

10-24-75
25 @ 10 to 15
3 (Stuck)

Dr 2 / CONF-750601-P5

MHD

SIXTH INTERNATIONAL CONFERENCE ON MAGNETOHYDRODYNAMIC ELECTRICAL POWER GENERATION

MASTER



Washington, D.C.
9th-13th June 1975

CONF-750601-P5
VOL. V - LATE PAPERS

DISTRICT OF COLUMBIA

sponsored by
THE ENERGY RESEARCH AND DEVELOPMENT ADMINISTRATION - FOSSIL ENERGY
THE NATIONAL BUREAU OF STANDARDS, US DEPARTMENT OF COMMERCE
THE OFFICE OF NAVAL RESEARCH
THE ELECTRIC POWER RESEARCH INSTITUTE
AND
THE SYMPOSIA FOR THE ENGINEERING ASPECTS OF MAGNETOHYDRODYNAMICS, INC.
in cooperation with
THE INTERNATIONAL ATOMIC ENERGY AGENCY
AND
THE NUCLEAR ENERGY AGENCY OF THE ORGANIZATION FOR ECONOMIC COOPERATION AND DEVELOPMENT

NOTICE

This report was prepared as an account of work sponsored by the United States Government. Neither the United States nor the United States Energy Research and Development Administration, nor any of their employees, nor any of their contractors, subcontractors, or their employees, makes any warranty, express or implied, or assumes any legal liability or responsibility for the accuracy, completeness or usefulness of any information, apparatus, product or process disclosed, or represents that its use would not infringe privately owned rights.

National Technical Information Service (NTIS)
U.S. Department of Commerce
5285 Port Royal Road
Springfield, Virginia 22161

Price: Printed copy: \$ 7.60
Microfiche : \$ 2.25

CONF-720601-75

VOLUME V, 2#
LATE PAPERS

SIXTH INTERNATIONAL CONFERENCE ON MAGNETOHYDRODYNAMIC
ELECTRICAL POWER GENERATION,

Washington, D.C., -USA
9th - 13th June 1975 3#

sponsored by

THE ENERGY RESEARCH AND DEVELOPMENT ADMINISTRATION-FOSSIL ENERGY
THE NATIONAL BUREAU OF STANDARDS, US DEPARTMENT OF COMMERCE
THE OFFICE OF NAVAL RESEARCH
THE ELECTRIC POWER RESEARCH INSTITUTE

AND

THE SYMPOSIA FOR THE ENGINEERING ASPECTS OF MAGNETOHYDRODYNAMICS, INC.

in cooperation with

THE INTERNATIONAL ATOMIC ENERGY AGENCY

AND

THE NUCLEAR ENERGY AGENCY OF THE ORGANIZATION FOR ECONOMIC COOPERATION AND DEVELOPMENT

NOTICE
This report was prepared as an account of work sponsored by the United States Government. Neither the United States nor the United States Energy Research and Development Administration, nor any of their employees, nor any of their contractors, subcontractors, or their employees, makes any warranty, express or implied, or assumes any legal liability or responsibility for the accuracy, completeness or usefulness of any information, apparatus, product or process disclosed, or represents that its use would not infringe privately owned rights.

DISTRIBUTION OF THIS DOCUMENT IS UNLIMITED

FOREWORD

Papers for the Sixth International Conference on Magneto-hydrodynamic Electrical Power Generation were chosen by the International Programme Committee with the help of National Committees in the USA and USSR. The various committees that contributed to the organization and arrangements for the Conference are listed below.

INTERNATIONAL PROGRAMME COMMITTEE

R. H. Eustis, <u>Chairman</u> (USA)	A. W. Nedospasov (USSR)
E. Bertolini (Italy)	Y. Ozawa (Japan)
R. A. Bidard (France)	M. Petrick (USA)
J. Braun (Sweden)	R. Radebold (Fed. Republic of Germany)
W. S. Brzozowski (Poland)	L. H. Th. Rietjens (Netherlands)
W. D. Jackson (USA)	V. Stingelin (Switzerland)
I. R. McNab (England)	Y. M. Volkov (USSR)

U. S. PROGRAMME COMMITTEE

J. E. Klepeis, <u>Chairman</u>	J. Plunkett
G. Argyropoulos	L. Ring
R. H. Eustis	J. Satkowski
W. D. Jackson	S. Schneider
R. Kessler	Y. C. L. Wu
J. F. Louis	B. Zauderer
M. Petrick	P. Zygielbaum

USSR PROGRAMME COMMITTEE

A. E. Sheindlin, Chairman

CONFERENCE SECRETARIAT

W. D. Jackson, General Secretary (ERDA, USA)
V. Chernyshev (IAEA)
W. Hausserman (NEA)

PREPRINT VOLUMES EDITOR

J. E. Klepeis

US ORGANIZING COMMITTEE

J. Satkowski, <u>Chairman</u>	T. Leuchtenburg
B. Karlowitz, <u>Honorary President</u>	J. R. Schwender
M. Congden	J. Slater
R. H. Eustis	S. Schneider
W. D. Jackson	K. White
J. E. Klepeis	P. Zygielbaum

EDITOR'S NOTE

The papers in this Volume of the Preprint Volumes contain late papers which were not submitted to the Editor in time for printing before the Conference. Any papers listed in the Conference Final Programme brochure which do not appear in the five Preprint Volumes may be assumed to have been withdrawn. The Table of Contents includes session number designations which correspond to those in the Final Programme brochure.

The papers in this Preprint Volume have been printed by photo-offset directly from material provided by the authors. The general content of the papers remains the responsibility of the authors and the indulgence of the reader is requested with regard to the inevitable errors and omissions which find their way into a volume of this type.

The Editor wishes to thank the staff at the Avco Everett Research Laboratory who assisted him in preparing the master copy for printing; particularly Mrs. Laurel Colosi.

J. E. Klepeis

TABLE OF CONTENTS

VOLUME V

LATE PAPER

SESSION I-Overview: Programs and Plans

COOPERATION BETWEEN THE UNITED STATES AND THE SOVIET UNION IN THE FIELD OF MHD POWER GENERATION: OBJECTIVES AND PROJECTS

4
11

W. D. Jackson, ERDA-Fossil Energy, USA; J. F. Louis and D. B. Montgomery, Massachusetts Institute of Technology, USA; V. A. Ovcharenko, A. E. Sheindlin and E. M. Shelkov, Institute for High Temperatures, Moscow, USSR; and S. J. Schneider, National Bureau of Standards, USA.

CONSIDERATION IN THE DEVELOPMENT OF OPEN CYCLE MHD SYSTEMS FOR COMMERCIAL SERVICE 21

W. D. Jackson, R. V. Shanklin and M. Raring, ERDA-Fossil Energy, USA; P. Zygielbaum and J. W. Pepper, Electric Power Research Institute, USA; W. Amend and F. Coultas, Argonne National Laboratory, USA; J. Van Summern, Gilbert Associates Inc., USA; and S. J. Schneider, National Bureau of Standards, USA.

SESSION III-Open Cycle 2: Generator Studies

EXPERIMENT ON MHD INSTALLATION U-25

43

A. E. Sheindlin and S. I. Pishchikov, Institute for High Temperatures, Moscow, USSR; W. D. Jackson, ERDA-Fossil Energy, USA; and J. F. Louis, Massachusetts Institute of Technology, USA.

NEW APPROACHES IN MHD GENERATOR DEVELOPMENT

59

S. Way, J. Dilmore, J. Lempert, A. B. Turner and W. E. Young, Westinghouse Research Laboratory, USA.

SESSION IV-(ii) Closed Cycle 2: Generator Studies

SOME RESULTS OF THE STUDY OF MHD GENERATORS WITH NONEQUILIBRIUM CONDUCTIVITY

73

V. S. Golubev and V. A. Gurashvili, Kurchatov Institute of Atomic Energy, Moscow, USSR.

SESSION V--(i) Liquid Metal 1: Systems

- X SELECTION OF OPTIMAL SYSTEMS AND PARAMETERS OF LIQUID METAL MHD INSTALLATIONS 97
 P. P. Orlov, L. S. Popyrin, V. A. Presnov, N. N. Starostenko and V. I. Starostenko, Siberian Energy Institute, Irkutsk, USSR.
- X COMMERCIAL LIQUID-METAL MHD CONVERSION SYSTEMS COUPLED TO LMFBR AND COAL-FIRED FLUIDIZED BED COMBUSTORS 101
 W. E. Amend, A. Brunsvold and E. S. Pierson, Engineering Division, Argonne National Laboratory, Argonne, Ill., USA.

(ii) Liquid Metal 2: Generator Studies

- X COMPARATIVE STUDY OF ALTERNATIVE MHD GENERATORS WITH A LIQUID METAL AND AN EMULSION 117
 M. Kant and J. P. Hansen, Laboratoire de Genie Electrique de Paris et Universite de Technologie de Compiègne, France.
- X EXPERIMENTAL STUDY OF TWO-PHASE MHD GENERATORS WITH STEADY FLOW 139
 J. Robert and A. Charon, Laboratoire de Genie Electrique des Universites Paris, France.

SESSION VI-(i) New Concepts

- X PROBLEMS OF BUILDING OPTIMUM CONDUCTIVITY MHD GENERATORS FOR THERMO NUCLEAR POWER PLANTS 155
 V. V. Breev, E. P. Velikhov, Yu. M. Volkov, V. S. Golubev, V. P. Panchenko, V. V. Chernukha and A. A. Yakushev, Kurchatov Institute for Atomic Energy, Moscow, USSR.
- X THE ECONOMIC IMPLICATIONS OF THE CANHO H₂/O₂ MHD ENERGY STORAGE SYSTEM USED AS AN INTERMEDIATE-LOAD & A PEAKING GENERATOR 169
 S. J. Townsend, SIT Consultants Ltd., Thornhill, Ontario, Canada.

SESSION VII-Open Cycle 3: Electrode Phenomena

ANALYSIS OF THERMAL PROCESSES IN ELECTRODE WALLS AND
THEIR INFLUENCE ON THE OPERATION OF MHD INSTALLATIONS
L. K. Kovalev, D. A. But, V. N. Poltavets and S. Koneev, Moscow
Aviation Institute, Moscow, USSR.

F 181

SESSION VIII-Open Cycle 4: Materials & Slag

CORROSION RESISTANCE OF MHD GENERATOR MATERIALS IN SEED
SLAG MIXTURES
B. R. Rossing, J. A. Dilmore, S. Way and W. E. Young, Westinghouse
Research Lab., Pittsburgh, Pa., USA.

195 4

SESSION IX-Open Cycle 5: Pulse Generators

UTILIZATION OF PULSE TYPE MHD GENERATORS FOR GEOPHYSICAL
RESEARCH AND EARTHQUAKE FORECASTING
E. P. Velikhov, Yu. M. Volkov, B. P. D'yakonov, A. V. Zotov and O. M.
Barsukov; Kurchatov Institute of Atomic Energy, USSR.

211 4

FACTORS INFLUENCING THE SELF EXCITATION OF PULSE TYPE
MHD GENERATORS
E. P. Velikhov, Yu. M. Yolkhov, A. V. Zotov, O. G. Matveenko and
A. A. Yakushev; Kurchatov Institute of Atomic Energy, USSR.

229 4

INVESTIGATION OF THE ELECTRODE PROCESSES ON THE
CHARACTERISTICS OF PULSE TYPE MHD GENERATORS
Yu. M. Volkov, R. V. Dogadev, D. D. Malyuta, V. I. Rozanova,
A. A. Yakushev and B. A. Tikhonov; Kurchatov Institute of Atomic
Energy, USSR.

259 4

COOPERATION BETWEEN THE UNITED STATES AND THE SOVIET UNION
IN THE FIELD OF MHD POWER GENERATION: OBJECTIVES AND
PROJECTS

W. D. Jackson
Office of Fossil Energy, ERDA, USA

J.F. Louis, D. B. Montgomery
Massachusetts Institute of Technology, USA

A. E. Sheindlin, E.M. Shelkov, V.A. Ovcharenko,
Institute of High Temperatures of the USSR Academy of Sciences, USSR

S. J. Schneider
National Bureau of Standards, Department of Commerce, USA

Abstract: The US-USSR cooperative program in MHD was officially established in 1973 by the joint Soviet-American Commission on Scientific and Technical Cooperation and is now being carried out within the framework of the Soviet-American cooperation in energy. The overall objective of the joint MHD program is the design, construction, and operation of one or more industrial scale MHD power plants. The report, in successive sections provides a brief discussion of the commercial advantages of MHD, its current status, and the status and contributions of the US-USSR cooperative program in MHD technology development.

1. INTRODUCTION

Magnetohydrodynamic electrical power generation was first recognized by Michael Faraday as technically feasible during his original investigation of electromagnetic induction in 1831. It appears in the patent literature from the early 1900's. The first recorded attempt to develop an MHD generator was conducted at the Westinghouse Research Laboratories before and during World War II. After World War II, MHD emerged as one component of developing interests in the understanding and utilization of ionized gases or plasmas under high-temperature conditions. Since that time much progress has been made.

During the the last two decades research in the field of MHD energy conversion has been aided by constantly growing international cooperation.

Regular international conferences on MHD have become traditional. The International Liaison Group on MHD Electrical Power Generation has provided wide opportunities for periodic exchange of information between the specialists of many countries. There are now bilateral and multilateral agreements between individual scientists as well as scientific organizations of many countries. Based on these informal arrangements the US-USSR cooperation formally started in 1973.

The development of the latter Program is one of the examples of international cooperation involving large-scale scientific and technical problems in the field of power engineering whose significance extends far beyond the boundaries of the two countries.

2. COMMERCIAL MHD SYSTEMS

Estimates of growing electrical capacity needs in the USSR and USA, as well as in many other countries, have shown that through the year 2000 fossil fuels will have to provide at least half the total electrical energy needs, even assuming a rapid growth in nuclear power availability. The limited availability of fossil fuels makes it imperative that the efficiency of today's electric power plants be significantly increased.

It appears that, for all practical purposes, the performance development of steam-turbine systems has reached its upper limits, (about 40% conversion efficiency) and only by combining steam cycles with other conversion systems can significant increases be obtained. The MHD generator falls naturally into the highest temperature range where it is worthwhile to operate heat engines and contain the working fluid with materials which do not involve excessive thermal losses. It is to be noted that MHD generators are not associated uniquely with steam turbines. The combination of MHD with gas turbines is also an attractive possibility that is receiving attention.

Many cycle analyses have been conducted on binary MHD-steam-plant cycles and agreement has been established on the expected overall performance and the needed component specifications. It is necessary to operate the generators with a magnetic field in the range of 4-6 Tesla (advanced generators may operate at higher fields), and it has been shown that this field can be obtained economically only with a superconducting magnet. The steam generator required is of a somewhat different design from that employed in conventional power plants, because of the high temperature of the MHD generator exhaust, the presence of ash, seed, and slag in the combustion products, and the need to control the decomposition of the NO. Another important component required by an MHD system is an inverter to couple the DC output of the MHD generator to AC power lines. Experience has been gained--almost all of it in the USSR--in operating MHD generators through an inverter system. It is anticipated that the inverters will be similar to those developed for asynchronous links in long-distance-electric-power-transmissions lines.

Cycle analyses have generally established that the operation of first generation-MHD combined cycles will lead to efficiencies in the range of 48-52 percent with preheat temperatures around 1500 K, and that later improvements in all aspects of MHD technology can raise this overall efficiency to beyond 60 percent. It has been found that about half of the electrical

power is generated by the MHD unit and the balance by the steam part of the cycle. The performance of the MHD generator is expected to improved with advancing technology, and this will raise its share of the total output to around 70 percent. The main function of the steam cycle, then, is to drive the air compressor, and the consequence of technology improvements is to increase the utilization of the high-temperature end of the thermodynamic cycle for electric-power generation.

To the extent that economic evaluations can be made in advance of the development of a technology the cost of MHD-steam-power plants have been shown to be competitive with those of corresponding conventional fossil-fired plants when the cost of pollution control is included. Because of higher efficiency and, therefore, better fuel utilization, operating costs are less. The bus-bar costs of electricity generation by MHD is generally projected to be as much as 20 percent lower than conventional fossil-fired plants can achieve. Although the economics of MHD must remain in some question until further advance of the technology has been made, the observation that the steam plant provides about 50 percent of the electrical output also implies that the components involved are either conventional technology or represent only small modifications of existing practice. Thus, about half the electrical capacity of the plant can be priced rather accurately; the chief uncertainties are in the MHD unit, particularly in the superconducting magnet and the preheaters. The simplicity of the MHD ducts and the straightforward construction of the diffusers lead to the conclusion that these items are a relatively insignificant part of the total cost.

In addition to efficiency and cost considerations, MHD has been viewed favorably for commercial applications because of its pollution-control features. The overall thermal efficiency obtainable implies a reduction of thermal pollution which, for advanced MHD cycles, is about four times that the present light-water-reactor nuclear plants for a specified electrical output. With MHD combined with a gas turbine as a bottoming stage, the need for steam condensation is eliminated, and waste heat is exhausted directly to the atmosphere. The situation with respect to air pollution is more complex, but it turns out that several of the requirements for successful MHD operation also serve to reduce the emission of both particulates and noxious chemicals. Overall, MHD technology promises to provide central power plants with the lowest possible environmental pollution rates per unit of generated electric power, substantially below anticipated emission standards.

In addition to its use for base load, other very attractive features of MHD are its possible application for (with some reduction of the efficiency) simple and inexpensive intermediate and peak-load plants operating on gas or liquid fuel. Analysis has shown that such peak-load MHD power stations require minimum capitacost per kilowatt of useful power. Moreover, these types of systems while covering the need for peak, intermediate and emergency loads, could in off times operate to produce power for oxygen or other industrial plants.

3. CURRENT STATUS

At the present time MHD development is moving towards the utilization of MHD generators in large-scale demonstration facilities. This is to a large

extent due to the results achieved on the development and operation of pilot scale open-cycle fossil fueled MHD facilities. Considerable progress has been made in understanding the principal physical processes occurring in MHD generators.

The US has achieved considerable success in the investigation and development of separate elements of MHD installations. By the beginning of the 1960's a number of American firms and scientific institutions had taken an active part in MHD R&D. The AVCO-Everett Research Laboratory obtained 32 MW of electrical power for a few seconds using the "Mark-V" MHD generator. These results were particularly important, since they demonstrated the feasibility of using MHD in large-scale power engineering. The American facilities at that time, however, could not be used for long-duration operation.

Some principal problems, such as long-term resistance of the electrode and insulation materials to high temperatures, and methods of seed injection and recovery were still unsolved. The interaction of some very complex and important elements of the MHD system, including high-temperature air preheater, combustion chamber, seed injection and recovery system, MHD channel, magnet system, steam generator, etc., was not clear. Large-scale complex installations instead of small test stands were needed for solving all of these problems.

In the Soviet Union the research in the MHD field was started in 1960-1961 using an incremental approach to the central problems, which coordinated the efforts of a number of participating organizations. A complete experimental MHD facility (U-02) was put into operation in 1964. This facility integrated all the principal elements of an open-cycle MHD power station and was used to develop promising system designs and high temperature materials, as well as long-duration system tests.

The results of the U-02 research program and others allowed the Institute of High Temperatures of the Academy of Sciences of the USSR to start construction of the first industrial MHD pilot plant -the U-25. The physical start-up of this installation was in March 1971.

The U-25 is a complex power system consisting of all the components necessary for a true industrial MHD power plant. A power of 7 MWe was obtained in January 1975 for several hours an output approximating the design value for the channel tested. The installation operated without failure for 100 hours while supplying power to the Moscow power grid in the power range 1-4 MWe. There was also a 1/2 hour run in March 1975 when 12.4 MWe was attained.

The results obtained during the operation of the U-25 installation have confirmed the soundness of the scientific and engineering developments incorporated into its design. The experience gained in the operation of the U-25 equipment and the improvements made in certain components of the installation have resulted in gradual increases in its operating capabilities. Overall the project goals were met in a successful manner.

Thus, the respective achievements of the US and Soviet research and development in the field of MHD energy conversion have made it possible to start the planning, design and construction of first generation large-scale

industrial MHD power plants operating on fossil fuel. The development of the first industrial MHD system can be greatly accelerated and achieved at a reduced cost through the combined efforts of the two countries. This is the major objective of the US-USSR MHD program.

4. COOPERATIVE PROGRAM DESCRIPTION

The cooperative program between the United States and the Soviet Union in the field of MHD electrical power generation had its origins in the contact established between technical workers in this field through the International MHD Liaison Group. These contacts provided the basis for proposing MHD as one of the cooperative activities within the overall agreement for scientific and technical cooperation signed by former President Nixon in Moscow in May 1972. The outline of an MHD cooperative program was established at a meeting of the Energy Working Group in Moscow in October 1972 and the program was finally established at the first meeting of the joint US-USSR Steering Committee in Washington, D.C. July 1973. The program is jointly headed by the Energy Research Development Administration, Fossil Energy Program (for the U.S.) and the Institute of High Temperatures (for the USSR).

The program is based on the complementary nature of the development of MHD in the two countries. In the US, emphasis in MHD has been in gaining a scientific understanding of the process and through this, learning how to predict the behavior of the key components, especially the MHD generator channel itself. In the Soviet Union, emphasis has been on the modeling and construction of plants of increasing size and complexity. A further balancing factor is the concentration by the Soviet Union on natural gas as a fuel for MHD while the U.S. emphasis has increasingly moved to the utilization of coal as the primary fuel. Given these conditions at the beginning of the program, the objectives of the cooperative program were to obtain jointly as much engineering experience as possible, utilizing both US and Soviet facilities where practical for testing components and materials, and to share the techniques developed for the analysis of key MHD components, particularly the generator duct. A determined effort has been made to avoid the program being limited to a general exchange of information.

As provided in the protocol of the July 1973 meeting, both sides set up working groups of between 5 and 7 specialists in the following areas.

- 1-development and testing of MHD materials
- 2-design of the MHD channel for testing in the U-25 installation
- 3-application of superconducting magnets to MHD generators
- 4-diagnostic techniques
- 5-exchange of engineering and design information

A sixth group in the area of coal combustion in MHD systems was allowed for, but has not yet been initiated.

In each case, the working groups have held a series of meetings to develop specific activities within their assigned area. For the present, diagnostic techniques have been included with the U-25 channel group and this arrangement will probably be retained for the coming year.

In each case, the working groups have held a series of meetings to develop specific activities within their assigned area. For the present, diagnostic techniques have been included with the U-25 channel group and this arrangement will probably be retained for the coming year.

The joint steering committee held its second meeting in Moscow in March 1974 and its third meeting in Washington, D.C. in October 1974 and will continue to meet at approximately six month intervals to review the progress of the working groups and, where necessary, to adjust the goals of the overall program. To provide a forum for the exchange of technical information, an annual USUSSR colloquium is being held as part of the overall program. The first of these colloquia was held in Moscow on February 1974 and included 12 American and 14 Soviet technical papers with 21 Americans and nearly 200 Soviet MHD workers and electric power specialists in attendance. The individual working groups have also made considerable progress.

4.1 Materials Development and Testing.

The program of joint materials testing addresses a wide variety of problems associated with the selection and development of electrode, insulating and vapor--resistant material capable of operating under the MHD power generation conditions. The experiments are to be performed both at the Soviet and US facilities. The agreed plan of experiments at the U-02 includes five test phases and is directed mainly at the selection of electrode materials capable of long duration operation in the seeded combustion products of clean or dirty fuels.

In 1975 Phase I of the materials testing program should be completed. This phase deals with the long-term investigation of zirconia electrodes in clean fuel MHD generators. The basic objective of the first stage is to study the phase stability, general electrical behavior, rate of disintegration due to evaporation and erosion, oxidation resistance, thermal shock resistance, and compatibility during 100-hour tests of four compositions based on ZrO₂.

The second phase of the program will possibly include a 100-hour test of electrode modules similar to those planned for use in the US designed U-25 channel. Materials of construction (electrodes) may be ZrO₂ based or other types of current interest such as lanthanum chromite.

Additional testing phases will be devoted to testing materials under increasingly severe conditions e.g., in the presence of sulfur compounds and coal slag during 100 hours, 250 hours and longer. These types of test will probably require unique electrode designs and the use of electrodes based on silicon carbide and zirconium diboride. As the program develops, projects may include the testing of the insulating materials for the combustion chamber, air preheater, recuperator, and steam generator both at the Soviet and US installations. At the present time conceptual and preliminary designs of an electrode module for the U-02 has been developed for ERDA by the Westinghouse Research Laboratory. A control assembly (mockup) of a model of such a module will be made according to joint agreements and will be delivered to the USSR for the first joint agreements and will be delivered to the USSR for the first joint 100-hour tests in September 1975. All the information obtained will be jointly shared.

The Soviet U-02 facility contains all of the elements of a MHD plant and is on a scale (mass flow of one kilogram per second) which is particularly suited to the long duration testing of materials after they have been selected and proof tested under simulated MHD conditions. In the U.S., the AVCO Mark-6 and UTSI2 test facilities provide respectively a high interaction environment and a coal combustion product environment for advanced proof testing of materials. Accordingly, the basic cooperation in the materials area involves the testing of U.S. materials in the U-02 facility and Soviet materials in the Tennessee, UTSI-2 facility, with the possibility of the work also being done by AVCO at their Mark-6 facility.

Since this particular program is the first attempt by the U.S. side to undertake actual experimental work in the Soviet Union, the technical approach elected both with respect to module design and electrode materials selection is deliberately conservative for much has to be learned not only about the technical aspects of cooperation but also the practical aspects of working in a remote and unfamiliar location. Thus yttrium and cerium doped zirconia used will be of a kind which has already been examined by groups in the U.S., and it is anticipated that this work will provide a reference base on which to conduct the later experiments which will involve more advanced materials. The Soviets will provide a coal combustion environment for at least some part of the later phases of the test program.

4.2 U-25 Channel Design

The importance of achieving successful long duration operation of a pilot scale channel has long been recognized by all concerned with MHD as a key step in the establishment of the engineering feasibility of the process. The Soviet U-25 facility offers a unique opportunity to undertake such tests within the next two to three years without the expense involved in constructing a facility of that particular size and type. Based on U-25 specifications, the US has made conceptual designs of an MHD channel to operate for 100 hours at a mass flow rate of 50 kg/sec at 10-15 MW. The conceptual design work was performed by AVCO Everett Research Laboratories and MEPPSCO for ERDA. Soviet specialists actively provided advice and consultation to the US noting positive features of the US designs as well as potential weak points. The preliminary design by MEPPSCO Inc. is presented at this Conference in the form of a separate report.

During the course of discussion on the channel designs the US side made a proposal of joint investigation of the electrical breakdown between the adjacent electrodes of a Faraday channel in the direction of the Hall field. The interelectrode breakdown is a critical phenomenon in the large-scale MHD generators and influences the characteristics, life and cost of the generator. This project is now in a very active stage.

4.3 Superconducting Magnet Technology

One of the important problems of a commercial-scale MHD power plant is the development of a large superconducting magnet system. Under the joint program the US is developing a magnet which could serve as a prototype of a full-scale superconducting magnet system. The use of this magnet will make it possible to obtain experience in running the MHD channel at high values of

magnetic field intensity and at sufficiently high electrical power output.

The initial design requirements of the superconducting magnet system have been proposed by the USSR and provide for magnetic field induction of $B = 4 \text{ T}$ over a length of 2.5 m and a heat volume diameter of 0.6 m. The USSR suggests it is possible to construct a special MHD channel for operation with this magnet and to mount it at the hot air outlet of the U-25 installation. A special combustion chamber is also to be constructed. The superconducting magnet system is being developed by the Argonne National Laboratory for ERDA. The superconducting magnet system will have a working volume of a cylindrical shape with a diameter of 0.6 m and a field whose intensity decreases along the length of the active zone and has a mean value of four teslas. The magnet will have saddle-type windings with a circular run. This type of winding is promising for larger systems. A drop of the magnetic field along the magnet will be obtained due to a variable number of turns. The superconducting magnet system will be constructed complete with the cryogenic equipment necessary to ensure continuous operation for a few hundred hours. It is assumed that the superconducting magnet system will be completed at the end of 1976 or at the beginning of 1977.

4.4 Technical and Economic Studies

The joint studies on MHD power systems provide analysis of the earlier technical and economic evaluations of MHD power plants. They attempt to define commercial MHD power systems in terms of power, a type of fuel, oxidizer and other parameters. This serves as a basis for conceptional design and for the determination of important technical and economic indices. At a later date there are plans for joint design studies which will lead to the development of the industrial-scale MHD power plants. Finally, on the basis of these studies, recommendations are made to appropriate organizations of both countries for carrying out joint construction and operation of industrial-scale MHD power stations.

A special ad-hoc working group has been created for carry out these technical and economical analyses. This group includes representatives of the leading organizations of both countries. The basic task of the ad-hoc working group is to carry out a joint detailed analysis of the engineering and economical aspects related to the development of industrial-scale MHD power stations and to publish a joint report. The report will summarize the engineering solutions and economical indices of MHD power plants at the present state-of-the-art level and also will include recommendations for further joint US-USSR projects. These recommendations should lay the foundation for the joint projects involving MHD power station plants with outputs of 1200-1600 MW from a single facility. These projects will focus on MHD installations operating on gas, liquid fuel and coal.

A list of sections and chapters of the joint report has been approved. A format has been established on the basis of an example of Chapter 1.1 "High-Temperature Preheating of the Oxidizer". The scope and content of the report have been formulated through a review of comprehensive abstracts of each of the sections. The report is to be issued at the end of 1975 beginning of 1976.

4.5 Engineering and Design

The first Soviet-American Colloquium on MHD Energy Conversion was held in February 1974 in Moscow. It contributed greatly to the exchange of information between the two countries. 14 USSR and 11 US papers were discussed at the colloquium. The greater part of the colloquium consisted of review type papers and covered a wide variety of areas ranging between the discussion of National Programs to separate problems of the behavior of the ionizing seed in the MHD loop and the questions of diagnostics of low-temperature plasma. The papers of the colloquium have been published in the original language by the Institute of High Temperatures of the USSR Academy of Sciences [1].

The next Soviet-American colloquium will be held in June 1975 in the USA preceeding this conference. It will be in the form of a panel discussion concentrating on the four basic projects of the Soviet-American cooperation.

The successful start of the USSR-US cooperation in the field of MHD energy conversion has been accomplished. It is hoped that this joint program will lead to early large-scale industrial MHD systems.

REFERENCE

- [1] The First Soviet-American Colloquium on MHD Energy Conversion, Moscow, 1974, Institute of High Temperatures of the USSR Academy of Sciences.

CONSIDERATIONS IN THE DEVELOPMENT OF OPEN CYCLE MHD SYSTEMS FOR COMMERCIAL SERVICE

W.D. Jackson¹, R.V. Shanklin¹, L.M. Raring¹, P.S. Zygielbaum²,
J.W. Pepper², S.T. Demetriades³, J.C. Cutting³, C.D. Maxwell³,
W.E. Amend⁴, J. VanSummern⁵, S.J. Schneider⁶.

Abstract: The development of MHD for use in commercial service is generally taken to involve a staged program with the goal of a commercial demonstration plant during the late 1980's. This paper is concerned with the procedure of achieving the stated goal of a demonstration plant building from the existing technical base, and with the issues which have to be faced in a logically constructed, goal-oriented development program.

This paper first reviews the system and plant analyses completed to date and develops a base-line reference design for a full scale MHD plant. This design is for an MHD-steam binary cycle utilizing a directly fired air preheater and direct coal firing. The key parameters of this type of MHD plant are established. Alternate system concepts are also considered to examine the optimum systems available and the prospect for their commercial application.

Quantitative results are used to establish the technical issues which must be addressed in a development program. Considerations of physical constraints and cycle efficiency lead to performance requirements for individual components, and these are compared with current engineering information.

Economic factors affecting the commercial application of open cycle MHD power plants are considered in terms of projected capital, fuel, and maintenance costs for full scale plants. Environmental aspects are given special attention in these estimates.

Finally, performance capabilities of the selected reference design and technical and cost information are used to establish a preferred development approach to the commercial demonstration of open cycle MHD power generation within the given time table. This approach is expanded into an overall development program in which the key program elements, major tasks, milestones, and decision points are highlighted.

I. INTRODUCTION

The steady progress in the United States magnetohydrodynamic (MHD) power generation program over the last four years serves as a strong

1. Energy Research and Development Administration.
2. Electric Power Research Institute.
3. STD Research Corporation.
4. Argonne National Laboratory.
5. Gilbert Associates, Inc.
6. National Bureau of Standards, U.S. Department of Commerce.

basis for detailed, long-range planning toward the development of open cycle MHD systems for commercial service. For the timely realization of commercial MHD power systems, planning emphasis must be shifted from past exploratory and scientific approaches to an engineering-oriented program directed toward solution of specific component and system development problems. This paper outlines some considerations in the formulation of such a program.

While there was appreciable initial work on MHD in the early 1960's, the initial effort in National Planning for MHD dates from 1969 when the Office of Science and Technology issued a report titled "MHD for Central Power Generation: A Plan for Action". This report provided impetus for the initiation of individual research projects in 1970 and subsequent years by the Office of Coal Research and the electric utility industry. The development of MHD power generation reached a point in the past year where an overall program plan could be developed, so that individual projects could be coordinated, decision points established, and major goals identified.

During the last few years, several technical groups have assessed the level of development of MHD and the potential for commercial application of MHD to central station or base load electric power generation. Two of these groups have published key reports. (Ref. 1, 2)

A joint Electric Power Research Institute (EPRI)/Office of Coal Research (OCR) Workshop on the Development of Open Cycle MHD was held in May 1974 and resulted in the May 1975 EPRI Special Report SR-12, "An Overall Program for the Development of MHD Power Generation." All of these planning efforts, when combined with our current technical progress, serve as a guide for continued MHD development.

The formulation and implementation of an MHD Development Program is timely, not only on a technical growth basis, but also as one potential, coal-based solution to the increasing cost and scarcity of oil and gas as fuels for electric power generation. The generation of electrical power by means of open cycle MHD energy conversion systems integrated as topping cycles with conventional steam generating plants can extend the usefulness of our finite fossil fuel reserves and reduce the associated environmental impact. Such systems might operate at efficiencies greater than 50% and perhaps as high as 60%, while using readily available fuels and, in particular, while using the high-sulfur coals abundant in the United States. Preliminary engineering experience indicates that ash and sulfur-laden fuels can be used directly in MHD systems, without the need for significant pre-processing.

II. SYSTEM ANALYSIS

The role of systems engineering and analysis is central to an engineering development program for a system with the complexity of an open cycle MHD/steam turbine combined cycle plant. Systems analysis may be viewed as an iterative process by which various technical disciplines provide tools for the design of individual components; analytical models of individual components are integrated into system models which may be rearranged or varied parametrically to optimize plant design. During this process, technological problems are identified, system performance is predicted, system economic and environmental impact is assessed, and direction is given for future development. Figure 1 shows this process schematically for the critical components of an MHD/steam combined cycle plant.

Various system analyses for fossil-fuel fired open cycle MHD/steam combined cycles have been carried out in the past. The promise of thermal efficiencies in the range 50-60% is founded on independent estimates by many investigators. Figure 2, taken from Ref. 3, summarizes several such estimates under a variety of assumed operating conditions. These and other past studies provide guidance for the definition of some of the base-line reference design parameters.

As part of the development of an overall MHD plan, a systems engineering effort is in progress to specify system requirements and to provide a basis for technical guidance to the total program. Recent work at the National Bureau of Standards (NBS) and Pittsburgh Energy Research Center (PERC-ERDA) on the phase-states of coal slag, potassium seed, and NO_x has laid the groundwork for locating the slag-removal and seed recovery subsystems, as well as for specifying gas cooling rates for NO_x control. A simplified configuration thus determined for a coal-fired MHD/steam combined cycle with a directly fired high temperature air preheater is shown in Figure 3. Figure 4 details a typical configuration of the steam system components and auxiliaries compatible with the basic configuration shown in Figure 3. This configuration is the basis for the base-line calculations described below.

The following constraints are imposed upon this system by materials or physical chemistry considerations:

- (1) Slag/seed solubility data from NBS indicate that a significant slag/seed separation requires temperatures in excess of 1970K at the surface of the liquid slag layer in the slag separator.
- (2) Slag/seed solubility data from NBS also imply that, to obtain a 95% recovery of the seed, it may be necessary to reject as much as 90-95% of the coal ash prior to the addition of seed.
- (3) The solidification temperatures of K_2SO_4 (1340K) and K_2CO_3 (1175K) impose constraints on the temperature of the gas leaving the seed condenser. These temperatures have a significant effect on overall cycle efficiency, as will be shown later.
- (4) Liquid K_2SO_4 or K_2CO_3 must be solidified very soon after it forms to inhibit serious erosion of the ceramic and metallic materials of construction for the seed condenser. One method of achieving such a rapid cool-down is to recycle stack gas into the seed condenser.
- (5) Only limited amounts of liquid slag/seed mixtures can be tolerated on currently available materials of construction. This implies that the remainder of the slag carried through the MHD channel should be removed before the high temperature air preheater.

The key parameters of a selected base-line reference design are given in Table I. These parameters are chosen to retain comparability with previous analyses as much as possible. A set of alternate parameters is also given in Table I which indicate a typical range of values for system sensitivity studies.

Alternate system concepts for open cycle MHD/steam turbine combined cycles with direct air preheat are also considered. Figure 5 shows a simplified schematic diagram for a coal-fired system with a high temperature air preheater fired indirectly by gasified coal. A clean fuel fired system with a directly fired high temperature air preheater is shown schematically in Figure 6.

III. TECHNICAL ISSUES

The technical issues which must be addressed by the development program may be identified by the results of the systems analysis. Recently, preliminary calculations for the base-line reference design of Table I have been carried out with, for the first time, the physical constraints of the slag/seed systems given above. Additional assumptions beyond those listed in Table I are given in Table II. These preliminary calculations predict 51% overall cycle efficiency for the base-line reference design.

As noted above, the seed condenser has been inserted in the cycle to precipitate the potassium compounds K_2SO_4 and K_2CO_3 from the combustion gases prior to the gas entering the steam superheater. All of the present calculations have included the seed condenser between the high temperature preheater and the steam boiler. As shown in Figure 4, recycled combustion gas at approximately $400^\circ K$ is introduced into the combustion gas in the seed condenser. It must be pointed out that there is some question as to whether the seed condenser is essential per se. The absence of the seed generator or its placement elsewhere in the system would change the characteristics of the system considerably.

Figure 7 gives the results of a series of preliminary calculations performed on the system as a function of air preheat temperature (T_{ph}) and seed condensation temperature (T_{sc}) with an Illinois #6 coal (3.2% sulfur, heating value 10,788 Btu /#) and a low-sulfur West Virginia coal (0.6% sulfur, heating value 14,550 Btu /#). In an effort to standardize the results in this study the generator length was limited to 16 meters and the flow velocity in the generator to 825 m/sec.

Sensitivity studies emphasize technical issues associated with the critical components of the system:

(1) Combustor. Combustor design has a significant effect on overall cycle efficiency. Figure 7 indicates that there exists an optimum operating pressure, other conditions being equal, due to the high compressor work, low electrical conductivity, and higher heat losses associated with very high pressures. Provision must be made for slag removal at the rate determined by constraints on the downstream components. Effects of combustor heat loss, various fuel/air ratios, and fuel composition and preparation must also be studied.

(2) MHD Generator. Performance and durability are the crucial technical issues for the generator. Slag coatings on the generator walls promise to increase durability by protecting hot gas surfaces from the effects of electrical damage and erosion without any serious reduction in generator performance. Turbine efficiencies of 60-70% appear necessary for high cycle efficiency. In addition, enthalpy extraction rates near 20% or more are required. Both duration and performance must be greatly improved over present demonstrated capability. A summary of the most significant generator performance data is shown graphically on Figure 8.

(3) Magnet. Existing superconductor magnet technology provides a strong development base. Design and construction capability must be provided for the configuration and size range required for commercial MHD power. The present calculations show little sensitivity to the peak magnetic field because the 4000 V/m Hall field constraint requires tapering of the magnetic field a short distance downstream from the generator inlet. Improved electrode designs will allow higher Hall fields and effectively use

field strengths of 6 Tesla. Present demonstrated capability is limited to about 4 Tesla.

(4) Diffuser. Performance of diffusers with high blockage from the thick boundary layers at the exit of an MHD generator remains to be demonstrated. Efficiency penalties for poor diffuser performance must be investigated with the system models. Corrosion/erosion resistance of duct materials must be comparable to that of the generator materials.

(5) Radiant Boiler/Slag Separator. Materials must be found that withstand the effects of slag while maintaining the slag surface temperature above the limit of 1970K prescribed above.

(6) High Temperature Air Preheater. The effect of preheater performance on cycle efficiency is also shown in Figure 7. The sensitivity of cycle performance to preheat temperature in the present study (approximately 2 percentage points for each 200K increase in preheat temperature) is somewhat less than that reported by other investigators because of the constraint placed here on the exhaust temperature of the seed condenser. High temperature materials must be found to withstand the seed-bearing combustion products at temperatures from about 2200K down to the air preheat temperature selected.

(7) Seed Condenser. The effect of the temperature at the exit of the seed condenser upon cycle performance is also given in Figure 7. As shown, for an air preheat temperature of 1800K, the cycle performance decreases from about 52% to 47% as T_{sc} is reduced from 1350 to 1250K. In the present model the volumetric ratio of added cooling gas to original combustion gas is typically 1:3 for a condenser exit temperature of 1350K and 1:2 for a 1250K temperature. Also of interest in Figure 7 is the performance of a low sulfur West Virginia coal with a higher heating value than the Illinois #6 coal. Since the sulfur content of this coal is low, all the potassium seed cannot be extracted as K_2SO_4 , assuming a potassium carbonate seed, and a seed condenser temperature of less than 1200K would be required. The lower seed condenser temperature would reduce the cycle performance below that which is calculated for the high sulfur coal with a condenser temperature of approximately 1300K.

The above situation can be altered by seeding the combustor with K_2SO_4 when the amount of sulfur in the coal is less than 0.8% (the amount which leads to acceptable SO_2 emissions of less than 500 PPM). This technique would allow T_{sc} to be raised to 1300K with a resultant improvement in efficiency, and the proposed seed regeneration system to convert sulfate to carbonate could be eliminated (which would have a significant impact on the overall economics of the system).

The present analysis also indicates that for coals with greater than 0.8% sulfur, the sulfate form of the seed must be balanced with a seed compound not containing sulfur in such a way that the maintenance of T_{sc} at 1300K will cause neither an excessive discharge of SO_2 into the atmosphere, nor an excessive carry-over of potentially corrosive seed compounds through the steam plant.

(8) Other Components. Efficiencies and costs of MHD subsystems, steam systems, and the balance of plant can strongly influence the projected performance and cost of the overall plant. These parameters must be established accurately with the cooperation of the industries involved.

The above base-line reference design results are based on computer

calculations undertaken with system, thermodynamic, and generator codes developed by STD Research Corporation (Reference 4, 5). The calculations are to be regarded as preliminary, because it is believed that additional performance optimization of the base-line design can be achieved.

IV. ECONOMIC FACTORS

Many considerations will affect the integration of open cycle MHD technology into the electric utility industry. The development of viable open cycle MHD systems for electric utility power generation will require the achievement of adequate component and system performance, as discussed earlier. In actual application, MHD systems will have to compete with alternate types of generating plants case-by-case as each utility considers its own needs for new generating capacity. Details of the load profile, reserve capacity requirements, existing generation mix, and other such parameters will influence the decisions.

The central issue is meeting a projected load pattern, reliably, at minimum overall costs, and with minimum adverse effect on the environment. Therefore, in order for MHD plants to compete successfully, they must display both performance and confidence of continued performance comparable to or better than other alternatives, at costs which are similarly as good or better. Thus, to make proper decisions regarding the type of generating plant appropriate for each application, utilities will require the expression of the power plant's technical characteristics in terms of plant economic parameters.

The basic criterion is, of course, overall power production costs. Plant capital costs and operating and maintenance costs are important elements in the determination of the overall power production cost. Another important factor is plant availability, recognizing the need to shut down occasionally for maintenance and repairs. The amount that a utility can afford to pay for a power plant depends greatly on the expected yearly energy production of the plant and the expected cost of replacement power needed during outages of the plant, since these considerations affect the time necessary for the recovery of the capital investment. The acceptance or rejection of MHD power plants will not depend on the attainment of any single value of availability, but plant availability must be predictable.

In general, older base-load power plants are gradually displaced to intermediate load operation by the advent of newer, more reliable and more efficient plants. This means that MHD plants will probably be expected to operate in a cycling mode at some point during their useful lives. The efficiency and other characteristics of these plants under such conditions must be understood.

Plant operating costs will be largely determined by thermal efficiency, including efficiency at part-load or other off-design conditions. Fuel costs are of prime importance here, emphasizing the need to develop an open cycle MHD technology able to meet various individual power system circumstances of fuel supply.

A factor affecting both operating and maintenance costs is the processing of chemical wastes or byproducts resulting from fossil-fired MHD power generation. The primary example is the seed regeneration process, which must restore seed material at a fraction of the cost of significant seed replacement. Another example is the removal of sulfur from the stack gases, perhaps in chemical combination with seed material, and the subsequent disposal of the sulfur. A third important example is the control of NO_x concentrations in the exhaust gases. This might take the form of

minimizing initial NO_x formation, or conceivably, of designing for its formation and recovery for the manufacture of useful byproducts. The economics and equipment reliability associated with such processes may greatly affect the marketability of various types of open cycle MHD systems.

Recent studies have analyzed such processes and have considered the associated hardware requirements. Pepper (References 6, 7) and Bienstock, et al., (Reference 8) along with other investigators, have considered the control of NO_x emissions by the use of "two-stage" combustion, that is, fuel-rich initial combustion followed by secondary air addition and after-burning downstream. These studies, which have concentrated on the costs associated with NO_x control in coal-fired, open cycle MHD plants, have produced very encouraging results.

Bienstock, et al., have further emphasized the recovery of seed material and the control of sulfur emissions in coal-fired systems. They have predicted that the use of combustor subsystems rejecting up to 95% of the coal ash may allow very high levels of seed recovery and extremely effective removal of sulfur from the exhaust products. Seed recovery and sulfur removal carry an estimated total capital investment of about \$10/kW in a 1000 MW_e plant operating at a thermal efficiency of 50%. Associated operating costs have been estimated as 8% of the busbar power costs of about 10 mills/kWh, at a fuel cost of 50¢/10⁶ Btu in 1974 dollars.

Thus, in summary, studies have shown that MHD technology promises to provide the electric utility industry with an economically and environmentally sound method for using the nation's extensive coal resources. Notwithstanding this promise, the following question has often arisen: Where will open cycle MHD power generation fit in a U.S. utility industry moving toward a nuclear base-load, actively pursuing the development of coal gasification for use with gas turbine combined cycles, and anticipating the possibility of the advent of fusion and solar electric power generation? In an effort to address this question, Pepper and Yu (Reference 9) have undertaken the evaluation of open cycle MHD in conjunction with an analytical model developed to project the interaction of alternative future electric power generating systems, with their corresponding fuel needs and constraints, under specified assumptions of demand growth.

Only two preliminary cases have been investigated to date. The results of these efforts, therefore, should be taken only as an indication of areas appropriate for further study and of approximate bounds on the system performance and costs required for successful commercialization.

Table III, taken from Reference 9, summarizes the types of plants used in these preliminary studies. The assumed characteristics are based upon a variety of analyses. They are intended only as an initial reference point for the studies and do not represent any final projections.

The types of power plants listed in Table III are defined as follows:

1. Coal-fired, open cycle MHD-steam turbine combined cycle (MHD-Steam)
2. Conventional coal-fired steam power plant with advanced stack gas scrubbing (CONV)
3. Gas turbine combined cycle plant with advanced low-Btu coal gasification, with turbine inlet temperature of 2850F (CCAG)
4. Gas turbine combined cycle with pressurized fluidized bed

- coal combustion, gas turbine inlet temperature of 1600F, steam temperature of 1000F (PFBC)
5. Conventional light water reactor system (LWR)
 6. Fast breeder reactor system cooled by liquid metal or possibly by gas or molten salt (FBR)
 7. An advanced technology, representing fusion, low-cost central station solar generating plants, or perhaps improved FBR, and not available for widespread use for 40 years (ADV)

Two scenarios have been considered in the preliminary studies. In the first case, the assumption is made that nuclear capacity will not be available to satisfy all of the base-load demand. In this case, the coal-fired systems are considered along with the LWR and the FBR for base-load application. In the second scenario, the assumption is made that the base-load demand is satisfied by the LWR, FBR, and/or ADV and that the four coal-fired systems are being compared for intermediate load applications.

Within each scenario, the analytical model yields the difference in the present value of cost between having the MHD plant and not having it available. The program carries out the calculation for a 75-year period. For each case, the program calculates the sequence of plant installations so as to satisfy a specified electricity demand. In addition, the program does this in such a way as to minimize the present value of all investment, and fuel costs incurred over the 75-year time period. The calculation is a simultaneous one for all points in time.

A number of principal assumptions were made at the initiation of the studies. These are summarized as follows:

1. The cost of uranium ore is assumed to follow the quadratic curve of Figure 9, which is adapted from Reference 9.
2. The capital cost of the FBR is assumed to be \$50/kW greater than that of the LWR.
3. A discount rate of 10% is used, implying that the productivity of capital will by 10% or more in real terms.
4. The time period 1970-2045 is examined with 25 sub-intervals each three years long.
5. U.S. electrical energy demand is assumed to grow from its 1970 level of 1.53×10^{12} kWh at a compound annual rate of 5%.
6. The cost and performance parameters are as listed in Table III. For base-load application, each plant is treated as available and in operation 75% of the year. In the intermediate load application, the plant capacity factor is assumed to be 45%. All costs are pretax and are expressed in constant 1974 dollars. Capital cost projections for each of the plant types are the result of an ongoing program planning effort at the Electric Power Research Institute. The base for these numbers is \$420/kW for the conventional coal-fired plant (Reference 10). Each of the other plants is priced in relation to this value. The MHD plant capital cost range represents a reasonable spread of published MHD systems studies, again referenced to the \$420/kW for the conventional plant.
7. In the first scenario, the coal-fired plants are constrained to constitute at least 30% of all new capacity installed through the year 2000.
8. In the first scenario, LWR installation is fitted to a quadratic, yielding no installed capacity in 1970, 100,000 MW in 1985, and 800,000 MW in 2000.

9. FBR installation is precluded before 1994, but it is allowed to represent up to 10% of new capacity installed in 1994, 20% in 1997, 40% in 2000, 60% in 2003, and unlimited thereafter.
10. ADV installation is precluded before 2015, but it is allowed to represent up to 10% of new capacity installed in 2015, 20% in 2018, 30% in 2021, 40% in 2024, and so on.
11. Each type of plant is assumed to have a 30-year service life.
12. The calculation allows for presently constructed oil and gas units but does not allow any new construction of such units.

Figure 10 shows the results of the calculation for the first scenario (coal-fired base-load plants required) with the assumption that MHD is not available. The present value of investment to satisfy the electricity demand for this case is \$357.56 billion. Figure 11 shows the results of the assumption that MHD plants are available in the first scenario. The CONV, LWR, FBR, and ADV all behave as in Figure 10. The CCAG, however, is displaced by MHD shortly before the year 2000. MHD plant installation peaks about 2020, with a maximum capacity of around 400,000 MW, before being phased out by 2040. The present value of investment to satisfy the electrical demand for this case is \$357.45 billion.

Figure 12 shows the second scenario (coal-fired intermediate load plants only). The results are identical with or without MHD plants available. CONV plants continue to satisfy the intermediate load demand until about 1990, at which time CCAG plants take over and supply the majority of the intermediate load demand.

In all these cases, a small percentage of the load was met by hydroelectric power plants, but these curves have been omitted for clarity. Also note that, for the stated assumptions, the lowest cost generation mix for base-load or intermediate load never includes the pressurized fluidized bed combustion system. Figures 10, 11, and 12 are taken directly from Reference 9.

Again, it is emphasized that these results are very preliminary and represent only the beginning of such an effort at EPRI. They are presented only as an indication of areas for further study and to establish representative bounds for acceptable MHD system costs and performance. With these reservations in mind, the following discussion examines some of the implications of these preliminary studies.

In comparison with similar earlier studies (Reference 11), which allowed only for conventional coal-fired plants, the availability of either MHD or CCAG would reduce the total cost of producing the specified demand by some \$20 billion in present value, indicating the benefits of developing advanced coal-fired power plants. For the specified plant cost and performance, the difference between using MHD and CCAG plants in base load application amounts to only about \$100 million. In the context of billions of dollars, this is not significant. However, when the MHD plant is available, it displaces the CCAG plant from base-load power generation, and this is a significant point. This fact, in addition to the \$20 billion cost saving if either MHD or CCAG is available, makes a strong justification for pursuing the development of coal-fired, open cycle MHD systems for base-load application. This case is further strengthened in view of the present situation of nuclear plant deferments. In terms of R&D priorities, these results indicate that approximately equal weight should be given to MHD and

CCAG systems. Again, the tentative nature of these results, in the absence of further work, is emphasized.

The most immediate cause for the behavior exhibited in Figures 10 and 11 is the low capital cost of CCAG plants in comparison to either CONV or LWR plants in Figure 10. However, in Figure 11, the reduced operating (fuel) costs of an MHD plant, as influenced by the higher thermal efficiency, overshadows the lower capital cost of the CCAG. The opposite case is true in Figure 12. With only 4000 hours per year of operation, the higher thermal efficiency of the MHD plant is outweighed by the lower capital cost of the CCAG.

Several assumptions of the present study merit close inspection. First, the size of the electrical demand, assuming a continuing 5% growth rate, is staggering. Second, there is serious question as to whether the LWR or FBR will be able to meet the assumed rate of introduction. Third, the PFBC system performed poorly under the given assumptions, whereas the use of a realistic probability of success (assumed 100% for all systems here) might well provide PFBC with some expected benefits.

The basic conclusion to be reached from these preliminary studies is that open cycle MHD technology has the potential for making a significant contribution in electric utility application. The results of the study emphasize the strong need for MHD materials, components and systems which can reliably withstand yearly operating times typical of base-load power plant operation, in preference to those designed to operate perhaps 14 hours per day and to be shut down at night and on weekends.

V. PROGRAM PLAN

The general approach to a national program is based on a strategy dictated by (1) the time constraints imposed by our energy needs, (2) the technical difficulties inherent in the commercial development of a major high technology power system, (3) the focus on U.S. coals including high sulfur coals and, (4) the requirement for continuous orientation to the commercial development of MHD power.

1. Time Constraint. Rapidly expand and direct MHD technology toward specific engineering requirements; identify and solve major problems promptly to ensure timely selections of successful design approaches for each project and phase.
2. Technical Difficulty. Initiate parallel development approaches to critical component and system development problems so as to reduce development risk in design and fabrication of components and subsystems in the advanced program phases.
3. Coal as the Principal Fuel. Direct the MHD development program immediately to a broad range of U.S. coals, including high sulfur coal (HSC). Clean fuels may be used for component development purposes where warranted. Major component and system development efforts will be predicated on U.S. coals.
4. Commercial Development. Continually focus the program on its ultimate commercial application and associated minimum busbar electric power cost.

Table IV lists the important MHD development areas. In time sequence, the most critical goals are:

- MHD Generator Demonstration
- MHD System Demonstration - Engineering Test Facility (ETF)
- Commercial MHD Combined Cycle Electric Power Generation

A large supporting materials research task is under way to support these engineering goals. It is anticipated that the most critical development area will be in initial MHD systems development since an MHD system of this scale has never been tested before.

The development plan progresses through three overlapping phases. Figure 13 outlines the three phases out to the late 1980's.

Phase I

The first phase will develop the technology required to design, develop and test system components as well as the first set of ETF components. This preliminary engineering and development phase leads the way to a realistic subscale MHD experimental plant, the ETF.

The major elements of the Phase I program are identified below.

(1) Preliminary Testing: (a) Provide basic background design data, (b) Initiate component design and development programs, (c) Analyze design variables, component matching and other factors to determine overall system effects and trade-offs, and (d) Identify major design requirements for materials, fabrication, instrumentation, controls and other supporting technological improvements and initiate responsive R&D programs.

(2) Systems and Design Analysis: (a) Conduct component level parametric studies and optimization based on computer models of critical components, (b) Analyze component sub-systems and system interactions to provide a firm base for quantitative trade-off studies and system optimization, and (c) Analyze, through computer modeling, experimental data developed by component engineering development tasks. Through reiterative analytical steps, improve modeling techniques and make appropriate recommendations for sharpening research and development directions.

(3) Component Development: Based upon all available data and test experience, initiate preliminary design and test evaluation of individual components. Establish flexible test facilities capable of critical investigations of component performance within appropriate design boundary conditions of temperature, mass flow; chemical, physical, and fluid dynamic environment; and electromagnetic field effects, as appropriate. Test stands must be adequately instrumented to provide reliable quantitative data for parametric analyses for systems and design modeling studies and optimization. Identify major material, design, and ancillary deficiencies through these tests and immediately initiate prompt, design oriented research and development, as needed, under the Supporting Research and Technology Task. Major effort will be directed to the following tasks: Generator, Channel, Diffuser Combustor, Air Heater, Magnet, Steam Generator, Seed Recovery and Slag Separation, Inverter, and Emissions Control System.

(4) Engineering Test Facility: Design and construct facilities capable of the following: (a) test components as semi or complete MHD systems (b) selection of reference design components for integrated test evaluation, (c) evaluation of interfacing and control characteristics, endurance, performance, and identification of critical problem areas, (d) provide basic performance and parametric data for analytical and design

analyses to further refine systems optimization and design improvements and (e) define major problem areas requiring development work, to improve endurance or performance, solve fabrication problems, or improve control and monitoring capability. (Note: To minimize development risks in Phase II, consideration should be given to providing a dual ETF effort. This will allow for a greater test flexibility, permit evaluation of alternative and back-up design approaches, and provide a broader base of experimental data and experience to provide firm engineering support for Phase II design and engineering decisions.)

(5) Supporting Research and Technology: Identify specific R&D design needs and initiate effective, applications-oriented R&D work to meet the specifically identified requirements.

Phase II

The second phase carries the ETF demonstration forward to an advanced engineering stage. Continued design testing and refinement is pursued to improve output and endurance and lay the groundwork for the design of a commercial plant.

The ETF is planned as both a pilot-scale component test facility and an MHD system experiment, and will be located in the vicinity of Butte, Montana.

An advanced ETF may be required in this second phase, to develop advanced components and system designs in support of the commercial demonstration plant. Preliminary design and early procurement of an Advanced Engineering Test Facility may be started in the latter part of Phase I. This normal development risk will be lessened as the component development work progresses. Major attention will be directed toward minimizing demonstration plant design risks.

Main Objectives of Phase II are:

- a. Test and Evaluation of ETF #1.
- b. Fabrication and test of an advanced ETF if that option is selected
- c. Preliminary Design of the Commercial Scale Plant.

Phase III

The final phase commences with construction and ends with the successful operation of a commercial scale plant.

The goals of Phase III are:

- a. Further test and operation of an advanced ETF system.
- b. Final design, fabrication, test and operation of the Commercial Scale Plant.
- c. Proof of the commercial feasibility of the combined MHD and steam cycle to produce electricity from coal.

References

1. "MHD Electrical Power Generation: 1972 Status Report", prepared by the International MHD Liaison Group of IAEA, Vienna, Austria, 1972.
2. "Open Cycle, Coal-Burning MHD Power Generation: An Assessment and a Plan for Action", issued by the MHD Power Generation Study Group - MIT as R&D Report No. 71, OCR Washington, D.C. 1972.
3. Hals, F. A. and W.D. Jackson, "Systems Analysis of Central Station MHD Power Plants," Proceedings of the Fifth International Conference on Magnetohydrodynamic Electrical Power Generation, Vol. V., p. 645. Munich, April, 1971.
4. Demetriades, S. T., G. S. Argyropoulos, and C. D. Maxwell, "Progress in Analytical Modeling of MHD Power Generators," Proceedings of the 12th Symposium on Engineering Aspects of MHD, Argonne National Laboratory, Argonne, Illinois, March 1972.
5. Cutting, J. C., S. T. Demetriades, and C. D. Maxwell, "Considerations in the Design and Analysis of Open Cycle MHD Generators," Proceedings of the Second Joint U. S. -U. S. S. R. Colloquium on MHD, Washington, D. C. June 1975.
6. Pepper, J. W., R. H. Eustis, and C. H. Kruger, "NO Concentrations in MHD Steam Power Plant Systems," Proceedings of the 14th Symposium on Engineering Aspects of MHD, University of Tennessee Space Institute, Tullahoma, Tennessee, April 1974.
7. Pepper, J. W., "Effect of Nitric Oxide Control on MHD-Steam Power Plant Economics and Performance," doctoral thesis, Stanford University, SU-IPR Report No. 614, December 1974.
8. Bienstock, D., et al., "Air Pollution Aspects of MHD Power Generation", Proceedings of the 13th Symposium on Engineering Aspects of MHD, Stanford University, March 1973.
9. Pepper, J. W. and Oliver S. Yu, "The Application of Open Cycle MHD in an Electric Utility System", Proceedings of NSF-OCR Engineering Workshop on MHD Materials, Massachusetts Institute of Technology, November 1974.
10. Olds, F. C., "Power Plant Capital Costs Out of Sight". Power Engineering, August, 1974.
11. Manne, A. S., and Oliver S. Yu, "Breeder Benefits and Uranium Ore Availability", Electric Power Research Institute Special Report SR-3, October 1974.
12. Murray, P., W. L. Frankhouser, J. S. Theilacker, and M. W. Dyes, "Development of the LMFBR Breeder Reactor Industry", Westinghouse Electric Corporation, Advanced Reactors Division, Madison, Pa., February 1974.

**TABLE I KEY PARAMETERS OF BASE-LINE REFERENCE
DESIGN FOR COAL FIRED MHD/STEAM
COMBINED CYCLE WITH PARAMETRIC
VARIATIONS**

	<u>Base Case</u>	<u>Parametric Variation</u>
APPLICATION	Base Load	Base Load
THERMAL INPUT POWER (MW)	2000	600, 1200
COAL TYPE	Ill. #6	Mont., N.D.
COAL TREATMENT	None	Drying
COMBUSTOR TYPE	Direct	Direct
SLAG CARRY-OVER	10%	5%, 20%, 100%
OXIDIZER	P.H. Air	P.H. Air
PREHEAT TEMP. (F)	2400	2000, 2600, 3100
PREHEATER TYPE	Direct	Indirect (@ 3100F)
MHD GENERATOR TYPE	Faraday	Diagonal
INLET STATIC PRESSURE (ATM)	7.5	6, 10, 15
SEED/%	1.0%	1.5
LOAD FACTOR	0.7	0.6, 0.8, 0.85
MAX. MAG. FIELD (T)	6	5,7
BOTTOM CYCLE	Steam 3500/1000/1000	Steam 3500/1000/1000
HEAT REJECTION	WCT	DCT

**TABLE II SECONDARY ASSUMPTIONS EMPLOYED FOR
BASE-LINE REFERENCE DESIGN SYSTEM
CALCULATIONS**

FLUID

Equivalence Ratio - 1.0
N₂/O₂ Ratio Air - 3.76

COMBUSTOR

Fractional Heat Lost in Combustor - 2.5%
Residence Time in Combustor - 100 Millisec
Fractional Pressure Drop-in Combustor - 5%
Combustor Efficiency - 100%

COMPRESSOR

Compressor efficiency - 87%
Compressor pressure ratio - 6.71
No. of compressor stages - 1
Ambient air temperature - 300°K

MHD GENERATOR

Gas Velocity - 825 M/Sec (Constant)
Wall Temperature of Duct - 2000° K
Maximum Wall Field - 4000 Volts/M

DIFFUSER

Diffuser Wall Divergence Angle - 6°
Diffuser Wall Temperature - 1600° K
Diffuser Outlet Pressure - 1.09 ATM

HIGH TEMPERATURE AIR HEATER

Fractional Pressure Drop-in Heaters - 3%
Intermediate Air Preheat Temperature - 1200° K

STEAM POWER

Steam Turbine Efficiencies - 0.87
Pump Efficiency - 0.60

TABLE III - COST ASSUMPTIONS

	Capital (\$/kw)	Fuel (c/10 ⁶ Btu)	O & M Mills/kwh	Heat Rate (Btu/kwh)	Thermal Efficiency	Time Of Introduction
1. MHD-Steam	340-440	83.3	1.0	6,600	52%	1988
2. CONV	420	83.3	1.0	10,000	34%	----
3. CCAG	275	83.3	1.0	7,940	43%	1985
4. PFBC	315	83.3	1.0	9,000	38%	1991
5. LWR	500	(see Fig. 9)	1.0	10,000	34%	(see text)
6. FBR	550	0	1.0	10,000	34%	(see text)
7. ADV	500	0	1.0	10,000	34%	(see text)

TABLE IV

MHD DEVELOPMENT AREASCOMPONENTS AND SUBSYSTEMS

MHD Generator - Engineering Performance Demonstration

High Temperature Materials and Designs

- Generator Channel and Electrodes
- Integrated Combustion Air Preheater
- Combustor
- Diffuser

New Applications of Existing Technology

- Seed (potassium carbonate) System and Clean-up
- Inverter & MHD Controls
- Superconducting Cryogenic MHD Generator Magnet
- Corrosion Resistant Steam Boiler

SYSTEMS

MHD Open Cycle Development System

Combined Cycle (MHD-Steam) Development System

Commercial Combined Cycle (MHD-Steam) Demonstration System

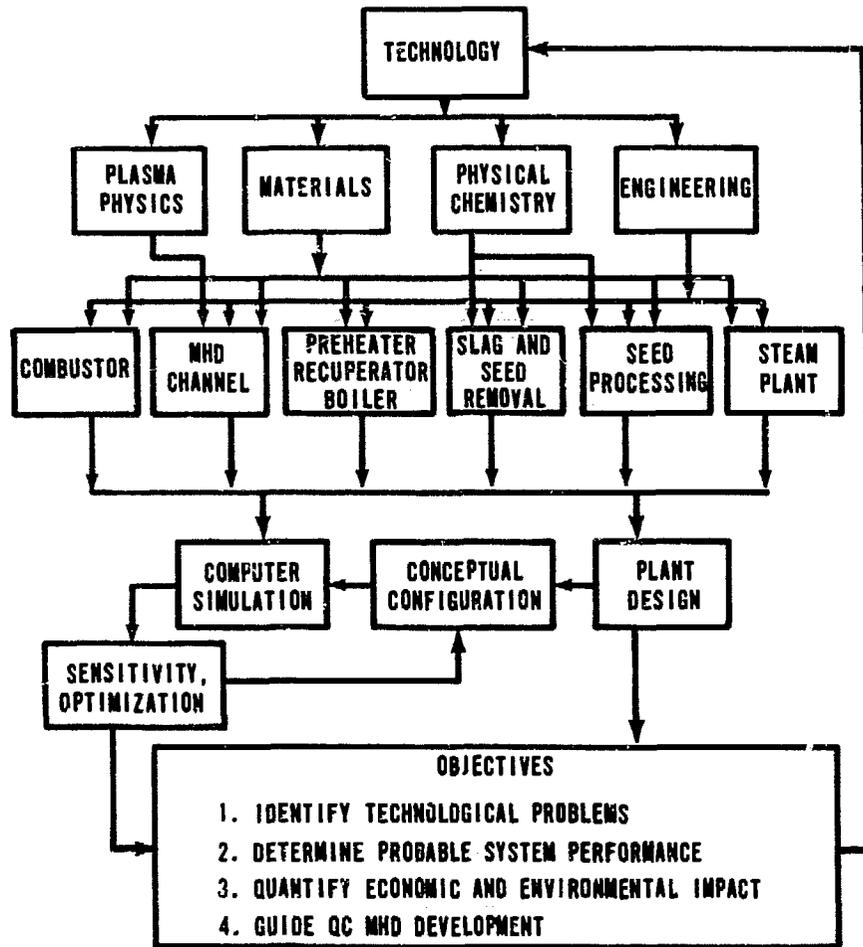


Fig. 1 Schematic representation of systems analysis of MHD/steam combined cycle plant

- S. WAY ET AL. (WESTINGHOUSE)
- SHEINDLIN ET AL. (USSR ACADEMY OF SCIENCES, MOSCOW)
- ▲ BIENSTOCK ET AL. (US BUREAU OF MINES)
- ▼ MASSE ET AL. (ELECTRICITE DE FRANCE)
- ROSNER (BROWN BOVERI & CO., BADEN)
- + ANDRZEJEWSKI ET AL. (INST. OF HEAT ENGINEERING, WARSAW)
- * GEBEL (SIEMENS SCHUCKERTWERKE, ERLANGEN)
- CEEB
- X AVCO

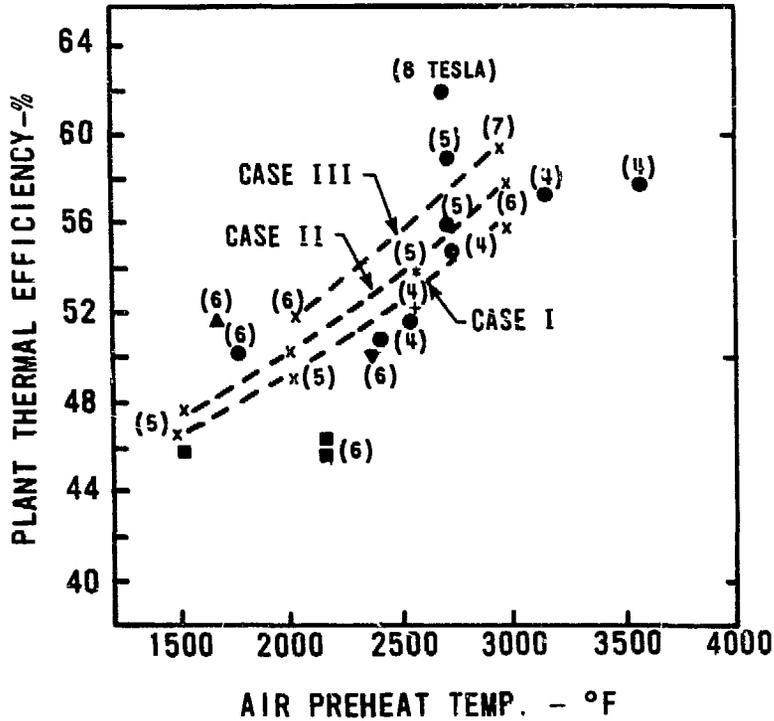


Fig. 2 Variation of plant thermal efficiency

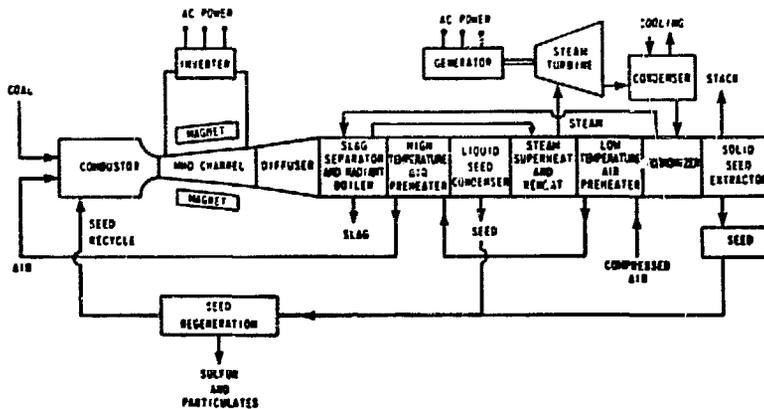


Fig. 3. MHD Schematic - Coal Fired/Directly Fired Air Preheater.

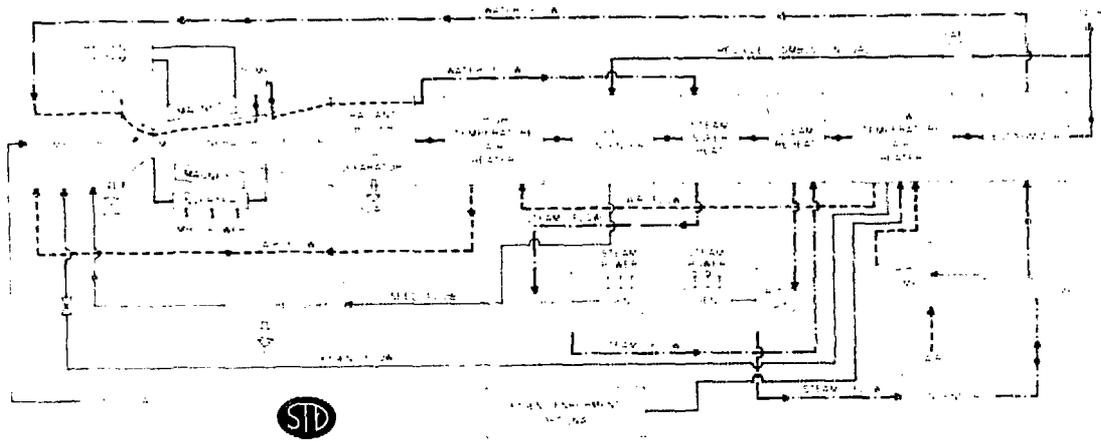


Fig. 4. MHD Schematic - Coal Fired/Directly Fired Air Preheater (arrangement used in STD calculations).

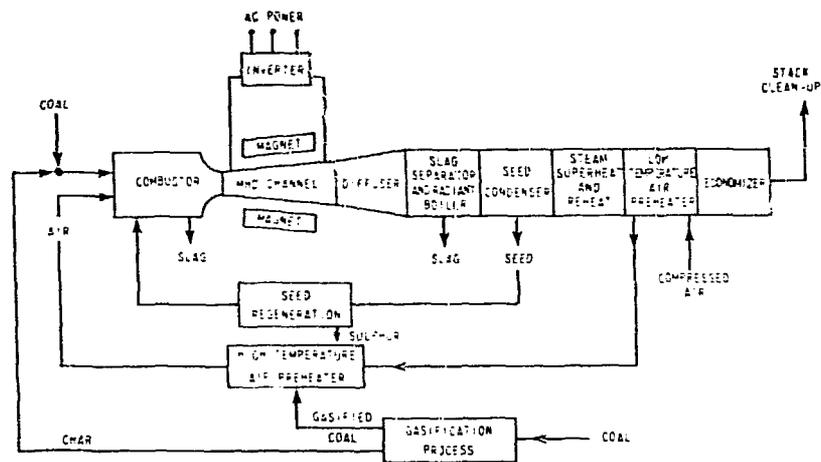


Fig. 5. MHD Schematic - Coal Fired/Indirectly Fired Air Preheater.

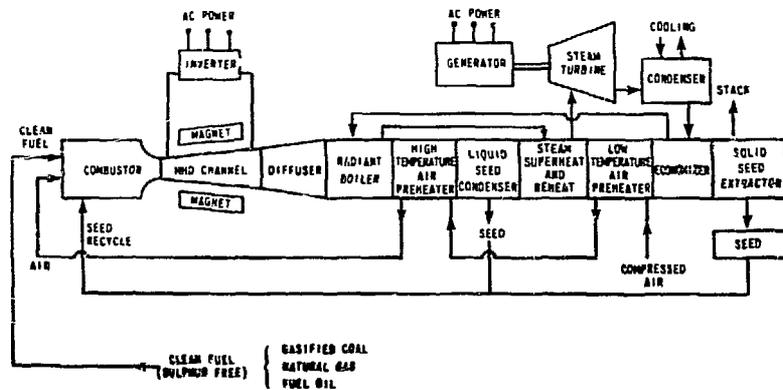


Fig. 6. MHD Schematic - Clean Fueled.

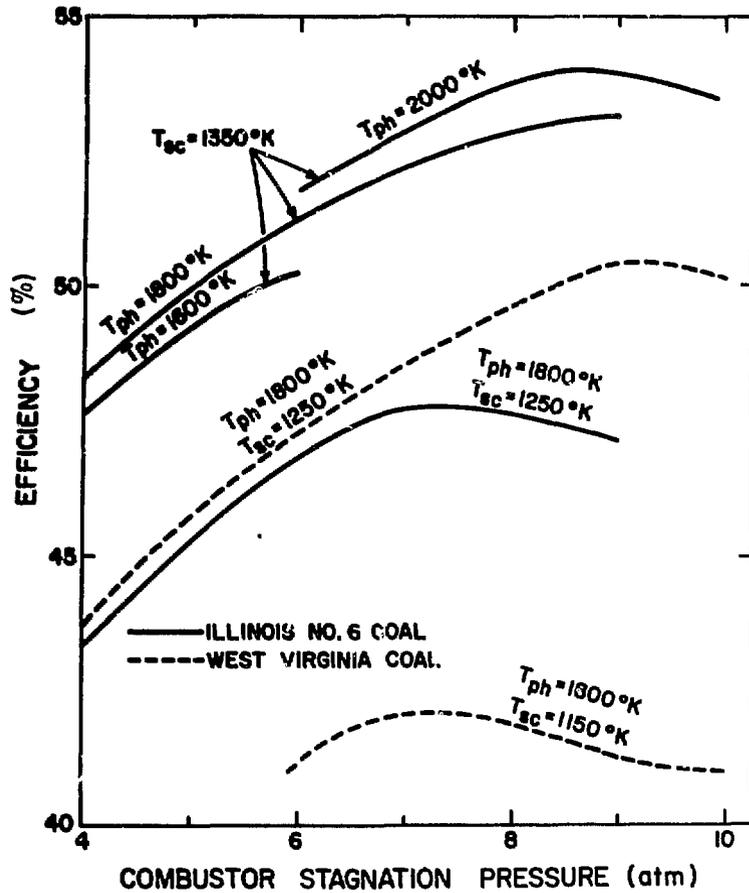


Figure 7. Calculations made of the efficiency of a topped MHD power system as a function of the type of coal, combustion pressure, seed condensation temperature, and air preheat temperature.

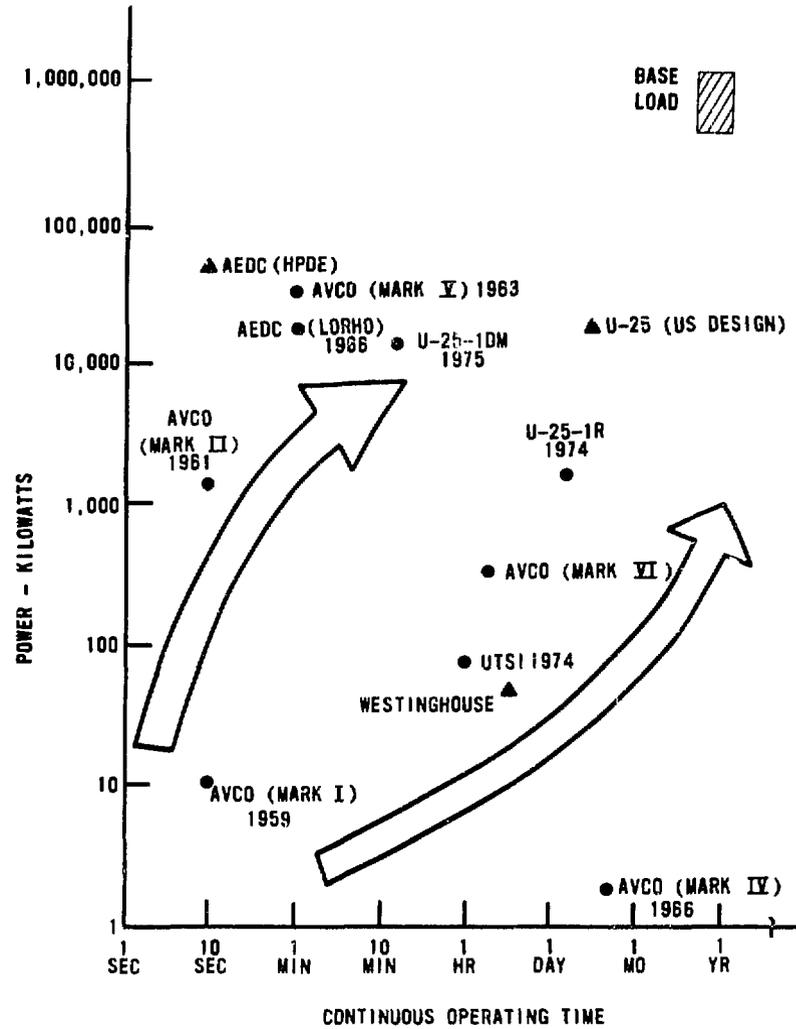


Figure 8. Selected MHD Generator Performance Data.

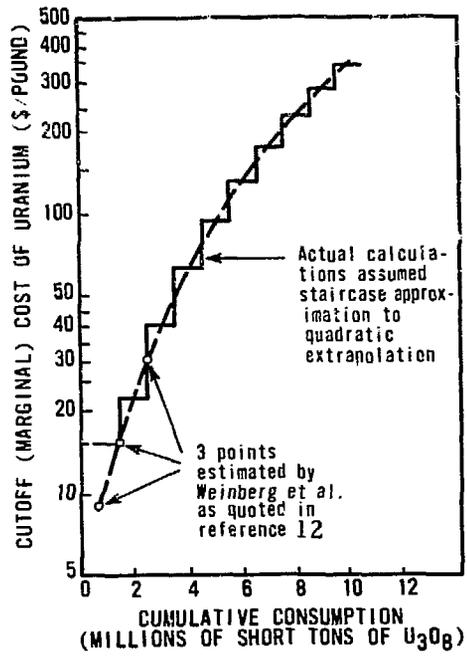


Figure 9. Assumptions on uranium cost and availability.

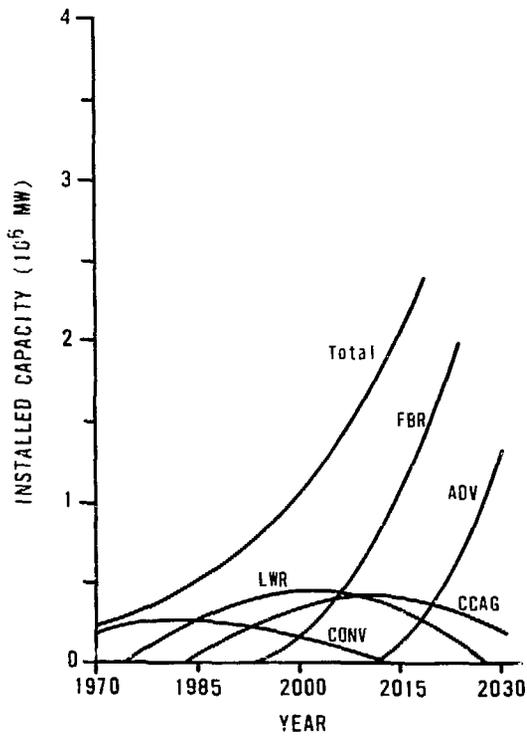


Figure 10. Base load without MHD.

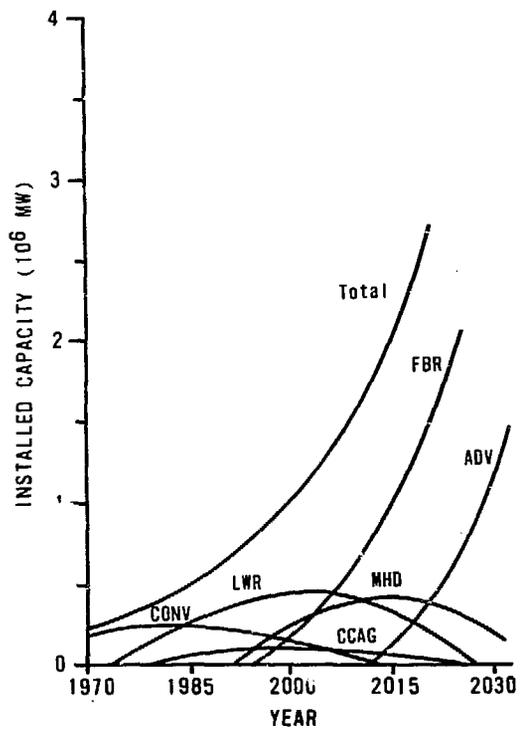


Figure 11. Base load with MHD.

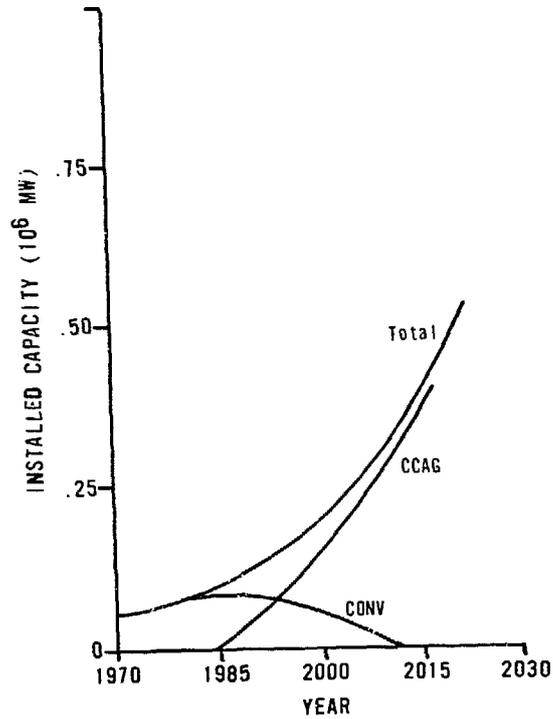


Figure 12. Intermediate load (identical solution with or without MHD)

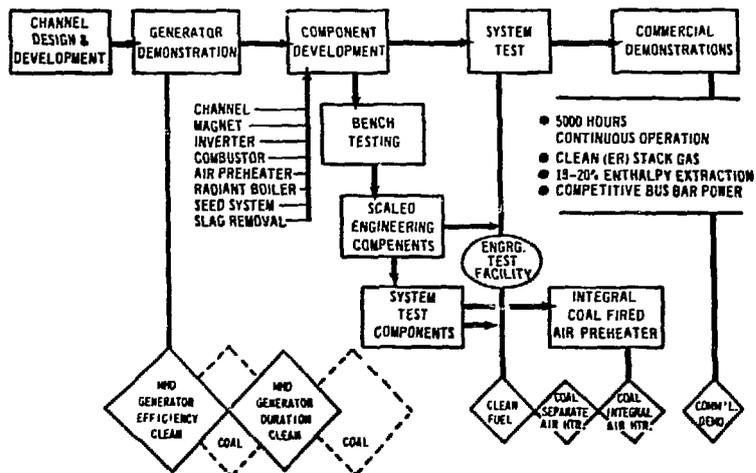


Figure 13. An Open Cycle MHD Sequence.

JOINT US-USSR EXPERIMENT ON THE U-25 MHD INSTALLATION

A. E. Sheindlin, S.I. Pishchikov
Institute for High Temperatures, Moscow, USSR

W. D. Jackson,
Office of Fossil Energy, ERDA, USA

J. F. Louis,
Massachusetts Institute of Technology, USA

The US and the USSR have extensive programs on the practical application of MHD electrical power generation. In the USSR the U-02 experimental MHD facility was completed in 1964, and operated during 1964-68 to obtain basic data required to construct the first open-cycle MHD-pilot plant, the U-25 facility. This facility was completed and started up in 1971.

The U-25 facility is used for fundamental studies of physical phenomena occurring in large-scale power generation using plasmas produced by combustion of natural gas with enriched, preheated air in magnetic fields. The facility is used also to test design improvements and crucial MHD plant components.

The work on the U-25 now provides the groundwork and experience for further advances in the Soviet MHD-program, in particular, the construction in the near future of a commercial MHD power plant. This MHD-steam-turbine unit will be designed to be fueled with gas and/or distillate oil so as to make its development independent from the problems of solid fuel utilization. The fuel resources of the USSR Central European regions necessitates gas and liquid fuel usage for heat and power plants in those regions. These fuels are able to provide the needed centralized power with a minimum of air pollution. Taking this into account, and to optimize the utilization of low-grade waste heat from the high temperature MHD-facilities, a heat-and-power turbine is planned for use in this MHD unit.

One of the more important tasks in both the US and USSR MHD programs is the experimental evaluation of the basic physical requirements (and

corresponding design solutions) for the main nonstandard (novel) equipment of MHD-plants on a scale approximately close to real commercial conditions.

The MHD-generator is certainly one of the most sophisticated and unique components of an MHD-plant. The pilot experiment should check and confirm important items such as:

- high efficiency of power generation (enthalpy and turbine efficiencies);
- electrical strength of the structures at high gradient and electric field values and high current density;
- control, including the problems of start-up, shut-down, and emergency cut-off of the MHD-generator;
- continuous operation capability of about 5,000-6,000 hrs./year for base-load and peaking MHD power plants, and that of intermittent operation of 10-15 hrs./day for semi-peaking power plants;
- design solutions must be commercially feasible.

The most interesting are the process experiments which evaluate the MHD-generator together with the rest of the plant equipment. In view of substantial experimental costs, special importance is attributed to the combined efforts of the countries in the organization, preparation and realization of the relevant experimental work.

U-25 CHANNEL

In this regard, the US and the USSR have recognized the feasibility of joint experiments including the long-term tests of a US-made MHD channel in the Soviet U-25 facility simulating the operation of future commercial MHD-plants.

As a result of a series of discussions, the US and USSR experts have adopted the following main parameters of the U-25 facility for the joint experiment:

- oxidizer flow rate - up to 45 kg/sec;
- oxidizer temperature- 1,200-1,250°C;
- oxygen content in the oxidizer - 40 % (by weight);
- stagnation pressure at the inlet to the MHD-generator-up to 3.2 abs. atm;
- pressure at the inlet to the steam generator - 1 abs.atm;
- operating life - at least 100 hours.

Natural gas having a methane content of about 94% will be used for the fuel, and a 50% aqueous solution of K_2CO_3 (potassium content up to 1%) as the ionizing seed.

The operating parameters of the joint experiment will be compatible with the main and auxiliary systems of the U-25 facility, whose schematic diagram is presented in Figure 1. The facility operates in the following manner: atmospheric air is enriched with oxygen produced at the oxygen plant (1-3), compressed with air compressors (6), heated in a regenerative air preheater (8), and then supplied together with the ionizing seed into the combustor (14). High temperature plasma resulting from the burning of natural gas flows from the combustor into the MHD channel (17) which is placed between the 2T magnet (20) poles. The electric energy produced by the MHD-generator is fed via the inverter substation (21-24) into the Moscow power grid. The high-enthalpy plasma from the MHD-generator is supplied to the steam generator (25) where its energy can be utilized for the generation of steam with a superheat temperature of 540 °C and pressure of 100 abs.atm. After leaving the steam generator, the combustion products at about 150 °C pass through the hydromechanical seed recovery system (33-36) with a recovery efficiency of 99%, and are discharged into the atmosphere by an exhaust fan (37) through the stack (38).

Systems for Oxidizer Preparation, Supply and Preheat

The system is composed of the oxygen plant, air compressors and air preheaters.

The Oxygen plant (shown at 1-3 in Figure 1) produces gaseous process oxygen having an oxygen content in the mixture of 95-96%. It has a total capacity of 26 000 normal cubic meters at an excess pressure of 400-500 mm H₂O. Process oxygen passes via oxygen pipe-line to a gas storage tank of about 10,000 m³ and then into a roll-filter chamber (5), where it is mixed with atmospheric air, and finally to the suction inlet centrifugal compressors (6).

Three compressors are provided in the U-25, which can operate in parallel. To extend the experimental capabilities of the U-25, the compressors were twice modified to increase their compression ratio and, consequently, increase the pressure available in U-25 combustor. The last modification was completed in February 1975. The measurements of the compressor performance, taking into account the hydraulic resistance, are presented in Figure 2. Curve 1 corresponds to the rated performance of the compressors, and curve 3 - to their current performance.

The compressor output is controlled with the aid of chokes provided in the suction and pressure lines of the compressors. In the pressure line there is provided an automatic governor (7) designed to maintain a preset constant flow rate of the oxidizer, irrespective of the pressure in the combustor. The control system helps maintain any preset flow rate of the oxidizer in the range of 20 to 50 kg/sec with the stagnation pressure at the MHD-generator inlet of up to 3.2 atm.

The desired degree of the oxygen enrichment of the air is regulated by a choke control of the vacuum at the blower intake. The maximum permissible

oxygen content in the oxidizer is 50 per cent by weight (safety limitation imposed by the blower-manufacturing factory).

Parameters and operating conditions of air preheaters.

Four regenerative air preheaters (8 - 10) of standard blast furnace type, have the following dimensions, each: external diameter, 8.5 m; total height, 44.6 m; heating surface, 25,300 m². High-temperature portions are lined with high-alumina refractories (Al₂O₃ content, 62 per cent) permitting prolonged operation at a temperature of up to 1,350 °C.

The typical operating conditions of a preheater include one hour of air preheating, 1.9 hr of lining preheating and 0.1 for switching. Under such operating conditions, three air preheaters (the fourth one is a standby) insure reliable continuous operation of the U-25 facility at an oxidizer flow rate of up to 45 kg/sec, preheat temperature of 1,200° C. and a pressure of up to 3.5 abs.atm. While so doing, the following temperatures were observed: 1,270° to 1,300 °C. under the preheater dome in the course of heating, and up to 400° C. for the outgoing combustion products. Pressure losses along the oxidizer path are 0.10-0.15 kg/cm. A mixing air line (9) with an automatic governor serves to maintain the temperature constant in time.

As distinct from standard blast furnace air preheaters, natural gas is used for heating. This fact called for the development of special burners and for improvements in the heating techniques in order to attain the maximum output. As a result, the structure of the air preheaters allows for an oxidizer preheat of up to 1,200° C. at a flow rate of up to 35 kg/sec and at a pressure of up to 4 abs.atm under continuous operation. Further increase of the air preheat temperature is limited by the material of the high-temperature portions of the lining. The replacement of these materials with more refractory ones, (corundum, etc.) may help increase the operating temperature up to 1,500°-1,700° C. Such reconstruction may be a subject for discussion in case this is necessary to meet the operating parameters specified in the joint US-USSR experiment.

Preparation of the Combustors and of the Ionizing Seed Injection System

Several types of combustors are under construction for future operation with the U.S. channel. The KS-1 combustor has been adopted as the basic one. It is shown in Figure 3. The combustor is tapered, with the combustion zone divided into two segments. Natural gas is injected through a system of fine pre-mixed gas-air jets. In order to reduce the heat losses, the combustor is lined on the oxidizer side with an alumina-based high-temperature concrete, and on the side of the combustion products with a water coded zirconia-based high-temperature packing compound. The ionizing seed in the form of a 50% aqueous solution of K₂CO₃ is injected into the precombustion zone via twelve symmetrically arranged nozzles. The testing of the combustor in the U-25 facility resulted in adequate performance. Heat losses under parametric conditions were not more than 3.6-4.0 per cent. Combustion efficiency was estimated to be 98-99 percent. And, the pressure pulsations in the outlet portion of the combustor were 5 percent or less. A continuous 100-hour run has shown the lining erosion on the side of combustion products to be insignificant.

In order to provide for equilibrium ionization of the seed injected in the

combustor, appropriate studies were made of the seed injection system. These studies resulted in its further improvement. In particular, pneumatic nozzles have been developed and tested, providing for the atomization of the aqueous potash solution into droplets with a median diameter on the order of 50-100 μm . The KS-3 combustor (shown in Figure 4) provides for a seed residence time in the high-temperature zone of about 15 msec. Surface-active agents were added to the potash solution to reduce the median size of the droplets. No marked increase of electrical conductivity was observed in these experiments.

The described KS-3 combustor suffers, however, from some drawbacks, of which the main one is an increased hydraulic resistance over the oxidizer path, amounting to 0.2-0.3 atm at rated parameters.

In view of the great importance of the combustor to attaining optimum parameters at the inlet to the MHD-channel, systematic testing and final adjustments of the various combustor designs are carried out in the U-25 facility. In particular, the KS-1 combustor has been redesigned for operation with the U.S. channel. This combustor is characterized by better organization of the flow and, consequently, by low losses over the gas-dynamic path and higher acoustic stability limits. However, it is also characterized by high heat losses and calls for more complex seed injection in order to attain the thermodynamic equilibrium of the seed.

From 1974, the KS-3 combustor has been under test. This combustor is based on the KS-3 model and is design to improve the combustor characteristics and expand its range of operation. The hot KS-6 combustor based on the KS-1 design is presently under construction. All of these combustors have been designed such that their structural and thermal characteristics should provide for the possibility of using them in the joint US-USSR experiment.

Electrode Replenishment

The operating conditions of the U.S. channel provide for the supply of electrode replenishment material during channel operation. To this end, the U-25 facility has been modified to accept an experimental apparatus for the injection of a powder-like mixture of zirconia and dolomite ($\text{ZrO}_2 + \text{MgCO}_3 \cdot \text{CaCO}_2$) as well as other suitable materials, into the combustor.

The objectives of the joint experimental program is to find solutions to problems such as the proper location of the electrode replenishment material inlet, optimum number and position of the nozzles, distribution of the injected mixture in the flow of combustion products (along-side the walls), the effect of the replenishment materials upon steam generator operation, seed regeneration and recovery. An overall layout of this system has already been developed for use with the KS-3 combustor.

A schematic diagram of the apparatus for injecting the powder like zirconia-dolomite mixture is shown in Figure 5. The replenishing powder is introduced in the nozzle portion of the KS-3 combustor (with three inlet points on the side of each electrode wall). The residence time in the high-temperature zone prior to entering the channel is 1-2 msec. In accordance with the assumed mechanism of particle deposition, this is sufficient for properly heating the ZrO_2 and for melting decomposed dolomite.

Some difficulties that may arise in the actual utilization of such a system can be anticipated. One can assume that a solid film of the reaction products of ZrO_2 , MgO and CaO will be formed on the hot walls of the MHD generator ($T = 2,200^\circ K$). This layer will affect the heat transfer conditions as well as the current transfer mechanisms. In addition, additional reaction products may form on the convective surfaces of the steam generator due to the interaction of seed and the injected replenishing material. This may also cause further deterioration of heat transfer and cause an unacceptable increase in hydraulic resistance. Thorough consideration should also be given to the problem of separation of the recovered seeding and replenishment components-- the ionizing K_2CO_3 and the ZrO_2 .

The system will operate as follows: A mixture of the requisite composition and particle size (5-10 μm) is supplied to the U-25 facility for a special tank. The powder is fed to the injection apparatus by metered feeders, which insure a continuous delivery of the replenishment material to the tank of a table feeder. From the table feeder, the powder passes through outlet pipes to a mixer where it is stirred and pressure-fed by nozzles, using control and protective apparatus, to the combustor. A Venturi tube is provided in the circuit to preclude pressure fluctuations in the supply system.

The operation of the U-25 facility with the U.S. channel in this manner will require further study. Part of the material supplied to the combustor for the replenishment of the electrodes of the U.S. channel will naturally be entrained by the combustion products both to the steam generator and to the ionizing seed recovery system. In view of the fact that the replenishing material consists of relatively high-melting materials (ZrO_2 , MgO , CaO), deposits will inevitably form which may reduce considerably the heat transfer in various regions and may cause a progressive temperature increase at the outlet. This, in turn, may bring about slag formation in the horizontal portion of the steam generator. In the convective shaft of the generator the solid particles of ZrO_2 , MgO and CaO may cause an increased erosion of the heating surfaces. The penetration of the replenishment material in the ionizing seed recovery and preparation system will inevitably call for special engineering measures to clean the ionizing seed from the replenishment compounds.

Naturally, the effect of the replenishment material upon the steam generator operation will depend substantially upon the amount of the replenishment material penetrating the steam generator, which, in turn, depends upon the rate of deposition of the replenishing material in the channel of the MHD-generator. Therefore, the replenishment material presents one of the scientific and technical problems to be solved in the course of the preparation and execution of the joint experiment.

As shown by experiments, the purification of the combustion products emerging from the steam generator is accomplished by means of a hydromechanical system consisting of a foaming unit (cf., 33 in Figure 1), a two-stage turbulent gas scrubber (34,35) and cyclone droplet traps (36).

Magnet

The U-25 magnet power supply system will also be modified to permit continuous field adjustment from zero to two Tesla; the system will be installed

sometime in 1975. Some thought has also been given to raising the magnetic field to 2.2T by overloading the magnet-- e.g., by replacing the material of the pole pieces with steel featuring a higher saturation induction, by increasing the current intensity in the electromagnet excitation winding, or by reducing the interpole distance.

Inverter

The electrical loading of the U.S. channel will be accomplished with the aid of the existing inverter sub-station of the U-25 facility, which is currently used for the power take-off and transmission to the Moscow power grid during continuous runs of the Soviet MHD generator.

Structurally, the inverter station (Figure 6) consists of two units capable of independent or combined (in parallel) operation with the commercial network at a frequency of 50 Hz. Each unit includes:

- a double-wound transformer up to 9 MVA with a transformation coefficient of 6.3/3.9 kV;
- an inverter thyristor unit having a power of 9 MW at the maximum d.c. voltage of up to 5 KV;
- a complete set of switching, protective, control and measuring equipment.

Stabilization of the current in both units is accomplished by reactors designed to smooth out current pulsations to values of 5 per cent or less. The fast control system provides for current distribution between the two units and for the desired shape of the current-voltage characteristic of the inverter substation. The control system is capable of generating three types of characteristics:

- (1) with a constant value of counter-e.m.f., E_I , in the entire working current range; the value of E can be set within the limits of from 0 to 5 kW;
- (2) with a constant value of counter-e.m.f., E_I , in the current range of (0-0.9) of I-rated, a linearly increasing counter-e.m.f. in the currents higher than 1.1 of I-rated;
- (3) with the counter-e.m.f. absent in the current range of from 0 to 0.9 of I-rated, a linear increase in the range of from 0.9 to 1.1 of I-rated and a constant value at currents higher than 1.1 of I-rated.

Therefore, the existing control system permits generation of any desired shape of the current-voltage load curve for the MHD-generator. For processes in which the current being inverted varies with a time constant of no less than 10 msec, the inverter can be graphically represented with adequate accuracy using an I-V curve with a constant counter-e.m.f. in the current range of from 0 to 0.9 of I-rated and by ohmic resistance for currents of from 0.9 to 1.1 of I-rated.

To facilitate the selection of the optimum point of load connection to the MHD-channel, the inverter substation has several switching devices in each pole, and it is possible to perform effective switching under load--i.e., in the course of searching for the optimum conditions.

For protecting the MHD-generator and the inverter substation upon failures of the latter, it is necessary to short-circuit the generator electrodes with the aid of special short-circuiting hardware.

Channel

The assembled U.S. channel is to be mounted on the lower pole of the magnet system and coupled on the plasma inlet side with the combustor flange and, on the plasma outlet side, with the flange of the steam generator diffusor (cf., Figure 7). It is secured relative to the longitudinal axis with the aid of special supports and spacers. In order to compensate for temperature expansions of the toroidal compensators mounted before the combustor and after the MHD-channel with permissible displacements relative to the middle position of ≈ 12 mm and ≈ 50 mm, respectively. Accordingly, when the channel is in the loop and in the course of its operation tension and compression forces of up to 5 tons occur at the channel inlet flange and up to 25 tons at the channel outlet flange. The presence of the compensator before the combustor and the absence of a rigid location for the combustor with respect to the longitudinal axis cause the transmission of a force on the order of 60 tons, resulting from the pressure in the air line and in the combustor, to the channel inlet flange (cf., Figure 6).

Under these conditions, it is necessary to secure the channel inlet flange to the end portion of the magnetic circuit, thereby transmitting the exit forces onto the latter and relieving the channel housing. The presence of cantilever portions of the channel beyond the magnetic circuit (channel length, 9,180 mm; magnetic circuit length, 6,200 mm) also calls for securing the cantilever of the channel at the outlet in the transverse direction while insuring the possibility of channel displacement in the longitudinal direction.

The electrical insulation of the channel is insured by braiding the magnet poles with insulating materials, providing insulating spacers in cooling water supply leads and by insulating the combustor body from the air line. The combustor can support a potential of up to 5 kV.

Recent results achieved with Soviet designed and constructed channels are described in another conference paper. Using the parameters defined above, the U. S. has completed two preliminary channel designs [1,2] one of which is described in a conference paper. These preliminary designs have been used to determine the final design specification and work on final design and construction will shortly be commenced.

REFERENCES

- [1] Brogan, T. R. , A.M. Aframe, J. Hill,
Preliminary Design of a MHD Channel for the USSR U-25 Facility,
MEPPSCO, Inc., November 1974
- [2] US/USSR MHD Cooperative Program AVCO Everett
Research Laboratory, Inc., Report 14-32-0001-1728, June 1974.

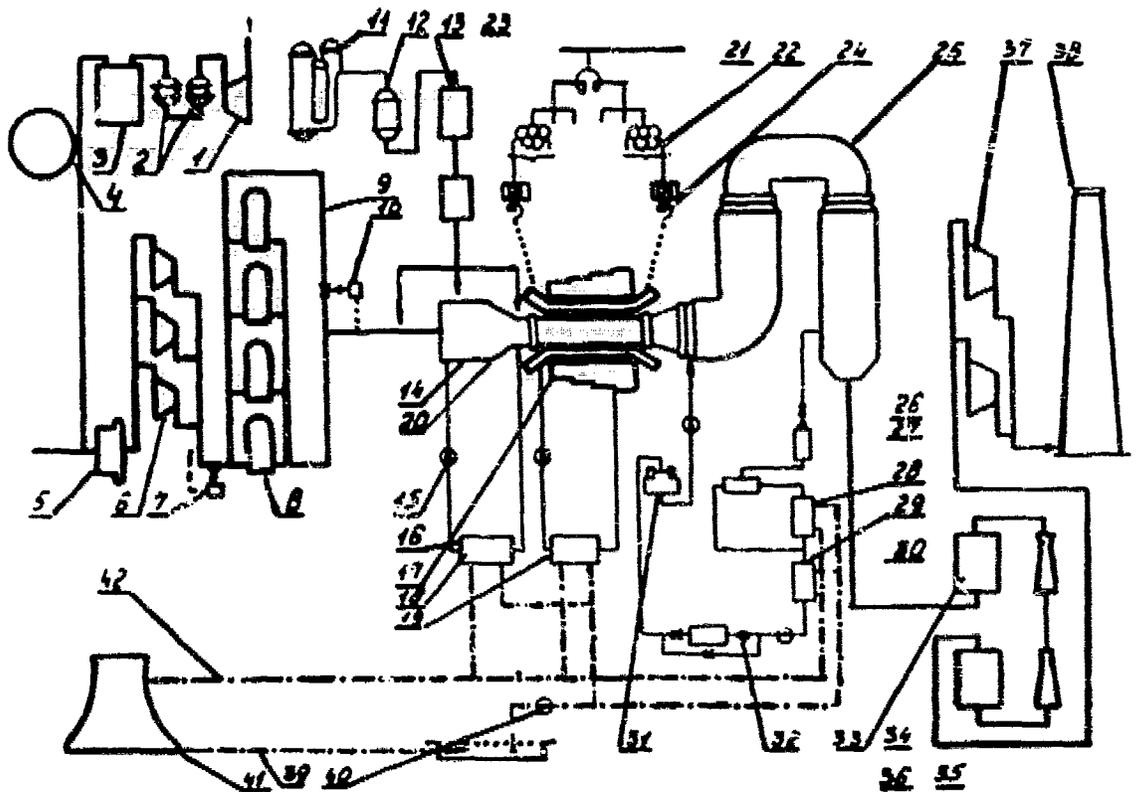


FIGURE 1 -- U-25 DIAGRAM

1-turbocompressor; 2-nitrogen-water cooling system; 3-air separator; 4-gas tank; 5-rotating filter chamber; 6-centrifugal air injector; 7-automatic regulator; 8-air heater; 9-heated air duct; 10- automatic regulator; 11-evaporator; 12- (omitted in original); 13-injector; 14-combustion chamber; 15-coolant water pump for combustion chamber; 16-heat exchangers; 17-MHD channel; 18-coolant water pump for MHD channel; 19- heat exchangers; 20-magnet poles; 21-inverter; 22-inverter connections; 23-transformer; 24-reactor; 25-once-through steam generator; 26-cooler; 27-startup/discharge separator; 28-condensers; 29-condensate coolers; 30-pump; 31-atmospheric deaerator; 32-electric feed pump; 33-foam unit; 34-35- two-stage turbulent gas scrubber; 36-cyclone water droplet separator; 37- centrifugal exhausters; 38-smoke stack; 39- nonpressurized discharge 40- process water pumps; 41- wet cooling tower; 42- pressurized water pipes.

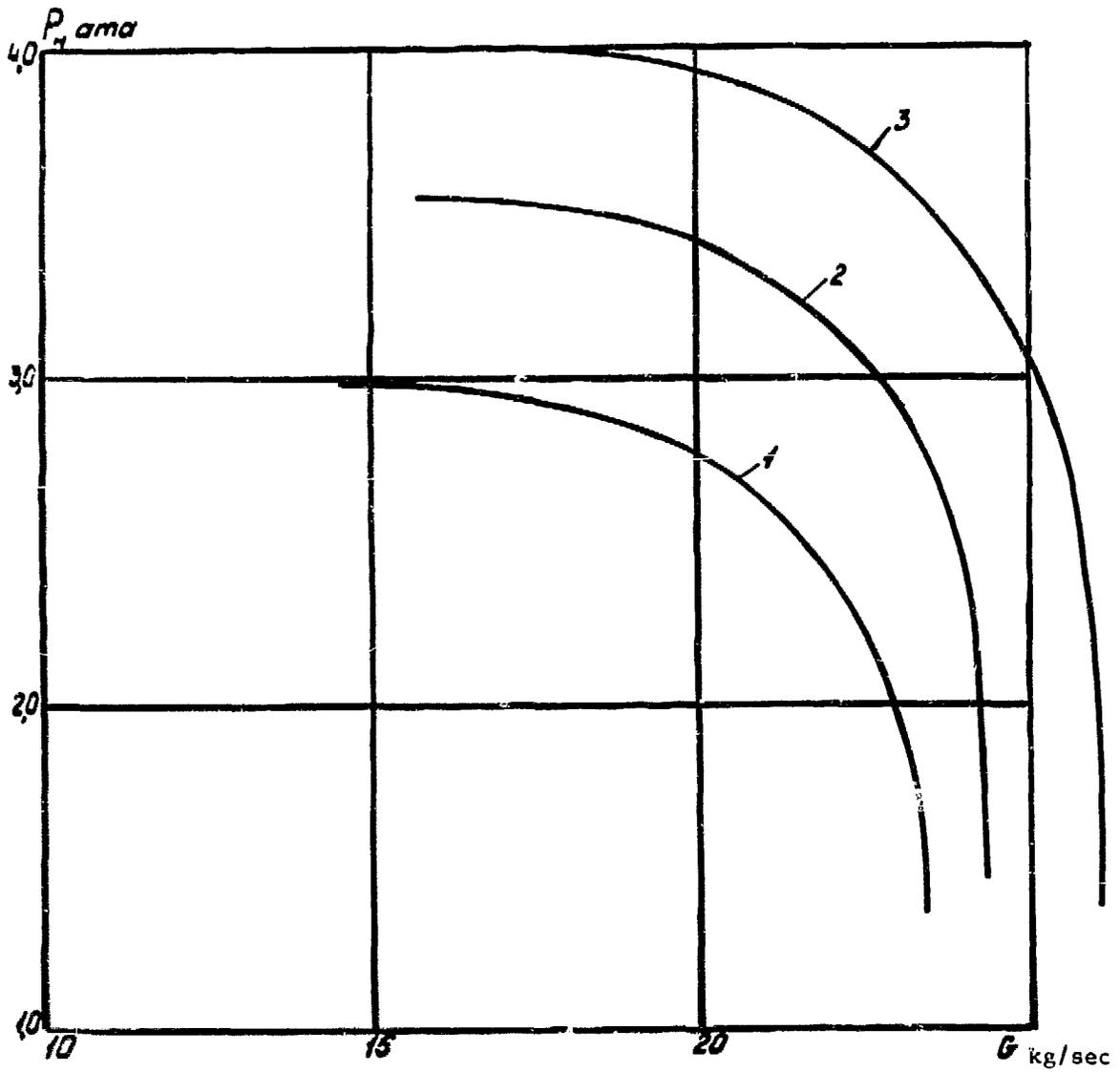


FIGURE 2

Compressor pressure as a function of U-O₂ Compressor oxidizer flow rate ($P_0=735$ mm Hg) $t_a=20^\circ\text{C}$)

1-compressor type 900.32-1	($n=4600$ vol%/min)
2-compressor type 900.31-2	($n=5070$ vol%/min)
3-compressor type 900.31-3	($n=5400$ vol%/min)

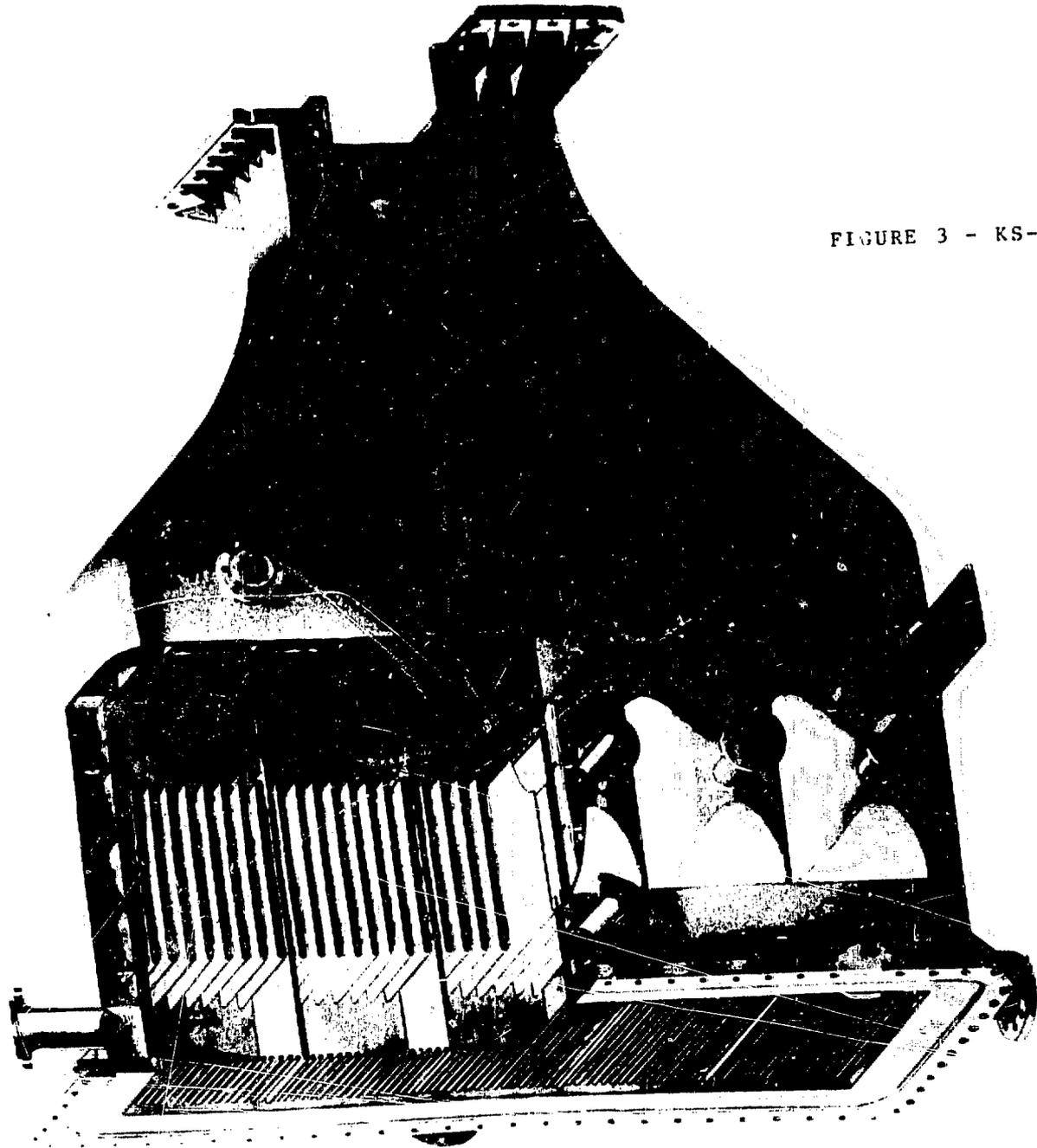


FIGURE 3 - KS-1 COMBUSTOR

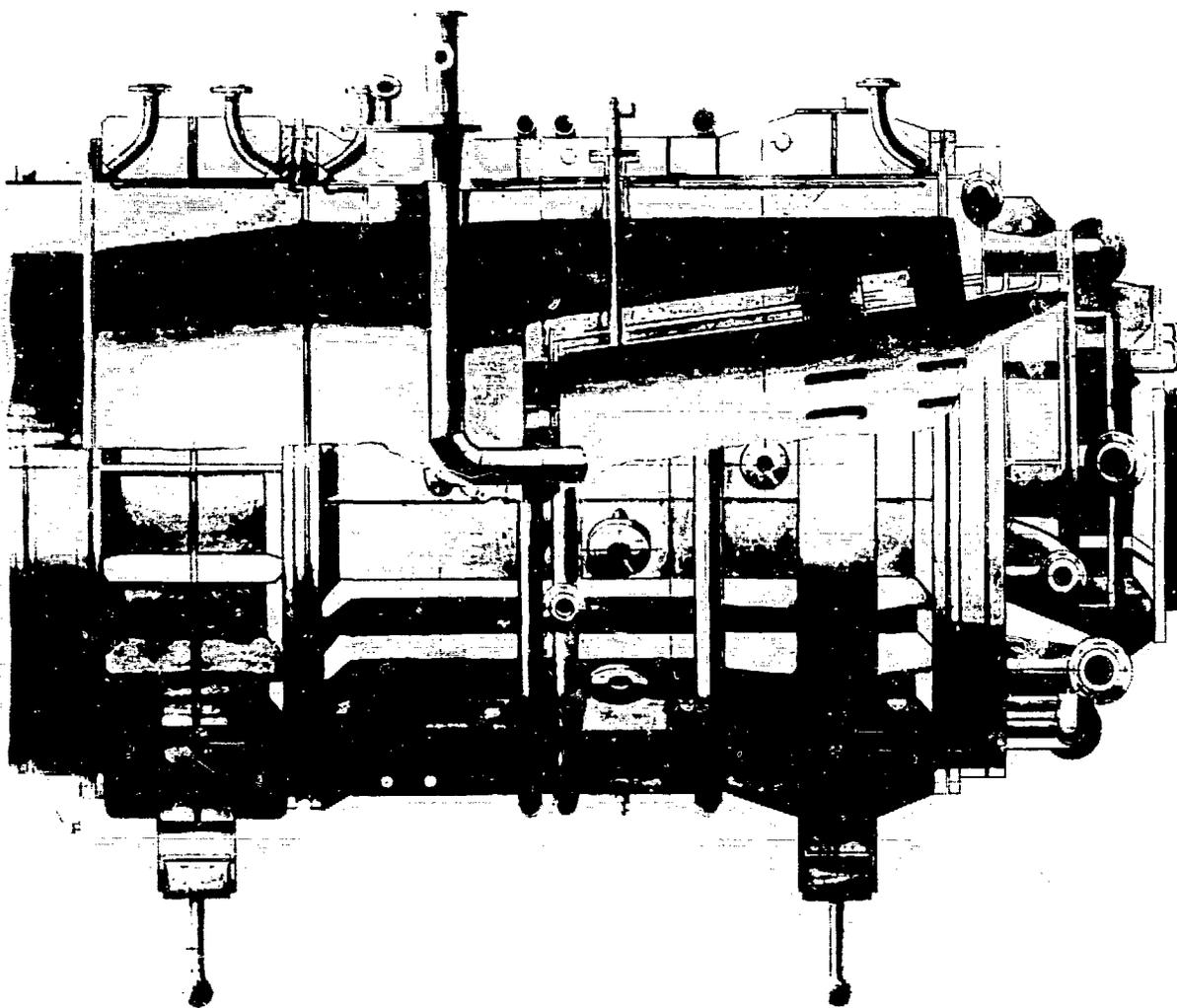


FIGURE 4 - KS-3 COMBUSTOR

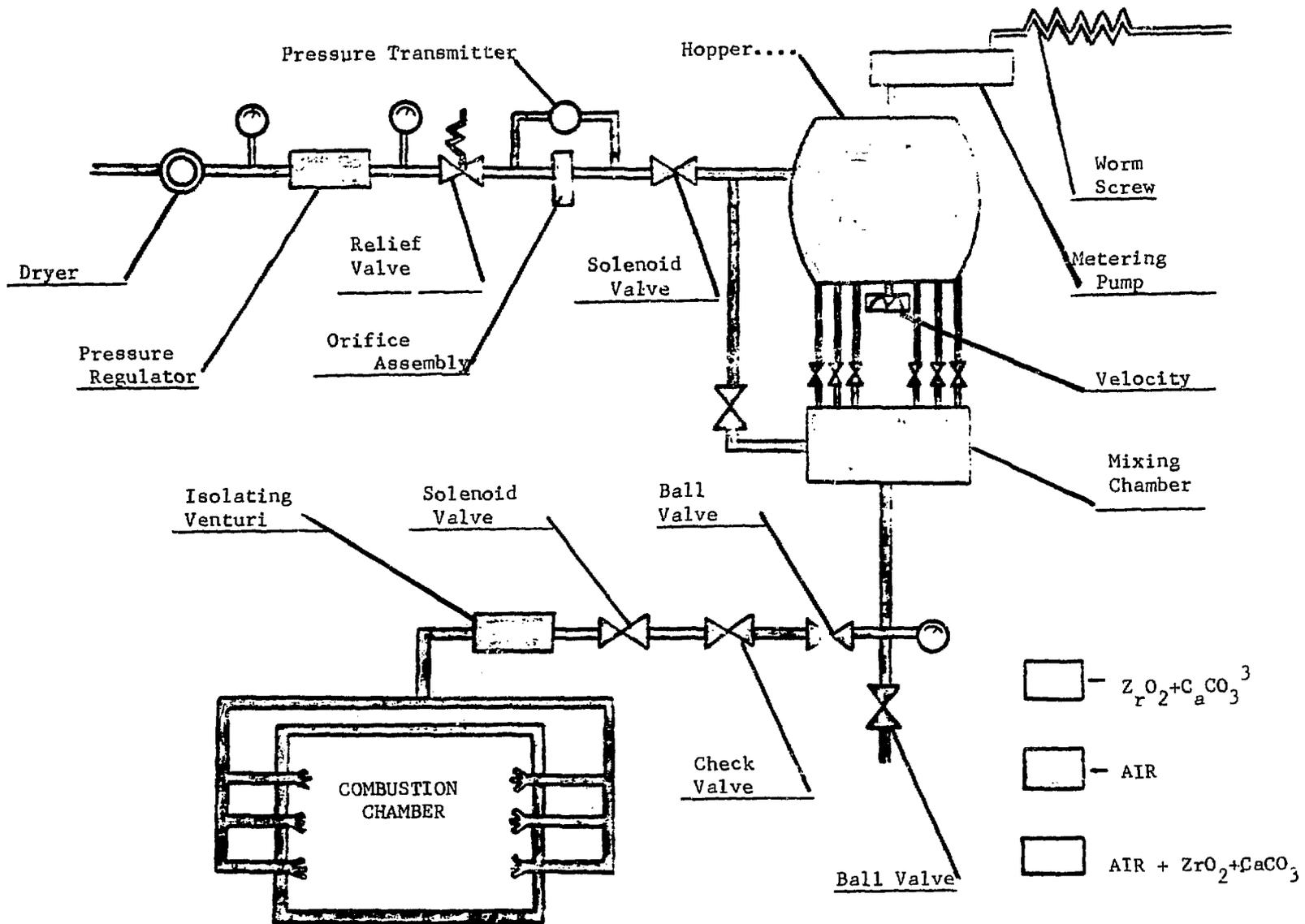


FIGURE 5 - ELECTRODE REPLENISHMENT SYSTEM FOR THE U-25

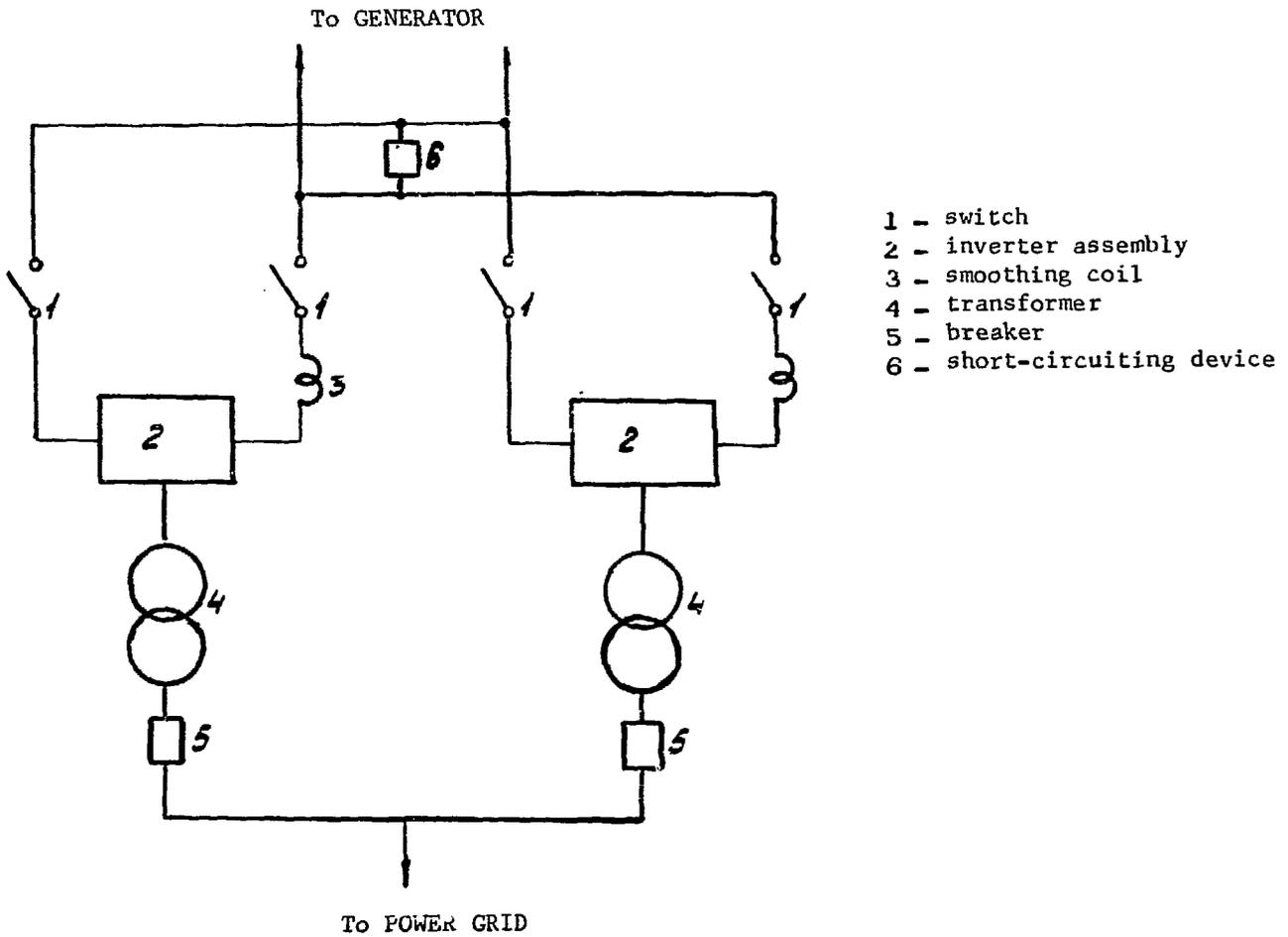
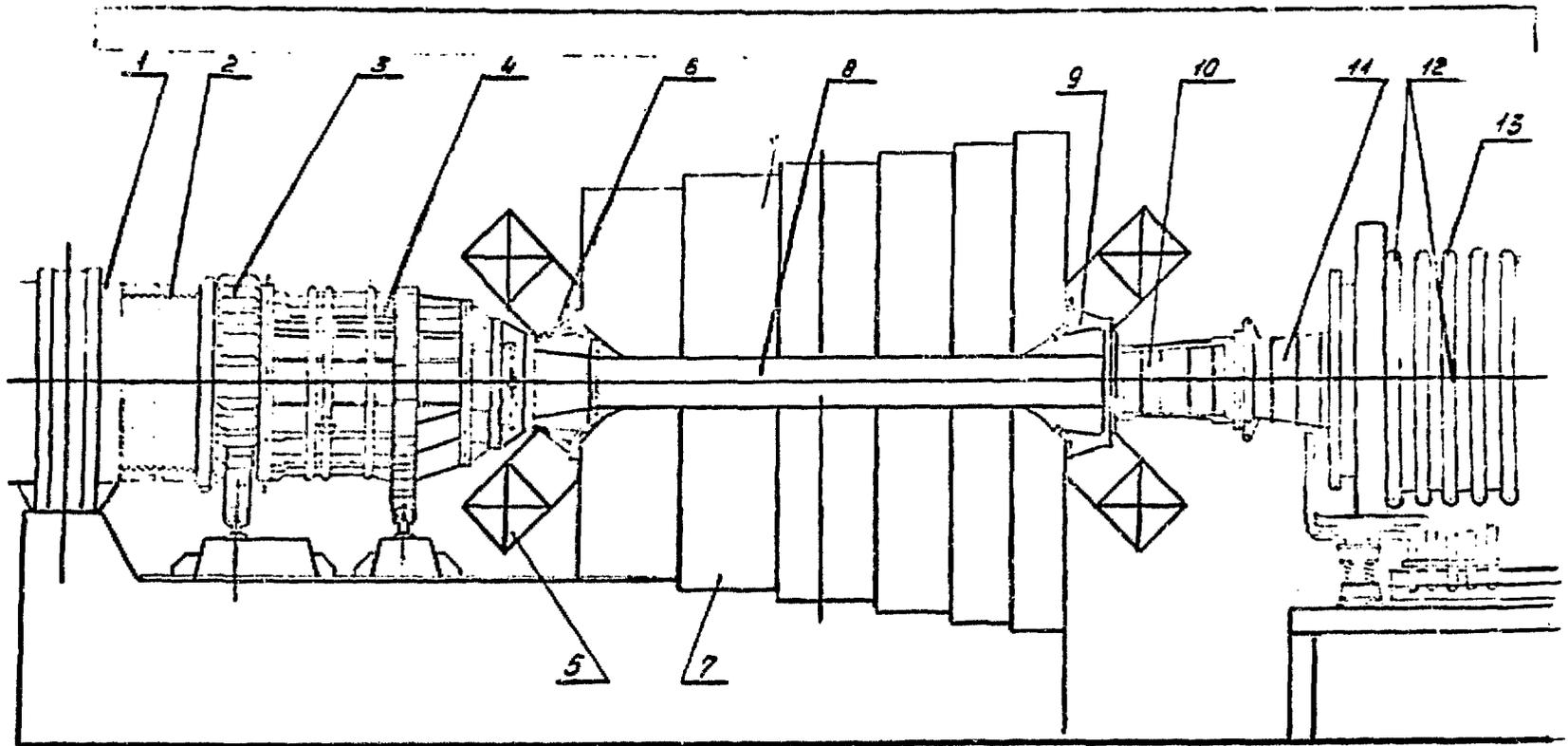


FIGURE 6 - INVERTER SYSTEM LAYOUT



7
 FIGURE 7 - U-25 FACILITY

1-Oxidizer Inlet
 2-Compensator
 3-Extension
 4-Combustion Chamber

5-Magnet Coil
 6-Front Channel Supports
 7-Magnet
 8-Channel

9-Rear Channel Supports
 10-Channel Diffuser
 11-Steam Generator Diffuser
 12-Steam Generator

13-Compensator

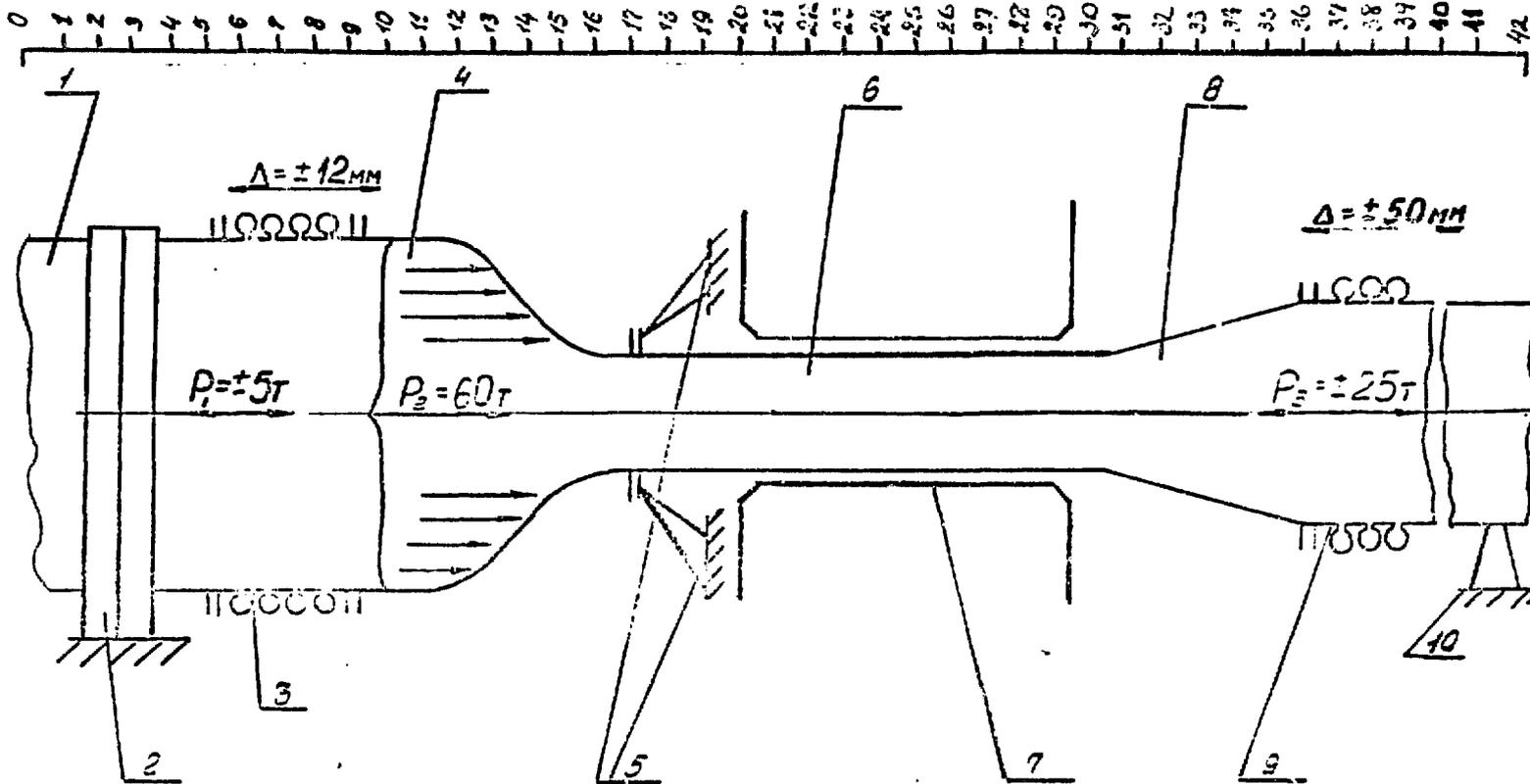


FIGURE 8 - U-25 FACILITY

- | | |
|--------------------|---|
| 1-Oxidizer Inlet | 6-Channel |
| 2-Inlet Support | 7-Magnet |
| 3-Compensator | 8-Steam Generator Diffuser |
| 4-Combustor | 9-Steam Generator Compensator |
| 5-Channel Supports | 10-Fixed Steam Steam Generator Supports |

NEW APPROACHES IN MHD GENERATOR DEVELOPMENT*

J. Dilmore, J. Lempert, A. B. Turner,
S. Way and W. E. Young

Westinghouse Research Laboratories, Pittsburgh, PA. 15235 U.S.A.

1. INTRODUCTION

Westinghouse, under contract to the Office of Coal Research (ERDA), is carrying out a program comprising the measurement of gas electrical conductivity, the evaluation of high temperature ceramic materials, the development of test modules for the Soviet U-02 generator, and the construction and operation of a long life generating duct. This paper describes the status of the long life duct portion of the program.

A sketch of the general layout is shown in Fig. 1. Air is supplied by a 350 HP rotary positive displacement compressor, capable of supplying 1.4 Kg/sec air 3.8 atm. The combustion product gases result from the burning of fuel and preheated air. No oxygen enrichment is used (except possibly for a very small amount in the vicinity of the fuel injector). The air heater is directly fired. It is a radiant type and receives hot gases directly from the exhaust of the MHD generator. Since compressed air and fuel may be supplied for any desired time, no limits are imposed on operating times by virtue of limited supply of reactants.

The fuel used (benzene/toluene/CS₂/char mixture) is of such composition as to simulate the products of combustion of coal. The char dust is added to provide for an appropriate amount of ash constituents. Provision is made for seeding by either potassium or cesium. Eventually, it is intended that a vertical cyclone coal combustor (staged type) would replace the presently used liquid-fuel vortex combustors.

*This work was sponsored by the Office of Coal Research (ERDA) under Contract 14-32-0001-1540. The authors appreciate permission to present and publish this material.

The magnet, of 3 tesla rating, is water cooled and of an iron core type, so that no time limit is imposed on its operation.

Another novel feature of the system is the use of transpiration flow on the insulating walls of the channel. Hot air is the transpiration gas. This feature helps to keep seed and slag away from the side wall ceramic material and reduces leakage currents in the low velocity boundary layers.

A water-cooled, back-pressure valve is installed just downstream of the generator duct. This permits operation of the channel at fixed inlet conditions, regardless of the load on the generator. The back pressure is automatically controlled to hold an assigned combustion chamber pressure. Also, the air flow is automatically controlled. A bleed-off valve is used to maintain an assigned pressure at the inlet of the measuring orifice, and the main air throttle valve automatically maintains an assigned pressure drop across the orifice.

Provision is made to inject seed into the combustors, along with ground char, so as to give an amount of ash equivalent to 5 to 10% slag carry-over from an actual coal combustor. There are two (opposed) combustion chambers of vortex type, discharging into a mixing chamber.

System parameters are as shown in Table I.

TABLE I

Mass flow	1.4693 kg/sec	<u>Fuel Mixture</u>	
Fuel flow	.09804	Benzene	.08191 kg/sec
Potassium carbonate	.01295	Toluene	.00910
Moist air (0.5%)	1.34456	CS ₂	.00231
Water with seed	.01295	Char (ash free)	.00472
Ash with char	.00077	TOTAL	.09804
Channel inlet velocity:	600 m/sec	No. electrode pairs:	50
Design combustor temperature:	2580°K	Electrode face width (x - direction):	12 mm
Design combustor pressure:	2.6 atm	Excess air factor: ϕ =	1.05
Channel length (generator):	1 m	Generator inlet temperature:	2500°K
Total channel length:	1.8 m	Generator inlet pressure:	2.00 atm
Duct (generator) inlet area:	7 x 12 cm	Nominal power:	34 kW
Duct (generator) exit area:	7 x 13 cm	Inlet hall parameter	1.704
Magnetic induction:	3 tesla	Design generator coefficient:	K = 0.6
Electrode pitch:	2 cm		
Air preheat temperature:	1200 K		
Nominal seed level:	0.5% K or Cs by weight in gas		

The above flow parameters may be varied upwardly about 10%; seed ratios may be altered and ϕ can be changed. Magnetic induction also might be increased 10%.

Water is injected into the system at several points. A small amount is injected at the downstream end of the generator to quench the conductivity. Water also enters at the back pressure valve bearings. Immediately downstream of the back pressure valve we have a spray ring that injects 1 to 2 gallons per minute. A final water spray is located at the outlet of the low temperature heater.

During the first hot runs, a "dummy" channel was used, in order not to endanger the electrode system. During these initial check-out runs, a temperature of about 2200-2300°C was realized. In these runs the operators became familiar with the system controls and several weak spots, trouble sources, leaks, and etc. were eliminated.

2. COMBUSTION SYSTEM

The relation of air preheat to flame temperature is shown in Fig. 2 for the case of cesium seeding. For the nominal operating condition (2580 K combustor temperature) the preheating need be only to 1125 K, rather than to the fullest capability of 1200 K.

The preheated air enters each of the two opposed vortex combustors with swirlers giving angular momentum $13.5 \text{ kgm}^2/\text{sec}^2$. The exiting stream from each chamber carries $41.3 \text{ kgm}/\text{sec}^2$ momentum.

Sketches of one of the combustors, and of the combustor mixer assembly are shown in Fig. 3 and Fig. 4. Note water cooling of the chamber walls and flanges. About 0.48 kg/sec water can be sent through the spiral water jacket, sufficient to carry away 100 kW of heat. The chamber cylindrical section is lined with 16 mm ceramic. Silicon carbide (oxynitride bonded) and MgO castable have been used. Problems were experienced with the former in the presence of slag, seed and steam. These substances are present, because, up till the present, char and seed have been injected as a slurry in the upstream ends of the combustors. In the future, the seed solution may be injected into the upstream end of the mixer.

The mixer box has inside dimensions (to metal walls) of 127 x 39.4 x 39.4 cm. The inner walls are lined with water cooled "panel coils", a 0.5 inch layer of ceramic wool, chrome steel sheet metal radiation shields and MgO bricks 6.3 cm thick, so that the final interior dimensions are 114 x 23 x 23 cm. The two combustors impart spins in opposite directions. This promotes mixing after the streams merge and prevents unsymmetrical flow distributions. The mixer promotes uniformity of composition, temperature and nozzle jet velocity.

The combustors were run in the open before the installation was completed, both with and without tail pipes. Smoke was minimal after moderate air preheat temperature was reached.

3. MHD CHANNEL

As mentioned in the Introduction, a "dummy channel" was first built and operated to check out fuel, air flow and control systems, and ascertain the adequacy of the air pre-heaters. This channel has water cooled walls lined with 20 mm of 97% purity MgO. Air is admitted behind the side walls of the passage and passes around and between the MgO blocks to give a transpiration warm air boundary layer. However, in the first installation, because of mechanical shortcomings, this air infiltration was not of uniform intensity. This shortcoming has been corrected in the second duct.

Several tests with the dummy channel were made to "de-bug" the systems. Most of the problems stemmed from faulty control of the downstream water spray coolant, or water leaks in the spray injector rings.

The first MHD test channel, designated Duct No. 2, has been completed and installed. A sketch is shown in Fig. 5, and a cross-section in Fig. 6. The duct is 7 x 12 cm at the inlet and 7 x 13 cm at the outlet. The MgO side wall blocks, typically 61 x 60 x 20 mm, are attached to the water cooled side plates by chrome steel clips cemented in place with a "double dove tail" type construction. Spaces of about 2 mm thickness behind the blocks are left for the admission of the transpiration air. Block hot face temperatures are expected to run about 1900 C.

The electrodes are in the form of bars 12 x 18 x 85 mm (with stepped ends) as shown in Fig. 7. The electrodes nest in MgO retainers mounted in metal clips holding them to the channel electrode walls. Blocks of alumina are located between electrodes and the water cooled walls. They are cemented to the walls. MgO spacers 8 x 18 x 85 mm are located between adjacent electrodes; thus, electrode pitch is 20 mm. These MgO insulators are grouted in place with zirconia cement. There is no axial gas leakage path behind the electrodes. As for the electrodes themselves, in the first installation, some are cemented (grouted) in place on the rear face, and some are not.

Electrical connections to the electrode are made by first platinum spray coating the rear and side portions; then brazing platinum gauze to the platinized coating; finally platinum lead wires are welded to the platinum gauze. These wires are then welded to a No. 4 steel nut which is attached to the end of the current collection screw. The screw comes through an aluminum oxide bushing to the outside of the water cooled electrode wall. This construction is repeated 100 times, once for each electrode. (Fifty pairs in Faraday segmented arrangement.)

In the first installation the following electrode materials were used, numbering from the upstream end:

No. 1 - 8	ZrO ₂ - Y ₂ O ₃
9 - 15	ZrO ₂ - CeO ₂
16 - 20	Al ₂ O ₃ - Cr ₂ O ₃
21 - 26	MgO - Cr ₂ O ₃
27	SiC
28 - 48	ZrB ₂ + SiC
49 - 50	ZrO ₂ - CeO ₂

A photo of the test duct with cover plate off is shown in Fig. 8.

Various electrode types, materials and constructions can, and will be, tested with this facility. Attention will be directed to coated metallic electrodes, as well as ceramic electrodes, and electrode systems featuring transpiration flow.

4. IRON CORE ELECTROMAGNET

The magnet dimensions are shown in Fig. 9. Note that the working space measures 25.4 x 13.65 x 112 cm. The field of 3 tesla is vertical, and the pole spacing is 13.65 cm. Poles are of Hyperco 27 high permeability material.

The winding consists of 14 coils around each pole, each coil consisting of 20 turns of 11.4 mm square hollow copper conductor, with 6.6 mm hole for the cooling water.

Magnet nominal voltage is 300 volts and current 2200 amperes, giving power of 660 kW. The conductor coils are in series electrically and in parallel for water connections. About 80 gallons/min (5 kg/sec) cooling water are required.

Weight of iron in the magnet is 16620 kg. Windings weigh 1361 kg each.

A photo of the finished magnet is shown in Fig. 10.

5. AIR PREHEATERS AND GAS CLEAN UP

The high temperature air heater is direct fired by the exhaust products and is of radiation type. The hot products of combustion flow upward through a space about 24 inches diam. and 16 ft. long. Around this cylindrical space are placed an array of 29 air heating pipes, of 1 inch pipe size. These pipes are of composite wall construction. The outer 0.070 inches consists of the alloy Inconel 671 (50 Cr-50 nickel). This is clad and bonded to the inner layer of Incoloy 800.

Data on the high temperature heater are as follows:

	Gas Side	Air Side
Mass flow kg/sec	1.78	1.35
Inlet temp °K	1800	800
Inlet press. atm.	1.20	3.0
Outlet temp. °K	1600	1150
Outlet press. atm.	1.15	2.7
Flow area, m ²	.29	.0161
Heat transferred kW	542	542

The wall outside the tube array is lined with 4-1/2" 2800°F (alumina) fire brick, plus 4-1/2" 1900°F fire brick. The lower air header hangs freely, for expansion, and is connected by bellows to the air supply pipes.

The construction of the low temperature air heater is similar to the high temperature heater except for changed flow directions. Here, Inconel 601 is used as tube material. Radiation shields and ceramic wool blankets are used for thermal insulation rather than ceramic brick.

The gases are spray cooled as they leave the low temperature air heater, to a temperature of 600°K. At this point they enter the venturi scrubber. It is of adjustable throat type. The circulating water in the scrubber picks up seed and ash constituents. The K₂SO₄ (or Cs₂SO₄) goes into solution. A portion of the scrubbing liquid is continually bled off, and filtered to remove ash particles. The seed solution is then concentrated in an evaporator drawing heat from the exhaust duct. Both these steps are very important as the concentrated seed solution must be stored for future use. Make-up cesium seed is by pollucite ore (25% cesium).

6. POWER TEST

The first power test was run recently on duct 2. After a very gradual warming-up period, during which time the temperature in the mixer was brought to about 1950C, the magnet was energized and seed solution injected. The open circuit voltages were recorded on all 50 electrode pairs. Loading was applied to the generator and currents recorded, as well as electrode voltages and wall voltages. Measurements were repeated for three magnet currents, the highest current being one that gave a B field close to 3 teslas.

In addition to the power generation behavior, the electrical leakage was measured, electrode to electrode and electrodes to ground. This was done with and without seed. It was found, from this first run, that electrical leakage presents a problem that must be corrected. Leakage conductances are in some instances of the same order as the plasma conductance.

This test was, of course, purposely made at lower than design temperature, for the purpose of verifying operation of the systems under power generation conditions.

The test lasted about 6 hours, with 1 hour in the generation mode.

7. CONCLUDING REMARKS

The facility is primarily a test bed for evaluation of MHD channels and constructions under conditions of long-duration operation.

The system provides a means of operating an MHD channel for prolonged periods, since fuel supply, water cooling, and air supply are on a continuous basis. Valuable experience will be gained also with the direct fired air preheater, which will be operating in an environment of (simulated) products of coal combustion containing ash, seed and sulfur.

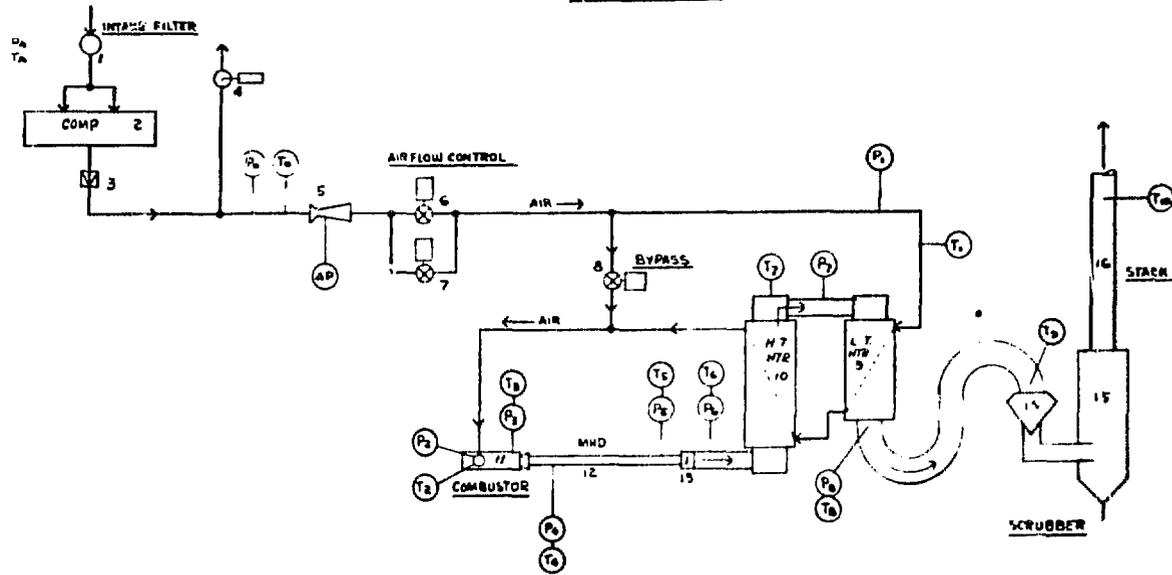
The back pressure control valve provides a useful addition to the MHD test system. The pressure can be held constant, with variations of air and fuel rates, or combustion temperature.

The transpiration air flow on the generator side walls appears to function satisfactorily, and future test results will afford an evaluation.

The initial test while generating power was regarded as highly successful.

In the future, it is intended to convert the combustion system to one burning coal, with ash rejection as slag to the extent of 90% or more. The chamber will be of vertical cyclone type, discharging at the top. The first stage will be a gasifier, and the second stage will complete the combustion.

FIG. 1 - A Q AND GAS FLOW SYSTEM
MHD EXPERIMENT



COMPONENTS

1. INTAKE FILTER
2. COMPRESSOR C-50B
3. CHECK VALVE
4. RELIEF VALVE
5. FLOW MEASURE
6. AIR THROTTLE VALVE
7. AUTOMATIC CONTROL VALVE
8. BYPASS VALVE
9. L.T. AIR HEATER
10. H.T. AIR HEATER
11. COMBUSTION CHAMBER
12. MHD GENERATOR
13. BACK PRES VALVE
14. VENTURI SCRUBBER
15. MOISTURE SEPARATOR

PRESSURES

- P_a - AMBIENT PRESS
 P_c - COMP. SUPPLY PRESS
 P_1 - AIR SUPPLY PRESS
 P_2 - AIR INLET PRESS
 P_3 - COMP. OUTLET PRESS
 P_4 - GEN INLET 1 C
 P_5 - GEN OUTLET 2
 P_6 - EXHAUST PRESS.
 P_7 - HEATER CROSS OVER PRESS.
 P_8 - HEATER GULLET PRESS

TEMPERATURES

- T_a - AMBIENT TEMP.
 T_c - COMP. SUPPLY TEMP
 T_1 - AIR SUPPLY TEMP
 T_2 - AIR INLET TEMP
 T_3 - COMB. TEMP.
 T_4 - GEN INLET TEMP.
 T_5 - GEN OUTLET TEMP.
 T_6 - EXHAUST TEMP
 T_7 - CROSS OVER TEMP
 T_8 - HEATER OUTLET TEMP
 T_9 - SCRUBBER INLET TEMP
 T_{10} - STACK TEMP.

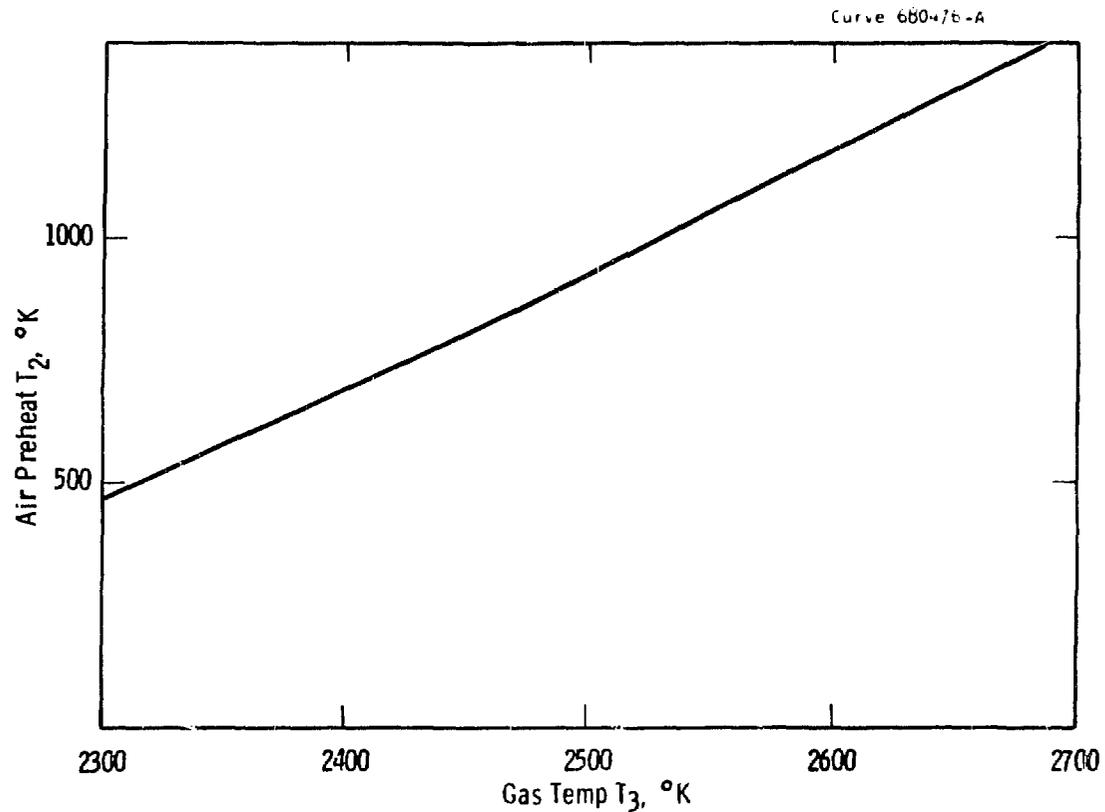


Fig. 2— Air Preheat Temperature

(Benzene, Char, CS_2)

$\varphi = 1.05$

0.5% Cs Seed by CS_2SO_4

5% Heat Loss

0.5% Moisture in Air

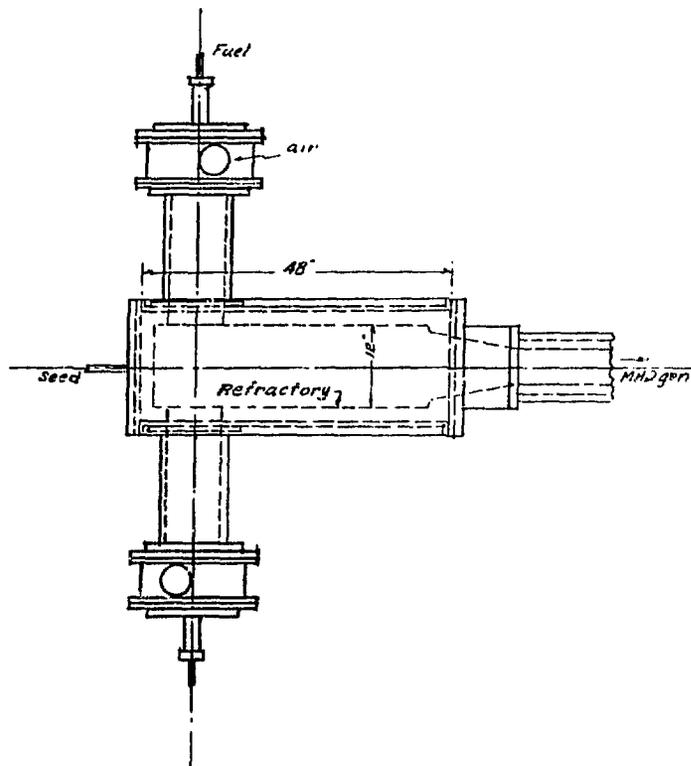


Figure 3 — Combustion chamber and mixer assembly.

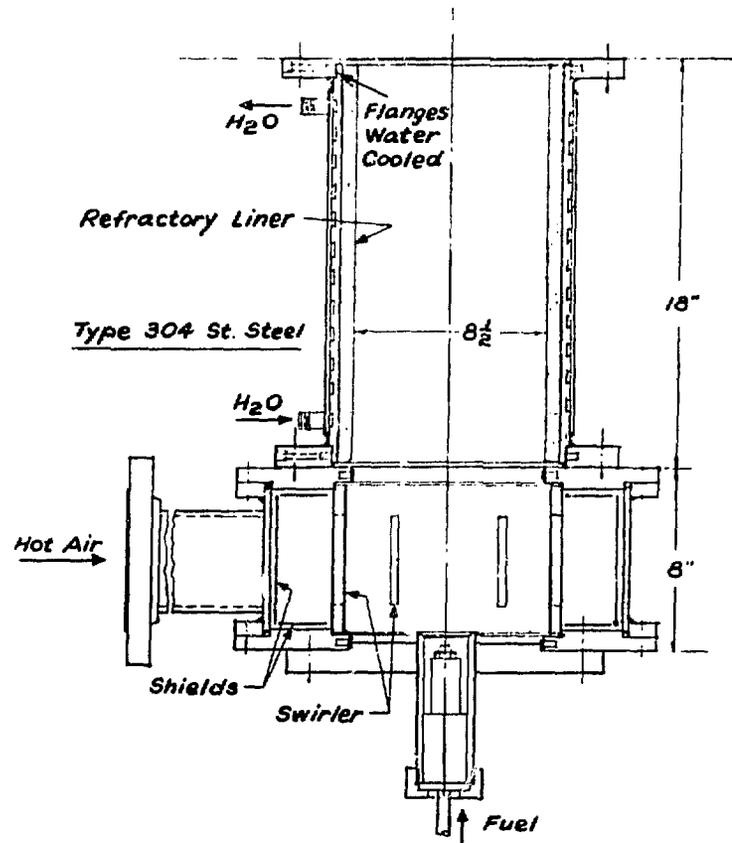


Figure 4—Combustion chamber assembly

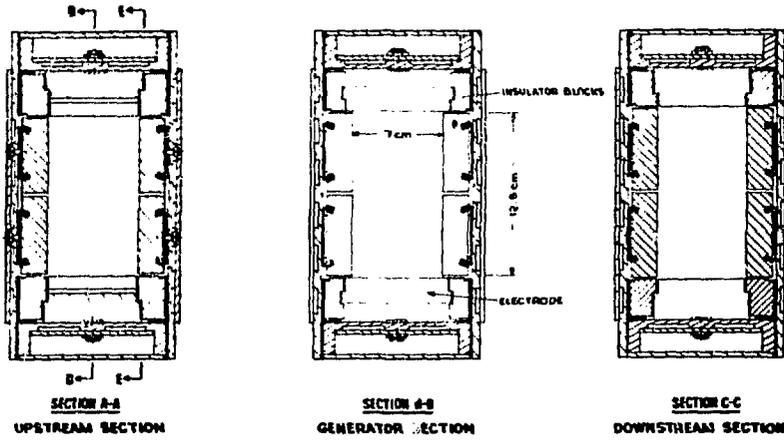


FIG. 6 - DUCT CROSS SECTIONS

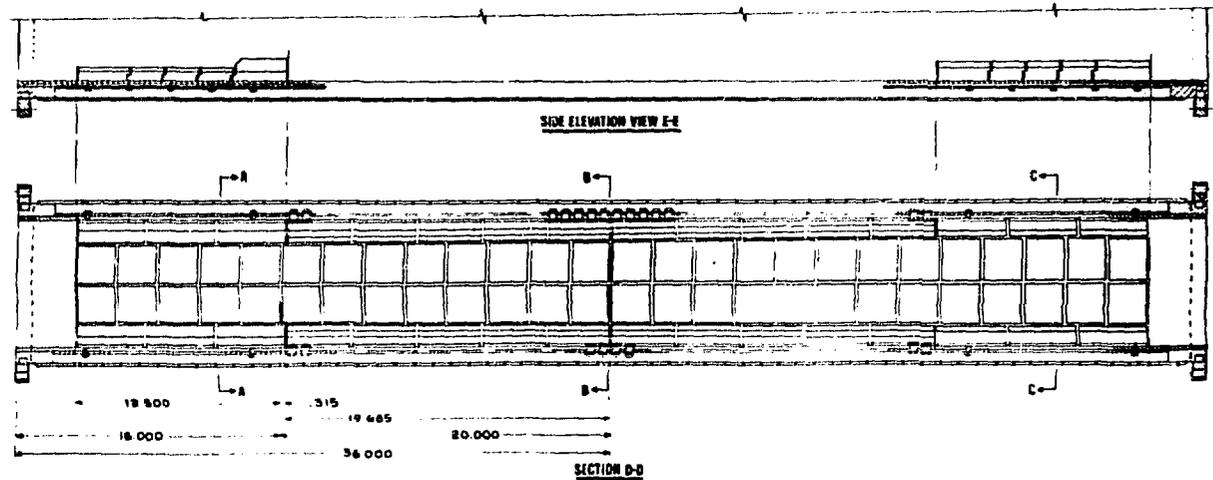


FIG. 5 - DUCT PROFILE

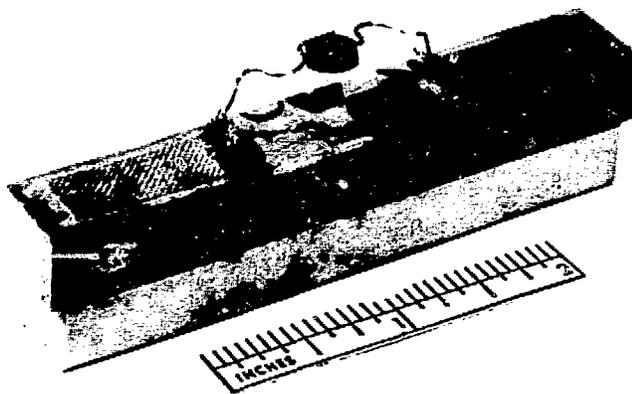


Fig. 7--CeO₂-ZrO₂ electrode for 60 kW Generator.

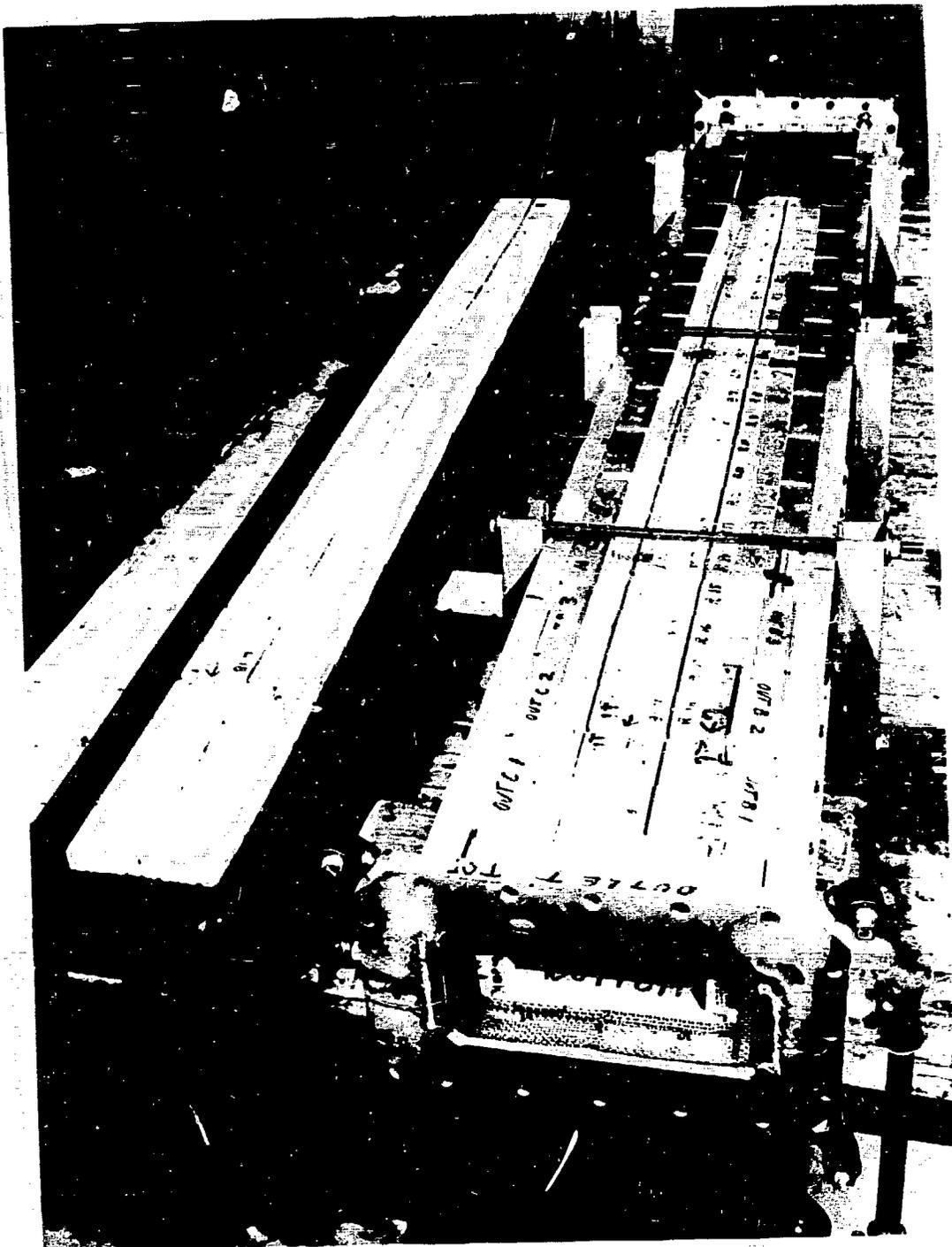


Fig. 8--MHD generating duct--Style II.

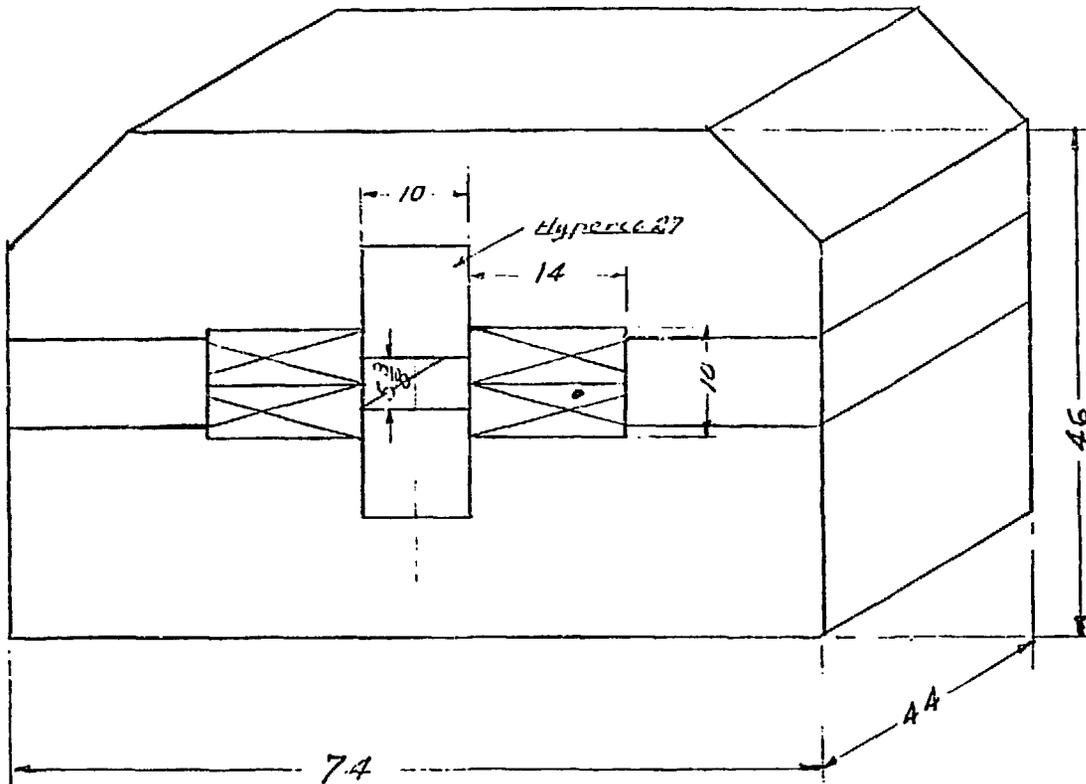


Figure 9 - Revised magnet configuration channel opening 5-3/8 x 10

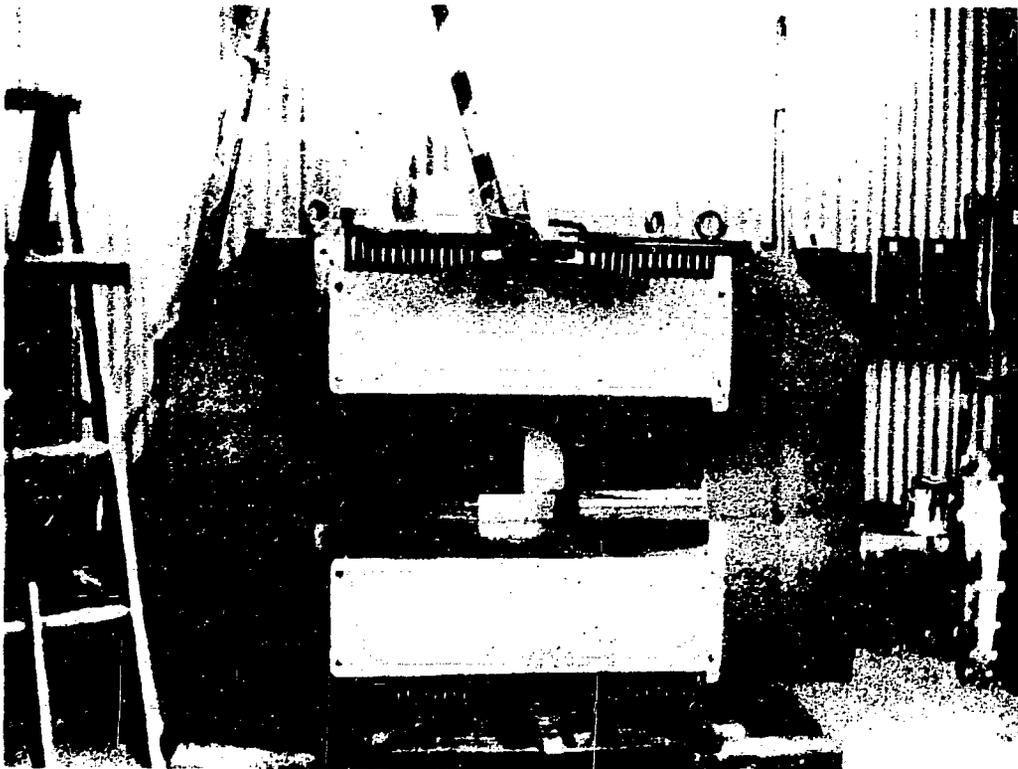


Figure 10 - Complete magnet installation

НЕКОТОРЫЕ ИТОГИ ИССЛЕДОВАНИИ МГД ГЕНЕРАТОРОВ
С НЕРАВНОВЕСНОЙ ПРОВОДИМОСТЬЮ

В.С.Голубев, В.А.Гурашвили

Институт атомной энергии им.И.В.Курчатова, Москва, СССР

SOME RESULTS OF THE INVESTIGATIONS OF THE MHD GENERATORS
WITH NON-EQUILIBRIUM CONDUCTIVITY

V.S.Golubev, B.A.Gourashvily

I.V.Kurchatov Institute of Atomic Energy, Moscow, USSR

Last decade's results of the physical investigations of the MHD generators with non-equilibrium conductivity and non-equilibrium plasma's physical property are surveyed. These results allow now fulfill the reliable estimations of such MHD generators. The remaining physical problems to be solved are discussed.

Приводится обзор результатов исследований МГД-генераторов с неравновесной проводимостью, а также физических свойств неравновесной плазмы, типичной для таких генераторов. Полученные результаты позволяют проводить достоверные оценочные расчеты МГД генераторов. Отмечаются вопросы, требующие дальнейших исследований.

Цель описываемого ниже цикла исследований заключалась в экспериментальном осуществлении МГД генератора с неравновесной проводимостью при заметном сьеме энтальпии потока в виде электроэнергии на внешней нагрузке. Для достижения этой цели необходимо было детально исследовать физические явления в плазме такого МГД генератора и факторы, ограничивающие эффективность преобразования энергии, а именно:

- свойства неравновесной плазмы в электрическом поле,
- влияние поперечного магнитного поля на устойчивость и эффективную электропроводность плазмы,
- взаимодействие потока газа с неравновесной плазмой,

- изменение гидродинамических и термодинамических параметров потока в МГД канале при сильном взаимодействии.

Укажем ряд физических проблем МГД генератора с неравновесной плазмой, существовавших перед началом широких исследований этого вопроса [1].

1. Величина фактора неупругих потерь энергии электронов δ была неизвестна.

2. Область применимости уравнения Саха для определения концентрации электронов N_e требовала теоретического и экспериментального обоснования.

3. Требовали решения вопросы об эффективных значениях проводимости неоднородной плазмы в поперечном магнитном поле и параметра Холла, а также о реализуемых величинах коэффициента нагрузки.

4. Существовало ряд вопросов о поведении неравновесной плазмы в потоке газа при наличии магнитного поля; это, в частности, явления на входе МГД канала и гидродинамика торможения потока.

5. До настоящего времени существенным остается вопрос о максимальной доле энтальпии, которую можно вывести из потока на внешнюю нагрузку.

Физические исследования, которые должны были дать ответ на перечисленные выше вопросы и привести к созданию эффективного МГД генератора, развернулись в начале 60-х годов одновременно во многих лабораториях мира. Последовательность изучения поставленных вопросов была близка к их естественной логической очередности:

1. Свойства низкотемпературной неравновесной плазмы в электрическом разряде без магнитного поля: баланс энергии электронов и других компонент плазмы, условия ионизационного равновесия, токовая контракция плазмы и т.д.

2. Неравновесная низкотемпературная плазма в скрещенных электрическом и магнитном полях, неустойчивости такой плазмы (ионизационная, акустическая и др.), эффективная проводимость и параметр Холла, влияние границ на неустойчивость плазмы и геометрию протекания токов.

3. Неравновесная плазма в потоке газа: фронт ионизации и волна ионизации, устойчивость плазмы на фронте и проблема пред-ионизатора, гидродинамика неоднородной плазмы в потоке при

наличии магнитного поля.

4. Осуществление самоподдерживающегося электрического разряда за счет движения газа поперек магнитного поля.

5. Осуществление съема энергии на внешнюю нагрузку МГД генератора с неравновесной плазмой.

6. Осуществление МГД генератора с эффективным преобразованием тепловой энергии потока в электрическую.

В дальнейшем будем придерживаться этой последовательности в изложении развития исследований.

Свойства неравновесной плазмы газового разряда.

Исследовалась плазма без магнитного поля в условиях, соответствующих параметрам плазмы МГД генераторов:

концентрация нейтральных частиц	$n_a \sim 10^{18} - 10^{19} \text{ см}^{-3}$
концентрация атомов цезия	$n_s \sim 10^{14} - 10^{16} \text{ см}^{-3}$
концентрация электронов	$n_e \sim 10^{13} - 10^{15} \text{ см}^{-3}$
температура газа	$T_a \sim 1000 - 2000^\circ \text{К}$
температура электронов	$T_e \sim 2000 - 5000^\circ \text{К}$
плотность тока	$j \sim 1 - 10 \text{ а/см}^2$
напряженность электрического поля	$E \sim 1 - 10 \text{ в/см.}$

Теоретические и экспериментальные работы [1-3], посвященные этим исследованиям, приводят к следующим выводам:

- В случае плазмы щелочных металлов имеется ионизационное равновесие (т.е. применима формула Саха) в ансамбле электронный газ - возбужденные атомы, если величина $n_e > n_{кр} \sim 10^{13} - 10^{14} \text{ см}^{-3}$.

- Основные потери на излучение соответствуют резонансным переходам. Доля потерь на резонансное излучение по сравнению с упругими потерями невелика, если $n_e > 10^{14} \text{ см}^{-3}$, $n_a > 10^{18} \text{ см}^{-3}$, а минимальный размер плазмы $L \sim 1 \text{ см}$; то есть $\delta \sim 1$.

На основании этих выводов можно провести расчет всех параметров термически неравновесной плазмы без магнитного поля, используя уравнения баланса энергии электронов, энергии газа и уравнение Саха.

Влияние поперечного магнитного поля на свойства
неравновесной плазмы с током

Наиболее существенные и новые для физики плазмы результаты были получены при исследовании поведения неравновесной плазмы с током в магнитном поле. Основные результаты этих исследований сводятся к утверждению того факта, что в условиях МГД генератора с неравновесной плазмой, характер проводимости имеет ионизационно-турбулентную природу.

I. Аномальное сопротивление и параметр Холла неоднородной плазмы. Теоретически в работах [4-7] было показано, что при наличии неоднородностей проводимости σ , относительной амплитуды $\Delta = \langle (\delta\sigma/\sigma)^2 \rangle^{1/2}$ можно записать следующее выражение для эффективных проводимости и параметра Холла

$$\frac{\sigma_{эфф}}{\langle \sigma \rangle} = \frac{\beta_{эфф}}{\langle \beta \rangle} = [1 + f \langle \beta \rangle^2 \Delta^2]^{-m} \quad (1)$$

где $f = \cos^2 \theta$, $m = 1$ - одномерные неоднородности в виде плоских слоев, параллельных силовым линиям магнитного поля, и нормаль которых наклонена под углом θ к среднему току,

$f = 1$, $m = 1/2$ - двумерные неоднородности с изотропным и равновеликим распределением "выступов" и "провалов" проводимости,

$f = \frac{3\pi}{8}$, $m = 2/3$ - трехмерные изотропные неоднородности.

Знание величины $\Delta(\beta)$ возможно только при раскрытии физической природы плазменных неоднородностей. Как показывает нелинейный анализ ионизационной неустойчивости и многочисленные экспериментальные работы, при $\beta \gg 1$ имеют место универсальные соотношения:

$$\beta_{эфф} \approx const \sim 1 \quad (2)$$

$$\sigma_{эфф} = \frac{e \langle n_e \rangle \beta_{эфф}}{B} \quad (3)$$

Результаты различных работ [8-9] как при $\frac{T_e}{T_a} - 1 > 0,1$, так и при $\frac{T_e}{T_a} \gg 1$ подтверждают (2-3), это отражено на рис. I. Эти соотношения справедливы и для практически визуально однородной плазмы ($\Delta < 0,1$), что, вероятно, связано с наличием мелкомасштабных неоднородностей, требующих для своего наблюде-

ния специальных экспериментов с высоким пространственным разрешением на очках малых масштабах ($L \ll 10^{-1}$ см). Что же касается соотношений (1), то они пока не получили убедительного количественного подтверждения в экспериментах.

2. Ионизационная неустойчивость и ионизационная турбулентность. Поскольку этому фундаментальному явлению, на которое впервые указано в работе [10], посвящен прекрасный обзор [11], не будем останавливаться детально на этой проблеме и укажем только новые интересные экспериментальные данные.

Хорошо известно, что даже при полной ионизации присадки, когда ионизационная неустойчивость действительно не развивается, величина эффективного параметра Холла $\beta_{\text{эфф}}$ остается невысока. Специальные измерения [12] величины $\beta_{\text{эфф}}$, в плазме с полной ионизацией присадки в широком диапазоне $n_e = n_s = 5 \cdot 10^{11} - 10^{14} \text{ см}^{-3}$, показали (рис. 2), что $\beta_{\text{эфф}}$ возрастает с уменьшением n_e . Этот факт позволяет полагать, что "насыщение" $\beta_{\text{эфф}}$ вызвано, возможно, некой микротурбулентностью кинетической природы, демпфируемой столкновениями ионов с нейтралами в условиях, когда длина свободного пробега становится меньше дебаевского радиуса (т.е. при малых n_e).

3. Акустическая неустойчивость. Физическая причина этой неустойчивости заключается в раскачке звуковых колебаний флуктуациями ponderomotorной силы $\mathbf{j} \times \mathbf{B}$ [13]. Влияние джоулева тепловыделения на этот процесс учтено в [14]. Экспериментальное наблюдение акустических волн в виде слоев, перпендикулярных к среднему току и движущихся со скоростью порядка звуковой ($\sim 2 \cdot 10^5$ см/сек) отражено в работе [15]. Интересные экспериментальные результаты по раскачке звуковых колебаний флуктуациями джоулева тепловыделения приведены в [16], где в разряде коаксиальной геометрии удалось найти порог звуковых колебаний по β и j^2/σ .

Взаимодействие неравновесной плазмы с потоком газа.

Явления, происходящие на входе в МГД канал представляют интерес с точки зрения проблемы предионизатора. В основном эти явления связаны с входной релаксацией неравновесной проводимости, переходящей в некоторых условиях в волну ионизации. Оценка длины входной релаксации может быть сделана из уравнения

баланса энергии электронов на входе МГД канала. Так, например, для случая турбулентной проводимости

$$L_{вх} \approx \frac{I}{\alpha V} \ln \left(\frac{n_e}{n_{eвх}} \right) \quad (4)$$

где $n_{eвх}$ - концентрация электронов на входе,
 I - потенциал ионизации.

В реальных условиях $L_{вх} \sim 3-10$ см. Поскольку длина входной релаксации зависит от многих факторов (плохая эмиссия электродов, масштаб экспериментов и т.д.), то установка предионизатора целесообразна даже в случае слабого "отрыва" T_e/T_a [17]. Явление волны ионизации изучено теоретически [18] для случая переноса энергии электронной теплопроводностью. Скорость фронта волны ионизации в этом случае дается выражением:

$$V_{\phi} = \left(\frac{I}{T_e} \right)^{3/2} \sqrt{\frac{T_e}{m_a}} \quad (5)$$

где m_a - масса нейтрала.

Абсолютные значения V_{ϕ} , измеренные в экспериментах [19] без потока газа составили $\sim 5 \cdot 10^2 - 5 \cdot 10^3$ см/сек. Эксперименты с потоком газа [20] дали значения $V_{\phi} \sim 10^4 - 5 \cdot 10^4$ см/сек, что можно объяснить лишь газодинамическим турбулентным переносом энергии электронов. Соответствующая этому механизму переноса скорость волны ионизации [21] дается выражением:

$$V_{\phi}^T \approx 2 \sqrt{D_T \frac{T_e}{I} \frac{3m_e}{m_a} V_e} \quad (6)$$

где D_T - коэффициент турбулентной диффузии, для реальных условий $D_T \sim 10^4$ см²/сек,
 V_e - частота соударений электронов,
 m_e - масса электрона.

Выражение (6) дает правильный порядок величины V_{ϕ}^T . Именно благодаря гидродинамической турбулентности потока облегчается работа предионизатора.

Осуществление МГД генератора с неравновесной проводимостью.
 Можно указать несколько основных работ по реализации МГД генератора. В работе [22] в экспериментах с дисковым каналом использовался предионизатор, создававший плазменную завесу на входе в канал (рис.3), которая непрерывно переходила в плазму генератора. Было также показано [20], что разряд в канале су-

ществует за счет силы $\vec{u} \times \vec{B}$, а не за счет рассеянных электронов, вследствие чего плазменное кольцо, создаваемое предионизатором, существовало в канале значительно дольше, чем время работы предионизатора.

На той же установке, что и в работе [20], были проведены эксперименты с линейным каналом [23], в которых удельная электрическая мощность, выделяемая во внешней нагрузке, достигала ~ 100 Вт/см³.

Необходимо отметить работы, выполненные на ударных трубах [24,25] с дисковыми и линейными каналами, в которых эффективность преобразования энергии достигала $\sim 10\%$.

Большой цикл исследований выполнен также в работе [17].

В экспериментах [26] завершился некоторый цикл исследований, которыми было осуществлено эффективное торможение сверхзвукового потока аргоно-цезиевой плазмы. Эксперименты проводились на секционированном фарадеевском МГД-генераторе (рис.4) с ударной трубой (рис.5) в качестве источника плазмы. МГД-канал с Махом 2,5 не имел предионизатора, поэтому эксперименты проводились при температуре торможения $T=5000-9000^\circ\text{K}$. Давление торможения достигало 20 ата, магнитное поле до 4 тл, концентрация цезия в МГД-канале до 10^{15} см⁻³. В этих экспериментах были достигнуты значительные коэффициенты преобразования, составляющие при $T=7500^\circ\text{K}$ - 20%, а при $T=9000^\circ\text{K}$ - 30%. В процессе экспериментов измерялись все определяющие параметры плазмы и МГД генератора, в том числе и распределение числа Маха по длине канала в режиме нагрузки. Подтвердив основные представления о характере проводимости ("турбулентный" закон $\sigma \sim B^{-1}$), наличие развитой ионизационной неустойчивости (рис.6) и т.д., эти исследования обнаружили два экспериментальных факта, объяснение которых потребует дополнительных исследований.

Это прежде всего аномально большие значения фактора неупругих потерь энергии электронов δ , которые в экспериментах достигали ~ 50 . Аналогичный эффект наблюдался в работе [27]. Возможное объяснение аномально большого значения δ состоит в наличии гипотетической микротурбулентности плазмы.

Если в этой микротурбулентности участвуют ионы, то они быстро отдают нейтральному газу энергию своего колебательно-го движения, черпаемую из энергии токового электрического поля в процессе поддержания микротурбулентности. Это приводит

к увеличению кажущегося фактора неупругих потерь энергии электронов в их столкновениях с газом.

Обращает на себя внимание отсутствие "кризиса" течения при значительном сьеме энергии (20-30%) во внешнюю нагрузку в условиях относительно слабого (70%) увеличения сечения канала. Экспериментальное определение числа Маха показало, что поток остается существенно сверхзвуковым, т.е. газ должен слабо нагреваться или даже охлаждаться, несмотря на значительные объемные тепловыделения. Возможным объяснением этого парадокса является генерация сильных акустических колебаний при входе сверхзвукового потока в канал, где поток налетает на пространственно-неоднородную зону сил торможения $j_y \cdot B$ и $j_x \cdot B$. Можно показать, что для волн, бегущих от катодной стенки к анодной механизм усиления - силовой, т.е. за счет флуктуаций пондеромоторной силы $j \times B$, а для волн, бегущих вдоль канала, механизм усиления - тепловой, т.е. за счет флуктуаций тепловыделения j^2/c . За время пролета газа через канал амплитуда акустических волн в направлении поперек потока канала по оценкам может слабо возрастать, в то время как амплитуда волн вдоль канала может оказаться значительной ($\Delta P/\rho \sim 1$). Если предположить, что значительная часть мощности Джоулева нагрева расходуется на раскачку звуковых колебаний и не передается на нагрев газа, то в этом случае экспериментальное распределение числа Маха вдоль канала может быть объяснено.

В ы в о д ы

Таким образом, в результате более чем десятилетних исследований по физике плазмы и магнитной гидродинамики МГД генераторов с неравновесной проводимости можно утверждать, что в настоящее время:

- Достоверны расчеты свойств неравновесной плазмы в электрическом поле.

- В общих чертах ясны основные физические процессы в неравновесной плазме с магнитным полем и характер эффективной проводимости, дано описание работы предионизатора и различные физические механизмы, влияющие на процессы, происходящие на входе в канал.

Тем не менее остаются ряд принципиальных вопросов, требующие дальнейших исследований:

- физический механизм "насыщения" параметра Холла в макроскопически однородной плазме,
 - причина аномально большого фактора неупругих потерь энергии электронов,
 - свойства развитой акустической неустойчивости и условия ее возникновения в МГД генераторе с сильным торможением.
- Весь комплекс исследований позволит, тем не менее, проводить достоверные оценки МГД генераторов с неравновесной проводимостью, если интерес к этим программам будет сохраняться.

ЛИТЕРАТУРА

- I. J.L.Kerrebroek, M.A.Hoffman, AIAA Journ. 1964, 2, N 6, 1080-1087.
2. M.L.Lutz, AIAA Journ. 1967, 5, N 8, 1416-1423.
3. Л.М.Биберман и др. "МГД метод получения электроэнергии". Изв. "Энергия", Москва, 1968, 209-263.
4. R.J.Rosa, Phys.Fluids, 1962, 5, N 9, 1081.
5. Е.П.Велихов, А.М.Дыхне, И.Я.Шипук. Труды УП Межд.Симп. по иониз.явлениям в газах. Белград, 1965.
6. А.М.Дыхне. ЖЭТФ, 59, № 2(8), 641.
7. Ю.А.Дрейзин, А.М.Дыхне. Труды конф.по теории плазмы, Киев, 1972, 166-172.
8. Electricity from MHD, Ed. IAEA, Vienna, 1966.
9. Proc.of 5th Intern.Conf.on MHD Electr.Pow.Gener. Munich, 1971.
10. Е.Р.Velikhov, А.М.Dykhne, 6th Conf.on Ioniz.Phen.in Gases, Paris, 1963, vol.4, p.511.
11. V.Zampaglione, "Ionization Instability..." CNEN-RT/FI (73)42.
12. Е.В.Даньшиков, В.С.Голубев, Ф.В.Лебедев. Доклад на X заседании Межд.Группы Связи по МГДГ, Вена, 1974.
13. Е.П.Велихов. Доклад на I Межд.конф.по МГДГ. Ньюкасл, 1961.
14. I.E.McCune. Proc.of 2d Intern.Symp.on MHD, Paris, 1964.
15. С.В.Пашкин, И.Я.Шипук. ДАН СССР, 1967, 196, №6, 1275-1281.
16. В.С.Голубев, Ф.В.Лебедев. ТФВТ, 1974, 12 № 2.
17. E.Bertolini et all. Proc.of 13th, Symp.on Eng. Aspects of MHD. Stanford USA, 1973, 1-1.

18. Е.П.Велихов, А.М.Дыхне. Труды 7-го Межд.Симп.по иониз. явл. в газах. Белград, 1965.
19. В.Т.Карпухин, А.В.Недоспасов. ТФВТ, 1970, 8, №2, 266.
20. А.Ф.Витшас, В.С.Голубев, см. 3, стр.292-303.
21. В.С.Голубев, М.М.Маликов. ТФВТ, 1973, II, №4.
22. А.Ф.Витшас, В.С.Голубев, "Атомная энергия", 1967, 23, № 4, 291-295.
23. В.С.Голубев, М.М.Маликов, А.В.Недоспасов. ТФВТ, 1970, 8, №6, 1265-1272.
24. В.Zanderer, E.Vate. See [17] .
25. J.F.Louis. Proc.of 8th Symp.on Eng.Asp.of MHD, Stanford, 1967.
26. А.Д.Белых, В.А.Гурашвили, В.С.Голубев. ТФВТ, 1973, II, №6.
27. S.Shiode, I.Yamashita, H.Yamamoto. See [17], 1-3.

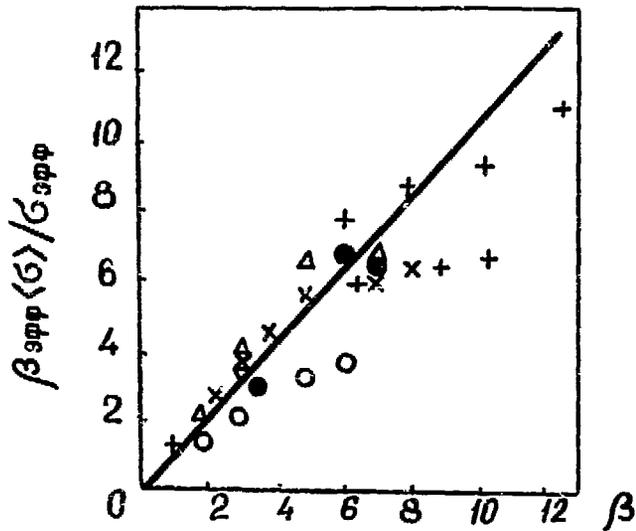


Рис. 1

Значение $\frac{\langle \sigma \rangle}{\langle \sigma_{эфф} \rangle} \cdot \beta_{эфф} = f(\beta)$ по данным разных экспериментов

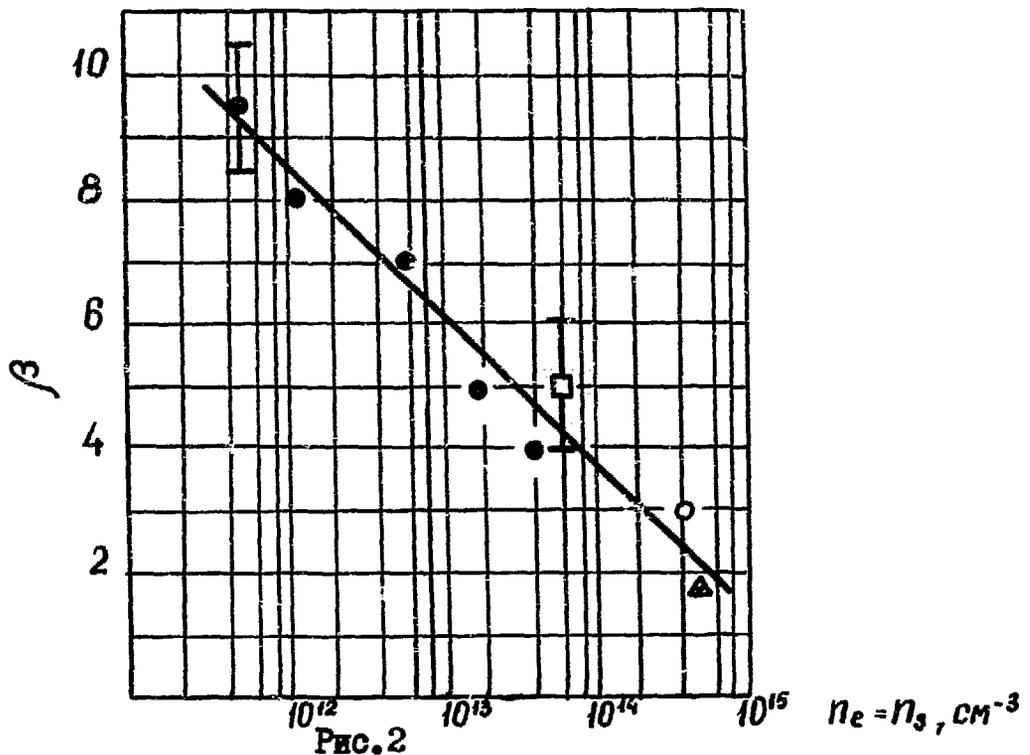


Рис. 2

Измеренные значения величины $\beta_{эфф}$ в разных экспериментах, при $\beta = 10$ и $n_e = n_s$.

- (Ar-Cs, $T_a = 400^\circ\text{K}$, $n_a = 10^{18} \text{ см}^{-3}$)
- (Ar-Cs, $T_a = 1500^\circ\text{K}$, $n_a = 5 \cdot 10^{18} \text{ см}^{-3}$)
- (Ar-Hg, $T_a = 400^\circ\text{K}$, $n_a = 3 \cdot 10^{18} \text{ см}^{-3}$)
- △— (Ar-Cs, $T_a = 500^\circ\text{K}$, $n_a = 3 \cdot 10^{18} \text{ см}^{-3}$)



Рис. 3
Внешний вид плазмы в дуговом предионизаторе
дискового канала

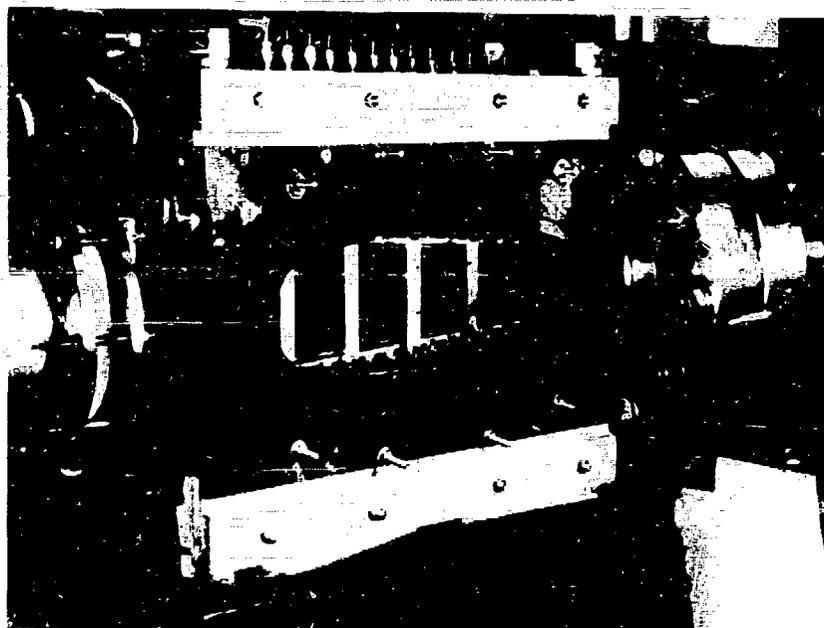


Рис. 4
МГД-канал с магнитом

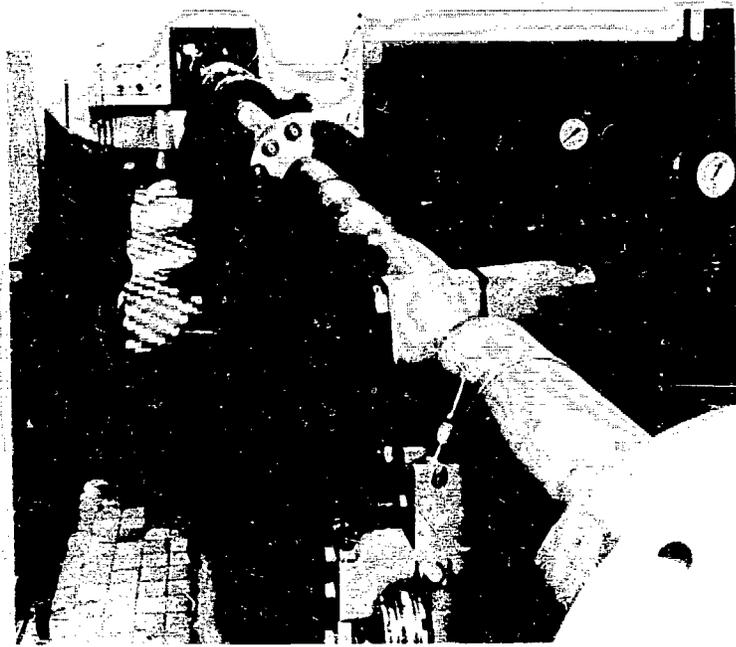


Рис. 5.
Общий вид ударной трубы

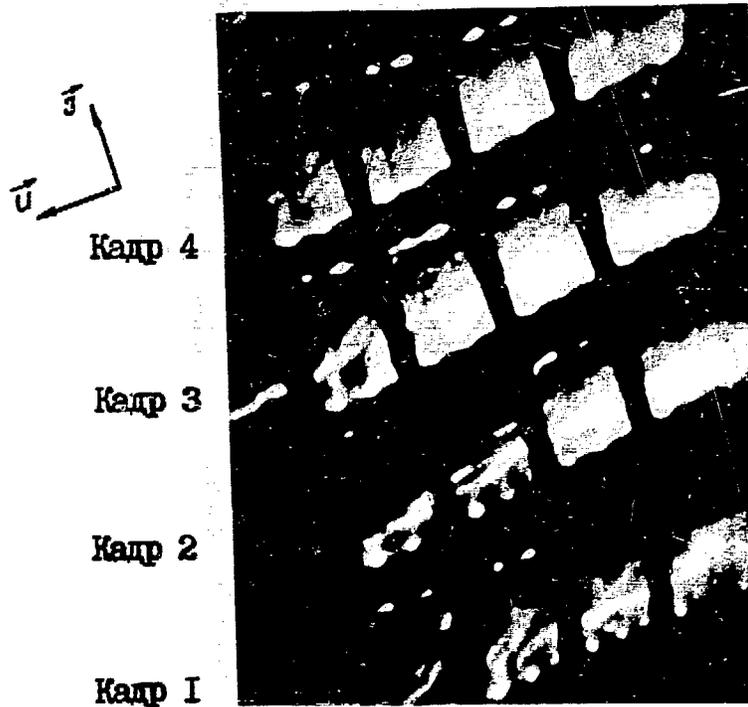


Рис. 6
Внешний вид плазмы в канале МГД-генератора при $T=7500^{\circ}\text{K}$, $B=4$ тл. Расстояние во времени между кадрами - 100 мксек. Экспозиция - 2 мксек

**ВЫБОР ОПТИМАЛЬНЫХ СХЕМ И ПАРАМЕТРОВ
ЖИДКОМЕТАЛЛИЧЕСКИХ МГД-УСТАНОВОК**

П.П.Орлов, Л.С.Попырин,
В.А.Преснов, В.И.Старостенко,
Н.Н.Старостенко
Сибирский энергетический институт
СО АН СССР, Иркутск,
Институт высоких температур
АН СССР, Москва,
СССР

Abstract- АННОТАЦИЯ

SELECTION OF OPTIMAL SCHEMES AND PARAMETERS OF LIQUID-METAL MHD INSTALLATIONS. For the search of perspective schemes of liquid-metal MHD installation the method of mathematical modelling is used, the comparative analysis of the factors, having the greatest effect on the efficiency of new and elaborated schemes, is performed the ways of their subsequent improvement are defined. Investigation were carried on the generalized mathematical model MHD installations of condensing and separating types with continuous improvement of original schemes with regard to uncertainty of initial information.

It is shown that the maximum efficiency of one-stage condensing MHD installations does not exceed 4-5%. The potassium installation have the best characteristics, but in the cesium and rubidium installations there is no velocity limitation. Introduction of two-stage acceleration allows to raise the overall efficiency by a factor of 1.5. The tendency to raise efficiency under existing velocity limitation caused to study the variants of schemes dividing general heat drop into two parallel drops. As a result, at relatively low efficiencies of

such nodes as two-phase nozzle, MHD generator, diffuser, that were confirmed by experiments, the overall efficiency of such a installation is found to be about 20%.

Методом математического моделирования проведен поиск перспективных схем жидкометаллических МГД - установок, дан сравнительный анализ факторов, наиболее сильно влияющих на эффективность новых и разработанных ранее схем, определены пути их дальнейшего совершенствования. Исследования выполнялись на обобщенной математической модели жидкометаллических МГД - установок конденсационного и сепарационного типов при непрерывном совершенствовании исходных схем с учетом неопределенности исходной информации.

Показано, что максимальный к.п.д. одноступенчатой МГД - установки конденсационного типа не превышает 4-5%. Лучшие характеристики имеет установка на калии, однако в установках на цезии и рубидии не возникает ограничения по скорости. Введение двухступенчатого разгона позволило повысить эффективный к.п.д. в полтора раза. Стремление повысить эффективность установки в условиях существующего ограничения по скорости заставило исследовать варианты схем с делением общего срабатываемого теплоперепада на два параллельных. В результате - при относительно невысоких значениях к.п.д. таких узлов, как двухфазное сопло, МГД - генератор, диффузор, подтвержденных экспериментально, получен эффективный к.п.д. установки этого типа порядка 20%.

Анализ обратимых циклов жидкометаллических МГД - преобразователей [1] показал, что их максимально возможный термический к.п.д. лишь на 5-6% ниже к.п.д. цикла Карно. Относительно же невысокий к.п.д. реального цикла обусловлен малым срабатываемым теплоперепадом в сопле и значительными необратимыми потерями по элементам оборудования (при смешении, гидравлическими, омическими и т.д.). В то же время эти потери могут быть существенно снижены рациональным выбором рабочих тел и их комбинаций, процессов преобразования энергии по элементам оборудования, удачными конструктивно-компоновочными решениями, а

также оптимизацией параметров.

В данной работе методом математического моделирования дан сравнительный анализ факторов, наиболее сильно влияющих на эффективность новых и разработанных ранее схем жидкометаллических МГД – установок и определены пути их дальнейшего совершенствования. Исследования выполнялись на обобщенной математической модели жидкометаллических МГД – установок конденсационного и сепарационного типов. В основу модели положено обобщенное описание элементов оборудования, процессов, протекающих в них, зависимостей, описывающих свойства применяемых рабочих тел и теплоносителей в широком диапазоне температур и давлений. При построении модели учитывались существующие ограничения на зоны изменения параметров и технологические характеристики установки [2].

Комплексная оптимизация параметров различных схем осуществлялась с помощью программы, реализующей одну из модификаций градиентного метода нахождения экстремума функции многих переменных [2]. В процессе исследований и оптимизации в качестве независимых переменных рассматривались совокупности термодинамических, расходных и конструктивных параметров, типы рабочих тел и их комбинации, конструктивно-компоновочные решения. В качестве критерия эффективности в зависимости от назначения исследуемой установки и особенностей решаемой задачи принимались к.п.д. или приведенные затраты – для стационарных энергоустановок и изменяющаяся часть удельного веса энергоустановки – для транспортных.

Для выявления параметров, оказывающих наиболее существенное влияние на характеристики циклов, и определения степени их взаимодействия, первоначально анализировалась одноступенчатая инжекторная установка с МГД – генератором спирального типа (рис. 1а). Было выяснено, что максимальный к.п.д. одноступенчатых схем, который может быть достигнут при существующих ограничениях на начальную температуру цикла и скорость жидкого металла в инжекторе, не превышает 4–5%, а удельный вес установки без учета веса источника тепла составляет 8–13 кг/кВт (рис. 2 и табл. I). Наиболее существенное влияние на энергетические и весовые показатели установки оказывают верхняя и нижняя температуры цикла T_H и T_X , температурные напоры на концах парогенератора ΔT_H и ΔT_K , температура энергоносителя за теплообменником T_X , свойства рабочих тел и охлаждающей жидкости, соотношения

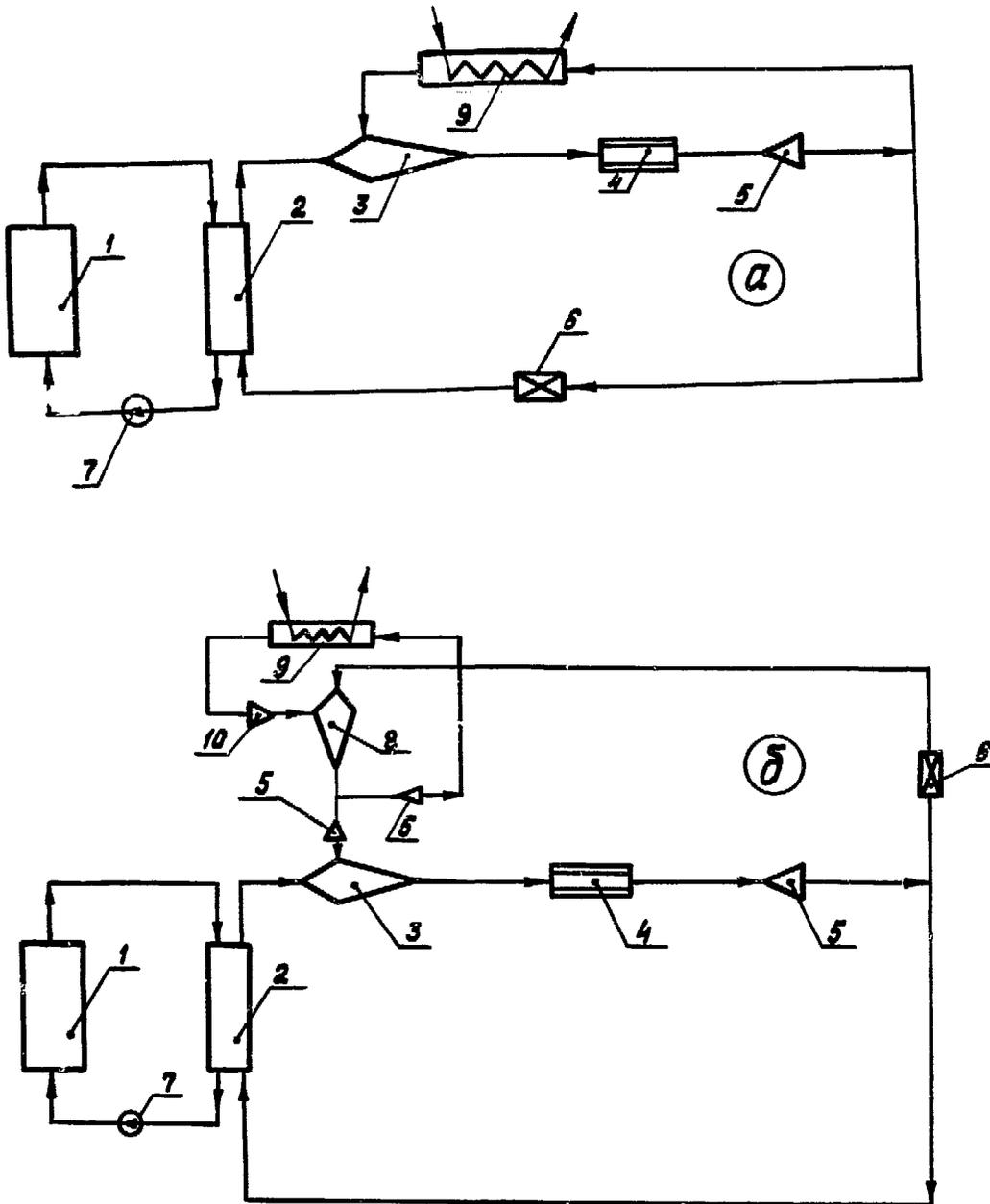


Рис. 1. Принципиальные схемы: а) одноступенчатой
б) двухступенчатой МГД-установок
конденсационного типа

- 1- источник тепла; 2- парогенератор;
3- инжектор I ступени;
4- МГД-генератор; 5- диффузор;
6- дроссель; 7- нагрев электромагнитный;
8- инжектор II ступени; 9- теплообменник;
10- сопло жидкостное.

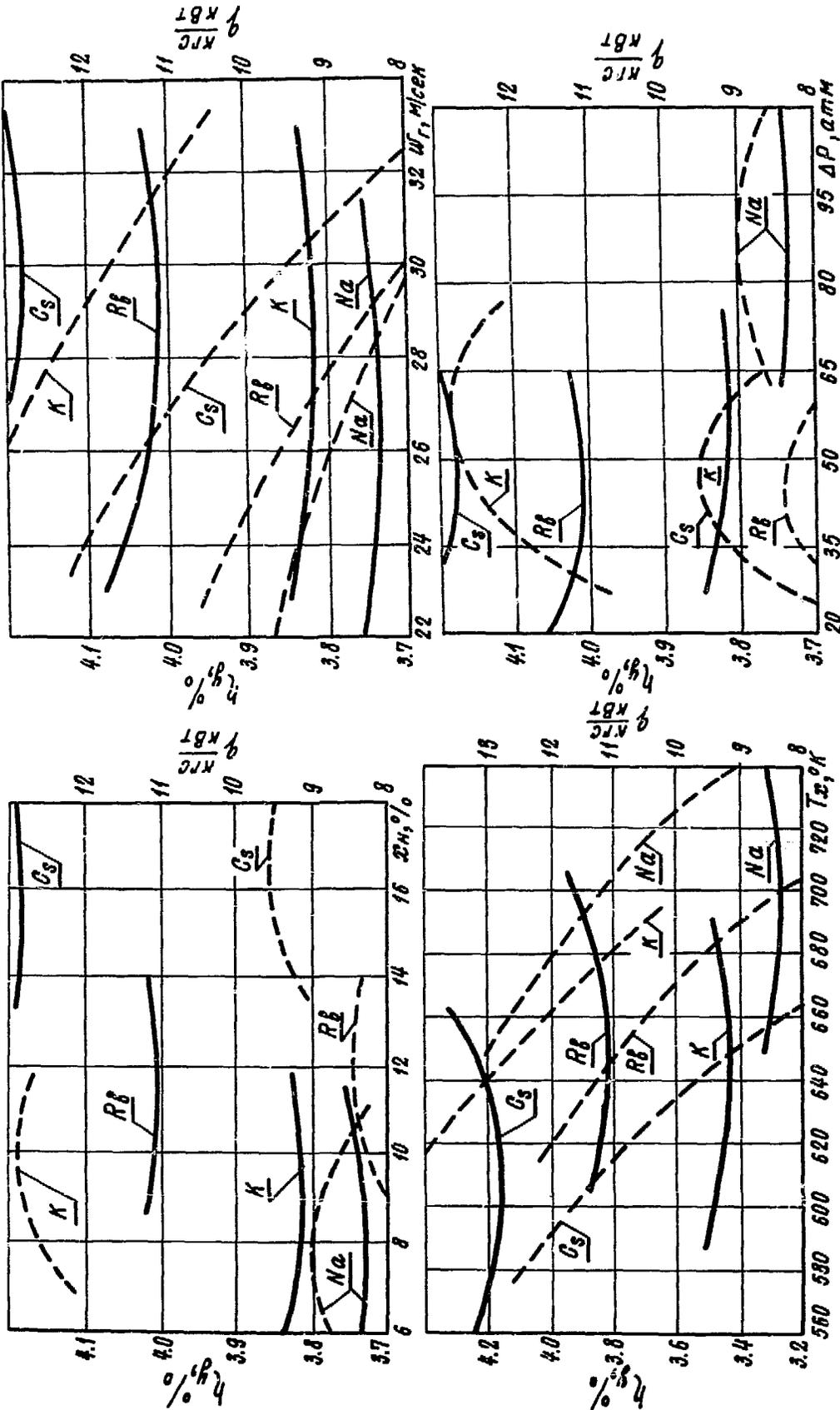


Рис. 2. Влияние начальной сухости пара в цикле - x_0 , температуры охлаждающей жидкости за теплообменником - T_x , перепада давления обрабатываемого на жидкостном сопле инжектора - ΔP , скорости рабочего тела на входе в МГД - генератор - $\eta_{Г}$ на эффективный к.п.д. - η и изменяющуюся часть удельного веса - q энергоустановки. — — — — η ; — — — — q .

Оптимальные значения основных параметров
и технико-экономических показателей инжек-
торной МГД-установки конденсационного типа

Таблица I

Наименование величин	Рабочее тело			
	<i>K</i>	<i>Na</i>	<i>Rb</i>	<i>Cs</i>
Температура греющего теплоносителя на входе в парогенератор - $t_H, ^\circ\text{K}$	1250	1250	1250	1250
Температура греющего теплоносителя на выходе из парогенератора - $t_K, ^\circ\text{K}$	1160	1160	1160	1160
Температура нагреваемого теплоносителя на входе в парогенератор - T_K, K	810	836	805	765
Температура нагреваемого теплоносителя на выходе из парогенератора - T_H, K	1202	1140	1185	1170
Сухость-пара на выходе из парогенератора - $x_H, \%$	9,1	7.4	11.6	16.1
Температура охлаждающей жидкости за теплообменником - $T_x, ^\circ\text{K}$	650	705	655	610
Перепад давления, срабатываемый на жидкостном сопле - $P, \text{атм}$	49	89	43	45
Скорость потока жидкости на входе в теплообменник - $W_H, \text{м/сек}$	3.0	2.2	2.3	2.4
Скорость потока жидкости на входе в парогенератор - $W_P, \text{м/сек}$	3.0	5.4	6.0	6.5
Скорость рабочего тела на входе в МГД - генератор - $W_r, \text{м/сек}$	28	26	29	30
Высота немагнитного зазора в канале МГД - генератора - $\delta, \text{мм}$	13	10	16	16
Индукция в зубце статора - $B, \text{тл}$	2.0	2.0	2.0	2.0
Удельный вес установки - $q, \text{кгс/кВт}$	9.5	8.3	11.1	12.8
К.П.Д. МГД - генератора - $\eta_r, \%$	56.6	56.3	52.1	49.8
К.П.Д. установки - $\eta_y, \%$	4.1	3.8	3.7	3.8

скоростей и расходов двухфазного потока охлаждающей жидкости, скорость рабочего тела на входе в МГД - генератор W_r , а также существующее ограничение на скорость жидкого металла в камере смешения инжектора.

Из-за ограничения на скорость жидкого металла, роста ударных потерь при смешении за счет неблагоприятного перераспределения скоростей и расходов двухфазного потока и охлаждающей жидкости, роста конечной сухости пара за соплом в одноступенчатых схемах их эффективность не может быть существенно повышена путем дальнейшего расширения температурных границ цикла. Кроме того, падение суммарного расхода жидкости, циркулирующей в элементах оборудования, увеличивает потери от трения и снижает к.п.д. МГД - генератора. Понижение температуры за теплообменником T_x , хотя и способствует уменьшению ударных потерь в камере смешения инжектора, но ограничено в применении из-за снижения к.п.д. второго контура для стационарных установок и роста веса теплообменника - для транспортных. Здесь эффективным будет применение охлаждающей жидкости большей теплоемкости или другого способа удаления паровой фазы.

Разгон охлаждающей жидкости за счет срабатываемого перепада давления на МГД - генераторе, несмотря на некоторое повышение к.п.д. установки, не целесообразен по двум причинам: 1) величина срабатываемого перепада давления на МГД - генераторе очень сильно влияет на его к.п.д.; 2) возникает необходимость в постановке дросселя в ветви возврата рабочего тела на нагрев.

Вид рабочего тела (его теплофизические свойства) оказывает наиболее существенное влияние на к.п.д. и удельные весовые показатели энергоустановки. Так, чем выше скрытая теплота парообразования, теплоемкость и электропроводность металла в конденсированной фазе, тем выше к.п.д. и меньше удельный вес станции. С ростом теплоты парообразования рабочего тела при фиксированных температурах греющего теплоносителя наблюдается рост оптимального значения скорости жидкости на выходе из камеры смешения. Для Na , K , Rb , Cs эти величины составляют соответственно 225, 193, 134, 119 м/сек. Минимальный удельный вес имеет установка на калии. В то же время, если снять ограничение на скорость жидкости в камере смешения инжектора, то лучшие характеристики будут у установки на натрии. Использование рубидия и цезия в установках анализируемого типа не оправдано из-за относительно низких значений теплоты парообразования,

теплоемкости и электропроводности в конденсированной фазе. Вес установок с рубидием и цезием соответственно на 33% и 53% выше, чем с натрием. Несколько неупорядоченное распределение значений эффективного к.п.д. энергоустановки объясняется существенным различием в электропроводности, вязкости и плотности рабочих тел и их сильной зависимостью от конечной температуры цикла, на оптимальное значение которой влияет тип рабочего тела.

Для дальнейшего совершенствования установок с МГД - генераторами на жидких металлах необходимо:

- расширение температурных границ цикла с рациональным использованием срабатываемого теплоперепада в сопле;
- обеспечение расширения пара по линии постоянной сухости;
- выравнивание скоростей смешиваемых энергоносителей;
- разработка новых способов удаления паровой фазы;
- подбор перспективных рабочих тел и их композиций.

Эффективность расширения температурных границ цикла при рациональном использовании срабатываемого теплоперепада исследовалось на двухступенчатой инжекционной МГД - установке с начальной сухостью пара во второй ступени $x_n^{\prime\prime} = 0$ (рис.1б). Результаты некоторой части исследований и оптимизации представлены графическими зависимостями на рис.3 и в табл.II. Их анализ показал, что переход от одноступенчатой к двухступенчатой схеме повышает полезную генерируемую мощность и к.п.д. энергоустановки в 1.5 раза, снижая удельный вес станции в 1.25 раза. Характеристики установки при этом делаются более пологими, что позволяет, удовлетворяя требованию максимума к.п.д. или минимума удельного веса станции, выбирать ее параметры с учетом требований надежности. Здесь интересно отметить следующее: оптимальному весу станции соответствуют веса ряда элементов установки, большие, чем в некоторых промежуточных вариантах. Так в оптимальном варианте вес парогенератора выше веса его в промежуточном - в 1.56 раза, а МГД - генератора - в 1.15 раза.

Анализ оптимальных значений параметров установки показывает, что величина оптимальной сухости пара энергоносителя первой ступени составляет 3%. Это значительно меньше оптимальной сухости пара в одноступенчатой схеме. Оптимальная величина срабатываемого теплоперепада на сопле инжектора первой ступени на 60% меньше, чем в одноступенчатой схеме. Суммарный же перепад

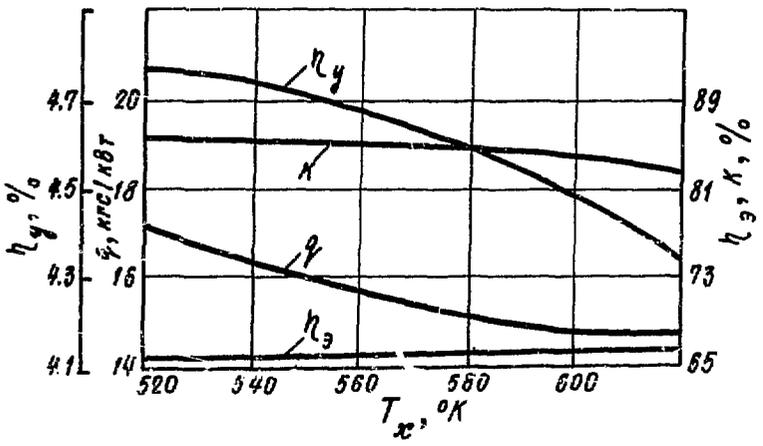
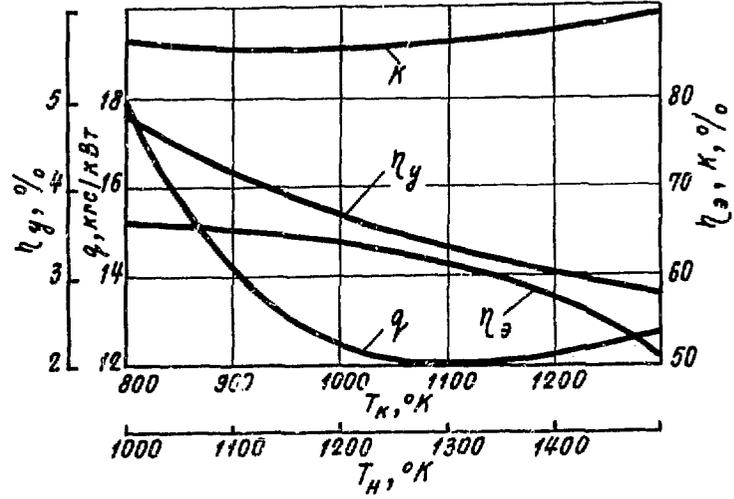
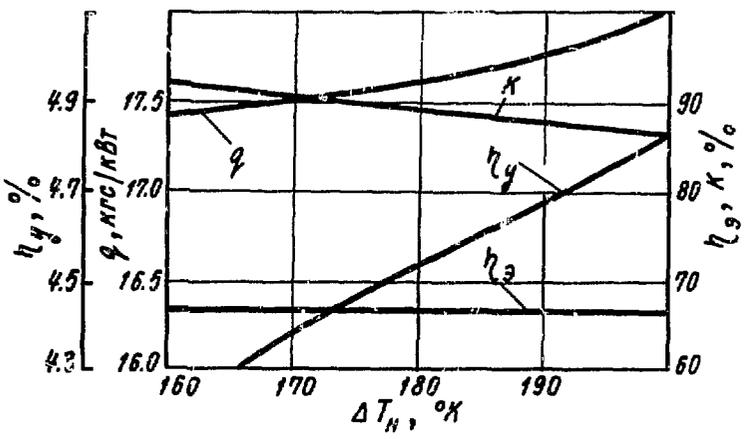
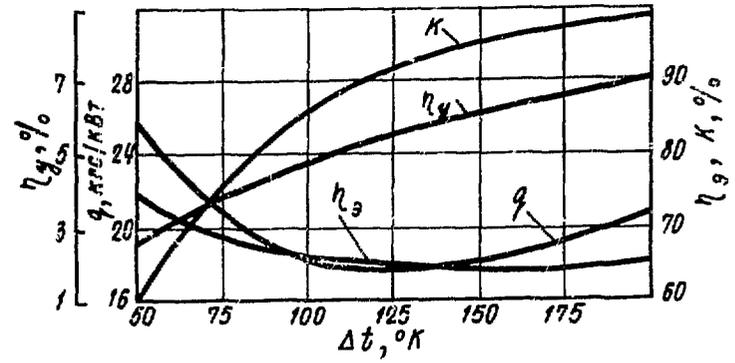
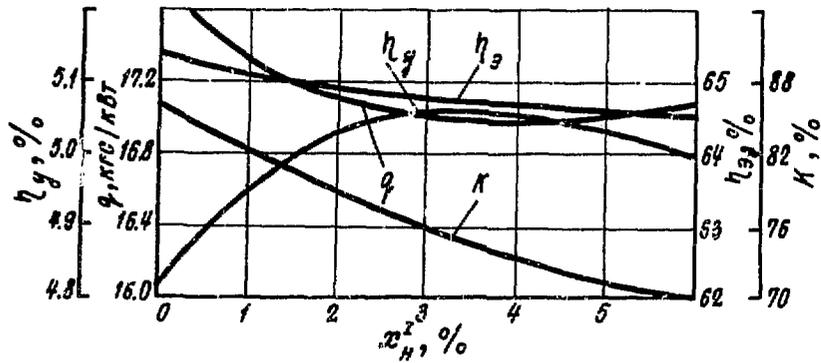


Рис. 3. Влияние начальной сухости пара энергоносителя первой ступени x_H^x , входного температурного напора $-\Delta T_H$, конечной температуры охлаждающей жидкости за теплообменником $-T_x$, срабатываемого температурного интервала на сопле инжектора второй ступени Δt , роста температур рабочего тела в цикле T_H, T_K на к.п.д. камеры смешения инжектора $-K$, электрический к.п.д. МГД-генератора $-\eta_э$, эффективный к.п.д. $-\eta_y$ и удельный вес $-q$ энергоустановки.

Оптимальные значения основных параметров и технико-экономических показателей двухступенчатой инжекторной МГД-установки конденсационного типа

Таблица II

Наименование величин	Значения
Температура греющего теплоносителя на входе в парогенератор - t_H , °К	1250
Температура греющего теплоносителя на выходе из парогенератора - t_K , °К	1160
Температура нагреваемого теплоносителя на входе в парогенератор - T_K , °К	970
Температура нагреваемого теплоносителя на выходе из парогенератора - T_H , °К	1214
Греющий теплоноситель	Натрий
Нагреваемый теплоноситель	Калий
Сухость пара на выходе из парогенератора - x_H^I , %	3
Перепад температур, срабатываемый на сопле инжектора второй ступени - Δt , °К	100
Температура охлаждающей жидкости за теплообменником - T_X , °К	770
К.П.Д. камеры смешения инжектора первой ступени - K , %	91.5
Скорость потока жидкости на входе в теплообменник - W_H , м/сек	2.0
Скорость потока жидкости на входе в парогенератор - W_P , м/сек	2.8
Скорость потока жидкости на входе в МГД-генератор - W_r , м/сек	28
Индукция в зубце статора - B , тл	2.0
Электрический к.п.д. МГД-генератора - $\eta_{э}$, %	51.3
Удельный вес установки - q , кгс/кВт	7.6
К.П.Д. установки - η_y , %	6.1

температур, срабатываемый на соплах инжекторов обеих ступеней, соответствует $\sim 444^{\circ}\text{K}$, что на 13% больше, чем в одноступенчатой схеме.

Несмотря на повышение эффективного к.п.д. и некоторое снижение удельного веса, рассматриваемая установка имеет ряд существенных недостатков, к числу которых относятся: 1) относительно низкая эффективность, сложность и многоэлементность конструкции; 2) ввод дополнительной ступени существенно увеличивает размеры теплообменника, что, например для транспортных энергоустановок, может стать главным техническим ограничением. Напомним, что в одноступенчатой схеме в качестве главного ограничения выступает скорость энергоносителя в камере смешения инжектора.

Таким образом в плане дальнейшего совершенствования установок этого типа, деление общего срабатываемого теплоскопления на ступени может быть использовано прежде всего как эффективное средство расширения температурных границ цикла в условиях существующего ограничения на скорость жидкого металла и снижения ударных потерь в камере смешения инжектора первой ступени. Поэтому целесообразен дальнейший поиск и исследования новых, перспективных схем с учетом полученных результатов.

Термодинамические исследования инжекторной схемы с регенерацией тепла в одноступенчатом конденсационном цикле показали, что, хотя регенеративное охлаждение и дает почти двухкратное улучшение энергетических характеристик цикла [3], тем не менее это тепло в установках по проекту *Staustrahlrohr* [4] используется не лучшим образом. С целью изучения технической реализуемости этих схем и возможностей дальнейшего их совершенствования, определялись геометрические размеры сопел, их эффективность и характеристики установки в условиях неравновесного расширения, изменения конечных температур, сухостей, массовых расходов, температурных напоров. В частности, весьма интересными оказались исследования схем с регенеративно охлаждаемыми двухфазными соплами и делением общего срабатываемого теплоскопления на ряд параллельных.

Результаты исследований (рис.4) даны для двух значений $T_x = 500^{\circ}\text{K}$ и 650°K ; в качестве основного энергоносителя взят калий, дополнительного - цезий в предположении о не взаимодействии их друг с другом. Интересно отметить, что пятикратное увеличение начальной сухости пара в цикле X_n при неизменной сухости

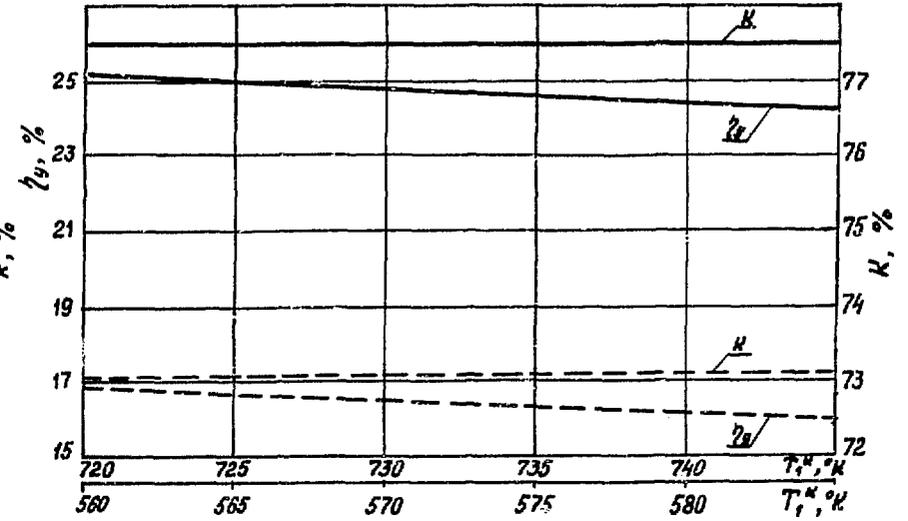
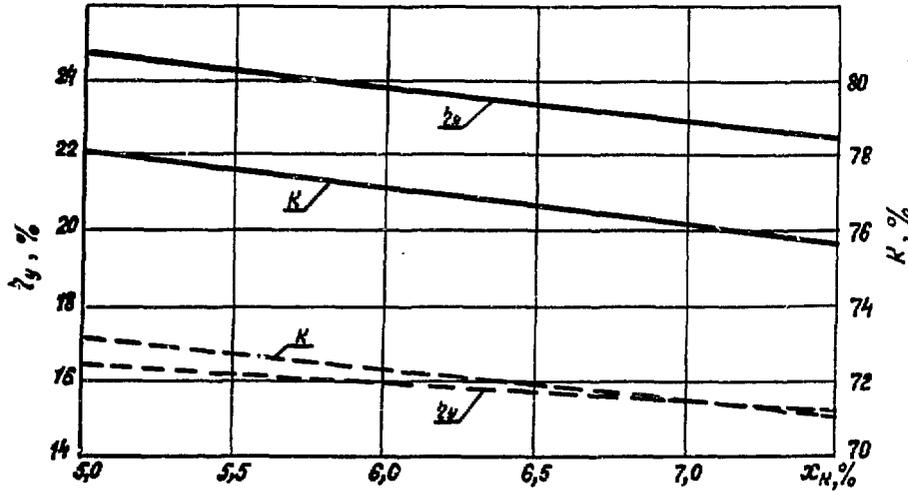
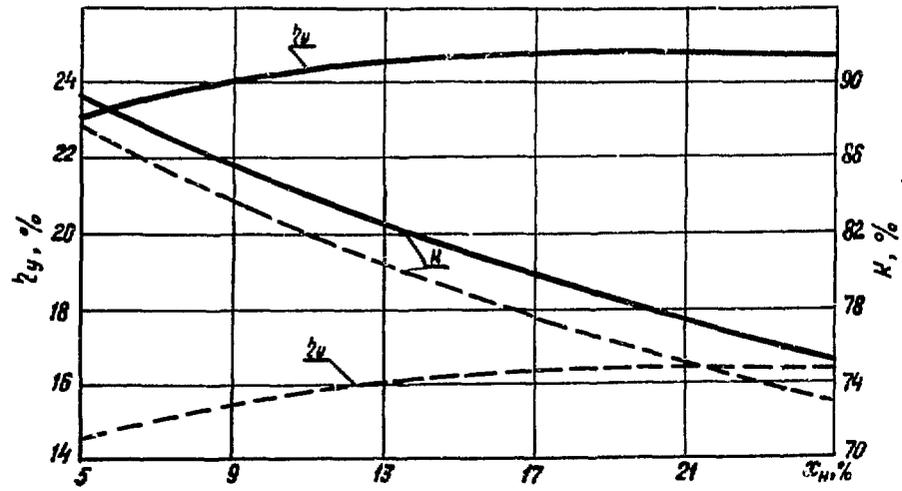


Рис. 4. Влияние начальной сухости пара цикла - x_n , сухости пара на срезе сопла основного энергоносителя x_m , температуры основного энергоносителя за соплом - T_1^k на эррефективный к.п.д. энергоустановки - η_y и к.п.д. камеры смешения - k .

--- $T_x = 650^\circ K$ — $T_x = 500^\circ K$

Пара на срезе сопла основного энергоносителя повышает эффективность установки всего в 1.08–1.12 раза. Это позволяет при расширении двухфазного потока по линии постоянной сухости снизить ударные потери от конденсации пара на стенках сопла. Увеличение же сухости пара за соплом X_k оказывает диаметрально противоположное влияние на основные характеристики установки. Соответственно, некоторое увеличение начальной и конечной сухостей позволяет применять отработанные и более высокоэффективные сопла.

Рост температуры основного энергоносителя на срезе сопла, как и предполагалось, ведет к снижению эффективного к.п.д. установки. Желательно, чтобы значение T_x было минимально возможным. Но здесь ограничивающими факторами встанут геометрические размеры теплообменника, большие удельные объемы паровой фазы и скорость жидкости. Кроме того, для стационарных энергоустановок от величины T_x зависит к.п.д. второго контура.

Ухудшение характеристик МГД – установки при значении $T_x = 650^\circ\text{K}$ полностью объясняется снижением срабатываемых теплоперепадов на соплах, тепла регенерации, неблагоприятным перераспределением расходов энергоносителей.

Проведенные исследования показали, что в установках, реализующих подобный принцип, повышение эффективности цикла связано:

- с возможностью применения бинарного цикла с регенерацией;
- со снижением ударных потерь при смешении двух энергоносителей за счет более благоприятного соотношения скоростей, причем выравнивание скоростей достигается не за счет роста давления за МГД – генератором, а рациональным использованием теплоты парообразования;

- с делением общего срабатываемого теплоперепада на ряд параллельных, чем расширяются температурные границы цикла при соблюдении существующего ограничения на скорость, что способствует, в свою очередь, повышению термического к.п.д. цикла,

Все это позволило при относительно невысоких значениях к.п.д. таких узлов, как двухфазное сопло, МГД – генератор, диффузор, подтвержденных экспериментально, говорить о возможности создания жидкометаллических МГД – установок с к.п.д. порядка 20% и более.

Таким образом целенаправленный поиск оптимального вида схемы и ее параметров достаточно убедительно показывает нераскрытые

еще возможности жидкометаллических МГД - установок и необходимость дальнейших более тщательных комплексных исследований.

ЛИТЕРАТУРА

1. Д.Д.Калафати, В.Б.Козлов, "Термодинамика жидкометаллических МГД - преобразователей", Атомиздат, М., 1972.
2. Методы математического моделирования и оптимизации тепло-энергетических установок", под ред. Г.Б.Левенталя, Л.С. Попырина, изд-во "Наука", М., 1972.
3. D.J.N. Rex, "Proceeding of X National Symposium on Engineering Aspects of MHD. Boston, USA, 1969, p.42.
4. R. Radebold and other. Energy conversion with liquid metal working fluids in the MHD - STAUSTRAHLROHR. Warsaw, SM-107/5

COMMERCIAL LIQUID-METAL MHD CONVERSION SYSTEMS
COUPLED TO LMFBR AND COAL-FIRED FLUIDIZED
BED COMBUSTORS

by

W. E. Amend, A. Brunsvold and E. S. Pierson
Engineering Division
Argonne National Laboratory
Argonne, Illinois 60439

Abstract

The constraints imposed on two-phase liquid-metal MHD (LMMHD) when employed in commercial power plants with practical heat sources have not previously been studied. In this paper the coupling of a LMMHD power system with an LMFBR and a coal-fired fluidized bed combustor are considered.

Two MHD systems are considered in this study. The first is a dual cycle where heat is added to both the liquid metal and the gas, and the gas may expand through a gas turbine after the MHD generator. The second system, a binary cycle, differs in that a significant portion of the sensible heat in the gas entering the compression loop is converted to useful power in a steam bottoming cycle. The effect of liquid-metal vapor carry-over into the gas loop is included.

The couplings of the LMMHD system with the heat sources and with the steam plants were studied in depth. The system configurations are limited by the basic values of the interfacing parameters such as temperatures and fluid flow rates. In addition the coupling configurations place certain limitations on the permissible range of operating parameters of the energy conversion systems.

The results of the study of each interface are presented parametrically for each heat source and energy conversion system. Operating points have been selected (although not necessarily optimized) and the complete schematic of each system considered is presented along with all thermodynamic state points and fluid flow rates. All system parameters and component efficiencies were selected to be consistent with near term technology and good engineering design principles.

These criteria yielded a system performance of 37% for an LMFBR operating with a maximum reactor coolant temperature of 1200°F when the pure LMMHD energy converter was used. A LMMHD/steam binary cycle is shown to be capable of achieving a thermal efficiency of 44.8% when used with the same heat source. Results with the coal fluidized bed combustor as a heat source show even higher performance levels (about 50% efficiency) since the maximum cycle temperature is increased. For example, with a maximum cycle temperature of 1500°F the results with the fluidized bed combustor as a heat source show the LMMHD/steam binary cycle to be capable of 48.3% before stack losses and auxiliary power requirements are accounted for.

Introduction

The performance levels of two-phase LMMHD power systems have been previously studied in depth [1, 2, 3, 4]. These studies indicate that the LMMHD cycle will operate efficiently in the temperature range of 1000-1600°F (50% maximum efficiency is predicted for a maximum cycle temperature of 1600°F). A variety of advanced heat sources currently under development in this country are projected to supply heat in this range of temperatures and the attractiveness of the two-phase liquid metal MHD power cycle is enhanced by its potential compatibility with most of these sources. For example, the Liquid-Metal Fast Breeder Reactor (LMFBR), the fusion reactor and the High Temperature Gas Cooled Reactor (HTGCR) are projected to operate between 1000°F and 1800°F. In addition, the fluidized bed combustor will have a top temperature in the 1450-1750°F range.

Since the development of fusion reactors is in its infancy, fossil and fissile fuels will be the principle sources of energy for the next 30 years. However, the reserves of cheap fissionable fuel and clean (i.e. low-sulfur) fossil fuels are severely limited and thus, there is an immediate need for power systems that can either cleanly burn high-sulfur coal or extend the reserves of relatively cheap fissionable fuel. The fluidized-bed combustor is one heat source with the potential to do the former while it is hoped that the LMFBR can fill the latter role. Thus, the future impact of these two heat sources is currently being evaluated.

Previous studies of the LMFBR and fluidized-bed combustors have considered only steam cycles as the energy conversion device since it is the only established, commercially viable present-technology energy-conversion system. However, modern steam plants operate with an upper temperature below 1100°F, which limits their efficiency to about 40% and the liquid-metal-water interface in the liquid-metal-cooled reactors may create severe interfacing problems. Therefore, LMMHD power cycles have obvious potential advantages in coupling to these two heat sources. Other characteristics possessed by the LMMHD system which makes it attractive for central station power plants are: a) simple coupling to the various heat sources; b) considerable promise of improved reliability since there are no hot highly-stresses moving parts to be cooled; c) the MHD generator, a geometrically simple device with no moving parts, performs the functions of both turbine and electrical generator (both of which are relatively expensive to build and maintain); d) a Brayton-type cycle operation that means dry cooling towers could be incorporated economically into the system, and e) competitive or higher performance potential at a given temperature.

Previous studies of the LMMHD power systems have not considered the restrictive constraints placed on the operating parameters by the interfaces with the heat source and the bottoming cycle. The viable system configurations are limited by the values of the interfacing heat-transfer parameters such as temperatures and flow rates, while the coupling configurations place certain constraints on the permissible range of operating parameters of the energy-conversion system.

This paper presents the results of an in-depth study of the performance limits of the two-phase LMMHD power systems when coupled to the LMFBR and fluidized-bed combustor. In the first section the cycles under consideration are described and viable configurations are presented. The results of the viable configurations are presented. The results of the systems studies of the LMFBR-LMMHD and the fluidized bed-combustor-LMMHD systems are presented respectively in the second and third sections. Finally, the results of the study are summarized and conclusions are presented in the last section as to the potential of the LMMHD for commercial applications with the LMFBR and fluidized-bed combustors as heat sources.

Description of Basic Cycle

LMMHD power systems require two-phase fluids in the primary system loop to allow sufficient energy extraction to take place in the MHD generator. The liquid phase, whose primary purpose is to provide the required electrical conductivity, is termed the electrodynamic fluid. The gaseous phase, whose main purpose is to 'drive' the liquid through the generator during the expansion process, is called the working fluid. The electrodynamic fluid also increases the effective specific heat of the two-phase mixture, thus acting as a heat source for the working fluid and causing the two-phase LMMHD generator to emulate an infinite-reheat turbine in its operation.

The two-phase LMMHD generator can be used in several types of power cycles. These cycles can be classified as Rankine, Brayton or supercritical cycles depending upon the choice of the combinations of working and electrodynamic fluids and system operating conditions. All three types of cycles appear to have potential application for central station power generation. However, the Rankine and supercritical cycles are still under investigation and the knowledge of the potential of these systems is incomplete and thus will not be considered here.

There exist many possible configurations of the Brayton-type LMMHD cycle. An extensive study was done to evaluate the possibilities and one cycle configuration emerged as having much potential merit for efficient power generator in central stations. This cycle, shown schematically in Fig. 1, has been studied in depth to evaluate its performance limits. An inert gas is used as the thermodynamic working fluid and a liquid metal as the electrical conductor (i.e. electrodynamic fluid). In operation, the gas and liquid are mixed, and the mixture enters the generator where the expansion of the gas drives the conducting liquid across the magnetic field and generates electrical power. The two phases are separated and both are returned to the mixer, each through a separate loop. The gas phase passes through a

regenerative heat exchanger, a reject heat exchanger, is compressed in a multistage compressor, and then returns via the regenerative heat exchanger and the heat source to the mixer. The liquid is recirculated back to the mixer via the heat source by means of a nozzle-diffuser system. Note that heat can be added to the gas, the liquid, or both simultaneously.

Positive features of the cycle include the following: 1) because of the relatively high mass flow ratio of liquid to gas, and the fact that heat is transferred to the gas from the liquid metal during the expansion, the expansion proceeds almost isothermally; 2) the regenerative heat exchanger recoups a major fraction of the energy in the gas (the gas is still at essentially the high temperature of the mixer); and 3) multistage compression with interstage cooling can reduce the temperature rise and make the compression approach an isothermal process. The combination of these three features make the ideal cycle approach a Carnot cycle, hence, it has the potential for high efficiency. Other important advantages include: 4) heat rejection begins at relatively high temperature and there is no vapor to condense, allowing the effective use of dry-cooling towers; and 5) the cycle can be matched to various temperature ranges by selection of the working fluid combinations and independent parameter values. The major disadvantage of the cycle is that, as in all Brayton cycles, the compression work represents a substantial fraction of the gross energy produced, which means that the cycle efficiency is very sensitive to the component performance.

Variations of the basic cycle are possible, and they may produce improved performance. Replacing the nozzle-separator-diffuser system for recirculation of the liquid by a pump may improve performance and allow greater freedom of selection of the working fluids. A significant improvement in cycle performance is achieved by using a gas turbine to drive the compressor as shown in Fig. 2. This is a dual cycle with a double expansion of the gas, first through the MHD generator, and then through the turbine.

Two basic types of configurations of the LMMHD power systems were evaluated as energy conversion systems for the LMFBR. These were 1) the pure LMMHD system shown in Fig. 2 and a LMMHD/steam binary cycle in which the sensible heat that remains in the inert gas after expansion through the gas turbine (or MHD generator in the case in which the gas turbine is omitted) is transferred to a modern steam bottoming plant. The constraints placed upon the LMMHD power system by the interface with the heat source and bottoming cycle are a consequence of the requirements of the second law of thermodynamics (i.e. all pinch points must be positive). Detail computer simulations in which all known first-order irreversibilities have been included, were used to parametrically study these interfacing constraints.

LMFBR-LMMHD SYSTEM

In the study of the LMFBR as a heat source for the LMMHD system it was assumed that the sodium coolant of the LMFBR attained a maximum temperature of 1200°F. When the LMFBR is coupled to the pure LMMHD power it was found that constraints of the interface with the heat source require that the expansion ratio through the turbine should approach 0.4 which resulted in an overall cycle efficiency of about 37%.

The system configuration that was found to have the greatest potential to interface with the LMFBR is shown in Fig. 3. The temperature of the LMFBR coolant exiting the reactor was selected at 1660°R while the minimum value of the water entering the feedwater heater was set at 550°R . The most severe constraint on the binary plant operating parameters are imposed by the interface between the two cycles. Typical helium and water temperatures in the feedwater heater and boiler are plotted in Fig. 4 as a function of location. The limiting parameter is the pinch point $\text{PP2} = T_{\text{ct}} - T_{\text{st}}$, since PP2 is always less than PP1 or PP3 when operating under the vapor dome. Figure 5 shows the variation of PP2 as a function of the steam boiler pressure for various values of superheat temperatures. Physically meaningful solutions (i.e. $\text{PP2} > 0$) are seen to exist only as the boiler pressure approaches the critical value (because the latent heat of vaporization of water goes to zero as the pressure approaches the critical value) and only for maximum steam temperatures significantly below the temperature of the helium entering the boiler (i.e. $\text{PP1} > 200^{\circ}\text{F}$). It is also important to note that as T_{40} decreases, more severe restrictions will be placed on the existence of solutions.

Other independent interface parameters studied included T_w , the temperature of the condensate entering the heater and T_7 , the temperature of the helium exiting the boiler (entering the compressor). The results of varying these two parameters can be summarized as follows:

1. The restriction on PP1 can be relieved somewhat by going to large values of T_7 , but only at the expense of reduced topping cycle performance.
2. It is desirable to operate with T_w as low as possible to relieve the interface constraints somewhat and to ensure that the efficiency of the bottoming plant will be high.

As a result of the parametric study of the LMMHD/Steam interface, the operating point of the MHD generator was selected to be:

$$\begin{aligned} T_{\text{mix}} &= 1560^{\circ}\text{R} \\ P_{\text{mix}} &= 1000 \text{ psia} \\ \alpha_i &= 0.75 \\ \alpha_o &= 0.85 \end{aligned}$$

The LMMHD cycle code was run for these generator conditions to yield $T_{40} = 1542^{\circ}\text{R}$ and from the parametric study of the LMMHD/Steam interface, $T_{\text{st}} = 1242^{\circ}\text{R}$ (i.e. $\text{PP1} = 300^{\circ}\text{F}$), $P_{\text{st}} = 3000 \text{ psia}$ was selected as the operating point for the steam bottoming plant. The value of PP2 for this operating point was calculated to be 20°F which is deemed acceptable by engineering standards.

The interface between the LMFBR and the LMMHD cycle is not nearly so restrictive since the splitting of the reactor-coolant flow into two heat exchangers provides much flexibility as shown in Fig. 6. A solution exists (i.e. $\text{PP3} > 0$) for all values of PP1 in the range of 0 to 100°F (note that PP3 and PP4 are essentially independent of PP2 since the ratio m_{c1}/m_l is essentially independent of PP2 over the range of interest). The operating point for the LMFBR/LMMHD interface was selected from Fig. 6 as follows:

$\overline{PP1}$	=	TH1 - T1	=	20°F
$\overline{PP2}$	=	TC2 - T9	=	20°F
$\overline{PP3}$	=	TC1 - T5	=	59°F
$\overline{PP4}$	=	TH1 - T10	=	104°F
m_{c1}	=	24086 lb/sec		
m_{c2}	=	7531 lb/sec		

This information combined with that developed above yields the power-plant configuration whose state points are shown in the schematic in Fig. 3. This plant is calculated to have an overall efficiency of 44.8%, which compares favorably with the values in the mid to high 30% range currently being quoted for LMFBR's coupled to modern steam plants.

Fluidized Bed Combustor - LMMHD System

The schematic of the dual cycle coupled to the fluidized bed combustor is shown in Fig. 7 where g and l indicate the gas and liquid loops. After the two phases are separated, the gas phase passes through a gas turbine, a regenerative heat exchanger, a reject heat exchanger, is compressed in a multistage compressor, and then passes via the regenerative heat exchanger and the heat source to the mixer. The liquid is recirculated back to the mixer via the heat source by means of a nozzle diffuser system.

The schematic of the binary cycle is shown in Fig. 8. In this case, after the gas and liquid have been separated, the gas passes through the topping cycle - bottoming cycle interface (the boiler), possibly through a topping cycle reject heat exchanger (the precooler), is compressed in a single stage compressor and returns to the mixer via the heat source.

As shown in Fig. 7, the dual cycle is designed to operate with the gas turbine driving the helium compressor. In Fig. 8, the binary cycle is shown to operate with the bottoming cycle steam turbine driving the helium compressor.

As shown in Fig. 8, the steam bottoming cycle utilized two reheats which are post-fired (are heated directly by the heat source). The reason for the post-fired reheats will be discussed below. The performance of the steam bottoming cycle as a function of the feedwater temperature is given in Fig. 9. The increased feedwater temperature is accomplished through regenerative feedwater heating.

An important part of the interfacing of either the dual or the binary cycle with the fluidized bed combustor is the interaction of the flue gas with the helium through the recuperator (Fig. 7 or 8). That is, if the helium approach temperature to the recuperator varies, then so must the flue-gas exit temperature from the recuperator. This in turn will cause both the stack-gas exit temperature and the combustion air temperature (through interaction with flue gas in air preheater) to vary.

The interface between the topping cycle and the steam bottoming cycle is the steam boiler. The helium which serves as the heat source in the boiler, may also have to service the steam cycle reheats. If the binary cycle is designed such that the steam turbine drives the helium compressor this coupling would also constitute part of the interface. The steam turbine-compressor coupling would set restrictions on the cycle design.

Parametric Studies. It is evident that in the boiler the helium must always be at a temperature greater than the steam temperature. This simple criteria has major implications when interfacing a topping cycle to a steam bottoming cycle. Fig. 10 is a curve of the temperature - enthalpy behavior of H_2O in the boiler. Superimposed on this curve is the temperature history of the helium in the boiler. When the helium temperature at the boiler inlet is low enough (below about $1500^\circ F$ in this case) the criteria of a positive ΔT between helium and steam results in a critical point at the 'knee' of the H_2O curve. This point is denoted pinch point - knee in Fig. 10. Below a $1500^\circ F$ helium inlet temperature, meeting this criteria will result in a larger ΔT at the low temperature end of the boiler than occurs at the knee. Furthermore, any effect that may change the slope of the helium-temperature curve would have major implications. The problem this creates is that, as shown in Fig. 8, on leaving the boiler the helium must be compressed. If the helium temperature is increased the compression work increases. If the helium temperature is kept low through the use of a topping cycle reject h_x (the precooler) energy is lost without producing useful work.

Figure 11 shows the performance of the binary cycle as a function of the MHD generator inlet void fraction with and without the precooler. It is interesting to note that depending on the operating conditions, the precooler may or may not be beneficial.

Figure 12 shows a comparison of the performance of the steam bottoming cycle to the performance of the binary cycle with a $1300^\circ F$ temperature of the Na-He mixture at mixer outlet. The thermal efficiencies of both the binary cycle and the steam cycle are shown as functions of the steam bottoming cycle feedwater temperature, TFEEDWATER. The most notable result in Fig. 12 is that whereas the bottoming cycle performance increases with TFEEDWATER the binary cycle performance decreases. This behavior is also explained by considering the boiler-outlet helium temperature. As the feedwater temperature into the boiler increases the helium temperature out of the boiler must increase thus increasing the work of compression. Figure 13 shows a comparison of the binary cycle performance as a function of TFEEDWATER with and without the helium precooler. The decrease in performance with the precooler is caused by the increased energy rejected from the topping cycle. In the case of the configuration without the precooler the decreased performance is caused by two effects,

1. the increase in helium temperature results in increased compressor work,
2. The helium temperature out of the compressor increases and this results in poor performance of the recuperator (Fig. 8).

The second cause of poor performance concerns both the interface with the bottoming cycle and the interface with the fluidized bed. That is, the problem is caused by the bottoming cycle interface and is then magnified by the combustor interface. The study showed that above a TFEEDWATER of about 175°F the recuperator should be eliminated when a precooler is not used because it is counter-productive (the helium gives energy to the flue gas).

Figure 14 shows a comparison of the binary cycle performance for the steam cycle reheats reheated by the helium (either in or preceding the boiler) with the post-fired reheater (shown in Fig. 8). This, obviously, alters the interfacing and as Fig. 14 shows changes the performance. On the basis of the performance gain shown in Fig. 14, the bottoming cycle reheats were post-fired. The post-fired reheats also have the effect of increasing the relative size of the bottoming cycle to the topping cycle. This was found to be beneficial in meeting the criteria $W_{bot} = |W_{comp}|$.

The helium heated reheats result in poor performance because when the helium is also heating the reheats, there results a nonlinear helium temperature trace in the boiler and since the knee pinch point criteria must still be met, this leads to an increased helium temperature at the boiler outlet (as compared to the post-fired reheats, illustrated in Fig. 10).

Figure 15 shows the effect of sodium vapor carry-over with a liquid metal pump in the binary cycle. The results of Fig. 15 were obtained using a steam bottoming cycle with one post-fired reheat and an efficiency of 37.5%. Credit was not taken for eliminating the rotating electrical generator.

In general, the effect of liquid metal carry-over should be detrimental as the carry-over represents energy transferred through the topping cycle which does not result in useful power output. However, because of the interfacing problems (related to the knee pinch point criteria) carry-over can have a beneficial effect in a binary cycle because of the resulting nonlinearity.

In Fig. 15, it is noted that at 1200 and 1300°F mixer temperatures the vapor carry-over is beneficial. At 1400 and 1500°F it is detrimental. The conclusion from Fig. 15 is that the liquid-metal MHD steam binary cycle of Fig. 8 should not be operated above 1300°F when Na-He are the working fluids.

Discussion

The binary cycle results in a significant improvement over the bottom cycle performance used in the study. The steam bottoming cycle thermal efficiency used in the binary cycle of Fig. 2 was 39.1%. This is compared to the range of 45.3 to 48.3% found for the binary cycle, which is a significant improvement of from 6 to 9 points. However, it was found that because of interfacing problems, the liquid metal MHD topping cycle as used in the configuration of Fig. 2 did not interface effectively with the steam bottoming cycles using regenerative feedwater heating.

It is evident from the above discussion that an improved binary cycle configuration is necessary. It would appear that the potential exists for better performance. As an example, consider a typical use for which the rate of heat transfer to the topping cycle working fluids is,

$$\dot{Q}_{\text{top}} = \dot{Q}_{\text{LM}} + \dot{Q}_{\text{HE}} = 1127.5 \text{ MW.}$$

The topping cycle net power output is,

$$\dot{W}_{\text{top}} = \dot{W}_{\text{MHD}} - |\dot{W}_{\text{comp}}| = 181.7 \text{ MW.}$$

Therefore, the topping cycle is working at a thermal efficiency of

$$\eta_{\text{top}} = \dot{W}_{\text{top}} / \dot{Q}_{\text{top}} = 16.1\%.$$

If this performance occurred in a configuration where all of the energy from the primary heat source were transferred to the bottoming cycle (with $\eta_{\text{bot}} = 39.1\%$) via the topping cycle then the overall thermal efficiency of such a binary cycle would be,

$$\eta = \eta_{\text{top}} + (1 - \eta_{\text{top}}) \eta_{\text{bot}} = 49\%.$$

However, the present configuration resulted in only 45.3%, a deficiency of almost 4 points. Most of this deficiency was caused by the necessity of the above mentioned post-fired reheats although part of the deficiency was caused by the necessity of the precooler to lower the helium temperature entering the compressor.

A configuration which is being studied in an attempt to interface with the high performance steam cycle (with regenerative feedwater heating) is shown in Fig. 13. This configuration uses a regenerative Hx and a staged compressor to regain much of the energy available in the high temperature helium leaving the boiler. Initial studies have shown that this configuration is not effective until high mixer temperature (about 1500°F) are used. Studies are continuing on this configuration in the attempt to find improved performance.

Summary and Conclusions

Studies have been made of the coupling of the two-phase liquid metal MHD power system with an LMFBR and a coal-fired fluidized-bed combustor, as well as the interfacing of the liquid-metal MHD with the steam bottoming plant. Various coupling configurations were evaluated for each heat source and the configurations that appear most feasible were selected for detailed study. Parametric studies were made to determine the parameter limitations of the system and their effect on system performance.

It has been shown that LMMHD power systems do indeed appear attractive for commercial power plants when coupled to the LMFBR and fluidized bed combustor. In addition the LMMHD system can be effectively coupled to a modern steam plant to obtain a high performance binary cycle without a liquid metal-water heat exchanger. While these interfaces do somewhat limit the parameter range over which the system can operate, and hence the system performance, it appears possible to achieve performance levels above those currently available with other energy conversion systems.

The results of the study of each interface were presented parametrically for each heat source and energy-conversion system. Operating points were selected (although not necessarily optimized) and the complete schematic of each system considered was presented along with all thermodynamic state points and fluid flow rates. All system parameters and component efficiencies were selected to be consistent with near term technology and good engineering design principles.

These criteria yielded a system performance of 37% for an LMFBR operating with a maximum reactor coolant temperature of 1200°F when the pure LMMHD energy converter was used. A LMMHD/steam binary cycle is shown to be capable of achieving a thermal efficiency of 44.8% when used with the same heat source. Results with the coal fluidized bed combustor as a heat source show even higher performance levels (about 50% efficiency) since the maximum cycle temperature is increased. For example, with a maximum cycle temperature of 1500°F the results with the fluidized bed combustor as a heat source show the LMMHD/steam binary cycle to be capable of 48.3% before stack losses and auxiliary power requirements are accounted for.

References

1. W. E. Amend, M. Petrick and E. S. Pierson, "Liquid-Metal MHD for Central Stations", Proc. of American Power Conference, Chicago, Ill. May 8-10, 1975.
2. W. E. Amend, C. Hsu, M. Petrick and J. Roberts, "Performance of a Quasi-Ericson Two-Phase Two-Component Liquid-Metal MHD Power Cycle," Proc. of 11th Symp. on Engineering Aspects of MHD, Cal. Tech., Pasadena, California, April (1970).
3. W. E. Amend, M. Petrick and J. C. Cutting, "Analyses of Liquid-Metal MHD Power Cycles for Central Stations Power Generation," Proc. of 12th Symp. on Engineering Aspects of MHD, Argonne, Ill., March (1972).
4. W. E. Amend and M. Petrick, "Performance of an Efficient Low-Temperature Liquid-Metal MHD Power Cycle," Proc. of 5th International Conference on MHD Electrical Power Generation, Munich, April (1971).

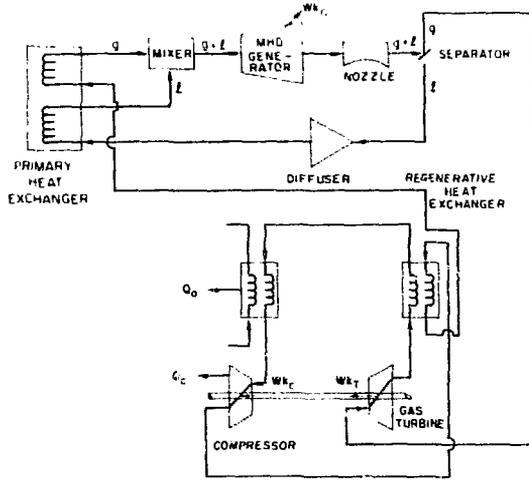


Fig. 1 Schematic of Basic Two-Phase Liquid-Metal MHD Power Cycle with Nozzle Diffuser

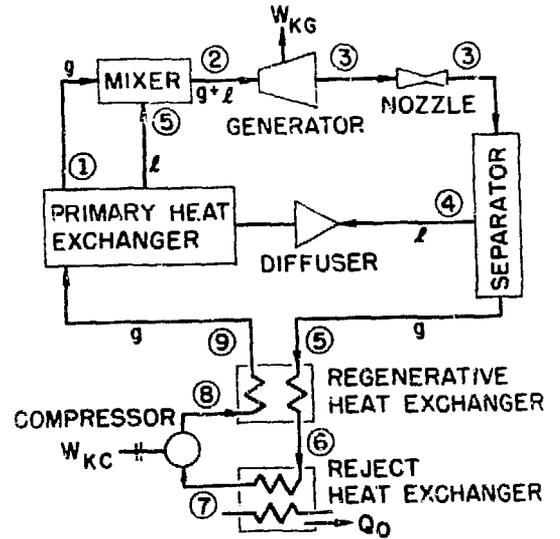


Fig. 2 Schematic of Dual Liquid-Metal MHD Power Cycle with Gas-Turbine Producing Driven Compressor

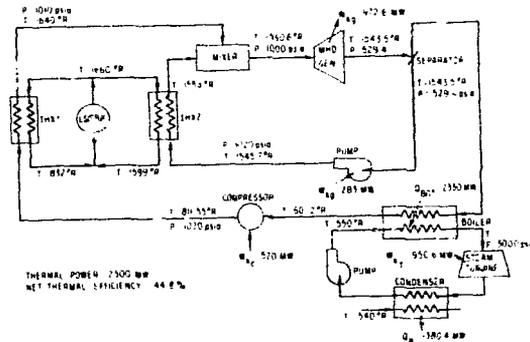


Fig. 3 Schematic of Two-Phase Liquid-Metal MHD/Steam Binary Power System Interfaced with LMFBR

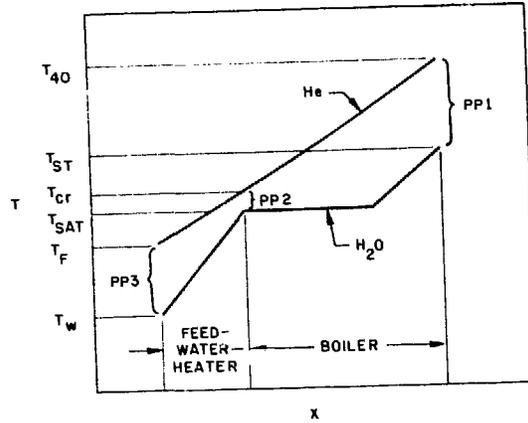


Fig. 4 Typical Curves of Temperature vs. Location in Feedwater Heater and Boiler

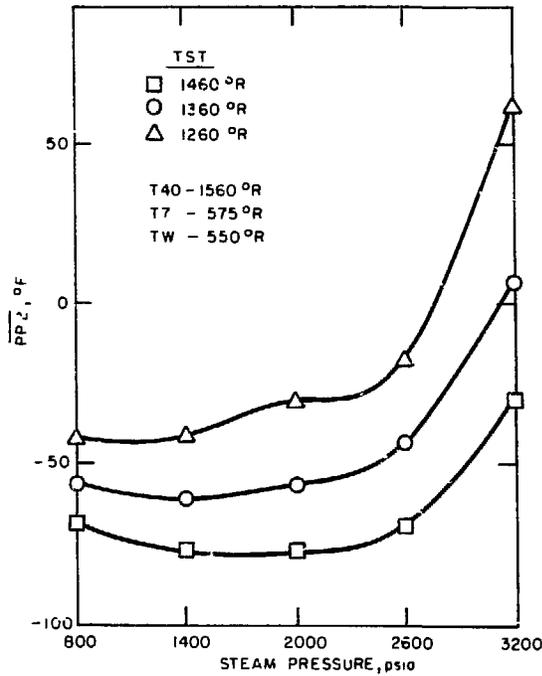


Fig. 5 Curves of PP2 vs. Steam Pressure in Boiler for Various Steam Superheat Temperatures

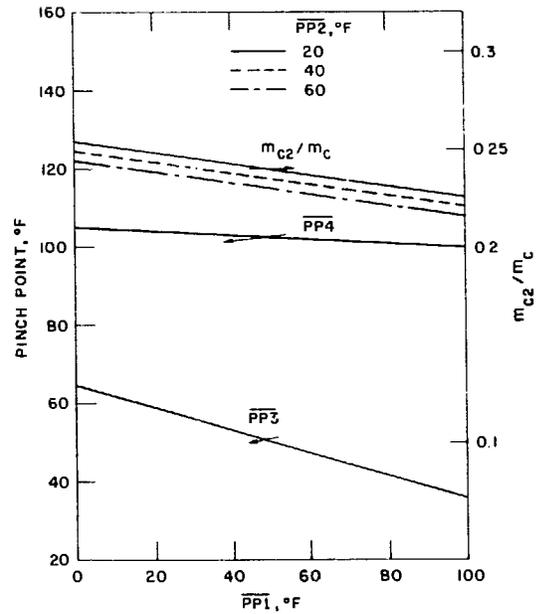


Fig. 6 Parametric Curves for the LMMHD/Steam Interface

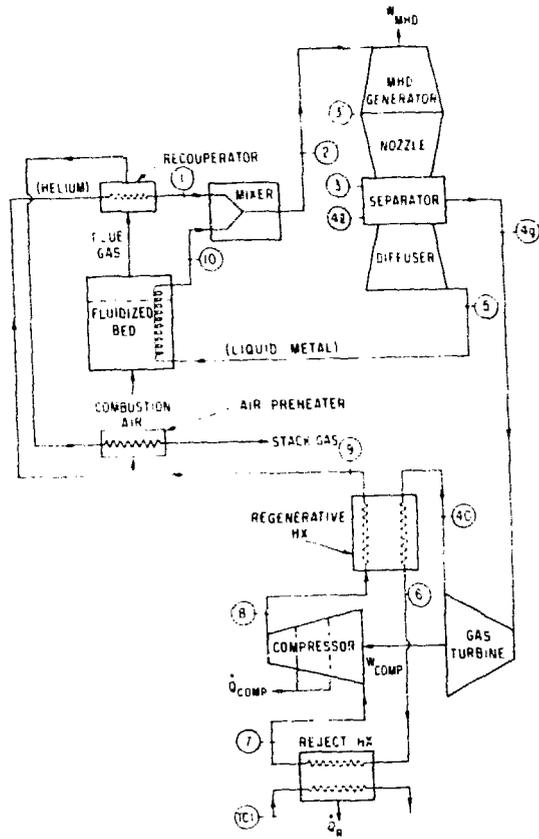


Fig. 7 LMMHD - Gas Turbine Dual Cycle, Coupled to Fluidized Bed Combustor

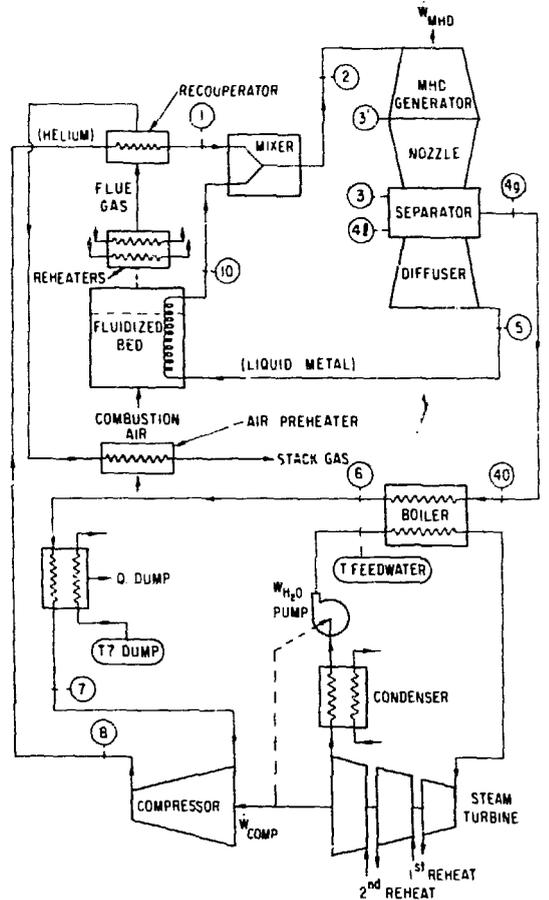


Fig. 8 LMMHD-steam Binary Cycle, Coupled to Fluidized Bed Combustor

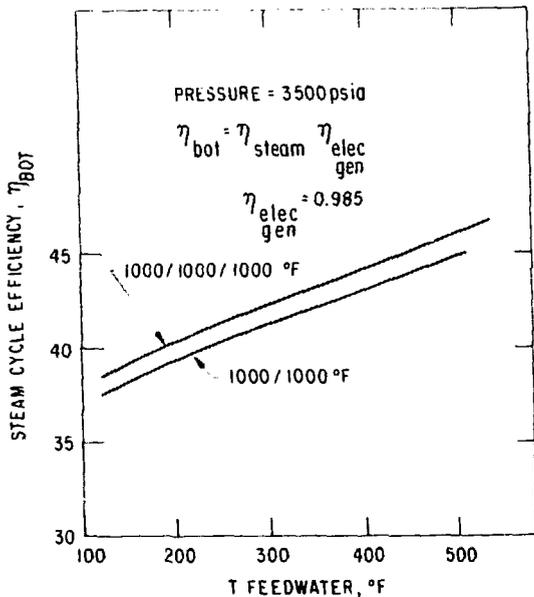


Fig. 9 Steam Cycle Thermodynamic Efficiency

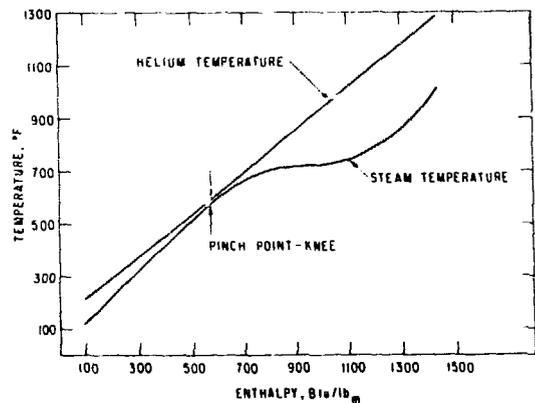


Fig. 10 Temperature History of Helium and H₂O vs. Enthalpy of H₂O in Boiler

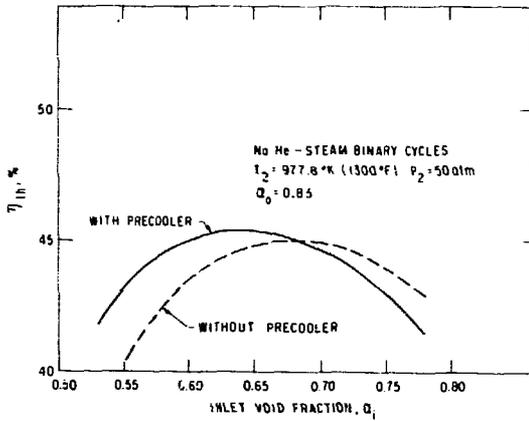


Fig. 11 Effect of Helium Precooler as a Function of Inlet Void Fraction

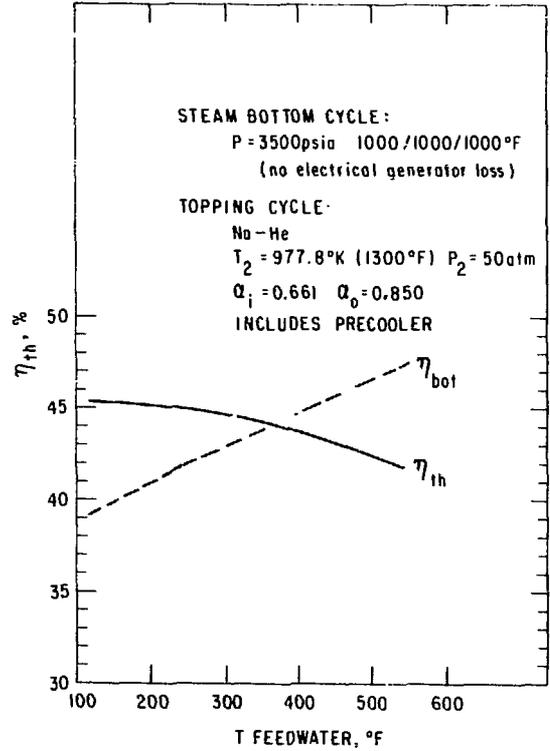


Fig. 12 Effect of Steam Cycle Regenerative Feedwater Heating

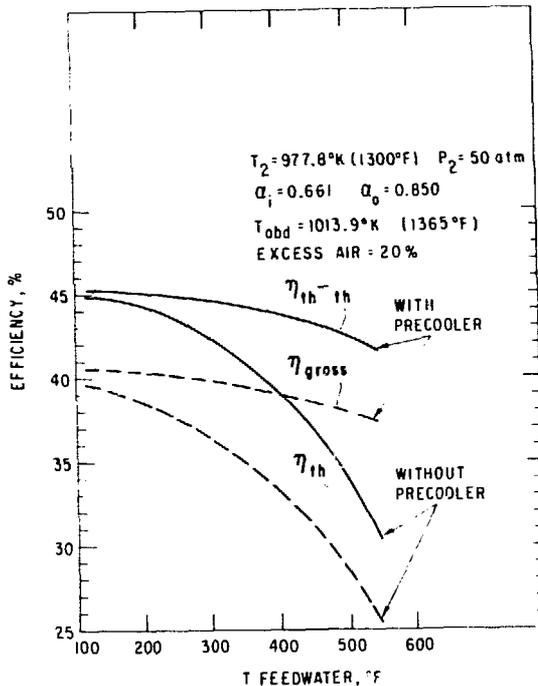


Fig. 13 Comparison of η_{th} and η_{gross} as Functions of TFEEDWATER with and without Helium Precooler

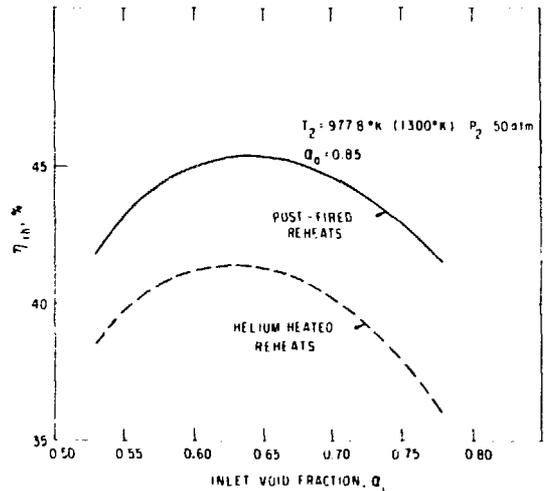


Fig. 14 Comparison of η_{th} for Post-Fired Reheat and Helium Heated Reheat Configuration

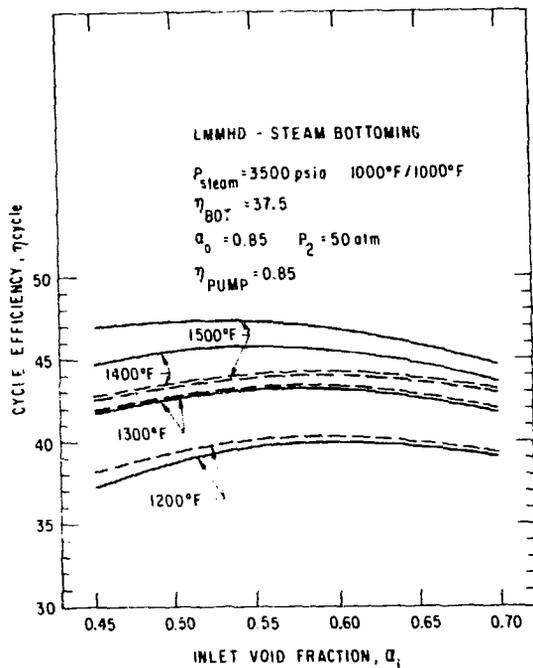


Fig. 15 Effect Sodium Vapor Carry-Over on Binary Cycle with LM Pump

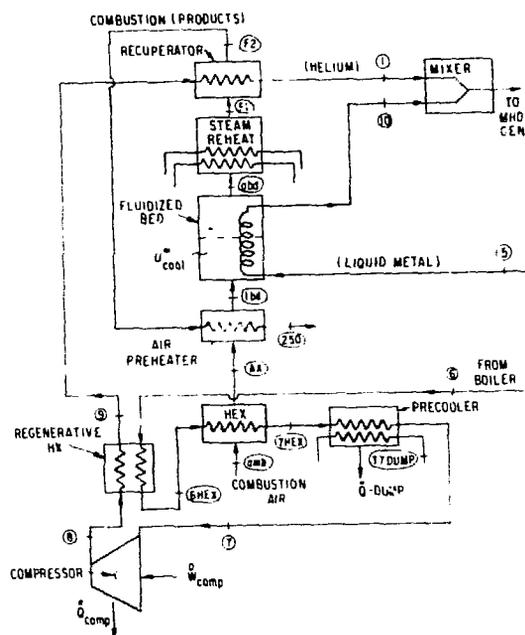


Fig. 16 Alternate Binary Cycle Coupling to Steam Bottoming Cycle Using Regenerative Feedwater Heating

ETUDE COMPARATIVE D'UN GENERATEUR
M.H.D. ALTERNATIF A METAL PUR ET A EMULSION

Michel Kant et Jean-Pierre Hansen
Laboratoire de Génie Electrique de Paris
Université de Technologie de Compiègne

ABSTRACT : COMPARATIVE STUDY OF ALTERNATIVE M.H.D. GENERATORS
WITH A LIQUID METAL AND AN EMULSION

In this paper a theoretical study based on the statistical equations allows to establish the power relations of the M.H.D. generator using an emulsion (liquid metal-gas) as a working fluid. To derive the random terms, a double simulation is made which evaluates the resistivity and the distribution of gas ratio. Finally the calculation made for the particular test facility are compared with the measurements carried out for the range of gas fractions smaller than 30 %.

RESUME : Dans ce mémoire une étude théorique basée sur les équations locales instantanées de la physique statistique permet d'établir les expressions des puissances développées par un générateur M.H.D. parcouru par une émulsion stable (métal liquide-gaz). Pour préciser les termes aléatoires une double simulation sert à évaluer la résistivité de l'émulsion et le profil de taux de vide. Enfin les calculs d'un dispositif d'essai particulier sont comparés avec les relevés effectués pour un taux de gaz inférieur à 30 % .

1. Introduction :

Le cycle de conversion d'énergie dans un générateur M.H.D. est lié directement au mode d'entraînement du liquide incompressible par la gaz. Plusieurs solutions ont été proposées que l'on peut répartir en trois groupes :

[1.] - Le processus de mise en mouvement par formation d'un brouillard par lequel le métal est injecté dans une tuyère convergente-divergente par un faisceau de tubes capillaires et le gaz par un faisceau de tubes annulaires concentriques aux précédentes. Le brouillard

étant mauvais conducteur d'électricité, le système doit être complété par un séparateur.

- L'accélération par éjecteur à condensation [2] où la vapeur chaude est mise à la vitesse supersonique et le liquide préalablement surpressé est également mis en mouvement mais à une vitesse beaucoup plus faible. Les deux fluides sont alors éjectés par des buses concentriques, le jet résultant étant ensuite détendu dans un convergent-divergent. Le tube d'entraînement de Prem [3] et le Staustrahlrohr de Radebold [4] relèvent plus ou moins des mêmes principes mécaniques.

- La mise en vitesse d'une émulsion stable composée d'une phase liquide continue et d'une phase gazeuse dispersée, présentant des propriétés de compressibilité. L'usage d'un "émulseur" suppose celui d'un "séparateur", que l'on peut concevoir comme un centrifugeur des bulles [5].

Le système M.H.D. à émulsion permet deux options fondamentales :
 a) le fluide traversant la partie active du générateur est diphasique,
 b) après séparation seul le liquide passe dans le canal du générateur.
 Dans le premier cas le rendement thermodynamique et hydraulique de conversion est élevé au détriment du rendement électrique ; dans le deuxième cas l'insertion d'un séparateur augmente lourdement les pertes mécaniques. La technologie enseigne que la séparation efficace de deux constituants ne peut s'envisager que dans le cas d'écoulement en "brouillard", d'autre part les pertes de séparation augmentant avec l'efficacité du séparateur. Ainsi le cycle M.H.D. à "émulsion" admettra toujours au moins pour des raisons technologiques, un liquide diphasique à l'intérieur du générateur électrique.

La question fondamentale posée par l'application des émulsions à la production M.H.D. d'énergie électrique est la suivante : quel taux de gaz peut-on tolérer à la sortie du séparateur sans se condamner à exploiter un générateur dont la puissance massique serait dérisoire ? Le présent mémoire qui veut contribuer à répondre à cette question est basé partiellement sur les études [6] et [7] à diffusion restreinte et sur l'étude [8] à paraître prochainement.

2. Les lois d'Ampère et d'Ohm en écoulement diphasique :

2.1. Généralités :

Le comportement de l'émulsion dans un générateur M.H.D. est conditionné essentiellement par trois facteurs interdépendants :

- la dérive des bulles de gaz par rapport au liquide,
- l'échange de chaleur entre le liquide et le gaz,
- la stabilité du mélange diphasique.

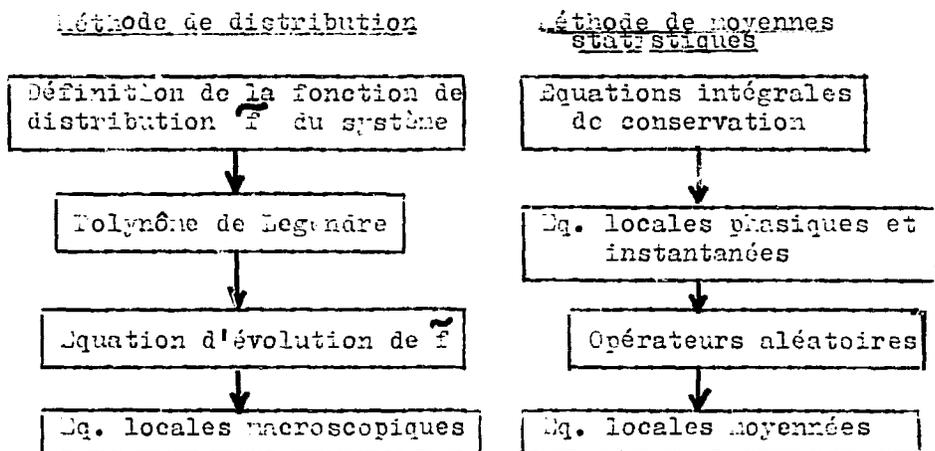
Si le premier de ces facteurs constitue l'un des éléments de nos raisonnements, les deux autres ressortent plus spécifiquement des études thermiques et hydrauliques et à ce titre ne seront pas examinés. Afin d'écrire les équations générales d'une émulsion nous retiendrons les hypothèses suivantes :

- a) Le canal rectangulaire dans lequel se détend l'émulsion (Fig. 1) est beaucoup plus long (axe OX_1) que large (axe OX_2). Dans ce canal chaque particule de liquide est animée d'une vitesse v_L et les bulles d'une vitesse v_G . Le phénomène de glissement longitudinal conduit à supposer : $v_G \gg v_L$, alors que la conversion d'énergie (mécanique \bullet électrique) implique $v_L \gg v_c$ (avec v_c vitesse du champ par rapport aux inducteurs).
- b) L'épaisseur $2a$ (axe OX_2) du canal est assez faible pour adopter a priori un profil de vitesse plat pour les deux fluides. Cette hypothèse est autorisée par la structure habituelle des générateurs à induction et justifie l'étude séparée des équations mécaniques (Navier-Stokes) et électromagnétiques (Maxwell). Aucune grandeur électromagnétique ne varie selon OX_2 .
- c) On ne considérera pas une éventuelle dérive latérale des bulles (axes OX_2 et OX_3), pour autant qu'elle ne perturbe pas la stabilité de l'émulsion ("écroulement" en fluide stratifié) : les bulles seront donc considérées comme petites devant la dimension transversale (OX_2) de la tuyère.
- d) Le champ magnétique inducteur ne possède qu'une seule composante, selon OX_2 et créé dans l'émulsion une induction représentée par une onde purement glissante :

$$B_{ind} = B_{ind(max)} \exp i [\omega t + \varphi(X_1)]$$

qui se propage selon X_1 croissant à une vitesse : $v_c = \omega \lambda (2\pi)^{-1}$, λ étant le pas polaire et ω la pulsation électrique. Le calcul effectué par la méthode de partition [9] montre [10] que le courant induit est bidimensionnel (selon OX_1 et OX_3) et que le champ résultant dirigé selon OX_2 varie en X_1 et X_3 .

Les équations d'une émulsion H.M.O. peuvent s'établir par deux méthodes différentes.



La méthode de "distribution" qui dérive de la théorie cinétique des gaz met en jeu des espaces hodographiques difficilement accessibles au calcul [7]. Dans ce mémoire nous avons choisi la "méthode des moyennes statistiques" développée pour les écoulements diphasiques dans [10] dont nous adoptons ici, sans le répéter, les notations et formulations mathématiques.

2.2. Approche mathématique du problème :

La méthode des moyennes statistiques est fondée sur l'assimilation d'une émulsion à un milieu continu. Ainsi on isole au sein d'un ensemble gaz-liquide un volume élémentaire global constitué d'un volume ΔV_G de gaz et d'un volume ΔV_L de liquide séparé par une surface ΔS qui ne permet aucun transfert de masse entre les deux phases et avec le milieu extérieur. Qu'ils soient mono ou diphasés tous les milieux continus obéissent aux lois de conservation des variables extensives (masse, quantité de mouvement, énergie). Ces lois fournissent un ensemble de relations entre grandeurs globales qu'il est possible de "localiser" par l'emploi du théorème de transport d'intégrales du type Ostrogradsky. En conclusion [10] si l'on se place en un point géométrique du milieu et à instant déterminé, il est possible d'écrire les équations de la mécanique comme on le fait en milieu monophasique sous réserve de mentionner quelle phase (G ou L) est présente au point considéré. En ce qui concerne les équations d'électromagnétisme nous démontrons [7][8] qu'il en est ainsi, et que la spécification de l'indice de phase K (G ou L) suffit pour légitimer l'équation.

Pour établir les relations énergétiques d'un générateur MKD nous considérons deux équations fondamentales la loi d'Ampère et la loi d'Ohm.

2.3. Loi d'Ampère :

En négligeant le courant de déplacement chaque point $M(\vec{X})$ de l'écoulement diphasique obéit en un instant t à :

$$\text{rot } \vec{H}_K(t) = \vec{J}_K(t) \quad (1)$$

où $K = G$ ou L , suivant que L est entouré de gaz ou de liquide à l'instant t . Pour la première composante du vecteur \vec{J} , (1) s'écrit

$$\vec{J}_{K1}(t) = \frac{\partial H_{K3}(t)}{\partial X_2} - \frac{\partial H_{K2}(t)}{\partial X_3} \quad (2)$$

D'autre part, on sait que pour toute composante f_i d'une fonction vectorielle \vec{f} , on a par définition :

$$\frac{\partial \overline{f_{iK}}}{\partial X_j} = \frac{1}{T_K} \frac{N}{\Sigma} \int_{T_K}^{T_K} \int_{2p+\epsilon-2}^{2p+\epsilon-1} \frac{\partial f_{iK}}{\partial X_j} dt ; j = 1, 2, 3$$

avec T^K temps de présence de la $K^{\text{ième}}$ phase et qu'un calcul [10] établit:

$$\frac{\partial \bar{F}_{iK}}{\partial X_j} = \frac{1}{\alpha_K} \left[\frac{\partial}{\partial X_j} (\alpha_K \bar{F}_{iK}) - \frac{1}{T} \frac{H}{p} \left[F_{iK} \cdot \frac{\partial T}{\partial X_j} \right] \right]_{2p+\varepsilon-1}^{T^K}$$

où α_K est le taux de présence locale statistique de la phase K .

Par conséquent, l'équation moyennée (2) sur le temps de présence d'une phase K s'écrit :

$$\bar{c}_{1K} = \frac{1}{\alpha_K} \left[\frac{\partial}{\partial X_2} (\alpha_K \bar{F}_{3K}) - \frac{1}{T} \frac{H}{p} \left[F_{3K} \cdot \frac{\partial T}{\partial X_2} \right] \right]_{2p+\varepsilon-2}^{T^K}$$

$$- \frac{\partial}{\partial X_3} (\alpha_K \bar{F}_{2K}) + \frac{1}{T} \frac{H}{p} \left[F_{2K} \cdot \frac{\partial T}{\partial X_3} \right]_{2p+\varepsilon-1}^{T^K}$$

La moyenne aphasique de (2) s'écrit d'après la forme générale :

$$\bar{F} = \alpha_G \bar{F}_G + \alpha_L \bar{F}_L$$

1^{er} membre : $\bar{c}_1 = \alpha_G \bar{c}_{1G} + \alpha_L \bar{c}_{1L} = \alpha_L \bar{c}_{1L}$

2^{ème} membre :

$$\frac{\partial}{\partial X_2} (\alpha_G \bar{F}_{3G}) - \frac{1}{T} \frac{H}{p} \left[F_{3G} \cdot \frac{\partial T}{\partial X_2} \right]_{2p+\varepsilon-2}^{T^G} - \frac{\partial}{\partial X_3} (\alpha_G \bar{F}_{2G}) + \frac{1}{T} \frac{H}{p} \left[F_{2G} \cdot \frac{\partial T}{\partial X_3} \right]_{2p+\varepsilon-1}^{T^G}$$

$$+ \frac{\partial}{\partial X_2} (\alpha_L \bar{F}_{3L}) - \frac{1}{T} \frac{H}{p} \left[F_{3L} \cdot \frac{\partial T}{\partial X_2} \right]_{2p+\varepsilon-2}^{T^L} - \frac{\partial}{\partial X_3} (\alpha_L \bar{F}_{2L}) + \frac{1}{T} \frac{H}{p} \left[F_{2L} \cdot \frac{\partial T}{\partial X_3} \right]_{2p+\varepsilon-1}^{T^L}$$

En regroupant les termes interfaciaux dans le symbole $\bar{S}_{2,3}$, on obtient

$$\alpha_L \bar{c}_{1L} = \frac{\partial}{\partial X_2} (\alpha_G \bar{F}_{3G}) - \frac{\partial}{\partial X_3} (\alpha_G \bar{F}_{2G}) + \frac{\partial}{\partial X_2} (\alpha_L \bar{F}_{3L}) - \frac{\partial}{\partial X_3} (\alpha_L \bar{F}_{2L}) + \bar{S}_{2,3}$$

où

$$\alpha_L \bar{c}_{1L} = \left[\sum_K \frac{\partial}{\partial X_2} (\alpha_K \bar{F}_{3K}) - \sum_K \frac{\partial}{\partial X_3} (\alpha_K \bar{F}_{2K}) \right] + \bar{S}_{2,3}$$

et finalement en repassant aux égalités vectorielles

$$\text{rot } \vec{H} = \vec{J} - \vec{\Omega} = \vec{J}_{\text{tot}} \quad (3)$$

avec

$$\vec{\Omega}_{lm} = \sum_K \left[\frac{1}{\rho} \frac{N}{\rho} H_{lK} \frac{\partial T}{\partial X_m} \begin{matrix} T_{2p+\epsilon-2}^K \\ T_{2p+\epsilon-1}^K \end{matrix} \right. \\ \left. - \sum_K \left[\frac{1}{\rho} \frac{N}{\rho} H_{lK} \frac{\partial T}{\partial X_l} \begin{matrix} T_{2p+\epsilon-2}^K \\ T_{2p+\epsilon-1}^K \end{matrix} \right] \right]$$

Ainsi la loi d'Ampère "diphase" (3) comporte deux "termes sources" du champ magnétique total, l'une \vec{J} correspond à la densité volumique du courant, l'autre $\vec{\Omega}$ est due à l'interaction des bulles de gaz et du liquide et plus particulièrement au glissement mécanique de ces deux phases. Le terme interfacial $\vec{\Omega}$ est difficilement accessible au calcul direct, son importance apparaît néanmoins lors de l'interprétation des mesures effectuées sur un générateur à émulsion.

2.4. Loi d'Ohm :

Outres les hypothèses générales préalablement exposées nous supposons que : le rayon des bulles est petit devant la distance qui les séparent et que la forme des bulles est approximativement sphérique :

En tout point du fluide, l'expression de la densité volumique de courant \vec{J} peut se décomposer en

$$\vec{J} = \vec{J}_{LP} + \vec{J}_{LG}$$

où \vec{J}_{LP} est la densité volumique de courant existant au point $M(\vec{X})$ en l'absence complète de bulles dans le volume V de la conversion (générateur à métal pur) et \vec{J}_{LG} est la densité de courant "de perturbation" due à la présence des bulles.

En effet, les bulles qui sont également soumises de la part du bobinage statorique à un champ électrique induit peuvent être considérées comme étant le siège de moments électriques, concentrées idéalement au centre du sphéroïde gazeux et qui vont modifier la répartition du courant dans la partie liquide même de l'émulsion. On peut écrire :

$$\vec{J}_{LG} = - \gamma_L \text{grad}_X \left[\sum_{i=1}^p \frac{\vec{m}_i \cdot \vec{l}_{XX_i}}{r_i^2} \right]$$

avec γ_L = conductivité du liquide, \vec{m}_i = moment électrique dû à la i ème bulle, \vec{l}_{XX_i} = vecteur unitaire selon la direction \vec{XX}_i , $r_i = |\vec{X}_i - \vec{X}|$ longueur séparant le point courant $M(\vec{X})$ du centre de la i ème bulle, p = nombre total de bulles présenté à l'instant t dans le volume de

conversion V.

Si l'on remarque que \vec{J} s'annule à la surface des bulles de rayon a_i , on peut écrire :

$$\vec{J}_{LP} + \frac{2\gamma \vec{m}_i}{a_i^3} = 0$$

et par conséquent la "loi d'Ohm pour l'émulsion" se traduira par les deux relations

$$\vec{J}(X) = \vec{J}_{LP} + \sum_i \text{grad}_X \left(\frac{a_i^3}{2} \cdot \frac{J_{LP}}{r_i^2} \vec{l}_{XX_i} \right) ; \quad \vec{H}(X) \in V_L \quad (4)$$

$$\vec{J}(X) = 0 \quad \text{où} \quad \vec{J}_{LG} = -\vec{J}_{LP} ; \quad \vec{H}(X) \in V_G$$

2.5. Puissance développée :

Les expressions (3) et (4) permettent de calculer la puissance développée par un générateur M.H.D. à émulsion selon la formule classique :

$$P = \int_V (\vec{J}_{\text{tot}} \times \vec{B}) \cdot \vec{v} \, dV \quad (5)$$

où \vec{v} est la vitesse du fluide dans un volume V du convertisseur soumis au champ magnétique B et véhiculant les induits de densité \vec{J}_{tot} .

La programmation de P avec les termes interfaciaux définis à l'aide des facteurs empiriques [8] est représentée sur la figure 8, où l'on considère le glissement moyen de la phase gazeuse par rapport à la phase fluide de 30 %.

Si l'on néglige dans les équations moyennées (3), la contribution interfaciale G ce qui signifie physiquement que le champ total d'un générateur à émulsion n'est pas modifiée par la dérive longitudinale des bulles, l'expression (5) se réduit à l'aide de (4) à

$$P = \int_{V_L} (\vec{J}_{LP} \times \vec{B}) \cdot \vec{v} \, dV + \int_{V_L} \left[\sum_i \text{grad}_X \left(\frac{a_i^3}{2} \cdot \frac{J_{LP}}{r_i^2} \vec{l}_{XX_i} \right) \times \vec{B} \right] \cdot \vec{v} \, dV \quad (6)$$

Monsieur Vitromani qui employa une formule semblable à (6) pour l'étude du débinètre à émulsion démontre [11] que l'intégrale de droite tend vers zéro lorsque le rayon des bulles est petit par rapport aux dimensions du volume V. Le caractère aléatoire de V_L permet d'écrire la relation moyennée

$$\langle P \rangle \sim \int_{V_L} (\vec{J}_{LP} \times \vec{B}) \cdot \vec{v} \, dV$$

Si \vec{v} est uniforme autour de chaque bulle on peut la prolonger pour tous les points du fluide compris à l'intérieur du volume V_G soit:

$$P = \int_V (\vec{J}_{LP} \times \vec{B}) \vec{v} \, dV - \left\{ \sum_i^P \left\{ \vec{v}(X_i) \left[\vec{J}_{LP}(X_i) \times \vec{B} \right] \cdot \frac{4}{3} \pi a_i^3 \right\} \right\}$$

En choisissant $\| \Gamma(X_i, a_i) \, dX^3 \, da_i \|$ comme la probabilité pour que d'une part le centre d'une bulle se trouve dans un élément de volume dX^3 situé autour du point $L(X)$ et que d'autre part son rayon soit a_i à da_i près ; on peut écrire :

$$\langle P \rangle = \int_V (\vec{J}_{LP} \times \vec{B}) \vec{v} \, dV - \int_V \left[\int_0^\infty \frac{4}{3} \pi a_i^3 \Gamma(\vec{J}_{LP} \times \vec{B}) \cdot da_i \right] dX^3$$

Compte-tenu de la définition du taux de gaz α nous avons

$$\langle P \rangle = \int_V (\vec{J}_{LP} \times \vec{B}) \vec{v} \, dV - \int_V \alpha (\vec{J}_{LP} \times \vec{B}) \vec{v} \, dV \quad (7)$$

la solution de cette dernière expression implique la connaissance des fonctions $J(X)_{J,B}$, $B(X)_{J,B}$ et surtout $\alpha(X)_{J,B}$. Les deux premières fonctions peuvent être déduites par l'extension des calculs exposés dans [9]; dans ce mémoire nous nous proposons d'évaluer $\alpha(X)_{J,B}$ à l'aide d'une analyse semi-empirique. Comme la distribution du taux de gaz influence en premier lieu la conductivité γ de l'émulsion, nous cherchons expérimentalement la forme de $\gamma(\alpha)$ qui nous permettra d'établir la relation

$$P(\alpha) = \frac{\gamma(\alpha)}{\gamma_{LP}} \cdot P_{LP}$$

où γ_{LP} est la résistivité du métal pur et P_{LP} la puissance électrique développée par un générateur équivalent rempli de ce métal pur. On déduit aisément de (7) qu'une répartition homogène des bulles dans le volume de conversion correspond à

$$\langle P(\alpha) \rangle = (1 - \alpha) P_{LP} \quad \text{et} \quad \gamma(\alpha) = \gamma_{LP} (1 - \alpha) \quad (8)$$

ce qui relève à la fois du bon sens et de la statistique élémentaire.

2.6. Complément expérimental des études théoriques :

Pour exploiter numériquement les expressions (5) ou (7) nous avons effectué deux études expérimentales :

- l'une mécanique concernant la distribution du taux de gaz local (dans une section de l'écoulement et sur sa longueur) et le glissement de la phase liquide par rapport à la phase gazeuse ;
- l'autre électromagnétique relative à la conductivité de l'émulsion.

2.6.1. Étude mécanique :

La détermination du taux de gaz $\alpha(\vec{X})$ et du glissement mécanique des phases a été effectuée par les méthodes exposées très en détail

dans [7] en utilisant les appareillages et les installations décrites dans [12]. Le principe de la mesure réside dans l'emploi de sondes d'essai couplées avec un analyseur électronique du signal dont les sorties peuvent être branchées par l'intermédiaire d'un centre d'acquisition des données sur le calculateur numérique.

L'écoulement de l'émulsion se fera dans un canal de section constante-convergente, dont les dimensions sont : partie constante : section $6 \times 36 \text{ mm}^2$ sur 280 mm de long, partie convergente : section variant de 6×36 à $4 \times 36 \text{ mm}^2$ sur 557 mm de long. Le flux de l'émulsion est dirigé dans le sens de la convergence. On utilisera deux émulsions eau salée-argon et sodium-argon soumises à un champ magnétique glissant. L'analyse des résultats d'essais montre qu'il existe une chute brutale de la valeur α aux environs des parois, les bulles ayant tendance à se concentrer dans un chenal central. La configuration de ce profil sera nettement plus caractérisée à la fois pour les grandes valeurs de $\langle \alpha \rangle$ et les faibles valeurs du champ magnétique. On peut donc penser que $\alpha(\bar{x})$ est tributaire de la distribution des vitesses, qu'il nous a été impossible de mesurer sur toute la section, mais qui tend à devenir tourbillonnaire pour les taux de gaz élevés. D'autre part pour tirer des conclusions définitives, concernant l'influence du champ magnétique sur le profil du taux de gaz, il convient de créer des inductions plus importantes que 0,5T et des vitesses supérieures à 30 ms^{-1} , ce qui limite notre expérience.

La configuration finale de l'écoulement que nous retiendrons des essais est celle d'un "tunnel" central où le taux de gaz est approximativement constant, entouré par des parois fluides où le taux de gaz décroît quasi-linéairement (Fig. 2a). Ainsi il est possible d'idéaliser le profil du taux de gaz par un trapèze centré sur l'axe de l'écoulement (Fig. 2b). Remarquons qu'à partir d'un certain taux de gaz (50 % environ) la section du "tunnel" central est presque indépendante de $\langle \alpha \rangle$; elle est égale à $\sim 70 \%$ de la section transversale pour $B = 0$ et $\sim 75 \%$ de la section transversale pour $B_{\text{tot}} = 0,5 \text{ T}$.

D'autre part, la mesure de l'évolution du taux de vide le long de l'écoulement (coordonnée OX_1) fait apparaître une augmentation de α dans le sens de OX_1 (Fig. 5). Cette constatation est vraie au centre comme aux parois pour toutes les valeurs des champs et des vitesses que nous avons pu explorer.

La figure 4 donne la vitesse moyenne de la phase gazeuse (argon dans le sodium) le long de l'écoulement ; nous n'avons pu déceler que faible influence du champ magnétique sur cette vitesse probablement à cause de la faible réaction d'induit qui caractérise notre dispositif d'essai.

2.6.2. Etude électromagnétique :

Les calculs et mesures de la conductivité électrique d'une émulsion ont fait l'objet d'une très nombreuse littérature technique. Parmi les recherches plus connues, citons : - Les modèles de Maxwell concernant les bulles sphériques et leur version récente relative à une émulsion annulaire retenue dans un volume rectangulaire due à Fuji et Suita. - Les études de Rayleigh sur la diffraction permettant

d'étendre certaines conclusions au calcul de — la conductivité des émulsions à "bulles" cylindriques. — Plusieurs formules purement empiriques dues à Lafferty et Hammit, Bruggenan, Higuchi et Pearce, Lee et Petrick concernant le rapport δ/δ_{LP} sont également disponibles.

Malgré les nombreuses études et formules, il semble intéressant d'apporter des précisions supplémentaires aux trois problèmes suivants :

- dans quelle mesure la nature du liquide conducteur (phase continue) influence pour une granulométrie donnée le rapport δ/δ_{LP} ;
- si la structure de l'écoulement (homogène, annulaire, à bouchons...) reste déterminante, il est important de se rendre compte du rapport δ/δ_{LP} dans le canal même de conversion ;
- comment la résistivité de l'émulsion peut être influencée par l'intensité et la forme du champ magnétique.

Ces considérations nous ont amenés à construire deux maquettes d'essai sans champ magnétique, décrites dans [7] et une maquette sous champ magnétique glissant exposée dans [6]. La figure 5 donne les résultats expérimentaux pour une émulsion eau-argon où l'on peut remarquer une assez grande dispersion des mesures : l'ajustement numérique à une loi exponentielle donne :

$$\frac{\delta}{\delta_{LP}}^{-1} = e^{-2,05\alpha} \quad (9)$$

et recouvre pour $\alpha \leq 0,55$ les formules de Rayleigh. Les mêmes relevés effectués sur l'émulsion sodium-argon soumis au champ magnétique montrent que le rapport des conductivités suit approximativement la loi (9) pour $\alpha \leq 0,3$ et décroît rapidement ensuite pour rejoindre la formule de Petrick ($e^{-3,5\alpha}$).

5. Calculs des puissances et des rendements d'un convertisseur à émulsion :

Des expérimentations mécaniques et électromagnétiques, nous avons déduit une distribution de la résistivité sur la largeur du canal M.H.D., que nous approximations pour le besoin des calculs par une courbe de la figure 2b où le "tunnel" central (de $\alpha = \text{const.}$) occupe 75 % de la section. Cette résistivité varie le long du canal selon les relevés de la figure 3. Nous admettons deux formules de résistivité en fonction du taux de gaz :

$$\begin{aligned} \delta &= \delta_{LP} e^{-2,06\alpha} && \text{pour } \alpha \leq 0,3 \\ \delta &= \delta_{LP} e^{-3,5\alpha} && \text{pour } \alpha > 0,3 \end{aligned}$$

Le passage d'une expression à l'autre se justifie très probablement par le changement de régime d'écoulement (laminaire-tourbillonnaire) et par le rôle que commencent à jouer les composantes interfaciales Ω du courant induit. Pour tenir compte des courants interfaciaux, nous admettons une loi empirique de dérive des bulles obtenue par compilation de relevés semblables à ceux de la figure 4.

Toutes ces considérations nous permettent d'établir les formules du champ résultant et du courant induit exposées dans [9] mais contenant la variable α . L'introduction des grandeurs ainsi calculées dans (5) ou/et (7) conduit aux expressions numériquement analysables de la puissance développée $\langle P \rangle$ (Fig. 7) et du rendement de conversion (Fig. 8) :

$$\eta = \frac{\langle P \rangle}{\langle P \rangle + \langle \Delta P \rangle}$$

Dans cette dernière formule ΔP correspond aux pertes électriques dans l'émulsion, calculées à partir des fonctions $\gamma(\alpha, X)$ et $J_{\text{tot}}(\alpha, X, t)$.

La programmation numérique (Fig. 7 et 8) concerne le dispositif d'essai bipolaire suivant :

- section constante : $4 \times 36 \text{ mm}^2$
- longueur : 286 mm
- fréquence : 50 Hz
- nombre de phases : 3
- courant d'excitation par phase : 40 A
- enroulement en anneau Gramme : 12 encoches
- compensation : 2 encoches d'extrémité à déphasage variable [9]
- longueur d'onde : 280 mm
- fonctionnement : par "rafales" de 120 sec. environ.
- phase continue de l'émulsion : sodium à 150°C

Des études empiriques et théoriques, on peut tirer les conclusions suivantes :

- le comportement énergétique du générateur étudié est loin de correspondre aux lois statistiques élémentaires (3) ;
- l'influence énergétique des courants interfaciaux \mathcal{G} se manifeste dans les calculs à partir de $\alpha \sim 0,3$ mais leur signification pratique n'apparaît qu'à vers $\alpha \sim 0,5$; pour $\alpha \leq 0,6$ les formules (5) et (7) sont sensiblement équivalentes ;
- le rôle des courants interfaciaux \mathcal{G} dépend d'une part de la loi de dérive des bulles et d'autre part de la nature de l'émulsion ;
- la variation de la puissance développée en fonction du glissement est très peu influencée par le taux de vide, autrement dit le profil de l'émulsion et le glissement des bulles sont pratiquement indépendants de g pour les faibles réactions d'induit correspondant à notre dispositif d'essai ;
- nous avons représenté sur la Figure 8 la courbe $\eta = f(g)$ calculée pour un générateur à métal pur fonctionnant avec les mêmes paramètres que notre dispositif d'essai mais où la largeur relative de la veine ($cA^{-1} = 0,65$) est choisie de manière à optimiser le rendement énergétique et magnétique selon les critères exposés dans [9].

4. Conclusions et remarques critiques :

Le tableau ci-dessous résume les points importants de l'étude pour le glissement optimal $g = - 0,10 \%$ correspondant à notre dispositif d'essai :

α	$\langle P \rangle$ calculée	2 calculé	F mesurée	2 mesuré	δ/δ_{lr}
	W	%	W	%	
0	230	34	230	35	$e^{-2,05\alpha}$
20 %	135	31	120	20	$e^{-2,05\alpha}$
50 %	75	19			$e^{-3,5\alpha}$
50 %	30	0			$e^{-3,5\alpha}$
50 % $\neq 0$		6			

Pour terminer exprimons quelques remarques critiques concernant notre analyse :

- s'il paraît évident que le calcul d'un générateur M.H.D. à émulsion doit tenir compte de la structure de l'émulsion et des considérations électromagnétiques que cette structure implique, il n'est pas du tout certain que la méthode des moyennes statistiques soit la plus appropriée pour l'analyse d'un convertisseur d'énergie. Nous pensons que les études futures de l'émulsion sous champ électromagnétique permettront la définition de la fonction de distribution \bar{f} (comme c'est le cas pour la distribution maxwellienne en théorie cinétique des gaz) et partant d'établir P à partir de la "méthode de distribution" qui par discrétisation tient mieux compte de la nature spécifique des émulsions;
- la superposition pure et simple des phénomènes liés à la résistivité de l'émulsion et au profil du taux de gaz ne peut constituer qu'une première approximation du problème : les fonctions $\gamma(x)$ et $\alpha(x)$ sont forcément interdépendantes ;
- le rôle des courants interfaciaux Q reste à déterminer. Si l'on suit le raisonnement physique conduisant à la formule (3), ces courants doivent former des densités superficielles, qui dans certaines conditions (glissement des bulles et taux du gaz élevés) peuvent infléchir le champ total. Ainsi les hypothèses concernant l'induction plan parallèle ne seront plus valables et la puissance développée par le générateur diminuera par suite de l'affaiblissement de la composante "utile" (normale à l'écoulement) du champ d'excitation ;
- pour étudier pleinement le comportement d'un générateur M.H.D. à émulsion, il convient de construire un dispositif à forte réaction d'induit.

Nous remercions nos collègues du Département de Mathématique Automatique et Informatique (M.A.I.) de l'Université de Technologie de Compiègne pour l'aide dans la réalisation des calculs numériques.

Bibliographie :

- 1 Elliot D.G. "Two fluid cycles for nuclear electric power generation". A.R.S.J. n° 6, 1962.
- 2 Brown G.A. "Analysis of performance data from condenser test facility". J. Kay and Co Cambridge Mass. 1961.
- 3 Prem L.L., W.E. Parkins "A new method of M.H.D. power conversion employing a fluid metal"- M.H.D. Electrical Power Generation, Paris 1964, paper n° 63.
- 4 Radebold R.D. et col. "Energy Conversion with liquid metal working fluids in M.H.D.-Staustrahlrohr"- M.H.D. Electrical Power Generation Paris 1964, paper n° 64.
- 5 Bidard R. et Sterlini J. "Etude des milieux biphasés en vue de leur utilisation dans les dispositifs M.H.D." 5-th Int. Conf. on M.H.D. Munich 1971.
- 6 Bonnefille R., Kant M. "Magnétohydrodynamique à veine liquide". Compte-Rendu de fin de contrat n° 69-01-301 de la Délégation Générale à la Recherche Scientifique et Technique (D.G.R.S.T.) Février 1972.
- 7 Hansen J.P. "Contribution à l'étude de la production M.H.D. d'énergie électrique en veine liquide". Thèse de Docteur-Ingénieur soutenue le 12 Juin 1974 à l'Université de Paris.
- 8 Kant M. "Etude théorique et expérimentale de l'émulsion sodium-argon en mouvement, soumis au champ électromagnétique mobile" (à paraître).
- 9 Kant M., Mouillet A., Gagliano A., Bonnefille R. "Contribution théorique et expérimentale à l'optimisation énergétique des générateurs M.H.D." Electricity from M.H.D. Munich 1971, p. 87.
- 10 Delhay J.M. "Contribution à l'étude des écoulements diphasiques eau-air". Thèse d'Etat ès Sciences Physiques, Grenoble 1970.
- 11 Fitremann M. "La débitométrie électromagnétique des émulsions". Congrès de la S.H.F. - Paris 1972.
- 12 Fochard R. "Mesures électriques dans des écoulements diphasiques à grandes vitesses". Rapport C.E.A. 1971.

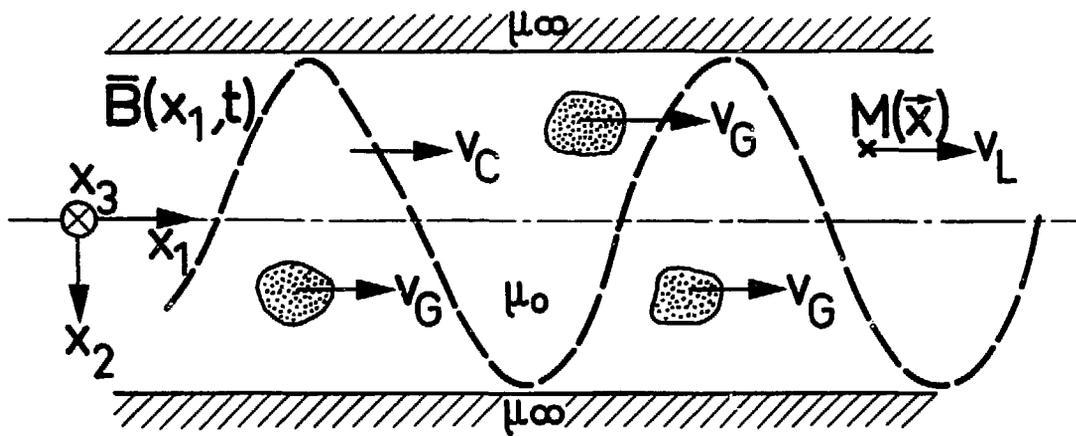


Figure 1

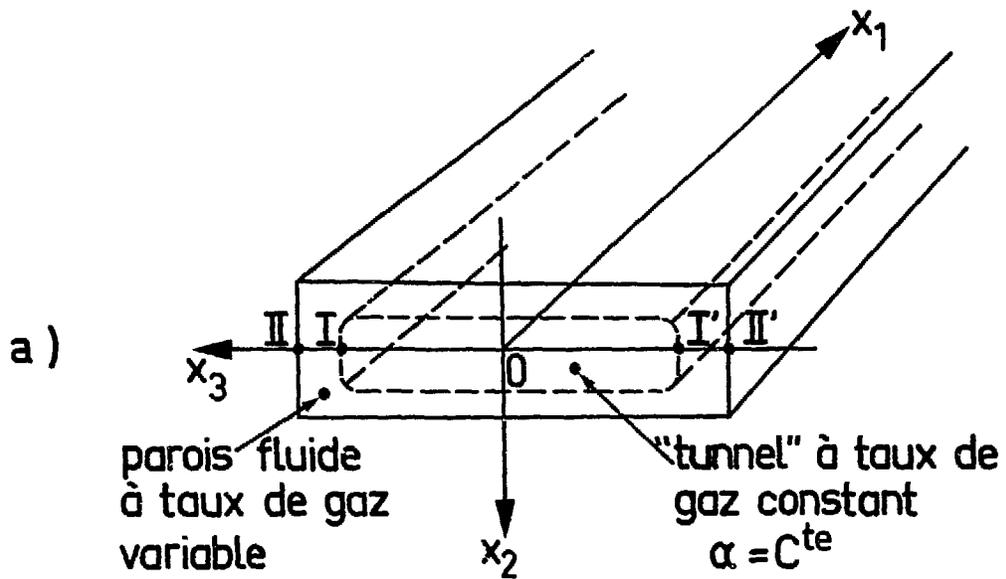
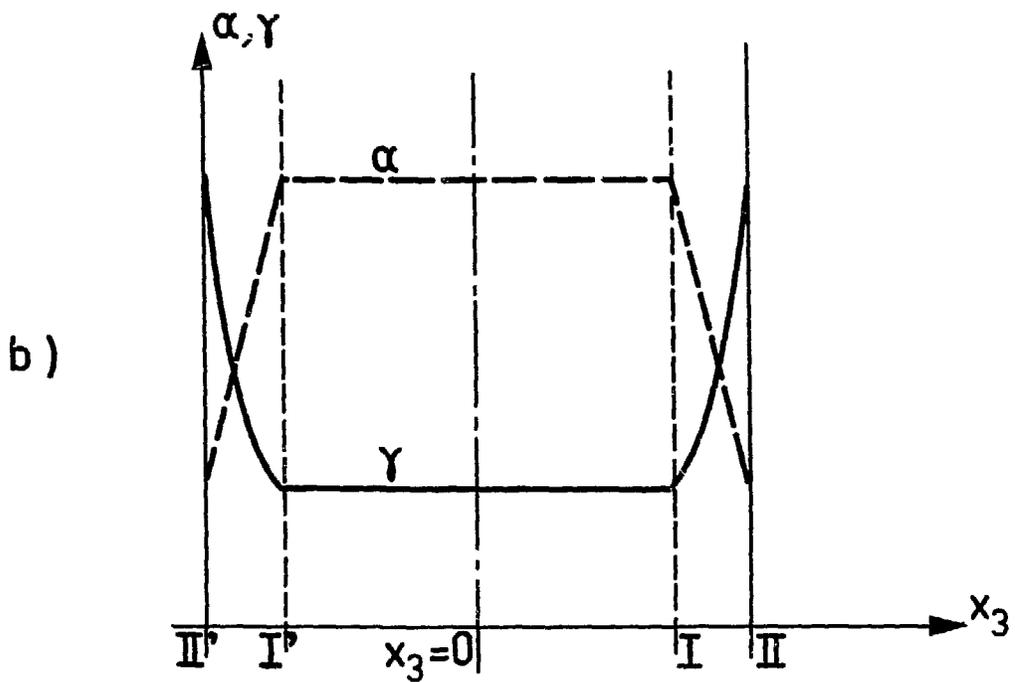
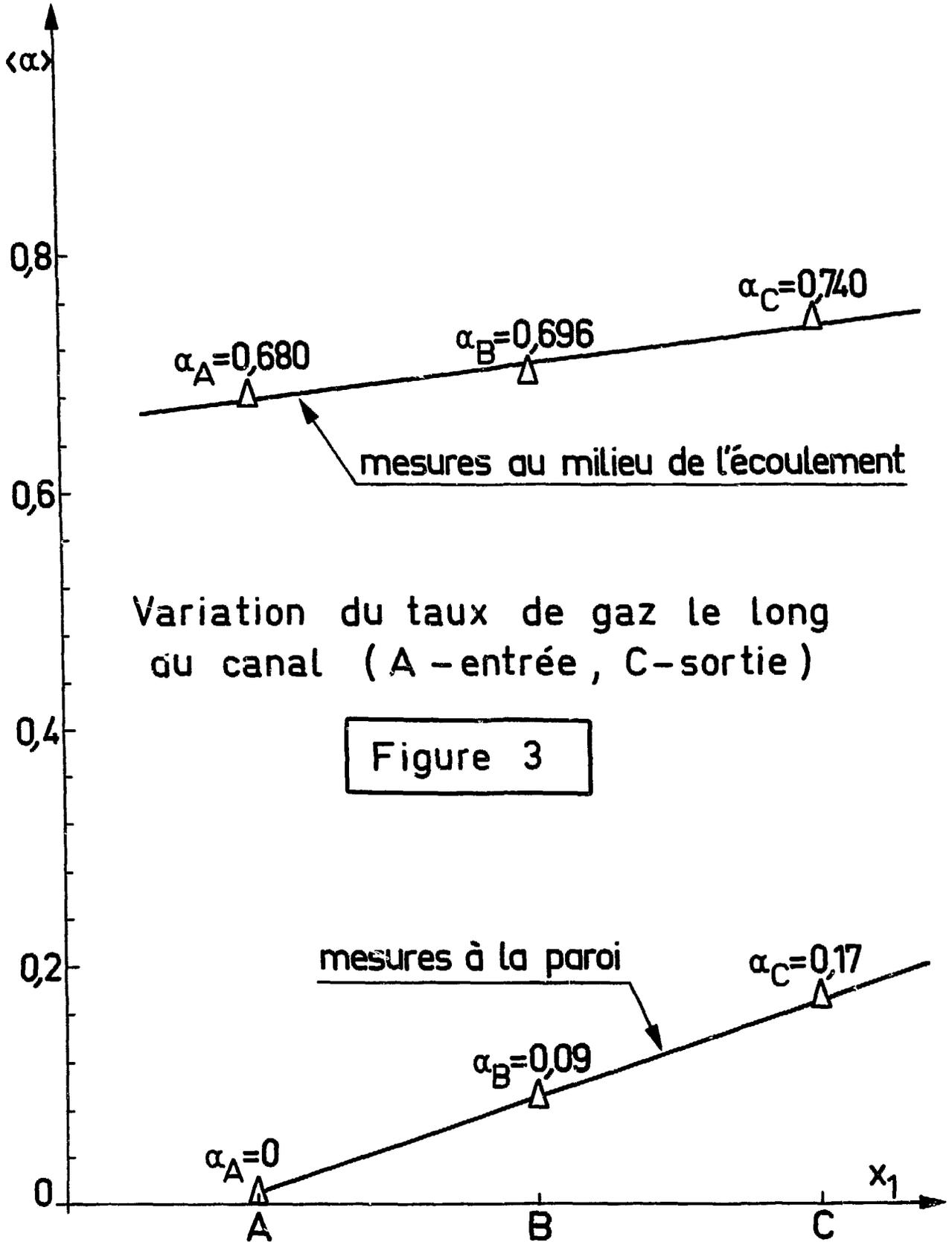
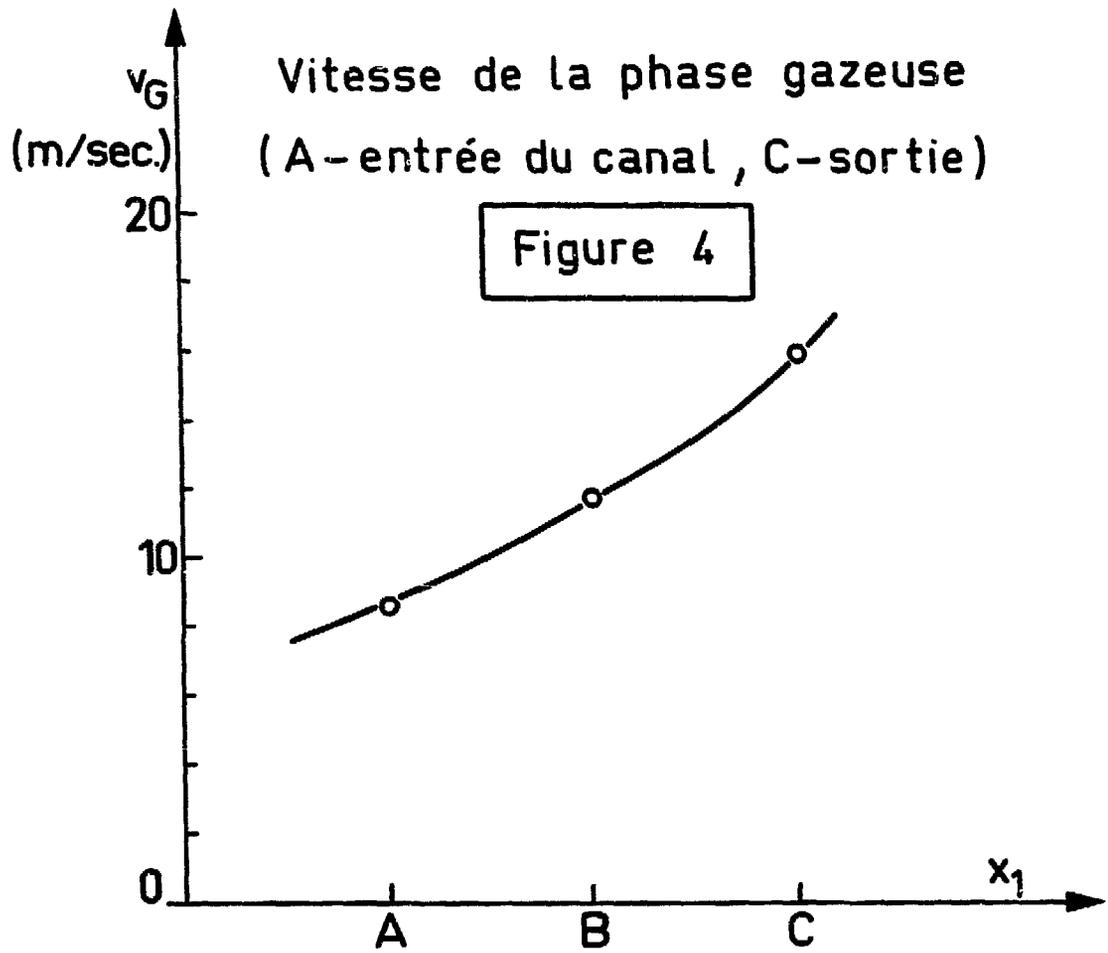
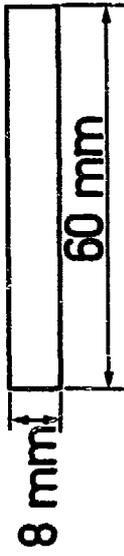
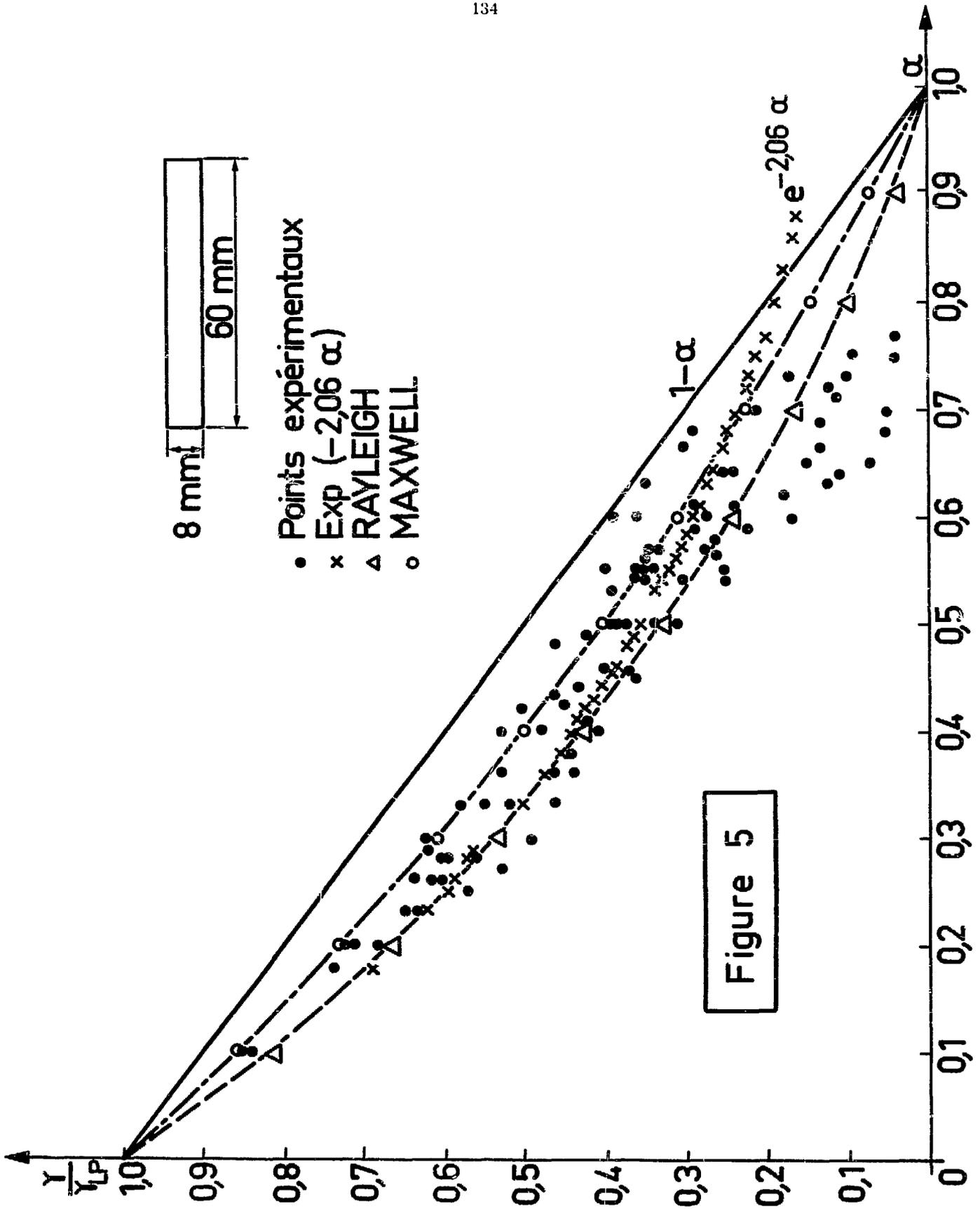


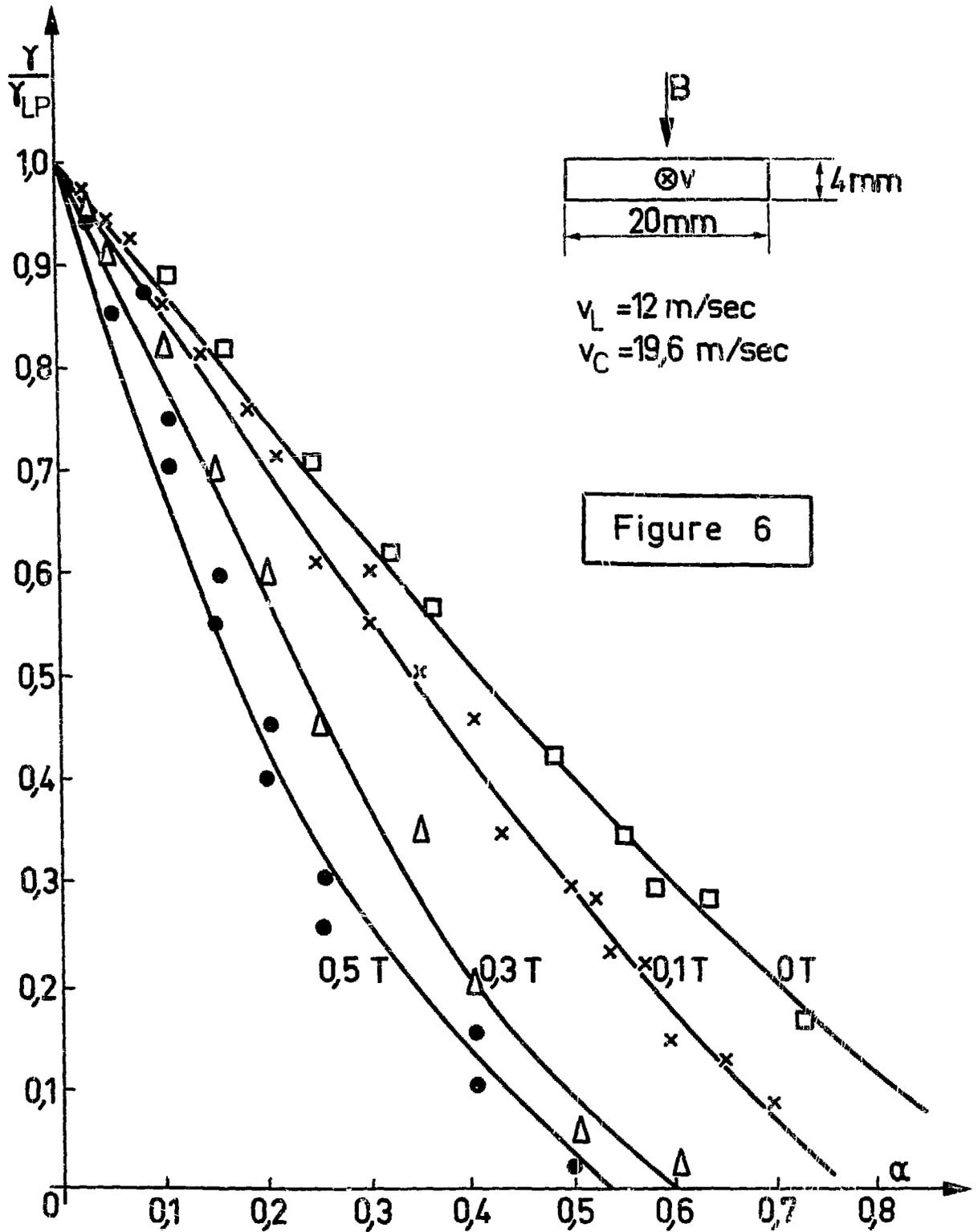
Figure 2

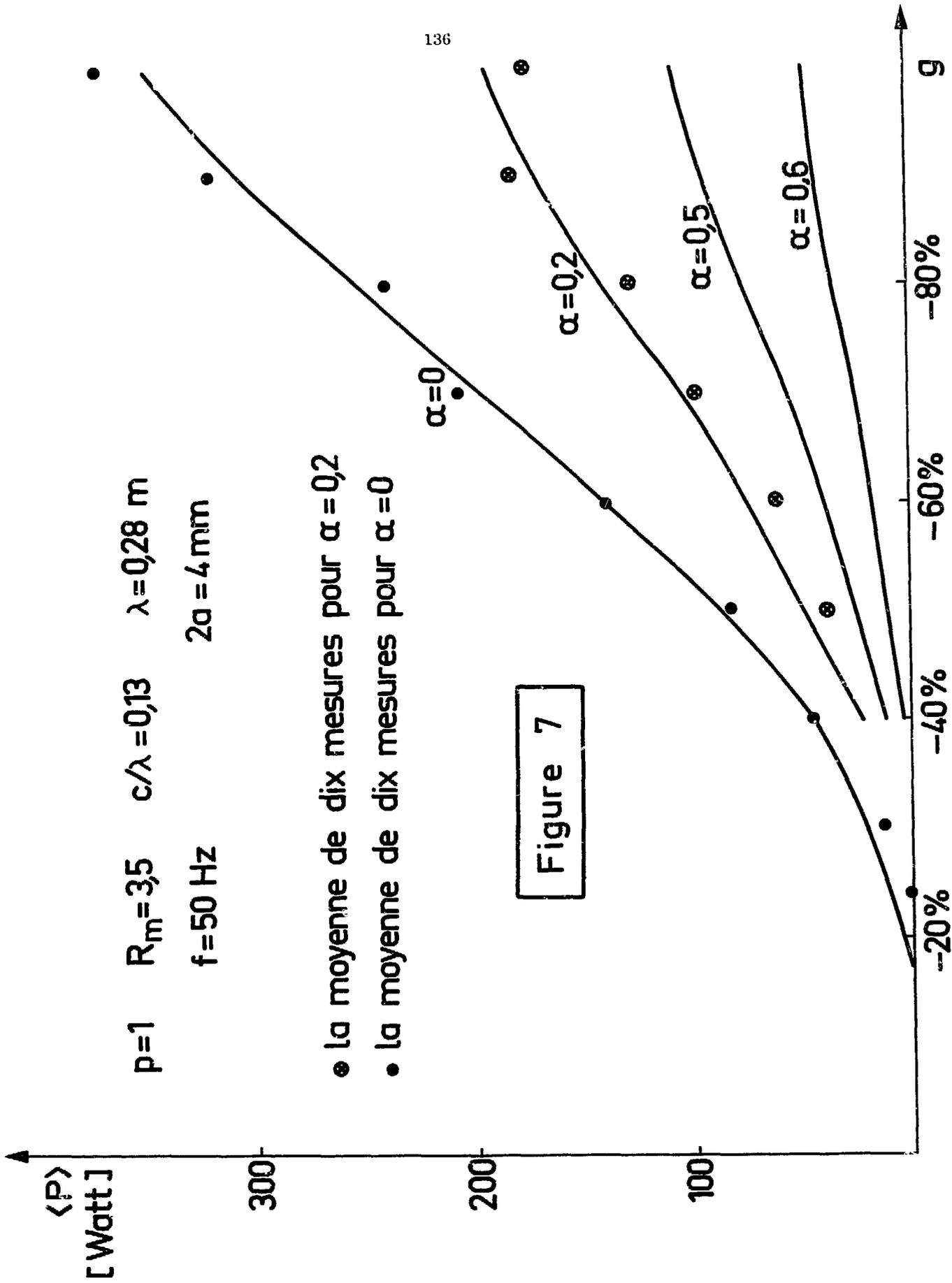








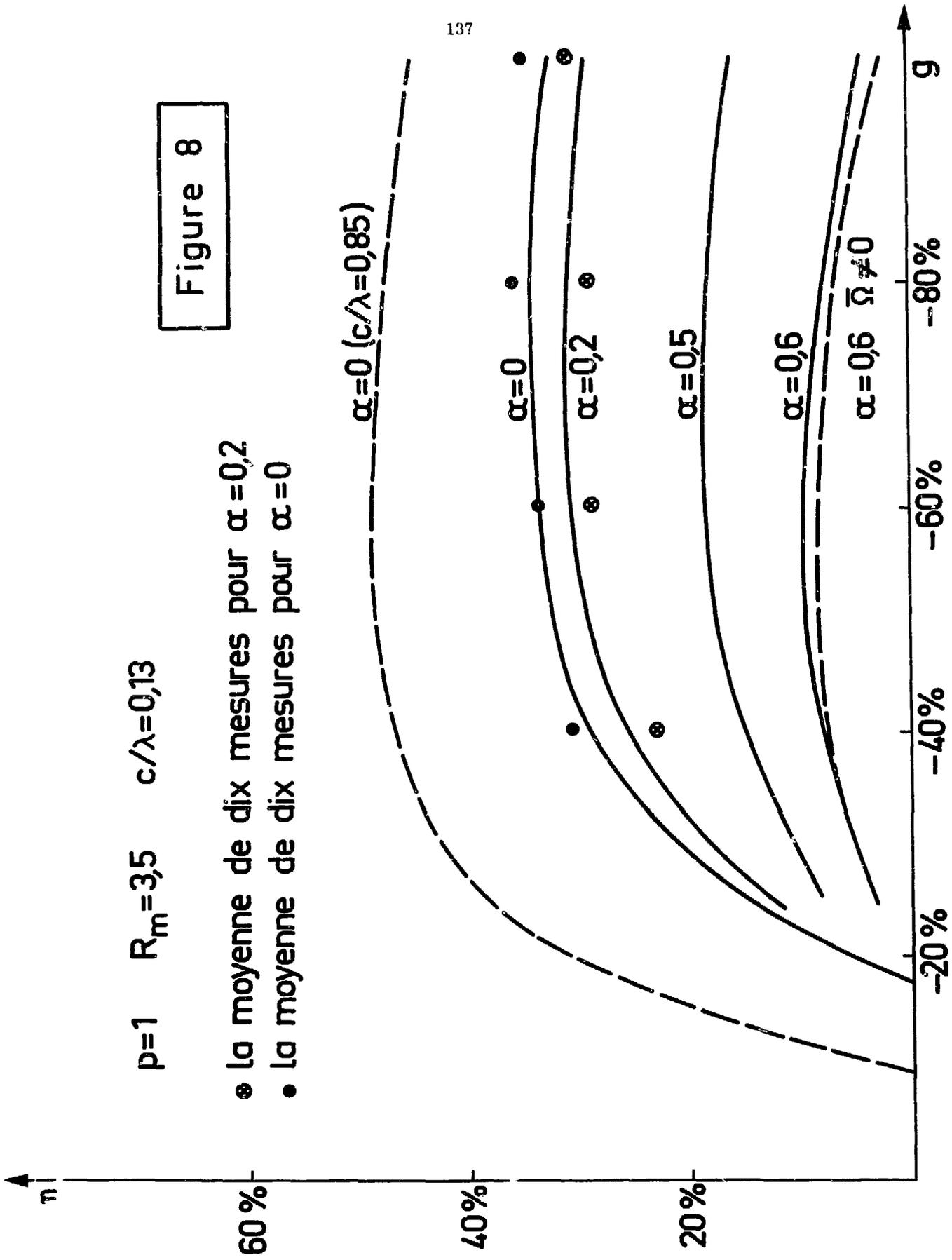




$p=1$ $R_m=3,5$ $c/\lambda=0,13$

Figure 8

- la moyenne de dix mesures pour $\alpha=0,2$
- la moyenne de dix mesures pour $\alpha=0$



ETUDE EXPERIMENTALE D'UN GENERATEUR

M. H. D. DIPHASIQUE A COURANT CONTINU

A. CHARON , J. ROBERT

Laboratoire de Génie Electrique de PARIS - L.C.I.E.

92260 - FONTENAY aux ROSES FRANCE

ABSTRACT:Experimental study of a two phase M.H.D. generator with steady current.

The authors of this paper describe a liquid metal M.H.D. generator the originality of which consists of the motion process of the liquid metal. Alternatively two identical cylinders, connected by a classic M.H.D. channel, receive the thermodynamic fluid which expands and gets in motion the liquid metal through out the channel. The cycle period is about one second. A complete description of the system and a theoretical and experimental study are done in this paper. Runs are carried out in order to check the main assumptions about the M.H.D. channel. The experimental apparatus works with the eutectic (In, Sn, Cd) (liquid at 90°C; electric resistivity: $51 \cdot 10^{-8} \Omega \cdot m$) which does not require special care during the manipulations. The magnetic field is obtained by means of a classic magnet. Several runs have allowed us to verify assumptions of calculation. The output power of this generator has reached 137 w (128 mv - 1070 A). The study is carried out in order to built a M.H.D. generator able to supply a homopolar engine the nominal power of which is 30 kw (3 v, 10^4 A).

RESUME :

Les auteurs de l'article présentent un générateur M.H.D. à métal liquide dont l'originalité réside dans le processus de mise en vitesse de la phase liquide. Deux cylindres identiques, reliés par une tuyère M.H.D. classique, reçoivent alternativement le fluide thermodynamique qui se détend et propulse le métal liquide dans la tuyère. La période d'un cycle est de l'ordre d'une seconde. Il est fait une description complète du principe de fonctionnement ainsi qu'une étude théorique et expérimentale du système. Les essais ont pour objet de vérifier les principales hypothèses concernant la tuyère M.H.D. Le dispositif expérimental utilise l'eutectique ternaire (In, Cd, Sn) (point de fusion 90°C; résistivité électrique: $51 \cdot 10^{-8} \Omega \cdot m$); la manipulation de cet alliage ne demande aucune précaution particulière. L'induction magnétique est obtenue à l'aide d'un électro-aimant. Plusieurs essais ont permis la vérification des hypothèses de calcul. Ce générateur a fourni une puissance maximum de 137 w (128 mv - 1070 A). L'étude est menée en vue de réaliser un générateur M.H.D. susceptible d'alimenter un moteur homopolaire d'une puissance nominale de 30 kw (3 v, 10^4 A).

1 - INTRODUCTION:

Les générateurs M.H.D. mettant en oeuvre un métal liquide ont un rendement généralement faible. Ce fait s'explique en partie par la nature du cycle thermodynamique décrit par le fluide thermocompressible. En effet, la mise en vitesse du métal liquide est le plus souvent réalisée à l'aide d'une émulsion liquide - gaz. La détente du gaz est isotherme dans sa partie utile. Il en résulte une limitation a priori du rendement thermodynamique. Les générateurs dits "à masses successives" permettent d'améliorer ce rendement en limitant les échanges thermiques entre le gaz et le métal liquide; néanmoins les chercheurs se heurtent à des difficultés technologiques liées notamment à l'existence de surfaces de séparation liquide - gaz.

Les auteurs du présent article décrivent le principe d'un générateur M.H.D. à courant continu dans lequel la détente du gaz serait polytropique; la réalisation technique en serait relativement aisée. Le générateur a été étudié pour alimenter un moteur homopolaire de 30 kw ($3 \text{ v} - 10^4 \text{ A}$). Le dispositif expérimental décrit plus avant a permis de vérifier les hypothèses du calcul théorique. De tels ensembles générateur M.H.D. - moteur homopolaire pourraient avoir des applications intéressantes notamment en propulsion marine.

2 - DESCRIPTION DU SYSTEME:

2 - 1. Principe de fonctionnement:

Dans un cylindre I le liquide conducteur est soumis à la pression du fluide thermodynamique issu de la source chaude (fig. 1). Ce liquide conducteur s'échappe par une tuyère - siège de la conversion M.H.D. - vers un cylindre II identique à I et relié à la source froide. Au terme de cette opération le cylindre I est vide alors que le cylindre II contient le liquide. En reliant I à la source froide, II à la source chaude, un processus identique peut se développer, le métal liquide circulant en sens inverse dans la tuyère.

Si le champ d'excitation est constant la f.e.m. induite est alternative avec une période égale à celle de l'écoulement dans la tuyère. On peut imaginer un commutateur permettant le passage du courant électrique d'une façon unidirectionnelle.

Le tableau I présente les différentes phases d'un cycle complet du générateur en indiquant les actions sur les diverses vannes.

2 - 2. Description du cycle thermodynamique:

Le cycle à gaz se décompose de la façon suivante (fig. 2):

- Un volume v_A de gaz, à pression p_A et à température T_A , est introduit dans le cylindre I. Il se détend suivant un processus isentropique A B' en chassant le métal liquide dans la tuyère.

- Il est nécessaire d'arrêter la détente en B' afin que le temps d'écoulement ne soit pas prohibitif. En effet le temps théorique de la détente est infinie.

- Entre B" et C le cylindre I est mis en communication avec la source froide, c'est à dire l'échangeur de chaleur.

- Entre C et D, le compresseur réintroduit le gaz dans la chaudière.

Le compresseur doit fonctionner de façon telle que la pression dans l'échangeur reste sensiblement constante. La partie B" C du cycle est une isobare tandis que la compression C D est supposée isentropique dans nos calculs.

Le fonctionnement entre D et A implique le transfert de deux masses identiques de gaz mais à des températures différentes: une masse m de gaz est introduite dans la chaudière (point D); simultanément une masse égale sort de la chaudière pour aller dans le cylindre. Tout se passe comme si la même masse de gaz était introduite dans le cylindre (point D) et chauffée dans celui-ci à pression constante (partie D A).

2 - 3. Description de la tuyère:

Le métal liquide devant circuler dans les deux sens, il est nécessaire que la tuyère M.H.D. soit symétrique par rapport à un plan normal à la direction de l'écoulement. La géométrie choisie est celle de la figure 3. Dans les régions III et IV de la tuyère se trouvent des cloisons non conductrices de l'électricité dont le rôle est de limiter les effets d'extrémités. La présence de ces cloisons est nécessaire dans le dispositif car le facteur de forme c/a est très faible notamment dans le dispositif expérimental. Afin de tenir compte dans nos calculs des effets d'extrémités, l'induction magnétique est supposée avoir l'amplitude suivante:

$$\begin{aligned} - 0 \leq x \leq c, \text{ région V, } B &= B_0 \\ - x \leq 0, \text{ région III, } B &= B_0 e^{\frac{x}{x_0}} \\ - x \geq c, \text{ région IV, } B &= B_0 e^{\frac{c-x}{x_0}} \end{aligned} \quad (1)$$

Sur la figure 3 E désigne la différence de potentiel entre les électrodes en admettant que la résistance de contact métal liquide-électrode est négligeable devant E. Cette hypothèse fera l'objet d'une étude particulière lors de l'expérimentation.

3 - CALCUL THEORIQUE

3 - 1. Calcul de la puissance électrique P_e [1]:

P_e est la puissance électrique disponible sur les électrodes. Des courants circulent dans les régions III, IV et V de la tuyère. Il est nécessaire d'étudier les phénomènes M.H.D. dans ces différentes régions.

Dans la région V l'écoulement est supposé être turbulent à tout moment et le profil de vitesse suivant Oy à un instant donné est de la forme:

$$\begin{aligned} \frac{u}{u_0} &= \left[\frac{2y}{b} \right]^{1/7} \quad \text{pour } y \leq \frac{b}{2} \\ \frac{u}{u_0} &= \left[\frac{2(b-y)}{b} \right]^{1/7} \quad \text{pour } y > \frac{b}{2} \end{aligned} \quad (2)$$

u_0 est la vitesse au centre de la tuyère et u la vitesse à une cote y . Ce profil de vitesse est une approximation du profil logarithmique; approximation d'autant mieux justifiée que le nombre de Reynolds hydraulique R_e est de l'ordre de 10^5 ce qui est présentement le cas. Compte tenu de cette hypothèse la puissance dissipée par effet Joule P_r dans la région V et la puissance électrique P_{e0} fournie au milieu extérieur par cette même région ont pour expression:

$$P_r = \sigma B_0^2 U^2 a b c (1 - \psi)^2 \left[1 + \frac{1}{63 (1 - \psi)^2} \right] \quad (3)$$

$$P_{e0} = \sigma B_0^2 U^2 a b c \psi (1 - \psi) \quad (4)$$

$$\text{avec: } - U = \frac{1}{a b} \int_0^b \int_0^a u \, dz \, dy \quad (5)$$

- σ : conductivité électrique du métal liquide
- ψ : coefficient de charge du générateur défini par:

$$\psi = \frac{E}{B_0 U a} \quad (6)$$

Dans la région III et IV l'écoulement est de même nature hydraulique que dans la région V. De plus l'induction magnétique B et les courants électriques induits sont considérés comme nuls aux cotes $x = -c'$ et $x = c+c'$. Cette dernière hypothèse est raisonnable dès lors que $\frac{c'}{x_0} \gg 3$ ce qui est effectivement le cas dans notre système.

Sutton, Hurwitz et Poritsky [2] ont montré que les courants électriques dans ces régions diminuent (ou si le signe est négatif augmentent) la puissance électrique disponible sur les électrodes d'une quantité ΔP_e dont l'expression est:

$$\Delta P_e = \frac{1}{8\pi} \sigma B_0^2 U^2 a^2 b \psi (\text{Log } 2 - \alpha) \quad (7)$$

ΔP_e entraîne une augmentation de la puissance mécanique ΔP_m du métal liquide à l'entrée de la tuyère:

$$\Delta P_m = \frac{1}{16\pi} \sigma B_0^2 U^2 a^2 b \psi \left(\frac{\pi \psi}{\psi} - 2\alpha \right) \quad (8)$$

α est défini par l'expression (9)

$$\alpha = \frac{4\pi x_0}{a} \left[1 - \frac{1}{\sqrt{\pi}} \frac{\Gamma\left(\frac{1}{2}\left[\frac{a}{4\pi x_0} + 1\right]\right)}{\Gamma\left(\frac{1}{2}\left[\frac{a}{4\pi x_0} + 2\right]\right)} \right] \quad (9)$$

ψ est une fonction de $\frac{x_0}{a}$ dont le graphe est représenté sur la figure 4.

Finalement la puissance électrique fournie au milieu extérieur a pour expression:

$$P_e = P_{e0} - \Delta P_e \quad (10)$$

3 - 2. Calcul des pertes hydrauliques:

L'évaluation des pertes hydrauliques implique la connaissance du facteur de friction C_f du métal liquide sur les parois. Cependant, l'écoulement réel présente des singularités géométriques dont les effets hydrauliques ne peuvent être appréciés par la seule connaissance de C_f . Afin de tenir compte des pertes hydrauliques engendrées par les convergents, les divergents, les changements de direction et les cloisons isolantes dans la tuyère, il est préférable d'utiliser la notion de perte de charge. Pour un écoulement permanent on définit la charge H dans une section comme étant une longueur qui, multipliée par le débit poids, donne la puissance mécanique qui traverse cette section. Entre deux sections, la perte de charge se présente sous la forme :

$$\Delta H = \kappa \frac{U^2}{2g} \quad (11)$$

g : accélération de la pesanteur

K est un coefficient sans dimension dépendant uniquement de la géométrie de la conduite lorsque $Re > 10^4$ [3]. La valeur de K a été déterminé au cours d'un essai direct:

$$K = 1,2.$$

Ceci étant, la puissance dissipée par viscosité dans le générateur a pour expression:

$$P_f = \frac{1}{2} K \rho a b U^3 \quad (12)$$

ρ : masse volumique du métal liquide

3 - 3. Calcul de l'énergie utile et du rendement du cycle thermodynamique:

n : coefficient polytropique

p : pression absolue

v : volume d'une masse m de gaz

T : température absolue de cette même masse de gaz

Les indices alphabétiques rattachent la grandeur considérée au point correspondant du cycle thermodynamique (fig. 2).

Lagoutte [4] a montré que l'énergie utile W d'un cycle thermodynamique avait pour expression:

$$W = w - \Delta w \quad (13)$$

$$\text{avec: } w = \frac{n}{n-1} p_A v_A \left[1 - \left[\frac{v_A}{v_B} \right]^{n-1} \right] \left[1 - \frac{T_C}{T_A} \left[\frac{v_B}{v_A} \right]^{n-1} \right] \quad (14)$$

$$\text{et } \Delta w = \frac{1}{2} \left[v_B - v_A \right]^2 n \frac{p_B}{v_B} \quad (15)$$

Δw rend compte de la perte d'énergie due à la partie $B B' B''$. Le choix des paramètres sera tel que:

$$\frac{\Delta w}{W} = 5 \%$$

L'énergie fournie au compresseur au cours d'un cycle est:

$$w_{\text{comp}} = \int_{p_C}^{p_d} v dp \quad (16)$$

$$\text{Soit } w_{\text{comp}} = \frac{n}{n-1} p_A v_A \frac{T_C}{T_A} \left[\left[\frac{v_B}{v_A} \right]^{n-1} - 1 \right] \quad (17)$$

Le rendement thermodynamique théorique est de la forme:

$$\eta_T = 0,95 \left[1 - \left[\frac{v_A}{v_B} \right]^{n-1} \right] \quad (18)$$

4 - RESULTATS THEORIQUES

Les calculs théoriques ont été menés en supposant que le métal liquide

était du sodium et que le fluide thermodynamique était de l'hélium. Les principaux paramètres sont:

$$\begin{aligned}
 p_A &= 70 \text{ bars} & T_A &= 900^\circ\text{K} & v_A &: \text{paramètre} \\
 p_B, \text{ fonction de } v_B, & T_{B'} &= 320^\circ\text{K} & v_{B'} &= 20 \text{ l} \\
 n &= 1,6 & B_0 &= 1 \text{ T} & x_0 &= 2 \text{ cm} \\
 a &= 5 \text{ cm} & b &= 10 \text{ mm} & c &= 20 \text{ cm} & c' &= 10 \text{ cm} \\
 \eta &= 0,75
 \end{aligned}$$

La figure 5 montre la variation de P_e et du rendement global η en fonction du volume v_A . Il apparaît qu'un volume v_A voisin de 10 l conduit au rendement maximum 17%. Ce rendement est particulièrement élevé car $n=1,6$. Les différentes pertes apparaissant dans ce générateur sont représentées sur la figure 6. Les pertes dans le compresseur sont de loin les plus importantes bien que la compression soit isentropique dans les calculs.

5 - ETUDE EXPERIMENTALE

Après avoir évalué les performances théoriques d'un générateur M.H.D. fonctionnant suivant notre principe, il est nécessaire de vérifier expérimentalement le bien fondé des hypothèses de calcul. Dans ce but un générateur de petite dimension a été construit et expérimenté au L.G.E.P.

5 - 1. Description du générateur expérimental:

La conception du dispositif expérimental permet de ne décrire que la moitié du cycle thermodynamique, soit D A B'. La source froide et le compresseur sont absents; le gaz thermodynamique est chauffé sous pression dans la chaudière dont le volume est très supérieur à celui d'un cylindre. En fin de détente le gaz est rejeté dans l'atmosphère. Une telle disposition ne permet pas d'étudier les performances du cycle thermodynamique réel mais il est possible de mesurer le coefficient n de la détente.

L'ensemble du générateur est usinée dans de l'acier inoxydable, exception faite des électrodes de la tuyère M.H.D. qui sont en cuivre. Les parois isolantes ont été obtenues à l'aide d'un vernis dont la tenue s'est avérée excellente au cours des essais.

Le liquide conducteur est l'eutectique ternaire ($I_n-C_d-S_n$) dont la composition en poids est : I_n : 44,4%, C_d : 13,75%, S_n : 41,85%. Le choix d'un tel alliage a permis une réalisation technologiquement simple puisque sa manipulation ne nécessite aucune précaution particulière. Ses caractéristiques principales sont:

- température de fusion : 90°C
- masse volumique : $\rho = 7,44 \cdot 10^3 \text{ kg} \cdot \text{m}^{-3}$
- résistivité à 110°C : $\frac{1}{\sigma} = 51 \cdot 10^{-8} \Omega \cdot \text{m}$

Grâce à un traitement de surface la résistance du contact liquide-électrode a pu être très fortement diminuée de sorte qu'elle soit négligeable devant la différence de potentiel E .

Les dimensions de la tuyère sont :

$$a = 5 \text{ cm} \quad b = 5 \text{ mm} \quad c = 5 \text{ cm} \quad c' = 36 \text{ mm}$$

L'induction B dans la tuyère est créée par un circuit magnétique en fer.

L'usinage précis des pôles de l'électro-aimant permet d'obtenir le profil décrit par les équations (1) avec une bonne précision. L'entrefer est de 12 mm; B_0 est réglable au cours des essais; un étalonnage préalable a montré que $x_0 = 1$ mm.

Au cours des essais la durée totale d'une détente était de l'ordre d'une seconde ce qui a nécessité l'enregistrement automatique des différentes grandeurs:

- pression du gaz p dans un cylindre mesurée à l'aide d'un capteur de pression piézoélectrique couplé avec un amplificateur de charge; la lecture se faisant sur oscilloscope à mémoire.

- volume du gaz dans un cylindre v : mesure discrète de la hauteur du liquide dans le cylindre avec lecture sur oscilloscope à mémoire.

- différence de potentiel entre les électrodes E : lecture directe sur oscilloscope à mémoire.

5 - 2. Résultats expérimentaux: Afin que les résultats expérimentaux puissent être exploitables, la pression absolue p_A a constamment été maintenue à 4 bars au cours de l'expérimentation. $v_{B'}$, étant de 1,5 l, le volume v_A est en permanence égal à $\frac{v_{B'}}{2} = 0,75$ l (rendement global maximum). 24 essais différents ont été effectués dans les conditions suivantes:

$B_0 = 1$ T	$\eta = 0,56$
$= 1,2$ T	$= 0,69$
$= 1,3$ T	$= 0,75$
$= 1,5$ T	$= 0,81$
	$= 0,93$
	$= 1$

Le relevé des courbes de détente a permis d'étudier l'évolution du coefficient n en fonction de la durée de la détente ou plus particulièrement de la vitesse maximum de l'écoulement dans la tuyère (fig. 7). Le coefficient n n'est pas égal à 1,6 comme il l'a été supposé dans le calcul théorique; ce qui a pour conséquence une diminution du rendement thermodynamique η_T . Néanmoins la détente est loin d'être isotherme ($1,1 < n < 1,5$) bien que sa durée soit de l'ordre de 0,7 s.

Il s'avère que le rendement de la tuyère $\eta_{M.H.D.}$ est d'autant meilleur que l'induction magnétique est grande; dans ces conditions le fonctionnement de la tuyère est d'autant plus proche du modèle mathématique. Sur les figures 8 - 9 - 10 - 11 sont portés les rendements théoriques et expérimentaux de la tuyère. Ces courbes justifient les hypothèses de calcul faites lors de l'étude théorique de la tuyère M.H.D. Ce résultat s'explique par la diminution notable des pertes par viscosité lorsque la vitesse d'écoulement est faible (B_0 élevé); mais dans ces conditions le rendement thermodynamique diminue car la détente du gaz est proche de la détente isotherme. Le rendement atteint 53 % pour $B_0 = 1,5$ T et $\eta = 0,69$.

Le tableau II précise l'intensité I du courant dans les charges, E et P_e au cours des différents essais.

6 - CONCLUSION :

Les résultats expérimentaux montrent que le modèle mathématique décrivant le fonctionnement de la tuyère est très correct. Cependant il n'en est pas de même en ce qui concerne le caractère isentropique de la détente $A B'$ pour laquelle des corrections s'imposent. La figure 1.

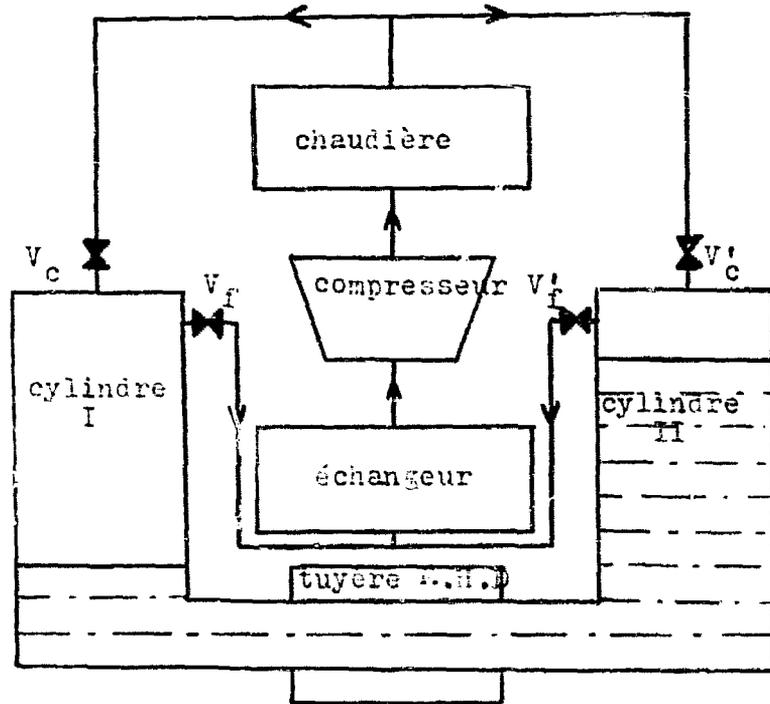
fait apparaître que la variation du rendement théorique global en fonction du coefficient n ne semble pas être un obstacle majeur ; d'où l'intérêt du générateur M.H.D. fonctionnant suivant notre principe. Il est toutefois indispensable de réaliser un cycle complet du gaz afin de justifier toutes les hypothèses concernant le processus thermodynamique. Au cours de ces essais ultérieurs il sera nécessaire d'effectuer une optimisation car $\eta = \eta_T \cdot \eta_{M.H.D.}$ (η_T et $\eta_{M.H.D.}$ ont un paramètre commun U) et nous avons constaté que :

$$\frac{\partial \eta_T}{\partial U} > 0 \quad \frac{\partial \eta_{M.H.D.}}{\partial U} < 0 \quad (19)$$

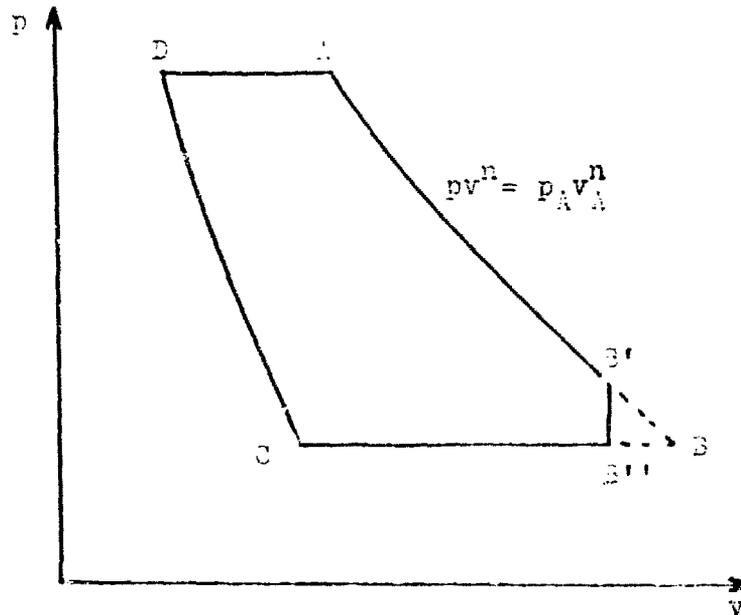
Les premiers résultats expérimentaux décrits dans cet article sont positifs et autorisent la réalisation d'un générateur complet d'une puissance nominale plus importante.

REFERENCES

- (1) David G. ELLIOTT ; Direct Current Liquid-Metal Magnetohydrodynamic Power Generation. AIAA Journal Vol. 4 , No 4 , April 1966.
- (2) G.W. Sutton, H. Hurwitz, H. Poritsky. Electrical and Pressure Looses in a Magnetohydrodynamic Channel Due to End Current Loops. AIEE Journal, January 1962.
- (3) R. Comolet. Mécanique Expérimentale des Fluides. Tome II. Masson et Cie. 1963.
- (4) R. Lagoutte. Conception et Avant Projet d'un générateur Magnétohydrodynamique Biphase à courant continu. Thèse de l'Université de Paris VI. Juin 1974.



Description du système
- Figure 1 -

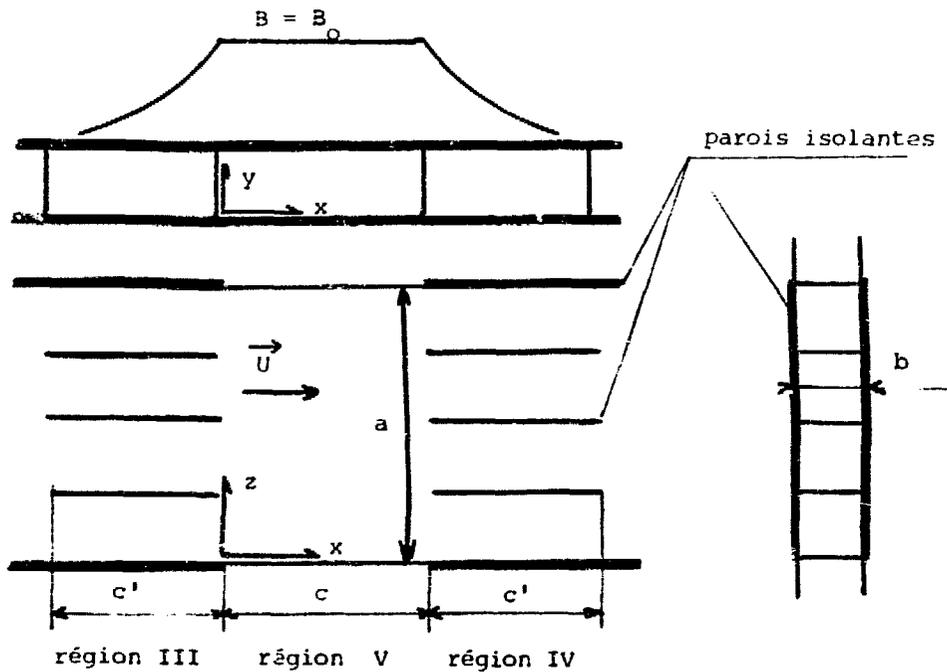


Cycle thermodynamique
- Figure 2 -

Parcours du cycle dans I	Opération sur I	Parcours du cycle dans II	Opération sur II
D	Ouverture V_C Fermeture V_f	B'	Ouverture V'_f
D A	V_C ouverte $p = cte$	B' C D	Passage du gaz dans l'échangeur, compression dans le compresseur et introduction dans la chaudière
A	Fermeture V_C		
A B'	Détente isentropique		
B'	ouverture V_f	D	Fermeture V'_f Ouverture V'_C

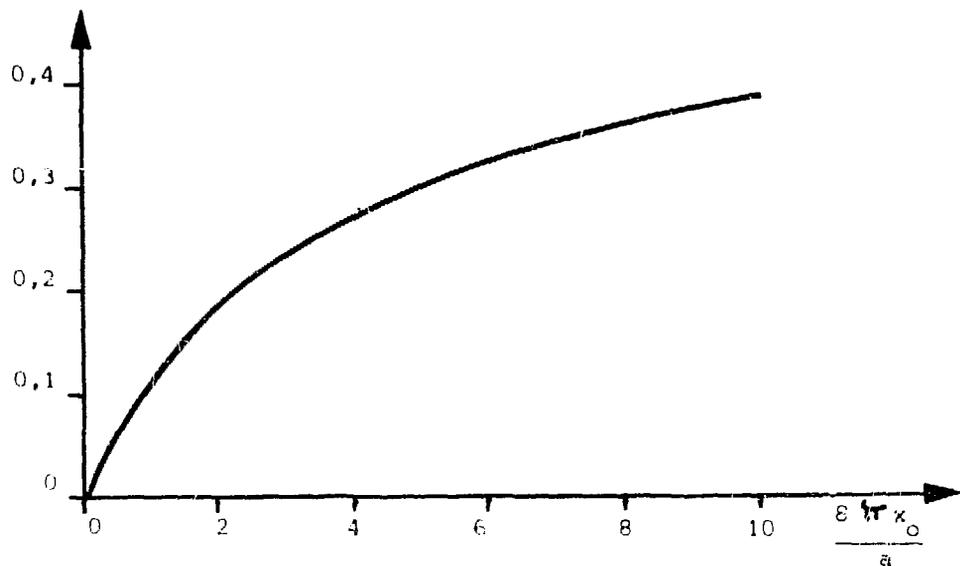
Description du cycle thermodynamique

- Tableau I -



Description de la tuyère M H D

- figure 3 -



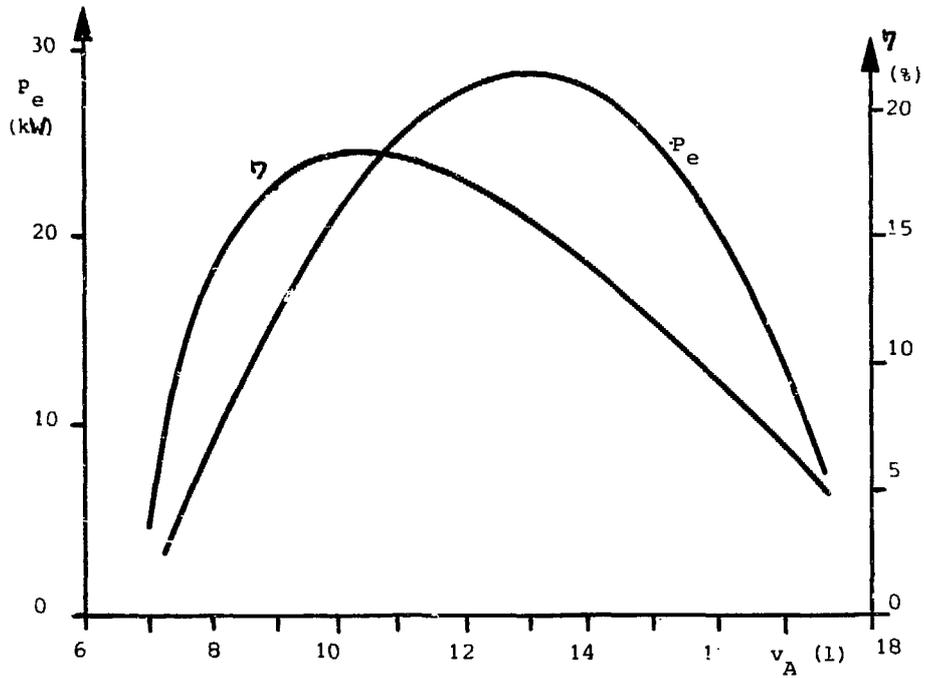
Variation de β en fonction de l'extension
de l'induction magnétique B

- figure 4 -

B_0 (T)	μ	I (A)	E (mV)	Pe (W)
1	0,56	904	108	97,5
	0,69	583	126	74
	0,75	483	139	67
	0,81	387	153	57,5
	0,93	143	174	25
1,2	0,56	1030	123	127
	0,69	695	150	104
	0,75	590	170	100
	0,81	450	183	82
	0,93	177	215	38
1,3	0,56	1070	128	137
	0,69	755	163	122,5
	0,75	650	187	122
	0,81	488	198	96
	0,93	186	226	42
1,5	0,56	970	115	110
	0,69	755	163	123
	0,75	653	188	123
	0,81	537	218	117
	0,93	193	234	45

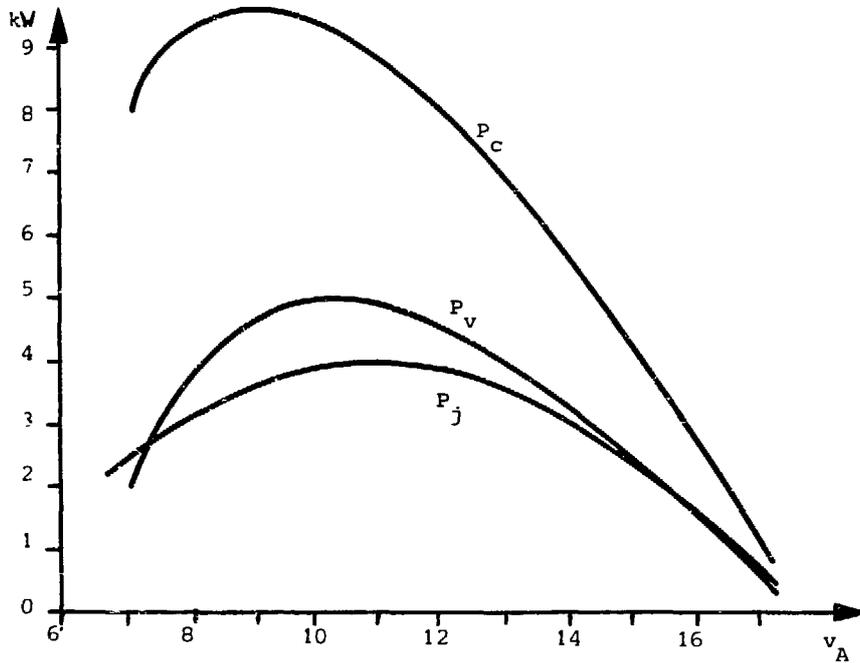
Résultats expérimentaux

- Tableau II -



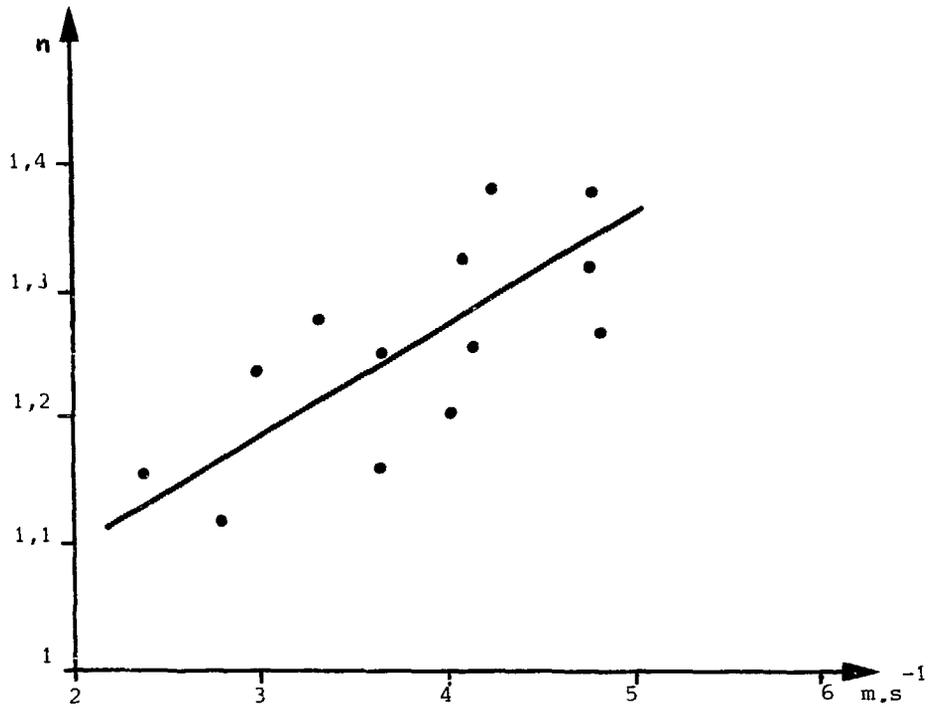
P_e : puissance électrique
 η : rendement global théorique

- Figure 5 -



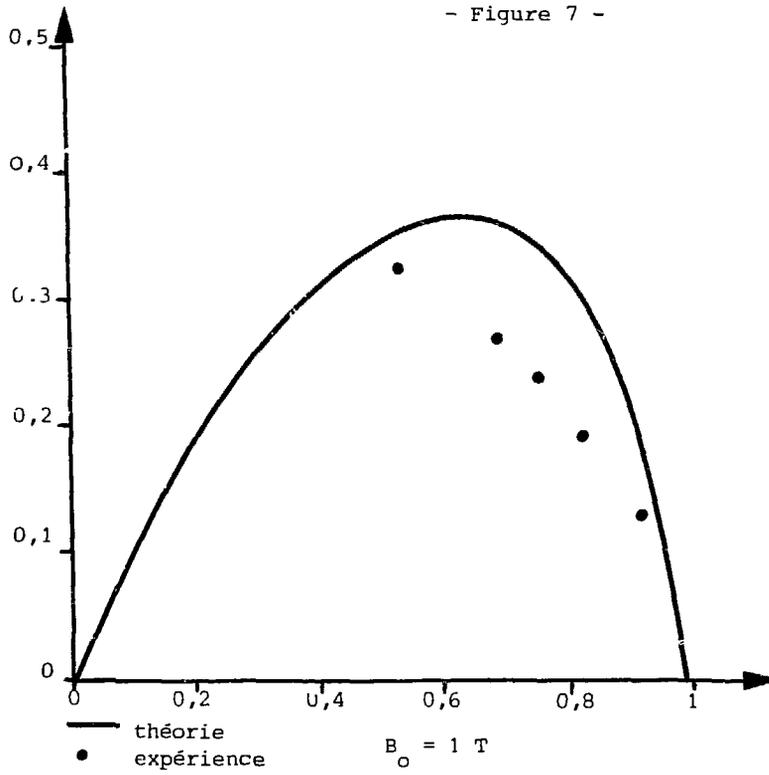
P_j : pertes joules
 P_v : pertes par viscosité
 P_c : pertes dans le compresseur

- Figure 6 -



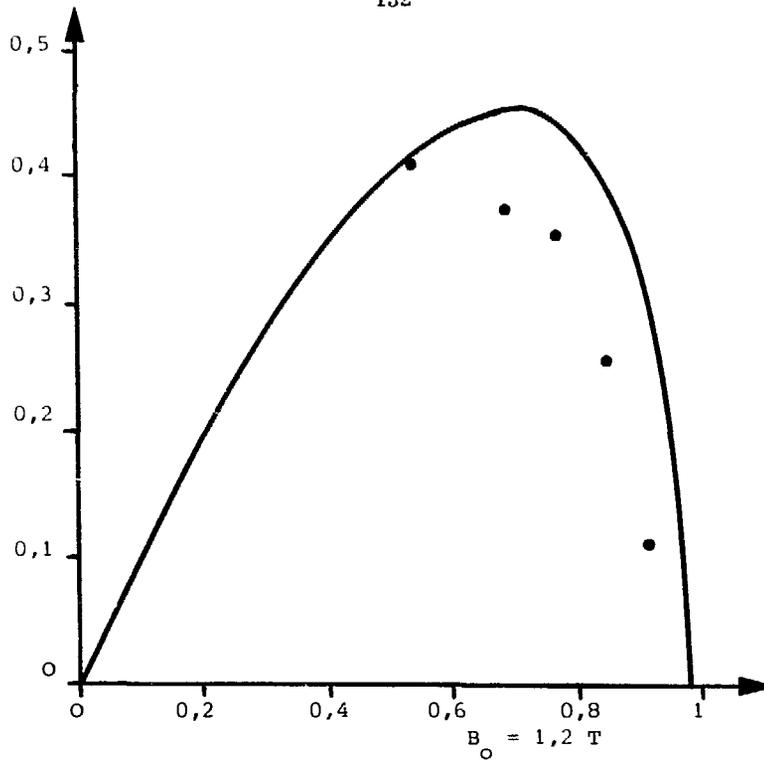
Variation de n en fonction de la vitesse U

- Figure 7 -

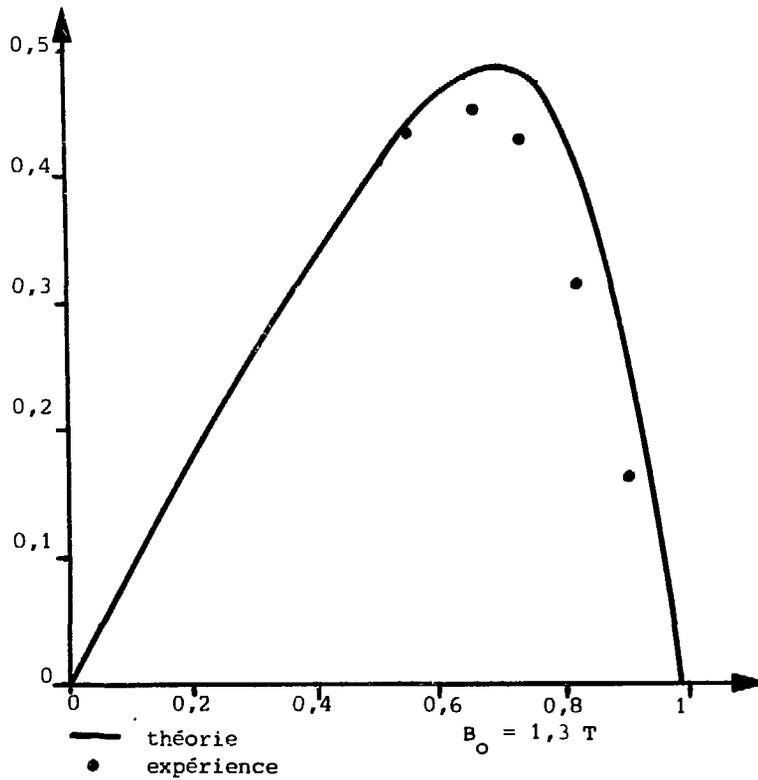


rendement de la tuyère η_{MHD} en fonction de μ

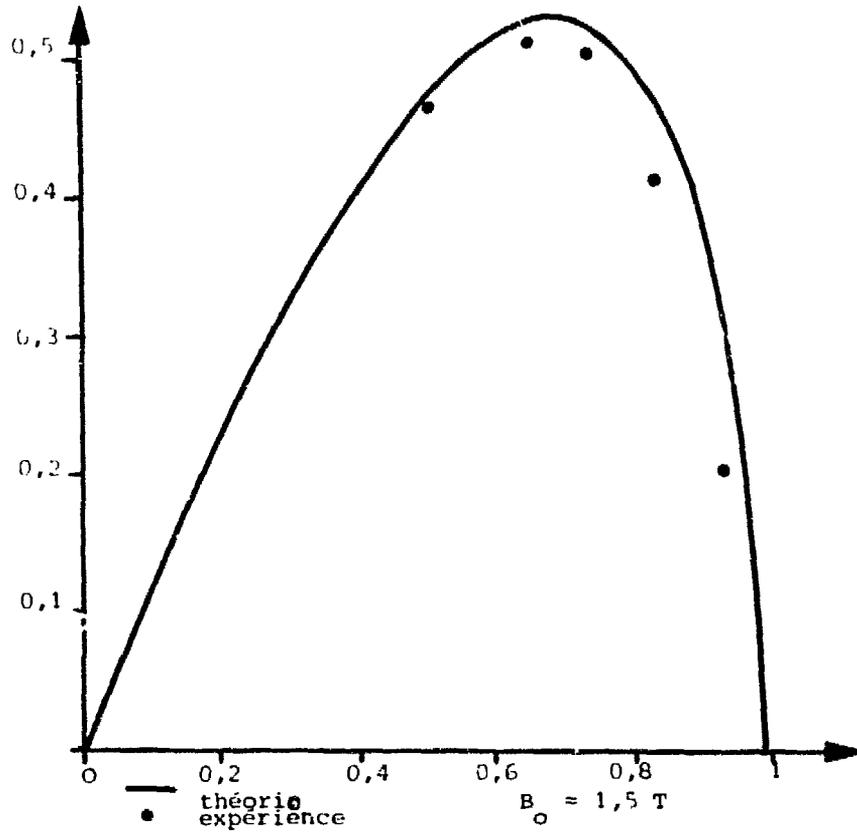
- Figure 8 -



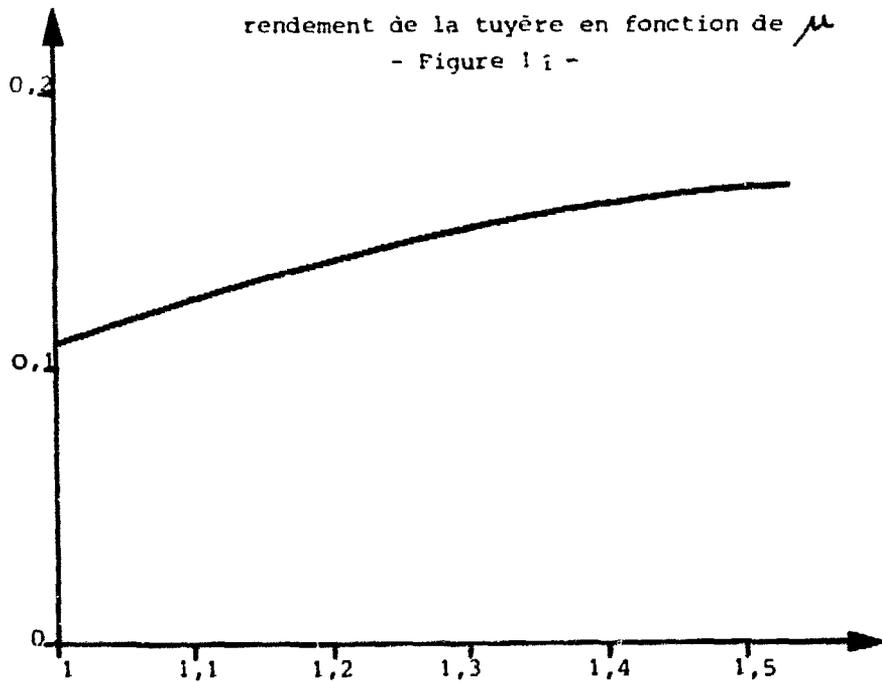
- Figure 9 -

Figures 9 et 10 : rendement de la tuyère 7 MHD en fonction de μ

- Figure 10 -



rendement de la tuyère en fonction de μ
- Figure 11 -



rendement global théorique η en fonction du coefficient n

- Figure 12 -

**ПРОБЛЕМЫ СОЗДАНИЯ ОПТИМАЛЬНЫХ КОНДУКЦИОННЫХ
МГД ГЕНЕРАТОРОВ ДЛЯ ТЕРМОЯДЕРНЫХ ЭЛЕКТРОСТАНЦИЙ.**

**Бреев В.В., Велихов Е.П., Волков Д.М., Голубев В.С.,
Панченко В.П., Черкуха В.В., Якушев А.А.**

Институт атомной энергии им. И.В.Курчатова, Москва, СССР.

Abstract. PROBLEMS OF BUILDING OPTIMUM CONDUCTIVE-TYPE MHD GENERATORS FOR THERMONUCLEAR POWER PLANTS. Some possibilities of conductive-type linear MHD-Generators with equilibrium plasma, used for the energy conversion of pulse fusion reactors are discussed. These reactors may give high value of working fluid parameters ($p_0 \sim 1$ kbar, $T_0 \sim 1 \div 2$ eV). Supersonic flow MHDG with different working fluids (H_2O+K , $Ar+K$, $He+K$, Li), with a pulse or a stationary plasma source are numerically investigated. It is shown that a high value of a thermonuclear power plant cycle efficiency is possible (70÷80)% the plasma source being stationary, MHDG being of conductive-type with continuous electrodes and the low-potential heat after MHD channel being used in a steam-turbine cycle power plant.

Some physical and technical problems (MHD flow stability, wall heat flux insulator, electrode problem etc.) are analysed; the principal possibility of the solving of these problems is shown.

Аннотация. Обсуждаются возможности применения кондукционных линейных МГД генераторов на равновесной плазме для преобразования энергии импульсных термоядерных реакторов, позволяющих получать высокие параметры рабочего тела (давление ~ 1 кбар, температура $1 \div 2$ эв). Рассмотрены сверхзвуковые МГД генераторы на различных рабочих телах (вода, аргон, гелий с присадкой калия и лития), работающие в схеме с импульсным и стационарным источником плазмы. Анализ проводился с помощью квазиодномерного метода расчета, учитывающего наиболее важные эффекты в МГД генераторах такого типа. Показано, что при работе со стационарным источником плазмы кондукционный МГД генератор со сплошными электродами

способен обеспечить высокие к.п.д. термоядерной электростанции (не менее 70%—80% при условии утилизации низкопотенциального тепла). Рассмотрены некоторые физико-технические проблемы (устойчивость торможения плазмы, теплозащита стенок, проблема электродов и др.), возникающие при создании таких высокоэффективных МГД генераторов, и показана принципиальная возможность их решения.

I. При разработке термоядерных электростанций (ТЯЭС) возникает проблема выбора эффективных методов преобразования термоядерной энергии в электрическую. Одним из возможных преобразователей для этих целей является кондукционный МГД генератор.

Использование фарадеевского МГД генератора на неравновесной плазме в схеме со стационарным газоохлаждаемым термоядерным реактором (ТЯР) с углеродным бланкетом (температура $\sim 3000^{\circ}\text{K}$) предложена в работе [1]. Более высокий к.п.д. МГД генератора можно получить в схеме с импульсным ТЯР, позволяющим создавать плазму с высокими параметрами (давление ~ 1 кбар, температура 2+3 эв.) и осуществлять преобразование энергии в МГД канале на равновесной плазме. Такая схема МГД установки имеет свою специфику, требующую согласования переменных параметров плазмы на входе с оптимальными условиями МГД преобразования энергии. В работе [2] рассмотрена одноконтурная схема ТЯР с бланкетом, окружающим термоядерное устройство для производства микровзрыва (например, с помощью лазерного или электронного пучков), и поглощающего его энергии, и кондукционным МГД генератором на литиевой плазме, в которой указанное согласование достигается изменением во времени магнитного поля. Одним из недостатков этой схемы является неполное использование тепловой энергии плазмы, связанное с необходимостью опорожнения объема камеры ТЯР для осуществления следующего термоядерного микровзрыва. Кроме того, имеет место проблема согласования получаемого электрического импульса с потребителем.

В этой связи большой интерес представляло бы создание на основе ТЯР стационарного генератора плазмы с указанными параметрами. Предложения по такого рода ядерным реакторам плазмы обсуждались ранее и позволяют рассчитывать на высокий к.п.д. ($\sim 0,7$) [3]. При использовании импульсных ТЯР имеется возможность создания стационарных генераторов чистой плазмы различного состава. Обсуждение этих вопросов выходит за рамки данной работы. Поэтому для определения перспективы МГД метода для ТЯЭС ограничимся исследованием вопроса о предельных к.п.д. кодукционных МГД генераторов на основе подобного рода источников плазмы, использующих в качестве рабочих тел: воду, литий, инертные газы и др.

В настоящей работе обсуждаются некоторые физико-технические проблемы, возникающие при создании таких высокоэффективных фарадеевских МГД генераторов для перспективных ТЯЭС большой мощности (~ 10 Гвт).

2. Одной из основных характеристик МГД генератора как элемента схемы ТЯЭС является эффективность преобразования энергии, которую можно характеризовать коэффициентом преобразования мощности (к.п.м.) $\eta_N = N_e / N_T$ (N_e - электрическая мощность генератора, $N_T = m h_{01}$ - тепловая мощность на входе в МГД генератор). Получение больших значений к.п.м. требует высоких параметров плазмы, применения эффективных рабочих тел (с высоким показателем адиабаты), использования предельно больших коэффициентов электрической нагрузки.

В рассматриваемых условиях, когда задано давление торможения на входе в канал, срабатываемый перепад давления и, следовательно, к.п.м. ограничен требованием малого параметра Холла ($\beta_e \leq 1$). При заданной индукции магнитного поля (или напряжении) это требование ограничивает число Маха и, следовательно, долю кинетической энергии потока плазмы. Уменьшение индукции ограничено как уровнем напряжения МГД генератора, которое должно значительно превышать приэлектродные потери, так и требованием эффективного МГД взаимодействия, т.к. проводимость и магнитное число Рейнольдса не могут выбираться слишком большими. При плотностях тока ~ 40 а/см², которые можно рассматривать как предель-

ные значения для стационарных МГД генераторов, приэлектродные падения напряжения на "горячих" электродах ($T_w \sim 2000^\circ\text{K}$) не превышают $\sim 200\text{В}$. Следовательно, напряжение МГД генератора должно составлять $\geq 2\text{ кВ}$. При давлении торможения $p_{01} \leq 1\text{кбар}$ указанные требования ограничивают число Маха величиной ~ 4.5 .

Получение высоких коэффициентов нагрузки ограничено в основном поперечным и продольным краевыми эффектами, утечками тока по элементам конструкции и приэлектродными потерями. Повышению предельных коэффициентов нагрузки способствует уменьшение неоднородностей потока в поперечном сечении канала, создание тонкого непроводящего слоя газа на изоляционных стенках, вынос магнитного поля за электродную часть канала, улучшение электрической изоляции элементов МГД канала. Определение предельных значений коэффициента нагрузки и способов их повышения является важной задачей при создании высокоэффективных МГД генераторов. Так, например, в настоящее время для МГД генераторов на продуктах сгорания в качестве максимального значения коэффициента нагрузки рассматривается величина $K_{max} = 0.75$. В перспективных МГД генераторах можно рассчитывать на некоторое увеличение этого значения.

При высоких параметрах рабочего тела МГД генератора конвективные тепловые потоки могут составлять $\geq 10\text{ кВт/см}^2$. В этих условиях технологические вопросы, в частности, методы охлаждения и защиты элементов газодинамического тракта приобретают первостепенное значение. Однако, любой способ защиты стенок МГД канала должен удовлетворять требованиям устойчивости пограничного слоя и минимального возмущения сверхзвукового потока. Влиянием тепловых и гидравлических потерь на к.п.м. крупномасштабных МГД генераторов можно пренебречь, если число калибров канала не превышает 10. Для уменьшения влияния продольного краевого эффекта число калибров ограничено снизу величиной $\sim 3-5$.

Устойчивость пограничных слоев и плазмы в ядре потока также приводит к ограничению к.п.м. и допустимых параметров течения.

Отрыв пограничного слоя и вызванная им перестройка сверхзвукового течения определяет допустимую степень торможения потока

и, следовательно, предельный к.п.м. активного МГД генератора. Безотрывное торможение потока до трансзвуковых скоростей ($M \sim 1.2$), которое может быть достигнуто путем отсоса пограничного слоя, позволяет значительно повысить к.п.м. Безотрывность течения можно обеспечить также путем соответствующей профилировки канала и индукции магнитного поля [4]. Однако, в этом случае МГД генератор работает в активно-реактивном режиме, что приводит к заметному росту площади проходного сечения канала и параметра Холла по длине канала.

Профиль МГД канала, распределения индукции и плотности тока, элементы конструкции, переходные участки газодинамического тракта, система защиты стенок канала должны обеспечить бескачковое торможение сверхзвукового потока в МГД канале.

Различные неустойчивости низкотемпературной плазмы (акустическая, перегревная, ионизационная и др.) [5] могут приводить к ограничению ее параметров в МГД канале (чисел Маха, Страрта и Холла, коэффициента нагрузки и др.) и допустимого уровня их пульсаций на входе. Для МГД генераторов на плазме, близкой к равновесной, сильнее всего развиваются акустическая и перегревная неустойчивости. Так, для типичных параметров литиевой плазмы в МГД канале условие возникновения ионизационной неустойчивости, не выполняется ($\beta_e \ll \beta_{кр}$, где критическое значение параметра Холла $\beta_{кр} \sim 5$).

При выборе режима течения в канале необходимо удовлетворить также требованию электротехнической устойчивости, т.е. рабочая точка генератора должна находиться на устойчивой ($\partial V / \partial I < 0$) ветви вольт-амперной характеристики.

3. Для проведения оптимизационных расчетов кондукционных МГД генераторов разработан квазиодномерный метод, учитывающий изменение термодинамических и электрофизических свойств рабочего тела в процессе течения, устойчивость турбулентных пограничных слоев и плазмы в ядре потока, индуцированное магнитное поле, концевые утечки тока с учетом рассмотренных ограничений.

Равновесные свойства низкотемпературной плазмы рассчитывались методом статистических сумм. Расчет течения реального газа в МГД канале проводился в приближении пограничного слоя [6].

Для описания турбулентных динамического и теплового пограничных слоев использовался метод интегральных соотношений с учетом сжимаемости и тепломассообмена [7].

Линейный анализ акустической неустойчивости равновесной плазмы, выполненный в изэнтропическом приближении при $M \gg 1$, $I - K \ll 1$ и отсутствии эффекта Холла $\beta_e \ll 1$, приводит к следующему выражению для относительного возмущения плотности $\varepsilon = \Delta\rho/\rho$:

$$\varepsilon = \varepsilon_0 \cdot \exp \int_0^L (\gamma - 1)(1 - \kappa) \frac{M}{2L_T} \cdot \frac{\partial \ln \bar{\sigma}}{\partial \ln T} dx,$$

где $L_T = \rho c / \sigma V^2$; ε_0 - глубина случайных пульсаций на входе в МГД канал.

Это условие накладывает ограничение сверху на степень однородности потока ε_0 на входе в канал при заданных числах Маха, Стюарта и коэффициента нагрузки или определяет допустимый уровень этих параметров, и, следовательно, достижимую величину к.п.м.

Перегревная неустойчивость накладывает примерно такие же ограничения на величину ε_0 , что и акустическая:

$$\varepsilon = \varepsilon_0 \cdot \exp \int_0^L (\gamma - 1)(1 - \kappa)^2 \frac{M^2 S}{2} \frac{\partial \ln \bar{\sigma}}{\partial \ln T} dx,$$

где S - число Стюарта.

Требование малости величины ε на выходе из МГД канала ($\varepsilon \ll 1$) равносильно условию стационарности течения.

Приведенный метод расчета МГД генератора применялся для исследования различных режимов течения. Режим работы фарадеевского МГД генератора со сплошными электродами определяется тремя управляющими функциями продольной координаты. Такими функциями могут быть индукция магнитного поля, межэлектродное расстояние и магнитный зазор. Однако непосредственный выбор формы канала и распределения магнитной индукции, обеспечивающий высокие значения к.п.м. с учетом принятых ограничений, представляет значительные трудности. В связи с этим целесообразно выбрать другие управляющие функции. В качестве таковых рассматривались локальный коэффициент нагрузки, отношение поперечных размеров канала прямоугольного сечения, а также различные режимы течения с заданными законами изменения энтальпии (температуры), проводимости, локальной удельной мощности по длине

канала. При достижении одного из ограничений по устойчивости пограничного слоя, плазмы в ядре потока, параметра Холла в качестве управляющей функции режима течения использовалось соответствующее условие устойчивости.

В данной работе предложенный метод расчета применялся для исследования влияния следующих факторов, определяющих и (или) ограничивающих к.п.м.: свойства рабочего тела; режим течения в МГД канале; отрыв и управление пограничными слоями; устойчивость течения плазмы; изменение параметров на входе в МГД канал при опорожнении замкнутого источника плазмы.

4. В стационарном режиме работы МГД генератора в качестве рабочего тела рассматривались вода, аргон, гелий с присадкой калия и литий. Тепловая мощность источника плазмы принималась равной ~ 20 Гвт, давление торможения ~ 500 бар, температура торможения изменялась от ~ 1 эв до ~ 2 эв. Для каждого рабочего тела определялось влияние на к.п.м. температуры торможения, числа Маха, индукции магнитного поля (напряжения), доли присадки. Коэффициент нагрузки принимался постоянным по длине канала и равным $K_{max} = 0.85$.

Для паров воды при $T \geq 8000^\circ\text{K}$ характерна сильная степень диссоциации ($\mu \sim 7$ г.моль) и низкое значение показателя адиабаты ($\gamma \approx 1.2$). Значение числа Маха $M_I \approx 4.3$ оказывается максимально допустимым по параметру Холла.

Типичные параметры МГД генератора на парах воды с присадкой калия представлены в таблице. Режим I соответствует течению при постоянной энтальпии ($h = h_j = \text{const.}$) и безотрывному торможению потока до $M = 1.2$, режим II - выбору в качестве управляющей функции при достижении пограничным слоем предотрывного состояния условия его устойчивости (принималось, что формпараметр $f = \delta^{**} \cdot d \ln u_\infty / dx$, $f = 0.8 \cdot f_{кр}$, где δ^{**} - толщина потери импульса, du_∞ / dx - градиент скорости в ядре потока, $f_{кр}$ - формпараметр отрыва). Сравнение этих режимов течения показывает, что режим течения с откосом пограничного слоя позволяет увеличить абсолютное значение к.п.м. на $\sim 5\%$ при значительном уменьшении габаритов МГД канала. При изменении температуры торможения от $\sim 12000^\circ\text{K}$ до $\sim 8000^\circ\text{K}$ характерные значения к.п.м. в оптимальных режимах течения уменьшаются

Таблица

Рабочее тело		Вода +5% К			Аргон +0,5%К		Гелий +3% К		Литий	
П А Р А М Е Т Р	Размер- ность	Вход	В ы х о д		Вход	Выход	Вход	Выход	Вход	Вы- ход
			Режим I	Режим II						
Режим течения	-		$h=const.$	$h=const.$ $f=0.8 \cdot f_{кр}$		$h=const.$		$h=const.$		$N_{эп}=const.$ $f=0.8 \cdot f_{кр}$
Расход	кг/сек	300			2000			160		250
Температура торможения	°К	12000			15000			23000		13200
Число Маха	-	4.30	1.20	2.50	3.30	1.20	4.41	1.20	4.20	2.57
Давление	бар	1.54	0.23	0.057	8.9	2.2	2.87	0.20	3.0	0.35
Температура	°К	4060	3610	3250	4090	4080	3590	3520	3610	3030
Эффективная проводимость	мо/м	540	420	280	610	445	395	470	49	22.5
Параметр Холла	-	0.13	0.56	0.76	0.44	1.07	0.18	0.76	0.06	0.25
Индукция магнитного поля	тл	0,35	0.27	0.11	1.28	1.05	0.56	0.30	1.50	0.97
Площадь сечения канала	мм ²	0.91 x 0.91	4.40x 4.40	5.90 5.90 ^x	0.70 0.70 ^x	2.36 2.36 ^x	0.49 0.49 ^x	3.60 3.60 ^x	0.58 0.58 ^x	2.07 2.07 ^x
Длина канала	м		21	21		15.0		15.8		8.0
Напряжение	кв		2.5	2.5		3.0		3.2		10.0
Электрическая мощность	Гвт		12.2	11.3		13.8		14.2		10.2
Коэффициент преобразования мощности	%		55.2	51.0		69.2		81.9		44.7

на $\sim 5\%$.

Более высокие энергетические характеристики имеет МГД генератор на аргоне с присадкой калия. При температуре торможения $\sim 15000^\circ\text{K}$ и числе Маха ~ 3.3 в кинетическую энергию потока переходит $\sim 80\%$ тепловой энергии, что соответствует показателю адиабаты $\gamma \approx 1.45$. Увеличение температуры свыше $\sim 15000^\circ\text{K}$ приводит к уменьшению этого значения. В таблице приведены типичные параметры МГД генератора в режиме работы I, который позволяет получать к.п.м. $65\%-70\%$ при допустимых значениях параметра Холла ($\beta_2 \approx 1$).

Более высоких к.п.м. можно ожидать при использовании в качестве рабочего тела гелия с присадкой, который остается одноатомным газом до температур $\sim 2\text{эВ}$ ($\gamma \approx 1.6$). Для МГД генератора на гелии с присадкой калия допустимое число Маха на входе в канал составляет ~ 4.5 , что позволяет получать в режиме работы I значения к.п.м. $\sim 80\%$ (см. таблицу).

Для режимов работы МГД генератора, близких к активному, при давлении торможения $\sim 500\text{бар}$ определяющим является ограничение по параметру Холла.

Из рассмотренных простых режимов течения высокие энергетические характеристики обеспечивает режим работы МГД генератора, близкий к активному (степень реактивности $\leq 10\%$).

Управление пограничным слоем (отсос), позволяющее осуществить безотрывное торможение потока до $M \approx 1.2$, при прочих равных условиях повышает абсолютную величину к.п.м. на $10\%-15\%$.

Условие устойчивости течения по отношению к акустической и перегретной неустойчивостям ограничивает уровень пульсаций входных параметров (плотности) следующими величинами ϵ_0 : вода и литий $\sim 10^{-3}$, аргон $\sim 10^{-2}$, гелий $\sim 10^{-4}$. В связи с этим ограничением возникает необходимость определения высокоэффективных режимов с меньшими значениями числа Маха (активно-реактивные МГД генераторы) и более детального исследования устойчивости течения в МГД каналах.

Вольт-амперные характеристики рассмотренных МГД генераторов являются устойчивыми. Однако такая ситуация не является общей.

На примере стационарного МГД генератора на парах лития показана возможность возникновения неустойчивой ветви вольт-амперной характеристики (электротехническая неустойчивость). В таблице

приведены основные параметры МГД генератора, режим работы которого выбран по условиям постоянной удельной мощности по длине канала (до $\sim 2/3$ длины канала) и устойчивости пограничного слоя ($f = 0.8 \cdot f_{кр}$). На рис. 1 показана вольт-амперная характеристика. Номинальный режим работы МГД генератора ($K = 0.85 = const.$) находится на неустойчивой ($\partial V / \partial I > 0$) ветви вольт-амперной характеристики. Режим течения для данного профиля канала и распределения индукции магнитного поля оказывается очень чувствительным к изменению коэффициента нагрузки. Переход от слабого взаимодействия к сильному происходит при малом изменении коэффициента нагрузки, что наглядно отражает фазовая диаграмма в координатах K - M (рис. 2). Возможной причиной электротехнической неустойчивости является наличие крупномасштабных плазменных неустойчивостей, приводящих к пульсациям локального коэффициента нагрузки.

Влияние изменения параметров на входе в МГД канал при опорожнении замкнутого источника плазмы исследовалось на примере МГД генератора на парах лития, параметры которого близки к приведенным в таблице, а характерное время истечения ~ 1 сек. Профиль МГД канала, распределение индукции, сопротивление омической нагрузки определялись в начальный момент времени и в дальнейшем считались постоянными. Для рассмотренной МГД установки на парах лития эффективность преобразования энергии составляет $\eta_e \approx 25\%$. Этот результат отличается от полученного в работе [2] значения $\eta_e \approx 40\%$, что объясняется нарушением в процессе истечения условный эффективного торможения потока.

5. При высоких параметрах рабочего тела охлаждение и защита стенок МГД генератора могут быть осуществлены транспирационным охлаждением веществами с большой теплоемкостью или теплотой парообразования с последующим выводом хладагента на внутреннюю поверхность канала через пористый материал стенки. Однако, вдув газа в пристеночную область способствует отрыву пограничного слоя. С другой стороны, безотрывное торможение потока в активном МГД канале требует отсоса пограничного слоя. По-видимому, удовлетворить этим противоречивым требованиям можно путем применения модульной стенки, каждый модуль которой охлаждается транспирационно, а часть расхода рабочего тела отводится через межмодульные промежутки с последующим охлаждением отсасываемого газа.

Оценки показывают, что круговая транспирационная подача гелия с последующим охлаждением отсасываемого газа может обеспечить съем тепловых потоков ~ 10 квт/см² (параметр вдува на модуле в 2+3 раза меньше его критического значения) и устойчивость пограничного слоя.

В работе [8] экспериментально показано, что применение пористых электродов при температуре $\sim 2000^\circ\text{K}$ и вдува аргона с присадкой калия (относительная расходонапряженность вдува ~ 0.04) обеспечивает бездуговой разряд при плотностях тока до 20 а/см² и приэлектродное падение напряжения ≤ 40 в. При больших плотностях тока происходит образование микродуг, равномерно распределенных по поверхности электрода. Эти результаты подтверждают перспективность применения распределенного вдува хладоагента с присадкой калия через тело модульного электрода для уменьшения приэлектродных потерь и дуговой эрозии электродов при высоких плотностях тока (до ~ 40 а/см²).

Наличие перфорированных электродных стенок в МГД канале с отсосом пограничного слоя способствует также устойчивости плазмы в ядре потока, т.к. позволяет значительно (или даже полностью) гасить волны давления, падающие на такую стенку [9].

Вдув хладоагентов (например, гелия или водорода) без присадки калия позволит обеспечить электрическую изоляцию межэлектродного промежутка при высоких напряженностях электрического поля (~ 100 в/см) и свести к минимуму утечки тока по пограничным слоям.

В качестве перспективных материалов для модульных стенок МГД канала при температурах $\sim 2000^\circ\text{K}$ могут рассматриваться пористые материалы на основе волокон тугоплавких металлов (молибден, вольфрам), а также на основе нитевидных кристаллов окиси алюминия или нитрида бора.

В настоящее время возможно начать экспериментальные исследования модельных МГД генераторов мощностью до ~ 1 Гвт. Некоторые вопросы, требующие создания установившегося течения (пограничный слой, теплообмен, приэлектродные эффекты и др.), можно исследовать на стационарных плазматронах, а ряд других — на больших ударных трубах.

Заключение. При работе со стационарным источником плазмы с высокими параметрами рабочего тела (давление ~1 кбар, температура $I + 2$ эв) линейный сверхзвуковой МГД генератор со сходящими электродами способен обеспечить высокие к.п.д. ТЯЭС (не менее 70%–80% на аргоне и гелии соответственно при утилизации низкопотенциального тепла). В этой связи необходимо дальнейшее более полное исследование кондукционных МГД генераторов для ТЯЭС, что позволит провести обоснованное сравнение такой схемы с другими высокоэффективными системами преобразования энергии термоядерного реактора.

Анализ ряда физико-технических и технологических проблем, возникающих при разработке высокотемпературных МГД генераторов, показывает, что несмотря на значительные трудности создания таких генераторов, на основе современных представлений и опыта видна принципиальная возможность их решения.

В настоящее время возможно создание соответствующих моделируемых установок мощностью до ~1 Гвт на основе плазматронов и ударных труб.

Литература.

1. Rosa R. J. IEEE Trans. on Plasma Science, vol. 1, N 3 (1973).
2. Велихов Е. П., Голубев В. С., Чернуха В. В.
Атомная энергия, 36, № 4 (1974).
3. Williams R., Clement J. Final Status Report NASA.
NGR-11-002-145 (1973).
4. Бреев В. В., Губарев А. В., Пячченко В. П.
Препринт ИАЭ-2262 (1972).
5. А. А. Веденков, Е. П. Велихов. "Electricity from MHD",
SM-74/214, IAEA, Vienna, 1966.
6. Бреев В. В., Пячченко В. П. Изв. АН СССР.
Механика жидкости и газа, № 4 (1974).
7. Кутателадзе С. С., Леонтьев А. И. Теплообмен и трение
в турбулентном пограничном слое. Энергия, 1972.

8. Герман В.О. и др. Теплофизика высоких температур, II, № 3 (1973).
9. Гродзовский Г.А. и др. Сверхзвуковые течения газов в перфорированных гранулах. Машиностроение, 1967 .

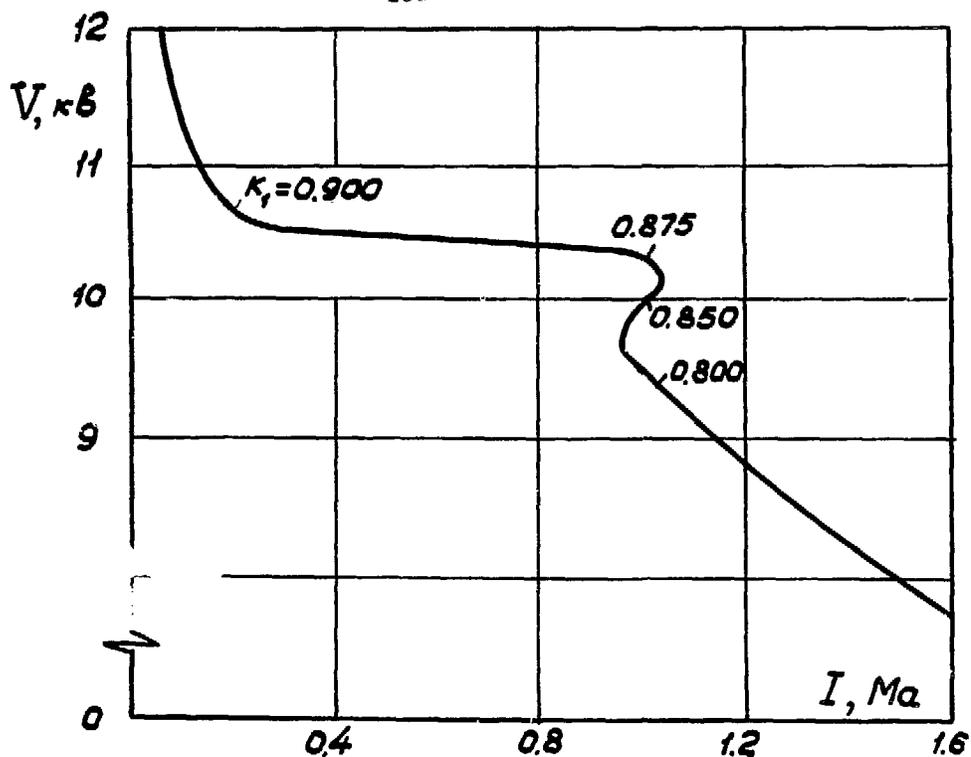


Рис. 1. Вольт-амперная характеристика МГД генератора на парах лития (неустойчивая ветвь $\partial V/\partial I > 0$).

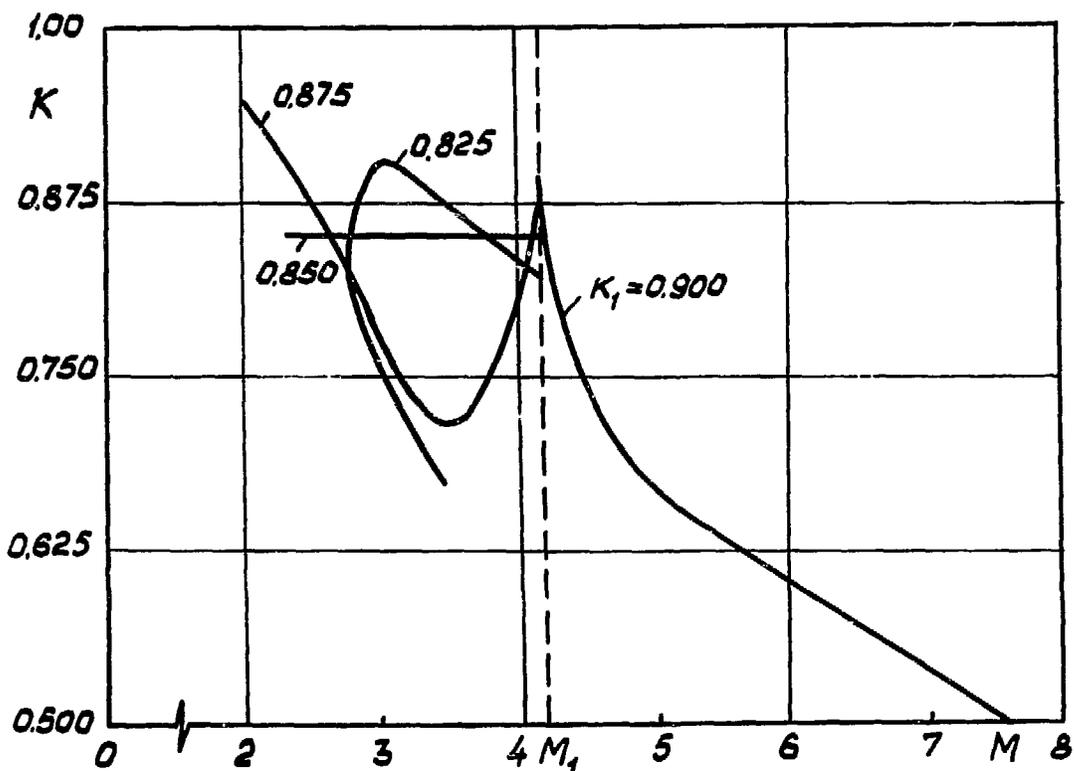


Рис. 2. Фазовая диаграмма течения в МГД генераторе на парах лития.

SIXTH INTERNATIONAL CONFERENCE ON
MAGNETOHYDRODYNAMIC ELECTRICAL POWER GENERATION

Washington, D.C.
June 9 - 13, 1975

THE ECONOMIC IMPLICATIONS OF THE CANHO H₂/O₂ MHD ENERGY STORAGE SYSTEM USED AS AN INTERMEDIATE-LOAD AND PEAKING GENERATOR IN CONJUNCTION WITH BASE-LOAD, COAL-BURNING MHD POWER PLANTS

Stanley J. Townsend

SJT CONSULTANTS LIMITED
Thornhill, Ontario, Canada

ABSTRACT

A comparative systems analysis is presented of the CANHO MHD Energy Storage System in intermediate-load and peaking use. The CANHO MHD system is comprised of three main elements — a water-electrolysis plant for seasonal electricity consumption within the grid, high-pressure underground storage of hydrogen and oxygen and lastly, a combined H₂/O₂ MHD disk generator topping unit on an advanced steam turbine bottoming unit for seasonal conversion of hydrogen back to electricity.

The economics are favourable, resulting in a 25% reduction in the annual average unit energy cost and up to a 25% reduction in capital investment in generating plant. In addition, the H₂/O₂ disk generator is an ideal MHD unit for retrofitting to existing fossil-fired intermediate-load plants. An electric utility thus is able to recover fully the existing capital investment in under-utilized fossil-fired plants. At the same time, the retrofitting of the CANHO MHD Storage System triples the electric output of the previously fossil-fired plant, while reducing thermal pollution below its previous value and eliminating air pollution by the elimination of stack gases. Such plants are ideal for siting near cities.

INTRODUCTION

The CANHO (Canadian Hydrogen-Oxygen) MHD Energy Storage System (ESS) has been under study for several years.^{1,2,3} These studies have revealed the CANHO MHD system to be the lowest cost form of intermediate-load and peaking unit available to electric utilities. While inherently of low capital cost itself, the CANHO system, by virtue of its storage

characteristics, improves the load factor of the grid, resulting in further economies. This cost-reduction feature cannot be attributed to any other type of MHD plant. Traditionally, the intermediate-load, fossil-fired MHD plant has been the most difficult to design in an economically competitive fashion. The primary reason has been that the mid-range MHD plant has almost all the same features of the base-load plant, with the attendant costs, but lacks the opportunity to operate sufficient hours to earn adequate revenue to give reasonable incremental power costs.

The CANHO MHD storage system was originally conceived to operate in conjunction with the heavy-water moderated, natural-uranium fuelled CANDU nuclear power reactor in Canadian use. The resultant symbiotic system produces a) low-cost nuclear power, b) low-cost intermediate load and peaking energy from nuclear reactors which do not themselves have to load follow and c) a system within which fossil-fired plants cannot compete.

The CANHO MHD system, since it is a deuterium isotope separator, is also capable of supplying the deuterium fuel to a base-load, thermonuclear fusion reactor, while it provides an indirect load-following capability for the fusion power plant.

The CANHO MHD Storage System has also been studied by the author in connection with solar, wind and tidal power plants in Canada.

In the Western provinces of Canada, an abundance of low-cost coal will preclude the general use of nuclear reactors for some decades. Accordingly, analyses have been carried out of an all-MHD grid - coal-fired, base-load MHD plants and CANHO load-following MHD units.

OPERATION OF THE H₂/O₂ MHD ENERGY STORAGE SYSTEM

The CANHO MHD system operates by taking base-load (not off-peak) electrical energy and producing hydrogen, oxygen and partially enriched heavy water in a high-pressure, water electrolysis plant, storing the fuels and subsequently converting them back to electricity at the most economic time. ³ Figure 1 illustrates the system schematically.

The base-load electricity (or cyclic energy from solar, wind or tidal energy sources) is stored in the intermediate carrier form of the chemical potential energy of hydrogen and oxygen as high-pressure gases in underground caverns in salt or rock formations. At such time as the grid demands more power than can be met by the steadily operating base-load power plants, the hydrogen and oxygen are taken from storage and are burned in a high-efficiency MHD disk generator whose waste heat is passed through a heat exchanger to an advanced steam turbine.

The MHD disk generator and steam turbine together return electrical power to the grid and pure water back to the electrolysis plant in order to complete the closed cycle.

ELECTROLYSIS PLANT

Either conventional atmospheric-pressure cells such as the Stuart cell can be used, or high-pressure cells such as those of Teledyne or Pure Power, Inc. Thermodynamically, the choice clearly lies in this application with high-pressure production directly in the cell.

While the reversible cell voltage rises slowly with pressure (12% increase (0.15V) from 1 ata to 340 ata), there is a proportionately larger reduction in electrode overpotential (23% decrease (0.5V) from 1 ata to 340 ata).⁴ This results in 27% lower energy consumption for 340 ata cell operation than for 1 ata electrolysis, followed by machine compression through a pressure ratio of 340.

Operation at elevated temperature makes a significant reduction in the reversible cell voltage and also in the operating cell voltage.

A conservative value of 80% cell efficiency has been chosen. Values of 80-90% for 1980 and ultimately 118% for the conversion efficiency of electricity input to the higher heating value of hydrogen evolved are foreseen.⁵

While an ideal electrolysis cell can have a theoretical thermal efficiency of up to 120% (by fixing 20% heat and 100% electricity in the HHV of hydrogen evolved), the converse ideal fuel cell is limited by energy conservation to an electrical efficiency of $100/120 = 83.5\%$ of the HHV of hydrogen input. Raising the electrolyzer's temperature, increases its efficiency, while temperature increases penalize the fuel cell's efficiency.

Thus, in principle, each of the MHD/AST and fuel cell converters have an upper limit of 100% conversion efficiency of the LHV of hydrogen back to electricity. In practice, in central station use, the MHD/AST converter can more easily exploit the high storage pressure of hydrogen to produce electricity in expanders which use waste heat from the MHD unit. The fuel cell cannot exploit waste heat to produce electricity. The bulk of the electrolyzer properties which work in its favor in producing hydrogen work against the inverse fuel cell. Thus, the MHD/AST combination has a thermodynamic advantage over the fuel cell which is the opposite of what one would first expect.

HEAVY WATER PRODUCTION

With respect to heavy water production, electrolysis has by far the highest separation factor of any process separating

D from H. The cost of electricity into electrolysis has been prohibitive until the advent of the CANHO MHD Storage System. Since electricity coming out of the CANHO unit is more valuable than when it was put in, the cost of electricity to the electrolysis cell is zero so far as deuterium production is concerned. Thus, the CANHO MHD system provides, essentially free, an enriched feed of 1000 ppm to a heavy water plant. The consequent reduction in capital cost of separator towers, heat exchangers and pumps which handle a feedwater of seven times natural concentration leads to a 50% reduction in the cost of producing D_2O . This leads to a reduction in the capital cost of the CANDU base-load reactor which cannot be provided by any other form of load-following plant.

HYDROGEN STORAGE

Hydrogen and oxygen storage are envisaged as using man-made caverns in rock or salt formations for safe, low-cost storage. France has decades of experience of storing producer gas (with its high partial pressure of H_2) in worn-out natural gas formations. Canadian electric utilities have operating with creating artificial storage caverns in salt beds for seasonal storage of natural gas. The costs of such storage have been used in this analysis.

The energy density of hydrogen stored at 200 ata in caverns is nearly 500 times larger than for underground pumped storage hydro operating with a 300-m head. Underground compressed air systems have in addition to a low storage density, the disadvantage of burning high-priced fossil fuel in gas turbines along with the released compressed air. Such storage systems are not competitive against the CANHO MHD storage system.

A volume of 60 m cubed of hydrogen at 200 ata could store enough energy for the night to day swing of the 17,000 MWe required by Ontario.

HYDROGEN/OXYGEN EXPANDERS

While the hydrogen and oxygen were created at high pressure in an increased efficiency electrolysis cell, the pressure energy of the two gases can produce power from an alternator driven by an expander operating over a pressure ratio of 10:1 , from 200 ata storage to 20 ata in the MHD combustor. Waste heat from the MHD unit is available for regeneration to this expansion cycle in order to increase the overall efficiency of the MHD unit. Preheating of the H_2/O_2 fuels to 1400°K before combustion in the MHD unit will raise the unit efficiency from 45% up to 54%. The MHD/AST has a real efficiency of 75%, expander excluded, from the lower heating value of hydrogen.

MHD DISC GENERATOR

The H_2 and O_2 when suitably preheated after the expander phase, are burned in the MHD combustor and are combined with re-circulated CsOH as seed.

The simple, H_2/O_2 generator has been studied by Sheindlin, Shumyatsky and KovbašiuK for operation for 300 h/yr, using hydrogen from steam-reformed methane and cryogenic oxygen.² The severe limitations of fuel usage have been removed in the CANHO Energy Storage System by passing through the MHD unit, base-load energy in the form of electrolytically produced hydrogen and oxygen, and taking the energy out as intermediate-load and peaking energy.

The steam/CsOH plasma is expanded from the combustion chamber down the MHD disc generator to a low pressure (0.5 - 0.05 ata) and low temperature (2500°K) while yielding up DC power. A disc generator is a particularly well suited geometry for expanding a super-heated steam plasma, since it provides fully effective use of the magnetic volume of a simple, solenoidal superconducting magnet of high intensity. The MHD disc is well suited to extract power at high Hall parameter and low pressure since it is inherently a two-terminal Hall generator. The inverter is also simpler.

Studies were carried out several years ago by the author of the possibility of introducing oxygen or transpired water or water vapour through the walls of the MHD disc and (with water) the combustor. The purpose is to provide a high partial pressure of oxygen over the ceramic oxide in order to forestall reduction of the oxide. Since operation would always be stoichiometric, a single, central hydrogen-rich core results. This is an advantage since the electrical conductivity is higher when the OH^- radical concentration is suppressed. Heat release is also spread out along the flow length which increases temperature and conductivity toward the exit. As used in gas turbine research, liquid water transpired through the walls of the ceramic lined combustor offer excellent heat transfer protection. Chemically, there is no contamination of the MHD working fluid.

ADVANCED STEAM TURBINE

After being stripped of CsOH on suitable heat exchanger surfaces, the MHD exhaust steam can either be condensed in a simple, single-stage MHD unit, or it can be applied to a downstream, high-temperature steam turbine of advanced conditions. Coupled with a steam turbine whose inlet conditions are not limited by the corrosion of fossil fuels as in conventional steam plants, the MHD/AST combination should be capable of approaching efficiencies of 70-75-80% real conversion.

EFFICIENCY OF ENERGY STORAGE

Used with an 80% efficient electrolytic cell, the MHD/AST combination gives an energy storage system with an overall efficiency of 56%. This is predicated upon efficiencies of 45% for the simple MHD unit and the AST separately. Regeneration of waste heat by preheating the MHD fuel to 1400°K gives 54% stage efficiency for the MHD unit alone and 75% for the combination. Advanced steam turbines using clean fuels such as MHD waste steam could approach the 45-50% efficiency range.

When used in the very large unit sizes applicable to central stations, the MHD/AST unit will be able to undercut the H_2/O_2 fuel cell on installed capital cost while being able to operate at comparable conversion efficiencies.

The MHD generator is a device which produces power from a volume, but losses only from a surface, whereas the fuel cell is a surface area device. Interestingly enough, the better the design and the lower the cost of the AST, which some might see as a competitor of the MHD unit for recombining H_2 and O_2 to electricity, the more likely is the MHD/AST combination to come into existence. We do not see the MHD unit and the AST as competitors, but rather as complementary units sharing a very wide interval of temperature of energy conversion which neither unit on its own can handle.

Ultimate storage efficiency could be as high as 75-80% overall for the CANHO MHD system. Thus a future limit of 118% (electricity to HHV of H_2) X 85% (LHV/HHV) X (75-80%) (MHD/AST converter) would result. This compares very favourably with 65-70% for various forms of pumped storage hydro.

ECONOMIC EVALUATION OF THE CANHO MHD SYSTEM

An extensive systems analysis has been carried out of a complete utility grid in order to assess the economic performance of the SJTCL CANHO MHD system on an annual basis.

Data have been taken from the 1973 Annual Report of Ontario Hydro and are treated as follows in Figures 2 and 3. The annual load curve of primary energy demand has been smoothed out by a running-average procedure to remove all daily variation and in addition, the 7% load growth. The 12,700 MWe peak and the 5,600 MWe minimum are shown. The latter has been derived by the author on the basis of known daily variations.⁶

An installed base-load capacity of 8815 MWe is selected. 3.5 TWh/yr of base-load energy is fed to the EP plant of 3235 MWe input capacity from April until November. This stored energy is released into the grid at 56% overall efficiency from November until March.

Figure 3 shows the symbiotic relationship between two forms of MHD plant - CANHO and Soviet base-load - in such a grid.

It is clear that the bulk of the savings made by the CANHO MHD system lie external to the MHD storage system. The demand range from 44% to 69% which was previously occupied by relatively higher energy cost load-following plants has been displaced by minimum-cost base-load units at substantial savings. The previous intermediate-load range bracket of 44-75% has been narrowed from 31% down to 7%. The pure peak-ing range of 76-100% is now occupied by low-cost CANHO MHD units.

Table 1 presents the economics. An attempt was made to use a self-consistent set of 1973 costs, but there are slight discrepancies internally. However a sensitivity analysis shows these to have only 1-2% effect on the end costs. The analysis is being repeated with 1975 costs.

While apparently low, the MHD costs are legitimately low since compressors, air preheaters, stack gas cleanup, inverters (provided by the electrolysis plant), fuel handling and ash disposal units can be omitted in the CANHO system.

The use of three different costing comparisons gives confidence that the 10:1 ratio of load-following to base-load revenue required is reasonably accurate.

The figure of 7.1 mill/kWh average annual unit energy cost from the all-nuclear grid is to be compared to the range of 7.1 - 7.9 mill/kWh for the cheapest, base-load fossil energy in the system. This suggests that the use of coal or of oil in this grid is quite uneconomic.

An equivalent comparison for daily use also indicates that only a 11% premium need be paid for load-following capability.³

An analysis of an all-nuclear grid with load-following reactors results in an annual unit energy cost (AAUEC) of 9.3 mill/kWh or 145% of base-load costs. The all-nuclear grid thus can meet the grid demand only at a premium cost of 31% above that of the CANHO MHD cost.

In a thermal grid having AAUEC's of 150% or more of base load, reductions of at least 25% are possible in energy production costs.

These latter two comparisons suggest that in general, regardless of the form of base-load unit or of its energy costs, the CANHO MHD Energy Storage System is the cheapest form of incremental energy above base load.

The reasons are easy to see. Over ninety percent of the capital investment in generating stations lies in the base-load plant, which is important since this type of plant operates full time earning revenue at minimum cost.

Ninety-seven percent of the energy supplied to the grid comes from base-load plants. Only 3% of the grid energy flows through the CANHO MHD system. The energy losses in the CANHO plants are more than compensated for by the saving made by

replacing 25% of the generating capacity with base-load units.

CONCLUSION

The CANHO MHD Energy Storage System being developed by the author's firm, offers substantial prospects for reductions in electricity production costs, regardless of the type of base-load plant in the utility's grid or the fuelling costs of the utility.

Retrofitting of CANHO units to older fossil-fired plants allows a utility to utilize better the existing capital investment in mid-range plants. At the same time, the retrofitted plant has its capacity tripled, its thermal pollution reduced and its air pollution reduced to zero from a sealed system which emits no combustion products to the atmosphere.

REFERENCES

1. Townsend, S.J., "MHD Offers 60%+ Efficiency," Electric News and Engineering, March, 1973
2. Sheindlin, A.E., Shumyatsky, B. Ya. and Kovbasiuk, V.I. "Estimation of the Efficiency of Peaking MHD Power Plants," Translated by SUTCL from the Russian original in the Proceedings of the Fifth International Conference on MHD Electrical Power Generation, Volume 1, pp 585-592, April 1971, Munich
3. Townsend, S.J. and Koziak, W.W., "An MHD Energy Storage System Comprising a Heavy-Water Producing Electrolysis Plant and a $H_2/O_2/CsOH$ MHD Generator/ Advanced Steam Turbine Combination to Provide a Means of Transferring Nuclear Reactor Energy from the Base-Load Regime into the Intermediate-Load and Peaking Regimes," Presented at the Hydrogen Economy Miami Energy (THEME) Conference, March 18-21, 1974
4. Hallett, N.C., "Study, Cost and System Analysis of Liquid Hydrogen Production," NASA Report CR-73226, June, 1968
5. Gregory, D.P. and Konopka, A.J. in "Hydrogen as Fuel," by McAlevy, R.F. et al, Stevens Institute of Technology Report ME-RT-74011, August 1974
6. Higgins, L. and Drubacher, S., "A New Method of Forecasting Hourly Demands," Paper 4.1-92, The Eighth World Energy Conference, Bucharest, June 1971

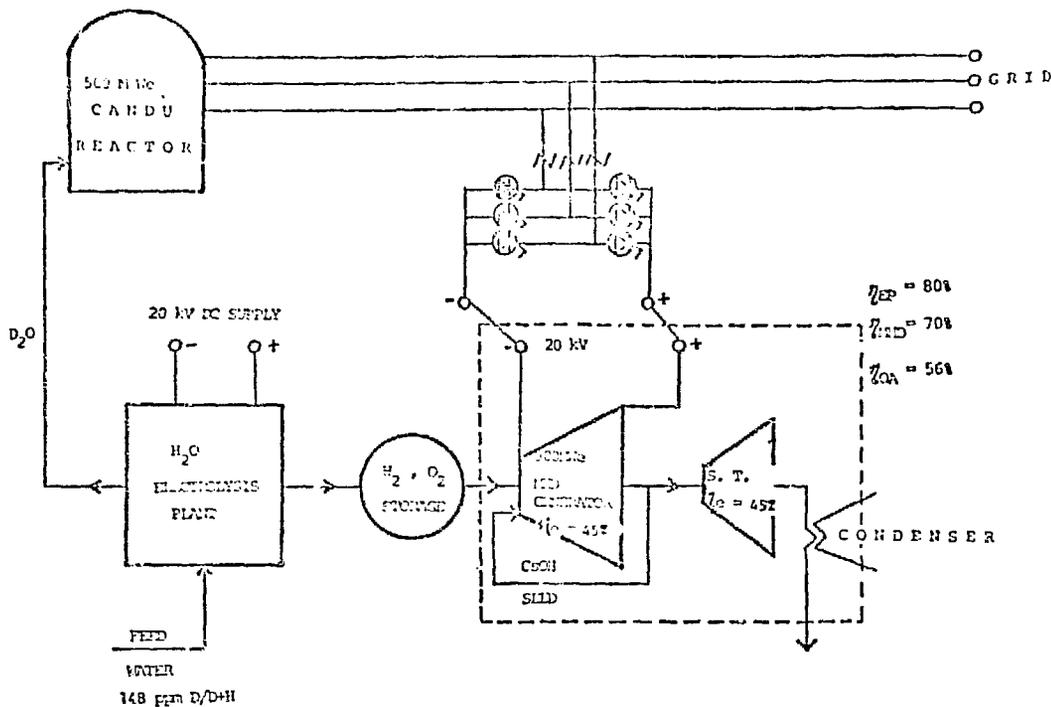
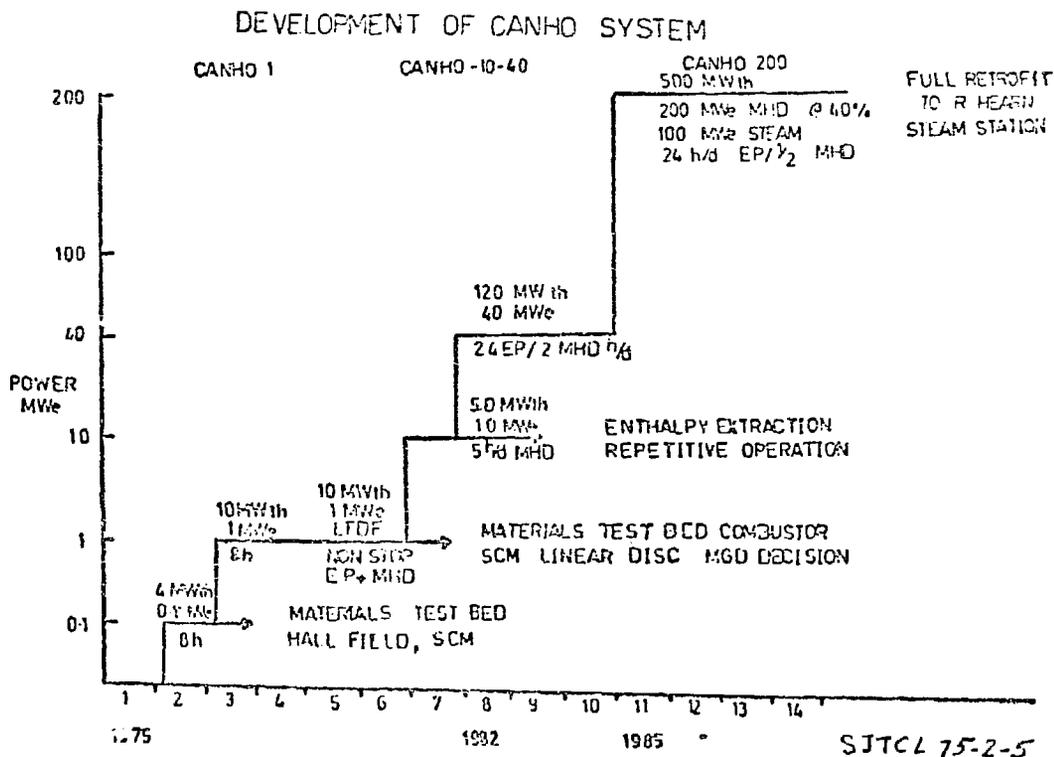


FIGURE 4 - ALL - NUCLEAR UTILITY GRID - CONDENSED ENERGY STORAGE. (SITCL -7310 -12)



YEAR OF PROGRAM
FIGURE 4

PRIMARY ENERGY DEMAND
ONTARIO HYDRO

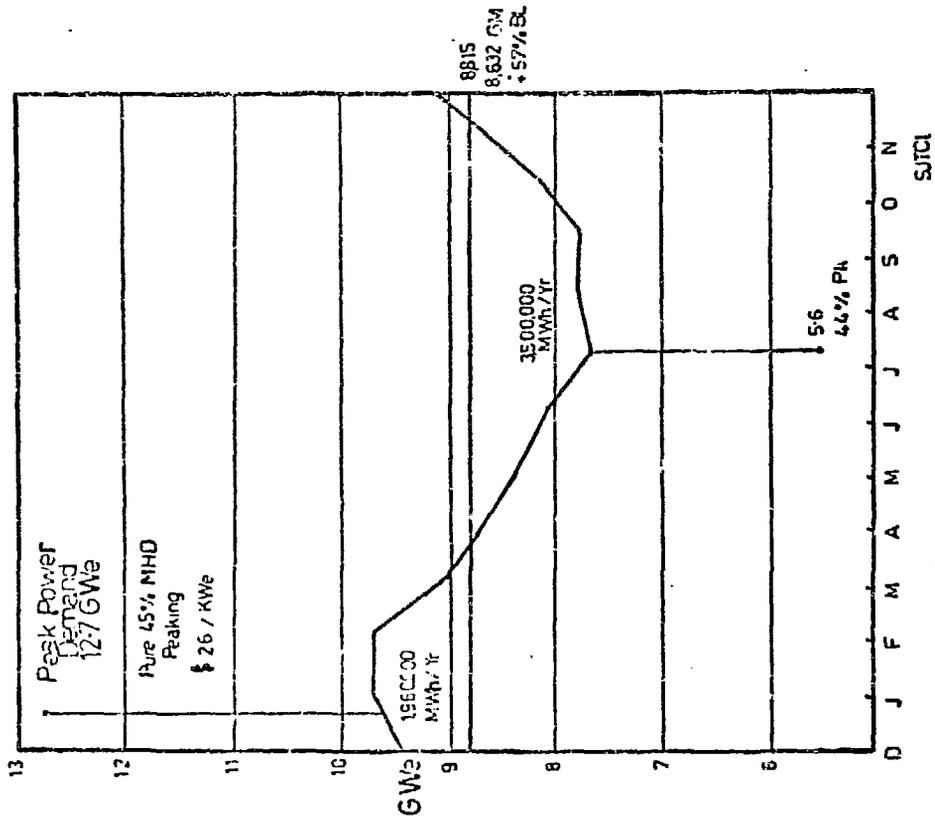


FIGURE 2

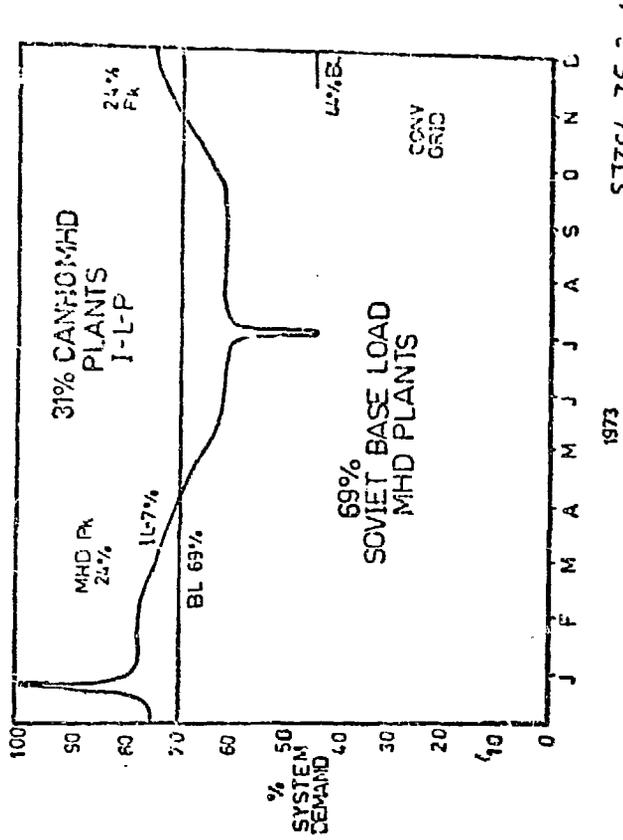


FIGURE 3

SUMMARY OF ANNUAL CHARACTERISTICS
OF HYPOTHETICAL 1973 ALL-NUCLEAR
CANHU / CANHO MHD ENERGY STORAGE GRID

PEAK SYSTEM DEMAND	12,700 MWe
BASE-LOAD CANHU REACTORS	8,300 MWe - 69%
CANHO MHD INTERMEDIATE+PEAK	3,900 MWe - 31%

<u>COSTS</u>	<u>8,800 MWe BASE-LOAD</u>	<u>3,900 MWe MHD</u>
CAPITAL COST-SPECIFIC	\$500/kWe	\$105/kWe
TOTAL	$4.4 \cdot 10^9$	EP $3235 \times 75 = \$242M$
% OF TOTAL	91%	MHD $1019 \times 60 = 60M$
		MHD $2881 \times 25 = 72M$
		INV $665 \times 15 = 10M$
		STORE = 25M
		<u>\$410M</u>
REVENUE REQUIRED	77 TWeh/yr @ \$6.40/MWeh = \$493M/yr	8% CAPITAL 2% OP+M <u>\$47M</u>
ANNUAL ENERGY TO GRID	73.5 TWeh/yr 97.5%	1.96 TWeh/yr 2.5%
AVERAGE ANNUAL UNIT ENERGY COST	$\$534M/75.5 = 7.08 \text{ mills/kWh}$ 111% OF BASE LOAD	

27% REDUCTION IN AAUEC POSSIBLE IN A THERMAL GRID OF CONVENTIONAL PLANT HAVING AN AAUEC OF 150% OF BASE LOAD

IN THE ABOVE GRID BASE-LOAD FOSSIL-FIRED IS 7.1-7.2 MILLS/KWH
CONCLUSION-CHEAPEST INCREMENTAL ENERGY IN THIS GRID IS BL+CANHO MHD

ECONOMIC ANALYSIS DONE WITH A SELF-CONSISTENT SET OF 1973 COSTS

SJTCL 75-6-1

ВОПРОСЫ ПОВЫШЕНИЯ ЭФФЕКТИВНОСТИ РАБОТЫ МЕТАЛЛИЧЕСКИХ
ОХЛАЖДАЕМЫХ ЭЛЕКТРОДОВ ММД-ГЕНЕРАТОРА

Д.Г.Жимерин, В.М.Трибков, В.И.Мотулевич, К.В.Чайков-
ский, Э.К.Чекалин

Энергетический институт им. Г.М.Кржижановского,
Москва, СССР

Н.И.Мазур, И.А.Драйцун, О.Я.Казакевич

Институт электродинамики АН СССР, г.Киев, СССР

THE PROBLEMS OF INCREASING THE EFFICIENCY OF OPERATION
OF METALLIC COOLED ELECTRODES OF MHD GENERATOR

A B S T R A C T

The paper deals with experimental results in studying properties of the metallic cooled electrodes placed in the low temperature plasma flow. Investigations were carried out in the vacuum argon plasma flow and in combustion products with an ionized seed. Studied were the properties of cathodic spots, thermal fluxes and the erosion rate of the electrodes depending on current, electrode temperature and the presence of oxides on the electrode surface in the argon plasma flow. The distributed discharge process was observed when the erosion rate was lower by an order of magnitude than for the case of non-stationary cathodic spots. The properties of copper, aluminium, tungsten and other metallic electrodes were studied. It is shown that the erosion rate of copper electrodes under the conditions of non-stationary cathodic spots on the oxidized electrode surface accords well with average sizes of erosion holes, time of "life" of cathodic spots, fraction of the full current and the value of the total current in the cathodic spot.

Studied were the problems of heat and mass transfer on the surface of the metallic cooled electrodes in the combustion products plasma seeded potassium. The purpose was to improve considerably emission and erosion characteristics of the electrodes due to the formation of the controlling protective layer of potassium compounds and free carbon. The possibility of achieving a thick superficial layer at the temperature of 1400°K was experimentally verified, which provides a reliable electric arcing, chemical and mechanical protection of the electrode with the simultaneous decrease in the potential drop near the electrode. The discharge which is as good as the diffusion one by its nature was also studied on the metallic cooled electrodes in experiments with the combustion products plasma.

А Н Н О Т А Ц И Я

В докладе приводятся результаты экспериментальных исследований свойств охлаждаемых металлических электродов, помещенных в поток низкотемпературной плазмы. Исследования проводились в разреженном потоке плазмы аргона и в потоке продуктов сгорания с легкоиспаряющейся присадкой. Изучены свойства катодных пятен, тепловые потоки и интенсивность эрозии электродов в зависимости от тока, температуры электродов и наличия окислов на поверхности электродов, помещенных в поток плазмы аргона. Обнаружен режим распределенного разряда, при котором интенсивность эрозии на порядок величины ниже, чем для случая нестационарных катодных пятен. Исследовались свойства электродов, изготовленных из меди, алюминия, вольфрама и ряда других металлов. Показано, что интенсивность эрозии медных электродов в режиме нестационарных катодных пятен на окисленной поверхности электрода находится в согласии со средними размерами эрозионных лунок, временами "жизни" катодных пятен, долей ионного тока и величиной суммарного тока в катодном пятне.

В плазме продуктов сгорания с присадкой калия рассматривались вопросы тепло- и массообмена на поверхности металлических охлаждаемых электродов с целью существенного улучшения их эмиссионных и эрозионных характеристик за счет создания регулируемого защитного слоя калийных соединений и свободного углерода. Экспериментально подтверждена возможность получения плотного поверхностного слоя с температурой до 1400°K, обеспечивающего надежную электродуговую, химическую и механическую защиту электрода при одновременном снижении приэлектродного падения потенциала. В экспериментах с плазмой продуктов сгорания на металлических охлаждаемых электродах также реализован разряд, по характеру близкий к диффузионному.

I. Свойства катодных пятен и эрозия металлических электродов

В работе [1] было показано, что на поверхности катода в зависимости от условий образуется два различных типа нестационарных катодных пятен, свойства которых, по-видимому, практически не зависят от давления окружающей атмосферы [2,3]. Это обстоятельство позволяет проводить исследования свойств катодных пятен в потоке низкотемпературной плазмы при пониженном давлении, что облегчает наблюдения пятен и позволяет непосредственно измерить тепловые потоки в электрод из катодных пятен, пренебрегая конвективным тепловым потоком из нагретого газа.

1. Экспериментальная установка

На фиг. 1 приведена схема установки для исследования свойств электродов в сверхзвуковом потоке плазмы, создаваем-

мом в вакуумном плазмотроне (I) мощностью 12 кВт. Расход газа в плазмотроне составлял 60 г.мин^{-1} . Исследуемый охлаждаемый водой катод (3) диаметром 16 мм помещался в плоском металлическом полуклине, от которого отделялся изолятором (4). В качестве анода использовался другой полуклин (5), расположенный параллельно на расстоянии 40 мм от I-го. Наблюдения поверхности катода осуществлялось через отверстие в аноде и окно (6) в стенке вакуумной камеры (2).

Статическое давление в вакуумной камере изменялось от 0,2 мм рт.ст. до 0,3 атм. В вакуумном плазмотроне использовались различные газы: аргон, азот, воздух и углекислый газ. Исследования проводились как в потоке плазмы, так и в потоке холодного газа.

2. Результаты и их обсуждение

В работе [1] было показано, что для медного катода наличие кислорода или кислородосодержащих газов, способствующих образованию окисных пленок на катоде, приводит к образованию делящихся нестационарных катодных пятен (I тип), среднее количество которых пропорционально току. Среднее время "жизни" таких пятен составляет около 0,5 мксек, а прикатодное падение напряжения - 12 В. Время "жизни" пятен определялось с помощью сверхскоростной фоторегистрации [4], а прикатодное падение - электростатическими зондами.

На фиг. 2 приведены данные по интенсивности эрозии медного катода при наличии небольшой добавки воздуха в потоке плазмы. Характерной особенностью I-го типа пятен является независимость интенсивности эрозии от тока и температуры поверхности, которая измерялась с помощью термопар по тепловому потоку в электрод [1] (см. фиг. 3).

В отсутствие кислорода в потоке (для аргоновой или азотной плазмы) на медном катоде наблюдалось только одно нестационарное катодное пятно (II-й тип), скорость хаотического перемещения которого была ниже, чем для пятен первого типа. Среднее время "жизни" такого пятна зависело от тока и изменялось от 0,8 до 1,2 мксек в диапазоне токов от 10 до 30 А. Прикатодное падение напряжения также слегка возрастало с током, но было близко к величине прикатодного падения для пятен I-го типа. Тепловой поток в электрод из катодного пятна II-ого типа в зависимости от тока приведен на фиг. 3.

Аналогичные результаты для катодных пятен на поверхности металлических электродов были получены для целого ряда металлов с различными свойствами. В качестве примера на фиг. 4 - 6 приведены данные для алюминия и вольфрама.

Для этих металлов влияние кислорода на интенсивность эрозии и тепловой поток аналогично свойствам медного катода. В этом случае интенсивность эрозии от тока и температуры электрода не зависит. Следует также отметить, что использование потока плазмы или потока холодного газа на тип пятен и интенсивность эрозии не влияло (фиг. 6). Однако при использовании плазмы улучшилась устойчивость разряда, что позволяло проводить опыты при относительно низких токах.

Анализ результатов по исследованию интенсивности эрозии для ряда легкоплавких металлов в случае отсутствия кислорода в потоке газа для нестационарных катодных пятен II-ого типа показал, что наблюдается четкая корреляция интенсивности эрозии с теплофизическими параметрами ($T_{кип}$, $T_{пл}$,

$\Lambda_{исп}$, E - энергия, потребляемая 1г металла для перехода от твердого состояния в парообразное). В качестве примера на фиг. 7 приведена зависимость интенсивности эрозии от температуры плавления ($T_{пл}$). Этот факт, вероятно, подтверждает испарительный механизм эрозии легкоплавких металлов. Для тугоплавких металлов (вольфрам, молибден) такой корреляции не наблюдалось, что, по-видимому, указывает на другие механизмы разрушения материала электродов в катодных пятнах. Аналогичная корреляция наблюдалась и для пятен I-ого типа.

Кроме упомянутых величин, исследовались эрозионные неровности поверхности электродов, подвергнутых воздействию нестационарных катодных пятен. Предполагая, что каждая лунка является следствием воздействия одного катодного пятна, можно показать, что измеренная интенсивность эрозии для пятен первого типа (в присутствии кислорода в потоке) согласуется с временем "жизни" пятна, прикатодным падением напряжения, тепловым потоком, величиной тока в одном пятне и количеством металла, унесенном из лунки в процессе эрозии.

Действительно, предполагая, что имеет место испарительный механизм эрозии и учитывая процессы возвращения пара на поверхность электрода вследствие конденсации (половина всего пара, покидающего лунку) в возвращения ионов металла вслед-

ствии протекания ионного тока в пятне для пятен I-ого типа, получим

$$G_{\text{эксп}} = \frac{1}{2} (G_0 - \kappa M f) \quad (1.1)$$

где $G_{\text{эксп}}$ - интенсивность эрозии в мкг.к⁻¹, измеренная путем точного взвешивания электрода до и после опыта, G_0 - истинная интенсивность эрозии, $\kappa = 0,625 \cdot 10^{19}$ к⁻¹, M - масса иона металла электрода, f - доля ионного тока, определяемая по тепловому потоку в электрод и по прикатодному падению напряжения [1].

Для одного пятна, образующегося на микроострие, имеем:

$$G_0 \approx \frac{(4/3) \pi r^3 \rho}{\tau \hat{I}_0} \quad (1.2)$$

где r - средний радиус лунки, ρ - плотность металла, τ - время "жизни", \hat{I}_0 - средний ток на пятно.

Из соотношений (1.1) и (1.2) следует, что

$$r = \left[\frac{(2 G_{\text{эксп}} + \kappa M f) \tau \hat{I}_0}{(4/3) \pi \rho} \right]^{1/3} \quad (1.3)$$

Используя данные, полученные для медного катода, $G_{\text{эксп}} = 2 \cdot 10^{-5}$ мкг.к⁻¹, $f = 0,4$ [1], $\tau = 0,5 \cdot 10^{-6}$ сек, $\hat{I}_0 = 5,6$ А, из соотношения (1.3) имеем $r = 2,8 \cdot 10^{-4}$ см.

Экспериментальное измерение средних размеров острий дает величину $(2,5 \pm 1,5) \cdot 10^{-4}$ см, что находится в хорошем согласии с величиной r , определенной по соотношению (1.3). Таким образом подтверждается правильность сделанных предположений и соотношений (1.1) и (1.2). Отсюда следует также корректность предположения о том, что время пульсации свечения нестационарных катодных пятен соответствует времени "жизни" катодных пятен [4].

Поме нестационарных катодных пятен, наблюдался режим распределенного тока. Уменьшение скорости потока плазмы или полное прекращение течения газа неизменно приводило к исчезновению нестационарных катодных пятен и формированию режима распределенного тока, при котором тепловой поток возрастал (фиг.3). Увеличивалось также и прикатодное падение напряжения (до 14 - 18 В). Причем с ростом давления увеличение теплового потока было незначительным. Интенсивность эрозии в этом режиме резко снижалась. Для меди она составляла около 1-4 мкг.к⁻¹, а для алюминия в пределах ошибок интенсивность эрозии оказалась в среднем близкой к нулю. В этом случае

наблюдается сильная деформация поверхности электродов с образованием крупномасштабных неровностей и заметной пористости поверхности электродов. Причины возникновения распределенного режима тока пока не выяснены. Аналогичный режим распределенного тока наблюдался на поверхности задней части выступающих электродов в МГД-канале в работе [5], в которой величины интенсивности эрозии медных электродов оказались также низкими (около $1 \text{ мкг} \cdot \text{к}^{-1}$).

Распределенный режим протекания тока вследствие малой эрозии электрода может оказаться весьма перспективным для использования охлаждаемых металлических электродов в канале МГД-генератора открытого цикла с длительным ресурсом работы.

П. Приэлектродные падения напряжения на охлаждаемых металлических электродах

Недостатками холодных металлических электродов являются увеличение внутреннего сопротивления генератора, обусловленное наличием холодных пограничных слоев, и значительная электродуговая эрозия, особенно в зоне аэродинамической тени [6].

Применение в качестве электродных материалов металло-керамических композиций, имеющих высокие эмиссионные характеристики, требует специальных мер защиты от коррозионного и эрозийного воздействия потока плазмы продуктов сгорания, например, вдува нейтральных газов [7].

Продолжаются поиски путей повышения механической прочности и эрозийной стойкости керамических электродов, которые обеспечивают минимальные тепловые и электрические потери.

В канале МГД-генератора электроды работают в среде, содержащей ионизирующуюся присадку солей щелочных металлов. На "горячих" электродах, температура поверхности которых выше температуры плавления и испарения присадки (для K_2CO_3 $T_{\text{пл.}} = 1170^\circ\text{К}$, $T_{\text{исп.}} = 2100^\circ\text{К}$ для $P = 1 \text{ ата}$), может адсорбироваться только калий. На охлаждаемых металлических электродах в определенных условиях температуры поверхности и потока могут конденсироваться калийные соединения в виде тонкого слоя малой теплопроводности.

При плотности тока $j > 10^2 \text{ а/м}^2$ на металлических электродах и при $j > 10 \text{ ка/м}^2$ на "горячих" электродах без сле-

цпальных мер защиты перенос тока осуществляется односторонними микродугами с ограниченной глубиной проникновения в поток газа, что является следствием взаимодействия струи плазмы из зоны катодного пятна микродуги со сносящим потоком. Вопрос эрозии электродов в микродуговом режиме работы связан с выносом вещества электрода из зоны катодного пятна в струю. В отсутствие защитной пленки на поверхности электрода, в основном, происходит разрушение материала электрода. При толщине на поверхности, большей 10^{-4} м, испарению и уносу в зоне катодных пятен будет подвержен только слой щелочной присадки, что должно предохранить электрод от эрозии.

В ряде экспериментов, проведенных в Институте электродинамики, при изучении характеристик охлаждаемых металлических электродов с температурой поверхности до 1500°K было отмечено значительное снижение пороговых напряжений и эрозионного износа при повышенной концентрации присадки K_2CO_3 в плазме продуктов сгорания и при работе камеры сгорания на обогащенной смеси с коэффициентом избытка окислителя $\alpha \approx 0,8$. Эти эффекты были связаны с появлением на поверхности электрода, температура которого ниже точки плавления K_2CO_3 , устойчивого сконденсировавшегося слоя, находящегося в динамическом равновесии с газовой фазой в потоке, и с высаждением свободного углерода—продукта неполного сгорания природного газа.

С целью более детального изучения теплофизических процессов на металлических электродах в подобных условиях было предпринято настоящее исследование. Учитывалось, что увеличение концентрации калия более 1% по весу к смеси, как и отклонение от стехиометрии при $\alpha \approx 0,8$, недопустимые с позиций эффективности МГД цикла, могут быть созданы в канале временно в начальный момент времени после прогрева канала или в приэлектродной зоне путем обдува электродов газовой смесью с заданными параметрами. В этом случае металлические электроды помимо таких достоинств, как технологичность и простота конструкции, приобретают новые качества—высокую эмиссионную способность и эрозионную стойкость при больших плотностях тока в канале МГД генератора.

Конденсация щелочной присадки на поверхности определяется механизмом тепло- и массообмена между электродом и рабочим телом. Однако, ввиду того, что процесс переноса на поверхнос-

ти электрода зависит от его физических свойств [8-10], то в настоящей работе авторы отошли от известного предположения о непрерывности характеристик вплоть до поверхности электрода и предполагают наличие скачкообразного изменения термофизических свойств присадки вблизи поверхности электрода. Вдоль произвольной границы раздела параметры фаз будут претерпевать разрывы первого рода вдоль прямой параллельной оси t [11]. Из вышесказанного следует, что точки разрывов как коэффициента теплопроводности λ , так и других характеристик наперед неизвестны и подлежат определению в процессе решения задачи. Применительно к условиям экспериментов с помощью уравнений переноса и уравнений баланса энергии на подвижной границе раздела фаз определен приближенный закон движения границы:

$$U(t) = \int_{t_0}^t [(Q^{-1}\lambda^- - Q^{-1}\lambda^+, \text{grad } U)] dt, \quad (\text{II-1})$$

позволяющий рассчитывать условия для создания регулируемого защитного слоя присадки на поверхности профилированных электродов произвольной формы. Здесь Q - удельная теплота фазового перехода, U - закон движения границы раздела фаз, U - разность температур по обе стороны от линии разрыва.

Следует отметить, что для относительно больших каналов из формулы (II-1) вытекает более простой закон движения границы, позволяющий точнее определить вид функции $U(t)$.

Стабилизируем начальные значения температур в ядре потока и вблизи поверхности электрода следующим образом:

$$\lim_{t \rightarrow 0} F_i - \mu_i, \int_0^{\infty} [F_i - \mu_i] dx < \infty. \quad (\text{II-2})$$

Здесь $i = 1, 2$; F_i - значения функции температур в ядре потока и вблизи поверхности электрода соответственно в начальный момент времени. Тогда, если придать конкретные зависимости коэффициентам теплопроводности λ_i и коэффициентам температуропроводности α_i по обе стороны от линии разрыва параметров, то мы приходим к следующей асимптотике:

$$\lim_{t \rightarrow 0} \|U(t) \sqrt{t}^{-1}\| = \|2 \sqrt{\pi}^{-1} \sum_{i=1}^2 \lambda_i \alpha_i \mu_i\| + O(d) \sum_{i=1}^2 \lambda_i \alpha_i, \quad (\text{II-3})$$

$$\alpha = \sum_{i=1}^2 \lambda_i \alpha_i^2,$$

позволяющей рассматривать процесс в квазистационарном приближении.

Экспериментальное исследование процесса тепло- и массообмена на поверхности электродов из меди и нержавеющей стали проводилось в потоке плазмы продуктов сгорания природного газа в воздухе, обогащенном до 80% кислородом. Температура потока T_{∞} около 2600°K , расход продуктов сгорания

$G = 0,2$ кг/сек. Ионизируемая присадка вводилась в камеру сгорания в виде водного раствора K_2CO_3 в количестве до 4,5% калия по весу к смеси. Определено, что в этом диапазоне расхода присадки на поверхности электродов с температурой $T_w = 390-800^{\circ}\text{K}$ образуется прочный слой сконденсировавшейся присадки толщиной $(2-3) \cdot 10^{-4}$ м с оцененной теплопроводностью

$\lambda \approx 1,3$ Вт/м $^{\circ}\text{K}$. Слой устойчив в потоке плазмы, имеющем скорость до 500 м/сек, и сохраняется при дальнейшей работе электрода в плазме с концентрацией присадки $\delta \leq 1\%$ калия (по весу). В экспериментах получено улучшение характеристик электродов из меди и стали с ростом концентрации присадки K_2CO_3 в потоке и, соответственно, толщины слоя и температуры его поверхности и при появлении в плазме с коэффициентом избытка окислителя $\alpha \approx 0,8$ свободного углерода (фиг. 8).

Теплопроводность углеродного слоя может быть на порядок ниже теплопроводности слоя присадки, так что можно ожидать повышения температуры поверхности до температуры продуктов сгорания [12] и соответствующего увеличения плотности тока термоэмиссии до 90 ка/м 2 (с учетом эффекта Шоттки).

В подобных условиях увеличение температуры медного электрода до температуры начала плавления присадки приводит к значительному уменьшению прикатодного падения потенциала (фиг. 9). Если прикатодное падение, измеренное охлаждаемым зондом в пределах теплового пограничного слоя, для $T_w = 4500^{\circ}\text{K}$ стремится к насыщению при плотности тока на электроде $j > 10$ ка/м 2 (режим приложенного напряжения), то при нагреве слоя присадки до температуры, близкой к температуре плавления, изменяется не только величина прикатодного падения потенциала ΔU_k , но и характер ее изменения ΔU_k от тока. Это свидетельствует о переходе разряда от контрагированного к диффузионному (подобно протеканию тока у анода). Фотографирование процессов на электродах с различной темпера-

турой поверхности подтверждает такое предположение, так как разряд переходит от режима крупных дуговых образований на холодном электроде с сильной электродуговой эрозией в режим с большим числом мелких дуговых пятен, приближенный к диффузионному разряду. В этом случае следов эрозии практически не наблюдается, кроме "автографов" от быстро перемещавшихся микродуг.

На фиг. 10 показано, как изменяется зависимость тока через плазменный промежуток от приложенного напряжения при изменении температуры поверхности металлических электродов. Для сравнения приведена вольт-амперная характеристика для катода из карбида кремния. Отметим, что максимальная температура электрода с защитным слоем высидившейся присадки при температуре поверхности металла ниже 1170°K определяется толщиной пленки расплавленной присадки на поверхности твердого отложения. При вязкости расплава $\nu = 1,7 \cdot 10^{-6} \text{ м}^2/\text{сек}$ и скорости потока плазмы $W = 500 \text{ м/сек}$ предельно устойчивая толщина жидкой пленки достигает всего 10^{-5} м , что соответствует перепаду температуры $\Delta T = 230^{\circ}$ в условиях эксперимента. Это означает, что температура внешней поверхности защитного слоя составляла около 1400°K , что близко к температуре конденсации K_2CO_3 .

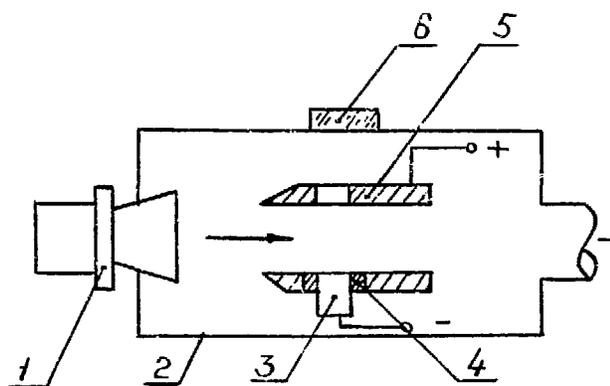
Создание регулируемого защитного слоя присадки и свободного углерода на поверхности металлических электродов уменьшает возможность контрагирования дуговых пятен в зоне аэродинамической тени модульных или секционированных электродов, следствием которого является значительная эрозия и появление дополнительных потерь напряжения $\Delta U_{\text{доп}}$ для больших токов разряда при сужении трубки тока у электрода. Расчет показывает, что основными факторами, определяющими величину $\Delta U_{\text{доп}}$, являются проводимость потока плазмы, толщина пограничного слоя на электроде, шаг секционирования или размеры модульных электродов. Расчитанная для параметров экспериментального канала МТГ У-25 [13] величина $\Delta U_{\text{доп}}$ составила 750 в при токе с электродной секции 200 а при возможном контрагировании разряда.

Создание защитного слоя присадки обеспечивает протекание тока с минимальными приэлектродными падениями потенциала в режиме, близком к диффузионному, уменьшая возможность

контрагирования разряда. В этих условиях можно также рассчитывать на надежную защиту металлических электродов от дуговой, химической и механической эрозии при одновременном уменьшении теплового потока в электродные стенки канала МГД генератора.

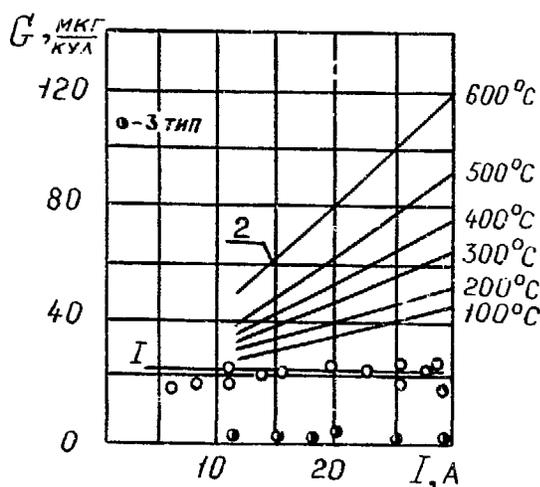
Л и т е р а т у р а

1. E.K. Chekalin, V.M. Gribkov, D.G. Jimerin and V.P. Motulevich 14-th Symp. Eng. Asp. of MHD, UTSI, USA, 1974
2. И.Г.Кесаев "Катодные процессы электрической дуги". М., "Наука", 1968.
3. В.И.Рахсвский "Физические основы коммутации электрического тока в вакууме". М., "Наука", 1970.
4. В.М.Грибков, Э.К.Чекалин. В сб. "Магнитогидродинамические и электрофизические характеристики потоков проводящего газа". Выпуск 8. Издание ЭНИН, Москва, 1973.
5. В.А.Кириллин, А.Е.Шейндлин, Б.Я.Шумяцкий, В.В.Кириллов и др. "Теплофизика высоких температур", т.9, № 5, 1971.
6. "Магнитогидродинамические генераторы открытого цикла". Пер.с англ. под ред. В.П.Мотулевича. "Мир", М., 1972.
7. "Вопросы физики низкотемпературной плазмы", изд-во "Наука и техника". Минск, 1970, (608-614).
8. Дейч М.Е., Филиппов Г.А., Газодинамика двухфазных сред. "Энергия", М., 1968.
9. Аксельруд Г.А., Массообмен в системе твердое тело-жидкость. Изд-во Львовского университета, 1970.
10. Вятажин А.Б., Любимов Г.А., Регирер С.А. Магнитогидродинамические течения в каналах. "Наука", М., 1970.
11. Самарский А.А. Введение в теорию разностных схем, "Наука", М., 1971.
12. Вулис Л.А., Горячев В.Я, Ягленко В.Т., ТВТ, № 4, т.5, 1967.
13. Исаенков Ю.И., Исэров А.Д., Кириллов В.В. и др. ТВТ, т.12, № 2, 1974.

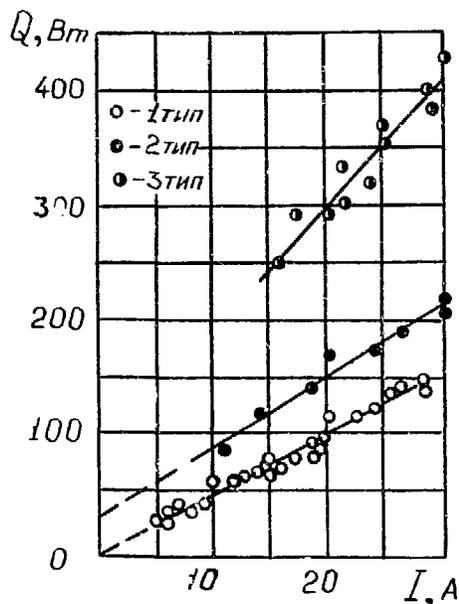


Фиг.1 Схема экспериментальной установки.

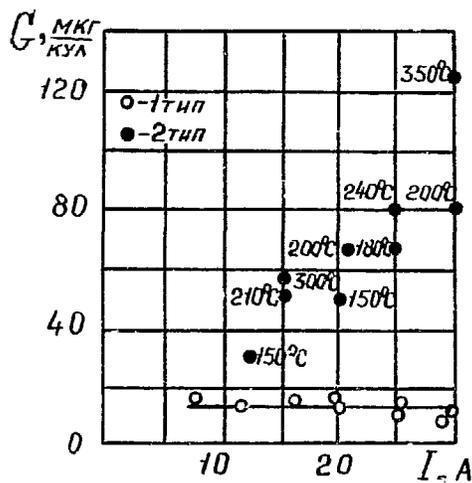
1-вакуумный плазмотрон, 2-вакуумная камера, 3-исследуемый металлический электрод, 4-изолятор, 5-анод, 6-окно для наблюдений.



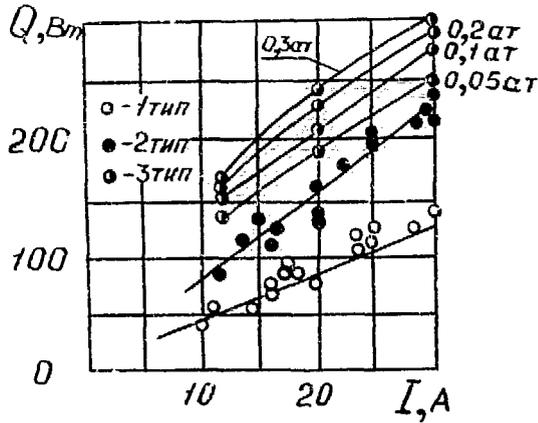
Фиг.2 Зависимость интенсивности эрозии медного электрода от тока для трех типов катодных пятен. 1-при наличии кислорода в потоке, 2- в отсутствие кислорода в потоке, 3-распределенный разряд на катоде.



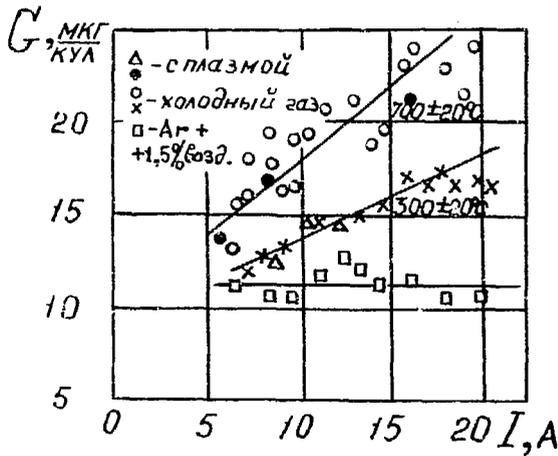
Фиг.3 Зависимость тепловых потоков в медный катод от тока для трех типов катодных пятен (см. подпись к фиг.2).



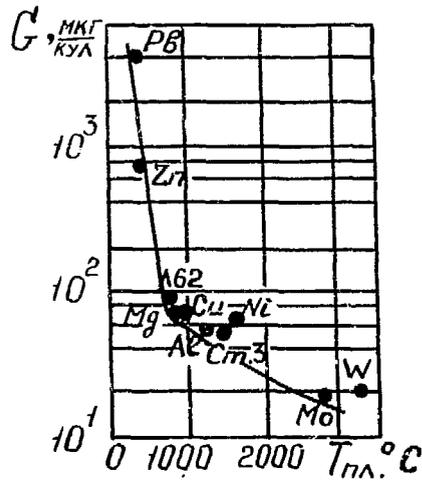
Фиг.4 Зависимость интенсивности эрозии алюминиевого электрода от тока для двух типов катодных пятен (см. подпись к фиг.2).



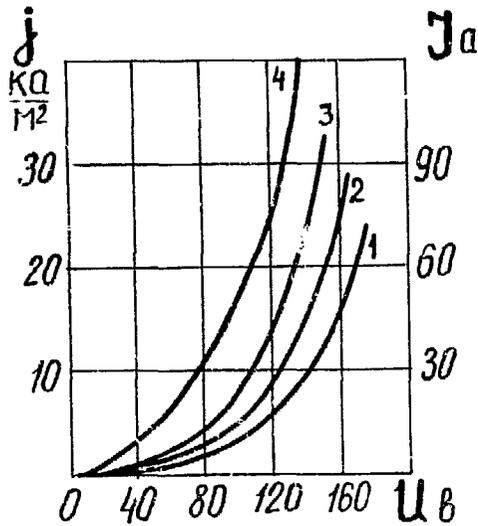
Фиг.5 Зависимость тепловых потоков в алюминиевый катод от тока для трех типов катодных пятен (см. подпись к Фиг.2).



Фиг.6 Зависимость интенсивности эрозии вольфрамового катода от тока для двух типов катодных пятен (см. подпись к Фиг.2).



Фиг.7 Зависимость интенсивности эрозии II-ого типа пятен при токе 10 А от температуры плавления металла.



Фиг. 8 Вольт-амперные характеристики электродов при различной концентрации K_2CO_3

1- $\alpha = 1$, $G_k = 2\%$ вес.

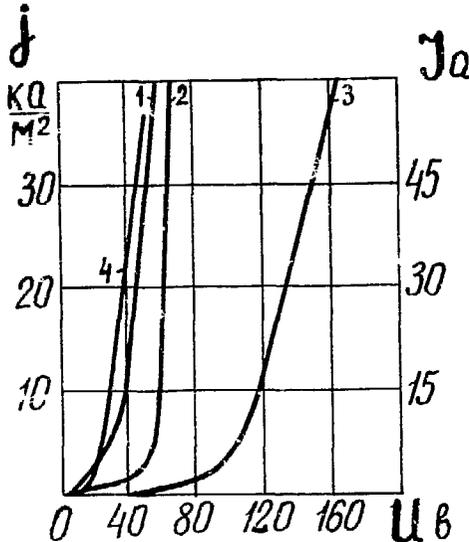
2- $\alpha = 1$, $G_k = 3\%$

3- $\alpha = 1$, $G_k = 4,5\%$

4- $\alpha = 0,8$, $G_k = 4,5\%$

Катод-сталь X18H10T, $T_w = 1010^\circ K$

Анод-медь, $T_w = 400^\circ K$

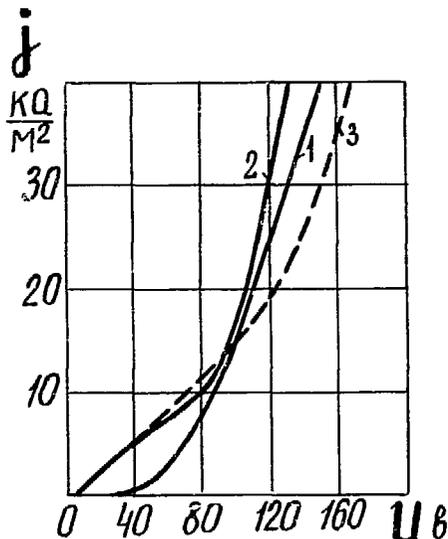


Фиг. 9 Зондовые и вольт-амперные характеристики

1-зонд-анод, 2-зонд-катод,

3-катод-анод (медь, $T_w = 450^\circ K$)

4-зонд-катод (медь, $T_w = 1000^\circ K$)



Фиг. 10 Вольт-амперные характеристики металлических электродов при различной температуре поверхности

1-катод-медь, $T_w = 450^\circ K$

2-катод-сталь X18H10T, $T_w = 740^\circ K$

3-катод-SiC, $T_w = 2000^\circ K$

CORROSION RESISTANCE OF MHD GENERATOR
MATERIALS TO SEED/SLAG MIXTURES

B. R. Rossing, J. A. Dilmore, S. Way,
and W. E. Young
Westinghouse Research Laboratories
Pittsburgh, Pennsylvania 15235

Abstract: A test apparatus was constructed which simulates the corrosive MHD duct environment. A number of materials have been tested for several hours in this apparatus under conditions simulating 10% ash carryover into the generator at temperatures varying from 1350 to 1900°C. Materials that have been tested include magnesium oxide, stabilized zirconium oxide, aluminum oxide, and silicon carbide. These tests indicate that under these conditions the slag and ash constituents condense on the walls, not as a continuous slag layer, but as isolated liquid droplets. These droplets react with duct materials, most particularly with impurity phases at grain boundaries. These tests also indicate that the porosity and impurity levels are very influential in determining materials resistance to corrosion and erosion by slag and seed constituents under these conditions.

1. INTRODUCTION

The lack of understanding of the corrosion of refractory materials by slag and seed constituents is a formidable obstacle to the development of materials resistant to the severe MHD environment, and is crucial to the realization of commercial open cycle MHD electrical power generation. The nature of this problem needs to be clearly defined by corrosion tests on refractory materials under conditions found in coal fired systems. Such testing should identify both the materials and the operating conditions which provide the necessary resistance to corrosion by mixtures of slag and seed.

While, ideally it might be desired to conduct such tests in a coal fired generator, the number, duration, and cost of such tests dictate the use of test equipment of a much smaller scale. There are two

general types of such test apparatus. In the first type the test material is simply rotated in a molten bath of potassium-seed coal. This can be used as a screening test; but, it fails to fully duplicate the conditions of the MHD duct in regards to aerodynamic flow, temperature gradient, and gas composition.

A second test apparatus consists of a small scale combustion rig with a section containing test materials. This apparatus can be operated to duplicate almost fully generator conditions. This paper will describe the operation of such a test apparatus constructed to evaluate the corrosion behavior of electrode and insulator materials in an ash containing MHD duct. Also, the results of tests on several different candidate materials will be reviewed in relation to their potential generator performance.

2. DESCRIPTION OF APPARATUS

A schematic of the test facility is shown in figure 1. The test facility consists of several major components--the fuel system, seed-char injection system, air preheat system, combustor, mixing chamber, and test section. A photo of this system is shown in Figure 2.

Benzene is pressurized to 150 psig using a gear pump. The nozzle feed line is tapped off of the main pressure line and the benzene passes through a flowrator and to a pressure atomized nozzle.

Benzene was chosen as the fuel because of its carbon/hydrogen ratio. Char is added to the combustor to increase the carbon to hydrogen ratio and also to introduce the ash. This simulates the combustion of a coal containing 10% ash in a slagging combustor capable of 90% ash retention and 10% ash carryover. The composition of the ash, which is 20.8 weight percent of the char, is as follows:

1.1%	Na ₂ O
1.6	K ₂ O
6.1	S ^{as} SO ₄
46.8	SiO ₂
5.1	CaO ²
1.3	MgO
19.6	Fe ₂ O ₃
16.1	Al ₂ O ₃
<u>2.3</u>	Other
100.0%	

The seed and char system is a separate subsystem in which the char is mixed with the seed solution. The seed material (K₂CO₃) is dissolved in deionized water in a one-to-one ratio on a weight basis. The seed solution has a high density and is viscous which readily keeps the char in suspension with a minimum amount of mixing. The relative amounts of seed solution and char are dependent upon the test parameters desired.

The mixture is constantly agitated in a supply tank which feeds a metering pump. The mixture is then injected axially into the combustor parallel to the fuel through a water cooled probe.

The air preheat system consists of a bank of twelve electric resistance heaters hooked in parallel and driven by a three phase 220 volt variac. The variac allows for regulation of the air preheat temperature accurately and efficiently over a wide range of air flow rates. The maximum operating temperature of the heaters is approximately 1100°C.

The combustor is a vortex unit four inches in diameter with swirled preheated air being introduced tangentially and with the benzene being pressure atomized axially at the upstream end. The preheated air is swirled tangentially at the upstream end of the combustor which keeps the combustor walls cool by forming a swirling boundary layer as in standard vortex combustion chambers. Water cooling of the burner wall is required in order to insure safe operating temperatures. Oxidant is swirled around the nozzle to provide for nozzle cooling. The oxidant is a mixture of oxygen and air with the ratio of the two being varied depending on the test temperature. At a lower test temperature, the oxygen concentration in the coolant is increased to achieve efficient smoke free combustion at the low combustion air preheat temperature. The mixture of air and oxygen used for nozzle cooling comprises approximately 6% of the total oxidant flow rate. Air, with no oxygen enrichment, is used during the preheat cycle and in the initial start-up.

Upon leaving the vortex burner, the combustion products pass into a mixing chamber having inside dimensions of 13 cm x 13 cm x 38 cm. This relatively large volume insures adequate time for complete combustion and a uniform ash and seed concentration in the combustion products. The outlet of the mixer is reduced to a one-inch inside diameter to mate with the materials test section.

The materials test section has a four-inch outside diameter, 2.5 cm inside diameter, and is 38 cm long. The test section is water cooled in order to provide a convenient method to measure the heat flux through the specimen walls. As shown in Figure 3, the test specimens consist of ceramic tubes of ~2.5 cm inner diameter by 2.5 - 5.0 mm in wall thickness. The length of these tubes can vary from several centimeters to the length (38 cm) of the test section. The tubes are either purchased from commercial vendors or produced by the concentric diamond core drilling of pieces from rectangular bricks. A small duct is constructed by stacking a series of these samples within the test section housing. A loose fill of zirconia or alumina insulating grain is poured into the space between the metal housing and the tubular test pieces. Five to seven thermocouples are used along the length of the test duct to measure temperatures. These thermocouples are fixed in either of two ways. First, the thermocouple bead is cemented to the outer wall of the hot specimen; or secondly, the bead is placed into a ~1 cm deep hole drilled in the tube wall parallel to the tube axis. The latter arrangement gives a much more accurate measurement of the inner wall temperature due to the reduced

tendency of the thermocouple lead wires to act as heat sinks. The temperature along the length of the test section can be made to vary from 100 to 400°C by varying the water cooling, thermal insulation, or test conditions. A large axial temperature drop allows for the measurement of recession rates as a function of temperature in a single run for a single material. A smaller temperature drop is acquired when it is desired to compare the corrosion resistance of several different materials. In the near future, tests are being planned in which a voltage potential will be applied across test specimens to simulate the passing of dc current by electrode materials.

Before and after each test run, the wall thickness of each sample is systematically measured every 5 to 7 cm. Two techniques are used; either a direct measurement of wall thickness or an indirect measurement of wall thickness where inner and outer diameters are measured. The former technique is restricted to either the ends of a tube or to short specimens. The change in wall thickness can be then converted into a recession rate by simply dividing the test duration into the measured surface recession. Several factors limit the accuracy of these measurements: (1) the difficulty of measurement of samples of long tubular geometries, (2) the non-uniformity in tube wall thickness and concentricity of samples, and (3) the plastic deformation or creep occurring in many samples during testing at these temperatures. As a result, the change in wall thickness during testing could not be measured with confidence to better than ± 0.04 mm.

Specimens are subsequently sectioned with a diamond saw for post-test microscopic examination using optical microscopic, x-ray, electron micro-probe and scanning electron microscope techniques. This analysis is directed towards the determination of the nature of material loss through examination of specimen microstructure and microchemistry.

3. DISCUSSION OF TEST RESULTS

Approximately fifteen tests have been run with this apparatus with specimen temperatures ranging from 1350 to 1900°C for test durations of one to ten hours. These tests have been used, up to this time, to provide information on anticipated materials performance in the 40 kw generator at Waltz Mill, PA and, therefore, has operated under conditions close to those of that generator. These materials tests have, thus, been run so that surface temperatures of 1500 to 1800°C are achieved with the simulation of 10% ash carryover from the combustion of coal. Magnesia has been the primary subject of study because it appears to be a commercially available material showing the most promise under these conditions as an insulating sidewall and inter-electrode material. Commercially available yttria stabilized zirconia, alumina, and silicon carbide have also been tested to a lesser extent.

The commercially available, 98% pure MgO used in this study contains the following major impurities: 0.8% SiO₂, 0.6% CaO, 0.4% Al₂O₃ and 0.2% Fe₂O₃. This material has an open porosity of approximately 18%

and has a microstructure consisting of dense (95%), multi-grained 'grog' particles, 0.1-2.0 mm in size, located in a fine grained matrix. The fine grained matrix is porous (30-40%) and contains a higher concentration of impurities. Figure 4 shows the appearance of this MgO after a 9.5 hour test. The sample at the upper left was replaced with a yttria stabilized zirconia and a smaller magnesia test specimens after the first 3.5 hours of testing. A temperature drop of 400°C (1350-1740°C) occurred along the length of this test passage. A brown discoloration, indicating the presence of iron oxide, was observed in the magnesia at depths of 0.6 to 1.8 mm over this temperature range. The dense (~7% porosity) zirconia showed no penetration by iron; however, it was cracked in several places due to its poor thermal stress damage resistance. This behavior was similar to that found, in another test, on a dense, hot pressed magnesia.

Recession rates were calculated for the 98% MgO from this test and are shown in Figure 5 as a function of reciprocal temperature. No surface recession could be detected for the yttria stabilized zirconia, whose surface temperature averaged 1550°C. Thus, under these conditions, its recession rate was less than 7×10^{-3} mm/hr. The recession rates measured by Callister [1] for the same magnesia are also shown in Figure 5. Callister and his co-workers used a corrosion test in which the test specimen was rotated in a molten bath of slag and seed. The conditions, therefore, are quite different and demonstrate that the concentration and form of the slag and seed constituents have a large effect on material loss in a coal fired MHD system.

Examination of the magnesia under a low (x25) stereo microscope and in the scanning electron microscope indicated that both corrosion and erosion by the duct environment contributed to the loss of material during the test. With the naked eye or with the low power microscope the action of solid particles, liquid droplets and the gas stream itself could be seen in the form of flow patterns and striations on the surface of the test specimens. This action is most pronounced in the fine grained matrix. As shown in Figure 6, the dense grog particles are surrounded by an eroded fine grained matrix where individual grains have been removed. This feature becomes more pronounced with increasing temperature. Examination of the grog particle (Figure 7) itself shows the following features; an eroded or corroded surface, a crystalline phase at the grain boundaries, crystallites on the surface at grain boundaries, and 'frozen liquid droplets' on the surface. Analysis of the grain boundary phase and the crystallites by energy-dispersive x-ray spectroscopy indicated that they are a magnesium silicate phase, most probably enstatite ($\text{MgO} \cdot \text{SiO}_2$), which also contains some CaO and Fe_2O_3 . The droplets are primarily a $\text{K}_2\text{O}-\text{MgO}-\text{SiO}_2$ composition also containing some CaO and Fe_2O_3 . This composition suggests that these droplets are glassy. The droplet composition remains constant from 1500 to 1725°C, but the amount of the grain boundary phase and the needle-like crystallites decrease significantly over this temperature range.

Scanning electron microscope examination of the stabilized zirconia surface (Figure 9) showed a corroded or eroded surface, a grain boundary phase and frozen droplets. The grain boundary phase(s) consist of a mixture of K_2O , Al_2O_3 , ZrO_2 and SiO_2 with smaller amounts of CaO and Fe_2O_3 . The droplets consist of primarily ZrO_2 and SiO_2 with moderate amounts of Al_2O_3 , MgO , K_2O and CaO . This composition suggests that these droplets are also glassy. It should be noted that both in the case of the MgO and of the ZrO_2 that the droplets contained large quantities of MgO and ZrO_2 , respectively.

The following interpretation can be made of these results. The coal ash constituents passing through the generator are present primarily in the gaseous state. Contact of these gases with the cooler duct walls causes condensation of some of these constituents. With 100% ash carryover into the generator and the use of highly cooled generator walls this condensation will take the form of a continuous slag layer [2,3]. The results of this study indicate that when the amount of ash is reduced significantly (by a factor of ten) and the wall temperatures are raised ($>1500^\circ C$) the ash and seed constituents condense in the form of isolated droplets which move along the duct walls reacting with the materials lining the duct, i.e., the electrodes and insulators. These reactions can be accelerated by the presence of a liquid phase such as those found at grain boundaries at high temperatures. Reaction of these droplets or gas constituents with the liquid phase at the grain boundary will produce more liquid at the grain boundary and cause enhanced reaction with the grain itself. Reactions will also concentrate in regions that are more porous and more impure, such as the fine grained matrix found in the magnesia. Dispersive-energy x-ray spectroscopic analysis across the tube wall indicated that there is general migration of the grain components, i.e., SiO_2 , CaO and Fe_2O_3 , into the tube wall. This penetration may be aided by the thermal gradient [4], but it appears to occur preferentially in the matrix region. Individual grains in this region can be completely enveloped by this liquid phase wherein they become very susceptible to grain pull-out by the erosive action of the duct environment. Corrosion and erosion of the fine grained matrix will ultimately cause the large grog particles to be eroded away. The corrosive and erosive attack by slag and seed constituents is more uniform in the case of materials with more uniform microchemistries and microstructures such as the stabilized zirconia.

Although testing and post-test analysis on alumina and silicon carbide bodies has not been as extensive as that on magnesia and zirconia, the results on these materials provide a consistent picture of the duct environment under these conditions. A high purity (99.8%), high density ($>95\%$) alumina reacted with potassium to form $K_2O \cdot Al_2O_3$ at temperatures ranging from 1500 to $1750^\circ C$. The silicon carbide ($>99\%$ pure and $\sim 15\%$ porosity) lost ~ 1 mm of its wall due to a combination of oxidation and reaction with potassium after only three hours of testing at $1550^\circ C$. These results indicate that under conditions of 10% ash carryover a

protective slag layer is not formed at temperatures above 1500°C and that oxidation and reactions with potassium are possible. A slag layer was found to form on several samples below 1400°C.

These results indicate that the concept of the continuous slag layer breaks down when most of the slag is rejected in the combustor and the duct wall temperatures are run hot (>1500°C). The condensation form of slag and seed constituents will vary not only with ash concentration and wall temperature, but also with such variables as ash composition, slag viscosity, slag wettability, slag surface tension, aerodynamic flow, combustion conditions, etc. and before general application is made of these results further tests incorporating these variables will be carried out.

4. CONCLUSIONS

A test apparatus has been constructed to evaluate the corrosion resistance of refractory materials in an environment that simulates that of a coal fired generator. Studies were conducted on several materials at temperatures above 1500°C with 10% ash carryover. Under these conditions materials are subjected to both the corrosive and erosive attack by slag and seed constituents.

The test results point out a need to engineer the microstructures and microchemistries of duct ceramics to minimize corrosion and erosion by slag and seed constituents. Impurities such as SiO₂ that form low melting liquids should be reduced to very low levels. Other components that may produce a more refractory and more corrosion resistant grain boundary may be intentionally added. Finally, porosity must be reduced to reduce penetration of slag and seed into the ceramic. In this vein, corrosion studies on higher purity (99.5%), lower porosity (11-14%) magnesias are currently in progress.

5. REFERENCES

- [1] W. D. Callister, Jr., M. Fishler, I. B. Cutler and R. W. Ure, Jr., 14th Sym. on Eng. Aspects of MHD, Paper IV 2, U. Tenn. Space Inst., Tullahoma, Tenn., April, 1974.
- [2] R. Rosa, Proc. 5th Int. Conf. on MHD Electrical Power Generation, Munich, (1971), 427.
- [3] J. B. Dicks, L. W. Crawford, J. W. Muelhauser, J. F. Martin, N. L. Loeffler, and B. S. Arora, 14th Sym. on Eng. Aspects of MHD, Paper II 1, U. Tenn. Space Inst., Tullahoma, Tenn., April, 1974.
- [4] P. H. Havranek and B. Davies, Bull. Am. Cer. Soc., 46 (1967), 534

J. Dillmore
M. M. - M. Z. 6-21-74

Research Design/Drafting Dept. - Original

Dwg. 6237A16

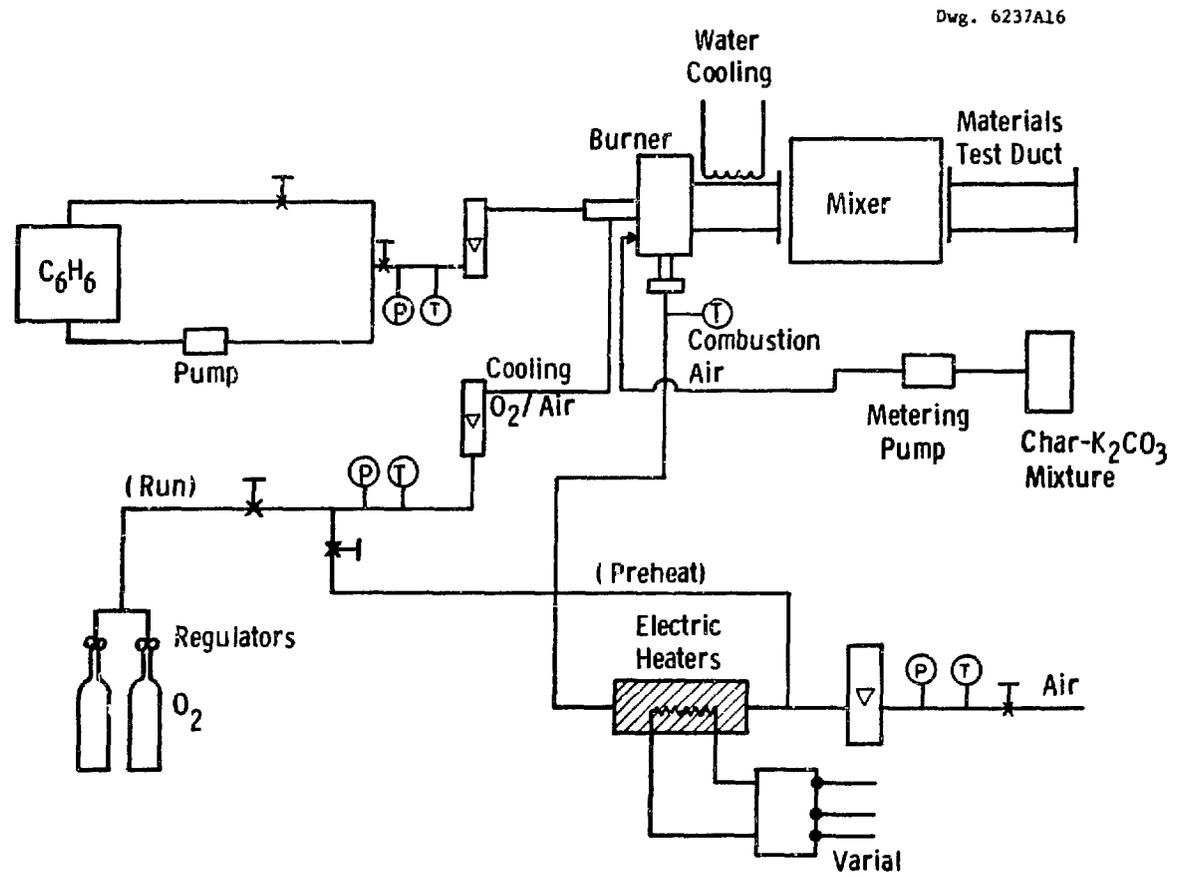


Fig. 1 - Simulated MHD generator for materials evaluation

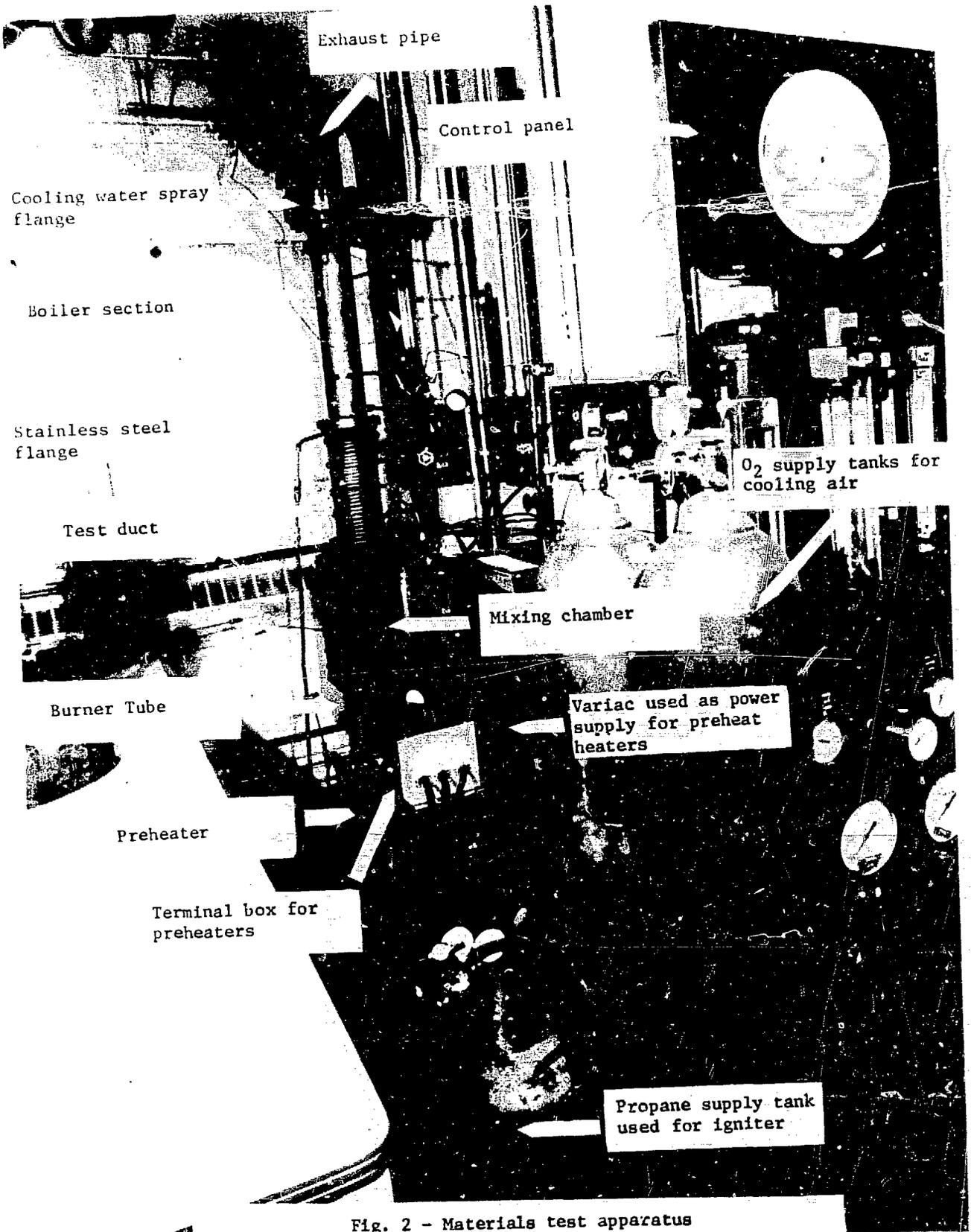
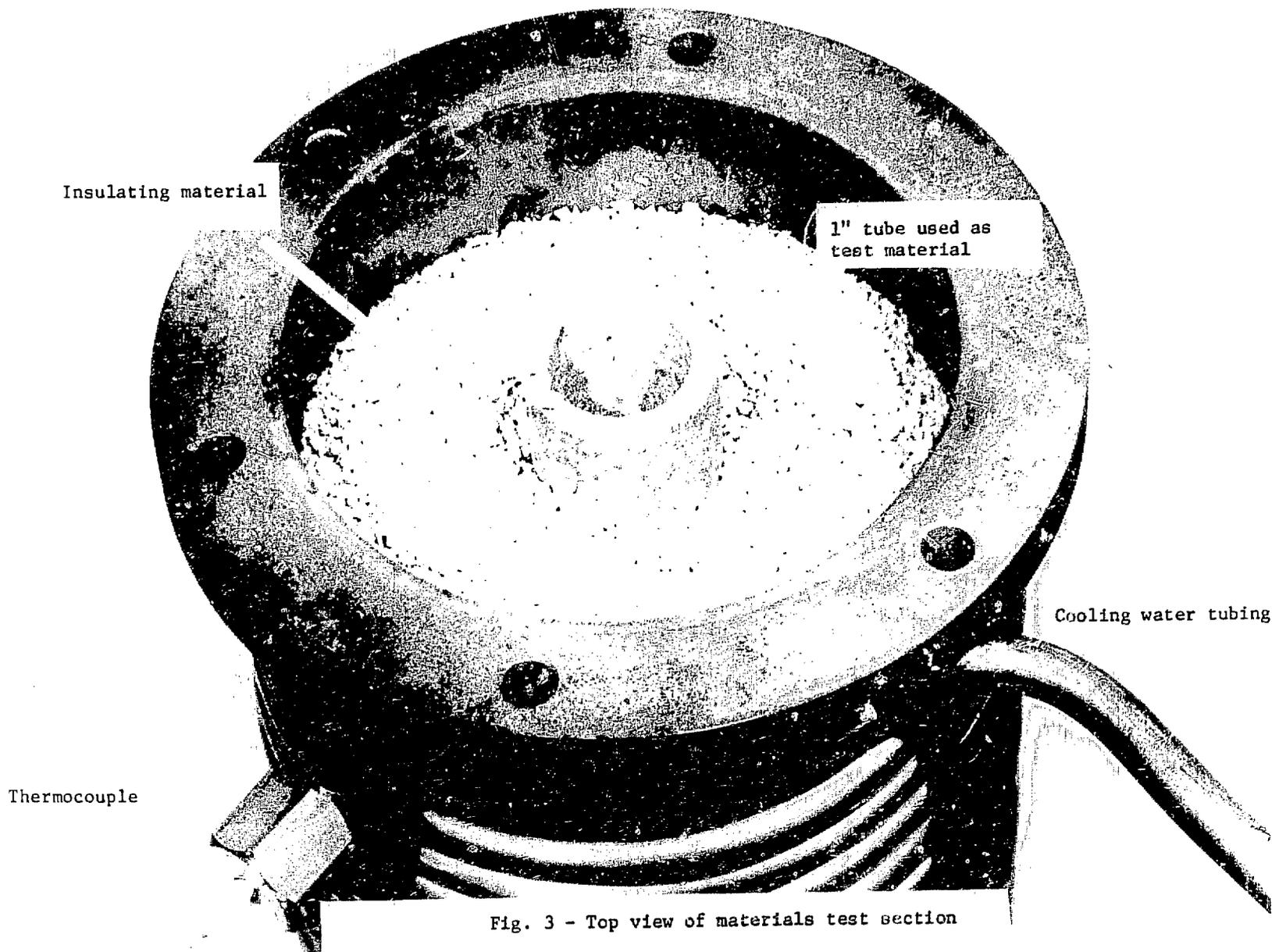


Fig. 2 - Materials test apparatus



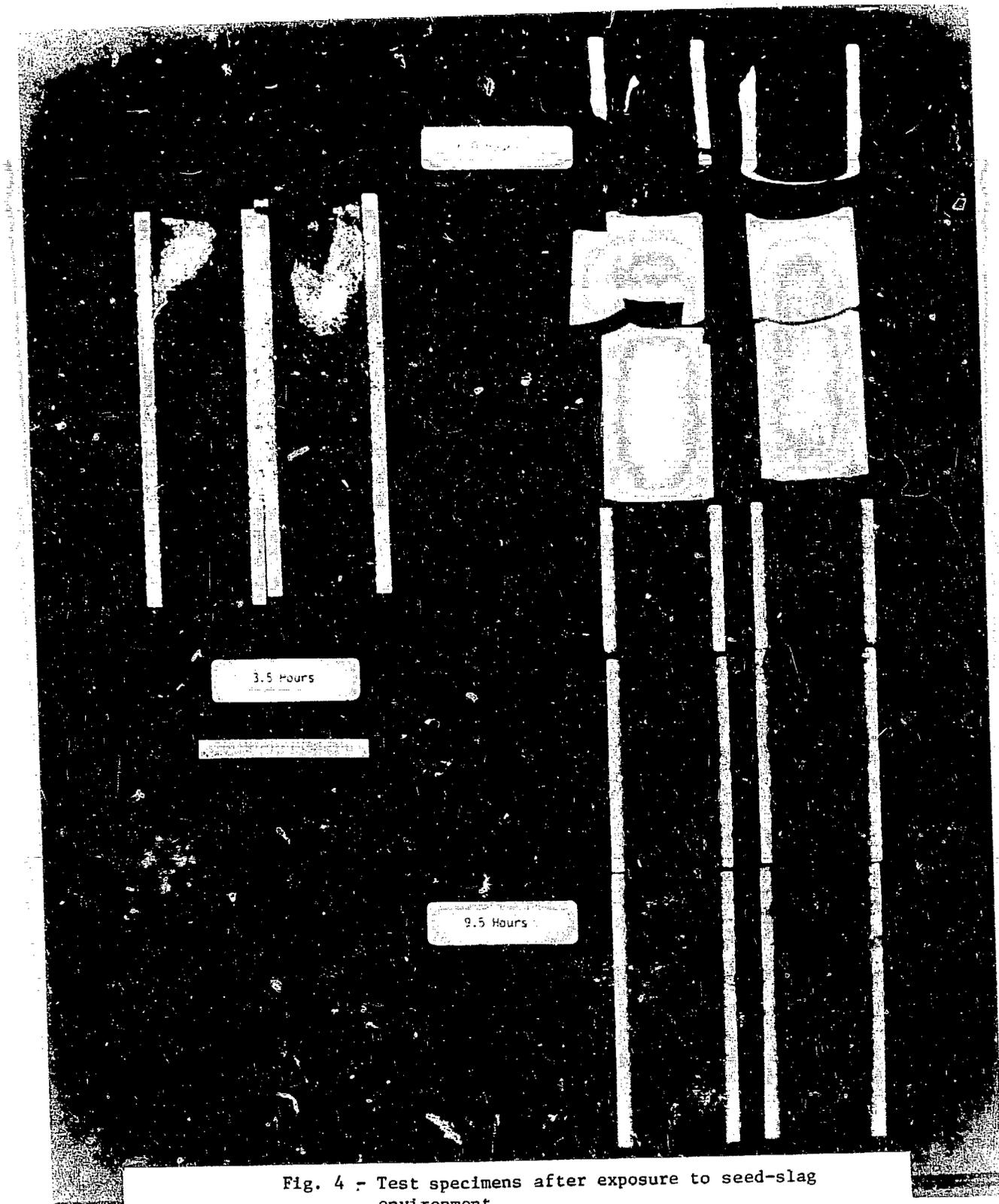


Fig. 4 - Test specimens after exposure to seed-slag environment

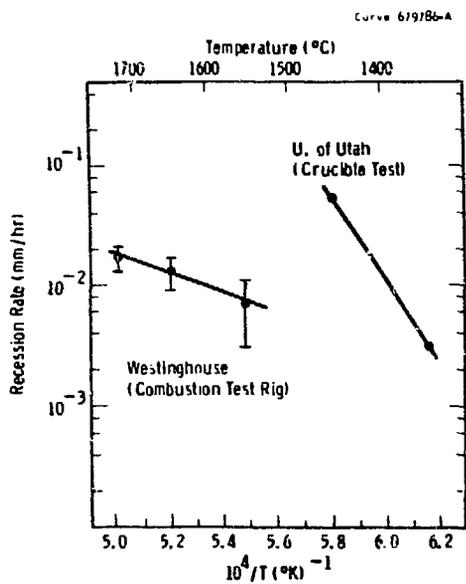


Fig. 5—Recession rate of a 98% purity commercial MgO versus temperature.

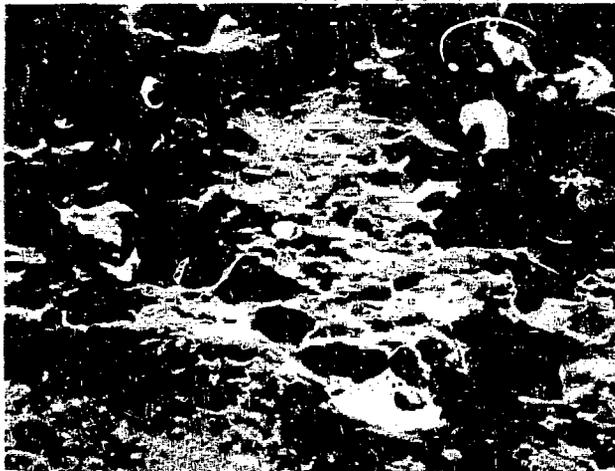


Fig. 6 - 98% MgO after 9.5 hour exposure to seed-slag environment at 1725°C (65X)

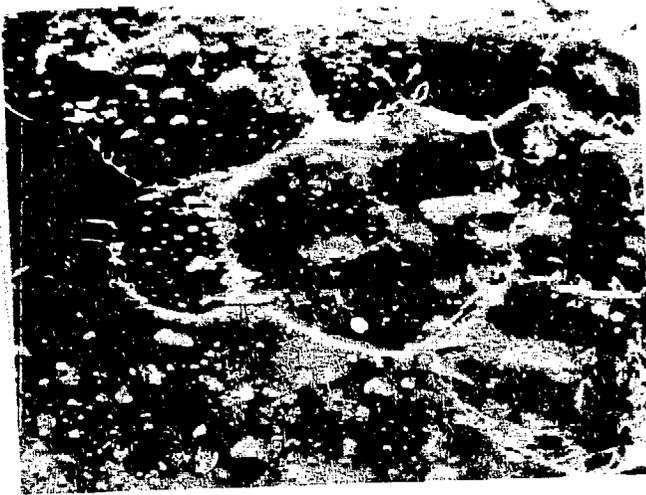


Fig. 7 - a) Surface of MgO grog particle after 9.5 hour test at 1725°C (X260)

b) Non-dispersive x-ray analysis of slag droplet on this surface



Fig. 8 - a) Surface of Y_2O_3 stabilized ZrO_2 after 6.0 hour test at $1550^\circ C$

b) Non-dispersive x-ray analysis of grain boundary phase(s)

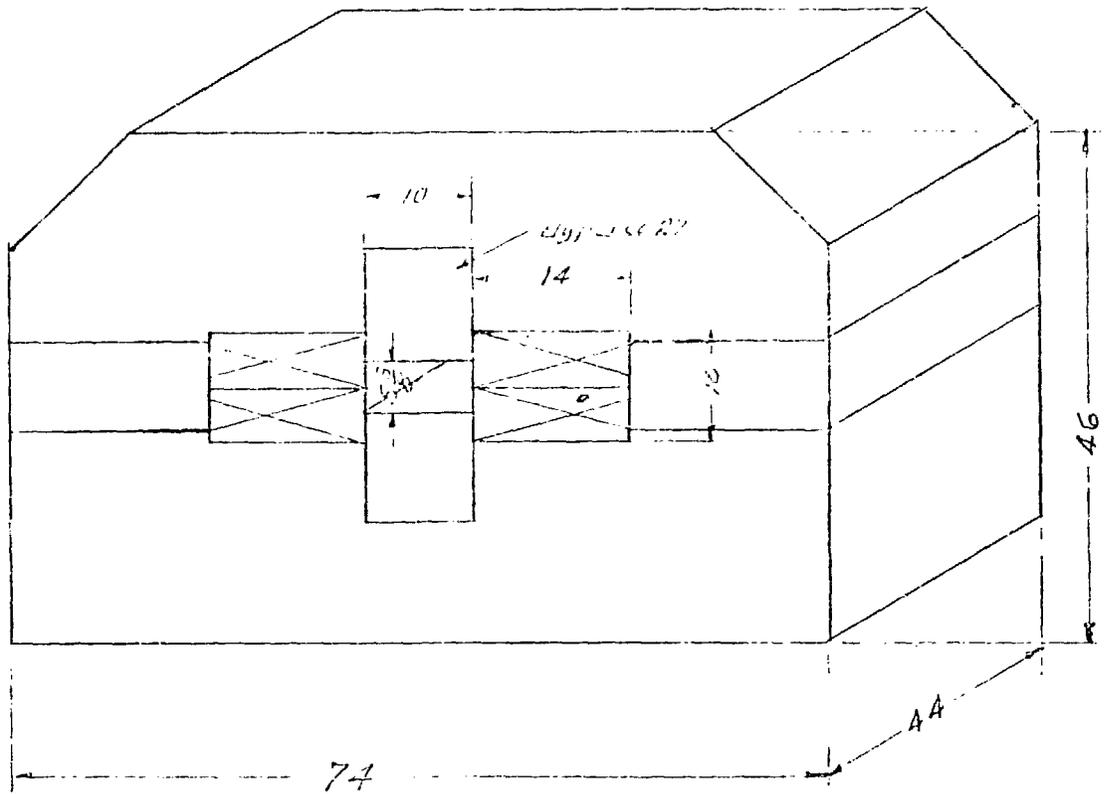


Figure 9 - Revised magnet configuration channel opening 5-3/8 x 10

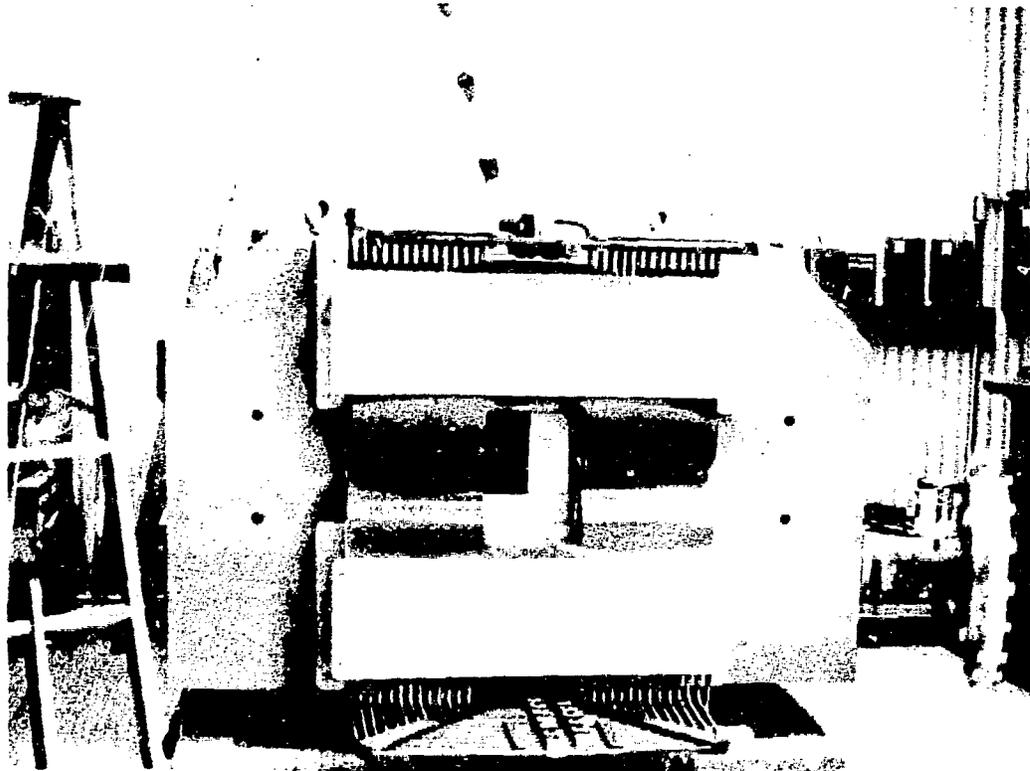


Figure 10 - Complete magnet installation

ИСПОЛЬЗОВАНИЕ ИМПУЛЬСНЫХ МГД-ГЕНЕРАТОРОВ ДЛЯ ГЕОФИЗИЧЕСКИХ ИССЛЕДОВАНИЙ И ПРОГНОЗА ЗЕМЛЕТРЯСЕНИЙ.

Велихов Е.П., Волков Ю.М., Дьяконов Б.П., Зотов А.В.,
Барсуков О.М.

Институт Атомной Энергии им. И.В.Курчатова,
Москва, СССР.

Abstract. UTILIZATION OF PULSE TYPE MHD-GENERATORS FOR GEOPHYSICAL RESEARCH AND EARTHQUAKE FORECASTING. Earth solid core and upper mantia deep electromagnetic probing allows to obtain the earth substance electrical conductivity and temperature data for the conditions of deep layers. These data provide many informations about mineral sources genesys and tektonic processes mechanisms.

Two approaches are possible for in this activity:

- a) improvement of the methods of the collection and of the transformation of experimental data with a considerable noise background;
- b) probe signal power growth.

Due to high values of the earth core specific electrical resistance, the electromagnetic diffusion times through the skin depth are of the orders of 1-10 sec. This circumstance allows the utilization of the pulse energy sources such as an autonomous MHD-Generator, comparatively simple and small.

An experimental MHD-installation "Pamir-I" has been fabricated and investigated in the earthquake forecasting station system. This installation allowed the high fidelity probing up to the depth of 15-20 km in very complicated mountain conditions of the Pamir.

Аннотация. КОМПЬЮТЕРНО-ИМПУЛЬСНО-ДИФФУЗИОННЫЙ МЕТОД ПРЯМОГО ЗОНДИРОВАНИЯ ЗЕМНОЙ КОРЫ И ПРОГНОЗА ЗЕМЛЕТРЯСЕНИЙ.

Развитие методов глубинного электромагнитного зондирования земной коры и верхней мантии Земли позволяет получать сведения об электропроводности вещества и температурных условиях на больших глубинах, что необходимо для дальнейшего углубления фундаментальных представлений о Земле, в том числе о геонизисе минеральных ресурсов и механизмах тектонических процессов. В этом направлении возможны два подхода — путь усовершенствования методов сбора и обработки информации на фоне больших помех и путь увеличения мощности зондирующих сигналов. Из-за высокого удельного сопротивления пород основной толщи земной коры, характерные времена диффузии электромагнитных полей на глубинах порядка соответствующего сигнала составляют величины 1-10 сек., что обуславливает возможность использования для этих целей импульсных источников энергии, в том числе автономных импульсных ДД-генераторов, на базе которых могут быть созданы относительно простые и компактные энергетические установки для геофизических исследований.

Разработана и испытана в системе станции прогноза землетрясений импульсная ДД-установка "Капа-1", обеспечивающая надежное зондирование глубин 15-30 км в сложных горных условиях Капра.

1. Введение. Электромагнитные источники зондирования земной коры

В настоящее время широко развиты разнообразные геофизические методы исследования структуры земной коры и верхней мантии. Электромагнитное зондирование верхних слоев земной коры дает возможность получать сведения о геоэлектрическом разрезе, т.е. о распределении электропроводности с глубиной. Сведения о распределении электропроводности, являются по-существу одним из немногих доступных источников информации о распределении температуры в земных недрах и в связи с этим имеют фундаментальное значение для геофизической науки. /1/ Дальнейшее развитие методов глубинного электромагнитного зондирования важно также и с точки зрения дальнейшей разработки краткосрочного прогноза землетрясений, поскольку изменение электропроводности земной коры в районе потенциальных очагов землетрясений, как правило расположенных на больших глубинах, является прогностическим

признаком землетрясения^{/2/}. По степени изменения средней электропроводности можно предварительно судить о вероятном моменте и энергетическом классе ожидаемого землетрясения.

В настоящее время разработаны и широко используются в геофизических исследованиях и геологических изысканиях разнообразные методы электромагнитных зондирований, позволяющие получать информацию с глубин до 3-5 км (а в отдельных случаях и с несколько больших глубин). Эти методы основаны на измерении различных компонент электромагнитного поля, излучаемого горизонтальным электрическим или вертикальным магнитным диполем, расположенными на некотором удалении от точки измерения. Информация о геоэлектрическом разрезе содержится в амплитуде и фазе принимаемых сигналов и выделяется тем или иным способом при последующей обработке. Глубинность различных методов в первую очередь зависит от длительности (или частоты) излучаемых диполями сигналов. Поскольку на глубинах до 20-30 км удельные сопротивления слагающих пород $\sim 10^2 \div 10^4$ ом.м, то соответствующие времена составляют величины $\sim 1 \div 10$ сек. Следовательно для проникновения зондирующего поля на большие исследуемые глубины достаточно располагать импульсами тока в излучающих диполях с характерной длительностью $\sim 1-10$ сек. Второй величиной, влияющей на глубину зондирования, является разнос, т.е. расстояние между излучающим диполем и приемной антенной. Эта зависимость связана с тем, что в регистрируемом сигнале доля отраженных от глубинных слоев компонент возрастает с удалением от источника по сравнению с нормальным сигналом (который обычно определяют как сигнал на том же расстоянии в однородном полупространстве с удельным сопротивлением верхнего слоя). Поэтому для зондирования на глубину h_* необходимо иметь разносы $r \sim (2 \div 3) h_*$, хотя для исследования верхних слоев разработаны методы, дающие информацию о разрезе и при разносах $r \leq h_*$.

Фиксируемые на поверхности сигналы помимо полезной информации содержат и помехи, связанные как с шумами приемной аппаратуры, так и с наводками от естественных и промышленных электромагнитных полей, характерных для исследуемого района. Ценность получаемой информации пропорциональна отношению "полезный сигнал/помеха" и для увеличения этой величины возможны два подхода. Первый, наиболее развитый в настоящее время,

заключается в усовершенствовании методов измерения слабых сигналов на фоне больших помех, где с успехом используются, например, различные модификации метода накопления сигналов путем многократных повторных измерений.

Возможен и другой подход - увеличение интенсивности исходных сигналов, требующий увеличения дипольных моментов источников поля, а следовательно, и более мощных источников энергии. Совместное использование обеих этих подходов позволит повысить эффективность электромагнитных зондирований. Следует отметить, что для получения информации одного и того же качества любыми из этих методов требуется затратить одно и то же количество электрической энергии, которое при фиксированных размерах излучающего диполя растет с глубиной как $J^2 \tau$, но $\tau \sim h_*^2$, а $J \sim h_*^3$ для электрического $\sim h_*^4$ для магнитного диполей, поэтому в пределах увеличения исследуемой глубины связано с чрезвычайно резким ростом затрат энергии ($\sim h_*^8$ для фиксированного электрического $\sim h_*^{10}$ для магнитного диполей.). Различными приемами согласования и оптимизации диполя и источника и использованием методов зондирований, не требующих больших разностей, можно значительно уменьшить скорость требуемого роста энергии с глубиной зондирования, но все равно она остается большой в любом случае. Это обстоятельство, по-видимому, и сдерживает дальнейшее развитие электромагнитных методов разведки с использованием искусственных полей и ограничивает область их применения по сравнению с другими геофизическими методами глубинных исследований, например с сейсмическим зондированием, дающим сведения об упругих **константах** вещества Земли. Для глубинных электромагнитных зондирований в настоящее время применяется лишь метод магнитотеллурического зондирования, в котором используются поля ионосферных токов. Этот метод позволяет в принципе получать информацию с больших глубин (до нескольких сотен км), но из-за неопределенности параметров источника излучения и поверхностных неоднородностей осложняется интерпретация экспериментальных данных и результаты разных авторов существенно различаются между собой. Следовательно, дальнейший прогресс в развитии электромагнитных методов геофизических исследований так или иначе связан с развитием энергетики источников, питающих искусственные диполи, а также совершенствованием приемной аппаратуры и методов обработки информации.

Необходимо подчеркнуть, что сложные полевые условия геофизического эксперимента предъявляют специфические требования к источникам электрической энергии для геофизических установок. Очевидно, они должны быть автономными от промышленных электрических сетей, достаточно компактны для транспортировки их в любые, даже труднодоступные, районы и относительно просты в эксплуатации.

Тот факт, что основное ограничение глубинности из-за скин-эффекта допускает использование источников с относительно короткой длительностью импульсов ($\sim 1 \div 10$ сек), несколько упрощает решение проблемы развития мощностного направления в методах зондирования с искусственными источниками, т.к. позволяет использовать импульсные источники энергии, которые в принципе могут быть более простыми, чем стационарные. Перспективным источником такого рода является самовозбуждающийся импульсный МГД-генератор, который при длительности работы до 10 сек может быть сделан достаточно простым (отпадает необходимость в охлаждении конструкции), а в силу присущих МГД-генератору высоких удельных характеристик — достаточно компактным. Использование принципа самовозбуждения с достаточно большим коэффициентом усиления энергии или внешнего возбуждения с использованием сверхпроводящих магнитных систем позволяет создать компактные автономные импульсные источники энергии, пригодные для геофизических работ и обеспечивающие в полевых условиях генерацию импульсов энергии $\sim 100 \text{ Мдж}$ в течение 10 сек, что эквивалентно в методе накопления сигналов непрерывной работе стандартного источника мощностью 10 кВт и системы приемных станций в течение ~ 3 часов с использованием больших объемов оперативной памяти регистрирующих устройств. С ростом исследуемой глубины путем оптимизации согласования источника и излучающего диполя требуемое количество энергии может расти медленнее, чем в "чистом" методе накопления при фиксированном стандартном источнике и диполе; в последнем случае требуемая длительность измерений катастрофически растет и может составлять величины порядка нескольких месяцев непрерывной работы (для глубин $\sim 30 \text{ км}$), что является серьезным препятствием на пути дальнейшего развития таких методов. Очевидно, что оптимальным путем должен быть некий компромисс между методами накопления и накопления сигналов, требующий в любом случае разработки специализированных мощных источников энер-

ны для геофизических целей.

В настоящей работе рассматриваются, главным образом, проблемы, связанные с развитием "мощностного" направления с использованием ПД-генераторов. В первой части работы проводится анализ требований к ПД-установкам для геофизических работ, а во второй рассматривается опытная ПД-установка "Надир-1", разработанная для использования в системе геофизических станций, прогнозирующих землетрясения в районе Гармского геофизического полигона Института Физики Земли им. О.Ю.Шмидта АН СССР на Камре.

2. Требования к ПД-генераторам для глубинных методов электромагнитного зондирования.

2.1. Электрический и магнитный излучающие диполи.

Коротко остановимся на некоторых особенностях полей излучающих диполей, в основном и определяющих требования к источникам энергии^{/3/}. Горизонтальный электрический диполь с током представляет собой проводник длиной L , заземленный на концах, в котором под действием электрического источника протекает ток J в виде импульса той или иной формы или в виде гармонического колебательного процесса с частотой ω . Излучающие свойства такого диполя характеризуются его токовым дипольным моментом I_E , причем

$$I_E(\omega) = J(\omega)L \quad (1)$$

Нормальное электрическое поле над полупространством с удельным сопротивлением ρ определяется зависимостью

$$E_x(\omega) = \frac{\rho I_E(\omega)}{2\pi r^3} f(\vartheta), \quad (2)$$

где ϑ — угол между осью диполя, направленной вдоль x , и радиусом-вектором \vec{r} в точку наблюдения. Угловая зависимость $f(\vartheta)$ определяется в общем случае разном r и структурой распределения ρ в нижнем полупространстве. Важной особенностью заземленного электрического диполя является сохранение зависимости $E_x(\vartheta)$ в первом приближении в ближней зоне даже на постоянном токе ($\omega = 0$), что, в принципе, обеспечивает его "информативность" (относительно величины ρ) и на малых расстояниях от диполя, значительно меньших длины волны λ в среде с

сопротивлением ρ :

$$\lambda \approx 2\pi\delta = 2\pi \sqrt{\frac{2s}{\omega\mu_0}} \quad (\mu_0 = 4\pi \cdot 10^{-7}).$$

При гармоническом изменении дипольного момента во времени с частотой ω в однородном полупространстве амплитуда поля E_x убывает с глубиной проникновения h как

$$E_x(h) = E_x^0 e^{-h/\delta} \cos h/\delta, \quad (3)$$

где $\delta = \sqrt{\frac{2s}{\omega\mu_0}}$ - толщина скин-слоя в среде с сопротивлением ρ для частоты ω .

Компоненты магнитного поля (B_x, B_z) ведут себя по-разному в ближней ($r \ll \lambda$) и волновой ($r \gg \lambda$) зонах, но с глубиной затухают также в соответствии с зависимостью (3).

Вертикальный магнитный диполь представляет собой контур площадью S с током J , располагаемый на дневной поверхности и характеризуется магнитным дипольным моментом M_H :

$$M_H = J(\omega) S. \quad (4)$$

Легко видеть, что соответствующая электрическая компонента поля магнитного диполя E_φ по порядку величины меньше, чем у электрического диполя в $\sim \frac{3L}{r}$ раз и в волновой зоне есть

$$E_\varphi(r) = - \frac{3M_H \rho}{2\pi r^4}. \quad (5)$$

В ближней зоне поле магнитного диполя практически не зависит от сопротивления однородной среды ρ , т.е. является малоинформативным. В неоднородной среде появляется слабая зависимость $E_\varphi(\rho)$ также и в ближней зоне.

Сигнал от магнитного диполя с глубиной h убывает аналогично сигналу от электрического диполя (см.(3)) в соответствии с характерной скин-глубиной δ .

Компоненты магнитного поля в волновой зоне убывают с расстоянием как $B_z \sim \rho/r^5$, а $B_r \sim \sqrt{\rho}/r^4$, т.е. являются информативными.

2.2. Связь требуемой длительности импульса с глубиной.

Можно **показать**, что типичные импульсы тока, генерируемые самовозбуждающимся ПД-генератором, могут быть по форме близки либо к колоколообразному, либо к прямоугольному импульсу с основанием длительностью τ_H .

Гармонический анализ сигналов такой формы показывает^{/4/}, что $\sim 70-80\%$ энергии в спектре гармоник таких импульсов сосредоточится в характерных частотах от 0 до f_{max} , где $f_{max} = n/\tau_H$:

для колоколообразного импульса: $n \approx 0.1 + 0.2$ (6)

для прямоугольного импульса: $n \approx 0.5$

Ограничивая в дальнейших оценках рассмотрением затухания сигналов на этих граничных частотах; очевидно гармониками с меньшими частотами будут затухать медленнее, так что мы получили оценку минимальных скимовых глубин δ_{\min} .

Если ограничиться рассмотрением модели однородного проводящего полупространства с удельным сопротивлением ρ , то информация о ρ будет содержаться главным образом в амплитуде сигналов, принимаемых на расстоянии r от диполей и содержать в себе "отклик" с глубин $h_* \sim (1+2)\delta$. В случае неоднородных сред будет наблюдаться искажение формы сигнала "отраженными" полями, затухание которых также происходит по закону (3) и "отклик" от которых также будет связан с глубиной примерно тем же соотношением $h_* \sim (1+2)\delta$.

Для оценок эффективной зондируемой глубины можно принять для определенности

$$h_* \leq \delta = \sqrt{\frac{2\rho}{\omega\mu_0}} \quad (7)$$

Удобно выражать h_* в км, ρ в ом.м, тогда учитывая выражения для граничных частот (6) получаем оценку для минимальной требуемой длительности импульсов для зондирования до глубин h_* :

$$\tau_n \geq 4n \frac{\rho h_*^2}{\rho} = \begin{cases} 0.4 \frac{h_*^2}{\rho} & \text{-колокол} \\ 2.0 \frac{h_*^2}{\rho} & \text{-прямоугольник} \end{cases} \quad (8)$$

Для подробного разрешения структуры геоэлектрического разреза с учетом нижележащих слоев, естественно потребуется некоторое увеличение длительности импульса. На рисунке I показана зависимость $\tau_n(h_*)$ в соответствии с (8). Как видно, для зондирования границ слоев, расположенных на глубинах до 100км, где вероятные удельные сопротивления пород могут составлять величины $10^1 - 10^2$ ом.м³ достаточно ограничиться колоколообразными импульсами с длительностью $\sim 5-50$ сек, для зондирования же глубин менее 50км (Земная кора) достаточно импульсов с длительностью $\sim 1-10$ сек.

2.3. Связь требуемой мощности импульса с глубиной

Ранее мы отмечали, что для разрешения структуры слоев с глубиной h_* необходимо работать в области разносов $r > h_*$, при этом принимаемый сигнал $E_c(r)$ должен превышать поле помехи e_n в соответствии с требуемой точностью измерения $\gamma = \frac{E_c}{e_n}$. Для

простой двухслойной модели среды примем для определенности условие

$$r = 2h_*$$

Тогда для измерения с заданной точностью γ сигналов, характеризующих глубину h_* , необходимо располагать излучающими диполями с моментами:

- электрический диполь:

$$I_E \geq \frac{16\pi h_*^3 \langle \epsilon_n \rangle}{9\gamma} \quad (9)$$

- магнитный диполь

$$M_H \geq \frac{32\pi h_*^4 \langle \epsilon_n \rangle}{39\gamma} \quad (10)$$

Для магнитного диполя условие работы в волновой зоне ($r \gg \lambda$), есть

$$M_H \geq \frac{32\pi^3 \epsilon_n r \tau_H^2}{3\gamma \mu_0^2 h_*^2}$$

Для типичных условий $r \sim 10^3$ м, $\tau_H \sim 1$ сек, $n \sim 10^{-1}$, $\gamma \sim 10^{-1}$, $\epsilon_n \sim 10^{-7} \div 10^{-6}$ м

получаем условие работы в волновой зоне

$$M_H \gg 10^{12} \div 10^{13} \text{ а.м.}^2$$

что представляет собою чрезмерно большую величину. Следовательно при работе с магнитными диполями необходимо ориентироваться на методы зондирования, информативные в ближней зоне (например, метод становления поля, хотя в магнитном диполе трудно получить крутые фронты импульсов из-за собственной индуктивности диполя, или методы, связанные с анализом искажений формы принимаемого сигнала из-за отражений от неоднородностей). Более перспективным представляется использование для целей глубокого зондирования полей электрического заземленного диполя, позволяющих работать даже в ближней зоне с использованием методов, связанных с анализом амплитуды сигналов. В связи с этим в дальнейшем ограничимся рассмотрением лишь электрических дипольных излучателей.

Из (9) получаем выражение для тока электрического диполя

$$J = \frac{I_E}{L} \geq \frac{16\pi h_*^3 \langle \epsilon_n \rangle}{9L\gamma} \quad (11)$$

Для возбуждения этого тока генератор должен развивать напряжение

$$U_r = JR_* = \frac{I_E}{L} R_*, \quad (12)$$

где R_* - сопротивление в цепи тока диполя. Очевидно, это сопротивление будет складываться из сопротивления кабелей R_k и сопротивления заземления R_3 , включающего в себя контактное сопротивление "земля-электрод" и эффективное сопротивление сре-

ди между электродами.

Контактное сопротивление в принципе может быть сделано малым (~ 0.1 Ом) сравнительно простыми средствами, а сопротивление среды в проводящем полупространстве не зависит от расстояния между электродами и определяется лишь конфигурацией электродов и удельным сопротивлением ρ_3 пород в верхнем слое с глубиной $\sim L$, так что

$$R_3 \approx \rho_3 / \pi a_3$$

где a_3 — характерный размер заземляющего электрода.

Принимая для ρ_3 значение $\sim 10^2$ Ом.м, характерное для осадочных пород на глубинах ~ 1 км, получаем для R_3 величины ~ 1 Ом.

Это ограничение накладывает определенные требования на величину генерируемого напряжения источника тока.

Активное сопротивление кабеля длиной L_k и сечением D_k есть

$$R_k = \rho_k L_k / D_k,$$

где ρ_k — удельное сопротивление материала проводника кабеля.

Для кабеля с весом проводника D_k , очевидно

$$R_k = \rho_k \delta_k L_k^2 / D_k$$

где δ_k — удельный вес материала кабеля.

Итак, генерируемое напряжение связано с параметрами диполя следующим образом

$$U_r = I_E \left(\frac{\rho_k}{D_k} + \frac{R_3}{L_k} \right) = J L_k \left(\frac{\rho_k \delta_k L_k}{D_k} + \frac{R_3}{L_k} \right).$$

Для фиксированного дипольного момента J_E очевидно существует минимум требуемого генерируемого напряжения по длине кабеля заданного веса, что соответствует случаю $R_k = R_3$, при этом

$$L_k^0 = \left(\frac{D_k}{\rho_k \delta_k} \right)^{1/2}, \quad \Delta_k^0 = \left(\frac{\rho_k D_k}{\delta_k} \right)^{1/2}, \quad U_r^0 = \frac{2 I_E R_k}{L_k} \quad (I3)$$

Минимальное требуемое напряжение определяется сопротивлением заземления и равно

$$U_{\min} = J R_3 = \frac{I_E}{L} R_3.$$

Используя выражения (II) и (I3), в случае оптимального согласования получаем требование на мощность источника энергии для зондирования глубин $\sim h_*$:

$$N_r \geq \frac{I_E^2}{L^2} R_k^0 = \frac{2 I_E^2}{L_k^2} R_k = 2 (\rho_k \delta_k) \frac{I_E^2}{D_k}, \quad (I4)$$

или

$$N_r \geq \frac{2 \rho_k \delta_k}{D_k} \cdot \frac{2^8 \pi^2 h_*^6 \langle \epsilon_1 \rangle^2}{\rho^2 \gamma^2} \quad (I4a)$$

Увеличивая соответствующим образом вес кабеля с глубиной можно снизить показатель степени в зависимости $N_r \sim h_*^m$ до значения $m \approx 3-4$ при разумных весах кабеля.

На рис.2 в качестве иллюстрации показана оценка требуемых мощностей источников тока для зондирования земной коры (до $R_k \sim 30$ км) с использованием электрического диполя при $r = 2R_k$. Параметром является произведение $\rho^2 D_k$, где ρ в ом·м, а D_k - в Т. Для типичных условий в земной коре можно принять $\rho \sim 10^2 - 10^4$ ом·м. Например, для $\rho \sim 10^3$ ом·м и при весе кабеля в 1 т получаем при $R_k = 10$ км $N_r \approx 3$ Мвт. Заштрихована область наиболее вероятных значений ρ и $D_k \sim 1 \div 10$ т. Видно, что для этой области параметра $\rho^2 D_k$ типичны требуемые значения мощности ~ 10 Мвт. Для зондирования глубин более 30 км необходимо увеличивать вес кабеля до 50-100 т, так что такие установки уже должны быть стационарными и подобные эксперименты носят уникальный характер.

Они могут быть предприняты, например, для детального изучения структуры верхних слоев мантии, что представляет большой интерес для фундаментальной геологии. Детальный анализ типичных задач геофизики и соответствующих вероятных условий в земной коре позволяет рекомендовать для "мощностного" направления выбор источников тока, требования к которым суммированы в таблице I.

Таблица I. Типичные требования к источникам тока для глубинного зондирования.

Задача	R_k	τ_k	D_k	U_r	N_r
	км	сек	т	кВ	Мвт
Зондирование Земной коры	10	1	0,5	0,1-0,3	1,0
	20	0,5-2,0	0,5	1,5	3
	30	2-5	1,0	5,0	10
	30	2-5	5-10	2-3	3-7
	50	5-10	10-50	8-10	10-30
Прогноз землетрясений ($\gamma = 1$)	10	1÷2	0,5	1,5	1,0
	20	2÷3	1,0	5,0	12

3. МГД-установка для прогноза землетрясений на Камуре.

В §2 сформулированы основные требования на источники энергии, необходимые для проведения глубинного зондирования земной коры и прогноза землетрясений "мощностью" способом. Как видно, большая часть основных задач может быть решена при использовании импульсных источников с мощностью до 10-30 Мвт при длительности импульсов ~1-10 сек. Такая совокупность требований делает перспективным использование для этих целей импульсных самовозбуждающихся МГД-генераторов, которые в принципе могут быть достаточно компактными, а самовозбуждение с большим коэффициентом усиления начальной энергии обеспечивает их автономность. При длительности импульсов тока ~1-5сек отпадает необходимость в искусственном охлаждении элементов конструкции МГД-генератора, что значительно упрощает его устройство. Короткие времена работы также позволяет использовать облегченную магнитную систему без железного сердечника и охлаждения обмотки, что позволяет снизить вес установки. Однако, требование компактности приводит к ужесточению условий на параметры генератора (источника) плазменной струи. Последнее следует также и из необходимости быстрого возбуждения за времена, сравнимые с длительностью рабочего импульса тока.

Оба эти требования качественно приводят к одной и той же оценке эффективного "энергетического параметра" генератора плазмы σv^2 , где σ - электропроводность, а v - скорость потока на входе в электродную часть МГД-канала, а именно:

$$\sigma v^2 \geq 150 \div 200 \frac{\text{МО}}{\text{М}} \left(\frac{\text{КМ}}{\text{СЕК}} \right)^2. \quad (15)$$

Действительно, подавляющая часть веса МГД установки, как правило, приходится на магнитную систему, а вес последней определяется, в основном, весом токонесущей обмотки. Можно показать, что для магнитной системы с воздушным сердечником "мощностной удельный вес" обмотки $\gamma_N = \frac{D_\sigma}{N_r}$ (где D_σ - полный вес обмотки при генерируемой мощности N_r в схеме с самовозбуждением) связан с параметрами установки следующим образом

$$\gamma_N \sim \left(\frac{\delta_\sigma}{\sigma_L} \right) \frac{\tau_N^{1/3}}{N_r^{2/3}} \frac{1}{(\sigma v^2)^{2/3} B_M^{4/3}}$$

Где δ_σ и σ_L - удельный вес и проводимость материала обмотки, B_M - максимально допустимая магнитная индукция, ограничиваемая обычно допустимой плотностью тока в МГД-канале и проч-

ностью конструкции магнитной системы.

Как видно, вес установки уменьшается с мощностью, с уменьшением длительности импульса и с ростом параметра плазменной струи βv^2 и допустимой магнитной индукцией.

Для самовозбуждения МГД-установки необходимо выполнение условия

$$\beta v^2 > \frac{1}{\tau_L} \left(\frac{V_L}{V_K} \right),$$

где τ_L - постоянная времени магнитной системы, V_L, V_K - объемы магнита и МГД-канала. При коэффициентах усиления начальной энергии $\sim 1-100$ $\tau_L \tau_n$ связаны соотношением $\tau_L \sim (1+2)\tau_n$. Для типичных геофизических МГД-установок отсюда получаем условие (15). Следует отметить, что это условие, ограничивает выбор допустимых типов генераторов плазмы по существу лишь высокоэнергичными химическими топливами с температурами горения $\sim 3200-3700^\circ\text{K}$.

Наиболее просто удовлетворить этому условию, используя твердые пороховые топлива с добавками щелочных металлов^{/5/}.

На рассмотренных принципах и основана схема геофизической МГД-установки "Ламир-1", представляющей собою двухканальный самовозбуждающийся импульсный МГД-генератор, работающий на продуктах сгорания баллиститного (двухосновного) твердого топлива с добавками щелочных металлов.

Оба генератора плазмы идентичны и обеспечивают получение **массового** расхода продуктов сгорания до 25-30 кг/сек. Полное время работы установки составляет ~ 3 сек. Магнитная система установки состоит из 3 одинаковых плоских обмоток, между которыми размещаются МГД-каналы. Обмотки выполнены из меди, максимальная магнитная индукция в системе достигает 4,5 тл. Полный вес магнитной системы 8,4 т.

МГД-каналы имеют длину электродной зоны l_m , электроды выполнены из графита или металлических пластин, изоляционной стенкой - из стеклопластика. Входное число Маха составляет $M_0 = 2,4$. Максимальная генерируемая мощность каждого канала составляет 12-15 Мвт, что обеспечивает получение удельной мощности генерируемой единицей расхода 0,5-0,6 Мвт/(кг/сек) при объемной плотности мощности 400-500 вт/см³, КПД преобразования энтальпии топлива составляет соответственно 10-12 %.

Полная геофизическая установка состоит из МГД-генератора, батареи конденсаторов начального возбуждения, системы управления, излучающего электрического диполя и сети приемных стан-

ций, расположенных на различных удалениях от излучающего диполя (до 40 км). Общий вид генераторной части установки показан на рис. 3.

МГД-установка "Намир-1" работает следующим образом. В момент прохождения сигнала единого времени на всех станциях запускается регистрирующая аппаратура и подаются команды на запуск генератора плазмы и подключения к магнитной системе батареи конденсаторов начального возбуждения. Эта батарея предварительно заряжается от маломощного бензоэлектрического агрегата. Ток разряда батареи создает начальное магнитное поле, в котором МГД-каналами генерируется ток, совпадающий по направлению с током начального возбуждения. Этот ток поступит в магнитную систему, в результате чего магнитное поле в ней увеличивается, что в свою очередь приводит к очередному увеличению генерируемого тока и т.д. По достижении тока заданной величины в зависимости от программы работ в цепь может быть включено балластное сопротивление, стабилизирующее ток. Кабели электрического диполя подключаются к электродам МГД-каналов, включенных последовательно для увеличения генерируемого напряжения ввиду **высокоомного** характера нагрузки ($\sim 1,3 \text{ Ом}$). После прекращения работы генератора плазмы энергия, запасенная в магнитной системе, частично выделяется в электрическом диполе, обеспечивая получение отрицательной части импульса тока длительностью 1,2 сек, что благоприятно сказывается на частотном спектре результирующего сигнала. Максимальная амплитуда тока в положительной части импульса составляет $\sim 1,5 \text{ кА}$, а в отрицательной — $1,4 \pm 1,8 \text{ кА}$, что обеспечивает при кабеле длиной 1,5 км получение максимального дипольного момента $\sim (3 \pm 5) \cdot 10^6 \text{ а.м}$, тогда как стандартная геофизическая аппаратура на том же кабеле обеспечивает момент $\sim (7 \pm 10) \cdot 10^4 \text{ а.м}$, т.е. на 2 порядка меньше.

При использовании сравнительно простого и компактного преобразователя напряжения можно увеличить положительную часть импульса тока в установке "Намир-1" до 10–15 кА, т.е. еще на порядок величины. С помощью МГД-установки "Намир-1" удалось обеспечить надежное зондирование глубин $\sim 12\text{--}20 \text{ км}$ в сложных горных условиях Памира. Эти глубины как раз и представляют собой интерес, т.к. они соответствуют глубинам очагов земле-

трясений в районе Гарма.

Эксперименты с МГД-генератором продолжаются и в настоящее время. Возможность исследования изменения сопротивления пород во времени позволит развить методические основы краткосрочного прогноза землетрясений.

Заключение.

Проведенный анализ показывает, что автономные импульсные МГД-установки (как самовозбуждающиеся, так и со сверхпроводящими магнитами) являются в силу относительной простоты устройства и высоких удельных весогабаритных характеристик одними из наиболее перспективных источников энергии для геофизических установок глубинного зондирования Земной коры.

Дальнейшее развитие установок такого типа должно идти по пути увеличения выходного напряжения, что связано с целесообразностью максимального облегчения веса кабелей излучающих диполей. Для транспортабельных установок электромагнитное зондирование глубин более 30 км с энергетической точки зрения представляет сложную задачу и может потребовать разработки уникальных стационарных геофизических установок.

Опытная МГД-установка "Памир-I" прошла испытания в сложных горных условиях Памира и продемонстрировала хорошие эксплуатационные качества при работе в системе прогноза землетрясений Института Физики Земли АН СССР. С ее помощью удалось обеспечить зондирование до зоны размещения очагов землетрясений (12-20 км).

В заключении авторы доклада выражают свою искреннюю благодарность специалистам и коллективам, принимавшим участие в разработке, изготовлении и испытании установки "Памир-I" и отдельных ее узлов.

Цитируемая литература

1. "Solid-Earth Geophysics Survey and Outlook", Natl. Academy of Science, Natl. Res. Council, Washington, 1964.
2. О.Л. Барсуков, О.Н. Сорокин, Известия АН СССР, сер. Физика Земли, № 10, стр.100 (1973)
3. Л.Л. Ваньян, "Основы электромагнитных зондирований", Изд. Недра, Москва, 1965.
4. И.С. Гоноровский, "Радиосигналы и переходные явления в радиоцелях", ГИИЗСР, Москва, 1954.
5. C.D. Bangerter, A.H. Petersen, E.E. Covert, 8 Symposium on Engineering Aspects of Magnetohydrodynamics, Stanford (USA), 1967, p.55.

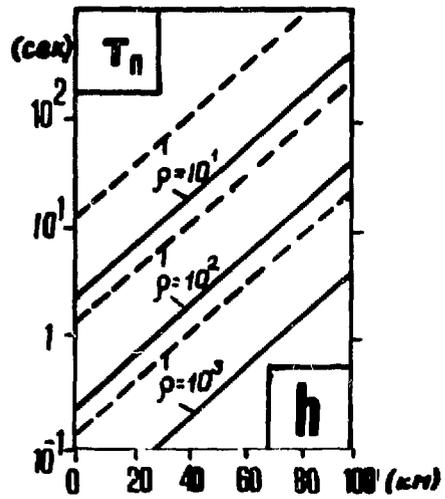


Рис.1. Зависимость длительности импульса от глубины зондирования
 — колоколообразный импульс
 - - - прямоугольный импульс

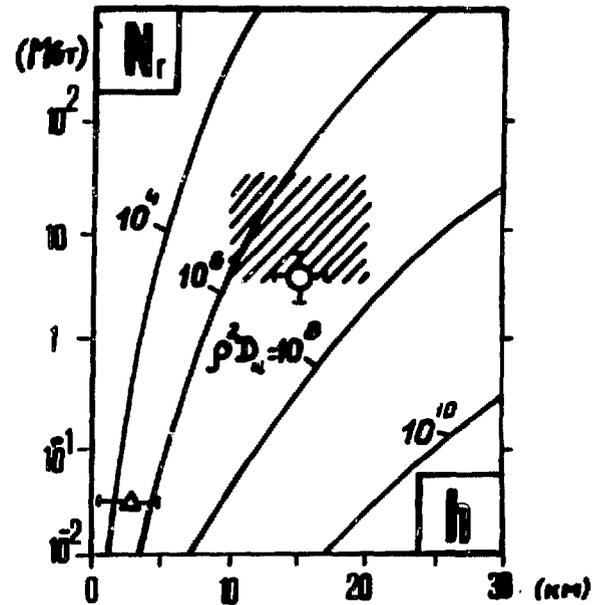


Рис.2. Мощность генератора узка, требуемая для зондирования глубин до 30 км
 Δ - стандартная станция типа ЭРС
 \odot - ИГД-установка "Данпр-1"
 Затрихована наиболее вероятная область параметров

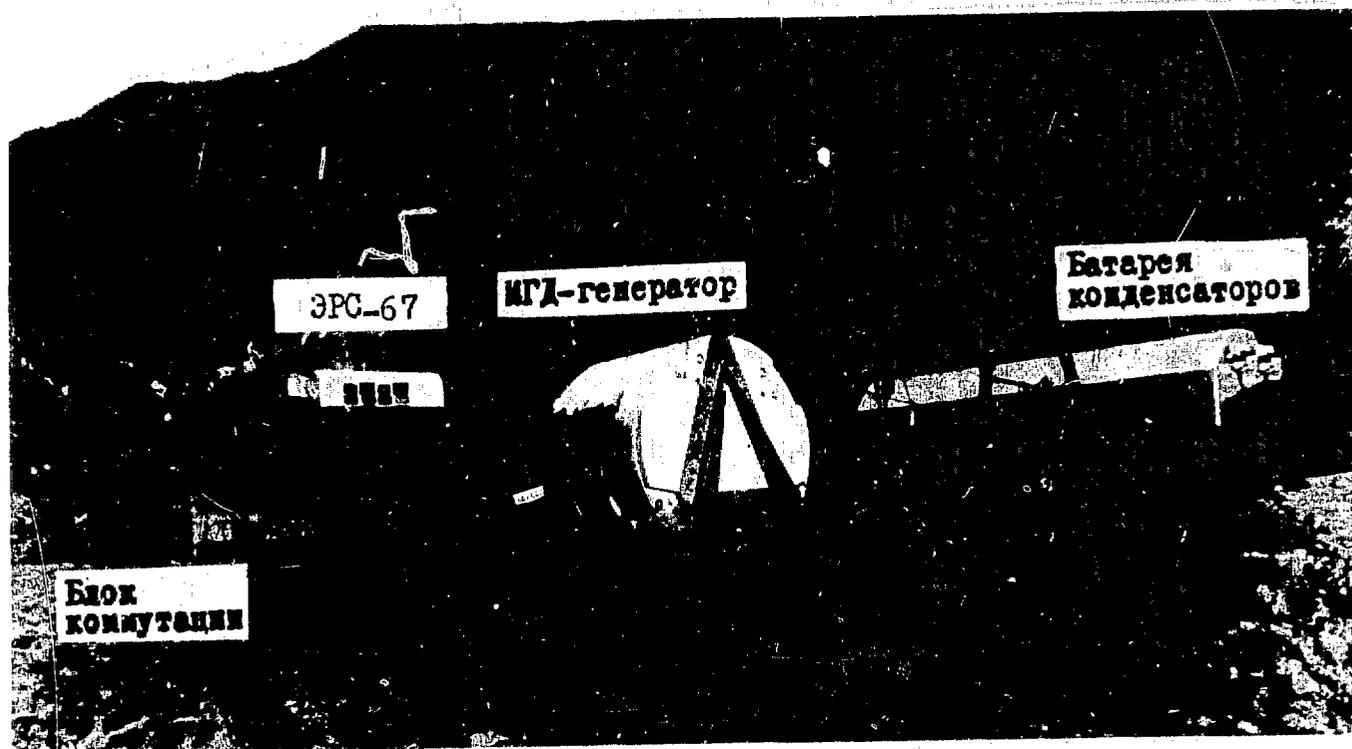


Рис. 3 Общий вид источника энергии геофизической установки с МГД-генератором

ИССЛЕДОВАНИЕ ФАКТОРОВ, ВЛИЯЮЩИХ НА САМОВОЗБУЖДЕНИЕ
ИМПУЛЬСНЫХ МГД-ГЕНЕРАТОРОВ

Е.П. Велихов, Ю.М. Волков, А.В. Зотов, О.Г. Матвеев, А.А. Якушев
Институт атомной энергии им. И.В. Курчатова, Москва, СССР

Abstract. FACTORS INFLUENCING THE SELF EXCITATION OF PULSE
TYPE MHD GENERATORS.

The self-excitation of an MHD-generator is possible when the generated electrical current passes through the magnetic system of that generator. Such a generator can be employed as an energy source in geophysical researches. An approximate theory of the phenomena in a self-exciting MHDG is developed, allowing to classify the principal effects of the excitation regime; an experimental investigation of such regimes has been fulfilled. Most important effects are the near electrode electric losses and current losses during the initial phase of the self-excitation process; the concluding phase of this process is connected with strong MHD interaction phenomena such as boundary layer separation, leading to a dramatic reconstruction of the MHD-flow and to general changing of the integral characteristics of the MGD-installation. The experiments have been fulfilled with the "Pamir-I" installation, with working fluid mass flow of 30 kg/sec. The working fluid consisted of a solid fuel combustion gas with some alkali seed. Electrical energy amplification coefficients about 30 have been achieved, excitation regime duration was no more than 1-1,5 sec.

. Аннотация. При введении положительной обратной связи между магнитной системой и МГД-каналом через генерируемый ток возможно самовозбуждение МГД-генератора. Такой генератор может использоваться как автономный источник энергии в геофизических исследованиях. Разработана приближенная теория процессов в самовозбуждающемся МГД-генераторе, позволяющая провести классификацию

эффектов, влияющих на режим самовозбуждения, и проведено экспериментальное исследование таких режимов. Основными из этих факторов являются приэлектродные падения напряжения и утечки токов на ранних стадиях вблизи порога возбуждения и процессы, связанные с сильным торможением потока пондеромоторными силами, где известную роль играют поперечные силы и явление отрыва пограничного слоя, приводящие к резкой перестройке потока и резкому изменению интегральных электрических характеристик установки. Эксперименты проводились на МГД-установке "Памир-1" с характерным расходом продуктов сгорания твердых топлив с щелочными добавками до 30 кг/сек. Получены коэффициенты усиления электрической энергии не менее 30 при длительности режима возбуждения не более 1-1,5 сек.

I. ВВЕДЕНИЕ.

Самовозбуждающийся импульсный МГД-генератор относится к классу автономных электрических машин, которые используются в качестве источников мощных импульсов тока в условиях, где отсутствуют промышленные электрические сети, а именно, в геофизических исследованиях при глубинном зондировании Земной коры.

Под автономностью здесь понимается малость собственного потребления электрической энергии для обеспечения работы машины. Количественной мерой автономности может в известной мере служить так называемый коэффициент усиления электрической энергии Γ_w , равный отношению электрической энергии, запасенной в магнитной системе МГД-установки W_L , к затратам электрической энергии W_0 на ее начальное возбуждение. Дело в том, что наиболее сложно автономным образом обеспечить получение магнитного поля, необходимого для работы МГД-генератора. Генерируемая мощность N_k пропорциональна в определенных условиях энергии, запасенной в магнитной системе, поэтому дальнейшее увеличение этой мощности сопряжено с ростом затрат на поддержание магнитного поля, т.е. фактически с увеличением коэффициента усиления энергии. В связи с этим приобретает актуальность исследование круга проблем, связанных с самовозбуждением МГД-установок и с изучением факторов, существенно влияющих на коэффициент усиления энергии.

Имеется и второй аспект проблемы самовозбуждения МГД-генератора. Поскольку для геофизических приложений необходимы небольшие длительности импульсов тока ($\tau_a \sim 1-10$ сек), то при обеспечении возможности возбуждения МГД-установок за времена такого же порядка можно было бы существенно упростить конструкцию таких МГД-машин, т.к. можно было бы исключить системы охлаждения, обеспечивающие работоспособность отдельных узлов установки (магнитной системы, МГД-канала и т.п.). То-есть актуальными также являются исследования, связанные с повышением быстродействия МГД-установок. Очевидно, что высокое быстродействие, количественно характеризуемое так называемой постоянной времени системы τ_c (см. дальше) или временем выхода установки на номинальный режим τ_w , может быть обеспечено лишь при значительном превышении генерируемой МГД-каналом мощности над внутренними потерями энергии в элементах и узлах установки. Это условие, в известной мере характеризует и условие самовозбуждения установки, но является более сильным. Оно предъявляет повышенные требования к параметрам источника (генератора) плазменной струи, магнитной системы и МГД-канала, которые должны обеспечить высокие уровни среднеобъемной удельной мощности в МГД-канале и экономное использование энергии в магнитной системе. Следовательно в быстродействующей самовозбуждающейся МГД-установке простота конструкции должна сочетаться с высокой эффективностью работы отдельных элементов.

Самовозбуждение МГД-установки обеспечивается при условии, когда генерируемая МГД-каналом мощность частично или полностью расходуется на питание ее собственной магнитной системы и при этом имеет место положительная обратная связь между возбуждающим магнитным полем и генерируемым током.

В связи с неизбежными потерями энергии на джоулево тепло в МГД-канале и обмотке магнитной системы должен существовать порог возбуждения по минимальной электродвижущей силе \mathcal{E}_k , необходимой для преодоления сопротивлений МГД-канала R_k и обмотки магнитной системы R_L . В связи с пропорциональностью э.д.с. \mathcal{E}_k магнитной индукции B_k в МГД-канале этот порог эквивалентен порогу по минимальной скорости потока плазмы U_0 . Эту минимальную пороговую скорость назовем критической скоростью U_* . В МГД-каналах, работающих с использованием холловской э.д.с., зависящей кроме того от параметра Холла $\beta = \frac{1}{2} B$ (где μ_e - подвижность электронов), очевидно должен существо-

вать также и порог по минимальному магнитному полю (т.е. минимальному току в магнитной системе), обеспечивающий получение требуемого параметра Холла. В связи с этим в дальнейшем мы будем рассматривать только фарадеевские МГД-каналы со сплошными электродами. Для плазмы продуктов сгорания химических топлив максимальные удельные энергосъемы обеспечиваются при числах Маха $M > 1$, в связи с чем будут рассматриваться только сверхзвуковые течения в МГД-каналах. Основное внимание будет уделено исследованию факторов, влияющих на коэффициент усиления электрической энергии, который снизу ограничивается главным образом приэлектродными потерями энергии в МГД-канале, а сверху — рядом процессов, связанных с режимом сильного МГД-торможения потока, в том числе, повидимому главным образом с отрывом пограничного слоя и существенным возмущением картины течения в канале. В первой части работы будут коротко рассмотрены основные результаты приближенного аналитического рассмотрения процессов в самовозбуждающихся МГД-установках, а во второй части — результаты экспериментального исследования ряда факторов, ограничивающих коэффициент усиления по энергии сверху и снизу.

2. Самовозбуждение МГД-установок.

Возможность самовозбуждения МГД-генератора, как и любой другой электрической машины, основанной на принципе электромагнитной индукции Фарадея, связана с линейной (в первом приближении) зависимостью магнитной индукции B_L в соленоиде от тока I_L , протекающего в его обмотке (закон Био и Савара), и генерируемой в движущемся проводнике электродвижущей силы \mathcal{E}_K от магнитной индукции B_L (закон Фарадея). Пропуская генерируемый ток I_K через обмотку магнитной системы МГД-генератора при соответствующем согласовании полярности МГД-канала и направления начального тока возбуждения, можно получить усиление тока в такой системе, при этом в первом приближении ток будет экспоненциально нарастать во времени с показателем экспоненты, зависящем от "избытка" э.д.с. \mathcal{E}_K над суммарными потерями напряжения в цепи тока.

Возможны различные подходы к описанию процессов в таких системах. Так, например, в работе [1], процессы в самовозбуж-

дающемся МГД-генераторе исследуются с помощью вольт-амперных характеристик МГД-канала, рассчитываемых на основе одномерного приближения. Такое рассмотрение, хотя и является достаточно последовательным, однако в связи со сложностью реальных процессов в МГД-каналах, представляется недостаточно наглядным и не обеспечивает фактически большей точности, чем более простое и наглядное "электротехническое" приближение, оперирующее с сосредоточенными эквивалентными параметрами, усредненным образом характеризующими электрические свойства отдельных узлов самовозбуждающейся МГД-установки. Следующим шагом к такому приближению может быть учет взаимосвязей между усредненными локальными параметрами плазменного потока в МГД-канале и параметрами магнитной системы. Такой подход частично использован в работе [2]. Как показывает сравнение с полученными в настоящей работе экспериментальными результатами, простое электротехническое приближение позволяет количественно правильно описывать процессы, связанные с порогом самовозбуждения и допускает учет ряда основных факторов, влияющих на величину этого порога. В рамках этого приближения удается достаточно точно описывать процессы в самовозбуждающемся МГД-генераторе вплоть до параметров МГД-взаимодействия $S_u^0 \sim 0.15$ (где $S_u^0 = \frac{j_0 B L_k}{\sigma_0 U^2}$, L_k - длина МГД-канала, индекс "0" соответствует условиям на входе в МГД-канал). Этим значениям параметра МГД-взаимодействия соответствуют коэффициенты преобразования энthalпии в электричество $\eta_N \sim 7+10\%$; что является достаточно большой величиной, близкой к пределу экспериментально достигнутых в настоящее время значений η_N . Корректное описание процессов при больших значениях S_u^0 представляется весьма сложной задачей и в настоящее время может быть выполнена только в рамках достаточно грубых модельных приближений в связи с малой изученностью процессов в этих режимах..

2.1. Электротехническое приближение.

Рассмотрим простейшую эквивалентную схему самовозбуждающегося МГД-генератора (Рис.1). В соответствии с законом Био-Саварра представим связь средней магнитной индукции B_k в МГД-канале с током I_L в обмотке магнитной системы в виде

$$B_k = d_L I_L. \quad (1)$$

Это соотношение выполняется в достаточно широкой области токов и эквивалентных частот изменения токов и может нарушаться лишь при чрезмерном силовом воздействии пондеромоторных сил на обмотку магнитной системы и эффектов близости и скинирования в обмотке. В электротехническом приближении представим зависимость генерируемой э.д.с. от тока в магнитной системе в виде

$$\mathcal{E}_k = R_* I_L. \quad (2)$$

В связи с тем, что в слаборасширяющемся Фарадеевском МГД-канале со сплошными электродами генерируемое напряжение определяется (помимо электрического поля э.д.с. $E_g = \sigma V$) поперечными размерами входной зоны МГД-канала, где воздействие магнитного торможения на поток плазмы проявляется слабо вплоть до значений параметра МГД-взаимодействия $S_u^0 \sim 0.15$, соотношение (2) выполняется с большой точностью в широком диапазоне изменения магнитной индукции B .

Очевидно, что при этих предположениях имеет место связь между величиной вносимого "отрицательного" сопротивления R_* и параметрами МГД-канала и магнитной системы в виде

$$R_* = \sigma_0 \alpha_L \gamma_0 \Phi_{R_*}, \quad (3)$$

где γ_0 - расстояние между электродами во входной зоне канала, Φ_{R_*} - коэффициент, зависящий от формы канала и параметра торможения S_u^0 .

Сосредоточенные параметры магнитной системы - индуктивность L и активное сопротивление обмотки R_L в широком диапазоне токов I_L могут быть выполнены слабо зависящим от тока. Наиболее сильную зависимость от тока обнаруживает эквивалентное сопротивление МГД-канала R_k в связи с заметной зависимостью электропроводности от параметра МГД-взаимодействия и приэлектродных сопротивлений от тока.

Соответствующие оценки показывают, что при $M_0 \gg 2,5+3$ заметного изменения R_k из-за МГД-торможения можно ожидать лишь при $S_u^0 \sim 0.15-0.20$. Из-за роста температуры по длине канала это сопротивление уменьшается с ростом S_u^0 .

Причиной, увеличивающей R_k , может быть эффект Холла. В идеальном случае

$$R_k = R_k^0 (1 + \beta_*^2),$$

где R_k^0 - сопротивление канала без учета эффекта Холла.

При числах Маха в канале $M \gg 2,5$ изменение плотности в канале мало (при $\gamma - 1 \ll 1$) и эффективный параметр Холла β_*

в первом приближении можно считать слабо изменяющимся по длине канала, т.е. $\beta_* \approx \beta_0$. Однако конечность длины электродов и наличие приэлектродных сопротивлений, затрудняющих закорачивание холловского тока электродами [3], а также рост плотности в выходных зонах канала при сильном МГД-торможении существенно снижают влияние этого эффекта на R_k , так что его воздействием в ряде случаев можно пренебречь по сравнению с более сильными эффектами, связанными, например, с ростом температуры и давлений при отрыве пограничного слоя на электродных стенках канала.

Итак, существует достаточно широкая область режимов вблизи режима начального возбуждения, где сосредоточенные параметры эквивалентной схемы самовозбуждающегося МГД-генератора слабо зависят от генерируемого тока. Рассмотрим процессы в этой области с целью определения условий самовозбуждения МГД-установок.

Из уравнения Кирхгофа для соответствующей эквивалентной схемы (Рис. I) при условии

$$I_k = I_L \quad (5)$$

где I_k - ток в МГД-канале, I_L - ток в магнитной системе,

находим зависимость тока в системе "МГД-канал - магнит" от времени.

$$I_L(t) = I_L^0 e^{\frac{t}{\tau_c}} \quad (6)$$

где

$$\tau_c = \frac{L}{R_* - (R_k + R_L)} \quad (7)$$

так называемая постоянная времени системы или постоянная самовозбуждения, I_L^0 - ток начального возбуждения.

Любые электротехнические параметры установки далее могут быть выражены через полученное значение $I_L(t)$, любое из сопротивлений

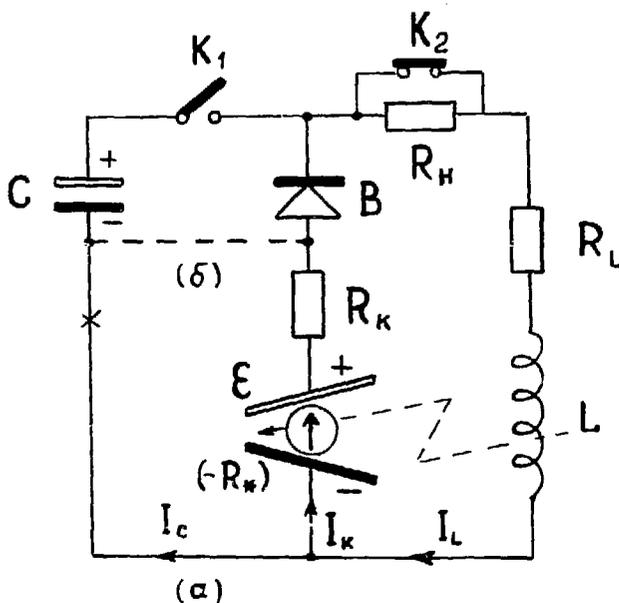


Рис. I. Простейшая эквивалентная схема самовозбуждающейся МГД-установки с системой начального возбуждения.
(а) параллельное возбуждение;
(б) последовательное возбуждение.

эквивалентной схемы R_k , R_L или R_* и два коэффициента нагрузки

$$K_L = \frac{R_* - R_k}{R_*} \quad - \text{ полный коэффициент нагрузки} \quad (8)$$

$$K_R = \frac{R_L}{R_L + R_k} \quad - \text{ коэффициент активной нагрузки} \quad (9)$$

Например, полная генерируемая МГД-каналом мощность N_k есть

$$N_k(t) = \frac{K_L}{1 - K_L} \frac{1 - K_R}{K_R} R_L I_L^2(t) \quad (10)$$

"Реактивная" (свободная) мощность N_L , которая может быть использована во внешней нагрузке при сохранении уровня магнитного поля в системе есть

$$N_L(t) = \frac{K_L - K_R}{K_R} R_L I_L^2(t) \quad (11)$$

Постоянная самовозбуждения :

$$\tau_c = \frac{K_R(1 - K_L)}{K_L - K_R} \tau_L \quad (12)$$

где $\tau_L = L/R_L$ - постоянная времени магнитной системы.

Доля потерь мощности на активном сопротивлении обмотки магнитной системы

$$\Delta_{R_L} = \frac{N_{R_L}}{N_k} = \frac{1 - K_L}{K_L} \frac{K_R}{1 - K_R} \quad (13)$$

2.2. Порог самовозбуждения и коэффициент усиления энергии.

Из (7) видно, что условие самовозбуждения системы эквивалентно условию

$$R_* \geq R_k + R_L \quad (14)$$

что с учетом (3) можно записать также в виде:

$$U_0 \geq U_* \equiv \frac{R_k + R_L}{\alpha_L \gamma_0 \Phi R_*} \quad (15)$$

где U_* - некая характеристика самовозбуждающейся МГД-установки в целом, называемая критической скоростью. При фиксированных размерах МГД-канала, фиксированной проводимости плазмы и определенной магнитной системе (α_L, R_L) для самовозбуждения установки необходимо, чтобы скорость потока плазмы превышала критическое значение, определяемое условием (15).

Из (15), (8) и (9) находим связь между U_0 и U_* :

$$1 - K_L = \frac{U_*}{U_0} (1 - K_R). \quad (16)$$

Откуда для постоянной самовозбуждения τ_c получаем:

$$\tau_c = \frac{U_*}{U_0 - U_*} K_R \tau_L. \quad (17)$$

Рассмотрим теперь коэффициент усиления энергии в магнитной системе

$$\Gamma_w = \frac{W_L}{W_0} = e^{\frac{2t}{\tau_c}}. \quad (18)$$

В рассматриваемом приближении время τ_w достижения током заданного значения I_L^M связано с коэффициентом усиления Γ_w соотношением

$$\tau_w = \tau_c \frac{\ln \Gamma_w}{2} = \frac{U_*}{U_0 - U_*} \frac{\ln \Gamma_w}{2} K_R \tau_L, \quad (19)$$

т.е. чем больше требуемое быстродействие установки при высоких коэффициентах усиления, тем меньше должна быть индуктивность L и больше превышение скорости потока над критическим значением.

При изменении входной скорости потока при остальных фиксированных параметрах (R_k , R_L , L) должен иметь место оптимум генерируемой мощности по U_0 .

Для полной мощности N_k оптимум достигается при $U_0^0 = 2(1 - K_R)U_*$, а для реактивной N_L - при $U_0^0 = 2U_*$.

Существует оптимум (минимум) в зависимости критической скорости U_* и постоянной самовозбуждения τ_c от коэффициентов нагрузки K_R и K_L . Физически это связано с тем, что критическая скорость и постоянная времени системы зависят как от R_k , так и от L , R_L и α_L , причем последние в отличие от R_k зависят также от числа витков в магнитной системе, т.е. от способа "разбиения" фиксированного сечения проводника обмотки на отдельные витки.

Минимум критической скорости $U_{*,\min} \equiv U_*^0$ достигается при $K_R^0 = 1/2$ (что соответствует максимуму выделения мощности в сопротивлении обмотки при $L \rightarrow 0$, т.е. минимуму порога возбуждения). Минимальное критическое значение скорости есть

$$U_{*,\min} = \frac{2 R_k^0}{\alpha_L \gamma_0 \Phi_{R_k}} \quad (20)$$

что можно представить в эквивалентной форме в виде

$$\sigma U_{*,\min}^2 = \frac{1}{\tau_L} \left(\frac{V_L}{V_k} \right) \Phi_{U_*}, \quad (21)$$

где V_L - объем магнитной системы (по средней линии обмотки),
 V_K - объем МГД-канала, Φ_{U_*} - множитель, равный $I+2$ для систем с воздушным сердечником (зависит только от геометрии обмотки и канала). Параметр σU^2 в интегральной форме характеризует способность генератора плазмы работать в составе самовозбуждающейся МГД-установки. Назовем его условно энергетическим параметром генератора плазмы. Как видно из (21) минимальное критическое значение энергетического плазменного параметра зависит только от геометрии МГД-канала и магнитной системы и электропроводности материала обмотки (через τ_L) и не зависит от числа витков в обмотке любых параметров плазменного потока.

Можно показать, что величина $\tau_L = L/R_L$ определяется главным образом полным сечением проводника обмотки S_σ и электропроводностью материала обмотки σ_L . Для обычных проводниковых материалов при нормальной температуре $\tau_L \sim 1$ сек при $S_\sigma \approx 500-1000 \text{ см}^2$; минимальное отношение объемов V_L и V_K близко к $\sim 5-10$ в зависимости от конструкции обмотки. Отсюда получаем, что минимальные значения параметра σU^2 , необходимые для самовозбуждения МГД-установки с $\tau_L \sim 1$ сек и $(V_L/V_K) \sim 5$ составляет

$$\sigma U_{\text{MIN}}^2 \approx 50-100 \left(\frac{\text{МО}}{\text{М}} \right) \left(\frac{\text{КМ}}{\text{СЕК}} \right)^2 \quad (22)$$

Для получения коэффициента усиления энергии $\Gamma_w > 1$ необходимо потребовать, чтобы постоянная самовозбуждения τ_c была конечной величиной. Эта величина также может быть оптимизирована по скорости или коэффициенту нагрузки. Можно показать, что при прочих равных условиях минимальные значения $\tau_{c,\text{MIN}}$ достигаются при полном коэффициенте нагрузки $k_L^0 = 1/2$ (режим максимальной полной мощности). При этом

$$\tau_{c,\text{MIN}} = \tau_L \frac{U_{*,\text{MIN}}^2}{U_*^2 - U_{*,\text{MIN}}^2}, \quad (23)$$

где $U_{*,\text{MIN}}$ - соответствующее оптимальное значение критической скорости, определяемое условием (20).

Для параметра σU^2 при этом получаем

$$\sigma U^2 = \left(1 + \frac{\tau_L}{\tau_{c,\text{MIN}}} \right) \sigma U_{*,\text{MIN}}^2 = \sigma U_{*,\text{MIN}}^2 + \frac{1}{\tau_w} \frac{en \Gamma_w}{2} \left(\frac{V_L}{V_K} \right) \Phi_{U_*}. \quad (24)$$

Как видно из (24) для получения заданного быстродействия системы требуется увеличивать параметр σU^2 , причем тем больше, чем больше необходимое усиление энергии или меньше время выхода

на режим. Так, например, для получения коэффициентов усиления $\Gamma_w \sim 10^2$ за время $\tau_w \sim 1$ сек необходимо обеспечить энергетический плазменный параметр δU^2 .

$$\delta U^2 \geq 150 \div 300 \frac{\text{МО}}{\text{М}} \left(\frac{\text{КМ}}{\text{СЕК}} \right)^2.$$

Условие (2I) можно записать в ином виде через коэффициент преобразования энтальпии потока (к.п.э.) в электричество η_N и массовый расход газа в плазменной струе G_k , тогда

$$\eta_N G_k \geq \frac{2W_L}{W_*^0} \frac{1}{\tau_L}, \quad (2Ia)$$

где W_*^0 - энтальпия единицы массы газа на входе в МГД-канал, W_L - энергия, запасаемая в магнитной системе.

Видно, что при фиксированных параметрах магнитной системы и выбранном рабочем теле режим самовозбуждения может быть обеспечен при малых к.п.э. путем увеличения расхода газа, т.е. по к.п.э. η_N порог возбуждения отсутствует.

Итак, для самовозбуждения МГД-установки необходимо так подобрать параметры МГД-канала, магнитной системы и генератора плазмы, чтобы выполнялось условие (2I). При малых временах возбуждения и больших коэффициентах усиления это условие определяет требования к параметрам генератора плазмы δU^2 и магнитной системы (τ_L , v_L/v_k). При небольших параметрах МГД-взаимодействия (или малых коэффициентах преобразования энтальпии) процессы возбуждения описываются простым линейным приближением постоянных эквивалентных сосредоточенных параметров цепи тока; при параметрах взаимодействия $S_u^0 \sim 0.15 \div 0.20$ возможно проявление нелинейных эффектов, приводящих к насыщению тока. В принципе предельные значения генерируемых токов могут быть увеличены путем увеличения массового расхода газа в МГД-канале при сохранении на низком уровне параметра взаимодействия.

В связи со сложностью нелинейных процессов в МГД-каналах, природа которых до сих пор еще окончательно не выяснена, необходимо детальное экспериментальное исследование этих процессов в режиме самовозбуждения.

3. Экспериментальное исследование процесса самовозбуждения МГД-генератора.

3.1. Описание экспериментальной МГД-установки "Память-1".

Исследование процессов в самовозбуждающемся МГД-генераторе проводилось на экспериментальной МГД-установке "Памир-1" с генератором плазмы с массовым расходом продуктов сгорания твердого топлива до 30 кг/сек.

Принципиальная электрическая схема установки показана на Рис.1. Система начального возбуждения "С" представляет собой батарею импульсных конденсаторов и определяет ток начального возбуждения I_L^0 . Возможны два варианта включения системы начального возбуждения: а) параллельное возбуждение, обеспечивающее появление начального тока I_L^0 только в магнитной системе вследствие запертия вентиля В потенциалом батареи конденсаторов и б) последовательное возбуждение, при котором ток с самого начала протекает также и через МГД-канал.

Режим параллельного возбуждения удобен тем, что позволяет контролировать в каждом эксперименте зависимость напряжения холостого хода МГД-канала (эффективной э.д.с.) от магнитной индукции B_L , а в режиме последовательного возбуждения на начальном этапе реализуются условия внешнего возбуждения, что позволяет в каждом эксперименте определять начальное внутреннее сопротивление МГД-канала (Рис.4). Батарея начального возбуждения обеспечивает получение токов возбуждения до 25 КА.

МГД-каналы установки "Памир-1" представляют собой расширяющиеся по изоляционной стенке в отношении 1,62:1 прямоугольные сопла со сплошными электродами размером 100 x 16 см². Изоляционные стенки могли быть как модульного типа, так и выполненными из сублимирующего материала на основе стеклопластов.

Испытывались электродные конструкции различного типа, в том числе из различных материалов (опробовано более 30 материалов) и различной конфигурации. В связи с наличием шлаков в продуктах сгорания используемого топлива не обнаружено существенной зависимости приэлектродных падений напряжения от работы выхода материала электрода, но наблюдается определенная зависимость от температуры поверхности электрода и величины тока. Для исключения существенного влияния приэлектродных падений на порог возбуждения включение начального магнитного поля проводилось как правило после предварительного прогрева электродов теплом потока продуктов сгорания (через 0,3-0,5 сек в зависимости от материала электродов).

Конструкция каналов обеспечивала проведение измерения статического давления в 10 точках вдоль электродных стенок, а так-

же во входной и выходной зонах канала, электроды были разделены на 10 секций, позволяющих проводить исследование распределения токов вдоль канала. На изоляционных стенках располагались системы потенциальных зондов, позволяющих проводить измерения распределения потенциала в нескольких поперечных сечениях канала, а также вдоль потока. Во входной, центральной и выходной секциях электродов имелись оптические окна, позволяющие проводить спектральные измерения. Кроме того, термопарами измерялось распределение температуры электродов по глубине электрода, что позволяло судить о тепловых потоках на стенки канала.

Магнитная система состояла из восьми неохлажденных медных обмоток, вытянутых вдоль оси потока, которые могли включаться в различных комбинациях, обеспечивающих получение различных параметров α_L , L и R_L . Максимальные рабочие магнитные индукции в системе составляли 3,5+4 тл, распределение индукции по длине МГД-канала показано на рис.7. При параллельном соединении секций в половинках магнита индуктивность системы составляла 8,9 мГн, сопротивление (с ошиновкой) 11,5 мом, а параметр $\alpha_L^0 = 1.18$ гс/а.

Генератор плазмы представлял собою цилиндрическую камеру сгорания с зарядом твердого топлива, конфигурация которого обеспечивала получение импульса давления по форме, близкого к прямоугольному (Рис.2). Критическое сечение прямоугольной формы располагалось в крышке генератора плазмы до стыковочного (с МГД-каналом) фланца. Форма дозвуковой части крышки подбиралась таким образом, чтобы обеспечить минимальную сепарацию конденсированных частиц поперек потока и минимальное эрозионное воздействие струи на стенки МГД-канала. Давление в камере сгорания составляло обычно 50 ± 10 атм.

Использовалось плазменное твердое топливо двухосновного типа с добавками щелочных металлов (цезий или калий). В рабочих условиях генератор плазмы обеспечивал получение на входе в электродную зону МГД-канала следующих условий: число Маха $M_0 = 2.4$, электропроводность $\sigma_0 = 55 \pm 5$ мо/м, скорость потока $U_0 = 2.1$ км/сек, подвижность электронов $\mu_e^0 = 0.19 \pm 0.01$ л/тл, массовый расход продуктов сгорания $G_k = 27 \pm 2$ кг/сек.

Регистрация измеряемых параметров проводилась на электронных и шлейфных осциллографах, а также непосредственно в оперативной памяти ЭВМ.

3.2. Общая характеристика процессов в самовозбуждающемся МГД-генераторе.

На рис.2 показаны типичные зависимости тока в магнитной системе I_L и генерируемого напряжения U_k от времени для двух различных уровней тока начального возбуждения. На рис.3 в полулогарифмическом масштабе представлена зависимость генерируемых токов от времени для различных условий возбуждения, в том числе различных параметрах α_L^0 и токах начального возбуждения I_L^0 .

Обращает на себя внимание ряд характерных особенностей поведения системы во времени. Во-первых, во всех представленных случаях значительную часть составляют режимы с экспоненциальным ростом тока во времени в соответствии с простым электротехническим приближением (6). Во-вторых, в отличие от элементарной теории, наблюдается порог возбуждения по току начального возбуждения, зависящий от параметра магнитной системы α_L . Кроме того, наблюдается замедленный рост тока во времени непосредственно вблизи тока начального возбуждения. И, наконец, в-третьих, также в отличие от элементарной теории наблюдается замедление роста тока со временем и еще более сильное замедление роста генерируемого напряжения, при котором оно даже начинает убывать и далее выходит на более или менее стационарное значение.

Тем самым, естественно выделяется три различных режима поведения системы, а именно (а) режим "нормального" возбуждения; (б) припороговый режим возбуждения и (в) режим насыщения тока или режим сильного торможения.

Рассмотрим эти режимы несколько подробнее.

3.3. Режим экспоненциального роста тока.

После завершения переходных процессов в системе начального возбуждения, длительность которых зависит от емкости батареи и индуктивности магнитной системы, наблюдается экспоненциальный рост тока со временем в соответствии с зависимостью (6).

При неизменной величине параметра α_L значение постоянной времени системы τ_c не зависит от тока начального возбуждения, схемы возбуждения (параллельное или последовательное возбуждение) и в известных пределах от времени включе-

ния системы начального возбуждения. При $\alpha_L^0 = 1.2 \pm 0.05$ гс/а полученное значение τ_c составляет $\tau_c = 1.18 \pm 0.01$ сек при $\alpha_L^0 = 2.35 \pm 0.05$ гс/а, $\tau_c = 1.55 \pm 0.05$ сек. При начальном токе, меньшем порогового, происходит приблизительно экспоненциальный спад тока с $\tau_c = -1.9$ сек. (Рис.3, кривая 4).

Наблюдается также тенденция к небольшому росту τ_c с током начального возбуждения при больших токах, близких к предельному значению.

Во всем этом режиме наблюдается линейная зависимость напряжения холостого хода U_{xx} от тока в магнитной системе (Рис.4), за исключением может быть областей токов вблизи конца режима, где напряжение начинает слегка уменьшаться; во всяком случае до токов $I_L = 14 \pm 1$ кА (при $\alpha_L^0 = 1.06 - 1.17$ гс/а) не наблюдается заметного отклонения эквивалентного "отрицательного" сопротивления э.д.с. R_* от среднего значения $R_* = 42 \pm 2$ мом (при $\alpha_L^0 = 1.1 - 1.2$ гс/а). Это сопротивление изменяется линейно с α_L .

Измерение постоянных времени самовозбуждения τ_c , наряду с изменением постоянных времени магнитной системы τ_L и напряжения холостого хода позволяет определить эквивалентное сопротивление канала R_k и коэффициенты нагрузки K_L и K_R для этого режима, а также параметры магнитной системы L , R_L и сопротивление ошиновки $R_{ш}$. Полученные значения R_k далее могут быть использованы для оценки средних значений проводимости плазмы в канале или средних приэлектродных сопротивлений. Соответствующие эквивалентные сосредоточенные параметры для различных вариантов экспериментальных условий показаны в Таблице I. Для небольшого уменьшения α_L использовались прокладки в магнитной системе, удвоение достигалось путем переключения обмоток.

Таблица I. Эквивалентные сосредоточенные параметры в режиме нормального самовозбуждения.

α_L^0	L	$R_L + R_{ш}$	R_*	R_k	K_L	K_R
гс/а	! МГН	! МОМ	! МОМ	! МОМ	! -	! -
1.18 ± 0.01	8.90	12.0	43.8 ± 0.5	25 ± 2	$0.41 \pm$ ± 0.01	$0.32 \pm$ ± 0.01
1.08 ± 0.01	8.85	11.5	40.0 ± 0.5			
2.37 ± 0.04	33.4	36.0	86.4 ± 1.2		$0.69 \pm$ ± 0.02	$0.55 \pm$ ± 0.02

Итак, измеренные в различных условиях времена самовозбуждения τ_c дадут в среднем одно и то же значение сопротивления МГД-канала. При этом полученное значение R_k совпадает со значением, определенным независимо из напряжения холостого хода, генерируемого напряжения и тока в магнитной системе и практически совпадают с сопротивлениями, измеренными в режиме внешнего электрического поля (Рис.4). Это подтверждает правильность принятой модели системы в широком диапазоне изменения параметров. Если учесть еще и разброс давлений в генераторе плазмы (влияющий на величину R_k), то точность приближения увеличивается и разброс данных не превышает $\pm 5\%$.

Коэффициенты нагрузки зависят от α_L (схемы включения обмоток), но в пределах малых изменений α_L меняются слабо. Сравнительно небольшая разность $K_L - K_R$ в этой установке обуславливает относительно малый запас свободной (реактивной) мощности в системе, что связано с относительно большими потерями в магнитной системе ($\Delta_{R_L} = 59\%$ при $\alpha_L^0 = 1.1 + 1.2$ гс/с и $\Delta_{R_L} = 55\%$ при $\alpha_L^0 = 2.4$ гс/а) при заданном уровне генерируемой мощности.

3.4. Поведение системы вблизи порога возбуждения на начальной стадии.

В режимах вблизи токов начального возбуждения имеет место ряд нестационарных процессов, в частности, переходные процессы в системе начального возбуждения и изменение суммарного сопротивления МГД/канала из-за изменения приэлектродных падений напряжения со временем в зависимости от температуры электродов и плотности тока через них.

При последовательной схеме возбуждения (Рис.1, б)) переходные процессы будут затухать в течение времен $\tau \sim L / (R_k + R_L + R_c) \approx 0,1 + 0,3$ сек, в параллельной - в течение $\tau \approx 0,2 + 0,4$ сек. После этого будет происходить лишь слабый квазистационарный заряд емкости растущим напряжением на индуктивности (в параллельной схеме) и практически неизменные условия в последовательной схеме.

При выполнении условия $R_* \geq R_k + R_L$ система должна возбуждаться. При независимости R_k , R_L и R_* от тока этот процесс может начинаться с любого малого уровня тока. Однако, из рис.3 видно, что, например, в параллельной схеме возбуждения и $\alpha_L^0 = 2.18$ гс/а при начальных токах $I_L^0 < 4.5 + 5.0$ кА

самовозбуждения не происходит (кривая 4), тогда как при $\alpha_L^0 = 2.37$ гс/а система возбуждается и при меньших токах. Этот экспериментальный факт свидетельствует о наличии на этой стадии процессов, зависящих от тока в системе через начальное напряжение на МГД-канале, поскольку увеличение α_L в два раза эквивалентно увеличению начального напряжения (при том же токе) также в два раза. Таким процессом может быть приэлектродное падение напряжения, зависящее от тока (уменьшающееся с током). Действительно, измерения эффективного сопротивления канала в приложенном электрическом поле свидетельствуют о наличии такого процесса (Рис.4). При полных токах вблизи 4+5кА и "холодных" (металлических) электродах происходит резкое изменение полного сопротивления канала, что, повидимому, связано с переходом режима приэлектродного электрического разряда из диффузионного в микродуговой [4]. Последнее заключение не противоречит результатам исследования перехода режима горения разряда в микродуговой в аналогичных условиях, где обнаружено, что при температуре поверхности электрода $T_э \approx 700-1000^\circ\text{К}$ диффузионный режим сменяется микродуговым при средних плотностях тока $j \approx 1,5+3$ а/см², что в рассматриваемом случае соответствует токам 3+5 кА.

Таким образом, основным эффектом, определяющим порог самовозбуждения по току, является наличие большого приэлектродного сопротивления на "холодных" электродах, зависящее от тока и температуры электрода. Воздействием на пограничный слой и прогревом поверхности электродов можно значительно снизить влияние этого фактора. При холодных электродах снижение этого порога может быть также достигнуто применением магнитных систем с большими параметрами $\alpha_L = B_L / I_L$.

3.5. Режимы сильного МГД-торможения.

Рассмотрим теперь поведение системы в режимах, близких к токам насыщения I_{MAX} (Рис.3). При экспоненциальном увеличении тока в магнитной системе квадратично с током растет средний параметр магнитогидродинамического взаимодействия (параметр торможения) $\bar{S}_u = \frac{\langle j \rangle B_L L_K}{\langle \rho v^2 \rangle}$ и линейно с током средний параметр Холла $\bar{\beta} = \bar{\mu}_e B_L = \langle \mu_e \rangle \alpha_L I_L$.

Рост параметра торможения \bar{S}_u приводит, с одной стороны, к росту средней температуры с током и, с другой стороны, к

Следует отметить, что при малых показателях адиабаты $\gamma = C_p/C_v$ (в нашем случае $\gamma \approx 1.13+1.14$) и числа Маха $M_0 > 2$ с достаточной точностью можно полагать, что воздействия геометрического фактора и МГД-торможения на процессы в канале приводят к условиям близким случаю $\rho(x) \approx \text{const}$ [5], тогда легко оценить величину входного параметра торможения, при котором на выходе из МГД-канала в условиях непрерывного течения устанавливаются критические условия с $M_L = 1$. Для фарадеевского МГД-канала со сплошными электродами, приближенно имеем

$$(S_0^0)_{M_L=1} \approx 1/2,$$

что заведомо выше полученного экспериментально значения (27). Следовательно, резкое изменение условий в МГД-канале при 0.15 не связано с кризисом течения и возбуждением сильных скачков уплотнения при переходе скорости потока через местную скорость звука. Гораздо раньше этого момента происходит довольно резкое изменение параметров потока, приводящее к срыву возбуждения.

Необходимо заранее оговориться, что до настоящего времени еще нет полной ясности относительно природы процессов, происходящих при срыве возбуждения, как ввиду сложности самой картины торможения возмущенного потока, так и большого количества различных взаимосвязанных механизмов, вступающих в игру при сильном МГД-торможении сверхзвуковых потоков. Обсуждаемые вопросы только начинают рассматриваться в литературе [6, 7, 8], появляются первые попытки расчетного исследования процессов при сильном торможении [9, 10] соответствующие экспериментальные данные немногочисленны [1, 7, 8].

Наиболее вероятными механизмами, ответственными за срыв возбуждения в рассматриваемых условиях, повидимому можно признать появление поперечных поперечных поперечных сил, связанных с токами продольной утечки и эффектом Холла, отрыв пограничного слоя на электродных стенках и возбуждение слабых скачков в потоке и, возможно, развитие магнитоакустических неустойчивостей резонансного типа.

Продольные токи утечки возникают из-за разности потенциалов между катодными электродами на концах канала и потенциалом удаленного конца струи, продуктов сгорания, контактирующей с "землей". Разность токов, втекающих в анод и вытекающих из катода, характеризует эти токи. Величина токов утечки ли-

приблизительно пропорциональному росту среднего давления в канале. Оценки показывают, что в результате средняя проводимость в канале увеличивается, что приводит к некоторому уменьшению среднего сопротивления МГД-канала, что должно было бы способствовать еще более быстрому росту тока со временем (при прочих равных условиях). Однако, в действительности происходит замедление этого роста, что может быть связано, главным образом, с уменьшением напряжения холостого хода, обусловленным падением скорости потока, в корневых зонах канала, снижением локальной э.д.с. и ростом локального коэффициента нагрузки. Во всех исследованных случаях при больших торможениях наблюдалось падение измеряемого эффективного сопротивления $R_{эфф}$ со временем, где

$$R_{эфф} = \frac{U_k}{I_L} = R_* - R_k,$$

что при $\Delta R_k < 0$ возможно лишь при $\Delta R_* < 0$ и $|\Delta R_*| > |\Delta R_k|$, т.е. из-за более сильного относительного уменьшения напряжения холостого хода.

То, что эффекты насыщения тока не связаны с параметром Холла, а определяются главным образом параметром МГД-торможения, хорошо иллюстрирует сравнение рис. 5 и 6, где для одних и тех же двух экспериментов с различными α_L построена зависимость полученной удельной среднерасходной мощности $g_k = \frac{N_k}{G_k}$ от магнитной индукции B_L , т.е. от параметра Холла (Рис.5) и от входного параметра МГД-торможения S_u^0 (Рис.6).

Как видно, среднеобъемные мощности в этих двух случаях совпадают при $B_L < 2.8$ тл. При больших значениях B_L происходит насыщение параметров с последующим их падением при $\alpha_L^0 = 1.18$ гс/а и дальнейший закономерный рост при $\alpha_L^0 = 2.37$ гс/а. В последнем случае одним и тем же значениям B_L соответствуют пондеромоторные силы в два раза меньшие. Определенное насыщение удельной мощности и в этом случае наблюдается, начиная с параметра торможения $S_u^0 \approx 0.175 \pm 0.005$. При этом же значении параметра торможения начинается и насыщение удельной мощности g_k в случае $\alpha_L^0 = 1.18$ гс/а. Максимальные значения мощности во всех исследованных случаях в широком диапазоне изменения всевозможных параметров достигаются при входном параметре торможения

$$S_{u, \max}^0 = 0.22 \pm 0.01 \quad (27)$$

нейно связана с генерируемым напряжением $[I_{yT}(kA) = 0.5 + 0.93 \cdot 10^{-3} U_k(\text{в})]$ и не превышает I_{kA} , следовательно поперечная сила из-за токов утечки составляет $\sim 0,04-0,05$ от тормозящей силы. Входной параметр Холла (при $\alpha_1^0 = 1.18$ гс/а) не превышает величины $\beta_0 \approx 0,51-0,52$. Из-за роста давления по длине канала среднее его значение с током уменьшается при $S_u^0 > 0.1$, так что максимальный холловский ток заведомо не превышает той же величины. Среднее поперечное давление в пределе может составлять долю $\sim (7+10) \cdot 10^{-3}$ от продольного давления из-за пондеромоторной силы. Однако из-за отсутствия кинетического напора в поперечном направлении даже действие этой относительно слабой силы может привести к существенному градиенту давления поперек канала ~ 1 атм/см, и к заметному росту статического давления вблизи катода. На рис. 7 показано типичное распределение давлений на катодной и анодной стенках в режиме умеренно сильного торможения ($S_u^0 = 0,134$) на стадии "нормального" роста параметров системы.

В центральной части канала давление на катоде превышает давление на аноде на ~ 1 атм, т.е. на 40%; аналогичное явление наблюдается и в концевой зоне канала. Следует отметить, что в этом режиме среднее давление в канале меняется слабо по его длине, так что параметр Холла практически постоянен вдоль канала ($\beta_0 = 0,4$). Обращает на себя внимание волнообразный характер распределения давления по стенкам канала, что находится в качественном согласии с результатами численных расчетов, полученными в работе [10], за исключением того факта, что наблюдаемая в опыте сильная поперечная неоднородность параметров в канале имеет место при существенно меньших значениях β_0 и S_u^0 , чем это было принято в работе [10]. Рассмотрим теперь поведение распределения токов по длине канала в различных режимах. На рис. 8 показано усредненное по площади электродной секции распределение среднего тока по длине канала \mathcal{X}_k в различные моменты времени (или при различных параметрах S_u^0). На рис. 9 показано для тех же моментов времени поведение разности токов, вытекающих в анодную секцию электрода и вытекающих из катодной. Очевидно этот разностный ток уходит за пределы рассматриваемой секции и в известной мере характеризует продольные токи в центральной зоне канала и концевые эффекты на крайних секциях канала.

По характеру распределения средних токов можно выделить по крайней мере три различных стадии развития процессов в МГД-канале:

(а) стадия "спокойного" роста тока с сохранением подобия распределения тока по длине и с пропорциональным ростом амплитуды тока во всех 10 секциях электродов (Рис.9, кривые 2-3', $S_u^0 \lesssim 0.15-0.17$). При этом разностный ток на концах пропорционально растет, а в центральной зоне составляет малую величину (~ 0.1 кА), более или менее равномерно распределяясь по длине канала (утечка и Холл-эффект);

(б) начиная с $S_u^0 \gtrsim 0.17$, прекращается дальнейший рост тока в выходных секциях канала (секции 8 и 9) при уменьшении конечного тока утечки (секция 10), и происходит преимущественный рост тока в центральных секциях с сохранением подобия предыдущему режиму роста амплитуды во входных секциях.

Разностные токи в этом режиме ведут себя совсем иначе. В выходных секциях (7,8,9) возникает избыток катодного тока, увеличивающийся во времени (Рис.9, кривая 4) тогда как во входных секциях ток меняется слабо, что может свидетельствовать либо о заметном Холл-эффекте, либо о появлении продольного тока с катодных секций из-за резкого уменьшения сопротивления вблизи катодной стенки при сохранении средней э.д.с. или падении поля э.д.с. у анодной стенки. Из-за малости изменения разностного тока входных секций здесь более вероятен второй механизм. В этой стадии генерируемое напряжение проходит через максимум и начинает уменьшаться, наблюдается также заметное уменьшение скорости роста полного тока.

(в) При достижении параметра торможения $S_u^0 \approx 0.20-0.21$ происходит дальнейшая перестройка характера распределения среднего тока (Рис.8, кривые 5 и 5') начинается расширение области минимума среднего тока по входу и продолжается рост тока во входных секциях. Кроме того, прекращается изменение тока в последней секции. В разностном токе (Рис. 9, кривые 5 и 5') отрицательная часть смещается ко входу и обнаруживается недостаток катодного тока в выходных секциях канала, т.е. разностный ток трижды проходит через нуль по длине канала. Изменение знака разностного тока в выходных зонах может свидетельствовать о возникновении сильной перетечки тока из входных зон в выходные по внешним цепям, соединяющим электродные секции, т.е. о разном падении локальной э.д.с. в этих зонах

и росте локального коэффициента нагрузки.

На рис. 10 и 11 приведены более подробные данные о поведении тока во второй из рассмотренных стадий. Обращает на себя внимание резко аномальное поведение среднего и разностного токов в выходной зоне при $S_a^0 = 0.17$ (кривые 4), аналогичное поведение токов в третьей стадии, т.е. возникновении в этот момент резкой аномалии процессов в канале (с последующим восстановлением "нормального" характера процесса). Анализ распределения давления на катодной стенке свидетельствует о том, что в этот момент происходит резкое увеличение скорости роста катодного давления на 8 и 9 секциях и уменьшение на 10 секции. С дальнейшим ростом тока скорость изменения давления увеличивается последовательно на 7, 6 и т.д. секциях, останавливаясь на 3 секции в момент времени, соответствующий $S_a^0 = 0.21$, т.е. концу второго режима (Рис.12). При дальнейшем росте S_a^0 не происходит дальнейшего перемещения возмущения на катоду ко входу, а продолжается лишь среднее увеличение давления в секциях, следующих за секциями 1 и 2. На рис. 13 показано распределение среднего давления по длине канала для различных моментов времени. Кривая 1 соответствует режиму без тока в канале ($S_a^0 = 0$), кривые 2 и 3 ($S_a^0 = 0.07 + 0.13$) характерны для "нормального" спокойного режима самовозбуждения, кривая 4 ($S_a^0 = 0.19$) соответствует 2 стадии сильного торможения, где прекращается рост генерируемого напряжения и уменьшается рост тока, кривая 5 ($S_a^0 = 0.237$) соответствует резко аномальному режиму (3 стадии), где практически прекращается рост тока и уменьшается изменение напряжения.

Как видно из рис.13, в конце нормального режима в выходных секциях 8, 9, 10 возникает слабый скачок давления, во входной секции 2 появляется минимум давления, в дальнейшем появляется скачок давления в выходных зонах усиливается и минимум во входных зонах.

На рис.14 представлена попытка качественно восстановить картину распределения давления в канале по измеренным давлениям на стенках канала. В среднем показанные изобары, повидимому, достаточно правильно характеризуют топологию поля давлений в различных режимах. Обращает внимание резкая неоднородность поля давлений даже в сравнительно спокойных режимах стадии "нормального" возбуждения. Уже при $S_a^0 \sim 0.13-0.15$ на катоду появляется область избыточного давления клинообразной фор-

мы, развитие которой, повидимому, способно приводить к геометрическому воздействию на остальную часть потока с заметным его торможением в прианодных областях в средних зонах и относительным ускорением в последующих (стадия 2). В момент $S_u^0 = 0.17$, повидимому, происходит отрыв пограничного слоя на конце катода с возбуждением системы косых скачков уплотнения, которые в дальнейшем перестраиваются в некий псевдоскачок, распространяющийся ко входу по катодной стенке путем дальнейшего срыва катодного погранслоя в предыдущих секциях уже из-за воздействия возникающего скачка на погранслой в этих зонах. Возникает клинообразная область повышенного давления на катоде с углом $\sim 13 \pm 3^\circ$. Распространение клина по входу прекращается в момент, когда это образование касается анодной стенки на выходе (Рис. 14 в), при этом, повидимому, начинается усиление косых скачков в средней зоне с их дальнейшим "выпрямлением" и ростом среднего давления за ними. Падение средней э.д.с. прекращает дальнейший рост тока (магнитного поля) и стабилизирует картину на уровне $S_u^0, \text{max} \approx$

0.22-0.24. При изменении геометрии канала или воздействии на погранслой на катоде, возможно удалось бы воздействовать и на величину предельного допустимого параметра торможения. Оценим значение форм-параметра $f_{кр}$ погранслоя, при котором происходит его отрыв, используя экспериментальное полученное значение отрывного параметра торможения $S_{u,кр}^0 = 0.17$ и приближенное значение dv/dx , полученное из одномерных уравнений энергии и импульса при $\gamma - 1 \ll 1$ в режиме $\rho(x) \approx \text{const}$, тогда

$$f_{кр} = \frac{\delta^{**}}{v_\infty} \frac{dv_\infty}{dx} \approx -\gamma \frac{\langle \delta^{**} \rangle}{L_k} S_u^0 \left(\frac{S_L}{S_0} \right)^\varphi$$

где $\varphi = \frac{\gamma-1}{2} M_0^2 \left(\frac{I_e}{T_0} \right) (1 - K_L) + 1$,

I_e - потенциал ионизации,

δ^{**} - толщина потери импульса,

S_L, S_0 - выходное и входное сечение МГД-канала,

$\gamma = 1.14$ - эффективный показатель адиабаты.

Принимая степенную зависимость профиля скорости в пограничном слое вдали от точки отрыва $n_\tau = 1/7$, а в отрывной зоне $n_\tau = 0.4$ [II], находим связь толщины потери импульса с динамической толщиной δ в виде

$$\delta^{**} \approx 0.2 \delta$$

Для турбулентного погранслоя оценим δ аналогично слу-

чаю плоской пластины без градиентов через число Рейнольдса и координату x ($\delta \sim x Re^{-0.2}$). Тогда получим для условий эксперимента

$$f_{кр} = -5,1 \cdot 10^{-3}.$$

Аналогичные оценки для меньшей установки "Памир-0" с каналом длиной 40 см и расширением 1:1,3, где получено значение $S_{u,кр}^0 = 0,11$ (при $\kappa_L = 0$), дают то же значение отрывного форм-параметра.

$$f_{кр} = -5,3 \cdot 10^{-3},$$

что хорошо согласуется с экспериментальными данными по отрыву пограничного слоя, полученными в обычной газодинамике - $f_{кр}^0 = (4-6) \cdot 10^{-3}$ [12], следовательно в условиях наших экспериментов ($M_0 = 2,4$, $\gamma = 1,14$), для модельного описания начала процессов сильного возмущения течения в МГД-каналах можно принимать в качестве критического значения форм-параметра $f_{кр} = (5 \pm 0,5) \cdot 10^{-3}$.

4. ЗАКЛЮЧЕНИЕ.

Итак, на экспериментальной самовозбуждающейся МГД-установке "Памир-1" исследованы режимы сильного торможения, установлено наличие максимально достижимого тока ($I_{max} \approx 26 \pm 1$ кА), величина которого пропорциональна давлению торможения. Обнаружено также наличие порога возбуждения по току ($I_{min} \approx 4,8 \pm 0,2$ кА) при условиях быстрого возбуждения (параметры магнитной системы d и L - малы); величина порога уменьшается с ростом параметра d_L , т.е. с ростом величины начального напряжения. Тем самым на установке "Памир-1" получены коэффициенты усиления энергии $\gamma_w \approx 30$ при параметрах быстрого действия системы $\tau_c \approx 1-1,5$ сек. Исследование факторов, влияющих на быстрое действие (τ_c) и автономность (γ_w), показывает сильное влияние приэлектродных диссипативных процессов в начальной стадии и появление резкого возмущения параметров и двумерных неоднородностей в МГД-канале в стадии сильного МГД-торможения. Обнаруживается универсальная зависимость характера процессов от величины параметра МГД-взаимодействия $S_u = j B_L L \kappa / \rho \sigma^2$, что позволяет провести однозначную классификацию режимов по этому параметру.

При $S_u^0 \leq 0,16 \pm 0,17$ наблюдается "спокойное" развитие процессов, хорошо описываемое электротехническим приближением эквивалентных сосредоточенных параметров, при $S_u^0 > 0,17$ происходит изменение характера процессов, связанное, по видимому с отр-

вом пограничного слоя на катодной стенке и распространением возникшего возмущения ко входу в канал, продолжающимся до $S_0^* \approx 0.20-0.21$. При дальнейшем росте S_0^* происходит последовательный рост градиентов давления и тока, стабилизирующий генерируемое напряжение и ток.

При использовании эффективного твердотопливного генератора плазмы получены удельные генерируемые мощности соответственно до 0.6 Мдж/кг и 500 вт/см³. Дальнейшее увеличение этих параметров (и соответственно коэффициента преобразования энергии) сопряжено с необходимостью преодоления ограничивающего влияния процессов при сильном торможении, природа которых еще не совсем ясна, что обуславливает необходимость дальнейшего детального исследования этих явлений.

Авторы выражают признательность целому ряду исследователей и инженеров, принимавших участие в разработке установки "Памир-1", получении экспериментальных результатов и их обсуждении.

Цитируемая литература.

1. A.C.Mattsson, T.R.Brogan, II Intern.Conf. MHD, Salzburg, July 1966, vol.III, p.665.
2. H.Burkhardt, I Intern. Conf. MHD, Paris, July 1964, vol.2, p.853.
3. Ю.М.Волков, Д.Д.Малюта, В.П.Панченко, Препринт ИАЭ - 2049, (1970).
4. В.Ю.Баранов, Д.Д.Малюта, Ф.Р.Улинич, ТВТ, II, 457 (1973).
5. В.Ю.Баранов, Д.Д.Малюта, В.П.Панченко, Ф.Р.Улинич, ТВТ, II, 167 (1973).
6. J.F.Louis, J.Lothrop, T.R.Brogan, Phys.Fluids, 7, 362 (1964).
7. J.F.Louis, G.Gal, P.R.Blachburn, AIAA J., 3, 1482 (1965).
8. J.Тено, С.Liu, T.R.Brogan, 10th Symp.EAMHD, Cambridge (1969), p.15.
9. А.В.Губарев, Л.М.Дегтярев, А.А.Самарский, А.П.Фаворский, ДАН, 192, 520 (1970), Препринт ИАЭ-2121 (1971).
10. А.В.Губарев, Л.М.Дегтярев, А.П.Фаворский, Препринт ИИМ № 19 (1972).
11. С.С.Кутателадзе и А.И.Леонтьев, Турбулентный пограничный слой сжимаемого газа, изд. СО АН СССР, Новосибирск, 1962.
12. Г.Н.Абрамович, Прикладная газовая динамика, Изд."Наука", Москва, 1969.

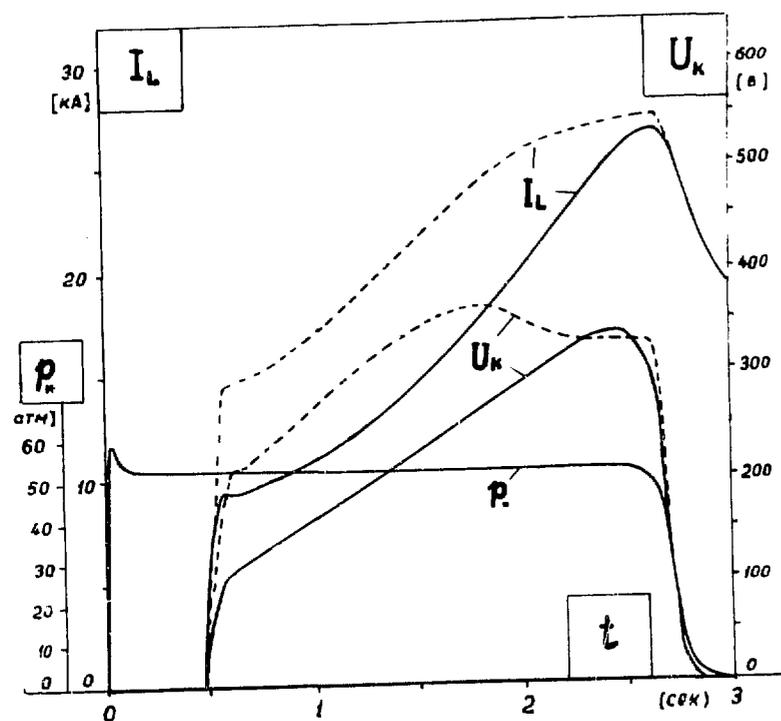


Рис. 2. Характерная зависимость параметров самовозбуждающейся МГД-установки от времени

— $I_L^0 = 10 \text{ кА}$;
 - - - $I_L^0 = 15 \text{ кА}$

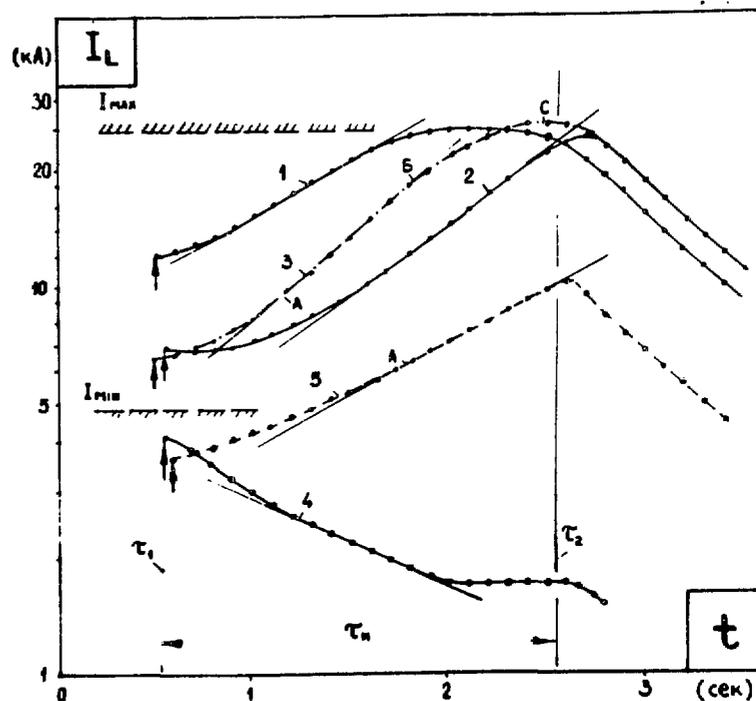


Рис. 3. Рост генерируемого тока во времени в полупологарифмическом масштабе.

1, 2, 4-параметр магнитной системы $d_L^0 = 1,17 \frac{\text{Гс}}{\text{а}}$,
 3- $d_L^0 = 1,46 \frac{\text{Гс}}{\text{а}}$, 4- $d_L^0 = 2,37 \frac{\text{Гс}}{\text{а}}$.

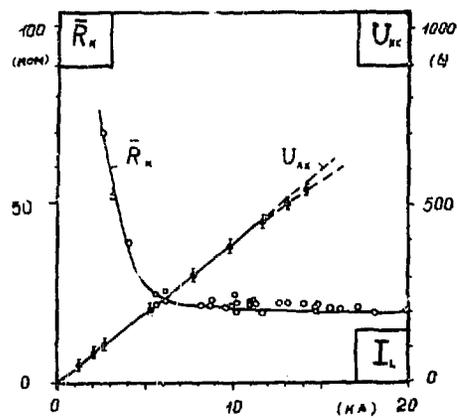


Рис. 4. Зависимость внутреннего сопротивления МГД-канала и напряжения холостого хода от генерируемого тока.

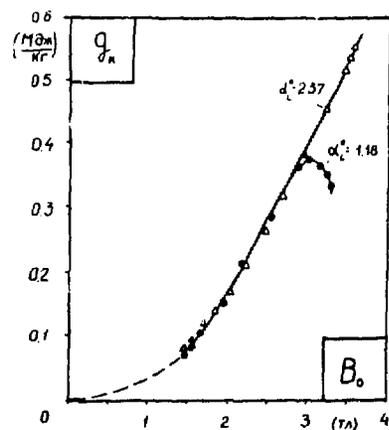


Рис. 5. Зависимость удельной генерируемой мощности от магнитной индукции.

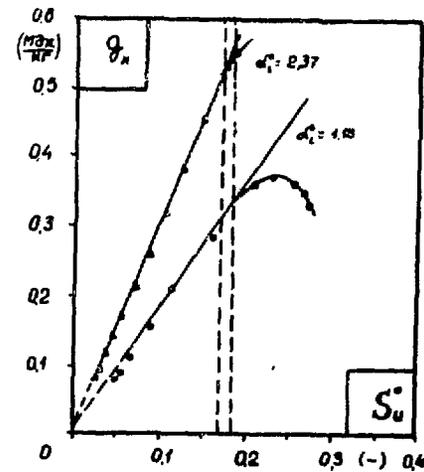


Рис. 6. Зависимость удельной генерируемой мощности от входного параметра МГД-взаимодействия.

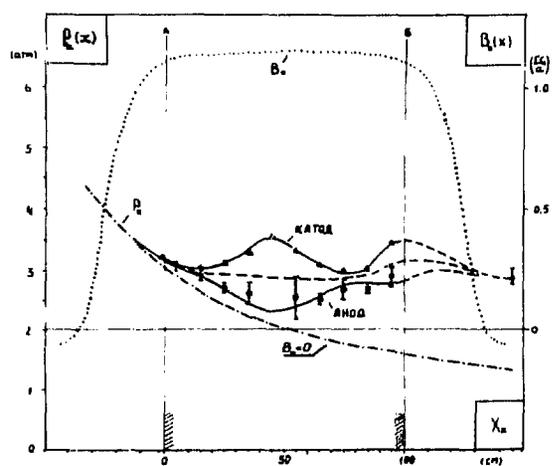


Рис. 7. Распределение статического давления (P_K) и магнитной индукции (B_0) по длине МГД-канала в режиме $S_a^0 = 0,134$.

----- среднее значение $P_K(x)$

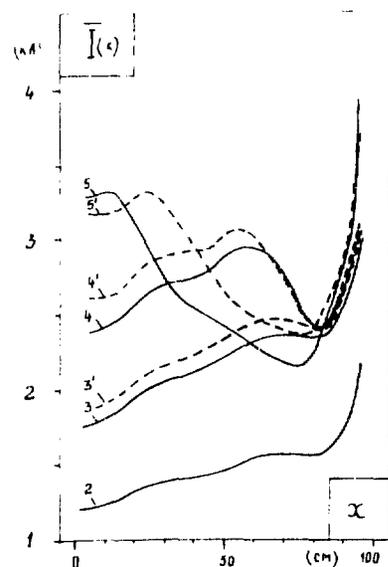


Рис. 8. Распределение среднего тока по длине МГД-канала в зависимости от параметра S_a^0 : 2- $S_a^0 = 0,068$; 3, 3'- $0,132-0,145$; 4, 4'- $0,192-0,207$; 5, 5'- $0,232-0,257$

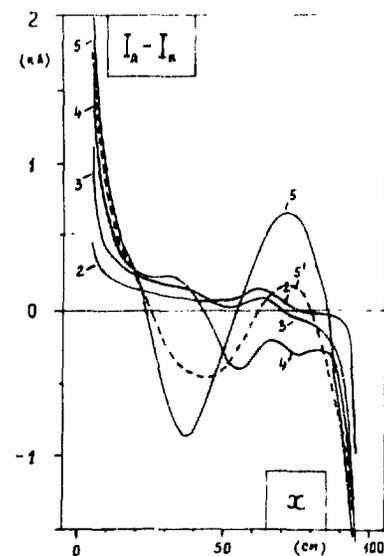


Рис. 9. Распределение разностного тока (анод-катод) по длине канала.

Обозначения- см.Рис.8.

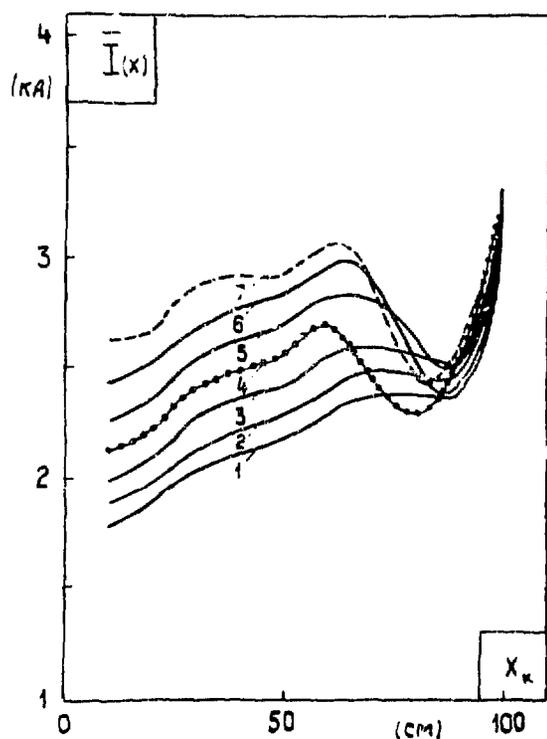


Рис. 10. Поведение среднего тока в режиме сильного МГД-торможения с отрывом порганичного слоя на катоде при $S_u^0 = 0,171$.
 1- $S_u^0 = 0,134$; 2- $0,145$; 3- $0,158$;
 4- $0,171$; 5- $0,184$; 6- $0,195$;
 7- $0,207$.

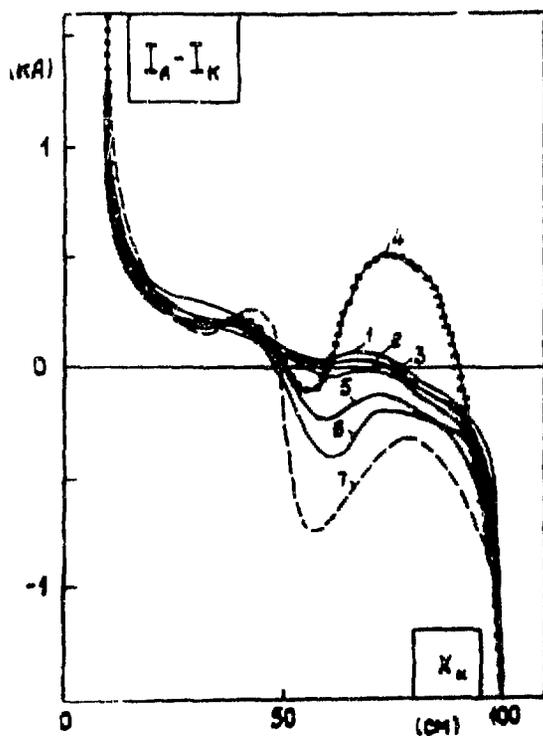


Рис. 11. Поведение разностного тока в режиме сильного МГД-торможения. Обозначения- см. Рис. 10.

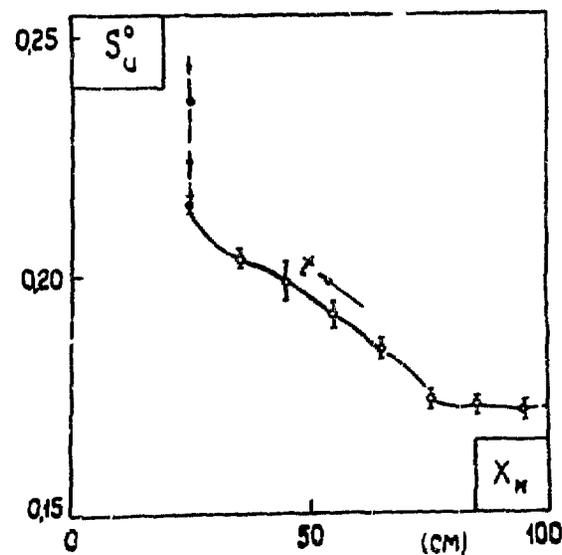


Рис. 12. Распространение границы резкого изменения градиента давления на катоде внутрь МГД-канала с ростом параметра S_u^0 в режиме с отрывом пограничного слоя на катоде.

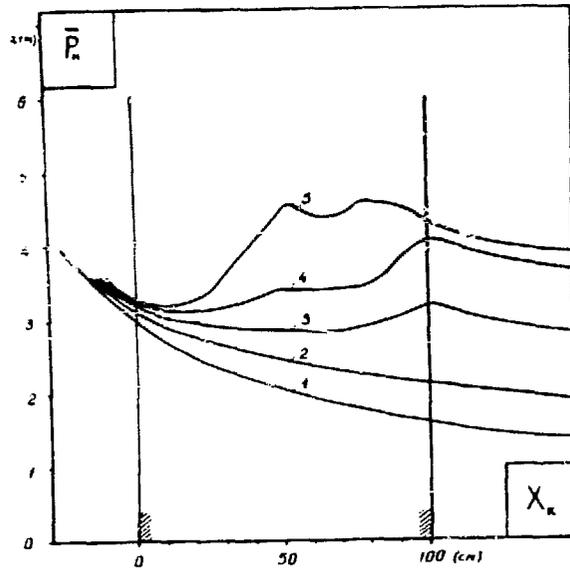


Рис. 13. Распределение среднего статического давления по длине канала при различных параметрах S_u^0 .
 1- $S_u^0=0$; 2-0,066; 3-0,134; 4-0,192; 5-0,237.

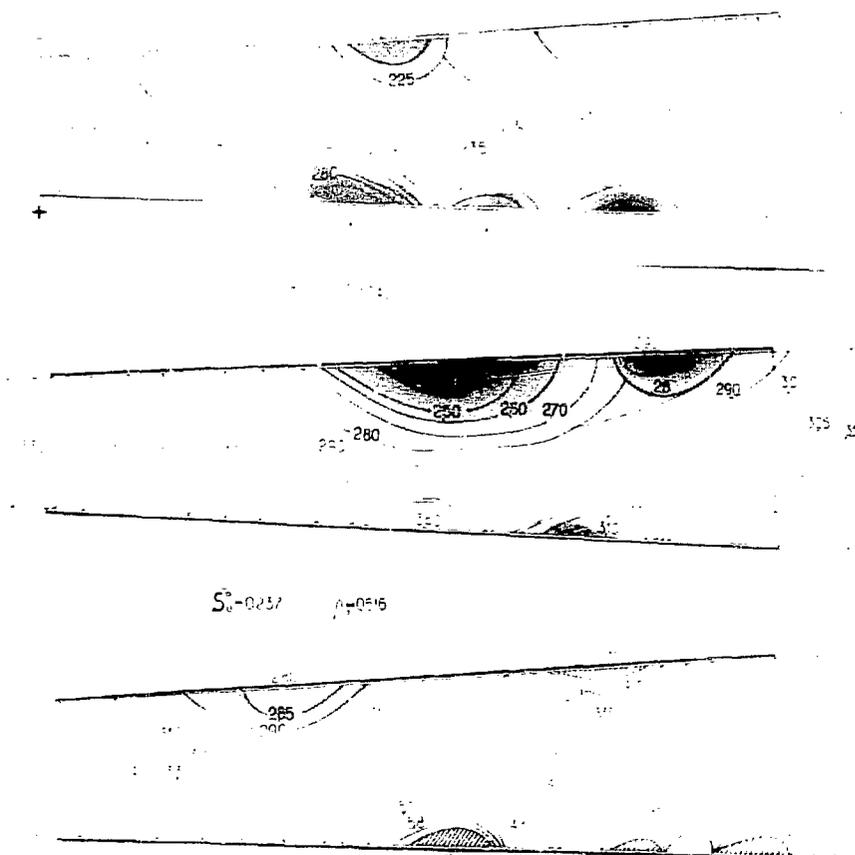


Рис. 14. Качественная картина поля давления в МГД-канале при различных параметрах торможения S_u^0 .

ВЛИЯНИЕ ПРИЭЛЕКТРОДНЫХ ПРОЦЕССОВ НА ХАРАКТЕ-
РИСТИКИ ИМПУЛЬСНЫХ МГД-ГЕНЕРАТОРОВ.

Ю.М.Волков, Р.В.Добадаев, Д.Д.Малыта, В.И.Розанова,
А.А.Якушев, Б.А.Тихонов.

Институт Атомной Энергии им. И.В.Курчатова
Москва, СССР.

Abstract. ON THE INFLUENCE OF THE ELECTRODE PROCESSES ON THE CHARACTERISTICS OF PULSE TYPE MHD GENERATORS. Electrical and gasdynamical processes in the vicinity of electrode surfaces of MHD-channels influence substantially on integral electrical characteristics of any scale MHD-generator. Electrode voltage losses are determined largely by ohmic resistance of the cold boundary layers and films of slag due to chemical fuel combustion. Boundary layer separation leads to supersonic flow distortion, to non-controllable changing of the internal resistance, generated electromotive force and load parameter. An investigation of above mentioned factors has been fulfilled with "Pamir-0" MHD installation. The plasma source had a mass flow rate 1 kg/sec of double-base fuel combustion products. A considerable diminishing of electrode voltage losses was achieved by boundary layer heating and suction. An approximate theory of electrode voltage losses is presented. Boundary layer suction allowed in some extent to prevent the layer separation and to achieve a supersonic flow MHD-deceleration up to $M \approx 1$. Pressure drop with and without suction have been determined. Some physical models of the flows with boundary layer separation are presented, adequately explaining the experimental data.

Аннотация. Электрофизические и газодинамические процессы в приэлектродных зонах МГД-каналов оказывают существенное влияние на интегральные электрические характеристики МГД-генераторов, произвольного масштаба. Приэлектродные потери напряжения связаны, главным образом, с омическими потерями в холодных пограничных слоях и пленке шлаков, образующихся при сгорании химических топлив. Отрыв пограничного слоя приводит к перестройке сверхзвуковых потоков, неконтролируемому изменению внутреннего сопротивления, генерируемой э.д.с. и коэффициента нагрузки. На МГД установке "Памир-0" с источником плазмы с расходом продуктов сгорания двухосновного твердого топлива до 1 кг/см проводилось исследование отмеченных факторов на характеристики МГД-каналов. При прогреве и отсоса пограничного слоя удалось значительно снизить приэлектродные потери напряжения; предложена приближенная теория приэлектродных падений напряжения, удовлетворительно согласующаяся с экспериментом. Использование отсоса пограничного слоя позволило в известных пределах предотвратить его отрыв и довести МГД-торможение сверхзвукового потока до чисел Маха, близких к единице. Определены параметры скачка давления при отрыве пограничного слоя и его отсоса, предложены модели отрывных течений, удовлетворительно объясняющие экспериментальные факты.

Введение.

Развитие методов инженерного расчета процессов в МГД-каналах [1,2] и сравнение соответствующих результатов с экспериментальными данными, полученными в режимах с умеренными степенями МГД-торможения в линейных каналах [1,3,4 и др.], показывают возможность удовлетворительного описания процессов в крупномасштабных МГД-каналах в рамках моделей одномерного течения.

Следовательно, основные эффекты, связанные с процессами в "ядре" потока, определяются главным образом усредненным (по поперечному сечению канала) объемным воздействием продольных ponderomotorных сил и обычных газодинамических воздействий. Однако, результаты экспериментов на маломасштабных установках обнаруживают существенное (иногда в 2-3 раза) отличие от предсказаний модели одномерного течения в ядре потока даже при малых степенях МГД-торможения. Это расхождение связано с относительно большим влиянием поверхностных эффектов в маломасштабных установках. Детальное исследование характеристик таких установок позволяет, выделить эффекты, связанные с поверхностями МГД-каналов и прогнозировать их влияние на установки произвольного масштаба, где в определенных условиях они могут оказаться существенными.

Условно поверхностные эффекты в МГД-каналах можно разделить на несколько категорий. Во-первых это электрические явления при протекании генерируемого тока через электродный промежуток с соответствующими приэлектродными процессами и потерями напряжения на границе "плазма-электрод" и в холодных пограничных слоях, а также утечки тока через изоляционные стенки в пограничных слоях вблизи них и связанные с этим потери генерируемой электродвижущей силы. Во-вторых, это газодинамические явления на поверхностях МГД-канала, связанные с динамикой развития и поведения пограничного слоя в условиях сильного дополнительно продольного градиента давления из-за воздействия ponderomotorных сил, что в определенных условиях может приводить к отрыву пограничного слоя на электродах, неконтролируемому возмущению течения в ядре потока. К этой же группе явлений можно отнести дополнительное геометрическое воздействие на течение в ядре потока из-за загромождения канала развитыми погранслоями, которые в маломасштабных длинных каналах могут даже смыкаться. Воздействие продольных токов (холловские токи и продольные токи утечки) может приводить к нарушению локальной осевой симметрии в пограничных слоях, сгребанию слоя на изоляционной стенке, к катоду, неравномерности распределения слоев в углах канала и в результате к облегчению условий отрыва погранслоев и перестройке течения в ядре потока.

В-третьих, при использовании химических источников (генераторов) плазмы с двухфазными продуктами сгорания, где значительную часть массы потока могут составлять конденсированные частицы окислов, проявляются дополнительные эффекты, связанные с термодинамической и химической неравновесностью, сепарацией потока продуктов сгорания, неоднородностью эрозионного воздействия на стенки канала, а также влиянием пленки шлаков, выседающей на стенках и вытекающей из камеры сгорания и воздействующей как на электрофизические, так и на газодинамические процессы на поверхностях МГД-канала.

Совокупность указанных явлений заметным образом влияет на интегральные электрические характеристики МГД-генераторов, в том числе в определенных условиях и в крупномасштабных машинах. Так, например, при увеличении масштаба установки L_k (L_k — длина электродной зоны канала) с сохранением гидравлического калибра (и прочих равных условиях) из-за соответствующего роста средней толщины пограничного слоя $\delta \sim L_k^m$ ($m \approx 0,8$) отношение той части приэлектродного падения напряжения, которая связана с падением в пограничном слое, к генерируемой э.д.с., будет меняться слабо (как $L_k^{-0.2}$), т.е. относительные электрические потери в погранслоях при этом будут изменяться мало и могут заметно ухудшать характеристики такого МГД-генератора.

В настоящей работе на маломасштабных МГД установках "Памир-0" (характерный расход продуктов сгорания 1 кг/сек) проводились экспериментальные исследования различных поверхностных явлений в МГД-каналах, работающих на двухфазных продуктах сгорания твердых топлив, с целью выяснения их удельного влияния на характеристики таких МГД-генераторов. Основное внимание уделялось исследованию приэлектродных падений напряжения, последствий отрыва пограничного слоя и воздействия различных факторов на параметры пограничного слоя (температура электродов, отсос пограничного слоя и шлаков и т.п.).

2. Экспериментальная МГД установка "Памир-0"

Экспериментальная МГД-установка "Памир-0" в известной мере моделировала условия в МГД-канале геофизической МГД-установки "Памир-1", в связи с чем условия на входе в МГД-каналы этих

установок выбирались близкими, исследовались главным образом режимы течений в сверхзвуковых линейных каналах со сплошными электродами, хотя возможны были и другие варианты схем включения нагрузки. Масштаб установки определялся условием относительно сильного влияния поверхностных эффектов по сравнению с объемными, что определило выбор характерного массового расхода продуктов сгорания величинами $\sim 0.5 \div 1.0$ кг/сек при давлениях в генераторе плазмы $\sim 30 \div 50$ кг/см². Отсюда при входном числе Маха $M_0 \approx 2,4$ и критическом сечении $3,0$ см² получаем площадь входного сечения МГД-канала $S_0 \approx 10$ см². Длина канала ($L_k = 40$ см) определялась в основном энергией батареи конденсаторов, питающие обмотку импульсного электромагнита, при дополнительном условии, чтобы средний параметр Холла был достаточно малым ($\langle \beta \rangle \ll 1$). Использовалась батарея конденсаторов с энергией $\sim 0,5$ Мдж, что при максимальной магнитной индукции $B = 40$ кГс ограничивало длину обмотки величинами ~ 50 см.

Исследовались различные варианты МГД-каналов, отличающиеся конструкцией электродных и изоляционных стенок, геометрией проточной части, материалами электродов и т.д.

Для исследования влияния температуры электродов на характеристики канала использовались различные приемы, в том числе использование металлических фольг различной толщины из материалов с различной теплопроводностью и использование массивных электродов из металлов (медь, вольфрам, нержавеющая сталь) для "холодных" электродов или графитов (в том числе анизотропного пиролитического) — для "горячих".

Для исследования явлений, связанных с отрывом пограничного слоя, использовались различные методы воздействия на пограничные слои, в том числе изменение угла раскрытия МГД-канала (воздействие через градиент давления), отсос пограничного слоя на части электродов на одной или обеих стенках МГД-канала, введение искусственной шероховатости путем перфорирования электродов, введение в погранслой дополнительных ионизирующихся присадок, прогрев погранслоя при изменении материала электродов и т.п.

Изоляционные стенки изготавливались из различных керамических материалов или из медных модулей, разделенных керамическими вставками.

Параметры некоторых из исследованных МГД-каналов серии

"Памир-0" приведены в Таблице I.

Таблица I. Параметры некоторых МГД-каналов
серии "Памир-0"

$$L_k = 40 \text{ см}, \quad S_0 = 5,85 \times 2 \text{ см}^2, \quad S_{э1} = 9 \text{ см}^2$$

Задача	S_L/S_0	S_L см ²	Материал электро- да	Степень перфо- ции	Материал изолятора
Электрические потери на электродах	2:1	11,2х2.0	фольги: Fe, Ta, Mo -пирогра- фит, W, Cu, Fe	0%	стеклопласт, керамика медь (моду- ли)
Отрыв погранслся	1,3:1	7.6х2.0	-пирографир - вольфрам	12% 50%	керамика

Здесь S_0 и S_L - площадь входного и выходного сечений МГД-канала. $S_{э1}$ - площадь одной электродной секции.

В качестве генератора плазмы использовались цилиндрические камеры сгорания с зарядами двухосновного твердого топлива различной формы с добавками щелочных металлов. В зависимости от уровня теплопотерь в камере сгорания электропроводность менялась в широких пределах. Основные экспериментальные данные получены при двух входных уровнях электропроводности $\sigma_0 = 22 \pm 1 \frac{\text{МО}}{\text{М}}$ (тепловые потери 9,0%) и $\sigma_0 = 52 \pm 2 \frac{\text{МО}}{\text{М}}$ (потери 1,5%). При магнитной индукции $B = 36,5$ кгс напряжение холостого хода составляет на первой паре электродов $U_{кх} = 390 \pm 10$ В, что дает значение входной скорости $U_0 = 1,95 \pm 0,05$ км/сек. Перепад давлений $\tau_0 = P_*/P_0$ (P_* - давление в камере сгорания, P_0 - давление на входе в МГД-канал) соответствует входному числу Маха $Mo = 2,40 \pm 0,05$. Спектральные измерения температуры электронов и цветовой температуры конденсированных частиц на входе в электродную зону дают примерно одинаковое значение $T_{eo} = T_{P_0} = 2680 \pm 25^\circ \text{К}$.

Давление в генераторе плазмы может меняться в широких пределах и, как правило, составляет $p_* = 40 \pm 10$ атм, длительность импульса давления меняется в пределах $\tau_u = 0,5 - 1,2$ сек.

Магнитное поле с максимальной амплитудой до 37 кгс создавалось при разряде батареи конденсаторов на обмотку импульсного электромагнита, магнитная индукция менялась во времени по затухающей синусоиде с частотой 18 гц.

Отсос погранслоя осуществлялся через перфорированные электроды с отверстиями диаметром $\sim 2,0$ мм, равномерно распределяемыми по поверхности электрода. Расход отсасываемого газа менялся путем установки дросселирующих шайб. Относительный расход отсасываемого газа определялся по натеканию в предварительно откачанном ар и по температуре и давлению отсасываемого газа перед дросселирующими шайбами.

Использовались разнообразные средства диагностики пламенных и газодинамических параметров. Измерялось распределение статического давления по оси изоляционной стенки в 5 точках, измерялись токи через все анодные и катодные секции электродов и полный ток и напряжение на нагрузке, а также распределение потенциала (зондами на изоляционной стенке). Кроме того, использовались высокочастотные методы измерения электропроводности плазмы по изменению добротности колебательного контура и ряд спектроскопических и оптических методов определения температуры электронов (по относительной интенсивности двух линий с малым поглощением), цветовой температуры конденсированных частиц, концентрации электронов (по полной ширине линии с малым поглощением), концентрации атомов-присадки (по форме контура линии с большим поглощением), степени сепарации частиц (скоростная кино съемка) и т.п..

Совокупность использованных диагностических средств позволяла определять условия на входе в МГД-канал, а также распределение ряда параметров по длине канала в процессе МГД-эксперимента. Сравнение полученных электродинамических и газодинамических параметров на входе в канал с соответствующими расчетными данными показывает удовлетворительное согласие в широком диапазоне изменения определяющих параметров.

3. Общие экспериментальные результаты.

Программа исследований включала в себя последовательность экспериментов, направленных на выяснение воздействия на общие характеристики МГД установок отдельных эффектов, упомянутых выше, а именно приэлектродных электрических потерь, газодинамических возмущений, связанных с отрывом пограничного слоя при сильном МГД-торможении, и влиянием двухфазности потока продуктов сгорания на объемные и поверхностные процессы.

По мере накопления информации о характере определяющих факторов и соответствующей модификации экспериментов увеличивалась и удельная мощность, снимаемая с единицы расхода продуктов сгорания. Так например, первые эксперименты проводились с магнитной индукцией $B=75\text{кгс}$ и входным число Маха $M_0=1.5$ при "холодных" электродах. Сильное МГД-торможение при этом переводило течение в дозвуковой режим и удельная мощность составила величину $\sim 5^{\text{кВт}}/(\text{кг/сек})$. Переход на режим с $M_0=2.4$ и $B=40\text{кгс}$ позволили поднять эту величину до $50^{\text{кВт}}/(\text{кг/сек})$ (при расширении канала в отношении 1:2 и "холодных" электродах). Использование "горячих" электродов увеличило этот параметр еще в 1,5 раза, а введение отсоса пограничного слоя и увеличение входной электропроводности позволило довести удельный энергоъем до $150-180^{\text{кВт}}/(\text{кг/сек})$. На рис. 1 в качестве примера приведены вольт/амперные и нагрузочные характеристики МГД-каналов "Памир-0" с расширением 1:1,3 при различных уровнях входной электропроводности. Видно, что напряжение холостого хода при этом не изменилось, а ток короткого замыкания существенно возрос.

На рис.2 показано распределение средней плотности тока j_y и плотности холловских токов j_x и относительного давления (при выключенном магнитном поле) по длине МГД-канала.

На рис.3. показано определенное по этим данным распределение средней электропроводности и эффективного параметра Холла по длине канала. Видно определенное влияние концевых (поперечных) эффектов (j_y), средняя плотность тока и проводимость растут по длине канала ($B=3-4\text{кгс}$), а параметр Холла падает, что свидетельствует об определенном росте плотности и температуры по каналу в этом режиме.

Ниже мы подробнее рассмотрим ряд эффектов, существенно влияющих на интегральные характеристики МГД-каналов, главным образом приэлектродные потери напряжения и явления, связанные с отрывом погранслоя. В данной работе также подробно исследовалось влияние двухфазности потока на электрические и газодинамические характеристики МГД-канала. Полученные результаты не противоречат данным, широко обсуждавшимся в литературе (см. например [12]) и в виду этого здесь не обсуждается. Обратим лишь внимание на тот факт, что в условиях двухфазных сверхзвуковых потоков организация процессов истечения в дозвуковой части газового тракта может существенно влиять на параметры сверхзвукового течения, особенно при сильной степени сепарации потока, так что для эффективного использования энтальпии таких топлив необходимо обеспечить достаточно равномерное распределение конденсированных частиц по потоку.

4. Приэлектродные потери генерируемого напряжения.

Наличие холодных пограничных слоев оказывает воздействие прежде всего на суммарное сопротивление току, обуславливая появление дополнительного ξ по сравнению с полем в объеме $E = j/\sigma$) электрического поля вблизи электродных стенок. В равновесной плазме продуктов сгорания проводимость в погранслое должна была бы резко уменьшаться в зонах вблизи электрода, что эквивалентно появлению дополнительного приэлектродного сопротивления $\Delta R_e = \Delta U_e / j$. В условиях "холодных" электродов (где велика разница температур в объеме T_v и температуры на стенке T_s) это сопротивление может быть большим, особенно в узких длинных каналах с развитыми погранслоями [5]. Однако, при сильных градиентах проводимости вблизи стенок существенную роль начинают играть два новых процесса, а именно, диффузия электронов из объема к стенке и перегрев электронного газа из-за дополнительного джоулева тепла в приэлектродных зонах, выравнивающие концентрацию электронов в этой зоне. Очевидно, это первый механизм существенен в режиме малых плотностей токов, где дополнительный джоулев нагрев невелик, а второй механизм - в режиме больших токов. Следует отметить, что перегрев электронов, может сопровождаться контракцией тока в зонах с холодным газом и появле-

нием микродуг на электроде; такой режим в дальнейшем может перерасти в развитый дуговой режим.

На рис.4 показаны приэлектродные падения напряжения (на катоде и аноде) (кривые I) в зависимости от плотности тока через "холодный" электрод, полученные с помощью экстраполяции показаний потенциальных зондов, расположенных поперек канала на изоляционных стенках, с учетом коэффициента корреляции, характеризующего отклонение распределения потенциала от линейного. Коэффициент корреляции в большинстве случаев составлял 0,97-0,98.

Видно, что с ростом плотности тока приэлектродные напряжения растут, причем скорость их роста уменьшается с током, а на катоде даже обнаруживается максимум при плотностях тока $j \approx 6+8 \text{ а/см}^2$ при холодных электродах. На рис.7 показаны соответствующие удельные сопротивления $\rho_{a,c} = \Delta V_{a,c} / j_y$, характеризующие зависимость приэлектродных сопротивлений от тока. Видно, что эти сопротивления уменьшаются с током, особенно сильно на катоде.

На рис.6 показана зависимость аналогичных сопротивлений от температуры электрода без магнитного поля. С ростом температуры электрода величины ρ_a и ρ_c , уменьшаясь, сближаются, составляя при температурах $\sim 2000^\circ\text{К}$ малую величину $\rho \approx 2+3 \text{ ом} \cdot \text{см}^2$. При низких температурах ($T_3 < 1000^\circ\text{К}$) эта величина возрастает более, чем на порядок, особенно на катоде.

Исследование свечения на поверхности электрода^[6] показывает, что режимам с максимумом ΔV_c соответствует момент возникновения микродуг на катоде и аноде, причем на аноде в меньшей степени. Соответствующий критический ток перехода от диффузного к микродуговому режимам протекания тока заметно зависит от температуры электродов, условий на поверхности электрода и магнитной индукции. Так на холодных электродах ($T_3 < 1000^\circ\text{К}$) величина критического тока составляет $j_{кр} \approx 1+2 \text{ а/см}^2$; а при 2000°К $j_{кр} > 10+15 \text{ а/см}^2$.

На рис. 7 показана зависимость $\Delta V(j)$ для горячих пирографитовых электродов при различных уровнях магнитной индукции. Как видно, в этом случае имеется максимум ΔV_a и на аноде, причем это максимальное значение ΔV_a^* растет с магнитной индукцией линейно (Рис.8 б). На катоде же максимальное значение ΔV_c^* при малых B растет линейно,

а затем насыщается с тенденцией к убыванию.

Интересно отметить, что плотность тока, при которой имеет место максимум приэлектродных падений j_* , растет также линейно с магнитной индукцией, (Рис.8 а, кривые 1 и 2). Также ведет себя и ток, соответствующий точке перегиба в зависимости $\Delta V_{c,a}(j)$ (кривые 1' и 2'). Эффективное сопротивление $\rho_* = \Delta V_{c,a}^*/j_*$ слабо зависит от магнитного поля и мало различается на катоде и аноде (Рис.8б, кривые 3 и 4).

Отсос пограничного слоя в средней части канала существенно влияет на величину приэлектродного падения напряжения в этих зонах уже при малых относительных степенях отсоса. Так например, при отсосе (по расходонапряженности отсасываемого потока по отношению к основному) на холодных электродах $\approx 0,27\%$ (Рис.6, кривые 2) приэлектродные напряжения уменьшаются на 25%, а при отсосе в 0,67% (кривые 3) в 2 раза, соответственно снижаются удельные приэлектродные сопротивления (Рис.5).

Зависимость приэлектродных падений на холодных электродах от интенсивности отсоса показана на рис.9(а). В диффузионном режиме (кривые 1) отсос влияет приблизительно одинаково как на прианодное, так и на прикатодное падения напряжения, уменьшая их примерно в 2 раза при интенсивности в 0,6%, в режимах, близких к токам перехода ($j \approx j_{кр}$). С увеличением степени отсоса катодное падение еще стремится к анодному, а при больших токах $j > j_{кр}$ отсос заметно сильнее воздействует на прикатодное падение, которое теперь становится даже меньше анодного (Рис.9 кривые 3). Важно отметить, что в режимах с большими токами ($j > j_{кр}$) удельное сопротивление (Рис.9 (б)) меньше, чем в диффузионном режиме и имеет тенденцию стремиться к некоторому предельному значению $\rho_{мин} \approx 1 - 1,5 \text{ ом} \cdot \text{см}^2$ с дальнейшим увеличением интенсивности отсоса. Однако, как видно из рис. 4,5 и 9 даже интенсивность в 0,7%, по-видимому, уже близка к предельной, где дальнейшее её увеличение уже слабо сказывается на характере приэлектродных процессов.

Совокупность этих экспериментальных данных свидетельствует о наличии двух различных режимов протекания тока в межэлектродном промежутке, граница между которыми зависит, по крайней мере, от температуры электродов, магнитного поля и

интенсивности отсоса пограничного слоя. Это режимы диффузного (однородного) распределения плотности тока по площади электрода и микродугового развитого неоднородного распределения. В литературе имеются многочисленные попытки количественного описания явлений в приэлектродных зонах, однако в связи со сложностью самих процессов и разнообразием граничных условий и определяющих факторов до сих пор отсутствуют удовлетворительные модели процессов, в частности учитывающие действие магнитного поля и отсоса погранслоя. В работе [6] на наш взгляд удовлетворительно рассмотрены процессы в диффузном режиме без учета влияния магнитного поля, достаточно последовательно учтено влияние эффектов диффузии и перегрева электронов на приэлектродные падения напряжения. Основной вывод сводится к тому, что для турбулентных пограничных слоев с хорошо заполненным профилем температуры даже при низких температурах электродов ($T_e < 1000^\circ\text{K}$) в диффузном режиме вклад области, где существенна диффузия, в полное приэлектродное сопротивление сам по себе мал, а размеры этой области в условиях наших экспериментов не сильно отличаются от размеров дебаевского слоя, так что достаточно корректным является расчет сопротивления погранслоя по равновесному распределению концентрации в погранслое с нижним пределом интегрирования порядка дебаевского радиуса, как это было принято в ряде работ [5,7]. В области больших токов, где существенным становится перегрев электронов (даже в условиях молекулярных смесей с параметром неупругих потерь $\sim 10+50$) даже при небольших степенях перегрева для расчета концентрации электронов можно в пределах всего слоя пользоваться модифицированной формулой Саха с температурой электронов в виде

$$n_e^2 = \frac{a}{b} \exp\left(-\frac{I_e n_e^2}{T_e n_e^2 + j^2 M_a / 3e^2 \delta}\right), \quad (I)$$

где a, b - коэффициенты ионизации и рекомбинации, I_e - потенциал ионизации, M_a - эффективная (средняя) масса молекулы, δ - коэффициент неупругих потерь.

Оценочный расчет по ф-ле (I) для прианодного падения напряжения показывает удовлетворительное согласие с экспериментом до плотностей токов, не сильно превышающих критические значения на катоде (Рис.4б, кривая 4), в особенности, учитывая неопределенность принятых в расчете значений δ ,

M_a , a и β (зависимость последних от температуры не учитывалась). Соответствующие данные для катодного падения получаются заметно больше расчетных и обнаруживают спадающую ветвь, что, по-видимому связано с тем, что при низких температурах электродов отбираемый ток превышает хаотический ионный и электронный ток термоэмиссии. Уменьшение прикатодного падения на холодных электродах, а также и анодного при горячих возможно связан с возникновением развитого контрагированного дугового разряда при этих условиях.

Отсос пограничного слоя приводит одновременно к изменению сразу нескольких условий на электроде, во-первых, к уменьшению толщины погранслоя и его среднему дополнительному разогреву из-за изменения профиля скорости, во-вторых к уменьшению толщины и увеличения температуры пленки шлаков на поверхности электрода и, в-третьих, к заметному росту самой температуры электрода (в нашем случае с 720°K до 950°K при отсосе в 0.7%) Все эти факторы способствуют уменьшению сопротивления погранслоя и соответственно уменьшению приэлектродного падения напряжения. Тот факт, что предельные сопротивления при больших степенях отсоса на холодных электродах и в случае отсутствия отсоса на горячих близки друг другу, свидетельствует в пользу упомянутого выше вывода о преимущественном влиянии на приэлектродное падение напряжения сопротивления холодного пограничного слоя и относительно малой роли эмиссионных процессов на самих поверхностях электродов в достаточно широком диапазоне температур поверхности. Учитывая, что температура пирографитового электрода не сильно отличается от температуры плавления вещества шлаков, можно объяснить и этот факт, предположив, что при проведении отсоса пленка шлака не исчезает полностью. Однако при этом остается трудность объяснения зависимости критического тока перехода от температуры материала электрода. Возможно, что с понижением этой температуры увеличивается толщина и сопротивление пленки и уже при малых токах в ней возникают электрические поля, достаточные для пробоя пленки и нарушения её однородности; места пробоя могут служить зародышами микродуг, с ростом тока число таких микродуг должно возрастать практически линейно с током — до тех пор, пока их плотность не станет настолько большой, что в отдельных местах начнется крупномасштабная

контракция тока с резким нарушением структуры поверхности пленки.

Таким образом, если предположить, что пробивные свойства пленки шлаков зависят от ее температуры и агрегатного состояния, то получается непротиворечивая картина, объясняющая характер связи критического тока с температурой материала электрода. Однако, в рамках этой картины трудно объяснить наблюдаемую зависимость токов, при которых достигается максимальное значение $\Delta V_{a,c}$, связывая их с критическими токами перехода в микродуговой режим, от магнитной индукции. Для этого необходимо предположить, например, что в результате МГД - торможения растет толщина пограничного слоя, увеличивается его сопротивление (что могло бы объяснить наблюдаемый рост с магнитной индукцией) далее из-за изменения профиля скорости и температуры при МГД - торможении одновременно увеличивается тепловой поток в пленку, что приводит к её дополнительному разогреву и увеличению критического тока перехода $\Delta V_{c,a}$ через максимум. К сожалению, расчетная проверка этой гипотезы весьма затруднительна в связи со сложностью процессов в пограничном слое даже без магнитного поля. Представляется затруднительным также непосредственная её экспериментальная проверка. В связи с этими обстоятельствами следует констатировать, что явления, связанные с воздействием магнитного поля на приэлектродные процессы в настоящее время еще недостаточно поняты и нуждаются в дальнейшем исследовании. Итак, экспериментальные данные и соответствующие оценки свидетельствуют о том, что по крайней мере в условиях наших экспериментов основная составляющая приэлектродных потерь напряжения (особенно на холодных электродах) связана с омическими потерями в пограничных слоях и в пленке шлаков, имеющих на стенках. Вклад в эти потери эмиссионных и диффузионных процессов даже на относительно холодных электродах ($T_e < 1000^\circ\text{K}$) невелик. Характер режима протекания токов (диффузионный или микродуговой) в значительной степени определяется состоянием пленки шлаков, сильно зависящим от температуры материала электрода. Наличие такой пленки практически исключает влияние эмиссионных свойств материала электродов на характеристики приэлектродных процессов. Следует отметить также, что пленка шлака играет и определенную защитную роль, предотвращая разрушение конструкций электродов высокотемпературными продуктами сгора-

больших входных коэффициентах нагрузки (до 0,5). Достижение отрывных условий идентифицировалось по появлению излома в распределении фарадеевского тока в концевых зонах канала и скачку давления в этих зонах (Рис. I2, кривые I и 2).

Рассмотрим коротко основные экспериментальные данные, характеризующие динамику процессов при отрыве погранслоя. Впервые отрыв и возбуждение скачков давления в МГД-канале "Памир - 0" наблюдались в режиме с секционированной нагрузкой в концевых зонах. При этом полный ток составлял 1000а. В канале со сплошными электродами при полном токе в 950а отрыв еще не наблюдался. Для увеличения тока в этом канале использовалось дополнительное напряжение, снимаемое с реостата, включенного в цепь магнитной системы, что позволяло в достаточно широких пределах менять ток в канале при одном и том же уровне магнитной индукции, т.е. менять параметр МГД-торможения $S_m = j\beta L_k / \beta^2 v^2$ при одном и том же параметре Холла (Рис. I0).

На рис. II(a) показано поведение статического давления в канале в разные моменты времени (или, что то же самое, при различных магнитных индукциях) при напряжении на реостате 51в, что позволяло получить полный ток до 1350а. Сплошные кривые на рис. I0а соответствуют стадии роста магнитного поля и измерены через 4 мсек последовательно от начала процесса ($B=0$). Пунктирные кривые соответствуют стадии спада в первой полувольтне магнитного поля, точками (кривая 7) показано распределение давления, соответствующее максимуму поля в отрицательной полувольтне. На этом рисунке давления приведены к начальному, соответствующему случаю $B=0$, так что либные отклонения от линии $\bar{p}_k = I$ связаны с МГД-эффектами.

Как видно из рис. I0, при увеличении магнитного поля закономерно растет давление в концевых зонах канала, в том числе и за электродной зоной в области спада магнитного поля (концевой эффект). Такой монотонный рост давления хорошо описывается одномерным приближением, в особенности, если учесть эффективную шероховатость в канале по измеренному распределению давлений в режиме $B=0$ и вычислять давления по измеренным распределениям тока. Такая картина наблюдается до индукций $B \approx 32 \pm 1 \text{ кгс}$, при дальнейшем росте индукции происходит резкий скачек давления в выходной зоне (Рис. II(a), кривая 3), при этом давление увеличивается по сравнению с предыдущим случаем на крайней мере в 1,7 раза при увеличении магнит-

ной индукции всего лишь от 32 до 34 кгс, что явно свидетельствует о развитии в этот (или близкий предыдущий) момент сильного возмущения в канале, приводящего к перестройке течения с возбуждением скачка давления.

Критический параметр МГД-торможения, определенный по входным параметрам (S_0°), при этом составляет

$$(S_0^{\circ})_{кр} = 0.14 \pm 0.1,$$

а максимальное уменьшение скорости при безотрывном МГД-торможении в канале составляет

$$\omega_{кр}^{\circ} = 1 - \left(\frac{v_L}{v_0}\right)^2 = 0.50 \pm 0.01,$$

где v_0 , v_L — скорость на входе и выходе из МГД-канала.

При дальнейшем спаде магнитного поля скачек давления расслаивается медленно (кривые 4 и 5, Рис. II(a)) и даже при $B=0$ после возникновения скачка распределение давления все ещё отличается от случая течения без МГД-торможения (кривая 6). Прослеживается определенная тенденция к возникновению колебательных процессов в объеме канала при спаде магнитного поля (кривые 5 и 6). При изменении знака магнитного поля из-за затухания поля со временем не достигается критические значения параметра торможения (здесь $B_{max} = 21 \text{ кгс}$), однако распределение давлений остается неоднородным, (кривая 7) максимум давления смещается вверх по потоку, распределение давления становится волнообразным. Эти данные свидетельствуют о том, что процессы, связанные с возмущением из-за сильного МГД-торможения довольно инерционны, характерное время релаксации составляет величины порядка 1–3 мсек (время пролета газа через канал составляет 0,2 мсек).

Полагая, что возникновение скачка уплотнения обусловлено отрывом пограничного слоя, оценим его интенсивность. Будем, как это принято в газодинамике [11], рассматривать область отрыва погранслоя как непроницаемый клин, с углом, равным углу при вершине турбулентной зоны, в которую размывается тангенциальный разрыв, тогда с учетом сжимаемости для наших условий ($M \approx 2.0 \pm 2.1$, $\gamma = 1.14$) получим для этого угла значение

$$\delta = (13 \pm 2)^{\circ}$$

При отклонении потока таким клином должен возникнуть косой скачек уплотнения с углом наклона $\approx (40 \pm 2)^{\circ}$, которому соответствует перепад давлений за скачком $P_3/P_1 \approx 1.7 \pm 0.1$, что

хорошо согласуется с наблюдаемым значением $\rho_3/\rho_1 \approx 1.75 \pm 0.05$. Этим же условиям соответствует перепад чисел Маха $M_2/M_1 = 0.78$, так что поток за скачком продолжает оставаться существенно сверхзвуковым ($M_2 \approx 1.6$).

Приведенные оценки свидетельствуют в пользу гипотезы об отрыве пограничного слоя и возбуждении косых скачков уплотнения в канале.

Отсасывая пограничный слой, по-видимому можно затянута наступление отрывных условий и тем самым увеличить безотрывные максимальные параметры торможения и сбавывание скорости потока. На рис. II(б) приведены результаты измерения давления в канале при отсосе пограничного слоя на 4 и 5 паре электродов (область показана на рисунке стрелкой) при тех же условиях, которые рассматривались выше. Как видно, при отсосе в 1,5% (по расходонапряженности ρv) при увеличении магнитной индукции до 34 кгс (кривая 3) не происходит скачка давления, а наблюдается даже слабый спад давления в зоне отсоса. Однако, при уменьшении магнитного поля с некоторой задержкой по времени ($\sim 3-4$ мсек) все же возбуждается слабый скачок давления с интенсивностью $\rho_3/\rho_1 \approx 1.2-1.3$, который уменьшается с магнитной индукцией, сохраняя при этом некоторое подобие (кривые 4-6). Следовательно, относительно небольшой отсос даже в узкой зоне канала уже в состоянии заметно снизить интенсивность скачка, т.е. в известном смысле затянута отрыв пограничного слоя. Уменьшение интенсивности скачка при отсосе эквивалентно уменьшению угла при основании обтекаемого клина (в рассматриваемом случае до 6°), т.е. среднему уменьшению толщины зоны возмущения при отрыве. Подбирая конфигурацию области отсоса и интенсивность отсоса можно значительно увеличить степень сбавывания скорости в МГД-канале, т.е. увеличить его эффективность.

На рис. I2 показаны результаты воздействия отсоса с относительной расходонапряженностью в 8% на параметры МГД-канала с входной проводимостью плазмы $\sigma_0 \approx 50$ /м и входным коэффициентом нагрузки $K_0 = 0.27$. Отсос производился с 5, 6 и 7 пар электродов (всего 8 пар). Как видно, в режиме без отсоса в рассматриваемых условиях наблюдается характерные скачки давления (кривая 1) и отрицательный скачок среднего тока (кривая 2).

С введением отсоса, происходит достаточно монотонное изменение давления (кривая 1) и ток в концевых зонах увеличивается (кривая 2). Этому режиму соответствует параметр безотрывного торможения $S_2^0 = 0.21$ и срабатывание скорости $\omega_0 \approx 0.65$. При этом поток тормозится уже до трансзвуковых чисел Маха $M = 1.2 \pm 0.1$ (кривая 4). Таким образом, отсос пограничного слоя является довольно эффективным средством предотвращения его отрыва и тем самым повышения эффективности преобразования тепловой энергии в электрическую в МГД-каналах. Естественно, что этот способ наиболее эффективно может быть использован в импульсных установках, где увеличение потока тепла на стенку из-за отсоса пограничного слоя не приводит к значительному усложнению конструкции канала и систем охлаждения, необходимых в стационарных устройствах.

Наблюдаемые значительные размеры зоны скачка, его сравнительно небольшая интенсивность при сильных торможениях до чисел Маха, близких к единице, а также его перемещение вверх по потоку при росте противодавления свидетельствуют в пользу гипотезы о развитии в этом режиме течения с псевдоскачком^[13], в котором диссипация энергии происходит главным образом в областях с сильной турбулизацией, примыкающих к стенкам канала. При дальнейшем увеличении параметра МГД-торможения таким путем, по-видимому, можно перевести течение в полностью дозвуковой режим при сравнительно малых диссипативных потерях полного давления.

6. Выводы .

Поверхностные процессы в МГД-каналах оказывают существенное влияние на интегральные характеристики МГД-генераторов. Это влияние проявляется главным образом через параметры пограничного слоя и пленки шлаков на электродах и выражается в появлении дополнительных электрических потерь в приэлектродных зонах и в воздействии на режим течения за пределами пограничного слоя газодинамических процессов в пограничном слое при его отрыве, возникающем из-за дополнительного воздействия ponderomotorных сил при МГД-торможении. Вследствие практически линей-

ной зависимости размеров турбулентного пограничного слоя от длины развития, в МГД-каналах различного масштаба (при сохранении гидравлического калибра) относительные размеры пограничных слоев будут меняться мало и их воздействие на характеристики таких МГД-каналов может оставаться большим.

Уменьшения приэлектродных потерь напряжения можно добиться путем определенных воздействий на погранслой, в том числе повышением температуры материала электрода и отсосом (утоплением) погранслоя и пленки шлака, причем уже при сравнительно малых степенях отсоса (1% по относительной расходонапряженности) удастся получить существенное уменьшение приэлектродных сопротивлений.

Отрыв пограничного слоя при сильных МГД-торможениях приводит к возбуждению системы косых скачков давления, переходящих в псевдоскачек при дальнейшем росте параметра МГД-торможения. Отсос погранслоя в зоне отрыва уменьшает интенсивность скачков и позволяет заметно увеличить срабатывание скорости в сверхзвуковом МГД-канале безотрывно затормозить сверхзвуковой поток до чисел Маха, близких к $M=1$. Возможно и дальнейшее торможение потока с переходом через скорость звука в системе слабых скачков с относительно малой диссипацией полного давления.

Цитируемая литература.

1. J.F.Louis, G.Gal, P.R.Blackburn, AIAA J., 3, 1482 (1965)
2. В.П.Панченко, Препринт ИАЭ - 2118 (1971г.)
3. J.F.Louis, J.Lothrop, T.R.Brogan, Phys. Fl., 7, 362 (1964)
4. A.C.Mattson, T.R.Brogan, II Intern. Conf. MHD, Salzburg, July 1966, v.III, p.665.
5. Ю.М.Волков, Д.Д.Малюта, В.П.Панченко, Препринт ИАЭ - 2049 (1970)
6. В.Ю.Баранов, Д.Д.Малюта, Ф.Р.Улинич, ТФВТ, II, 457 (1973)
7. R.H.Eustis, R.Kessbr, 9th Symp. USA on EAMHD, Oklahoma, (1968)
8. J.Teno, C.Liu, T.R.Brogan, 10th Symp on EAMHD, Boston, 1969, p. 15.
9. J.Teno, II Intern.Conf.MHD, Salzburg, July 1966, v, III, p.567.

10. E.D.Doss, G.Argyropoulos, S.T.Demetriades, 14th Symp. USA
on EAMHD, Tullahoma, 1974, p.Y.4.
11. Г.Н.Абрамович, Прикладная газовая динамика, Наука, Москва,
(1969).
12. R.V.Shanklin, L.W.Crawford, 12 Symp. USA on EAMHD, Chicago,
1972, p.III.8.
13. Основы газовой динамики, ред. Г.Эммонс, ИИЛ, Москва, 1963.

[Handwritten signature]

[Handwritten signature]
Минск
Резерв

[Handwritten signature]
Сектор
Информ.

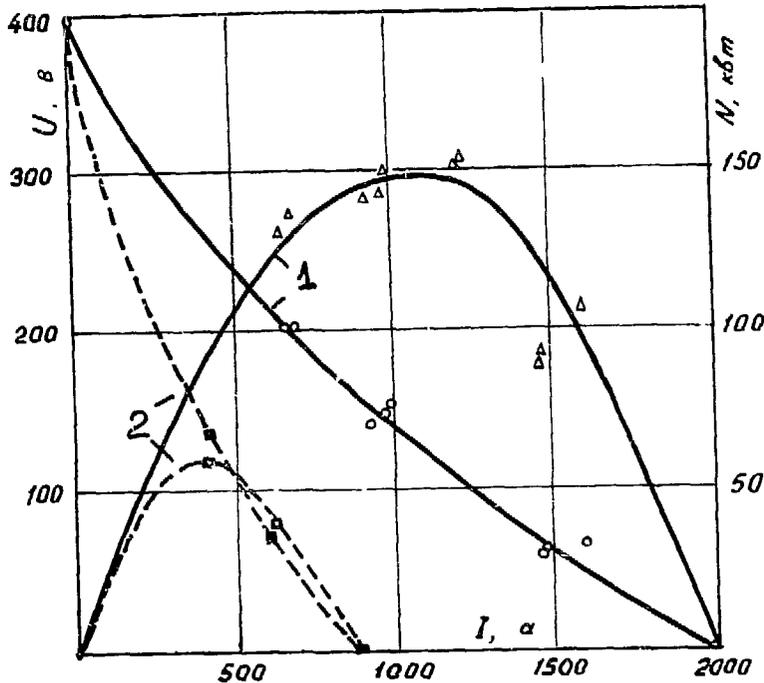


Рис.1. Вольт-амперные характеристики МГД-каналов "Памир-0" при различных уровнях входной электропроводности
 1- $\sigma_0 = 50 \frac{MO}{M}$; 2- $\sigma_0 = 20 \frac{MO}{M}$.

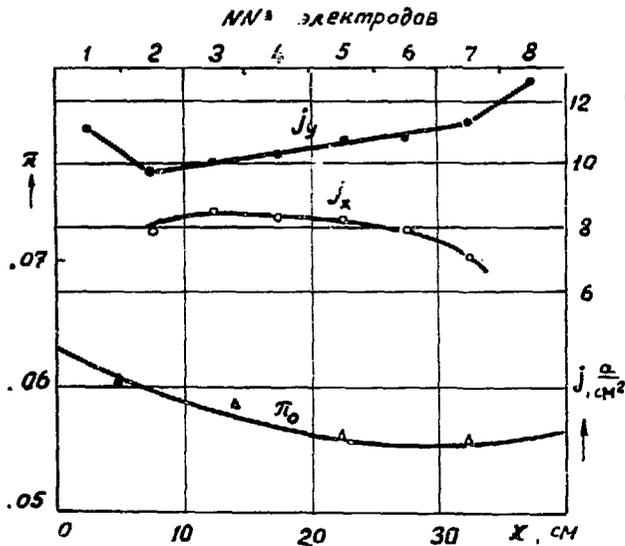


Рис.2.

Распределение фарадеевского (J_y) и холловского (J_x) токов и относительного давления (π при $V=0$) по длине канала.

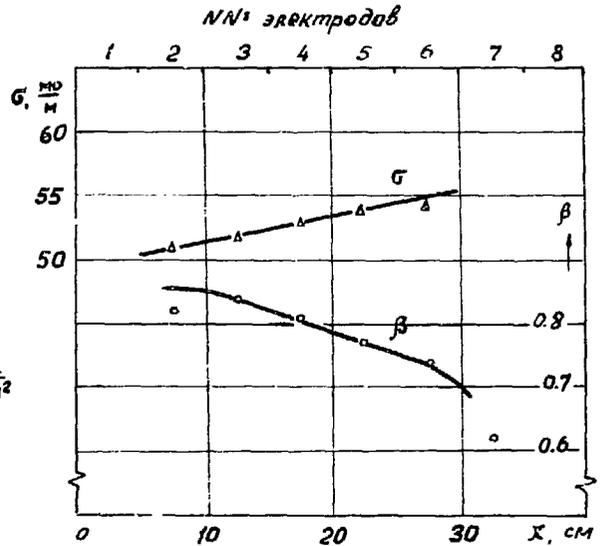


Рис.3.

Распределение эффективной проводимости (σ) и параметра Холла (β) по длине канала.

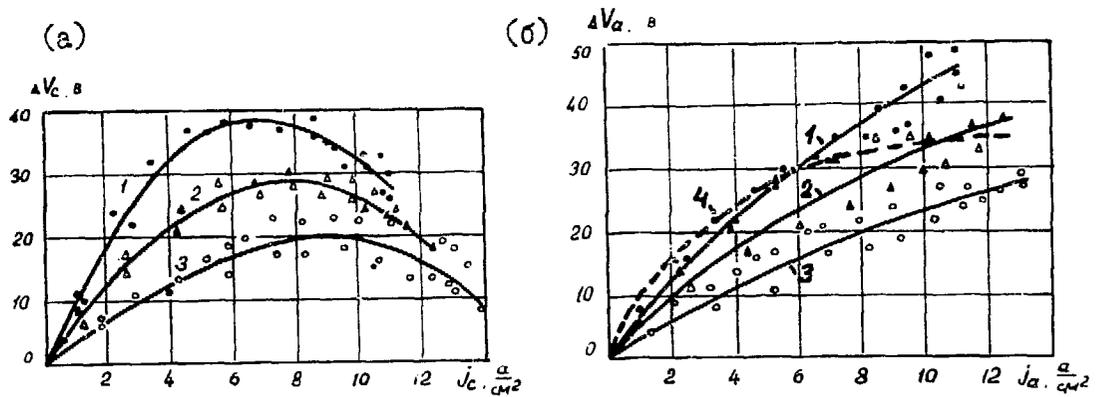


Рис. 4. Приэлектродные падения напряжения на "холодных" электродах с отсосом пограничного слоя: (а) катод, (б) анод. 1- $\tilde{\rho}_c=0$; 2- $\tilde{\rho}_c=0.27\%$; 3- $\tilde{\rho}_c=0.67\%$; 4-расчет.

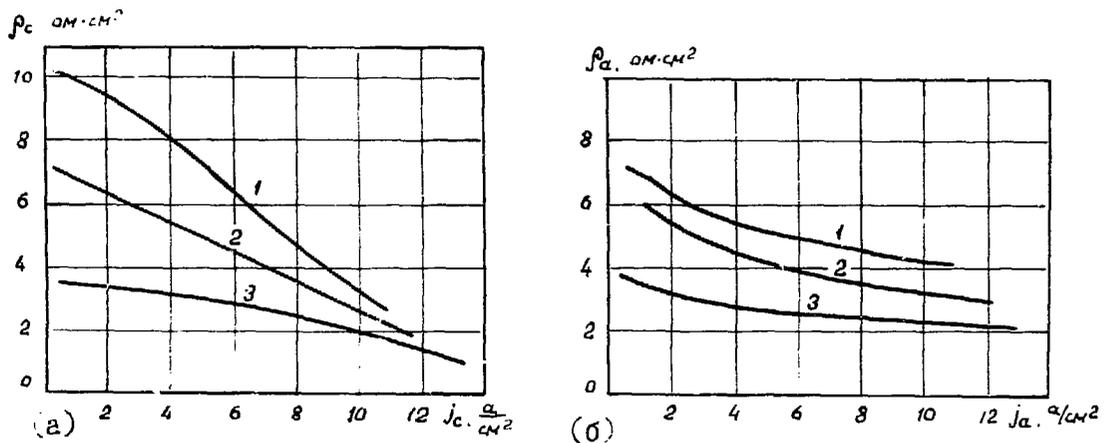


Рис. 5. Зависимость приэлектродных сопротивлений от плотности тока через электрод: (а) катод; (б) анод. 1- $\tilde{\rho}_c=0$; 2- $\tilde{\rho}_c=0.27\%$; 3- $\tilde{\rho}_c=0.67\%$.

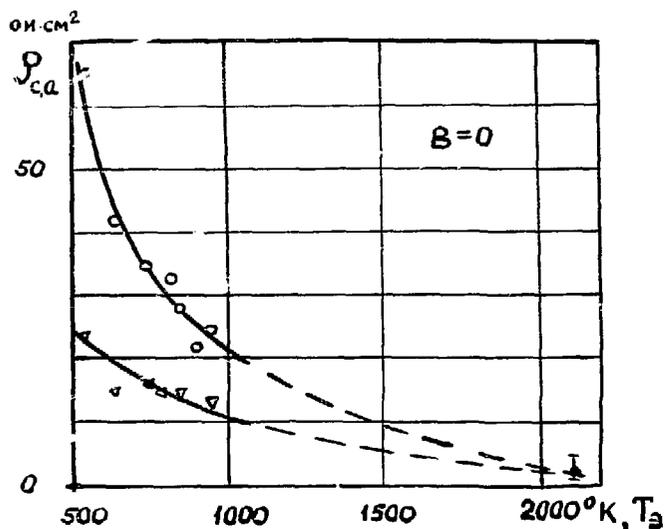


Рис. 6. Зависимость приэлектродных сопротивлений от температуры электрода. 1-катод; 2-анод.

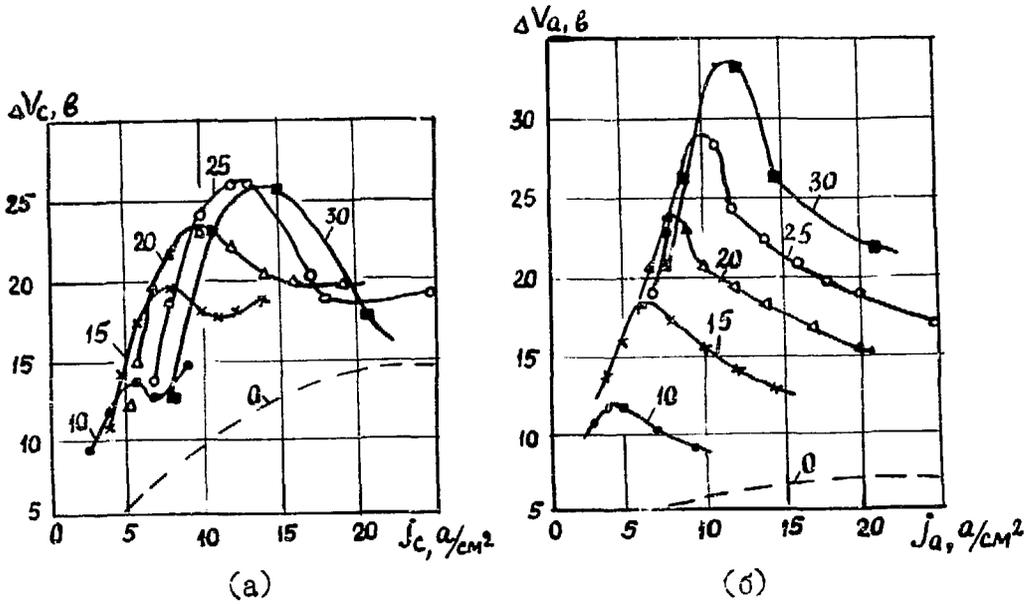


Рис. 7. Зависимость приэлектродных падений напряжения на "горячих" электродах от магнитной индукции: (а) катод; (б) анод. Цифры на кривых соответствуют индукции в кГс.

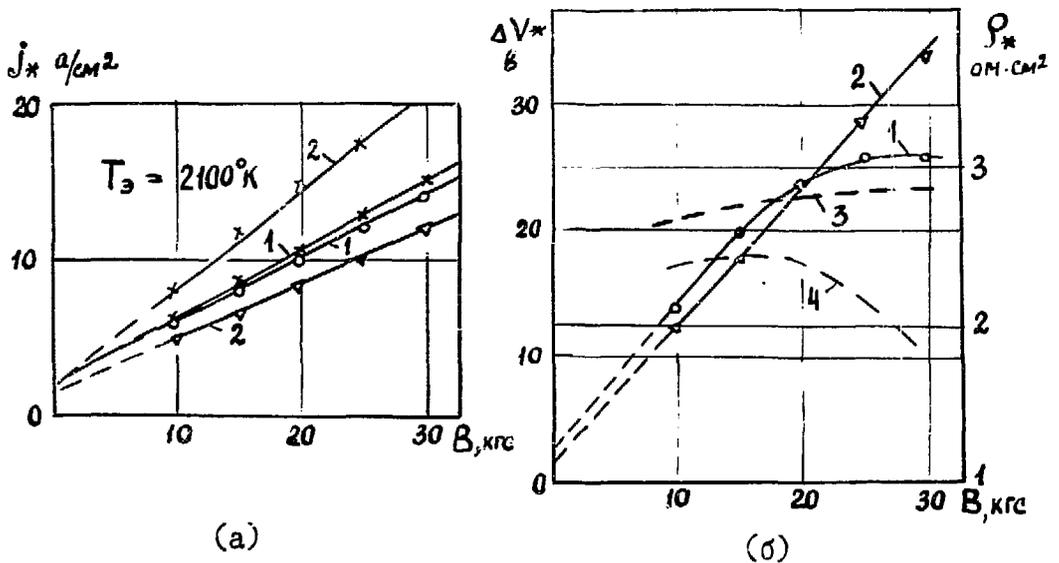


Рис. 8. Зависимость токов достижения максимума (j_*) и точки перегиба (j_{**}) приэлектродных напряжений (а) и максимальных напряжений (б) от магнитной индукции. (а) 1, 1' - катод; 2, 2' - анод; 1, 2 - j_* ; 1', 2' - j_{**} ; (б) 1 - катод; 2 - анод; 3 - $\rho_{\text{сг}}$; 4 - $\rho_{\text{сг}}$.

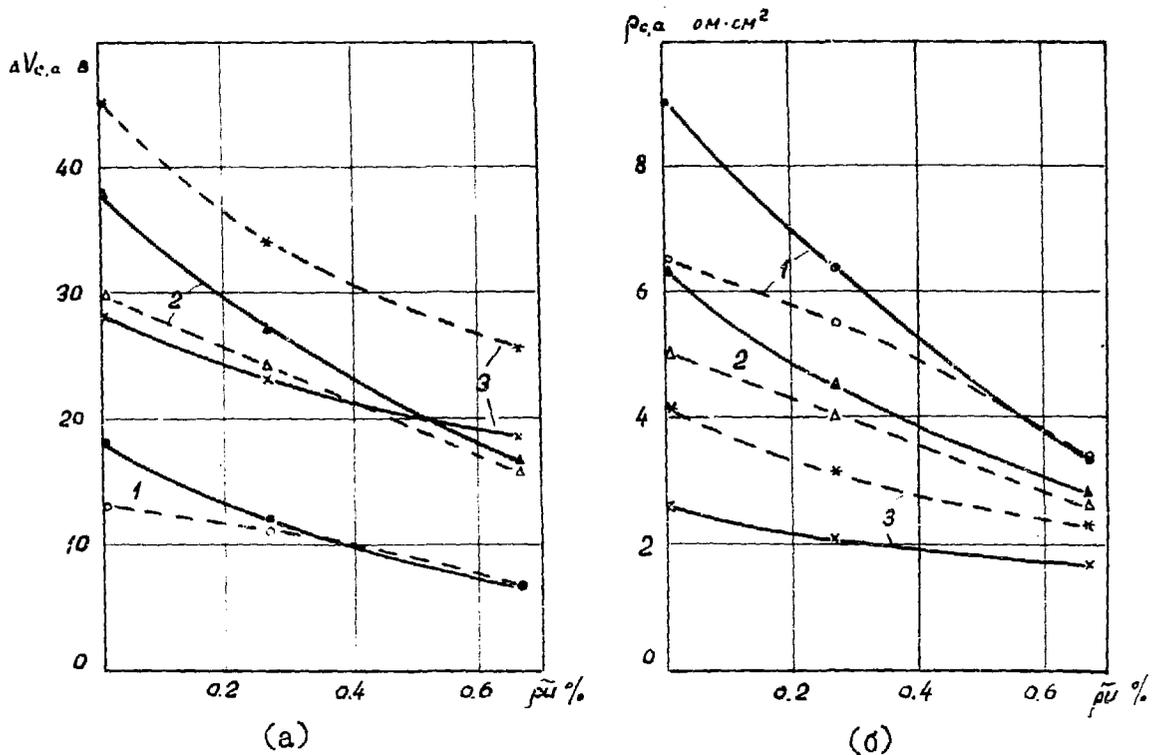


Рис.9. Зависимость приэлектродных напряжений (а) и сопротивлений (б) от относительной расходонапряженности при отсосе погранслоя; сплошные линии—катод; пунктир—анод.
 1— $j < j_{кр}$; 2— $j \approx j_{кр}$; 3— $j > j_{кр}$;

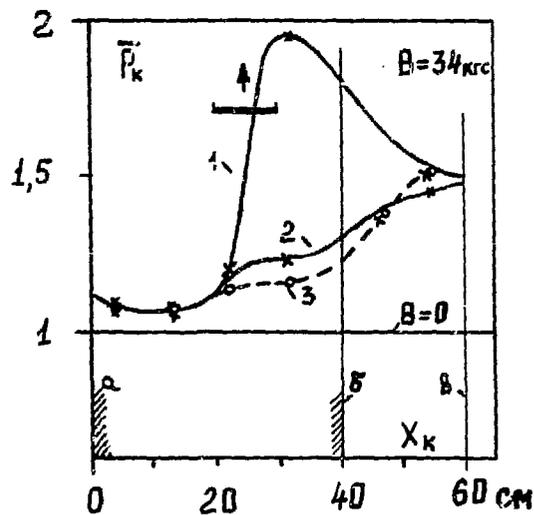


Рис.10. Иллюстрация возбуждения скачка давления из-за отрыва погранслоя при увеличении параметра МГД-торможения. 1— $S_k \approx 0.14$; 2— $S_k \approx 0.09$; 3— $S_k \approx 0.11$ с отсосом.
 а, б— вход и выход из электродной зоны; в—выхлоп в атмосферу.

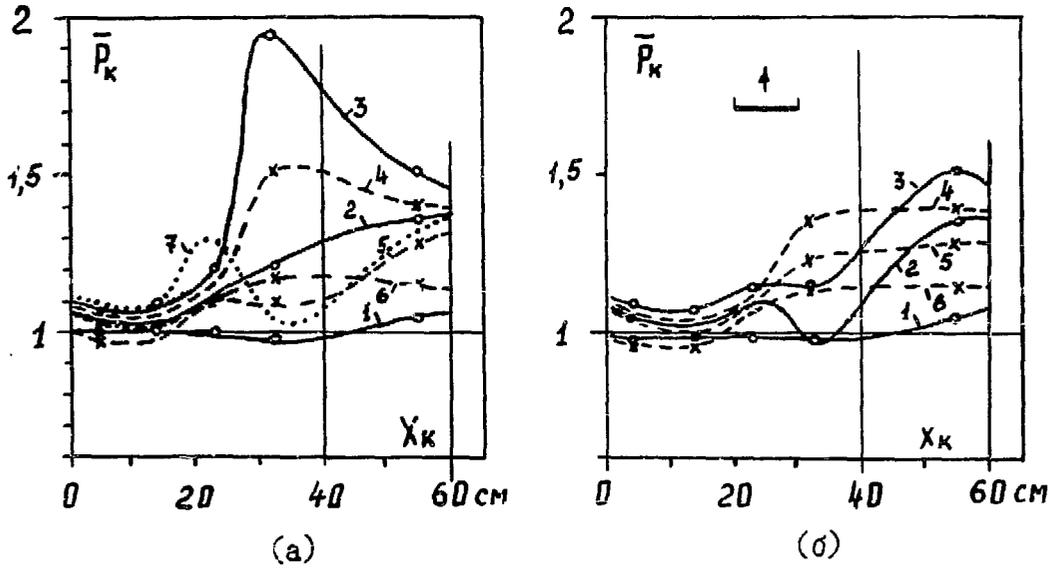


Рис. 11. Поведение статического давления с магнитной индукцией: (а) без отсоса, (б) с отсосом погранслоя ($\beta = 1.6\%$).
 1-В=20кгс; 2-32кгс; 3-34кгс; 4-28кгс; 5-15кгс; 6-0кгс; 7-21кгс.

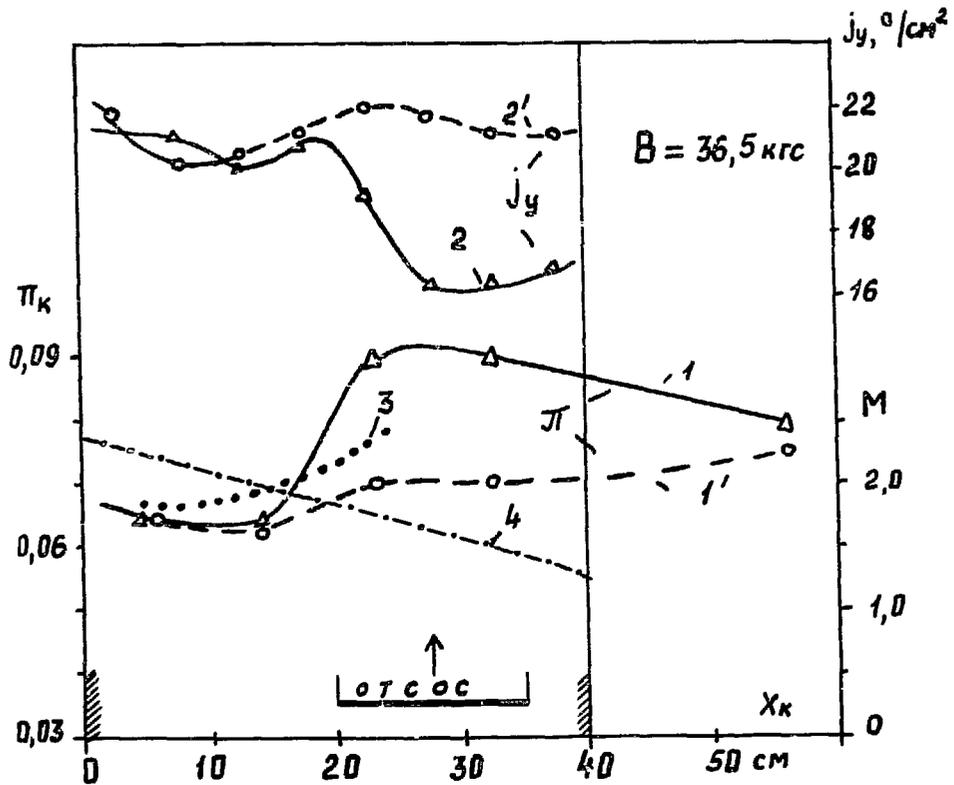


Рис. 12. Распределение давления (1, 1'), тока (2, 2') и числа Маха (4) по каналу при $k_0 = 0,27$ и $G_0 = 50 \text{ мг}$.
 1, 2-без отсоса; 1', 2'- с отсосом $\beta = 8\%$, 3-расчет $\pi_k(x)$ по $j_y(x)$ в случае без отсоса;