der Antriebe in die Gehäuserohre des Reaktordruckgefäßes erfolgt mit einer Montageeinrichtung.

Folgende Montageschritte werden durchgeführt:

1. Einbau des Führungsrohres mit Drosselbüchse als vormontierte Einheit und Verspannen mit Gehäuserohr mittels Hilfseinrichtung.

2. Einschieben des Hohlkolbens und Verschrauben mit dem Hohlkolbenkopf. Der Hohlkolbenkopf wurde bei der Montage der Einbauten vom Druckgefäßinneren aus eingesetzt. Es besteht jedoch späterhin jederzeit die Möglichkeit, diesen Hohlkolbenkopf auszubauen.
3. Einbau der Spindel und des Dichtungsgehäuses als komplette vormontierte Einheit. Gleichzeitig wird dabei die Hilfseinrichtung zur Halterung des Führungsrohres übernommen, wobei das Dichtungsgehäuse diese Funktion übernimmt.
4. Der Anbau des Antriebsaggregates erfolgt in zwei Einheiten Drehfeldgebergetriebe und Antriebsmotor mit Getriebe.
Die Montage eines kompletten Antriebes dauert 4 Stunden.

VII. — Herstellung von AEG Steuerstabantrieben

Gegenwärtig befinden sich 69 Steuerstabantriebe für das Kernkraftwerk Lingen und 21 für den Heißdampfreaktor Kahl im Bau.

Die Bilder 13 bis 19 zeigen Aufnahmen von den einzelnen Montageschritten und vom Prüffeld.

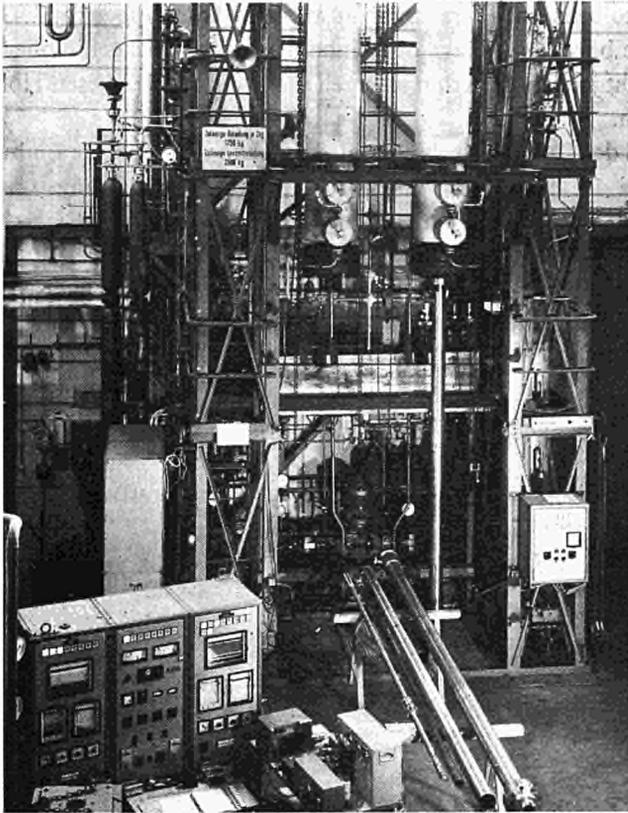


BILD 13. — AEG Steuerstabversuchsstand und Prüffeld

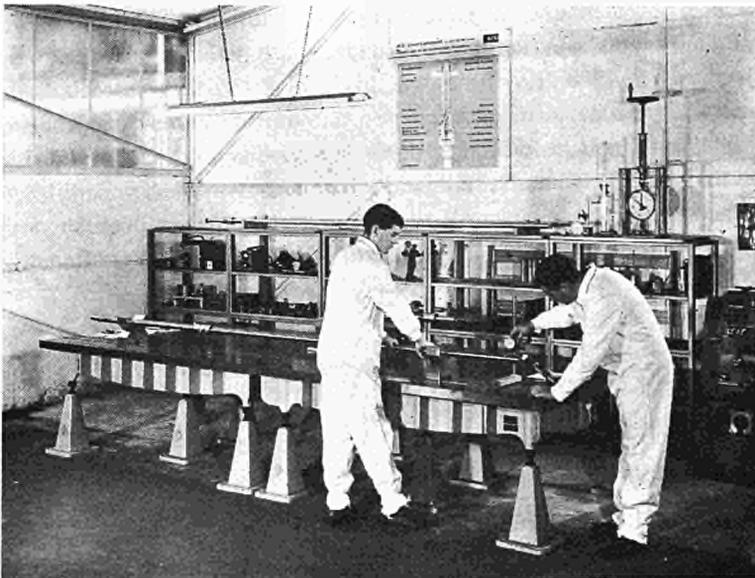


BILD 14. — Abnahme der Spindel für KWL-Antrieb

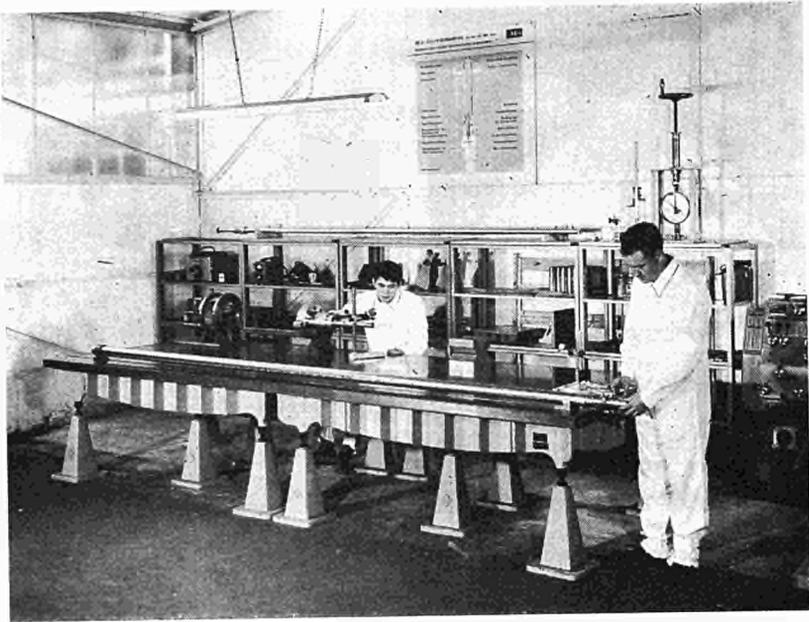


BILD 15. — Hohlkolben und Dichtunggehäuse des KWL-Antriebes



BILD 16. — Assemblierung von Funktionsgruppen des KWL-Antriebes

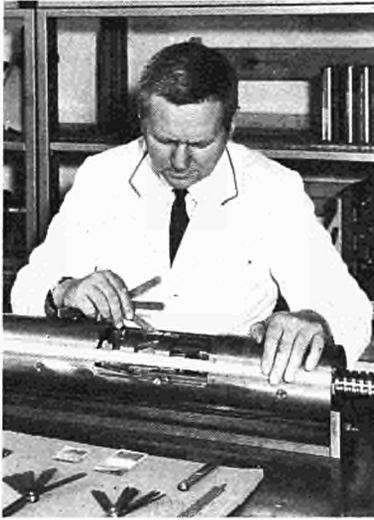


BILD 17. — Funktionskontrolle der Ausfahrversicherung des KWL-Antriebes



BILD 19. — Funktionstest und Einjustierung des Antriebsaggregates für KWL-Antrieb

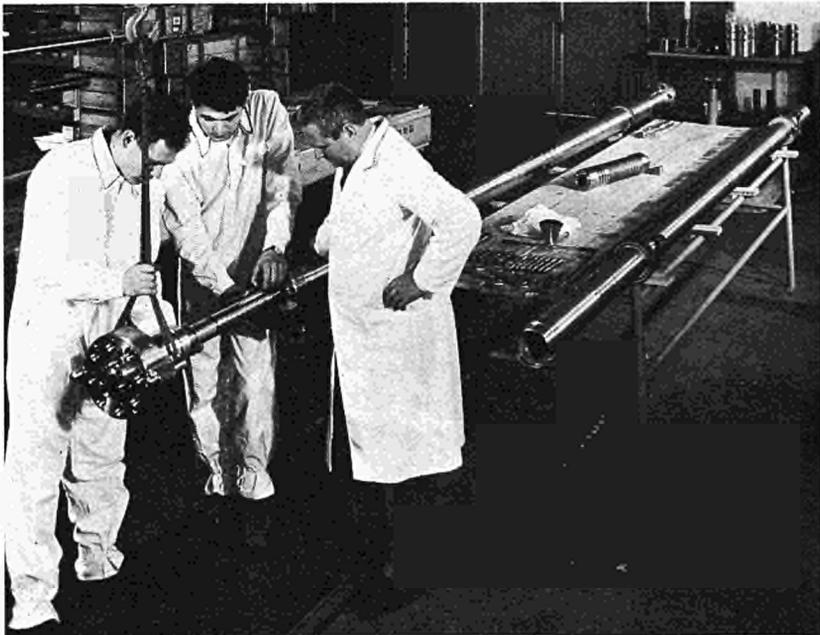


BILD 18. — Einbau der Spindel mit Dichtungsgehäuse in Antriebsgehäuse für Prüffeldtest (KWL-Antrieb)

DRUCKBEHÄLTER AUS SPANNBETON FÜR WASSERGEKÜHLTE REAKTOREN

Dr. Albert ZIEGLER
Siemens Aktiengesellschaft, Erlangen

ZUSAMMENFASSUNG

Der derzeitige Stand der Technik berechtigt zu weitgespannten Hoffnungen für die Anwendungsmöglichkeit eines Spannbetonbehälters für wassergekühlte Reaktoren. Für die nicht gerade einfache Problemstellung scheint in der hier diskutierten Konstruktion eine durchaus befriedigende Lösung gefunden worden zu sein. Der Fortschritt gegenüber der Stahlbehältertechnik ist vor allem in folgenden Vorteilen zu sehen:

1. Überwindung der Transportprobleme des Druckbehälters;
2. Erhöhung der Sicherheit;
3. Verkürzung der Bauzeit;
4. Reduktion des Preises;
5. Ermöglichung des integrierten Systems;
6. Wegfall von schweren Hebezeugen;
7. Einsparungen im Reaktorgebäude;
8. Erhöhung der Aufheizgeschwindigkeit.

Diese potentiellen Möglichkeiten für die weitere Entwicklung der Kernkraftwerkstechnik nutzbar zu machen, betrachten wir als eine dankbare und lohnende Aufgabe der nächsten Jahre.

I. — Einleitung

Bei wassergekühlten Reaktoren gehört der Druckbehälter für den Reaktor bekanntlich zu den technisch schwierigsten und in der Regel terminführenden Teilen. Mit zunehmender Leistungsgröße gesellt sich noch das Problem des Transports hinzu, das für die größten heute im Bau befindlichen Einheiten schon nicht mehr lösbar war und zu einer Baustellenfertigung gezwungen hat. Damit wird die Terminalsituation noch ungünstiger, vom Preis und dem Grad der technischen Zuverlässigkeit ganz abgesehen. Dies gilt für den Siedewasserreaktor mit seinem größeren Kerndurchmesser noch mehr als für den Druckwasserreaktor und erst recht für den schwerwassermoderierten Druckkesselreaktor. Hier beginnt das Problem schon bei Einheitsgrößen von 500 MW, was dazu geführt hat, daß bei Siemens zunächst für diesen Reaktortyp ein Spannbetonkonzept entworfen im Laufe der Arbeiten, daß dieses Konzept ebenso auch die Probleme der großen Leichtwasserreaktoren zu lösen imstande ist.

II. — Aufgabenstellung

Spannbetonbehälter für graphitmoderierte, gasgekühlte Reaktoren sind in Frankreich und England schon in verschiedener Ausführung gebaut worden. Ihr Durchmesser beträgt bis zu 20 m bei einem Druck von 25 bis höchstens 40 atü. Bilden wir das Produkt aus Radius mal Druck, das die azimutale Zugkraft pro cm Höhe in der zylindrischen Wand ergibt, so erhalten wir 25 bis 40 Mp/cm. Demgegenüber werden bei großen wassergekühlten Reaktoren Behälter mit einem Durchmesser von nur 7 bis 10 m benötigt, jedoch bei einem Druck von 100 bis 200 atü. Das Produkt aus Druck mal Radius beträgt 35 bis 100 Mp/cm, liegt also etwa doppelt so hoch wie bei Graphitreaktoren. Das bedeutet doppelte Belegungsdichte der Spanndrähte und doppelte Druckbeanspruchung des Betons, wenn nicht die Wandstärke verdoppelt wird. Letzteres ist schlechterdings sinnlos, weil die bei den gasgekühlten Reaktoren üblichen Wandstärken bis zu 5 m schon mehr als reichlich für die Abschirmung sind. Bei dem kleineren Innendurchmesser des Behälters würde das Innen- und Außenradius-Verhältnis so ungünstig werden, daß wegen der hyperbolischen Druckverteilung in einer dicken Wand die äußeren Schichten kaum noch zur Reduktion der Druckspitze an der Innenwand beitragen würden. Will man also eine sinnvolle Wandstärke nicht überschreiten, so bleibt nur der Weg, eine möglichst hohe Betonqualität anzustreben.

Mit der kleineren Dimension ergibt sich noch eine weitere Schwierigkeit, die nicht unterschätzt werden darf, nämlich die Unterbringung der Spannköpfe, wenn man die übliche Technik beibehalten wollte. Für die doppelte Zahl der Spannköpfe würde nur etwa die halbe Oberfläche zur Verfügung stehen. Diese Betrachtungen neben anderen Überlegungen, die von dem Streben nach einer möglichst kurzen Bauzeit herkommen, legen nahe, daß die von den französischen und englischen Behältern her bekannte Technik nicht zu einer befriedigenden Lösung für wassergekühlte Reaktoren führt. Das Problem der Zugänglichkeit zum Reaktorkern muß für diese Typen ebenfalls anders gelöst werden, dann wenn auch für einen Schwerwasserreaktor die Durchdringung einzelner Kanäle durch den oberen Deckel allenfalls noch eine akzeptable Lösung darstellen könnte, so ist sie für Leichtwasserreaktoren völlig unbefriedigend. Wesentliche Vorteile, sowohl für den Bau als auch für den Brennelementwechsel und die Wartung, hat eine Anordnung, bei der der volle Querschnitt des Behälters geöffnet werden kann, zumal der ganze Vorteil eines Spannbetonbehälters erst bei Einbau von Pumpen und Dampferzeugern in den Druckbehälter zum Tragen kommt.

Auch das Problem der Wärmeisolierung kann nicht in gleicher Weise wie beim gasgekühlten Reaktor gelöst werden, sondern zwingt, nach neuen Wegen zu suchen.

Als Grundlage für einen Großversuch wurde folgende Aufgabenstellung formuliert:

Behälterdurchmesser 7 m, Behälterhöhe nicht wesentlich begrenzt;

Innendruck 100 atü, entwicklungsfähig mindestens bis 200 atü;

Wandstärke möglichst nicht wesentlich mehr als für die Abschirmung benötigt wird;

Zugänglichkeit zum Innenraum möglichst über den ganzen Querschnitt;
 schnelle Bauzeit, möglichst wenig Beeinträchtigung der Baustelle, günstige Voraussetzungen für die Betonherstellung;

schwerstes Einzelstück nicht mehr als 50 t, damit kein schwereres Hebezeug benötigt wird.

Die Grundgedanken der neuen Bauweise lassen sich folgerichtig aus den aufgeführten Forderungen entwickeln. Ausgehend von der Foderung, Spannköpfe bei der Ringvorspannung möglichst zu vermeiden, kommt man notwendigerweise zu der Verwendung geschlossener Drahringe. Um diese vorspannen zu können, ist eine Aufweitung des Betonmantels, auf den sie aufgelegt sind, erforderlich. Das ist nur möglich bei einem Aufbau des Ringes aus einzelnen Segmenten, die auseinandergeschoben werden. Um die einzelnen Betonblöcke auf eine handhabungsgerechte Größe zu bringen, wurden die Segmente auch in axialer Richtung unterteilt. Die Längsvorspannung kann ohne weiteres mit geraden Spanndrähten und Abspannköpfen oben und unten hergestellt werden, da die Belegungsichte nur halb so groß ist wie die der Umfangsspannung. Damit ist der Aufbau des zylindrischen Teils im wesentlichen skizziert.

Der obere und untere Abschluß des Zylinders stellt ein schwieriges statisches Problem dar, das nicht nur einer Berechnung schwer zugänglich ist, sondern auch starke Rückwirkungen auf die Belastung des Zylinders hat. Dabei ist zu bedenken, daß der Spannungszustand des fertigen Behälters immer wieder zwischen zwei extremen Zuständen wechselt, nämlich Zustand ohne Druck und mit vollem Innendruck. Dabei wechselt der Spannungszustand des Betons in der zylindrischen Wand zum

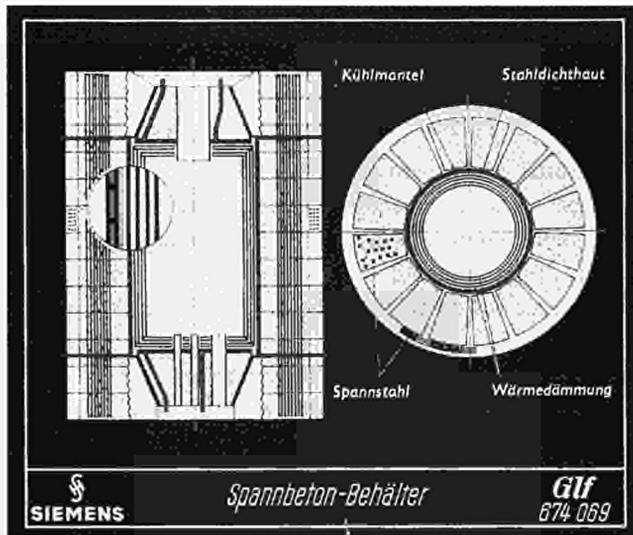


ABB. 1

Beispiel von zweiachsiger Druckspannung in axialer und azimutaler Richtung zu einachsiger Druckspannung in radialer Richtung. Diese Beanspruchung ist anders als in den meisten konventionellen Anwendungsfällen, wo der Beton im allgemeinen ständig unter einer gleichgerichteten einachsigen Druckspannung steht, die sich dem Betrage nach nur wenig verändert. Trotzdem scheint aus dieser Art der Beanspruchung kein besonderes Festigkeitsproblem des Betons zu entstehen, aber es sind mit dem wechselnden Druckzustand verhältnismäßig große Formänderungen verbunden. Diese werden besonders schädlich, wenn sie zu erheblichen Biegemomenten führen, denn ein Biegemoment bedeutet Druckspannung auf der einen und Zugspannung auf der anderen Seite der neutralen Faser. Da aber Zugspannung im Beton nur in bescheidenem Maße zugelassen werden darf, muß diese zusätzlich überspannt werden, was durch mehr Spannstahl zu erreichen wäre. Weil aber die maximale Druckbelastbarkeit des Betons für unsere Anwendung eine empfindliche Grenze darstellt, wird der nutzbare Innendruck dadurch limitiert. Es lohnt sich also, alle Anstrengungen zu unternehmen, um das Auftreten von Biegemomenten in irgendeinem Zustand möglichst zu vermeiden.

Stellen wir uns für den Augenblick vor, der Zylinder wäre an beiden Enden wie ein Faß durch je einen starren Boden abgeschlossen und nehmen wir an, dieser wie auch die zylindrische Wand seien im drucklosen Zustand biegemomentfrei. Setzen wir den Behälter nun unter Druck, so wölbt sich die Endplatte nach außen und die zylindrische Wand wird faßförmig aufgeweitet. In beiden Wänden treten Biegemomente auf verbunden mit sehr unübersichtlichen Belastungsverhältnissen an der Ecke. Die Verformung des zylindrischen Teils ist darauf zurückzuführen, daß er in seiner Bewegung durch die Endplatte behindert wird. In einem Zylinder unendlicher Länge würden keine Biegemomente entstehen. Um diese Behinderung aufzuheben, muß der Zylinder von den abschließenden Boden getrennt werden. Um auf der ganzen Länge des Zylinders bei gleichmäßiger radialer Vorspannung die gleiche Aufweitung zu erreichen, muß auf den Endabschnitt des Zylinders eine Kraft mit einer dem Innendruck äquivalenten Radialkomponente wirken. Die auf den Endblock wirkenden Druckkräfte wären also so umzulenken, daß sie die geforderte Kraftkomponente abgeben. Dies ist realisierbar durch das Prinzip der Keilwirkung. Geben wir dem abschließenden Boden die Form eines konisch nach außen verjüngten Blocks, so werden auch die Biegemomente in diesem stark reduziert, vor allem wenn das Verhältnis von Durchmesser zu Höhe nicht zu groß ist. Der ringförmige Zwischenraum zwischen dem konischen Endblock und dem Zylindermantel wird mit Keilsegmenten ausgefüllt, auf deren ebenen Innenflächen die ebenfalls ebenen Außenflächen des Endblocks gleiten. Der Endblock bekommt also aus praktischen Gründen die Form eines Pyramidenstumpfes mit polygonaler Grundfläche. Die Zwischenkeile haben die Aufgabe, die Kräfte möglichst gleichmäßig auf die Zylinderwand zu übertragen. Ihre Verzahnung mit der Zylinderwand ist so geschnitten, daß die Kraftlinien senkrecht zu den kraftübertragenden Berührungsflächen liegen, so daß keine nennenswerte Schubkraft auftritt. Gleichzeitig erlaubt diese Art der Verzahnung das

Herausziehen der Keile, indem der Endblock nur wenige Millimeter abgesenkt zu werden braucht. Eine einfache Betrachtung der Kräfteverhältnisse macht deutlich, wie die Dimensionierung des Endblocks vorzunehmen ist. Wenn k_p die infolge des Innendrucks p auf die Innenfläche des Endblocks wirkende Kraft ist, so lassen sich mit den in der Skizze eingetragenen Bezeichnungen folgende Gleichungen hinschreiben:

$$k_p = p \pi \rho^2$$

ρ = Radius der Innenfläche des konischen Endblocks

$$k' = \frac{k_p}{2 \cos \alpha}$$

k' = Keilskraft ohne Beachtung der Reibungskraft

$$k'_r = k' \sin \alpha$$

k'_r = Radialkomponente der Keilskraft

$$p' = \frac{k'_r}{\pi r h}$$

p' = äquivalenter Druck auf die Zylinderwand

Durch Einsetzen der einzelnen Werte erhält man

$$p' = p \frac{\rho^2}{2rh} \operatorname{tg} \alpha$$

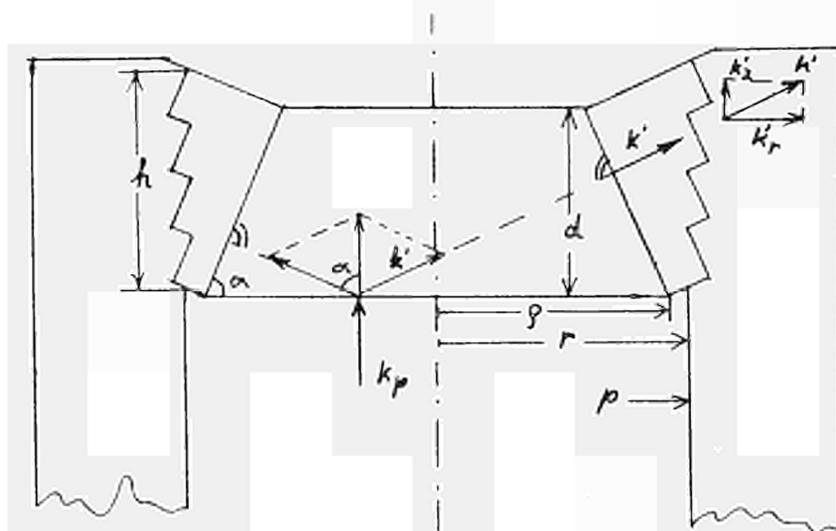


BILD 1.

Da $p' = p$ sein soll, ergibt sich daraus als Bedingung für den Winkel

$$\operatorname{tg} \alpha = \frac{2rh}{\rho^2}$$

Setzt man $\rho = r$, so vereinfacht sich diese zu

$$\operatorname{tg} \alpha = \frac{2h}{\rho}$$

deren geometrische Bedeutung die folgende Skizze zeigt.

Berücksichtigt man die Reibung an der Gleitfläche zwischen Block und Zwischenkeilen, so wird die Richtung der Kraft k' etwas zur z-Achse hingedreht, was zu der Bedingung

$$\operatorname{tg} \alpha > \frac{2h}{\rho}$$

führt.

Man sieht also daß man die Dicke des Blocks $d = \frac{h}{\sin^2 \alpha}$ als freien Parameter behandeln darf. Damit ist dann der Neigungswinkel α festgelegt. Große Blockdicke führt zu großen Neigungswinkeln und umgekehrt. Dabei wird der zulässige Bereich für den Winkel α durch die Forderung, daß Haftreibung vermieden werden soll, eingegrenzt. Wenn μ der Reibungskoeffizient für Haftreibung ist, so ergibt sich für die

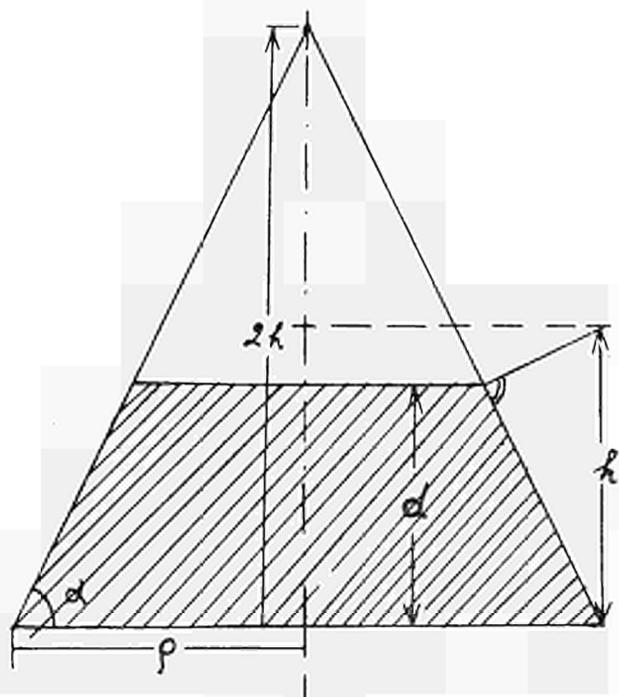


BILD 2.

Bewegung beim Druckaufbau $\mu < \operatorname{tg} \alpha$, beim Druckabbau $\operatorname{tg} \alpha < \frac{1}{\mu}$. Der zulässige Bereich für α ist also gegeben durch

$$\mu < \operatorname{tg} \alpha < \frac{1}{\mu}$$

Wenn diese Bedingung erfüllt ist, sollte kein ruckartiges Gleiten auftreten. Damit überhaupt eine Lösung möglich ist, muß also $\mu < 1$ sein, d.h., der Haftreibungswinkel darf nicht größer als 45° sein. Die vielfach geäußerten Bedenken wegen des einwandfreien Gleitens sind also kaum begründet, denn es werden nur sehr bescheidene Gleiteigenschaften verlangt.

III. — Die Wärmeisolation

Das Problem der Wärmeisolierung kann in zwei grundsätzlich verschiedenen Weisen gelöst werden, entweder durch Anordnung der Wärmeisolierung innerhalb oder außerhalb der Dichthaut. Die Anbringung außerhalb der Dichthaut hätte den großen Vorteil, daß Luft- oder Gasspalte mit Normaldruck ausgebildet werden könnten. Da aber die Isolierung die Druckkraft von innen auf die Betonwand übertragen müßte, wäre ein ziemlich hoher Füllfaktor mit druckfestem Material notwendig, was die gute Wärmeisolierung des Gases wieder zunichte macht. Eine weitere fast unlösbare Schwierigkeit dieser Anordnung besteht darin, daß die Wärmedehnung der Dichthaut relativ zur kalten Behälterwand ausgeglichen werden müßte. Deshalb wurde von uns die einfachere Anordnung der Wärmeisolierung innerhalb der Dichthaut gewählt. Auch dort könnte man im Prinzip Gasschichten verwenden, was aber einige Komplikationen in der wirklichen Ausführung mit sich bringt, ganz abgesehen davon, daß die Isolierungswirkung von Gas auf hohem Druck auch nicht mehr so ausgesprochen gut ist. Wir haben es vorgezogen, eine Isolierschicht aus druckfestem Material zu entwickeln, die aus einem druckfesten porösen Beton in Stahlumhüllung besteht. Mit zwei 5 cm dicken Schichten dieser Art und wassergefüllten Spalten dazwischen kann der Wärmeübergang zur Wand voraussichtlich auf einen Wert von etwa $6 \frac{\text{kcal}}{\text{m}^2 \text{ h } ^\circ\text{C}}$ herabgedrückt werden, was weniger als 1‰ der Wärmeerzeugung des vorgesehenen Reaktors entsprechen würde. Dabei entsteht ein Temperaturgefälle von 300°C innen bis auf 50°C an der Wand, wo die Wärme durch eine Wasserkühlung abgeführt wird. Die Innenfläche der Betonwand wird durch Einstellung der Kühlwassertemperatur auf 50°C gehalten, auch wenn die Wärmeisolierung sich aus irgendeinem Grunde mal lokal verschlechtern sollte. Der Beton sieht also nichts von der Temperaturänderung im Innern des Behälters. Deshalb gibt es auch vom Behälter her keine Begrenzung der Aufwärmgeschwindigkeit, wie es beim Stahlbehälter der Fall ist. Selbstverständlich muß die Kühlung in jedem Falle sichergestellt sein, was durch mehrere unabhängige Kühlkreisläufe gewährleistet wird.

IV. — Die Dichthaut

Die Dichtheit wird durch eine Auskleidung mit einem etwa 5 mm starken austenitischen Stahlblech hergestellt. An den glatten Flächen der Zylinderwand und des oberen und unteren Endblocks wird es zweckmäßigerweise als Plattierung auf die Innenfläche des Kühlmantels aufgebracht. An der ringsum laufenden Verbindungsfuge oben und unten ist das Problem der Relativbewegung zwischen Block und Zylinderwand zu lösen. Die Dichthaut wird dort als beweglicher Balg ausgebildet. Die vorgesehene Konstruktion ist derart, daß die letzte Dichtschweißung, die nach dem Einsetzen des oberen Blocks in dem Spalt, den später die Zwischenkeile füllen, nicht an dem Balg, sondern an der Dichtlippe eines Flanschrings vorgenommen wird. Diese Dichtschweißung ist frei von Beanspruchung durch irgendwelche Kräfte. Statt der Dichtschweißung kann auch eine normale Dichtung verwendet werden.

V. — Modellversuch

Um das Verhalten der beschriebenen, neuartigen Konstruktion zu prüfen und insbesondere um die Grenzen dieser Technik kennenzulernen, wurde ein Modellversuch im Maßstab 1 : 3 durchgeführt. Dabei wurde die Spanndraht- und Betonbelastung auf den gleichen Wert gebracht, der in voller Größe vorliegt.

Der Aufbau des Behälters verlief in folgenden Schritten:

Während der Erstellung des Versuchsstandes und des Fundaments für den Behälter werden davon unabhängig die einzelnen Segmentblöcke für die Zylinderwand vorgefertigt, was wegen der dabei günstigen Arbeitsverhältnisse eine gute Voraussetzung für die Erreichung einer hohen Betonqualität darstellt. Während für den Ernstfall ein Beton mit 600 kp/cm² Druckfestigkeit vorgesehen ist und sicher hergestellt werden kann, wurde beim Versuch mit Absicht eine Qualität mit 400 kp/cm² angestrebt. Damit ein flächenschlüssiger Kontakt zwischen den einzelnen aufeinanderfolgenden Blöcken und eine saubere Flucht der ausgesparten axialen Bohrungen für die Längsspanndrähte erreicht werden, werden sämtliche Blöcke einer Segmentsäule gemeinsam in einer Stahlform gegossen. Nach einer Abbindezeit von einigen Wochen kann mit dem Aufbau des Zylinders begonnen werden. Die unterste Schicht von 16 Blöcken wird auf das Fundament aufgelegt und mit Drahringen außen herum bewehrt. Jeder Ring wird aus zwei vorgebogenen Halbringen aus 18 mm Spanndraht zusammengeschraubt. Für unseren Fall waren vier Drahtlagen mit entsprechenden Abstandseisen dazwischen nötig. An der Innenseite der Blöcke wird je eine hydraulische Presse angebracht, die sich gegen einen Betonklotz in der Mitte abstützte und daran befestigt ist. Durch Betätigung dieser Pressen werden die Segmentblöcke auseinandergeschoben, bis die vorgeschriebene Vorspannung der Spanndrähte erreicht ist. Dann wird der Zwischenraum zwischen den einzelnen Segmenten, dem eine für diesen Zweck geeignete Form zu geben ist, ausbetoniert. Gleichzeitig werden auch die Spanndrähte selbst zum Schutz gegen Korrosion in Beton eingebettet. Während die

hydraulischen Pressen noch einige Tage unter Druck gehalten werden müssen, bis der Beton abgebunden hat, wird schon die nächste Lage von Blöcken aufgelegt und ausgerüstet. Nach Ablassen des Druckes wird der innere Block mitsamt den Pressen auf die Höhe der neuen Lage angehoben, und der ganze Vorgang wiederholt sich. Pro Woche können mit diesem Verfahren etwa zwei Schichten fertiggestellt werden, so daß je nach Höhe des Behälters der Aufbau des Zylinders etwa drei Monate in Anspruch nimmt. Die Längsvorspannung wird durch Einziehen von Spanndrähten in die vorbereiteten Bohrungen, die anschließend mit Beton vergossen werden, aufgebracht.

Während dieser Zeit werden die beiden Endblöcke unabhängig davon hergestellt. Zunächst wird ein roher Betonkegelstumpf mit den Verankerungen für die ringsum anzubringenden Gleitplatten aus Stahl gegossen. Dann werden die mit geschliffenen Gleitflächen versehenen Stahlplatten je an drei Punkten befestigt und einjustiert, bevor sie mit Beton hintergossen werden. Nach Fertigstellung des zylindrischen Teils werden die Endblöcke mit den provisorisch befestigten Gegenplatten der Zwischenkeile in ihre genaue Lage gebracht. Die Zwischenkeile werden dann in ihrer endgültigen Lage gegossen, wodurch eine formschlüssige und gleichmäßige Kraftübertragung gewährleistet wird. Der fertige Druckbehälter wird danach durch Herausziehen der oberen Zwischenkeile und des Endblocks geöffnet, um die Wasserkühlung, die Dichthaut und die Wärmeisolierung sowie später sämtliche Kerneinbauten, Pumpen und Wärmetauscher einzubauen. Während die Innenflächen der Endblöcke schon von vornherein mit der Wasserkühlung versehen sind, wird in den polygonalen Innenraum des Zylinders ein Doppelwandzylinder aus Stahlblech eingeschoben und der Zwischenraum mit Beton vergossen. In der Doppelwand sind durch zwischengelegte Stege Kühlkanäle ausgebildet. Die Wärmeisolierung ist als freistehender Behälter ausgebildet und weitgehend vom Betonbehälter selbst unabhängig.

VI. — Testversuche

Zum Testen des Behälters sind drei Versuchsreihen vorgesehen:

1. Kaltversuche ohne Wärmeisolierung;
2. Warmversuche zur Prüfung der Isolierung;
3. Zerstörungsversuche.

Im kalten Druckversuch bis 100 atü mit 50 °C an der Innenwand des Behälters wurden die Festigkeitseigenschaften des Behälters geprüft und seine Verformung registriert. Zur Messung der Spannungen waren sowohl im Beton als auch an den Spanndrähten Dehnungsmeßstreifen angebracht, die während des Druckaufbaues zyklisch abgefragt wurden. Die Verformung des Zylinders wurde durch aufgesetzte Spiegel vermessen. Die endgültige Auswertung der registrierten Messungen liegt noch nicht vor. Qualitativ kann aber schon gesagt werden, daß die Spannungszustände weit-

gehend den Erwartungen entsprachen. Die Verformung des zylindrischen Teils war leicht tulpenförmig, was bedeutet, daß die Keilwirkung der Endblöcke etwas stärker als erwartet war. Dies ist darauf zurückzuführen, daß der Reibungskoeffizient kleiner war als der bei der Auslegung zugrunde gelegte Wert $\mu = 0,2$. Dabei waren die geschliffenen Flächen stark verrostet, da sie zweimal mit Wasser benetzt worden waren, als das Wasser während des Versuches infolge einer Undichtheit der Gummiabdichtung austrat. Es wurde also voll bestätigt, daß die Frage des Gleitens ziemlich unkritisch ist, und möglicherweise kann auf das Schleifen der Bleche sogar verzichtet werden. Der Behälter wurde mehrmals während der Versuche mit Druck beaufschlagt und wieder entlastet, wobei nie eine ruckartige Bewegung der Endblöcke beobachtet wurde. Die Hysterese ist verhältnismäßig klein. Auch daraus läßt sich die Haftreibung berechnen. Im übrigen wurden selbstverständlich im Beton keinerlei Haarrisse beobachtet. Das Öffnen des Behälters nach Abschluß der Druckversuche dauerte nicht länger als zwei Stunden.

Zur Zeit werden die austenitische Dichthaut und die Wärmeisolierung eingebaut und der Heißversuch wird vorbereitet. Zu diesem Zweck ist ein Umwälzkreislauf vorgesehen, in dem das Wasser bis auf 300 °C, entsprechend 110 at, aufgewärmt werden



ABB. 2

kann. Da der Betonbehälter auch im Heißversuch durch die Innenwandkühlung auf 50 °C gehalten wird, ist bezüglich der Festigkeitseigenschaften des Behälters wohl nichts Neues zu erwarten, sondern nur bezüglich der Eigenschaften der neuartigen Isolierung. Um auch festzustellen, wie sich der stahlumhüllte Porösbeton verhält,

wenn die Hülle einmal undicht werden sollte, wird auch ein Stück mit einem absichtlichen Defekt in den Behälter eingesetzt. Ferner wird gemessen, ob sich bei Erwärmung etwa durch Restwasser ein Innendruck im Porösbeton aufbaut. Das wichtigste ist natürlich die Messung des Wärmeverlustes, um den tatsächlichen Wärmeübergang festzustellen.

Die letzte Gruppe der Berstversuche soll schließlich die technischen Grenzen ermitteln und sowohl Unterlagen für die Genehmigungsrichtlinien liefern als auch Fingerzeige für die Konstruktion von Behältern mit höherem Innendruck geben. Der erwartete Berstdruck liegt ziemlich sicher höher als das Doppelte des Auslegungsdrucks von 100 atm. Die Modalität der ersten Druckentlastung im Falle eines Berstens ist hochinteressant für die Frage der Sicherheit. Da eine austenitische Dichthaut sehr dehnungsfähig ist, läßt sich schwer voraussagen, ob bei einem starken Überdruck, der zum Aufreißen des Betons führt, zuerst die Dichthaut reißt und zu einer Entlastung führt oder zuerst die Spanndrähte reißen, was zu einem Aufreißen des Behälters führen würde. Man kann letzteres natürlich durch eine Art Sollbruchstelle in der Dichthaut vermeiden; ob eine solche sinnvoll ist, bleibt noch an Hand der Beobachtungen zu überprüfen.

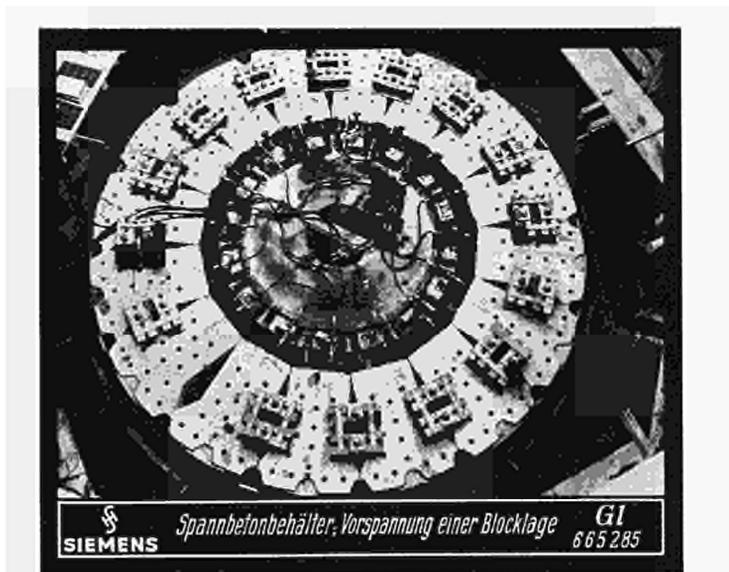


Abb. 3

VII. — Verwendung des Behälters

Wie schon am Anfang angedeutet, glauben wir, daß diese Behälterkonstruktion für alle wassergekühlten Reaktoren von Interesse sein wird. Da der nutzbare Druckraum in seiner Größe weniger stark begrenzt ist und, soweit wir bis heute übersehen können, wesentlich weniger kostet, wird der Einbau von Reaktorkern, Dampferzeugern und Pumpen in einem Behälter, das sogenannte integrierte System, praktisch diskutabel. Es gibt natürlich zahllose Möglichkeiten der Anordnung. In einem ersten Entwurf für ein Schwerwasserkernkraftwerk haben wir 32 Dampferzeuger rings um den Kern herum angeordnet, die sekundärseitig einzeln absperbar sind. Die Pumpen werden von der Seite oder wahrscheinlich besser von unten her durch den Endblock so eingeführt, daß sie mit ihrem Schaft die Behälterwand durchdringen. Innen befindet sich das Laufrad, in der Wand die Wellenabdichtung und außen der Motorantrieb. Die ganze Pumpe kann durch Herausziehen ausgebaut werden. Für die dazu notwendigen großen Öffnungen von etwa 60 bis 80 cm Durchmesser eignen sich die Endblöcke ganz besonders, da sie wegen des ausschließlichen Auftretens von Druckspannungen frei von Spannkabeln sind. Auch die Lademaschine kann durch eine große zentrale Öffnung des oberen Blocks eingefahren werden. Etwas mehr Schwierigkeiten macht die Durchdringung der Zylinderwand mit großen Rohrquerschnitten,

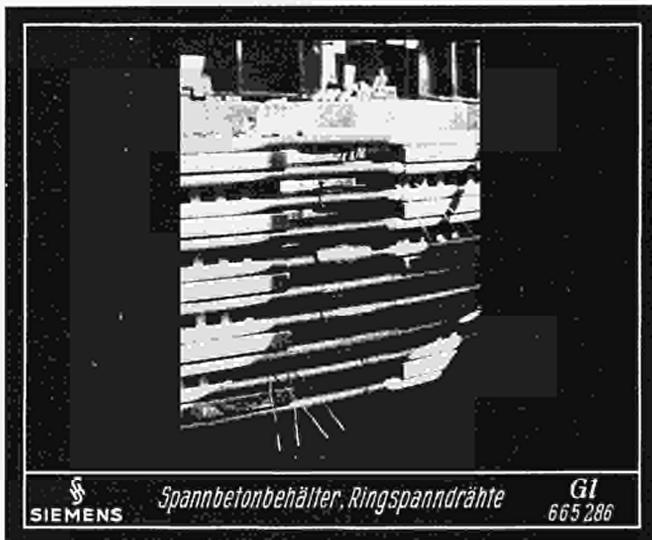
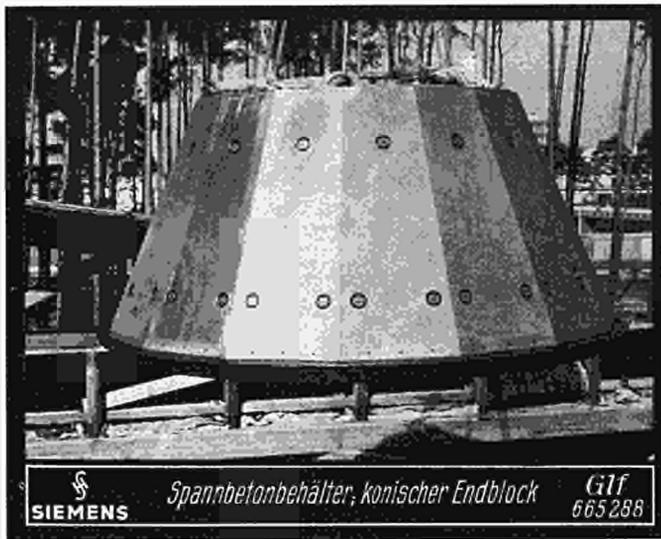


Abb. 4




SIEMENS

Spannbetonbehälter, konischer Endblock

GlF
 665288

ABB. 5

weil dort die Spanndrähte, soweit sie nicht umgelenkt werden können, verankert werden müssen. Rohrquerschnitte von weniger als 20 cm Durchmesser dürften dabei keine Schwierigkeiten machen. Um verschiedene Methoden für größere Durchmesser zu erproben, wird unabhängig vom Versuchsbehälter ein einzelner Ring mit einer Reihe von verschiedenen ausgeführten Durchbrüchen vorgespannt.

Außer der zu erwartenden Verbilligung des Behälters sind wahrscheinlich weitere Einsparungen am Reaktorgebäude und vor allem durch die Verkürzung der Bauzeit möglich. Während die Fertigung eines Stahlbehälters heute etwa zwei Jahre dauert und mit terminlichen Unsicherheiten behaftet ist, rechnen wir für die Fertigstellung des eigentlichen Spannbetonbehälters etwa ein Jahr und ein weiteres halbes Jahr für die Ausrüstung, so daß insgesamt eine Bauzeitverkürzung von einem halben Jahr resultiert. Schließlich können auch schwere Hebezeuge entfallen, wenn auch die Dampferzeuger als kleinere Einheiten eingebaut werden. Der schwere obere Endblock wird mit einer speziellen, aber nicht sehr aufwendigen hydraulischen Hubvorrichtung versehen, so daß außerdem nur noch ein 50 t-Kran, hauptsächlich für den Abtransport der Brennelementbehälter, gebraucht wird.

OPTIMISATION ET NORMALISATION DES ÉQUIPEMENTS PRINCIPAUX DES RÉACTEURS A EAU SOUS PRESSION

L.A. MARIQUE, P. KLEES et R.G. SAINT-PAUL
ACEC — Division Nucléaire — Charleroi, Belgique

RÉSUMÉ

Les équipements lourds du générateur nucléaire de vapeur des centrales participent, d'une manière importante, au coût de premier établissement de ces dernières. En outre, ils en déterminent le délai de réalisation par leur temps de fabrication. Une part élevée du prix de ces matériels est absorbée par les études de conception, par la mise au point de la fabrication et des outillages qu'elle requiert, enfin par les dispositifs d'essais et de réception.

Les « normaliser » est donc un objectif primordial qui concourt à la réduction des prix et délais ainsi qu'à l'amélioration de la qualité, grâce à l'acquisition par les travailleurs de la maîtrise des procédés de fabrication.

La normalisation n'est cependant justifiée que lorsque les équipements ont atteint une maturité suffisante, grâce aux études d'« optimisation », menées aussi loin que possible, compte tenu des améliorations prévisibles à moyen terme.

Le réacteur à eau sous pression, répondant d'une conception éprouvée, se prête particulièrement bien à cette recherche de réduction du coût du KWh.

La séparation totale entre les circuits du réacteur et de la turbine, caractéristique des centrales à eau sous pression, permet d'optimiser tous les équipements de celles-ci, sans introduire de limitation due au cœur dans le choix des paramètres du cycle de la vapeur engendrée par le générateur nucléaire.

Après avoir choisi les puissances thermiques de manière à couvrir raisonnablement une gamme de puissance unitaire allant de 85 à 1000 MWe, on optimise respectivement la pression de calcul du circuit primaire, les températures du cycle primaire, la pression de vapeur maximale disponible à la sortie du générateur nucléaire de vapeur.

Les études de normalisation amènent à considérer le générateur nucléaire de vapeur comme un assemblage de « blocs de construction normalisés » ou de « modules ».

C'est ainsi que l'ensemble cœur du réacteur — pièces internes — cuve, forme un bloc « standard » et qu'il en est de même pour l'ensemble pompe — générateur de vapeur — tuyauterie de liaison, constituant la boucle primaire.

On dimensionne les équipements de la boucle, de manière à obtenir une somme minimale de charge de capital et d'exploitation, en utilisant comme variable le débit du réfrigérant primaire.

La normalisation des équipements conduit pour ceux-ci au choix de 3 modules correspondant à des puissances par boucle primaire respectivement de 85 MWe, 170 MWe et 270 MWe.

La puissance nucléaire installée et la taille des nouvelles unités mises en service sont en expansion continue; il en résulte un accroissement important des investissements consentis.

Il est donc opportun de prendre toute mesure conduisant d'une part à la réduction des frais d'installation et d'autre part à la construction d'équipements de très bonne qualité et de haute fiabilité.

La normalisation d'équipements optimisés permettra par la répétition de fabrications identiques d'atteindre ce double objectif.

I. — Position du problème

Les équipements lourds du générateur nucléaire de vapeur des centrales participent, d'une manière importante, au coût de premier établissement de ces dernières. En outre, ils en déterminent le délai de réalisation par leur temps de fabrication. Une part élevée du prix de ces matériels est absorbée par les études de conception, par la mise au point de la fabrication et des outillages qu'elle requiert, enfin par les dispositifs d'essais et de réception.

Les « normaliser » est donc un objectif primordial qui concourt à la réduction des prix et délais ainsi qu'à l'amélioration de la qualité, grâce à l'acquisition par les travailleurs de la maîtrise des procédés de fabrication.

Par exemple, si des producteurs d'électricité envisageaient d'accroître d'environ 3000 MWe la puissance installée d'un parc de machines au moyen d'unités nucléaires normalisées, on peut estimer que l'économie qui serait réalisée, dans le seul investissement de la partie nucléaire des nouvelles centrales, serait de l'ordre de 3 milliards de FB soit 15 % des frais de première installation. Il y correspondrait une réduction du prix de revient de l'énergie produite d'environ 2 cmes/KWh.

La normalisation n'est cependant justifiée que lorsque les équipements ont atteint une maturité suffisante, grâce aux études d'« optimisation », menées aussi loin que possible, compte tenu des améliorations prévisibles à moyen terme.

Le réacteur à eau sous pression, répondant d'une conception éprouvée, se prête particulièrement bien à cette recherche de réduction du coût du KWh.

II. — Optimisation

Décomposons le générateur nucléaire de vapeur en ses éléments essentiels :

- la chaudière fournissant la chaleur et comprenant le cœur du réacteur, la cuve et ses pièces internes ;
- les boucles primaires, connectées en parallèle à la cuve et comprenant chacune un échangeur de chaleur, communément appelé « générateur de vapeur », une pompe de circulation et les tuyauteries de liaison. Elles transfèrent la chaleur produite dans la cuve au circuit de la turbine ;
- les circuits nucléaires, en dérivation sur les boucles primaires, assurant les fonctions auxiliaires nécessaires au bon fonctionnement du réacteur ;

— les engins de manutention des équipements lourds et les outillages d'exploitation du réacteur.

Ce schéma type est immuable et les paramètres de fonctionnement de chacun de ses éléments peuvent être choisis de sorte que le coût résultant de l'énergie produite soit minimal.

Remarquons ici que la séparation totale entre les circuits du réacteur et de la turbine, caractéristique des centrales à eau sous pression, permet d'optimiser tous les équipements de celles-ci, sans introduire de limitation due au cœur dans le choix des paramètres du cycle de la vapeur engendrée par le générateur nucléaire.

L'optimisation de l'ensemble est un problème qui est régi par les conditions limites admises pour le combustible, dans les différents cas de fonctionnement possible et qui n'est donc entièrement accessible qu'au responsable de l'étude du générateur nucléaire de vapeur.

Pour définir les conditions de fonctionnement du circuit primaire, il faut spécifier les paramètres suivants :

- puissance thermique à transférer ;
- température de l'eau à l'entrée de la cuve du réacteur ;
- température de l'eau à la sortie de la cuve du réacteur ;
- pression de calcul du circuit primaire ;
- pression de la vapeur produite ;
- débit primaire.

Dans le cadre de l'étude d'optimisation, les puissances thermiques ont été choisies de manière à couvrir raisonnablement une gamme de puissance unitaire allant de 85 à 1000 MWe et permettant de satisfaire les besoins d'équipements des pays d'Europe Occidentale et des pays en voie de développement.

La pression de vapeur maximale disponible dépend pour chaque unité considérée, des températures de l'eau à l'entrée et à la sortie de la cuve qui, à leur tour, sont fonction de la pression dans le circuit primaire.

Plus la pression primaire est grande, plus les températures de l'eau primaire et par suite de la vapeur sont élevées et en conséquence plus le rendement du cycle moteur est élevé. Toutefois, le gain marginal de rendement thermique diminue au fur et à mesure que l'on augmente la pression primaire et que celle-ci se rapproche de la pression critique.

Il en résulte que la pression nominale de fonctionnement du circuit primaire est choisie entre 140 et 160 kg/cm², et que la pression absolue de calcul est fixée à 175 kg/cm².

La pression maximale du circuit secondaire est ainsi établie et on choisit alors la pression nominale de vapeur sur la base d'une optimisation comparant la diminution de prix, obtenue en réduisant la pression de vapeur, avec la réduction marginale correspondante du rendement thermique. Dans ce calcul, il y a lieu de tenir compte

de l'effet sur le coût et le rendement de tous les équipements participant au cycle de la vapeur, et en particulier de la capacité du dispositif de séparation d'humidité en cours de détente.

La température de l'eau à la sortie de la cuve du réacteur est déterminée par le choix des règles de base, adoptées pour la transmission de chaleur, dans les calculs thermiques et hydrauliques du cœur.

La limitation de cette température est imposée par le respect de l'intégrité des matériaux constituant le cœur.

L'ébullition massive à la sortie du canal le plus chaud n'est pas admise à l'heure actuelle en régime permanent.

La seule variable non encore fixée dans ce processus est le débit du fluide réfrigérant. Conséquemment, ce débit peut être utilisé comme paramètre pour optimiser les équipements de la boucle primaire, de manière à obtenir une somme minimale des charges de capital et d'exploitation. La conception de la cuve du réacteur n'est pas affectée par cette optimisation puisque la pression de calcul est déjà fixée et que les dimensions hors-tout du cœur sont les seuls autres facteurs qui conditionnent le dessin de la cuve.

Par contre, la pompe primaire, le générateur de vapeur et la tuyauterie de liaison sont influencés par le choix du débit primaire.

Un réseau de courbes de prix en fonction des pertes de charge dans la boucle peut être établi avec le débit comme paramètre. Le minimum de chaque courbe représente un point optimal. Les différents optimums sont portés en fonction cette fois du débit et le minimum de la courbe ainsi obtenue permet de choisir le débit optimal.

L'optimisation du cœur vise un coût du cycle de combustible minimum. Ce coût est fortement influencé, à la fois par le choix des paramètres nucléaires et par le dessin des assemblages combustibles (enrichissement initial, diamètre des pastilles, pas du réseau...). Il importe de tenir compte qu'une modification fondamentale dans la conception mécanique des recharges successives peut s'avérer difficile, notamment dans le cas des réacteurs à régions cyclées. Il importe donc d'optimiser au maximum dès le départ l'utilisation du combustible.

En conclusion, et à titre d'exemple, l'étude d'optimisation montre que les conditions de fonctionnement d'un générateur nucléaire de vapeur, destiné à une centrale moderne, capable de 600 MWe, environ, devraient être choisies approximativement comme suit:

- pression primaire: 158 kg/cm² absolus;
- température moyenne de l'eau primaire: 305 °C;
- pression de la vapeur à la sortie des générateurs: 53 kg/cm² absolus;
- température de l'eau alimentaire: 215 °C.

Le rendement global brut qui y correspond est de l'ordre de 33,5 %.

La puissance des auxiliaires à prendre en compte dans le calcul du rendement net est de l'ordre de 5 % de la puissance nominale de l'installation.

L'enrichissement initial du cœur à l'équilibre devrait être de 2,95 % et un réseau carré de 15×15 crayons combustibles par assemblage devrait être choisi.

III. — Normalisation

Les études de normalisation amènent à considérer le générateur nucléaire de vapeur comme un assemblage de « blocs de construction normalisés » ou de « modules ».

C'est ainsi que l'ensemble cœur du réacteur — pièces internes — cuve, forme un bloc « standard » et qu'il en est de même pour l'ensemble pompe — générateur de vapeur — tuyauterie de liaison, constituant la boucle primaire.

La normalisation des équipements conduit pour ceux-ci, à la taille et aux caractéristiques reprises aux Tableaux I, II, III.

Elle correspond aux puissances utiles aux bornes de la centrale indiquées au Tableau IV. Un premier classement est établi en fonction du nombre de boucles primaires qui peut varier de 1 à 4, un deuxième classement étant effectué selon le module.

L'application de ces résultats à un plan d'équipement prévoyant un accroissement de puissance de base de l'ordre de 3000 MWe dans un réseau dont la puissance maximale installée est de 5000 MWe conduirait à la réalisation successive de 6 unités de 325 MWe suivie de l'édification de 2 unités de 600 MWe. Cet accroissement de puissance serait réalisé par la répétition de 20 boucles primaires de module II, identiques.

Les caractéristiques des cuves correspondant aux puissances normalisées selon les modules II et III sont indiquées au Tableau V.

La normalisation du cœur doit être suffisamment souple pour ne pas pénaliser l'économie du cycle de combustible au cours de la vie de l'installation. Elle doit porter sur des éléments qui soit impliquent des frais de recherche et de développement élevés, soit présentent une caractéristique d'optimisation relativement plate.

En particulier, les éléments du cœur qui requièrent des travaux importants de mise au point sont les grilles de maintien des crayons combustibles, la structure de l'assemblage proprement dit et ses pièces d'extrémités.

Ces éléments conditionnent en effet en bonne partie les comportements hydrothermique et mécanique du combustible, comportements qui ne peuvent être étudiés que par un programme de recherches et de développement long et coûteux.

La tendance sera donc de normaliser le réseau c'est-à-dire le pas et le diamètre des crayons combustibles. Ce seul critère de normalisation permet de fixer les grilles et pièces d'extrémités ainsi que la configuration de l'ossature de l'assemblage. Toute la souplesse reste dans la conception de l'ensemble du cœur par le choix de la longueur active du combustible et du nombre d'assemblages.

IV. — Conclusions

La puissance nucléaire installée et la taille des nouvelles unités mises en service sont en expansion continue; il en résulte un accroissement important des investissements consentis. Il est donc opportun de prendre toute mesure conduisant d'une part à la réduction des frais d'installation et d'autre part à la construction d'équipements de très bonne qualité et de haute fiabilité.

La normalisation d'équipements optimisés permettra par la répétition de fabrications identiques d'atteindre ce double objectif.

RÉFÉRENCES

- (1) P. KLEES. — *Les équipements principaux des centrales nucléaires à eau sous pression*, Revue ACEC n° 2-1966: pp. 5 à 14.
- (2) R. SAINT-PAUL. — *Problèmes et tendances dans l'étude des cœurs de réacteurs à hautes performances*, Revue ACEC n° 2-1966: pp. 1.I à 8.I.

TABLEAU I. — Variation des caractéristiques des tuyauteries primaires de la branche chaude en fonction du module de la boucle primaire

	Module I	Module II	Module III
Diamètre intérieur (mm)	524	698	787
Épaisseur (mm)	46	64	73
Poids (kg/m)	658	1.225	1.494

TABLEAU II. — Variation des caractéristiques des pompes primaires en fonction du module de la boucle primaire

	Module I	Module II	Module III
Débit (m ³ /h)	6.000	15.000	25.000
Hauteur manométrique totale (mm).	53	64	93
Vitesse synchrone (tr/min)	1.500	1.500	1.500
Rendement global (%)	64	82	81
Puissance absorbée à chaud (kW)	1.070	2.500	6.000
Poids total du groupe (t)	22	60	90

TABLEAU III. — Variation des caractéristiques des générateurs de vapeur en fonction du module de la boucle primaire

	Module I	Module II	Module III
Poids à sec (t)	112	209	295
Surface d'échange (m ²)	1.385	2.310	4.090
Nuance de l'acier (enveloppe et plaque tubulaire)	C-Mn	C-Mn	Mn-Mo

TABLEAU IV. — Tableau des puissances électriques nettes résultant de la normalisation des équipements et du nombre de boucles du circuit primaire

Nombre de boucles	Module I	Module II	Module III
1	85 MWe	170 MWe	270 MWe
2	160 MWe	325 MWe	525 MWe
3	235 MWe	470 MWe	770 MWe
4	300 MWe	600 MWe	1.000 MWe

TABLEAU V. — Variation des caractéristiques des cuves de réacteurs à eau sous pression en fonction des puissances normalisées. (Modules II et III)

	170 MWe	270 MWe	325 MWe	470 MWe	525 MWe	600 MWe	770 MWe	1.000 MWe
Hauteur active du cœur (mm)	2.438	2.438	3.048	3.048	3.048	3.658	3.658	4.267
Diamètre intér. (mm)	2.820	3.330	3.330	3.658	3.911	3.950	4.318	4.420
Nbre. de tubulures primaires	2	2	4	6	4	8	6	8
Poids total à sec (t)	135	210	225	300	345	365	500	575
Poids de la pièce la plus lourde (t)	100	150	165	220	250	265	360	425

UNTERSUCHUNGEN ZUR WÄRME- UND STRÖMUNGSTECHNISCHEN AUSLEGUNG DES KERNS GROSSER LEICHTWASSER-LEISTUNGSREAKTOREN

W. BRAUN, P. KAFKA und G. ULRYCH
Reaktor-Entwicklung der Siemens Aktiengesellschaft

ZUSAMMENFASSUNG

Es wird über ein Untersuchungsprogramm der Reaktor-Entwicklung der SIEMENS A.G. berichtet, dessen Zielsetzung die Ermittlung der örtlichen Verteilung von Enthalpie, Geschwindigkeit und Druck des Kühlmittels im Kern wassergekühlter Reaktoren war und das darin bestand, ein geeignetes Rechenmodell zu erstellen und die zur Berechnung der Ortsverteilungen notwendigen wärme- und strömungstechnischen Eingabedaten experimentell zu ermitteln.

Bei der wärme- und strömungstechnischen Auslegung des Kerns von Leistungsreaktoren werden zu überschlägigen Berechnungen oft die sog. „Heißkanalfaktoren“ herangezogen; hierunter versteht man das Verhältnis zwischen dem lokalen Maximalwert einer bestimmten Größe und ihrem, über das Volumen des gesamten Reaktorkerns gebildeten Mittelwert. Da die technische Begrenzung der Leistungsfähigkeit des Reaktorkerns bei vielen Reaktoren einerseits durch die ohne Überschreitung zulässiger Temperaturen erzeugbare Leistungsdichte oder abführbare Heizflächenbelastung gegeben ist und andererseits durch eine maximal zulässige Enthalpie oder Aufwärmspanne des Kühlmittels, sind es insbesondere die Heißkanalfaktoren der Leistungsdichte F_q (maximale/mittlere Leistungsdichte) und der Enthalpieerhöhung $F_{\Delta t}$ (maximale/mittlere Enthalpieerhöhung des Kühlmittels), durch welche die wärmetech-nische Auslegung des Reaktorkerns bestimmt wird. Diese Heißkanalfaktoren setzen sich aus zahlreichen Unterfaktoren zusammen, durch welche den Ursachen örtlicher Höchstwerte der betreffenden Größe Rechnung getragen wird. Da der gesamte Heißkanalfaktor aus der Multiplikation aller seiner Unterfaktoren gebildet wird, muß sichergestellt sein, daß beispielsweise in Bezug auf die Leistungsdichte nur solche Unterfaktoren von F_q berücksichtigt werden, die wirklich gleichzeitig an einer Stelle des Reaktorkerns auftreten können. Dies bedeutet u.a., daß man auch den zeitlichen Verlauf aller, die Leistungsdichteverteilung beeinflussenden Faktoren, beispielsweise während kurzfristiger Laständerungen oder mit der Abbrandzeit, hinsichtlich ihrer Auswirkungen auf die Effekte analysieren muß, durch welche die Auslegung des Reaktorkerns begrenzt ist. Dies ist im wesentlichen eine Aufgabe reaktorphysikalischer Berechnungen.

Wesentlich schwieriger ist eine solche Analyse zur Bestimmung des effektiven Heißkanalfaktors $F_{\Delta t}$ der Enthalpieerhöhung des Kühlmittels beim Durchgang durch einen sog. „offenen Reaktorkern“, d.h. einer solchen Anordnung von Brennstoff und Kühlmittel, bei der auch radiale Strömungskomponenten auftreten können. In Tabelle 1 sind typische Werte von F_q und $F_{\Delta t}$ mit ihren wesentlichsten Unterfaktoren aufgeführt, wie sie etwa für den Kern eines großen Druckwasserreaktors gültig sind.

TABELLE 1. — Heißkanalfaktoren (typische Werte)

Ursache der Unterfaktoren	F_q	$F_{\Delta t}$	
		lokal	Bereich
radiale } makroskop.	1,50	1,10	1,35
} Leistungsdichte-			
axiale } verteilung	1,45	1,0	1,0
Regelstabeinsatz	1,20	1,0	1,15
lokale Leistungsspitzen	1,15	1,15	1,0
Toleranzen	1,10	1,10	1,0
Kühlmittel-Verteilung und -Verdrängung	1,0	1,0	1,15
	$F_q =$		
Durchmischung	3,30	1,40	1,78
		0,30	1,0
		1,12	1,78
		$F_{\Delta t} =$	2,0

In der Tabelle wird gezeigt, wie die unterschiedliche Wirksamkeit radialer Strömungskomponenten lokal und in größeren radialen Bereichen berücksichtigt werden könnte: es wird dabei angenommen, daß eine kräftige gegenseitige Durchmischung der hoch turbulenten Strömungsfäden sich nur auf benachbarte kleine Bereiche erstreckt, die aus lokalen Ursachen verschiedene Wärmezufuhr erhalten haben.

Daß die Größe des Heißkanalfaktors der Leistungsdichte einen starken unmittelbaren Einfluß auf die Wirtschaftlichkeit eines Leistungsreaktors hat, ist hinreichend bekannt. In Bild 1 ist demgegenüber ein Beispiel für einen der vielfältigen Einflüsse des Heißkanalfaktors der Enthalpieerhöhung $F_{\Delta t}$ auf die wärmetechnische Auslegung eines Druckwasserreaktors dargestellt: bei gleichem primären Systemdruck von 150 at, demselben Kühlmitteldurchsatz und demselben k -F-Wert der Dampferzeuger erlaubt ein Abbau von $F_{\Delta t} = 2,5$ auf $F_{\Delta t} = 2,0$ eine Anhebung des Frischdampfdruckes von 47 auf 58 at. Ein anderes Beispiel für die Bedeutung von $F_{\Delta t}$ ist sein

starker Einfluß auf die DNB-Verhältnisse bezüglich der kritischen Heizflächenbelastung und der kritischen Enthalpieerhöhung. Aus der Tatsache, daß die örtlichen DNB-Verhältnisse im Kern jedoch nicht nur von Enthalpie und Enthalpieerhöhung, sondern u.a. auch wesentlich von Heizflächenbelastung, Druck, Dampfgehalt und Kühlmittelgeschwindigkeit abhängen, wird ersichtlich, wie wenig das Konzept der Heißkanalfaktoren geeignet ist, die lokalen wärme- und strömungstechnischen Verhältnisse zu beschreiben und mit der Auslegung des Reaktorkerns bis nahe an die Auslegungsgrenzen vorzustoßen.

Die Reaktor-Entwicklung des Hauses Siemens hat aus diesem Grunde in den vergangenen Jahren ein umfassendes eigenes Entwicklungsprogramm durchgeführt, das zum Ziel hatte, die Ortsabhängigkeit der wesentlichen thermohydraulischen Parameter des Kühlmittels im Kern wassergekühlter Reaktoren zu ermitteln.

Da sich die räumliche Verteilung dieser Parameter im Kern eines Leistungsreaktors im allgemeinen dem meßtechnischen Zugriff entzieht, mußte die Lösung des Problems in zwei Schritten angegangen werden, nämlich in der Erstellung eines geeigneten Rechenmodells und in der experimentellen Ermittlung der für die Berechnung erforderlichen Eingabedaten.

In Bild 2 ist das Rechenmodell „Thermohydraulik“ zur Ermittlung ortsabhängiger Kühlmittelzustände ein- und zweiphasig wassergekühlter Reaktoren schematisch dargestellt:

In der Mitte des Bildes ist unten ein Unterkanal i zwischen 4 Brennstäben dargestellt mit seinen direkten Nachbarn $n = 1$ bis 4. Dieser Unterkanal i kann sinngemäß auf alle Unterkanäle im Innern und am Rande eines Brennelements und auf alle Brennelemente im Innern und am Rande des Reaktorkerns bezogen werden. Die aktive Länge der Unterkanäle bzw. der Brennelemente wird in axiale Rechenabschnitte Δz geeigneter Länge zerlegt, wodurch die Ebenen z_m definiert werden, die schrittweise über die ganze aktive Höhe des Kerns aufgebaut werden können.

Auf der rechten Seite des Bildes ist der Rechengang skizziert, der sukzessive auf alle Unterkanäle i in allen Ebenen z_m angewandt wird: Als Eingangswerte der Enthalpie i_i^0 , des Kühlmitteldurchsatzes G_i^0 und des Drucks p^0 für den Schritt Δz von z_m nach z_{m+1} dienen die Ausgangswerte i_i , G_i und p der Ebene z_m . Dem Ausgangswert der Enthalpie i_i^0 wird eine Aufheizung Δi_i durch die reaktorphysikalisch bestimmte Heizflächenbelastung Q''_i zugeführt und es wird eine weitere Enthalpieänderung Δi_i berücksichtigt, indem der durch turbulente Vermischung des Unterkanals i mit seinen Nachbarn $n = 1$ bis 4 bewirkte Mischungsmassenstrom M eingeführt wird.

Für die so erfahrene Enthalpieänderung des Unterkanals i wird der Strömungswiderstand Δp_i auf die Strecke Δz ggf. zweiphasig berechnet und mit dem Mittelwert seiner Nachbarkanäle $\overline{\Delta p_n}$ verglichen. Der Vergleich führt zu einer Anpassung des Eingangswertes G_i^0 bis ein solcher radialer Querstrom entstanden ist, daß wieder

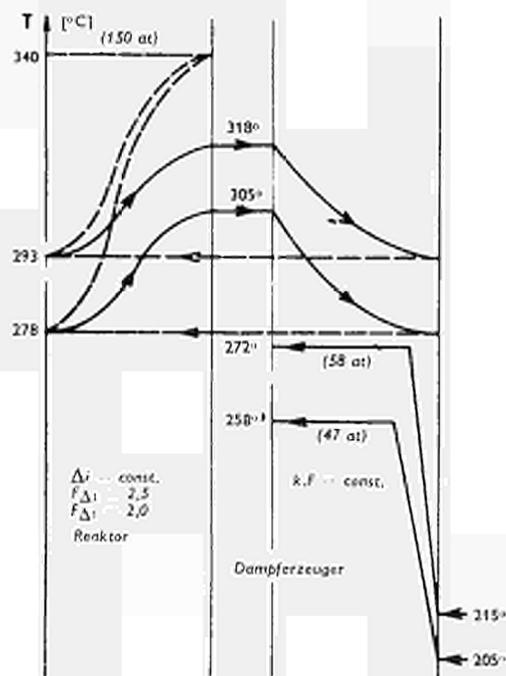


BILD 1. — Zusammenhang zwischen dem Heißkanalfaktor $F_{\Delta i}$ und den primären und sekundären Kreislauftemperaturen.

THERMOHYDRAULIK

Rechenmodell zur Ermittlung ortsabhängiger Kühlmittelzustände

Eingabe:

$$q''_i(z) \left[\frac{\text{MW}}{\text{m}^2} \right]$$

$$M \left[\frac{\text{kg}}{\text{s}} \cdot \frac{1}{\text{m}} \right]$$

$$i_j^0(z=0) = i_j^0(0) \left[\frac{\text{kcal}}{\text{kg}} \right]$$

$$G_j^0(z=0) \left[\frac{\text{kg}}{\text{s} \cdot \text{m}^2} \right]$$

Ausgabe:

$$i_j(z) \rightarrow T_j(z), x_j(z)$$

$$G_j(z) \rightarrow w_j(z)$$

$$p(z)$$

$$\left. \begin{array}{l} Q_{DNB_j}(z) \\ \Delta H_{DNB_j}(z) \end{array} \right\}$$

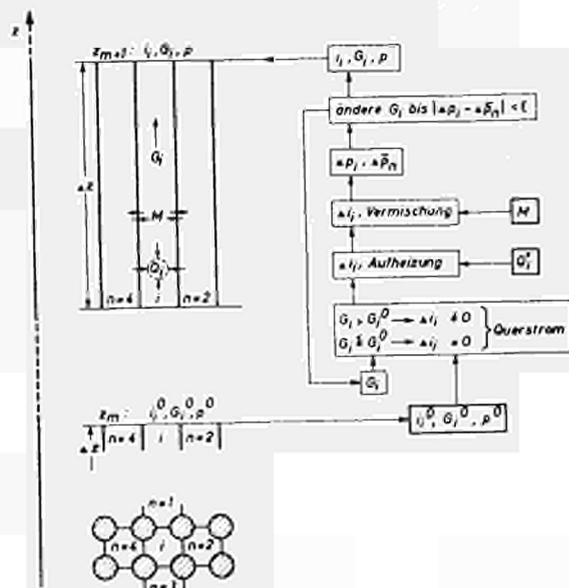


BILD 2. — Thermohydraulik; Rechenmodell zur Bestimmung ortsabhängiger Kühlmittelzustände.

vollständiger Druckausgleich in der Ebene z_{m+1} herbeigeführt ist. Der hierdurch bewirkte Ab- oder Zufluß im Kanal i stellt einen weiteren Enthalpieaustausch dar.

Ergebnisgrößen des Programms „Thermohydraulik“ sind die örtliche Verteilung der Enthalpie (und damit der Temperatur und des Dampfgehaltes), des Kühlmitteldurchsatzes (und damit der Kühlmittelgeschwindigkeit) und des Drucks. Hieraus abgeleitete Größen sind beispielsweise die örtliche Verteilung der DNB-Verhältnisse bezüglich der kritischen Heizflächenbelastung $Q_{DNB_i}(z)$ und der kritischen Enthalpieerhöhung $\Delta H_{DNB_i}(z)$.

Die für die Rechnung erforderlichen Eingangsgrößen sind die reaktorphysikalisch ermittelte Heizflächenbelastung $Q''(r, z)$ und die experimentell zu ermittelnden strömungstechnischen Parameter der Durchsatzverteilung G_i^0 im Einlauf des Reaktorkerns bzw. im Einlauf eines Brennelements und die Größe des radialen turbulenten Mischungsmassenstromes M . Im folgenden wird kurz auf das experimentelle Programm zur Ermittlung dieser Größen eingegangen.

Zur Messung der Durchsatzverteilung über den Querschnitt des Kühlmittleinlaufs in den Reaktorkern wurde ein mit kaltem Wasser betriebenes Strömungsmodell des Reaktorkessels mit seinen Einbauten und einer geeigneten Nachbildung des Reaktorkerns hergestellt, das die Verhältnisse des Reaktorkessels von Kernkraftwerk Obrigheim im Maßstab 1 : 7 wiedergibt. Bild 3 zeigt eine Außenansicht dieses Strömungsmodells mit den Anschlüssen der insgesamt etwa 150 Meßstellen für den statischen und den Gesamtdruck. Das Modell wird in seinen interessierenden Bereichen mit Reynoldszahlen $Re > 100.000$ betrieben, sodaß die Reibungsbeiwerte von der Reynoldszahl ausreichend unabhängig werden; die Wassergeschwindigkeiten entsprechen den im Original auftretenden. Außer der Geschwindigkeitsverteilung am Eintritt in den Kern fallen bei den Messungen mit dem Kesselströmungsmodell natürlich noch eine Reihe weiterer wertvoller strömungstechnischer Informationen an: Bild 4 zeigt den Aufbau und die Meßstellenanordnung im unteren Kerngerüst zur Messung der Verteilung des statischen Druckes vor und hinter der Stauplatte; ferner werden Druck- und Geschwindigkeitsverteilung im unteren Umlenkraum und im Zulauf entlang des thermischen Schildes gemessen.

Zur Messung der Geschwindigkeitsverteilung des Kühlmittels in den Unterkanälen in der Einlaufzone eines einzelnen Brennelements ist das Kesselströmungsmodell zu klein. Es wurden deshalb in einem Originalmodell die Verhältnisse vor und nach dem Einlauf eines Brennelements nachgebildet und an kaltem Wasser bei Originaldurchsatz die Geschwindigkeitsverteilung ausgemessen. Bild 5 zeigt eine Ansicht des hierfür verwendeten „Brennelements“, noch ohne Abstandshalter. Die Meßstellen für den statischen Druck befinden sich an den Stäben; 40 Meßsonden für den Gesamtdruck werden von oben in die Unterkanäle eingeschoben. Bild 6 zeigt eine typische Geschwindigkeitsverteilung am Brennelementeinlauf, die bei Überlagerung mit der im Kesselströmungsmodell über den Kernquerschnitt gemessenen Verteilung die ge-

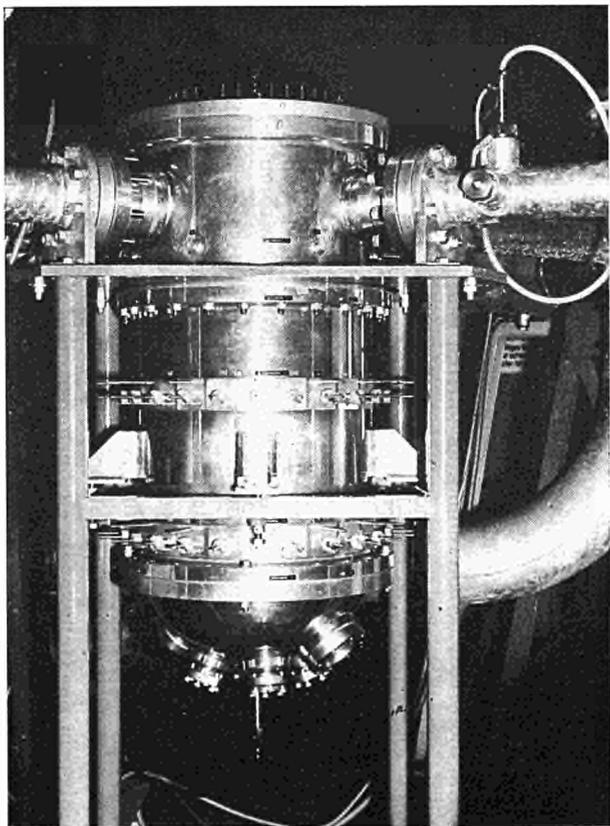


BILD 3. — Ansicht eines Reaktorkesselmodells im Maßstab 1:7 zur Bestimmung von Strömungsverteilungen und Druckverlusten.

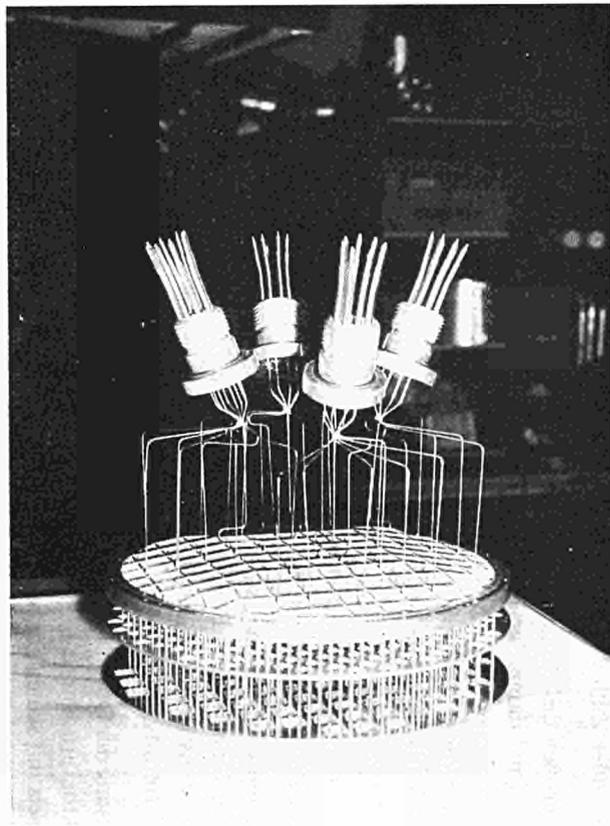


BILD 4. — Ansicht des unteren Kerneinlaufes mit Druckimpulsleitungen (Bauteil umgekehrt aufgestellt).

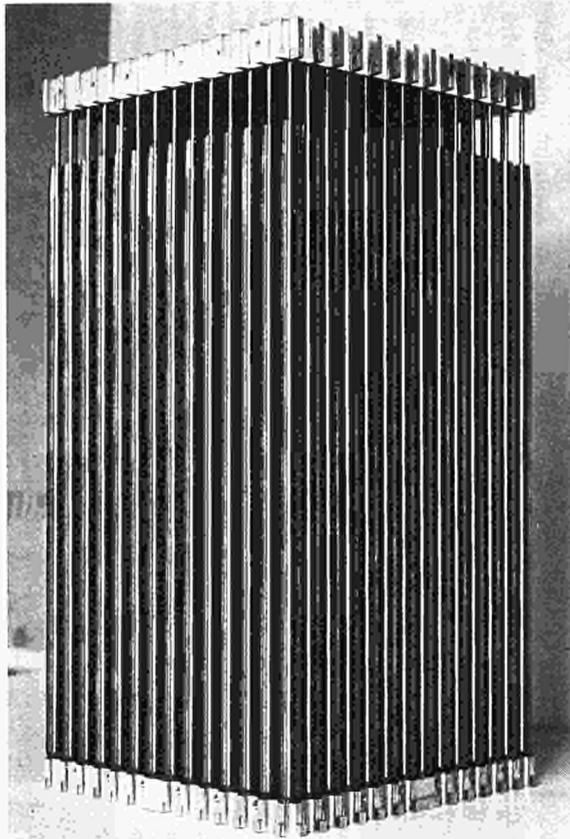


BILD 5. — Ansicht eines Brennelementmodells im Maßstab 1:1 zur Bestimmung der Strömungsverteilung am Einlauf ins Brennelement.

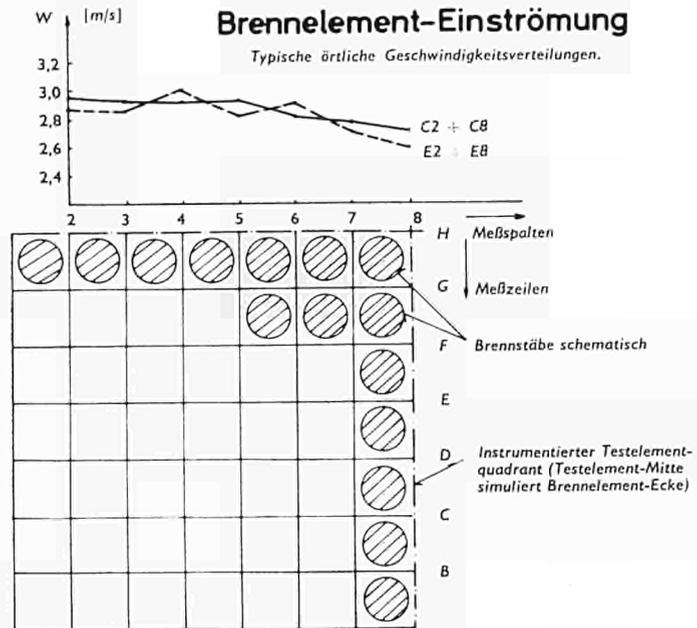


BILD 6. — Darstellung einer typischen Geschwindigkeitsverteilung am Brennelementeinlauf.

wünschte Eingabeinformation für das Rechenmodell G_i^0 aller Unterkanäle des Reaktorkerns liefert.

Der hauptsächlich experimentelle Aufwand war jedoch zur Ermittlung der Mischungsmassenströme M zwischen benachbarten Unterkanälen notwendig, da hier mit der Messung nicht nur der Bereich der im Reaktorkern auftretenden Kühlmittelzustände erfaßt werden mußte, sondern auch eine Vielzahl unterschiedlicher geometrischer Randbedingungen und Störungen des Strömungsverlaufs der Unterkanäle. Es lag daher nahe, dieses experimentelle Vorhaben in zwei Schritten auszuführen:

1. Die Untersuchung des Einflusses von Durchsatz und Temperatur auf den Mischungsmassenstrom. Dieses sog. „Hochdruckdurchmischungsexperiment“ beschränkte sich wegen seines notwendigerweise hohen Aufwandes auf einfache Geometrien (Normal-, Rand- und Eck-Unterkanäle).
2. Die Untersuchung einer großen Zahl geometrischer Varianten und Störungen in einem weniger aufwendigen kalten „Niederdruckversuch“.

Das Hochdruckdurchmischungsexperiment wurde in einem Versuchskreislauf bei 150 at und Original-Temperatur und -Durchsatz durchgeführt. In der Versuchsstrecke wurde dazu ein Brennelement mit einem Teil seiner Nachbarn und die Einlaufverhältnisse in voller Größe nachgebildet. In einige geometrisch repräsentative Unterkanäle im Zentrum, am Rand und in der Ecke des Brennelements wurde im Kühlmittel einlauf zusätzlich vorgewärmtes Wasser mit Kühlmittelgeschwindigkeit eingespeist. Bild 7 zeigt den mit 32 Thermoelementen bestückten Meßeinsatz, mit dem nach einer Mischungsstrecke von ca. 750 mm die Temperaturverteilung in den Unterkanälen vermessen wird. Bild 8 zeigt eine auf diese Weise erhaltene typische Temperaturverteilung über die Unterkanäle eines Brennelements, bei der die ursprüngliche Rechteck-Temperaturverteilung bei Einspeisung im Zentrum unter der Wirkung radialer Mischungsmassenströme schon sehr stark abgebaut wurde. Mit Hilfe eines auswertenden Rechenprogrammes kann hieraus die Größe des Mischungsmassenstroms für die untersuchte Anordnung bestimmt werden.

Um die Vielzahl strömungstechnischer Randbedingungen und Störungen in Bezug auf ihre Auswirkung auf den Mischungsmassenstrom zu untersuchen, wurde die in Bild 9 gezeigte Niederdruck-Versuchsstrecke aufgebaut. Sie besteht aus einem quadratischen Plexiglaskanal und enthält nur ein Stabbündel von 8×8 Stäben, das mit kaltem Wasser von Original-Kühlmittelgeschwindigkeit durchströmt wird. Anstelle der Heißwasser-Einspeisung und Messung der Temperaturverteilung wird nun in repräsentativen Unterkanälen des Stabbündels ein wasserlöslicher Farbstoff eingespeist, dessen Konzentrationsverteilung nach Durchlaufen der Vermischungsstrecke photometrisch vermessen wird. Insbesondere wurde die zusätzlich durchmischende Wirkung von Abstandshaltern unterschiedlicher Konstruktion und die Wirkung sog. Durchmischungsfahnen, ihrer Größe, ihres Anstellwinkels und ihrer Anordnung ermittelt. Bild 10 zeigt eine typische Ausführung eines solchen Abstandshalters mit zweiteiligen Durchmischungsfahnen einer bestimmten Anordnung. Bild 11 zeigt

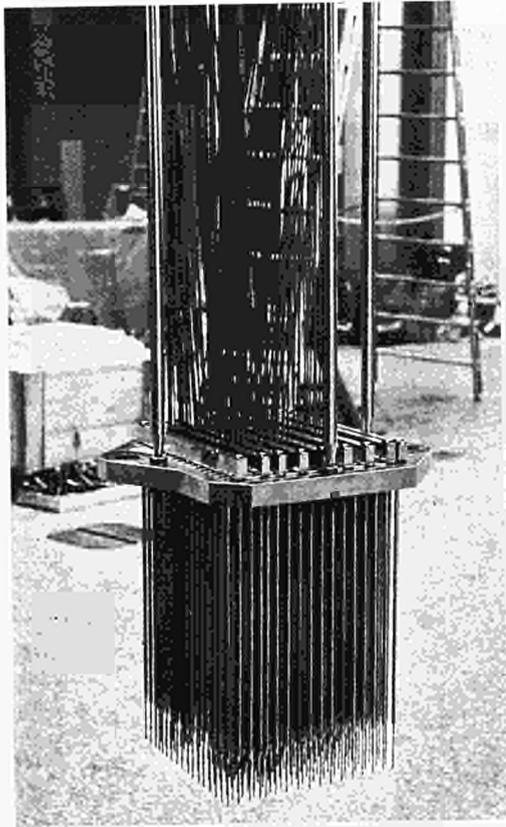


BILD 7. — Ansicht des Thermoelement-Meßeinsatzes zur Bestimmung der Temperaturverteilung am Austritt des Testelementes.

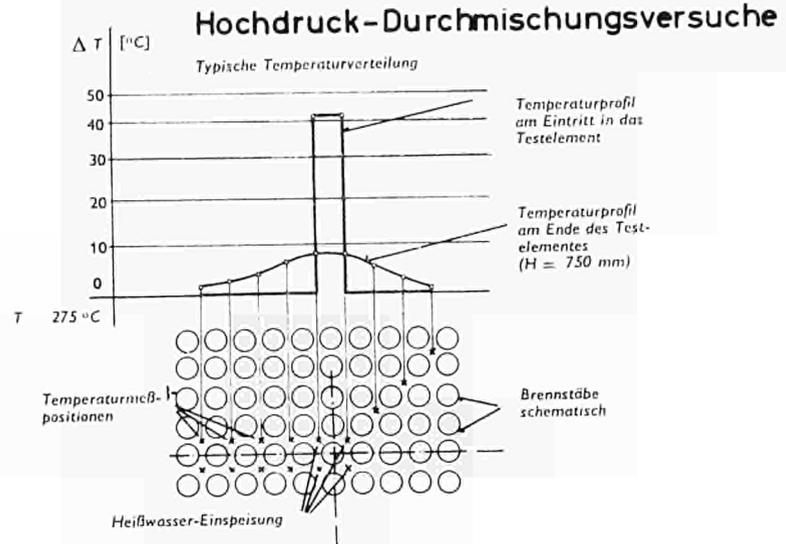


BILD 8. — Darstellung einer typischen Temperaturverteilung am Ein- und Austritt aus dem Testelement zur Ermittlung des Mischungsstromes M [kg/sm].

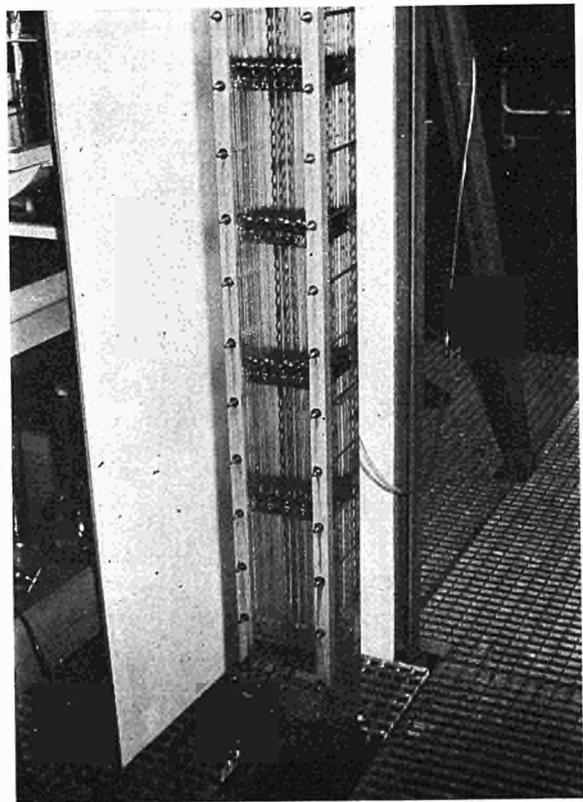


BILD 9. — Ansicht einer Niederdruck-Plexiglasmeßstrecke zur Ermittlung der Kühlmitteldurchmischung in einem Brennelement.

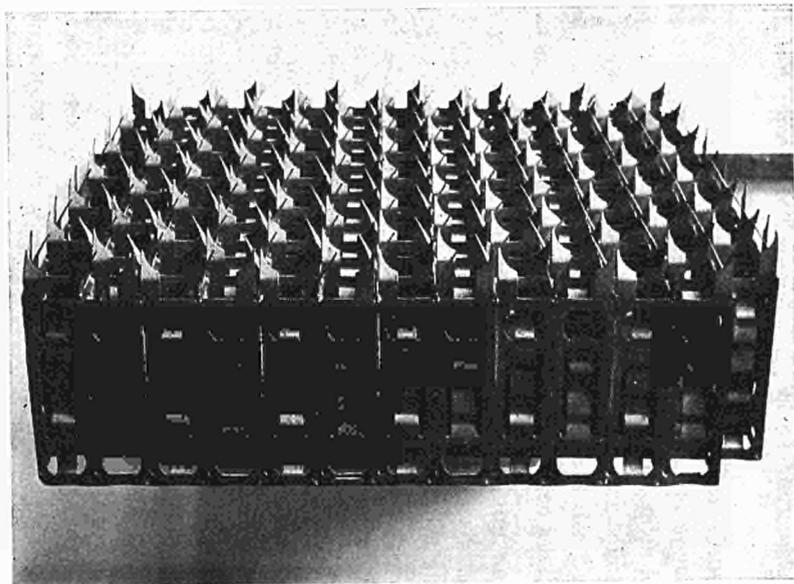


BILD 10. — Ansicht eines typischen Abstandshalters mit Durchmischungsfahnen.

Niederdruck - Durchmischungsversuche

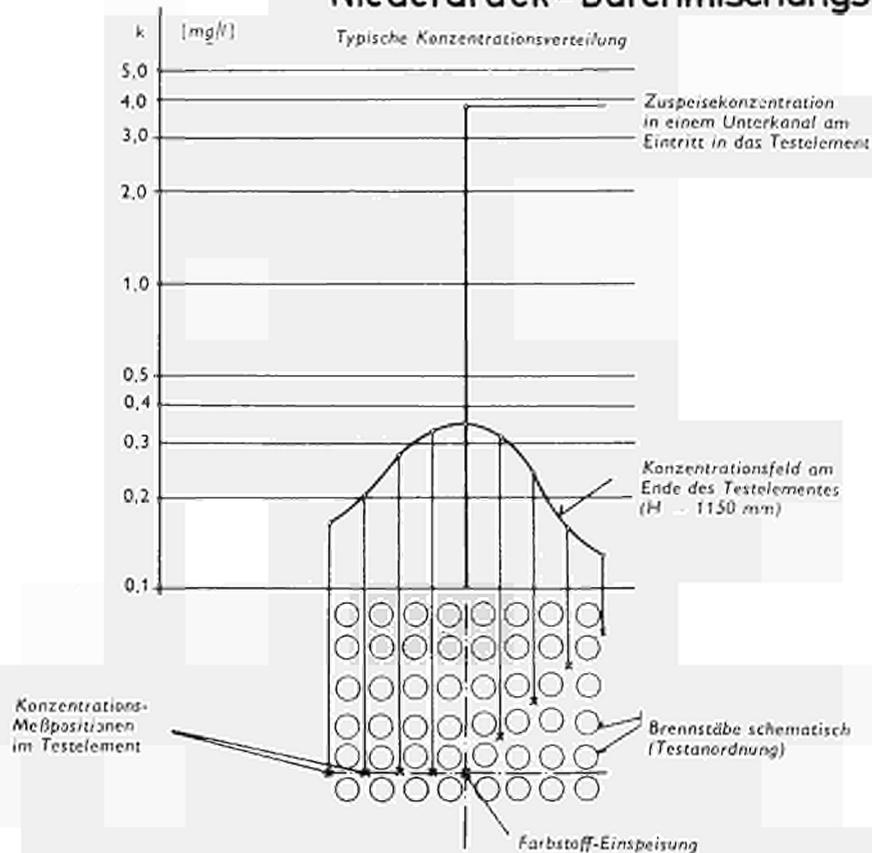


BILD 11. — Darstellung einer typischen Farbkonzentrationsverteilung am Ein- und Austritt aus dem Testelement der Niederdruckstrecke zur Ermittlung des Mischungsstromes M [kg/sm].

schließlich eine typische Verteilung der Farbkonzentration am Ende der Farbdurchmischungsstrecke, aus der auf theoretischem Wege auf den radialen Mischungs Massenstrom geschlossen werden kann.

Wenn auch die vorstehenden Untersuchungen noch nicht völlig abgeschlossen sind, so verschaffen uns die bisher bereits erzielten Ergebnisse dieses wärme- und strömungstechnischen Entwicklungsprogramms schon eine wesentlich eingehendere Kenntnis der Kühlungsverhältnisse des Reaktorkerns wassergekühlter Leistungsreaktoren als dies mit dem Konzept der Heißkanalfaktoren möglich war. Die hiermit durchzuführende räumlich-zeitliche Analyse der Kühlmittelzustände, Heißstellen und Heißkanäle des Reaktorkerns wird uns eine weitere Verbesserung der Auslegung von Kern und Brennelement erlauben.

CHARGEMENT DE PLUTONIUM DANS LE REACTEUR SAXTON

L. BINDLER et P. DERAMAIX
Association C.E.N.-Belgonucléaire
35, rue des Colonies — Bruxelles 1 — Belgique

RÉSUMÉ

Le programme de Westinghouse s'inscrit dans la perspective d'une politique de recyclage du plutonium dans les réacteurs thermiques en attendant l'avènement des réacteurs rapides.

Sa raison d'être est multiple et tend principalement à acquérir de l'expérience dans le domaine de la fabrication, du design et du fonctionnement d'un réacteur chargé partiellement au plutonium.

Dans ce but, 638 barreaux $\text{PuO}_2 - \text{UO}_2$ sont irradiés dans un réacteur P.W.R. expérimental. Ceux-ci génèrent en début de vie du cœur 70 % de la puissance et sont destinés à subir une irradiation moyenne d'environ 13.600 $\text{MWj/t}_{\text{U+Pu}}$.

La mission des auteurs se plaçant dans le cadre de la physique des réacteurs, c'est dans celui-ci que se situe le présent rapport ⁽¹⁾. Il met en évidence certaines caractéristiques physiques qui distinguent le plutonium de l'uranium et quelques problèmes posés par ces différenciations dans le domaine du « design » — aucun de ces problèmes ne pose toutefois d'obstacle majeur à l'utilisation du plutonium dans les réacteurs thermiques à eau —.

Ce rapport donne également un aperçu de l'évolution des méthodes de calcul couramment utilisées pour les réseaux UO_2 , l'objectif étant d'atteindre pour les réseaux plutonifères une précision semblable à celle obtenue pour les réseaux uranifères.

I. — Introduction

Les deux auteurs ont été détachés à Westinghouse W.A.P.D. de décembre 1964 à mars 1966 par l'Association C.E.N. — Belgonucléaire, en vue de contribuer aux études nécessaires à l'introduction de neuf assemblages plutonifères dans le réacteur de Saxton.

Le présent rapport n'a pas pour but de passer en revue les multiples aspects que comporte l'expérience de démonstration plutonium dans Saxton réalisée sous contrat A.E.C., dans le cadre du programme commun Euratom/Etats-Unis. Le détail de celle-ci peut être trouvé dans les divers Quarterly Progress Reports et dans les Topical Reports publiés à ce jour (voir références (1) à (10)).

⁽¹⁾ D'autres aspects du programme plutonium de Saxton sont abordés dans les références (1) à (10).

La mission des auteurs se plaçant dans le cadre de la Physique des Réacteurs, c'est dans celui-ci que se situeront les commentaires qui vont suivre.

Nous commencerons par rappeler le but du programme plutonium de Saxton, et par décrire brièvement le réacteur de Saxton qui en est l'outil.

Nous aborderons alors la comparaison du plutonium et de l'uranium comme combustible pour P.W.R. et nous verrons les problèmes posés dans le domaine du design par certaines différences existant entre les deux combustibles.

Nous examinerons ensuite l'évolution subie par les méthodes de calcul pour P.W.R. du fait de la présence du plutonium, et décrirons enfin les principaux résultats obtenus au cours des essais critiques au W.R.E.C. (Walls Mill).

II. — But

Le but du programme est d'acquérir de l'expérience dans le domaine de l'utilisation du plutonium comme combustible dans les réacteurs à eau pressurisée, cette expérience étant recherchée à la fois dans le domaine *du design, de la fabrication du combustible et du fonctionnement* d'une charge partielle $\text{PuO}_2 - \text{UO}_2$ dans le réacteur de Saxton. Aucune optimisation n'ayant été tentée, il ne s'agit pas d'une étude de recyclage proprement dite, mais d'une expérience de démonstration qui doit fournir les éléments nécessaires aux études futures.

III. — Phases du programme

Les diverses séquences du programme peuvent être groupées en 4 phases.

La première phase : la phase du « nuclear design » a eu comme objectif de fournir les spécifications d'un chargement partiel $\text{PuO}_2 - \text{UO}_2$ dans le réacteur de Saxton, spécifications d'enrichissement et de géométrie (emplacement des assemblages $\text{PuO}_2 - \text{UO}_2$ dans le cœur) de façon à réaliser un burn-up moyen dans le cœur de 9.500 à 10.000 MWj/t et un burn-up maximum de 20.000 MWj/t dans les assemblages $\text{PuO}_2 - \text{UO}_2$.

La deuxième phase : a consisté à réaliser un certain nombre de réseaux critiques au W.R.E.C. (Westinghouse Reactor Evaluation Center) avec une partie du combustible $\text{PuO}_2 - \text{UO}_2$ et UO_2 prévu pour le chargement du deuxième cœur Saxton.

La troisième phase : concerne le démarrage du réacteur Saxton avec sa charge partielle $\text{PuO}_2 - \text{UO}_2$. Elle comprend un certain nombre de mesures physiques à

puissance nulle et réduite afin de vérifier les prévisions analytiques

1. de réactivité,
2. de reprise de réactivité par les barres de contrôle,
3. de reprise de réactivité par le bore,
4. de distributions de flux et de puissance,
5. de coefficients de température,
6. de coefficients de pression,
7. de coefficients de puissance.

L'évolution de ces caractéristiques nucléaires sera suivie en procédant aux mêmes mesures lors de plusieurs arrêts programmés du réacteur.

La quatrième phase : comprend un examen après irradiation d'un certain nombre de barreaux combustibles et la comparaison avec les prédictions analytiques des teneurs isotopiques.

IV. — Le réacteur Saxton

Disons à présent quelques mots du réacteur de Saxton, l'outil utilisé pour le Programme Plutonium de Westinghouse.

Ce réacteur qui appartient à la S.N.E.C. (Saxton Nuclear Experimental Corporation) a été réalisé par Westinghouse et a divergé, pour la première fois, en 1962. Il s'agit d'un P.W.R. expérimental de faible puissance: 23,5 MWth, dont le but est de contribuer au développement des réacteurs à eau pressurisée.

A ce jour, il a joué ce rôle notamment dans la mise au point des extensions des barres de contrôle en matière combustible (entraînant une réduction des pointes de flux locales d'environ 5 %), dans l'essai de divers éléments combustibles et dans le domaine du contrôle par chemical shim, donnant ainsi le feu vert pour la construction des grands P.W.R. à chemical shim.

Le noyau du réacteur Saxton comprend grosso modo 21 assemblages de 72 barreaux ($9 \times 9 - 9 = 72$) et 6 barres de contrôle décentrées en argent — indium — cadmium (Fig. 1).

Le premier cœur du réacteur Saxton a fonctionné avec des pastilles d' UO_2 faiblement enrichies (5,7 %).

Le gainage était de l'acier inoxydable 304.

Le diamètre extérieur des barreaux est de 0,391 inch, l'épaisseur du gainage de 0,015 inch, et le pas de réseau carré de 0,58 inch, ce qui correspond à un rapport $V_{Mod.}/V_{Comb.} = 2,2$.

De façon très schématique, nous avons représenté à la figure 2 le deuxième cœur du réacteur, nous y voyons la disposition adoptée pour les neuf assemblages au plutonium dont deux sont des assemblages vibrés.

Nous y voyons également la composition des barreaux qui constituent ces neuf assemblages.

Des spécifications plus détaillées des barreaux combustibles sont données au Tableau I.

V. — Idées de base pour la réalisation de l'expérience Plutonium de Saxton

Les idées qui ont prévalu pour la réalisation de l'expérience plutonium Saxton sont les suivantes :

1. Les paramètres nucléaires affectant la marge de sécurité opérationnelle du réacteur de Saxton ne doivent pas être sensiblement modifiés par l'introduction du plutonium.
2. Le contrôle du réacteur de Saxton, soit par les barres, soit par l'acide borique, ou les deux ensemble, ne doit pas être mis en cause par l'utilisation du plutonium.
3. Le burn-up escompté est de 8.250 MWj (thermiques) minimum et de 10.000 MWj maximum (les prévisions sont de 9.300 MWj). Pour un fonctionnement de 8.250 MWj, le burn-up moyen dans le combustible enrichi en plutonium est de 13.600 MWj/t, tandis que le burn-up maximum dans un barreau plutonium est d'environ 20.000 MWj/t.
4. Les limites spécifiques de puissance du réacteur de Saxton ne doivent pas être dépassées par le fait de l'introduction du plutonium. Cependant, afin d'avoir un burn-up plus élevé dans la partie plutonium, le facteur de chenal chaud a été augmenté et la puissance linéique maximale portée à 16 kW/ft.
5. La fraction de puissance générée dans le combustible enrichi au plutonium doit être maximale.
6. La présence du plutonium ne doit pas compromettre des expériences prévues dans le réacteur de Saxton parallèlement au programme plutonium.

VI. — Comparaison de l'Uranium et du Plutonium comme combustibles pour P.W.R.

VI.-1. — CARACTÉRISTIQUES TECHNOLOGIQUES

Du point de vue mécanique, thermique et hydraulique, il ne semble pas devoir y avoir de grande différence entre un P.W.R. enrichi au plutonium ou en U^{235} .

VI.-2. — CARACTÉRISTIQUES NEUTRONIQUES

Il existe entre les deux combustibles un certain nombre de différences du point de vue des caractéristiques nucléaires des isotopes du plutonium et de l' U^{235} .

Les résonances du Pu^{239} et du Pu^{240} qui se situent respectivement à 0,3 eV et 1,05 eV affectent le spectre neutronique thermique; ceci n'est pas le cas pour l' U^{235} et l' U^{238} dans le domaine thermique, et, par conséquent, on comprend aisément que les méthodes analytiques valables pour des réseaux faiblement enrichis à l' U^{235} ne le sont pas nécessairement pour des réseaux enrichis au plutonium (il faut aussi noter que les inconnues sont plus grandes pour le plutonium que pour l'uranium en ce qui concerne les sections efficaces et le rapport capture/fission pour le Pu^{239}).

VI.-3. — COMPARAISON DES SECTIONS EFFICACES

La comparaison des sections efficaces thermiques fait apparaître que les sections efficaces d'absorption et de fission du Pu^{239} sont doubles de celles de l' U^{235} . Il en résulte que la longueur de diffusion thermique est plus courte pour le plutonium (pour d'égales concentrations). Dans le domaine du contrôle, il en résulte une antiréactivité réduite pour le bore ou pour les barres de contrôle.

Ce qui précède fait pressentir qu'un réseau optimisé pour l' UO_2 faiblement enrichi en U^{235} ne l'est guère pour du combustible enrichi au plutonium, le réseau optimisé d'un combustible enrichi au plutonium étant vraisemblablement à un rapport eau/combustible plus élevé.

VI.-4. — DISCONTINUITÉ DE LA PUISSANCE DANS LES NOYAUX MULTIZONES

Une autre conséquence qui découle de la différence des sections efficaces est la discontinuité de puissance qui apparaît à la frontière de deux régions dont l'une a pour combustible de l'uranium faiblement enrichi et l'autre du combustible enrichi au plutonium.

VI.-5. — POINTES DE FLUX ET DE PUISSANCE

Une autre conséquence importante de la différence des sections efficaces est que les pointes de puissance en bordure des interstices d'eau, notamment entre les assemblages combustibles, sont plus grandes avec du plutonium. De même, les rapports de P_{loc}/P_{moy} en bordure des interstices d'eau sont plus grands avec un chargement au plutonium car, L_{therm}^2 étant plus faible, les premiers barreaux en bordure des interstices sont plus concernés.

VI.-6. — COMPARAISON DES PARAMÈTRES NUCLÉAIRES ν ET η

Une comparaison également intéressante est celle des paramètres ν et η du Pu^{239} et de l' U^{235} .

Nous avons, pour le spectre thermique :

	ν	η
Pu^{239}	2,89	1,88
U^{235}	2,43	2,06

Cette comparaison est en faveur du Pu^{239} pour ν , mais le rapport capture/fission est plus élevé pour le Pu^{239} ce qui fait que le paramètre $\eta = \nu \frac{\sigma_f}{\sigma_a}$ (nombre de neutrons émis par neutron thermique absorbé) est plus favorable pour l' U^{235} que pour le Pu^{239} dans le domaine thermique. Toutefois, il ne faut pas oublier que les absorptions neutroniques ne sont pas toutes thermiques, ainsi dans un réacteur faiblement enrichi (P.W.R.), 40 % des absorptions ne sont pas thermiques.

Il y a donc lieu de comparer l' U^{235} et le Pu^{239} dans des spectres totaux.

Considérons ces deux isotopes :

1. dans le spectre Yankee, fin de vie,
2. dans le spectre de Saxton (66 % de plutonium).

Nous avons, pour le spectre total, :

	Pu^{239}	U^{235}
$\eta_{\text{Yankee fin vie}}$	1,87	1,95
η_{Saxton}	1,90	1,88

Quand le spectre n'est pas trop dur, $\eta_{235} > \eta_{239}$. Quand le spectre est plus dur, les deux valeurs sont à peu près égales, car η_{235} diminue de 3 à 4 % à cause de l'augmentation du rapport capture/fission pour de plus hautes énergies. Il faut tenir compte de ce facteur, également pour juger de l'intérêt d'augmenter le rapport eau/combustible (cfr. VI-3.).

VI.-7. — FRACTION DES NEUTRONS RETARDÉS

Une autre différence importante entre les deux combustibles est la fraction des neutrons retardés. Pour le Pu^{239} , nous avons 0,0021. Pour l' U^{235} , nous avons 0,0064.

La valeur effective dans un noyau mixte se situera entre les deux valeurs, notamment à cause de la valeur de $\beta_{\text{U}^{238}}$ (environ 0,015).

VI.-8. — EFFET DOPPLER

Pour ce qui est du mécanisme de shut down dû à l'effet Doppler, il est soit le même, soit plus grand dans un noyau contenant du plutonium (à cause du Pu^{240}).

VI.-9. — COEFFICIENT DE TEMPÉRATURE DU MODÉRATEUR

Le coefficient de température du modérateur est plus négatif pour un chargement au plutonium (voir Annexe I).

VII. — Méthodes de calcul

Nous allons aborder maintenant la description des outils utilisés pour les études neutroniques.

Ces outils consistent en un certain nombre de codes qu'on peut grouper de la façon suivante :

VII.-1. — CODES DE CELLULES

- a) Le code Léopard (11) qui repose sur le modèle Muft-Sofocate (54 groupes rapides + 172 groupes thermiques) pour cellule homogénéisée comprend un calcul du facteur de désavantage suivant la méthode d'Amouyal et Benoist pour chaque microgroupe thermique. Le code fournit des constantes réduites qui sont utilisées avec des codes à 1 et 2 dimensions. Le code Léopard possède une option burn-up.
- b) Le code Laser (12) fait un calcul unidimensionnel de la cellule, il est basé sur le modèle Muft-Thermos, il résout l'équation intégrale du transport dans le domaine thermique qui s'étend de 0 à 1,855 eV, de façon à inclure dans celui-ci la résonance du Pu^{240} de 1,05 eV. Le code Laser a également une option burn-up et il fournit aussi des constantes réduites pour les codes à 1 et 2 dimensions.

VII.-2. — CODES À 1 ET 2 DIMENSIONS

- a) Le code AIM-5 (13) résout l'équation de diffusion pour un nombre réduit de groupes de neutrons en géométrie unidimensionnelle. Il utilise les constantes réduites obtenues par les codes de cellule.
- b) Le code PDQ-3 (14) résout aussi l'équation de diffusion pour un nombre réduit de groupes, mais en géométrie X-Y, les constantes réduites proviennent également des codes de cellule.

VII.-3. — CODES DE BURN-UP

Pour rappel, les codes de cellule ont une option « burn-up ».

Les codes de burn-up à 1 et 2 dimensions couramment utilisés sont :

- a) Le code Candle (15) qui exécute un calcul de burn-up de 1 dimension pour un nombre réduit de groupes de neutrons.
- b) Le code Turbo* (16) est un code de burn-up à 2 dimensions (X, Y ou R, Z); le calcul se fait pour un nombre réduit de groupes de neutrons.

Fin 1964, les codes Léopard, AIM-5, PDQ-3, Candle et Turbo étaient les outils de base chez W.A.P.D. pour les études neutroniques de design. Ces codes ont été mis au point grâce à l'expérience Yankee et ils ont été confrontés à des résultats expérimentaux obtenus pour des réseaux à uranium faiblement enrichi en U^{235} .

L'utilisation heureuse du formalisme contenu dans le code Léopard pour des réseaux enrichis au plutonium n'était pas évidente. Pour cette raison, un certain nombre de calculs de criticalité ont été faits pour des réseaux PuO_2-UO_2 de Hanford où l'enrichissement en PuO_2 est de 1,5 %. Ces calculs ont montré que le code Léopard surestimait pour ces réseaux la réactivité de 2,6 % en moyenne.

Cet écart important a déterminé une étude de la criticalité assez détaillée qui se justifiait même dans un programme qui n'avait pas pour but d'améliorer ou de développer les méthodes de calcul, car la connaissance précise de la réactivité initiale détermine la marge de contrôle nécessaire et le burn-up du réacteur.

VIII. — Etude de la criticalité

VIII.-1. — RÉSUMÉ DES TRAVAUX

L'étude de la criticalité a porté sur 3 effets :

- a) influence du formalisme utilisé dans le domaine thermique,
- b) influence du modèle du noyau de diffusion pour l'eau légère dans le domaine thermique,
- c) influence des sections efficaces utilisées dans le domaine thermique pour le plutonium.

Les réseaux que nous avons calculés s'échelonnent sur une large gamme de rapports $V_{Mod.}/C_{Comb.}$ ou hydrogène/plutonium, ils diffèrent également fortement quant à l'enrichissement en plutonium (1,5 % et 6,6 %).

VIII.-2. — CONCLUSIONS OBTENUES

Les résultats obtenus pour les réseaux étudiés montrent que :

1. le formalisme thermique du code Thermos appliqué au domaine thermique s'étendant jusqu'à 1,855 eV,

2. l'utilisation du noyau de diffusion de Nelkin pour l'eau légère dans le domaine thermique,
3. l'utilisation des sections efficaces de Sher (1965), de Westcott (1964) et de Winfrith pour les isotopes fissiles: U^{235} , Pu^{239} et Pu^{241} ,

permettent d'obtenir des résultats théoriques proches des valeurs expérimentales.

VIII.-2.1. — *Le formalisme thermique*

Les deux modèles de calcul utilisés sont incorporés dans les codes Léopard et Laser.

Le code Léopard repose sur le modèle Muft – Sofocate: Muft au-delà de 0,625 eV, Sofocate en dessous de 0,625 eV.

Le code Sofocate résout l'équation de Wigner – Wilkins basée sur le modèle à particules indépendantes pour l'eau légère.

Les effets hétérogènes dans le domaine thermique sont introduits par des facteurs de désavantage dans chaque microgroupe thermique; ces facteurs de désavantage sont calculés suivant la méthode d'Amouyal et Benoist.

Le code Laser repose quant à lui sur le modèle Muft – Thermos, il résout dans le domaine thermique l'équation intégrale du transport.

VIII.-2.2. — *Le noyau de diffusion pour l'eau légère*

En ce qui concerne le noyau de diffusion pour l'eau légère, nous avons comparé les modèles du gaz hydrogène mono-atomique et de Nelkin.

Dans le code Léopard, le cut-off thermique est à 0,625 eV, ce qui situe la résonance du Pu^{240} dans le domaine épithermique.

Un facteur de self-shielding est calculé suivant une formulation de Zernick.

Dans le code Laser, le cut-off thermique est à 1,855 eV et, par conséquent, la résonance du Pu^{240} à 1,058 eV est comprise dans le domaine thermique.

Le Tableau II représente les deux combustibles étudiés dans les réseaux de Hanford et de Westinghouse.

Les deux combustibles, celui de Hanford et de Saxton, ont des enrichissements fort différents, mais la composition isotopique du plutonium est semblable.

A la Fig. 3, on a représenté les résultats obtenus avec les codes Léopard et Laser pour les réseaux de Hanford avec les sections efficaces thermiques de Léonard qui datent de 1961, les résultats expérimentaux correspondent à l'horizontale $k_{eff} = 1$.

Les calculs de réactivité avec le code Laser ont été faits avec deux modèles du noyau de diffusion thermique pour l'eau légère: les modèles de Nelkin et celui du gaz mono-atomique pour l'hydrogène.

On constate une nette amélioration quand on passe des résultats Léopard aux résultats Laser. La valeur moyenne de $\overline{k_{eff}}$ et la déviation standard σ , calculée par rapport à cette moyenne, en témoignent.

Le modèle à particules indépendantes pour l'eau conduit à des valeurs de k_{eff} en moyenne plus élevées de 0,25 %, l'écart des résultats Laser avec les deux modèles pour l'eau est étonnamment constant en fonction de $V_{Mod.}/V_{Comb.}$.

La différence entre les facteurs de multiplication s'explique par des taux de réaction différents pour le Pu²³⁹ et le Pu²⁴⁰ auxquels conduisent les deux modèles de calculs.

La Fig. 4 montre les contributions Δk_{eff} du Pu²³⁹ et du Pu²⁴⁰.

On voit que la majeure partie de la différence est due au Pu²³⁹ et qu'une partie s'explique par la différence de modèle du noyau de diffusion pour l'eau.

On voit aussi que le choix du modèle du noyau de diffusion pour l'eau affecte fort peu le taux d'absorption du Pu²⁴⁰. D'autre part, ce choix a un effet fort constant sur les taux de réaction du Pu²³⁹ et du Pu²⁴⁰.

Le traitement de la résonance à 1,058 eV du Pu²⁴⁰ est totalement différent suivant qu'il s'agit du code Léopard ou du code Laser. Dans un cas, la résonance se trouve dans le domaine épithermique et soumise au traitement *Muft*; dans l'autre cas, elle se trouve dans le domaine thermique et soumise au traitement *Thermos*. Malgré cette différence fondamentale dans le traitement du Pu²⁴⁰, la différence en réactivité se situe pour les réseaux de Hanford dans l'intervalle $\pm 0,3$ %.

Toutefois, si nous considérons les différences en % des taux de capture du Pu²⁴⁰ dans les deux traitements (Fig. 5), nous avons des différences allant de + 8 à - 14 %, ces différences ont toute leur importance dans des calculs d'évolution, car elles affectent les quantités de Pu²⁴¹ formé.

L'effet du modèle du noyau de diffusion pour l'eau légère modifie le taux de capture de Pu²⁴⁰ d'une valeur approximativement constante et égale à 2 %.

A la Fig. 6, nous avons représenté les résultats obtenus pour les réseaux critiques de Westinghouse.

La valeur de la déviation standard met en évidence l'amélioration apportée par le modèle Laser.

Il faut noter un plus grand effet du modèle du noyau de diffusion (0,8 %) à attribuer sans doute au plus grand enrichissement en plutonium des réseaux Westinghouse.

VIII.-2.3. — Les sections efficaces thermiques

L'étape suivante de cette étude a porté sur l'influence des sections efficaces thermiques utilisées.

A la Fig. 7, nous avons représenté les résultats obtenus avec le modèle Laser-Nelkin pour les réseaux Hanford avec différentes sections efficaces thermiques.

On constate une amélioration de la valeur moyenne de $\overline{k_{eff}}$ et de la déviation standard σ quand on utilise des sections efficaces récentes.

La même indication s'obtient en examinant les réseaux Westinghouse.

Le choix de Westinghouse pour les calculs de design s'est finalement porté sur les paramètres thermiques de Sher, il y a lieu de souligner toutefois que les résultats obtenus avec les sections efficaces de Westcott et de Winfrith sont très voisins de ceux obtenus avec les sections efficaces de Sher.

A la Fig. 8, nous avons représenté les k_{eff} obtenus pour les réseaux de Hanford et de Westinghouse (avec Laser-Nelkin-Sher). Nous obtenons un $\overline{k_{eff}} = 1,0047$ et $\sigma = 0,004$.

A la Fig. 9, nous montrons que, dans le cas des réseaux de Hanford, l'amélioration obtenue en passant de Léopard - Léonard à Laser - Nelkin - Sher est due grosso modo pour 50 % à la modification du traitement thermique, et pour 50 % au changement des sections efficaces thermiques.

IX. — Expériences critiques

IX.-1. — OBJECTIFS

Une série d'expériences critiques ont été effectuées au W.R.E.C. afin de vérifier les méthodes de calcul utilisées pour établir le « Nuclear Design » du cœur II du réacteur de Saxton. On a utilisé deux types de combustible pour ces expériences : des barreaux contenant de l'oxyde d'uranium UO_2 enrichi à 5,74 % en U^{235} et des barreaux contenant de l'oxyde mixte UO_2 - PuO_2 à 6,6 % en PuO_2 .

Les expériences effectuées sur des cœurs à une ou plusieurs zones ont fourni des informations directement utilisables pour l'évaluation des performances du cœur II. En particulier, les paramètres suivants ont fait l'objet d'un examen détaillé :

1. valeur de réactivité initiale,
2. pointes de puissance,
3. distribution relative de la densité de puissance à la frontière entre les barreaux UO_2 et les barreaux UO_2 - PuO_2 ,
4. paramètres cinétiques tels que le coefficient de température, le coefficient de vide, la fraction effective de neutrons retardés, et la durée de vie des neutrons prompts,
5. valeur des barres de contrôle et de bore en solution dans le modérateur.

Le Tableau II-1 de la référence (7) résume l'ensemble des mesures effectuées.

IX.-2. — ANALYSE DES EXPÉRIENCES

Un programme complet d'analyse a été effectué, dont les principales conclusions sont les suivantes (7):

IX.-2.1. — *Mesures de buckling*

Les mesures de buckling ont été réalisées sur cinq configurations avec $\text{PuO}_2\text{-UO}_2$ et trois configurations avec UO_2 . Les configurations ont été étudiées d'une manière approfondie à l'aide des codes Léopard et Laser (paragraphe 8).

IX.-2.2. — *L'effet des points chauds*

Les effets de perturbations, telles que le retrait des barreaux combustibles ou leur substitution par des barres neutrophages, ont été étudiés du point de vue de la réactivité et de la distribution de puissance dans des cœurs à une ou plusieurs zones. La Fig. 10 illustre la distribution de puissance dans le cas d'une zone d'eau au centre d'une configuration carrée constituée de barreaux $\text{UO}_2\text{-PuO}_2$ (7). D'une manière générale, on a constaté que le facteur de chenal chaud est d'environ 6 % plus élevé dans le cas du $\text{UO}_2\text{-PuO}_2$ que dans le cas de l' UO_2 , et que les écarts entre la théorie et l'expérience sont plus importants dans le cas des réseaux $\text{UO}_2\text{-PuO}_2$.

IX.-2.3. — *Distribution relative de puissance*

La distribution relative de la densité de puissance des barreaux UO_2 et $\text{UO}_2\text{-PuO}_2$, déduite directement de l'activité gamma des barreaux irradiés, doit être corrigée du fait que la décroissance de l'activité des produits de fission diffère selon qu'il s'agit du combustible UO_2 ou $\text{UO}_2\text{-PuO}_2$.

Pour obtenir la distribution relative de densité de puissance à partir de l'activité des produits de fission, deux méthodes ont été développées, l'une utilisant les mesures de variations de température des gaines des barreaux UO_2 et $\text{UO}_2\text{-PuO}_2$ isolés thermiquement, l'autre les mesures d'activité des feuilles irradiées aluminium - uranium et aluminium - uranium - plutonium.

La Fig. 11 illustre la comparaison entre les résultats expérimentaux et théoriques pour la distribution relative de puissance dans une configuration carrée de 19×19 barreaux contenant 11×11 barreaux $\text{UO}_2\text{-PuO}_2$ entourés par 4 rangées de barreaux UO_2 . La comparaison fait apparaître un écart entre les valeurs calculées et mesurées d'environ 5 % pour la méthode des mesures de températures, et d'environ 1 % pour celle des feuilles irradiées.

IX.-3. — CONCLUSION

En conclusion, l'analyse des expériences du W.R.E.C. relatives aux réseaux UO_2 - PuO_2 a montré un accord satisfaisant entre les valeurs mesurées et les prévisions théoriques faites au moyen des méthodes de calcul décrites ci-avant (par. VII), mais se basant sur le formalisme du code Léopard. Un meilleur accord pourrait sans doute être obtenu en s'appuyant sur le formalisme du code Laser. Il y aurait donc lieu d'envisager une étude comparative des analyses faites avec le modèle Léopard et le modèle Laser.

X. — Conclusions générales

Le programme plutonium de Saxton a permis de mettre en évidence les caractéristiques physiques qui distinguent le plutonium de l'uranium comme combustible pour P.W.R. Il a montré que les problèmes posés, par les différences existant entre ces deux combustibles, dans le domaine du design, ne présentaient pas d'obstacle majeur à l'utilisation du plutonium dans les réacteurs thermiques à eau.

Dans le domaine des méthodes de calcul, l'utilisation du formalisme Laser, avec le noyau de diffusion de Nelkin pour l'eau légère et des sections efficaces récentes pour les isotopes du plutonium, a mis en évidence la possibilité de calculer des réseaux UO_2 - PuO_2 avec une précision voisine de celle obtenue pour des réseaux UO_2 .

ANNEXE I

CONSIDERATIONS SUR LE COEFFICIENT DE TEMPERATURE DU MODERATEUR

La physique qui correspond au calcul du coefficient de température du modérateur est en général masquée par le calcul sur ordinateur où l'on voit apparaître un k_{eff} pour une température donnée. La seule façon d'y voir clair est de recourir à un formalisme simplifié qui permet le calcul manuel des diverses composantes constituant le coefficient de température du modérateur.

Le coefficient de température du modérateur est par définition:

$$\alpha_M = \frac{1}{k_{eff}} \frac{\delta k_{eff}}{\delta T} \quad (1)$$

k_{eff} = coefficient de multiplication du noyau avec barres de contrôle.

T = température.

Nous pouvons écrire: $k_{eff} = kR$ (2) où k est le facteur de multiplication pour le noyau sans barre.

Si nous introduisons (2) dans (1), nous obtenons:

$$\alpha_M = \frac{1}{k} \frac{\delta k}{\delta T} + \frac{1}{R} \frac{\delta R}{\delta T} \quad (3)$$

$$\alpha_M = \alpha_M' + \frac{1}{R} \frac{\delta R}{\delta T} \quad (4)$$

α_M' est le coefficient de température du modérateur du noyau sans barre

$\frac{1}{R} \frac{\delta R}{\delta T}$ est une composante négative.

Nous portons notre attention sur α_M' . Afin de séparer les effets des fuites, écrivons:

$$k = k_\infty L_f L_t \quad (5)$$

L_f = probabilité d'échapper aux fuites rapides.

L_t = probabilité d'échapper aux fuites thermiques.

D'où nous obtenons en substituant (5) dans l'expression de α_M'

$$\alpha_M' = \frac{1}{k_\infty} \frac{\delta k_\infty}{\delta T} + \frac{1}{L_f} \frac{\delta L_f}{\delta T} + \frac{1}{L_t} \frac{\delta L_t}{\delta T} \quad (6)$$

Dans une formulation à 3 groupes, nous pouvons écrire:

$$k_\infty = \alpha_1 + q_{epi} \alpha_2 + q_{th} \alpha_3 \quad (7)$$

α_i ($i = 1, 2, 3$) est le facteur de multiplication infini pour le groupe i .

q_{epi} = probabilité d'être ralenti dans le groupe épithermique.

q_{th} = probabilité d'être ralenti dans le groupe thermique.

Nous obtenons finalement l'expression suivante:

$$\alpha_M' = \frac{1}{k_\infty} \left(\frac{\delta \alpha_1}{\delta T} + \alpha_2 \frac{\delta q_{epi}}{\delta T} + q_{epi} \frac{\delta \alpha_2}{\delta T} + \alpha_3 \frac{\delta q_{th}}{\delta T} + q_{th} \frac{\delta \alpha_3}{\delta T} \right) - \left(\frac{B^2 \delta \tau}{\delta T} + \tau \frac{\delta B^2}{\delta T} \right) - \frac{1}{L^2 B^2 + 1} \left(\frac{B^2 \delta L^2}{\delta T} + \frac{L^2 \delta B^2}{\delta T} \right) \quad (8)$$

C'est l'examen des diverses composantes de l'expression (8) qui permet de mettre en évidence que, dans le noyau P.W.R. (sans bore), les composantes thermiques ne représentent guère plus de 10 % des diverses composantes du coefficient α_M' et que ce sont les phénomènes physiques ayant lieu dans le domaine épithermique qui déterminent essentiellement le coefficient de température du modérateur.

RÉFÉRENCES BIBLIOGRAPHIQUES

- (1) N. R. NELSON. — *Saxton Plutonium Program*. Quarterly Progress Report for the Period Ending September 30, 1964, EURATOM Report No. 2678.e, Part I, EURAEC-1256. WCAP-3385-1.
- (2) N. R. NELSON. — *Saxton Plutonium Program*. Quarterly Progress Report for the Period Ending December 31, 1964, EURATOM Report No. 2679.e, Part II, EURAEC-1304. WCAP-3385-2.
- (3) N. R. NELSON. — *Saxton Plutonium Program*. Quarterly Progress Report for the Period Ending March 31, 1965, EURATOM Report No. 2680.e. Part III, EURAEC - 1368. WCAP-3385-3.
- (4) N. R. NELSON. — *Saxton Plutonium Program*. Quarterly Progress Report for the Period Ending June 30, 1965, EURATOM Report No. 2681.e. Part IV, EURAEC-1420. WCAP-3385-4.
- (5) N. R. NELSON. — *Saxton Plutonium Program*. Quarterly Progress Report for the Period Ending September 30, 1965, EURATOM Report No. 2682.e. Part V, EURAEC-1415. WCAP-3385-5.
- (6) N. R. NELSON. — *Saxton Plutonium Program*. Quarterly Progress Report for the Period Ending December 31, 1965. WCAP-3385-6.
- (7) W. L. ORR *et al.* — *Saxton Plutonium Program*. Nuclear Design of the Saxton Partial Plutonium Core. WCAP-3385-51 — EURAEC-1490.
- (8) E. A. BASSLER *et al.* — *Saxton Plutonium Program*. Mechanical, Thermal and Hydraulic Design of Saxton Partial Plutonium Core. WCAP-3385-52 — EURAEC-1491.
- (9) A. BLANCHERIA *et al.* — *Saxton Plutonium Program*. Materials Design and Fabrication of the Saxton Partial Plutonium Core. WCAP-3385-53 — EURAEC-1492.
- (10) F. G. TAYLOR *et al.* — *Saxton Plutonium Program*. Critical Experiments for the Saxton Partial Plutonium Core. WCAP-3385-54 — EURAEC-1493.
- (11) R. F. BARRY. — *Leopard*. A Spectrum Dependant Non-Spatial Depletion Code for the IBM-7094. WCAP-3741.
- (12) C. G. PONCELET. — *Laser*. A Depletion Program for Lattice Calculations Based on Muft and Thermos. WCAP-6073.
- (13) H. P. FLATT *et al.* — *AIM-5*. A Multigroup, One-Dimensional Diffusion Equation Code. NAA-SR-4694.
- (14) S. M. HENDLEY. — *PDQ-3*. A Program for the Solution of the Neutron Diffusion Equations in X-Y Geometry for the IBM-7090 (Westinghouse WAPD Version of PDQ-3). RD-RPM-L-246.
- (15) S. M. HENDLEY and R. A. MANGAN. — *Lux*. A One-Dimensional Few-Group Depletion Code for the IBM-7094 (WAPD version of Candle). WAPD-TM-53.
- (16) S. M. HENDLEY and R. A. MANGAN. — *Turbo**. Two-Dimensional Few-Group Depletion Code for the IBM-7090. WCAP-6059.

TABLEAU I. — Spécifications des barreaux combustibles

	Barreaux UO ₂ (pastilles)	Barreaux PuO ₂ -UO ₂ (pastilles)	Barreaux PuO ₂ -UO ₂ (vibrés)	Barreaux PuO ₂ -UO ₂ (pastilles)	Barreaux PuO ₂ -UO ₂ (vibrés)
Enrichissement	5,74 W/O U 235	6,6 W/O PuO ₂ dans l'UO ₂	6,6 W/O PuO ₂ dans l'UO ₂	6,6 W/O PuO ₂ dans l'UO ₂	6,6 W/O PuO ₂ dans l'UO ₂
Diamètre pastille	0,357 inch.	0,3374 inch.	—	0,3558 inch.	—
Gainage diamètre extérieur	0,391 inch.	0,391 inch.	0,391 inch.	0,391 inch.	0,391 inch.
Gainage diamètre intérieur	0,361 inch.	0,3445 inch.	0,3445	0,3610 inch.	0,3610 inch.
Matériau gainage	304 SS	Zircalay 4	Zircalay 4	304 SS	304 SS
% Densité théorique	93,0	94,0	87,0	94,0	87,0
Longueur active du combustible	36,6 inch.	36,6 inch.	36,6 inch.	36,6 inch.	36,6 inch.
		Densité théorique de UO ₂	10,96 gr/cm ³		
		Densité théorique de PuO ₂	11,46 gr/cm ³		

TABLEAU II. — Combustibles étudiés

	Hanford (PuO ₂ -UO ₂)	WAPD (PuO ₂ -UO ₂)
Enrichissement en Pu	1,5 W/O	6,6 W/O
Teneur en Pu	91,5 %	90,4 %
Teneur en Pu-240	7,8 %	8,6 %
Enrichissement en U-235	0,2 W/O	0,7 W/O
Diamètre des barreaux	0,372 in	0,337 in
V_{Mod}/V_{comb}	1,1-5,6	1,7-10,8

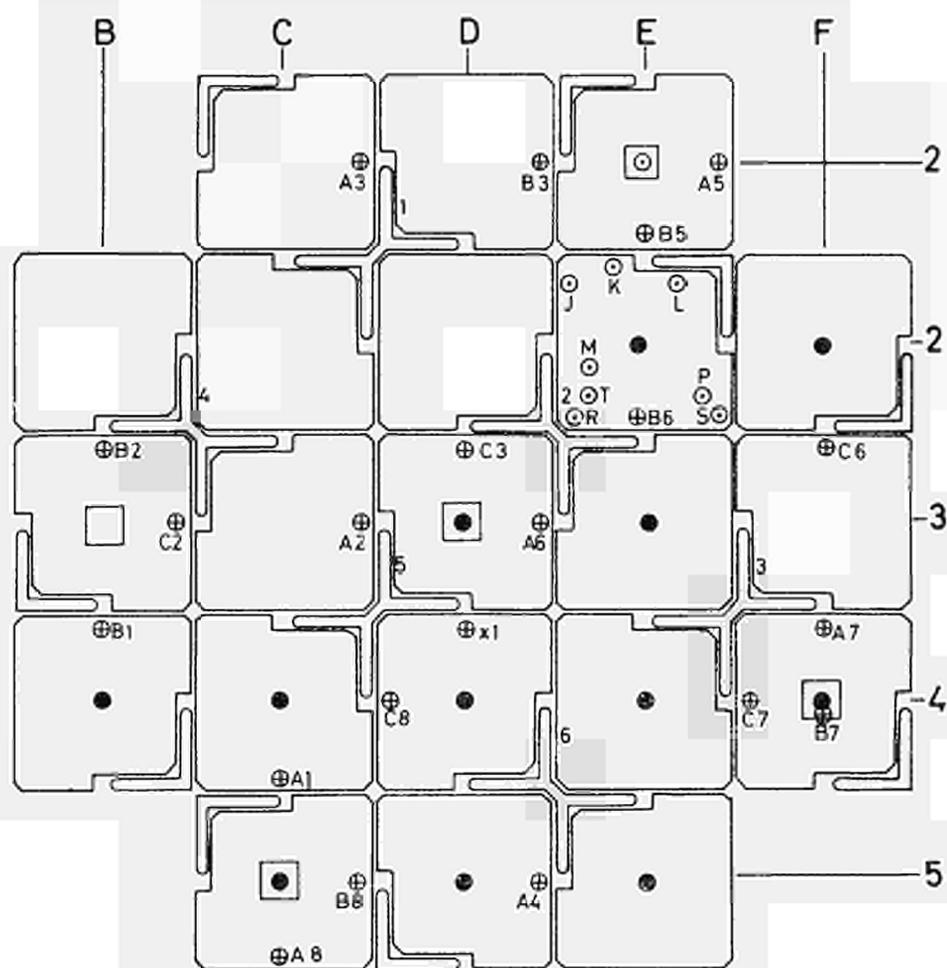


FIG. 1. — Instrumentation en pile du réacteur Saxton

- Tube de pitot et thermocouple
- ⊙ Thermocouple
- ⊕ Canal pour fil activable

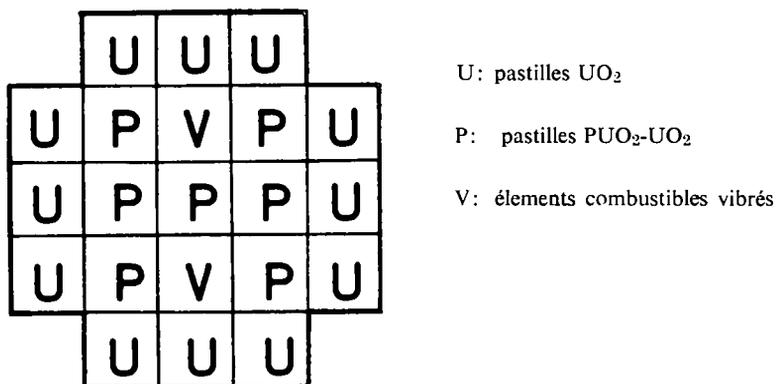


FIG. 2. — Composition des 9 assemblages centraux

Gainage	Forme	Densité % D.T.	Nombre de barreaux
Zr-4	Pastilles	94 ± 2	470
Zr-4	Vibrés	87 ± 1	138
304-SS	Pastilles	94 ± 2	20
304-SS	Vibrés	87 ± 1	10

FIG. 2.

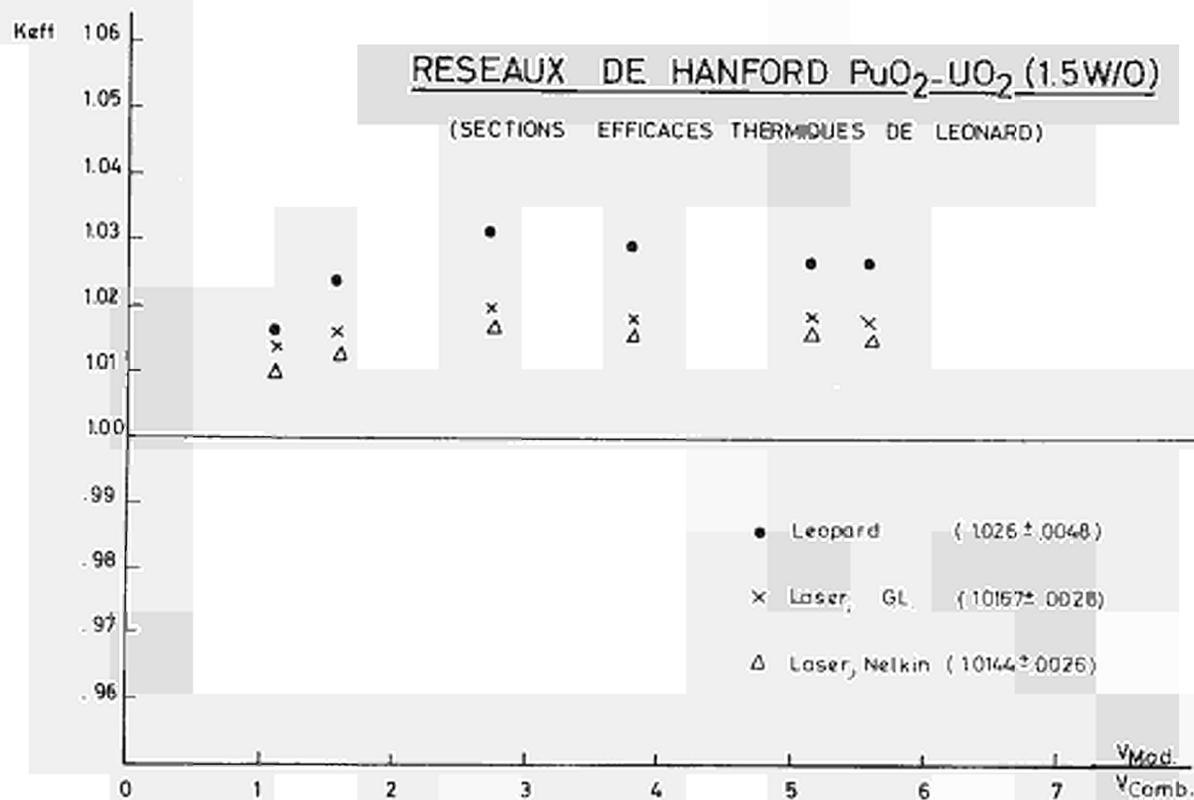


FIG. 3. — Comparaison de modèles de calcul

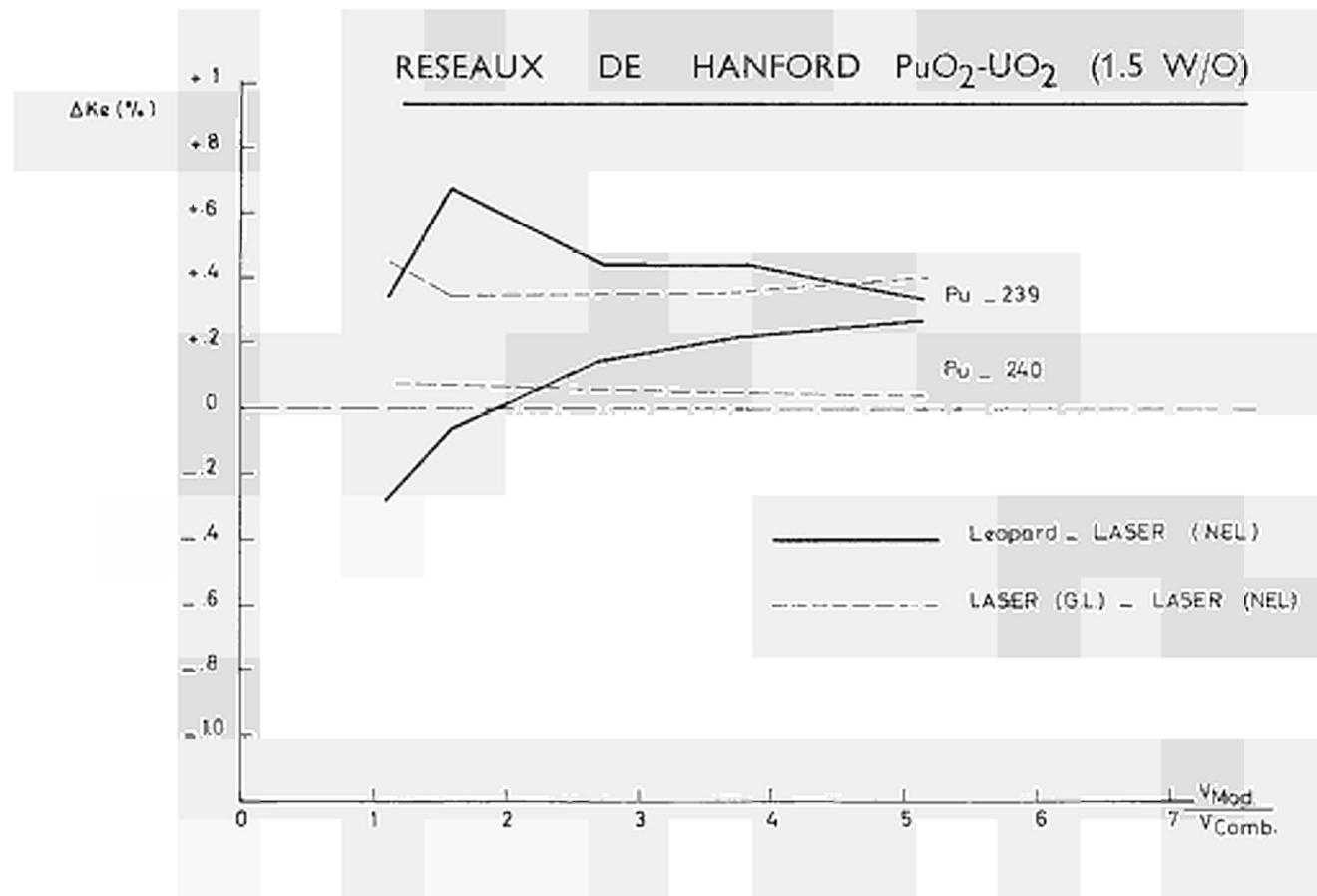


FIG. 4. — Comparaison de modèles de calcul

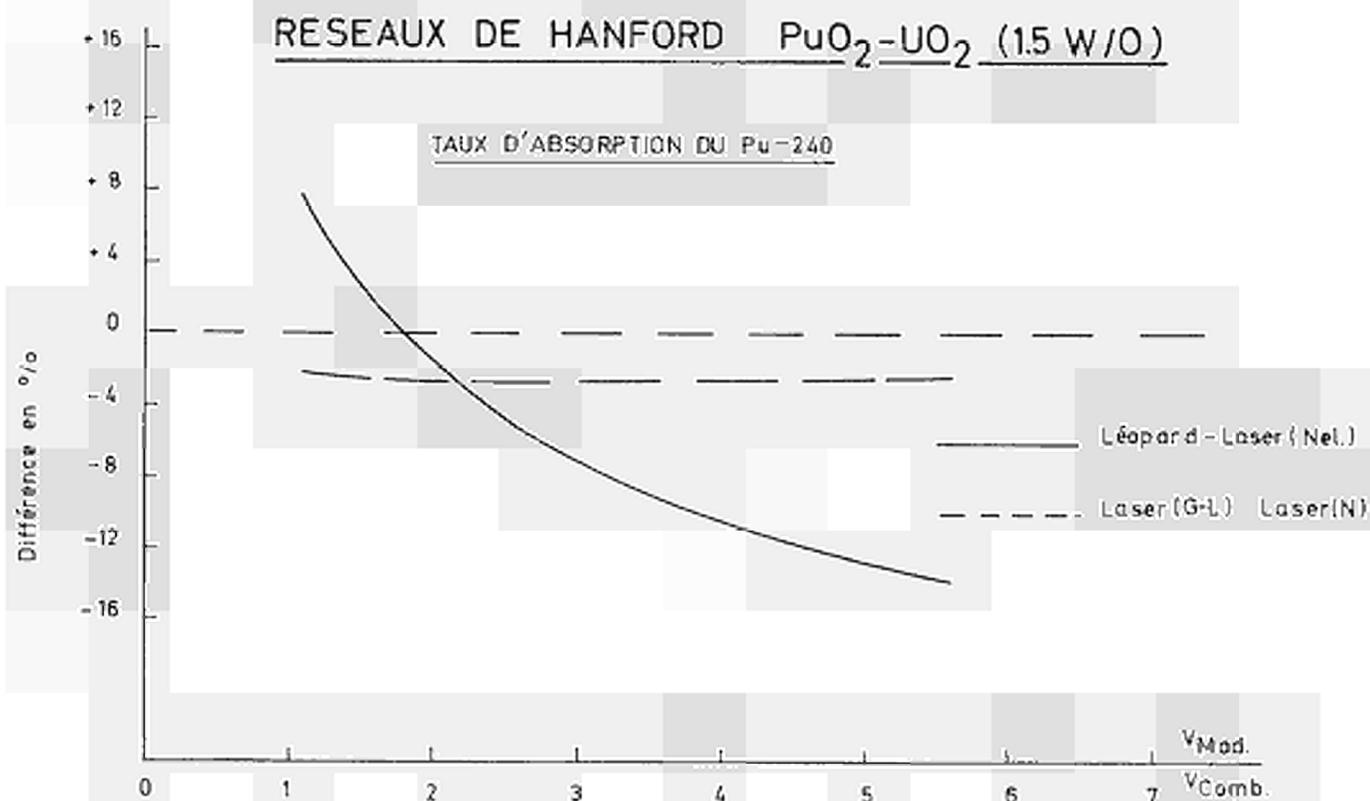


FIG. 5. — Comparaison de modèles de calcul

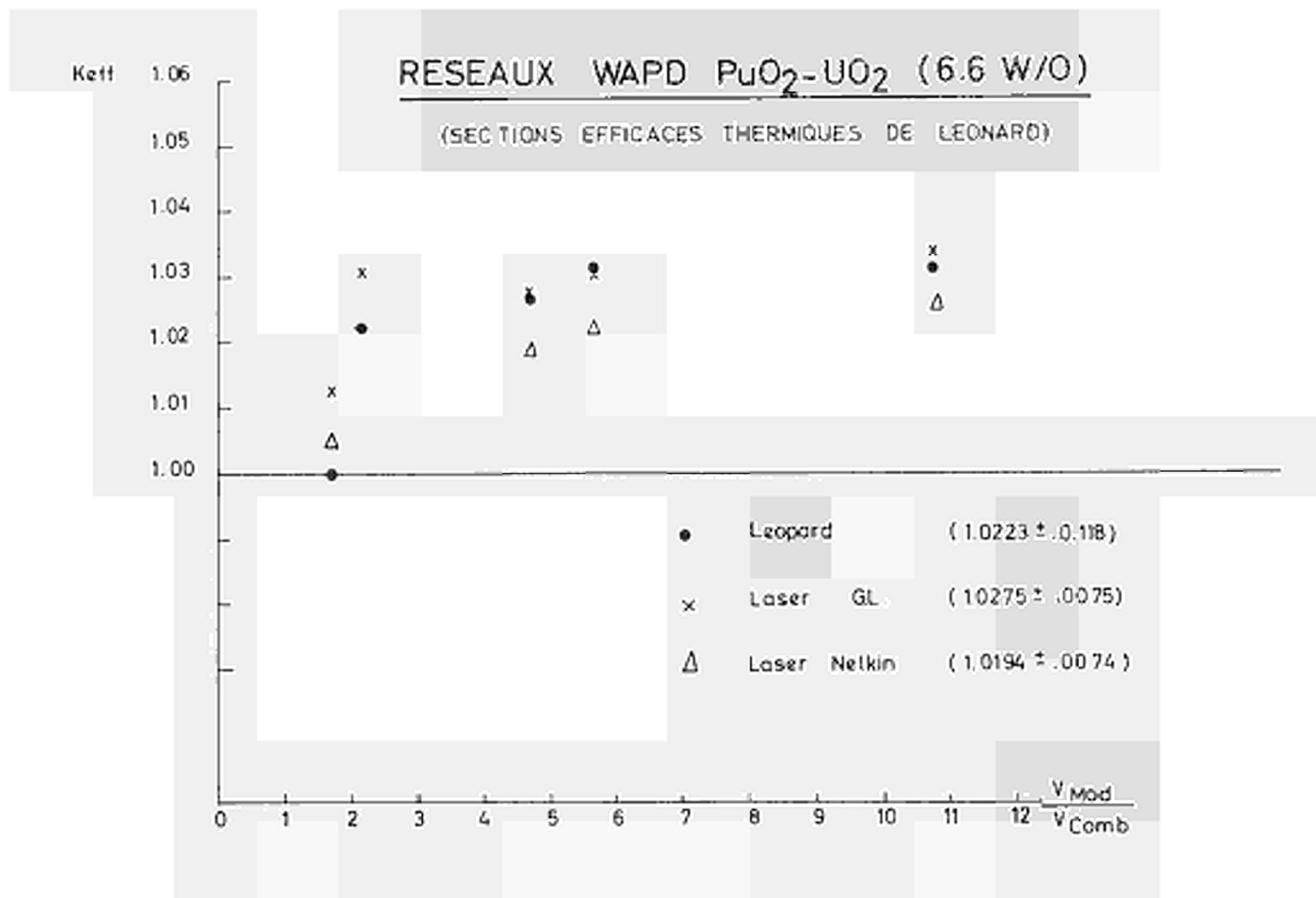


FIG. 6. — Comparaison des modèles de calcul

RESEAUX DE HANFORD $\text{PuO}_2\text{-UO}_2(1.5 \text{ W/O})$

RESULTATS LASER (NELKIN)

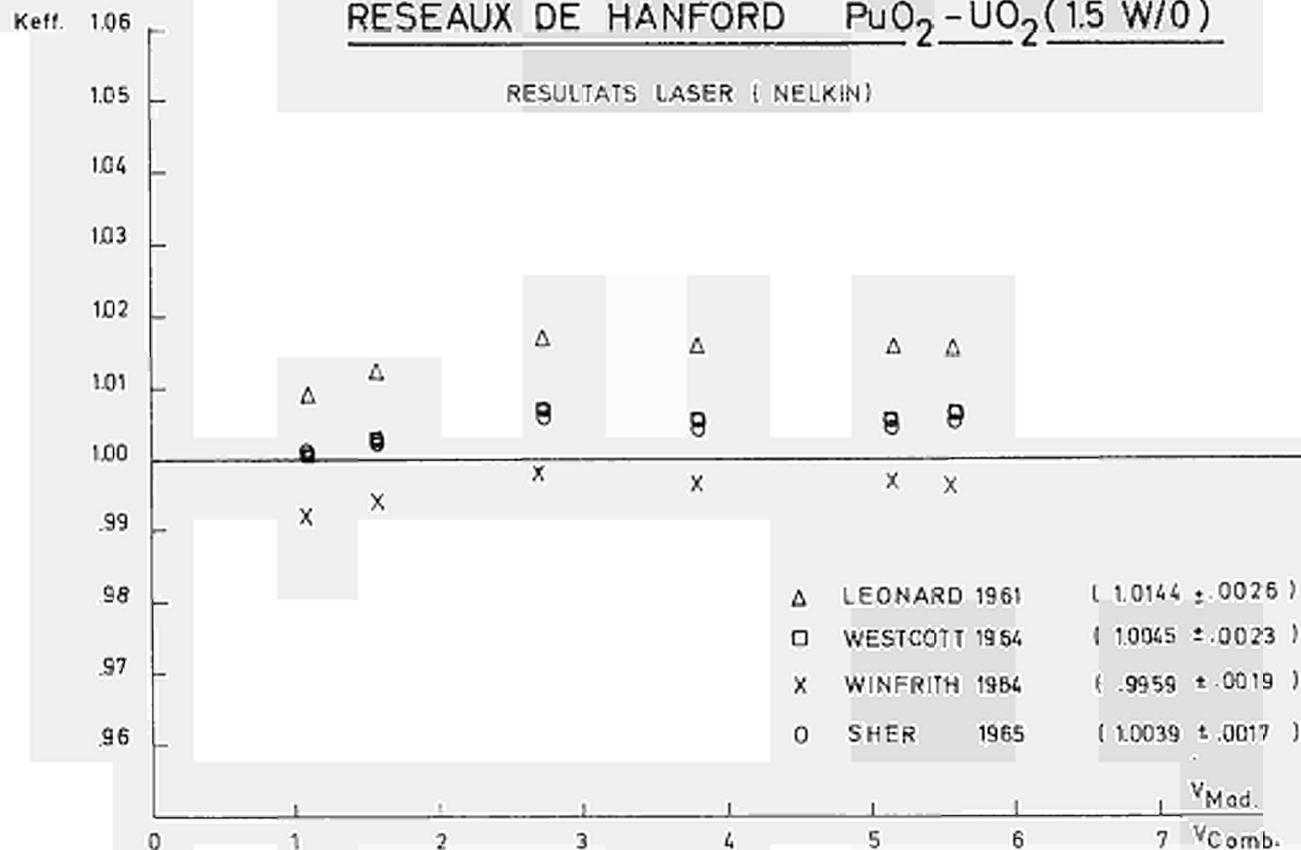


FIG. 7.

RESULTATS LASER

(SECTIONS EFFICACES THERMIQUES DE SHER 1965)

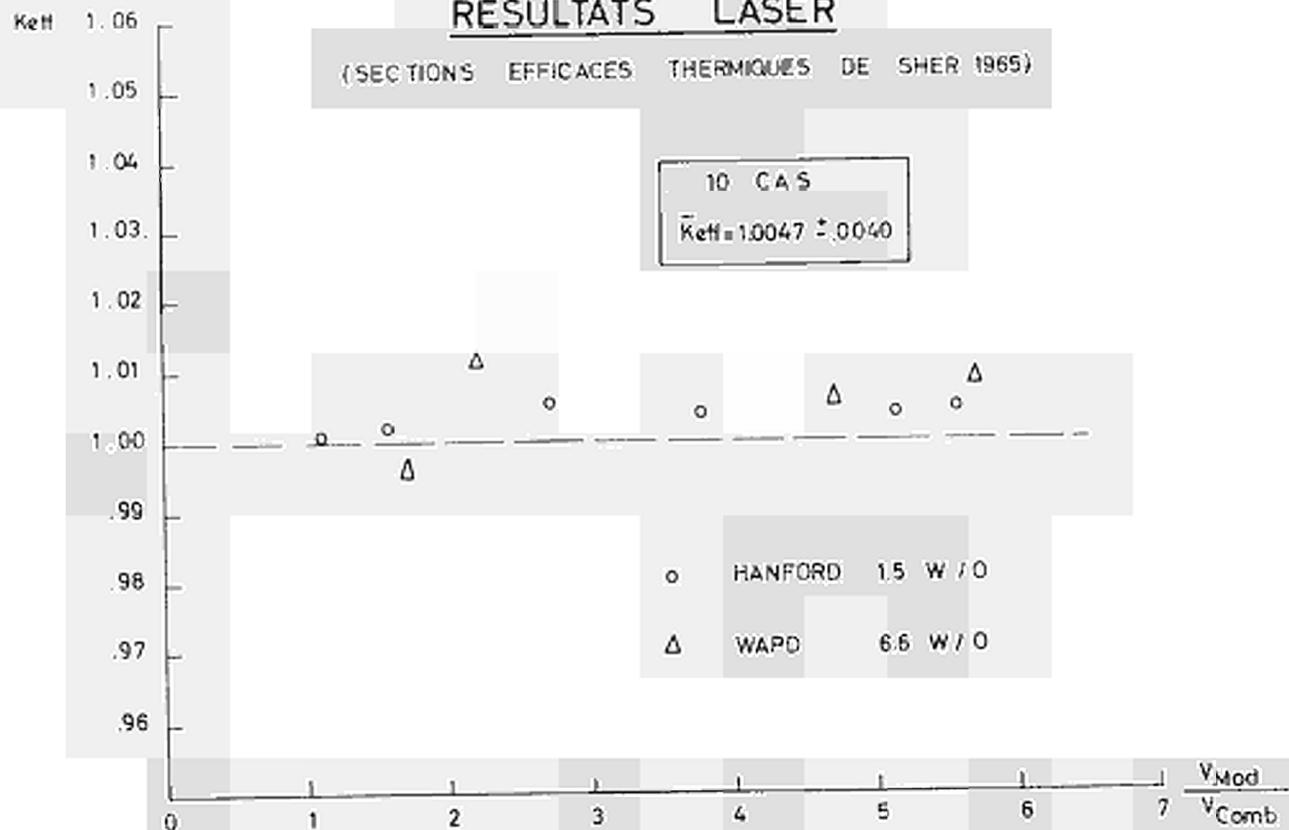


FIG. 8.

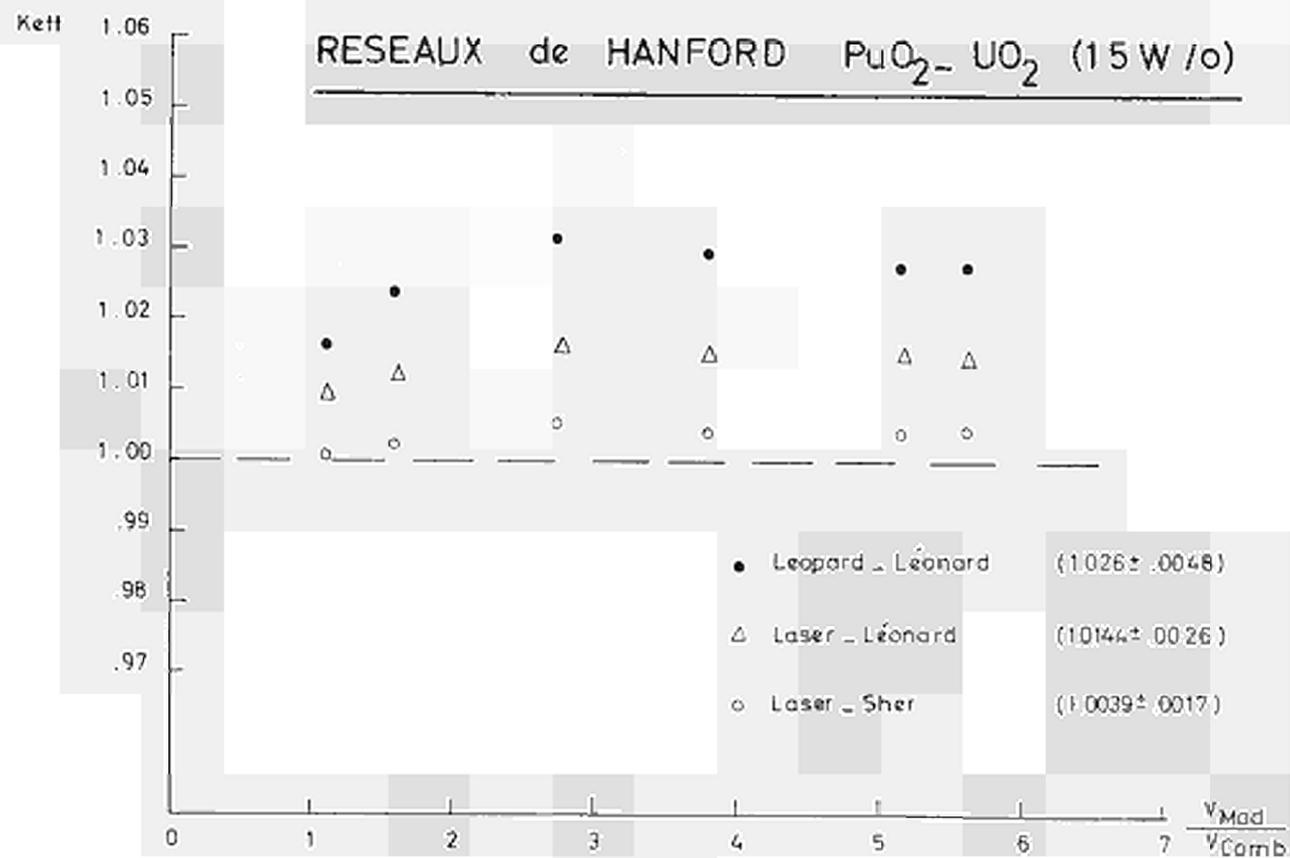


FIG. 9.

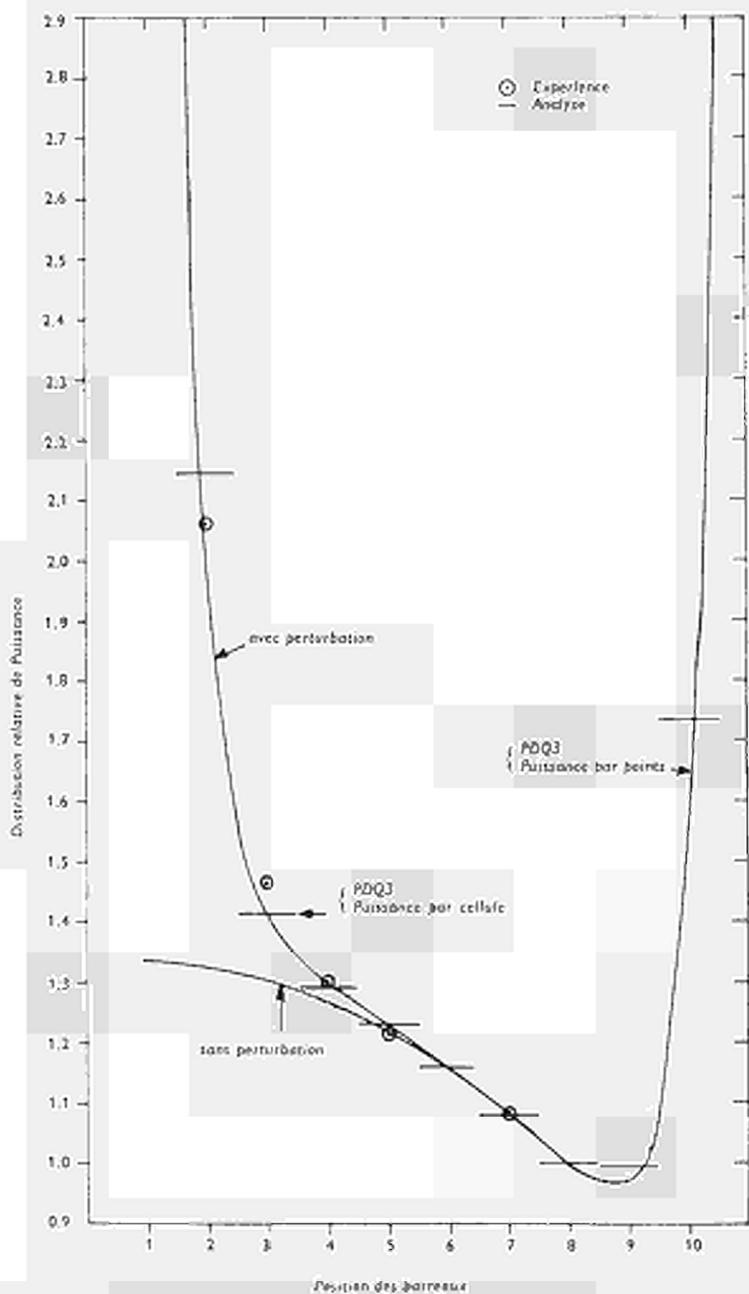


FIG. 10. — Comparaison entre les distributions de puissance mesurée et calculée pour un cœur $\text{PuO}_2\text{-UO}_2$ de 19×19 . — zone centrale d'eau.

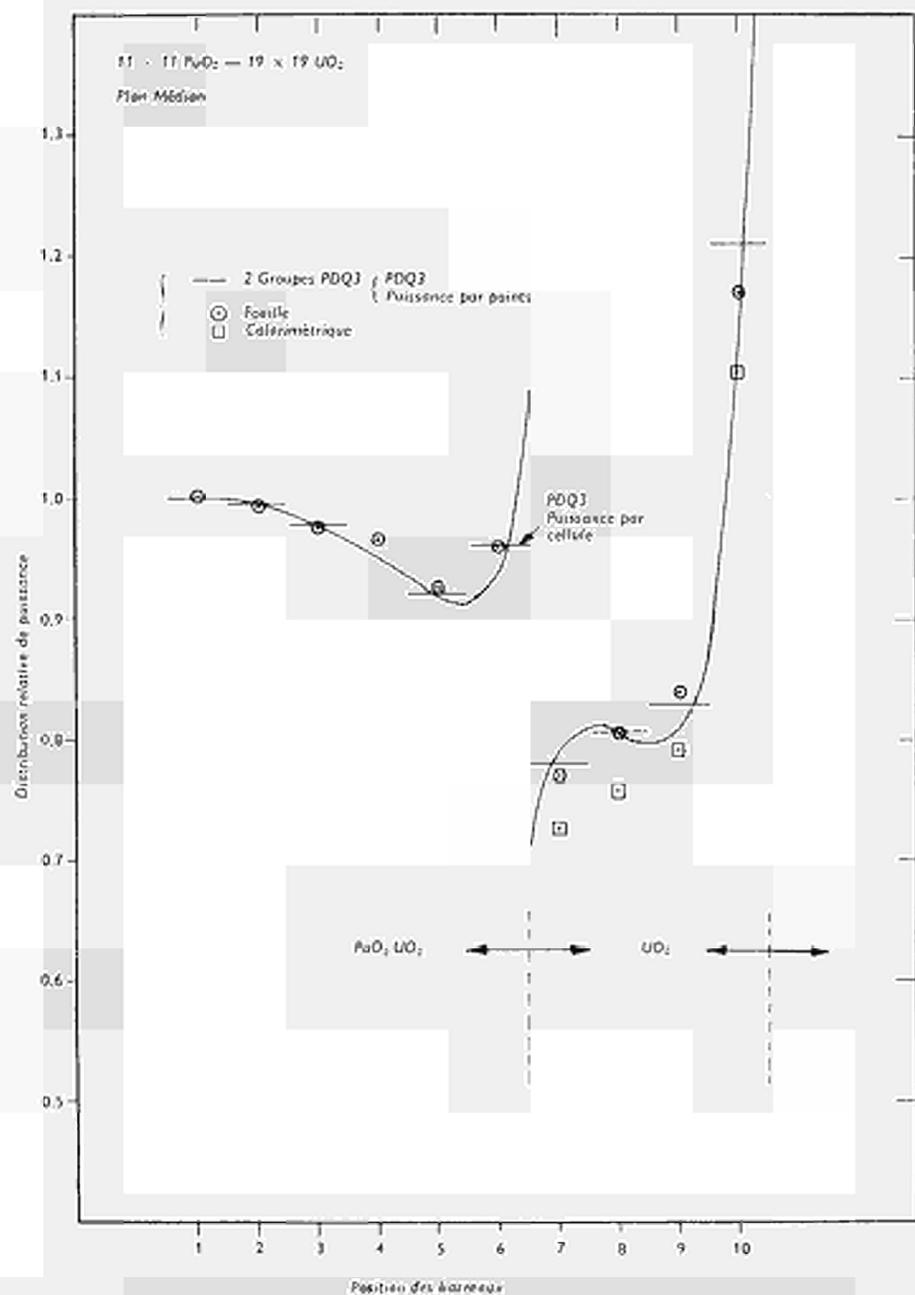


FIG. 11. — Comparaison entre les distributions de puissance mesurée et calculée pour un cœur de 19 × 19 avec une région interne PuO₂-UO₂ de 11 × 11 et une région externe UO₂.

DÉVELOPPEMENT DE COMBUSTIBLES PLUTONIFÈRES ET ÉTUDE EN VUE DU RECYCLAGE DU PLUTONIUM DANS LES RÉACTEURS À EAU LÉGÈRE

H. BAIRIOT*, J. DEBRUE**, F. de WAEGH*,
E. FOSSOUL*, F. MOTTE**, E. VANDEN BEMDEN* et W. VAN LIERDE**

* *BelgoNucléaire* ** *C.E.N.*
Association C.E.N. — BelgoNucléaire
35, rue des Colonies — Bruxelles 1 — Belgique

RÉSUMÉ

Après avoir rappelé les motivations du recyclage de plutonium dans les réacteurs à eau, le rapport définit les domaines dans lesquels des études ou des développements s'imposent, afin de permettre l'optimisation indispensable à assurer la compétitivité du recyclage, et passe en revue les divers travaux belges effectués dans ce domaine.

Une technique particulière de fabrication de combustible plutonifère est comparée à des techniques plus classiques; les résultats des confrontations ont notamment permis de préciser les facteurs qui permettraient d'améliorer les conditions d'utilisation des barreaux fabriqués selon ce procédé.

Des codes de calcul sont mis au point pour les réseaux $UO_2 - PuO_2 - H_2O$. Les techniques expérimentales nécessaires à la vérification de ces codes ont été éprouvées à l'occasion de l'introduction d'un assemblage enrichi au plutonium dans le réacteur BR-3/Vulcain.

I. — Introduction

Les activités « Plutonium » avaient été lancées en Belgique, il y a dix ans, avec pour seul objectif le développement de combustibles pour les réacteurs rapides. Les travaux ont été graduellement axés en grande partie vers l'utilisation du plutonium dans les réacteurs thermiques. La présente communication décrira les raisons de cette option et les principaux résultats enregistrés au cours de ces cinq dernières années.

La plupart des travaux ont été réalisés par l'Association C.E.N.-BelgoNucléaire, avec le support de contrats entrant dans le cadre de l'Accord de Coopération Euratom/États-Unis. Limitées initialement au développement de combustibles plutonifères, les activités englobent, depuis 1964, des travaux de physique neutronique et sont orientés, depuis cette année, vers l'étude du recyclage de plutonium dans un réacteur à eau pressurisée.

Le but du présent exposé n'est pas de décrire en détail les divers résultats, d'ailleurs publiés dans de nombreux documents techniques et rapports d'avancement, mais de faire le point sur l'état actuel de l'étude du recyclage de plutonium dans les réacteurs à eau, sur la base des connaissances acquises.

II. — Prospective du recyclage dans les réacteurs thermiques

Le recyclage du plutonium dans un réacteur à eau réduit le stock disponible de cette matière fissile et immobilise une partie de ce stock durant cinq à sept ans. Cette option de recyclage impose donc de prévoir les évolutions des besoins en plutonium, ainsi que les conditions économiques jusqu'à une époque relativement lointaine.

II.-1. — DISPONIBILITÉS EN PLUTONIUM

La masse appréciable de plutonium qui sera produite dans les réacteurs constitue l'élément essentiel de son intérêt. A titre indicatif, le Tableau I montre les quantités cumulées de plutonium qui auront été produites et retraitées aux U.S.A., en Grande-Bretagne et dans la Communauté Européenne, ainsi que le capital qu'elles représentent, calculé sur la base d'une valeur de 10 \$/g fissile qui constitue actuellement un des prix conventionnels du plutonium.

Sur la base des connaissances actuelles, le plutonium est particulièrement bien adapté à être brûlé dans les réacteurs à neutrons rapides. Toutefois, ces derniers ne pourront vraisemblablement être mis en exploitation sur des bases commerciales qu'aux environs de 1980. A cette époque, comme signalé au Tableau I, la masse de plutonium produite sera appréciable; même si tout le plutonium produit est recyclé dans les réacteurs thermiques, la quantité de Pu disponible sera réduite de moins de 30 % relativement aux chiffres cités dans le Tableau I (22).

La Fig. 1 reprend, pour la Communauté Européenne, sur la base des données officielles (21), les quantités cumulées de plutonium nécessaires pour le démarrage des centrales prototypes rapides et les quantités cumulées disponibles, en supposant diverses périodes intermédiaires de recyclage dans les réacteurs thermiques. Quoique l'exploitation des données de base ait été effectuée sur des hypothèses pessimistes, la Fig. 1 montre que durant la période considérée, la moitié au moins du plutonium disponible pourrait être recyclé dans des centrales nucléaires de type éprouvé.

II.-2. — INTÉRÊT ÉCONOMIQUE DU RECYCLAGE DANS LES RÉACTEURS À EAU

Des études très détaillées du recyclage du plutonium dans un réacteur à eau bouillante, effectuées récemment par Battelle Northwest, ont démontré (1) que le recyclage du plutonium comptabilisé à 10 \$/g de plutonium fissile métal est économique pour autant que le coût de fabrication des combustibles plutonifères n'excède pas le double du coût de fabrication des combustibles à uranium enrichi; ce dernier était évalué à \$ 42/kg.

De même, des études économiques antérieures (2), confirmées par des données plus récentes (3, 4, 24, 26) ont démontré que dans le contexte économique américain,

le plutonium a une valeur d'usage d'environ 12 \$/g de plutonium fissile, pour des combustibles gainés d'acier inoxydable, dans des réacteurs à eau; l'analyse fait ressortir que, si l'on fait varier divers paramètres (composition isotopique du plutonium, politique de gestion du combustible, intérêt ou taux de location, coût de fabrication), cette valeur d'usage varie de 10 à 12 \$/g de plutonium pour les réacteurs considérés.

De même, si le zirconium est utilisé comme gaine, la valeur d'usage est réduite à 9 \$/g de plutonium fissile. La valeur d'usage du plutonium est d'environ 1 \$/g plus élevée dans les réacteurs à eau pressurisée que dans ceux à eau bouillante pour les conditions économiques considérées dans ces études.

Enfin, d'autres sources américaines (7) signalent que si le prix de vente du plutonium était réduit de 10 à 0 \$/g, faute d'utilisation possible, le prix de revient du kWh nucléaire s'accroîtrait de 0,3 à 0,5 mills.

Dans les conditions prévalant en Grande-Bretagne, la valeur d'usage du plutonium dans les réacteurs B W R est estimée à 3 L/g isotopes fissiles (5).

En conclusion, on peut raisonnablement estimer que la valeur d'usage du plutonium se situe à environ 10 \$/g matière fissile, dans les réacteurs P W R.

II.-3. — INCIDENCE DE L'AVÈNEMENT DES RÉACTEURS RAPIDES

Dans un réacteur surgénérateur à l'équilibre, le coût du kWh ne dépend guère du prix du plutonium (6). Il est donc très aléatoire de déduire une valeur du plutonium, d'autant plus que la technologie des réacteurs rapides est encore en cours de développement et qu'une expérience d'exploitation industrielle n'est pas disponible. La plupart des auteurs s'accordent toutefois à estimer que la valeur d'usage du plutonium dans les réacteurs rapides sera supérieure au prix de l' U^{235} , voire même la dépassera de 50 %.

Le Tableau II actualise la valeur du plutonium à diverses dates en vue de son utilisation dans des réacteurs rapides en 1985, pour divers taux de charges financières. Ces charges financières doivent inclure, non seulement la rémunération du capital immobilisé, mais également les frais entraînés par le stockage.

L'incidence d'une pénurie de plutonium pour les besoins des réacteurs rapides pourrait donc avoir, avec plusieurs années d'avance, une répercussion sur le recyclage du plutonium dans les réacteurs éprouvés. Si une pénurie de plutonium était prévue pour une date bien déterminée, il serait nécessaire d'introduire une actualisation du coût du kWh pour juger de l'intérêt relatif du recyclage du plutonium dans les réacteurs éprouvés et de son stockage, en vue d'une utilisation dans les réacteurs rapides. Le développement de codes de calculs économiques qui tiennent compte de cette actualisation est en cours à BelgoNucléaire (8).

II.-4. — ÉTAT ACTUEL

Malgré l'ampleur des travaux de développement des réacteurs rapides prévus à l'heure actuelle, il apparaît que dans plusieurs pays, du plutonium sera disponible pour le recyclage dans les réacteurs à eau. Ce recyclage dépend donc en définitive de l'intérêt économique d'une telle opération et, par conséquent, des performances techniques qui peuvent être escomptées et démontrées.

III. — Définition des travaux de développement

L'exposé de L. Bindler et P. Deramaix à ces Journées (22) et de nombreux autres documents (16, 23, 24) ont mis en évidence les principales différences entre les caractéristiques des combustibles plutonifères et l'uranium enrichi. Il apparaît qu'outre les expériences de démonstration destinées à recueillir les données requises et à prouver le bien-fondé des techniques et des méthodes, il est nécessaire d'étudier le recyclage en vue d'arriver à une optimisation analogue à celle obtenue dans le cas des cœurs à uranium enrichi.

Pour limiter raisonnablement le temps et l'effort financier inhérents aux travaux d'optimisation, les travaux de développement sont entrepris et poursuivis sur la base de l'incidence des divers facteurs sur le coût du kWh. Ces considérations, décrites ailleurs avec plus de détails (16) ne seront ici que simplement esquissées.

III.-1. — SENSIBILITÉ DU COÛT DU kWh

A titre d'exemple, le Tableau III donne une décomposition du coût du kWh représentative de réacteurs à eau, sur la base de diverses données publiées. Quoique les valeurs adoptées ne se rapportent à aucun cas réel, elles suffisent au but poursuivi.

Le recyclage de plutonium et les modalités particulières de ce recyclage peuvent affecter notamment :

- le rendement de la centrale (η) par le facteur de chenal chaud, la température moyenne, des oscillations de puissance, etc...,
- la puissance thermique de la centrale, par le facteur de chenal chaud, etc...,
- le taux de combustion (MWj/t) et donc le facteur de charge,
- le coût de la matière fissile (\$/g),
- le coût de fabrication (\$/kg),
- le bilan de conversion en matières fissiles,
- l'inventaire en matière fissile,
- etc.

La sensibilité du coût du kWh à ces divers facteurs ressort du Tableau IV. Ce tableau met en évidence les importances relatives du rendement électrique de la puissance, du taux de combustion, du coût de la matière fissile et de fabrication.

III.-2. — FACTEURS À OPTIMISER

III-2.1. — *Facteur de chenal chaud*

La grande importance du facteur de chenal chaud dans les réacteurs à eau impose d'étudier tout particulièrement la distribution de puissance et son évolution aux interfaces combustible plutonifère/uranium enrichi. Par conséquent, il est nécessaire de disposer de codes de calculs et de moyens expérimentaux indispensables à la définition correcte de ces phénomènes locaux.

De plus, la nature chimique différente du plutonium et de l'uranium peut introduire certaines hétérogénéités de mélange qui se traduisent par des points chauds. Ce phénomène particulièrement marqué dans les éléments fabriqués selon une technique de fabrication particulière (9), impose une optimisation des techniques de fabrication, une mise au point des techniques de contrôle et une définition exacte de l'effet des points chauds sur les flux calorifiques de claquage.

En outre, la nature différente de l'uranium et du plutonium peut être mise à profit pour profiler l'enrichissement, et donc le flux calorifique, de façon à augmenter la puissance extraite tout en maintenant une même marge de burnout. Des études thermiques et un développement adéquat des techniques de fabrication se justifient donc dans ce sens.

III-2.2. — *Taux de combustion*

Plusieurs études (16, 22, 23, 24) ont mis en évidence que l'utilisation du plutonium peut réduire le taux de diminution de la réactivité, en fonction du burnup, au cours du temps. Il y a lieu de rechercher particulièrement les schémas de recyclage qui permettent d'augmenter le taux de combustion, fût-ce même aux dépens du coût de fabrication ou de l'inventaire en matière fissile.

Dans la plupart des réacteurs, les améliorations successives ont augmenté le taux de combustion à une valeur telle que la limitation due à la réactivité disponible coïncide avec la limite actuelle de tenue technologique du combustible sous irradiation. Les augmentations de taux de combustion à l'occasion du recyclage du plutonium dépendent donc tout autant d'un calcul approprié du cœur, que d'une garantie de bon comportement sous irradiation.

La possibilité, mentionnée ci-dessus, de profiler l'enrichissement, pourrait également être mise à profit pour augmenter le taux de combustion exprimé en fissions par atome fissile initial (« fifa »).

III-2.3. — *Coût de fabrication*

Le coût de manipulation des combustibles plutonifères est particulièrement élevé du fait, d'une part, des impératifs de travail en boîtes à gants et d'autre part, de la capacité plus faible des chaînes de fabrication. Durant le début de la prochaine décennie, il faut prévoir de ce fait, un coût de manipulation de 2 à 3, 5 fois plus élevé pour les opérations effectuées sur le plutonium que pour celles faites sur de l'uranium faiblement enrichi. Pour réduire l'accroissement du coût de fabrication, il y aura donc avantage à associer l'unité de préparation des combustibles plutonifères à une usine de fabrication de combustibles nucléaires classiques de grande capacité, qui assurera la préparation des matières premières (UO_2 , gainage, etc...), le contrôle et l'assemblage des barreaux. En choisissant judicieusement le procédé de fabrication, la différence de coût entre la fabrication d'un combustible à uranium enrichi et celle d'un combustible à plutonium peut ainsi être réduite à 30 ou 40 %, ce qui augmente donc seulement de 3 à 4 % le coût du kWh et pourrait être compensé par une augmentation relative de taux de combustion de 6 à 7 % (soit donc par exemple, passer de 20 000 à 21 000 MWj/t).

III.-3. — ÉTUDES EN COURS

On peut donc considérer trois domaines d'activités où des travaux de développement et des études s'imposent dans le cadre du recyclage de plutonium :

- le développement du combustible, incluant les méthodes de fabrication, les techniques de contrôle spéciales et les épreuves d'irradiation,
- les études de thermique et certains travaux expérimentaux associés,
- les travaux neutroniques : développement de codes et essais critiques.

IV. — Développement de combustibles

IV.-1. — MÉTHODES DE FABRICATION

IV-1.1. — *Situation actuelle*

Les combustibles peuvent être classés en deux catégories principales : les éléments à pastilles et les éléments à poudres (vibrés et éventuellement rétreints).

La tenue des éléments à pastilles dans les réacteurs de type P W R est bien connue et a fait ses preuves. La fabrication de combustibles plutonifères par cette technique est possible, mais se prête moins aisément à la mécanisation, qui s'avèrera nécessaire pour traiter du plutonium à haute teneur en isotopes supérieurs, ce qui est le cas pour le plutonium à recycler.

La préparation des éléments combustibles à poudres, tant par la technique de vibration que par celle de rétreinte est également bien connue. Les éléments ainsi préparés ont été éprouvés sous irradiation, tant à l'étranger qu'en Belgique; la très large majorité des barreaux plutonifères irradiés à ce jour dans le monde était des éléments à poudres. Cette technique de conception plus récente que le pastillage peut cependant être considérée comme éprouvée.

Encore que ses activités lui permettent d'appliquer l'une quelconque de ces méthodes de fabrication classiques, l'Association C.E.N. - BelgoNucléaire a développé, depuis plusieurs années, une variante particulière de la technique de vibration qui s'adapte principalement au cas du recyclage du plutonium dans des réacteurs à eau sous forme de réenrichissement. Pour profiter au maximum des avantages de cette variante, le plutonium n'est introduit que dans la fraction fine des poudres, habituellement constituées de trois fractions granulométriques distinctes: comme indiqué ci-dessous, il s'ensuit des avantages, dont les principaux sont une amélioration du transfert de chaleur au sein du combustible et une réduction du gonflement de celui-ci sous irradiation, et des inconvénients, dont le plus critique est la fluctuation transversale et longitudinale de teneur en plutonium dans les barreaux.

IV-1.2. — *Comparaison des diverses techniques*

La Fig. 2 compare quatre procédés actuellement envisagés pour la fabrication d'éléments combustibles plutonifères pour réacteurs thermiques. Les deux premiers sont basés sur les diagrammes récemment publiés dans *Nucleonics* (15) et les deux derniers sur des procédés développés par l'Association C.E.N. - BelgoNucléaire.

Le premier procédé est basé sur les pastilles, tandis que les trois autres font usage de poudres densifiées par vibration. Ces poudres se composent généralement de trois fractions granulométriques: le plutonium peut être introduit, soit dans l'ensemble de ces fractions (procédés 2 et 3), soit seulement dans la fraction fine (procédé 4). Les trois premiers procédés fournissent des combustibles mixtes de type $(U, Pu)O_2$, le dernier, un combustible dispersé UO_2-PuO_2 .

La méthode consistant à enrichir seulement la fraction fine réduit le nombre d'opérations et le volume des matériaux plutonifères à traiter en boîte à gants et est donc avantageux, notamment suite à la faible superficie de la division « Plutonium » à adjoindre à une usine de fabrication d'éléments combustibles classiques; il est donc possible de réduire le coût de fabrication en profitant de la capacité de production plus élevée de cette usine classique; cet intérêt est évidemment d'autant plus marqué que l'enrichissement est faible. Etant donné l'originalité de ce procédé, ce type de combustible sera analysé plus en détail.

IV-1.3. — *Combustibles UO_2 - PuO_2*

De par la méthode utilisée, les particules fines de PuO_2 sont distinctes des particules d' UO_2 , ont tendance à se distribuer préférentiellement à la périphérie de l'élément (enrichissement annulaire) et présentent certains défauts d'homogénéité de répartition longitudinale et de symétrie de répartition transversale.

Les avantages de ces combustibles sont donc les suivants :

- un moindre coût de fabrication,
- une diminution de l'investissement nécessaire pour l'addition d'une division « Plutonium » à une usine de fabrication de combustibles,
- un accroissement de la puissance linéique admissible en principe, du fait de la localisation préférentielle du plutonium à la périphérie du barreau,
- une réduction du taux de gonflement du combustible,
- une augmentation du taux de libération des gaz de fission, d'où possibilité d'une réduction de l'empoisonnement xénon et des oscillations de puissance y associées,
- la possibilité de profiler l'enrichissement, sans augmentation du coût de fabrication.

Parmi les inconvénients du procédé, il faut noter :

- la présence de points chauds importants dus aux défauts de distribution du plutonium au sein du combustible (Cf. V),
- la nécessité d'un contrôle non-destructif poussé de la répartition du plutonium (Cf. IV-2.),
- des difficultés supplémentaires de décontamination des barreaux après fabrication,
- la nécessité de sélectionner exactement les paramètres de fabrication convenables ; ce point est décrit en détail dans un rapport technique (9).

Le but principal de l'effort actuel dans ce domaine est de déterminer les limites possibles d'amélioration du procédé, d'évaluer l'importance de ses divers avantages et inconvénients et, sur cette base, d'établir un bilan dans un ou plusieurs cas concrets.

IV-1.4. — *Rétreinte*

Dans certains cas particuliers (valeur élevée de la densité, faible épaisseur de gaine, etc.), la technique de vibration requiert de l' UO_2 fondu dans des limites granulométriques très strictes. En vue d'élargir les tolérances de fourniture de l' UO_2 , il est possible de fabriquer certains éléments par vibration suivie de rétreinte. Ce procédé a pratiquement été abandonné aux Etats-Unis ; la technique de rétreinte utilisée occasionnait, en effet, des dégâts aux gaines. La technique mise au point dans nos laboratoires permet d'éviter ces dégâts, au point qu'aucune différence ne peut être décelée entre les propriétés mécaniques avant et après rétreinte. A titre d'exemple, la Fig. 3 montre, par les résultats de divers essais de déformation (10), la bonne ductilité de

barreaux combustibles rétreints à gaine d'Incoloy (10,1 mm de diamètre et 0,25 ou 0,38 mm d'épaisseur).

IV.-2. — CONTRÔLES NON-DESTRUCTIFS

Outre les contrôles classiques des usines de fabrication de combustibles nucléaires (12), l'Association C.E.N. - BelgoNucléaire a mis au point une mesure de la distribution longitudinale de la densité locale et une mesure de l'activité locale de l'émission gamma 384 keV du Pu²³⁹ qui permet de se faire une idée de la répartition du plutonium. Une analyse de ce procédé de contrôle a permis de démontrer (16) que le comptage de la raie 384 keV donne une image pessimiste de la répartition longitudinale du plutonium et permet de vérifier la répartition transversale de celui-ci avec une approximation satisfaisante; l'étude réalisée pour l'introduction des barreaux vibrés dans le réacteur BR - 3/Vulcain (Cf. IV-3.5.) a, en effet, permis d'élaborer un modèle de la distribution du plutonium, en fonction de la répartition axiale et transversale de l'activité γ . Des améliorations de la technique de contrôle sont en cours, en vue d'éviter l'accumulation d'hypothèses pessimistes, auxquelles il faut actuellement encore avoir recours et qui grèvent fortement l'utilisation de ce procédé; elles consistent notamment à comparer le taux de comptage de deux compteurs diamétralement opposés et à établir une corrélation statistique pour divers diamètres et divers enrichissements entre les données de comptage de l'émission 384 keV et celles du comptage de l'émission γ à énergie plus élevée, par ex. la raie 1,6 MeV du La¹⁴⁰, après activation dans un flux neutronique uniforme.

IV.-3. — ESSAIS D'IRRADIATION

Le Tableau V reprend les divers types d'irradiation réalisés ou en cours de réalisation dans le cadre du programme; les données relatives à des réacteurs P W R et B W R ont été incluses pour comparaison. Si les essais d'irradiation ne représentent pas exactement les conditions d'utilisation de tous les réacteurs P W R ou B W R, il apparaît cependant que le faisceau de résultats issus de ces essais permettra de prévoir le comportement du combustible dans les divers cas d'applications ultérieures.

Les irradiations en réacteurs d'essais sollicitent fortement les échantillons étudiés, notamment du fait des brusques montées en puissance et des nombreux cycles thermiques. Si ces essais sont donc indispensables pour définir les limitations des combustibles étudiés, ils ne permettent pas d'effectuer une étude statistique du comportement des barreaux dans les conditions normales d'utilisation dans les réacteurs de puissance, où ils sont peut-être moins sollicités, mais exposés, par ailleurs, à des efforts mécaniques (vibrations, grilles d'espacement, tensions thermiques différentielles, etc..) et des risques de corrosion, qui ne peuvent guère être simulés. C'est pourquoi nous

nous sommes efforcés, dès l'origine, d'irradier des barreaux dans les réacteurs prototypes de puissance. Ces irradiations permettent, de plus, de définir les problèmes concrets posés par l'introduction de combustibles dans une centrale nucléaire et d'orienter le programme en conséquence.

IV-3.1. — *Convoyeur hydraulique du BR-2*

Les essais en convoyeur ont pour but de déterminer le comportement thermique des échantillons sous irradiation.

Les essais de transfert de chaleur effectués dans nos laboratoires ont démontré que, pour des enrichissements en plutonium inférieurs à 10 %, il n'existe aucune différence entre la conductibilité thermique effective de l' UO_2 et des oxydes mixtes.

Le transfert de chaleur est toutefois influencé par le mode de fabrication. Ainsi, si l'absence de jeu diamétral dans les combustibles vibrés favorise le transfert de chaleur du combustible à la gaine, la densité plus faible et l'absence de continuité entre les particules augmentent le gradient thermique dans la zone de basses températures; aux hautes températures, les modifications structurales en cours d'irradiation (frittage, formation de structures colonnaires, recristallisation, fusion) annihilent tout effet de la structure initiale du combustible. Il s'ensuit que, dans les conditions des réacteurs de puissance à eau, la température centrale dans les combustibles vibrés est voisine de celle dans les combustibles à pastilles.

Les trois campagnes d'essais effectuées à ce jour ont mis en relief l'amélioration du transfert calorifique dans les barreaux fabriqués selon la technique particulière mise au point dans nos laboratoires. La section d'un échantillon irradié à une puissance linéique de 750 W/cm ne présente, en effet, qu'un frittage des grains entre eux, alors que, sur la base des résultats américains, la température centrale du combustible normal eût dépassé 2 000 °C et les modifications structurales eussent donc été profondes. Une première exploitation des résultats disponibles à ce jour suggère que la formule habituelle de puissance linéique (W/cm)

$$q' = \frac{4\pi}{f} \int_{T_e}^{T_c} c_k dT$$

ne peut être appliquée à ces combustibles que si l'on pose $f = f_n f_g$ où f_n est le facteur classique représentatif de la dépression de flux neutronique et f_g un facteur géométrique tenant compte de la distribution préférentielle du plutonium en périphérie; dans le cas des échantillons irradiés, ce dernier facteur semble être de l'ordre de 0,5. Ce chiffre n'est toutefois que préliminaire et demande à être confirmé par les essais ultérieurs; il n'a été cité que pour souligner que l'effet décrit pourrait conduire à une réduction sensible de la température centrale.

Ces essais d'irradiation en convoyeur permettent également de démontrer que, malgré la faible température externe et donc la proportion relativement grande de

combustible peu plastique, la dilatation thermique du combustible ne sollicite pas la gaine au-delà de sa limite élastique, quoique le rapport diamètre/épaisseur soit relativement grand (32, contre 27 pour les réacteurs SELNI et SENA). En effet, aucune modification dimensionnelle n'a été relevée tant en cas de montée brusque (0,2 s) qu'en cas de montée lente (15 min) de la puissance.

Les distributions longitudinale et transversale de puissance au sein de l'échantillon sont enfin relevées par comptage de l'émission gamma des produits de fission. L'exploitation de ces résultats permet d'affirmer, pour ces échantillons d'irradiation, que les défauts de distribution transversale du Pu sont faibles et que le comptage de l'émission γ 384 keV du plutonium (Cf. IV-2) exagère l'importance des excès longitudinaux de répartition de plutonium, approximativement d'un facteur 2. A titre d'exemple, la figure 4 compare les relevés longitudinaux de l'activité 384 keV du Pu²³⁹ (contrôle de l'échantillon avant irradiation) et de l'activité des produits de fission (répartition de puissance).

IV-3.2. — Capsule à eau bouillante

Le principe des capsules a été décrit, notamment dans un exposé fait à Genève (11). L'instrumentation permet de suivre en continu, la puissance engendrée (Fig. 5) et les températures de gainage (Fig. 6).

La première campagne d'irradiation a permis d'atteindre un taux de combustion de l'ordre de 10 000 MWj/t et une puissance maximum de 315 W/cm; la température maximum de gaine a été de 550 °C. Les essais postirradiatoires débiteront en fin d'année.

La seconde campagne a été interrompue après 11 jours, suite aux indications des instruments de mesure, dont le comportement était en fait anormal. Le démantèlement en cellule a permis de mettre en évidence un défaut d'étanchéité de la capsule. Cette expérience a démontré la fiabilité de l'instrumentation et la sécurité de la capsule.

Une troisième campagne d'irradiation est en cours actuellement.

IV-3.3. — DIORIT

A la demande de l'E I R (Institut Fédéral de Recherches en Matières de Réacteurs, Würenlingen), nous avons fabriqué 4 barreaux DIORIT à partir d'UO₂ naturel fondu préparé par Métallurgie Hoboken et d'oxydes plutonifères préparés par E I R. L'irradiation de ces barreaux dans le réacteur DIORIT permettra une corrélation entre les essais en convoyeur hydraulique et les irradiations à taux de combustion élevé; les teneurs relatives en U²³⁵ et en plutonium sont notamment analogues à celles des barreaux BR-3/P W R et donc représentatives d'un recyclage de plutonium, en vue de réenrichir l'uranium récupéré d'une charge antérieure dans un réacteur P W R (16).

IV-3.4. — *BR-3/P W R*

L'irradiation de 12 barreaux dans le *BR-3/P W R* avait comme seul but de comparer les combustibles vibrés et rétreints. Elle avait été conçue en 1962, alors qu'existait une grande incertitude sur l'application aux combustibles plutonifères des codes de calculs disponibles à cette époque; c'est pourquoi les barreaux enrichis au plutonium furent dispersés parmi les barreaux à uranium enrichi d'un même assemblage (Fig. 7).

Après chargement de cet assemblage, le réacteur a fonctionné sans incidents, du 4 décembre 1963 au 31 juillet 1964, avec un facteur de charge supérieur à 80 % (4 820 h équivalentes pleine puissance).

Les essais postirradiatoires, en cours actuellement, indiquent que les barreaux, tant vibrés que rétreints, ont un aspect identique à celui des barreaux à pastilles d'oxyde d'uranium enrichi et n'ont subi aucune modification dimensionnelle.

Ces barreaux fabriqués au début de 1963, au cours des premières mises au point des techniques particulières décrites plus haut (Cf. IV-1) présentaient une très mauvaise répartition du plutonium; les excès locaux d'activité γ à 384 keV dépassaient 70 % dans de nombreux barreaux. La répartition longitudinale d'activité γ des produits de fission ne présente que des pics d'importance beaucoup moindre, confirmant ici le caractère très pessimiste du contrôle mentionné en IV-2.; à titre d'exemple, la Fig. 8 donne, pour un barreau vibré plutonifère et pour un barreau à pastilles d' UO_2 enrichi, la gammagraphie de l'activité des produits de fission et donc la répartition longitudinale de la puissance moyenne.

IV-3.5. — *BR-3/Vulcain*

L'irradiation de combustible enrichi au plutonium dans le réacteur de puissance *BR-3/Vulcain* permet de comparer, pour des conditions d'utilisation identiques, 18 barreaux à pastilles fabriqués par l'*U K A E A* et 19 barreaux vibrés, réalisés selon la technique particulière en cours d'évaluation. Vis-à-vis de l'expérience *BR-3/P W R*, elle présente une étape supplémentaire, par le fait que les 37 barreaux constituent un assemblage périphérique complet et qu'il était donc indispensable de disposer de moyens de calcul corrects.

Les calculs de distribution de puissance effectués à 4 et 5 groupes de neutrons, au moyen du code de diffusion à deux dimensions *T H R E X*, ont permis de fixer à 6 % l'enrichissement de l'uranium naturel en plutonium fissile. Cette valeur a été déterminée sur la base des critères imposés pour les marges de burnout, le taux local maximum d'irradiation, la température au centre des barreaux et le dégagement des gaz de fission.

Pour la configuration choisie, les prévisions théoriques de densité de puissance sont données en Fig. 9; les taux d'irradiation calculés ont des valeurs locales maxima

de 37 000 MWj/t et d'environ 26 000 MWj/t, respectivement pour les barreaux pastillés et les barreaux vibro-compactés.

Pour ce qui regarde la technique particulière de fabrication utilisée, le résultat principal enregistré à ce jour consiste à mettre en évidence, l'incidence très importante de la série d'hypothèses pessimistes auxquelles il a fallu avoir recours. L'analyse de celle-ci a permis de définir les travaux de développement ultérieurs, notamment en ce qui concerne la technique de contrôle (Cf. IV-2) et les effets thermiques (Cf. V).

V. — Études thermiques

Le risque de claquage thermique est actuellement le principal facteur qui limite le flux calorifique et donc la puissance du réacteur. Comme signalé plus haut, il est donc particulièrement important de pouvoir calculer exactement, et la distribution de puissance, y compris son évolution au cours du temps, et les marges de burnout. Les premiers calculs sont effectués au moyen de codes neutroniques, qui seront décrits ci-après (Cf. VI-1), les seconds, à l'aide de codes de transfert thermique et de corrélations de burnout, qui sont discutés ci-dessous.

V.-1. — PROBLÈMES PARTICULIERS AUX COMBUSTIBLES ENRICHIS AU PLUTONIUM

Ainsi qu'il a été signalé plus haut (Cf. III-2.1), le recyclage de Pu au sein d'un cœur à uranium enrichi nécessite des études d'optimisation, en vue d'éviter des discontinuités de distribution de puissance à la frontière des assemblages plutonifères avec les assemblages à uranium enrichi. Ce problème relève particulièrement de l'étude neutronique (Cf. VI) et des expériences critiques y associées (Cf. VII).

La nature chimique différente du plutonium et de l'uranium introduit un danger d'hétérogénéité de répartition du plutonium au sein du combustible et, par conséquent, de flux calorifique à la surface des barreaux. Sur la base des données expérimentales actuellement disponibles, ces hétérogénéités sont, en principe, les plus réduites dans les barreaux fabriqués par la technique 2 (barreaux vibrés homogènes) de la Fig. 2 et les plus importantes dans ceux préparés par la technique 4 (barreaux vibrés hétérogènes) de la même figure; il est actuellement prématuré de se prononcer sur les résultats de la technique 3; la technique 2 (barreaux à pastilles) présente des caractéristiques intermédiaires (9, 10, 13, 16, 23). Les améliorations dans ce domaine seront obtenues par des développements adéquats des techniques de fabrication (Cf. IV-1), ainsi que du contrôle et de l'interprétation de ces dernières (Cf. IV-2).

Ces excès de flux calorifiques sont habituellement localisés sur une surface de faible étendue et l'incidence de tels points chauds sur le flux de claquage est mal connu. Le paragraphe V-2 décrit la technique de calcul des marges de burnout, utilisée dans le cas des barreaux BR-3/Vulcain et le paragraphe V-3, les études entreprises en vue de définir l'incidence du caractère local de ces points chauds.

V.-2. — CALCUL DES BARREAUX BR-3/VULCAIN

La répartition hétérogène des matières fissiles dans les barreaux vibrés ne contenant du plutonium que dans la fraction fine des poudres, a conduit à mettre au point une technique appropriée de calculs neutroniques et thermiques. A partir de l'analyse de la répartition longitudinale et transversale de l'activité γ 384 keV issue des barreaux, on a pu déterminer un modèle pessimiste de distribution du plutonium dans ces barreaux. La répartition de puissance dans la section transversale d'un barreau a ensuite été calculée au moyen du code de transport DS 4; les résultats obtenus ont ainsi permis de déterminer la répartition correspondante des flux de chaleur et de température.

Les marges de sécurité par rapport au flux de claquage thermique ont été estimées au moyen des corrélations de TONG, dont la bonne application au cas étudié avait pu être mis en évidence par des essais en boucle PWR réalisés par l'U K A E A dans le cadre du programme Vulcain. L'assimilation des pointes locales calculées selon la technique décrite ci-dessus aux flux calorifiques locaux de la corrélation de TONG a conduit à fixer la répartition des barreaux vibrés au sein de l'assemblage, ainsi qu'il est indiqué dans la figure 9. On remarquera que la puissance des barreaux vibrés a dû être limitée à 70 % de la puissance des barreaux à pastilles, pour lesquels n'avait été supposé aucun excès local de flux calorifique. Ce résultat met en évidence l'incidence importante des hypothèses pessimistes utilisées et a permis d'orienter les programmes de développement de la méthode de contrôle (Cf. IV-2) et d'investigation de l'incidence des points chauds (Cf. V-3).

Pour terminer il faut cependant noter que la puissance dans le réacteur BR-3/VN est limitée par le flux calorifique local (« QDNB limited »), alors que la puissance des centrales actuelles à eau pressurisée et de celles à eau bouillante l'est par l'enthalpie (« HDNB limited »). Même dans l'état des connaissances caractéristiques du calcul des barreaux BR-3/VN (1965), l'effet d'hétérogénéité de répartition du plutonium serait donc moindre pour une centrale de grande puissance.

V.-3. — EFFET DE POINTS CHAUDS

Les conclusions de l'étude décrite au paragraphe précédent ont conduit à investiguer en détail l'incidence de points chauds sur le flux de claquage.

Si la plupart des experts s'accordent à reconnaître une incidence négligeable, sinon nulle, des hétérogénéités sur le flux moyen de burnout dans le cas des régimes bouillants (14, 17, 27 à 32), les données de la littérature à propos des régimes non-bouillants sont contradictoires. Dans la zone caractéristique des réacteurs modernes à eau pressurisée (titre voisin de zéro), les essais présentent en général des instabilités et les résultats offrent peu de fiabilité; la grande majorité d'entre eux appuie cependant l'hypothèse que les points chauds locaux n'influencent que faiblement les performan-

ces thermiques des barreaux combustibles (14). A titre indicatif, la Fig. 10 représente la relation entre le flux critique local à titre nul et la longueur du point chaud sur la base d'une des études publiées (29). On a porté sur la même figure l'influence de la longueur de mesure sur les excès longitudinaux d'activité 384 keV du plutonium.

Devant le manque de données expérimentales convaincantes dans le domaine des réacteurs à eau pressurisée, il a été décidé de rechercher la collaboration d'un organisme spécialisé pour réaliser des essais qui simuleront dans toute la mesure du possible les conditions auxquelles des barreaux présentant des points chauds seraient soumis dans les réacteurs SELNI ou SENA.

VI. — Méthodes de calculs neutroniques

VI-1. — Chaînes de codes disponibles

Outre les codes américains qui sont disponibles par le canal d'Euratom et à l'adaptation desquels ont pu participer des délégués de l'Association C.E.N. - Belgo-Nucléaire (22), certains travaux originaux ont été effectués en Belgique et seront décrits dans le présent chapitre.

La chaîne de codes de calcul mise au point à BelgoNucléaire pour l'étude de réseaux plutonifères, est décrite schématiquement à la Fig. 11. Les divers codes représentés à ce schéma sont actuellement opérationnels sur l'ordinateur IBM 360. L'appropriation des codes sur cet ordinateur rend possible l'utilisation d'un grand nombre de groupes d'énergie dans les modèles multigroupes et d'expressions élaborées pour le calcul des résonances, permettant ainsi le calcul adéquat de réseaux enrichis au plutonium.

Les codes représentés au schéma de la Fig. 11 sont décrits sommairement ci-dessous :

- *le code de thermalisation BN 172* est basé sur la méthode Spectrox de Leslie pour le traitement de l'hétérogénéité de la cellule, ainsi que sur le modèle de thermalisation de Cadilhac et Soulé,
- *le programme MUFT-BN 333* calcule le spectre énergétique des flux, courants et densités de ralentissement des neutrons. L'équation de transport est traitée en approximations P_1 ou B_1 , d'une façon analogue au code MUFT IV utilisé à W A P D, dont on reprend la librairie à 54 groupes.
Un facteur de « self-shielding » L à appliquer à l'intégrale de résonance de l' U^{238} est calculé par itérations, de façon à obtenir une valeur de p_{28} égale à celle déterminée par une formule semi-empirique.
- *le programme PANTHER* associe les codes BN 172 et BN 333 et contient une option pour des calculs de burnup ponctuels,

— les codes *BN 002* et *BN 313* sont des programmes de diffusion respectivement à 1 et 2 dimensions.

La chaîne de codes mise au point au C.E.N. dans le cadre du Projet Vulcain a été utilisée pour le calcul des distributions de puissance et spectres de neutrons dans l'assemblage plutonifère placé à la périphérie du cœur BR-3/Vulcain. Cette chaîne comporte essentiellement les codes suivants :

- *WIRI*: calcul des constantes thermiques moyennées sur un spectre de Wilkins,
- *MODIC*: calculs de diffusion multigroupe à 1 dimension,
- *REDUC*: détermination d'un nombre réduit de constantes multigroupes rapides et épithermiques,
- *THREX*: calculs de diffusion à deux dimensions en géométrie triangulaire,
- *DS 4*: code de transport à une dimension.

VI.-2. — MISE AU POINT DES CODES POUR LES RÉSEAUX PLUTONIFÈRES

VI-2.1. — Généralités

Une des caractéristiques qui différencie le plutonium de l'uranium est la présence dans le domaine thermique de résonances importantes des Pu^{239} , Pu^{240} et Pu^{241} . Ces résonances affectent le spectre des neutrons thermiques, ce qui n'est pas le cas pour les résonances des isotopes de l'U. Il en résulte que les méthodes de calcul et les constantes valables pour des réseaux faiblement enrichis en U^{235} ne conviennent pas nécessairement pour des réseaux enrichis au plutonium.

L'objectif visé dans une première phase de mise au point des codes est d'obtenir pour divers réseaux $\text{PuO}_2\text{-UO}_2$ connus, des valeurs du facteur de multiplication effectif ne s'écartant pas de plus de 1 % des valeurs expérimentales ou calculées au moyen de codes de transport multigroupes. Les codes ainsi mis au point sont utilisés pour établir les prévisions théoriques relatives aux divers réseaux $\text{PuO}_2\text{-UO}_2$ faisant l'objet du programme d'expériences critiques dans l'installation d'essais VENUS (Cf. VIII). La comparaison des résultats théoriques et expérimentaux permettra un second étalonnage des codes pour des réseaux ayant des caractéristiques très proches de celles des réseaux envisagés dans le cadre des études de recyclage du plutonium dans les réacteurs thermiques à eau.

VI-2.2. — Étalonnage du code *BN 172*

Deux séries de réseaux ont été étudiées dans le cadre de l'étalonnage du code *BN 172*. Les teneurs en plutonium et les compositions isotopiques du plutonium de ces réseaux sont données au Tableau VI. La première série de réseaux concerne les

combustibles vibrés de Hanford, tandis que la seconde est relative au combustible du réacteur Saxton, dont une partie a été utilisée pour l'Expérience Critique Saxton. Les réseaux considérés couvrent une gamme étendue de rapports V_{mod}/V_{comb} (rapports volumétriques) et H/Pu. Les enrichissements envisagés en plutonium sont fort différents, mais par contre les dimensions des barreaux et la composition isotopique du Pu sont voisines.

Dans tous les cas d'assemblages critiques considérés, les facteurs de multiplication calculés au moyen du code BN 172 ont pu être ramenés entre 0,99 et 1,01, grâce à certaines améliorations apportées au code. Les sections efficaces utilisées sont celles de Westcott (1960), sauf en ce qui concerne le Pu²³⁹, l'U²³⁵ et le Pu²⁴¹. Pour le Pu²³⁹ et l'U²³⁵, les valeurs à 2200 m/s ont été normalisées aux valeurs de Sher (1965), tandis que pour le Pu²⁴¹, la normalisation a été faite aux valeurs communiquées par Westcott en 1964 (Genève).

Par ailleurs, des calculs faits avec le code de transport Laser de Westinghouse, qui applique dans le domaine thermique (limité à 1 855 eV) le formalisme du code Thermos de Honeck, ont permis des comparaisons détaillées avec le code BN 172, portant en particulier sur :

- a) le facteur de multiplication,
- b) le facteur de désavantage thermique,
- c) le facteur de désavantage à certaines énergies,
- d) les sections efficaces microscopiques moyennes et effectives,
- e) les balances neutroniques.

A titre d'exemple, on reproduit au Tableau VII, les facteurs ηf obtenus respectivement avec les codes BN 172 et Laser; on constate que les résultats des deux codes sont en excellent accord.

En conclusion, les résultats obtenus pour des réseaux plutonifères de Hanford et de Westinghouse mettent en évidence la possibilité d'établir pour des réseaux UO₂-PuO₂, dont la valeur expérimentale du facteur de multiplication est l'unité, des facteurs de multiplication compris entre 0,99 et 1,01.

Il est bon de souligner que l'utilisation fructueuse du code BN concerne des réseaux :

1. dont les enrichissements sont fortement différents 1,5 w/o et 6,6 w/o,
2. dont les rapports volumétriques V_{mod}/V_{comb} varient de 1,1 à 5,7 et couvrent donc la zone d'intérêt pour les réacteurs à eau,
3. dont la teneur du plutonium en Pu²⁴⁰ est d'environ 8 %,
4. dont le gainage du combustible est de l'acier inoxydable ou du Zircaloy.

Une étape prochaine de l'étalonnage du code BN 172 consistera à l'utiliser pour d'autres réseaux plutonifères d'enrichissements en plutonium différents et dont les teneurs en Pu²⁴⁰ sont supérieures à 10 %.

VII. — Expériences neutroniques

Les travaux expérimentaux qui sont menés dans le cadre du programme ressortissent au domaine fondamental et à la recherche appliquée.

Les expériences fondamentales s'attachent à réaliser des mesures dans des conditions très pures et aptes, de ce fait, à une interprétation plus aisée. Il est fait appel aux techniques sous-critiques pulsées développées en Belgique, ainsi qu'aux techniques propres aux configurations critiques mises au point par le C.E.N.

Les expériences appliquées visent essentiellement à réaliser une simulation des configurations de recyclage et à mesurer les paramètres de ces configurations. Ces mesures sont ensuite confrontées avec les valeurs prédéterminées par le calcul et permettent donc une vérification des moyens de calcul utilisés. Une première expérience de ce genre a été réalisée à l'occasion de l'introduction de l'assemblage plutoifère dans le réacteur BR-3/VN.

VII.-1. — EXPÉRIENCES SOUS-CRITIQUES

Une installation destinée à des essais sur réseaux sous-critiques a été mise en service en avril 1965. Cette installation est représentée schématiquement à la Fig. 12.

Les essais consistent essentiellement à constituer progressivement des assemblages sous-critiques et mesurer à différentes étapes de cette constitution la réponse du système à un signal neutronique extérieur fourni par un accélérateur. Le facteur de multiplication maximum que l'on admet est de 0,98.

Les mesures permettent de déterminer, pour chaque assemblage caractérisé par sa géométrie et le pas du réseau, la masse critique et la valeur de certains paramètres (antiréactivité, constante de décroissance des neutrons prompts, ...) en fonction du nombre d'éléments combustibles.

Le but de ce programme expérimental est d'apprécier, sur la base d'une comparaison des résultats de mesure et des résultats de calculs, la possibilité d'utiliser des quantités faibles de combustible pour déterminer des grandeurs caractéristiques du réseau infini (temps de vie des neutrons, facteur de désavantage, etc...) ainsi que la taille critique. Un tel programme est donc d'un intérêt direct pour la détermination des caractéristiques de réseaux plutonifères.

Les essais réalisés jusqu'ici, au moyen de combustibles UO_2 enrichis à 5 et 7 % U^{235} , ont été menés dans le but d'acquérir le maximum d'informations dans l'optique de la comparaison théorie — expérience en faisant varier la modération (soit par modification du pas du réseau, soit par insertion d'un matériau nucléairement inerte, aluminium pur, entre les barreaux combustibles), la géométrie macroscopique et la nature du modérateur (par empoisonnement de l'eau). Les réseaux de pas serrés ont particulièrement été étudiés.

La valeur réactive d'absorbants sous forme de crayons et de plaques a également été mesurée afin de posséder des éléments d'information relatifs au choix de dispositifs de contrôle dans de tels réseaux.

Le potentiel de la méthode en ce qui concerne la détermination des spectres neutroniques est étudié par General Atomics en collaboration étroite avec notre programme (Cf. VII-2.2).

VII.-2. — ESSAIS CRITIQUES

L'installation critique VENUS a été réalisée par le C.E.N. à l'occasion du projet Vulcain; les essais critiques relatifs à ce projet ont été clôturés en mars 1966. Depuis lors, une appropriation de l'installation a été entreprise dans le but de pouvoir y conduire des essais critiques sur des réseaux de recyclage $\text{UO}_2\text{-PuO}_2\text{-H}_2\text{O}$; la première criticalité avec un réseau de ce type est prévue à la fin de cette année.

VII-2.1. — *Description de l'installation critique VENUS*

VII.-2.1.1. — Description générale

L'installation est située dans un hall du bâtiment BR-1; dans ce hall, on a réalisé une casemate de béton lourd contenant le réacteur et ses auxiliaires; la salle de contrôle du réacteur y est également installée. La casemate comprend deux étages; un étage supérieur ou plancher de travail circonscrit au bord de la cuve du réacteur et à partir duquel on procède aux manipulations dans le réacteur; cet étage supérieur contient également une ossature métallique destinée à suspendre à l'aplomb du réacteur les barres de sécurité et de contrôle ainsi que divers dispositifs expérimentaux; un pont polaire électrique permet en outre la manipulation des charges. Sous le plancher de travail, l'étage inférieur contient la cuve du réacteur et son support ainsi que l'ensemble du circuit hydraulique: réservoirs, pompes, unité de purification, etc...

La cuve du réacteur a un diamètre de 1,60 m et une hauteur utile équivalente. L'épaisseur des parois de la casemate permet de réaliser dans les cœurs étudiés, des flux thermiques maxima de l'ordre de 10^9 n/cm²s.

VII.-2.1.2. — Dispositifs de sécurité

Le système de sécurité de l'installation au cours des essais critiques Vulcain consistait en barres neutrophages qui pouvaient être rapidement insérées dans le cœur étudié. Une modification profonde du dispositif de sécurité a été entreprise au cours de l'appropriation de l'installation pour les futurs essais critiques de réseaux $\text{UO}_2\text{-}$

$\text{PuO}_2\text{-H}_2\text{O}$: celui-ci sera en effet constitué par un système de vidange rapide du modérateur qui remplacera le dispositif classique des barres de sécurité. En effet, le programme prévoit en premier lieu l'étude de réseaux critiques tout à fait réguliers dans lesquels les perturbations inhérentes aux chenaux qui devraient être aménagés dans le réseau pour le passage des barres de sécurité doivent être évitées; par ailleurs, la localisation de ces barres à l'extérieur du réseau, dans le réflecteur latéral n'est pas admissible, leur valeur réactive trop faible ne permettant pas de réaliser un système d'injection d'antiréactivité suffisamment rapide.

Lors de l'étude de cœurs équipés de barres de sécurité et de contrôle, ce qui sera le cas dans la suite de ce programme, les parties neutrophages de ces barres seront déplacées dans le cœur au moyen de treuils standardisés à accouplement permanent dont la mise au point ne représente, contrairement à des mécanismes de sécurité, qu'une dépense très modérée; ces treuils seront donc actionnés de l'extérieur de la casemate d'une manière compatible avec la vitesse maximale d'insertion de réactivité qu'autorise, en fonction de divers critères de sécurité, le système de sécurité par vidange rapide du modérateur.

VII.-2.1.3. — Dispositifs expérimentaux

La phase d'appropriation a en outre porté sur le dessin de nouvelles parties internes de la cuve du réacteur: dispositif de support des nouveaux cœurs et grilles de positionnement des crayons combustibles. Le déplacement de détecteurs, chambres à fission miniatures particulièrement, a été asservi de manière à pouvoir accumuler plus rapidement des observations relatives aux cartes de flux. Enfin, un dispositif de réglage fin du niveau de puissance a été réalisé sous la forme de mécanismes de régulation déplaçant dans le cœur quelques crayons absorbants de même géométrie que les crayons combustibles et occupant, dans les réseaux réguliers, quelques positions de ceux-ci.

VII.-2.1.4. — Combustible

Le combustible qui sera disponible pour ces essais se présente sous la forme de barreaux ayant 50 centimètres de longueur active, pour un diamètre du combustible lui-même voisin de 9 mm.

On disposera de deux types de crayons combustibles mixtes $\text{UO}_2\text{-PuO}_2$, respectivement enrichis d'une part à 1 % Pu et 3 % U^{235} et d'autre part à 2 % Pu et 2 % U^{235} ; la teneur en Pu^{240} du plutonium du premier type de crayons sera de 7,3 % alors qu'elle sera de 17 % dans le second type; au total, quatre kilogrammes de Pu métal seront ainsi mis en œuvre.

Enfin, un combustible UO_2 enrichi à 4 % en U^{235} sera utilisé conjointement aux combustibles mixtes.

En plus de ces trois types de barreaux, ont été prévus des barreaux combustibles démontables constitués de pastilles homogènes d'un alliage U-Pu-Al et U-Al de même enrichissement que les barreaux; ces pastilles usinées suivant des tolérances géométriques très étroites peuvent, après irradiation dans le réseau, être comptées individuellement dans une installation de spectrométrie gamma à quatre spectromètres constituée à l'occasion des essais critiques Vulcain.

IV.-2.2. — *Programme expérimental et techniques de mesure*

VII.-2.2.1. — Buts poursuivis

L'objectif du programme expérimental est de fournir des résultats qui permettront de vérifier la validité ou de mettre au point des codes de calcul destinés aux réacteurs à eau contenant du plutonium.

En vue d'étudier l'incidence des diverses techniques de fabrication, les mesures effectuées doivent mettre en évidence les effets des caractéristiques de ces combustibles sur les paramètres nucléaires des réseaux: l'influence éventuelle de l'hétérogénéité radiale et de la variation axiale de la concentration doit être notamment évaluée.

Les mesures doivent également fournir des informations sur l'influence d'une réduction de la densité du modérateur, simulée par insertion d'un matériau nucléairement inerte (barreaux d'aluminium pur) entre les crayons combustibles, et d'un empoisonnement de l'eau par de l'acide borique; on s'attachera principalement à déterminer les modifications du spectre neutronique dans le combustible que ces perturbations induisent. L'aptitude des codes à rendre compte de ces effets est d'un intérêt évident.

Les mesures se répartissent en trois catégories:

- détermination de configurations critiques, ou de l'excès de réactivité de quelques configurations sélectionnées;
- détermination de la distribution de la puissance spécifique ou densité de fission;
- - détermination de grandeurs caractéristiques du spectre dans le combustible et dans le modérateur.

VII.-2.2.2. — Densités de fission

Les distributions de puissance sont déterminées en mesurant l'activité des barreaux eux-mêmes après leur irradiation; la mesure se fait pas à pas au moyen d'un compteur à cristal NaI muni d'un collimateur ayant une résolution géométrique de 1 cm; après

12 jours de refroidissement, l'activité du La (γ de 1,6 MeV) peut être isolée aisément et la décroissance étant exponentielle, les corrections correspondantes sont bien définies. Durant la mesure, le barreau tourne sur lui-même de manière à éliminer les effets des gradients de flux et de la répartition hétérogène du plutonium: l'activité est donc représentative de la densité de fission moyenne. Dans certains cas, il est fait usage de l'activité des pastilles qui constituent les barreaux démontables pour déterminer les distributions de puissance, notamment au voisinage de la frontière entre deux zones composées de combustibles différents. Ces mesures fournissent des résultats plus rigoureux, parce que le « détecteur » est exactement calibré et a une composition homogène.

Les répartitions de la densité de fission ainsi obtenues sont proportionnelles, pour un combustible composé d'oxyde mixte à :

$$N_U \bar{\sigma}_U \gamma_U + N_{Pu} \bar{\sigma}_{Pu} \gamma_{Pu}$$

où N est le nombre de noyaux dans l'échantillon mesuré, $\bar{\sigma}$ la section moyenne calculée sur le spectre et γ le rendement de la chaîne Ba¹⁴⁰-La¹⁴⁰, pour les deux isotopes U²³⁵ et Pu²³⁹ seuls considérés en première approximation.

Lorsque les deux termes sont du même ordre de grandeur — ce qui est le cas pour les combustibles étudiés — il est essentiel d'apporter une information complémentaire à la comparaison théorie-expérience en déterminant expérimentalement la valeur du rapport $\bar{\sigma}_U/\bar{\sigma}_{Pu}$; les rendements γ étant bien connus, on définit ainsi, en différents points des réseaux étudiés, la contribution des différents isotopes.

La mesure de $\bar{\sigma}_U/\bar{\sigma}_{Pu}$ est effectuée en intercalant entre les pastilles des disques minces de Pu-Al et U-Al, à haute teneur en Pu²³⁹ et U²³⁵ dans le plutonium et l'uranium respectivement, et de même diamètre que le combustible. On forme ainsi des empilements de pastilles et de disques, le tout étant contenu dans un tube mince en aluminium, serti aux extrémités; les « cartouches » ainsi constituées sont contenues dans le tube gaine du barreau démontable.

Toutes corrections faites, on peut définir pour un point du réseau, deux activités A_{Pu} et A_U des disques irradiés, mesurées dans des conditions bien déterminées.

Deux disques identiques, irradiés sur un dispositif tournant, dans une colonne thermique du réacteur BR-1, présentent des activités A'_{Pu} et A'_U que l'on peut associer à des sections $\bar{\sigma}'_{Pu}$ et $\bar{\sigma}'_U$ connues: le spectre dans la colonne thermique est en effet bien défini.

La relation:

$$\frac{A_{Pu}/A_U}{A'_{Pu}/A'_U} = \frac{\bar{\sigma}_{Pu}/\bar{\sigma}_U}{\bar{\sigma}'_{Pu}/\bar{\sigma}'_U}$$

permet alors de déterminer $\bar{\sigma}_{Pu}/\bar{\sigma}_U$.

Ces diverses techniques ont été appliquées à l'étude expérimentale de l'assemblage plutonifère placé à la périphérie du cœur BR-3/Vulcain, contenant des crayons UO₂

enrichis à 7 % en U^{235} (Cf. VII.2.3.). A titre d'illustration, la figure 13 montre la variation du rapport $\bar{\sigma}_{Pu}/\bar{\sigma}_U$ en quelques points de cet assemblage (position J.23) et dans deux assemblages voisins.

VII.-2.2.3. — Spectres neutroniques

D'une manière plus générale, les spectres calculés font l'objet d'une vérification expérimentale en mesurant des « indices spectraux » $\bar{\sigma}_i/\bar{\sigma}_j$ où i et j caractérisent deux isotopes bien choisis en raison de la sensibilité de leur réponse à de faibles modifications du spectre. Les mêmes principes que décrits ci-dessus sont adoptés; toutefois, la connaissance imparfaite des sections des isotopes utilisés demandent certains contrôles supplémentaires. En effet, la comparaison du résultat expérimental $\bar{\sigma}_i/\bar{\sigma}_j$ à la valeur calculée $\int \bar{\sigma}_i(E)\Phi(E)dE/\int \bar{\sigma}_j(E)\Phi(E)dE$ ne permet d'apprécier correctement la validité du spectre calculé $\Phi(E)$ que si les sections différentielles $\bar{\sigma}(E)$ sont bien connues.

Les substances actuellement considérées pour la mesure des indices spectraux sont le lutécium (0,14 eV), l'euporium (0,45 eV), l'iridium (0,65 et 1,3 eV), l'indium (1,45 eV), l'or (4,9 eV) et le tungstène (18,8 eV) dont certains de leurs isotopes s'écartent notablement de la loi en $1/v$ et possèdent au moins une énergie de résonance (indiquée entre parenthèses). Pour les deux premiers ainsi que pour le plutonium 239 (0,3 eV), l'énergie de résonance se trouve dans le domaine thermique; les résonances des isotopes Ir^{191} et Ir^{193} de l'iridium fournissent actuellement le meilleur moyen d'évaluer l'influence de l'absorption du plutonium 240 (résonance à 1 eV); les autres substances permettent de préciser la composante épithermique.

Il faut noter que des mesures effectuées dans l'eau d'une cellule élémentaire au moyen de détecteurs de même composition que ceux mentionnés ci-devant et ayant une surface couvrant la partie de la cellule extérieure au barreau combustible, permettent d'obtenir le facteur de désavantage. Le matériel est conçu dans ce sens.

Les contrôles des sections efficaces dont question plus haut consisteraient à irradier les détecteurs dans différents milieux dont le spectre est bien connu et à vérifier que les activités absolues sont dans un rapport en accord avec les valeurs calculées. Le spectre d'un milieu purement diffusant (colonne thermique de BR-1) peut être utilisé à cet effet; on dispose également d'un massif de graphite, alimenté par un faisceau de neutrons de BR-1, qui peut être porté à différentes températures afin de créer des distributions maxwelliennes dont la température neutronique est de plus en plus élevée. Toutefois, la collaboration qui s'est établie récemment avec la division General Atomic de General Dynamics Corp. permettra de suivre une voie plus élaborée.

Ce travail en collaboration doit permettre d'appliquer la technique différentielle de temps de vol et les techniques intégrales de mesure d'indices spectraux, à quelques dispositifs de géométrie simple. Le spectre à un endroit bien choisi de chacun de ces dispositifs sera mesuré en détail au moyen de l'installation Linac de General Atomic; les techniques intégrales seront appliquées à Mol sur des dispositifs identiques.

Ce programme, supporté par une étude théorique parallèle, permettra de contrôler les sections des détecteurs d'activation grâce à la détermination précise au moyen du Linac de quelques spectres de référence d'allure suffisamment différentes.

VII.-2.3. — *Expérience VENUS/Vulcain*

Une campagne de mesures critiques a été effectuée pour déterminer la répartition de puissance au sein de l'assemblage plutonifère BR-3/VN.

Les prévisions théoriques de densités de puissance (Fig. 9) se sont avérées en bon accord avec les valeurs mesurées dans l'installation VENUS. La comparaison des résultats théoriques et expérimentaux a montré l'intérêt de l'utilisation d'un modèle de calcul à 5 groupes de neutrons dont 2 groupes thermiques superposés; cette comparaison a également conduit à modifier le traitement de la région de l'enveloppe du cœur, de manière à améliorer les valeurs calculées de la densité de puissance dans les crayons situés à la périphérie du cœur.

VIII. — Programme en cours

En vue de développer dans un cas concret le programme poursuivi depuis 5 ans dans le domaine du recyclage de plutonium, il a été décidé, au début de cette année, d'entamer l'étude du recyclage de plutonium dans un réacteur de puissance particulier. A ce titre, les travaux sont axés sur le cas de la centrale SENA, dans laquelle il est supposé qu'une charge soit partiellement enrichie par du plutonium produit dans des charges antérieures.

C'est dans ce cadre d'application précis que se poursuivent le développement des diverses techniques de fabrication et de contrôle de combustibles vibrés (et notamment la technique particulière mise au point en Belgique), les expériences d'irradiation, les expériences de détermination des flux calorifiques de claquage, l'étalonnage des codes de calcul, les expériences neutroniques, les études de gestion de combustible et les évaluations économiques y associées. Ce programme doit permettre de proposer en 1968 des conclusions préliminaires et de définir pour 1970 un concept de recyclage raisonnablement optimisé.

IX. — Conclusions

Les travaux effectués dans le passé ont permis d'acquérir la formation nécessaire, de jeter les bases techniques et de définir les domaines dans lesquels un effort de développement doit être effectué, en vue du recyclage de plutonium dans les réacteurs à eau.

Parallèlement à ces développements et en vue de préciser les questions auxquelles il s'impose de donner une réponse, il a été jugé utile d'entreprendre l'étude d'un cas concret, en vue de disposer des premières données en 1968.

REMERCIEMENTS

Les auteurs remercient les Directions du C.E.N., de BelgoNucléaire et du Syndicat Vulcain pour l'autorisation de publier ce document et pour l'aide apportée dans la réalisation de ce programme.

Ils tiennent à exprimer leur gratitude vis-à-vis de la Commission de l'Euratom pour sa participation financière et pour les multiples discussions techniques qu'ils ont pu avoir avec ses Représentants, Messieurs P. Kruys et P. Fernet.

Il leur est enfin agréable de signaler la contribution importante de la part de leurs collaborateurs, parmi lesquels il convient de citer particulièrement :

L. AERTS
H. ANDRIESEN
L. BAETSLE
L. BINDLER
R. BODEN
J. COLARD
P. DE BOECK
R. DELRUE
A. DEMILDT
P. DERAMAIX
J.P. FONTINOY
L. GALER
L. GHEERAERT
M. GUYETTE
P. HAUBERT
P. HEYLEN
E. JONCKHEERE
H. INNIGER

H. LAMOTTE
J.M. LEBLANC
L. LEENDERS
A. LHOST
P. LIBOTTE
G. LUYTEN
N. MEYVAERT
N. MOSTIN
P. PAPELEUX
S. PILATE
W. ROTTER
M. STIÉVENART
G. STROO
Ph. VAN ASBROECK
C. VANDENBERG
G. VANHELLEMONT
B. VAN OUTRYVE D'YDEWALLE
R. VINCHENT

RÉFÉRENCES BIBLIOGRAPHIQUES

- (1) D. R. DE HALAS. — *Plutonium Fuel Economics*. Communication présentée au Congrès de la Céramique. Euratom-Bruxelles, 28/2 au 2/3/1966.
- (2) E. A. ESCHBACH *et al.* — *Fuel Cycle Analysis for successive Plutonium Recycle*. Results for five Reactor Concepts. HW-72217 (1962) Feb.
- (3) F. W. ALBAUGH. — *Technology for Plutonium Fuels in Thermal Reactors*. Communication présentée au Groupe d'Étude sur l'Emploi du Plutonium dans les Générateurs Nucléaires. A.I.E.A., Vienne, 7 au 11/12/1964.
- (4) E. A. ESCHBACH and M. F. KANNINEN. — *Uranium Price Schedules and Bred Fuel Value*. HW-72219 (1964) Dec.
- (5) H. KRONBERGER et N. L. FRANKLIN. — *Utilization of Plutonium in the United Kingdom*. J. of Nucl. Energy Soc. 4, 37-44 (1965) Jan.
- (6) Congrès Foratom, Paris, septembre 1962.
- (7) Plutonium Survey 1964. Edison Electric Institute.
- (8) W. DEBAY, M. EGLÈME et L. HERMANS. — *Calcul sur ordinateur du coût actualisé des cycles de combustibles*. BN-6606-15, Na 110 N 146. BelgoNucléaire, Bruxelles (1966) Juin.
- (9) H. BAIRIOT et PH. VAN ASBROECK. — *Hétérogénéités longitudinale et transversale de répartition du plutonium dans des combustibles vibrés UO₂-PuO₂*. Communication présentée au Congrès de la Céramique. Euratom-Bruxelles, 28 février au 2 mars 1966. BN-6602-27.
- (10) Accord de Coopération Euratom/Etats-Unis. Contrat n° 001-64-1TRUB. Emploi du plutonium comme combustible dans les réacteurs nucléaires. Rapport trimestriel d'avancement, période du 1/4 au 30/6/1966. BN-6609-30, Bruxelles. Commission de l'Euratom, C.E.N. et BelgoNucléaire.
- (11) J. PLANQUART et A. LHOST. — *Dispositifs d'irradiation en pile pour BR-2*. Conférence de Genève sur l'Utilisation pacifique de l'Énergie atomique. A/CONF 28/P/441.
- (12) P. LIBOTTE (BelgoNucléaire). — *Contrôles non-destructifs de barreaux combustibles enrichis au plutonium*. Cours-Conférences pour l'Enseignement du Soudage dans l'Industrie nucléaire (1963-1964), Éditions de l'Institut belge de la Soudure, Bruxelles, 1965.
- (13) Accord de Coopération Euratom/Etats-Unis. Contrat n° 001-64-1 TRUB. Emploi du plutonium comme combustible dans les réacteurs nucléaires. Rapport trimestriel d'avancement BN-6602-02, février 1966. Commission de l'Euratom — C.E.N. — BelgoNucléaire.
- (14) Communication de R. MORIN. — *Service des Échanges Thermiques*, Euratom, CCR, Ispra.
- (15) A. BIANCHERIA and R. J. ALLIO. — *Fabricating PuO₂-UO₂ Fuels: How leading Process Compare*. Nucleonics, 23, n° 12, p. 46-50 (1965) Dec.
- (16) Accord de Coopération Euratom/Etats Unis. Contrat n° 001-64-1TRUB.
H. BAIRIOT. — *Emploi du plutonium comme combustible dans les réacteurs nucléaires*. Programme pour 1966-67. BN-6604-06, Bruxelles (1966).
- (17) S. BERTOLETTI *et al.* — *Critical Heat Flux Data for fully developed Flow of Steam*. — *Water Mixtures in Round Vertical Tubes with non uniform Axial Power Distribution* CISER-74, EURAEC 671, p. 7.

- (18) E. R. RUSSEL (Stanford, Nuclear Fuel Services, Inc.). — *Availability of Plutonium from Industry*. Communication présentée au Panel « Commercial Plutonium Fuels ». Washington, D.C., 1-2/3/1966.
- (19) Dr. J. GUÉRON (Euratom). — *Communication faite à l'« International Panel Discussion »*. Ibidem.
- (20) E. L. ZEBROVSKY (G. E.). — Communication faite au « Panel Discussion on Commercial Approaches to Plutonium Fuel Cycle including Processing and Fabrication Capabilities ». Ibidem.
- (21) Journal Officiel des Communautés Européennes, n° 77, 28 avril 1966.
- (22) L. BINDLER et P. DERAMAIX. — *Chargement de plutonium dans le réacteur Saxton*. Communication présentée aux Journées d'Information sur le Développement des Réacteurs à Eau légère — These Proceedings p. 307.
- (23) H. BAIRIOT et E. VANDEN BEMDEN. — *Recyclage du plutonium dans les réacteurs thermiques*. Communication présentée aux 2ème Journées Nucléaires du Forum Atomic Español, octobre 1966.
- (24) G. A. SOFER *et al* (UNC). — *Pu Production and Burnup Calculation Methods for Light-Water Moderated Reactors*. Symposium on Nuclear Materials Management. I.A.E.A., Vienne (1965) Sept.
- (25) R. I. FAULKNER. — *Fuel Resources and Availability for Civilian Nuclear Power*. — Proc. 3d U.N. Conference on Peaceful Use of Atomic Energy, 12 (1965) P. 256.
- (26) E. A. ESCHBACH. — *Plutonium Value Analysis*. — Proc. 3d U.N. Conference on Peaceful Use of Atomic Energy, 11 (1965).
- (27) Z. L. MIROPOLSKY and I. L. MOSTINSKY. — *Critical Heat Flux in Uniform and Non-Uniform Heating of the Circumference of Steam-Generating Tubes*. Teploenergetika n° 11, p. 64 (1958).
- (28) M. A. STYRIKOVICH and I. L. MOSTINSKY. — *The Influence of Non-Uniform Heating of the Perimeter of a Tube on the Critical Heat Flow*. Transactions (Doklady) of the Academy of Sciences, URSS, n° 2, p. 316, 127 (1959).
- (29) M. A. STYRIKOVICH, Z. L. MIROPOLSKY and V. K. EVA. — *Influence sur la crise d'ébullition de flux thermiques localement élevés sur une portion d'un tube*. Doklady Akademii Nauk SSSR, 1962, Tome 145 n° 1.
- (30) R. W. BOWRING and C. L. SPIGT. — *Seven-Rod Bundle, Natural-Circulation, Stability and Burnout Tests with Water at up to 28 Atmospheres Pressure*. Nuclear Science and Engineering, 22, 1-13 (1965).
- (31) D. H. LEE (AEE, Winfrith). — *Burnout in a Channel with Non-Uniform Circumferential Heat flux*. AEEW-R 47 (1966).
- (32) G. PREVITI et M. DE BERNARDI (Fiat). — *An Investigation on Some Parameters influencing Non-Uniform Heat Flux DNB. Prediction*. EUR. 3114.e (1966).
- (33) Accord de Coopération Euratom/États-Unis. Contrat n° 001-64-1TRUB. *Emploi du plutonium comme combustible dans les réacteurs nucléaires*. Commission de l'Euratom — C.E.N. — BelgoNucléaire. Rapport trimestriel d'avancement BN-6512-02 (déc. 1965).
- (34) Id. — Rapport trimestriel d'avancement BN-6605-02 (mai 1966).
- (35) Id. — Rapport trimestriel d'avancement BN-6508-01 (août 1965).

TABLEAU I. — Production de plutonium dans les réacteurs de puissance
(5, 18, 19, 20, 21, 24, 25)

	Quantités cumulées (en t de Pu retraité) jusque			Capital Pu en 1980 en millions \$
	1969 1970	1975 1976	1980	
U.S.A.	2 à 4	15 à 20	50	450
G. Bret.	5	20	40	330
C.E.E.	2	17	60	450
Belgique	0,05	1	2 à 3	20

TABLEAU II. — Valeur actualisée du plutonium stocké en vue de
son utilisation dans les centrales rapides (\$/g)

Taux des charges financières (%/an)	1975	1980	1985
7	8	11	15
7	10	14	20
10	6	9	15
10	8	13	20

TABLEAU III. — Décomposition du coût du kWh

Rubrique	Valeurs de base %	
1. Amortissement du capital investi	54 à 58	
2. Frais d'exploitation	11 à 13	
3. Frais de combustible	32 à 37	
3.1. Coût du combustible consommé		9 à 12
3.2. Coût de fabrication		10 à 12
3.3. Coût de retraitement		4 à 6
3.4. Charges financières relatives au combustible immobilisé dans l'ensemble du cycle		4 à 6
Total	100	32 à 37

TABLEAU IV. — Sensibilité du coût du kWh à une augmentation de 10 %
relatif de divers paramètres affectés par le recyclage de plutonium

Paramètres	Augmentation du coût du kWh %
Rendement	- 9
Puissance thermique	- 6,5 à 7
Taux de combustion	- 5,5
Coût de la matière fissile	+ 1,5 à 2
Coût de fabrication	+ 1
Bilan de matière fissile (taux de conversion)	- 1
Inventaire en matières fissiles du réacteur	+ 0,5 à 1

TABLEAU V. — Essais d'irradiation

Réacteur	Essais C.E.N.-Belgo-Nucléaire					Pour comparaison	
	BR-2/HR	BR-2/CEB	DIORIT	BR-3/PWR	BR-3/VN	PWR	BWR
Nombre de barreaux	6 par campagne	2 par campagne	4	12	19	208 par assembl.	81 par assembl.
Diamètre extérieur (mm)	16	7	20	8,7	8,5	9,8	14
Longueur totale (mm)	150	250	2.300	1.515	1.250	2.800	2.900
Gainage	inox	inox ou Incoloy	inox	inox	inox	inox	Zircaloy
Épaisseur (mm)	0,5	0,5	1,0	0,5 et 0,6	0,5	0,36	0,8
Technique de fabrication	V et R	V et R	V	V et R	V	P	P
Enrichissement (% Pu)	4	5	1	0,9	6	—	—
Densité (% DT)	83-90	82-90	85	85-91	85-86	90	86
Température max. de gaine (°C)	150	500	200	350	340	320	290
Puissance linéique max. (W/cm)	750 (1100)	350 (600)	500	300	200	400	450
Taux de combustion max. (MWj/t)	négl.	10.000 (20.000)	(10.000)	(5.000)	(26.000)	(30.000)	(13.000)
Dates d'irradiation	(1965-1969)	(1965-1971)	(1966-1968)	(1963-1964)	(1966-1970)		

TABLEAU VI. — Étalonnage préliminaire des codes Combustibles étudiés

	Combustible Hanford (PuO ₂ -UO ₂)	Combustible WAPD (PuO ₂ -UO ₂)
Enrichissement en Pu	1,5 w/o	6,6 w/o
Teneur en Pu ²³⁹	91,5 %	90,4 %
Teneur en Pu ²⁴⁰	7,8 %	8,6 %
Enrichissement en U ²³⁵	0,2 w/o	0,7 w/o
Diamètre des barreaux	0,372 in	0,337 in
V _{mod} /V _{comb}	1,1-5,6	1,7-10,8

TABLEAU VII. — Comparaison des résultats Laser et BN 172

Pas du réseau	Rapport volumétrique mod/comb	ηf BN 172	ηf Laser	$\frac{\Delta \eta f}{\eta f}$ (%)
<i>Hanford</i>				
0,55	1,10	1,5186	1,5213	0,178
0,60	1,56	1,5068	1,5091	0,153
0,71	2,71	1,4423	1,4439	0,111
0,80	3,79	1,3711	1,3719	0,058
0,90	5,14	1,2839	1,2840	0,008
<i>WREC</i>				
0,52	1,68	1,6409	1,6361	0,293
0,56	2,16	1,6589	1,6563	0,157
0,735	4,70	1,6423	1,6450	0,164
0,792	5,67	1,6176	1,6208	0,198
1,04	10,80	1,4591	1,4647	0,384

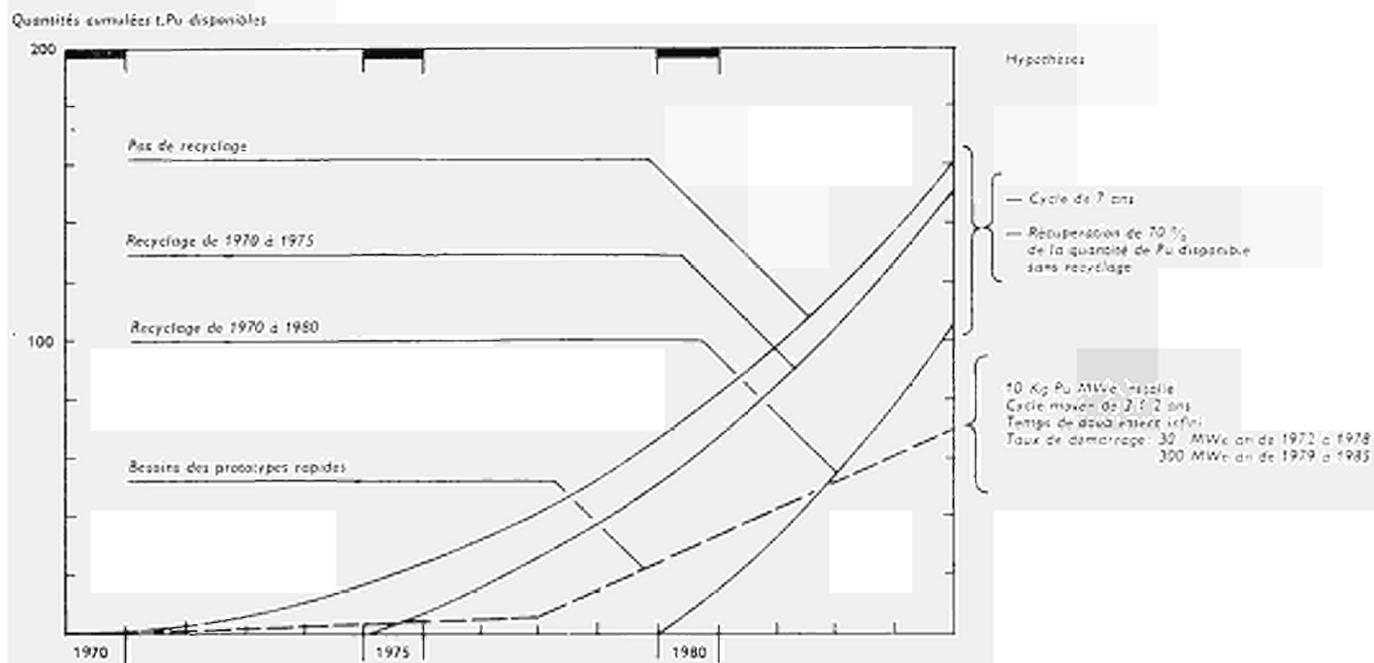


FIG. 1 — Plutonium disponible dans la Communauté

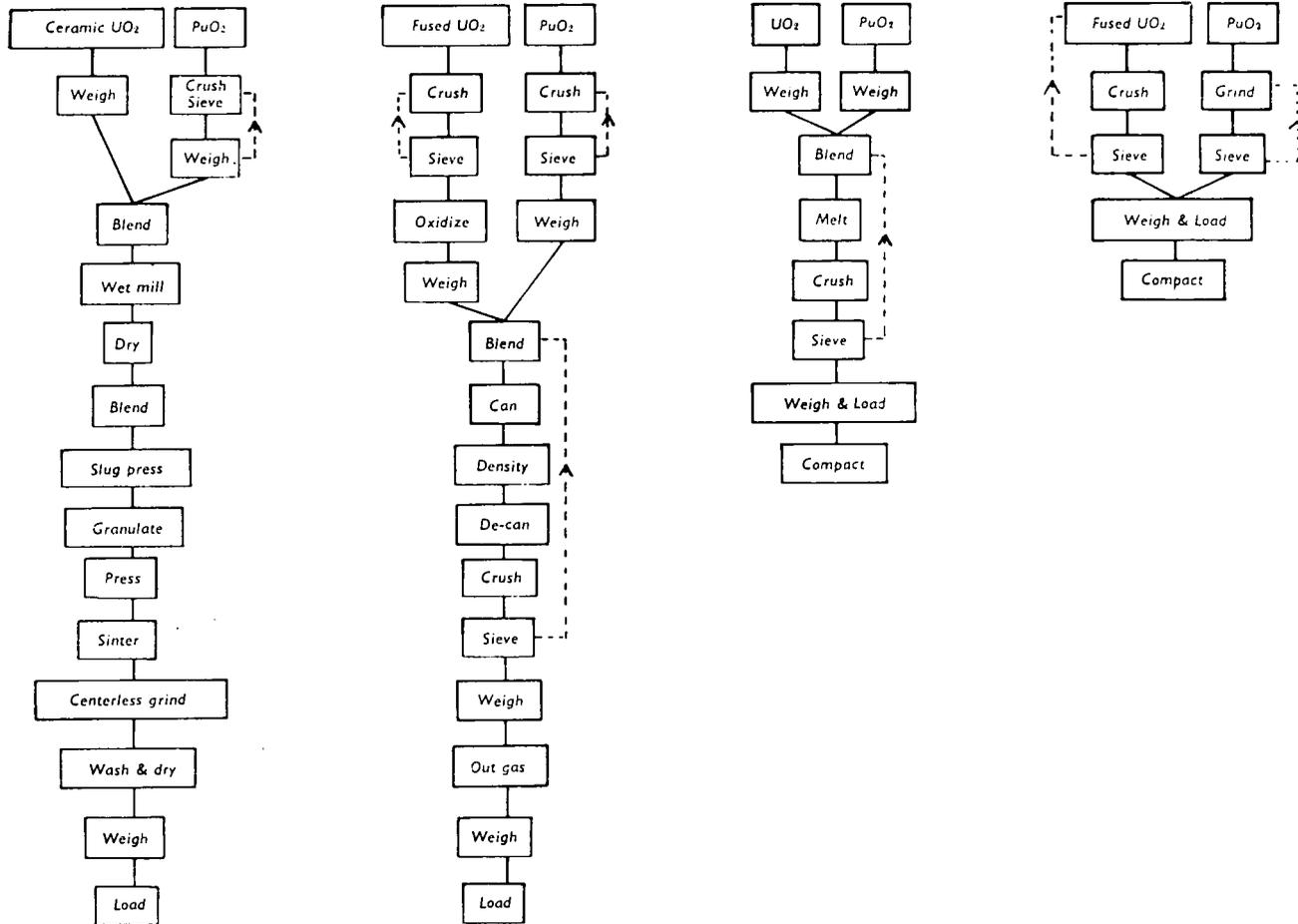


FIG. 2. — Méthodes de fabrication pour éléments combustibles contenant du plutonium.

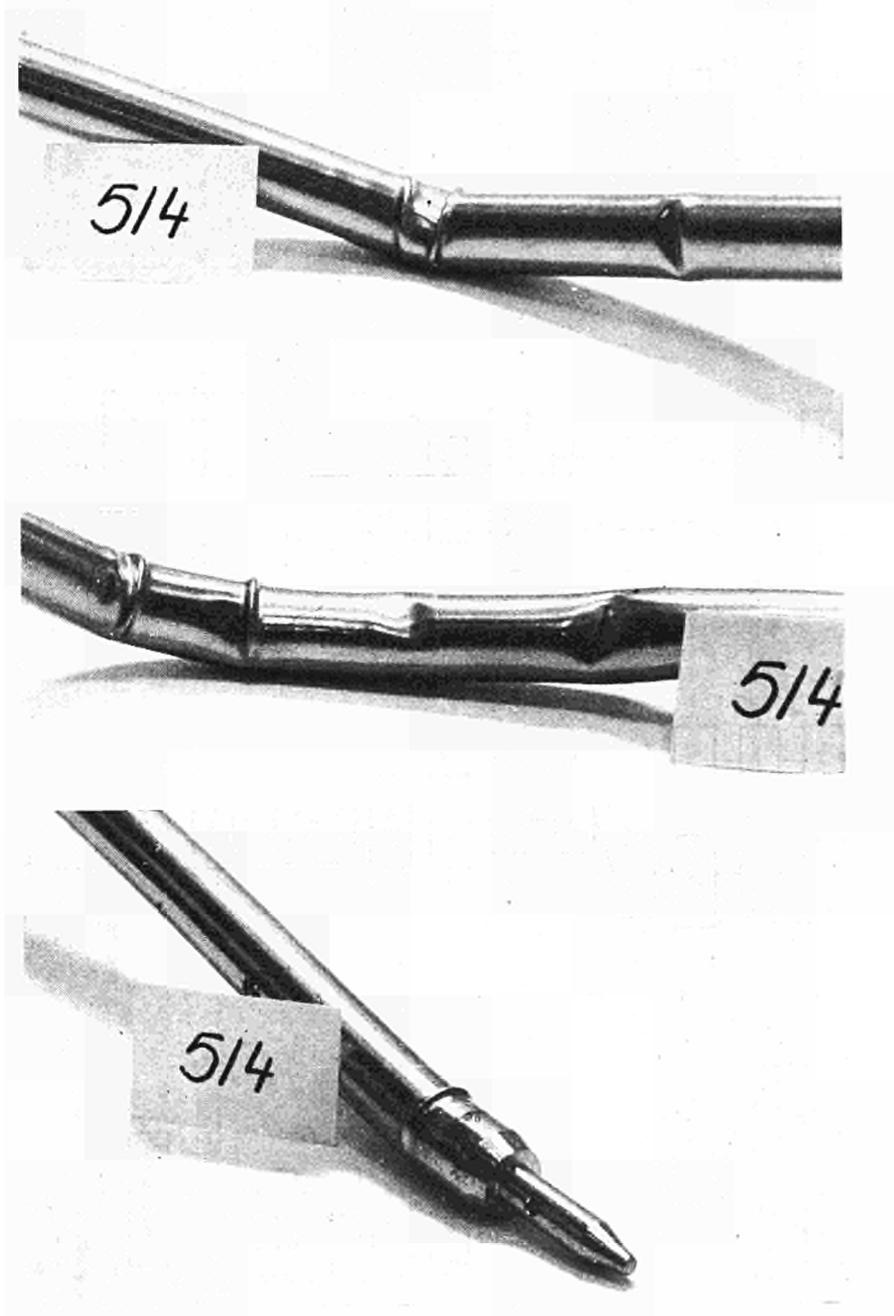


FIG. 3. — Exemples des essais de déformation mécanique réalisés sur les barreaux rétreints

AUTOGAMMAGRAPHIE APRES IRRADIATION

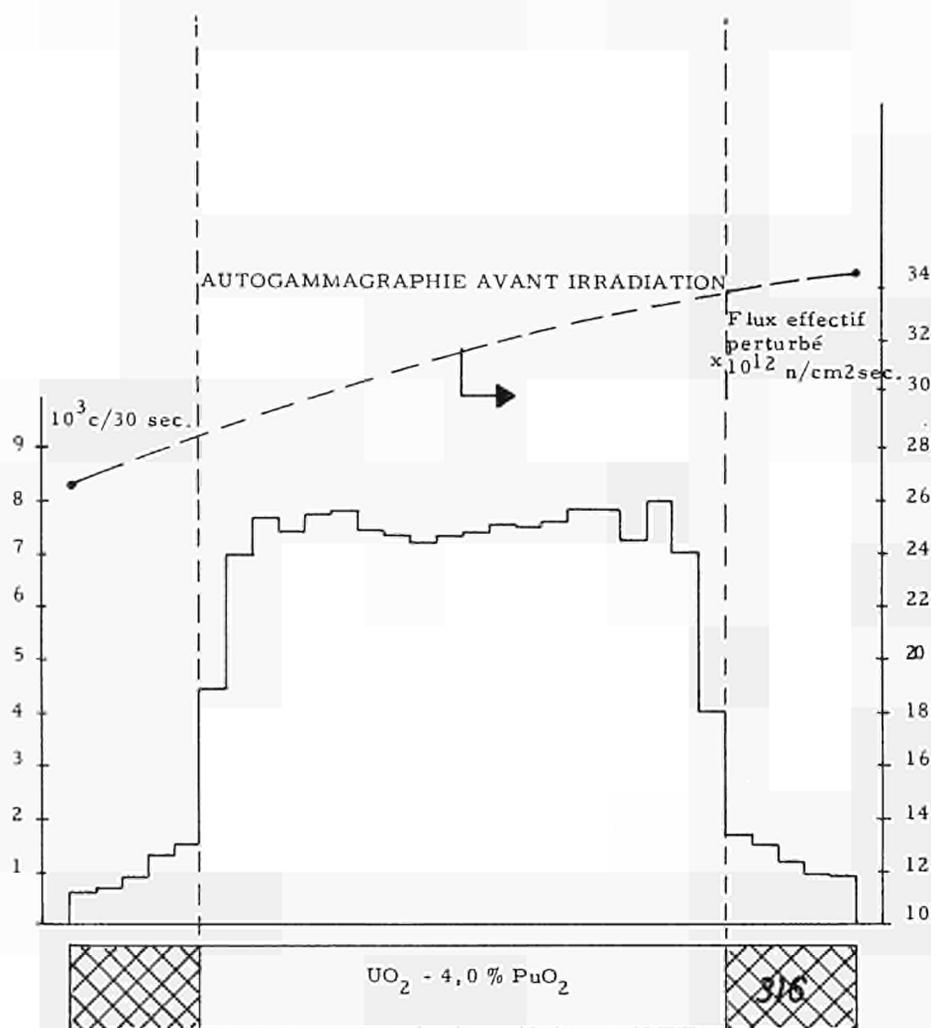
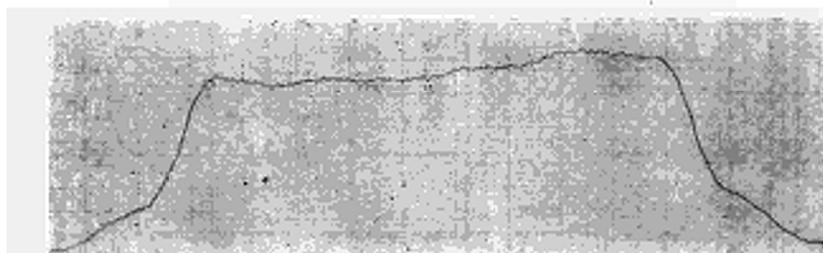


FIG. 4. — Autogammagraphies avant et après irradiation. Échantillon n° 316

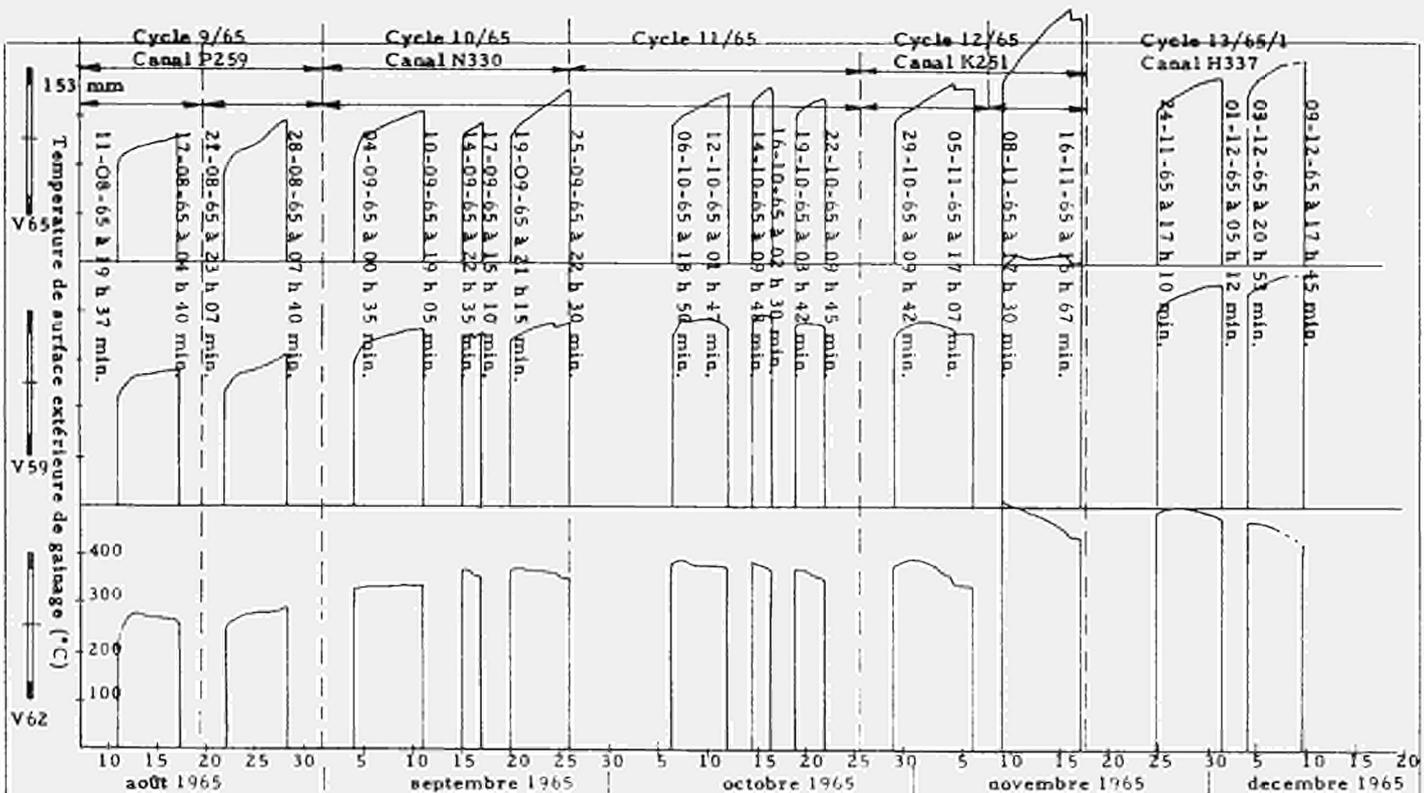


FIG. 5. — Irradiation en capsule à eau bouillante n° 1.
Évolution du flux calorifique généré pendant les cycles 9 à 13 du réacteur BR-2.

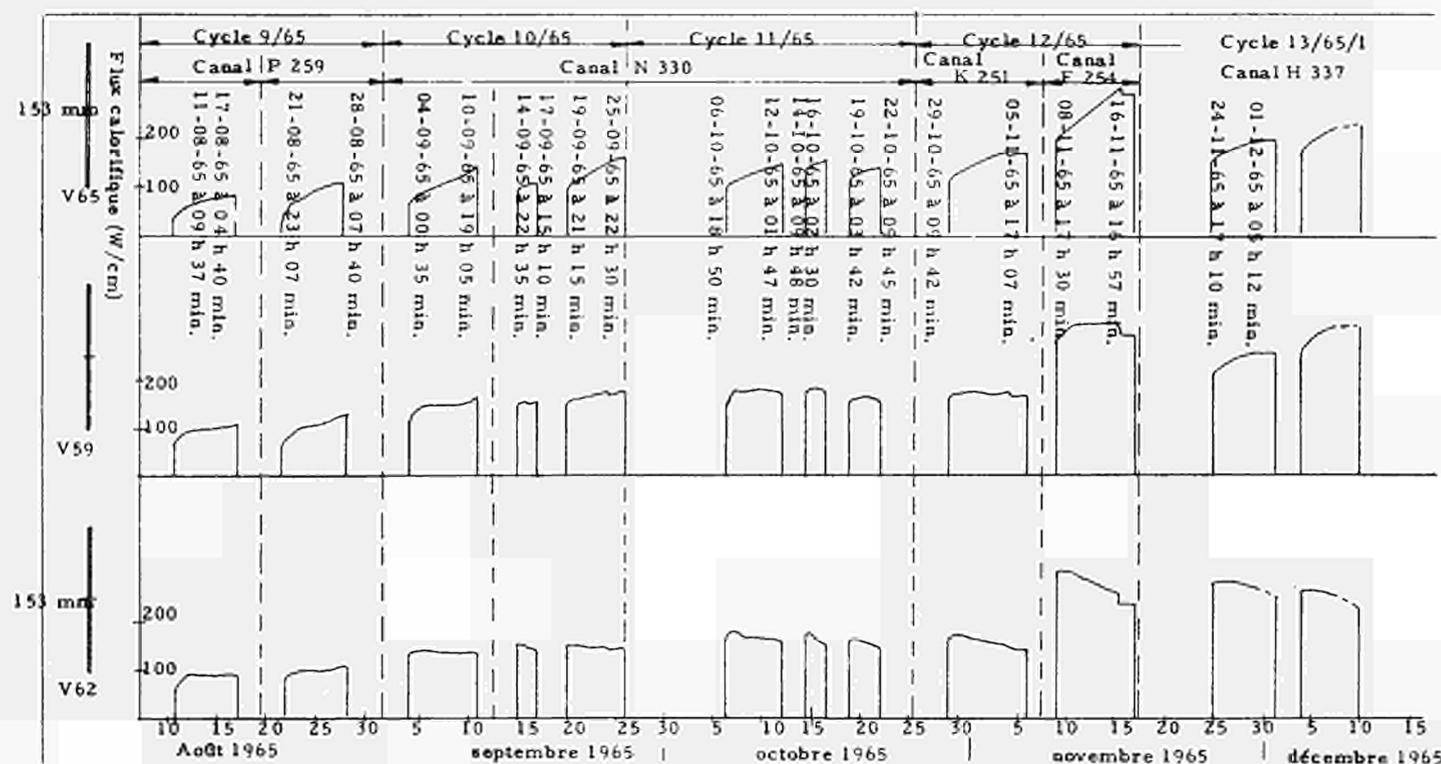
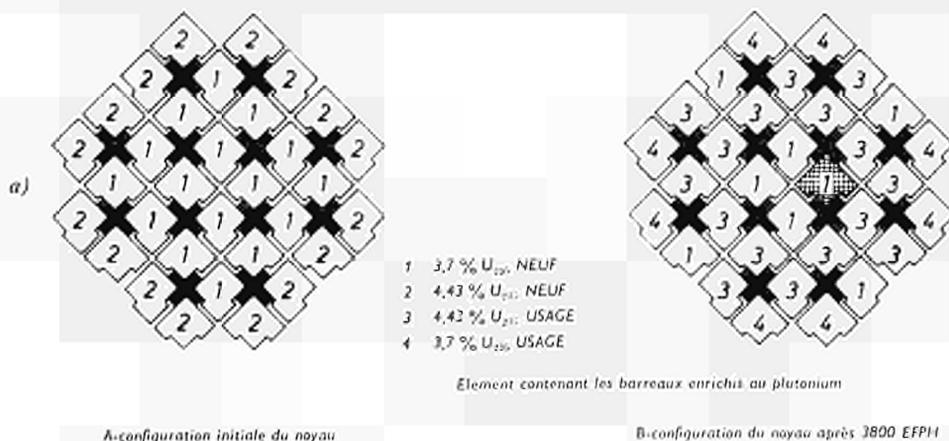


FIG. 6. — Irradiation en capsule à eau bouillante n° 1.
Évolution de la température de surface extérieure du gainage des échantillons,
V 59, V 62, et V 65 pendant les cycles 9 à 13 du réacteur BR-2.

CONFIGURATIONS DU NOYAU DU REACTEUR BR3



EMPLACEMENT DES BARREAUX ENRICHIS AU PU

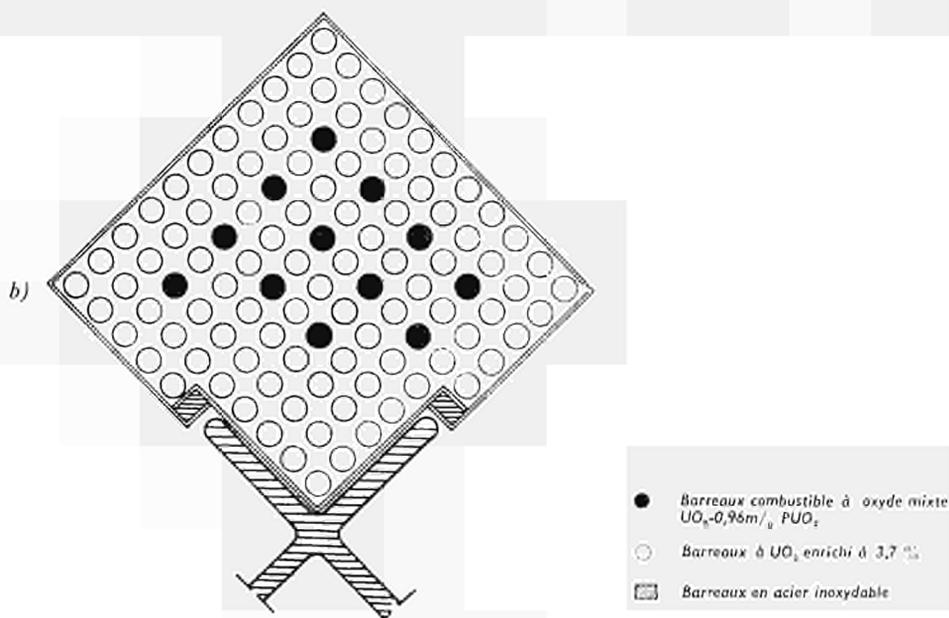


FIG. 7.

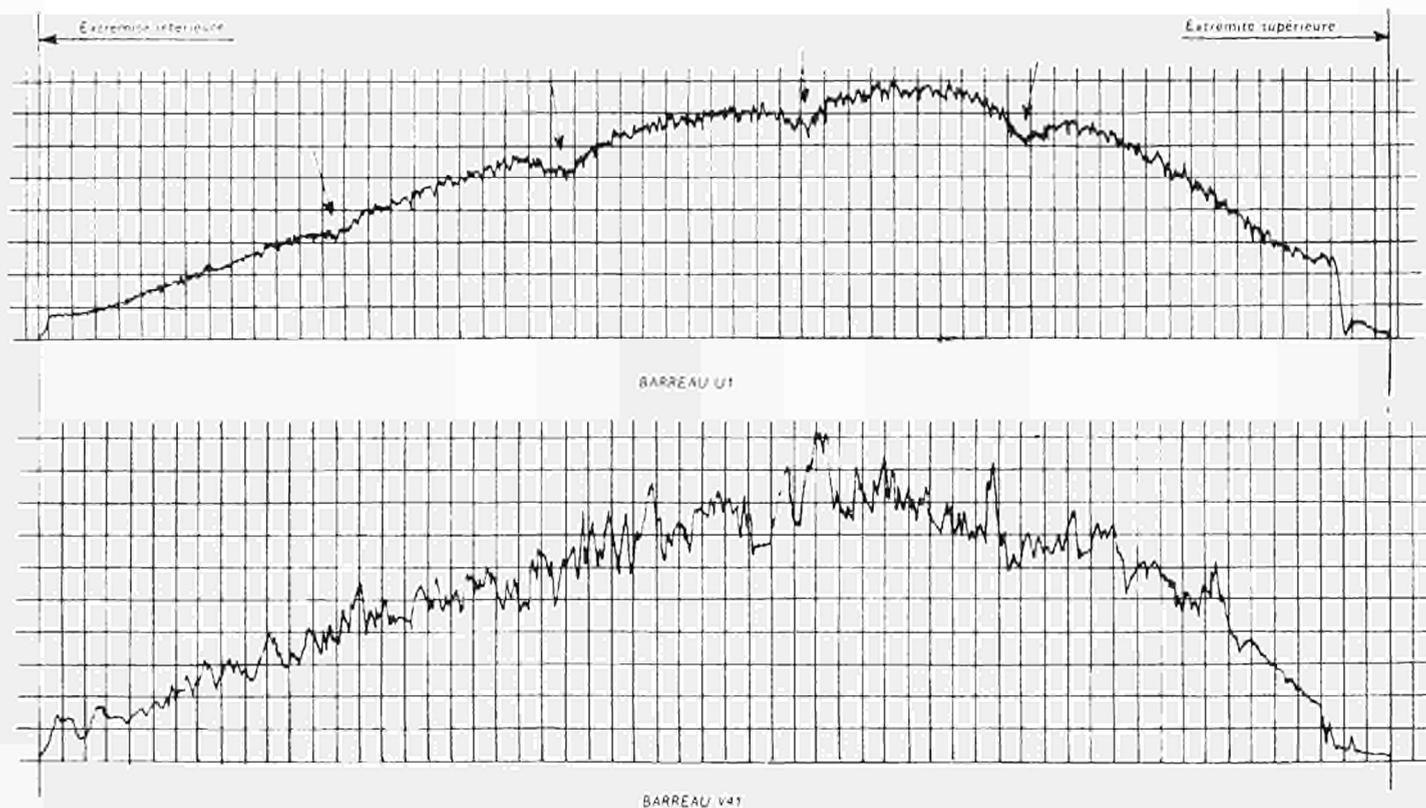


FIG. 8. — Autogammagraphies à 0,1 MeV des barreaux V41 au Plutonium et U1 à l'Uranium enrichi, irradiés dans le réacteur BR3/PWR

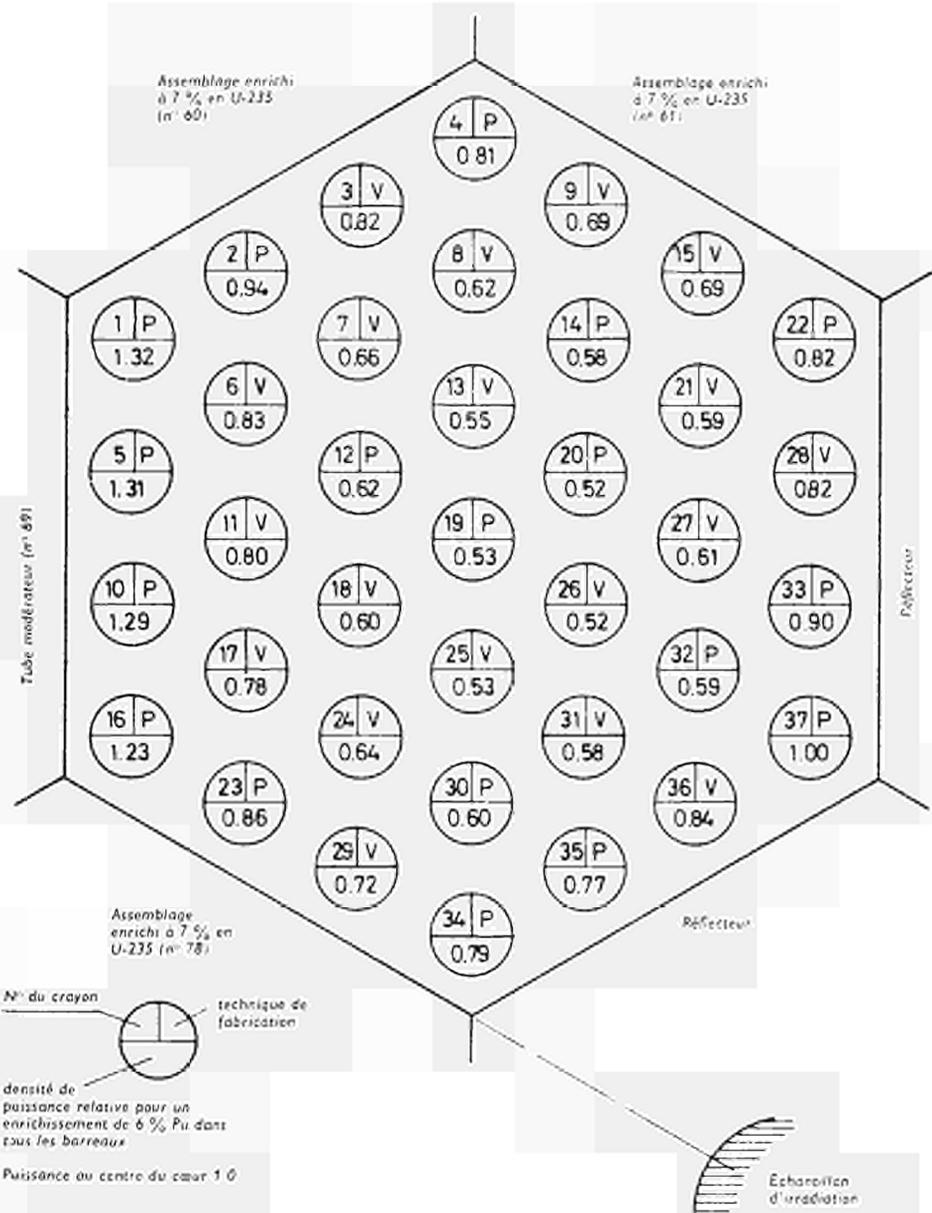


FIG. 9. — Assemblage plutonifère dans le cœur BR-3/Vulcain.

Distribution relative de puissance en début de vie (enrichissement en plutonium fissile: 6%)

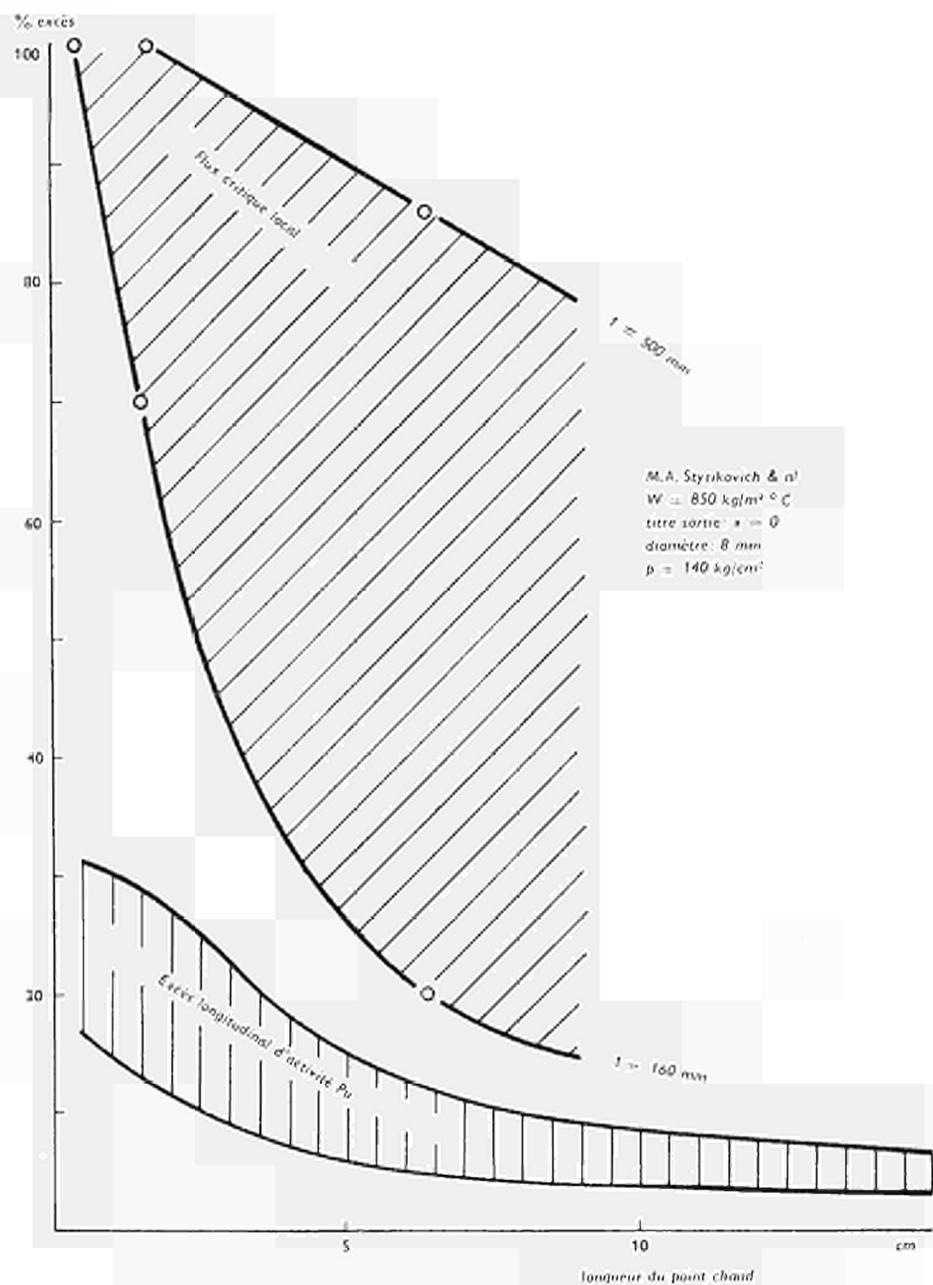


FIG. 10. — Incidence de la longueur du point chaud sur le flux de claquage

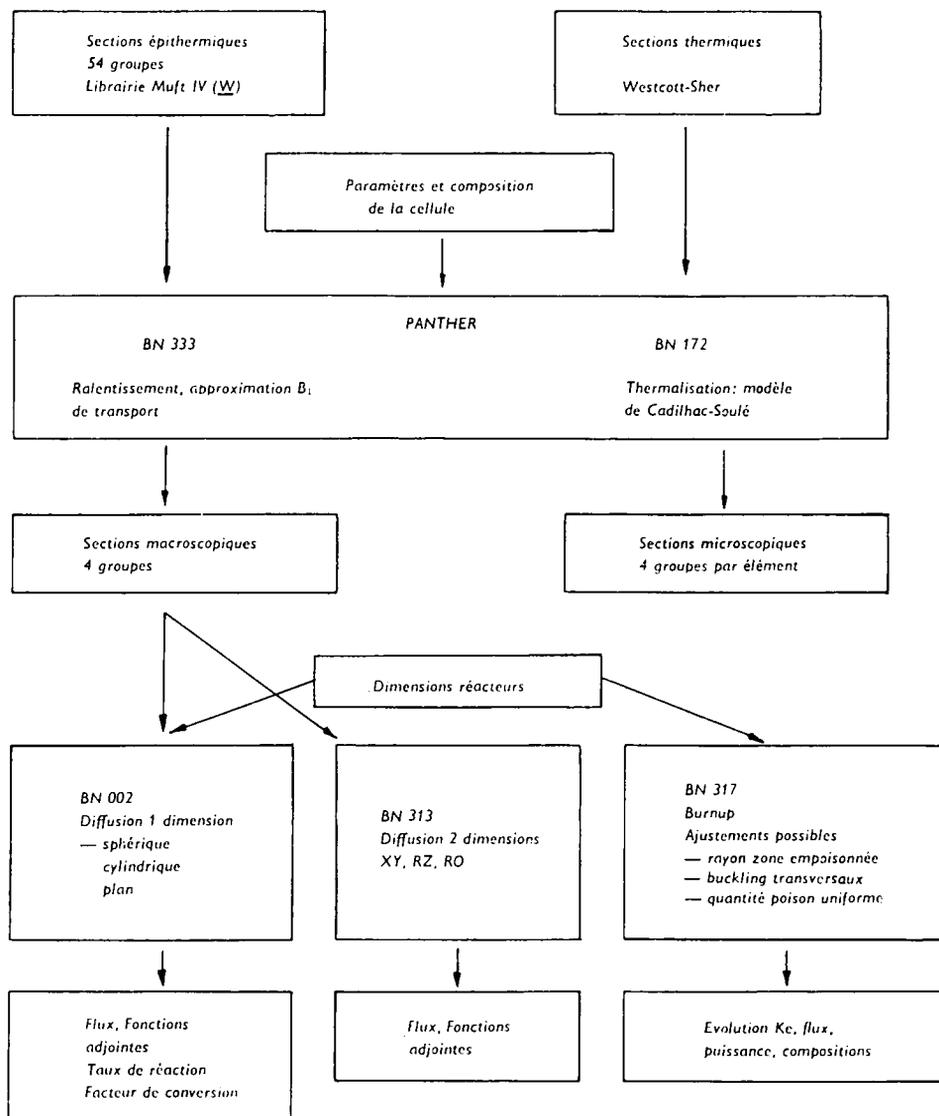


FIG. 11. — Chaîne des codes neutroniques pour les réseaux $\text{PuO}_2\text{-UO}_2$ modérés à l'eau légère

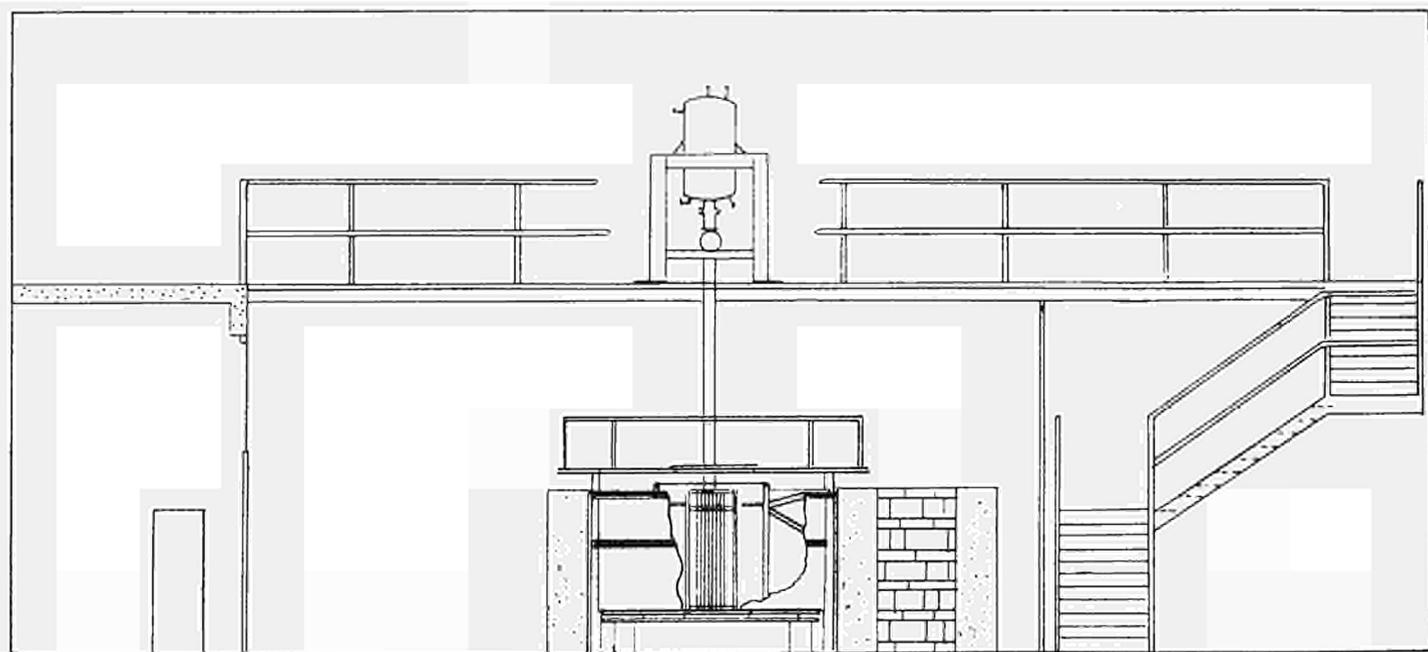


FIG. 12. — Installation pour essais sur réseaux sous-critiques

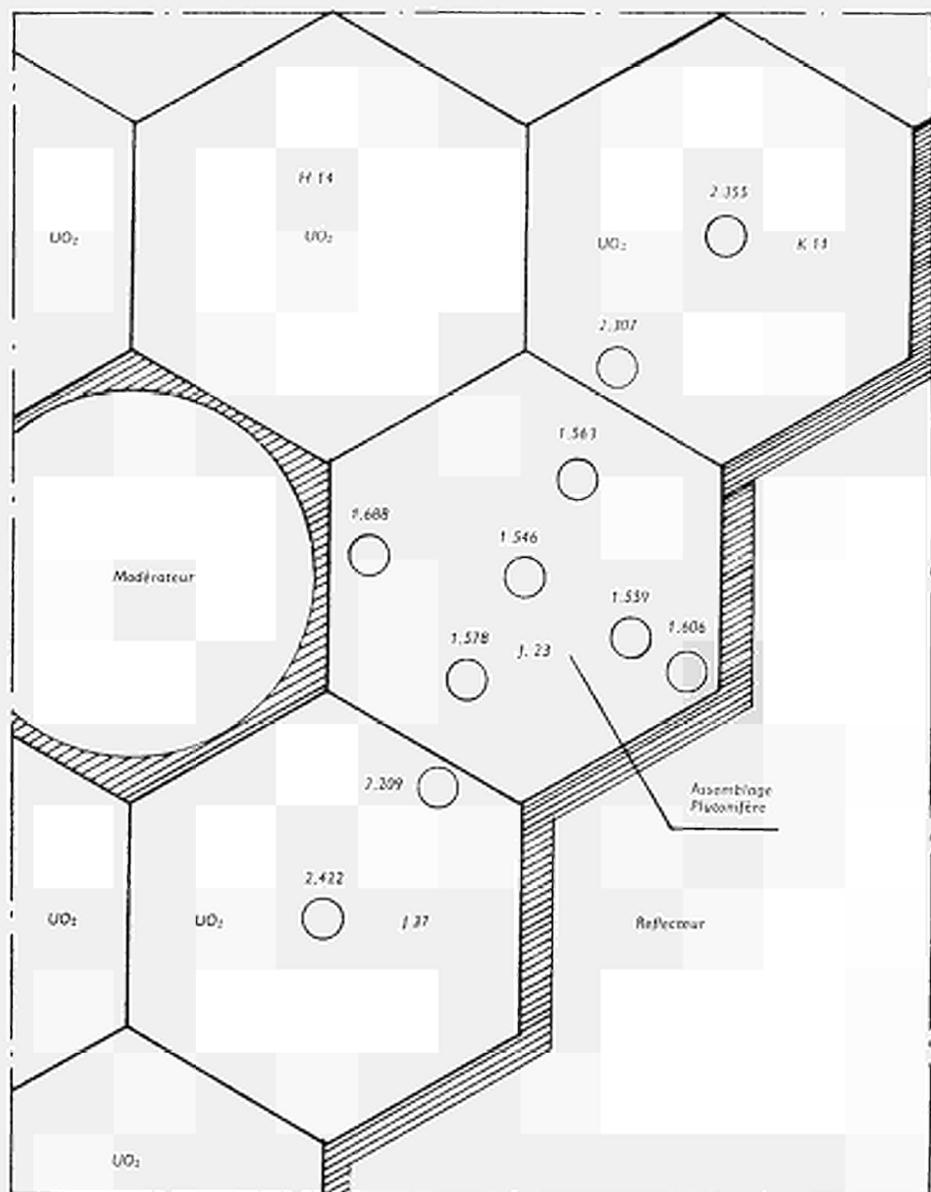


FIG. 13. — Variation de l'indice spectral Pu 239/U235 dans l'assemblage plutonifère BR3/Vulcan par rapport à deux assemblages UO₂ voisins

DESCRIPTION OF TESTS TO BE CONDUCTED ON THE TRINO VERCELLESE POWER PLANT UNDER THE ENEL-EURATOM RESEARCH PROGRAM

A. CAMPLANI and F. CIOLI

ENEL — Ente Nazionale per l'Energia Elettrica

ABSTRACT

ENEL's Research Program of the Trino Vercellese station covers four major areas, namely, power density distribution, reactivity characteristics, reactor power capability and chemical shim performance. In a concurrent program, the Nuclear Section of FIAT will perform the calculations required to support the collection and the analysis of experimental data obtained during the various phases of ENEL's Program. The design calculation models will also be checked against the experimental data.

I. — Introduction

The continuous development of closed-cycle water reactor technology has led to the design of nuclear power stations with distinctly advanced characteristics as compared with those of the first generation. It is expected that further improvements are possible, if advantage is taken of the experience gained from the operation of these stations. In fact the validity of the major technological developments and the related design methods should be assessed, operational parameters should be optimized and certain technical problems should be solved in order to improve reactor performance.

For these reasons ENEL is undertaking a research program sponsored by Euratom on the Trino Vercellese Nuclear Power Plant. This station may be considered the first of a new generation in the family of large pressurized water reactor plants. A research and development program performed on this plant should then generate information on new technological advances at the earliest possible date.

The plant, which is located on the Po River near the town of Trino Vercellese is equipped with a pressurized water reactor designed by Westinghouse. At present, the core is operating at a thermal output of 825 MW which corresponds to a gross electrical output of about 255 MW. The gross capacity of the turbine-generator units is being updated to 300 MWe.

The Trino station went critical for the first time on June 21, 1964, and was phased in on October 22, 1964. On October 15, 1966 the average fuel burnup was 8100 MWD/MTU. The first refueling is scheduled for next spring.

In this station, provisions have been made for the acquisition of valuable core data by means of in-core instrumentation consisting of probes of neutron activable material (aeroball system) and of a set of thermocouples located at selected core

outlet positions. The design of the aeroball is very flexible, so that short-time spaced measurements can be made during transients. A PRODAC 510 data logging and computing system is used for on-site collection and processing of experimental and operating data.

The in-core instrumentation system and the on-line computer are of key importance in the generation and collection of operating data to be used in the research program.

ENEL's research program on the Trino Vercellese station covers four major areas, namely, power density distributions, reactivity characteristics, reactor power capability and chemical shim performance. This program is integrated by a concurrent program conducted by the Nuclear Section of FIAT. FIAT will perform the calculations required either to support the collection and the analysis of experimental data obtained during the various phases of ENEL's program or to check design calculation models against experimental data.

This paper illustrates the ENEL-Euratom program on the Trino plant and presents also some results obtained to date which are of significance to the program. These results have been partly obtained outside the ENEL-Euratom research program which started only on June 1st, 1966.

II. — Power density distributions

The increase in size of reactors and the new fuel loading strategy have progressively enhanced the importance of the experimental evaluation of core power density distribution by incore instrumentation. The attitude of the reactor designer has shifted from considering the in-core instrumentation as an optional item to specifying it as a standard component for core supervision and possibly for core protection in the case of very large cores.

II.-1. — AEROBALL MEASUREMENTS

The in-core instrumentation installed on the Trino Plant is the first of this type and should represent an improvement in the technique of neutron flux mapping by activation methods. The whole system consists of thermocouples positioned to measure the core outlet water temperature at thirty selected locations and of the aeroball system (1) which employs the activation of miniature steel balls, pneumatically inserted and removed from the core. Thirty stacks of these balls having sufficient length to cover the core full height, are individually scanned by a photomultiplier and the signal is recorded both by the on-line computer and by a strip chart recorder.

As most prototypes the aeroball system required the solution, after installation, of a number of problems to make this system satisfactorily operational.

In fact, though the conceptual design appears to be excellent, most components were not sufficiently reliable as reported elsewhere (2).

Difficulties were experienced with the gas supply system, with mechanical parts such as diverter valves, fittings, and ball stop crimps, and also with the read-out channel for an uncorrect design of the photomultiplier voltage divider.

After final setup, the system performed satisfactorily for a prolonged period. Recently a thimble developed a leak and borated water partially flooded the system tubing. The repair of the system is now under way.

The research program covering power density distributions will be centered on the aeroball system and will develop along the following three guidelines: improvement in the quality of information produced by this system and assessment of its ultimate accuracy: evaluation of power density distributions both during steady state and Xenon redistribution transients; development of a new method of incore instrumentation data analysis.

The work carried out to date for the analysis of the available aeroball irradiation experiments has revealed several difficulties, the major of which has been a large drift experienced by the photomultiplier tube. This fatigue effect, later identified in a reversible gain drift taking place in photomultipliers when operated with high current, has not yet been fully explained by the photomultiplier designers. Practically, the decay of the activated material (Mn^{56}) superimposed to this drift, and a time constant, shorter than expected, was measured.

By changing the type of the photomultiplier, the situation was corrected only partially. A general correction for any readout channel drift is now provided by a standard source reading taken at each channel scan. Full automation of this correction is now planned by inclusion of the source reading and the necessary computations in the data collection and reduction code of the on-site computer.

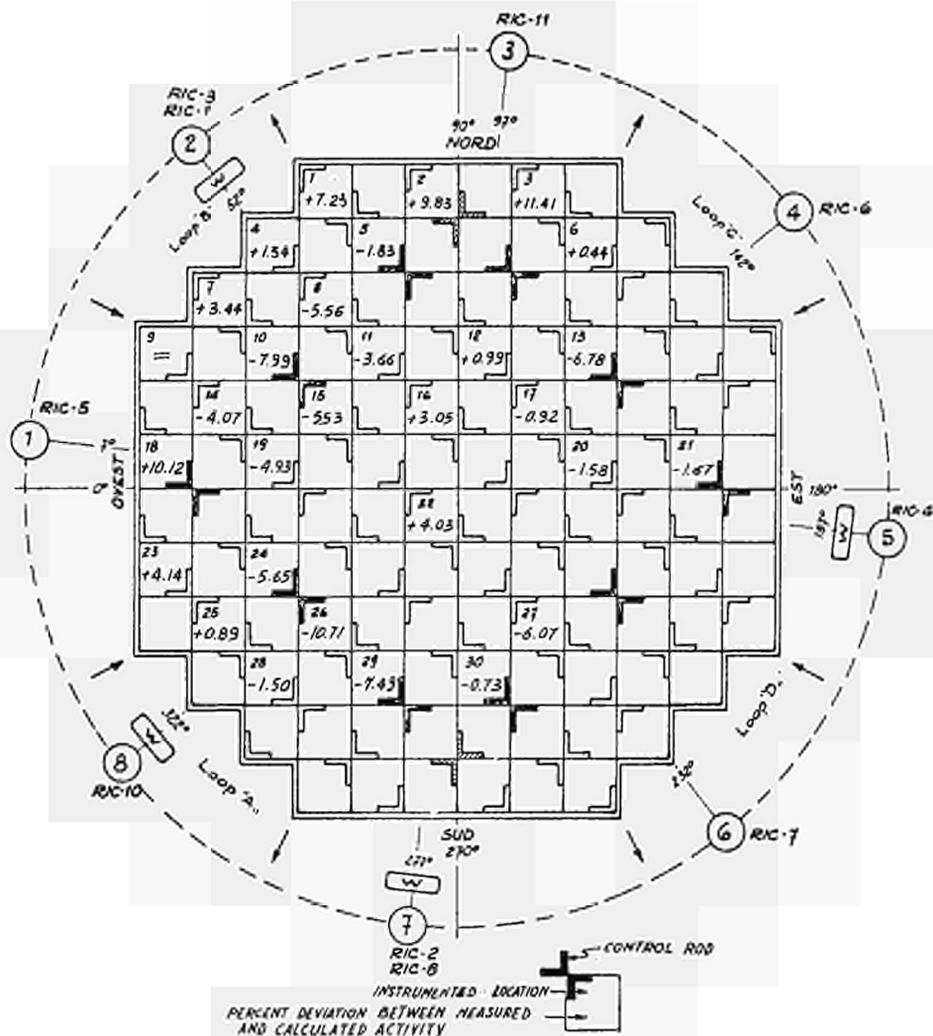
Future work will also cover the solution of other difficulties being encountered such as correction of systematic errors due to the different irradiation times of the individual aeroball channels.

The results of several measurements performed to date have been summarized in Fig. 1, which gives the difference between the Mn^{56} irradiation activities obtained at an average burnup of about 3500 MWD/MTU and the Westinghouse calculated Mn^{56} activities for beginning of core life. Differences are typically within ten percent, with an average of 5 %. A closer examination of the data indicates that the outermost and innermost regions are producing a share of power greater than calculated. This results in a general flattering of the radial distribution.

A more consistent examination of these data will be possible when calculations for the proper burnup level, now being performed under the concurrent FIAT program, will be available.

Fig. 2 shows axial distributions, at a burnup of 2200 MWD/MTU, for three typical operating conditions:

— low power operation with control group rods deeply inserted (continuous line);



THERMAL POWER	621 ± 829 MW
CONTROL GROUP POSITION % of insertion	15 ± 4 %
(Other rods fully withdrawn)	
BURNUP	2741 ± 4257 MWD/HTU
BORON CONCENTRATION	1132 ± 913 ppm

FIG. 1. — Percent deviation between Mn^{56} measured activity, at an average irradiation of 3500 MWD/MTU and calculated activity at beginning of core life.

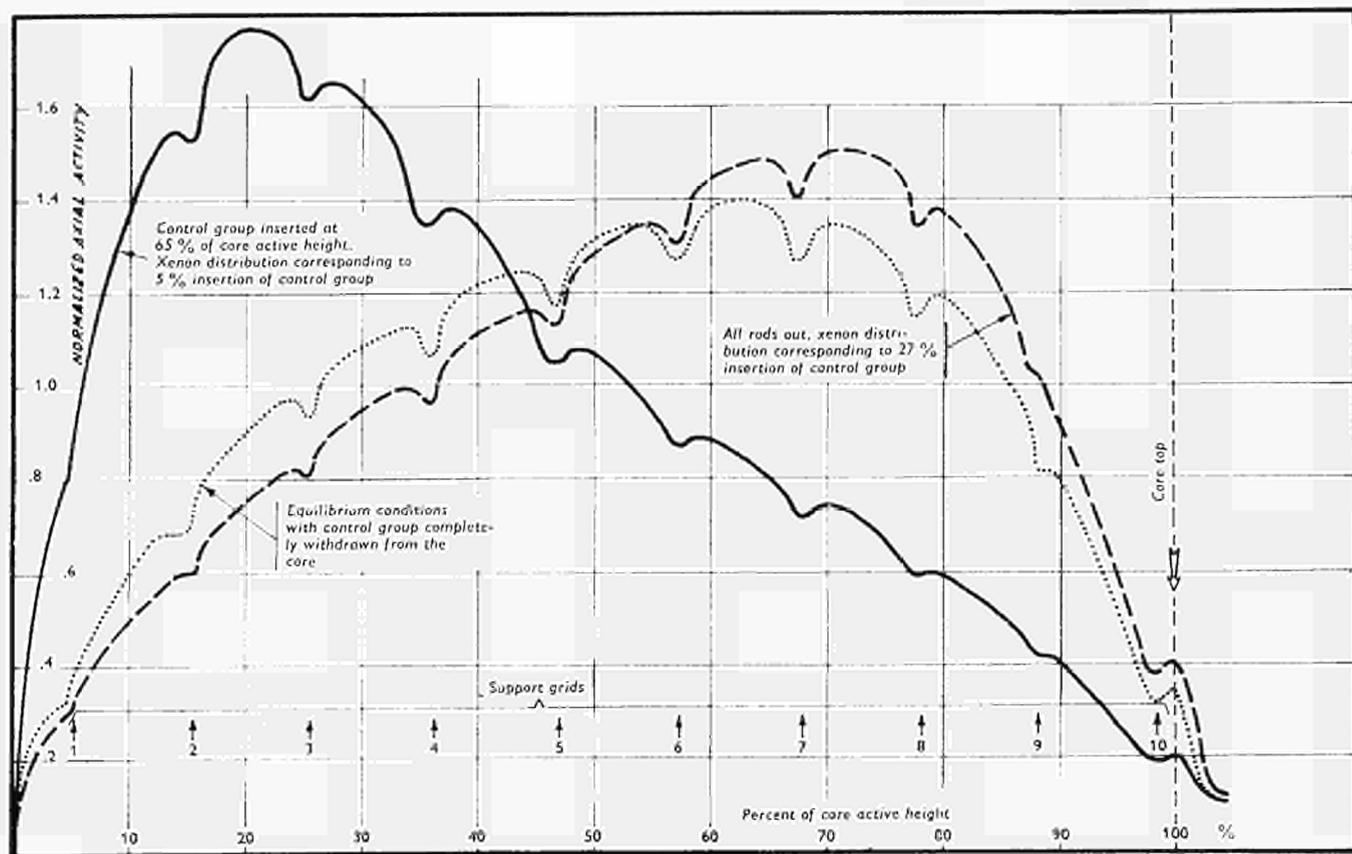


FIG. 2. — Axial distribution of aeroball channel 4 activity, under different operating conditions

- full power operation during Xenon redistribution transient (dashed line);
- full power equilibrium conditions (dotted line).

Under full power equilibrium conditions the axial nuclear factors are of the order of 1.4, whereas the design figure is 1.8. At present, the axial factor is of the order of 1.3, as the skewed distribution towards the core top consequent to initial operation with rods inserted 40 % in the core, has been fully corrected by continuous operation with rods almost fully withdrawn. These data should be of interest to the reactor designer as the nuclear axial factor affects directly the maximum linear power density and the maximum heat flux.

II.-2. — EXPERIMENTAL EVALUATION OF XENON TRANSIENT DISTRIBUTION EFFECTS

The axial flux shapes presented in Fig. 2 are indicative of the effects on the power density caused by Xenon transient distribution following a control rod withdrawal. As known, the presence of rods in a region of the core significantly depresses in that region the fission density and thus also the Xenon concentration. This creates the condition for a power density peak in that region when rods are removed. The initial Xenon burn-up amplifies the effect during the first few hours following rod removal.

The axial displacement of the power density shown in Fig. 2 (dotted and dashed curves) refers to the condition existing at the fuel assembly center where the in-core instrumentation thimble is located. The local effects near a control rod are expected to be larger. On the other hand, a preliminary study has indicated that the radial effects would be less significant than the axial ones.

At present in the Trino plant, when power level is above 90 %, an appropriate device, called Nuclear Transient Hot Channel Factor Monitor, blocks control rod withdrawal and thus power increase if Xenon and fission distributions are not near equilibrium conditions. Quite often during load increases a waiting time of about 8 hours at 90 % power is needed before reaching full power.

An experimental study will be conducted to investigate the radial and axial neutron flux distortions caused by the Xenon transient distribution during a variety of scheduled power changes. By using the results obtained, operating procedures will be studied for typical load variations as those required by the electrical network during nights and week-ends. The experimental study will be supported by calculations performed by FIAT.

The aeroball system ability of carrying out short-time spaced measurements will be very advantageous for this research.

II.-3. — IN-CORE INSTRUMENTATION DATA ANALYSIS BY FLUX SYNTHESIS METHOD

The problem of in-core instrumentation data reduction is usually approached following the conventional method of assuming separability between the radial and axial flux shapes also when different axial zones exist.

This method has, in particular, two main disadvantages. Firstly, it gives large discontinuities at the interface between axial zones. Secondly, it makes the axial flux shape of the hot channel depend on an experimental activity profile which is arbitrarily chosen.

An attempt will be made to analyze the in-core instrumentation data using a new synthesis method (3) which has been already successfully applied to design calculations. This method generates three dimensional power density distributions by synthesizing asymptotic radial shapes with properly selected axial mixing functions, the criteria for this selection being that the resulting synthesized power density should best approximate the real distribution.

The application of this method to in-core data requires the solution of the inverse problem faced by core designers. As three dimensional power shapes are directly measured, separation of these shapes into its radial components in the rodded and unrodded regions should be accomplished.

III. — Reactivity characteristics

An accurate and detailed knowledge of the core reactivity characteristics is of great usefulness both to the designer of the core for checking his calculation methods, and to the designer of the reactor control and protection systems for reducing the safety margins presently used. Moreover, such knowledge is necessary if reliable reactivity balances, useful for the reactor engineer, have to be developed.

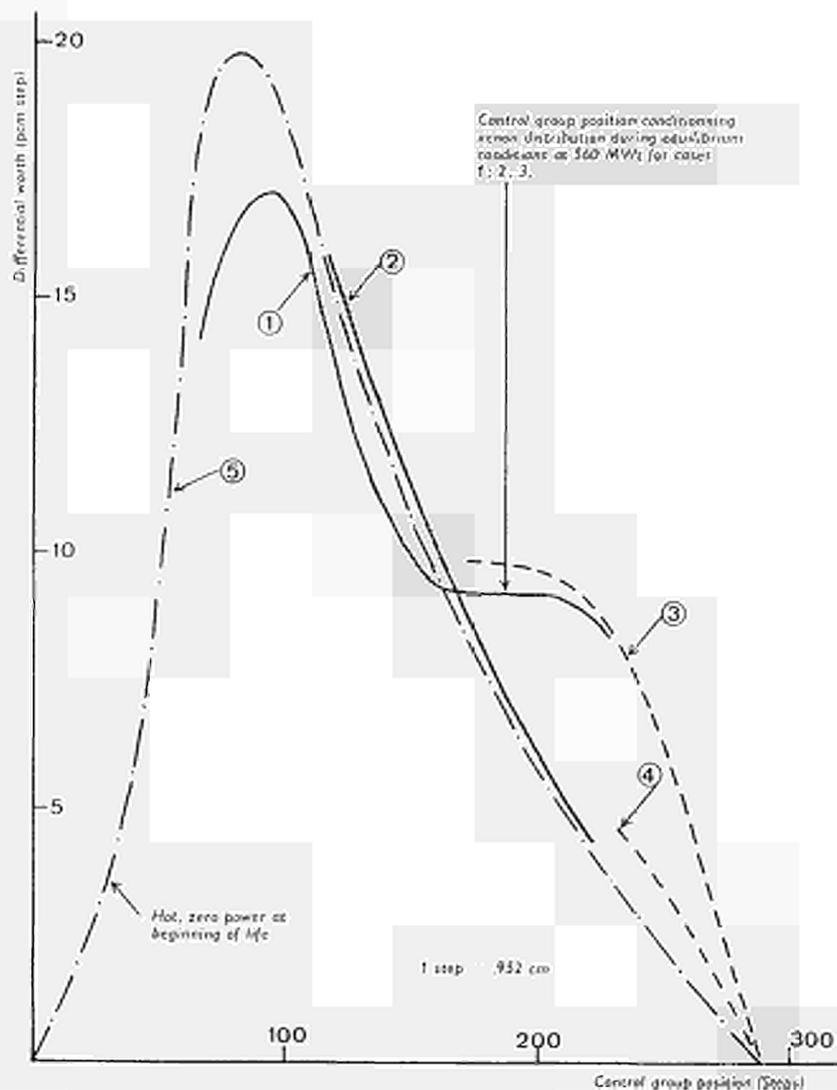
The calculation techniques for the theoretical evaluation of the core reactivity characteristics are generally rather advanced today and capable of affording good predictions (4). However it appears desirable to check these techniques in order to assess their reliability or to allow their improvement using the experimental data obtained by a large power reactor.

III.-1. — REACTIVITY MEASUREMENTS

The experimental study of the core reactivity characteristics is made complex by the considerable interaction among the various reactivity effects. The measurements already taken on the Trino reactor confirm the importance of this interaction.

A typical example is given in Fig. 3 which shows the control group differential worth in different operating conditions. The data have been obtained at low core irradiation and therefore burnup distribution has still a practically negligible effect on rod worth as demonstrated by the good agreement of the curve obtained at low Xenon poisoning (curve 2) and the curve resulting from startup physics testing (curve 5).

As burnup effects may be neglected the figure illustrates the effects on rod worth of Xenon and power. It should be noted that the general agreement between curve 1, result of measurements at zero power during Xenon decay and curve 3 which sum-



- ① Hot, zero power, xenon decay. High xenon ($\sim 0.7\% \Delta\rho_{\infty}$)
- ② Hot, zero power, xenon decay. Low xenon ($\sim 0.7\% \Delta\rho_{\infty}$)
- ③ Hot, 560 MWt, xenon distribution due to control group at 187 steps
- ④ Hot, 560 MWt, xenon distribution due to control group fully withdrawn
- ⑤ Hot, zero power, unpoisoned, beginning of life

FIG. 3. — Control Group differential Worth

marizes the measurements at power and Xenon initially at equilibrium tends to support the assumption that Xenon is the most important parameter in charging control rod differential worth. The two set of data are consistent as the reactor equilibrium conditions at the beginning were the same.

A comparison of curve 3 and 4 shows the effect of Xenon distribution. The two experiments, run at the same power, pressure and average temperature, differ only in the initial control rod position and therefore initial Xenon and power density distributions.

As predictable from calculations it has been observed an important dependence of the moderator temperature coefficient from the Xenon poisoning.

To date the power coefficient in the Trino plant has escaped an accurate determination. The values of a same set of measurements are rather scattered, and sets of measurements taken at different times are not consistent. The discrepancy among the various measurements is probably due to actual experimental difficulties, but it might also derive from causes yet to be explained. For instance, it was only recently understood that the alkali concentration can affect the power coefficient considerably, as we shall explain later on when speaking of the pH effect. It is also believed that cracking of the pellets following a thermal shock and their subsequent possible healing can affect the power coefficient. On the other hand, also the theoretical methods for the evaluation of this coefficient are rather approximative and are essentially based on semi-empirical correlations.

Within the framework of the research program, measurements of reactivity characteristics will be taken both at zero power and at power. The zero-power measurements will be performed at times of particular interest, for example at the beginning and end of the core lifetime. The reactivity measurements at power will be taken during normal plant operation under different conditions.

The zero-power reactivity measurements will be taken both with the conventional period method and with the aid of a reactivity analog computer. A reactivity analog computer is a device connected to an ion chamber which calculates the core reactivity from the current variations in the chamber by solving the neutron kinetics equations.

The reactivity measurements at power will be based on a direct determination of control rod differential worth. The reactivity effects of other variables will be evaluated by exchanging the reactivity effects of these variables with the reactivity of the rods.

A method, already successfully experimented at the Trino station, consists in deriving the reactivity introduced by stepwise movement of the rods from the prompt jump of the neutron flux obtained through the corresponding variation in the current of an ion chamber, which is measured by means of current-suppression amplifier. A more refined technique, which is based on the same concept, will use the reactivity analog computer. Rod oscillation techniques will also be tried.

The use of the reactivity analog computer is particularly attractive in a reactor using soluble poison as it reduces the experimental time considerably — roughly by

a factor of 5. However, the use of this computer requires that the control rod shadowing effect on the ion chamber connected to the computer be minimized. In the Trino plant this effect, when neglected, will give rise to considerable errors which can be as high as 30 %.

The research program also calls for the performance of accurate reactivity balances on the on-site digital computer. This computer is already in a position to perform direct reading of some alive inputs, such as the average coolant temperature, power level, control rod position, and pressure. Other parameters, such as boron concentration and coolant pH will be introduced manually.

The reactivity balances will initially be performed by programming relatively simple equations, and, whenever they are not capable of explaining the reactivity trend, they will be rendered more sophisticated.

The performance of accurate reactivity balances should be of considerable interest. If the required accuracy is attained the value of the calculated reactivity in the core will be available to the reactor engineer which will have a better insight in core operation and will have available a further way to detect the existence of abnormal core conditions, such as control rod malfunctions, or variation in the chemical characteristics of the moderator.

In addition, the reactivity balances could contribute to point out phenomena and effects which are not clearly identified yet or, as alternative, would give full confidence on the ability of the available calculation techniques to predict core reactivity changes.

The possibility of predicting the characteristics of reactivity accurately and reliably will lead to major simplifications in the design of future nuclear plants. For instance, the operating experience acquired to date with the Trino station demonstrates that, the use of particularly conservative parameters by the plant designer, has caused the pressurizer and the steam dump system to be oversized perhaps by a factor of nearly 2. For the same reason, the reactor control system has already been simplified substantially by the elimination of the trim rods.

According to the design calculations, in the Trino plant, a step load of 25 MWe should cause steam dump to the atmosphere. However a step change of 85 MWe has been comfortably absorbed by the primary system without any steam dump.

III.-2. — REACTIVITY EFFECTS DUE TO PRIMARY COOLANT PH

The pH effect consists in a reactivity variation associated with a change in the hot pH of the primary coolant. In the Yankee Rowe station a variation in the hot pH, i.e. of the alkali concentration, is followed by a considerable variation in reactivity (about 0.8 %) which develops with a time constant of approximately one day.

The pH effect was noticed for the first time in the Yankee reactor in September 1961, during a test for determining the adequacy of the reactivity control at power by means of boric acid. In order to check on possible boron hide-out in the core, the

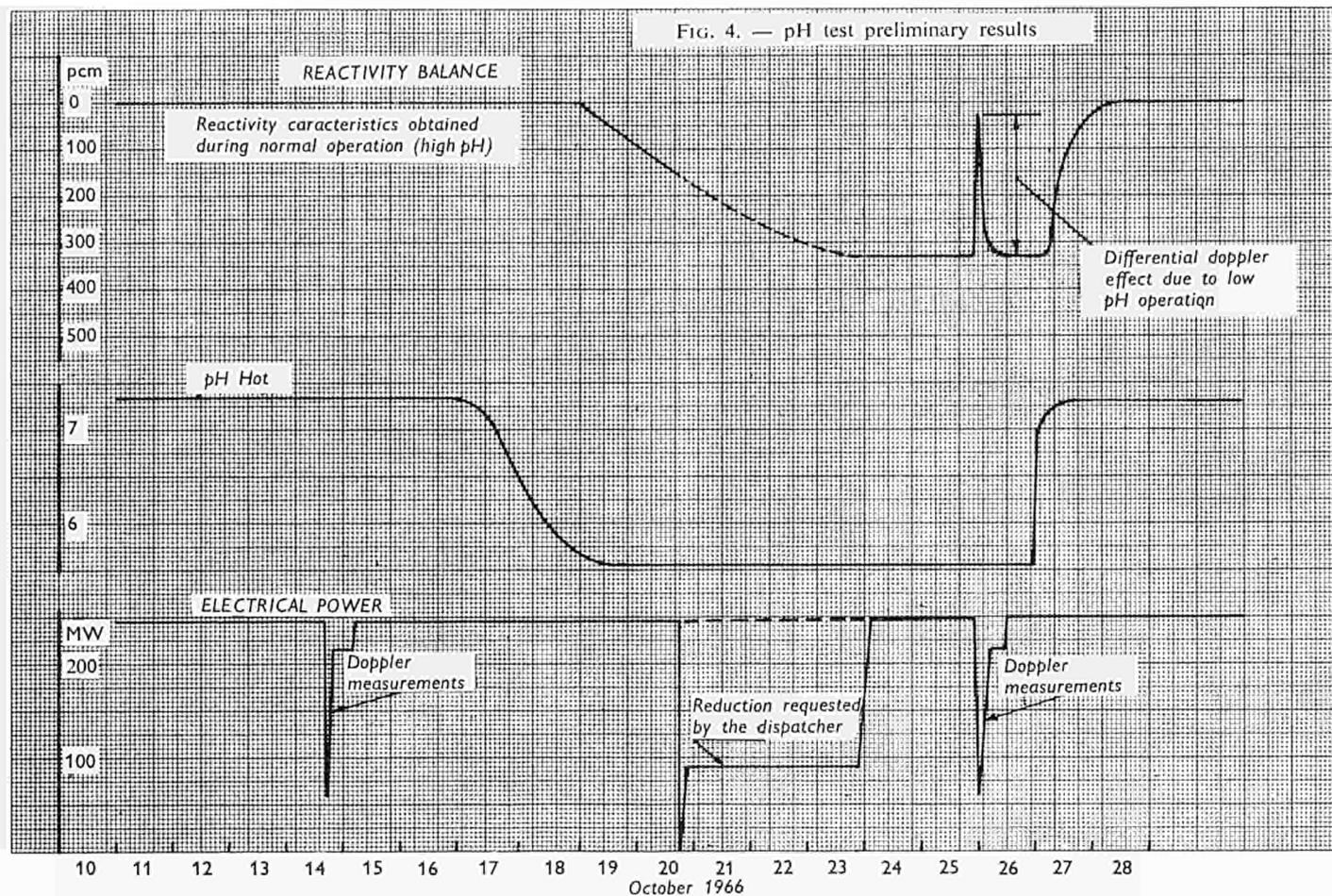


FIG. 4. — pH test preliminary results

test procedure requested a close follow of reactivity and interruption of the test if reactivity loss would exceed 0.7 %. The test was actually suspended when following boron addition, the reactivity decreased slowly reaching the limiting conditions established.

An analysis of the operating data of the days preceding the test showed that an inadvertent increase in the concentration of the NH_4 ion has occurred, with a corresponding increase in reactivity. Besides, the increase in NH_4 had been corrected by placing a demineralizer in operation. It was realized that there was some association between these facts, but no explanation could be found for the reactivity behavior. Later on, a controlled pH variation, without boron in the coolant, was performed and the actual existence of this new effect was demonstrated, beyond any doubts.

The pH effect was immediately put to good use, and by adding hydrazine the core lifetime was significantly lengthened. Though the existence of effect was fairly well established, no consistent explanation was found. Today, after five years this phenomenon was observed for the first time, its nature is not fully clear. It is possible that an increase in the alkali concentration in the primary coolant changes the characteristics of the crud deposited on the core surfaces. The crud would increase its thermal conductivity and cause a reduction in the temperature of the uranium dioxide and, consequently, in the reactivity associated with the Doppler effect. Measurements of the Doppler coefficient under different pH conditions seem to indicate that this phenomenon may account for at least half of the total pH effect.

A first test to investigate the pH effect has just been completed in the Trino station in the framework of this research program.

Preliminary results are shown in Fig. 4 which gives the evolution in time of most significant variables during the test period. Total reactivity swing, corresponding practically to a complete removal of the alkali (initially at a molal concentration of 2.5×10^{-4}), resulted of the order of 0.3 % with Doppler measurements indicating an increase of about the same amount.

The figure which summarizes the control room preliminary analysis kept for checking the progress of the test, gives the reactivity balance ⁽¹⁾ adjusted for normal operation (high pH), and the two main variables, hot pH and power.

On the basis of the results obtained, other tests will be performed which hopefully will further contribute to the understanding of the nature of this phenomenon.

A complete understanding of the pH effect could be rewarding. For instance, by reducing the Doppler effect, the number of control rods may be reduced and the systems which are actuated during a load rejection could be simplified.

The studies on the pH effect seem to indicate that the values normally accepted for thermal conductivity of the crud are substantially mistaken. This would indicate

⁽¹⁾ On Oct. 21, 22 and 23 due to Xenon transients the reactivity balance proved difficult and the graph has been simply interpolated between end points.

that at high pH the maximum allowable fuel rod linear power density is actually higher than at low pH.

On the other hand, it might be advisable to operate at a neutral pH till the end of the core lifetime, when the pH could be increased to take advantage of pH reactivity to lengthen the core lifetime. In fact by letting uranium-238 absorb a greater proportion of the excess neutrons that would otherwise be absorbed by boron the conversion ratio and then core lifetime increases. Quantitatively this increase though small is not negligible, with estimates indicating its range in the hundred of MWD/MTU.

Anyway it should be clear that, the importance of pH for chemical conditioning of the primary system, particularly for crud deposition, should be also weighted when selecting the plant mode of operation.

IV. — Reactor power capability

Core power capability is affected by a large number of parameters and the operating experience is certainly very useful in evaluating some of these parameters. As an example, using the operating experience the initial rating of the Yankee-Rowe plant has been increased by more than a factor 1.5 and the bottle neck for a further increase is the turbine-generator unit and not the reactor system.

Under the research program a thorough study on the parameters influencing the power capability of the Trino core will be performed. A set of ground rules to be followed in the core thermal and hydraulic design will be specified. Eventually, using the specified set of ground rules, the maximum attainable core power level will be determined.

IV.-1. — INSTRUMENTATION ERRORS AND SET POINTS

Preliminary studies have already indicated that the high neutron flux scram set point can be reduced from the design value of 111 % down to 106 % and that the maximum overpower value can be reduced from 118 % down to 112 %. Under particular conditions the latter reduction may result in a core potential rise inversely proportional. Of course the above lower set points would require the use of some restrictions on operation such as elimination of automatic rod withdrawal at full power and reaching full power with xenon at equilibrium conditions and control group rods in the upper core quarter. Experience has shown that these additional operating instructions are acceptable, from an operating standpoint, for a base load plant.

In the Trino plant the increased size of the core and the particular design of the nuclear instrumentation thimbles has enhanced the effect of the control rod move-

ments on ion chamber readings. After considerable work the situation has been corrected using dual ion chambers. A dual ion chamber consists of two standard chambers connected in parallel and positioned in the instrumentation thimble in such way that a control rod movement has about the same effect on both chambers but of opposite sign. The response of the dual chambers to rod movements in the range of interest at nearly full power operation (upper core quarter) is flat within about 1 %.

Additional studies on the causes of the errors and the continuing recording of drifts should allow a further reduction of the high neutron flux scram set point and of the maximum overpower value.

The accuracy in determining the thermal core power level will be carefully analyzed. Preliminary studies have shown that by using calibrated nozzles for measuring the feed water flow rate an accuracy better than 2 % is obtainable against the original design value of 3 %. It is hoped that the continuous recording of instrumentation drifts may further improve the accuracy to about 1 %.

The temperature sensors of the main coolant system will be checked during shut-down against a secondary standard of the United States National Bureau of Standards from time to time by establishing isothermal conditions in the main coolant system. This will allow the detection of measuring channel drifts and of aging effects.

The errors and drifts of the low pressure scram channels have been found to be substantially higher than the design values. A large contribution to the higher errors is given by apparent coolant temperature fluctuations at the steam generator outlets. These fluctuations are amplified by lead circuits used in the low pressure scram channel to account for the transit times of the coolant. The nature of the fluctuation and the convenience of eliminating the above mentioned lead circuits will be investigated.

The performance of the primary pressure control system will be also analyzed both at steady state and during transients. The margin needed between the operating pressure and the primary system component design pressures will be established.

Reactor behavior at increased power levels will be investigated by simulating the plant using an analog computer. This should allow an optimization of the reactor instrumentation set points and hopefully improvements in the analog simulation technique.

A quantitative assessment will be made of the influence that the instrumentation errors and set points of the reactor control and protection system have on core potential. It is now believed that a careful review of all the above errors and set points, based on extended operating experience, may allow a rise of core power capability possibly up to 10 %.

IV.-2. — PRIMARY COOLANT FLOW RATE

The total coolant flow rate and the hydraulic flow distribution in the core are very significant in the Trino reactor since the core power capability is essentially limited

by the value of enthalpy at the core outlet. Consequently a change in the hot channel flow rate is reflected on the core maximum output in an almost direct proportion.

The total primary coolant flow rate is determined by means of accurate heat balances both on the primary side and on the secondary side of the steam generators. A measurement of the primary flow rate has indicated a value which is practically equal to the one used by plant manufacturer to check the core at a power level of 825 MWt.

A test is now being scheduled to repeat the measurement of the total primary coolant flow rate. During this test the thermal output of the steam generators will be determined by using special calibrated nozzles. In order to obtain an indication of the core bypass flow and flow distribution among the various fuel elements, it was planned to use the thermocouples of the incore instrumentation located at the core outlet. However the information obtained would have been only indicative because of the flow redistribution among the various fuel assemblies and of the uncertainty that the temperature readings given by the thermocouples are actually representative of the average fuel assembly outlet temperature.

Some of the thermocouples installed in the Trino plant present unfortunately a low insulation resistance. Thus the temperature values collected to date are not self-consistent and cannot be utilized to gather the wanted information. An assessment is now being made of the desirability of replacing the faulty thermocouples at the next refueling.

IV.-3. — EFFECT OF SECONDARY SYSTEM ON CORE POTENTIAL

In a pressurized water reactor, the core power capability is also affected by the secondary system. In fact, the core potential increases as the average coolant temperature decreases; but, this decrease, which is reflected on the steam pressure at turbine admission, beyond a certain limit, causes a reduction in the potential of the secondary system.

Under the research program a test will be performed to accurately establish the relation between the average primary coolant temperature and the maximum thermal output which can be transmitted through the steam generators to the secondary system. For the Trino plant this curve is of some importance as a decrease of 1 °C in the average temperature rises the core power capability by approximately 10 MWt.

The above relation is affected by the overall heat transfer coefficient of the steam generator. This coefficient has been found to be considerably higher than predicted by design calculations. The design value is 700 Btu/hr.ft².°F, while the actual value, after almost two years of operation, is 950 Btu/hr.ft².°F. The latter value corresponds to the one which would be obtained by theoretical calculations assuming a total absence of fouling.

The effect of a decrease of the average temperature and thus of the secondary steam pressure on the plant gross efficiency will also be investigated. It has been

already observed experimentally that the plant efficiency is not very sensitive to the value of the secondary steam pressure. A decrease in the efficiency due to a lower steam pressure is partially off set by an increase in the mechanical efficiency of the turbines which were designed to operate with a lower admission steam pressure than the present working pressure. The turbine admission steam pressure was set very conservatively by the steam generator designer for the case of maximum fouling. This is an example where conservatism may yield to operating conditions far from optimum.

Other aspects of the steam generator performance will also be studied. The moisture in the steam even at higher flow rates than the design ones, has been found to be below the nominal value of 0.25 % by weight. The stability of the generators at high flow rate appears, instead, less satisfactory. During the plant shutdown for refueling next spring, special instrumentation will be installed to evaluate the recirculation flow inside the generator and thus to check the stability margins.

V. — Chemical shim performance

The use of boric acid dissolved in the coolant as a safe and operationally practical method of reactivity control in reactors of the PWR type has been already appraised by the successful operation of few power plants. Under the research program long-term effects of chemical shim operation will be monitored by special tests.

V.-1. — NUCLEATE BOILING TEST

During the work for the development of the chemical shim, an electrically heated tube, simulating a fuel rod, was cooled by a solution of boric acid and sodium hydroxide flowing along the tube (5). The sodium hydroxide was traced by Na^{22} and it was observed a large increase of sodium activity near the heated tube when the crud thickness on the tube was above a given value and when nucleate boiling was established. By suppressing the nucleate boiling, the sodium activity returned to its normal value. It was postulated that boric acid concentrate in the porosity of large crud thickness. The crud thickness required to observe the above phenomenon is not likely to occur in power reactor cores. However, it seems desirable to check it under actual core operating conditions.

During the test to be performed under the research program, the core will be operated at some reduced constant power level with reduced pressure to enhance nucleate boiling and then with increased pressure to suppress nucleate boiling. Core reactivity will be accurately checked for abnormal variations.

A nucleate boiling test performed during November 1965, has already shown the absence of reversible boron hide-out on core surfaces. Since the crud thickness on

the fuel rods tends to increase during the residence time in the reactor, a second test with higher crud thickness seems advisable to eliminate the safety questions posed by the laboratory experiment described above. The time for conducting said test is now under review. Crud inventory reaches a maximum at the end of the first core life but at this time the boron concentration in the coolant is approaching to zero. The beginning of the second cycle, when only 2/3 of the core surface have important crud deposits but the boron concentration is high, is being considered as the alternative time.

During the nucleate boiling test, noise measurements on neutron flux will be performed. It has been shown that these measurements give an indication of the amount of nucleate boiling in the core. The experimental results will be compared with the theoretical predictions. Neutron flux distribution measurements will be also conducted to study, if possible, interaction between voids and neutron flux.

V.-2. — ALKALI MASS BALANCES

Alkali concentrations in the primary coolant during normal operation are of the order of a few ppm and thus the accuracy of alkali mass balances is such to allow the detection of small amount of boron hide-out on core surfaces as methaborate. The accuracy of a direct boron mass balance would not be adequate, as boron concentration in the coolant may well be 1000 ppm or more.

Accurate alkali mass balance, which requires to operate with purification system by-passed, will be performed in connection with the nucleate boiling test.

Successful accurate alkali mass balances during a prolonged time period have not yet been conducted. However it may be interesting to note that from the early mass balances it was found that the production rate of lithium 7, originated from the reaction $B_{10}(n, \alpha) Li 7$, is such that, at full power, with a boron concentration in the coolant of 1000 ppm, the alkali concentration rises from the lower to the upper limit of the primary coolant specification (from 3×10^{-5} to 3×10^{-4} molal) in about 50 days. This required the addition of a cation demineralizer not foreseen by the plant designer.

V.-3. — BEHAVIOR OF REACTOR MATERIALS AND COMPONENTS

Long term effects of chemical shim operation on plant materials will be investigated by extended and systematic analysis of the water-borne crud.

The operating experience with chemical shim up to now has given excellent results.

The evaluation of radiation levels near some selected plant components due to radioactive crud deposits will be followed by systematic recording of the radiation levels.

Operation of nuclear power stations has shown that the reactor internals are a potential area of serious troubles as a result of the vibrations induced by the coolant flow. Special and detailed inspections of reactor internals, fuel assemblies, and control rods will be performed during refuelings.

REFERENCES

- (1) F. CIOLI. — *The Flux Mapping System of the SELNI Plant*, Symposium on In-core Instrumentation, Oslo, June 1964.
- (2) A. CAMPLANI and A. GIURIATO. — *Power Escalation Experiments for the E. Fermi Pressurized Water Reactor Plant*, ENEA Seminar on Physics Measurements in Operating Power Reactors, Rome, May 1966.
- (3) S. KAPLAN. — *Some New Methods of Flux Syntesis*, Nuclear Science and Engineering, 13, 22 (1962).
- (4) C. G. PONCELET. — *Effects of Fuel Burnup on Reactivity Coefficients in Yankee Core 1*, WCAP-6076, October 1965.
- (5) L. F. PICONE, D. D. WHYTE and G. R. TAYLOR. — *Radiotracer Studies of High Temperature and Pressure*, WCAP-3731, June 1963.

FEASIBILITY STUDY OF A 1000 MWe BWR UTILIZING A PRESTRESSED CONCRETE PRESSURE VESSEL

G. BOGGIO

EURATOM — Brussels — Belgium

ABSTRACT

The report reviews the conceptual design studies performed to determine the most suitable BWR concept to service with prestressed concrete pressure vessel. The reactor selected is installed in a cylindrical PCPV, operates at 1000 psig and features free surface steam separation and feedwater driven jet pumps for recirculation of coolant flow.

A reference design plant of 1000 MWe was established and is herewith briefly outlined.

The vessel thermal insulation R & D program is presented with the results of thermal conductivity measurements of the different materials investigated.

Foreword

The work described in this report has been performed by General Electric, San Jose, (California) and is part of a study carried out with the French firm, Société d'Etudes et d'Équipement d'Entreprises of Paris (S.E.E.E.).

The purpose of the program is the adaptation of a BWR system to service with a prestressed concrete pressure vessel.

Accordingly to their specific competence General Electric Co. performed the work associated with the reactor including the vessel thermal insulation R & D, and S.E.E.E., which is the design organisation responsible for the prestressed concrete vessels for the French reactors EDF-3 and EDF-4, performed the work related to the vessel.

S.E.E.E. and General Electric Co. studies have been carried out under contract with Euratom and the United States Atomic Energy Commission respectively, in the frame of the Euratom-United States Joint Research and Development Program.

Introduction

The trend of the growth of electrical generating and distribution systems has been accompanied by a requirement on the part of the electric utilities for ever increasing unit sizes for equipment. This requirement is particularly evident in the case of nuclear generating stations where the economics of large units are even more pronounced than in the case with conventional stations.

For nuclear power systems which use a coolant under high pressure this trend will inevitably lead to questions of technical and economic feasibility of the pressure vessels in which the reactor core is installed. These questions relate to the handling and shipping of shop fabricated vessels or, in the case of field fabrication, to the cost of the measures and facilities necessary for compliance with the codes governing welding and heat treatment of the thick steel sections required. The time at which these problems become pressing depends on the power density of the reactor system used and on the required coolant pressure. For gas-cooled reactors of the type developed for use in Great Britain and France the continual growth of unit size and increase in fuel rating (and hence coolant pressure) has led to the adoption of prestressed concrete as the preferred method of vessel construction.

Although the problem of vessel availability is not yet critical for the BWR system it is clear that the potential for continued growth in unit rating will ultimately be limited by shop fabricated vessels and that at that time either field fabrication of steel vessels or prestressed concrete vessels will be required. Of these two alternatives, based on analogous experience in both Great Britain and France, prestressed concrete vessels now appear to offer the greatest potential for continued growth.

Preliminary studies made by General Electric have indicated a number of potential cost and safety advantages which might result from the combination of the BWR and prestressed concrete technologies.

The objective of the present program is to identify and evaluate these incentives in greater detail.

The program is divided into two phases:

- The first phase, which has now been completed, consists of an initial conceptual design study which considers both natural and forced circulation BWR systems with both spherical and cylindrical concrete vessel geometries. The effect of a change in design system pressure $\pm 25\%$ the normal value of 1000 psig has also been considered. From these results one reactor concept has been selected to serve as the basis of a reference design for a 1000 MWe system.
- The second phase, which has not yet been authorized, will entail the construction and testing of a 2/9 scale model of the concrete vessel of the 1000 MWe reference plant including the vessel thermal insulation. Furthermore an economic comparison will be performed between BWR systems utilizing prestressed concrete vessels or steel vessels.

Task I: Reactor Concept Selection

The prestressed concrete pressure vessel is technically and economically feasible for greater internal dimensions than the steel vessel.

This advantage increases the choice of possible reactor concepts making feasible systems with free surface steam separation for considerably high power units.

A survey was therefore performed to establish the reactor system most suitable to service with a prestressed concrete pressure vessel.

Different reactor design concepts were analysed with regard to core arrangement, core thermal hydraulics, steam separation, coolant circulation, refuelling arrangement and vessel geometry (spherical or cylindrical).

These studies, combined with the design and cost estimates supplied by S.E.E.E., on the prestressed concrete pressure vessel, permitted an over-all system optimization and selection of the reactor and vessel concept to base the reference design of the Task II of the program.

The design concepts taken into consideration were the following:

1. Natural circulation with free surface steam separation.
2. Forced circulation with:
 - Jet pumps and free surface steam separation,
 - Jet pumps and mechanical steam separation,
 - Mechanical pumps and free surface steam separation,
 - Mechanical pumps and mechanical steam separation.

The study was performed for a reactor power of 3170 MWt which corresponds to about 1000 MWe.

I.-1. — REACTOR ARRANGEMENTS

Fig. 1 is a schema of the over-all basic concept of the BWR system in a concrete vessel and shows a possible arrangement of a spherical reactor vessel and reactor building. All the vessel penetrations, apart from the refuelling access, are shown to be in the vessel bottom head. This is a feature which allows the reduction of the reactor primary containment to the equipment-room located underneath the vessel which envelops all the penetrations and the primary safety and relief valves.

Figs. 2 through 6, represent some of the main reactor arrangements examined:

Fig. 2 shows a concept of a reactor in a cylindrical vessel utilizing natural circulation with chimneys.

Fig. 3 shows a concept of a reactor in a spherical vessel utilizing natural circulation with chimneys.

Fig. 4 shows a concept of a reactor in a cylindrical vessel utilizing forced circulation and free surface steam separation with jet pumps located adjacent to the core.

Fig. 5 shows a concept of a reactor in a spherical vessel with free surface steam separation and forced circulation with jet pumps.

Figs. 6 and 7 represent a concept of a reactor in a cylindrical vessel utilizing forced circulation with jet pumps and mechanical steam separation. The mechanical steam separators may be located over the core and above the refuelling space, as in

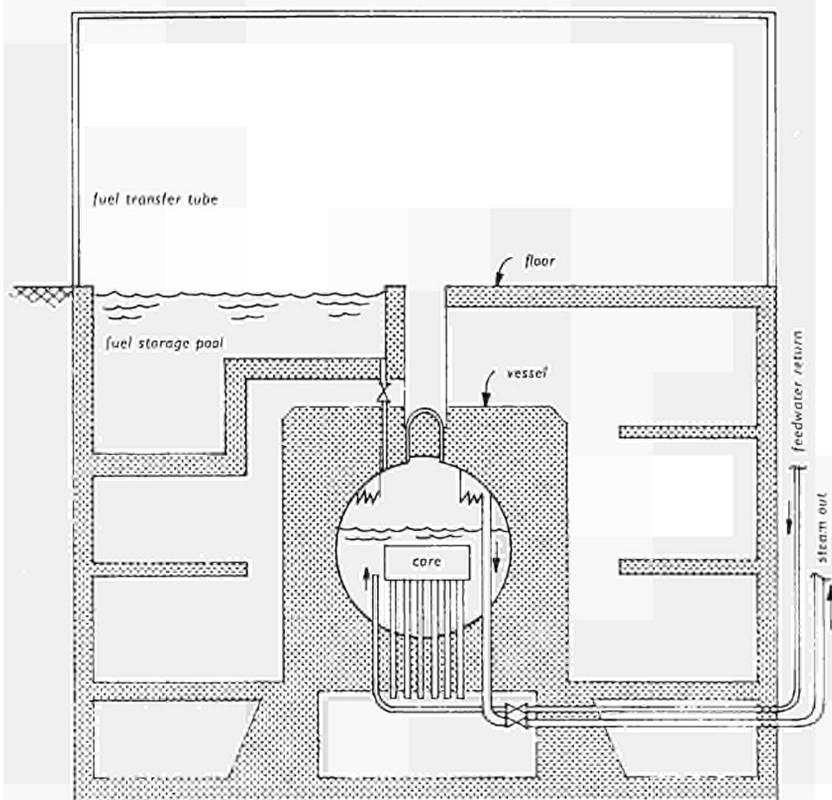


FIG. 1. — Reactor Building General Arrangement

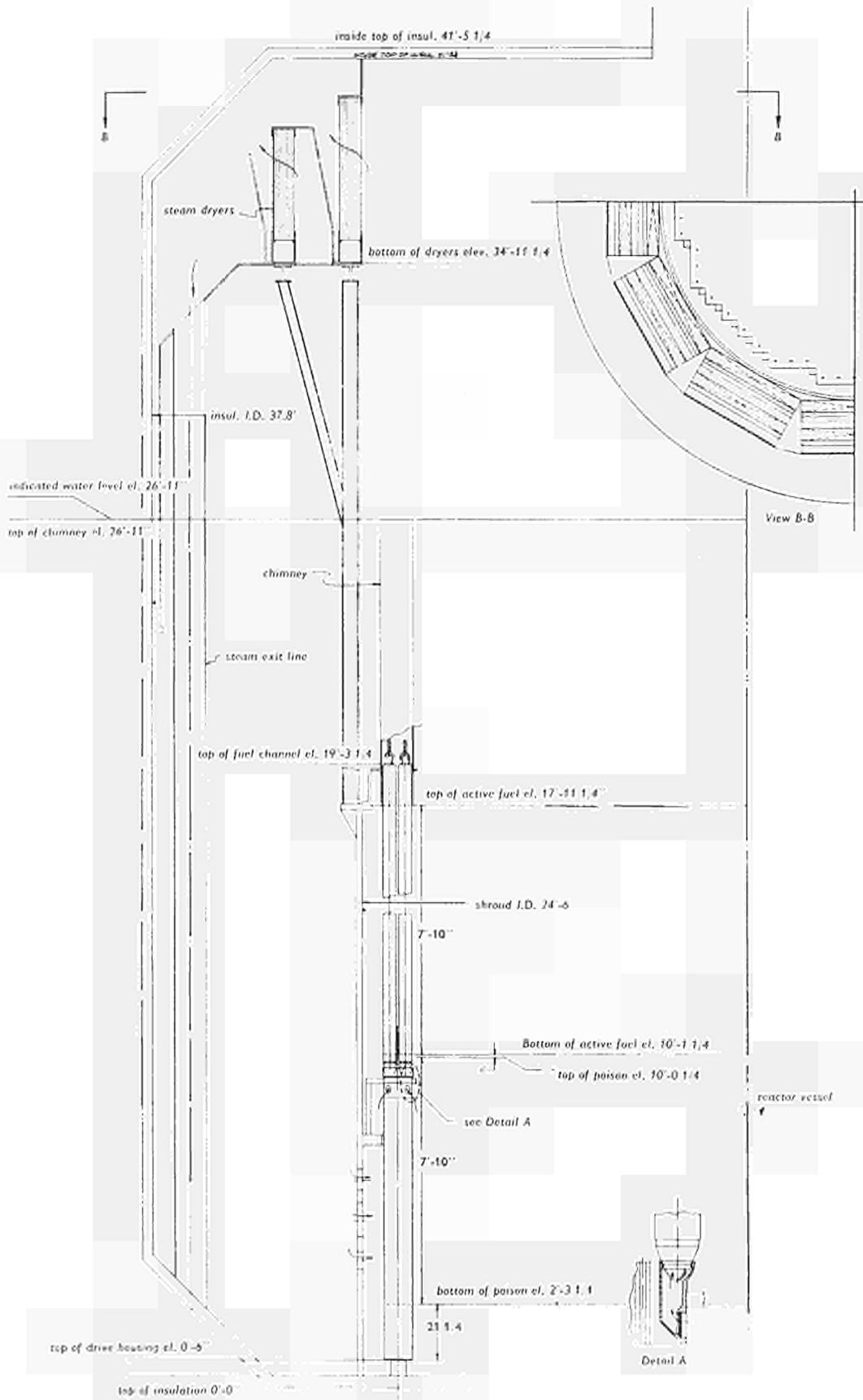
Fig. 6, at a saving of vessel diameter but at the expense of vessel height or as in Fig. 7, above the core peripherally, at a saving of vessel height but at the expense of vessel diameter.

For the different reactor concepts, analyzed correlations were made of the vessel dimensions as a function of core height and core average power density.

I.-2. — STEAM SEPARATION

As it has been shown in the previous figures, to separate the steam from the steam-water mixture leaving the core, two methods have been considered: mechanical separation and "free surface" separation.

Mechanical separation utilizes GE axial flow type separators located in a plenum above the reactor core. Because of the high pressure drop involved, mechanical separators are associated only with forced coolant circulation systems.



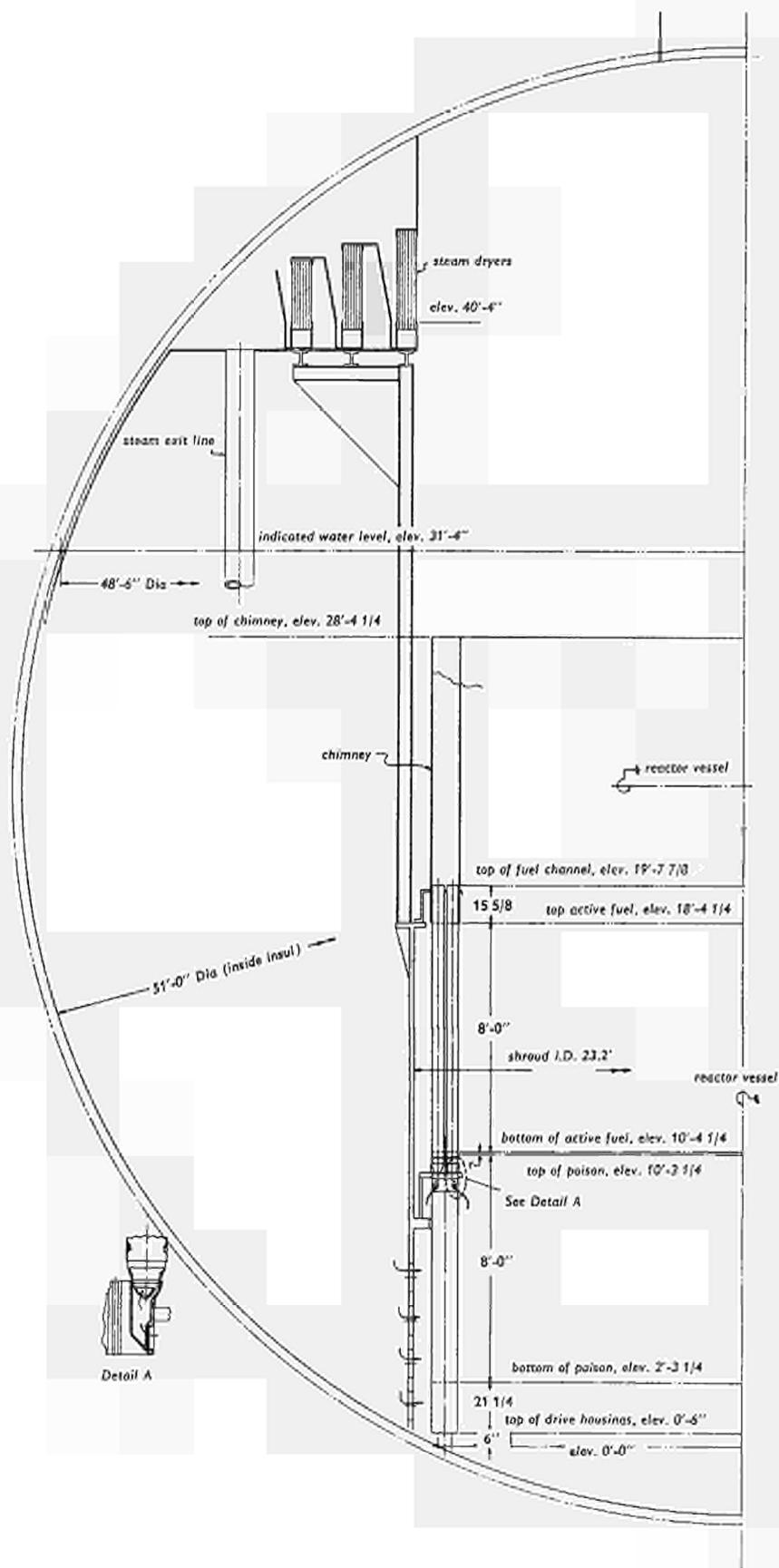


FIG. 3. — Natural Circulation Spherical Vessel 8 feet
 — 0 inch Active Fuel Length, 40 kW/l Power Density

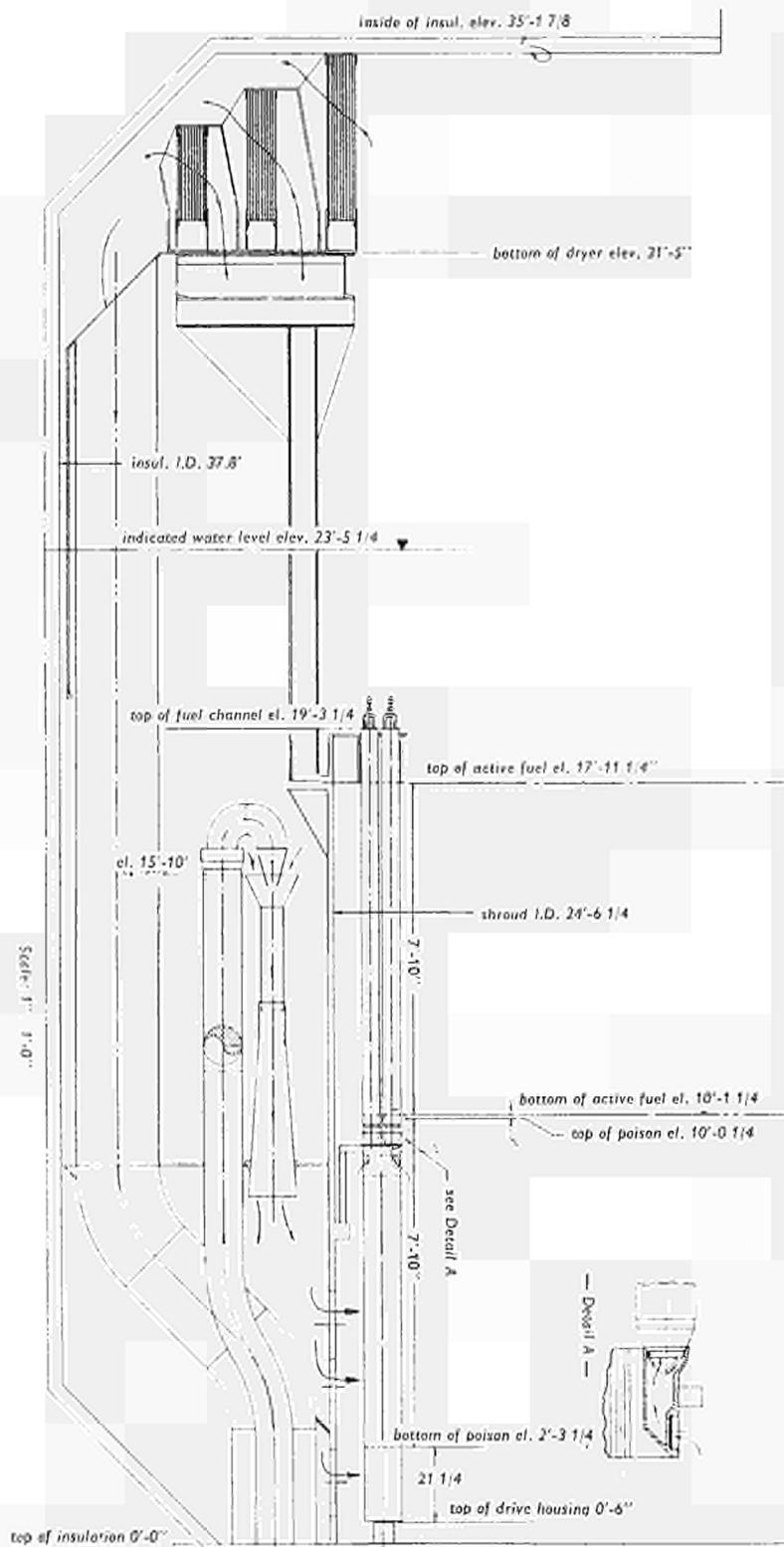


Fig. 4. — Free Surface Separation, Forced Circulation, Cylindrical Vessel, 7-ft. 10-in. Active Fuel Length, 35 kW/l Power Density

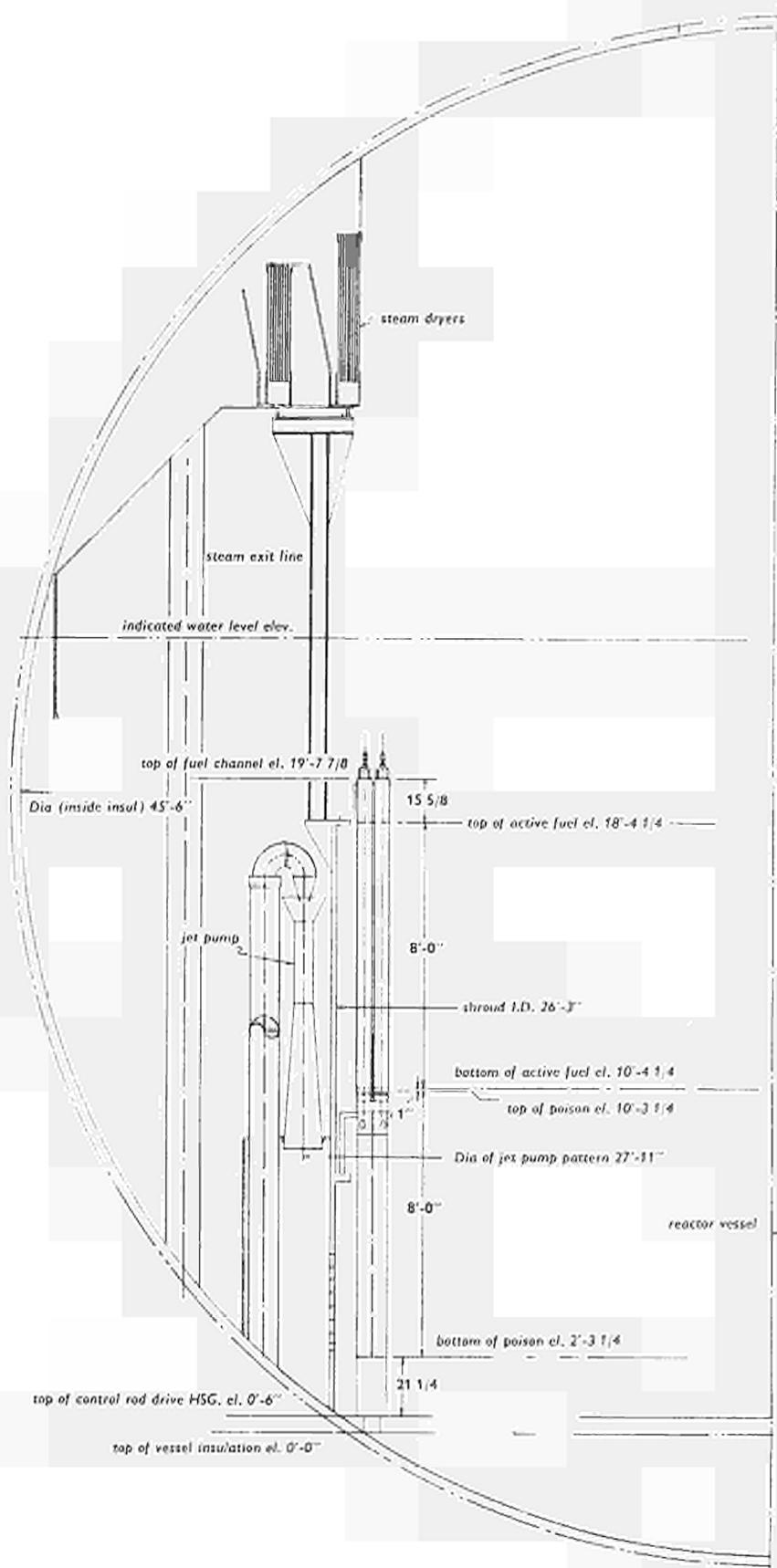


FIG. 5. — Forced Circulation, Free Surface Separation, Spherical Vessel, 8 feet
 — 0 inch Active Fuel Length 30 kW/l Power Density

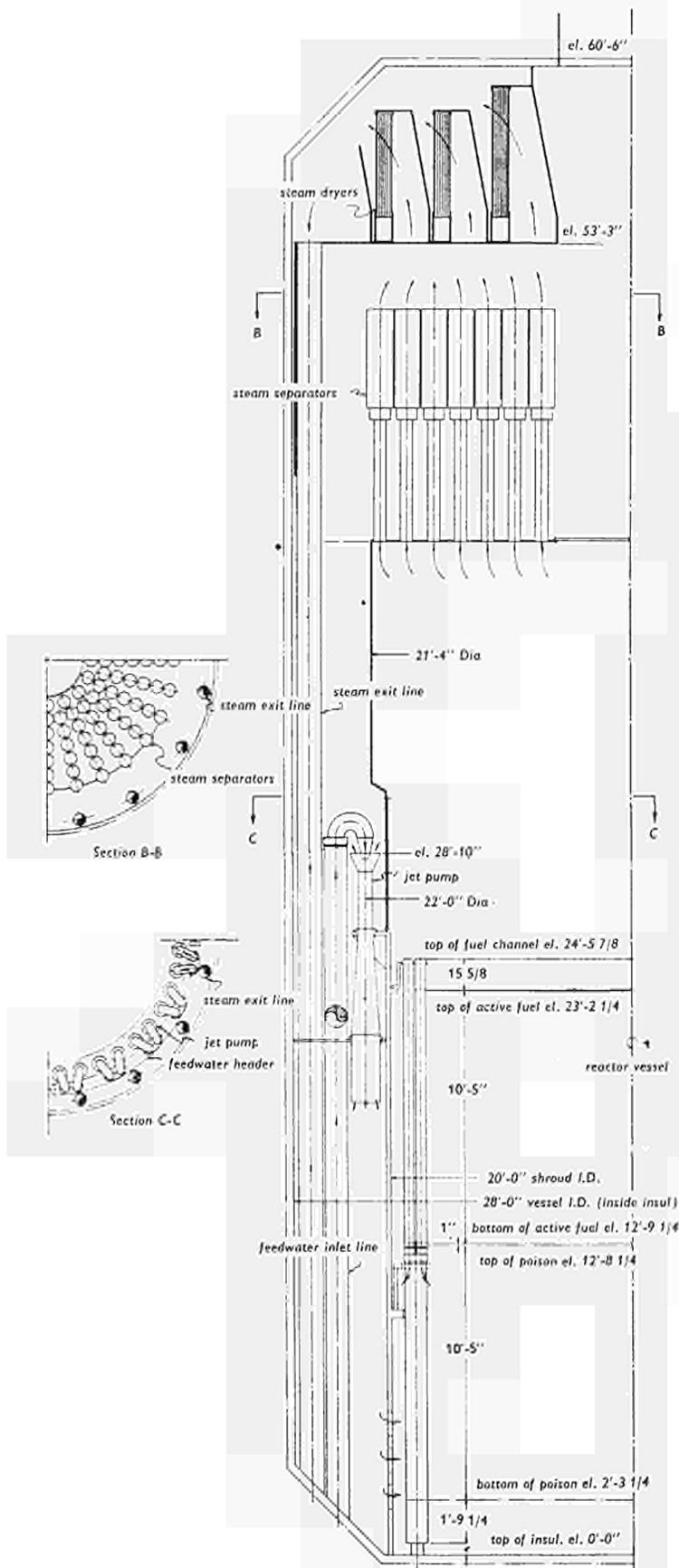


FIG. 6. — Forced Circulation, Mechanical Separation, (over core separators)
 Cylindrical Vessel, 10 feet — 5 in. Active Fuel Length, 40 kW/l Power Density

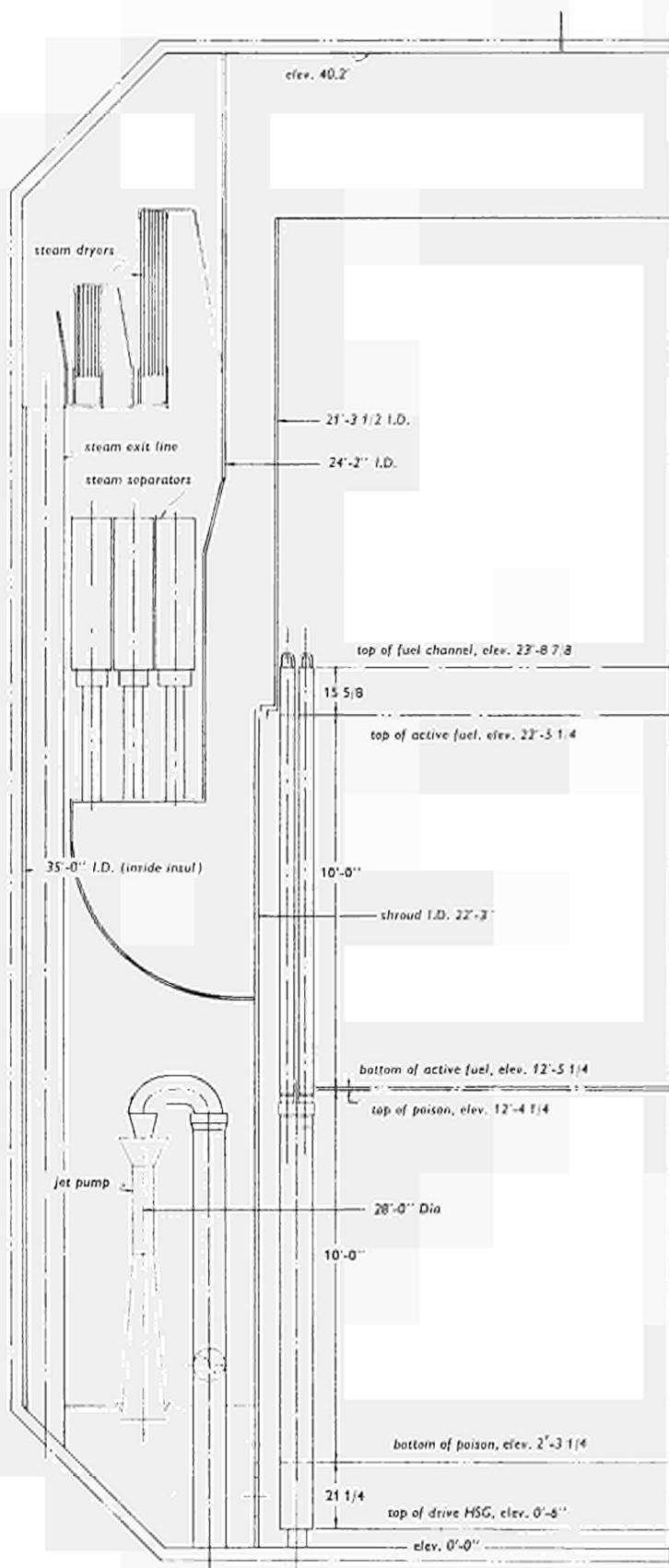


FIG. 7. — Forced Circulation, Mechanical Separation (peripheral separators)
 Cylindrical Vessel 10 feet — 0 inch. Active Fuel Length 35 kW/l Power Density

In “*free surface*” separation, separation of water is accomplished through gravity as the steam breaks away from the bulk steam water mixture. This can be effectively obtained without excessive carry over with superficial steam velocity as high as about 1.3 ft/sec. at 1000 psig as it has been proved at Humboldt Bay Reactor.

Furthermore, all the reactor systems are provided with steam dryers of the Peerless type consisting of vane-type panels 8 inches deep and 4 feet high. The units are mounted in the upper region of the reactor vessel and, to facilitate the refuelling, they are located around the refuelling access. The same type of dryer is planned for all core configurations and reactor vessel types and sizes.

I.-3. — COOLANT RECIRCULATION

For the natural circulation systems, chimneys of adequate height, each associated to one fuel bundle or to groups of four bundles, are provided to supply the additional head for the required coolant recirculation.

For the forced circulation concepts, systems utilizing jet pumps or mechanical pumps have been examined:

Jet pumps are feed water-driven, eliminating in this way the expensive external recirculation loops and the large vessel penetrations associated. However, feed water-driven jet pumps have higher suction flow to driving flow ratio which implies on one hand a lower pump efficiency and, on the other hand, higher nozzle velocities than the jet pumps currently used for commercial BWR's (350 versus 200 ft/sec.) which might cause nozzle erosion.

Conventional *mechanical pumps* have, on the contrary, a good efficiency but imply problems relative to the long shafts and their bearings. Shaft-driven mechanical pumps require that vessel penetration be at least as large as the impeller diameter to allow pump maintenance. Furthermore a problem of shaft alignment must be faced as there would be significant relative movement between the motor, located on the concrete outside the vessel, and the pump attached to a diaphragm in the vessel which is subject to thermal expansion.

I.-4. — CORE THERMAL HYDRAULICS

Steady state and dynamic state core thermal hydraulic calculations have been performed for the reactor concepts under consideration.

In order to obtain a complete representation of the incentives of the various systems, a number of technical parameters have been explored on a wide range.

Table I-1 shows the variable parameters analysed and their range.

TABLE I-1. — Stability Parameters (with no channel orifice)

Parameter	Units	Free-Surface Steam Separation										Mechanical Steam Separators					
		Natural Circulation								Forced Circulation		Over Core Jet Pump	Peripheral				
		Jet Pump				Mechanical Pumps				Jet Pump			Mechanical Pumps				
Operating Pressure Inlet	psia	1050	1050	1050	1050	1050	1250	800	1050	1050	1050	1050	1050	1050	1050	1050	1050
Subcooling	Btu/lb	20	20	20	20	20	22.6	15.7	25	25	25	25	25	25	25	25	25
Rods per Bundle	No.	64	64	64	49	49	49	49	64	64	64	64	64	64	64	64	64
Fuel Pellet Diameter	in.	0.410	0.410	0.410	0.470	0.470	0.470	0.470	0.425	0.425	0.425	0.425	0.425	0.425	0.425	0.425	0.425
Active Fuel Length	ft	10	8	6	10	8	8	8	12	10	8	12	10	12	10	12	10
Average Channel Exit Quality	%	11-17	10-16.5	8-16	8-14	7-17	7.5-16	7-17	7-14	7-15	8-17	7-12.5	7-13.5	7-12.5	7-13.5	7-12.5	7-13.5
Void Reactivity Coefficient	%	9.5-13.5	8.5-13	7-12.5	8-11	6.5-13	6-10.5	8.5-15	7-10.5	7-11	7-12	7-10	8-10.5	7-10	8-10.5	7-10	8-10.5
Core Avg Power Density	kW/l	52-35	58-40	60-40	45-40	45-30	45-30	45-35	53-35	55-35	53-30	53-40	55-40	53-40	55-40	53-40	55-40

The various designs were all limited in performance by a consistent set of criteria both on steady and dynamic states.

— The basic criteria for the *steady state analysis* were the following:

1. Limit on core average power density due to the critical heat flux (CHF), wherein the minimum critical heat flux ratio (MCHFR) must be equal to, or greater than 1.7 with the core at rated power.
2. Limit on core average power density due to the fuel control temperature which is not allowed to exceed 5000 °F in the hottest rod with the core at 120 % power.

The following power peaking factors were assumed:

axial 1.57
 radial 1.47
 hot spot 1.30

— For the *dynamic state analysis*, the simplified model assumed consists of the reactor core represented by an “average channel” associated with a circulation loop, neglecting the effect of the core transverse dimension, the effect of the reactor control system and the axial distribution of the neutron flux.

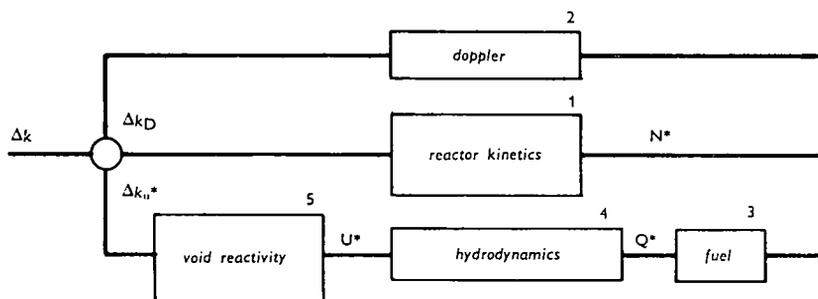


FIG. 8. — Schematic of Block Diagram as Used for Reactor Stability Analysis

The analytical model used in the stability calculation is shown in block diagram form in figure 8. The criteria adopted specify the magnitude and phase margins of the open loop response where:

1. The open loop is represented by the behavior of the transfer function block 1, with feedback from block 2, the former in series with blocks 3, 4 and 5.
2. The gain margin is the number at a phase angle of 180° which is necessary to bring the gain to unity.
3. The phase margin is the phase lag between the phase angle and -180° at unity gain.

The minimum values described as limiting criteria for stable operation were 13 db for the gain margin and 55 degrees for phase margin.

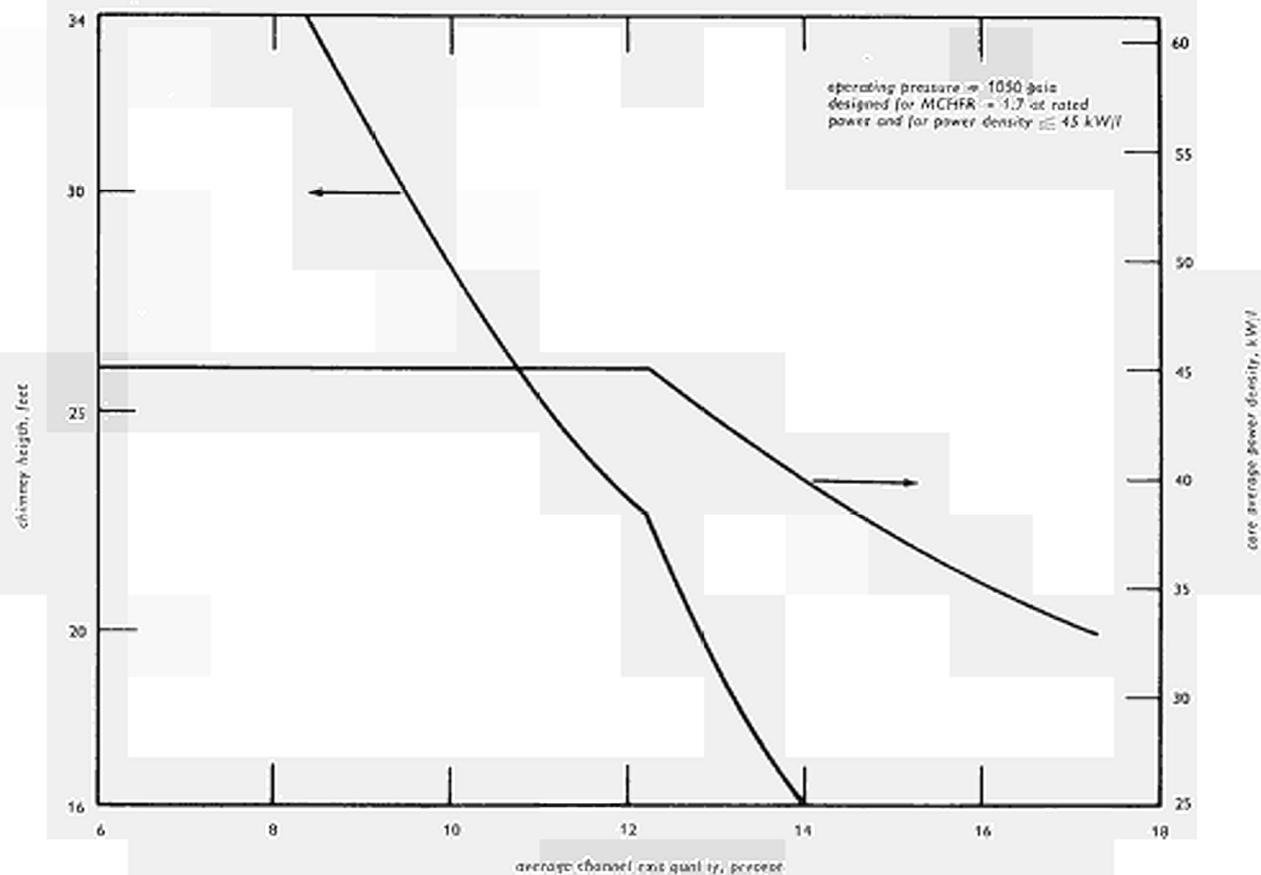


FIG. 9. — Chimney Height versus Average Channel Exit Quality for Natural Circulation.
 Active Fuel Length of 10 ft and 49 Rods per Bundle

In order to decrease the core pressure drop without altering the nuclear characteristics the natural circulation systems are provided with control rod followers which allow to have a greater channel flow area for the same water-to-fuel ratio by decreasing accordingly the rod diameter.

No control rod followers are considered for forced circulation cores for which the saving in pressure drop does not warrant the added complexity.

This is the main difference between natural and forced circulation systems from a thermal-hydraulics standpoint.

In the steady state analysis the actual method of forcing the circulation (i.e. type of pump) is of no consequence.

Only when the stability is analysed, does the pump characteristic curve influence the results.

The type of steam separation also does not affect significantly the results. Free surface steam separation has carry-under which varies as the steam exit quality varies and therefore, for a fixed value of feedwater temperature, the inlet subcooling varies.

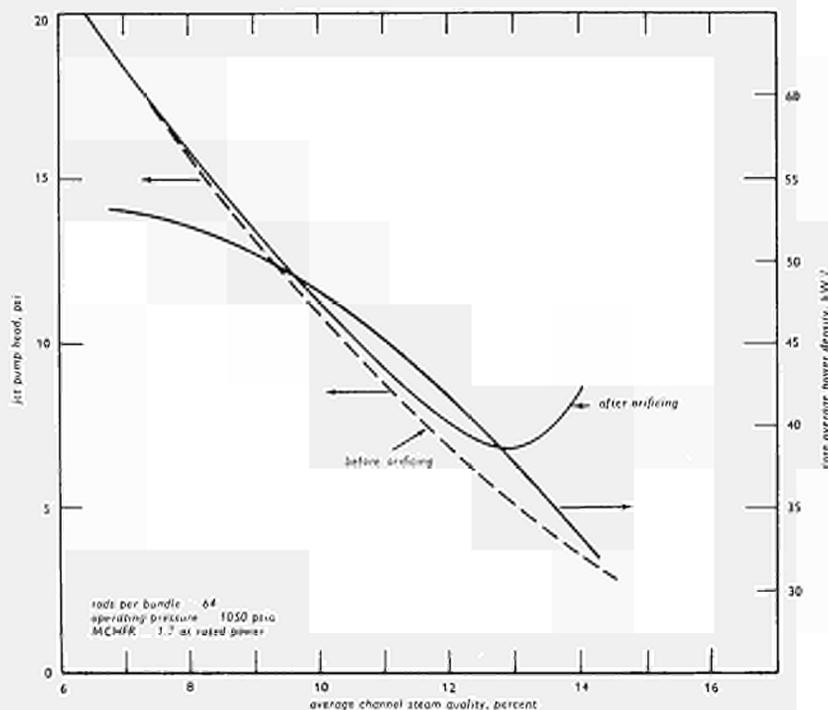


FIG. 10. — Jet Pump Head versus Average Channel Exit Quality for Free Surface Steam Separation and Active Fuel Length of 12 ft

However the effect is sufficiently small to be neglected at this stage of the study and then a constant subcooling value of 20 BtU/lb was assumed.

For the systems with mechanical steam separation having a constant carryunder of 0.2 %, a constant value of subcooling of 25 BtU/lb could be assumed.

Figs. 9 and 10 represent some typical results of the thermal hydraulic calculations.

Fig. 9 shows for a natural circulation system for an active fuel length of 10 feet, the variation of chimney height requirement and core average power density as function of average channel steam exit quality. The curves show a knee which corresponds to the core power density of 45 kw/l which is the limit set to prevent fuel melting for fuel bundles with 49 rods. As it is clearly visible the chimney height required increases rapidly with an increase of power density and a decrease of steam exit quality. At 45 kw/l and steam exit quality of 12.2 %, the chimney height is 22.5 feet requiring a vessel internal height of 61 feet. For higher core lengths, the chimneys required would be prohibitively high in a range of interesting values of power density.

Fig. 10 shows for a forced circulation system, with an active fuel length of 12 feet and free surface steam separation, the variation of the pump head requirement and core average power density as function of average channel steam exit quality. The number of rods per bundle being 64 the power density limit is increased; the maximum is in this case set by stability requirements. In order to make the reactor stable some channel orificing was required. The pump head necessary for a power density of 53.5 kw/l is 14.2 psi with a steam exit quality of 7.5 %.

I.-5. — COST EVALUATION

The purpose of this survey was the comparative technical and economical evaluation of the design concepts under consideration. For simplicity the capital costs evaluated include only those plant items whose cost differs from one concept to another, or, for the same concept, it varies as a function of the parameters investigated.

The results, then, are meaningful only on a differential basis.

The plant items considered in the comparative cost study were:

- Reactor vessel, vessel liner and cooling system,
- Vessel thermal insulation,
- Reactor equipment,
- Reactor external building,
- Turbine-generator set, and
- Coolant recirculation equipment.

For cost computation purposes, the following assumptions were made:

- Reactor life-time of 30 years,
- Plant load factor, 80 percent,

- Yearly interest rate on depreciable capital, 14 percent.
- Construction time required for the spherical vessel system, 5 months more than for the cylindrical vessel system,
- Heat loss through vessel thermal insulation, 2000 W/m², and
- Reactor thermal output of 3170 MWt.

The fuel cycle cost was computed on a privately owned fuel basis assuming 1972-75 for plant construction completion and a yearly interest rate of 10 percent.

I.-6. — VESSEL GEOMETRY SELECTION

The cost evaluation showed a definite advantage of the cylindrical geometry over the spherical one, for all the reactor concepts analysed.

The advantage is especially significant at higher values of active fuel lengths. As an example, for the concept of forced circulation utilizing jet pumps and free surface steam separation, the employment of cylindrical rather than spherical vessel geometry permits a saving of 3 \$/KW for a 12-ft high core and 1.5 \$/KW for a 10-ft high core.

These savings, of course, are not only derived from vessel cost difference but they are the result of combined cost differentials of all the station features which are affected by the vessel geometry such as reactor building, reactor internal structure, vessel thermal insulation, etc. and furthermore, they are amplified by the longer construction schedule required by the more complicated spherical vessel construction.

Only for reactor cores as short as 6 feet the spherical vessel is more advantageous; on the other hand such short cores are not economical and consequently, the spherical vessel geometry was definitely ruled out.

I.-7. — REACTOR CONCEPT SELECTION

For each reactor concept, the cost evaluation was performed over the range of technical parameters shown in Table I.

In Fig. 11 are grouped the best results of each concept. It is clear that the forced-circulation systems are significantly cheaper than the natural-circulation systems. Among the forced circulation systems the ones with mechanical steam separation appear to be more economical than the ones with free surface steam separation, and for the former the mechanical pumps are marginally more advantageous.

In table I-2 are listed the technical parameters for the best results obtained for the different concepts analysed. Table II does not present the total comparison. The question of relative near term feasibility, relative safety features, relative plant operability, and relative prospects for further development and improvement must also be taken into account even though, at this stage, they can be evaluated only

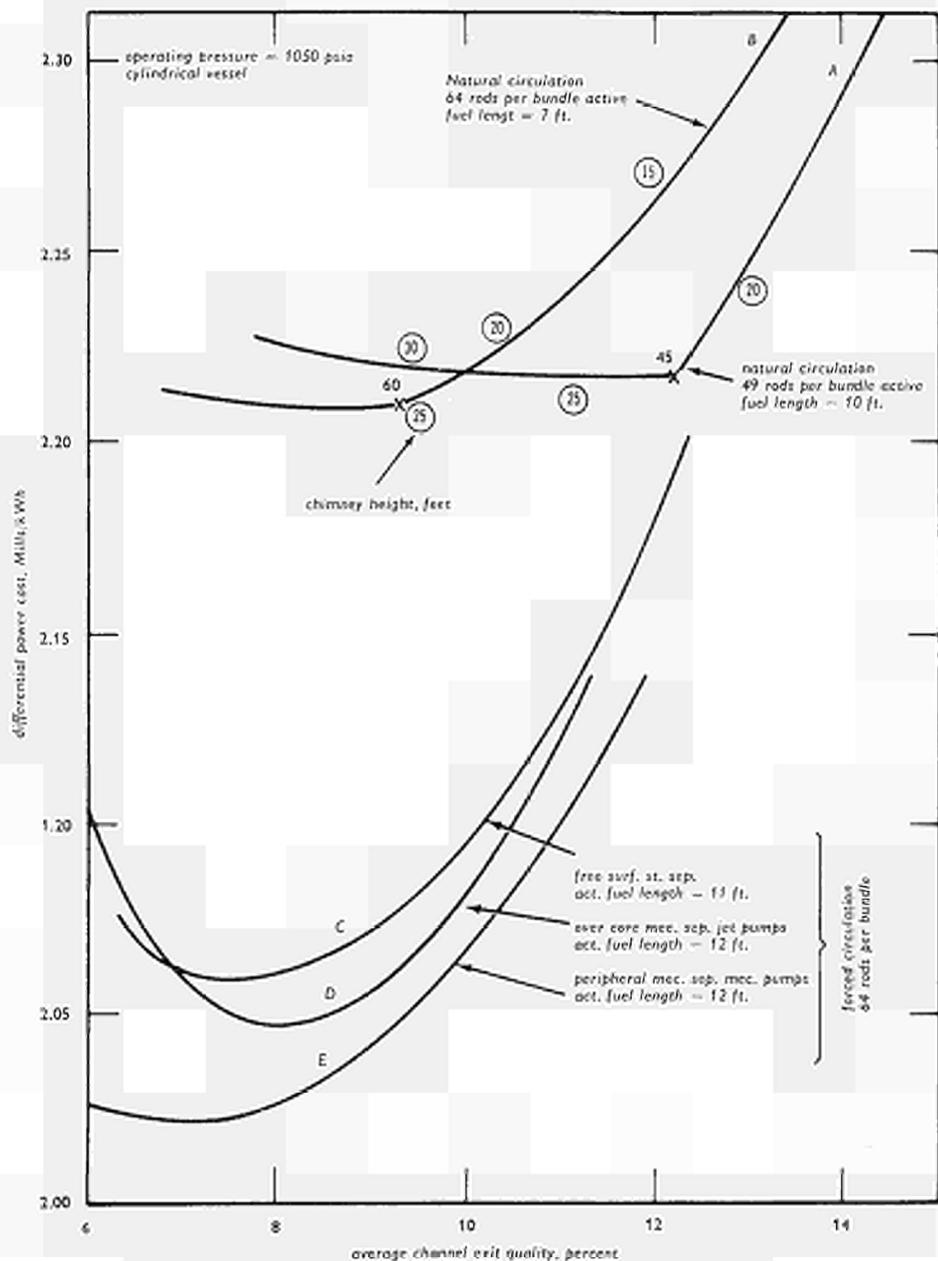


FIG. 11. — Differential Power Cost versus Steam Exit Quality for the Best Results of All the Concepts Analyzed

TABLE I-2. — Summary of the cost evaluation results and technical parameters of the best systems of the different design concepts

	Units	Concept									
		A	B	C	D	E					
Circulation		Natural	Natural	Jet Pump	Jet Pump	Mechanical Pumps					
Steam Separation		Free Surface	Free Surface	Free Surface	Over-Core Mechanical	Peripheral Mechanical					
Pressure	psi	1050	1050	1050	1050	1050					
Rod/bundle		49	64	64	64	64					
Q	kW/l	45	60	53.5	52.0	53.0					
L _a	ft	10	7	11	12	12					
X _e	%	12.2	9.0	7.5	8.0	7.2					
L _c	ft	22.7	25.3	—	—	—					
ΔP	psi	—	—	14.2	18.9	23.5					
Vessel Geometry		Cyl	Cyl	Cyl	Cyl	Cyl					
Vessel Height	ft	61.1	54.8	43.8	66.2	46.3					
Vessel i.d.	ft	38.1	38.1	38.1	25.6	30.4					
E _n	MWe	1006.4	1006.5	991.3	988.9	1002.8					
E _p	MWe	—	—	17	25.5	5.55					
Fuel Rod o.d.	in.	0.550	0.481	0.496	0.496	0.496					
Zircaloy-2 Fuel Cladding Thickness	in.	0.035	0.031	0.032	0.032	0.032					
Different. Capital Cost	} mills	{ 0.641	{ 0.620	{ 0.520	{ 0.504	{ 0.509					
Fuel Cost							{ 1.576	{ 1.590	{ 1.540	{ 1.544	{ 1.514
Different. Power Cost											

qualitatively. On this basis, the system using free-surface steam separation would seem to have a significant advantage in operability and maintainability over those employing mechanical separators primarily because of the difficulty which would be encountered should it ever be necessary to maintain or replace the separators through the relatively small diameter access opening in the top head of the concrete vessel. The use of mechanical pumps, although less expensive than the jet pump system, implies either the use of rotating shafts passing through long, small-diameter sleeves in the concrete walls with a remotely removable impeller attached at the inside end or, alternatively, the use of a number of relatively large vessel penetrations of sufficient diameter to permit withdrawal of the pump impeller and shaft as an integral assembly. Neither of these choices is basically infeasible although the first requires accommodation in the layout of the vessel internals to permit the impeller removal operation

and also imposes severe design problems with respect to the length of drive shafts which would be necessary. The second choice, requiring additional large penetrations, is at some safety disadvantage with respect to the jet pump system. On balance, the combination of free-surface steam separation with jet pump circulation offers a simpler design with fewer vessel penetrations and fewer hardware items in the vessel at the expense of a larger diameter vessel. Should future development point to the desirability of mechanical separators and pumps they can be accommodated easily in vessels sized for the simpler jet pump, free-surface steam separation system.

I.-8. — REACTOR OPERATING PRESSURE VARIATION

An investigation was made in order to determine if there were any significant incentives or feasibility reasons for choosing other than 1000 psi as the reference system operating pressure. The ultimate choice in pressure results from an optimization of a large number of effects which are sensitive to pressure level. The most important of these effects are listed in Table I-3 with an indication of the direction

TABLE I-3. — Effect of BWR parameters on pressure optimization
over range 1000 psi \pm 25 %

	Favors High Pressure	Favors Low Pressure	Indifferent
Stability			×
Burnout Heat Flux		×	
Turbine Cost			×
Vessel Cost		×	
Thermal Efficiency	×		
Steam Separation Performance			
— Free Surface	×		
— Mechanical			×
Thermal Insulation		×	
Conventional Equipment Cost		×	

in which each tends to force the design pressure. The first six items, (indicated on the table by an asterisk) were taken into account in the economic evaluation of the pressure effect on the NCBWR system. This evaluation showed that, all other conditions being equal, there was a marginal advantage (0.02 mill/kWh) favoring 1250 psi over 1050 psi. However this calculation did not include the increased cost of insulation at the higher pressure (not calculated because of the very preliminary

state of insulation development) and the increased cost in conventional plant equipment (control rod drives, drive hydraulic system, feedwater system, coolant clean-up system).

In summary, no strong incentive was found to change the design pressure for the NCBWR system. Because of the similarity of considerations between the natural and forced circulation systems it was not considered necessary to repeat the analysis for the forced circulation system.

I.-9. — NUMBER OF FUEL RODS PER BUNDLE AND ACTIVE FUEL LENGTH

The effect of the number of rods per bundle (49 and 64) was examined for the natural circulation system. The adverse effect that smaller rod diameters have on power stability was noted. This effect together with the higher core pressure drop associated with smaller rod diameters determined the choice of 49 rods per bundle. Although this was calculated for the concepts with natural circulation, the conclusions hold true for forced circulation as well. Low core and orifice pressure losses are desirable not only from the economic standpoint but also for the feasibility of employing flow control for load following with the feedwater driven jet pumps.

The optimization of the active fuel length showed the power cost to be the lowest for 11 ft for the concept of free surface steam separation with jet pumps.

However, the magnitude of the cost differential being small (about 0.01 mill/kWh), in the interest of overall standardization, the current BWR value of 12 ft was selected for the reference design.

Task II: Reference Design

Having selected, as a result of the reactor conceptual studies, the free surface steam separation with jet pump circulation, a reference design was established of a nominal 1000 MWe BWR system adapted to a cylindrical-shaped prestressed concrete pressure vessel.

To the greatest extent, the reference design has made use of established BWR design practices; innovations have been limited to features affected by the nature of the concrete vessel construction. This paper describes briefly these innovations; design features typical of BWR practice are not covered.

Table II-1 summarizes the technical parameters of the reference design.

TABLE II-1. — Summary data

Plant	
Gross Plant Output	1050.8 MW(e)
Net Electrical Output	1031.8 MW(e)
Auxiliary Power	19.02 MW(e)
Feedwater Temperature	350 °F
Reactor	
Thermal Output	3175 MW(t)
Core Operating Pressure	1015 psia
Total Core Flow Rate	109.6×10^6 lb/h
Steam Flow Rate to Turbine	12.46×10^6 lb/h
Core	
Circumscribed Core Diameter	198.7-inches
Equivalent Active Core Diameter	185.2-inches
Core Shroud Inside Diameter	203-1/8 inches
Fuel Assembly	
Number of Fuel Assemblies	748
Fuel Rod Array	7 × 7
Cladding Material	Zircaloy-2
Fuel Material	UO ₂
Active Fuel Length	144-inches
Overall Fuel Rod Length	160-inches
Cladding Outside Diameter	0.560-inch
Cladding Thickness	0.035-inch
Fuel Channel Material	Zircaloy-4
Control System	
Number of Control Rods	185
Shape of Control Rods	Cruciform
Pitch of Control Rods	12.0-inches
Control Material of Control Rods	B ₄ C granules
Type of Control Drives	Locking piston type
Number of Temporary Control Curtains	340
Core Design Data and Operating Conditions at Rated Power	
Subcooling at Core Inlet	19.5 Btu lb
Average Power Density	50 kW liter
Average Specific Power	22.25 kW kgU
Heat Transfer Surface Area	64.485 ft ²
Average Heat Flux	161.300 Btu/h-ft ²
Maximum Heat Flux	419.380 Btu/h-ft ²
Minimum Critical Heat Flux Ratio	1.9
Core Average Voids	29.7 percent
Core Average Exit Quality of Coolant within Assemblies	13.2 percent
Core Average Exit Quality	12.27 percent
Carryunder	1.08 percent
Maximum Linear Power Generation	18.0 kW/ft

Design Power Peaking Factors	
Total Peaking Factor	2.60
Additional Allowance for Overpower (i.e.: at 57.5 kW/liter, fuel $T_{\max} = 5080$ °F)	1.15
Nuclear Design Data	
Average Exposure	27,300 MWd/Te
Initial Average Fuel Enrichment	2.6 percent
Reactor Vessel	
Type	Prestressed Concrete
Inside Diameter (at liner)	456.0-inches
Inside Height (at liner)	561.6-inches
Design Pressure	1100.0 psi
Design Temperature	167 °F
Coolant Circulation	
Type	Jet Pump
Drive for Jet Pump	Feedwater
Number of Jet Pumps	40
Location of Jet Pumps	Surrounding Shroud at Core Height
Steam Separation	
Type	Free Surface
Steam Dryers	
Type	Internal, mesh type
Square Feet	540
Primary Containment	
Type	Pressure Suppression
Structure of Drywell and Suppression Chamber	Prestressed Concrete
Design Pressure of Drywell	62 psig
Design Pressure of Suppression Chamber	62 psig
Secondary Containment	
Type	Reinforced Concrete and Steel Superstructure with Metal Siding
Internal Design Pressure	7 inches H_2
Design Inleakage Rate	< 100 percent of Building Volume per Day

II.-1. — REACTOR GENERAL ARRANGEMENT AND INTERNAL STRUCTURE

A typical arrangement of the reactor is shown in Fig. 12.

The relationship between the shroud, core support structure, fuel assemblies, control rods, guide tubes, control rod drives and housings, and flux monitor equipment are essentially the same as in conventional BWR systems. Individual fuel assemblies rest on support pieces mounted on top of the control rod guide tubes. Each guide tube, with its fuel support piece, bears the weight of four fuel assemblies

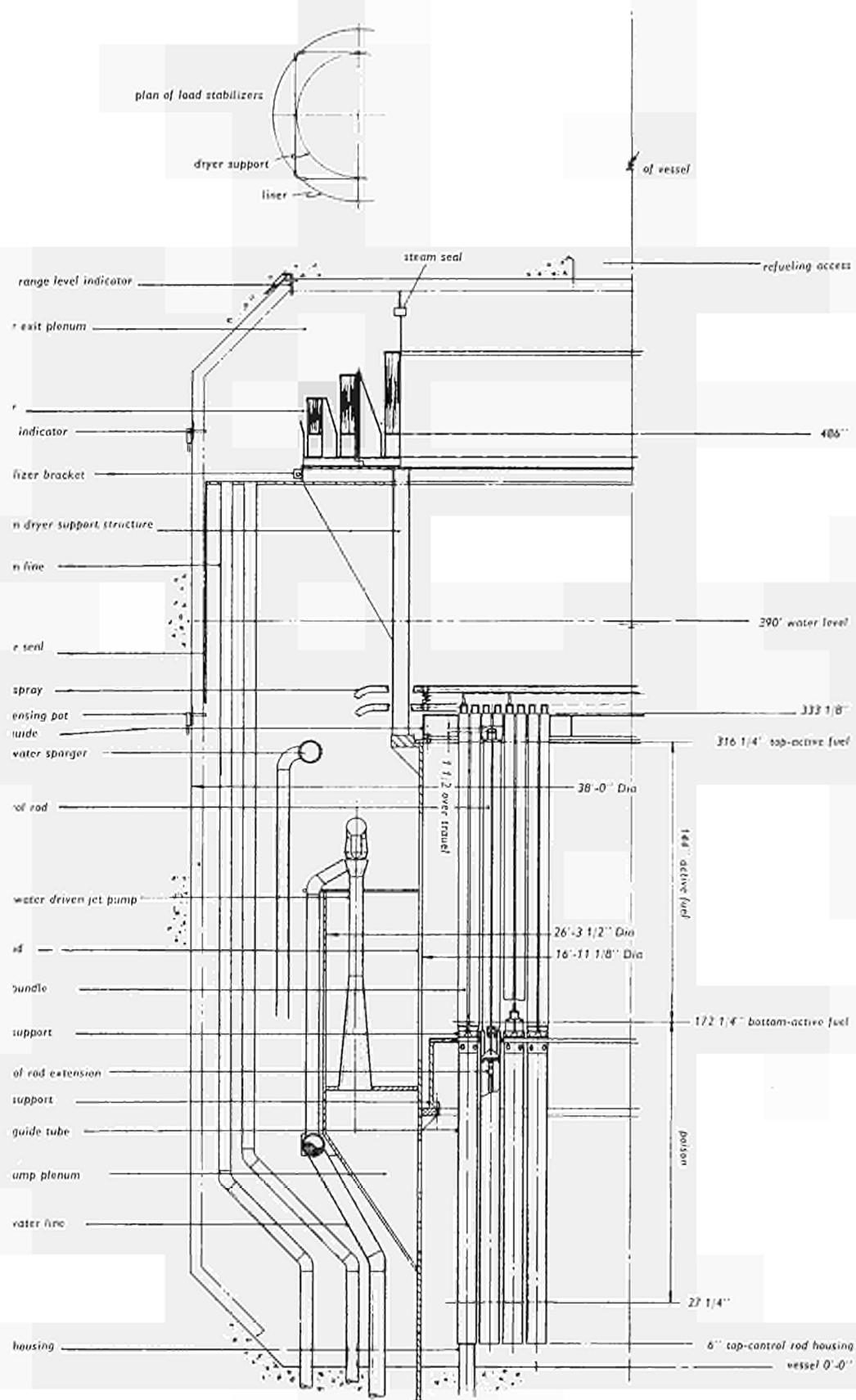


Figure 1-10

and rests on the upper end of the control rod drive housing which penetrates the bottom head of the reactor vessel. The core plate supported by the shroud provides lateral guidance at the top of each control rod guide tube and supports eight fuel assemblies on the core periphery not supported by the guide tubes. The upper core grid mounted inside the shroud provides lateral support for the top of each fuel assembly. Temporary poison curtains hang from the upper grid and extend downward between fuel assemblies.

The basic support structure in the vessel is the shroud. Although it supports the weight of only a few fuel assemblies (most are supported by the guide tubes), it supports the core plate, the upper core grid, the dryers, the jet pump plenum and the jet pumps.

The shroud is connected to the vessel bottom head by welding to a cylindrical stub which is anchored in the concrete. In order to reduce thermal stresses at the shroud-vessel connection, thermal insulation at least 3-ft high has to be provided at the shroud base.

All nozzles for steam, feedwater, core spray system, shutdown cooling system, clean-up system, instrumentation, liquid poison, vent, and vessel drain connections penetrate the bottom head.

Control rod drive and flux monitor housings are longer for the concrete vessel than for a conventional steel vessel; therefore, extensions are needed between the drives and the rods. To obtain the necessary alignment between the control rods and fuel and structural components, some modifications to tolerances are necessary.

In fact, the control rod drive housings cannot be located in the concrete vessel to the same tolerances as they are attained in a steel vessel. Furthermore a radial differential expansion occurs between the vessel bottom head and the core structure due to the difference of temperature in normal operation conditions: the concrete maximum temperature is about 150 °F, while the core structure reaches about 525 °F.

An analysis was performed and it was shown that a satisfactory clearance between control rods and core structure can be obtained by improving some tolerances and design features such as straightness of guide tubes and its inside diameter tolerance, the channel bow tolerance, the channel wall deflection to pressure and the control rod bottom rollers which have to be increased in diameter.

II.-2. — STEAM SEPARATION AND DRYING

As previously mentioned free surface steam separation was chosen for the reference design. In order to hold the steam carryover down to a tolerable level, the inside diameter of the vessel was set to result in a superficial steam velocity of 1.3 ft/sec. The indicated water level was set approximately 5.5 ft above the top of the active fuel to provide sufficient shielding to minimize activation of the top liner of the vessel. The bottom of the dryers was set 8 ft above the indicated water level to keep the steam-water froth zone below the dryers.

The steam dryers are supported by a ring-shaped plate structure carried by 12 cylindrical columns. Eight spring-loaded stabilizers connect the steam dryer support to the vessel wall to provide a stiff internal structure, able to resist earthquake loads and hydrodynamically induced vibrations.

In order to minimize steam flow by-passing the dryers in exiting from the vessel, a labyrinth type seal joint is visualized between the innermost sets of dryers and the liner at the top of the vessel. This labyrinth type seal consists of two main parts, one fixed at the vessel head liner and the other at the top of the steam dryer. In the hot condition, the gaps between the labyrinth are minimized by taking advantage of the differential thermal expansion of the internal structure and the concrete vessel.

From the dryer exit plenum 50 steam pipes of 6-in diameter extend to the bottom head penetrations. The pipe diameter is dictated largely by the penetration size limitations.

Fig. 13 shows how the dryers in 3-panel configuration are mounted in 6 banks. Detach-attach bolts are provided to allow an easy removal from the vessel through the refuelling access.

II.-3. — COOLANT RECIRCULATION SYSTEM

Coolant recirculation for the reference plant is accomplished with the use of feedwater-driven jet pumps. Feedwater passes through mechanical pumps, located outside the vessel, where its pressure is increased to about 700 psi higher than reactor pressure. Then the high pressure feedwater enters the vessel through 12 pipes of 8 in. diameter which are connected to a distribution header and discharges through 20 risers to the nozzles of 40 jet pumps. The high velocity driving flow entrains the recirculating flow in the downcomer. A jet pump plenum structure seals the suction fluid from the discharge fluid of the jet pumps. The jet pump location and details are shown in Figs. 12 and 14. The jet pump nozzles are made to be detached and replaced two by two. The feedwater driven jet pump system was preferred to the conventional BWR jet pump system because the elimination of the external recirculation loops appears to offer to the PCPV-BWR significant economic and safety advantages.

The inherent disadvantages of the feedwater-driven jet pump system are:

- The lower pump efficiency associated to the higher suction flow to driving flow ratio.
- The jet pump nozzle higher velocities (about 350 ft/sec instead of 200 ft/sec as for the present BWR plants).
- The necessity to start up the reactor by the use of a semi-natural circulation.
- The more complex reactor flow control.

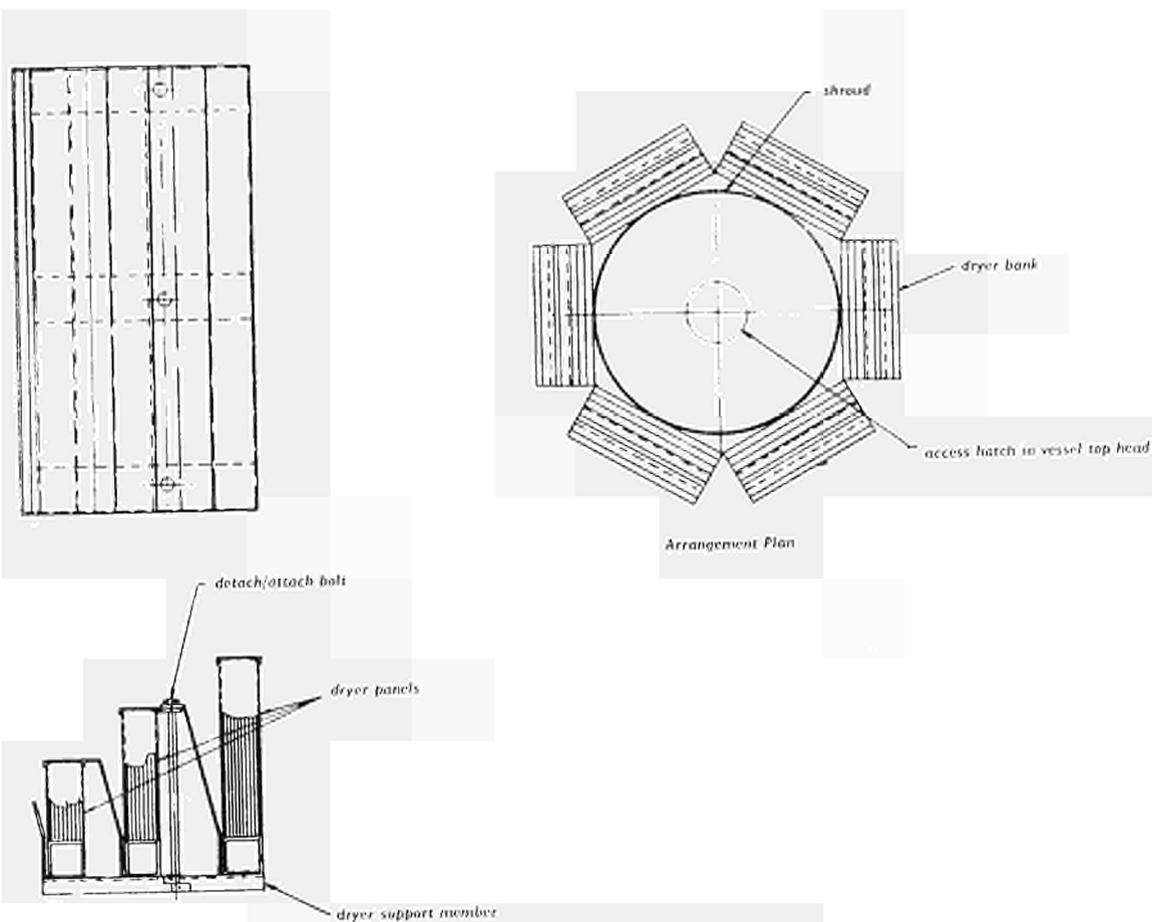


FIG. 13. — Steam Dryer Details and Arrangement

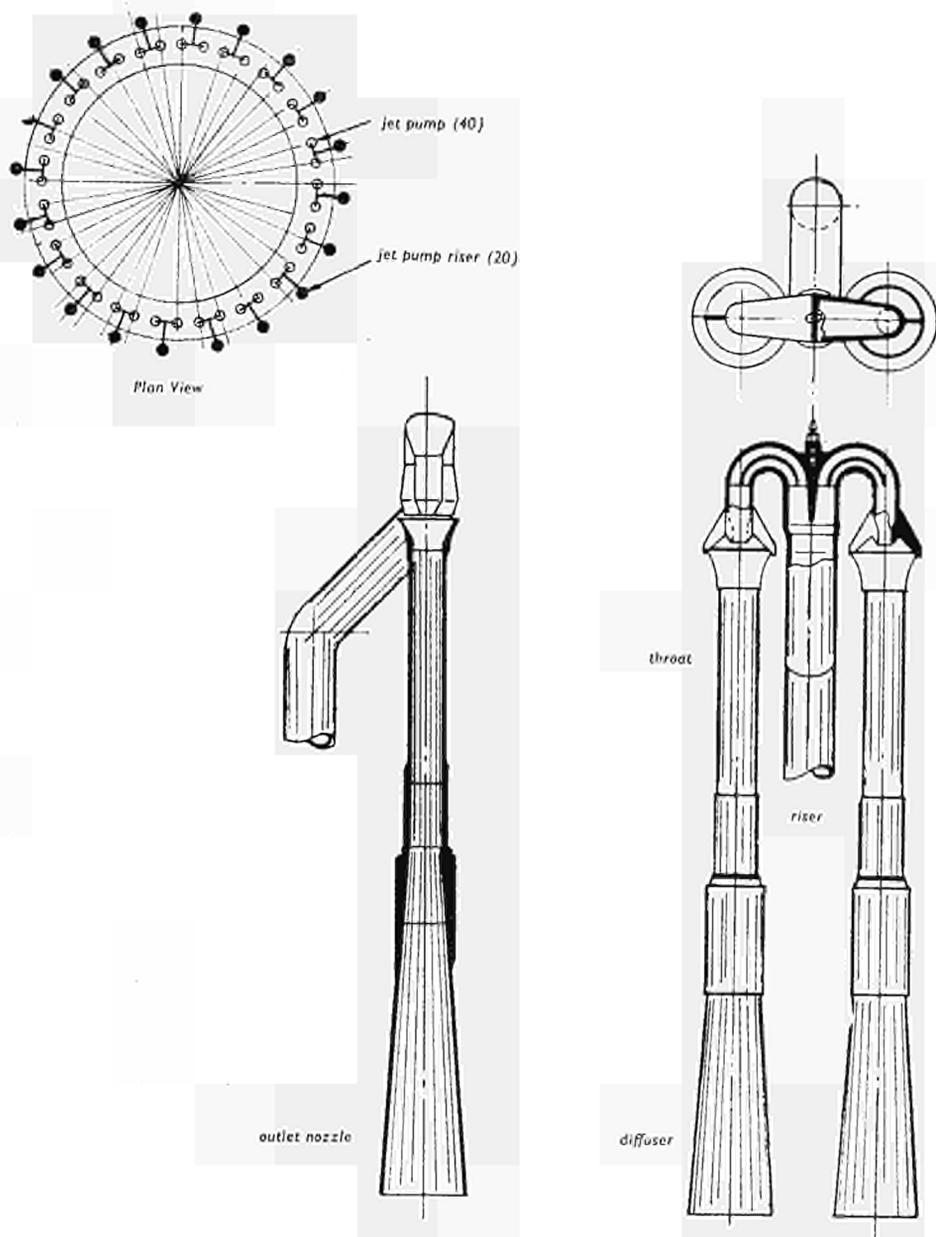


FIG. 14. — Jet Pump Details

As in a conventional BWR plant, variation in recirculation flow is used in the control of the power output of the reactor.

Fig. 15 shows the scheme of flow control chosen for the reference design. The total feedwater flow is brought up to a pressure of about 1150 psig by the boiler feed pump. The flow then splits; one part (slightly above one quarter of the total) going to the sparger for subcooling the suction flow down to the point where carry-under is condensed in order to avoid cavitation in the jet pumps; the remainder going to the jet pump nozzles by way of the mechanical drive pump.

A master controller is needed to regulate the boiler feed pump, jet pump driver and sparger valve so to split the feed-water flow accordingly to power variation and downcomer subcooling requirements. In addition, the master controller, which receives the steam flow and feed-water flow measurements, regulates the reactor water level.

An analysis was performed and it was shown that the different feedwater functions are compatible and that the reactor power can be varied by the use of the flow control in a wide range within the hydrodynamic limitations.

II.-4. — CORE THERMAL AND HYDRAULIC CRITERIA

The thermal hydraulic limits to BWR performance, based on continuing experimental programs, have been revised slightly since the initial reactor conceptual studies. While the trends established in the conceptual study are still valid, the data for the reference design do not fall exactly on the curves previously reported.

As power peaking factors, the following were adopted:

- Axial 1.5
- Radial 1.4
- Hot spot 1.24

This new set of peaking factors allowed to increase the maximum power density for 49 rods per bundle from 45 KW/l (as in task I) to 50 KW/l keeping unchanged the UO₂ melting temperature limit.

Fig. 16 shows the trend of the pump head versus steam exit quality for a constant power density of 50 KW/l. The knee presented is due to the added orifice head loss required for stability; this orifice head loss is smaller for higher feedwater temperature due to the beneficial effect of lower subcooling on stability margin.

II.-5. — FEEDWATER TEMPERATURE SELECTION

For the reference PCPV-BWR the range of feedwater temperature studied was from 250 to 350 °F. This range is below the current BWR value of about 375 °F because of the influence of feedwater driven jet pump operation. A lower FWT

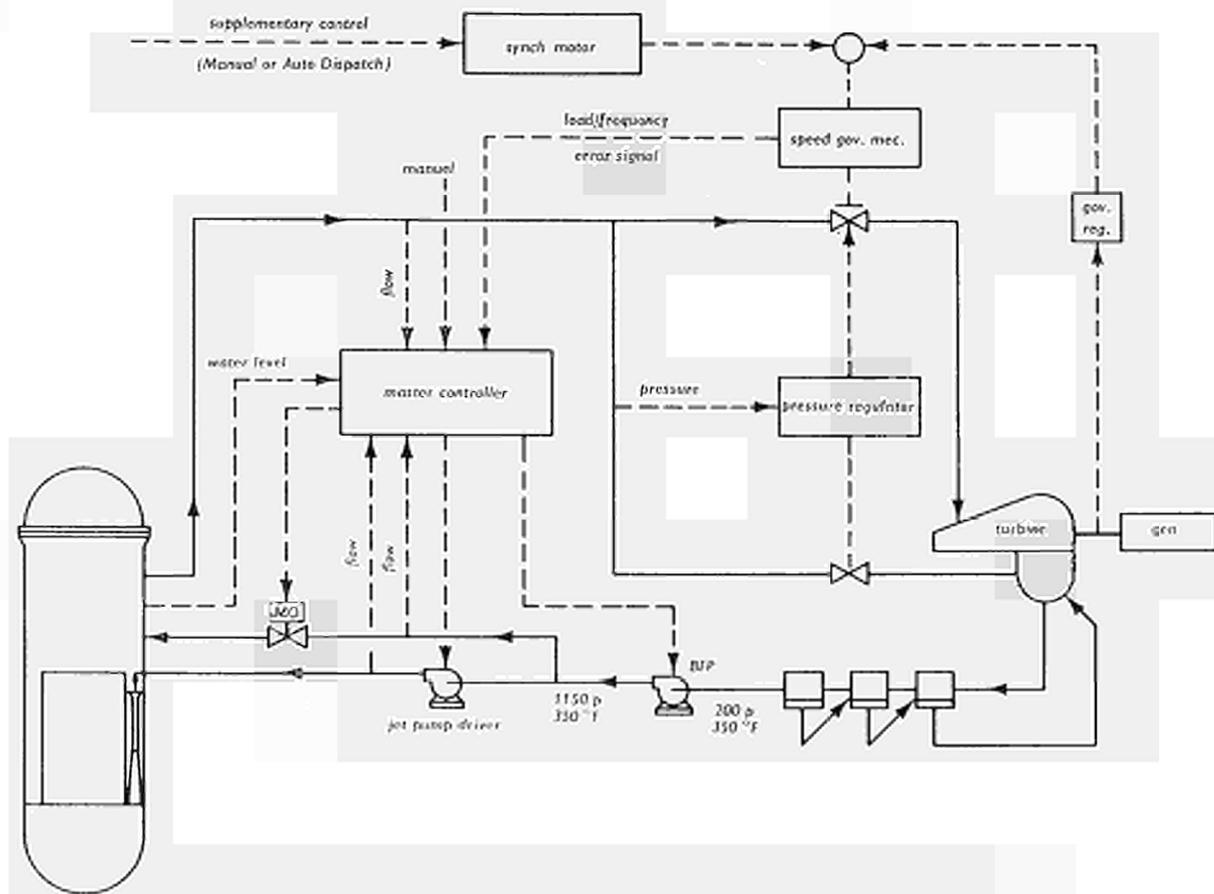


FIG. 15. — Flow Control System for Feedwater Driven Jet Pumps. Reference Design

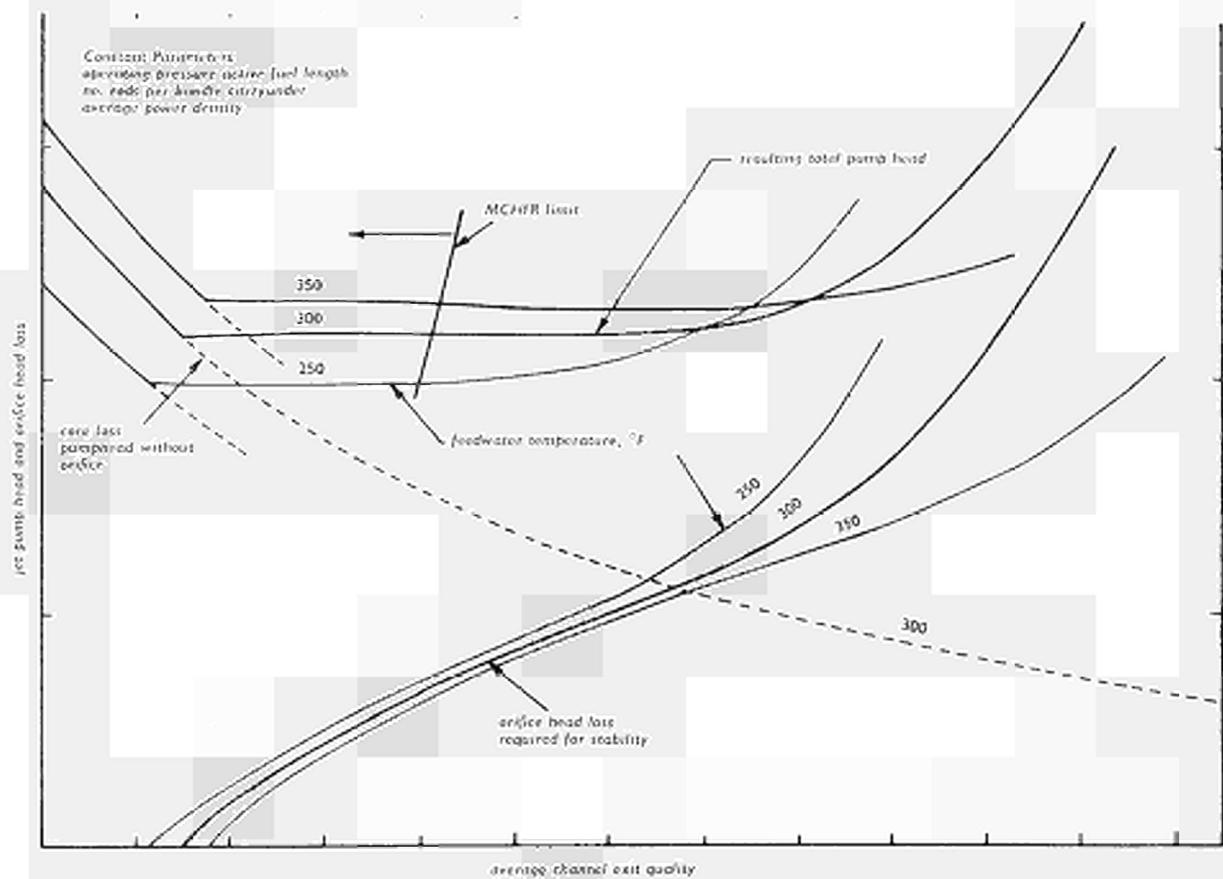


FIG. 16. — Head versus Steam Exit Quality at Constant Power Density

requires less sparger flow to condensate the downcomer carryunder so allowing more feedwater flow for the jet pumps and therefore a better pump efficiency. Feedwater driven jet pump control was proven up to a value of FWT of 350 °F, this was then the value assumed although the trend shown by Fig. 17 points out cost incentives for higher FWT.

II.-6. — STEAM QUALITY AND CORE POWER DENSITY

Steam Exit Quality and Core Power Density were optimized with respect to power cost.

The methods used were similar to those previously employed in the conceptual study. The results were different because of the new core limits and of a more detailed evaluation of feedwater driven jet pumps.

Fig. 17 shows that the minimum power cost occurs for a value of channel steam exit quality of 13 % with 50 KW/l of power density. The comparative power costs shown in this figure include the fuel cost and a differential capital cost, with the latter normalized to a base of 100 \$/KWe.

Fig. 17 shows also the combined influence of the fuel burn-up and core void fraction on the power cost.

The fuel cycle is quite similar to the one of the new standard BWR, since the specific power is very close. Once a year the core is refuelled, and at each refuelling 25 percent of the fuel is removed. With an assumed plant load factor of 85 % the resulting average equilibrium core burn-up is 27.300 MWd/Te.

II.-7. — REFUELLING

The practical maximum diameter of the opening for refuelling in the concrete vessel is about five feet. This restriction requires the use of a refuelling mechanism for off-set fuel handling within the reactor vessel and leads to other design requirements both inside and outside the reactor vessel. For example, in the reactor vessel the dryers are located outside the region above the core to provide access for refuelling. They are not removed for refuelling. A storage pool is not required for vessel head, separator and dryers during refuelling as in a conventional plant. Likewise, neither a removable basin-to-vessel seal nor such a large reactor well is required. Most other features of the PCPV refuelling system are essentially identical to those of the conventional plant, including the fuel storage facilities, the refuelling carriage, and the transfer canal and gate system.

Fig. 18 shows a concept of the off-set refuelling machine in its operating position and the fuel grapple.

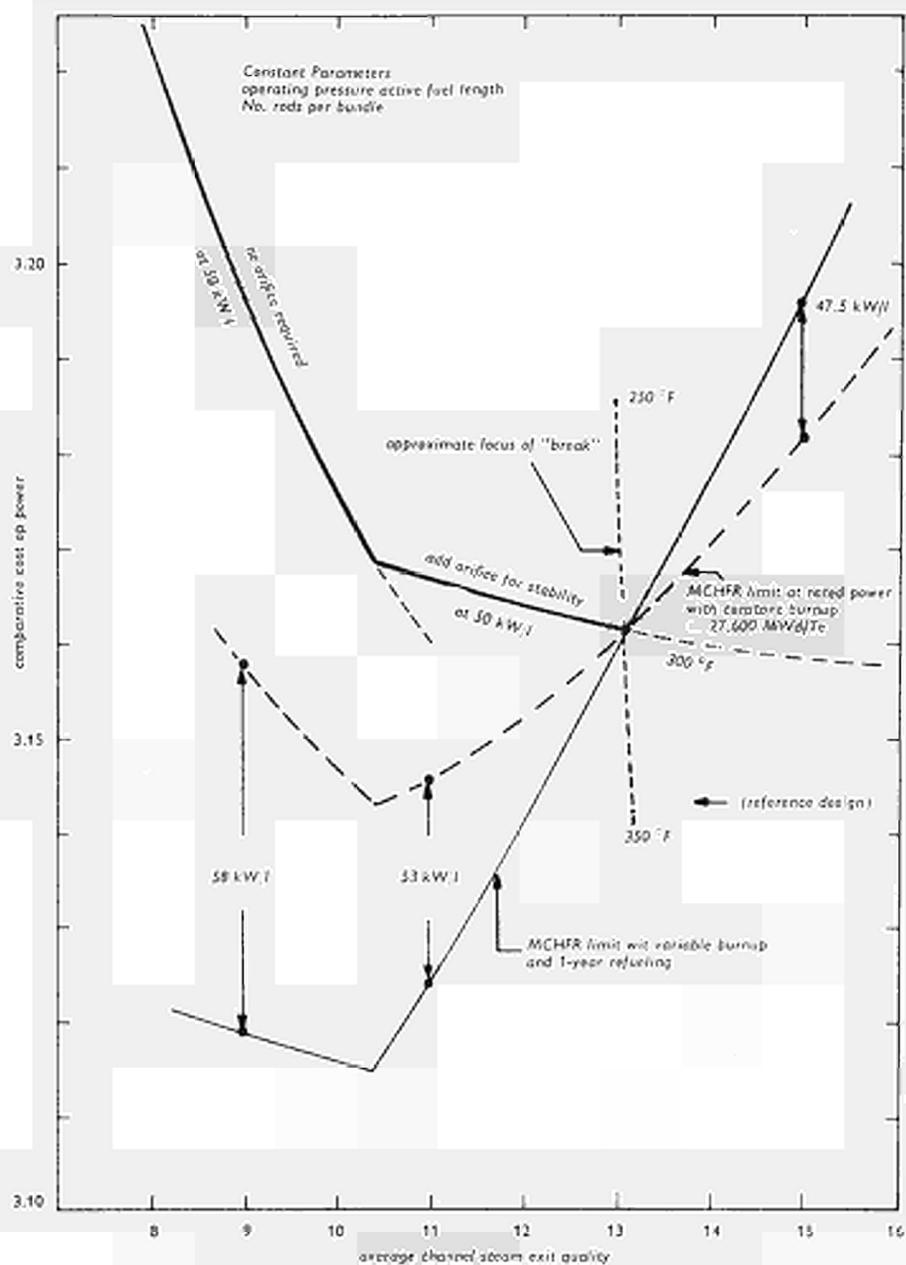


FIG. 17. — Cost of Power versus Steam Exit Quality

The main parts of the machine include: The main support structure with provisions for bearing and rotating on the vessel closure flange; a vertical rectangular telescoping tube which carries at its lower end a beam structure capable of being pivoted from a horizontal to a vertical position for removal in and out the reactor vessel and on which the grapple moves; and a fuel-holding structure which holds the fuel awaiting transfer. The total mechanism rotates as a single structure. The telescoping tube carrying the grapple travel beam has vertical movement capability and the grapple can be moved to any position on the horizontal beam. By utilization of these three motions — rotary, vertical, and horizontal — the grapple can be positioned over any desired core position.

The fuel-holding structure also has independent horizontal movement to position either one or the other of two fuel-holding slots in line with the grapple travel beam. The use of two slots permits a new fuel bundle to be inserted in one slot by the transfer carriage while the other slot contains a bundle awaiting removal to the pool.

The grapple mechanism consists of the following main parts: barrel with piston chamber; central shaft; spring; latch fingers; piston-cylinder. The spring force normally holds the piston-cylinder in such a position that the grapple fingers are closed. The introduction of pneumatic pressure under the piston raises the piston-cylinder to the point where the grapple fingers can open for receipt of or release of the fuel bundle handle. The fingers are held normally closed to prevent dropping of a fuel bundle in case of loss of air pressure. A similar grapple device is used in conjunction with the telescoping grappling system of the fuel transfer carriage.

The conventional BWR bundle handle has been modified as shown in Fig. 19. The end of the handle is for grappling, the flanged position is for support in the fuel holding slot.

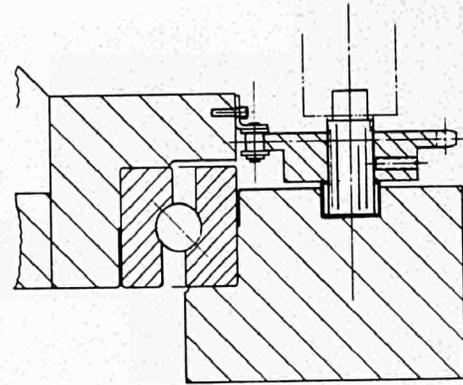
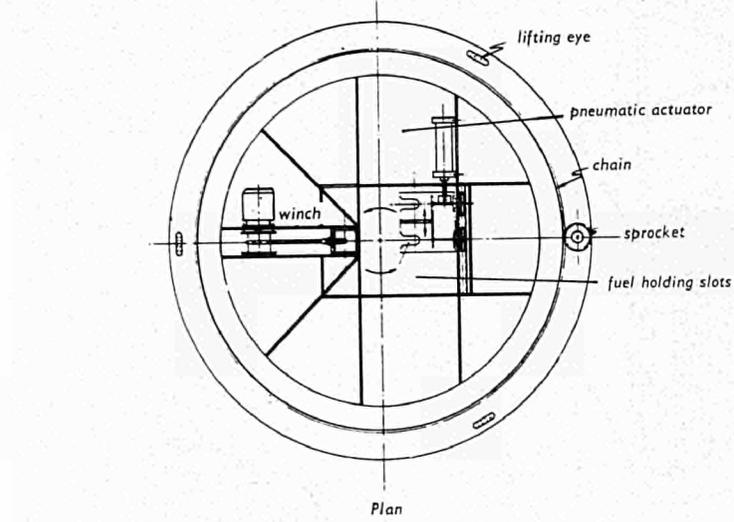
Although the refuelling operations of a BWR utilizing a PCPV are more complicated, a refuelling time-saving can be expected because:

- A much shorter time is required for the concrete vessel cooldown and start-up (the concrete is kept at a temperature below 150 °F).
- It is not required to remove the drywell head, the vessel head insulation and the installation of vessel to basin seal.
- No dryers or separators have to be removed.

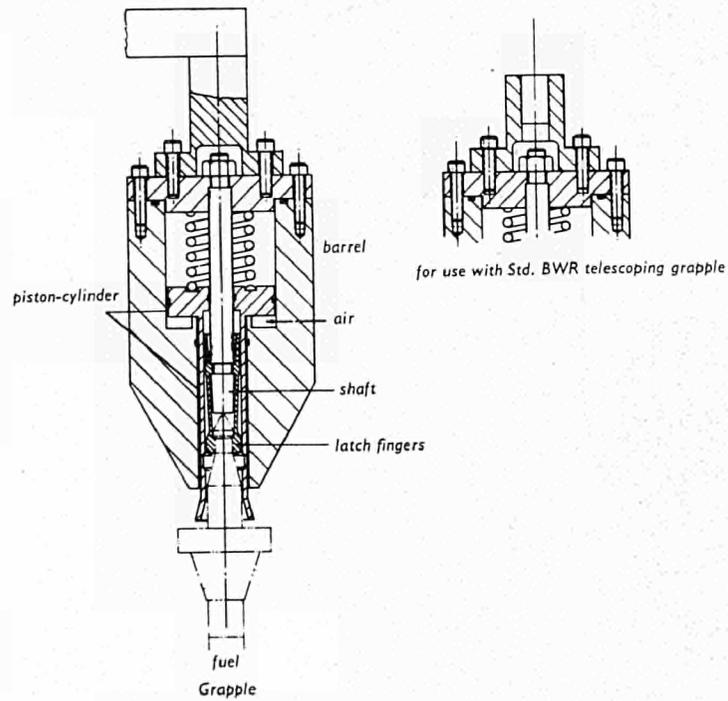
The refuelling time saving for the PCPV system has been estimated of about 76 hours for the replacement of a quarter core.

The free surface steam separation concept chosen for the reference design, providing free space on the top of the core, opens the possibility to a system of on-line refuelling.

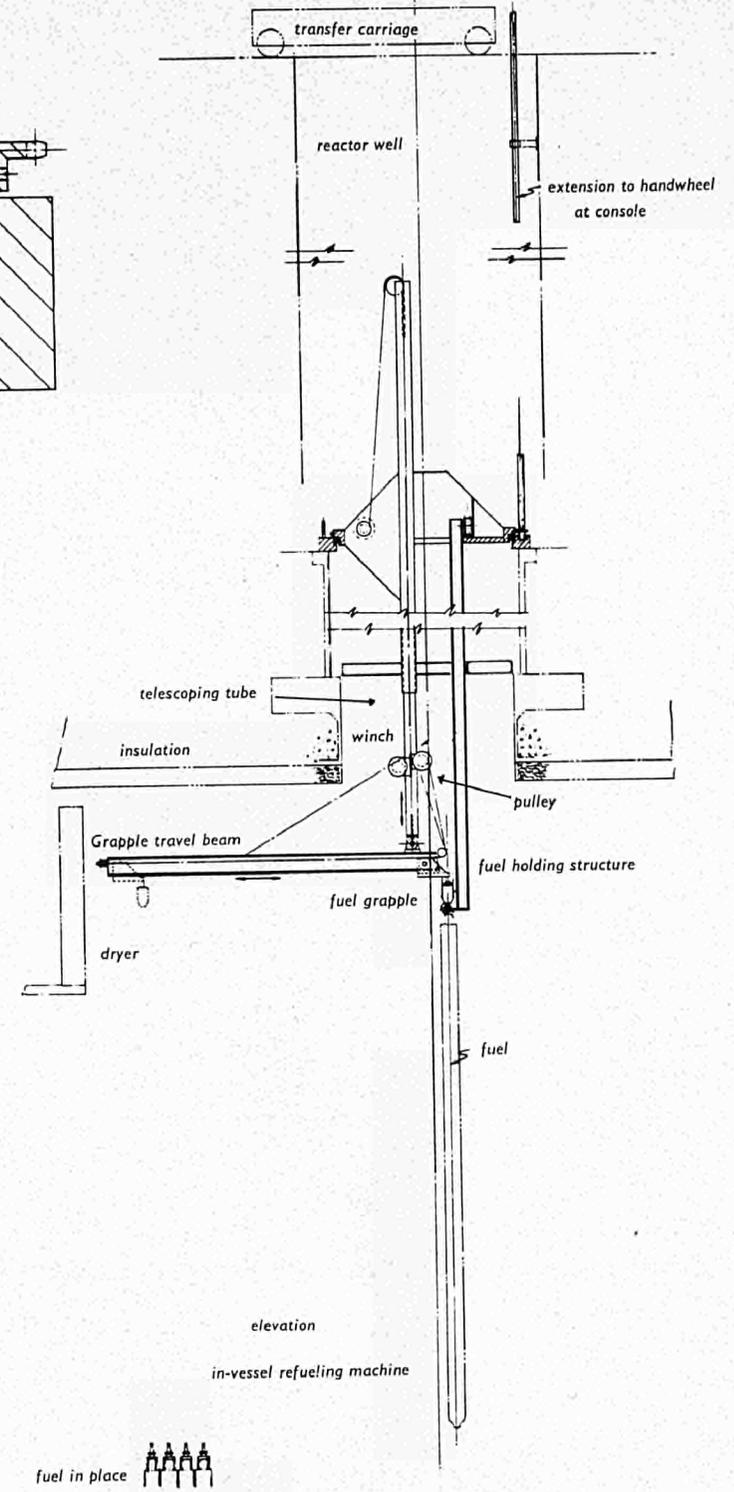
Such a device would allow a significant saving due to the possibility of optimizing the fuel cycle and the improvement of plant load factor derived from the elimination of reactor shut-down for refuelling.



Detail of bearing



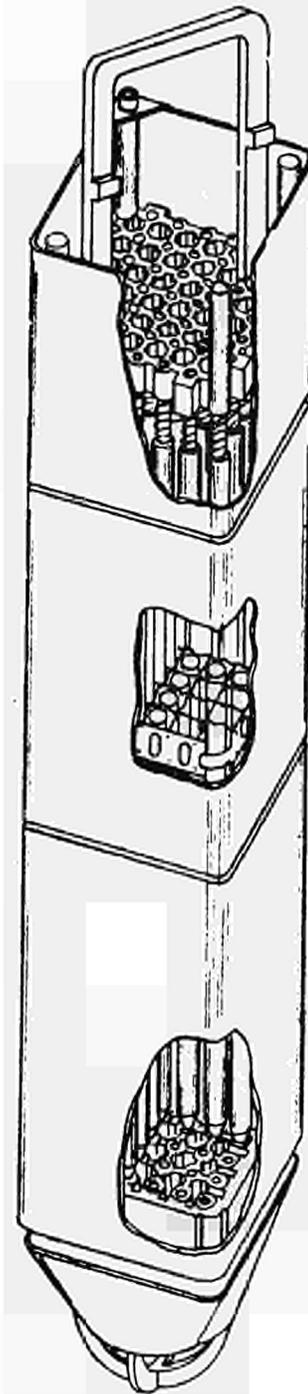
for use with Std. BWR telescoping grapple



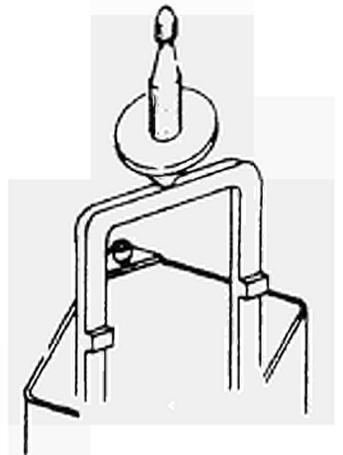
elevation
in-vessel refueling machine

fuel in place 

FIG. 18. — Refueling Equipment



Conventional



PCPV handle modification

FIG. 19. — Fuel Assembly

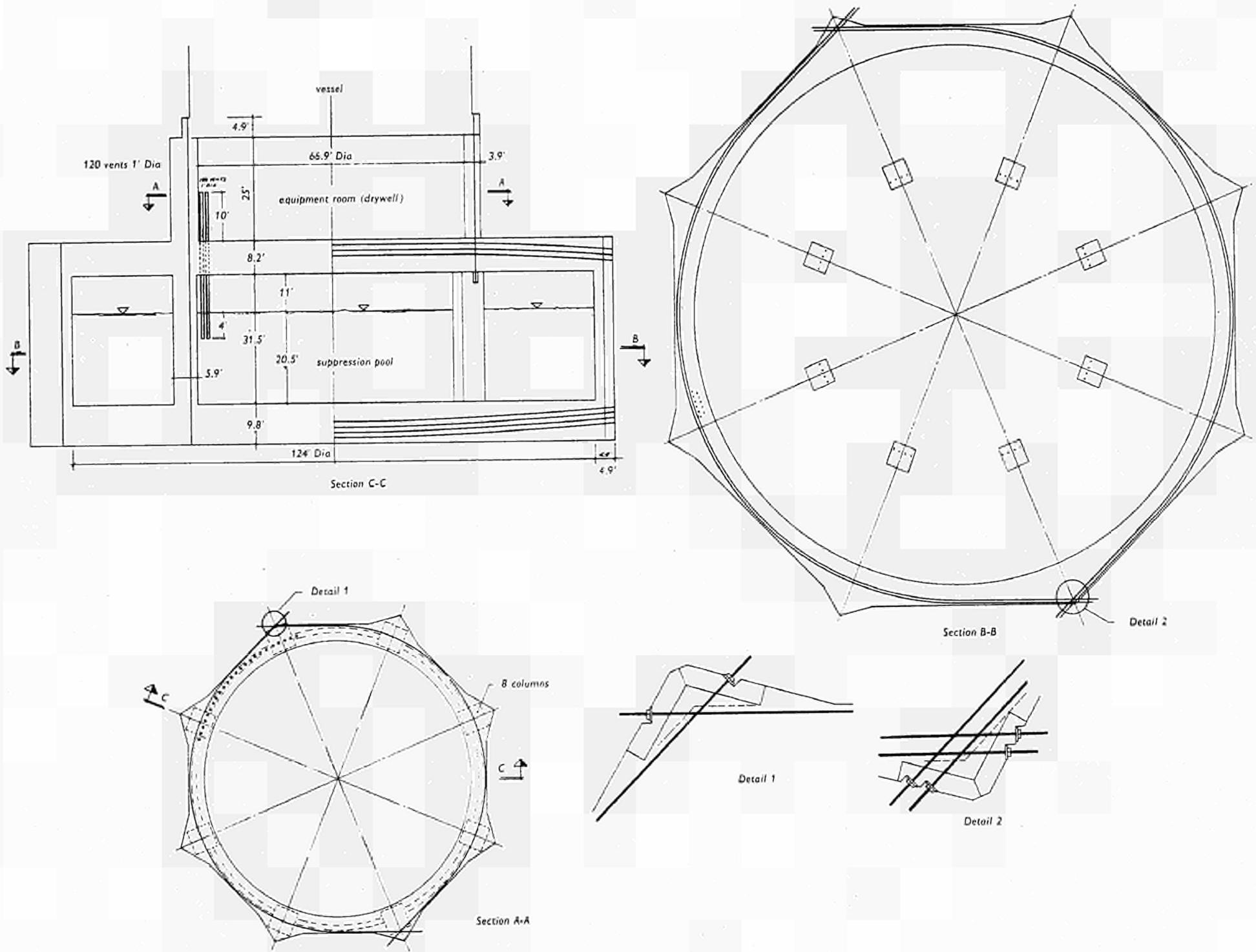


FIG. 20. — Pressure Suppression System

II.-8. — PRIMARY CONTAINMENT

The pressure suppression system provided for a BWR utilizing a prestressed concrete pressure vessel differs from the one of a steel vessel BWR mainly because the drywell consists only of the equipment room underneath the vessel. This drywell envelops all of the vessel penetrations, (except for the refuelling access opening), as well as steam safety valves and isolation valves.

The refuelling access opening in the top head of the vessel is provided with 2 seals and with lines to monitor and vent to the drywell any steam leakage from the vessel.

The pressure suppression system is shown in Fig. 20. Drywell and suppression chamber are two cylindrical prestressed concrete structures connected by 120, 1-ft i.d. pipes.

The principal design parameters of the primary containment are the following:

— Pressure Suppression Chamber Internal Design Pressure.....	62 psig
— Drywell Internal Design Pressure	62 psig
— Drywell External Design Pressure	-2 psig
— Initial Pressure Suppression Chamber Temperature Rise	50 °F
— Submergence of Vent Pipe below Pressure Suppression Pool Surface	4 ft
— Drywell Free Volume	~ 70,000 ft ³
— Pressure Suppression Chamber Free Volume	~ 130,000 ft ³
— Pressure Suppression Pool Volume	~ 240,000 ft ³
— Primary System Volume	~ 47,000 ft ³
— Break Area/Total Vent Area	0.0196
— Calculated Maximum Pressure after Blowdown	
Drywell	25 psig
Pressure Suppression Chamber	25 psig

II.-9. — SECONDARY CONTAINMENT

The reactor building for the PCPV-BWR reference design has the same functions of the reactor building for a steel vessel BWR and houses the same auxiliary equipment. The main differences between the conventional reactor building and that for a PCPV-BWR are allowances for a clearance of about 15 ft all around the vessel to permit the cable prestressing operations and for an access clearance into the reactor building at least 45 ft wide for vessel construction purpose. Refuelling floor and containment space requirements are less for the PCPV-BWR than the conventional BWR.

II.-10. — SAFETY CONSIDERATIONS

The prestressed concrete pressure vessel BWR has been analysed and compared with the conventional BWR with respect to safety. Different possible failures of the plant systems and equipment have been examined to ensure that the PCPV-BWR will operate safely and be capable of withstanding potential accidents. The principal potential incidents postulated, resulting from operator's errors or plant equipment malfunctions, were the following:

- Rod withdrawal errors
- Cold water additions
- Coolant recirculation, malfunctions — Loss of pump power
- Pump stall
- Failure of safety valve to reseal
- Inadvertent isolation valve closure
- Turbine control or stop valve closure
- Turbine control or stop valve closure combined with bypass failure
- Loss of feedwater
- Loss of main condenser vacuum
- Loss of auxiliary power.

Other major accidents examined involving simultaneous multiple equipment failures were the following:

- Control rod drop
- Fuel loading accident
- Steam line rupture outside the reactor building.

The conclusion of the safeguards evaluation is that the BWR system in a concrete vessel is in all respects, at least as safe as a conventional BWR. In general, the likelihood of an incident of the above categories is independent of whether a steel or concrete vessel is used. The consequences of an incident, however, are generally less pronounced in the case of the concrete vessel.

II.-11. — CONSTRUCTION SCHEDULE

Table II-2 represents the reference design construction schedule for the reactor building and reactor plant equipment.

The overall construction time from initiation of excavation to completion is 41 months which appears to offer some potential saving in respect to the conventional BWR plants at the same rating.

Task III: Vessel Thermal Insulation

One of the most significant problem in the adaptation of the prestressed concrete pressure vessel to a BWR system is the thermal insulation of the concrete from the high temperature coolant environment.

The maximum concrete temperature allowed in the concrete of the present vessel concept is about 150 °F. In order to respect this limit a water-cooling system is provided between the concrete and the vessel liner, and on the internal side of the liner a thermal insulation is fitted to reduce the outflowing heat to a value presently assumed not greater than 4000 W/m².

Cuncurrent to reactor studies analytical and experimental works were performed to develop a valid vessel thermal insulation system.

A variety of thermal insulation materials were examined to determine suitability to withstand the environment without loss of integrity, investigating material configurations to minimize heat transfer, installation techniques and special problem areas.

The materials investigated include: stainless steel, ceramics, glass, silicone compounds, and miscellaneous inorganic plastics. It was found that, of these, only stainless steel met the requirements.

The configurations of stainless steel investigated were:

- Solami material, consisting of embossed laminated foils
- Sintered random fiber (Feltmetal) of different densities and different wire diameters
- Honeycomb
- Sintered powder
- Woven sintered stainless steel.

Two basic schemes of thermal insulation have been considered:

1. Static cooling, and
2. Transpiration cooling.

Static cooling is basically the type of cooling presently in use in the French and British Gas-Cooled Reactors. Transpiration cooling consists of slowly seeping cold water through a porous material, counter to the direction of heat flow, to maintain the required temperature difference between the concrete and the reactor coolant.

The experimental program consisted in the measurement of the thermal conductivity performed on the above mentioned materials.

The tests were effectuated at atmospheric pressure and at 1000 psia in water and in steam environment. The samples tested were 7 ½ inches in diameter and 2 inches in thickness.

The vessel in which the tests were performed could be rotated so that the material insulation properties could be measured at different orientations.

Fig. 21 shows the scheme of the test rigs employed for static and transpiration cooling experiments.

It became soon apparent that the transpiration cooling as a primary mode of insulation was not practical. The technical problem faced in using static cooling are aggravated in the transpiration cooling. For example corrosion and its consequent flow maldistribution is a severe problem. Furthermore a significant flow maldistribution would be caused by hydrostatic head in the steam region. Transpiration cooling may be eventually better suited to solve special heat transfer problem in small areas, where static cooling is either difficult or impractical.

Efforts were then concentrated on static cooling, but the experimental results proved the materials under study to have a high thermal conductivity especially at reactor conditions of temperature and pressure.

The thermal conductivity is high in particular when the heat flow is horizontal.

The high thermal conductivity combined with the high unit cost and the heat flux of 4000 W/m^2 made a thermal insulation of the above type prohibitively expensive.

Table III-1 summarizes all the experimental results.

The material which showed the best thermal insulation properties was the SOLAMI: $K = 1.2 \text{ BtU/h-ft } ^\circ\text{F}$ with heat flowing vertically up.

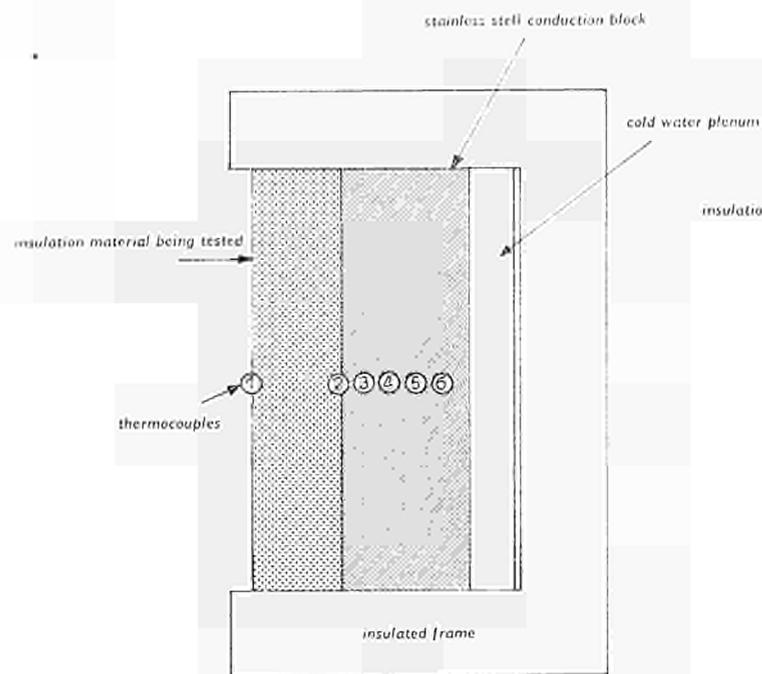
For the reference design, three configurations of insulation have been considered: (Fig. 22)

1. For the top head, which is in the steam space, the Solami material.
2. For the vessel upper corners and the side wall, laminated, stainless steel foils about 10 mils thick and 24 to 30 inches wide individually welded to the liner. Continuous sheets are welded around the circumference of the liner, one sheet below the previous sheet and overlapping a major portion of the previous sheet. The layers of sheets extend upward and outward from the liner, the gaps between sheets forming layers of relatively static water. A thin shroud fits against the composite insulation for protection against possible high turbulence in the vessel.
3. The bottom region of the vessel will be insulated with a series of horizontal plates to provide regions in which convective motion is minimized. The location of the heat source above the heat sink will contribute to the effective insulation.

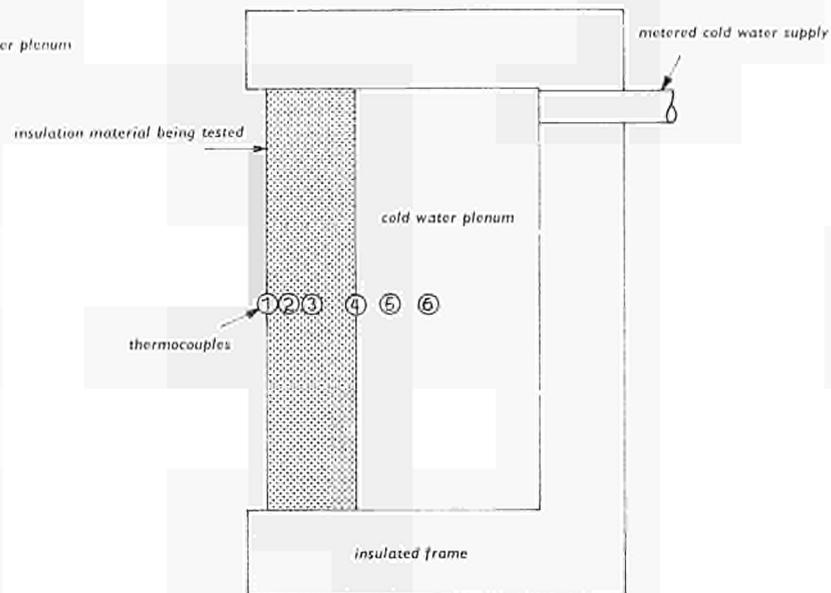
The thermal insulation chosen for the reference design has been based on analytical results. Thermal insulation R & D works are still under way at General Electric.

Conclusions

The work performed by General Electric has shown the feasibility of the application of the prestressed concrete pressure vessel technology to boiling water reactors, leaving unaltered most of the characteristics typical of steel vessel boiling water



Schematic of Static Cooling Test Rig



Schematic of Transpiration Cooling Test Rig

FIG. 21

TABLE III-1

<i>Material</i>	<i>Thermal Conductivity (BtU/h-ft-°F)</i>	<i>Heat Flux Direction</i>	<i>Water Conditions</i>	<i>Nominal Pressure</i>	<i>Conduction Block Material</i>
Solami	1.96	Vertical Up	Liquid	Atmospheric	S.S.
Solami	4.50	Horizontal	Vapor	Atmospheric	S.S.
Solami	5.80	Horizontal	Liquid	Atmospheric	S.S.
Solami	4.40	Horizontal	Liquid	1000 psi	Rulon
Solami	5.10	Horizontal	Steam	1000 psi	S.S.
Solami	1.20	Vertical Up	Vapor	1000 psi	Rulon
Solami	1.60	Vertical Down	Liquid	1000 psi	Rulon
Solami	7.60	45 Degrees Up	Vapor	1000 psi	Rulon
Feltmetal With Foils	2.70	Horizontal	Liquid	1000 psi	Rulon
Feltmetal With Foils	1.22	Vertical Down	Liquid	1000 psi	Rulon
No. 1 Feltmetal, 10 % Density, 2 mil wire	1.02	Vertical Down	Liquid	Atmospheric	S.S.
2 mil wire	2.25	Vertical Up	Liquid	Atmospheric	S.S.
2 mil wire	2.15	Horizontal	Liquid	Atmospheric	S.S.
No. 3 Feltmetal, 10 % Density, 4 mil wire	0.93	Vertical Down	Liquid	Atmospheric	S.S.
4 mil wire	3.85	Vertical Up	Liquid	Atmospheric	S.S.
4 mil wire	3.05	Horizontal	Liquid	Atmospheric	S.S.
No. 4 Feltmetal, 20 % Density, 4 mil wire	2.20	Vertical Up	Liquid	Atmospheric	S.S.
No. 5 Feltmetal, 10 % Density, 6 mil wire	1.24	Vertical Down	Liquid	Atmospheric	S.S.
6 mil wire	4.95	Vertical Up	Liquid	Atmospheric	S.S.
6 mil wire	3.26	Horizontal	Liquid	Atmospheric	S.S.
No 6. Feltmetal, 20 % Density, 6 mil wire	2.51	Vertical Up	Liquid	Atmospheric	S.S.

<i>Material</i>	<i>Thermal Conductivity (Btu/h-ft-°F)</i>	<i>Heat Flux Direction</i>	<i>Water Conditions</i>	<i>Nominal Pressure</i>	<i>Conduction Block Material</i>
No. 6 Feltmetal, 20 % Density, 6 mil wire with foils	0.91	Vertical Up	Vapor	Atmospheric	S.S.
6 mil wire with foils	1.24	Horizontal	Vapor	Atmospheric	S.S.
6 mil wire with foils	1.52	45 Degrees Up	Vapor	Atmospheric	S.S.
1/4-inch Honeycomb	9.50	Horizontal	Liquid	800 psi	S.S.
1/4-inch Honeycomb } Back	3.40	Vertical Down	Liquid	1000 psi	S.S.
1/8-inch Honeycomb } Sealed	8.10	Horizontal	Liquid	1000 psi	S.S.
1/8-inch Honeycomb }	3.10	Vertical Down	Liquid	1000 psi	S.S.
1/4-inch Honeycomb } Both Ends	3.10	Horizontal	Liquid	Atmospheric	S.S.
1/4-inch Honeycomb } Sealed	3.10	Vertical Up	Liquid	Atmospheric	S.S.
1/4-inch Honeycomb } Exposed	9.70	Vertical Up	Liquid	Atmospheric	S.S.
1/4-inch Honeycomb } End Open	7.60	Horizontal	Liquid	Atmospheric	S.S.
1/4-inch Honeycomb } Foil covers	19.35	Horizontal	Liquid	Atmospheric	S.S.
1/4-inch Honeycomb } Exposed End					
1/8-inch Honeycomb } Exposed End					
1/8-inch Honeycomb } Open	9.50	Horizontal	Liquid	Atmospheric	S.S.
1/8-inch Honeycomb } Foil Cover					
1/8-inch Honeycomb } Exposed End	5.20	Horizontal	Liquid	Atmospheric	S.S.
Porous Stainless Steel	1.70	Vertical Up	Liquid	Atmospheric	S.S.
Rigimesh, 32 layers/inch; 1/4-inch layers	1.68	Vertical Up	Liquid	Atmospheric	S.S.
Rigimesh, 32 layers/inch, 1-inch layer + 1/2-inch layer	1.78	Vertical Up	Liquid	Atmospheric	S.S.
Rigimesh, 42 layers/inch; 3/8-inch layers	2.68	Vertical Up	Liquid	Atmospheric	S.S.
Rigimesh, 64 layers/inch 1/8-inch layers	2.28	Vertical Up	Liquid	Atmospheric	S.S.
Rigimesh, 64 layers/inch; 1/4-inch layers	3.79	Vertical Up	Liquid	Atmospheric	S.S.

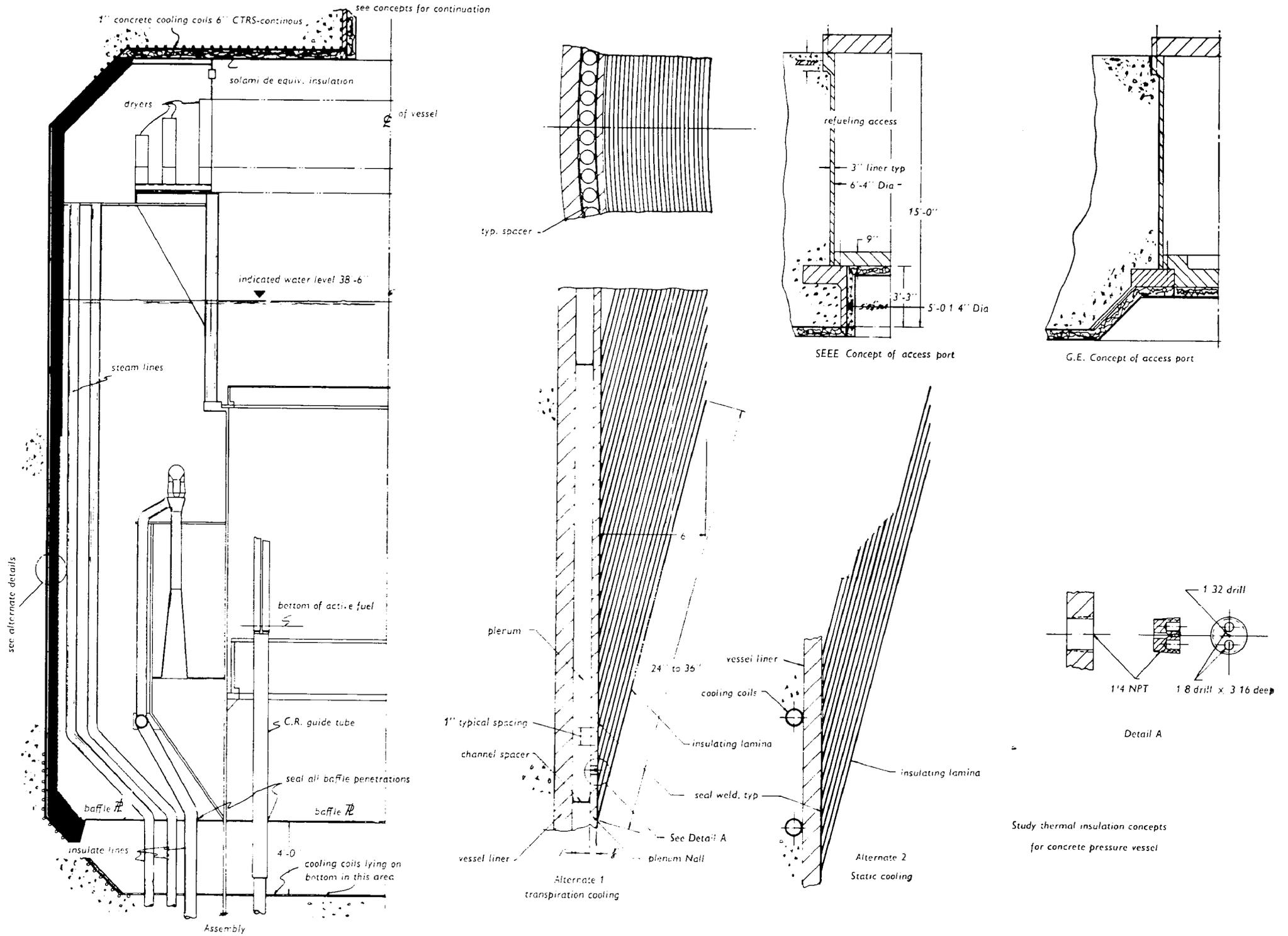


FIG. 22. — Thermal Insulation

reactors. In particular it has been shown that for such application:

- a) Cylindrical vessel shape is more suitable than a spherical one;
- b) An increase in reactor operating pressure might present some savings, although not very significant;
- c) Increased plant safety and shorter construction schedule can be expected;
- d) Fuel design and cycle are practically identical to those of the conventional BWR; and
- e) With the choice of free surface steam separation, the possibility of an on-load refuelling device and consequent saving due to improved fuel cycle and plant load factor.

The experimental work on vessel thermal insulation systems has shown that a suitable device is still to be found and tested under realistic conditions. The thermal insulation envisaged on the reference design was designed only on analytical basis. Therefore future work should involve thermal insulation research and development and a vessel model construction and test to prove experimentally the vessel design.

Acknowledgments

The author has participated to the work described in the present paper at General Electric, Advanced Product Operation Department, San Jose (California).

For the help and collaboration received during his stay at General Electric, he wishes to thank Dr. K. Cohen, A.P.O. General Manager and Mr. P.M. Murphy Advanced Engineering Manager, Project Engineer of the present study.

REFERENCES

- (1) GEAP-4969, October 1965, First Quaterly Report, July-Sept. 1965
- (2) GEAP-5086, January 1966, Second Quaterly Report, Oct.-Dec. 1965
- (3) GEAP-5151, April 1966, Third Quaterly Report, Jan.-March, 1966
- (4) GEAP-5195, July 1966, Fourth Quaterly Report, April-June, 1966
- (5) GEAP-5201, July 1966, Topical Report: « Prestressed Concrete Pressure Vessel for Boiling Water Reactors — 1000 MWe BWR Reference Design Study.

ÉTUDE D'UN CAISSON EN BETON PRÉCONTRAIT POUR UN RÉACTEUR À EAU BOUILLANTE DE 1.000 Mwe

B. TARBES et J.P. HAPPICH

Société d'Etudes et d'Equipements d'Entreprises
S.E.E.E. — Paris — France

RÉSUMÉ

Ce rapport relate une étude d'un caisson en béton précontraint pour un réacteur à eau bouillante de 1000 MWe.

Une optimisation initiale a conduit à préférer un caisson cylindrique à un caisson sphérique, a permis de fixer dimensions, pression et pénétrations. Un caisson de référence a été mis au point, des essais nécessaires au passage à un projet d'exécution ont été définis.

Deux annexes donnent (1) les principaux résultats de l'optimisation, (2) le principe de calcul et les résultats correspondant au caisson de référence.

Nous avons eu le plaisir, à partir de Juillet 1965, de nous voir demander par EURATOM d'adapter une technique bien européenne — le caisson en béton précontraint — à un concept américain: le réacteur à eau bouillante légère.

La puissance étudiée était de 1 000 MWe. Nous avons pour mission de bâtir un projet solide, sûr, basé autant que possible sur des techniques déjà éprouvées.

Associés à GENERAL ELECTRIC, nous nous étions chargés des études du caisson incluant les organes d'étanchéité, de pénétration et de refroidissement; nous étions aussi responsables pour concevoir et exploiter les dispositifs expérimentaux destinés à confirmer les résultats d'études. Nos collègues Américains s'étaient chargés d'étudier l'adaptation du réacteur lui-même et le calorifuge du caisson.

I. — Optimisation et étude conceptuelle

Lorsqu'au départ il s'est agi de choisir un projet, GENERAL ELECTRIC détenait les éléments clés du choix et devait donc recueillir les données de base auprès de nous et les exploiter.

Nous devons apporter notre contribution à l'optimisation d'ensemble en calculant le prix du caisson en fonction:

- de la pression de service
- de la forme de la cavité interne
- de ses dimensions

Nous ne pouvions pas tracer des abaques complètes de prix, car les courbes de prix de ces caissons sont assez capricieuses et il n'y a guère de précédents à l'étude de pressions aussi élevées. Nous avons donc choisi de ne calculer qu'un nombre très réduit de caissons, trois, et nous avons évalué les dérivées partielles de la fonction prix autour de ces points.

Les trois caissons étudiés étaient :

- un orthocylindre à axe vertical de 10,7 m de diamètre
- un cylindre allongé à axe vertical de 10,7 de diamètre et 15,2 m de hauteur
- une sphère de 14 m de diamètre.

Nous n'aimons pas beaucoup la forme sphérique difficile et chère à construire, mais elle pouvait être intéressante à ces fortes pressions. Lorsqu'on augmente la pression interne de service d'un caisson, les dimensions des parois augmentent en même temps; mais lorsqu'on atteint des valeurs qui avoisinent les contraintes de compression admissibles pour le béton, les épaisseurs de parois se mettent à croître beaucoup plus vite et prennent des valeurs déraisonnables. On peut même atteindre des valeurs de pression où la conception de caisson devient impossible, avec un béton de qualité donnée. Pour notre projet nous avons choisi un béton de résistance élevée $R_b = 600 \text{ kg/cm}^2$; on ne peut augmenter indéfiniment la résistance du béton et par conséquent il existe une limite technologique pour la pression interne. Pour un béton de résistance donnée, cette limite se traduit, sur une courbe où le prix varie en fonction de la pression interne, par une asymptote verticale. On comprendra aisément que cette pression limite est plus élevée pour un caisson sphérique que pour un caisson cylindrique: la sphère résiste mieux que toute autre forme à la pression interne puisqu'elle est funiculaire des charges.

Nous ne savons pas établir les courbes de prix autrement que point par point, mais nous connaissons leur allure: il en ressort à l'évidence qu'au-dessus d'une pression P_s la sphère devient plus intéressante (Fig. 1, page 452). Cette pression est fonction de la résistance du béton considérée (Fig. 2, page 453).

Notre étude a montré que, vu l'ensemble des conditions requises par un BWR de 1 000 MWe optimisé, la pression envisagée de 84 bars était voisine de P_s , et très légèrement inférieure. Elle a aussi confirmé l'intérêt économique qu'il y a pour un caisson cylindrique à être plus haut que large.

C'est le réacteur logé dans un caisson cylindrique qui a été retenu après quelques hésitations, au cours d'une réunion à San José en février 1966 où s'étaient rencontrés les responsables du programme: la sphère perdait vraisemblablement de son intérêt aux plus faibles puissances et en regagnerait au-dessus de 1 000 MWe, mais nous avons escompté qu'on ne construirait guère d'unités supérieures à 1 000 MWe, dans un avenir raisonnablement proche, et en Europe moins qu'aux U.S.A.

Le choix était fait, il n'y avait plus qu'à entamer l'étude de détail et constituer un dossier solide susceptible de convaincre n'importe quel autorité ou client, que le projet était faisable et sûr.

Délibérément, nous n'avons pas envisagé d'étudier des techniques nouvelles :

- une dalle supérieure amovible aurait pu permettre de réduire les dimensions de la cavité intérieure et de rendre plus aisé l'emploi de séparateurs de vapeur,
- une intégration du calorifuge dans la structure du caisson aurait pu orienter différemment l'étude de l'isolation thermique.
- les composants du réacteur auraient pu subir des innovations.

Une telle remise en question conduirait vraisemblablement à un réacteur différent, peut-être même à une centrale plus économique, mais aussi à une faisabilité moins éprouvée.

Nous donnons dans l'Annexe I un résumé des résultats acquis au cours de cette étude préliminaire.

II. — Projet de référence

Au cours de la phase suivante de l'étude, nous avons étudié le caisson choisi pour le dimensionner de façon précise, connaître tous les problèmes particuliers de sa conception et de son exécution, et enfin, être en mesure d'estimer son prix et son temps de construction.

Son aspect général est donné par les plans des figures 3 et 4.

Il ressemble beaucoup aux caissons que nous avons conçus et qui sont déjà construits à CHINON (EDF 3) et à St-LAURENT-DES-EAUX (EDF 4, puis St-LAURENT II).

C'est grosso modo un cylindre de révolution en béton, à parois épaisses et fermé par deux dalles planes qui sont encastrées sur lui. Cet encastrement ne conduit pas à des épaisseurs beaucoup plus fortes que celles d'un caisson où les dalles ne sont pas encastrées; de plus, comme dans toute structure hyperstatique les possibilités d'adaptation en font un projet plus sûr. Huit excroissances extérieures en font un octogone et facilitent l'ancrage des câbles de précontrainte.

Les armatures de précontrainte sont des unités de moyenne puissance en nombre élevé afin d'assurer une grande sécurité; elles traversent le béton dans toutes les zones résistantes et constituent ainsi une sorte de couture des divers éléments de la structure. La solution retenue (dalles avec câbles traversants) lorsqu'elle est possible présente deux avantages :

1. Sécurité accrue
2. Projet plus économique

Les ancrages des câbles sont des manchons filés à froid selon la technique S.E.E.E. qui a maintenant fait ses preuves sur les réacteurs français. Enfin, une injection de coulis de ciment protège la câble contre la corrosion.

Au niveau de la peau d'étanchéité, un circuit de refroidissement évacue la chaleur qui a traversé le calorifuge et maintient le béton à une température de 40 ou 50 °C. Il est classique, car il utilise la technique E.D.F.4. Il comporte un grand nombre de sécurités, étant donné le rôle vital qu'il joue.

Sur quelques points cependant nous avons dû innover :

- le mode de calcul de la résistance aux efforts a été influencé par la valeur élevée de la pression intérieure,
- le dessin des pénétrations a tenu compte des problèmes de sécurité que pose un réacteur à eau bouillante,
- la concentration des traversées inférieures a imposé un mode de construction original de la dalle inférieure.
- la peau d'étanchéité devait satisfaire les sévères conditions de propreté imposées par ce réacteur.

II.-1. — MODE DE CALCUL DE LA STRUCTURE

Nous avons fait un premier calcul de dégrossissage en utilisant la théorie des plaques et coques minces. En raison de la forte épaisseur de parois, nous avons dû le vérifier et l'amender par un calcul basé sur la résolution des équations aux différences finies. Nous avons employé la méthode des relaxations dynamiques. Les corrections apportées dans cette seconde phase ont été beaucoup plus importantes que pour un caisson résistant à 30 bars de pression interne, justifiant ainsi la démarche suivie.

Le caisson est calculé pour ne pas se rompre avant que la pression n'atteigne 2,5 fois sa valeur nominale. On a aussi vérifié qu'en cas de perte accidentelle de l'étanchéité de la peau, la mise en pression des couches de béton par diffusion de la vapeur interne ne pouvait pas produire la rupture du caisson. Nous précisons dans l'Annexe II les hypothèses du calcul de la structure précontrainte et les résultats quant aux contraintes.

II.-2. — PÉNÉTRATIONS — SÉCURITÉ

Le souci de sécurité impose actuellement d'entourer le caisson d'une enceinte secondaire capable de résister au pic de pression résultant de la rupture d'une tuyauterie entre le caisson et la première vanne.

Nous avons concentré toutes les pénétrations dans la dalle inférieure du caisson et ainsi l'enceinte de sécurité se trouve réduite à une chambre sous le réacteur que l'on peut traiter en béton précontraint solidaire de la structure principale.

Il n'y a qu'une exception, mais de taille, puisque nous avons prévu un trou de 1,50 m dans la dalle supérieure pour charger le combustible: une double fermeture permet d'obtenir une sécurité quasi-totale et en tout cas supérieure à celle des caissons métalliques actuels où il n'existe pas de parade à la rupture du couvercle.

La probabilité de rupture brutale du caisson est supposée nulle en raison du coefficient de sécurité de 2,5 adopté, de la condition de non fragilité respectée, et de la grande dispersion des câbles. Seul un processus lent peut compromettre l'ouvrage, processus dont l'exploitant serait averti par l'apparition de fissures à l'extérieur des parois.

II.-3. — CONSTRUCTION — PROGRAMME

Les méthodes de construction des caissons en béton, monolithes, sont maintenant bien au point et les délais d'exécution auxquels on arrive sont courts. Nous avons prévu 23 mois pour le présent ouvrage. Ce délai ne peut être respecté que parce que la partie cylindrique peut être effectuée très rapidement, et que les différentes couches béton peau calorifuge sont exécutées simultanément.

La construction de la dalle inférieure constitue un point délicat et le seul problème de génie civil qui soit nouveau. Le souci de sécurité que nous avons eu, joint au désir de réduire le coût de l'enceinte secondaire, nous a conduits à rassembler sous la dalle inférieure du caisson toutes les traversées. Le béton d'un caisson pour réacteur nucléaire est toujours très encombré de diverses pièces métalliques: les ingénieurs de génie civil qui visitent ce genre d'ouvrage pour la première fois en sont toujours vivement frappés. Mais ici l'encombrement de la dalle inférieure est effroyable et les ingénieurs, habitués aux caissons de l'industrie nucléaire, en seront eux-même surpris.

Cet encombrement nous empêchait de bourrer le béton sous la tôle d'étanchéité comme à EDF 3 ou à WYLFA. Il nous empêchait aussi de souder la tôle sur le béton déjà mis en place, comme à EDF 4 ou à OLDBURRY, car les soudures auraient été trop bridées.

Nous avons alors étudié une méthode nouvelle que rendaient concevable le poids relativement modeste et le diamètre réduit de la dalle inférieure du caisson. Les tubes qui constituent les traversées et la peau d'étanchéité du fond du caisson sont assemblés au préalable dans un atelier de préfabrication, dans leur position normale: on a donc toutes ses aises pour souder sans bridage et contrôler les étanchéités. On le retourne et en bétonne la partie de la dalle inférieure occupée par les traversées, en encastrant dans le béton les pivots qui permettront le retournement ultérieur. Après avoir laissé sécher le béton et l'avoir rendu bien cohérent par quelques câbles de précontrainte, on retourne l'ensemble et on le ripe à son emplacement définitif. Le bloc bétonné pèse 1 000 tonnes et une étude précise des outillages nécessaires a été faite.

Cette méthode n'a encore jamais été utilisée pour un réacteur nucléaire.

II.-4. — PEAU D'ÉTANCHÉITÉ

Enfin, la peau d'étanchéité ne pouvait pas être du vulgaire acier inoxydable. Nous avons donc prévu un placage de 6 mm en acier inoxydable sur une peau en acier doux de 16 mm. Cette technique est bien connue, mais elle n'a jamais été mise en œuvre sur un chantier. Nous envisageons d'assembler des tôles déjà revêtues dans toute leur partie centrale et de ne faire sur place que le dépôt d'acier inoxydable en forme de bance sur les zones de soudure.

Les autres dispositions prévues procèdent de l'expérience acquise : pattes d'ancrage pour solidariser la peau avec le béton, renforts autour des traversées, rayon de carre aux raccordements de deux surfaces différentes, etc...

En conclusion, sur la plupart des composants vitaux, l'ouvrage bénéficie de l'expérience acquise sur les caissons d'EDF 3 et EDF 4, qui sont tous deux terminés, celui d'EDF 3 ayant même été à ses conditions nominales de fonctionnement plusieurs semaines de l'été 1966. Nous pensons que ce projet est assez sûr et suffisamment défini pour qu'un entrepreneur puisse, après un bref délai d'étude, s'engager à la construire pour un prix donné, et garantir son bon fonctionnement.

III. — Essais

Pour étayer le dossier d'étude ainsi constitué il faudrait faire deux expériences à caractère fondamental, que nous avons proposées à EURATOM et à l'U.S.A.E.C. :

- l'une pour vérifier que la structure supporte les contraintes de service avec un coefficient de sécurité convenable,
- l'autre pour vérifier la conductance du calorifuge.

Après avoir envisagé de faire ces deux vérifications sur un essai unique, nous avons proposé de procéder en deux temps :

III-1. — Un modèle réduit en béton précontraint à l'échelle de 1/4,5, permettrait de vérifier les calculs de résistance des matériaux et de démontrer la faisabilité du projet de structure.

III-2. — Nous avons récemment appris qu'E.D.F. installait une enceinte d'essais de grandes dimensions destinée à tester des calorifuges noyés dans l'eau, à des pressions allant jusqu'à 80 ou 100 bars. Nous proposons de l'utiliser pour faire l'épreuve du calorifuge que GENERAL ELECTRIC étudie. En effet ce dispositif permet des mesures plus précises et plus détaillées que dans un petit caisson en béton, à l'image de celui du réacteur : les accès à l'intérieur de l'enceinte sont beaucoup plus aisés, on peut ainsi introduire des morceaux de calorifuge importants et représenter un découpage de joints à l'image de celui du réacteur ; enfin, la grande hauteur du bidon utilisé permettrait de mieux mettre en lumière la variation de conductance en fonction de la hauteur tant redoutée des ingénieurs qui mettent au point des isolations en pression.

Notre programme expérimental n'a pas encore reçu l'approbation d'EURATOM, mais nous espérons pouvoir l'effectuer afin d'établir définitivement aux yeux de tous la faisabilité du projet que nous avons dessiné.

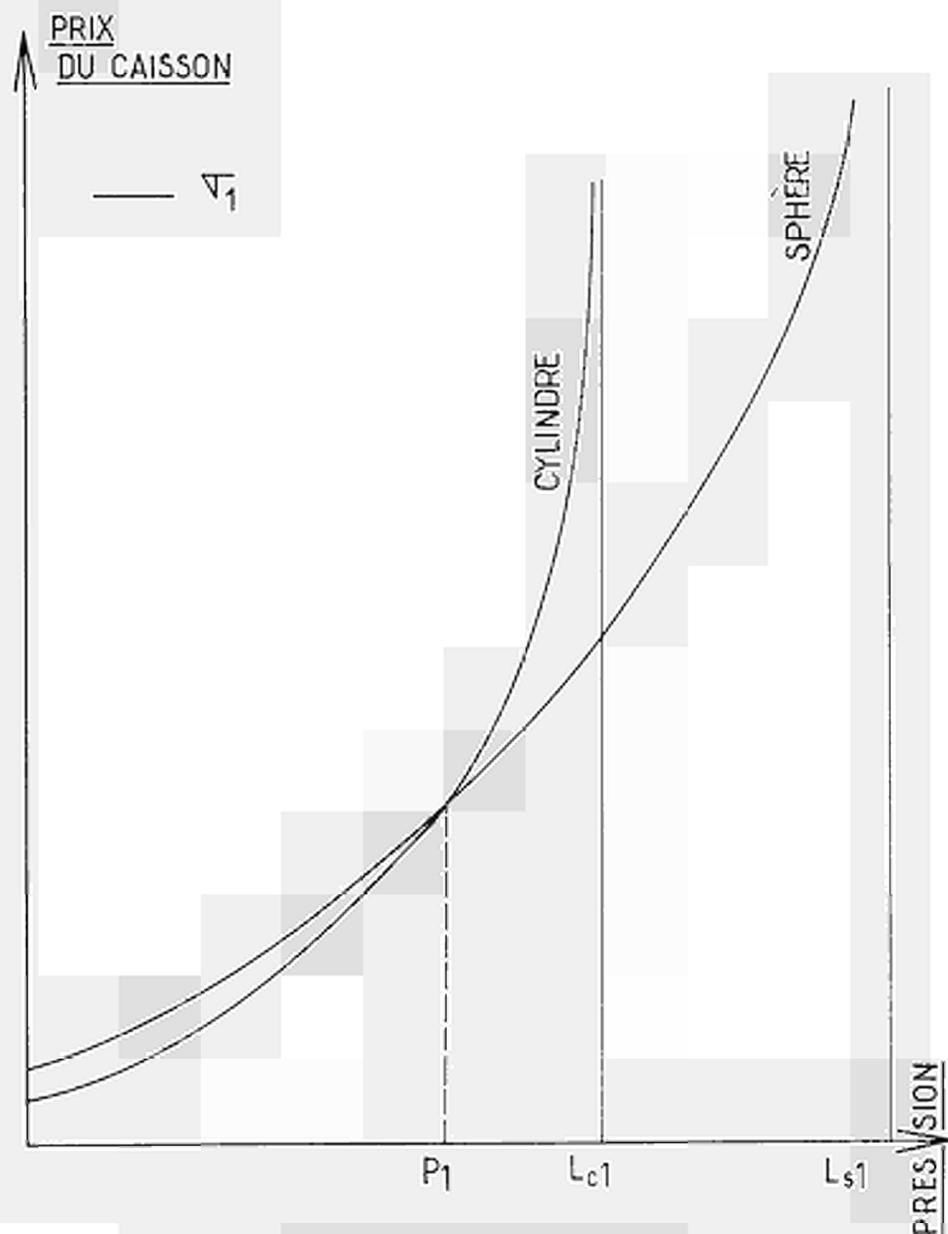


FIG. 1. — Allure des courbes de prix en fonction de la pression
(Pour une résistance σ donnée du béton)

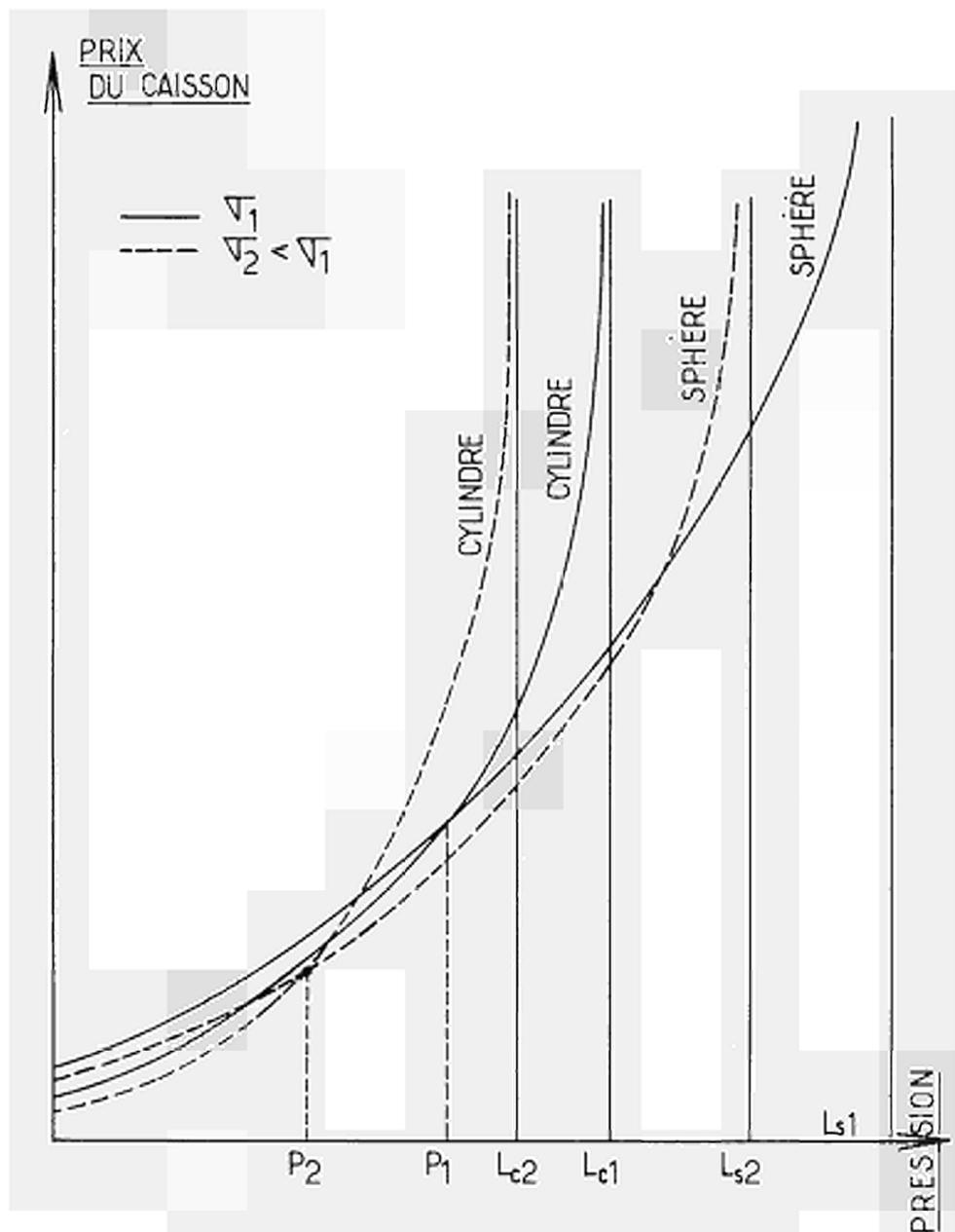
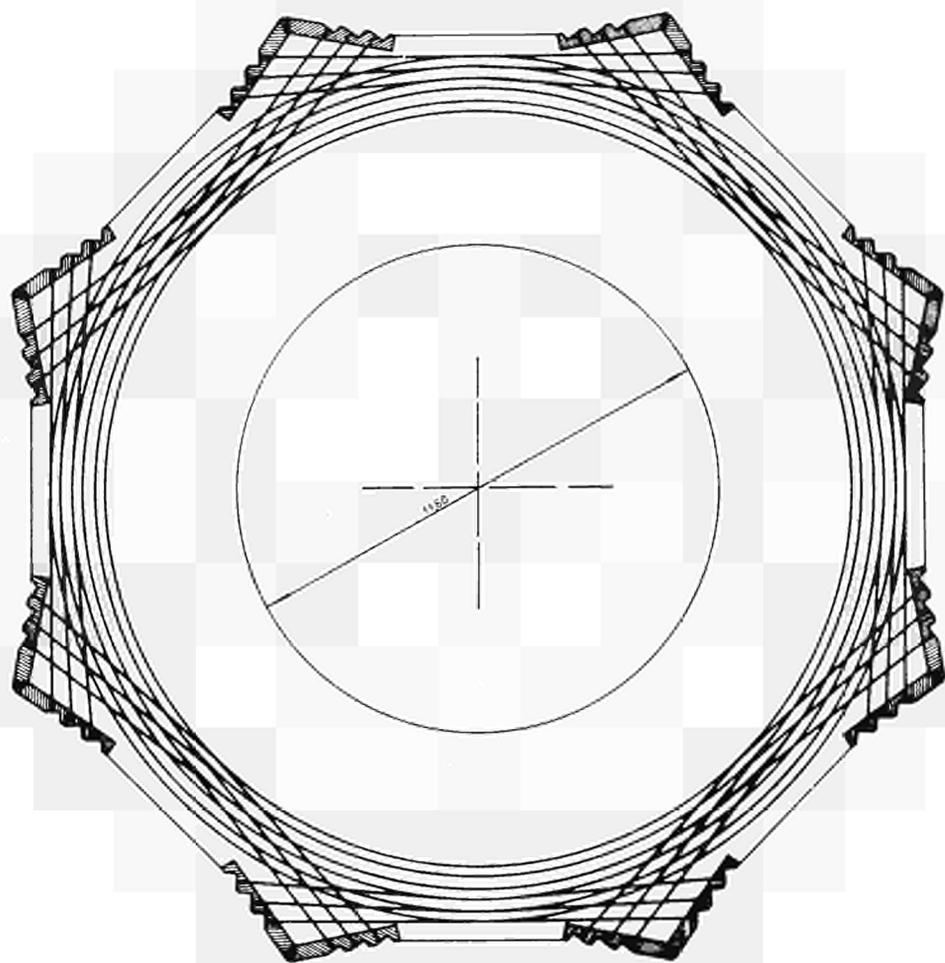


FIG. 2. — Allure des courbes de prix en fonction de la pression
(Pour une résistance σ donnée du béton)



Charge utile moyenne
1776 cables 230 T
768 cables 80 T

FIG. 3. — Caisson en béton précontraint
Tracé des cables de précontrainte
Section horizontale.

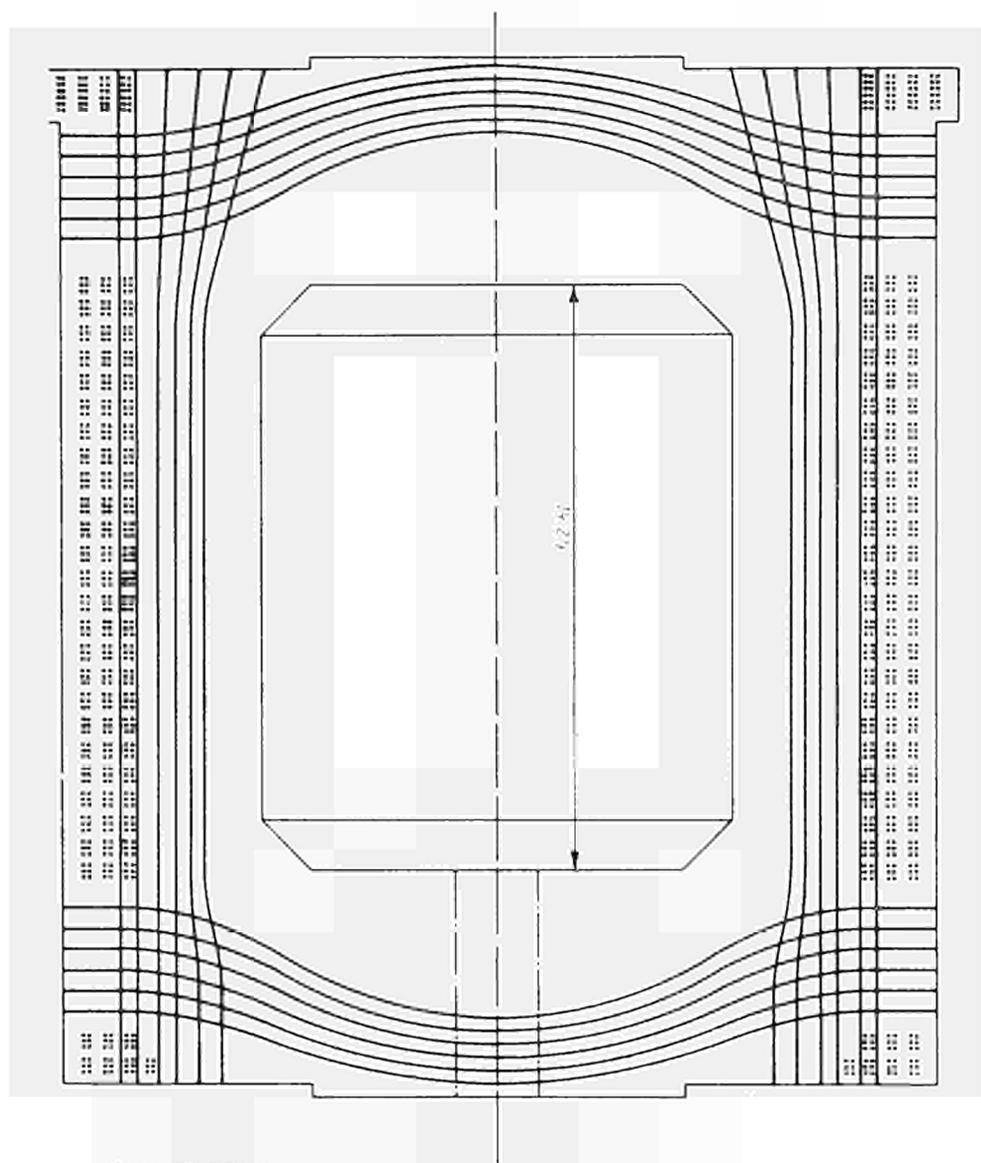


Fig. 4. — Caisson en béton précontraint
Tracé des cables de précontrainte
Section verticale.

ANNEXE I

OPTIMISATION

Les formes intérieures et extérieures des caissons étudiés, ainsi que les tracés de précontrainte sont donnés par les plans suivants :

- caisson cylindrique haut, figures 5 et 6, pages 458 et 459
- caisson cylindrique bas figure 7 page 460
- caisson sphérique figure 8 page 461

Les quantités de béton, précontrainte, coffrage et peau, sont données dans le tableau ci-dessous :

Dimensions intérieures	Sphère $\varnothing = 14 \text{ m}$	Caisson cylindrique haut $\varnothing = 10,7 \text{ m}$ $h = 15,2 \text{ m}$	Caisson cylindrique bas $\varnothing = 10,7 \text{ m}$ $h = 10,7 \text{ m}$
Résistance du béton (R_b à 90 j)	500 kg/cm ²	600 kg/cm ²	600 kg/cm ²
Précontrainte			
F 17			
Nombre de câbles	1 176	1 472	1 296
Longueur	42,5 Km	49 Km	37,6 Km
F 16			
Nombre de câbles		768	768
Longueur		15,5 Km	15,5 Km
Béton	5 500 m ³	6 000 m ³	5 000 m ³
Coffrage	1 700 m ²	1 820 m ²	1 540 m ²
Peau	616 m ²	690 m ²	540 m ²

Ces caissons ont été calculés avec une pression de calcul de 77 bars.

Les armatures de précontrainte utilisées sont :

F 17: Tension initiale: 290 T.

F 14: Tension initiale: 105 T.

Nous avons établi les prix de ces caissons et les variations de ces prix en fonction de la hauteur, du diamètre, de la pression.

Les résultats correspondants sont donnés par les figures 9 à 12 (pages 462 à 465).

Ces prix ont été établis essentiellement pour réaliser une optimisation; ils n'ont pas de valeur absolue, et donnent des différences de prix entre les trois caissons. Ils couvrent l'ensemble de la fourniture, de la main-d'œuvre, des installations de chantier, du matériel, des études, de l'encadrement, nécessaires à l'exécution des caissons.

Le terme caisson correspond à l'ensemble structure précontrainte, peau et traversées, refroidissement.

COUPE VERTICALE

MILIEU FACE

ZONE CABLES DE DALLE SUPERIEURE

CABLES CEINTURE SUPERIEURE
8 FAMILLES X 4 = 32 CABLES

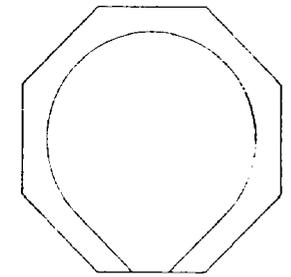
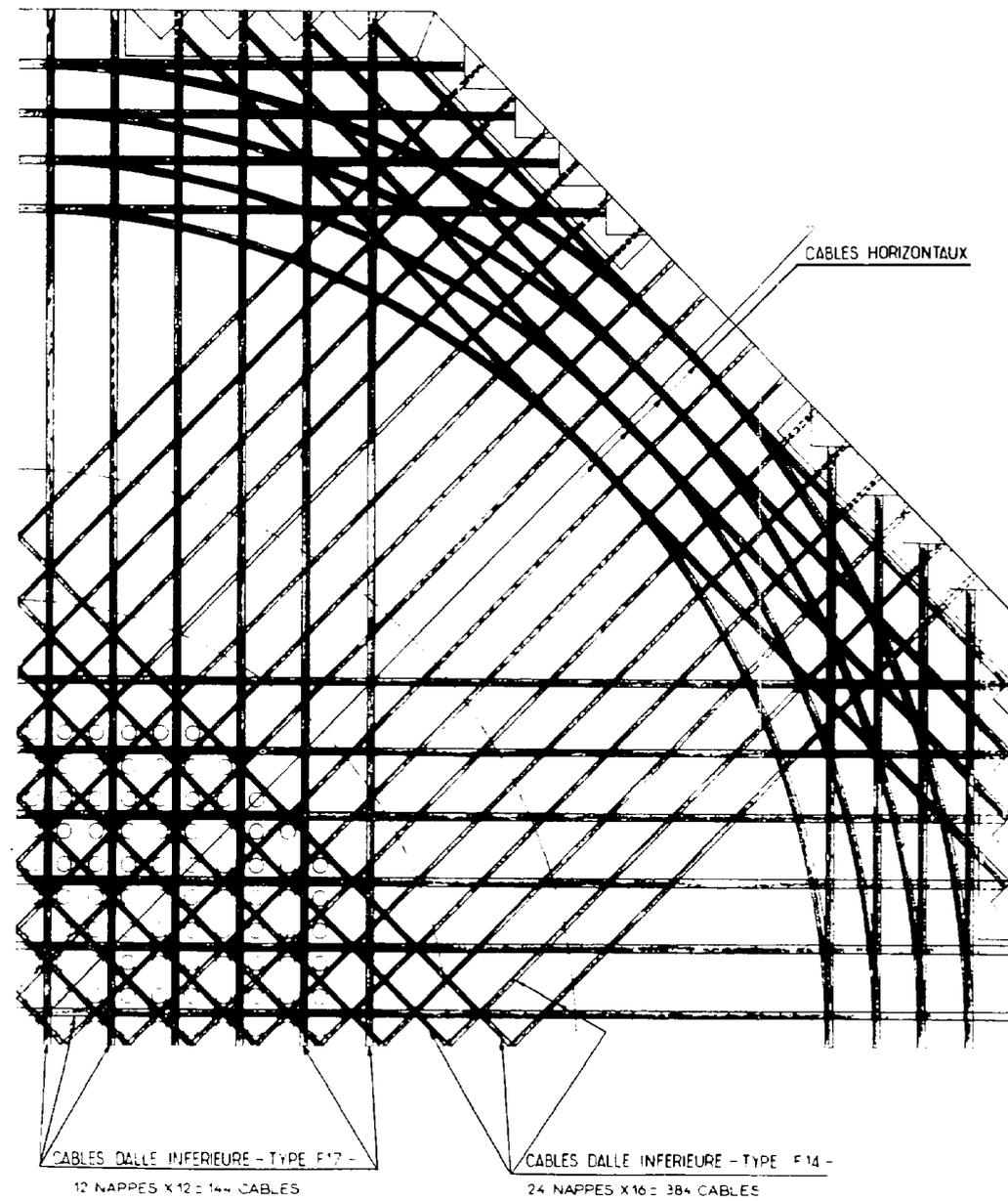
ZONE CABLES HORIZONTALS
8 FAMILLES X 60 = 480 CABLES

ZONE CABLES VERTICAUX
NOMBRE TOTAL = 640 CABLES

CABLES CEINTURE INFERIEURE

ZONE CABLES DE DALLE INFERIEURE

COUPE AA

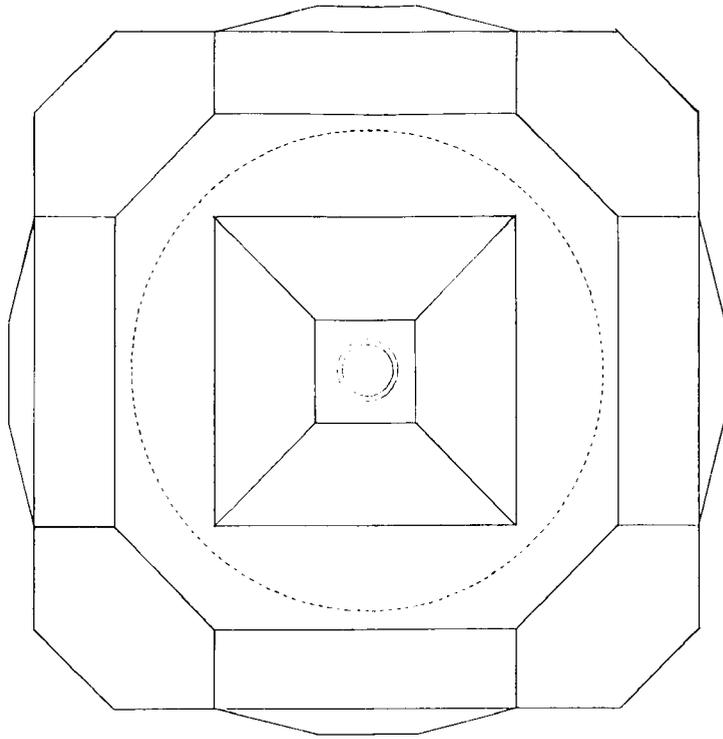


CABLES HORIZONTALS. PRINCIPE DU TRACÉ 7/8 TOUR

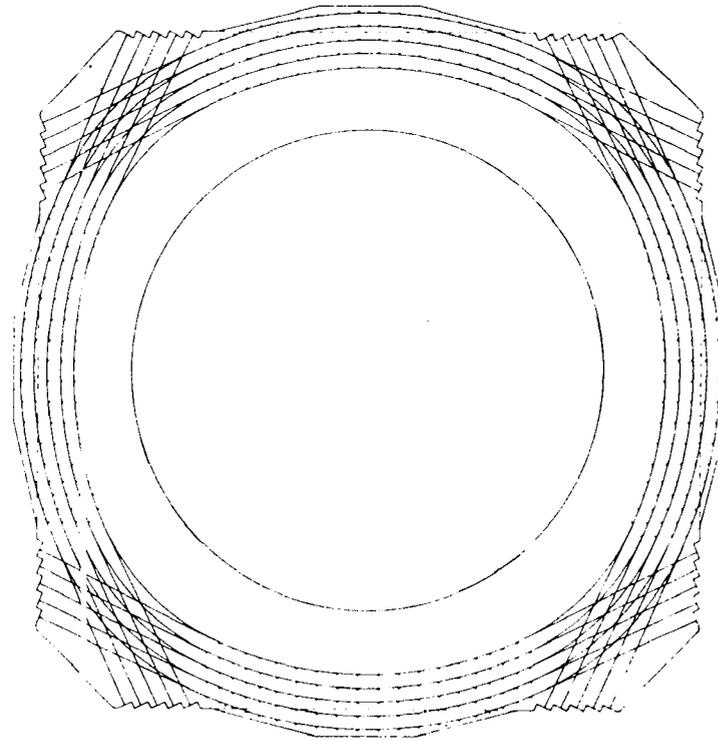
DIAMETRE = 35"
HAUTEUR = 50"
BETON = 600 kg/cm²

FIG. 6. — Caisson cylindrique haut Précontrainte.

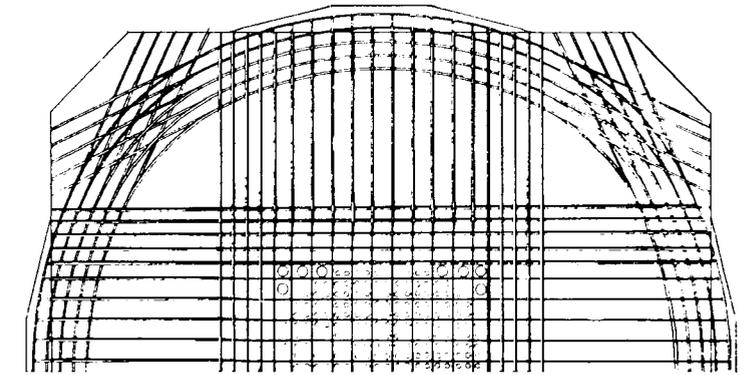
PLAN



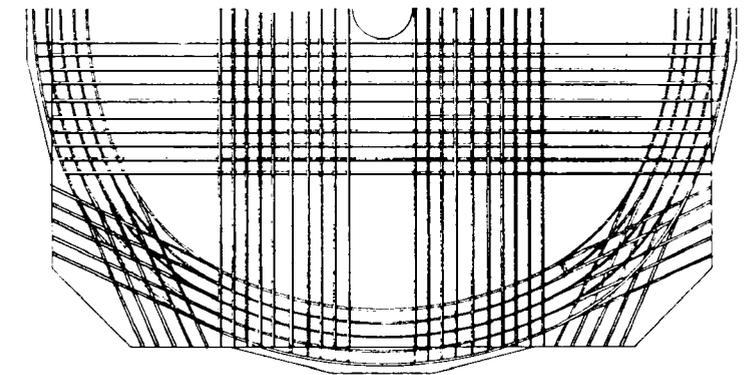
PRECONTRAINTE - COUPE HORIZONTALE



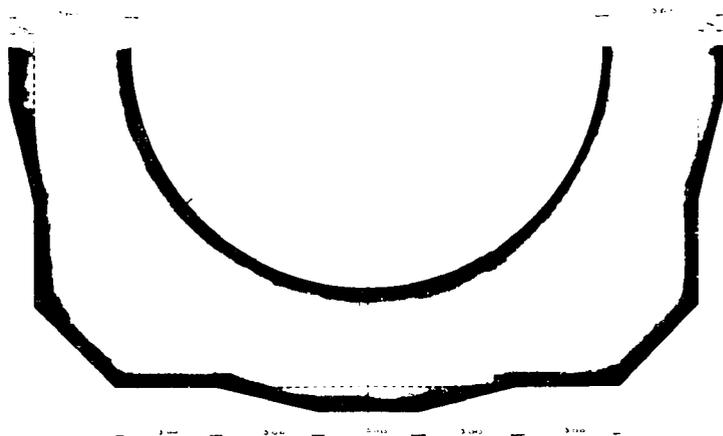
PRECONTRAINTE
1/2 DALLE INFERIEURE



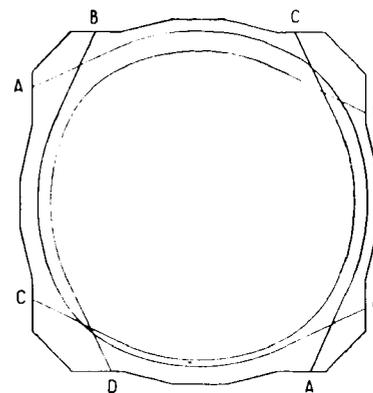
PRECONTRAINTE
1/2 DALLE SUPERIEURE



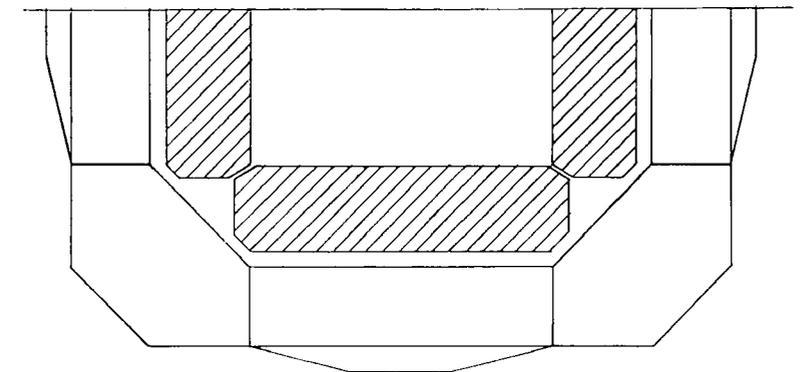
DEMI-COUBE HORIZONTALE



PRECONTRAINTE - SCHEMA DE CABLAGE



PRECONTRAINTE
DEMI-DALLE SUPERIEURE - ANCRAGES



Rayon = 7.000 m. # 23'
Beton = 500 kg./cm²

FIG. 8. — Caisson sphérique
Précontrainte.

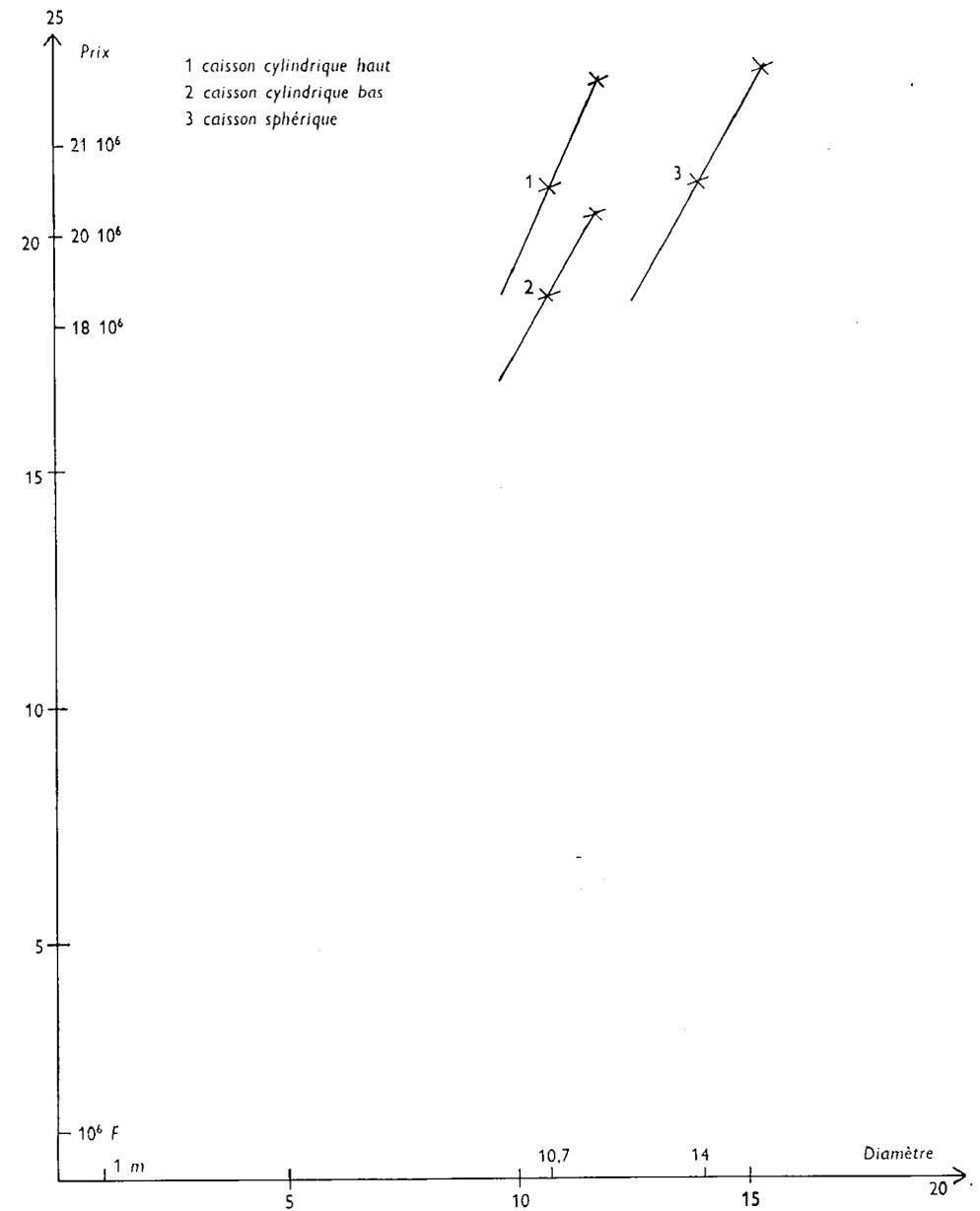


FIG. 9.

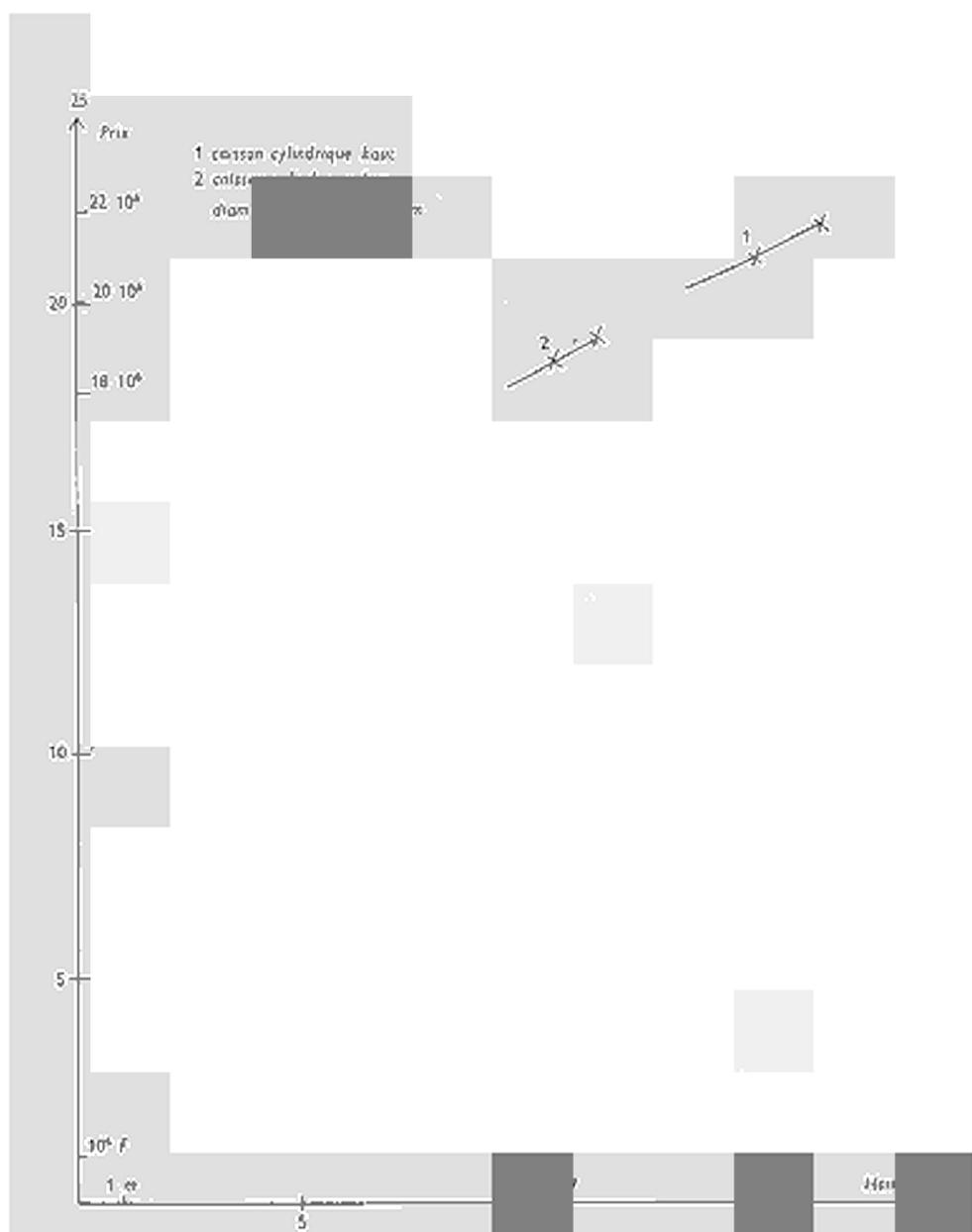


FIG. 10.

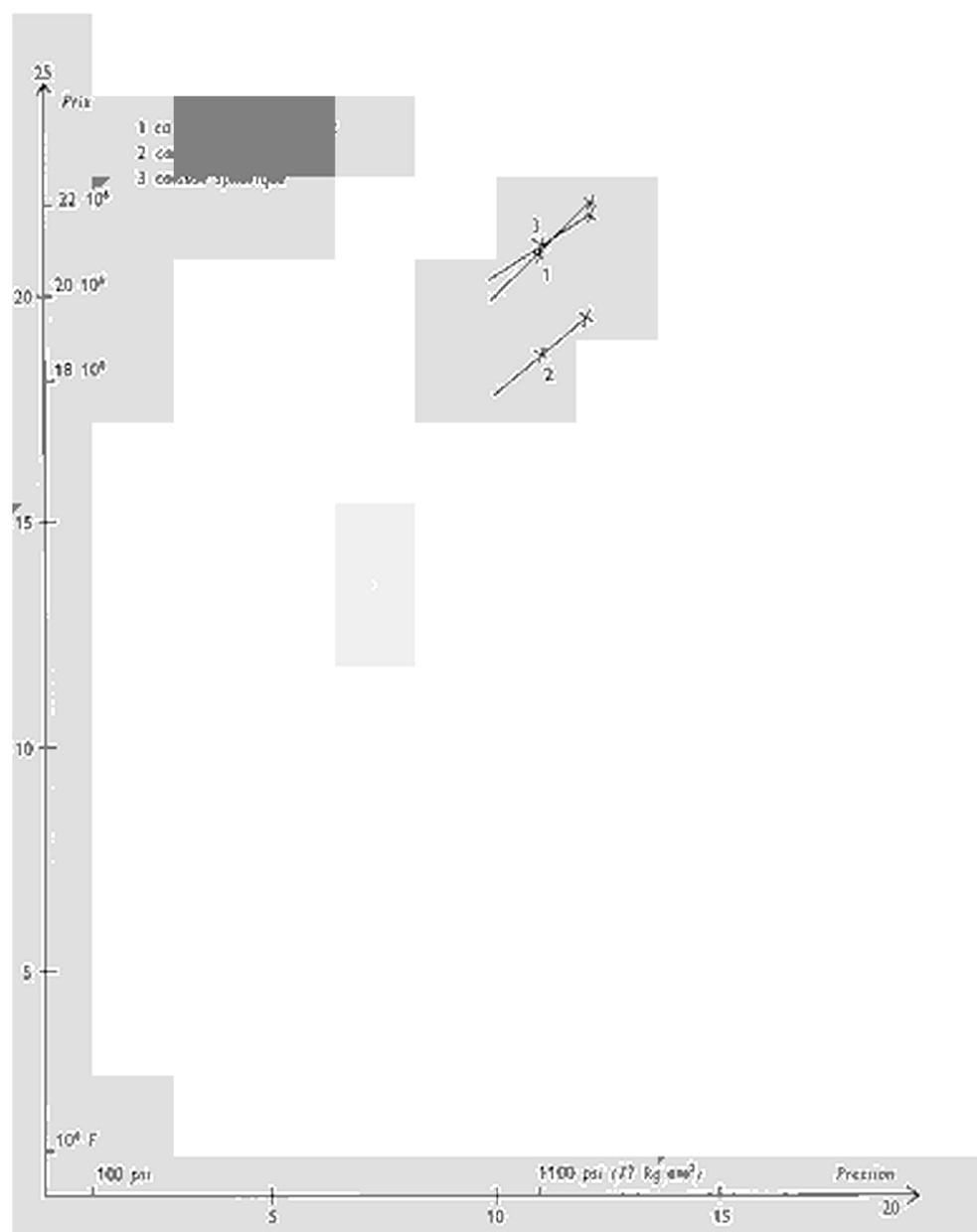


FIG. 11.

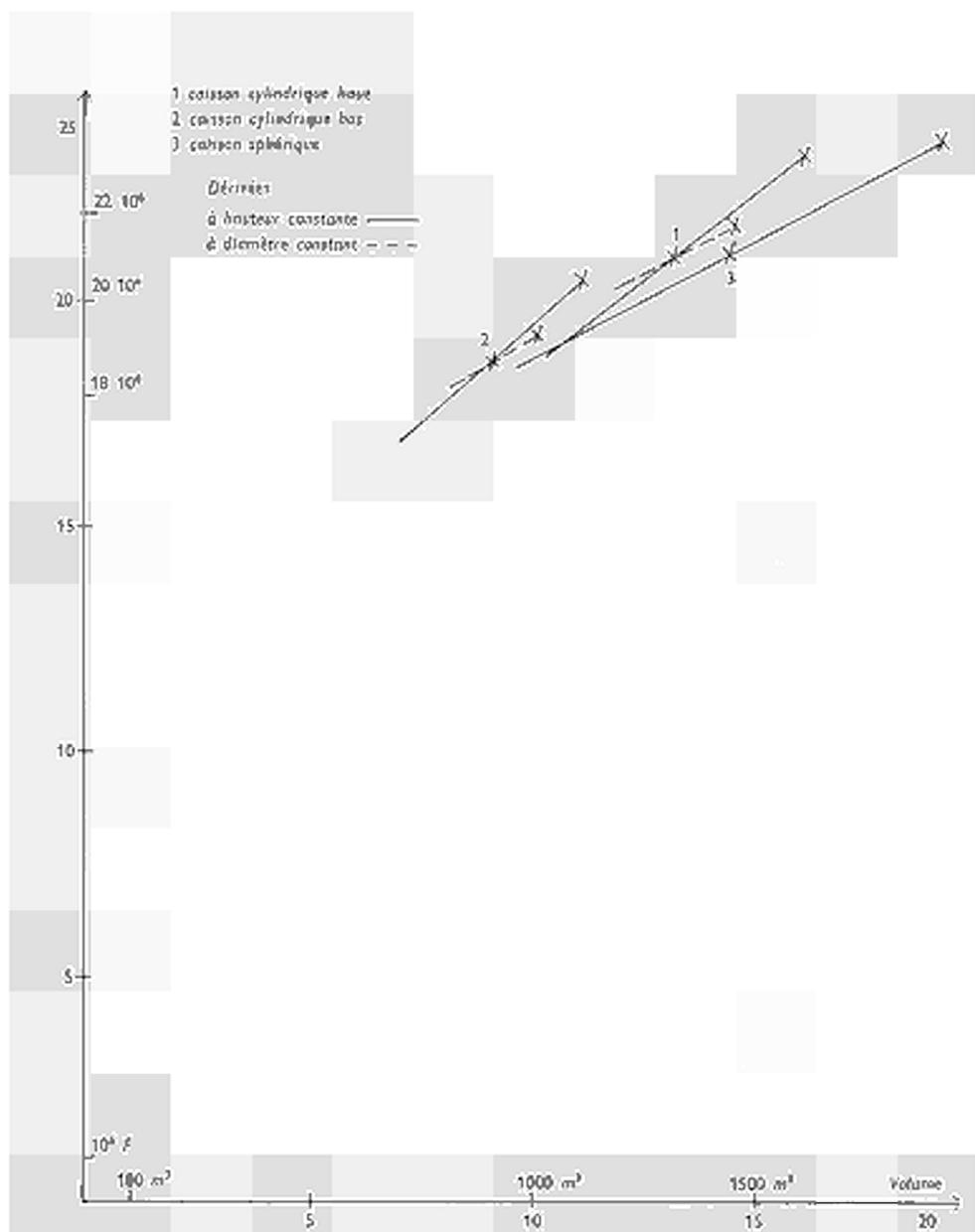


FIG. 12.

ANNEXE II

CALCUL DE LA STRUCTURE PRÉCONTRAINTÉ

Dans la présente annexe nous donnons le principe du calcul et les hypothèses retenues :

I. — Principe de calcul

I.-1. — SOLLICITATION AGISSANT SUR UN CAISSON

I.-1.1. — *Énumération*

Les différentes sollicitations agissant sur le caisson sont :

- la charge permanente
- la précontrainte
- la pression
- le gradient thermique

I.-1.2. — *Calcul des efforts*

Comme toute structure en béton précontraint, le caisson présente, au fur et à mesure de la croissance des charges, plusieurs comportements différents. Tout d'abord sous des charges ne dépassant pas ou peu les charges normales, il fonctionne en structure précontrainte homogène et élastique. Puis, si les charges augmentent, la fissuration apparaît, d'abord réversible, puis permanente. Le caisson devient une structure en béton armé précomprimé. Enfin les fissures s'ouvrent largement et lorsqu'on approche de la ruine de l'ouvrage son fonctionnement est celui d'une structure en béton armé en phase de rupture, les armatures de précontrainte jouant le rôle d'armatures de béton armé.

En phase élastique, les méthodes de calcul classiques permettent de calculer avec une bonne approximation les efforts et les contraintes dus à la charge permanente, à la précontrainte et à la pression. Mais il n'en est pas de même pour les efforts et les contraintes dus au gradient thermique, d'abord parce qu'il n'est pas certain qu'un calcul élastique soit exact, ensuite et surtout parce qu'on ignore quelle valeur il convient de donner au module d'Young pour le calcul des contraintes thermiques. Or cette valeur est très importante, car les contraintes thermiques lui sont proportionnelles.

En phase de rupture, les contraintes thermiques n'interviennent pas puisque les sections à considérer, où peut se produire la rupture, sont largement fissurées. La méthode de calcul de la pression de rupture est la méthode statique de détermination des charges limites, méthode sûre car elle donne par défaut la valeur de la pression de rupture.

I.-1.3. — *Différence essentielle entre les efforts d'origine thermique et les autres*

Dans toute structure soumise à des charges extérieures, doivent se développer des efforts internes permettant d'équilibrer ces charges. On sait que dans la réalité ces efforts diffèrent en général de ceux que l'on calcule par la théorie de l'élasticité, notamment par suite des phénomènes d'adaptation. En particulier, avant rupture, il se produit une redistribution des efforts, les parties les plus sollicitées se déchargent sur les autres par écoulement plastique. Mais quelle que soit l'ampleur des phénomènes d'adaptation et de redistribution des efforts, ceux-ci doivent obligatoirement équilibrer statiquement les charges appliquées.

Il en va tout différemment en ce qui concerne les efforts d'origine thermique, car ceux-ci n'équilibrent aucune charge réelle. En particulier, si une section s'adapte par fluage ou par écoulement plastique, cette adaptation, *loin d'aggraver les efforts d'origine thermique dans les sections voisines, les diminuera*. Une fissuration des zones tendues agira de même.

On voit donc que le danger de ruine sous l'action des efforts d'origine thermique est beaucoup plus faible que sous l'action des charges extérieures réelles. On peut donc être plus hardi dans le choix des contraintes limites lorsqu'il s'agit d'efforts dus à la température.

I.-2. — CAS DE CHARGE À ENVISAGER DANS LE CALCUL

Il convient d'envisager dans le calcul cinq groupes de charge :

I.-2.1. — *Service normal*

On envisage dans ce groupe tous les cas de charge pouvant se produire en service normal, c'est-à-dire toutes les combinaisons possibles des cas de charge élémentaires :

- charge permanente
- précontrainte
- pression

La pression de fonctionnement normal du caisson est de 77 kg/cm². Il existe des soupapes qui limitent les surpressions; au cours de la vie de la centrale peuvent se

présenter tout au plus une fois une surpression de 84 kg/cm^2 et une surpression de 92 kg/cm^2 . Nous avons pris pour pression de calcul $p = 84 \text{ kg/cm}^2$.

— gradient thermique

La valeur du gradient thermique à prendre en compte en service normal a été définie lors de l'étude précédente d'optimisation, à savoir :

$$\Delta T \text{ service normal} = 20 \text{ }^\circ\text{C}$$

Cette valeur suppose que les deux circuits de refroidissement fonctionnent simultanément.

Il paraît raisonnable de calculer les efforts thermiques avec une valeur du module d'Young égale à la moitié de la valeur instantanée.

I.-2.2. — *Service de secours*

On envisage dans le service de secours le fonctionnement d'un seul circuit de refroidissement. Le gradient thermique est alors :

$$\Delta T \text{ service secours} = 30 \text{ }^\circ\text{C}$$

I.-2.3. — *Surcharges majorées*

On envisage dans ce groupe tous les cas de charge résultant de la combinaison des cas de charge élémentaires, les surcharges étant majorées.

Compte tenu du fait que le maximum de la pression prévu pendant la vie du caisson n'excède pas 92 kg/cm^2 (soit $1,1 p$), un coefficient majorateur de la pression de $1,2$ paraît raisonnable.

La variation à envisager est plus grande pour le gradient thermique à cause, tant de l'incertitude sur la valeur à prendre en compte pour le module d'Young, que de la possibilité d'une diminution dans le temps de l'efficacité du calorifuge et du système de refroidissement. Le coefficient majorateur s'appliquerait au gradient ΔT service secours.

Une valeur raisonnable de coefficient se situe aux environs de $1,5$.

I.-2.4. — *Phase de rupture*

On calcule les efforts en phase de rupture sous l'action de la pression seule en supposant que la peau reste intègre et participe à la résistance de la structure. La valeur à prendre en compte pour la pression dite « pression de rupture » est égale à

la pression de calcul multipliée par un coefficient. On prendra 2,5 comme valeur de ce coefficient. Cette valeur, actuellement couramment admise pour le caisson en béton précontraint, paraît raisonnable.

I.-2.4. — *Accident à la peau d'étanchéité*

Une rupture locale de la peau d'étanchéité peut conduire à l'établissement d'une pression de gaz dans les parois du caisson. L'accident maximum, pratiquement inconcevable, correspondrait à une rupture généralisée de la peau d'étanchéité, un gradient de pression s'établissant dans l'ensemble des parois. Il convient alors de vérifier que l'on ne risque pas une rupture brutale, et, par exemple, que les armatures de précontrainte sont susceptibles de résister à la force :

$$p'S + p''S'$$

p' pression interne à prendre en compte dans la cavité, égale à la pression de calcul multipliée par 1,2;

p'' pression moyenne de la vapeur s'écoulant à travers une fissure. On supposera que la pression de la vapeur dans la fissure varie linéairement de p sur la paroi interne du caisson à 0 sur la paroi externe, hypothèse certainement défavorable.

S section de la cavité intérieure

S' section du massif de béton selon le plan de rupture de la peau.

Le plan de rupture de la peau sera un plan horizontal dans la considération de la résistance des armatures verticales, un plan vertical passant par l'axe de la cavité intérieure dans la considération de la résistance des armatures horizontales.

Il faut noter que ce calcul est très défavorable, compte tenu de la très faible probabilité de l'accident envisagé.

I.-3. — CONTRAINTES ADMISSIBLES

Dans la première phase des études, le choix des contraintes admissibles se référerait au règlement de 1953.

Pour cette seconde phase, nous nous référons à la circulaire du 12 Août 1965 du Ministère des Travaux Publics relative à l'emploi du béton précontraint.

La résistance à la compression du béton est définie par sa résistance à 28 jours.

La résistance à la traction du béton à 28 jours étant donnée par la formule :

$$\sigma'_{28} = 7 + \frac{6 \times \sigma_{28}}{100}$$

Le domaine de résistance du béton est alors défini par rapport à la courbe intrinsèque correspondante.

Pour les contraintes admissibles, on distingue:

I.-3.1 — *Le service normal*

Les contraintes en tout point devront se trouver à l'intérieur du domaine de sécurité déduit de la courbe intrinsèque par une homothétie de 0,42.

On envisage trois exceptions à cette règle:

- a) Sur les parois externes, les contraintes sur tous les plans perpendiculaires à la paroi devront être des compressions.
- b) Sur les parois internes, une sécurité plus grande sera obtenue en exigeant sur tous les plans perpendiculaires à la paroi une compression minimale de $0,42 \sigma'_{28}$.
- c) Au voisinage des orifices importants comme la pénétration dans la dalle supérieure, le coefficient d'homothétie est doublé, sous réserve que soit prévu un ferrailage de renforcement, et qu'au niveau de ces orifices les contraintes calculées sans tenir compte des majorations dues à l'effet de trou, respectent la règle générale. Compte tenu des incertitudes du calcul des contraintes thermiques et de la possibilité d'efforts parasites (contraintes internes dues par exemple au retrait différentiel) ces règles conduisent à une forte probabilité de non fissuration en service et à une certitude qu'une éventuelle fissuration serait réversible.

I.-3.2. — *Le service de secours*

Le service de secours se caractérisant par la seule augmentation du gradient thermique et étant un cas de charge exceptionnel, on peut prendre sans danger comme contrainte admissible maximale la valeur $0,50 \sigma_{28}$.

On exigera encore sur la surface interne du caisson une compression minimale de $0,42 \sigma'_{28}$. On admettra par contre sur la face externe une traction maximale de $- 0,42 \sigma'_{28}$.

I.-3.3. — *Les surcharges majorées*

Dans ce cas, on peut prendre comme rapport d'homothétie $2/3$ environ, mais nous pensons que l'on peut aller plus loin en ce qui concerne les contraintes minimales. On admettra ainsi des tractions limites égales à $- 1,26 \sigma'_{28}$.

I.-3.4. — *La phase de rupture*

Deux cas sont à considérer :

1. Si l'effort normal est prépondérant vis-à-vis du moment fléchissant (par exemple cercles d'un caisson cylindrique) les efforts développés dans les sections les plus sollicitées doivent être au plus égaux à 95 % des efforts provoquant la rupture des armatures de précontrainte.
2. Si le moment fléchissant est prépondérant (par exemple dalles) il nous paraît normal d'appliquer le règlement relatif à l'emploi du béton précontraint. Les efforts développés dans les sections les plus sollicitées doivent être au plus égaux à 90 % des efforts provoquant la rupture des armatures de précontrainte et à 70 % des efforts provoquant la rupture par écrasement du béton.

II. — Résultats

Nous donnons pour le projet de référence le résultat des calculs dans les tableaux des pages suivantes.

Les contraintes sont exprimées en t/m^2 .

Chaque tableau représente une section différente :

Dans une première partie nous indiquons les contraintes partielles dues aux cas de charges élémentaires.

Dans les trois autres parties nous indiquons les contraintes dues aux cas de charge du service normal, du service de secours et les contraintes dues aux surcharges majorées.

Les corrections à apporter à ces contraintes pour tenir compte des efforts dus à la peau ne sont pas indiquées dans ces tableaux.

Notation utilisée :

σ_r : contrainte radiale

σ_θ : contrainte circonférentielle

σ_z : contrainte verticale

F.E. : fibre externe

F.I. : fibre interne.

Les sections dont les contraintes sont données dans les tableaux sont précisées ci-après :

	Localisation de la section	Tableau	Page
<i>Dalle supérieure</i>	en bord de la pénétration supérieure . . .	1	473
	en pied du tronc de cône	3	475
	à l'encastrement dans la ceinture	3	475
<i>Fût</i>	à l'encastrement dans la ceinture (partie supérieure)	4	476
	en pied du tronc de cône (partie supérieure)	5	477
	à mi-fût	6	478
	en pied du tronc de cône (partie inférieure)	7	479
	à l'encastrement dans la ceinture (partie inférieure)	8	480
<i>Dalle inférieure</i>	à l'encastrement avec la ceinture	9	481
	en pied de tronc de cône	10	482
	au centre de la dalle	11	483

TABLEAU II-1. — Désignation de la section. En bord de pénétration

	Cont. radiales σ_r		Cont. circonf. σ_θ	
	F.E.	F.I.	F.E.	F.I.
<i>Contraintes partielles</i>				
Charge permanente (ch. perm.)	0	0	+ 11	- 10
Pression (pres.)	- 272	- 48	- 750	310
Température service normal (T serv. norm.)	- 84	117	- 229	313
Température service de secours (T serv. sec.)	- 126	175	- 343	469
Précontrainte (Préc.)	378	278	1299	721
<i>Contraintes cumulées en service normal</i>				
Ch. perm. + Préc.	378	278	1310	711
Ch. perm. + Préc. + pres.	106	230	560	1021
Ch. perm. + Préc. + T serv. norm.	294	395	1081	1024
Ch. perm. + Préc. + pres. + T serv. norm.	22	347	331	1334
<i>Contraintes cumulées en service de secours</i>				
Ch. perm. + Préc. + T serv. sec.	252	448	966	1181
Ch. perm. + Préc. + pres. + T serv. sec.	- 20	400	216	1491
<i>Contraintes cumulées sous surcharges majorées</i>				
Ch. perm. + Préc. + 1,5 T serv. sec.	189	541	795	1415
Ch. perm. + Préc. + 1,2 pres.	52	220	410	1083
Ch. perm. + Préc. + 1,2 pres. + 1,5 T serv. sec.	- 137	483	- 105	1787

TABLEAU II-2. — Désignation de la section. En pied du tronc de cône

	Cont. radiales σ_r		Cont. circonf. σ_θ	
	F.E.	F.I.	F.E.	F.I.
<i>Contraintes partielles</i>				
Charge permanente (ch. perm.)	0	+ 2	+ 7	- 5
Pression (pres.)	- 110	- 787	- 349	- 147
Température service normal (T serv. norm.)	- 193	228	- 175	237
Température service de secours (T serv. sec.)	- 289	342	- 262	355
Précontrainte (Préc.)	347	1055	653	728
<i>Contraintes cumulées en service normal</i>				
Ch. perm. + Préc.	347	1057	660	723
Ch. perm. + Préc. + pres.	237	270	311	576
Ch. perm. + Préc. + T serv. norm.	154	1285	485	960
Ch. perm. + Préc. + pres. + T serv. norm.	44	498	136	813
<i>Contraintes cumulées en service de secours</i>				
Ch. perm. + Préc. + T serv. sec.	+ 58	1399	398	1078
Ch. perm. + Préc. + pres. + T serv. sec.	- 52	612	+ 49	931
<i>Contraintes cumulées sous surcharges majorées</i>				
Ch. perm. + Préc. + 1,5 T serv. sec.	- 86	1570	260	1258
Ch. perm. + Préc. + 1,2 pres.	215	113	234	547
Ch. perm. + Préc. + 1,2 pres. + 1,5 T serv. sec.	- 218	627	- 159	1079

TABLEAU 11-3. — Désignation de la section. A l'encastrement dans la ceinture

	Cont. radiales σ_r		Cont. circonf. σ_θ	
	F.E.	F.I.	F.E.	F.I.
<i>Contraintes partielles</i>				
Charge permanente (ch. perm.)	— 6		+ 2	
Pression (pres.)	+ 53		— 265	
Température service normal (T serv. norm.)	— 153		— 169	
Température service de secours (T serv. sec.)	— 229		— 253	
Précontrainte (Préc.)	295		580	
<i>Contraintes cumulées en service normal</i>				
Ch. perm. + Préc.	289		582	
Ch. perm. + Préc. + pres.	342		317	
Ch. perm. + Préc. + T serv. norm.	136		413	
Ch. perm. + Préc. + pres. + T serv. norm.	189		148	
<i>Contraintes cumulées en service de secours</i>				
Ch. perm. + Préc. + T serv. sec.	+ 60		329	
Ch. perm. + Préc. + pres. + T serv. sec.	113		+ 64	
<i>Contraintes cumulées sous surcharges majorées</i>				
Ch. perm. + Préc. + 1,5 T serv. sec.	— 54		203	
Ch. perm. + Préc. + 1,2 pres.	353		264	
Ch. perm. + Préc. + 1,2 pres. + 1,5 T serv. sec.	+ 10		— 115	

TABLEAU II-4. — Désignation de la section. À l'encastrement dans la ceinture

	Cont. verticales σ_r		Cont. circonf. σ_θ	
	F.E.	F.I.	F.E.	F.I.
<i>Contraintes partielles</i>				
Charge permanente (ch. perm.)	0		— 2	
Pression (pres.)	+ 1		— 175	
Température service normal (T serv. norm.)	— 280		— 269	
Température service de secours (T serv. sec.)	— 420		— 403	
Précontrainte (Préc.)	328		505	
<i>Contraintes cumulées en service normal</i>				
Ch. perm. + Préc.	328		503	
Ch. perm. + Préc. + pres.	329		328	
Ch. perm. + Préc. + T serv. norm.	+ 48		234	
Ch. perm. + Préc. + pres. + T serv. norm.	+ 49		+ 59	
<i>Contraintes cumulées en service de secours</i>				
Ch. perm. + Préc. + T serv. sec.	— 92		100	
Ch. perm. + Préc. + pres. + T serv. sec.	— 91		— 75	
<i>Contraintes cumulées sous surcharges majorées</i>				
Ch. perm. + Préc. + 1,5 T serv. sec.	— 302		— 101	
Ch. perm. + Préc. + 1,2 pres.	330		293	
Ch. perm. + Préc. + 1,2 pres. + 1,5 T serv. sec.	— 300		— 311	

TABLEAU II-5. — Désignation de la section. En pied de tronc de cône

	Cont. verticales σ_z		Cont. circonf. σ_θ	
	F.E.	F.I.	F.E.	F.I.
<i>Contraintes partielles</i>				
Charge permanente (ch. perm.)	+ 2	+ 40	- 2	- 4
Pression (pres.)	- 120	- 1097	- 253	- 660
Température service normal (T serv. norm.)	- 209	238	- 192	243
Température service de secours (T serv. sec.)	- 313	357	- 287	365
Précontrainte (Préc.)	462	1320	615	1085
<i>Contraintes cumulées en service normal</i>				
Ch. perm. + Préc.	464	1360	613	1081
Ch. perm. + Préc. + pres.	344	263	360	421
Ch. perm. + Préc. + T serv. norm.	255	1598	421	1324
Ch. perm. + Préc. + pres. + T serv. norm.	135	501	168	664
<i>Contraintes cumulées en service de secours</i>				
Ch. perm. + Préc. + T serv. sec.	151	1717	326	1446
Ch. perm. + Préc. + pres. + T serv. sec.	+ 31	620	+ 73	786
<i>Contraintes cumulées sous surcharges majorées</i>				
Ch. perm. + Préc. + 1,5 T serv. sec.	- 5	1895	183	1628
Ch. perm. + Préc. + 1,2 pres.	320	+ 44	307	289
Ch. perm. + Préc. + 1,2 pres. + 1,5 T serv. sec.	- 149	579	- 121	836

TABLEAU II-6. -- Désignation de la section. A mi-fût

	Cont. verticales σ_z		Cont. circonf. σ_θ	
	F.E.	F.I.	F.E.	F.I.
<i>Contraintes partielles</i>				
Charge permanente (ch. perm.)	+ 31	+ 40	+ 9	+ 16
Pression (pres.)	- 618	+ 46	- 576	- 1094
Température service normal (T serv. norm.)	- 212	258	- 204	239
Température service de secours (T serv. sec.)	- 318	387	- 306	358
Précontrainte (Préc.)	867	363	917	1469
<i>Contraintes cumulées en service normal</i>				
Ch. perm. + Préc.	898	403	926	1485
Ch. perm. + Préc. + pres.	280	449	350	391
Ch. perm. + Préc. + T serv. norm.	686	661	722	1724
Ch. perm. + Préc. + pres. + T serv. norm.	+ 68	707	146	630
<i>Contraintes cumulées en service de secours</i>				
Ch. perm. + Préc. + T serv. sec.	580	790	620	1843
Ch. perm. + Préc. + pres. + T serv. sec.	- 38	836	+ 44	749
<i>Contraintes cumulées sous surcharges majorées</i>				
Ch. perm. + Préc. + 1,5 T serv. sec.	421	983	467	2022
Ch. perm. + Préc. + 1,2 pres.	156	458	265	172
Ch. perm. + Préc. + 1,2 pres. + 1,5 T serv. sec.	- 321	1038	- 224	709

TABLEAU II-7. — Désignation de la section. En pied du tronc de cône

	Cont. verticales σ_z		Cont. circonf. σ_θ	
	F.E.	F.I.	F.E.	F.I.
<i>Contraintes partielles</i>				
Charge permanente (ch. perm.)	138	— 37	+ 19	+ 32
Pression (pres.)	— 125	— 1088	— 253	— 658
Température service normal (T serv. norm.)	— 209	238	— 192	243
Température service de secours (T serv. sec.)	— 313	357	— 287	365
Précontrainte (Préc.)	322	1390	595	1045
<i>Contraintes cumulées en service normal</i>				
Ch. perm. + Préc.	460	1355	614	1077
Ch. perm. + Préc. + pres.	335	267	361	419
Ch. perm. + Préc. + T serv. norm.	251	1593	422	1442
Ch. perm. + Préc. + pres. + T serv. norm.	126	505	169	662
<i>Contraintes cumulées en service de secours</i>				
Ch. perm. + Préc. + T serv. sec.	147	1712	327	1442
Ch. perm. + Préc. + pres. + T serv. sec.	+ 20	624	+ 74	784
<i>Contraintes cumulées sous surcharges majorées</i>				
Ch. perm. + Préc. + 1,5 T serv. sec.	— 10	1890	184	1624
Ch. perm. + Préc. + 1,2 pres.	310	+ 49	310	287
Ch. perm. + Préc. + 1,2 pres. + 1,5 T serv. sec.	— 160	584	— 120	834

TABLEAU II-8. — Désignation de la section. A l'encastrement dans la ceinture

	Cont. verticales σ_z		Cont. circonf. σ_θ	
	F.E.	F.I.	F.E.	F.I.
<i>Contraintes partielles</i>				
Charge permanente (ch. perm.)	145		+ 11	
Pression (pres.)	— 4		— 173	
Température service normal (T serv. norm.)	— 280		— 270	
Température service de secours (T serv. sec.)	— 420		— 405	
Précontrainte (Préc.)	188		495	
<i>Contraintes cumulées en service normal</i>				
Ch. perm. + Préc.	333		506	
Ch. perm. + Préc. + pres.	329		333	
Ch. perm. + Préc. + T serv. norm.	+ 53		236	
Ch. perm. + Préc. + pres. + T serv. norm.	+ 49		+ 63	
<i>Contraintes cumulées en service de secours</i>				
Ch. perm. + Préc. + T serv. sec.	— 87		101	
Ch. perm. + Préc. + pres. + T serv. sec.	— 91		— 72	
<i>Contraintes cumulées sous surcharges majorées</i>				
Ch. perm. + Préc. + 1,5 T serv. sec.	— 297		— 101	
Ch. perm. + Préc. + 1,2 pres.	328		298	
Ch. perm. + Préc. + 1,2 pres. + 1,5 T serv. sec.	— 302		— 309	

TABLEAU II-9. — Désignation de la section. A l'encastrement avec la ceinture

	Cont. radiales δ_r		Cont. circonf. δ_θ	
	F.E.	F.I.	F.E.	F.I.
<i>Contraintes partielles</i>				
Charge permanente (ch. perm.)	— 47		— 56	
Pression (pres.)	+ 60		— 397	
Température service normal (T serv. norm.)	— 165		— 167	
Température service de secours (T serv. sec.)	— 248		— 250	
Précontrainte (Préc.)	342		811	
<i>Contraintes cumulées en service normal</i>				
Ch. perm. + Préc.	295		755	
Ch. perm. + Préc. + pres.	355		358	
Ch. perm. + Préc. + T serv. norm	130		589	
Ch. perm. + Préc. + pres. + T serv. norm.	190		191	
<i>Contraintes cumulées en service de secours</i>				
Ch. perm. + Préc. + T serv. sec.	+ 47		505	
Ch. perm. + Préc. + pres. + T serv. sec.	107		108	
<i>Contraintes cumulées sous surcharges majorées</i>				
Ch. perm. + Préc. + 1,5 T serv. sec.	— 77		380	
Ch. perm. + Préc. + 1,2 pres.	367		279	
Ch. perm. + Préc. + 1,2 pres. + 1,5 T serv. sec.	— 5		— 96	

TABLEAU II-10. — Désignation de la section. En pied de tronc de cône

	Cont. radiales σ_r		Cont. circonf. σ_θ	
	F.E.	F.I.	F.E.	F.I.
<i>Contraintes partielles</i>				
Charge permanente (ch. perm.)	— 64	+ 17	— 71	+ 24
Pression (pres.)	— 144	— 186	— 518	194
Température service normal (T serv. norm.)	— 173	194	— 167	203
Température service de secours (T serv. sec.)	— 259	290	— 250	305
Précontrainte (Préc.)	504	715	935	432
<i>Contraintes cumulées en service normal</i>				
Ch. perm. + Préc.	440	732	864	456
Ch. perm. + Préc. + pres.	296	546	346	650
Ch. perm. + Préc. + T serv. norm.	267	926	697	659
Ch. perm. + Préc. + pres. + T serv. norm.	123	740	179	853
<i>Contraintes cumulées en service de secours</i>				
Ch. perm. + Préc. + T serv. sec.	181	1022	614	761
Ch. perm. + Préc. + pres. + T serv. sec.	+ 37	836	+ 96	955
<i>Contraintes cumulées sous surcharges majorées</i>				
Ch. perm. + Préc. + 1,5 T serv. sec.	+ 52	1167	489	913
Ch. perm. + Préc. + 1,2 pres.	267	509	242	689
Ch. perm. + Préc. + 1,2 pres. + 1,5 T serv. sec.	— 121	944	— 133	1146

TABLEAU II-11. — Désignation de la section. Au centre de la dalle

	Cont. radiales σ_r		Cont. circonf. σ_θ	
	F.E.	F.I.	F.E.	F.I.
<i>Contraintes partielles</i>				
Charge permanente (ch. perm.)	— 70	+ 26	— 70	+ 26
Pression (pres.)	— 866	481	— 866	481
Température service normal (T serv. norm.)	— 160	212	— 160	212
Température service de secours (T serv. sec.)	— 240	318	— 240	318
Précontrainte (Préc.)	1330	207	1330	207
<i>Contraintes cumulées en service normal</i>				
Ch. perm. + Préc.	1260	233	1260	233
Ch. perm. + Préc. + pres.	394	714	394	714
Ch. perm. + Préc. + T serv. norm.	1100	445	1100	445
Ch. perm. + Préc. + pres. + T serv. norm.	234	926	234	926
<i>Contraintes cumulées en service de secours</i>				
Ch. perm. + Préc. + T serv. sec.	1020	551	1020	551
Ch. perm. + Préc. + pres. + T serv. sec.	154	1032	154	1032
<i>Contraintes cumulées sous surcharges majorées</i>				
Ch. perm. + Préc. + 1,5 T serv. sec.	900	710	900	710
Ch. perm. + Préc. + 1,2 pres.	221	810	221	810
Ch. perm. + Préc. + 1,2 pres. + 1,5 T serv. sec.	— 139	1287	— 139	1287

CONTRIBUTION À L'ÉTUDE DU COMPORTEMENT DYNAMIQUE DU CŒUR D'UN RÉACTEUR À EAU BOUILLANTE

S. LEVAN et J. BADIALI

*Société Alstom — Services d'Études Nucléaires
Paris — France*

RÉSUMÉ

Cet exposé concerne un programme de calcul destiné à l'étude du comportement du cœur d'un réacteur bouillant lors des régimes transitoires de grande amplitude. Les phénomènes sont traités sous leur forme non-linéaire par une méthode numérique.

Ce programme de calcul permet de connaître à la suite de différentes perturbations, l'évolution en fonction du temps de toutes les caractéristiques de différents canaux du réacteur:

- distribution de température dans le combustible et en particulier la *température maximale dans le combustible*
- distribution du flux de chaleur transmise à la surface du combustible et distribution des bulles d'où le *facteur de sécurité relatif au flux de califaction*
- etc...

La première version de ce programme a été mise au point en 1963. Une deuxième version sera remise au C.C.R. d'Ispra le mois prochain.

I. — Introduction

Les études consacrées aux comportements dynamiques de systèmes physiques complexes font souvent appel à deux méthodes générales d'investigation:

- la première, basée sur la théorie des systèmes linéaires et la transformation de Laplace, est d'une application commode grâce à des machines analogiques à grande capacité et au grand nombre de théorèmes et de critères algébriques déjà établis, mais limitée par principe à des phénomènes soit linéaires, soit d'amplitude suffisamment faible pour être considérés comme tels.
- la seconde, qui traite les équations représentant les phénomènes sous leur forme non linéaire est d'une application plus générale.

Comme dans la pratique, la complexité des équations ne laisse aucun espoir d'arriver à des solutions analytiques, il est presque toujours nécessaire de recourir à des résolutions numériques, ce qui suppose des moyens de calcul rapides et puissants, moyens qui existent depuis un certain temps grâce au développement des calculatrices digitales.

C'est ainsi qu'en 1962, lorsque nous étions chargés, à l'occasion d'un contrat d'étude confié par EURATOM à AEG et ALSTHOM, d'amorcer une étude du comportement dynamique d'un réacteur bouillant à simple cycle et à circulation forcée, nous avons adopté la seconde méthode.

En effet, en plus d'un domaine d'application moins restreint et à l'opposé des schémas analogiques dont le montage et l'utilisation nécessitent une longue immobilisation d'un matériel important, cette méthode permet la mise au point d'un code de calcul d'une exploitation souple et rapide, et d'une adaptation relativement facile. C'est ainsi que le code (CICA) qui a été mis au point en 1963 pour l'étude cinétique d'un canal de réacteur à eau légère en ébullition peut servir, moyennant quelques modifications, à l'étude d'un réacteur refroidi soit par un liquide organique, soit par un métal liquide.

Les corrélations expérimentales introduites dans le code peuvent être modifiées afin de tenir compte des résultats plus récents.

Enfin, le même code peut être étendu, moyennant quelques mises au point supplémentaires, à un ensemble de canaux en parallèle permettant de mieux représenter le cœur d'un réacteur. Cette extension du programme CICA a été reprise depuis quelques mois dans le cadre d'un contrat d'Étude confié à ALSTHOM par la Direction « Recherche et Enseignement » d'EURATOM. Elle sera terminée fin décembre.

Dans cette note, on trouvera un exposé sommaire mais plus détaillé:

- du code CICA;
- du code CIRE, extension du code CICA.

II. — Le programme CICA

II.1. — OBJET DU PROGRAMME

Le programme écrit en FORTRAN II permet d'étudier la réponse d'un canal de réacteur à eau bouillante à des perturbations de paramètres tels que:

- la réactivité extérieure (introduite par un mouvement des barres de contrôle par exemple)
- la température du réfrigérant à l'entrée du canal
- le débit du réfrigérant à l'entrée du canal
- la pression moyenne dans le canal

Dans la version actuelle, on a introduit sous forme de fonctions trois signaux perturbateurs:

- en forme d'échelon

- en forme de rampe puis constant
- en forme de créneau

mais le programme fonctionne avec des perturbations de forme quelconque, séparées ou simultanées.

La réponse est caractérisée par les variations en fonction du temps de :

- la réactivité totale
- la puissance engendrée dans l'élément combustible
- la puissance transférée au réfrigérant
- la température du combustible
- les propriétés du réfrigérant: Température, fraction de vide, débit etc...

Toutes ces quantités sont calculées dans le programme et sont connues à chaque instant.

II.-2. — MODÈLE PHYSIQUE

Le modèle physique adopté est un canal vertical constitué par un élément combustible refroidi par un fluide (liquide sous refroidi ou émulsion) dont la section d'écoulement est donnée.

Dans la version actuelle, l'élément combustible est constitué de pastilles d' UO_2 disposées dans une gaine d'acier inox ou de zircalloy et le fluide est de l'eau légère dont le débit, la température et la pression à l'entrée du canal sont connus en fonction du temps.

Les phénomènes pris en considération ne diffèrent pas, pour l'essentiel, de ceux qui résultent des analyses de J.A. Thie et de son équipe d'ANL (Réf. 1) et qui sont devenues classiques :

- a) Sous l'effet d'un excès de réactivité dk du cœur, l'équilibre neutronique est rompu et la puissance Pn engendrée dans le combustible par les fissions varie dans le temps en fonction de $dk(t)$ et compte tenu de l'émission retardée de différents groupes de neutrons.
- b) La puissance produite dans l' UO_2 atteint le fluide réfrigérant par conduction à travers l'élément combustible et la gaine puis par convection ou transfert de chaleur en zone bouillante.
- c) Le transfert de puissance du combustible au fluide réfrigérant en modifie les caractéristiques physiques, thermo et hydrodynamiques: température, enthalpie, proportion des bulles, pertes de charge etc...
- d) Ces modifications réagissent à leur tour sur le flux de chaleur transmise par l'intermédiaire des contre-réactions des distributions de température dans le combustible et des bulles le long du canal sur la réactivité dk du cœur: ces contre-réactions sont instantanées.

La mise en équations de ces phénomènes conduit à l'établissement de quatre modèles mathématiques élémentaires presque distincts dont la résolution permet de suivre l'évolution des caractéristiques du canal en fonction du temps.

II.-3. — MODÈLES MATHÉMATIQUES — HYPOTHÈSES ET CORRÉLATIONS

II.-3.1. — *Multiplication neutronique*

C'est le modèle élémentaire correspondant au phénomène a) de l'article précédent. Il régit les relations qui existent à chaque instant t , la puissance $P_n(t)$ engendrée dans l'élément combustible et la réactivité $dk(t)$ du cœur.

II.-3.1.1. — Hypothèse

La distribution $P_n(t, z)$ de la puissance engendrée dans le combustible à l'instant t , à la cote z est supposée de la forme :

$$P_n(t, z) = P_0(z) \times N(t) \quad (1)$$

où $P_0(z)$ représente la distribution au régime d'équilibre initial qui est donnée et qui n'est soumise à aucune hypothèse de forme.

Physiquement, cela revient à supposer que la distribution de puissance neutronique dans le canal à chaque instant peut se déduire de la distribution initiale $P_0(z)$ par simple affinité.

Cette hypothèse se justifie pour 2 raisons :

- elle permet d'éviter les calculs de flux particulièrement longs, surtout en régime transitoire pour un réacteur bouillant;
- une courbe de flux obtenue par un calcul simple (une dimension, un ou deux groupes de neutrons) ne serait pas plus proche de la réalité qu'une courbe déduite par affinité d'une distribution initiale calculée avec des méthodes plus élaborées.

Enfin, signalons qu'un couplage du programme CICA avec un code de calcul de flux en régime dynamique (1 dimension, 2 groupes) est en cours au Département Calcul de Réacteurs à Ispra, avec notre collaboration.

II.-3.1.2. — Équations :

Compte tenu de l'hypothèse ci-dessus, les équations donnant $P_n(t, z)$ en fonction de $dk(t)$ s'écrivent :

$$\frac{d}{dt} N(t) = [k(t) \cdot (1 - B) - 1] N(t)/l + \sum_i L_i C_i(t) \quad (2)$$

$$\frac{d}{dt} C_i(t) = k(t) \cdot B_i \cdot N(t)/l - L_i C_i(t) \quad (3)$$

- où i = 1 à 6, numéro des groupes de neutrons retardés
 B_i = Proportion des neutrons retardés du groupe i
 L_i = Constante de désintégration radioactive du groupe i
 C_i = Concentration des émetteurs de neutrons retardés du groupe i
 l = durée de vie moyenne des neutrons dans le réacteur
 $k(t) = dk(t) + 1$
 $N(0) = 1$

L'ensemble des équations (1) (2) et (3) constitue le modèle mathématique de la multiplication neutronique, qui relie à chaque instant la puissance de fission à la réactivité du cœur.

II.-3.2. — *Thermique transitoire du combustible*

C'est le modèle mathématique qui décrit l'écoulement de la chaleur produite par les fissions de l'élément combustible jusqu'au fluide réfrigérant, en régime transitoire.

II.-3.2.1. — Hypothèses et Corrélations expérimentales

Pour le transfert de chaleur par conduction jusqu'à la surface extérieure de la gaine, il suffit d'écrire l'équation de diffusion de la chaleur en supposant :

- négligeable l'écoulement axial de la chaleur
- uniforme la densité de puissance dans chaque section du combustible
- adiabatique l'ensemble formé par le combustible et le réfrigérant.

Quant aux coefficients de transfert de chaleur entre la gaine et le fluide, on utilise :

- dans la zone sous-refroidie, la corrélation de Nusselt
- dans la zone bouillante, la corrélation proposée par Jens et Lottes (Réf. 2).

En outre, le coefficient de conductibilité de l' UO_2 est fourni par la formule proposée dans l'article de J. Lambert Bates qui le donne en fonction de la température (Réf. 3).

Toutes ces corrélations et formules ont été provisoirement adoptées pour la mise au point du programme, mais il va de soi qu'elles peuvent être facilement modifiées.

II.-3.2.2. — Équations

À l'intérieur du combustible, l'équation de diffusion de la chaleur s'écrit:

$$\nabla(\lambda_c \nabla T_c) + n(t, z) = \rho_c C_c \frac{\partial T_c}{\partial t} \quad (4)$$

où:

- T_c = distribution de température du combustible à l'instant t
 $n(t, z)$ = puissance produite à l'instant t et à la cote z par unité de volume du combustible
 λ_c = coefficient de conductibilité au point et à l'instant considérés
 ρ_c = densité du combustible
 C_c = chaleur spécifique du combustible.

Pour une géométrie cylindrique, et en tenant compte des conditions aux limites, on a:

$$\lambda_c \left(\frac{\partial^2 T_c}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial T_c}{\partial r} \right) + \frac{\partial \lambda_c}{\partial r} \frac{\partial T_c}{\partial r} + n(t, z) = \rho_c C_c \frac{\partial T_c}{\partial t} \quad (5)$$

avec:

$$\left(\frac{\partial T_c}{\partial r} \right)_{r=0} = 0 \quad \forall t \quad (6)$$

$$T_c(a) - T_m = -r_t \left(\lambda_c \frac{\partial T_c}{\partial r} \right)_{r=a} \quad \forall t \quad (7)$$

équations dans lesquelles:

- r = distance du point considéré par rapport à l'axe du combustible
 a = diamètre des pastilles d'UO₂
 T_m = température du fluide réfrigérant, fonction de son enthalpie H et de sa pression P .

Enfin, r_t représente la résistance thermique à la cote z , entre le combustible et le fluide. Elle se compose de 3 parties:

- la résistance thermique de contact entre le combustible et la gaine (r_{tc})
- la résistance thermique de la gaine (r_{tg})
- la résistance thermique entre la surface extérieure de la gaine et le fluide réfrigérant, calculée soit par la corrélation de Nusselt, soit par celle de Jens et Lottes suivant qu'il s'agit d'une zone sous-refroidie ou d'une zone bouillante (r_f).

L'ensemble des équations (5) à (7) constitue le modèle mathématique décrivant la thermique transitoire du combustible. Sa résolution fournit la distribution de tem-

pérature dans le combustible à chaque instant $T_c(r, z, t)$ et par intégration, la puissance transférée au fluide réfrigérant :

$$P_t(t, z) = P_n(t, z) - \frac{\partial}{\partial t} \int_0^a 2\pi r \rho_c C_c T_c(r, z, t) dr \quad (8)$$

II.-3.3. — *Thermique et hydrodynamique du réfrigérant*

C'est le modèle qui décrit l'écoulement et la transformation du réfrigérant sous l'effet de la chaleur reçue.

Les équations s'obtiennent par l'application des lois de conservation de masse, d'énergie et de quantité de mouvement tout au long du canal.

II.-3.3.1. — Corrélations expérimentales

Lorsque le point considéré se trouve dans une zone bouillante, il est nécessaire de connaître le rapport des vitesses des deux phases vapeur et liquide. On a utilisé pour cela la corrélation proposée par Marchaterre et Hoglund (Réf. 4).

De même, le calcul des pertes de charge s'effectue grâce aux corrélations proposées dans l'article de James P. Waggener (Réf. 5).

Il est à remarquer que la plupart des corrélations utilisées sont des formules semi-empiriques obtenues à partir des essais en régime permanent. Faute de mieux, on les suppose valables en régime transitoire.

II.-3.3.2. — Équations

Soient :

- z = la cote du point considéré ($z = 0$ à l'entrée du canal)
- t = le temps ($t = 0$ à l'instant initial, le régime étant en équilibre)
- $h(t, z)$ = enthalpie spécifique du fluide
- $P_t(t, z)$ = puissance transférée au fluide par unité de longueur
- $q(t, z)$ = débit massique du fluide (liquide ou émulsion)
- $\rho(t, z)$ = masse spécifique du fluide
- $P(t, z)$ = pression du fluide
- h_e = enthalpie spécifique de l'eau saturée à la pression P
- h_v = enthalpie spécifique de la vapeur saturée à la pression P
- ρ_e = masse spécifique de l'eau saturée à la pression P
- ρ_v = masse spécifique de la vapeur saturée à la pression P
- $\alpha(t, z)$ = la fraction de bulle moyenne dans une section

- A = section de l'écoulement dans le canal
 D = diamètre hydraulique du canal.

Les principes de conservation d'énergie, de masse et de quantité de mouvement s'écrivent respectivement et d'une façon générale:

$$-\frac{\partial}{\partial z}(qh) + P_t = A \frac{\partial}{\partial t}(\rho h) \quad (9)$$

$$-\frac{\partial}{\partial z}q = A \frac{\partial}{\partial t}\rho \quad (10)$$

$$-\frac{\partial}{\partial z}P = \frac{1}{A} \frac{\partial q}{\partial t} + \frac{\partial \rho_f}{\partial z} + \rho g + \frac{1}{A^2} \frac{\partial}{\partial z} \frac{q^2}{\rho} \quad (11)$$

où $\frac{\partial \rho_f}{\partial z}$ représente les pertes de charge singulières et par frottement, calculées d'après la Réf. 5.

D'autre part, les conditions limites s'écrivent:

$$\left[\begin{array}{l} q(t, 0) = q_E(t) = \text{débit à l'entrée du canal} \\ P(t, 0) = P_E(t) = \text{pression de l'eau à l'entrée} \\ h(t, 0) = h_E(t) = \text{enthalpie de l'eau à l'entrée du canal} \end{array} \right] \quad \begin{array}{l} (12) \\ (13) \\ (14) \end{array}$$

En zone sous-refroidie les équations se simplifient du fait que le fluide est constitué par de l'eau que nous supposons incompressible.

En zone bouillante, ces mêmes équations se compliquent car, le fluide étant composé de 2 phases, ρ , ρh et qh se rapportent à un mélange

$$\left[\begin{array}{l} \rho = \rho_e (1 - \alpha) + \rho_v \alpha \\ (qh) = q_e h_e + q_v h_v \\ (\rho h) = \rho_e h_e (1 - \alpha) + \rho_v h_v \alpha \end{array} \right] \quad \begin{array}{l} (15) \\ (16) \\ (17) \end{array}$$

Ainsi, au lieu de 3 variables P (dont dépend ρ), q et h , on a:

- P dont dépendent ρ_e , ρ_v , h_e , h_v
- q_e , q_v et α ,

soit une variable de plus. L'équation supplémentaire est constituée par la relation qui existe entre q_v et q_e et fournie par la Réf. 4. Il s'agit d'une relation empirique, basée sur des essais en régime permanent et fournie sous forme d'un réseau de courbe donnant le rapport des vitesses de la vapeur et du liquide (slip ratio):

$$r_g = \frac{q_v}{q_e} \frac{\rho_e}{\rho_v} \frac{1 - \alpha}{\alpha}$$

en fonction de la vitesse à l'entrée du canal le diamètre hydraulique de l'écoulement (D) et le titre de l'émulsion $q_v/(q_v + q_e)$.

Dans la pratique, lorsque les pas dz et dt sont suffisamment petits, cette hypothèse est vérifiée sans qu'il soit nécessaire d'émettre aucune autre hypothèse concernant la linéarité ou l'amplitude des phénomènes étudiés quant à leur forme globale.

Les calculs se font pas à pas, dans l'espace et dans le temps.

Suivant que la tranche ($z, z + dz$) se trouve entre t et $t + dt$ dans la zone sous-refroidie ou dans la zone bouillante, la résolution des équations s'effectue de façon différente mais sans difficulté majeure.

Par contre, l'application des principes de conservation de masse et d'énergie s'est avérée plus délicate lorsqu'il s'agit des tranches contenant la frontière d'ébullition, en particulier lorsque cette dernière se déplace d'une tranche à l'autre entre l'instant t et l'instant $t + dt$. Ce déplacement est d'autant plus gênant qu'il ne peut être connu avant que les calculs soient effectués.

Au début, ce problème a été résolu provisoirement en calculant la cote d'ébullition $z_b(t + dt)$ à l'instant $t + dt$ par l'application du principe de conservation de masse et d'énergie en régime permanent à la tranche élémentaire qui la contenait à l'instant t .

Cette hypothèse simplificatrice introduite dans un domaine (z, dz) et (t, dt) assez faible, entraîne une erreur également faible mais suffisante pour que les réponses calculées subissent une discontinuité perceptible lorsque la frontière d'ébullition change de tranche.

Par la suite, la méthode a été améliorée en appliquant les équations générales à une tranche d'épaisseur faible mais variable dans le temps, comprise entre une cote z_0 fixe et la cote $z_b(t)$ variable.

II.-5. — EXEMPLE D'APPLICATION

À l'occasion du contrat d'étude n° 012-62-12 ECIC, ce code de calcul a été appliqué au canal moyen d'un réacteur étudié par la Société AEG (1) et dont la distribution axiale de puissance au régime initial est représentée sur la fig. I-1.

À cette occasion on a essayé séparément le modèle décrivant la variation de la puissance de fission en fonction de $dk(t)$ (fig. 2-1 et 2-2) et celui décrivant la thermique transitoire de l'élément combustible (fig. II-3 A et II-3 B, II-4 A et II-4 B, II-5 A et II-5 B).

Dans la fig. II-3 A on a comparé la réponse calculée à celle correspondant à des constantes de temps simples (7 et 10 s).

En outre, l'application du code CICA à l'ensemble du canal donne des résultats représentés dans les figures suivantes:

Fig. III-1-1 (A, B, C et D): Réponse du canal à une variation de dk_e , (fonction linéaire, puis constante)

(1) Rapport EURATOM 2735.d

Fig. III-1-3 (A, B, C et D): Réponse à une variation de dk_e en forme de « créneau »
Fig. III-3-1 (A, B et C) : Variation de la température de l'eau à l'entrée du canal
Fig. III-4-1 (A, B, C) : Variation du débit d'eau à l'entrée du canal.

Les résultats des figures III-4-1 (A, B et C) avaient montré qu'il était possible d'obtenir des variations rapides et importantes de la puissance du réacteur et du débit de vapeur fourni par une simple variation du débit d'eau à l'entrée du réacteur, sans bouger les barres de pilotage.

Dans tous ces calculs, on a partagé le canal en 20 tranches élémentaires d'épaisseur égale. En outre, dans le temps, le pas utilisé est de 0,1 s pour les calculs thermiques et hydrodynamiques et 0,025 s pour les calculs relatifs à la cinétique des neutrons retardés.

Dans ces conditions, le temps de calcul était de l'ordre de 40 secondes pour faire 100 pas dans le temps (10 s) impression comprise, la calculatrice utilisée étant une IBM 7090. Avec une IBM 7094 le calcul est un peu plus rapide.

III. — Le programme « CIRE »

Ce code est une extension du code « CI.CA » destinée à étudier un ensemble de canaux en parallèle pouvant avoir des caractéristiques de perte de charge et de puissance différentes.

Comme CICA, le code CIRE admet une carte de flux quelconque, mais en plus des phénomènes déjà pris en considération dans CI.CA le programme CI.RE tient compte de la redistribution du débit à l'entrée des canaux suivant la distribution (axiale et radiale) des bulles.

Cette redistribution est calculée à chaque instant de telle façon que la différence de pression entre l'entrée et la sortie soit la même dans tous les canaux.

Ce programme permet par conséquent de mieux simuler le cœur entier d'un réacteur et d'étudier en particulier l'influence des diaphragmes éventuels placés à l'entrée des canaux sur la redistribution du débit lors des régimes transitoires (variation de puissance ou fluctuations du débit des pompes d'alimentation).

Les travaux relatifs à la mise au point de ce programme ont commencé depuis quelques mois et ne seront terminés qu'au mois de décembre.

La prise en considération d'un grand nombre de canaux en parallèle amplifie les difficultés déjà rencontrées dans CICA et exige un calcul plus fin des distributions de débit le long des canaux, ces dernières devant être exemptes de toute oscillation d'ordre mathématique.

Le programme mis au point sera exploité par le Département Calcul de Réacteurs du C C R d'Euratom à Ispra.

RÉFÉRENCES

- (1) J. A. THIE. — ANL 5849 — Mai 1959. *Dynamic Behavior of Boiling Reactors.*
- (2) JENS et LOTTES. — ANL 4627 — 1955. *Analysis of Heat Transfer, Burnout Pressure Drop and Density Data for High Pressure Water.*
- (3) J. LAMBERT BATES. — Nucleonics juin 1961. *Thermal Conductivity of UO₂ improves at High Temperature.*
- (4) J. F. MARCHATERRE et BARTON M. HOGLUND. — Nucleonics août 1962. *Correlation for Two Phase Flow.*
- (5) JAMES P. WAGGENER. — Nucleonics nov. 1961. *Friction Factors for Pressure Drop Calculations.*

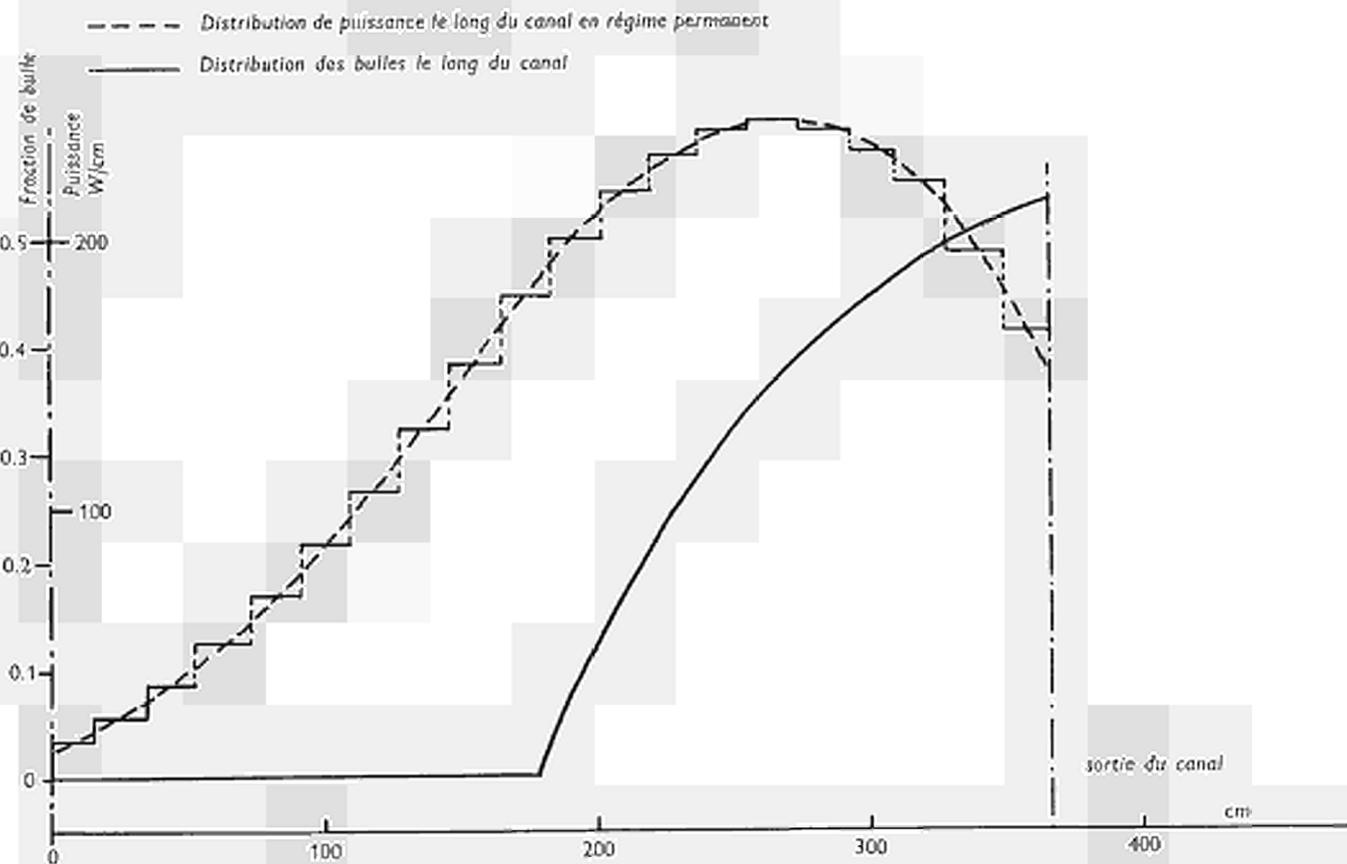


FIG. 1-1. — Étude Cinétique

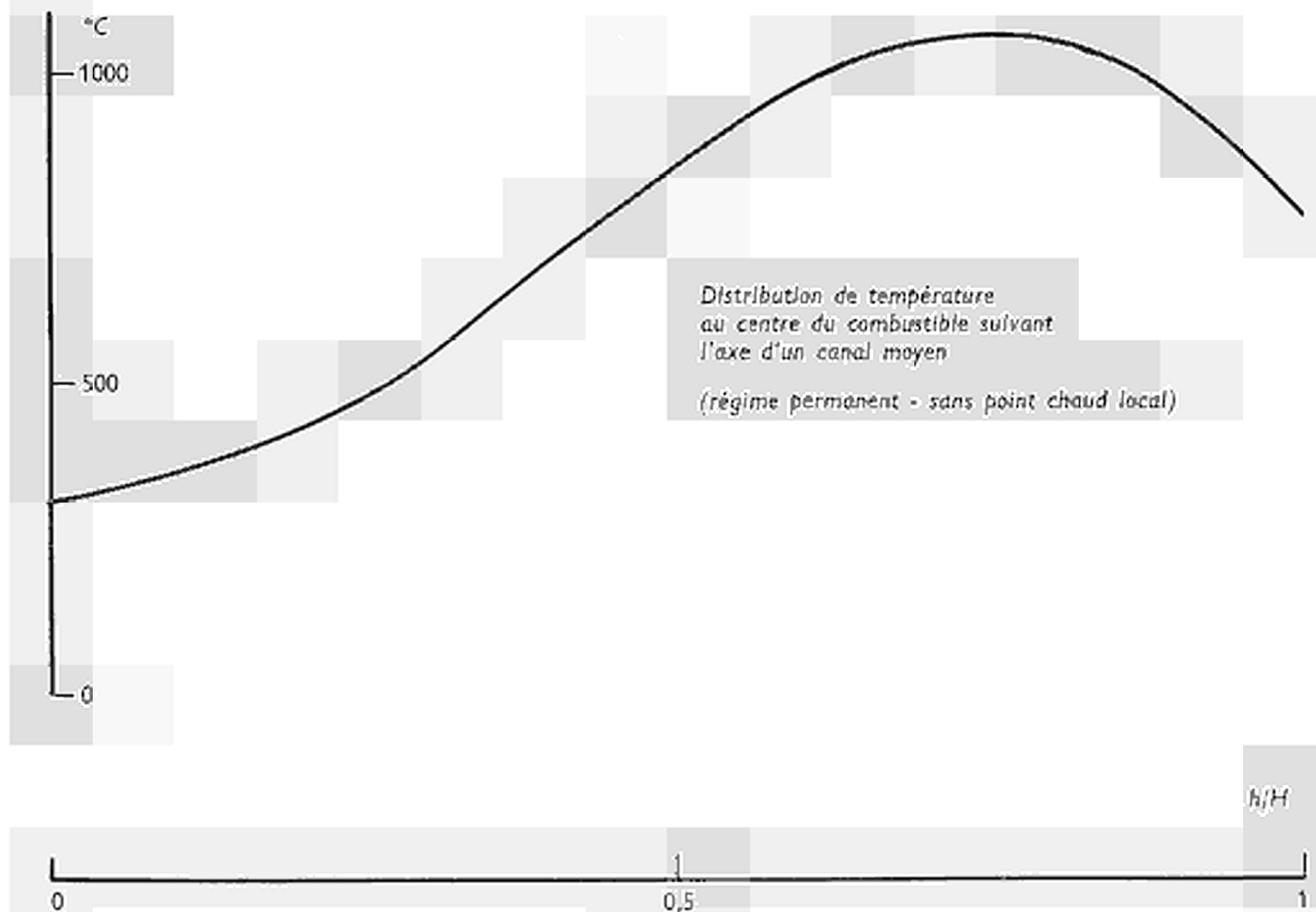


FIG. 1.-2.

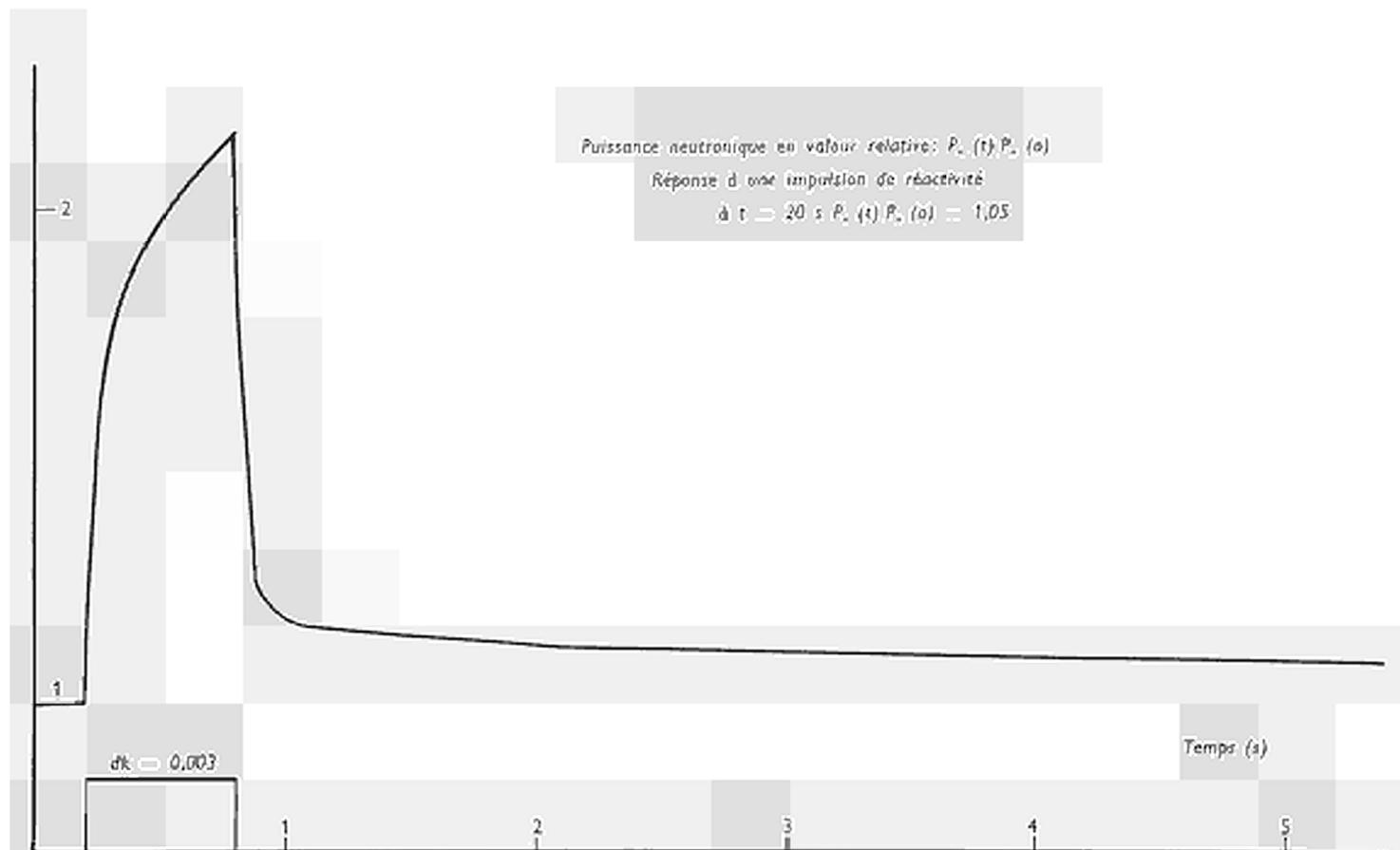


FIG. II.-1

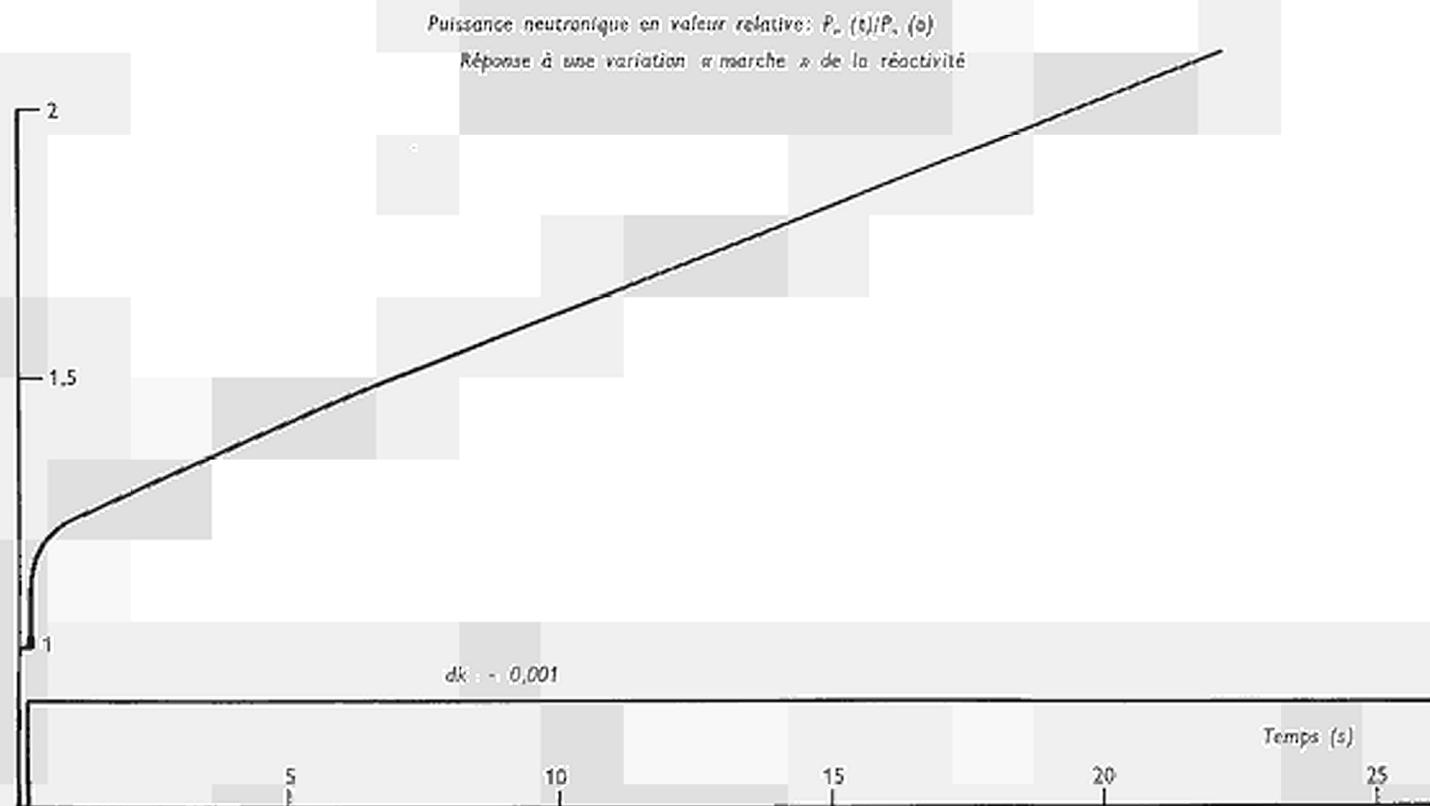


FIG. II.-2

Thermique transitoire de l'élément de combustible
Puissance transférée du fluide en valeur relative: $P_c(t)/P_c(0)$
Réponse à une variation « marche » de la puissance neutronique

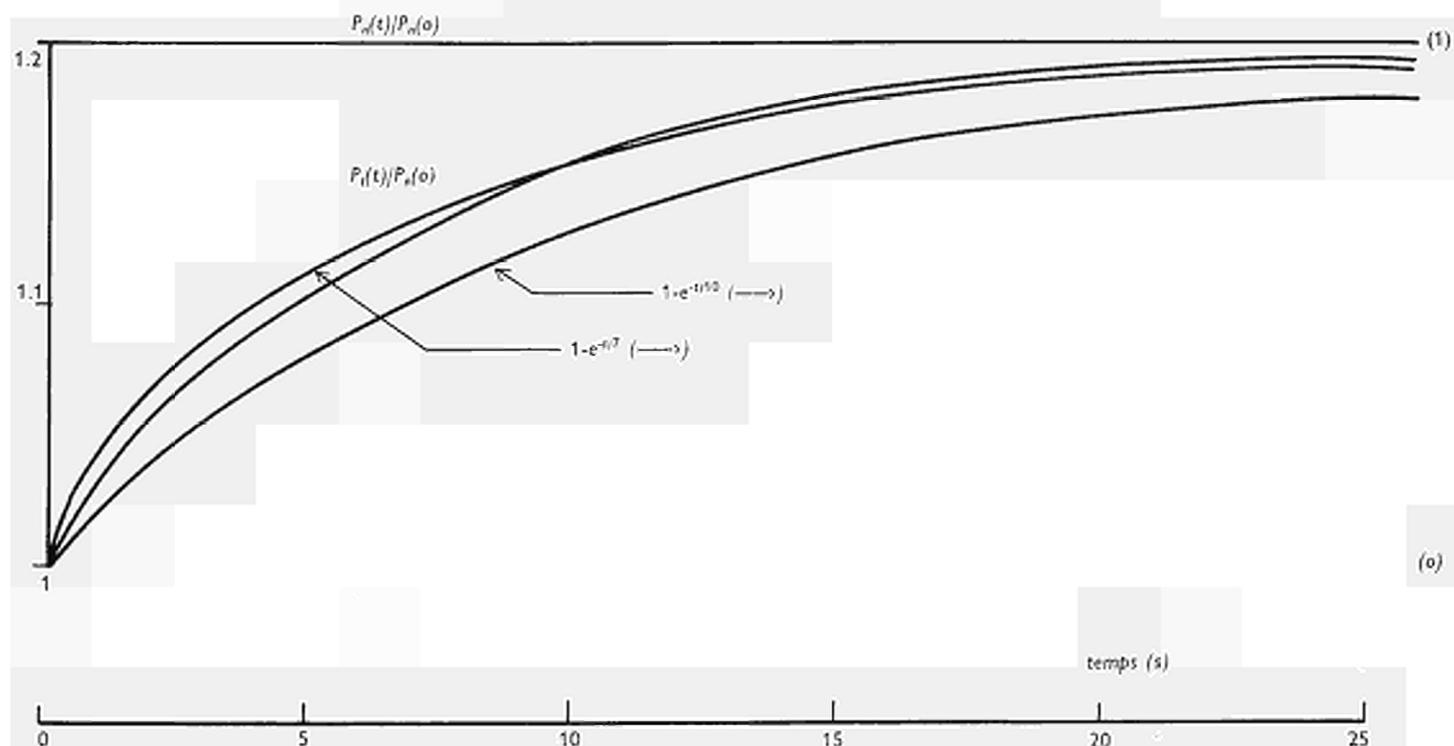


FIG. II.-3 A.

Thermique transitoire de l'élément de combustible
 Température maximum du combustible
 Réponse à une variation « marche » de la puissance neutronique

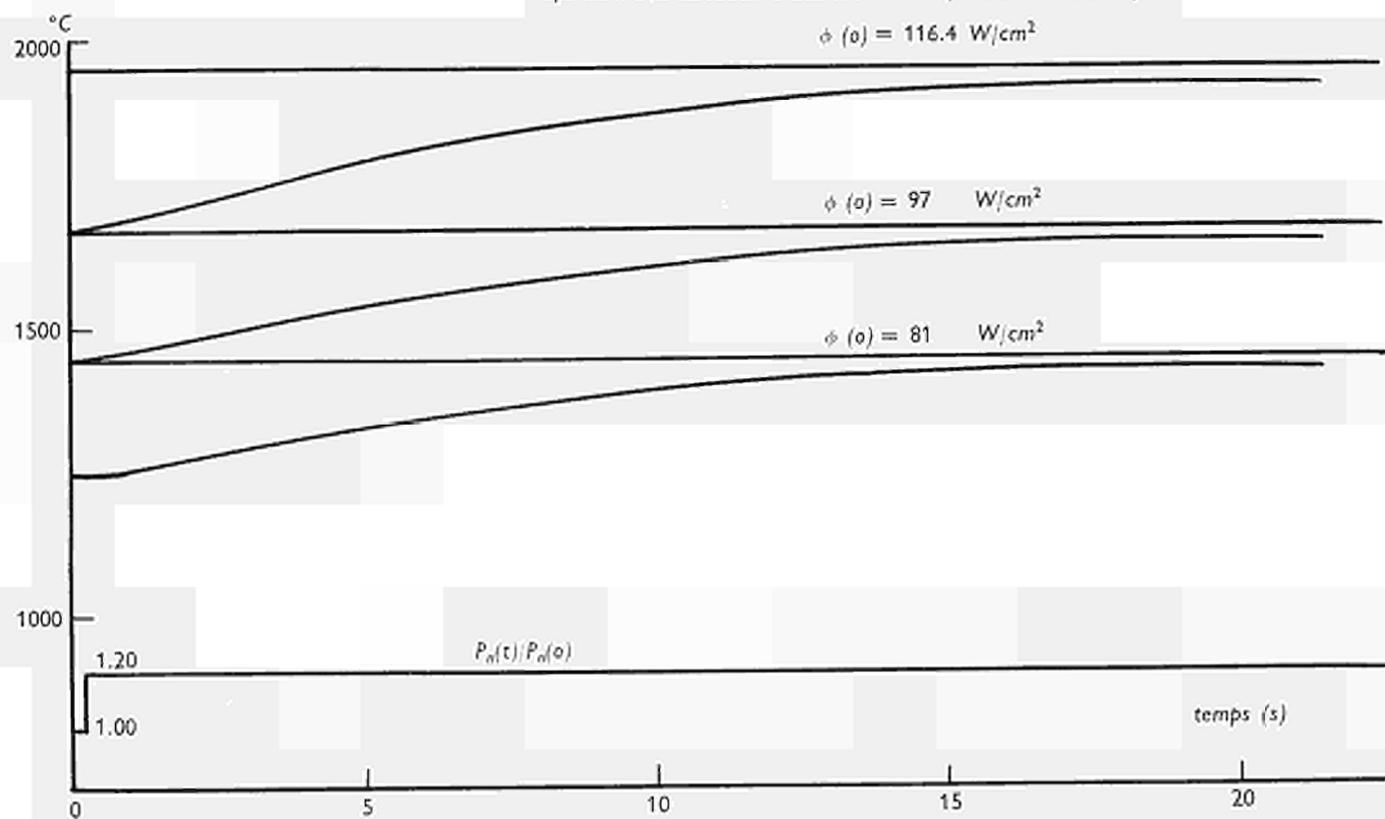


FIG. II.-3 B.

Thermique transitoire de l'élément de combustible
Puissance transférée au fluide en valeur relative $P_f(t)/P_f(0)$
Réponse à une variation « rampe + palier » de la puissance neutronique

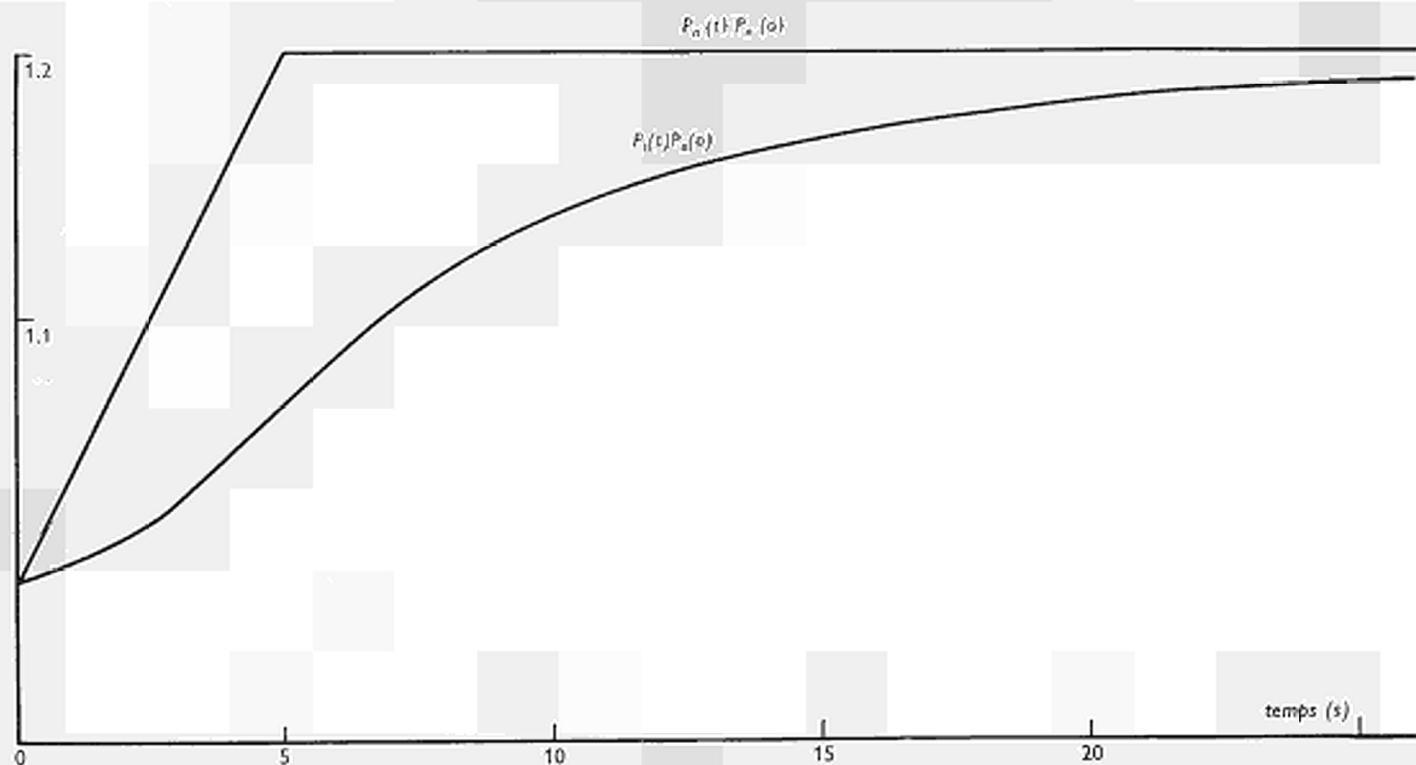


FIG. II.-4 A

Thermique transitoire de l'élément de combustible
 Température maximum du combustible
 Réponse à une variation « rampe + palier » de la puissance neutronique

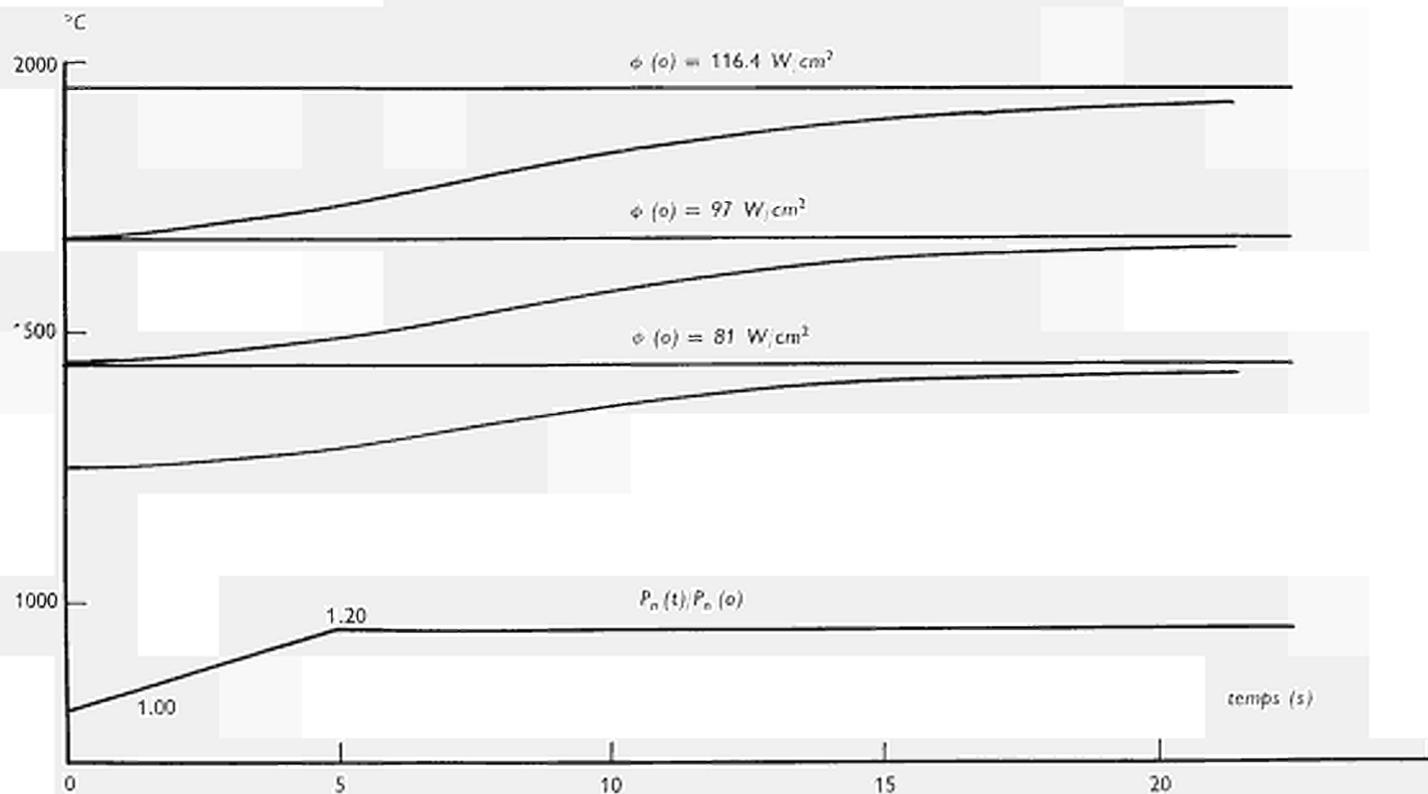


FIG. II.-4 B

Thermique transitoire de l'élément de combustible
Puissance transférée en valeur relative: $P_i(t)/P_i(0)$
Réponse à une variation « impulsion » de la puissance neutronique

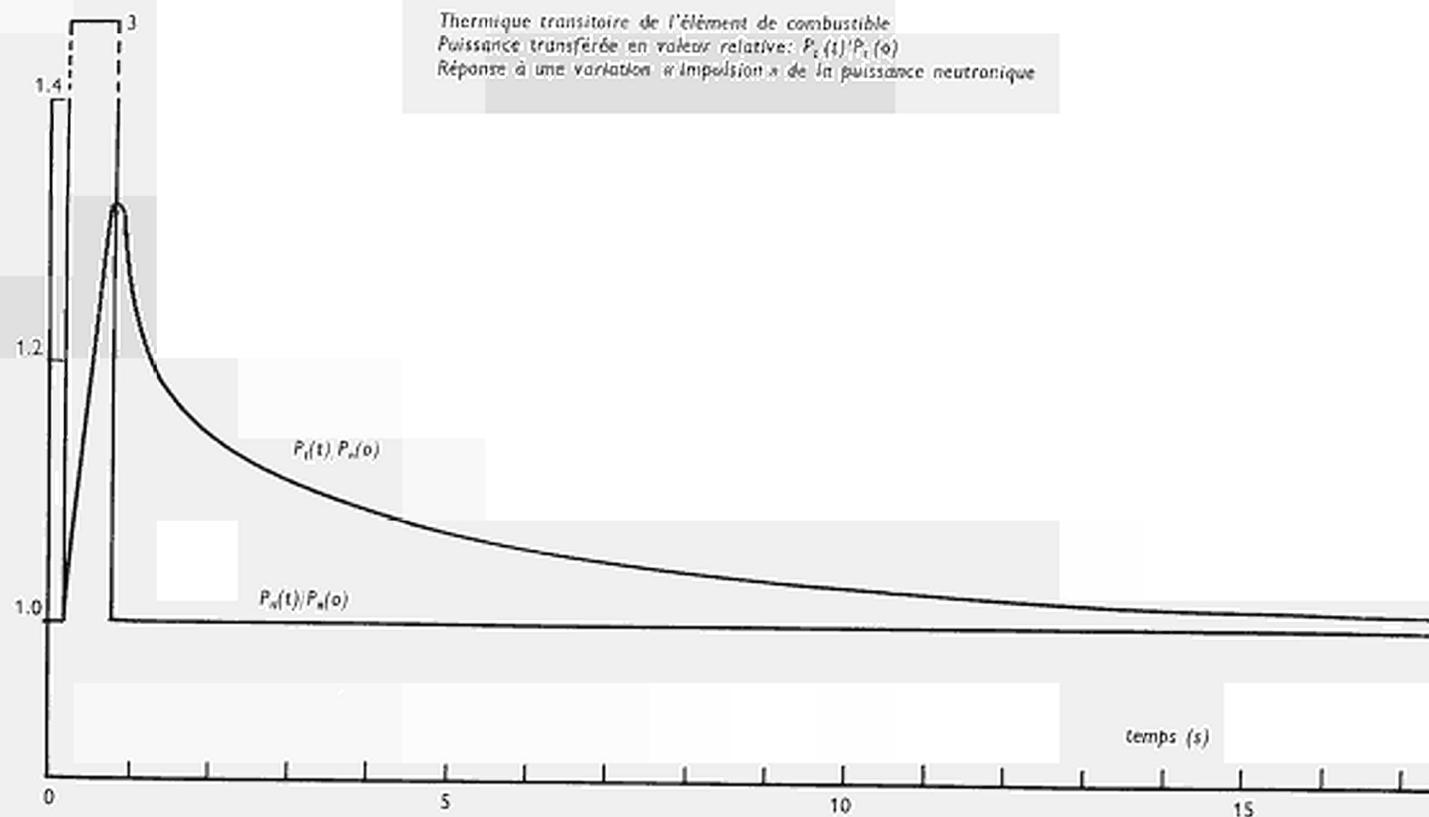


FIG. II.-5 A

Thermique transitoire de l'élément de combustible
 Température maximum du combustible
 Réponse à une variation « impulsion » de la puissance neutronique

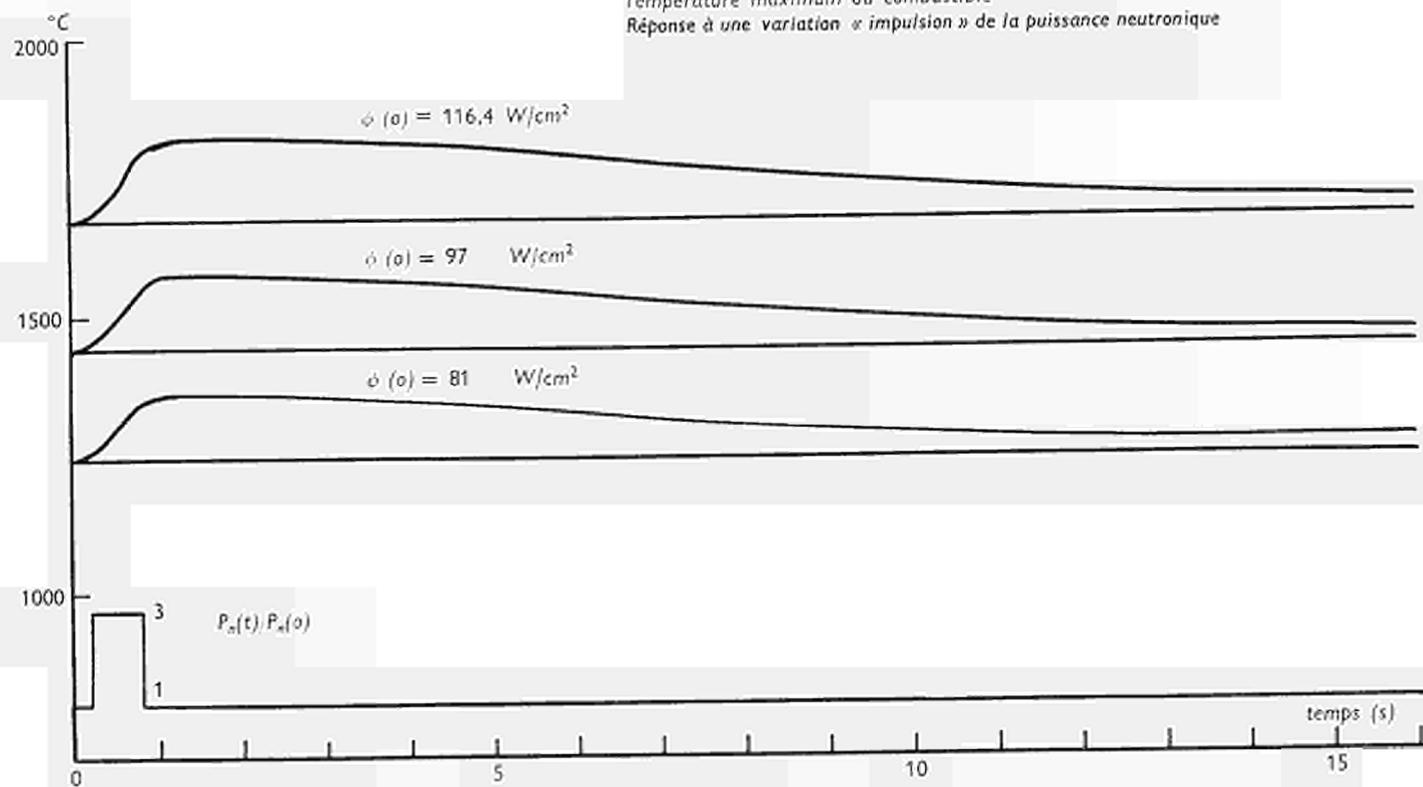


FIG. II.-5 B

Réponse du canal à une variation
« rampe + palier » de la réactivité extérieure
50 kW

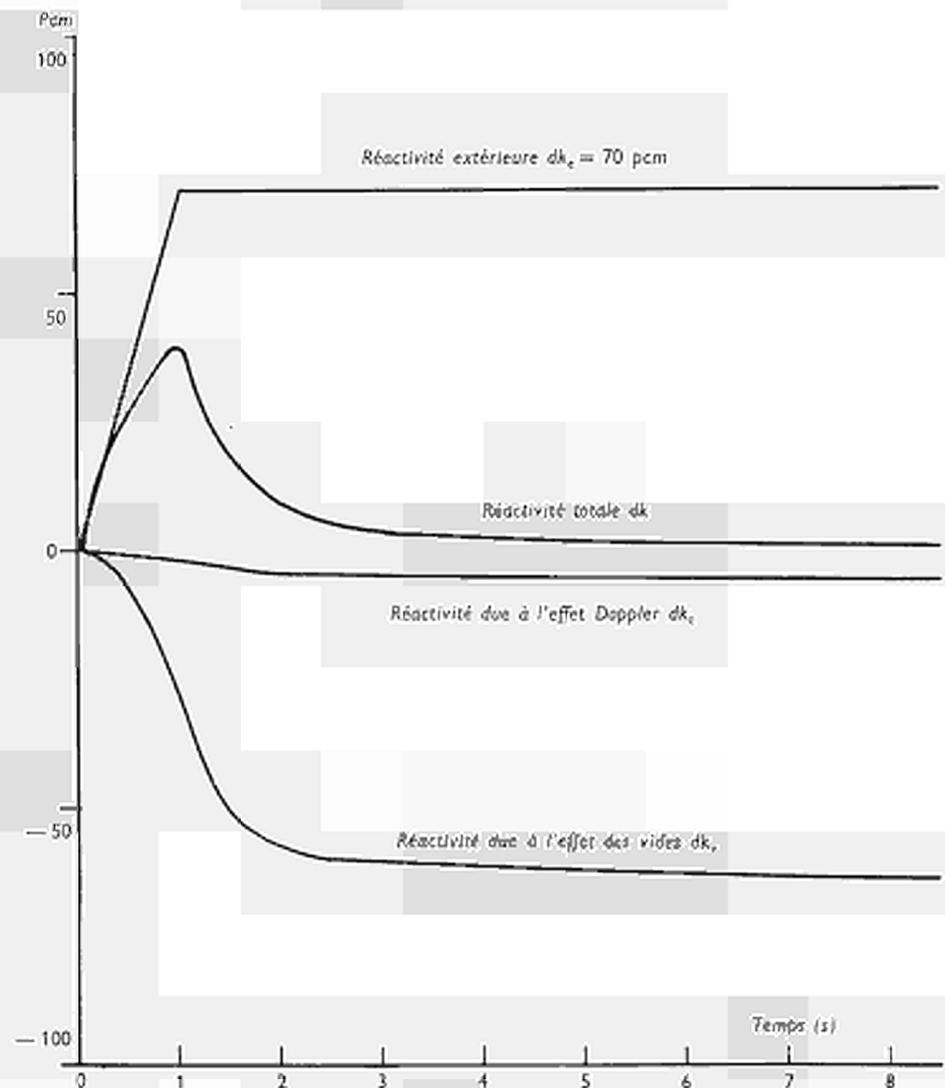


FIG. III-1-1 A

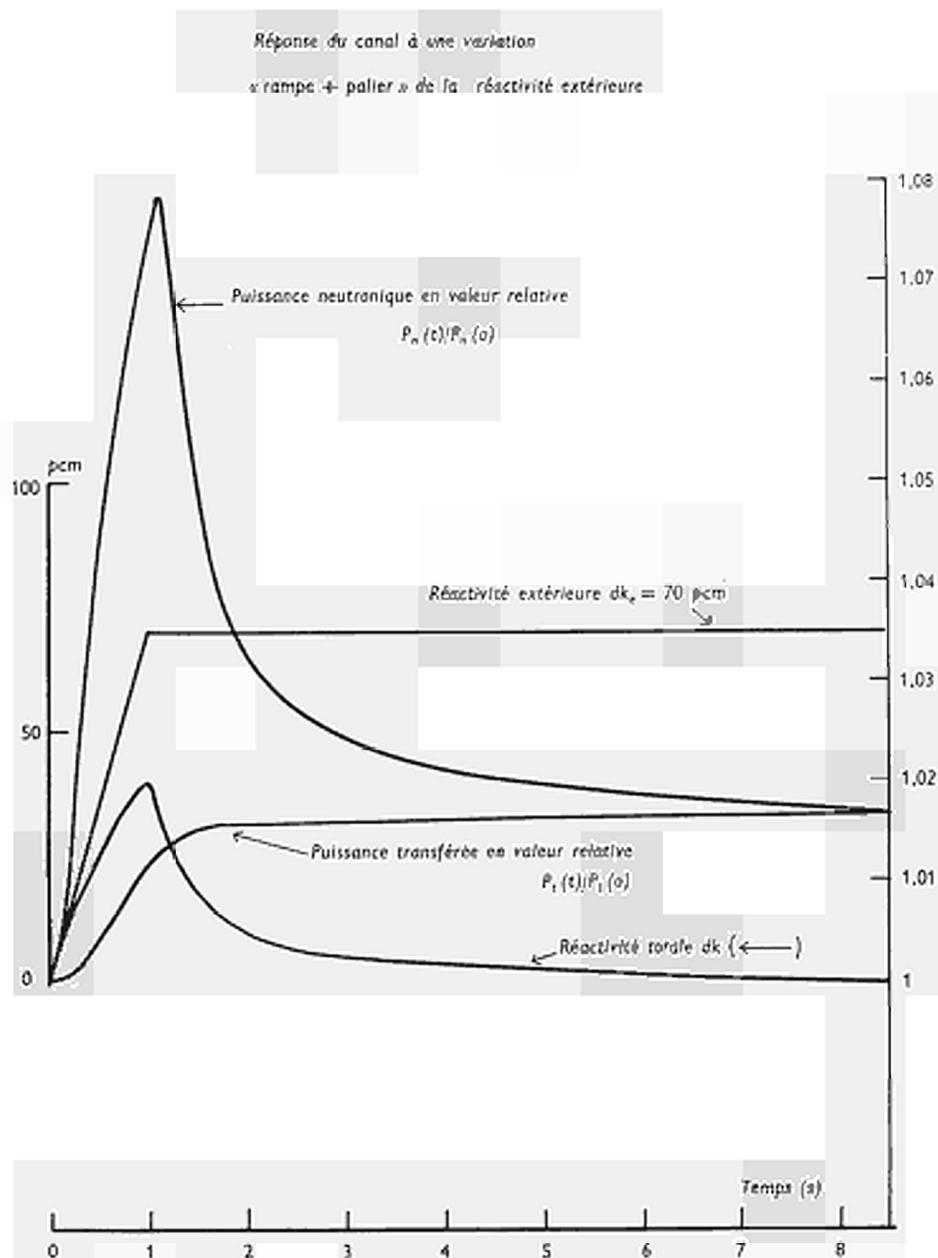


FIG. III.-1-1 B

Réponse du canal à une variation
« rampe → palier » de la réactivité extérieure

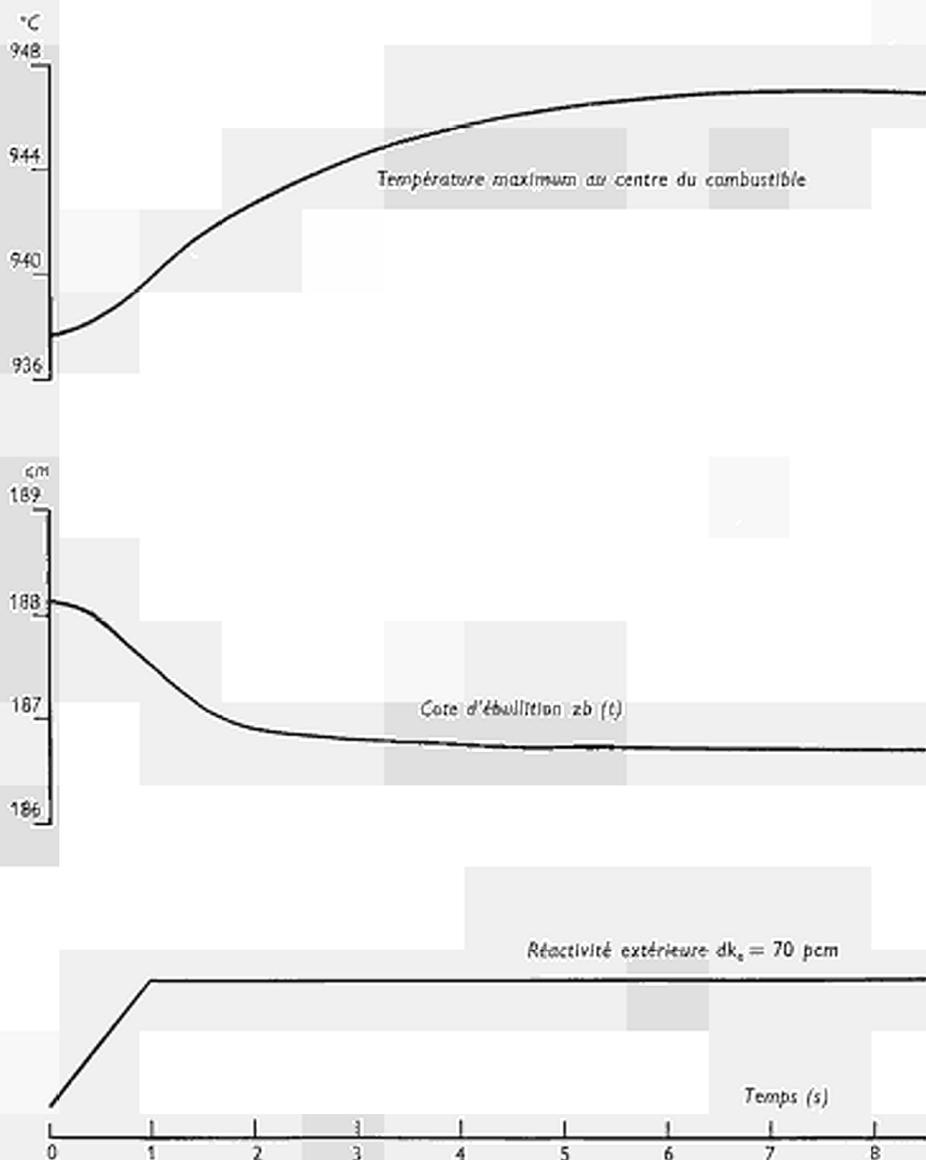


FIG. III-1-1 C

Réponse du canal à une variation

« rampe + palier » de la réactivité extérieure

Débit total à la sortie $q_v(t)/q_0 = 1$

0,074

0,073

0,072

0,071

Débit de vapeur à la sortie en valeur relative $q_v(t)/q_0$

0,158

0,157

0,156

0,155

0,154

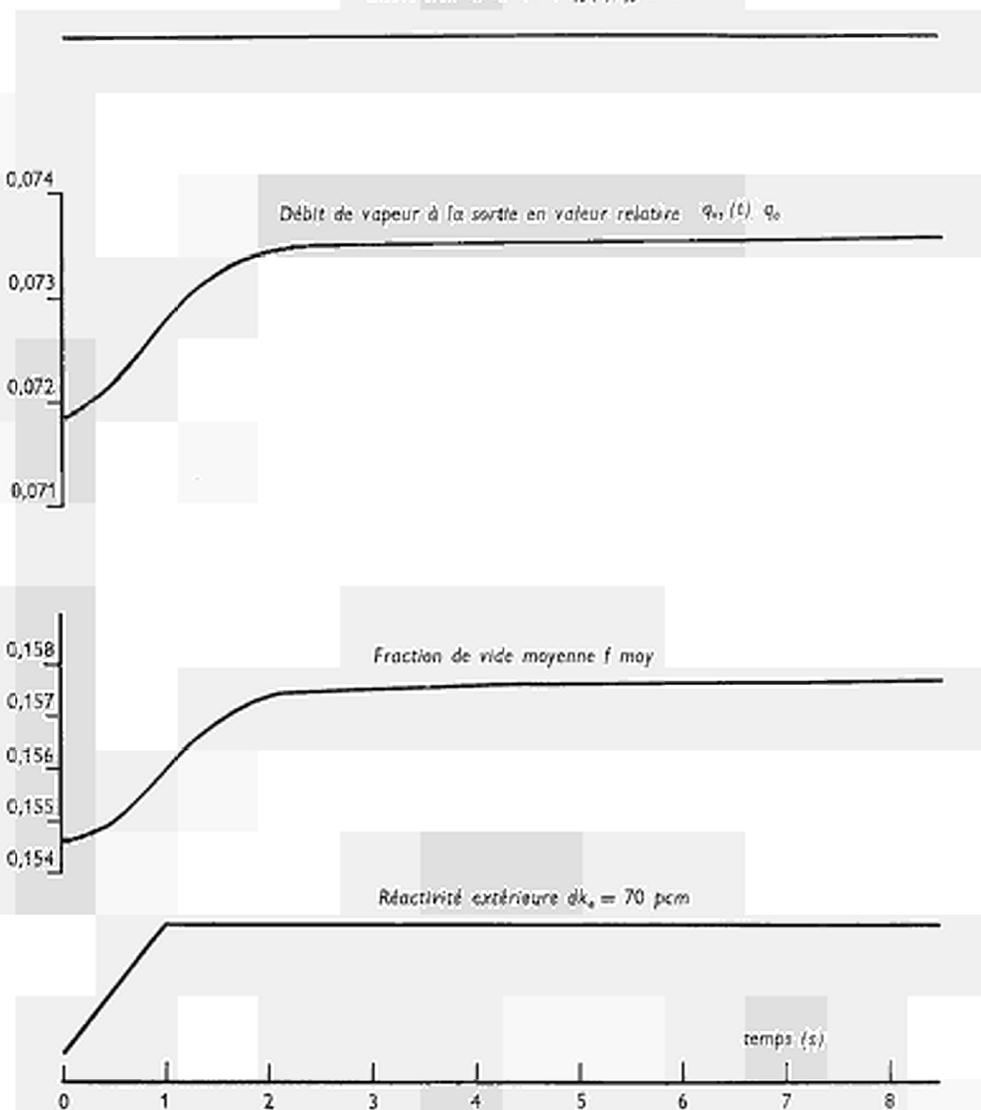
Fraction de vide moyenne f_{moy}

Réactivité extérieure $\Delta k_e = 70 \text{ pcm}$

temps (s)

0 1 2 3 4 5 6 7 8

FIG. III.-1-1 D



Réponse du canal à une variation
« créneau » de la réactivité extérieure

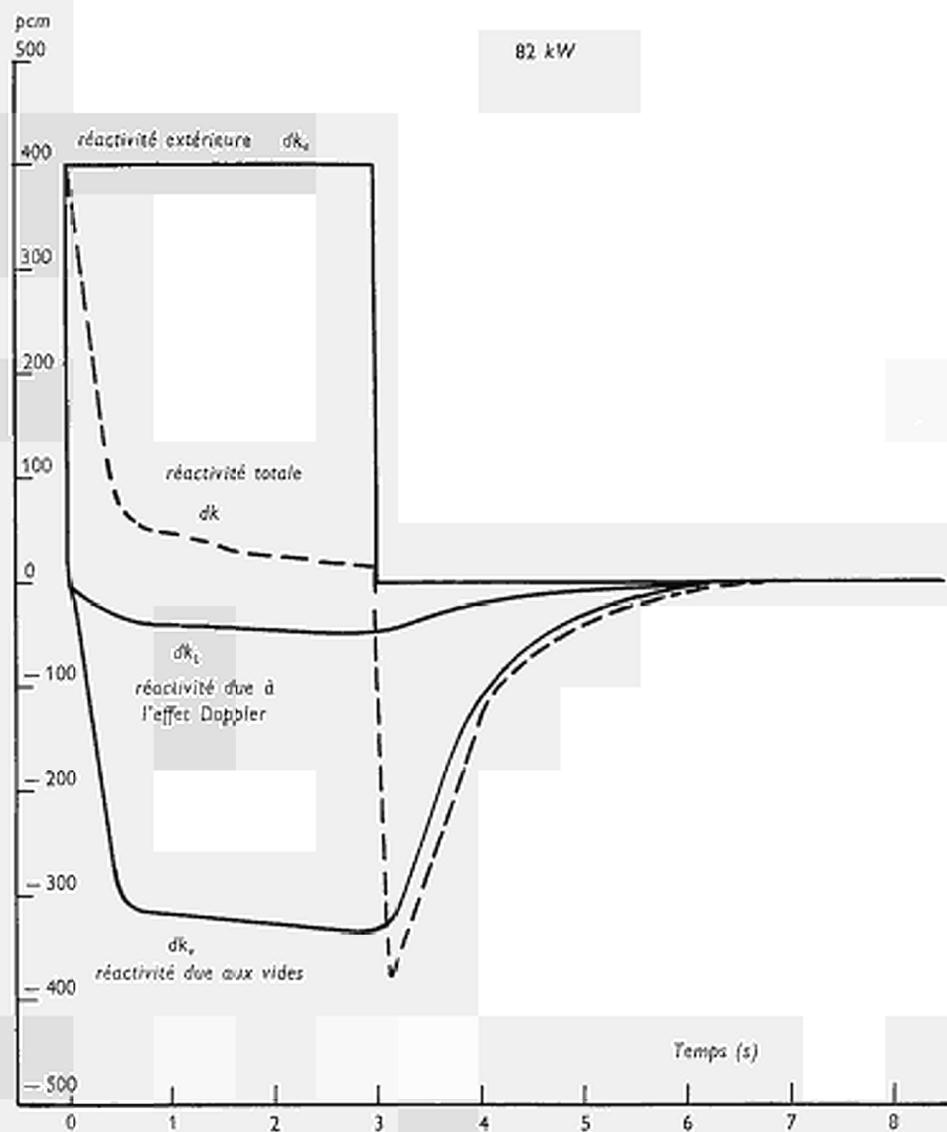


FIG. III.-1-3 A

Réponse du canal à une variation
« créneau » de la réactivité extérieure

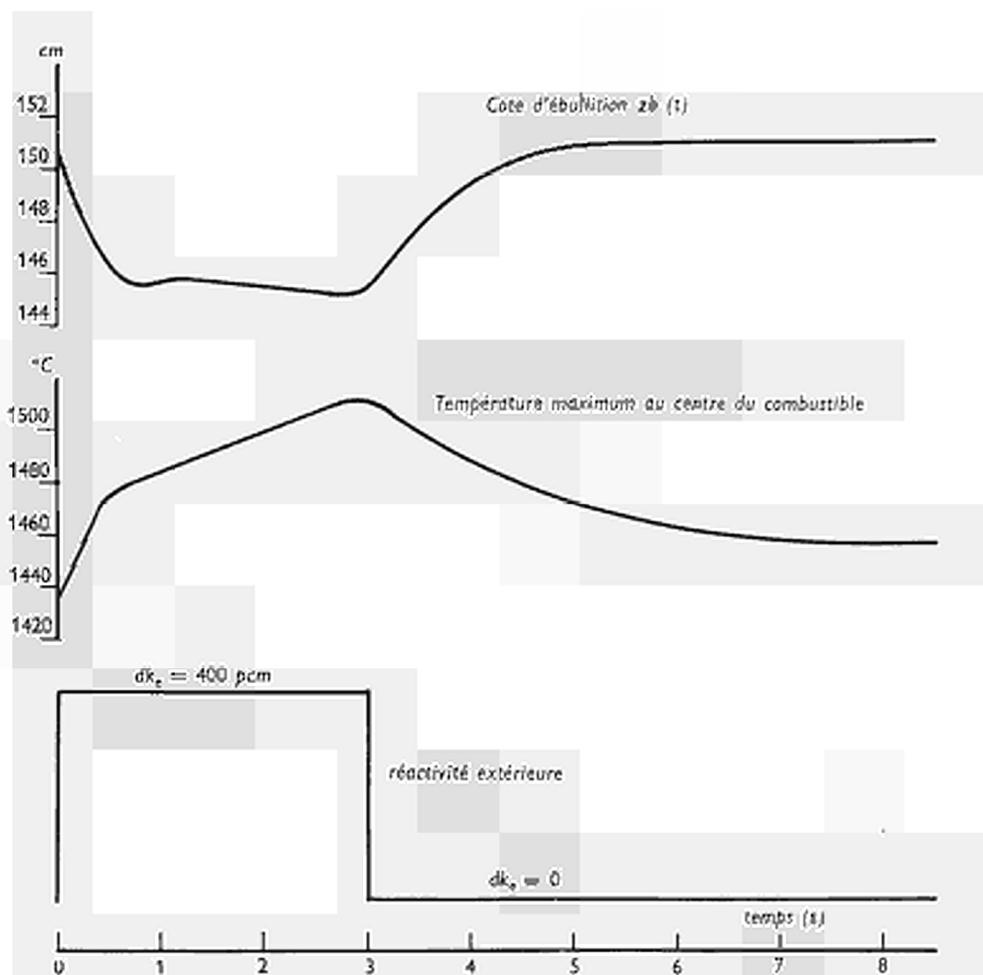


FIG. III.-1-3 B

Réponse du canal à une variation
« créneau » de la réactivité extérieure

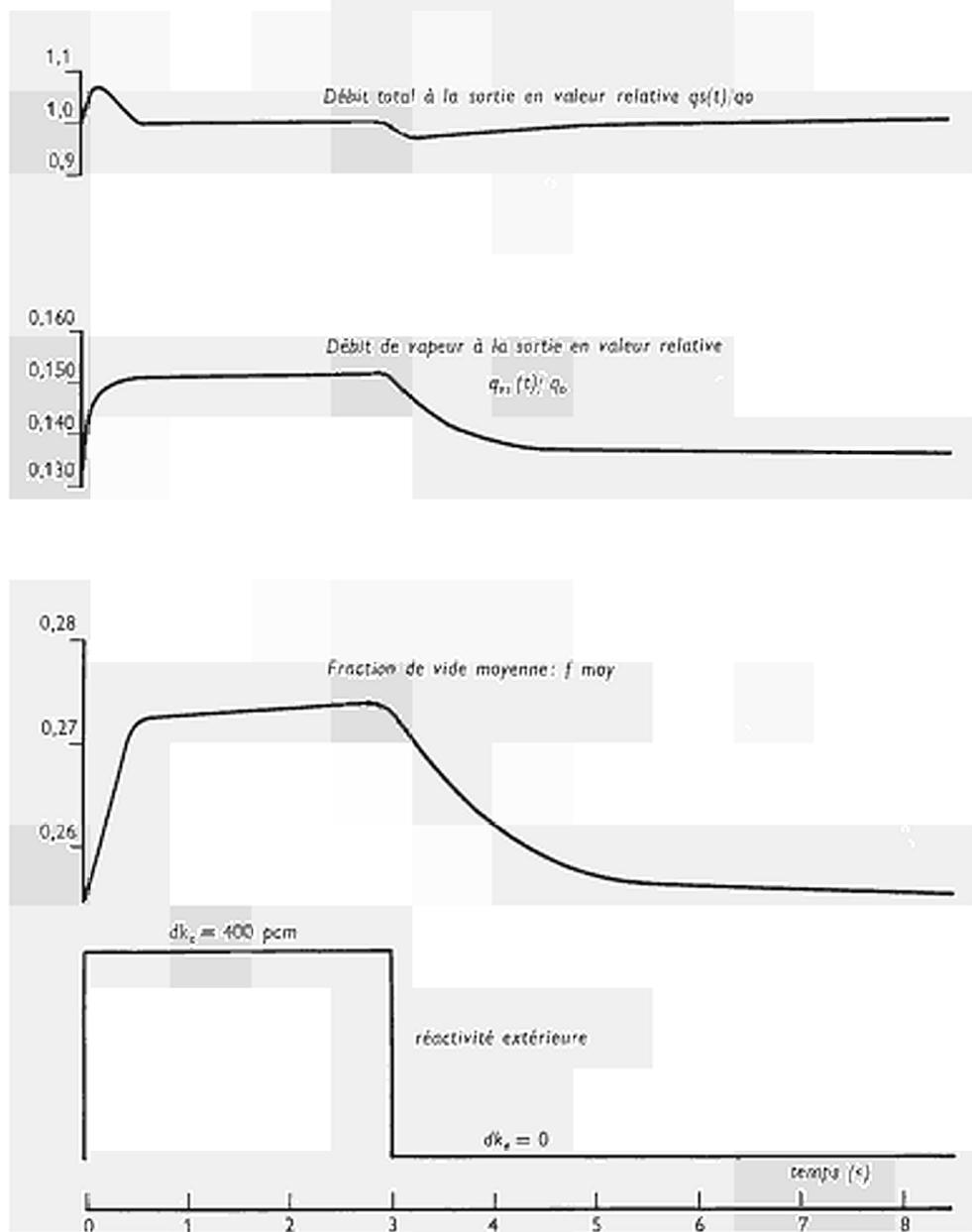


FIG. III-1-3 C

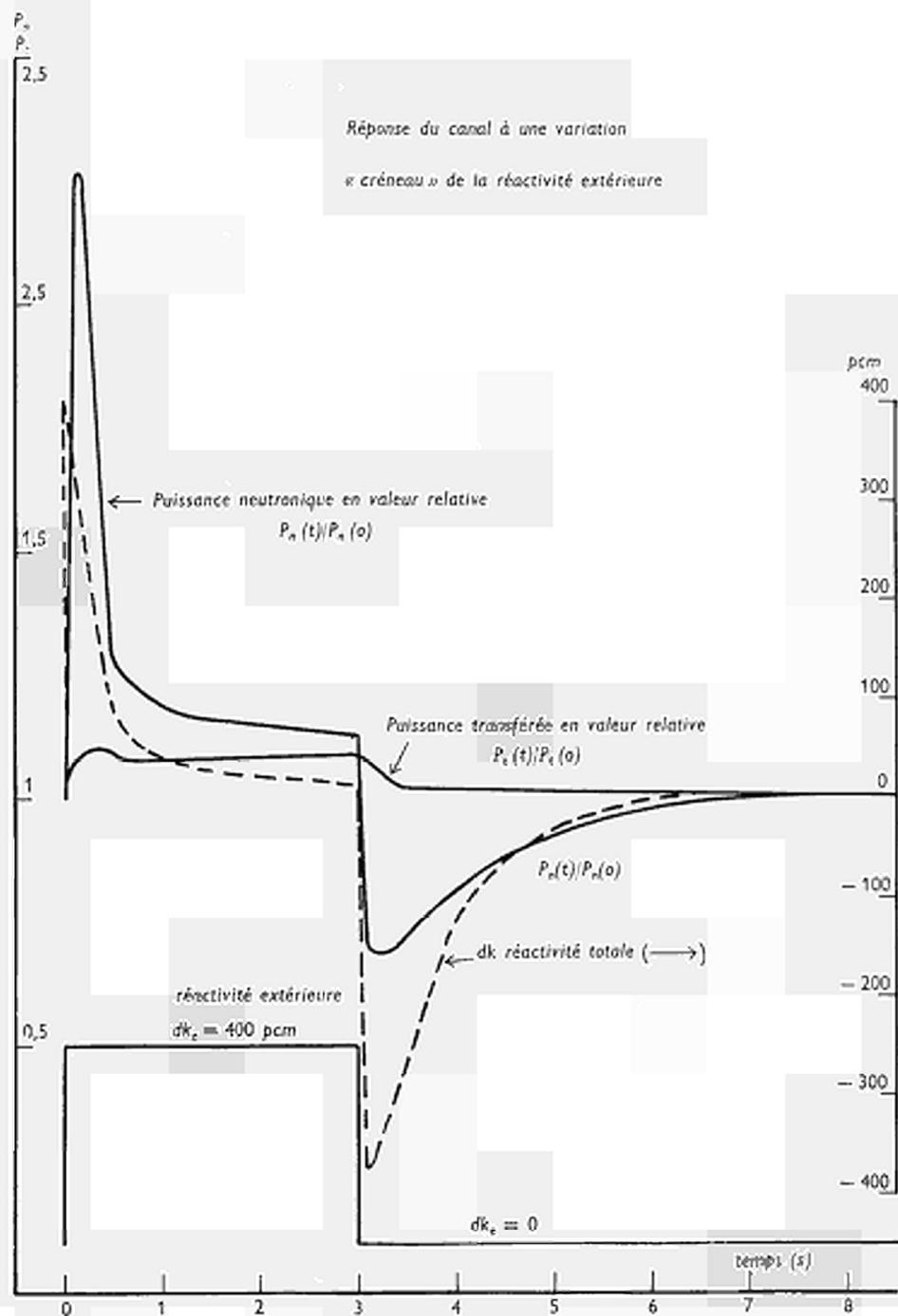


FIG. III.-1-3 D

Réponse du canal à une variation
« rampe + palier » de l'enthalpie à
l'entrée du canal

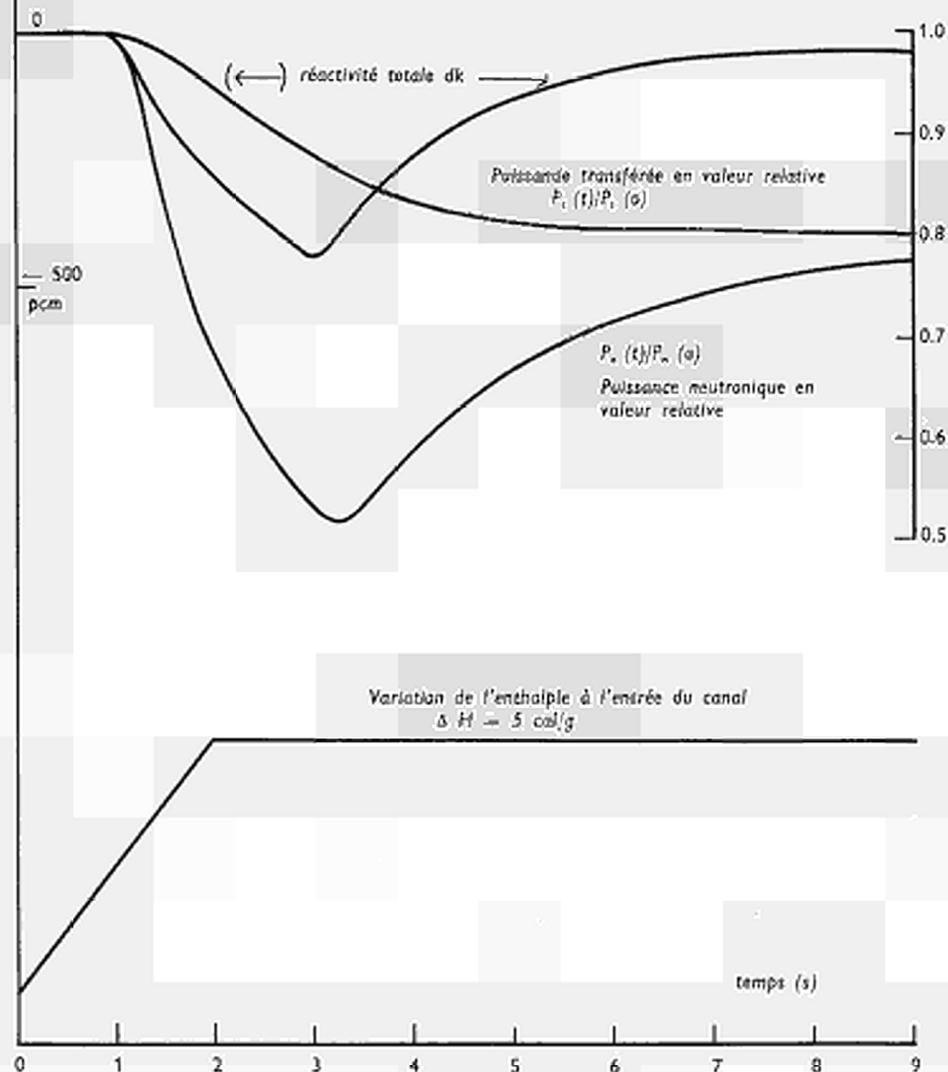


FIG. III.-3-1 A

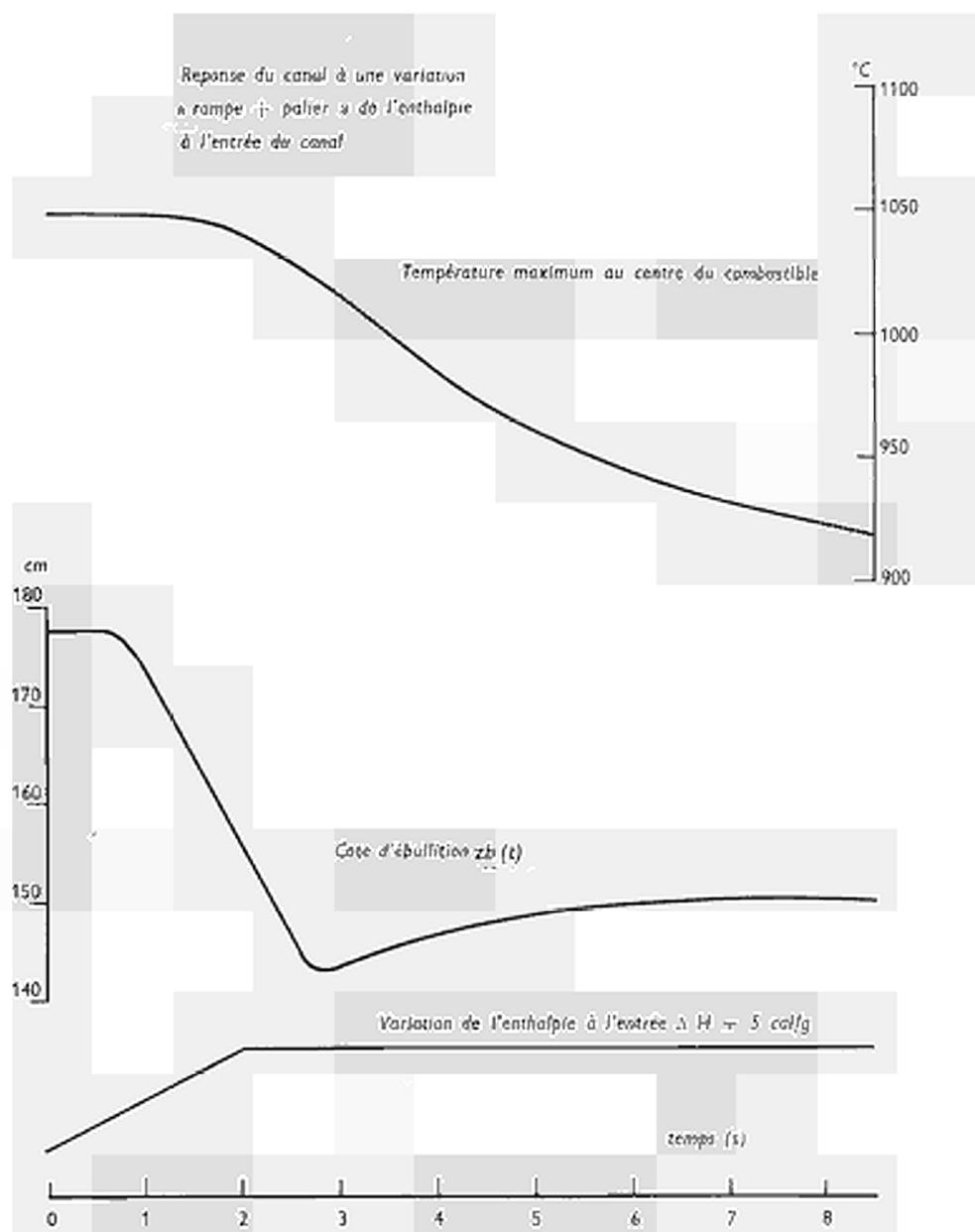


FIG. III-3-1 B

Réponse du canal à une variation
« créneau » de l'enthalpie à
l'entrée du canal

57 kW

0.09
0.08
0.07

Débit de vapeur à la sortie en
valeur relative $q_{vs}(t)/q_0$

0.21
0.20
0.19
0.18
0.17

Fraction de vide moyenne
(f_{moy})

1.1
1
0.9

Débit total à la sortie en valeur relative
 $q(t)/q_0$

Variation d'enthalpie à l'entrée $\Delta H = 5 \text{ cal/g}$

Temps (s)

0 1 2 3 4 5 6 7 8

FIG. III.-4-1 C

Réponse du canal à une variation
en rampe + palier ρ du débit à l'entrée du canal

57 kW (canal moyen)

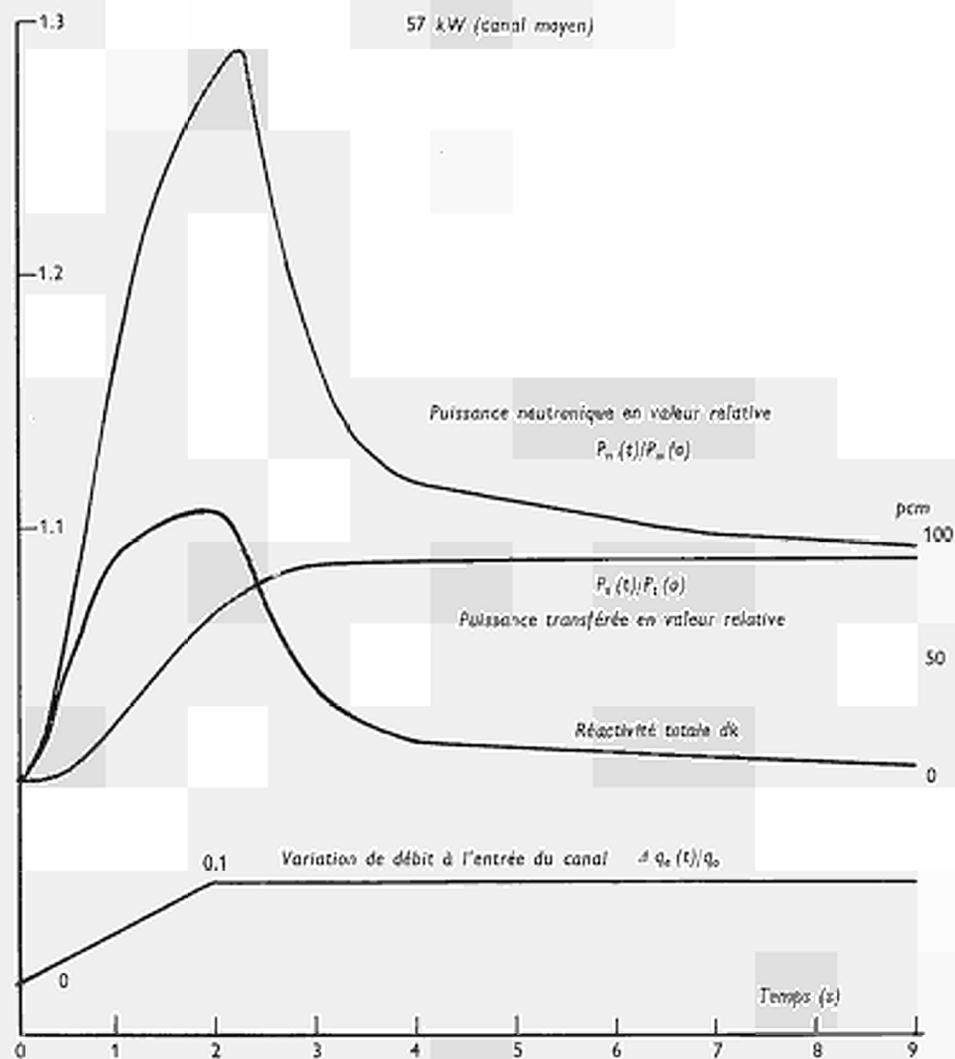


FIG. III.-3-1 C

Réponse du canal à une variation
« rampe et palier » du débit
à l'entrée du canal

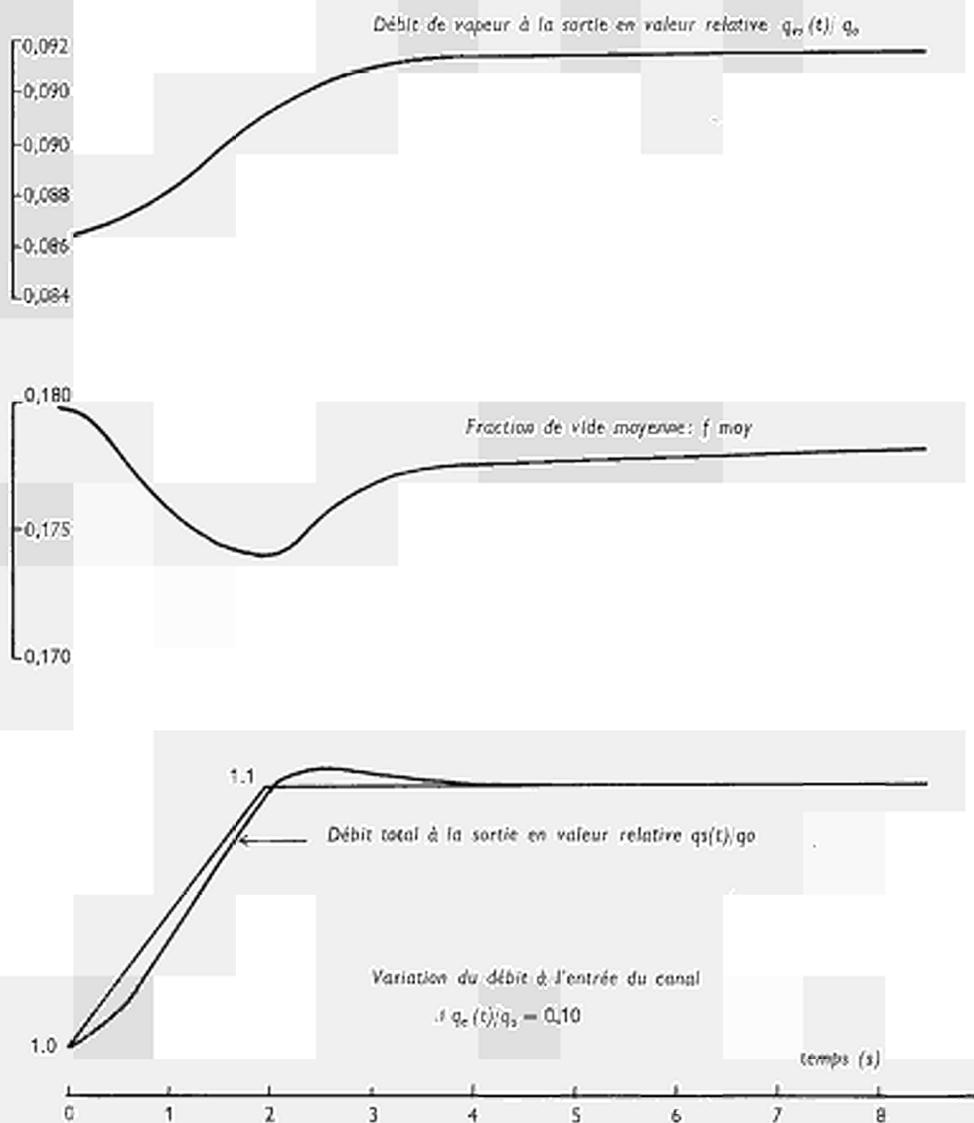


FIG. III-4-1 A

Réponse du canal à une variation
« rampe + palier » du débit
à l'entrée du canal

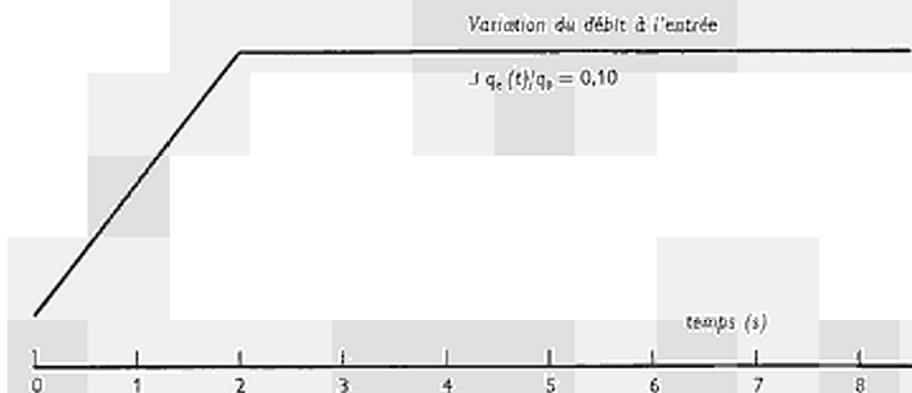
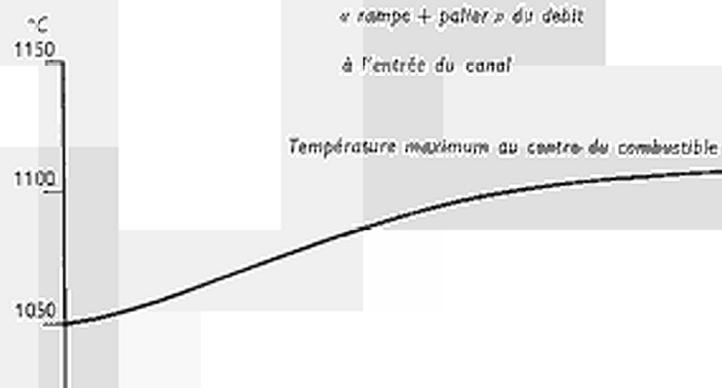


FIG. III-4-1 B

ENTWICKLUNG UND ERPROBUNG VON BRENNELEMENTEN FÜR DEN HEISSDAMPFREAKTOR GROSSWELZHEIM (HDR)

J. HÖCHEL

Allgemeine Elektrizitäts-Gesellschaft — AEG Frankfurt a.M., Deutschland

ZUSAMMENFASSUNG

Der Heißdampfreaktor Großwelzheim soll im Frühjahr 1968 kritisch werden. Die Brennelemente für den Reaktor wurden im Sommer 1966 für die Herstellung in Auftrag gegeben.

Die bis zu diesem Zeitpunkt durchgeführten Versuche an den Brennelementen haben den Nachweis für die Verwendbarkeit des Konzeptes eines Siedeüberhitzer-elementes erbracht und im Verlaufe ihrer Erprobung zu einem wirtschaftlichen Brennelemententwurf geführt, der über den Reaktorprototyp hinaus für Großanlagen bereits jetzt sehr günstige Möglichkeiten eröffnet. Es konnte festgestellt werden, daß die Brennstoffrohre über lange Abbrände hinaus sehr ausgezeichnetes thermodynamisches-, mechanisches- und Korrosions-Verhalten beibehalten; in Bestrahlungsversuchen an Bündeln sollen fortschrittliche Brennelemententwürfe mit Außenhüllen aus Zircaloy-2 weiterhin eingesetzt und erprobt werden.

I. — Einleitung

Die AEG arbeitet seit einigen Jahren an der Entwicklung eines integralen Siedeüberhitzer-Reaktors (1). Der wirtschaftliche Vorteil dieses Reaktortyps gegenüber dem sehr ähnlichen Siedewasserreaktor liegt im höheren Wirkungsgrad (etwa um 6 Punkte), wodurch eine Senkung der Anlagekosten und je nach Brennelementauslegung sogar der Brennstoffkreislaufkosten erreicht wird.

Ein Reaktor dieses Typs befindet sich seit Anfang 1965 in Großwelzheim im Bau und wird im Frühjahr 1968 Kritikalität erreichen.

Im Rahmen der Entwicklungsarbeiten für den Heißdampfreaktor wurden umfangreiche Studien und Versuche durchgeführt, die die Erprobung eines Brennelementes zum Ziel hatten, das den hohen Anforderungen gerecht wird.

Die Brennelemente für den Heißdampfreaktor sind als kombinierte Siedeüberhitzerelemente ausgeführt. Sie bestehen aus 2 konzentrischen Rohren, zwischen die der Brennstoff ringförmig eingebracht ist. Der Brennstoff ist Uran-dioxyd, entweder in Form von Sinterkörpern oder in Form von vibrationsverdichtetem Pulver.

Die Brennelemente werden an ihrer äußeren Oberfläche mit siedendem Wasser von 90 ata Druck und der entsprechenden Sättigungstemperatur gekühlt und an ihrer

inneren Oberfläche mit Dampf, der während des Durchströmens überhitzt wird. Bild 1 veranschaulicht schematisch die Konstruktion des ringförmigen Brennelementes.

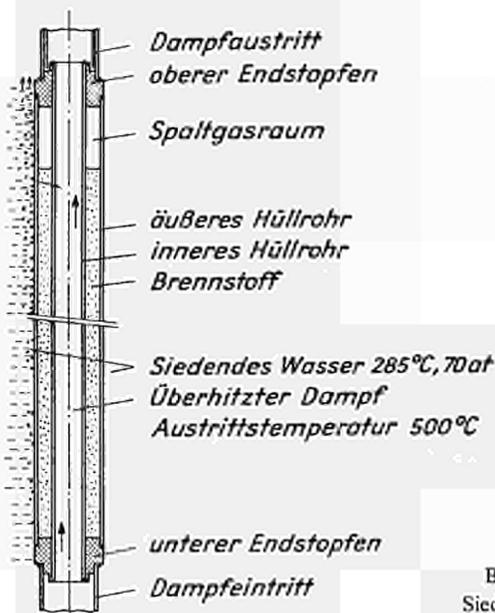


BILD 1. — Schematische Darstellung eines Siede-Überhitzer-Brennelementes

Die Temperatur der Außenhülle beträgt ca. 300 °C, während die mittlere Temperatur der Innenhülle bei 600-650 °C liegt. Angestrebt ist eine Dampfaustrittstemperatur von 500 °C.

Als Hüllmaterialien werden Zircaloy-2, austenitischer Stahl und Nickelbasislegierungen verwendet. Die hohen axialen thermischen Spannungen und Dehnungen in den Hüllen, die sich infolge der Temperaturdifferenzen in den beiden fest miteinander verschweißten Hüllen ausbilden, stellen eines der wichtigsten Probleme bei der Entwicklung von ringförmigen kombinierten Siedeüberhitzerelementen dar.

II. — HDR-Brennelement

Bild 2 stellt das Brennelementbündel für den HDR-Prototyp schematisch dar.

Man erkennt, daß bei einer Brennstoffrohranordnung von 5×5 (die zentrale Position bleibt frei) Untereinheiten zu Teilbündeln von 6 Brennstoffrohren zusammengefaßt sind, die separate Baugruppen darstellen.

Der Sattedampf wird aus dem Bereich des Reaktors unterhalb des Dampfsammlers durch einen Ringraum im oberen Teil des Brennelementes angesaugt und über einen

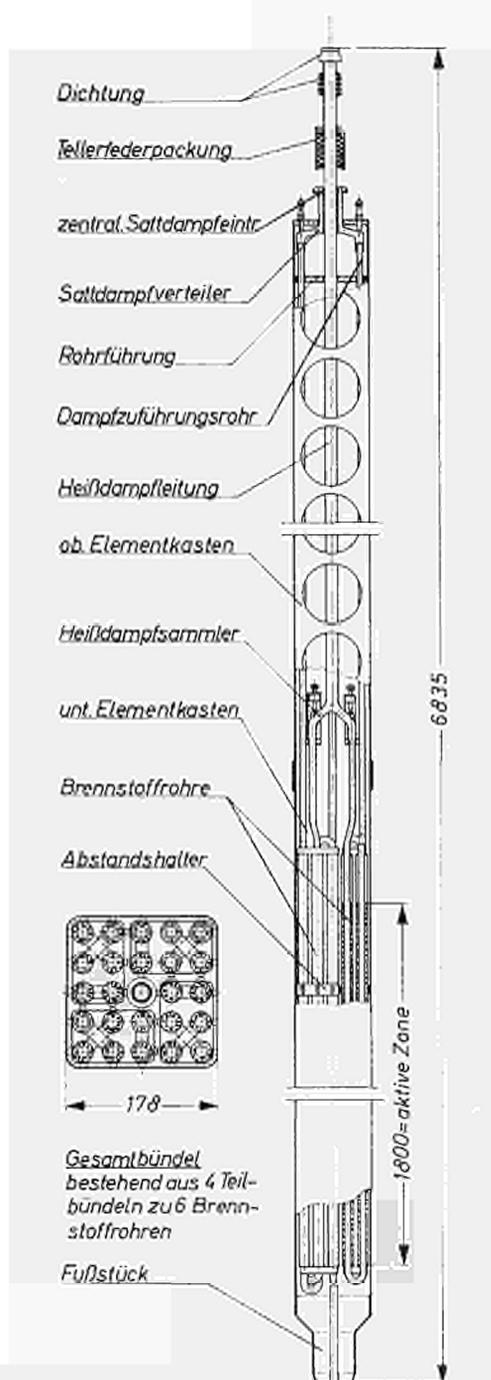


BILD 2. — Schematische Darstellung des Brennelement-Bündels für den HDR-Prototyp

Sattdampfverteiler den je zwei Sattdampfungführungsleitungen pro Teilbündel zugeführt. Die Sattdampfleitungen sind ein fester Bestandteil des Teilbündels und lösbar am Verteiler angebracht. Nach zwei parallelen Durchläufen durch den Kern wird der bereits überhitzte Dampf aus den zwei Brennstoffrohren zusammengefaßt, um im fünften Brennstoffrohr den dritten und im sechsten Brennstoffrohr den vierten Kerndurchgang durchzuführen; anschließend wird der Heißdampf der vier Teilbündel in einem Heißdampfsammler des Bündels gesammelt und strömt in einem zentralen Heißdampfrohr dem Heißdampfsammler des Reaktors zu.

Das Brennelement lagert im Reaktor auf einer Kerntragplatte und drückt sich über eine Dichtung mit Hilfe einer oben angebrachten Packung aus Tellerfedern am Heißdampfsammler des Reaktors an.

Bis auf die Teilbündel, die praktisch nur aus den eigentlichen Brennstoffrohren mit einer geeigneten Distanzhalterung und jeweils zwei Sattdampfeintrittsleitungen bestehen, kann bei einem Brennelementwechsel jedes Teil des Bündels wiederverwendet werden.

Die gesamte Einbaulänge des Brennelementbündels beträgt etwa 7 Meter, die aktive Brennstoffzone 1,80 m und die Kastenweite etwa 180 mm bei quadratischer Anordnung.

Grundgedanke bei der Ausführung war die Vorstellung, durch Aufteilung des Elementes in Teilbündel eine einfache Montage, Prüfung und Demontage, sowie günstige Möglichkeiten für die Wiederverwendung gewisser Bündelkomponenten zu schaffen.

Wie bereits die in (2) angeführten vorläufigen Vorstellungen des Brennelementbündels für den Heißdampfreaktor erkennen lassen, handelt es sich dabei z.B. im Vergleich zu dem Brennelement eines Siedewasserreaktors um eine komplizierter erscheinende Anordnung. Dies ist prinzipiell bei jedem dampfgekühlten Brennelement eines thermischen Reaktors der Fall, und der Eindruck wird insbesondere durch die vierfach erforderliche Dampfdurchstömung des Kernes bei dem Heißdampfreaktorprototyp verstärkt. Dampfzu- und Abführungen, sowie die Berücksichtigung verschiedener Isolationen von Heißdampf gegen das siedende Wasser führen im wesentlichen zu der Ausbildung des Elementbündels.

Während bei einem fortgeschrittenen integralen Überhitzerreaktor mit getrennter Siede- und Überhitzerzone die Dampfzu- und Abführungen Bestandteil der Reaktoreinbauten werden können und das eigentliche Brennelement praktisch nur aus einfach gebündelten Brennstoffstäben besteht, die in die Prozeß-Rohre eingesetzt werden können, muß das gesamte Dampfführungssystem bei der Verwendung eines integralen Brennelementes fest mit dem ausbaufähigen Brennelement verbunden sein. Aus dieser grundsätzlichen Unterscheidung sind keinerlei Vor- oder Nachteile für das eine oder andere Konzept zu folgern, da auch im letzteren Fall ein wesentlicher Teil des Dampfführungssystems wiederverwendbar ausgeführt werden kann.

TABELLE 1. — Richtanalysen von Hüllmaterialien

Zusammensetzung													
Werkstoff	Cr %	Ni %	Fe %	C %	Nb %	Mo %	Mn %	Si %	Al %	Ti %	Cu %	Zr	Sn
Inconel 625	22	61	3	0,05	Nb+Ta 4	9	0,15	0,3	—	—	—		
IN 102	16	66	7,9	0,05	3-5,8	2,8	0,18	0,4	0,4	0,4-0,7	0,015		
Inconel X	14-17	min 70	5-9	max 0,08	0,7-1,7	—	max 1,0	max 0,5	0,4-1,0	2,2-2,7	max 6,5		
Incoloy 800	19-23	30-32	Rest (45)	0,03	max 1,5	—	max 1,5	0,8	0,05	0,05	0,75		
Marwenit 10C2	14-17	Rest	4-7	max 0,05	—	15-17	max 1,0	max 1,0	—	—	—		
Hastelloy X	22	67	3	max 0,2	—	9	max 0,15	max 0,3	—	—	—		
W. Nr. 4981(*) (DA 1616 A)	16-17	16-17	Rest (64)	max 0,02	min 0,2	2	0,1	0,2-0,35	—	—	—		
Zircaloy-2	1,5	0,8	2	—	—	—	—	—	—	—	—	Rest	17

(*) Sonderschmelze unter Vakuum mit abgesenktem Kohlenstoffgehalt

Die Überlegungen zur Ausführung des Brennelementbündels für den Prototypreaktor wurden weitgehend von wirtschaftlichen Überlegungen im Zusammenhang mit der Konzeption eines Brennelementbündels für eine 600 MWe-Anlage beeinflusst.

In Erkenntnis der unterschiedlichen Fertigungsmethoden gegenüber Siedewasserelementen und aus dem Bestreben heraus, auch für die Auswahl und Herstellung der Brennelementbündelkomponenten optimale Gesichtspunkte zu schaffen, wurde beschlossen, einen Prototyp des Brennelementes für den HDR zu bauen. Aus den Fertigungserfahrungen heraus sollen die endgültige Brennelementkonstruktion und die für die Herstellung des Kernes erforderlichen Herstellungsspezifikationen gewonnen werden.

Um die Herstellungsverfahren für gewisse Bündelkomponenten, wie z.B. Heißdampfumlenkkrümmer, Heißdampfsammler, Distanzhalterung, etc. zu entwickeln und um geeignete Hochtemperaturverschraubungen zu prüfen, wurden diese Einzelteile bereits versuchsweise hergestellt.

Die Erprobung der Komponenten wird z.Zt. durchgeführt; die Anfangserfolge lassen erwarten, daß tatsächlich Verbindungskomponenten entwickelt werden können, die eine weitgehende Wiederverwendbarkeit des Brennelementbündels nach den Brennstoffwechseln erlauben.

Es ist vorgesehen, den Brennelementprototyp bis Ende 1966 fertigzustellen.

III. — Hüllwerkstoffe

Beim Siedeüberhitzerelement unterscheiden sich die Temperaturen von Außenhülle und Innenhülle bis 350 °C. Dabei treten so hohe axiale Spannungen auf, daß die Überhitzerhüllrohre plastisch wechselbeansprucht werden. Die Größe der Beanspruchung hängt neben dem Ausdehnungskoeffizienten, E-Modul sowie der Geometrie des Brennelementes hauptsächlich vom Kriechverhalten und der Festigkeit ab. Die Zahl der plastischen Wechselbeanspruchungen, die ein derartiges Hüllrohr aushalten kann, ist darüberhinaus eine Funktion der Duktilität des Werkstoffs.

Aufgrund der Forderungen nach Korrosionsbeständigkeit im Heißdampf war man bei der Werkstoffauswahl von vornherein auf die austenitischen Eisenbasis- und Nickelbasis-Legierungen beschränkt. Folgende Werkstofftypen wurden in die nähere Betrachtung einbezogen:

- a) Legierungen mit einer reinen FeCrNi-Matrix, vor allem die Werkstoffe XCrNi 1616 und XCrNi 2030, wie z.B. Incoloy 800.
- b) Legierungen mit einer durch Elemente wie Mo, Nb und W verfestigten NiCrFe-Matrix, vor allem die Legierungen Inconel 625 und IN 102.

Tabelle 1 gibt eine Zusammenstellung der Richtanalysen der Hüllwerkstoffe, Tabelle 2 stellt die Festigkeitsdaten gegenüber.

TABELLE 2. — Festigkeitswerte von Hüllwerkstoffen

Werkstoff	Raumtemperatur				300 °C				650 °C			
	E-Modul kp/mm ² X 10 ³	$\sigma_{0,2}$ kp/mm ²	σ_B kp/mm ²	δ %	E-Modul kp/mm ² X 10 ³	$\sigma_{0,2}$ kp/mm ²	σ_B kp/mm ²	δ %	E-Modul kp/mm ² X 10 ³	$\sigma_{0,2}$ kp/mm ²	σ_B kp/mm ²	δ %
Inconel 625	20,6	49,5	96,5	46,5	—	—	—	—	17,1	34,5	68,5 ^m	21
IN 102	20,8	47	95,5	38,5	—	—	—	—	16,8	33,5	63,5	61
Inconel X	22,4	41,4	87,8	45,6	—	—	—	—	14,4	63,7	72,3	41
Incoloy 800	20,1	30	60	40	—	—	—	—	15,7	16	30	33
Marwenit 10C2	20	50	97,8	38	—	—	—	—	15	32	74,7	31,4
Hastelloy X	19	56	87	36	—	—	—	—	15,3	36	57	68
W. Nr. 4981(*) (DA 1616 A)	18	41,5	57,5	39,5	15,4	32,5	46,5	22,5	—	—	—	—
Zircaloy 2	9,7	46	50	16	79	27	30	12	—	—	—	—

(*) Sonderschemelze unter Vakuum mit abgesenktem Kohlenstoffgehalt

Es ergaben sich zweckmäßigerweise folgende Untersuchungen für eine Auswahl des optimalen Überhitzerhüllrohrwerkstoffes:

- Einfluß von Temperaturlagerung und Bestrahlung auf die Festigkeit und Duktilität der Werkstoffe, gemessen durch den Zerreiversuch, insbesondere bei den maximalen Hüllrohrtemperaturen von 650 °C.
- Einfluß von Temperatur und Bestrahlung auf das Kriechverhalten.
- Die Bestimmung der Anzahl der zulässigen plastischen Wechselverformungen.

III.-1. — HOCHTEMPERATURVERHALTEN

Bei den Untersuchungen des Hochtemperaturverhaltens wurden Proben der oben erwähnten Legierungen einige tausend Stunden bei der maximalen Hüllrohrtemperatur von 650 °C ausgelagert und die Änderung der mechanischen Eigenschaften infolge dieser Auslagerung in Zerreiversuchen bei Raumtemperatur, 300 °C und 650 °C geprüft. Die Werkstoffe zeigten praktisch alle einen mehr oder weniger starken Abfall der Duktilität. Neben dieser Verminderung der Bruchdehnung wurde vor allem bei den matrixgehärteten Werkstoffen auch ein deutlicher Anstieg der Festigkeitseigenschaften festgestellt, wie es in Bild 3 für Inconel 625 dargestellt ist.



BILD 3. — Streckgrenze und Bruchdehnung, gemessen bei 650 °C als Funktion der Auslagerungszeit bei 650 °C, Werkstoff: Inconel 625

Dabei wurden auch einige Parameterstudien zur Optimierung der Werkstoffeigenschaften für deren Einsatz als Überhitzerhüllrohr durchgeführt. Studien über den Einfluß der Korngröße ergaben, daß durch eine Verfeinerung der Korngröße die Duktilität vor und nach Temperaturlagerung bedeutend verbessert werden kann. In einer weiteren Studie wurde der Einfluß der Kaltverformung untersucht; durch eine längsgestreckte Anordnung der Körner sollte die Festigkeit der Hüllrohre erhöht und die Korngrenzen entlastet werden. Es zeigte sich, daß durch eine hohe Kaltverformung

eine Streckgrenzensteigerung von ca. 40 % bei einer guten Hochtemperaturduktilität zu erzielen ist. Dieser Effekt blieb auch nach Langzeitauslagerung bei 650 °C erhalten.

III.-2. — BESTRAHLUNGSVERHALTEN

In der Untersuchung des Bestrahlungsverhaltens wurden Blechproben der eingangs erwähnten Werkstoffe im Reaktor R 2 in Studsvik bei Temperaturen von 650 °C bis zu Dosen von ca. 10^{20} n/cm² bestrahlt. Diese Proben wurden anschließend mittels Zerreißversuchen bei 300° und 650 °C und Kriechversuchen bei 650 °C geprüft. Die Ergebnisse der Zerreißversuche zeigten bei allen Werkstoffen einen mehr oder weniger starken Abfall der Hochtemperaturduktilität.

In Bild 4 sind die bei 650 °C gefundenen Werte für die Legierung DA 1616 A für die Zustände parallel wärmebehandelt und bei 650 °C bestrahlt dargestellt. Bei den matrixgehärteten Werkstoffen wurde sogar ein Festigkeitsanstieg zufolge der Hoch-

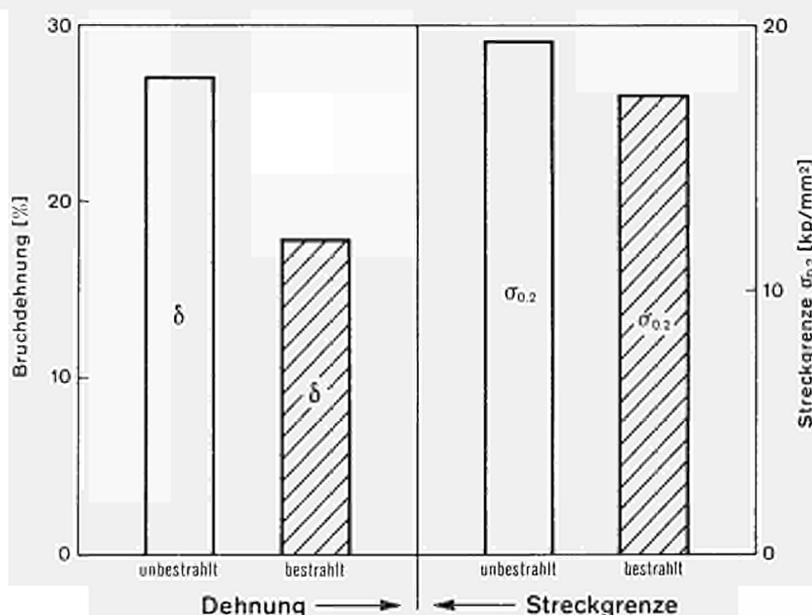


BILD 4. — Einfluß der Bestrahlung auf die Streckgrenze $\sigma_{0.2}$ und Bruchdehnung δ_B bei 650 °C Prüftemperatur, Werkstoff: DA 1616 A

temperaturbestrahlung gefunden. Die Kriechversuche nach Bestrahlung zeigten gegenüber denen vor Bestrahlung einen deutlichen Anstieg der sekundären Kriechgeschwindigkeit. Die Meßwerte für Inconel 625 sind in Bild 5 dargestellt.

Aus den Versuchsergebnissen werden bei der Berechnung des Siedelüberhitzer-elementes folgende Konsequenzen gezogen: Die Erhöhung der Kriechgeschwindigkeit

bringt vorerst eine Erhöhung der plastischen Wechselverformung mit sich, da sich die nach dem Kriechen bei der maximalen Hülltemperatur von 650 °C einstellenden elastischen Spannungen dadurch vermindern. Auf der anderen Seite wird bei den matrixhärtenden Legierungen Inconel 625 und IN 102 durch die gleichzeitige Erhöhung der Hochtemperaturfestigkeit die eben genannte Erhöhung der plastischen Wechselverformung kompensiert. Aus diesem Grund sind die matrixgehärteten Ni-Basis-Werkstoffe für das Innenhüllrohr des Siedeüberhitzer-elementes favorisiert. Nähere Einzelheiten über die Hüllmaterialbestrahlungen sind in (3) angeführt.

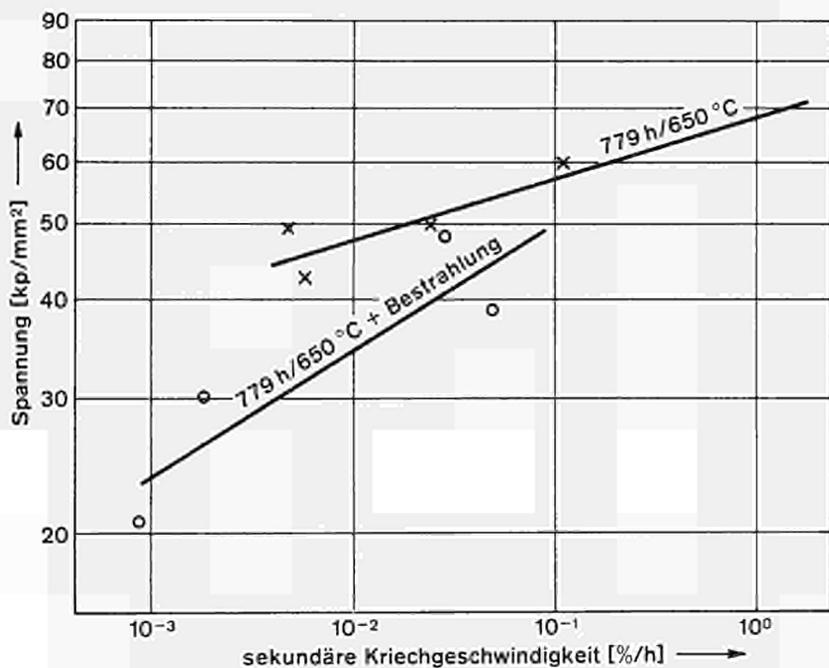


BILD 5. — Abhängigkeit der sekundären Kriechgeschwindigkeit von der Spannung bei einer Temperatur von 650 °C, Werkstoff: Inconel 625

III.-3.— WECHSELFESTIGKEITSVERHALTEN

Um unbestrahlte und bestrahlte Hüllrohrproben unter betriebsähnlichen Bedingungen auf ihr Wechselverformungsverhalten zu untersuchen, wurde ein spezielles Prüfgerät gebaut. Mit diesem Gerät können die Spannungen im inneren und äußeren Hüllrohr auf einfache Weise nachgebildet und entsprechend verschiedener Betriebsphasen zyklisch verändert werden. Dabei werden Kräfte, Längenänderungen und Temperaturen gemessen. Die Versuche sind vor einiger Zeit angelaufen und haben bei Hüllrohrproben aus Inconel 625 und wechselnden plastischen Verformungen von 0,2 % bereits Standzeiten von mehr als 300 Zyklen erreicht.

Über die auftretenden Zyklen und plastischen Verformungen wird in IV.-1.2. eingehend berichtet.

IV. — Entwicklung und Erprobung der Brennstoffrohre

Im Laufe der Entwicklungsarbeiten, die schließlich ein Referenzbrennelement für den Heißdampfprototypreaktor liefern sollen, wurden umfangreiche theoretische und experimentelle Arbeiten durchgeführt.

Die Arbeiten beinhalteten Optimalisierungsbetrachtungen der Abmessungen, Spannungsanalysen, Relaxationsversuche und die Erprobung kompletter Brennelemente in Simulationsexperimenten außerhalb des Reaktors und Bestrahlungsversuche innerhalb des Reaktors.

Grundsätzliche Betrachtungen zu den kombinierten Siedeüberhitzerelementen, ihrer konstruktiven Ausführung und die Ergebnisse der Experimente bis Ende 1965 sind in (2), (4), (5) und (6) enthalten.

IV.-1. — THEORETISCHE ARBEITEN

Die theoretischen Arbeiten erstreckten sich insbesondere auf Optimalisierungsstudien für die Brennelementabmessungen, Wirtschaftlichkeitsbetrachtungen zur Auswahl der Hüllrohre und Spannungsanalysen an den Hüllrohren.

IV.-1.1— *Optimatisierungsstudien der Brennelementabmessungen*

Ursprünglich waren für den Heißdampfreaktor Hüllenabmessungen von 18,8 mm für die Außenhülle und 8,8 mm für die Innenhülle vorgesehen. Bei einer Wanddicke von 0,4 mm ergab sich dabei ein freier Strömungsdurchmesser der Innenhülle von 8,0 mm (1), (2).

Strömungstechnische und thermodynamische Überlegungen in Verbindung mit dem wirtschaftlichen Gesichtspunkt, möglichst hohe Spaltstoffbeladungen pro Brennelement zu erzielen, führten zu vergrößerten Abmessungen des Brennelementes. (Richtungweisend für die Betrachtungen waren die bekannten Verhältnisse bei Brennelementen für Siedewasserreaktoren, die von den Verarbeitungskosten her gut optimiert sind).

Unter Berücksichtigung der Übertragbarkeit der guten Erfahrungen aus den früher durchgeführten Experimenten und der Begrenzung des Außendurchmessers wegen der Gefahr einer Längsfaltenbildung unter Außendruck, wurden die neuen Abmessungen festgelegt.

Der Außendurchmesser des Brennelementes beträgt 26,5 mm und der Innendurchmesser 12,5 mm. Die Wanddicken der Hüllrohre liegen zwischen 0,6 und 0,7 mm für die äußere Hülle und zwischen 0,4 und 0,5 mm für die innere Hülle.

IV.-1.2. — *Festigkeitsbetrachtung der Brennelementhüllen*

Bei dem gewählten Konzept des Brennelementes können sich die Temperaturen von Außenhülle und Innenhülle um etwa 350 °C unterscheiden, wobei erhebliche axiale Wärmespannungen auftreten, da beide Hüllen über Endverschlüsse fest miteinander verschweißt sind und somit die freie Wärmedehnung behindert ist.

Die in den Hüllen auftretenden Spannungen und Dehnungen sind abhängig von den physikalischen und mechanischen Eigenschaften der Werkstoffe und von dem Verhältnis der Querschnittsflächen der Hüllrohre.

Die durch die unterschiedliche Wärmeausdehnung hervorgerufenen Spannungen sind in der Regel so hoch, daß die Fließgrenze des Materials überschritten wird und die Hülle im plastischen Verformungsbereich bei Betriebstemperatur arbeitet.

Durch geeignete Kombination von Hüllmaterialien, die auch nach korrosionstechnischen und neutronenökonomischen Gesichtspunkten ausgewählt werden, lassen sich einigermaßen optimale Bedingungen schaffen. Neben einem günstigen Verhältnis der Wärmeausdehnungskoeffizienten (die äußere Hülle soll den größeren Wert aufweisen) wird der Spannungsaufbau und die während des Reaktorbetriebes zyklisch auftretende plastische Verformung der Hülle im wesentlichen durch die Elastizitätsmoduln, die Warmstreckgrenzen und die Kriecheigenschaften des Materials bei hoher Temperatur bestimmt. Das Flächenverhältnis der Hüllrohre wird zweckmäßig immer so gewählt, daß die äußere Hülle nur elastisch gedehnt wird.

Die theoretischen Grundlagen der Spannungsberechnungen, sowie Beispiele einiger Berechnungen mit den ursprünglichen Brennelementdimensionen sind in (5) angegeben.

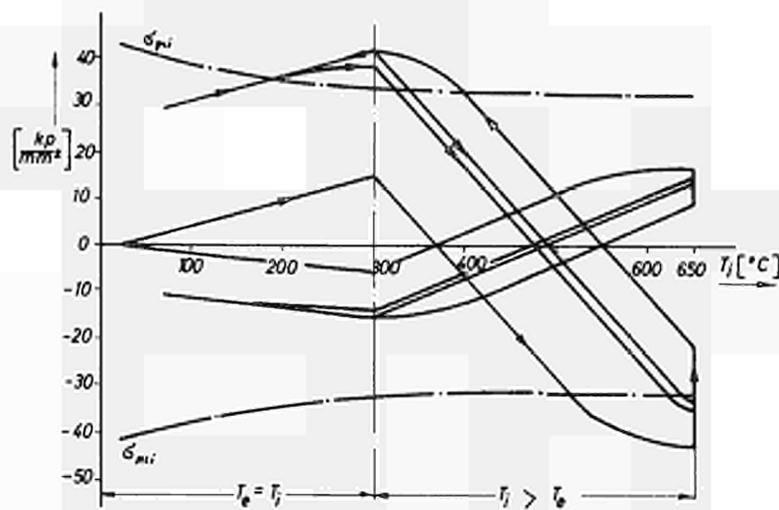
Neuere Spannungsbetrachtungen unter teilweiser Berücksichtigung der durch den Bestrahlungseinfluß hervorgerufenen Veränderungen der Materialeigenschaften haben ergeben, daß die Materialkombinationen DA 1616 A (Außenhülle) und Inconel 625, bzw. IN 102 (Innenhülle) die günstigste Zwischenlösung darstellen. Dem Material Inconel 625 wird dabei wegen der besseren Verfügbarkeit als Hüllrohr für die Innenhülle z.Zt. der Vorzug gegeben.

In Bild 6 sind die sich rechnerisch ergebenden Axialspannungen eines Siedeüberhitzerelementes der Materialkombination DA 1616 A/Inconel 625 mit den Abmessungen von 26,5 mm für den Außendurchmesser und 12,5 mm für den Innendurchmesser dargestellt.

Als Abszisse wurde die Temperatur der inneren Hülle, als Ordinate die sich aufgrund der behinderten Wärmedehnung ergebenden Spannungen in der inneren und äußeren Hülle aufgetragen. Beim Aufheizen des Brennelementes (beginnend bei

DA 1616 A Inconel 625

1. Axialspannungen $\sigma_i = f(T_i)$ $\sigma_e = f(T_i)$



2. Axiale plastische Verformung der Innenhülle = $\epsilon_{pl,i} = f(T_i)$

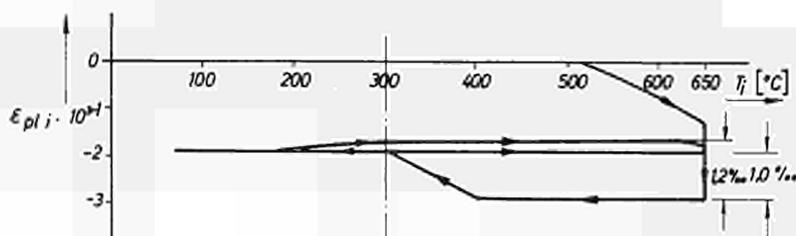


BILD 6. — Axialspannungen σ_i und σ_e der Innen- und Außenhülle und die plastische Verformung $\epsilon_{pl,i}$ der Innenhülle in Abhängigkeit von der Temperatur T_i der Innenhülle für Materialkombination DA 1616 A/Inconel 625.

Raumtemperatur) wurde angenommen, daß sich bis etwa 300 °C beide Hüllrohre gleichmäßig erwärmen. Wegen der unterschiedlichen thermischen Ausdehnungskoeffizienten bilden sich in den Hüllrohren bereits Spannungen aus. Bei 300 °C hat das äußere Hüllrohr seine maximale Temperatur erreicht, die nun konstant bleibt. Mit zunehmender Temperatur der inneren Hülle bauen sich die Zugspannungen ab und gehen nach einem Null-Durchgang in das Gebiet der Druckspannungen über.

Bei weiterer Temperaturzunahme der Innenhülle wird schließlich die Proportionalitätsgrenze des Materials überschritten und es treten plastische Verformungen der

Innenhülle auf. Durch Verweilen auf Betriebstemperatur von 650 °C bauen sich die Spannungen in der Innenhülle entsprechend den Kriecheigenschaften des Materials ab. Wird der Reaktor abgefahren oder im Teillastgebiet betrieben, so geht die Temperatur der Innenhülle zurück und die nach dem zeitlich bedingten Kriechprozeß verbleibenden Druckspannungen bauen sich ab, um nach einem abermaligen Nulldurchgang wieder in den Zugspannungsbereich überzugehen. Je stärker die Innenhülle während des Aufheizvorganges und während des Verweilens im Betriebszustand unter dem Einfluß der vorhandenen Druckspannungen plastisch gestaucht wurde, um so höheren Zugspannungen wird sie während des Abkühlvorganges ausgesetzt. Es wird schließlich auch im Zugspannungsbereich die Proportionalitätsgrenze des Materials überschritten und das Hüllrohr plastisch gelängt. Bei einer Temperatur von ca. 300 °C ist der sogenannte „hot-stand-by-Betrieb“ des Reaktors erreicht; von der Spannung, die dieser Temperatur entspricht, nimmt der nächstfolgende Temperatur-Spannungs-Zyklus seinen Ausgang. Bei jedem Durchfahren des geschilderten Temperatur-Spannungs-Zyklus wird die Innenhülle des Brennelementes einer zyklischen plastischen Deformation unterworfen.

TABELLE 3. — Annahmen über die Belastungen der Brennelemente

Ursache der Zyklen	Anzahl der Zyklen pro 4 Jahre	Temperaturbereich der Innenhülle
1 Einmal monatlich Abschaltung	48	70 °C T _i 650 °C
2 Einmal täglich „hot-stand-by“	1460	300 °C T _i 650 °C
3 Zweimal täglich Teillast	2920	500 °C T _i 650 °C

Aus der Größe der auftretenden zyklischen plastischen Verformung und der Häufigkeit ihres Auftretens kann nach der Hypothese von Miner (7) die Sicherheit gegenüber einem Ausfall des Elementes infolge „low-cycle-fatigue“ abgeschätzt werden. Berücksichtigt man, daß es sich bei dem Heißdampfreaktor um einen Prototyp und um ein Versuchskraftwerk handelt und legt die in Tabelle 3 angegebenen Belastungen zugrunde, so ergibt sich aus der Abschätzung noch eine ausreichende Sicherheit gegenüber „low-cycle-fatigue“. Eine ebenfalls durchgeführte Abschätzung der Sicherheit gegenüber „low-cycle-fatigue“ bei Verwendung von Incoloy 800 an Stelle von Inconel 625 bei sonst unveränderten Verhältnissen ergab, daß mit diesem Material

die erforderliche Lebensdauer des Brennelementes nicht erreicht werden kann. Diese Tatsache ist dadurch zu erklären, daß Incoloy 800, obwohl es eine wesentlich bessere Duktilität aufweist als Inconel 625, eine zu geringe Warmstreckgrenze hat und deswegen bei jedem Belastungszyklus eine sehr hohe plastische Verformung erleidet.

In Tabelle 3 sind die Belastungsfälle und in Tabelle 4 die sich aus der Abschätzung ergebenden Erwartungen für die Lebensdauer zusammengestellt.

TABELLE 4. — Lebensdauererwartungen für Brennelemente mit Stahlhüllen

Material- kombination	$\Delta\epsilon_{p1, 1}$ ‰	$\Delta\epsilon_{p1, 2}$ ‰	$\Delta\epsilon_{p1, 3}$ ‰	N_{B1}	N_{B2}	N_{B3}	$\Sigma \frac{n_i}{N'_{B1}}$
DA 1616 A/ Inconel 625	1,2	1,0	0	$0,8 \cdot 10^4$	10^4		0,46
DA 1616 A/ Incoloy 800	4,5	4,3	0,9	220	240	10^4	19,8

$\Delta\epsilon_{p1,i}$ Bereich plastischer Verformung pro Zyklus der Innenhülle

$N_{B,i}$ Zahl der Zyklen bis zum Bruch bei zugehörigem $\Delta\epsilon_{p1,i}$ ohne Berücksichtigung des Bestrahlungseinflusses

$N'_{B,i}$ Zahl der Zyklen bis zum Bruch: $N'_{B,i} = 0,33 \cdot N_{B,i}$

n_i Zahl der tatsächlichen (angenommenen) Zyklen bei zugehörigem $\Delta\epsilon_{p1,i}$

Bei diesen Betrachtungen wurden Bruchzyklenkurven zugrundegelegt, die ohne Bestrahlungseinfluß aufgenommen worden sind. Der durch die Neutronenbestrahlung zu erwartende Einfluß ist in erster Näherung durch Multiplizieren der ermittelten Bruchzyklenzahl N_B mit dem Faktor 0,33 berücksichtigt worden. Außerdem muß vermerkt werden, daß für die Betrachtung Bruchzyklenkurven für Inconel 600 zugrundegelegt werden mußten, da für Inconel 625 noch keine Daten vorliegen. Die Daten für Inconel 600 sind die niedrigsten von allen infragekommenden Werkstoffen.

IV.-1.3. — Siedeüberhitzererelement mit Hüllen aus Zirkoniumlegierungen

Austenitische rostfreie Stähle und Nickelbasislegierungen haben einen negativen Einfluß auf die Brennelementekreislaufkosten des HDR. Es wurden deshalb schon seit einiger Zeit Anstrengungen unternommen, um Hüllmaterialien für Überhitzererelemente zu entwickeln, die geringere Einfangquerschnitte für thermische Neutronen besitzen.

Die in der Siedewassertechnologie erprobten Zirkoniumlegierungen, insbesondere Zircaloy-2, wurden deshalb als erste in die Betrachtung einbezogen.

Ein Siedeüberhitzerelement mit Hüllen z.B. aus Zircaloy-2 auf der Siede- und Überhitzerseite würde vom Standpunkt der Wärmespannungen her sehr günstig zu beurteilen sein, da der geringe Elastizitätsmodul in Verbindung mit dem ebenfalls geringen thermischen Ausdehnungskoeffizienten des Zircaloy-2 nur sehr geringe Spannungen in den Hüllrohren erzeugt.

Da es a priori nicht möglich ist, Zircaloy-2 vom Korrosionsstandpunkt her als Hüllmaterial für die Überhitzerseite zu wählen, müßte das Zirkoniumrohr der Innenhülle gegenüber dem Heißdampf geschützt werden, z.B. durch Auftragen einer korrosionsbeständigen Legierung.

Eine Alternative dazu besteht darin, lediglich den Stahl auf der Siedeseite durch Zircaloy-2 zu ersetzen und die Innenhülle weiterhin aus einer Nickellegierung herzustellen. Dabei ist es erforderlich, an einer Stelle die beiden Legierungen miteinander zu verbinden.

Bei beiden Konzepten ist es gleich schwierig, eine geeignete Verbindung zwischen der Zirkoniumlegierung und dem austenitischen Stahl, bzw. der Nickellegierung herzustellen, die auch bei thermischer Wechselbeanspruchung nicht zerstört wird. Die Erkenntnisse auf diesem Gebiet sind so weit fortgeschritten, daß es als ziemlich eindeutig erwiesen gilt, daß bei der Herstellung der Verbindung kein Eutektikum mit irgendeinem der Hauptlegierungselemente gebildet werden darf (9); die Verbindungszonen dürfen lediglich als Diffusionszonen ausgebildet sein, wobei aus praktischen Erwägungen heraus diese Zone wegen ihrer besonders spröden Eigenschaften nur einige tausendstel Millimeter Dicke aufweisen darf.

Zwischen Zircaloy-2 und rostfreiem Stahl wurden bereits solche Verbindungen in spezieller Geometrie (tapered joints) hergestellt und in Versuchen mit und ohne Neutronenbestrahlung bis Temperaturen von 400 °C erprobt (10).

Gemeinsam mit verschiedenen Firmen wurden auf der Basis des Koextrusions-Verfahrens Anstrengungen unternommen, doppelte Rohre aus Zircaloy-2 und einem rostfreien Stahl oder einer Nickellegierung herzustellen, wobei das Zircaloy-2 am äußeren Durchmesser angeordnet war. Nach der Überwindung verschiedener Mühen konnten derartige Rohre hergestellt werden, so daß der Herstellung eines Zirkon-Elementes mit einer Innenhülle aus einem „Duplex-Rohr“ keine ernsthaften Schwierigkeiten mehr im Weg stünden.

Nach Literaturdaten und eigenen Versuchen ist zu befürchten, daß die Bindezone bei Temperaturen > 400 °C anwächst und damit infolge der zunehmenden Sprödigkeit bei Wärmewechselbeanspruchung die metallische Verbindung verlorenght. Selbst wenn dem Anwachsen der Binde-schicht durch die Verwendung von Zwischenschichten Einhalt geboten werden könnte, besteht für den Einsatz als Hüllrohr des Siedeüberhitzerelementes die Gefahr, daß das Zircaloy-2 bei den vorherrschenden Temperaturen von 700-800 °C durch eine Reaktion mit dem Urandioxyd infolge Sauerstoffaufnahme versprödet. Ebenso unsicher ist die Beurteilung des Zircaloy-2 bei den

hohen Temperaturen bezüglich des Aufhydrierens durch eindiffundierenden Wasserstoff.

Diese Überlegungen haben es zur Folge gehabt, dem sowohl vom wirtschaftlichen als auch vom festigkeitsmäßigen Standpunkt her ungünstiger zu beurteilenden Element mit einer Außenhülle aus Zircaloy-2 und einer Innenhülle aus einer Nickellegierung z.Zt. den Vorzug bei der Bearbeitung zu geben.

In diesem Fall reduziert sich das Problem auf die Herstellung einer Verbindung zwischen den beiden Legierungen in einem Endverschluß, wobei die Bindezone auf relativ geringer Temperatur gehalten werden kann. Die Verbindungen zwischen Zircaloy-2 und rostfreiem Stahl, bzw. der Nickellegierung können z.Zt. grundsätzlich auf folgende Arten hergestellt werden:

Koextrusionsverfahren
Reibungsschweißen
Warmhämmern

Alle drei Wege werden z.Zt. verfolgt, wobei das Zircaloy sowohl außen als auch innen angeordnet ist. Die Verbindung mit dem Zircaloy-Ring innen ist vom Standpunkt der Herstellung und auch des Verhaltens während des Einsatzes als Brennelement günstiger zu beurteilen, da die radial gerichteten Kräfte in der Bindezone geringer bleiben.

Bild 7 gibt einige der möglichen Ausbildungsarten der Endverschlußformen wieder.

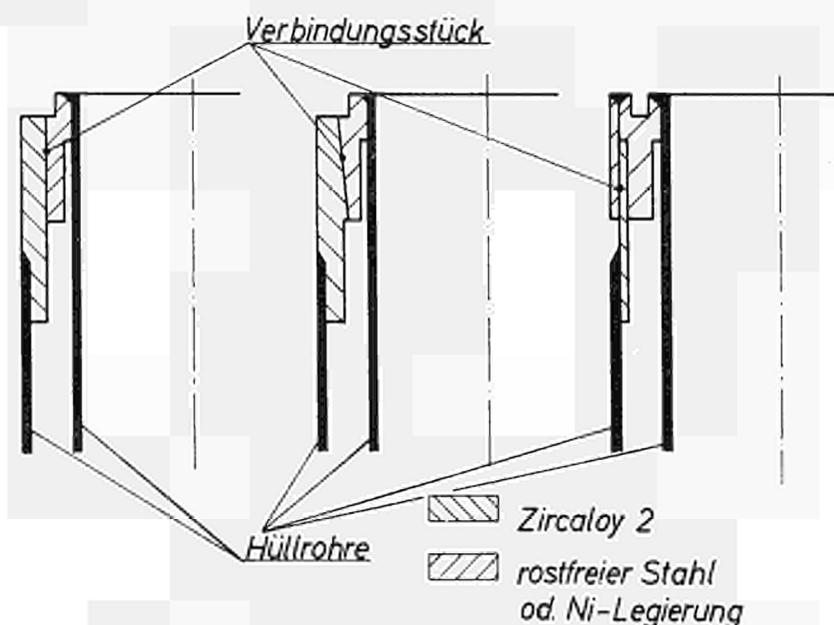


BILD 7. — Ausführungsformen für einen Duplex-Endverschluß

Bild 8 zeigt die sich rechnerisch ergebenden Spannungen in einem Brennstoffrohr, dessen Innenhülle aus Inconel 625 und dessen Außenhülle aus Zircaloy-2 besteht.

Zircaloy 2 - Inconel 625

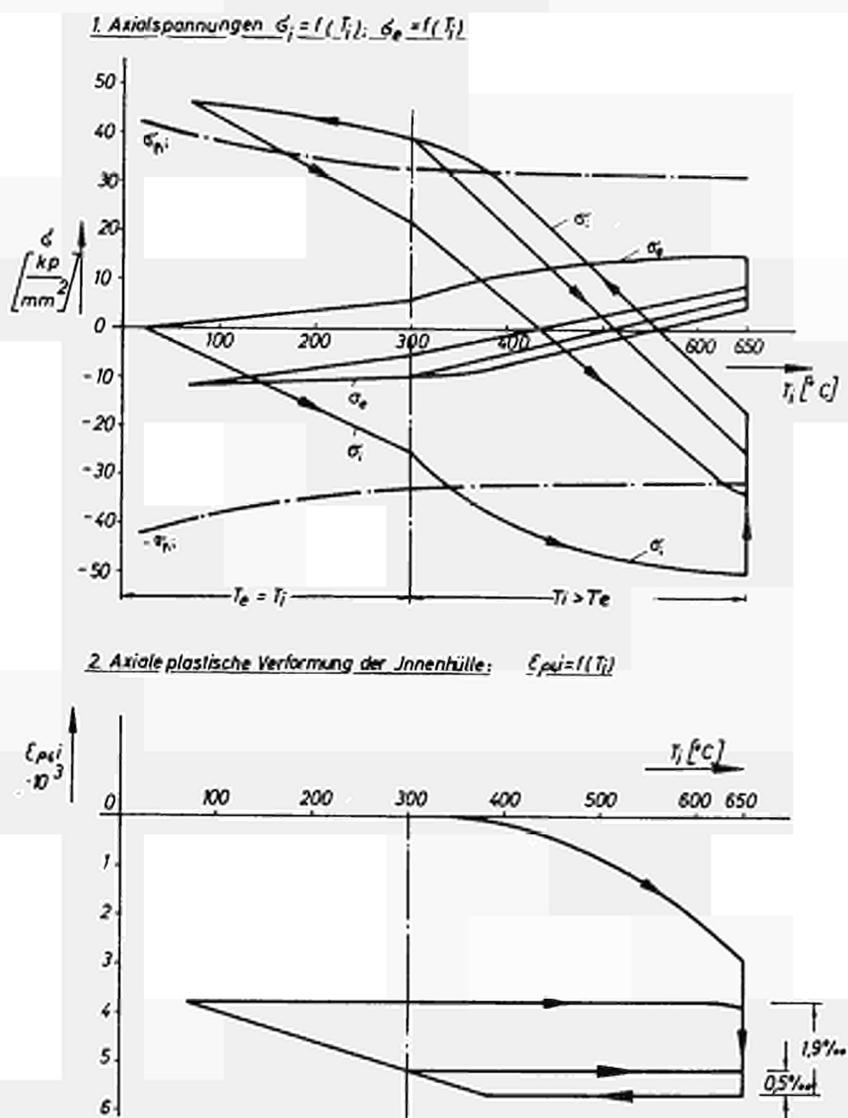


BILD 8. — Axialspannungen σ_i und σ_e der Innen- und Außenhülle und die plastische Verformung $\epsilon_{pi,i}$ der Innenhülle in Abhängigkeit von der Temperatur T_i der Innenhülle für Materialkombination Zircaloy-2/Inconel 625

Vergleicht man Bild 8 mit Bild 6, so erkennt man, daß im Fall des „Zirkon-Elementes“ beim Abkühlen vom „hot-stand-by-Betrieb“ auf den kalten Zustand die

Spannung in der Innenhülle weiter ansteigt. Im Fall eines Brennelementes aus der Materialkombination DA 1616 A/Inconel 625 erreichen die in der Innenhülle auftretenden Zugspannungen im „hot-stand-by“ Betrieb ihre größten Werte. Diese Unterschiede erklären sich aus der Tatsache, daß Zircaloy einen um mehr als 70 % kleineren thermischen Ausdehnungskoeffizienten aufweist als Inconel-625. Die Möglichkeit, einen Teil der aus den verschiedenen Temperaturen zwischen Innen- und Außenhülle resultierenden Wärmedehnungen mit Hilfe der unterschiedlichen thermischen Ausdehnungskoeffizienten zu kompensieren, besteht in diesem Fall nicht. Günstig ist jedoch die Tatsache zu werten, daß der Elastizitäts-Modul von Zircaloy-2 um etwa 60 % kleiner ist als der von Inconel 625, was zur Folge hat, daß sich das Außencanning verhältnismäßig leicht elastisch verformen läßt, während die im Innencanning auftretende plastische Verformung infolge der hohen Warmstreckengrenze des Materials Inconel 625 keine allzugroßen Werte annimmt. Diese Tatsache kommt in einer hohen Sicherheit gegenüber „low-cycle-fatigue“ zum Ausdruck.

Auch in diesem Fall hat sich ergeben, daß bei Verwendung einer Innenhülle aus Incoloy 800 im Hinblick auf „low-cycle-fatigue“ nicht die geforderte Lebensdauer erreicht werden kann. Ebenso wie bei der Kombination DA 1616 A/Incoloy 800 werden die auftretenden zyklischen plastischen Verformungen zu groß, was auf die zu geringe Warmfestigkeit des Materials zurückzuführen ist.

In Tabelle 5 sind die Lebensdauererwartungen für die verschiedenen „Zirkon-elemente“ zusammengestellt unter Beachtung der bereits in Tabelle 3 aufgeführten Zyklenzahlen.

TABELLE 5. — Lebensdauererwartungen für Brennelemente mit Zirkon-Hüllen

Material-Kombination	$\Delta\epsilon_{pl, 1}$	$\Delta\epsilon_{pl, 2}$	$\Delta\epsilon_{pl, 3}$	N_{B1}	N_{B2}	N_{B3}	$\sum \frac{n_i}{N_{Bi}}$
Zry-2/ Zry-2	0	0	0	—	—	—	—
Zry-2/ Inconel 625	1,9	0,5	0	600			0,24
Zry-2/ Incoloy 800	5,3	3,1	0,6	180	400		11,8

IV.-2. — ERPROBUNG VON BRENNSTOFFFROHREN

Um das mechanische Verhalten sowie den eventuellen Korrosionsangriff der Kühlmedien zu erproben, wurden Experimente außerhalb und innerhalb des Reaktors

geplant und durchgeführt. Über die erwarteten Probleme ist eingehend in (2) berichtet worden.

IV.-2.1. — Versuche außerhalb des Reaktors

IV.-2.1.1. — Thermocyclingversuchsstand

Zur Untersuchung der Frage, wie lange ein Brennelementrohr die besprochenen Längsspannungen, insbesondere das öftere An- und Abfahren, aushalten kann und wie es sich dabei verändert, wurde ein sogenannter Thermocyclingversuchsstand (2, 5) gebaut, dessen Schaltung in Bild 9 zu sehen ist. Ein Brennelementrohr voller Größe wird dabei in einem Autoklav simulierten Reaktorbetriebsbedingungen ausgesetzt. Es wird mit Fremddampf beheizt, der aus einem Kessel bezogen wird und in einem elektrischen Überhitzer auf bis zu 700 °C überhitzt werden kann. Das Äußere des Brennelementrohres steht in siedendem Wasser von etwa 70 at. Durch das An- und Abschalten des Dampfes wird nun das Element einer dauernden Wärmewechselbeanspruchung unterzogen.

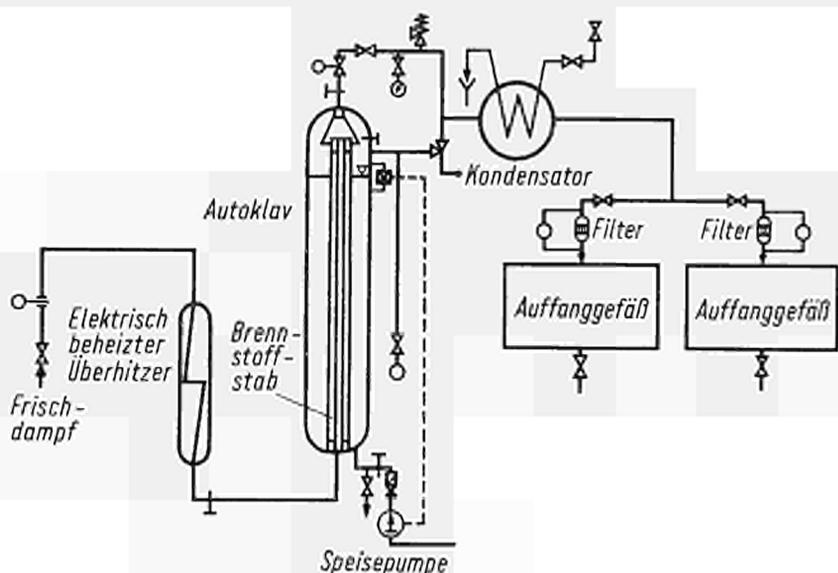


BILD 9. — Wärmeschaltbild des Brennelement-Versuchsstandes

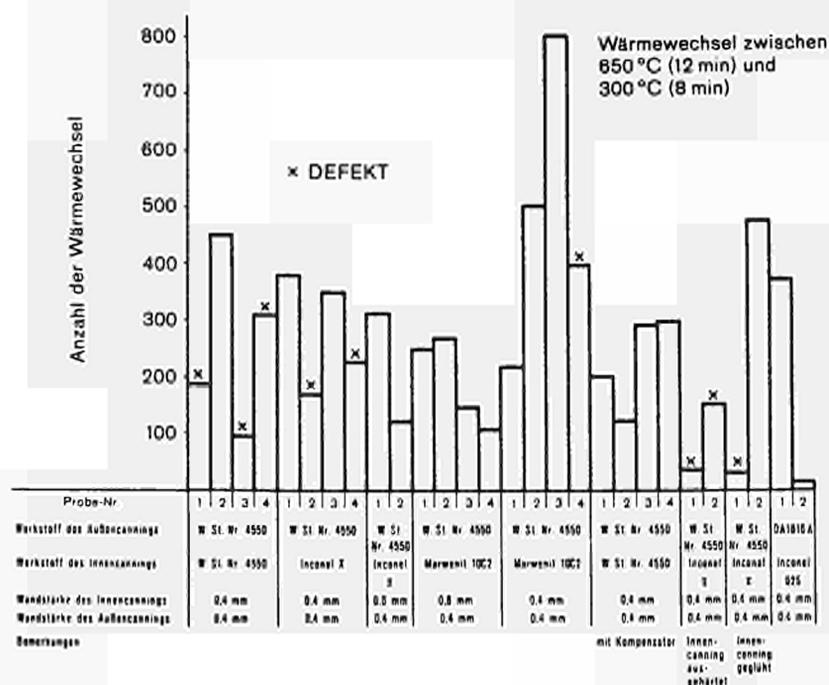
Insgesamt wurden bisher 28 Brennstoffrohre der verschiedenen Materialpaarungen aus rostfreiem Stahl und Nickellegierungen untersucht. Es wurden dabei auf einzelne Brennstoffstäbe bis zu 800 Belastungszyklen aufgebracht. An neun Elementen traten Defekte auf, die sich jedoch — bis auf eine Ausnahme — auf die Schweißnähte zwi-

schen Endstopfen und Innen- bzw. Außenhülle erstreckten. Nach der daraufhin erfolgten Verbesserung der Konstruktion der Endstopfen traten keine Defekte mehr auf. Damit wurde die Brauchbarkeit des gewählten Brennelementkonzepts bewiesen.

Bei allen Brennstoffrohren, die im Brennelementversuchsstand erprobt wurden, war nach den Versuchen eine Verkürzung der Elemente in der Größenordnung von 1,0 bis 1,5 mm festzustellen, die eine Folge der plastischen Stauchung der Innenhülle ist.

Tabelle 6 zeigt die Ergebnisse der Versuche mit Wärmewechselbeanspruchung bei Verwendung von rostfreiem Stahl und Nickellegierungen als Hüllmaterialien.

TABELLE 6: Übersicht über die Ergebnisse der Wärmewechselversuche

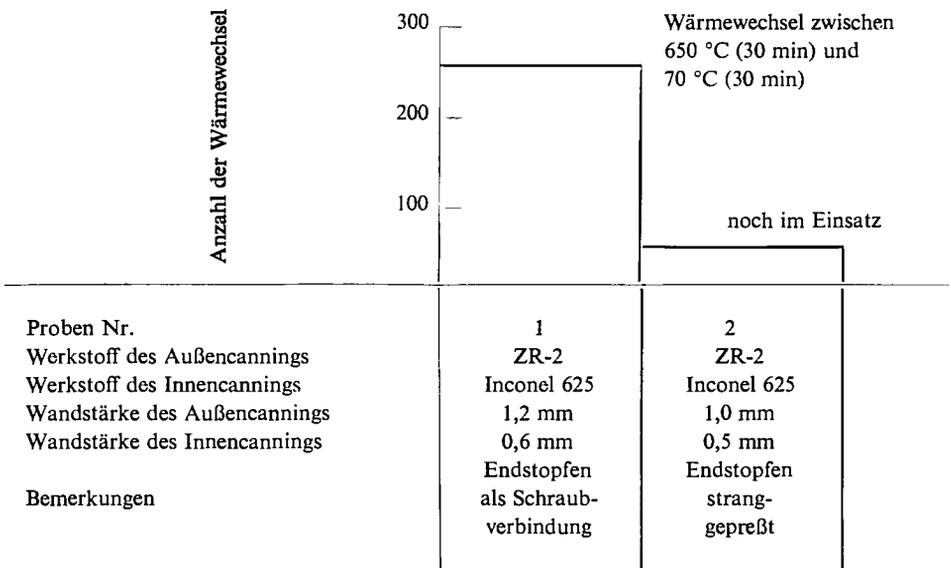


Im Rahmen dieser Untersuchungen sind auch Brennstoffrohre mit Außenhüllen aus Zircaloy-2 im Versuchsstand getestet worden. Bei dem ersten Versuch mit einem Zirkonelement wurde der Übergang von der Innenhülle aus Inconel 625 zu der Außenhülle aus Zircaloy-2 durch eine Schraubverbindung hergestellt, die nur die Aufgabe der Kräfteübertragung hatte; Dichtheitsanforderungen wurden nicht gestellt. Ja, es wurde dem Kühlwasser bewußt die Möglichkeit gegeben, durch Bohrungen im unteren Endverschluß in das innere des Elementes einzudringen, wo es während des Versuchsbetriebes verdampfte und als stehendes Dampfpolster die sonst von einer UO₂-Füllung übernommene Aufgabe der Dämmung des radialen Wärmestromes übernahm.

Nachdem mittlerweile durch Koextrudierung gewonnene Duplex-Endverschlüsse zur Verfügung stehen, wurden die Experimente mit der Erprobung von Brennstoffrohren fortgesetzt, die einviertes Urandioxyd in gasdicht verschweißten Hüllrohren enthalten. Gemäß der theoretischen Betrachtung nach Abbildung 5 wurden im wesentlichen zyklische Belastungen zwischen Betriebstemperaturen von 650 °C und 70 °C (Abschaltzyklen) simuliert. Der Wunsch nach der geringeren Temperatur machte verschiedene Umbauten am Versuchsstand erforderlich, um auch diese „großen Zyklen“ in relativ kurzer Zeit erreichen zu können.

Nachdem die Elemente nach einigen Zyklen um etwa 1,5 mm verkürzt wurden (die Innenhülle sich also wie auch bei den früheren Experimenten gestaucht hatte (5)) wurden bisher etwa 150 derartige Abschaltzyklen zwischen 70 °C und 650 °C auf 2 Elemente aufgebracht, ohne daß irgendwelche sichtbaren Defekte aufgetreten sind. Tabelle 7 gibt die Ergebnisse der bisherigen Versuche wieder.

TABELLE 7. — Übersicht über die Ergebnisse der Wärmewechselversuche



IV.-2.1.2. — Erosionsversuche an vibrierten Brennelementrohren

Zur Untersuchung der Frage, inwieweit aus schadhafte Brennelementrohren, die durch Vibration verdichtetes Urandioxydpulver als Brennstoff enthalten, durch den rasch strömenden Dampf Urandioxydpartikel ausgewaschen werden, wurde eine entsprechende Versuchsstrecke in den Thermocycling-Versuchsstand eingebaut. In diese Versuchsstrecke wurden vibrierte rohrförmige Brennelemente von etwa 300 mm

Länge eingesetzt, in deren Hüllen vorsichtig Schlitzte verschiedener Größe eingefräst wurden. Der überhitzte Dampf strömte an diesen defekten Brennelementen mit einer Temperatur von 500 °C und einer Geschwindigkeit von etwa 70 m/sec vorbei. Die Dichte des vibrierten Brennstoffs betrug 85 % der theoretischen Dichte.

Die bisherigen Versuche haben gezeigt, daß selbst bei Fehlern von 30 mm Länge und 1 mm Breite nicht mit katastrophalen Auswaschungen gerechnet werden muß. Die Auswaschungen liegen nach 250 Stunden Versuchsbetrieb im Bereich von ≤ 25 g. Dies gilt jedoch nur für Proben, die vor dem Einsatz in die Versuchsstrecke 24 Stunden bei 1000 °C geglüht wurden, um den Sintereffekt während der Bestrahlung in bescheidenem Maß zu simulieren. Nichtgeglühte Proben zeigen wesentlich höhere Auswaschungen. Diese Ergebnisse sind sowohl für den Loop-Betrieb als auch für den späteren Betrieb des Heißdampfreaktors mit vibrierten Elementen von Bedeutung.

IV.-2.1.3. — Aufdruckversuche

Zur Untersuchung des Problems der Hüllenstabilität wurden Aufdruckversuche unternommen. Bei Brennstoffrohren sowohl mit Sinterkörpern als auch mit vibrationsverdichtetem Brennstoff besteht oder entsteht durch plastische Aufweitung der Hülle ein Spalt zwischen Brennstoff und Hülle. Da die dünnwandigen Hüllrohre gegenüber dem Systemdruck nicht selbsttragend sind, sondern sich auf dem Brennstoff abstützen, wurde für verschiedene Durchmesser/Wandstärke-Verhältnisse untersucht, welche Spalten zugelassen werden können, ohne daß es im Verlauf des Betriebes zu Faltenbildung kommt. Aufgrund der Versuche wurde die Hüllenwandstärke der Brennstoffrohre bestimmt.

IV.-2.2. — *Bestrahlung von Einzelementen im Reaktor*

Nachdem die Versuche außerhalb des Reaktors erfolgreich verliefen, wurden einzelne Brennstoffrohre in den Versuchskreislauf im Reaktor Kahl eingesetzt. Der Versuchskreislauf (VKL) ist in (11) eingehend beschrieben.

Um Siede-Überhitzer-Kleinelemente in den Kahler Reaktor einsetzen zu können, müssen zunächst normale Siedewasser-Elemente aus dem Kern entnommen und durch sogenannte Trägerelemente, die zur Aufnahme der Einzelemente dienen, ersetzt werden. Ein solches Trägerelement mit eingesetztem Einzelement zeigt Bild 10 im Schema. Man erkennt aus dem Schnittbild rechts, daß das Trägerelement weitgehend einem normalen Kahler Siedewasserelement entspricht. Es fehlen jedoch in der Mitte 4 Brennstoffstäbe und der dadurch entstehende freie Raum dient zur Aufnahme des Siede-Überhitzer-Einzelementes.

Das Einzelement besteht aus dem eigentlichen Brennelementrohr und den dazugehörigen Mantelrohren, die der Zu- und Abführung des Kühlmittels dienen. Der

Sattdampf strömt zwischen äußerem und innerem Mantelrohr in einem Ringraum abwärts, gelangt durch das Fußstück des Elementes in das Innere des Brennelementrohres und wird beim Hochströmen überhitzt. Ferner tritt durch das Elementfußstück Wasser vom Kahler Reaktor in den Ringraum zwischen innerem Mantelrohr und der Außenseite des Brennelementrohres ein. Beim Hochströmen siedet das Wasser. Das Wasserdampfgemisch wird durch eine eigene Leitung abgezogen.

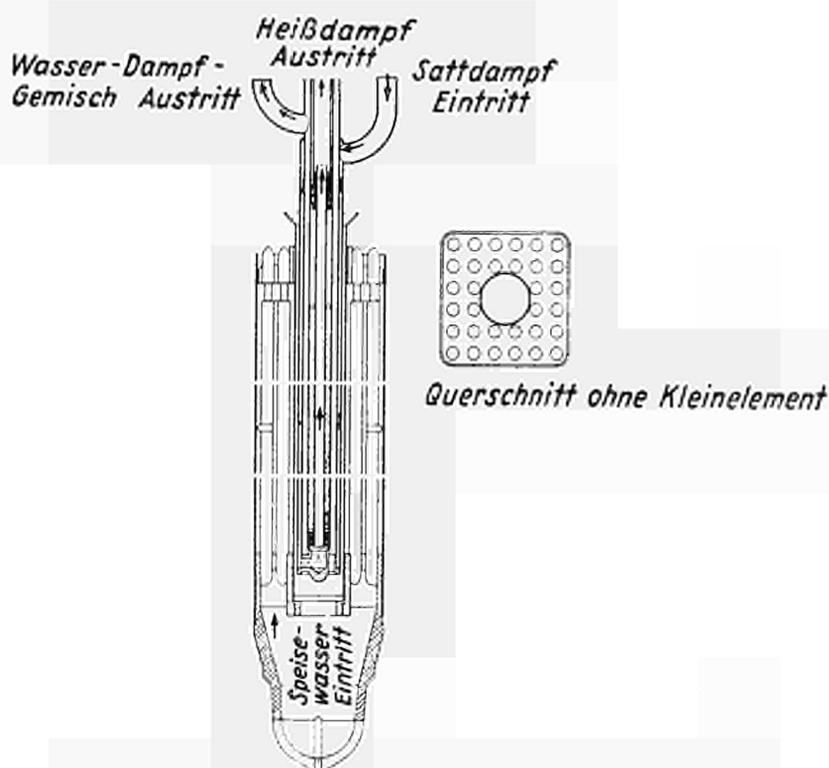


BILD 10. — Trägerelement in Kahl für den Einsatz von Kleinelementen

Zwei derartige Testelemente können zur gleichen Zeit innerhalb des Reaktors bestrahlt werden. Für den Einbau in dem Reaktor und für den Ausbau werden zwei Durchführungen im Deckel des Reaktor-Druckgefäßes verwendet. Deshalb ist es nicht erforderlich, das Druckgefäß zu öffnen, wenn ein Ein- oder Ausbau eines Kleinelementes zu erfolgen hat. Bild 11 zeigt die Positionen der Versuchselemente im Kern des Reaktors.

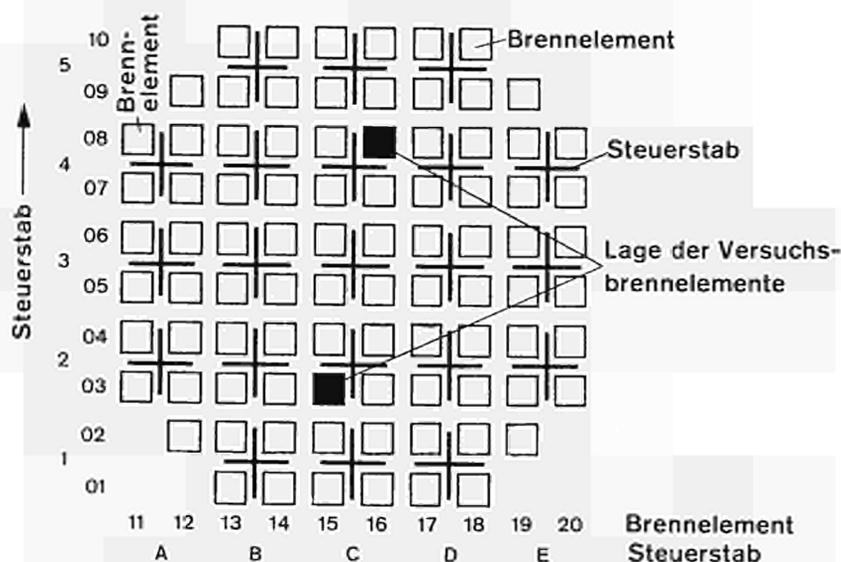


BILD 11. — Querschnitt durch den Kern des Versuchsatomkraftwerkes Kahl mit der Lage der Siede-Überhitzer-Versuchs-Elemente

IV.-2.2.1. — Bestrahlungsgeschichte

Bisher wurden 10 Versuchselemente im Versuchskreislauf innerhalb von Bestrahlungsperioden eingesetzt. Die wichtigsten Auslegungsdaten sind in der Tabelle 8 zusammengestellt.

Im Dezember 1963 wurden die ersten 2 Versuchselemente A1 und A6 in den Versuchskreislauf eingebaut. Diese erste Bestrahlungsperiode muß als Anfahrperiode bezeichnet werden. Infolge einer limitierten Betriebsgenehmigung, die eine minimale Dampfdurchsatzmenge von 100 kg pro Stunde pro Element verlangte, konnte die Dampfaustrittstemperatur 350 °C nicht überschreiten. Eine Routineinspektion des Druckbehälters im Kahler Reaktor machte die Entfernung dieser 2 Elemente nach 67 Tagen erforderlich; während dieser Zeit hat das Element A1 920 MWd/tU und das Element A6 805 MWd/tU an Abbrand erreicht.

Obwohl die Temperaturen der Innenhülle dieser beiden Elemente nicht hoch genug waren, um die erwarteten Verformungen hervorzurufen, so zeigten diese Experimente immerhin doch, daß Hüllmaterialien mit hochnickelhaltigen Legierungen von feuchtem Dampf offensichtlich nicht schwerwiegend korrodiert werden.

In der nächsten Bestrahlungsperiode wurden die Versuchselemente A4 und A8 eingesetzt, diese Elemente erzeugten Heißdampf im Temperaturbereich von 460 °C-490 °C bei Dampfdurchsätzen von etwa 25 kg/Std. Die Bestrahlungen wurden nach 202 Tagen und einem Abbrand von 2800 MWd/tU für Element A4, bzw. 2450 MWd/tU

TABELLE 8. — Übersicht über das Überhitzer-Elemente-Bestrahlungs-Programm

Element No.	A1-A3	A4-A6	A7-A9	A10	A13, A14	A11	A12	A15, A16
Außenhülle Werkstoff	347	347	347	4981 *		4981 *	4981 *	
Außendurchmesser	18,8	18,8	18,8	18,8		18,8	18,8	
Wandstärke mm	0,4	0,4	0,4	0,4		0,4	0,4	
Innenhülle Werkstoff	Inconel- X	Marwenit 10C2**	347 Kompensator	Inconel 625		4981 *	IN 102	
Außendurchmesser	8,8	8,8	8,8	8,8		8,8	8,8	
Wandstärke mm UO ₂ -Brennstoff	0,4 Pellet	0,4 Pellet	0,6 Pellet	Pellet	0,4 vibriertes Pulver	0,4 Pellet	Pellet	0,6 vibriertes Pulver
Anreicherung %	3,5	3,5	3,5	3,5	6	3,5	3,5	6
Dichte % th.d.	95,7	95,7	95,7	95,7	85	95,7	95,7	85
Diametraler Spalt Außen/μ Innen/μ	100 200	100 200	100 200	100 75	— —	100 75	100 75	— —
Aktive Länge mm	1575	1575	1575	1575		1575	1575	

* Im Vakuum erschmolzen 16 Cr, 16 Ni, 2 Mo, 0,02 C, 0,2 Nb, Bal. Fe

** 15 Cr, Bal. Ni, 6 Fe, 16 Mo, 0,08 C

für Element A8 planmäßig abgeschlossen, ohne daß irgendwelche Anzeichen von Fehlern feststellbar waren.

Die Versuchselemente A1 bis A9 hatten noch ringförmige Sinterkörper, deren Innendurchmesser nicht geschliffen war. Dadurch war zwischen dem inneren Durchmesser der Brennstoffsäule und dem Außendurchmesser der Innenhülle ein relativ großer Spalt vorhanden, der sich auch im Betrieb nicht wesentlich verringerte. Infolge dieses relativ großen Spaltes zwischen Brennstoff und Hülle wurde eine Wärmeaufteilung zwischen Außen- und Innenseite des Brennstoffrohres erreicht, die lediglich 5-6 betrug im Gegensatz zu der ursprünglichen HDR-Auslegung, wo ein Wert von 3 gefordert war. Insofern war bei den Versuchen mit diesen Elementen die Beanspruchung der Hüllenmaterialien begrenzt durch die unbefriedigende Wärmeaufteilung zwischen Siedeseite und Überhitzerseite. Deshalb wurden in der 3. Bestrahlungsperiode die Versuchselemente A13 und A14 in den Versuchskreislauf eingesetzt, die anstelle der Sinterkörper vibrationsverdichtetes Pulver als Brennstoff enthielten. Unter Berücksichtigung der Tatsache, daß bei höherer Leistung bei ringförmigen Elementen das Verhältnis der Wärmeaufteilung sich im gewünschten Sinne ändert und um eine höhere Dampfdurchsatzmenge bei den angestrebten Temperaturen zu erreichen, wurde die Anreicherung des Pulvers auf 6 % festgelegt, gegenüber einer Anreicherung von 3,5 % bei den Sinterkörpern. Diese Versuchselemente wurden mit Inconel 625 als Innenhülle und DA 1616 A als Material für die Außenhülle hergestellt.

Die Versuchselemente A13 und A14 zeigten eine wesentlich verbesserte Wärmeaufteilung. Leider mußte das Experiment nach 37 Tagen unterbrochen werden, obwohl keinerlei Anzeichen eines Fehlers innerhalb der Testelemente vorlag. Schwierigkeiten im Reaktorbetrieb des VAK, die nicht im Zusammenhang mit dem Überhitzer-versuchskreislauf standen, machten die Abschaltung und damit den Ausbau der Elemente A13 und A14 erforderlich. Diese Schwierigkeiten beeinflussten auch die Leistung des Versuchskreislaufes und führten zu einer geringeren Leistung des Testelementes A13. Der Abbrand dieser Elemente war 555 MWd/tU für Element A13 und 730 MWd/tU für Element A14. Die maximale Dampfaustrittstemperatur betrug 360 °C für Element A13 und 450 °C für Element A14.

In der darauf folgenden Bestrahlungsperiode wurden die Elemente A15 und A16 in die beiden Versuchskreislaufpositionen eingesetzt. Sie unterschieden sich von den Elementen A13 und A14 lediglich in der Verwendung von IN 102 als Material für die Innenhülle anstelle von Inconel 625. Die maximale Dampfaustrittstemperatur im stationären Zustand betrug 510 °C für beide Elemente. Das Element A15 wurde nach 170 Tagen Einsatzzeit und einem Abbrand von 3400 MWd/tU ausgebaut, A16 wurde weiterhin im Reaktor belassen.

Anstelle des Elementes A15 wurde das Element A12 am 14.7.1965 eingesetzt. Dies Einzelement sollte den Einfluß von an ihrem inneren Radius geschliffenen Sinterkörpern auf die Wärmeaufteilung im Vergleich aufzeigen. Der Wärmeaufteilungsgrad wurde in der Tat dadurch verbessert, erreichte jedoch nicht die Werte der vibrierten Elemente.

TABELLE 9. — Ergebnisse des Überhitzer-Elemente-Bestrahlungsprogramms, Stand . 30. Sept. 66

	Einheit	A1	A4	A6	A8	A12	A13	A14	A15	A16	B1
Bestrahlungszeit	d	67	67	202	202	112	37	37	170	546	56
Zahl der Reaktorabschaltungen . . .		20	20	25	25	2	3	3	15	37	5
(mittel)	MWd	920	805	2800	2450	1360	555	730	3400	9100	730
Abbrand	—										
(max.)	tU	1200	1050	3640	3190	1780	720	950	4420	11900	950
Leistung	kW	40	35	40	35	35	41	54	54	55	47
Leistungsdichte (mittel)	kW — kgU	14,7	12,9	14,7	12,9	14,7	16,3	21,5	21,5	21,5	12,5
Siedeleistung bei 100 kg/h	kW	33,3	30	33,3	30	28,3	30,7	40,5	40,5	40,5	36,5
Überhitzerleistung bei 100 kg/h . . .	kW	6,7	5	6,7	5	8,6	10,3	13,5	13,5	13,5	10,5
max. Heizflächenbelastung											
Außenseite	W — cm ²	46,5	42,0	46,5	42,0	44,2	43,0	58,8	58,8	58,8	41,6
Innenseite	W — cm ²	22,0	16,4	22,0	16,4	27,3	33,8	44,2	44,2	44,2	20,8
Wärmeaufteilungsgrad bei 100 kg/h .	—	0,17	0,15	0,17	0,15	0,23	0,24	0,25	0,25	0,25	0,23
Dampfeintrittstemperatur	°C	285	285	285	285	285	285	285	285	285	285
max. Heißdampfaustrittstemperatur .	°C	340	330	490	460	520	360	450	510	510	420
max. Hüllrohrtemperatur	°C	430	420	640	610	650	440	560	650	650	610
min. Dampfdurchsatz	kg/h	100	100	25	25	20	200	90	60	50	25

Um bereits frühzeitig das Verhalten eines Elementes mit größerem Durchmesser im Reaktor festzustellen, wurde das Element B1, dessen Einsatz ursprünglich als „Nurüberhitzelement“ (d.h. Dampfkühlung außen und innen) geplant war, als Siedeüberhitzelement bestrahlt. Die wesentlichen Konstruktions- und Bestrahlungsdaten können aus den Tabellen 8 und 9 entnommen werden. Die Abmessungen mit 24 mm Außendurchmesser und 14 mm Innendurchmesser entsprachen noch nicht den angestrebten Werten, doch versprach die relativ geringe Wanddicke von 0,5 mm einen interessanten Aufschluß über das Stabilitätsverhalten einer dünnwandigen Hülle. Das Element war bis Januar 66 im Einsatz und erreichte einen Abbrand von 570 MWd/tU. Eine Aussage über das Versuchsergebnis kann erst gemacht werden, wenn die Nachbestrahlungsuntersuchungen in Heißen Zellen durchgeführt worden sind. Vorerst kann nur festgestellt werden, daß während des Betriebes keinerlei Anzeichen eines Fehlers registriert werden konnten.

In der folgenden Zusammenstellung (Tabelle 9) sind die wichtigsten Bestrahlungsdaten der 10 Elemente miteinander verglichen.

Im August 1966 wurde nach einem Fehler in der Betriebsweise des Versuchskreislaufes, der bei Vollastbetrieb des Reaktors zu einem Wassereinbruch in den Heißdampfraum des Elementes A16 führte, plötzliche Aktivitätsfreisetzung festgestellt. Nachdem die Störung nicht beseitigt werden konnte (es drang weiterhin Wasser in den Überhitzerraum des Elementes, feststellbar an zu geringer Überhitzung am Ende der aktiven Zone) und auch die Aktivität des Dampfes relativ hoch blieb, wurde das Element A16 Ende August nach 9100 MWd/tU mittlerem Abbrand aus dem Reaktor entfernt. Dieser hohe erreichte Abbrand ist umso bedeutender, als er unter künstlich erschwerten Bedingungen erzielt wurde: An Arbeitstagen wurde der Dampfdurchsatz für eine halbe Stunde so stark erhöht, daß die maximale Temperatur der Innenhülle auf etwa 400 °C gesunken ist, um Wechsellastspannung zu erzeugen. Insgesamt wurden auf das Element 222 derartige Zyklen aufgebracht und das Kraftwerk während der Bestrahlungszeit 37 mal abgeschaltet.

IV-2.2.2. — Thermodynamisches Verhalten der Einzelelemente

Das unterschiedliche Verhalten der Brennelemente war sehr deutlich und soll im folgenden gegenübergestellt werden.

In den Bildern 12-14 sind zur besseren Veranschaulichung der thermodynamischen Daten der bestrahlten Einzelelemente die Heißdampfaustrittstemperaturen, die Hülltemperatur und der Wärmeeufteilungsgrad, jeweils in Abhängigkeit von dem Dampfdurchsatz für die Elemente A4 (Sinterkörper ungeschliffen), A12 (Sinterkörper geschliffen) und A16 (vibr. Brennstoff) dargestellt.

Tabelle 10 stellt nochmals die wichtigsten Herstellungs- und Bestrahlungsdaten der verglichenen Elemente A4, A12 und A16 gegenüber.

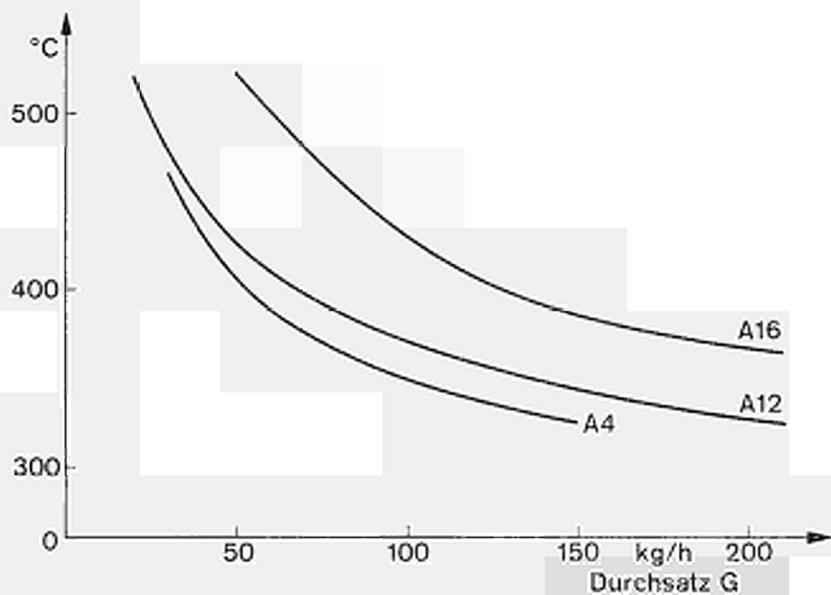


BILD 12. — Heißdampfaustrittstemperaturen in Abhängigkeit vom Durchsatz der Elemente A4, A12 und A16

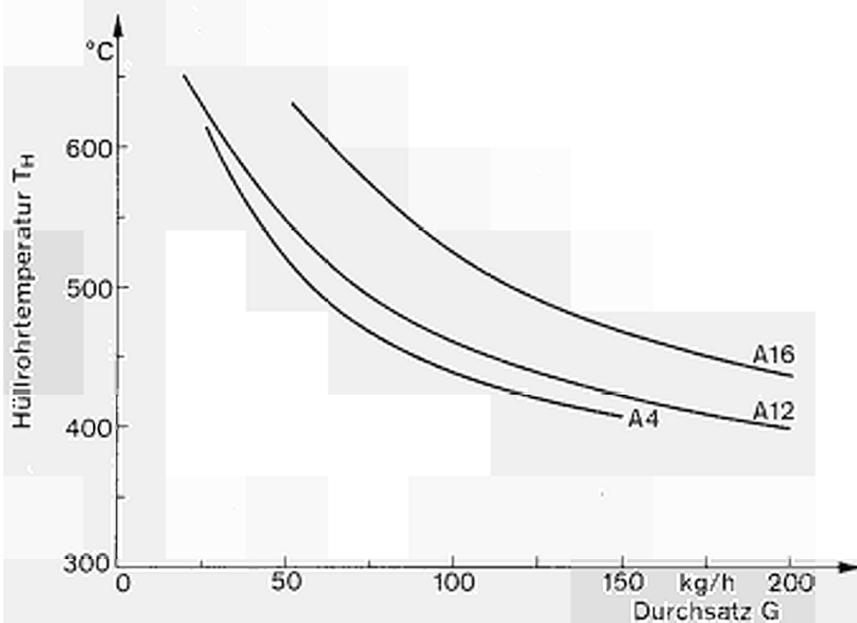


BILD 13. — Max. Hüllrohrtemperaturen in Abhängigkeit vom Durchsatz der Elemente A4, A12 und A16

Obwohl die mittlere Dichte des vibrierten Brennstoffs von A16 lediglich 85 % der theoretischen Dichte betrug, war die Leistung dieses Elementes infolge der höheren Anreicherung etwa 54 kW und die Leistungsdichte 22 kW/kgU. Diese Tatsache muß bei dem Vergleich der verschiedenen Werte für die Energieaufteilung mit in Betracht gezogen werden. Der wesentliche Einfluß für die günstigere Energieaufteilung des Elementes A16 stammt jedoch aus der Verwendung von vibrationsverdichtetem Uran-dioxyd als Brennstoff. Durch den engen Kontakt der Pulverpartikel mit der Innenhülle wird der Wärmeübergang wesentlich verbessert, da neben der Wärmeleitung über das Füllgas der Wärmetransport über feste Berührungsstellen zwischen UO_2 und Hülle erfolgt. Es ist in mehreren Experimenten nachgewiesen worden, daß der Anteil des Wärmetransportes über Berührungsstellen ein Vielfaches des über Gase zu übertragenden Anteiles werden kann, außerdem nimmt er proportional dem Anpreßdruck zwischen den beiden Flächen zu.

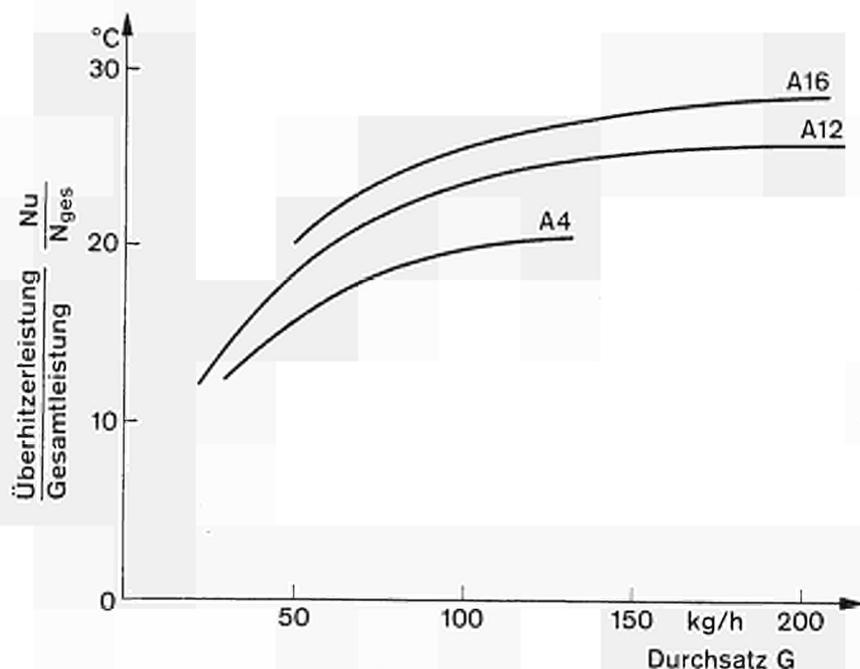


BILD 14. — Anteil der Überhitzerleistung an der Gesamtleistung der Elemente A4, A12 und A16

Da das Element A4 ringförmige Sinterkörper als Brennstoff besaß, die an ihrem inneren Durchmesser nicht geschliffen waren, wies es im zusammengebauten Zustand Spalte zwischen dem inneren Brennstoffdurchmesser und der Innenhülle in der Größenordnung von 0,2 mm auf, die sich auch während des Betriebszustandes nicht wesent-

TABELLE 10. — Vergleich der wichtigsten Herstellungs- und Bestrahlungsdaten der Elemente A 4, A 12 und A 16

Elementbezeichnung	A 4	A 12	A 16
AUSSENHÜLLE			
Werkstoff	W. No. 4550	DA 1616 A	DA 1616 A
Außendurchmesser	18,8 mm	18,8 mm	18,8 mm
Wandstärke	0,4 mm	0,4 mm	0,4 mm
INNENHÜLLE			
Werkstoff	Marwenit 10 C2	IN 102	IN 102
Außendurchmesser	8,8 mm	8,8 mm	8,8 mm
Wandstärke	0,4 mm	0,6 mm	0,6 mm
Brennstoff	UO ₂ -Pellets	UO ₂ -Pellets geschliffen	vibriertes Pulver
Anreicherung	3,5 %	3,5 %	6 %
Dichte (% d. th. D.)	95,7 %	95,7 %	85 %
Bestrahlungszeit	202 Tage	112 Tage	546 Tage
Zyklen	25	2	222
Abbrand (mittel)	2800 MWd/t	1360 MWd/t	9100 MWd/t
Abbrand (max.)	3640 MWd/t	1780 MWd/t	11900 MWd/t
Leistung	35 kW	35 kW	55 kW
Leistungsdichte	14,7 kW/kg U	14,7 kW/kg U	21,5 kW/kg U
Wärmeaufteilungs- grad bei 100 kg/h	0,17	0,23	0,25

lich verringerten, da die thermische Ausdehnung vom Brennstoff und der Innenhülle etwa gleich groß waren. Somit war also keine Möglichkeit zu einem innigen Kontakt zwischen der Brennstofffläche und dem inneren Hüllrohr und damit zu einem verbesserten Wärmeübergang gegeben.

Beim Element A12 mit seinen geschliffenen Sinterkörpern, die mit der Innenhülle nur mehr einen Spalt von etwa 0,05 mm aufwiesen, lagen die Verhältnisse entsprechend zwischen den beiden Extremen.

Neben dem guten thermodynamischen Verhalten der vibrierten Brennelemente war eines der ermutigendsten Versuchsergebnisse die Tatsache, daß sich die Energieaufteilung in Abhängigkeit von der Bestrahlungszeit nicht veränderte. Dies mag teilweise auf die relativ niedrigen maximalen Brennstofftemperaturen (ca. 1200 °C) zurückzuführen sein, wodurch starke Nachverdichtungen und Neuverteilungen des Urandioxyds nicht auftreten konnten.

So war nicht zuletzt diese günstige Erscheinung ausschlaggebend dafür, daß für die Fortsetzung der Bestrahlungsexperimente im VKL und für den Referenzentwurf des Heißdampfreaktors Brennelemente mit vibrationsverdichtetem Urandioxyd ausgewählt wurden.

IV.-2.3. — *Nachbestrahlungsuntersuchungen in Heißen Zellen*

Für die bestrahlten Kleinelemente ist eine umfangreiche Nachbestrahlungsuntersuchung vorgesehen, die in den Heißen Zellen von AB-Atomenergi in Studsvik/Schweden durchgeführt wird. Bisher wurden an sechs Brennelementen Untersuchungen vorgenommen, die alle keine außergewöhnlichen oder unerwarteten Ergebnisse lieferten. Zur Illustration wird in Bild 15 ein Querschnitt durch das Brennstoffrohr gezeigt. Daraus kann man erkennen, daß der Brennstoff sich während der Bestrahlung praktisch nicht verändert hat, wie die nach wie vor sichtbaren einzelnen UO_2 -Partikel deutlich machen.

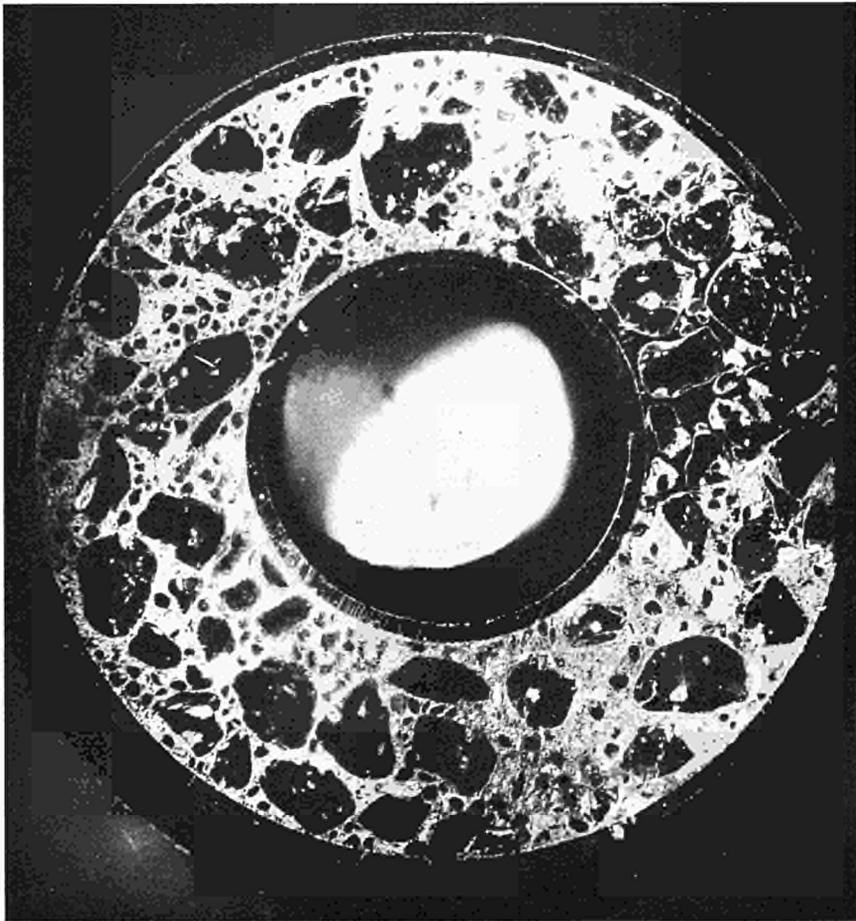


BILD 15. — Querschnitt durch den Brennstoffstab A14

Die Nachbestrahlungsuntersuchung an dem Element A16 ist gerade angelaufen. Eine erste Inspektion hat ergeben, daß tatsächlich ein Defekt während des Betriebes aufgetreten war. Durch die infolge der plötzlichen Abkühlung hervorgerufene Kontraktion der Innenhülle sind beide Schweißnähte zwischen Innenhülle und Endverschluß abgerissen. Eine derartige Belastung des Elementes ist im HDR nicht zu erwarten, weshalb dieser Fehler nach dem langen Abbrand neben den weiteren guten Ergebnissen von anderen Elementen den positiven Ausgang der Experimente nicht beschattet.

Es kann zusammenfassend festgestellt werden, daß die Brennelemente über einen Zeitraum von mehr als 2 Jahren sowohl vom mechanischen als auch vom thermodynamischen Standpunkt die an sie gestellten Forderungen erfüllt haben. Nur eines der 10 bestrahlten Elemente erlitt während des Einsatzes nach einem maximalen Abbrand von 11.000 MWd/tU infolge eines Betriebsfehlers einen Defekt. Es soll betont werden, daß die erzielten Abbrände zum Teil weit höher liegen als bisher an anderen Stellen erreicht wurde.

IV.-2.4. — *Bestrahlung von Brennelementbündeln im VKL*

In der ersten Phase der Experimente innerhalb des Reaktors wurden nur Einzelelemente bestrahlt. Dies war im wesentlichen deshalb so durchgeführt worden, um das eventuelle Risiko auf ein erträgliches Maß herabzumindern. Erst nachdem genügend Erfahrung mit dem Verhalten der Siedeüberhitzerelemente vorlag, sollte der Einsatz von Brennelementbündeln ins Auge gefaßt werden.

Mit der Vorbereitung der 2. Phase, nämlich dem Einsatz von Brennelementbündeln in den Versuchskreislauf Kahl, wurde im Frühjahr 1964 begonnen. Die Arbeiten zur Herstellung des ersten Bündelelementes konnten 1965 abgeschlossen werden, so daß das Element am 31. Jan. 1966 in das Versuchsatomkraftwerk Kahl eingesetzt wurde.

Die gleichzeitige Bestrahlung von mehreren Brennelementen soll nun eine bessere statistische Grundlage zur Beurteilung des Betriebsverhaltens von Siedeüberhitzerelementen liefern. Ein zweites Siedeüberhitzerbündel ist Anfang Oktober 1966 in den Reaktor eingesetzt worden.

IV.-2.4.1. — *Das erste Siedeüberhitzerbündel*

Der Aufbau des Siedeüberhitzerbündels ist in Bild 16 zu erkennen. Die 24 Brennstoffstäbe, die die gleichen Abmessungen wie die erfolgreich erprobten Einzelelemente aufweisen, sind in einer 5×5 -Geometrie angeordnet, wobei die zentrale Position freigelassen wurde. Jeweils 2 Einzelelemente sind zu einer sogenannten Schleife zusammengefaßt; die Verbindung erfolgt durch einen doppelwandigen U-förmigen

Bogen, der am unteren Ende angeschweißt ist. Damit wird erreicht, daß der Dampf durch ein Element nach unten und durch das andere Element nach der Umlenkung im U-Bogen nach oben zum Dampfsammler strömt. Das Bündel ist so konstruiert worden, daß jeweils ein Paar der Brennstoffstäbe, d.h. eine Schleife, aus dem Bündelverband entfernt, gegebenenfalls durch ein neues ersetzt oder aber nach einer Inspektion wieder eingebaut werden kann.

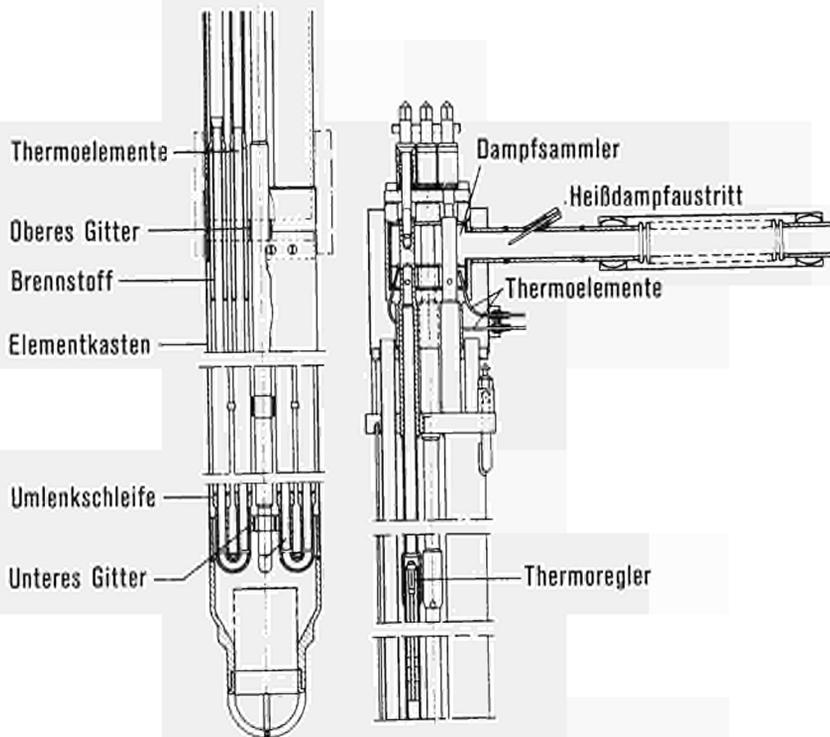


BILD 16. — Siede-Überhitzer-Versuchsbrennelement I

Tabelle 11 enthält eine Zusammenstellung der wichtigsten Auslegungsdaten der Brennstoffrohre sowie die verwendeten Hüllmaterialien.

Zusätzlich zu den bereits als Hüllrohre für Einzelemente verwendeten Materialien wurde auch noch Hastelloy X in das Programm mit aufgenommen, da Bestrahlungsergebnisse an anderen Stellen gerade dieser Legierung besonders gutes Verhalten bescheinigen.

Incoloy 800 als Hüllmaterial für die Siedeseite wurde deshalb mit einbezogen, da z.Zt. noch nicht mit eindeutiger Sicherheit festgestellt werden kann, ob ein XCrNi 16/16 Stahl, selbst in hochreiner Qualität, dem selektiven Korrosionsangriff des Reaktorwassers über die Lebensdauer eines Brennelementes widerstehen kann.

TABELLE 11. — Auslegungsdaten der Brennstoffrohre für das Siede-Überhitzer-Versuchsbrennelement I

Bezeichnung der Schleifen	Brennstoffrohrabmessungen		Brennstoff	Hüllenmaterial		Hüllwanddicke	
	innen	außen		innen	außen	innen	außen
a2/b2	8,0 mm	18,8 mm	vibrationsverdichtetes UO ₂ -Pulver, 5 % anger.	Incoloy 800	Incoloy 800	0,4 mm	0,4 mm
a5/b5	8,0 mm	18,8 mm		Incoloy 800	Incoloy 800	0,4 mm	0,4 mm
c4/c5	8,0 mm	18,8 mm		Incoloy 800	Incoloy 800	0,4 mm	0,4 mm
a4/b4	7,6 mm	18,8 mm		Hastelloy X	Incoloy 800	0,6 mm	0,4 mm
d4/e4	7,6 mm	18,8 mm		Hastelloy X	Incoloy 800	0,6 mm	0,4 mm
a1/b1	8,0 mm	18,8 mm		Inconel 625	DA 1616A	0,4 mm	0,4 mm
a3/b3	8,0 mm	18,8 mm		Inconel 625	DA 1616A	0,4 mm	0,4 mm
d1/e1	8,0 mm	18,8 mm		Inconel 625	DA 1616A	0,4 mm	0,4 mm
d2/e2	8,0 mm	18,8 mm		Inconel 625	DA 1616A	0,4 mm	0,4 mm
d5/e5	8,0 mm	18,8 mm		Inconel 625	DA 1616A	0,4 mm	0,4 mm
c1/c2	7,6 mm	18,8 mm		IN 102	DA 1616A	0,6 mm	0,4 mm
d3/e3	7,6 mm	18,8 mm		IN 102	DA 1616A	0,6 mm	0,4 mm

Der Brennstoff ist vibrationsverdichtetes UO_2 -Pulver mit 5 % Anreicherung an U-235. Diese Anreicherung wurde so gewählt, daß die Leistungsdichte pro kg U in der gleichen Größenordnung liegt, wie die der in Phase I bestrahlten Kleinelemente A15 und A16, die vibrationsverdichteten Brennstoff mit 6 % Anreicherung besaßen.

6 der 12 Austrittsleitungen des Heißdampfes im Brennelementbündel besitzen sogenannte Thermoregler. Diese Thermoregler dienen als automatische Regelorgane für den Dampfdurchfluß. Sie sind in der Lage, die Dampfaustrittstemperatur innerhalb eines relativ kleinen Temperaturintervalles konstant zwischen 450 °C und 550 °C zu halten.

Die restlichen 6 Dampfaustrittsrohre sind mit fest eingebauten Durchflußblenden ausgerüstet. Somit sind alle Dampf- und Hüllentemperaturen innerhalb des Brennelementbündels gleich hoch trotz der erheblichen Flußabsenkung über den Brennstoffbündelquerschnitt.

Der Sattdampf wird über einen mechanischen Vortrockner direkt aus dem Reaktordruckbehälter in den Sattdampfverteiler geleitet, von wo aus er durch Sattdampfleitungen zum ersten Durchgang durch den Kern gelangt; nach Umlenkung in den U-Bogen strömt der bereits auf etwa 400 °C überhitzte Dampf aufwärts im zweiten Durchgang durch den Kern. Am Austritt der aktiven Zone kann der Dampf Temperaturen bis 550 °C aufweisen, wobei die maximale Temperatur der Innenhülle 650 °C nicht überschreitet. Durch die Dampfleitungsrohre über Drosseln oder Thermoregler gelangt der überhitzte Dampf in den Dampfsammler, von wo aus eine zentrale Leitung aus dem Reaktordruckgefäß herausführt.

Bild 17 zeigt die Anordnung des Siedeüberhitzerbündels im Versuchatomkraftwerk Kahl.

Der besondere und etwas kompliziert anmutende Aufbau des Elementbündels erklärt sich durch die Forderung nach der Auswechselbarkeit individueller Überhitzerschleifen. Jede einzelne der zwölf Überhitzerschleifen ist über eine Konusdichtung an ihrer Heißdampfleitung im Dampfsammler aufgehängt und eingeschraubt; die Schrauben sind von oben erreichbar.

Wenn das Überhitzerbündel z.B. zum Zwecke einer Zwischeninspektion aus dem Reaktor entfernt werden muß, so wird durch die geöffnete Primärdampfleitung des Druckgefäßes zuerst der Heißdampfsammler abgelöst. Das 7 m lange Element wird dann in eine speziell angefertigte Transportflasche gezogen und durch die Materialschleuse zum Lagerbecken für bestrahlte Brennelemente transportiert, wo es abgesenkt wird. Dort wird die Inspektion und gegebenenfalls das Auswechseln einzelner Überhitzerschleifen vorgenommen.

Das Überhitzerbrennelement wurde komplett mit Dampfdurchflußreglern und der Instrumentierung im Brennelementlabor der AEG-Kernenergieversuchsanlage Großwelzheim gefertigt.

Das Brennelementbündel ist mit insgesamt 19 Thermoelementen und einer zentral angeordneten Ionisationskammer ausgerüstet. Ein Thermoelement befindet sich in der Heißdampfsammelleitung. Am Heißdampfsaustritt jeder Schleife im Dampfsammler

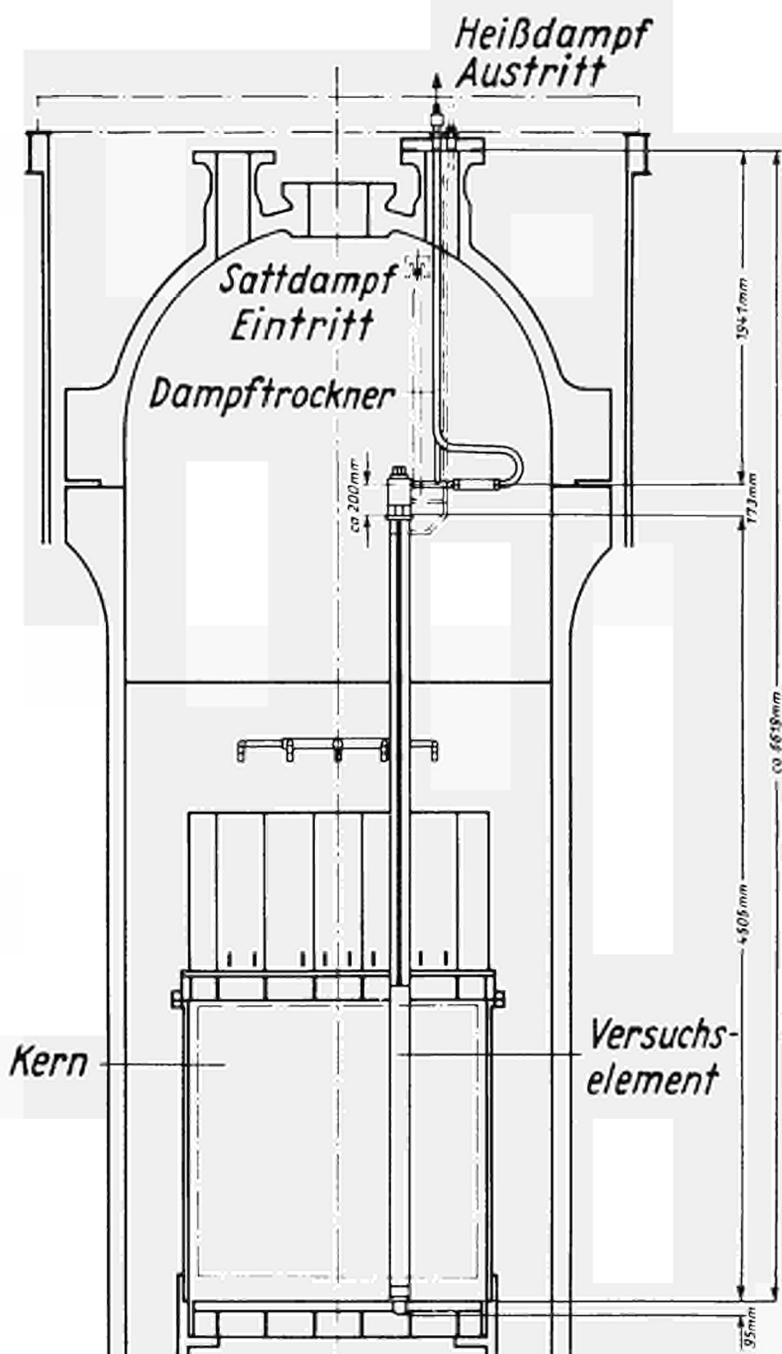


BILD 17. — Anordnung des Siede-Überhitzer-Bündels im Versuchsatomkraftwerk Kahl

ist je ein Thermolement angebracht, um die Dampftemperaturen über den Querschnitt des Bündels zu kontrollieren. Drei Einzelbrennelemente sind am Eintritt und am Austritt der aktiven Zone mit je einem Thermolement versehen; dadurch sollen Enthalpiedifferenzen für die einzelnen Kerndurchläufe überprüft werden.

Der wesentliche Grund für die bevorzugte Ausrüstung des Dampfsammlers mit Thermolementen ist darin zu sehen, daß nur diese Thermolemente bei einem Auswechseln einer Einzelschleife wieder verwendbar sind; Instrumentierungen in der aktiven Zone sind am bestrahlten Bündel nur sehr schwierig zu erneuern.

Bild 18 zeigt in einer schematischen Darstellung die Instrumentierung des Siedeüberhitzerbündels I.

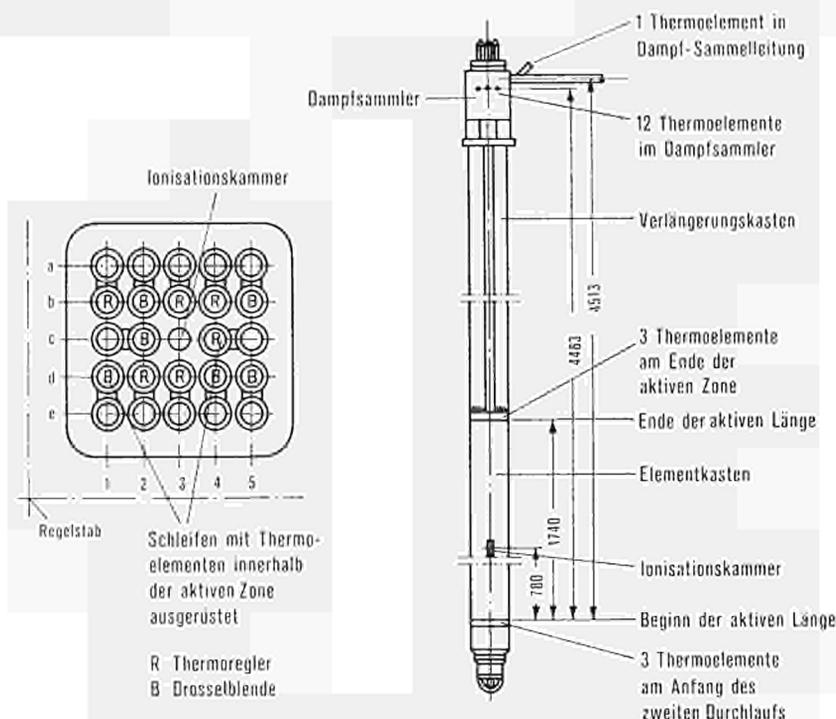


BILD 18. — Schematische Darstellung der Instrumentierung des Siede-Überhitzer-Versuchsbrennelementes I

Das Brennelementbündel wurde am 31.1.1966 in die Position 08/16 des VAK eingesetzt und am 10.2.1966 der Betrieb aufgenommen.

Nach Beseitigung geringer Anlaufschwierigkeiten, die etwa zwei Wochen lang dazu führten, daß die Heißdampftemperatur nicht die gewünschten Werte erreichte, verläuft der Bestrahlungsbetrieb seit Anfang März 1966 normal.

Die direkt am Kernaustritt gemessenen Heißdampftemperaturen betragen etwa 560 °C, die im Dampfsammler als Mischtemperatur vorliegende Temperatur ist etwa 430 °C bei Gesamtdampfdurchsätzen von etwa 1,0 t Dampf/Stunde. Alle Thermo-

elemente (Mantelthermoelemente, Chromel-Alumel mit Inconel 600-Hülle) arbeiten bisher störungsfrei und zufriedenstellend.

Im Verlaufe der Bestrahlungen ist es vorgesehen, besondere Dampfdurchsatzzyklen aufzubringen, um die Funktionsweise der Thermoregler zu prüfen und um die mit fest eingebauten Blenden versehenen Elemente zyklisch belasten zu können.

Das Brennelementbündel hat bis zum 15.10.1966 einen mittleren Abbrand von 3500 MWd/tU erreicht, was einem Spitzenabbrand des maximal belasteten Elementes von 4500 MWd/tU entspricht.

IV.-2.4.2. — Das zweite Siedeüberhitzerbündel

Anfang Oktober 1966 wurde ein weiteres fortgeschrittenes Siedeüberhitzerbündel in den VKL eingesetzt. Das Brennelementbündel unterscheidet sich vom vorstehend geschilderten lediglich dadurch, daß durch die Verwendung von Einzelementen mit größeren Abmessungen anstelle von 24 Elementen nur 9 zu einem Bündel zusammengefaßt werden können.

Die Abmessungen der Einzelemente entsprechen den aus den neueren Wirtschaftlichkeitsbetrachtungen hervorgegangenen Werten.

Als Hüllmaterialien werden DA 1616 A und Inconel 625 eingesetzt, da diese Hüllrohrkombination z.Zt. den besten Erfolg verspricht. Sechs der neun Brennstoffrohre enthalten jedoch als Außenhülle Zircaloy-2, um diese wirtschaftlich sehr günstige Variante bereits frühzeitig im Reaktor zu erproben.

Die Verbindung zwischen der Innenhülle aus Inconel 625 und dem Zircaloy-2 ist über gemeinsam stranggepreßte Endverschlüsse aus rostfreiem Stahl und Zircaloy-2 vorgenommen worden, wie sie im Prinzip in der Abbildung 7 dargestellt werden.

Der Brennstoff ist als vibrationsverdichtetes Pulver mit 5 % Anreicherung eingebracht worden. Der Vibrationsprozeß, sowie alle Schweiß- und Zusammenbau-Arbeiten sind im eigenen Brennelementlabor der AEG-Kernenergieversuchsanlage vorgenommen worden.

Die Brennstoffrohre wurden auf pneumatischen und elektrodynamischen Vibratoren mit UO_2 -Pulver bis 85 % der theoretischen Dichte gefüllt, evakuiert und anschließend so mit Helium nachgeflutet, daß mindestens 95 % des Brennstoffrohrvolumens davon ausgefüllt sind.

Die Schweißungen an den Hüllrohren wurden, je nach den durch die Konstruktion der Brennstoffrohre erforderlichen Gegebenheiten, entweder nach dem WIG-Verfahren oder mit der Elektronenstrahl-Schweißanlage vorgenommen.

Mit diesen Arbeiten wurden die erforderlichen Informationen für die Aufstellung der Fertigungsvorschriften für den Kern des Heißdampfreaktors erbracht.

Tabelle 12 gibt eine Zusammenstellung der wichtigsten Auslegungsdaten der Brennstoffrohre des 2. Bündels.

TABELLE 12. — Auslegungsdaten für das Siedeüberhitzer-Versuchsbrennelement II

Num- mer der Schleife	Num- mer d. Brenn- stoff- rohres	Brennstoffabmessungen		Brenn- stoff	Hüllenmaterial		Hüllwanddicke		Art der Endstopfen- ausführung
		innen	außen		innen	außen	innen	außen	
1	1 A	12,5 mm	26,5 mm	vibrationsverdichtetes UO ₂ -Pulver 5% ang. 85% d. theor. Dichte	Inconel 625	Zircaloy-2	0,5 mm	1,0 mm	AISI 304/Zircaloy-2; stranggepreßt als „Tapered Joints“
	1 B	12,5 mm	26,5 mm		Inconel 625	Zircaloy-2	0,5 mm	1,0 mm	
	1 C	12,5 mm	26,5 mm		Inconel 625	Zircaloy-2	0,5 mm	1,0 mm	
2	2 A	12,5 mm	26,5 mm		Inconel 625	DA 1616 A	0,4 mm	0,5 mm	Inconel 625/DA 1616 A; verschweißt
	2 B	12,5 mm	26,5 mm		Inconel 625	DA 1616 A	0,5 mm	0,6 mm	
	2 C	12,5 mm	26,5 mm		Inconel 625	DA 1616 A	0,4 mm	0,5 mm	
3	3 A	12,5 mm	26,5 mm		Inconel 625	Zircaloy-2	0,5 mm	1,0 mm	Zircaloy-2 außen/AISI 304 innen; stranggepreßt Zircaloy-2 außen/Stahl W.St.Nr. 4550 innen; als T-Verzahnung strangge- preßt Zircaloy-2 außen/AISI 304 innen; stranggepreßt
	3 B	12,5 mm	26,5 mm		Inconel 625	Zircaloy-2	0,5 mm	1,0 mm	
	3 C	12,5 mm	26,5 mm		Inconel 625	Zircaloy-2	0,5 mm	1,0 mm	

Die einzelnen Brennstoffrohre wurden zu Dreiergruppen zusammengefaßt, wobei der Sattdampf durch die zwei äußeren Brennstoffrohre im ersten Durchlauf nach unten strömt und durch das mittlere Brennstoffrohr zusammengefaßt wieder dem Heißdampfsammler zugeleitet wird.

Bild 19 zeigt die konstruktive Ausführung des 2. Siedeüberhitzerbündels.

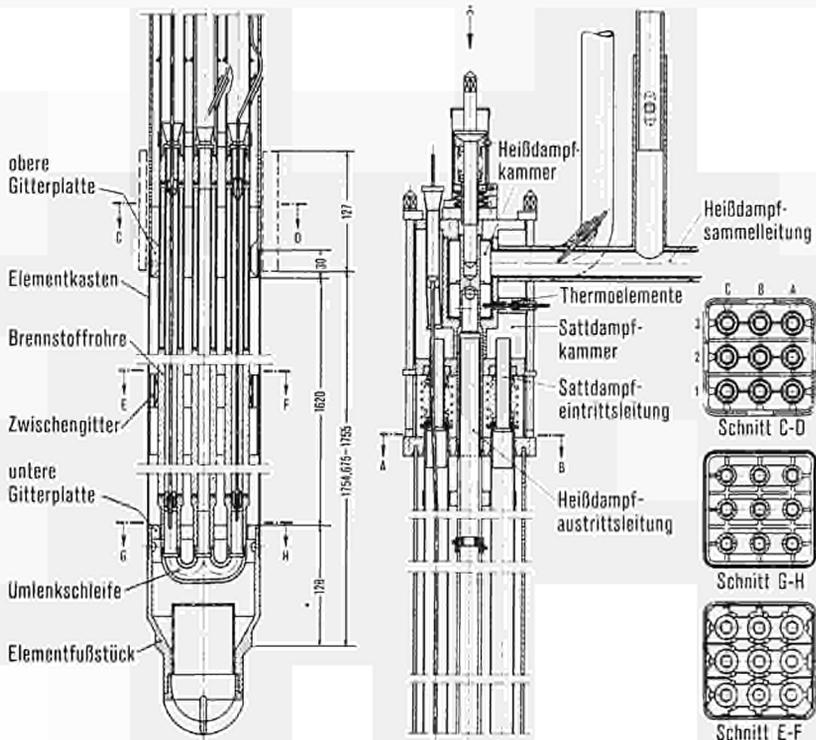


BILD 19. — Siedeüberhitzer-Versuchsbrennelement II

Die Anordnung des Bündels im Reaktor Kahl entspricht der des ersten Bündels.

Bei der Instrumentierung des 2. Bündels wurde besonderer Wert darauf gelegt, kombinierte Dampfdurchsatz- und Temperaturmessungen an individuellen Brennstoffrohren vornehmen zu können, um das Wärmeverteilungsverhalten der Brennstoffrohre genau studieren zu können. Die Brennstoffrohre des 2. Bündels sind die ersten Brennelemente im Reaktor mit den vergrößerten Abmessungen. Es sind 8 Thermoelemente in der aktiven Zone angeordnet und 1 Thermoelement in der Heißdampfsammelleitung. Die Meßblenden für die individuelle Durchsatzmessung sind unterhalb des abnehmbaren Dampfsammlers in jeder der drei Dampfaustrittsleitungen angebracht.

Bild 20 gibt einen Überblick über die Anordnung der Instrumentierung des 2. Bündels.

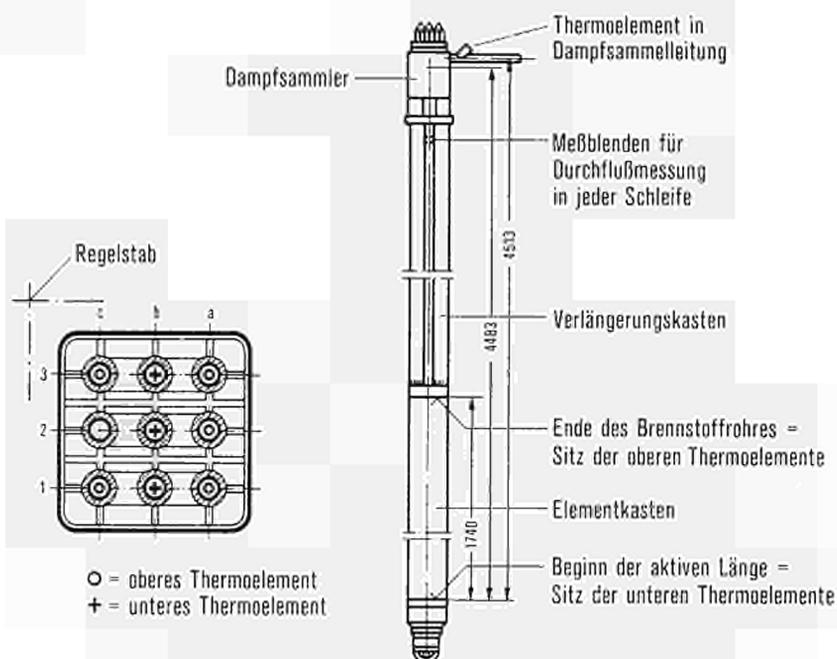


BILD 20. — Schematische Darstellung der Instrumentierung des Siede-Überhitzer-Versuchsbrennelementes II

Die Erprobung fortschrittlicher Brennelemente für den Heißdampfreaktor soll durch die Bestrahlung weiterer Siedeüberhitzerbündel im Versuchskreislauf Kahl fortgesetzt werden.

LITERATUR

- (1) H. KORNBICHLER. — *Die Entwicklung des Heißdampfreaktors in der Bundesrepublik Deutschland*. 3. Genfer Konferenz, 1964, A/Conf. 28/P/635.
- (2) R. SCHWARZWÄLDER. — *Die Siedeüberhitzerelemente für den AEG-Heißdampfreaktor*. AEG-Kernenergieanlagen, Entwicklungsbericht 1964.
- (3) J. HÖCHEL, O. WOLF und F. GARZAROLLI. — *Hochtemperaturbestrahlungen an Hüllmaterialien für den Heißdampfreaktor*. AEG-Kernenergieanlagen, Entwicklungsbericht 1965.
- (4) R. SCHWARZWÄLDER, J. HÖCHEL and G. HARLING. — *Results of Irradiation Experiments on Combination Boiling/Superheat Fuel Elements in the Kahl Nuclear Power Station*. Presented at

- the Annual Meeting of the American Nuclear Society, June 1965, Tennessee, TRANS ANS 8, 1 (1965) 123.
- (5) R. SCHWARZWÄLDER and O. WOLF. — *Theoretical and Experimental Studies on the Stresses and Strains in Claddings of Annular Boiling-Superheat Fuel Elements*. Nuclear Structural Engineering 2, 1965
 - (6) J. HÖCHEL und O. WOLF. — *Entwicklung von Brennelementen für den Heißdampfreaktor*. AEG-Kernenergieanlagen, Entwicklungsbericht 1965.
 - (7) M. A. MINER. — Trans. ASME 76 (1945) 159.
 - (8) G. F. RIEGER. — *Applications of Strain Cycling Considerations to Superheat Fuel Design*. GEAP-4244.
 - (9) G. PERONA, R. SESINI, W. NICODEMI and R. ZOJA. — *Study of Zircaloy-2/Stainless Steel Diffusion Bonds*. Journal of Nucl. Mat. 18 (1966), 178-291.
 - (10) J. W. JOSEPH JR. — *Irradiation of Tandem-Extruded Joints Between Zircaloy and Stainless Steel*. AEG Research and Development Report DP-859 (1963).
 - (11) R. KÜHNEL. — *Versuchskreislauf Kahl zur nuklearen Dampfüberhitzung*. Kerntechnik 4, (1964) 7/8.

CONCLUSIONS DES JOURNÉES D'INFORMATION SUR LE DÉVELOPPEMENT DES RÉACTEURS À EAU LÉGÈRE DANS LA COMMUNAUTÉ

P. KRUYIS

*Chef de Projet à la Direction Générale Recherche et Enseignement
Euratom — Bruxelles — Belgique*

Comme l'a dit Monsieur Guéron hier en ouvrant ces Journées d'Information, elles font suite à une série d'autres organisées au cours de ces dernières années sur des sujets spécialisés. Celles-ci ont eu pour but de montrer le degré d'avancement de quelques projets de réacteurs laissant entrevoir des perspectives techniques et économiques intéressantes et basées sur des données expérimentales ou conceptuelles relativement bien étayées.

Ces Journées d'Information ont également pour but de montrer que se développe dans l'industrie de la Communauté, à partir d'études sérieuses, une technique originale dans le domaine des réacteurs à eau légère — domaine dominé jusqu'à présent par l'industrie des Etats-Unis.

Au cours de ces deux jours, on vous a présenté un certain nombre de papiers concernant aussi bien le PWR que le BWR. On constate que :

1. Pour les deux filières, on aperçoit des possibilités d'utilisation de la technologie du béton précontraint — technique éminemment européenne avec les importantes réalisations exécutées par le CEA à Marcoule et par EDF à Chinon. Les concepts présentés par SIEMENS et par SSEE/GENERAL ELECTRIC sont dignes d'intérêt et il faut espérer que les programmes expérimentaux prévus sur des modèles démontreront la viabilité des systèmes.

Il est bien clair que le problème majeur encore à résoudre concerne la mise au point d'un isolement thermique efficace et sûr. Il faut être assuré que sa durée de vie égale celle de la centrale car les réparations poseraient des problèmes a priori difficiles à résoudre.

Les premières évaluations économiques comparatives entre des projets de réacteurs à eau bouillante incorporés respectivement dans une cuve en acier ou un caisson en béton précontraint n'ont pas mis en évidence d'avantages importants en faveur de ce dernier. Il convient cependant de se rappeler que la technique de conception et de construction des caissons en béton précontraint résistants à haute pression est beaucoup moins développée que celle des cuves en acier.

Compte tenu de l'augmentation constante de la puissance des centrales, des difficultés croissantes que les producteurs rencontrent pour trouver des sites isolés, des surpris éventuels qu'il faudra consentir pour la construction sur place de grosses

cuves en acier, il me paraît souhaitable de poursuivre le développement de la technologie du béton précontraint appliquée aux caissons de réacteurs à eau légère. M. ZIEGLER (SIEMENS) a montré que cette technologie présente également une application très intéressante pour les réacteurs à eau lourde d'une puissance de 400 MWe déjà. Je pense qu'elle peut aussi constituer une solution valable au problème du caisson des réacteurs à neutrons rapides refroidis à la vapeur surchauffée.

2. Pour les deux filières de réacteur à eau bouillante et à eau pressurisée, on constate qu'il existe encore des possibilités d'augmentation de la densité de puissance.

Il est certain qu'il y avait une différence très importante entre la densité de puissance dans les centrales de première génération des PWR et BWR. Grâce aux progrès réalisés, cette différence tend à diminuer tout en étant encore significative. En effet, les projets actuels de centrales à eau sous pression sont basés sur une densité de puissance d'environ 65-70 kW/l contre 40 et, depuis très peu de temps, 50 kW/l pour les BWR.

Parmi les différentes techniques étudiées pour élever cette puissance spécifique dans les BWR, le concept d'assemblage de combustible Vortex vous a été présenté.

A ce sujet, je crois utile d'attirer votre attention sur deux points importants :

- a) On vous a indiqué une économie d'environ 4-5 % dans le coût du kW/h. Ce chiffre peut paraître faible et, dès lors, ne pas justifier les efforts de développement consentis.

Je vous rappelle que ce chiffre est basé sur un choix de critères d'évaluation prudents et sur une centrale non optimisée alors que le projet de centrale de référence est, lui, optimisé et donne un coût de kW/h compétitif. Il s'agit donc d'un gain de 5 % sur un prix de revient compétitif.

- b) D'autre part, on n'a peut-être pas assez mis en évidence l'importance de l'influence de la température maximum tolérée au centre du barreau de combustible sur les performances de systèmes tels que le Vortex. Ceci me donne l'occasion de vous parler pendant quelques instants d'un important programme réalisé aux Etats-Unis dans le cadre d'un contrat conclu entre l'AEC et la General Electric sous les auspices de l'Accord Euratom/Etats-Unis.

Les résultats essentiels ont été présentés ailleurs. Aussi je me limiterai à vous rappeler les points essentiels de ce programme: des barreaux en Zircaloy-2 (épaisseur 0,8 mm) contenant soit des pastilles avec trou central, soit de la poudre d'oxyde d'uranium vibrée, ont été soumis à un flux thermique maximum de 450 w/cm². Dans ces conditions, une fraction importante de la masse de combustible se trouve à l'état fondu. Malgré de très nombreux cyclages thermiques, ces barreaux contenant soit les pastilles soit la poudre, ont atteint un taux de combustion moyen de 20.000 MWj/t et 14.000 MWj/t, respectivement.

Ces résultats ont été jugés suffisamment convaincants pour autoriser la poursuite de ce programme qui prévoit l'incorporation, en 1967, d'un certain nombre d'assemblages de combustible dans le réacteur de Big Rock.

On peut donc s'attendre, vers fin 1968-69, au franchissement d'une nouvelle étape dans les performances des combustibles à base d' UO_2 . Il est certain que des systèmes assurant une augmentation importante du flux maximum de crise (burn-out), tels que le Vortex, doivent permettre de tirer tout le parti de telles performances.

Il est bien évident que les PWR pourront également tirer parti de ces performances. Les travaux présentés par M. BRAUN (SIEMENS) vont dans ce sens car une meilleure connaissance des facteurs de chenal chaud permettra d'établir en connaissance de cause les marges de sécurité et, par là, permettre une augmentation des performances du cœur.

L'augmentation de la densité de puissance des réacteurs à eau légère imposera des conditions de travail plus exigeantes aux matériaux de gainage. Il est certain qu'une élévation du flux thermique dans les barreaux provoque un gradient de température plus élevé au travers de la gaine qui, dans le cas des alliages de zirconium, favorise la diffusion de l'hydrogène. Ceci montre l'intérêt des études qui nous ont été présentées par M. DEBRAY (SIEMENS).

Enfin, les programmes d'essais réalisés sur la centrale de Garigliano — qui a démontré la remarquable stabilité des BWR fonctionnant avec un coefficient de vide élevé — et ceux prévus sur la centrale E. FERMI mettront en évidence les performances réelles de ces machines et — par voie de conséquence — les améliorations que l'on peut espérer réaliser. Le programme de Garigliano a confirmé que les élaborateurs de données directement branchés sur la centrale constituent un moyen puissant et sûr pour suivre et prévoir les conditions de fonctionnement d'une centrale nucléaire. Ce programme a également montré que des progrès doivent encore être réalisés dans le domaine de l'instrumentation en pile.

3. Par ailleurs, un certain nombre de travaux qui vous ont été présentés concernent des systèmes simplifiant les concepts de réacteurs (c'est le cas du BWR équipé de pompes axiales internes), l'amélioration de certains équipements (séparateurs de vapeur, mécanisme de déplacement de barres de contrôle), des méthodes de calcul des principaux paramètres de fonctionnement de centrales. De tels travaux vont dans le même sens que ceux présentés par les ACEC sur l'optimisation des différentes parties des centrales à eau sous pression en fonction de la puissance. Une amélioration des performances des équipements est indispensable pour tirer parti des études dont j'ai parlé plus haut et qui concernent précisément l'augmentation des performances du cœur des centrales à eau légère.
4. Les études sur le recyclage du plutonium dans les réacteurs à eau légère ont, depuis leur origine, constitué un des objectifs majeurs de l'Accord de Coopération Eura-

tom/États-Unis. Vous connaissez certainement l'importance que les producteurs américains attachent à ce problème dont le grand nombre de centrales qui entreront en fonctionnement à partir de 1971 souligne l'actualité. Il n'est pas évident que la filière des réacteurs à neutrons rapides sera exacte au rendez-vous pour absorber les stocks de plutonium qui s'accumuleront à partir de la période 1973/75. Cette situation n'est pas aussi critique dans la Communauté car on n'a pas encore assisté à ce « boom » nucléaire que l'industrie de nos pays membres attend avec grande impatience! Comme il ne saurait tarder, il n'est pas exclu que la Communauté se trouve dans une situation analogue à celle envisagée aux États-Unis dans la seconde partie de la prochaine décennie.

L'intérêt de l'ENEL pour le recyclage du plutonium me paraît symptomatique de cette situation. Cet organisme possède trois centrales de puissance en fonctionnement depuis plusieurs années et dispose, dès lors, d'une certaine production de plutonium. Dans le cadre d'un contrat avec Euratom, l'ENEL étudie précisément les différentes possibilités de recyclage du plutonium: la première phase des travaux, terminée il y a quelques jours, a montré que la centrale de Garigliano présentait les caractéristiques les plus favorables pour la réalisation d'une expérience d'irradiation d'une dizaine d'assemblages de combustible UO_2-PuO_2 et pour l'étude d'un cycle de combustible optimisé sur le recyclage du plutonium.

Les assemblages de combustible seront incorporés dans le réacteur à l'occasion du rechargement partiel prévu au printemps 1968.

J'espère qu'on pourra vous faire part des résultats de ces études dans le cadre d'une autre réunion spécialisée du genre de celle d'aujourd'hui.

5. Enfin, M. HÖCHEL (AEG) nous a exposé les résultats du programme de développement du combustible annulaire qui constituera la première charge du réacteur HDR actuellement en construction à Kahl. Les travaux effectués aux États-Unis depuis plusieurs années ont montré que la viabilité du concept de réacteur à surchauffe nucléaire intégrée dépend surtout de la tenue des matériaux de gainage. Les résultats obtenus dans la boucle à vapeur surchauffée, installée dans le réacteur de Kahl, sont incontestablement prometteurs. En effet, des taux de combustion voisins de 10.000 MWj/t ont été obtenus et les examens post-irradiatoires ont confirmé la bonne tenue des éléments de combustibles prototypes. Leur géométrie particulière constitue également une variante européenne de ce type de réacteur. Il sera intéressant de suivre leur comportement dans le réacteur HDR qui entrera en fonctionnement en 1968.

D'autres points discutés au cours de ces deux journées mériteraient d'être repris. Je coupe ici le fil de mes réflexions avec l'espoir d'avoir dégagé l'essentiel.

*

* *

Je ne pourrais conclure sans m'acquitter d'un devoir agréable: celui de vous remercier pour l'intérêt que vous avez manifesté envers cette réunion. Je tiens à remercier tous les orateurs et ceux qui ont contribué, par leurs interventions, à animer les discussions.

Les traducteurs ont droit, je crois, à notre gratitude pour les efforts qu'ils ont fournis à suivre des exposés parfois ardu.

Enfin, je remercie bien sincèrement tous mes collaborateurs et collègues pour leur aide efficace qui a permis à ces Journées de se dérouler dans de bonnes conditions pour nous tous.

VERZEICHNIS DER VERFASSER
INDEX DES AUTEURS
AUTHOR INDEX

BADIALI, J.: 485
BAIRIOT, H.: 335
BASTL, W.: 215
BINDLER, L.: 307
BOGGIO, G.: 397
BRAUN, W.: 295

CAMPLANI, A.: 379
CIOLI, F.: 379
COLLING, A.: 161 - 195

DEBRAY, W.: 85
DEBRUE, J.: 335
DERAMAIX, P.: 307
DE WAEGH, F.: 335
DU BOUCHERON, G.: 125

FOSSOUL, E.: 335

GAFFAL, K.: 63
GUERON, J.: 1

HAPPICH, J.P.: 445
HÖCHEL, J.: 521

KAFKA, P.: 295
KIRCHENMAYER, A.: 75
KLEES, P.: 287
KORNBICHLER, H.: 29

KRUYS, P.: 565

LEVAN, S.: 485
LOCHMANN, K.H.: 145

MARIQUE, L.A.: 287
MICHAELIS, H.: 3
MIRONE, M.: 161 - 195
MOTTE, F.: 335
MOUSSEZ, Cl.: 99

ROSUEL, A.: 99

SAINT-PAUL, R.G.: 287
SANTASILIA, F.: 161 - 195
SCHNURER, H.: 215
STIEDING, L.: 85

TARBES, B.: 445
TRAUBE, K.: 43

ULLRICH, W.: 247
ULRYCH, G.: 295

VAN DEN BEMDEN, E.: 335
VAN LIERDE, W.: 335

ZIEGLER, A.: 273

PRINTED BY N.I.C.I. S.C.
GHENT-BELGIUM

NOTICE TO THE READER

All Euratom reports are announced, as and when they are issued, in the monthly periodical **EURATOM INFORMATION**, edited by the Centre for Information and Documentation (CID). For subscription (1 year: US\$ 15, £ 5.7) or free specimen copies please write to:

Handelsblatt GmbH
« Euratom Information »
Postfach 1102
D-4 Düsseldorf (Germany)

or

**Office central de vente des publications
des Communautés européennes**
2, Place de Metz
Luxembourg

All Euratom reports are on sale at the offices listed below (when ordering, specify clearly the EUR number and the title of the report, which are shown on the front cover).

**OFFICE CENTRAL DE VENTE DES PUBLICATIONS
DES COMMUNAUTÉS EUROPÉENNES**

2, place de Metz, Luxembourg (Compte chèque postal N° 191-90)

BELGIQUE — BELGIË

MONITEUR BELGE
40-42, rue de Louvain - Bruxelles
BELGISCH STAATSBAD
Leuvenseweg 40-42 - Brussel

LUXEMBOURG

OFFICE CENTRAL DE VENTE
DES PUBLICATIONS DES
COMMUNAUTÉS EUROPÉENNES
9, rue Goethe - Luxembourg

DEUTSCHLAND

BUNDESANZEIGER
Postfach - Köln 1

NEDERLAND

STAATSDRUKKERIJ
Christoffel Plantijnstraat - Den Haag

FRANCE

SERVICE DE VENTE EN FRANCE
DES PUBLICATIONS DES
COMMUNAUTÉS EUROPÉENNES
26, rue Desaix - Paris 15^e

UNITED KINGDOM

H. M. STATIONERY OFFICE
P. O. Box 569 - London S.E.1

ITALIA

LIBRERIA DELLO STATO
Piazza G. Verdi, 10 - Roma

DM 48 — FB 600 — FF 60 — Lit 7490 — Fl 43.25 — S 12