JAERI-Tech
2004-001(第1分冊)

JP0450381

大強度陽子加速器プロジェクト

物質・生命科学実験施設機器技術設計書

2004年3月

物質・生命科学実験施設建設チーム

日本原子力研究所
Japan Atomic Energy Research Institute

本レポートは，日本原子力研究所が不定期に公刊している研究報告書です。
入手の問合わせは，日本原子力研究所研究情報部研究情報課（〒319-1195　茨城県那珂郡東海村）あて，お申し越しください。なお，このほかに財団法人原子力弘済会資料センター（〒319-1195　茨城県那珂郡東海村日本原子力研究所内）で複写による実費頒布をおこなっております。

This report is issued irregularly.
Inquiries about availability of the reports should be addressed to Research Information Division, Department of Intellectual Resources, Japan Atomic Energy Research Institute, Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki-ken, 319-1195, Japan.

© Japan Atomic Energy Research Institute, 2004

編集兼発行　　日本原子力研究所

JAERI-Tech 2004-001

大強度陽子加速器プロジェクト
物質・生命科学実験施設機器技術設計書

日本原子力研究所東海研究所大強度陽子加速器施設開発センター
物質・生命科学実験施設建設チーム

（２００４年１月６日受理）

本報告書は、大強度陽子加速器計画(J-PARC)の物質・生命科学実験施設(MLF)の機器製作の概念及び基本設計に関わる平成１４年度までの検討成果を技術設計書としてまとめたものである。第１章は計画書に当たる建設の目的、目標、スケジュール、予算、体制についてまとめた。第２章以下に技術設計書に当たる個々の機器の基本設計方針と検討内容を記述した。

プロジェクトは日々新たな展開を見せ、本設計書段階からは相当詳細化され、あるいは、部分は変更されて製作設計として既に最終的な形として収束している機器もある。それらは、詳細技術設計書として近い将来、続報として報告する。

東海研究所：〒319-1195　茨城県那珂郡東海村白方白根 2-4

JAERI-Tech 2004-001

High Intensity Proton Accelerator Project (J-PARC)
Technical Design Report
Materials & Life Science Experimental Facility

Materials & Life Science Experimental Facility Construction Team

Center for Proton Accelerator Facilities
Tokai Research Establishment
Japan Atomic Energy Research Institute
Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki-ken

(Received January 6, 2004)

This report summarizes conceptual design study up to March, 2003, relevant to the Materials & Life Science Experimental Facility construction which is one of the major user facilities to be constructed under the J-PARC project of High Intensity Proton Accelerator. The first chapter corresponds to the design manual, and the followings stand for the technical parts giving the design principle and detailed results for the studies.

As the project is evolving day by day, some of studies have been advanced since the moment of this summary in one hand, and some of parts are close to final stage of design. Including those, more comprehensive and updated version of the technical designs are to be reported accordingly.

Keywords : J-PARC, High Intensity Proton Accelerator, Materials & Life Science,
1MW Neutron Source , Muon Science, Technical Design Report

目　次

初めに ····· 1

1. 物質・生命科学実験施設全体概要 ····· 3
1.1 大強度陽子加速器プロジェクト J-PARC 概要 ····· 3
1.2 物質・生命科学実験施設の目指すサイエンス ····· 3
1.3 物質・生命科学実験施設建設の目的・目標 ····· 4
1.4 施設の構成と主要パラメータ ····· 4
1.5 中性子源設計と技術課題 ····· 4
1.6 陽子ビーム輸送系 ····· 7
1.7 ミュオン科学実験施設 ····· 8
1.8 建家、施設 ····· 8
1.9 分光器、中性子実験装置 ····· 8
1.10 建設スケジュール ····· 9
1.11 予算計画 ····· 9
1.12 体制 ····· 10
1.13 安全概念 ····· 10
1.14 おわりに ····· 11

2. 中性子源 ····· 34
2.1 水銀ターゲット ····· 34
2.1.1 概要 ····· 34
2.1.2 水銀ターゲットの設計条件 ····· 38
2.1.3 ターゲット容器の構造設計及び製作指針 ····· 40
2.1.4 水銀容器の動的応力解析評価 ····· 48
2.1.5 ターゲット容器の静的応力解析評価 ····· 63
2.1.6 ターゲット容器の熱流動解析評価 ····· 83
2.1.7 ターゲット容器の製作及び課題 ····· 93
2.1.8 ターゲット台車の概要と設計条件他 ····· 96
2.1.9 ターゲット台車の機器仕様 ····· 103
2.1.10 水銀循環設備 ····· 183
2.1.11 特許 ····· 206
2.2 モデレータ・反射体 ····· 208
2.2.1 モデレータ・反射体・反射体プラグの構造 ····· 208
2.2.2 結合型モデレータのニュートロニクス設計 ····· 223
2.2.3 非結合型モデレータのニュートロニクス設計 ····· 236
2.2.4 モデレータ容器の構造強度解析 ····· 257

2.2.5 モデレータの熱流動解析 …… 266
2.2.6 反射体容器の構造強度解析 …… 326
2.2.7 反射体の熱流動解析 …… 343
2.2.8 中性子吸収材 …… 360
2.3 極低温水素循環システム …… 369
2.3.1 基本構成 …… 369
2.3.2 全体基本設計 …… 374
2.3.3 主要機器設計 …… 411
2.3.4 非定常時の検討 …… 433
2.3.5 安全設計の考え方 …… 465
2.3.6 今後の検討事項 …… 468
2.4 ターゲットステーション構成機器 …… 472
2.4.1 全体基本概念 …… 472
2.4.2 設計指針及び設計基準 …… 483
2.4.3 構成機器各論 …… 489
2.4.4 機器据付手順と据付精度 …… 679
2.5 陽子ビーム窓 …… 685
2.5.1 陽子ビーム窓の構造概念及び仕様 …… 685
2.5.2 陽子ビームモニター及びアセンブリー …… 713
2.5.3 メインテナンスシナリオ …… 718
2.5.4 今後の課題 …… 719
2.6 リモートハンドリング設備 …… 720
2.6.1 設備の概要 …… 720
2.6.2 ホットセルの概要 …… 720
2.6.3 リモートハンドリング設備取扱対象機器 …… 722
2.6.4 パワーマニピュレータに関する基本仕様 …… 728
2.6.5 マスタースレーブマニピュレータ …… 742
2.6.6 反射体等遠隔操作機器 …… 753
2.7 放射化機器保管設備 …… 760
2.7.1 設計方針 …… 760
2.7.2 保管対象機器の取扱フローダイヤグラム …… 764
2.7.3 水銀ターゲット容器保管設備 …… 768
2.7.4 減速材容器保管設備 …… 776
2.7.5 陽子ビーム窓保管設備 …… 783
2.7.6 反射体保管設備 …… 789
2.7.7 ミュオンターゲット保管設備 …… 796
2.7.8 使用済減速材容器等切断装置 …… 802
2.7.9 ターゲット容器搬出キャスク …… 808

2.7.10 汎用放射化機器保管設備 …… 811
2.7.11 使用済水銀ターゲット容器保管容器 …… 812
2.7.12 ターゲット容器交換台車 …… 818
2.8 放射性排気、排水処理設備 …… 828
2.8.1 放射性気体、放射性液体の生成量評価 …… 828
2.8.2 放射性排気処理設備と排気シナリオ …… 828
2.8.3 放射性排水処理設備と排水シナリオ …… 828
2.8.4 今後の課題 …… 829
2.9 制御系機器 …… 838
2.9.1 基本事項 …… 838
2.9.2 機器仕様 …… 839
2.9.3 今後の課題 …… 842

3. 3GeV 陽子ビーム輸送系施設 …… 849
3.1 施設概要 …… 849
3.2 ビームオプティクス …… 852
3.2.1 設計条件 …… 852
3.2.2 ビームオプティクスの設計 …… 852
3.2.3 ビーム軌道の歪み …… 856
3.2.4 M2 トンネルにおけるビームロス …… 859
3.2.5 機器の配置 …… 861
3.3 電磁石 …… 863
3.3.1 概要 …… 863
3.3.2 磁場の均一度 …… 863
3.3.3 電源の安定性 …… 866
3.3.4 アライメント …… 866
3.4 ビームライン真空 …… 868
3.4.1 真空設計評価 …… 868
3.4.2 3NBT の真空系の設計 …… 871
3.4.3 真空仕切り薄膜 …… 873
3.5 ビームダンプ …… 878
3.5.1 概要 …… 878
3.5.2 設計条件 …… 878
3.5.3 解析計算 …… 879

4. 中性子利用実験装置 …… 883
4.1 プロジェクト提案装置 …… 883
4.1.1 はじめに …… 883

4.1.2 装置群の概要 …… 883
4.1.3 プロジェクト提案装置 …… 884
4.1.4 装置検討の経緯 …… 884
4.2 生体関連物質結晶構造解析用中性子回折計(BIX-P1) …… 892
4.2.1 全体概要 …… 892
4.2.2 研究概要 …… 892
4.2.3 仕様概略 …… 893
4.2.4 装置模式図 …… 894
4.3 多目的高分解能粉末中性子回折装置(Super Sirius Diffractometer) …… 895
4.3.1 全体概要 …… 895
4.3.2 研究内容 …… 895
4.3.3 建設する実験装置の概要 …… 896
4.4 超高分解能粉末中性子回折装置(Super High Resolution Powder Diffractometer) …… 898
4.4.1 全体概要 …… 898
4.4.2 研究内容 …… 898
4.4.3 建設する実験装置の概要 …… 899
4.5 残留応力解析用パルス中性子回折装置 …… 901
4.5.1 全体概要 …… 901
4.5.2 研究内容の概要 …… 901
4.5.3 建設する装置の主な仕様 …… 902
4.6 高強度汎用全散乱装置 …… 905
4.6.1 全体概要 …… 905
4.6.2 研究内容の概要 …… 905
4.6.3 建設する装置の概要 …… 906
4.6.4 建設する実験装置の主な仕様 …… 907
4.7 大強度型中性子小角散乱装置(HI-SANS) …… 908
4.7.1 全体概要 …… 908
4.7.2 研究内容の概要 …… 908
4.7.3 建設する実験装置の主な仕様 …… 910
4.8 高性能試料水平型中性子反射率計 …… 911
4.8.1 全体概要 …… 911
4.8.2 研究概観 …… 911
4.8.3 高性能試料水平型中性子反射率計のスペック …… 913
4.8.4 概念図 …… 913
4.9 高分解能型チョッパー分光器 …… 914
4.9.1 全体概要 …… 914
4.9.2 研究内容の概要 …… 914
4.9.3 建設する実験装置の性能 …… 914

4.9.4 概念図 …… 916
4.10 冷中性子ダブルチョッパー型分光器 …… 917
4.10.1 全体概要 …… 917
4.10.2 研究内容の概要 …… 917
4.10.3 スペック …… 919
4.10.4 概念図 …… 920
4.11 生物用非弾性装置 DYANA(protein DYnamics ANAlysis instrument) …… 921
4.11.1 全体概要 …… 921
4.11.2 研究内容の概要 …… 921
4.11.3 建設する実験装置の概要 …… 922
4.11.4 建設する実験装置の主な仕様 …… 923

5. ミュオン科学実験施設 …… 925
5.1 全体概要 …… 925
5.2 ミュオン標的 …… 927
5.3 ミュオン周辺建家構造・遮蔽体構造 …… 937
5.3.1 ミュオン周辺建家概要 …… 937
5.3.2 M1トンネルとM2トンネル …… 937
5.3.3 実験エリア …… 938
5.4 2次ビームライン …… 940
5.4.1 2次ビームラインオプティクス …… 940
5.4.2 Muon Experimental Port …… 956
5.5 NMライン空冷装置 …… 961
5.5.1 空冷装置 …… 961
5.5.2 電磁石の気中発熱 …… 965
5.6 真空・ピローシール …… 969
5.6.1 基本概要 …… 969
5.6.2 設計方針 …… 969
5.6.3 今後の問題点と課題 …… 975
5.7 制御 …… 976
5.7.1 人への安全系インターロック …… 976
5.7.2 装置等への安全系インターロック …… 977
5.7.3 タイミング信号 …… 978
5.7.4 ネットワーク …… 979
5.8 保守 …… 980

6. 安全性 …… 982
6.1 安全設計指針と設計方針 …… 982

6.2 安全設計評価 …… 982
6.2.1 異常事象の選定 …… 982
6.2.2 異常事象の評価 …… 984
6.3 今後の課題 …… 987

7. 建設工程 …… 990
7.1 概要 …… 990
7.2 建設工程の検討 …… 990
7.3 搬入方法の検討 …… 991
7.4 今後の課題 …… 994

8. 解析評価 …… 1020
8.1 ニュートロニクス（ニュートロニクス、核発熱、放射線損傷） …… 1020
8.1.1 ニュートロニクス計算における加速法 …… 1020
8.1.2 核発熱計算の概要と計算方法、計算条件 …… 1021
8.1.3 核発熱計算 …… 1022
8.1.4 放射線損傷 …… 1032
8.1.5 まとめと今後 …… 1034
8.2 施設遮蔽設計 …… 1035
8.2.1 設計目標線量 …… 1035
8.2.2 3GeV 陽子ビーム輸送ラインに関わる遮蔽設計 …… 1035
8.2.3 ミュオン実験施設の遮蔽設計 …… 1043
8.2.4 中性子実験施設の遮蔽設計 …… 1050
8.2.5 物質・生命科学実験施設建家壁の遮蔽設計 …… 1080
8.2.6 事業所境界での線量評価 …… 1087

9. R＆D …… 1089
9.1 水銀ピッティング …… 1089
9.1.1 はじめに …… 1089
9.1.2 Off-line 実験 …… 1089
9.1.3 On-beam 実験 …… 1100
9.1.4 今後の計画 …… 1101
9.2 水銀流動試験 …… 1110
9.2.1 水銀流動基礎実験装置の概要 …… 1110
9.2.2 管摩擦係数測定試験 …… 1112
9.2.3 熱伝達試験 …… 1114
9.2.4 エロージョン試験及び残留水銀量測定 …… 1126
9.2.5 ギアポンプ特性試験 …… 1144

9.2.6 水銀流動試験まとめ ····· 1154

Appendix A 各部の入熱量検討 ····· 1155
Appendix B 等温圧力係数と体積膨張係数の変数変換について ····· 1169
Appendix C 定常流における低速流の1次元圧縮性流体に関する方程式の開発 ····· 1170

Contents

Preface 1

1. Overview of Materials and Life Science Experimental Facility 3
1.1 Overview of High Intensity Proton Accelerator Project J-PARC 3
1.2 Science at Materials and Life Science Experimental Facility 3
1.3 Objects of Construction of Materials and Life Science Experimental Facility 4
1.4 Components and Main Parameter of Materials and Life Science Experimental Facility 4
1.5 Neutron Source Design and its Technical Issues 4
1.6 Proton Beam Transport Line 7
1.7 Muon Experimental Facility 8
1.8 Building 8
1.9 Spectrometers, Neutron Experiment Instruments 8
1.10 Construction Schedule 9
1.11 Budget Plan 9
1.12 Structure 10
1.13 Safety Concept 10
1.14 Summary 11

2. Neutron Source 34
2.1 Mercury Target 34
2.1.1 Outline of the Mercury Target 34
2.1.2 Design Conditions of the Mercury Target 38
2.1.3 Guidelines for Structural Design and Fabrication of the Target Vessel 40
2.1.4 Dynamic Stress Analyses and Evaluations of the Mercury Vessel 48
2.1.5 Static Stress Analyses and Evaluations of the Target Vessel 63
2.1.6 Thermal Hydraulic Analyses and Evaluations of the Target Vessel 83
2.1.7 Fabrication of the Target Vessel and Some Problems 93
2.1.8 Outline of the Target Trolley and Design Conditions 96
2.1.9 Specification of the Target Trolley 103
2.1.10 Mercury Circulation System 183
2.1.11 Patents 206
2.2 Moderator and Reflector 208
2.2.1 Structure of Moderator, Reflector and Reflector Plug 208
2.2.2 Neutronics Design on Coupled Moderator 223
2.2.3 Neutronics Design on Decoupled Moderator 236
2.2.4 Structural Strength Analysis for Moderator Vessel 257

2.2.5 Thermal-hydraulic Analyses of Moderator ····· 266
2.2.6 Structural Strength Analysis for Reflector ····· 326
2.2.7 Thermal-hydraulic Analysis of Reflector ····· 343
2.2.8 Neutron Absorption Materials ····· 360
2.3 Cryogenic Hydrogen Circulation System ····· 369
2.3.1 Outline of the System ····· 369
2.3.2 Preliminary Design ····· 374
2.3.3 Design of Main Components ····· 411
2.3.4 Study of Unsteady Conditions ····· 433
2.3.5 Safety Design Concept ····· 465
2.3.6 Future Investigations ····· 468
2.4 Target Station ····· 472
2.4.1 Concept ····· 472
2.4.2 Design Philosophy and Design Values ····· 483
2.4.3 Components of Target Station ····· 489
2.4.4 Procedure and Design Accuracy with respect to Component Installation ····· 679
2.5 Proton Beam Window ····· 685
2.5.1 Conceptual Design and Specification of Proton Beam Window ····· 685
2.5.2 Proton Beam Monitor and Assembly ····· 713
2.5.3 Maintenance Scenario ····· 718
2.5.4 Future Tasks ····· 719
2.6 Remote Handling System ····· 720
2.6.1 Outline of Remote Handling System ····· 720
2.6.2 Outline of Hot-Cell ····· 720
2.6.3 Components Maintained by Remote Handling ····· 722
2.6.4 Power Manipulator System ····· 728
2.6.5 Master-Slave (M-S) Manipulator ····· 742
2.6.6 Remote Handling in Connection with Moderator-reflector Maintenance ····· 753
2.7 Irradiated Components Storage and Handling Facility ····· 760
2.7.1 Design Principles ····· 760
2.7.2 Storage Components Handling Flow-diagram ····· 764
2.7.3 Mercury Target Vessel Storage Facility ····· 768
2.7.4 Moderator Vessel Storage Facility ····· 776
2.7.5 Proton Beam Window Storage Facility ····· 783
2.7.6 Reflector Assembly Storage Facility ····· 789
2.7.7 Muon Target Storage Facility ····· 796
2.7.8 Spent Moderator Vessel etc. Pipe Cutting Device ····· 802
2.7.9 Mercury Target Vessel Transportation Cask ····· 808

2.7.10 General-purpose Irradiated Components Storage Facility 811
2.7.11 Spent Mercury Target Vessel Storage Container 812
2.7.12 Mercury Target Vessel Exchange Truck 818
2.8 Exhaust System for Radioactive Air and Drain System for Radioactive Water 828
2.8.1 Radioactive Production Estimation in Air and Water 828
2.8.2 Exhaust System for Radioactive Air and Exhaust Scenario 828
2.8.3 Drain System for Radioactive Water and Drain Scenario 828
2.8.4 Remaining Issues 829
2.9 Control System Components 838
2.9.1 Fundamental Condition 838
2.9.2 Specifications 839
2.9.3 Forward Task 842

3. 3-Gev Proton Beam Transport Facility 849
3.1 Outline of Facility 849
3.2 Beam Optics 852
3.2.1 Design Criteria 852
3.2.2 Design of Beam Optics 852
3.2.3 Distortion of Beam Orbit 856
3.2.4 Beam Loss in M2 Tunnel 859
3.2.5 Arrangement of Beam Line Elements 861
3.3 Magnets 863
3.3.1 Outline 863
3.3.2 Uniformity of Magnetic Field 863
3.3.3 Stability of Power Supplies 866
3.3.4 Alignment of Beam Line Elements 866
3.4 Vacuum System of Beam Line 868
3.4.1 Evaluation Method of Vacuum System 868
3.4.2 Design of Vacuum System 871
3.4.3 Thin Film for Separating Vacuum Sections 873
3.5 Beam Dump 878
3.5.1 Outline 878
3.5.2 Design Criteria 878
3.5.3 Numerical Analysis 879

4. Neutron Science Instruments 883
4.1 Instruments Proposed by Project Team 883
4.1.1 Introduction 883

4.1.2 Outline of Instruments 883
4.1.3 10 Instruments Proposed by Project Team 884
4.1.4 Process of Instrument Consideration 884
4.2 Single Crystal Pulsed Neutron Diffractometer
for Biologically Important Materials No.1 (BIX-P1) 892
4.2.1 Outline 892
4.2.2 Contents of Research 892
4.2.3 Specification 893
4.2.4 Schematic Layout of Instrument 894
4.3 Super Sirius Diffractometer 895
4.3.1 Outline 895
4.3.2 Contents of Research 895
4.3.3 Design of Instrument 896
4.4 Super-high-resolution Powder Diffractometer 898
4.4.1 Outline 898
4.4.2 Contents of Research 898
4.4.3 Design of Instrument 899
4.5 Engineering Diffractometer 901
4.5.1 Outline 901
4.5.2 Contents of Research 901
4.5.3 Design of Instrument 902
4.6 High Intensity Total Scattering Diffractometer 905
4.6.1 Outline 905
4.6.2 Contents of Research 905
4.6.3 Design of Instrument 906
4.6.4 Specification 907
4.7 Hi-Intensity SANS (HI-SANS) 908
4.7.1 Outline 908
4.7.2 Contents of Research 908
4.7.3 Design of Instrument 910
4.8 High-performance Neutron Reflectometer with Horizontal Sample Geometry 911
4.8.1 Outline 911
4.8.2 Contents of Research 911
4.8.3 Specification 913
4.8.4 Schematic Layout of Instrument 913
4.9 High resolution Chopper Spectrometer 914
4.9.1 Outline 914
4.9.2 Contents of Research 914

4.9.3 Specification 914
4.9.4 Schematic Layout of Instrument 916
4.10 Cold Neutron Disk-chopper Spectrometer 917
4.10.1 Outline 917
4.10.2 Contents of Research 917
4.10.3 Specification 919
4.10.4 Schematic Layout of Instrument 920
4.11 Protein Dynamics Analysis Instrument: DYANA 921
4.11.1 Outline 921
4.11.2 Contents of Research 921
4.11.3 Design of Instrument 922
4.11.4 Specification 923

5. Muon Science Experiment Facility 925
5.1 General 925
5.2 Muon Production Target 927
5.3 Design of the Building and the Shield around the Muon Facility 937
5.3.1 Overview of the Building around the Muon Facility 937
5.3.2 M1 Tunnel and M2 Tunnel 937
5.3.3 Experimental Area 938
5.4 Secondary Muon Beam Line 940
5.4.1 Beam Optics of the Secondary Line 940
5.4.2 Muon Experimental Port 956
5.5 Air circulation System for the NM Line 961
5.5.1 Design of the Air Circulation System 961
5.5.2 Heat Production in the Air due to Electromagnet 965
5.6 Vacuum and Pillow Seal 969
5.6.1 Outline 969
5.6.2 Design Policy 969
5.6.3 Remaining Issues 975
5.7 Control 976
5.7.1 Safety Interlock for Person 976
5.7.2 Safety Interlock for Machines 977
5.7.3 Timing Signal 978
5.7.4 Network 979
5.8 Maintenance 980

6. Safety ····· 982
6.1 Safety Design Guideline and Design Policy ····· 982
6.2 Safety Design Evaluation ····· 982
6.2.1 Selection of Off-normal Events ····· 982
6.2.2 Evaluation for Off-normal Events ····· 984
6.3 Remaining Issues ····· 987

7. Master Plan of Building Construction and Installation of Target Station Components ····· 990
7.1 Overview ····· 990
7.2 Study for Plan of Building Construction ····· 990
7.3 Study For Install Methods of Components ····· 991
7.4 Remaining Issues ····· 994

8. Neutronics Analyses ····· 1020
8.1 Neutronics Calculation (Neutronics, Nuclear Heating and Radiation Damage) ····· 1020
8.1.1 Acceleration Method for Neutronics Calculation ····· 1020
8.1.2 Outline, Calculation Method and Conditions for Nuclear Heating ····· 1021
8.1.3 Nuclear Heating Calculation ····· 1022
8.1.4 Radiation Damage ····· 1032
8.1.5 Summary and Perspectives ····· 1034
8.2 Shielding Design of Facilities ····· 1035
8.2.1 Policy of Target Design Dose ····· 1035
8.2.2 Shielding Design for 3 GeV Proton Beam Transport Line ····· 1035
8.2.3 Shielding Design for Muon Experiment Facility ····· 1043
8.2.4 Shielding Design for Neutron Experiment Facility ····· 1050
8.2.5 Shield Design of MLF Building ····· 1080
8.2.6 Radiation Dose Evaluation at Site Boundaries ····· 1087

9. R&D ····· 1089
9.1 Pitting Damage in Mercury Target ····· 1089
9.1.1 Introduction ····· 1089
9.1.2 Off-line Tests ····· 1089
9.1.3 On-beam Tests ····· 1100
9.1.4 Summary & Future Plan ····· 1101
9.2 Mercury Circulation Experiments ····· 1110
9.2.1 Outline of Mercury Experimental Facility ····· 1110
9.2.2 Friction Factor Measurement Tests ····· 1112
9.2.3 Heat Transfer Experiments ····· 1114

9.2.4 Erosion Experiments and Remaining Mercury Measurements ····· 1126
9.2.5 Gear Pump Performance Tests ····· 1144
9.2.6 Concluding Remarks ····· 1154

Appendix A Estimation of Heat Input for the Components ····· 1155
Appendix B Parameter Transformation
on the Isothermal Compressibility and the Volume Expansivity ····· 1169
Appendix C Development of One Dimensional Compressible Flow Equation
under a Slow and Steady Flow ····· 1170

著者リスト

1. 物質・生命科学実験施設全体概要	池田　裕二郎
2. 中性子源	
2.1 水銀ターゲット	日野　竜太郎、神永　雅紀、羽賀　勝洋、木下　秀孝、粉川　広行、石倉　修一
2.2 モデレータ・反射体	
2.2.1　モデレータ・反射体・反射体プラグの構造	勅使河原　誠
2.2.2　結合型モデレータのニュートロニクス設計	甲斐　哲也
2.2.3　非結合型モデレータのニュートロニクス設計	原田　正英
2.2.4　モデレータ容器の構造強度解析	粉川　広行
2.2.5　モデレータの熱流動解析	麻生　智一、佐藤　博
2.2.6　反射体容器の構造強度解析	寺奥　拓司、粉川　広行
2.2.7　反射体の熱流動解析	佐藤　博、寺田　敦彦
2.2.8　中性子吸収材	原田　正英
2.3 極低温水素循環システム	
2.3.1　基本構成	麻生　智一
2.3.2　全体基本設計	
2.3.2.1 全体系統図	麻生　智一
2.3.2.2 冷却フロー（PFD）	牛島　勇
2.3.2.3 系統圧力損失	高橋　才雄
2.3.2.4 系統熱負荷	高橋　才雄
2.3.2.5 系統インベントリ	高橋　才雄
2.3.2.6 流量分配	高橋　才雄
2.3.3　主要機器設計	
2.3.3.1 オルソ・パラ変換器	牛島　勇
2.3.3.2 液体水素循環ポンプ	加藤　崇
2.3.3.3 ヘリウム冷凍機	牛島　勇
2.3.3.4 ヘリウム／水素熱交換器	牛島　勇
2.3.4　非定常時の検討	
2.3.4.1 陽子ビーム　オン／オフ時の変動と制御	加藤　崇
2.3.4.2 陽子ビームパルス欠損による温度応答	高橋　才雄
2.3.5　安全設計の考え方	加藤　崇
2.3.6　今後の検討事項	加藤　崇

2.4 ターゲットステーション構造機器
2.4.1 全体基本概念 高田 弘
2.4.2 設計指針及び設計基準 高田 弘、前川 藤夫
2.4.3 構成機器各論
2.4.3.1 ヘリウムベッセル
2.4.3.1.1 機能 本村 士郎
2.4.3.1.2 設計の基本方針 本村 士郎
2.4.3.1.3 設計条件 本村 士郎
2.4.3.1.4 ヘリウムベッセルの構造 寺奥 拓史
2.4.3.1.5 構造検討、強度設計 本村 士郎
2.4.3.1.6 今後の課題 本村 士郎
2.4.3.2 水冷遮蔽体
2.4.3.2.1 機能目的 甲斐 哲也
2.4.3.2.2 仕様 甲斐 哲也
2.4.3.2.3 設計条件 甲斐 哲也
2.4.3.2.4 水冷遮蔽体容器の構造・強度検討 寺奥 拓史
2.4.3.2.5 課題 甲斐 哲也
2.4.3.3 ベッセル窓遠隔操作機器
2.4.3.3.1 機能及び目的 高田 弘
2.4.3.3.2 設計の基本方針 高田 弘
2.4.3.3.3 設計条件 高田 弘
2.4.3.3.4 構造の概念検討 高田 弘、古坂、道弘
2.4.3.3.5 ヘリウムベッセル枝管と角形ダクトのシール性の検討 寺奥 拓史
2.4.3.3.6 今後の課題 高田 弘
2.4.3.4 ヘリウムベッセルサポートシリンダー 吉田 勝彦
2.4.3.5 ライナー機器
2.4.3.5.1 ベースプレート/ボトムライナー 吉田 勝彦
2.4.3.5.2 アウターライナー/中性子ビームダクト 高田 弘、寺奥 拓史
2.4.3.5.3 陽子ビーム入射部ライナー 寺奥 拓史
2.4.3.5.4 ターゲット台車挿入部ライナー 吉田 勝彦
2.4.3.5.5 配管樋 本村 士郎
2.4.3.6 中性子源ステーション遮蔽体
2.4.3.6.1 はじめに 前川 藤夫
2.4.3.6.2 ブロック分割 前川 藤夫、吉田 勝彦
2.4.3.6.3 圧縮量の算出 吉田 勝彦
2.4.3.6.4 地震時における転倒モーメントの検 吉田 勝彦

	討	
2.4.3.6.5	地震時における水平力の検討	吉田　勝彦
2.4.3.6.6	天井遮蔽体の強度検討	吉田　勝彦
2.4.3.7 中性子ビームシャッター		
2.4.3.7.1	シャッター駆動装置選定・架台構造	吉田　勝彦
2.4.3.7.2	シャッター上部遮蔽ブロック	吉田　勝彦、春日井　好巳
2.4.3.7.3	シャッターブロック/ブロック内挿入ダクト	高田　弘、古坂　道弘
2.4.3.7.4	中性子ビームシャッターの制御系概念	高田　弘、古坂　道弘
2.4.3.7.5	配線経路	大橋　祐則
2.4.3.7.6	シャッターキャスク	高田　弘、前川　藤夫
2.4.3.8 空気循環系		
2.4.3.8.1	ステーション内の温度分布評価	寺奥　拓史
2.4.3.8.2	空気循環系ダクト	大竹　秀範
2.4.4	機器据付手順と据付精度	高田　弘
2.5 陽子ビーム窓		明午　伸一郎
2.5.1	陽子ビーム窓の構造概念及び仕様	寺奥　拓司
2.5.2	陽子ビームモニター及びアセンブリー	明午　伸一郎
2.5.3	メインテナンスシナリオ	明午　伸一郎
2.5.4	今後の課題	明午　伸一郎
2.6 リモートハンドリング設備		
2.6.1	設備の概要	木下　秀孝
2.6.2	ホットセルの概要	木下　秀孝
2.6.3	リモートハンドリング設備取扱対象機器	木下　秀孝
2.6.4	パワーマニピュレータに関する基本仕様	木下　秀孝
2.6.5	マスタースレーブマニピュレータ	木下　秀孝
2.6.6	反射体等遠隔操作機器	勅使河原　誠
2.7 放射化機器保管設備		神永　雅紀
2.8 放射性排気、排水処理設備		今野　力
2.9 制御系機器		木下　秀孝
3. 3GeV 陽子ビーム輸送系施設		
3.1 施設概要		坂元　眞一
3.2 ビームオプティクス		明午　伸一郎
3.3 電磁石		藤森　寛、明午　伸一郎、金子　直勝、坂元　眞一
3.4 ビームライン真空		藤森　寛、明午　伸一郎、坂元　眞一

3.5 ビームダンプ	春日井　好巳
4. 中性子利用実験装置	
4.1 プロジェクト提案装置	新井　正敏
4.2 生体関連物質結晶構造解析用中性子回折計(BIX-P1)	田中　伊知朗
4.3 多目的高分解能粉末中性子回折装置(Super Sirius Diffractometer)	神山　崇
4.4 超高分解能粉末中性子回折装置(Super High Resolution Powder Diffractometer)	神山　崇
4.5 残留応力解析用パルス中性子回折装置	盛合　敦
4.6 高強度汎用全散乱装置	大友　季哉
4.7 大強度型中性子小角散乱装置(HI-SANS)	相澤　一也
4.8 高性能試料水平型中性子反射率計	鳥飼　直也
4.9 高分解能型チョッパー分光器	伊藤　晋一
4.10 冷中性子ダブルチョッパー型分光器	中島健次
4.11 生物用非弾性装置 DYANA(protein DYnamics ANAlysis insturument)	柴田薫
5. ミュオン科学実験施設	
5.1 全体概要	三宅　康博
5.2 ミュオン標的	牧村　俊助、三宅　康博
5.3 ミュオン周辺建家構造・遮蔽体構造	西山　樟生、福地　光一、三宅　康博
5.4 2次ビームライン	
5.4.1 2次ビームラインオプティクス	下村　浩一郎
5.4.2 Muon Experimental Port	髭本　亘
5.5 NM ライン空冷装置	
5.5.1 空冷装置	大竹　秀範、明午　伸一郎、三宅　康博
5.5.2 電磁石の気中発熱	明午　伸一郎
5.6 真空・ピローシール	牧村　俊助、佐藤　伸彦、三宅　康博
5.7 制御	髭本　亘
5.8 保守	三宅　康博、牧村　俊助
6. 安全性	今野　力、小林　薫
7. 全体建設工程	高田　弘
8. 解析評価	
8.1 ニュートロニクス（ニュートロニクス、核発熱、放射線損傷）	原田　正英
8.2 施設遮蔽設計	

8.2.1 設計目標線量 今野 力
8.2.2 3GeV 陽子ビーム輸送ラインに関わる遮蔽設計 今野 力
8.2.3 ミュオン実験施設の遮蔽設計 河村 成肇
8.2.4 中性子実験施設の遮蔽設計 前川 藤夫、田村 昌也
8.2.5 物質・生命科学実験施設建家壁の遮蔽設計 甲斐 哲也
8.2.6 事業所境界での線量評価 今野 力
9. R&D
9.1 水銀ピッティング 二川 正敏
9.2 水銀流動試験 木下 秀孝
Appendix A 各部の入熱量検討 高橋 才雄
Appendix B 等温圧力係数と体積膨張係数の変数変換について 加藤 崇
Appendix C 定常流における低速流の1次元圧縮性流体に関する方程式の開発 加藤 崇

This is a blank page.

初めに

本技術設計書は、現在建設が進められている大強度陽子加速器プロジェクト J-PARC の主要利用施設である、物質・生命科学実験施設の機器設計の基本となる概念、技術とともに、建設に関わるプロジェクト管理について記述したものである。建設は長期に渡る大規模な活動の集合により成り立つ。従って、今後予想される多くの事態に対して適切に対処するためには、常に出発点に立ち戻り、そもそもの考えの根拠を確認し、必要な変更を加えてゆく必要がある。我々チームが目的と活動の枠組みの認識を共通に持ち、作業の根幹とすべきものとしてこの設計書が機能する。建設開始以前にまとめておくべきものであるが、様々な事情によりその集約が遅れてきた。すでに機器製作の発注仕様書を順次まとめる段階となった今、目的達成に向けてチームに課された目標を念頭におき、基本事項から最新の設計方針をまとめる事とした。枝葉末節とならない簡潔で、かつ、すべての重要事項の記述を心がけた。

物質・生命科学実験施設は大きく分けて、1MW 核破砕中性子源、陽子ビーム輸送入射系、中性子利用系、ミュオン利用系の 4 つの領域で構成される。これらが一体として物質・生命科学実験施設として結晶する。本書の技術的な記述は、機器構成レベルに沿うが、部分的には、より設計作業に即した形でまとめられている。

また、全体建設作業をまとめるために不可欠な要素であるプロジェクト管理について、この設計書の最初の部分に示すこととした。これにより、時間、プロジェクト活動範囲、予算スケジュールなど、全体スコープが見渡せる。

本書は、それぞれの担当者が執筆したものを集合させたものである。プロジェクトチーム員全てが重要な貢献を果たした結果である。このことから、内容、記述の仕方に軽重が存在する。しかしながら、上述した設計書としての要件を満たすかぎり、その意義は、失われるものではない。また、各論での詳述は、個々の技術報告書を参照することで、十分な情報が充足されるように心がけた。

プロジェクトは与えられた目標（挑戦的な）を与えられた時間、予算、人員で達成することと定義される。既に存在する様々な制約条件の中での活動であるため、往々にして重要な設計上の変更がしばしば起こる。既に、製作段階に入っているが、我々は、このことについて貴重な経験をしている。この変更手続きによって、より効率的な、より合理的な、場合によっては余儀なく迫られた結果として、プロジェクトの目標達成が実現できる。本設計書はそのような場面において、常に羅針盤として働くであろう。従って、適宜改定作業を伴うもので、履歴を明確に残しながら、内容の更新をしてゆくべきものである。

前述したように、物質・生命科学実験施設全体を統合した技術設計書として本書は初めてのものである。過去数年に渡り現在の設計に至った経緯を記述することはかなり複雑な作業となるため、背景の理解で不可欠と考えられるもののみ必要に応じて記述することとした。

大強度陽子加速器施設開発センター中性子施設開発グループ　リーダ
J-PARC 物質・生命科学実験施設建設グループ　リーダ　池田裕二郎
平成 15 年 10 月　末日　記

1．物質・生命科学実験施設全体概要

1．1　大強度陽子加速器計画 J-PARC 概要

大強度陽子加速器計画(J-PARC)は、２１世紀において飛躍的な展開が期待される物質・生命科学研究、原子核・素粒子物理研究、及び加速器駆動核変換技術開発を目的として、日本原子力研究所（原研）と高エネルギー加速器研究機構（KEK）が共同で大強度陽子加速器及び利用施設の建設を行うプロジェクトである[1]。平成１３年度からその第１期として予算規模約１３５０億円が認められ、平成１８年度末の施設完成を目指す。Fig.1.1-1 に想定される施設の完成時の鳥瞰図を示す。加速器及び利用施設は原研東海研南地区に建設される。初段のリニアックで 400 MeV まで加速された陽子は 3GeV RCS（シンクロトロン）に入射され、ミュオン及び中性子源で構成される物質・生命科学実験施設へ出射される。ビームの一部は、50GeV MR（シンクロトロン）に入射され、原子核実験及びニュートリノ実験施設へ導かれる。

この施設は、パワーフロンティアと２次粒子利用の科学として特徴づけられる。Fig.1.1-2 に世界の MW クラス陽子加速器のマップを示す。このプロジェクト施設の最大パワーは 1MW (3GeV, 0.33 mA)で、物質・生命科学実験施設のパルス中性子源及びミュオン生成ターゲットに導入される。また、50GeV、15 μA の最大 0.75 MW が原子核、ニュートリノ実験に利用される。世界的に見ると、米国の 2 MW の SNS が建設中であり、欧州では最大 5 MW 施設が計画されている。日、米、欧の３極でそれぞれ特色のある研究を展開するために、協調しつつも、熾烈な先陣争いを繰り広げている。

物質・生命科学実験施設のMWパルス核破砕中性子源装置、ミュオン科学実験装置は、プロジェクトの中心的な利用施設である。本報告書は施設建設に関わる機器の概念設計書に相当する。プロジェクト開始時点における全体概念を与えるとともに建設に関わる基本的な枠組みを示す。

1．2　物質・生命科学実験施設の目指すサイエンス

中性子は、今日めざましい発展が見られる様々な機能材料、物質構造の解明において、特に、X 線や放射光では観測が困難な軽元素、特に水素原子、分子、あるいは水が介在する重要な現象解明の研究進展の重要な鍵と認識されている。中性子を用いた研究は中性子散乱研究のみならず、ラジオグラフィー、冷中性子を用いた基礎物理領域にまで広がっている。Fig.1.2-1 に、パルス中性子が拓く研究の広がりを示す。広いエネルギー・運動量、時間、空間での物質の現象をより鮮明に与えるために、強度はもとより時間分解能に優れた中性子ビームは、ミクロスコピックな原子分子、表面、磁性、高分子、生体構造、機能、から精密分析、動的可視化の技術具現をもたらし、産業応用、さらには天体、宇宙物理の発展を促す。

一方、ミュオンをプローブとした物性研究、触媒核融合、さらに基礎物理で新たなサイエンス展開の萌芽が世界的に広がりを見せている。Fig.1.2-2 にミュオン研究の壮観な広がりを示す。中性子及びミュオンのサイエンスについては、別途詳しく各論で述べられるので本章では詳しく記述しないが、大強度の陽子ビームから生まれ K, ν, 中性子、ミュオンなどの２次粒子により創生される新たなサイエンスの展開に科学者は夢を託している。

これらの多様なかつ多くの研究要求に応えるために、プロジェクトでは 1MW パルス核破砕中

性子源およびミュオン生成ターゲット施設を建設する。1MW 出力目標は、加速技術の到達可能なレベル、中性子ターゲット技術の実現可能レベル、等、プロジェクトとして与えられた時間スケール及び技術見通しをもとにサイエンスにおける飛躍的な展開が期待できる明確な指標として設定した。

１．３　物質・生命科学実験施設建設の目的・目標

物質・生命科学実験施設(MLF)は幅広い中性子及びミュオン利用の需要に応え得る 1MW 陽子ビーム入射によるパルス核破砕中性子源及びミュオン実験のためのユーザー施設を一体として建設する施設である。良質で特徴のある中性子及びミュオンビームをユーザーに提供することを第一義的な目的とする。出力 1MW のパルス核破砕中性子源および最大 10kW のミュオン生成ターゲット及びそれ等を包含する施設 MLF は平成１４年度からその建設を開始し、平成１８年度末に最初の加速器ビームを受け入れる施設として完成させる計画である。多くのユーザーの期待を担い、ビーム受け入れ後は、施設の健全性を速やかに確保し、加速器ビームの上昇とともに、可能な限り早期に一般ユーザーへ安定したビーム供給を開始すべく、全体施設の設計を進めている。施設が備えるべき基本条件は、

（１）　安定した良質のビーム供給
（２）　放射線等安全性の確保
（３）　多くのユーザーのアクセスを可能とする環境の確保

である。これらに沿った施設設計を目標とする。

１．４　施設の構成と主要パラメータ

MLF は以下の４領域で構成される。I) 3GeV 陽子ビーム輸送系、ii)ミュオン科学実験ターゲット、iii)1MW パルス中性子源、及び iv)ミュオンと中性子実験装置群である。これらは、MLF として一体として建設される。Fig.1.4-1 に J-PARC 全体配置における MLF 配置を示す。現時点では、実験装置は予算化されておらず、装置は提案段階にある。別途、設計書としてまとめてゆくことになる。建物及び全体施設機器概念はほぼ確定しつつあるが、設計検討が深まるに従って新たに遭遇する技術課題は多い。1MW の大出力核破砕パルス中性子源の実現は、高熱出力に対応した水銀ターゲット技術、高い発熱密度の対応した水素モデレータ・反射体技術、核破砕中性子の遮蔽、など、一つ一つがこれまでの経験を単純な外挿で取り扱えるほど容易ではない。Table1.4-1 に中性子源及び構成機器の主要パラメータを示す。Fig. 1.4-2 に中性子源構造概念を示す。

１．５　中性子源設計と技術課題

Fig.1.5-1 に中性子源ステーションの構造を陽子ビーム入射方向に沿った断面として示す。図には主な構造体の仕様を示してある。入射陽子はステーション中心の水銀ターゲットに入射し水銀との核破砕反応で多量の中性子を発生させる。この中性子は、ターゲットの上下に設置した低温水素（液体あるいは超臨界）モデレータで減速され、そこを起点としてステーション外側に放射状に設けられたビームラインに沿って引き出される。それぞれのビームラインは、中性子性能の

異なるモデレータの種類や、取り出し角度、取り出し面積等の中性子実験装置の要求に従って決定された。中性子性能に重要な影響を及ぼす反射体はモデレータを囲む。中性子の遮蔽には厚さ4m以上の鉄と 2m 以上の重コンクリートで構成する。最終的なビームラインの数は、上記条件と中性子ビームシャッターの工学的なサイズ、中性子ビーム窓の大きさなどで２３本と決定された。構成機器の材料、形状寸法、窓等の厚さは、ニュートロニクス計算で与えられる発熱を基にした熱・応力計算結果から最適化した。

水銀ターゲット

ターゲット容器構造は、クロスフロー、セイフティーハル一体型とすることで設計を進めている。ニュートロニクス計算で与えられた発熱条件に対し、水銀の流動、熱応力を最適化し構造を健全化する設計を基本とする。Fig.1.5-2 にその外観を示す。ターゲット材料は SUS316 で、寿命は材料損傷データから数 dpa で交換する設計である。ターゲットは陽子ビーム下流側から台車に取り付けられ水平方向に導入される。水銀の循環系は台車後部に設置した循環ポンプ、熱交換機、バッファータンク等で構成される。台車を貫通する配管でターゲット容器と結合される。結合部分のシール性能、及び台車とヘリウムベッセルとのシール性能の確保に関する技術開発を進めている。

モデレータ・反射体

Fig.1.5-3 にモデレータ、反射体構造の概念図を示す。本施設では３種類のモデレータを設置する。全て超臨界水素で、温度 20K、水素状態はパラ 100%で動作する設計である。これまで常温での標準組成からパラ 100%に変更したために、全面的にニュートロニクスの再計算を行った。中性子性能を示すパルス強度、分解能の計算結果を Fig.1.5-4 に示す。また、中性子ビーム取り出し角度依存の中性子特性の観点から結合型、非結合型ともに厚さ形状を最適化した。特に、結合型では円柱形を採用し、強度の増加、角度依存の緩和が可能となった。非結合型のデカプラーとして B_4C が材料損傷の観点から不適であることから 1eV のデカプリングエネルギーを提供できる Al-In-Cd 合金を新たな有力な材料として検討を開始した。また、ポイズン材料の変更（Gd→Cd）も含めて再検討も併せて行っている。各モデレータの交換寿命が異なることから３つのモデレータを独立に交換できる設計としている。

反射体として鉛を想定した設計を進めてきたが､核発熱による鉛溶融が避けられないと判断し、材料を熱伝導に優れるベリリウムに全面的に切り替えた。ベリリウムの厚さは径方向で 300mm が妥当と判断され、最終設計パラメータにした。さらに、モデレータ容器内にベリリウムを一体で挿入する方式により、上部の反射体欠損を防ぐ設計とした。現在、容器の製作性を確かめるための技術的な試験の実施を計画している。反射体容器構造は、２材料領域、上下モデレータからのビーム取り出し孔、ターゲット挿入孔、及び陽子ビーム入射孔が存在し複雑である。また高い核発熱による温度上昇を抑える冷却構造が要求される。ステンレス鋼は熱応力ひずみが許容値を大幅に越えるために容器材料としては使えないことが明らかとなり、その代替として熱伝導度が高いアルミニウム合金とした。ベリリウムの熱伝導率が極めて高いので冷却水がバルク表面で流れていれば問題なく冷えることが計算で実証された。重水冷却の圧力は最大で５気圧とした。

遮蔽体・シャッター

1MW 出力の核破砕中性子を十分に遮蔽し、外側線量目標 1μSv/h を達成するために鉄をバルク遮蔽体として用いる。鉄を主成分としていた当初の設計では、厚さ 5.5m以上の鉄は必要で、総重量が 5000 トンを遙かに上回っていた。鉄の外側にコンクリート層を十分設けることで遮蔽性能の向上が図れることが知られている。そこで、詳細な遮蔽計算（MCNPX モンテカルロ計算）を実施し、過度の遮蔽体を減らすことを可能とした。現在、鉄の総重量は 3500 トン程度になった。また、シャッターの高さを１m減らす、シャッター下部の鉄遮蔽を重コンクリートで置き換える、等の詳細な設計変更が可能となった。これは、モンテカルロ計算の並列化による威力の結果である。Fig.1.5-5 に詳細モデルと遮蔽性能を与える線量分布の計算結果を示す。遮蔽体の製作の観点から、ヘリウムベッセル外側の遮蔽体は、SS の積層とし、上部遮蔽体の荷重を受ける構造体とし、コスト削減のための、加工数を極力減らす設計とした。

中性子ビーム窓交換遠隔装置は、厚肉アルミニウム合金フランジの４本ボルト締め方式としシャッター挿入部空間で操作する。シャッターは、２本シャフトの懸架式（ISIS 方式）を採用した。シャッターは、取り出しビームラインにそれぞれ組み込まれ、実験の干渉を避けることを基本方針とした。

低温システム

超臨界水素モデレータの冷却を行う冷凍機設計で最も重要なパラメータは、冷凍能力の評価である。液体水素中の温度上昇の上限を 3K とし、平均の水素温度を 20K とするとモデレータの発熱と配管等からの入熱から安全裕度を考慮すると 6kW 程度になる。コストが冷凍能力に比例し上昇することを考慮して、必要な冷凍能力の評価を行い最終仕様を決定する段階である。予算の枠から、初期の段階では 3kW 程度の機器仕様となる可能性が高い。輸送管及び継ぎ手部分の機器設計では、ベッセルの直径を 2mとしたために小型化が重要な要素である。その他、セイフティーボックス、コールドボックスの配置、冷凍機設置位置など全体の配管ルートを含め最適化を行っている。Fig.1.5-6 に低温機器システムのフローダイアグラムを示す。

その他の中性子源構成機器項目

ターゲットの水銀やモデレータの水素を含む中心部の高い放射線にさらされる機器を外部と隔離するために格納ベッセルを設けヘリウム雰囲気とする。3GeV、1MW の陽子ビーム輸送系を形成する真空はターゲットの前に設置する陽子ビーム窓で隔離され、通過後はヘリウム層を介してターゲットに入射する。

その他特筆すべきこととして、1MW 出力は中性子源機器のほぼ全てについて遠隔操作が必要となることである。そのために、ターゲット容器交換、モデレータ交換、等の作業用パワーマニピュレータ、マスタースレーブマニピュレータ、専用取り扱い機器をホットセル内に設置する。

技術開発研究

１）高出力ターゲット技術開発の重要性は既に計画の数年前から認識されていた。特に、経験の

少ない水銀をターゲットとしたことから、実際のパルス出力を模擬できる世界で唯一の利用可能な米国 AGS 加速器に着目し、陽子ビームをパルス状に模擬水銀ターゲット入射する実験を日本（原研、KEK）、米国(BNL、SNS)、欧州(ESS、PSI)が共同で実施する国際枠組みを発足させた。中性子発生特性、水銀中の圧力波発生、放射線遮蔽など重要な知見がこれまでのターゲットを初めとする中性子源設計に生かされた。

2）一方、パルス圧力波が引き金となり水銀のキャビテーションが原因と見られるピッティングが、2000 年に原研の分離型ホプキンソン圧力棒試験で初めて観測された。現象の重要性から、急遽実施した米国 LANSCE/WNR の 800MeV 陽子ビームを用いた実験においてもピッティングが観測された。2002 年初頭から、原研では急遽 Fig.1.5-7 に示すオフラインでピッティング生成ができる電磁式衝撃負圧試験器を開発し、パルス数換算で 1 千万パルスを越す試験を行った。その結果、寿命評価につながる定量的なデータの蓄積が進み、ターゲット材料改質や入射ビームの電流密度低減など重要な設計判断が可能となった。精力を集中してきた原研の果たし役割は大きい。

3）モデレータのうち非結合形は、モデレータに入る低いエネルギーの中性子を吸収し、パルス時間分解能を高めるデカプラーという材料をモデレータ容器周辺に設置する。これまでの検討から、よく使われるボロン含有材料が損傷劣化で使えないことが判明し、中性子共鳴吸収を利用した AIC 合金を使うことにした。現在、容器のアルミニウム合金への AIC 接合性の技術に関した実証試験をモデレータ設計と併せて実施している。

4）水銀ターゲット容器と水銀配管結合部分のシール性能、及び台車とヘリウムベッセルとのシール性能の技術検証のための開発も行っている。

1．6　陽子ビーム輸送系

3GeV 陽子ビーム輸送施設（3NBT）は、3GeV シンクロトロン（3-GeV Rapid Cycling Synchrotron、RCS）から取り出された大強度の陽子ビームを物質・生命科学実験施設（MLF）に設置された核破砕中性子源、およびミュオン源まで輸送する施設である。3NBT のビームラインは大きく 3 つの区域に分類できる。

1）分岐部：50GeV シンクロトロン（50GeV Main Ring、MR）への入射ビーム輸送施設（3-50BT）へパルス偏向電磁石によりビームを振り分ける。また、ビームダンプを有し、3GeVRCS のスタディ、チューニング時に用いられる。

2）BT トンネル部：陽子ビームを分岐部から物質・生命科学実験施設入口まで輸送する、長さ約 250m のビームラインとトンネル。途中、垂直偏向電磁石により 4.8m ビームを振り上げ、MR トンネル、およびニュートリノ・ディケイボリュウムを乗り越える。また、水平方向にも 30° 偏向する。

3）NM トンネル部：物質・生命科学実験施設内の陽子ビームライン。中性子生成標的の上流にミュオン生成標的を配置する「串刺し標的システム」を採用する。第 1 期では、NM トンネル上流半分の M1 トンネルには標的は設置されず、下流側の M2 トンネルに 20mm の厚さのミュオン生成標的が設置される。中性子源の直前には、水冷のインコネル製の陽子ビーム窓があり、中性子生成標的系のヘリウム雰囲気と隔離している。

ビーム輸送施設の最も重要な課題の一つは、ビームロスの抑制である。１MW の大強度の陽子ビームの輸送では、ハンズオン・メンテナンスが可能な平均 1W/m 以下のビームロスを設計目標値とした。分岐部、BT トンネル部の機器、構造等設計とともに、ミュオン生成標的等による約 60kW のビームロスがある NM トンネル部の設計では、放射線遮蔽、空気の放射化、放射線による窒素酸化物（NOx）やオゾン（O_3）等の腐食性ガスの生成、放射化した機器の保守等という多岐にわたる課題を十全に考慮した。

１．７　ミュオン科学実験施設

J-PARC における 3GeV / 333μA 陽子ビームを用いたミュオン科学実験施設では、既存ミュオン源の 400 倍にも至る大強度のパルス状ミュオンが生み出され、まさに次世代の科学研究が飛躍的に展開されることが期待されている。強度のみでなくその性質においても最高のビームを生成するための先端的なビームチャンネルの設計を進めている。ミュオン科学施設には、中性子源の上流に位置し、中性子源に向かう陽子ビームライン上に串刺し状 10-20mm 厚の 2 種類のパイオン生成標的を設置する。このパイオン標的によるビームロスを 10%以下となるように設計する。ミュオン科学の第１期では、下流側にパイオン第１標的、第１標的に付随するスクレーパ群並びに１次陽子ビームラインを設置する。また、２次ラインとしては、超伝導ソレノイド磁石を用いた表面・崩壊ミュオンチャンネルが建設される予定である。ポート数としては、第１期には当初２ポートを建設する。これにより、3 x 10^7 個/秒の表面ミュオン、1 x 10^6 個/秒の崩壊ミュオン(10-100MeV)など２種類の世界最強のパルスミュオンビームが得られる。Fig.1.7-1 に、第１期のレイアウトを示す。

ミュオン科学施設は、物質・生命科学施設のミュオンサブグループとして、ミュオンターゲット及びNM（中性子-ミュオン）トンネル、及びNMトンネル内陽子ビームライン機器設計製作、２次ライン設計製作、建て家に関連して生ずる担当範囲の機器設計、製作についての責任を分担している。

１．８　建家、施設

MLF 建家は、縦 120m、横幅 70m、最大高さ 30m の長方形の構造で、長手方向の中央にミュオンターゲット、及び中性子線源を包含する陽子ビームラインに沿って壁で隔離した棟屋構造となっている。この棟屋の壁は、前述した反射体、陽子ビーム窓等を上部に引き抜き、ホットセルへ搬送する高放射線場作業を、一般ユーザーがいる実験ホールと物理的な境界としての役割を果たす。Fig. 1.8-1 に MLF 建家の実験ホールおよび下流ホットセルを含む一階部分、および中性子ターゲット部の縦断面図を示す。MLF 建家は平成１５年度初めから工事に入り、平成１８年度中に竣工する予定である。

１．９　分光器、中性子実験装置

２３本の利用装置の概要については、これまでに他の機会で紹介されている。現在、初期段階で設置される実験装置の設計を進めているが、装置の設置に関しては、多くのユーザーの意見を

とりまとめ反映させることも重要な要件であることから、ワークショップ等を集中的に実施し意見集約を図っている。Fig.1.9-1 に実験装置ビームライン配置を含む建家１階部分のレイアウトを示す。また、Fig. 1.9-2 に主要な提案実験装置の位置関係を装置概念図とともに示す。

プロジェクトディレクターの諮問機関として委員会を設置し実験装置整備を促進する。平成１４年９月に、海外も含め利用者に装置提案公募を開始した。また、平成１４年３月に第１回、平成１５年３月に第２回の国際アドバイザリー委員会が開催され、計画全体のレビューが行われた。委員会から中性子グループに対し、利用者の運営、装置計画とその予算と選択の仕組み、計画の他の計画に比べた特徴などを示すことが要求されている。

１．１０　建設スケジュール

Fig. 1.10-1 に MLF 建設スケジュールを示す。スケジュールはプロジェクト発足時点のものである。中性子源機器発注は平成１５年度で終了し、機器の製作が全面的に開始される予定である。中性子源ステーション構成機器は遮蔽ブロック等重量物が多くをしめる。特に、ヘリウムベッセルは一体で工場製作し、現地に搬入、据え付けを行う計画である。これらは、建家工事と並行して工程を調整することが大前提である。

また、ビーム輸送系のライン機器据え付けはビームコミッショニング時期とトンネル工事工程との密な調整が必要である。ミュオン機器の据え付けも同様にターゲット、ビームラインに加え上部コンクリートブロックの設置工程は建家工事工程と整合性を持たせることが重要である。スケジュールには余裕がないために、建設スケジュール調整が今後の最大の課題の一つである。

１．１１　予算計画

物質・生命科学実験施設の建設に関わる予算及びコストについて計画段階及び現時点での状況について述べる。この設計書が出版される時点では、全ての予算と機器製作及び建家建設に係るコストは確定しているものとして、現実的な数値を記述する。今後契約されてゆく機器のコストは推定値であるが、プロジェクトチームの考え方を示すものである。物質・生命科学実験施設機器の製作として認可されている対象は、3GeV 陽子ビーム輸送系及び 1MW パルス中性子源である。ミュオン実験施設が共存することで派生する予算とビームライン予算との取り合いは実際的な話し合いで所掌区分を決めて、最終的な負担の仕方の合理性を持たせるべく努力しているが、具体的な責任分担については決まっていない部分が存在する。

全体予算は設計費と据え付け調整を含む機器製作で構成する。機器の製作は、一部陽子ビームライン機器が平成１４、１５、１６年度各単年度予算となっている他は、1MW 中性子源機器の製作が平成１４年度から５年間及び平成１５年度から４年間のそれぞれ後年度債務負担行為で支出される。中性子実験装置整備については現時点では予算化されていない。平成１６年度からの政府認可を得るべく準備を進めている。ミュオンについては平成１６年、１７年度の２年間の予算計画が第１期分として認可されているが、時期的に遅れるために、R&D 費など可能な限り補完する予算獲得をしつつ現実的な対応をしている。

Fig.1.11-1に理想的なケースとして年度ごとの予算割合の推移と全体予算の積算プロファイルを工程上重要な時期と完成後のビーム上昇予想、供用開始予想時期も参考までに併せて示す。

建家建設に関して、陽子ビームライン建家及び物質・生命科学実験施設建家の２件であるが、予算の最適な割り振りを考慮して BT の下流電源機械室は、MLF 建家建設に一体として含めることとした。BT トンネル建築の予算執行は平成１４年度分として行われる。MLF 建家の発注は平成１５年度初頭に完了し、すでに工事に入っている。この早期の着工は、機器据え付け工程、施設完成スケジュール遵守の観点から重要な要請となっている。

平成１４年度発注機器の製作コストは、既に決定しているが、平成１５年度分については年度半ば以降に確定するため暫定的な数値である。これまでの執行について総括しておく。約４０％（平成１５年３月時点）の機器の執行額が確定した。概して、据え付け工程の時期が早い重量機器について全て製作設計に入っている。

１．１２　体制

実施するための建設体制がプロジェクトで平成１３年４月に結成された。建設体制には、原研と KEK の両機関の職員を中心にプロジェクトディレクターを基点としてチームが結成された。Fig.1.12-1 に体制を示す。加速器、原子核素粒子、物質・生命、核変換等の利用施設建設グループの他に、プロジェクト調整、制御、安全性、業務等のグループで構成する。プロジェクトは、ディレクターへの諮問をする国際アドバイザリー委員会、利用者協議会等の会議体を有する。物質・生命科学実験施設グループ（MLFG : *Materials & Life Science Experimental Facility Group*）には、平成１５年３月時点で、原研、KEK 両機関（職員及び協力関係にある大学等を含む）から総勢８０名が所属している。

中性子を用いた物質科学、生命科学研究を行う実験施設として 1MW パルス核破砕中性子源を建設する。プロジェクトの建設体制の発足から１年半が経過した。この間、施設建設に向けて原研と KEK が協力し設計作業を進めてきた。MLFG の活動を構成するグループ体制を Fig.1.12-2 に示す。中性子源機器設計を行う中性子コアを始めとして、実験装置設計を行う分光器Ｇ、陽子ビーム輸送系Ｇ、ミュオン実験Ｇ、及び中性子装置デバイスＧで構成している。中性子のユーザーが多岐に渡ることから MLFG とは別に計画調整Ｇの基に中性子ユーザーインターフェース機能を持たせている。

１．１３　安全概念

物質・生命科学実験施設は、放射線障害防止法に定める放射線発生装置及び RI 使用・保管施設である。しかしながら、物質・生命科学実験施設は、

- 入射する陽子ビームの強度が最大 1MW と我が国における既存施設と比べ数百倍も強いため核破砕反応で発生する中性子の量が多く、それに伴って発生する放射性核種も多種、多量である。
- 標的として液体流動水銀を用いる。
- 中性子エネルギーを実験に最適なものにするために、液体水素を用いた中性子減速材を用いる。

等の特徴があり、放射線障害防止法、高圧ガス保安法等の法令の遵守、J-PARC の他の施設との整合性の確保を基本とし、異常の発生防止、拡大防止、影響緩和の観点から安全確保の考え方を

徹底した設計方針を策定し、施設設計に反映させた。

１．１４　おわりに

1MW 核破砕中性子源が我々の基本である。そこから生まれる様々な研究・応用・実用技術に期待している。その性能を享受し、創造的なサイエンスとして萌芽し、育む土壌として提供することを望んでいる。であるから中性子とミュオンが同時に利用できることは大きな可能性を秘めているであろう。中性子、ミュオン、NMR など物質探査の手法の融合で物質科学の質的飛躍を実現する。J-PARC の物質・生命科学実験施設の実現はその好機である。

以下の章では、物質・生命科学実験施設機器及び設備に関する設計の平成１５年３月までの第１段階の技術設計における基本となる成果を記述する。プロジェクトは順調に進み、その後も引き続き精力的に設計の変更とともに詳細化作業が継続している。さらに設計が固まった段階で、設計書も順次改訂され、第２版、３版として報告していきたい。

参考文献

[1] 中性子科学研究センター：中性子科学研究計画における研究開発、JAERI-Tech 99-031 (1999).

Table1.4-1 Major specification and parameters for the 1MW neutron source

Area	Item/Component	Specification	Note
Proton beam	Energy (GeV) Current (mA) Repetition rate (Hz) Pulse width (ms) Foot print Profile Transport line (m)	3 0. 33 25 0.8 13 0x 7 0 mm^2 Gaussian in phase space 340 m	 Harmonic No. 2 to be enlarged to be flat From RCS to N
Target	Material Flow Container material Hull Cart (ton)	Mercury Cross flow with guides SS-316 LN SS-316L 250 Guiding rail	1.4 m^3 10mm thick 2.5 mm thick at window D_2O cooling He contained Horizontal insertion from hot cell
Moderator	Type Material Container De-coupler Poison	Coupled De-coupled Poisoned Hydrogen at 20 K Al6063-T6 Ag-In-Cd Cd	Cylindrical Canteen Canteen 15 MPa Ed =1 eV
Reflector	Material Shape Cooling	Beryllium/SS Cylinder D_2O	 Three sections One-through
Vessel and liner	He vessel Outer-liner	SS-316 L He environment Middle section SS	Support cyl. Target cart Proton-beam window
Cryogenic system	He refrigerator H2 circulator Ortho/Para Converter Control Super-insulator	6 kW Parallel flow Para ~100 % Heater and accumulator Polyimid/ PET	
Shutter gate	Material Numbers Guide hole(mm2) Drive Stroke (mm)	SS 23 100 x 100 Electric 400	 independent
Biological shield	Material	SS /Heavy concrete	
Proton-beam window	Material Beam monitor	Al-5083 Hallo/ profile monitor	Water cooled
Remote handling	Target Moderator Reflector plug	Power manipulator Special tool Cask with gripper	
Utility	Water cooling Gas	H_2O/D_2O He, N_2	
Control	MPS/ PPS	Epics	Interlocks

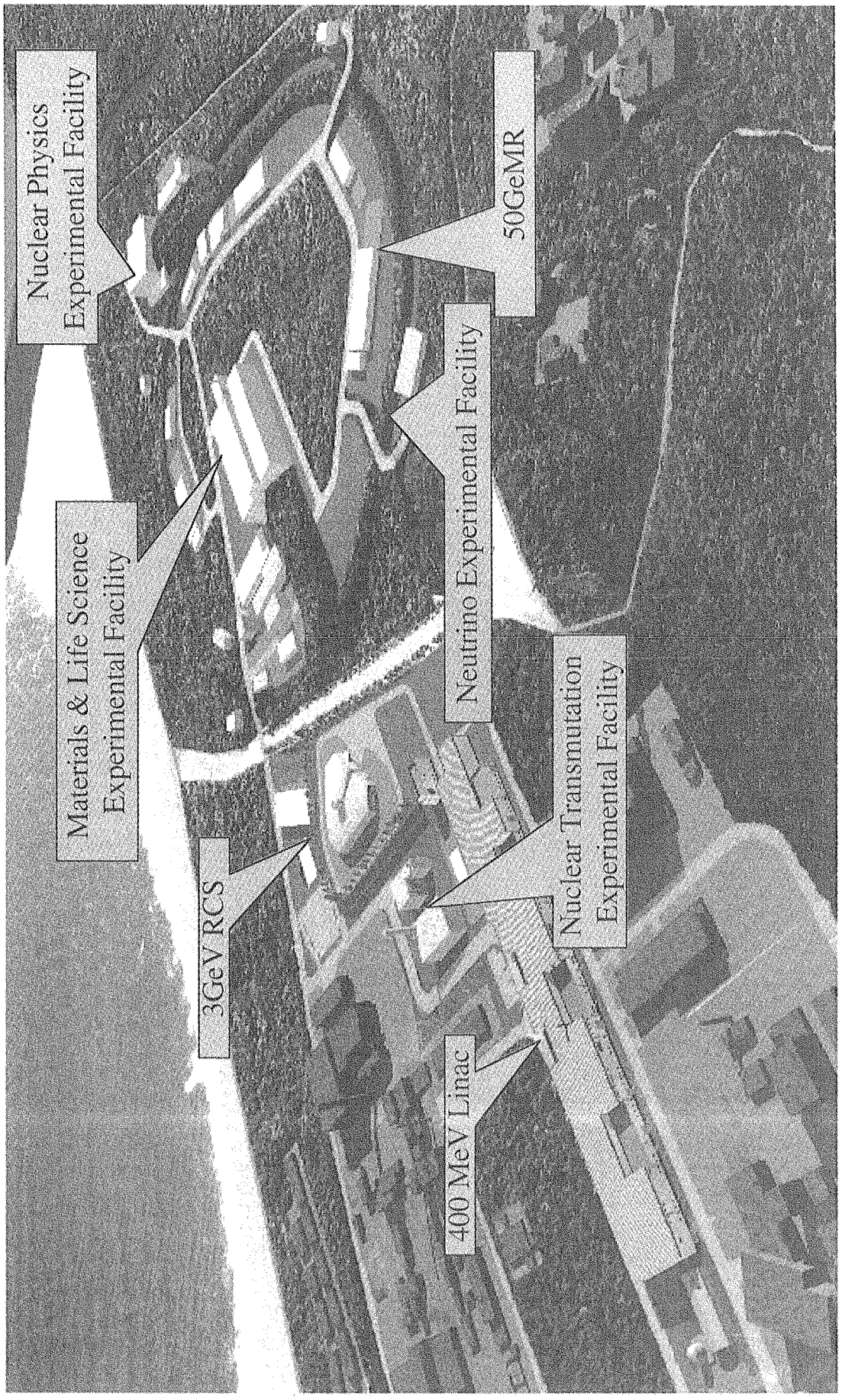


Fig.1.1-1 Birds' eye view of the J-PARC facilities as completed.

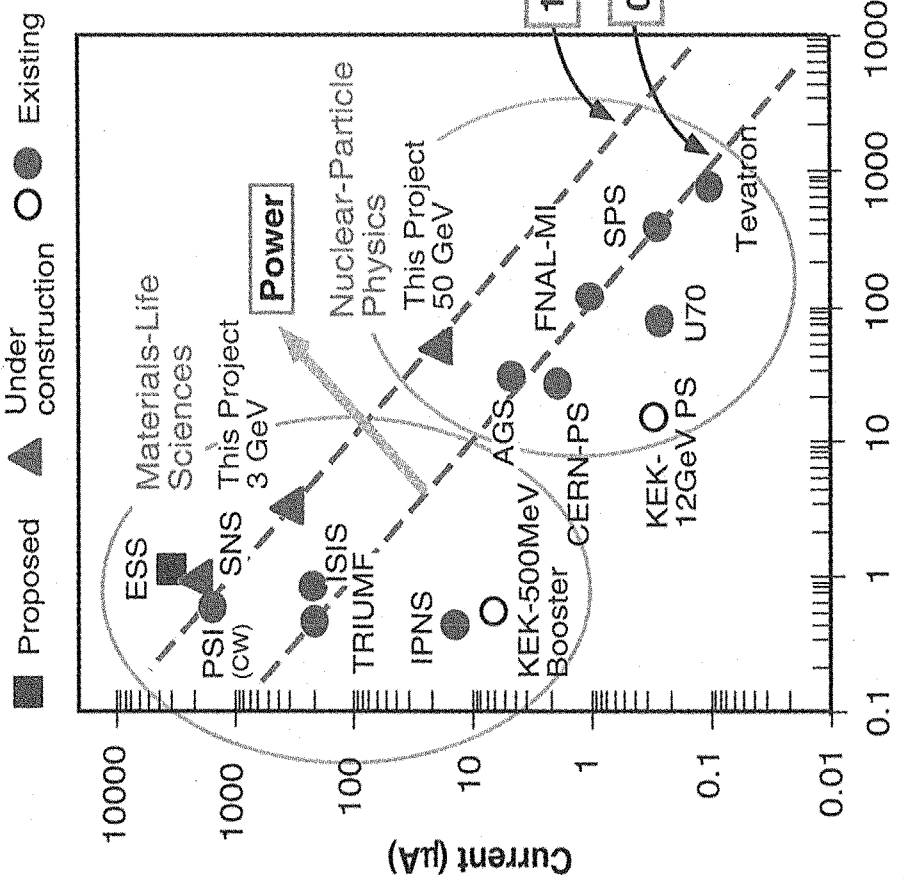


Fig.1.1-2 Map of the worldwide high power accelerators.

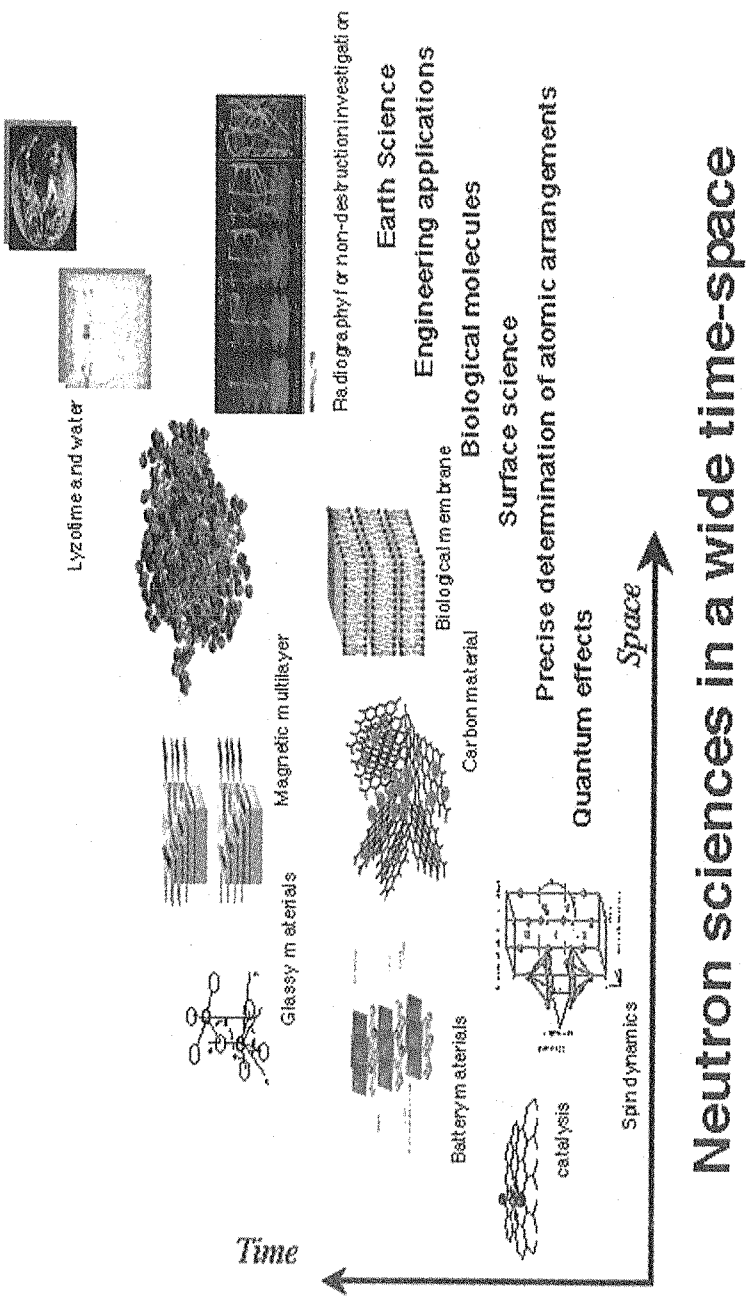


Fig.1.2-1 Wide spread research cases in the neutron science.

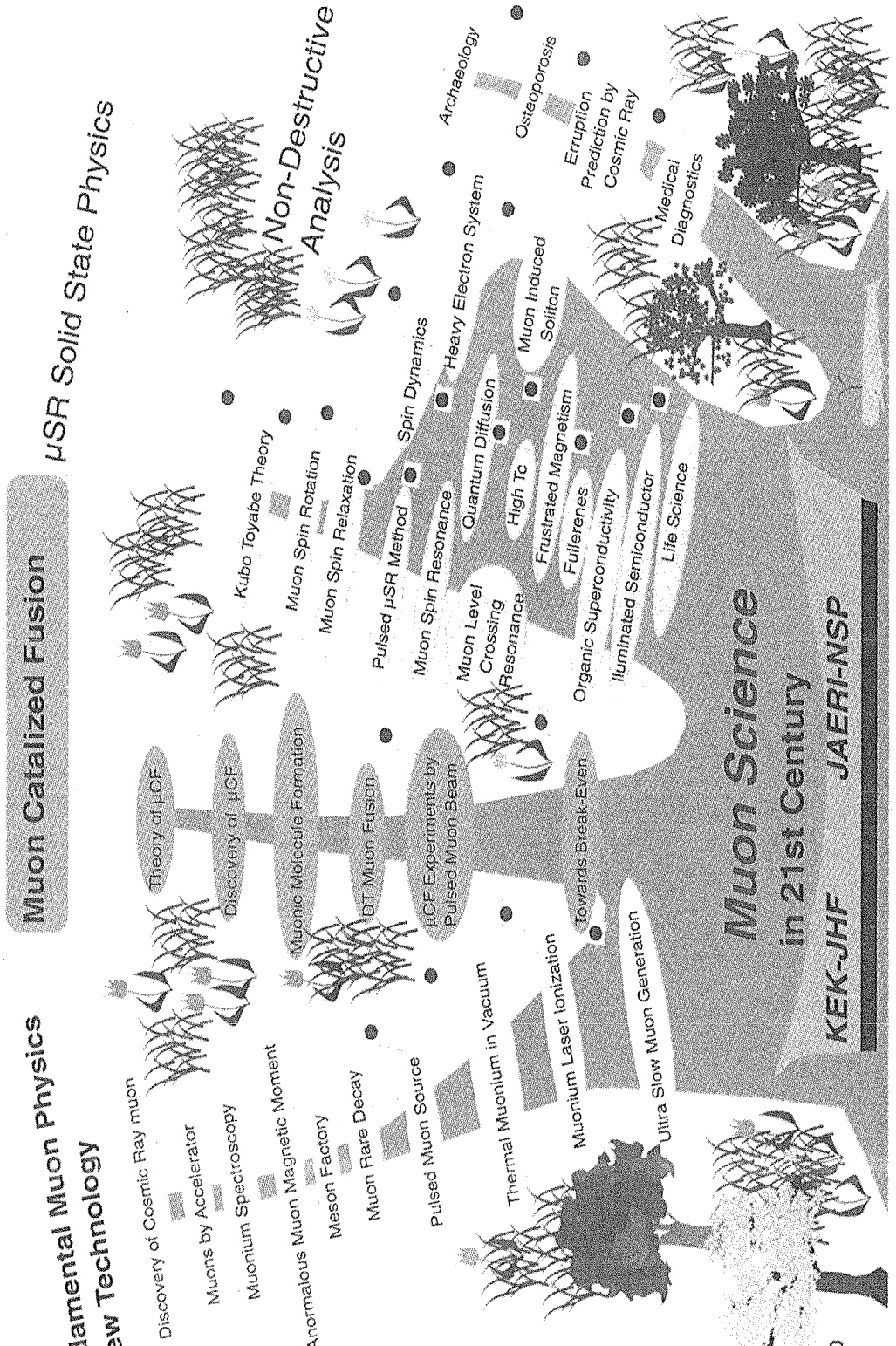


Fig.1.2-2 Evolution of the muon sciences.

Consists of four major areas

3GeV Proton Beam Transport System
Pulsed Spallation Neutron Source System
Neutron Instruments Systems
Muon Experimental Systems

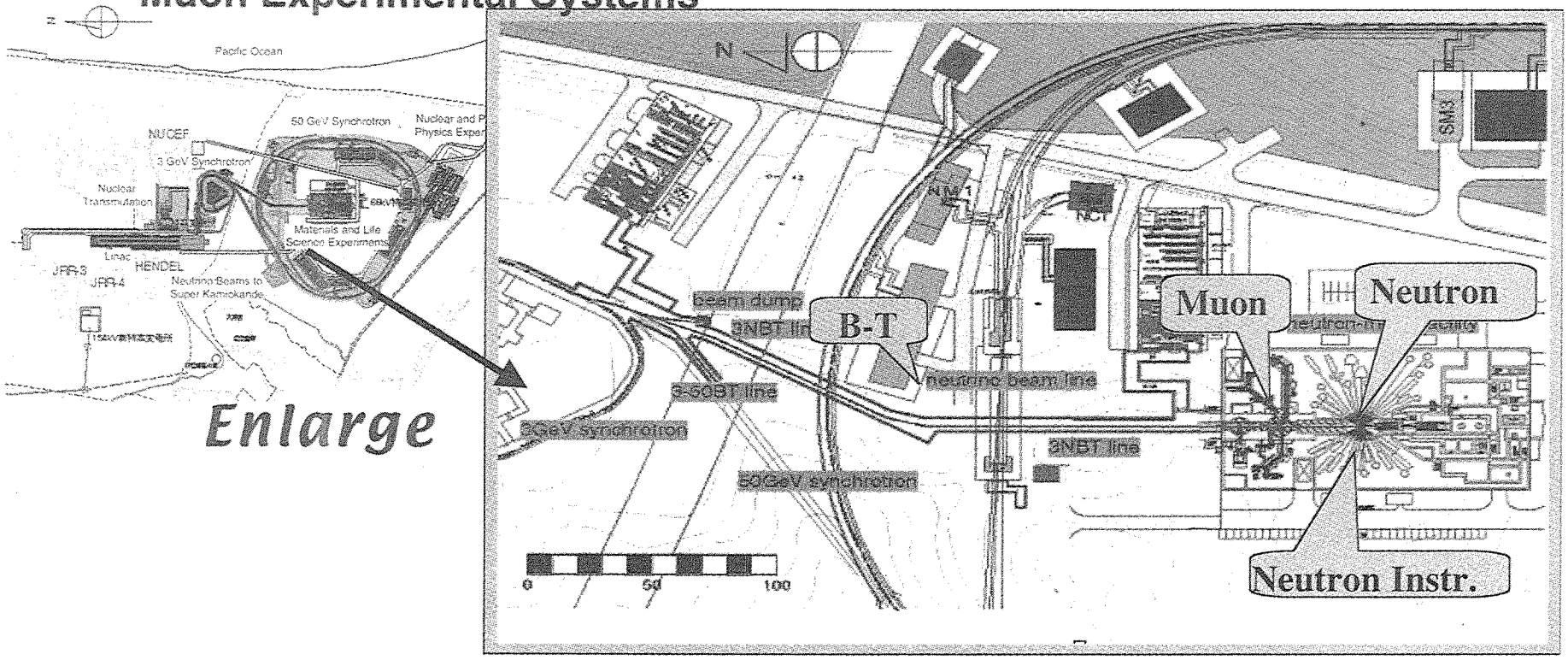


Fig.1.4-1 Location of the Materials & Life Science Experimental Facility (MLF) in the J-PARC site.

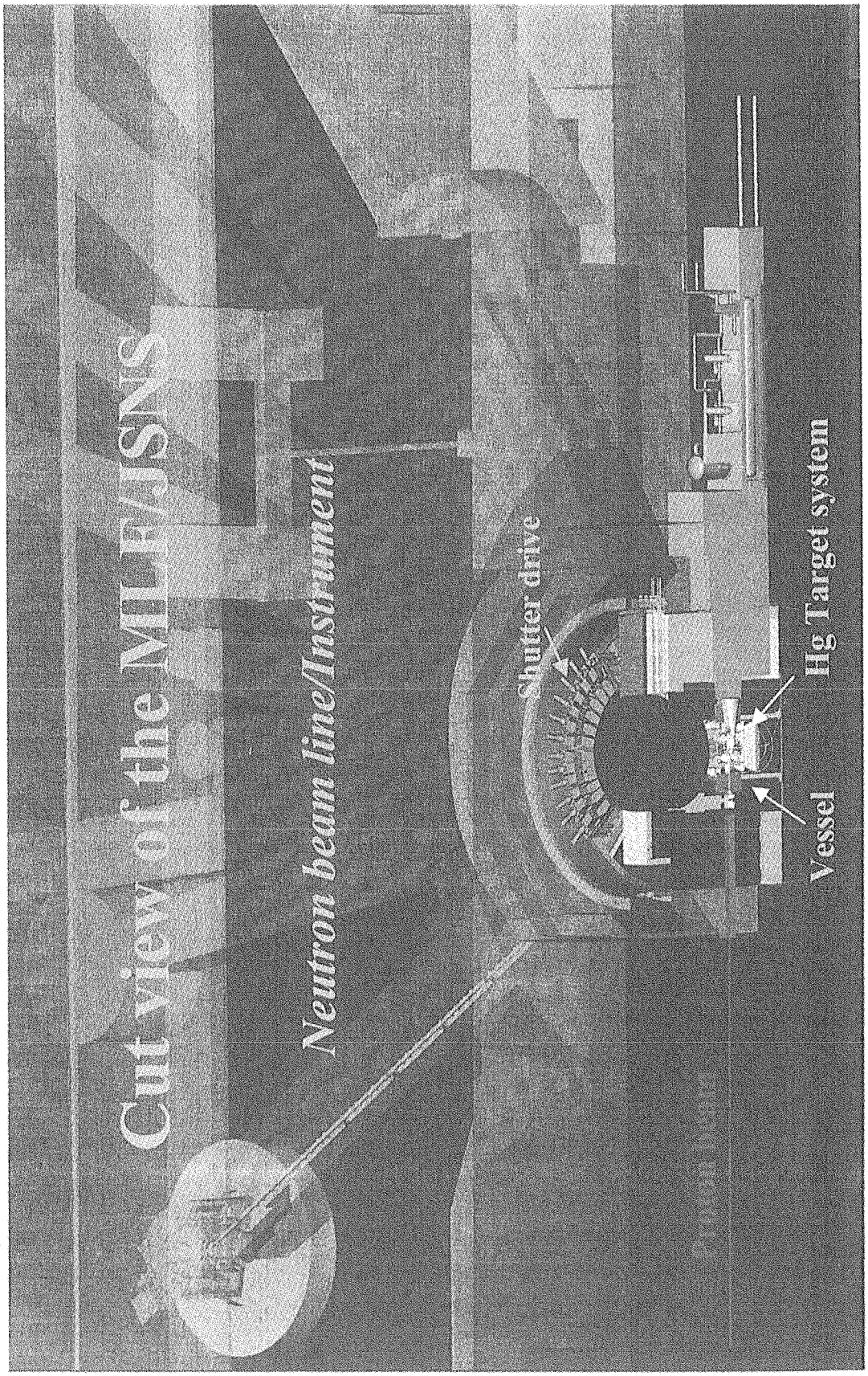


Fig.1.4-2 A 3-D CAD image of the neutron source structure cut view.

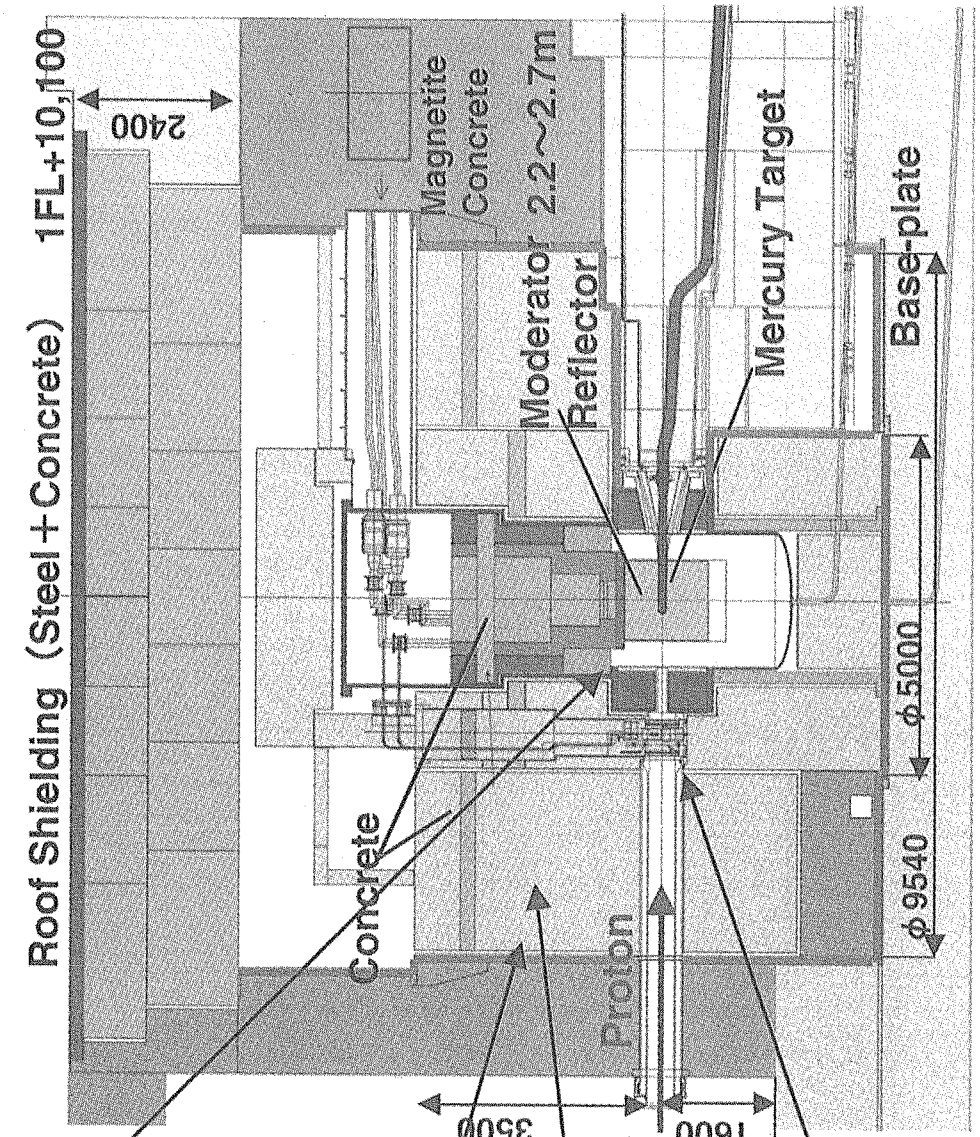


Fig.1.5-1 A cross-sectional view of the neutron source station along the proton beam direction.

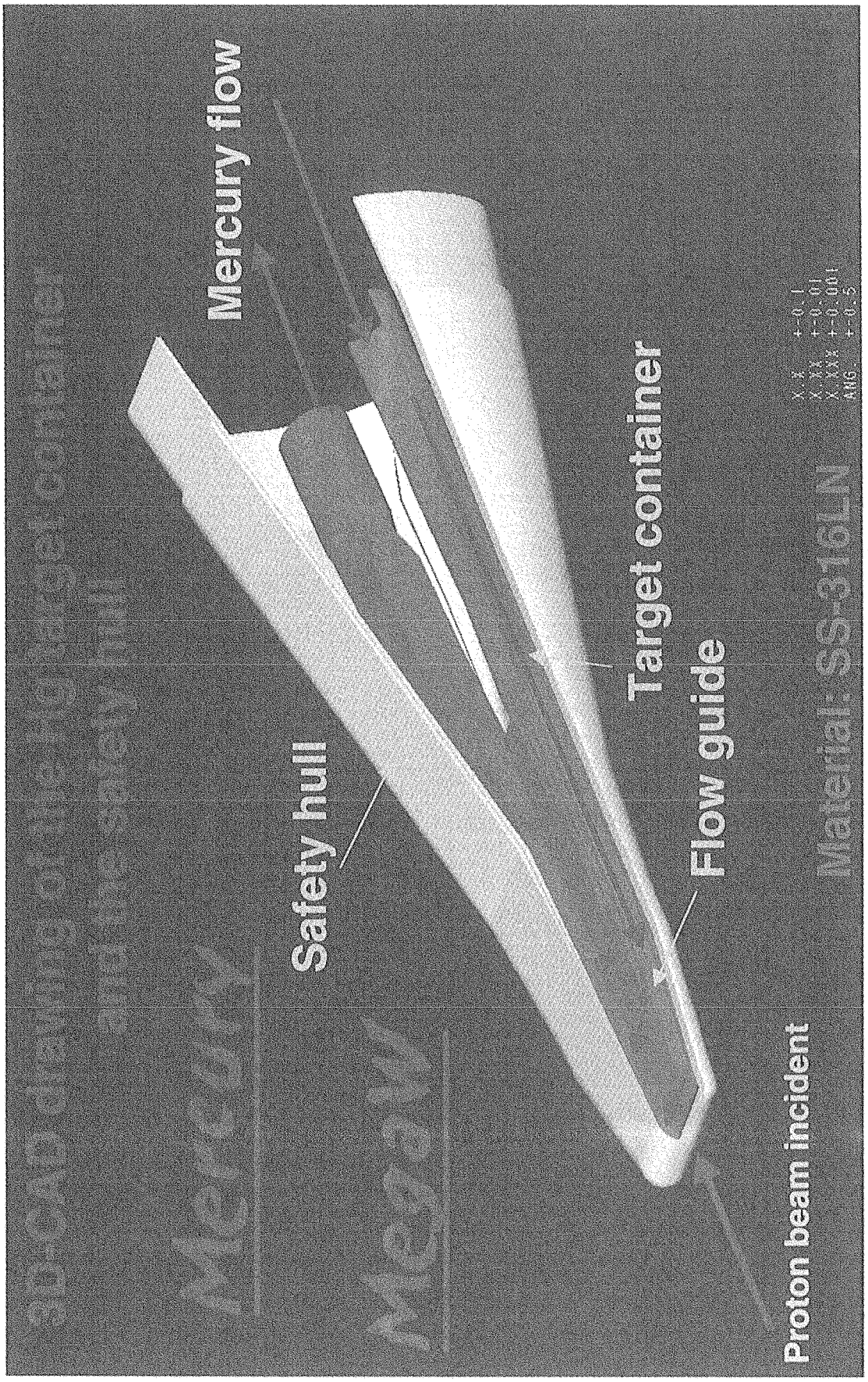


Fig.1.5-2 A 3-D image of the mercury target container with the safety hull.

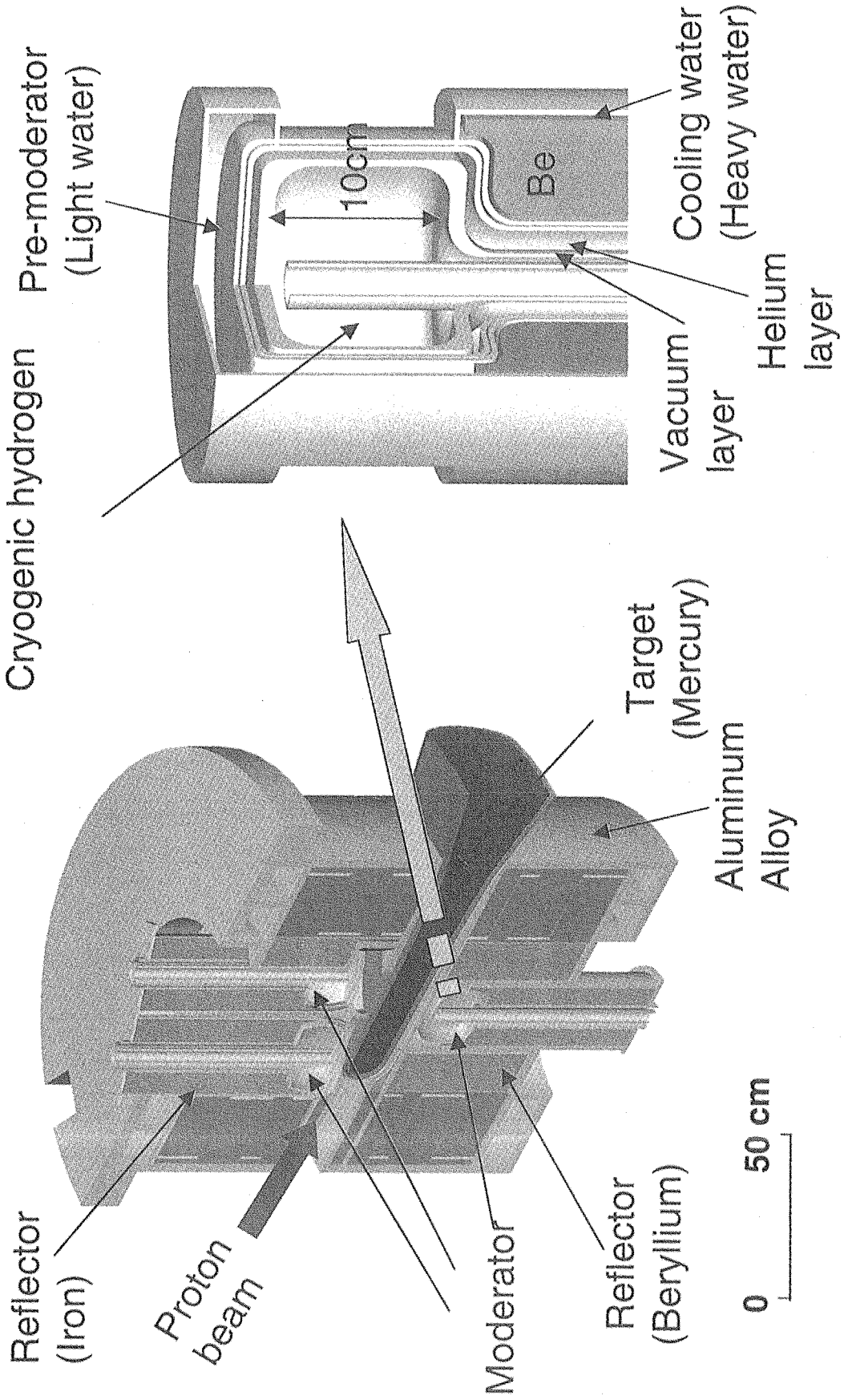


Fig.1.5-3 A conceptual drawing of the moderator- reflector assembly.

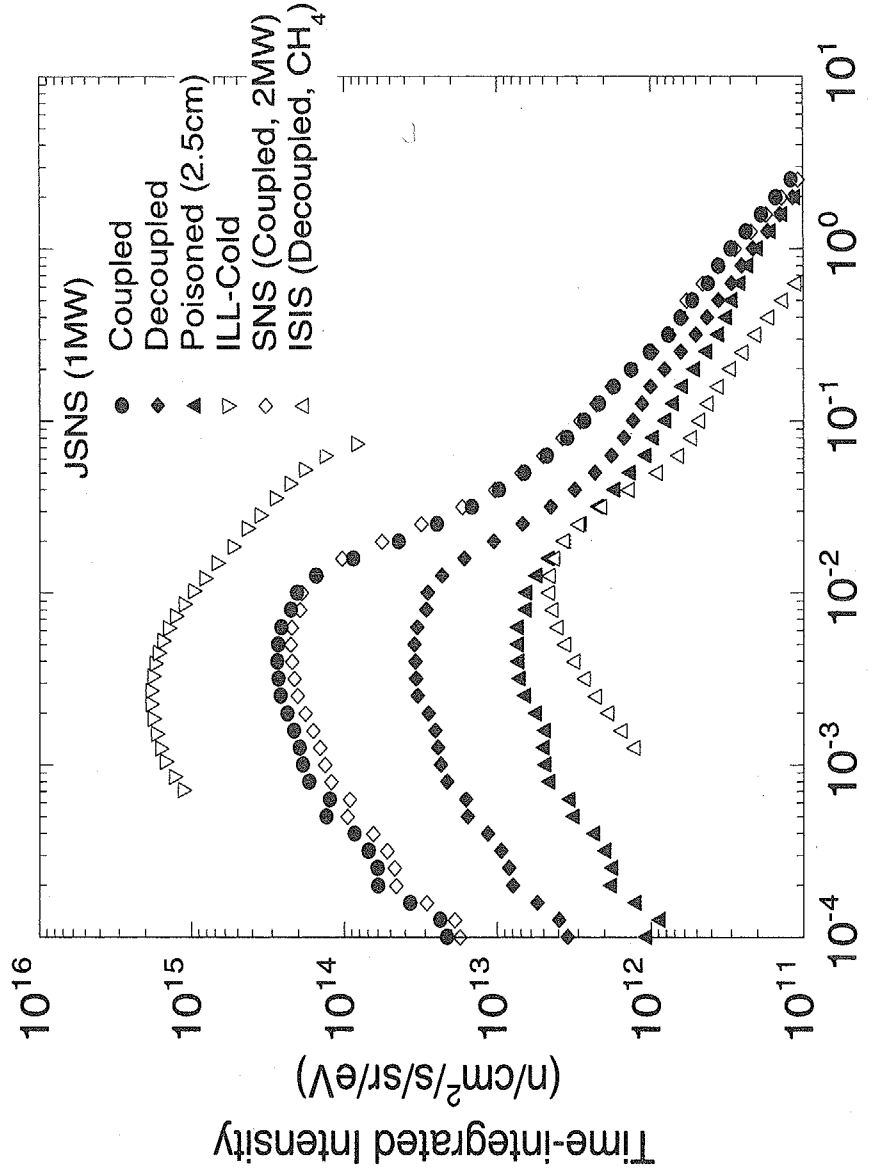


Fig.1.5-4 Time integrated neutron intensities from three moderators as compared with those of other major neutron sources in the world.

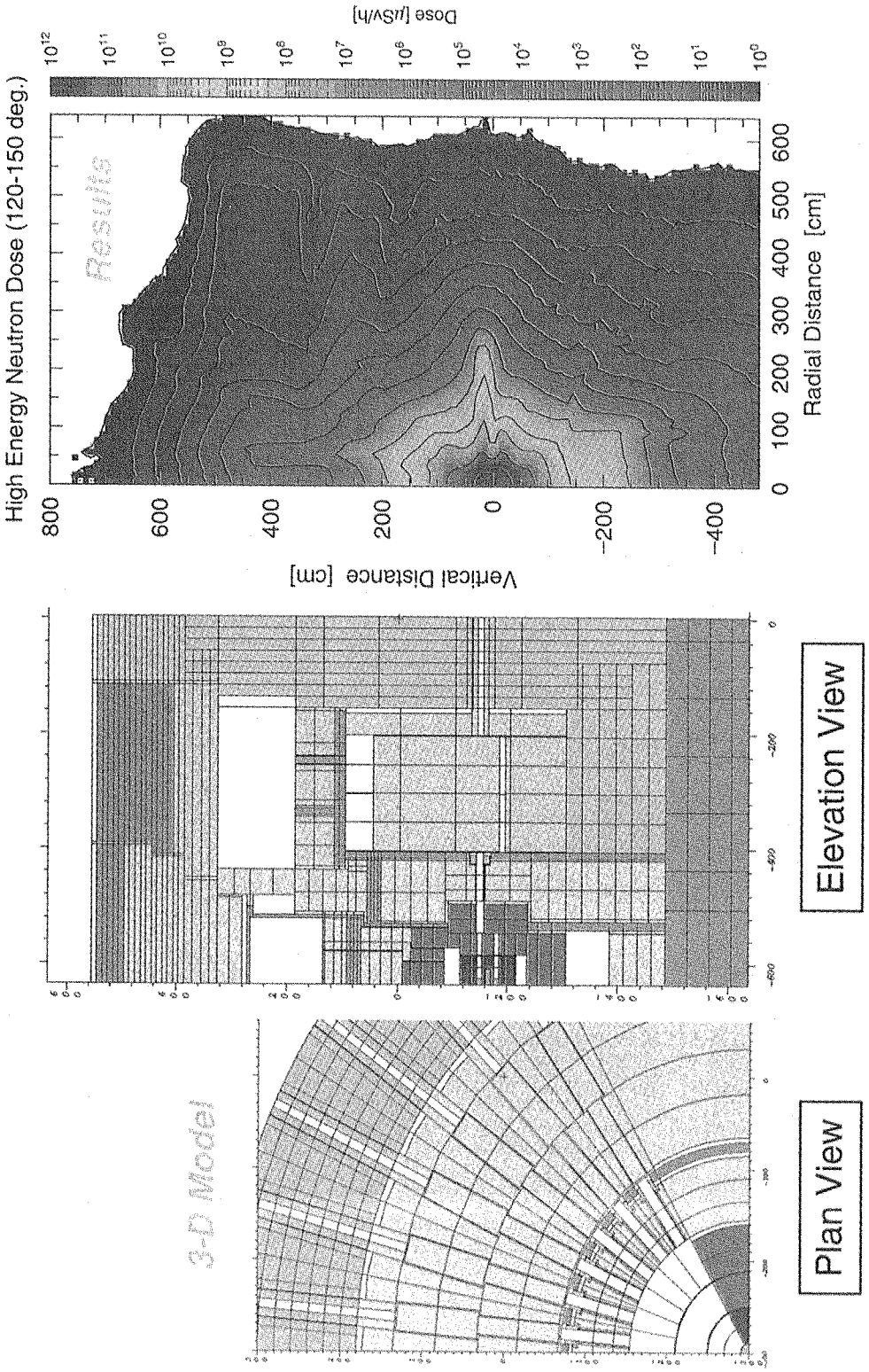
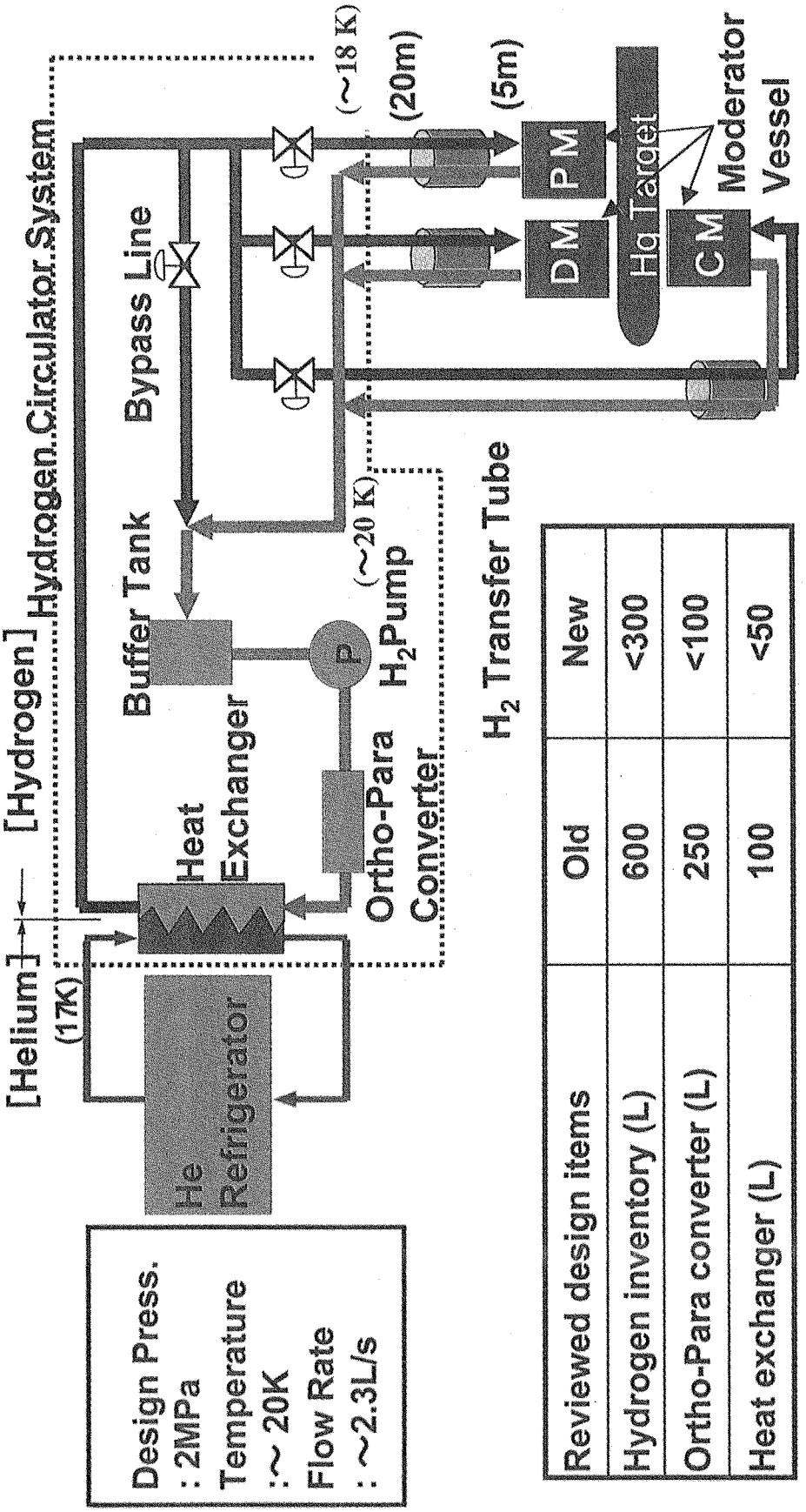


Fig.1.5-5 Dose rate distribution around the shield calculated with MCNPX



Reviewed design items	Old	New
Hydrogen inventory (L)	600	<300
Ortho-Para converter (L)	250	<100
Heat exchanger (L)	100	<50

Fig.1.5-6 A flow diagram of the cryogenic system

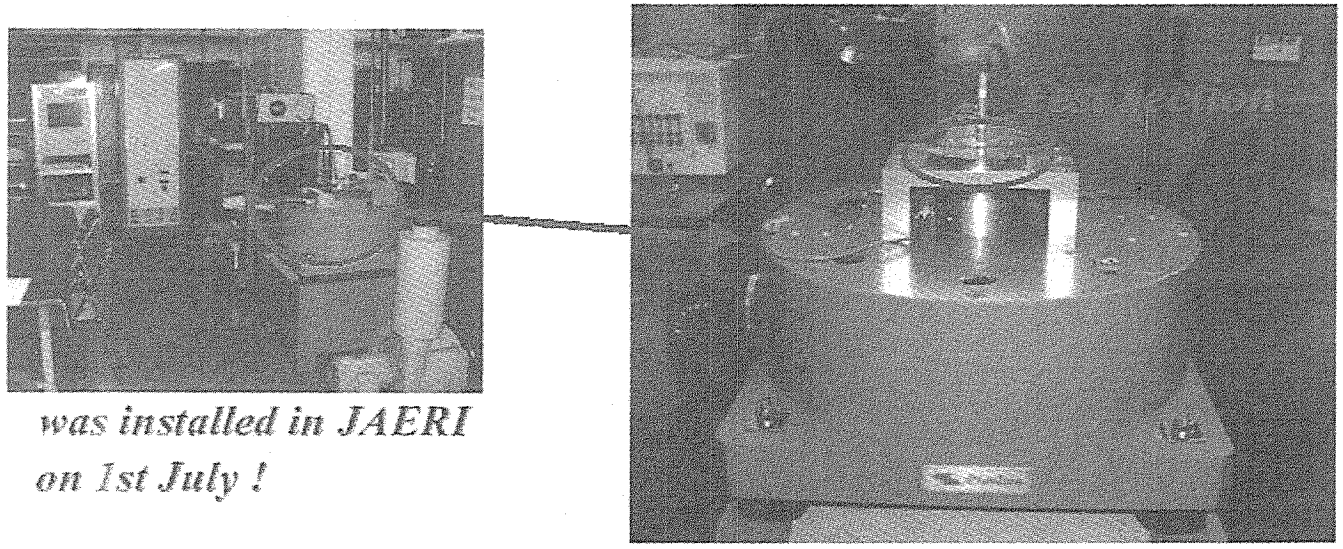


Fig.1.5-7 A picture of the electro-magnetic impact devise for simulation of pitting erosion on the structural material filled with mercury.

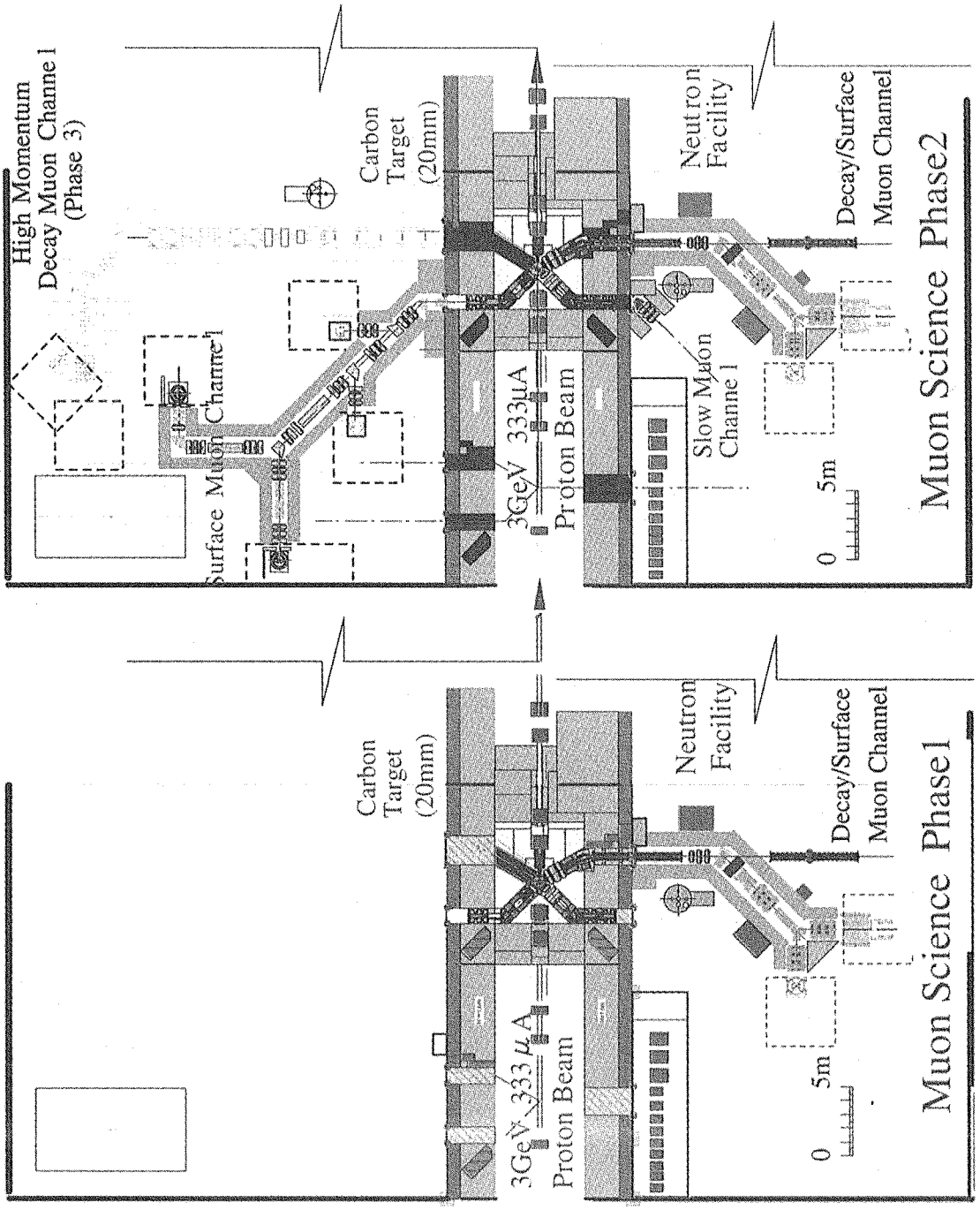


Fig.1.7-1 Layout of the muon experimental area in phase-I of J-PARC.

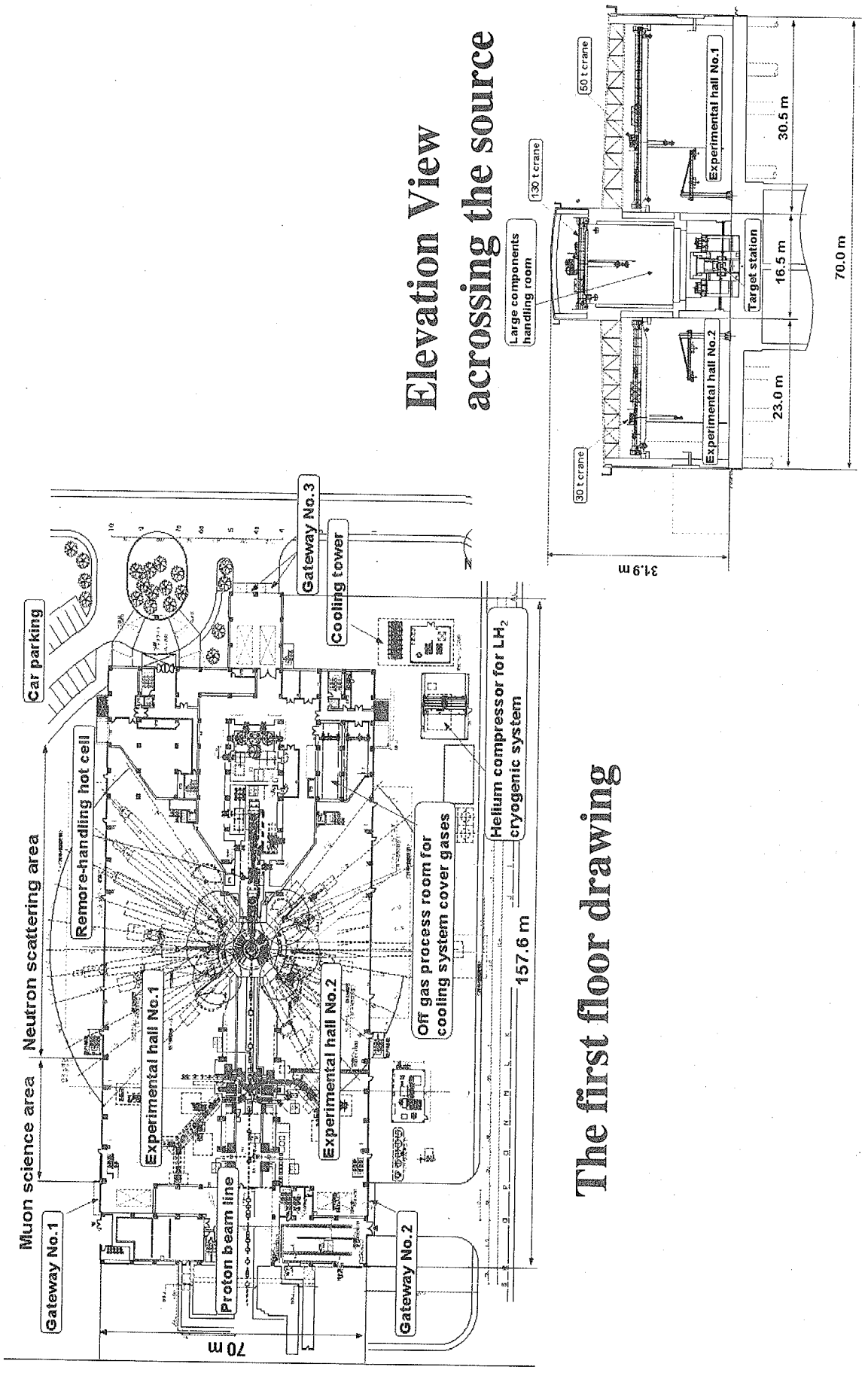


Fig.1.8-1 A plan view of the 1st floor and a elevation view at the target location of the MLF building.

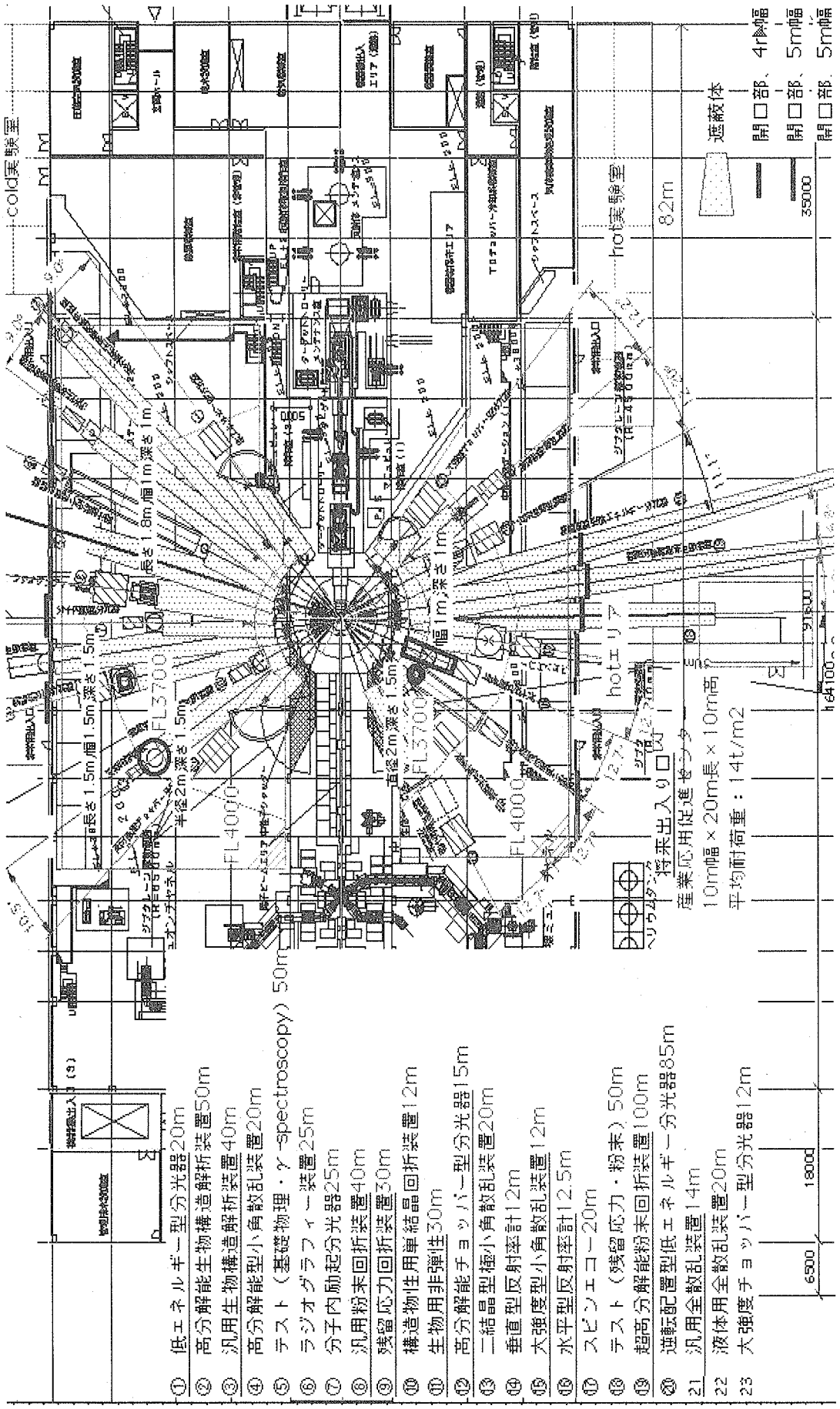


Fig.1.9-1 A plan view of the 1st floor with a tentative layout of the neutron beam lines expected to be installed in MLF

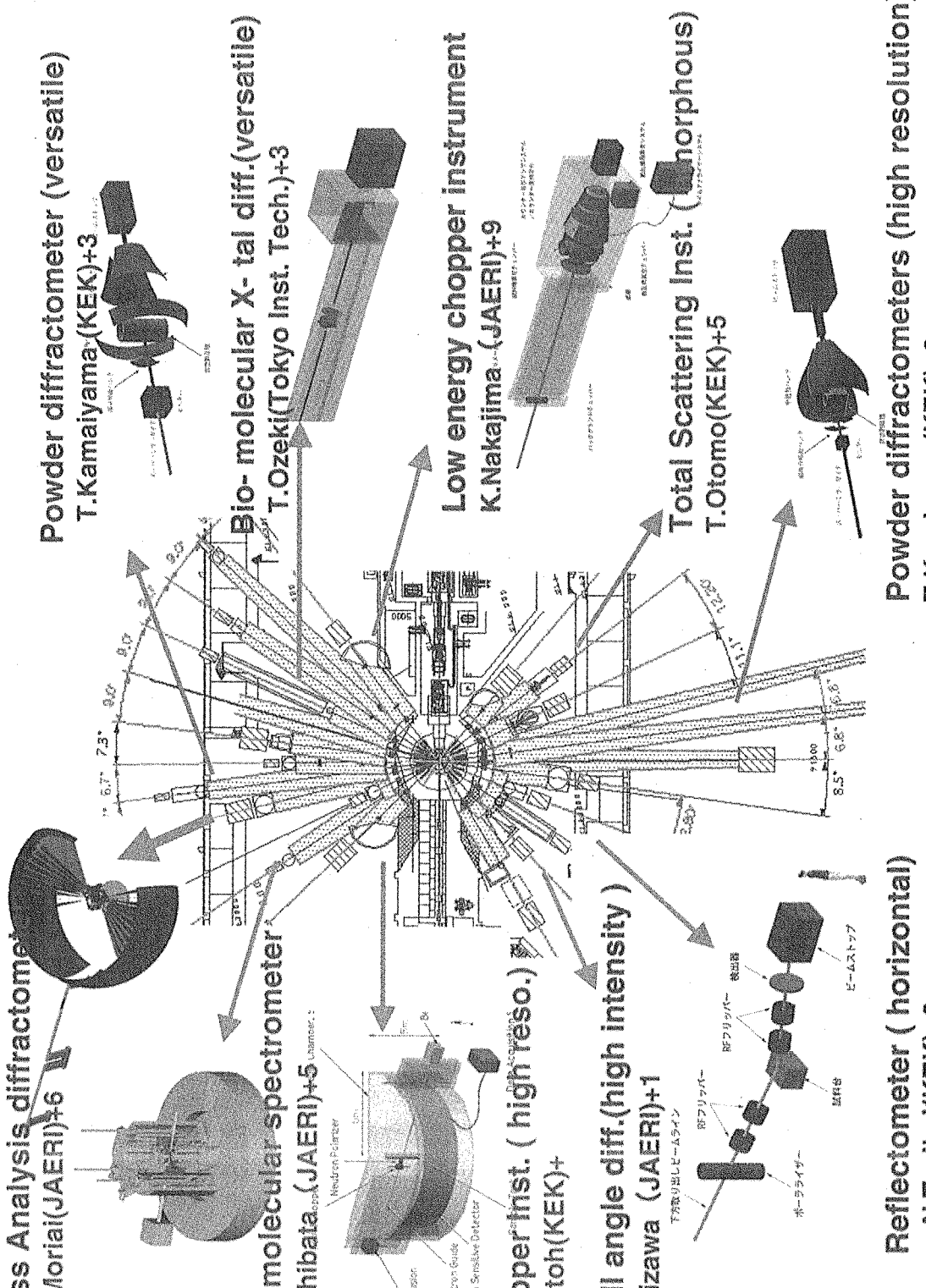


Fig.1.9-2 A tentative layout of the neutron instruments expected to be installed in MLF

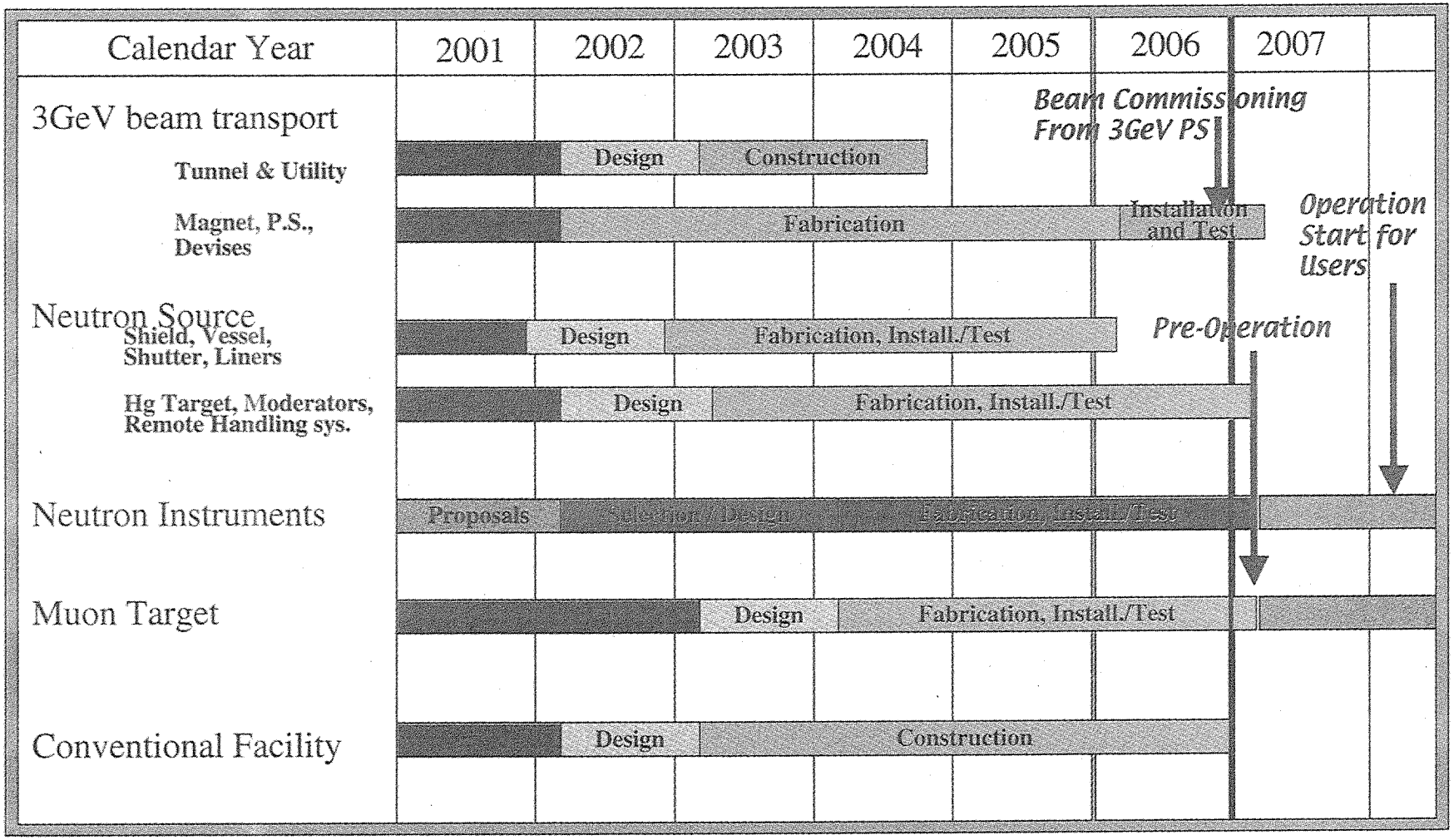


Fig. 1.10-1 The time schedule of the MLF construction.

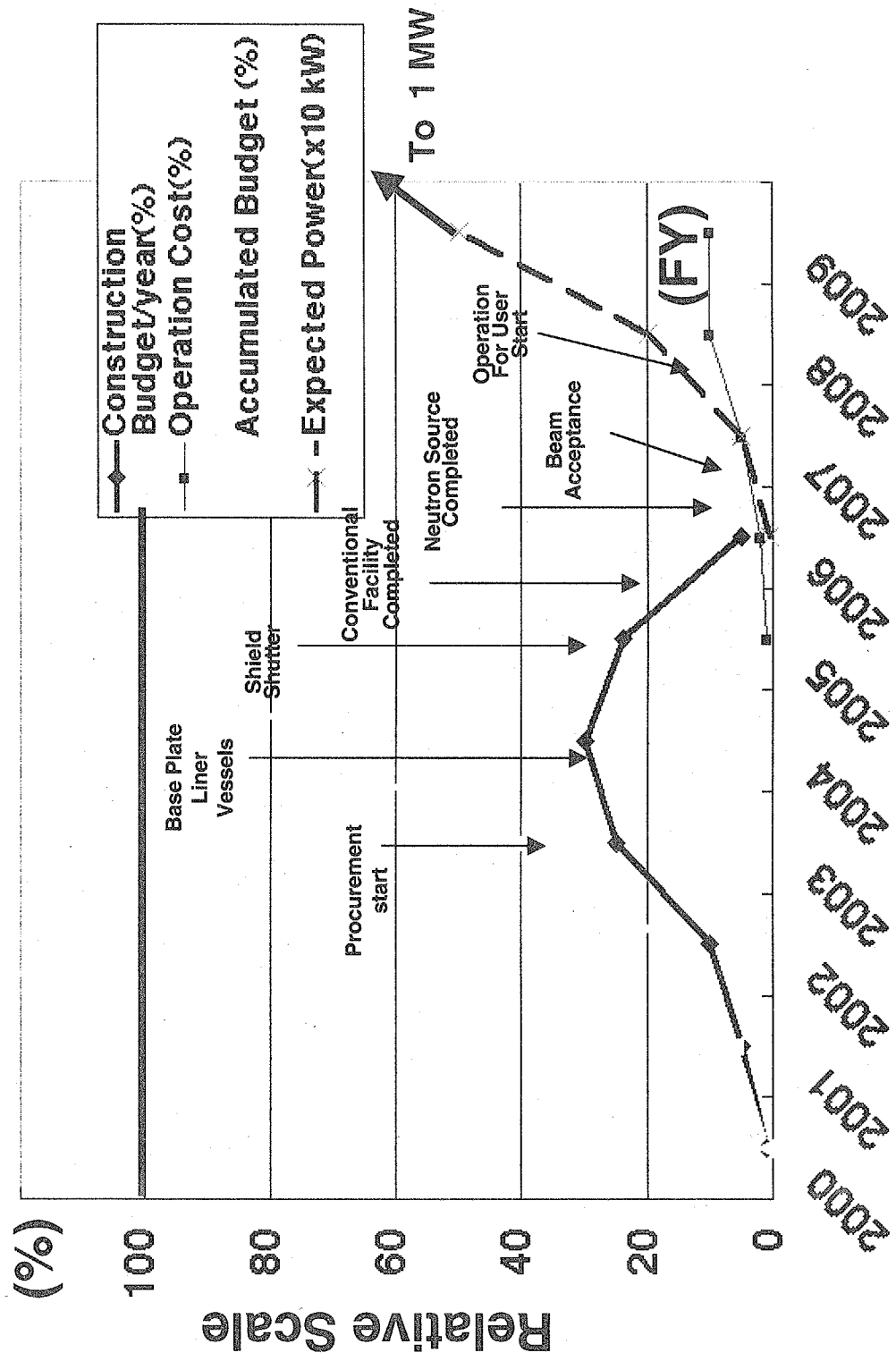


Fig.1.11-1 A chart of the budget profile in ideal case for the MLF construction.
Important milestones and expected power increase are shown.

2002.8.1

プロジェクト建設体制

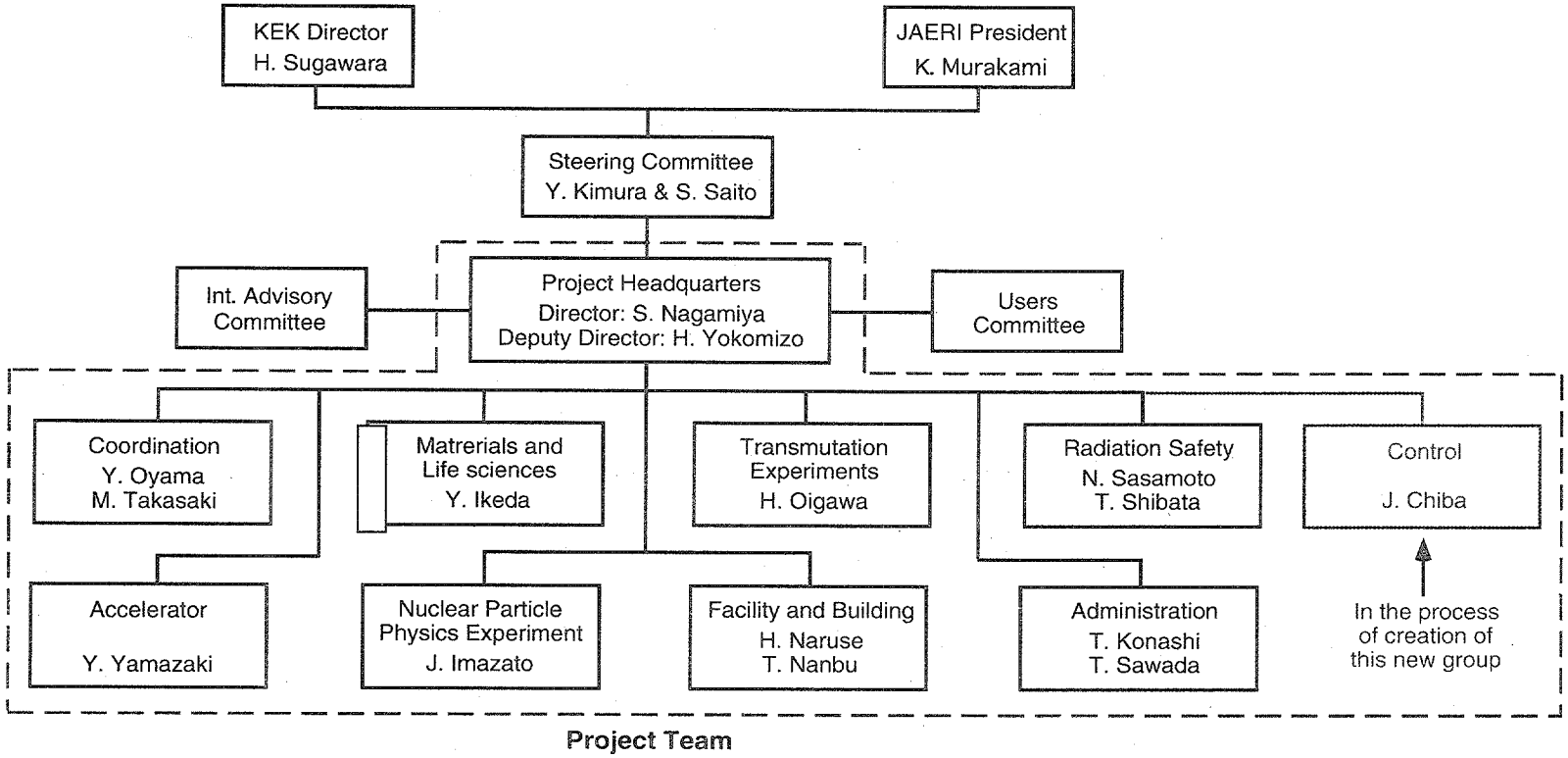


Fig.1.12-1 The project team structure at the time project started.

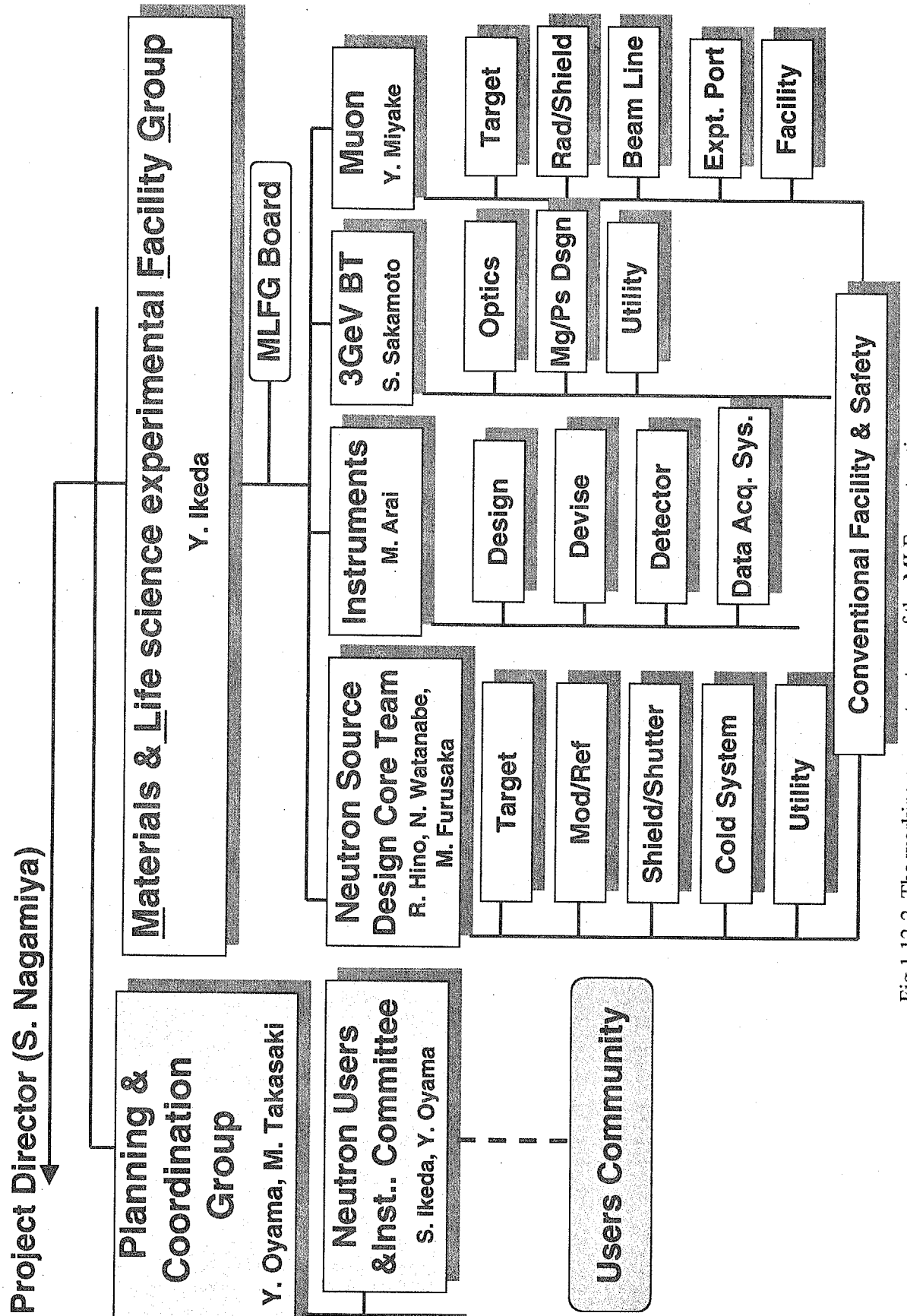


Fig.1.12-2 The working group structure of the MLF construction.

2．中性子源

本章では、核破砕中性子源を構成する主要な機器について、設計条件・指針を述べ、機器構成と仕様、今後の課題等を設計図面を含めて記す。主要な構成機器を以下に示す。

(1) 陽子ビームが入射して核破際反応により中性子を発生する水銀ターゲットと水銀循環設備、及びそれらを設置するターゲット台車
(2) 発生した中性子を集約し、所定のエネルギーレベルに調整するモデレータ・反射体
(3) モデレータに液体水素を供給する低温機器
(4) 生体遮蔽体や中性子シャッター、ヘリウムベッセル等の重量構造物で構成されるターゲットステーション
(5) 陽子ビームラインとの隔壁となる陽子ビーム窓
(6) ターゲット等の保守交換を行う遠隔操作機器
(7) 使用済み機器を保管する廃棄保管設備
(8) 放射性気体等の排気・排水処理設備
(9) 制御系機器

なお、付随する冷却設備や制御設備、施設安全の考え方、R&D結果等については次章以降において述べる。

2．1　水銀ターゲット

2．1．1　概　　要

中性子散乱実験施設の核破砕中性子源となるターゲットは、陽子ビームが入射したときの核破砕反応で大強度の中性子を発生させる装置である。ターゲットには、1MW（3GeV / 333mA）の陽子ビームがパルス幅1μs、25Hzのサイクルで入射する[1]。このパルス状陽子ビームがターゲットに入射するときの核破砕反応でターゲット内には数百W/cm^3 の高密度の熱が発生する。一般に核破砕中性子源のターゲット材には、高い中性子収率を得るために重金属など原子番号の高い物質が使用されるが、MW級の陽子ビーム照射条件でタングステンやタンタル等の固体重金属を重水冷却する従来の固体ターゲットを使用するには、固体重金属に発生する高密度の熱の除去や熱応力、照射損傷等に対する構造強度維持、さらには崩壊熱の除去等の観点から、ターゲット構造を成立させることが難しい。そこで、MW級核破砕ターゲットとして、ターゲット自体の損傷を考慮しなくてもよい液体重金属(水銀)用いる新しい概念のターゲット構造が世界的に提唱され、設計検討が進められている[2][3]。この水銀ターゲットは、ステンレス製（SUS316L）の水銀容器内に水銀を流動させる構造であり、高密度の熱を効率的に除去することができる。また、水銀自体の崩壊熱がタングステンやタンタルなどに比べて小さいことに加え、水銀を流動させることにより崩壊熱の発熱密度を固体ターゲットよりも2桁以上低くすることができる。

ただし、上述したように陽子ビームの照射領域では高密度の熱が発生することから、照射領域内で水銀の流れが停滞すると温度が上昇して沸騰を生じ、中性子収率の低下や流量配分の変動、流体誘起振動を引き起こす可能性がある。このため、水銀ターゲットの設計では、陽子ビーム照射領域に水銀の停滞域を生じないようにすることが要件である。また、核破砕反応による水銀の

発熱密度は陽子ビームが入射する容器先端部分が最も大きく、容器後方に行くに従い指数関数的に減少すること、さらに、先端の陽子ビームが入射する窓部（ビーム窓）での発熱も大きいので、容器先端部分に水銀を集中的に配分して、陽子ビーム窓の冷却を併せて行う必要がある。このような技術課題に対処するため、原研ではターゲット先端部分に集中的に水銀を流動させて水銀の温度上昇を防ぐとともにビーム窓を確実に冷却できるように、陽子ビームの入射方向に対し水銀の流れが直交するターゲット構造（クロスフロー方式－Cross-Flow Type：CFT）を考案した[9]。Fig.2.1.1-1 に水銀ターゲットの構造概念を示す。本構造では、容器内部での再循環流の発生を抑制しつつ発熱密度に応じた内部流量配分が実現するように流量分配板（案内羽根）を設置する。これにより、発熱密度のピークが位置する容器先端部近傍に適正な流量の水銀を配分できるため、水銀ターゲットの懸案である高密度の発熱を低流速で効果的に除去することが可能である。案内羽根はターゲット容器の補強も兼ねる。このとき、安全確保の観点から、水銀容器が破損したときに水銀の外部漏洩を防止するために、容器周囲にセーフティハルと呼ばれる格納容器を配置し、確実な水銀閉じ込めを図る。セーフティハルでも発熱するため、中性子のエネルギー減衰能が軽水よりも低い重水を流動させて冷却する。このため、セーフティハルは重水冷却層を有する２重容器構造となる。セイフティーハルと水銀容器の間はヘリウム雰囲気として、水銀の漏洩を速やかに検出できるようにする。なお、ヘリウムガスの放射化は問題にならないくらい小さい。一方、水銀容器及び重水冷却セーフティハルは中性子の吸収や熱応力等を低減する観点から薄肉構造にする必要がある。そこで、薄肉化した水銀容器とセイフティーハルを一体に組み合わせた構造にすることにより水銀や重水の内圧力に対して強度を確保できるようにした。以後、水銀容器及び重水冷却セーフティハルで構成される３重容器構造をターゲット容器と呼ぶ。

ターゲット容器は、セーフティハルフランジによってターゲット台車に固定する。この固定はホットセル内で遠隔操作により行う。ターゲット台車は、高度に放射化（表面線量率が約 数kSv/h）したターゲット容器をターゲット台車取扱室（ホットセル）において遠隔操作で交換できるように水平方向に移動するための台車であり、台車上後部には水銀循環設備を設置する。水銀容器は、ターゲット台車に設置された水銀循環設備配管に遠隔操作が可能なリンク機構を用いて接続する。ターゲット台車の概要をFig.2.1.1-2 に示す。ターゲット容器、遮蔽体、水銀循環設備などの重量機器（台車自重と水銀を含めて約260トン）を載せて一体で移動し、かつ、運転時にはターゲット容器を±数mmの位置決め精度で所定の位置に停止・固定する。また、ターゲット台車上機器の保守・交換時にはホットセルまで自走で移動し、ホットセル内で遠隔操作によりセーフティハルフランジ、水銀配管等の脱着などを行い、ターゲット容器の交換、あるいは水銀循環設備機器等の保守・交換作業を行う。

水銀循環設備は、ターゲット容器に水銀を安定して供給するとともに、核破砕反応により発生した熱を熱交換器で除去して水銀温度の上昇を防ぐことを目的としたものである。水銀ポンプ（ギアポンプ）、水銀流量計（電磁流量計）、サージタンク、熱交換器（プレート式ダブルウォール型）、配管から構成され、閉ループ構成として熱交換器を介してターゲットで発生した熱を２次冷却系に伝える。核破砕反応で発生した生成物（気体を含む）やその水銀化合物は、サージタンク部で分離除去する。サージタンクのカバーガスにはヘリウムを用い、カバーガス中に混入する核破砕反応生成物は気体廃棄物処理系で回収する。

なお、水銀ターゲットに関わるR&D結果については後章において述べ、本節では、水銀ターゲット、ターゲット台車及び水銀循環系の設計条件、設計指針、主要仕様、設計解析結果等について述べる。

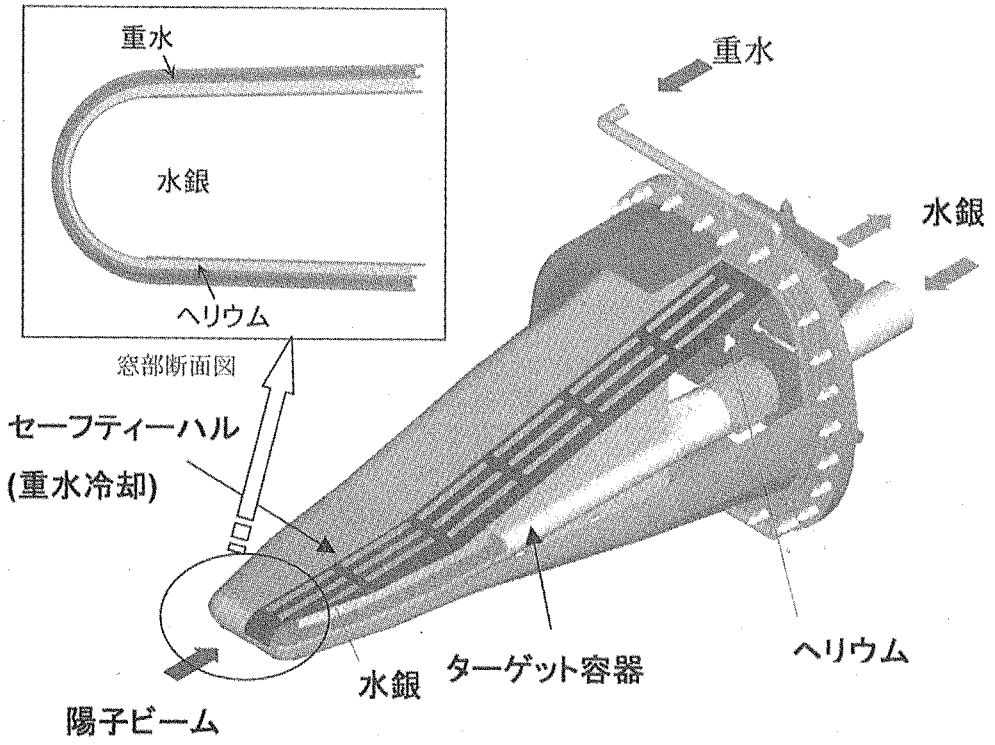


Fig.2.1.1-1 Concept of the cross-flow type mercury target

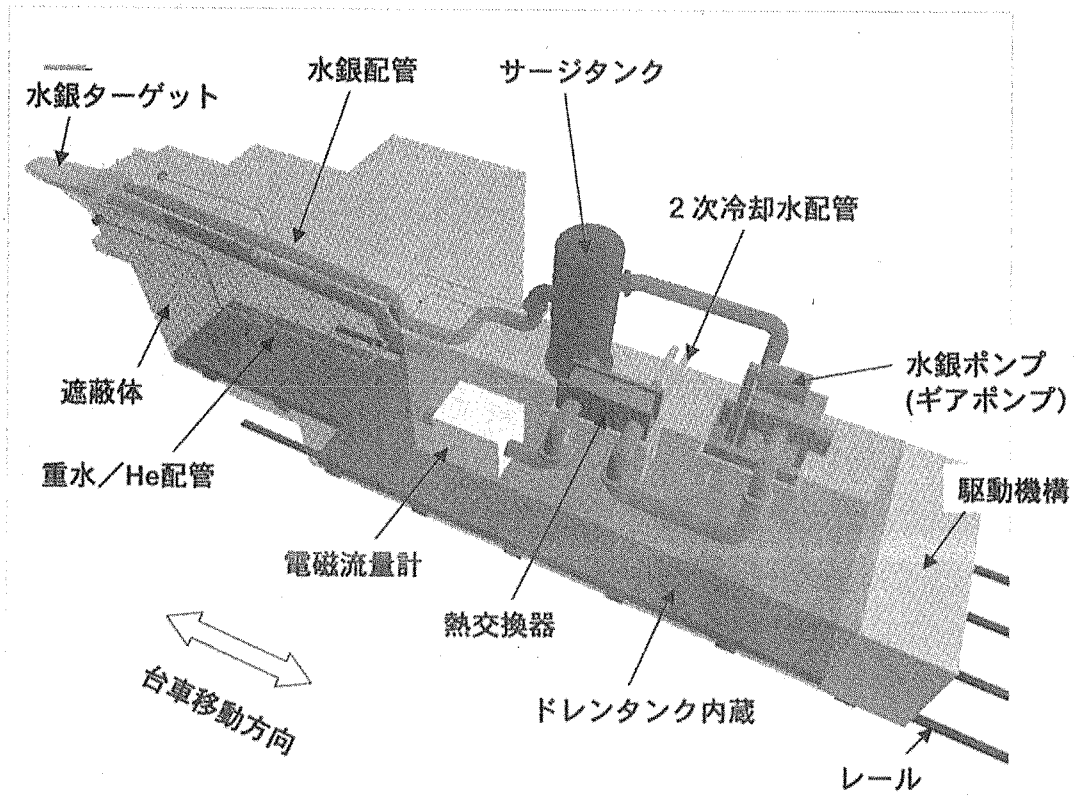


Fig.2.1.1-2 Concept of target trolle

２．１．２　水銀ターゲットの設計条件

(1) 水銀ターゲットの設計条件。

水銀ターゲットの設計条件を以下に記す。なお、圧力はすべてゲージ圧である。

(a) 水銀ターゲット内発熱分布

陽子ビーム入射によるターゲットでの発熱分布は、平成14年7月時点でのNMTC/JAMによる解析結果を基に設定した。ターゲット入射直前での陽子ビーム条件を以下に示す。

1) ビーム出力（パルス周波数）　：　1 MW (25Hz)
2) ビームエネルギー（強度）　：　3 GeV (0.33 3mA)
3) ビームパルス幅　：　1μs
4) ビーム断面形状　：　横20cm×縦10cmの2次元ガウス分布（位相空間）

NMTC/JAMはモンテカルロシミュレーション法によるため、その計算結果を熱流動及び構造強度解析コードへの入力条件とするためには、それらの解析コードの計算要素と整合させる必要がある。そこで、NMTC/JAMによる解析結果を平均化処理した近似曲線を与えて解析コードへの入力条件とした。Fig.2.1.2-1 にNMTC/JAMによる解析結果と近似曲線を示す。近似曲線は陽子ビーム方向に直行する面内は2次元ガウス分布で、ビーム方向は指数関数の組み合わせで表し、深さ方向での広がりを考慮した。すなわち、ビームのハローによる裾野の分布を補正するため、主要部と裾野部の2つのガウス分布の和で全体を包含できるようにした。近似曲線を下式で表される。

$$Q(x,y,z)=Q(x,y)\cdot Q(z)$$
$$=c_0 e^{-\left(\left(\frac{x}{a+d\times z/b}\right)^2+\left(\frac{y}{b+d\times z/a}\right)^2\right)}\cdot c_1\left(1-c_2 e^{-c_3(z+c_4)}\right)\cdot e^{-c_5(z+c_6)} \qquad (2.1.1)$$

a = 4.7101
b = 1.9405
c_0 =1.0
c_1 = 1449.3
c_2 = 1.4101
c_3 = 0.23581
c_4 = 6.9087
c_5 = 0.068969
c_6 = 6.66026
d=0.118

ここで、z は軸方向座標でターゲット先端からの距離、x、y はビーム断面の水平方向と鉛直方向の座標である。Fig.2.1.2-1 からビーム方向の発熱分布はビーム窓内面から数cmの深さで

ピークとなり、その後指数関数的に減少し、発熱主要部領域は20～30cmの範囲である。水銀中（幅20cm×高さ10cm×深さ80cmの領域）の総発熱量は502.6kW、発熱密度の最大値は668W/cm^3 である。本節で述べる構造強度、熱流動の解析評価においては、上記の発熱に10%のマージンを与えている。

(b) 水銀容器

1) 冷却材　：水銀
2) 容器材料　：SUS316L
3) 設計圧力　：0.5 MPa(*1)
4) 設計温度　：200℃（容器）(*2)、300℃（水銀）(*3)
5) 水銀入口温度　：50℃(*4)

(*1) 水銀循環系統内の圧力損失を考慮して決定。
(*2) 運転中に急激な減圧が生じた場合でも水銀が沸騰することがないように、大気圧における水銀の沸点356℃に余裕をみて決定。
(*3) 容器構造材の腐食が約250℃以上になると促進されることから、余裕をみて200℃に決定。
(*4) ２次冷却水温度を考慮して決定。

(c) セーフティハル

1) 冷却材　：重水
2) 容器材料　：SUS316L
3) 設計圧力　：0.5 MPa(*5)
4) 設計温度　：140℃(*6)
5) 重水入口温度　：50℃(*7)

(*5) 重水循環系統内の圧力損失、沸騰開始条件等を考慮して決定。
(*6) 定格運転時に重水が沸騰することがないように決定。
(*7) ２次冷却水温度を考慮して決定。

(d) 水銀容器／セイフティーハル間

1) 充填材　：ヘリウムガス
2) 設計圧力　：0.5 MPa(*8)

(*8) 水銀容器の内圧による負荷を低減するために、水銀容器外側を加圧。

(2) ターゲット容器の構造設計条件

(a) 容器の材質はSUS316Lとし、仕様はJISベースとする。

なお、容器の材質については、水銀に対する耐腐食性を有し、かつ、過酷な放射線場においても材料の強度劣化が少ないことを条件にしてSUS316Lを選定した。現在の設計は、既存のデータより、5dpaまでの弾出し損傷を暫定的に使用限界としている。なお、１MW陽子ビーム運転条件下では、弾出し損傷が5dpaに達するまでに約2500時間を要する。後述

するように、ポール・シェラー研究所（PSI、スイス）のSINQを用いた陽子ビームによる材料照射試験が実施されており、その成果により使用限界を延長できる可能性があることを付記しておく。

(b) 構造強度設計の判断基準は告示501号に準じるものとする。主要な判断基準を以下に記す。

1) 内圧、定常熱応力及び圧力波により生ずる応力の和はSUS316Lの許容応力（3Sm=345MPa）以下

2) 圧力波により繰り返し生ずる応力振幅は、疲労強度限度（2Salt=330MPa）以下

(c) ターゲット先端部(ビーム窓)の肉厚は、水銀容器、重水二重容器ともに2.5mmの薄肉とする。2.5mm厚については熱応力及び耐圧強度解析評価から決定した。

(d) 水銀容器先端部は、圧力波やキャビテーション・エロージョン等による疲労破壊に対して耐久性を持たせるため、内面に水銀圧力による圧縮応力が負荷されるように平板構造とする。

平板構造の構造強度特性については、2.1.4項で述べる。

(e) 各容器の上下方向の板厚については、発生する熱応力が極めて小さいので、耐圧強度の解析評価から以下の通りとする。

1) 水銀容器　　：7.5mm

2) ヘリウム容器　：2.5mm（水銀容器／ヘリウム容器間のすき間　：3mm）

3) 重水容器　　：2.5mm（ヘリウム容器／重水容器間のすき間　：5mm）

また、各容器のすき間は重水流動、製作性等の関係から以下の通りとする。

1) 水銀容器／ヘリウム容器間のすき間　：3mm

2) ヘリウム容器／重水容器間のすき間　：5mm

(f) 水銀容器先端（内側）からターゲット下流側に位置するビームダンプまでの寸法は、ニュートロニクスの解析評価を基に発熱が小さくなる領域として800mmとする。

(g) 容器の先端部、側板、上板及び下板それぞれの接続部は、応力集中を抑制するために曲率を設ける。

(h) 容器先端部は溶接線を設けない。先端部は鍛造ブロックからの削出し加工とする。

(3) 反射体内に挿入するに当たっての制限条件

(a) ターゲット容器の平面内の制限寸法は、反射体中心軸から半径2793.5mmの円弧と中心線から片側幅323mmの範囲内。

(b) 上下方向の制限寸法は、平行部分は冷減速材の位置中心線から68.5mmの範囲。

2．1．3　ターゲット容器の構造設計及び製作指針

ターゲット容器の交換（取付・取外し）は全てホットセルで行い、作業はパワーマニュピュレータ及び天井クレーン等を用いて遠隔操作で行う。使用済みターゲットは、交換台車等を使用して保管容器に格納し、地下の保管設備に移送する。水銀容器とセーフティハルから構成されるタ

ーゲット容器の全体構造図をFig.2.1.3-1 に、水銀容器及びセーフティハル単独の構造図をFig.2.1.3-2 及びFig.2.1.3-3 に示す。ここに示した水銀容器及びセーフティハルは後述する熱流動及び構造解析評価により、熱機械的成立性を確認してある。

以下にターゲット容器の構造設計・製作の基本指針を記す。

(1) 容器全般

(a) 水銀容器は全体を溶接構造で製作する。ただし、案内羽根の容器上板または容器下板への固定はプラグ溶接とボルトとシール溶接の両方を組み合わせて行う。これは、水銀容器に対して案内羽根の位置決め精度を確保するためである。

(b) セイフティーハルは、重水の流路のために多数の矩形孔を貫通加工した板と側板を組み合わせ、溶接で組み立てる。矩形孔を貫通加工した板は途中で長手方向に分割されたものとなるが、重水の流量配分が適切に行えるように分割部分を一種のプレナムとして機能させる。なお、矩形孔の間の金属部分が補強部材となる。

(c) 水銀容器とセーフティハルとの組立は、組立精度や強度の維持（残留応力を含む）を目的として、溶接部分をできるだけ削減するために、補強を取り付けた水銀容器側に加工されたタップ穴とセイフティーハルに加工されたボルト穴（ざぐり穴）を六角穴付ボルトで締結し、ボルト穴（ざぐり穴）と六角穴付ボルトとのすき間をシール溶接する。

(d) ターゲット容器の重量支持はセーフティハルで行い、セーフティハルフランジをターゲットターゲット台車先端部に固定する。ターゲット容器はフランジを含めて0.25Gの耐震性を有するものとする。

(2) 配管等の取合い

(a) 水銀容器とターゲットターゲット台車の水銀配管取合部の変位（据付誤差）を吸収するため、ベローズを水銀容器側に設け、セーフティハルにベローズ支持台を設ける。このとき、水銀容器と水銀配管との脱着はFig.2.1.3-4 に示すリンク機構を応用した脱着装置を用いる。この方法により、ターゲットターゲット台車の上方から１本のボルトを操作するだけで脱着を行うことができる。この脱着装置は、水銀ターゲット側（交換される側）に取り付ける。

(b) セーフティハル冷却用の重水は、流出入部にプレナムを設け、フランジ３箇所の流入孔で上部から流入させ、先端部を冷却してから下部の３箇所の流出孔から流出させる。

(c) 重水配管の取合には、小口径配管で確実なシールがスエジロックタイプのテーパ金属シール方式を用い、液垂れ防止を考慮した袋ナット等を使用する。

(d) セーフティハルとターゲットターゲット台車との間のシール材には、メタルガスケットを使用する。メタルガスケットはセイフティーハルに固定する。

(e) ヘリウムベッセルとターゲット容器とのシールは、ヘリウムベッセル開口ノズル部とセーフティハルとの間で行う。シールは、ターゲット台車の位置決め精度やヘリウムベッセルとシール部の衝突による損傷を考慮して、シール部の隙間余裕を持たせ、かつ、有効なシールが可能なようにガス加圧膨張方式のベローズとシールリングを組み合わせた機構を

用いる。

(3) ドレン及び付帯装置

(a) 水銀、重水ともに、重力でターゲット台車に設置されたドレンタンクに回収できる構造とする。

(b) 通常のドレンの後、必要に応じてベローズ部や補強材等の容器内に残留した水銀、重水は、ガスパージ方式にて排出する。

(c) ビーム窓が破損し、水銀がセーフティハル内に漏洩した場合を想定し、漏洩した水銀を効率よく捕集するために、ターゲット台車側にドレン配管を設置する。なお、組立図には明示していないが、水銀容器からの水銀漏洩を検知するためにセーフティハル下側内面に抵抗線を貼りつける。

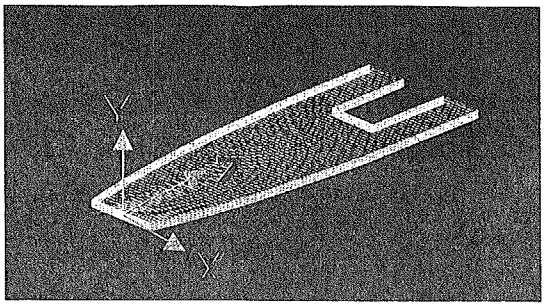
(d) また、水銀容器先端部のビーム窓については、後述する圧力波によるキャビテーション・エロージョンに対する耐久性を持たせるために、以下の硬化処理方法を検討している。

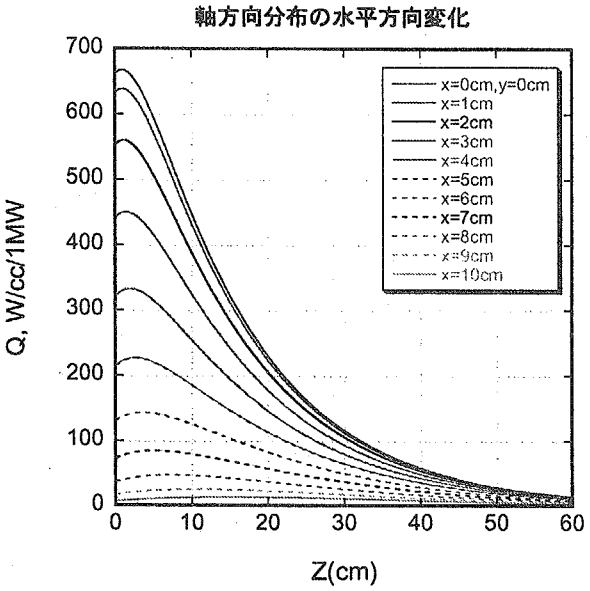
1) 化学的蒸着法（CVD）によるセラミックコーティング

コーティング膜	:	TiC、TiN
処理温度	:	900℃～1100℃
表面硬度	:	HV2000～2300
膜　厚	:	7～100 μm

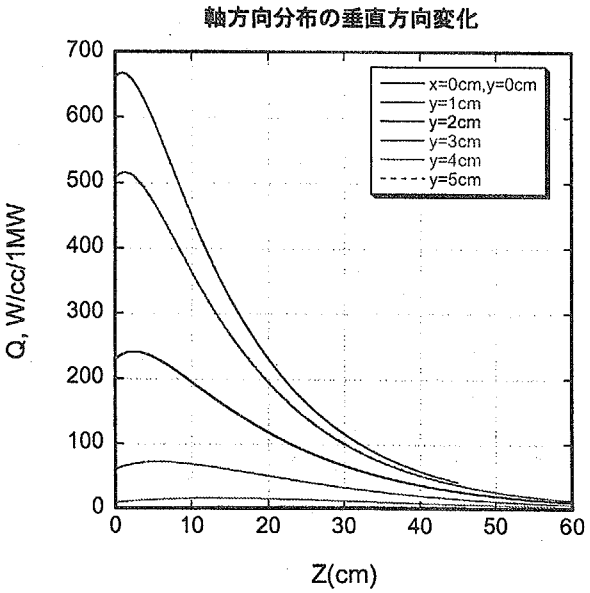
2) 物理的蒸着法（PVD）によるセラミックコーティング

コーティング膜	:	TiN
処理温度	:	200℃～500℃
表面硬度	:	HV1700～2500
膜　厚	:	2～4 μm

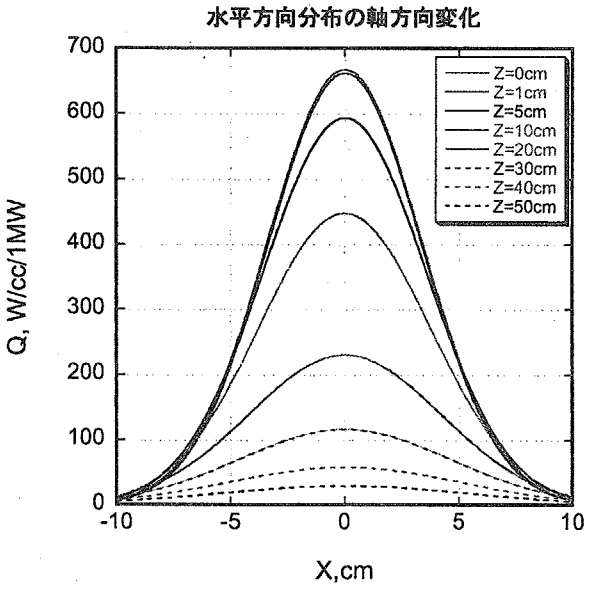




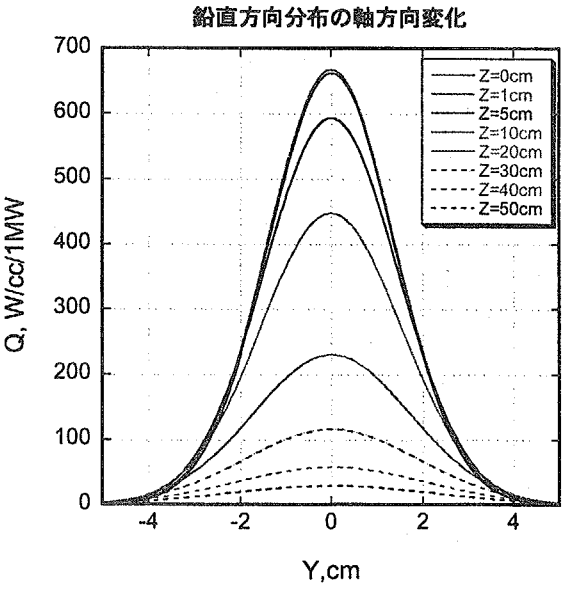
(a) Horizontal distribution in axial direction



(b) Vertical distribution in axial direction



(c) Axial distribution in horizontal direction



(d) Axial distribution in vertical direction

Fig.2.1.2-1 Heat density distribution in the mercury target

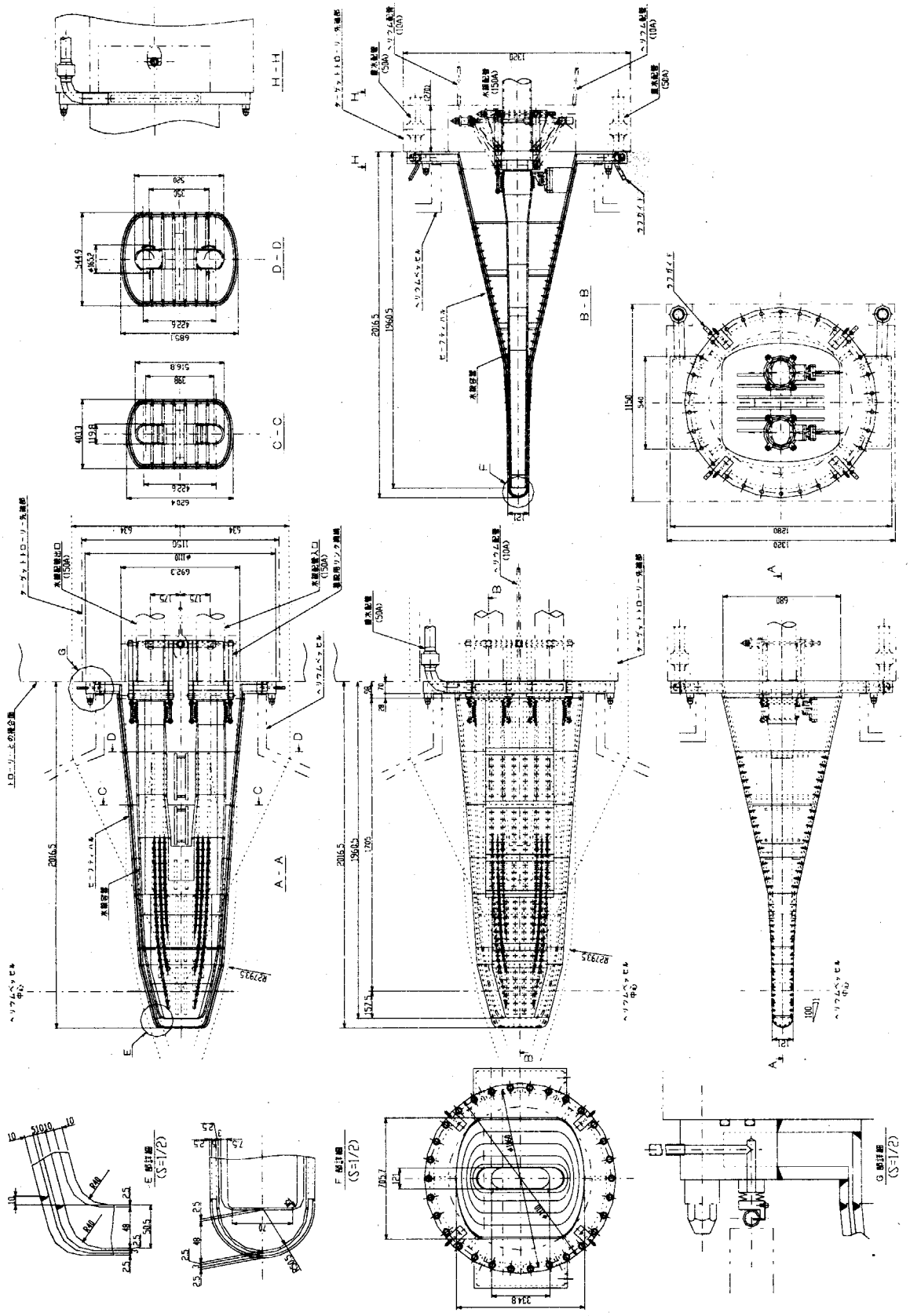


Fig.2.1.3-1 Structural drawing of the mercury target

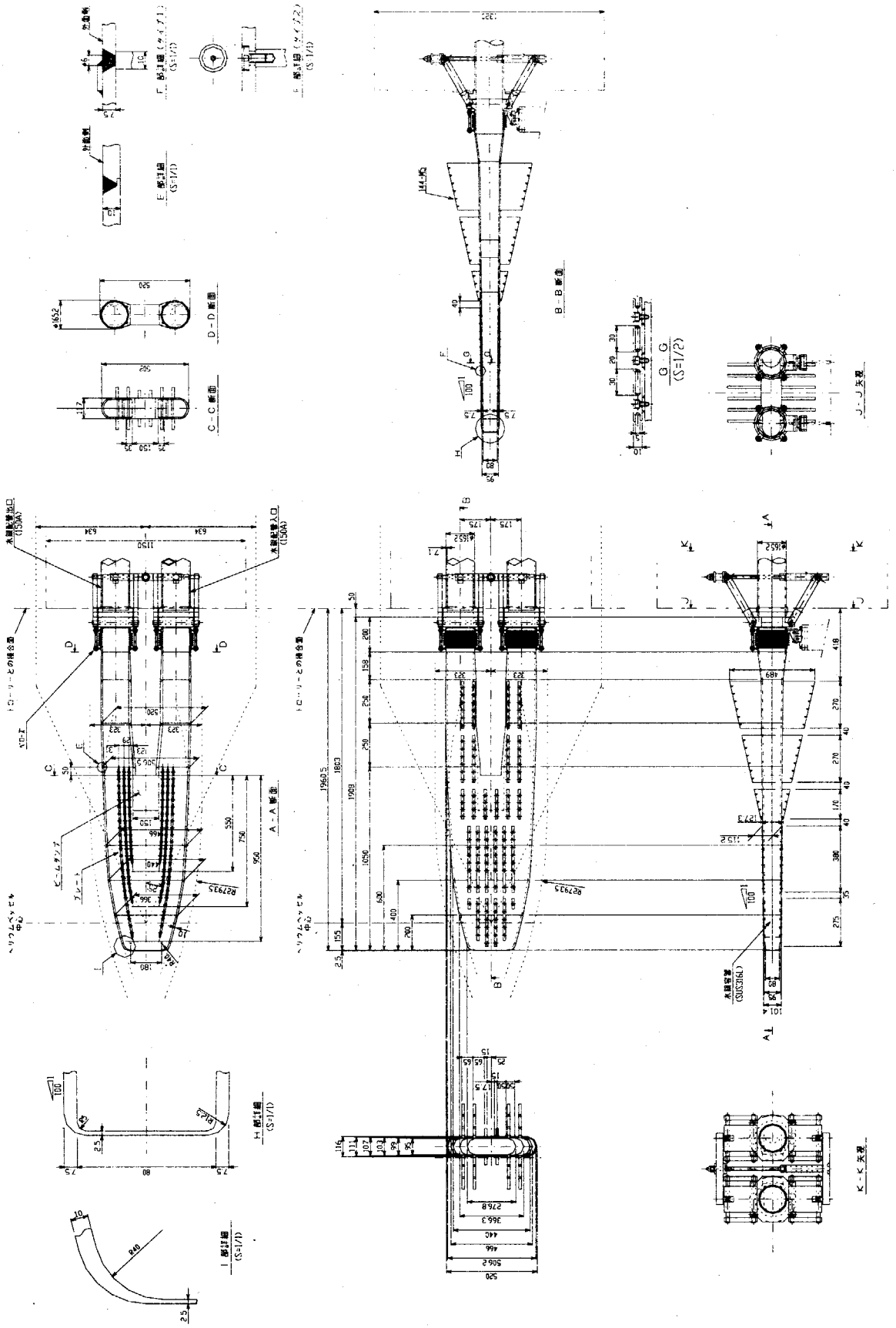


Fig.2.1.3-2 Structural drawing of the mercury vessel

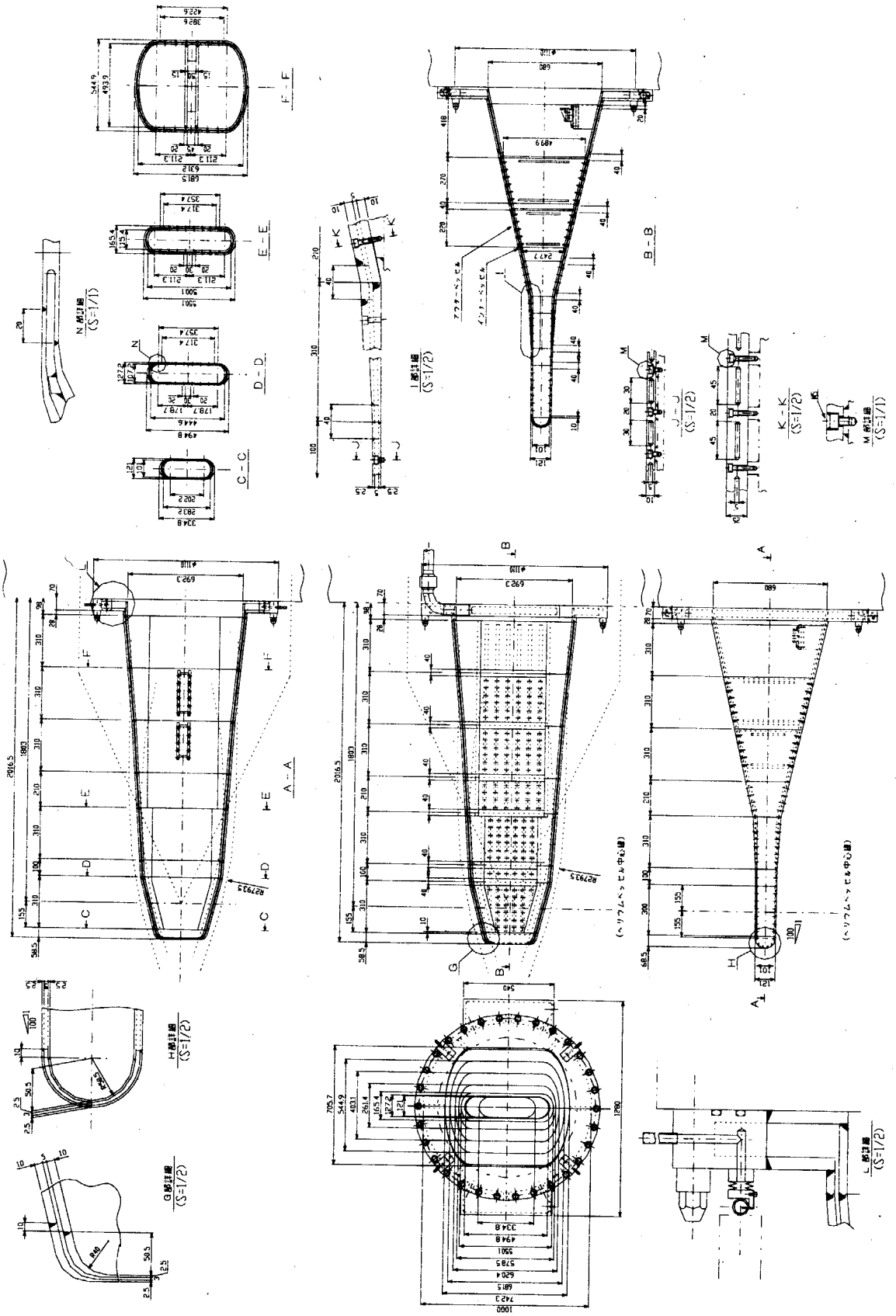


Fig.2.1.3-3 Structural drawing of the safety-hull

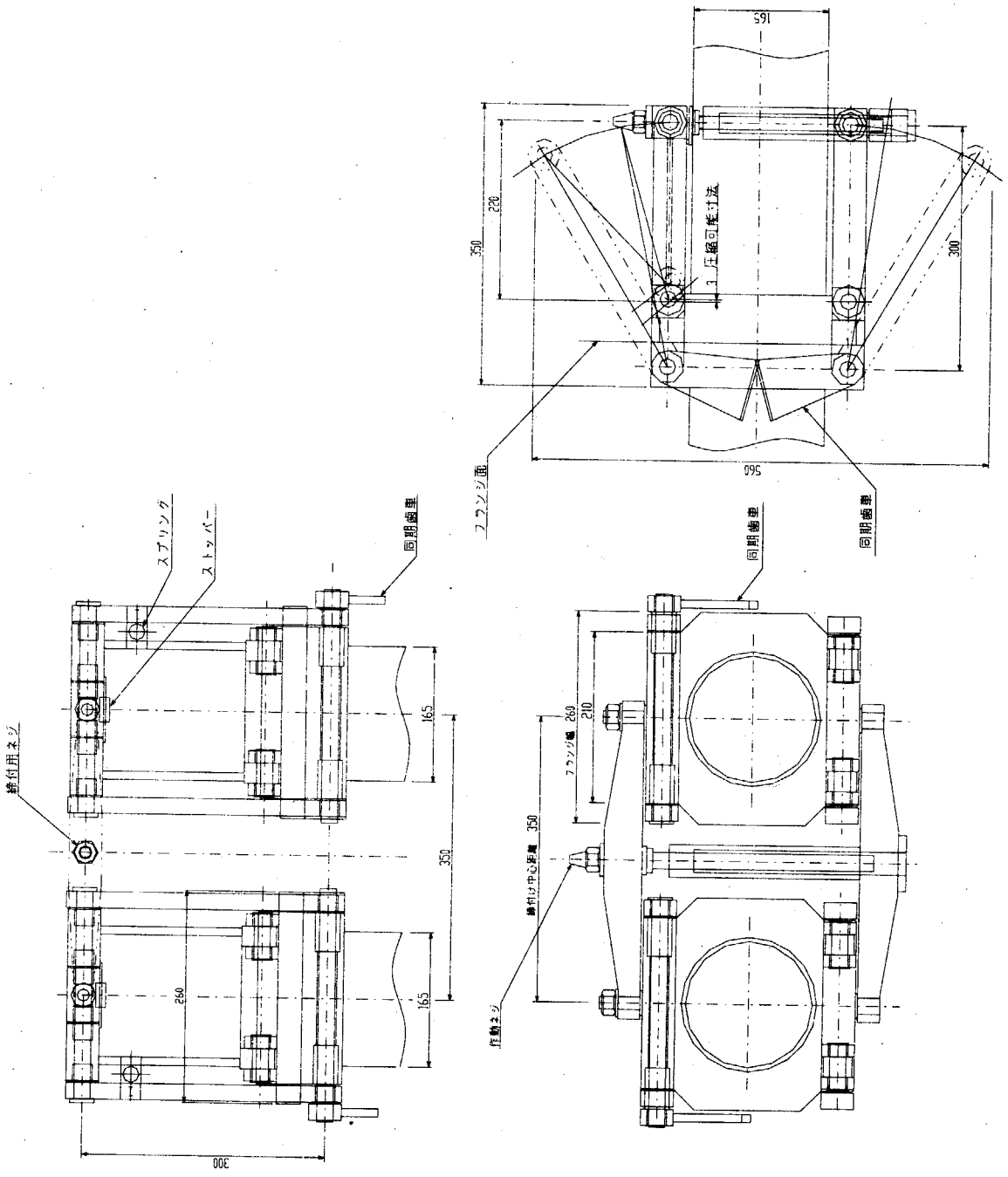


Fig.2.1.3-4 Structural drawing of the link-mechanism

２．１．４　水銀容器の動的応力解析評価

(1) はじめに

1MW（3GeV/333μA）の陽子ビームがパルス幅約1μsで25Hzのサイクルで水銀ターゲットに入射すると、核破砕反応によりターゲット材の水銀には瞬時に高密度の熱が発生し、瞬時発熱による水銀の熱膨張で圧力波を生じて水銀容器に過大な負荷を与えることが懸念されている[4]。そこで、陽子ビームパルス入射時に発生する水銀中の圧力波により、水銀容器に発生する応力挙動を把握するために解析評価を実施してきた。これまでに、原研が開発した核破砕反応解析コードNMTC/JAERI[5]に中性子科学研究計画の陽子ビーム条件（5MW、1.5GeV、50Hz）を入力して得た核破砕反応に基づく発熱分布の解析結果を基に、水銀容器形状として最も基本となる半球殻ビーム窓を有する円筒型ターゲットを対象に解析評価を行い、水銀中の圧力波の伝播や発生応力の基本的特性を評価した[6][7]。この成果を踏まえて、実機水銀容器形状を模擬した偏平型水銀容器に5MW陽子ビームが入射する時の動的熱応力の入射エネルギー依存性を評価した[8]。

その後、偏平型水銀容器を対象にビーム窓部の形状依存性を見るために、半円筒型と平板型のビーム窓に対する動的熱衝撃の解析・評価比較を実施し、平板型ビーム窓が有利であることを明らかにした。その結果を踏まえ、NMTC/JAERIを改良したNMTC/JAMの結果（H14年7月）を基に、平板型ビーム窓付きターゲットの圧力波評価解析を実施した。以下にそれらの結果について記す。

(2) 水銀容器の構造及び構造設計上の課題

(a) 構造設計上の課題

パルス状陽子ビームの時間構造と陽子ビームが水銀ターゲットに入射する時に生じる圧力波と応力波の概念をFig.2.1.4-1 に示す。 パルス巾1μsの陽子ビームが水銀容器に入射した時、水銀中の核破砕反応領域では瞬時の発熱で温度上昇を生じる。それに伴い発熱部における水銀は熱膨脹しようとするが、周囲の水銀が熱膨張を妨げるために、発熱部に圧縮場が形成される。その後、次第に周囲の水銀を押しやる形で圧縮場の開放が進む。この開放の過程が圧力波となって周囲に伝播する。一方、水銀容器についても水銀に比較して発熱密度は小さいものの、同様に瞬時の熱発生による応力波を生じ、それが容器壁を伝播する。水銀容器の構造成立性を検討する上で、圧力波と応力波が重畳して容器に生じる動的応力特性を明らかにしておく必要がある。

(b) 水銀容器における熱弾性問題

パルス状陽子ビームが水銀ターゲットに入射し、瞬時に発熱することにより生じる力学的挙動、即ち、内部発熱を伴う動的熱弾性問題をシミュレートするための運動方程式を以下に示す[9][10][11]。一般に、体積力F と内部発熱Q を伴う初期温度To における線形弾性体の熱伝導を考慮した運動方程式は、変位場u に関する動弾性方程式(2.1.2) と温度場T に関する熱伝導方程式(2.1.3) の2つの方程式で表される。なお、これらの運動方程式は変位場と温度場を介してお互いに連成している。

$$\mu\nabla^2\mathbf{u}+(\lambda+\mu)\nabla(\nabla\cdot\mathbf{u})+\mathbf{F}=\alpha(3\lambda+2\mu)\nabla(T-T_0)+\rho\frac{\partial\mathbf{u}^2}{\partial t^2} \qquad (2.1.2)$$

$$\lambda\nabla^2T-\rho c_v\frac{\partial T}{\partial t}-\alpha(3\lambda+2\mu)\nabla\frac{\partial\mathbf{u}}{\partial t}=Q \qquad (2.1.3)$$

ここで、∇はベクトル微分演算子で直交座標系において$\nabla=\mathbf{i}\partial/\partial x+\mathbf{j}\partial/\partial y+\mathbf{k}\partial/\partial z$であり、$\nabla^2$はラプラスの演算子$\nabla^2=\partial^2/\partial x^2+\partial^2/\partial y^2+\partial^2/\partial z^2$である。λとμはLameの係数であり、μはせん断弾性係数に相当する。また、α は線膨張係数、ρは密度、Cv は定容積比熱である。

上記の式は弾性固体に対する運動方程式であるが、液体である水銀に対する運動方程式は、式(2.1.2) と式(2.1.3) のせん断係数をゼロとすることにより圧縮性非粘性流体としてモデル化できる。ただし、本解析に用いたLS-DYNA（陽解法による汎用FEMコード）では、内部発熱Qを直接入力できないため、発熱に見合った温度上昇分を入力する。この入力方法では温度が一定に保たれるために時間が経過しても温度拡散が生じない。しかし、本解析で対象とする現象は、発熱時間が1μsと瞬時であり、構造評価の対象となる主要な応答が1μs以内であること、かつ、水銀容器構造部材（SUS316L）及び水銀に対する音速がそれぞれ約5000m/sと約1500m/sであるのに対して、熱拡散速度はそれぞれ1.14mm/sと40mm/sであり、音速に比して非常に小さい。このため熱伝導の効果を無視することができる。

(3) 動的熱衝撃の構造連成解析

動的熱衝撃の観点から水銀容器構造の最適化を図るために、最も過酷な環境条件にさらされるビーム窓部の基本構造を半円筒型及び平板型とした扁平型水銀容器構造を対象にして、動的熱衝撃解析を実施した。基本構造概念をFig. 2.1.4-2 に示す。

(a) 解析モデル

水銀中での圧力波の挙動と水銀容器に発生する応力を数値解析するために、Fig. 2.1.4-1 に示す水銀容器構造を有限要素でモデル化した。使用した解析コードはLS-DYNA(Vr.950)[12]である。平板型ビーム窓の解析モデルの構造寸法をFig. 2.1.4-3 に示す。モデル化に当たっては、構造と発熱分布の対称性を考慮し1/4モデルとした。水銀容器の流量分配板間の寸法は170mmであり、発熱部の裾野領域が多少かかる程度である。水銀容器の板厚は熱的環境条件に応じて部分的に変えており、水銀容器先端部はビーム窓部が2.5mmで、その他が5mm、水平平板部は7.5mm、流量分配板と容器のその他の部分は10mmである。

使用する有限要素は水銀を3次元8節点ソリッド要素（積分点1の1次要素）、水銀容器を３次元４節点シェル要素 (長さ方向積分点1、板厚方向積分点9)でモデル化した。水銀と容器の接触のモデル化はペナルティー法を用いた。そのため、水銀と容器は押し合う方向には力を伝達するが、引き合う方向には力を伝達しないという不連続体として力が伝達されることになる。流体に引張力、すなわち、限界圧力以下の負の応力が加わる場合にはキャビテーションを起こす可能性があるが、本モデルではキャビテーションの発生は考慮しない。要素分割に関しては、水銀容器先端部は発熱分布を充分滑らかに再現できることと、ビーム窓部での高次振動モード

を考慮出来る程度の大きさとするため、先端部の要素長さは数mmとしている。また、後方部は計算効率の観点から粗めに分割している。1/4モデル全体の要素数は水銀容器のシェル要素が5.1 60000要素、水銀のソリッド要素が663000要素である。

(b) 水銀の物性値[13][14][15]

1) 機械的物性値

水銀は、流れ場のない圧縮性非粘性流体であることから、前述したように弾性体ソリッド要素を用いて模擬弾性体としてモデル化した[8]。すなわち、弾性体の物性値としてせん断剛性がほぼゼロとなり、かつ水銀の体積弾性率Kが保たれるように等価縦弾性係数E*と等価ポアソン比ν を設定した。ここで、波動伝播が断熱過程であるとみなされるから、水銀の体積弾性率には断熱体積弾性率Ks を用いた。解析に使用した物性値を以下に示す。

Property (Unit)	SUS316L	Mercury
Density ρ (kg/m^3)	7890	13285
Bulk modulus K_s (GPa)	---	25.5
Young's modulus E (GPa)	188	15.3 (E*)
Poisson's ratio ν	0.303	0.4999
Thermal expansion β_p (1/K)	18.1E-6	61E-6
Specific heat、 c_p(kJ/kg/K)	0.511	0.137

これらの物性値を基に、SUS316L中の弾性波の音速を評価すると5519m/s となる。このことから発熱時間1μsの間に応力波が水銀容器を伝わる距離は5.5mmとなる。一方、水銀中の音速は1385m/s なので、パルス状陽子ビーム入射時の発熱時間1μsで水銀中を圧力波が伝わる距離はわずかに1.4mmである。解析に用いた要素の大きさは数mmであり、前述の寸法を当てはめると数μsの分解能を有することになり、水銀の流速（最高1m/s）の影響は無視できる。

2) 熱的物性値

核破砕による瞬時発熱△Qが与えられたとき、水銀の温度上昇△Tと、温度上昇に伴う体積熱膨脹が閉じ込められたときの圧力上昇ΔP（体積変化を伴わない）を求める式は一般的ではないため、熱力学の状態関係式から導くと式(2.1.4) 及び式(2.1.5) となる。

・温度上昇△T

$$\Delta T = \frac{\Delta Q}{\rho c_v} \tag{2.1.4}$$

・圧力上昇ΔP

$$\Delta P = \frac{\beta_P K_T}{\rho c_v} \Delta Q \tag{2.1.5}$$

ここで、ρ は密度、β_pは定圧での体積膨張係数、Cv は定容積比熱、K_T は等温での体積弾性

係数である。また、定容積比熱Cv は液体の場合には一般的でなく、水銀に対しては一例として熱力学的考察から求めたものが報告されているのみである[16]。したがって、本解析では、Cv は熱力学から定圧比熱Cp と関連付けて導くことができる次の式(2.1.6) を用いて求めた[17]。

$$c_P - c_v = -\frac{T\beta_P{}^2 v}{\alpha_T} = -T\beta_P{}^2 v K_T \qquad (2.1.6)$$

ここで、T は絶対温度、vは比容積で密度ρの逆数、α_Tは等温圧縮率である。ちなみに、C v とCp との比は150℃の水銀で約1.15である。

これらの式を用いて1パルスあたりの水銀温度上昇を評価すると、水銀内発熱密度のピーク値はFig.2.1.2-1 より668W/cc であるから、1パルスあたりの発熱量は26.7J/ccであり、これに伴う水銀の温度上昇は式(2.1.4) から17℃となる。この温度上昇による水銀の熱膨張が拘束された時の圧力上昇は式(2.1.5) から68MPaとなる。Fig.2.1.4-4 に水銀中に核破砕発熱が生じて圧力源を形成する過程を示す。

(4) 解析結果及び考察

(a) ビーム窓での熱衝撃応答に対する窓形状依存性

半円筒型ビーム窓と平板型ビーム窓について窓形状の依存性について検討した。ここでは、窓形状の依存性について検討するので、水銀及びビーム窓における発熱分布は2.1.1項で述べた発熱分布ではなく、それ以前の発熱分布を用いて実施した結果を述べる。窓中心の内表面・外表面・中央面での応力の時刻歴変化をFig.2.14-5 に示す。図でビーム窓部肉厚中心面（middle plane）の応力時刻歴が「膜応力」に、内・外表面（inner/outer surfaces）の応力時刻歴が「膜+曲げ応力」に相当する。Fig.2.1.4-5 から半円筒型ビーム窓の中心面での応力の時間変化は、初期の100μsの間に水銀からの内圧を受けて水銀容器先端部の半円筒部が膜変形することにより膜応力が支配的に発生し、中心面での最大応力（引張応力）は約40μs でピークに達し、外表面では101MPa となる。その後、容器内面の水銀が負圧になるに従い容器が内側に引っ張られ、膜変形と共に曲げ変形を伴って変形する。このときの応力（圧縮応力）の最大値は約200μs において容器壁内面に生じ、−114MPa である。その後、容器内表面の水銀圧力が再び正圧に戻るのに従い、容器の応力も引張応力に転じる。このときの応力（引張応力）の最大値は約410μsで容器壁内面に生じ89MPa である。それ以後は、振動しながら次第に減衰している。この結果は、水銀圧力の正圧や負圧への変化に対して容器（ビーム窓部中心近傍）の変形が追従していることを示している。これに対し平板型ビーム窓の応力履歴はFig.2.1.4-5 に示すように、初期の水銀内圧による膜変形は小さく膜応力で29MPaであり、その後曲げ変形の応答履歴を示して約120μs で104MPa の最大応力を生じている。最大応力は両窓形式ともに同等であるが、疲労強度に影響する応力振幅は半円筒型の202MPa に対し平板型は154MPa と小さく、また、初期の引張膜応力も低い。引張膜応力が低いことは、照射脆化による瞬時破断を考慮するときにとくに有利である。

また、半円筒型モデルを用いて発熱を約1.5倍に高めた条件で、ビーム窓材料の弾性率を変え

た場合のビーム窓中心での発生応力と変位の変化をFig.2.1.4-6に示す。本検討はビーム窓中心部の動的熱衝撃応力のビーム窓剛性に対する依存性を調べるために行ったもので、図からビーム窓が柔らかい（変形し易い）と変形は大きくなるが発生応力は低くなり、逆に、ビーム窓が硬くなると変形は小さくなるが発生応力は高くなる傾向があることが分かる。この傾向は、構造設計基準等で通常２次応力として分類される熱応力と同様の性質であることを示している。このことから、圧力波のような衝撃圧力に対しては、変形しにくい半円筒型（定常圧に対しては強い）よりも、変形し易い平板型の方が構造強度の観点から有利であると言える。

次に、半円筒型と平板型のビーム窓の板厚に対するビーム窓中心部での応力（最大値）変化をFig.2.1.4-7 に示す。このときの発熱条件はFig.2.14-6 と同じである。図から平板型では、最大膜応力と最大(膜＋曲げ)応力振幅が半円筒型よりも低下し、その差は板厚の低下とともに拡大する。この特性は、陽子ビームパワーを数MWに増力した場合にも平板型の方が半円筒型よりも板厚を薄くできることを示しており、ビーム窓内の発熱による準定常熱応力を抑える観点からも平板型ビーム窓が有利である。さらに、水銀容器外側のヘリウム層の圧力を高めてビーム窓に外圧をかけることにより、水銀からの衝撃圧を抑える構造効果が柔構造である平板型に期待できる。

以上のことから、熱衝撃に対して構造強度的には平板型ビーム窓が有利であることが言える。以下に平板型ビーム窓についての応答解析結果について記す。

(b) 平板型ビーム窓の熱衝撃応答評価

平板型ビーム窓付き水銀容器の先端中心位置とコーナー部、上下板部の応力履歴と、ビーム窓中心内面、発熱ピーク位置での水銀圧力時刻歴変化をFig.2.1.4-8 に示す。また、各部の応力最大値と熱応力の最大値、およびその合計最大値の一覧をTable 2.1.4-1 に示す。入力した発熱分布は2.1.1項で記載した分布に10％（暫定値）のマージンを考慮している。Fig.2.1.4-8 (b) から発熱ピーク位置での水銀初期圧力上昇は75MPaであり、約20μsまで初期圧力上昇が保持されているが、圧力波が周囲に伝播するのに従い負圧に転じて約50μsでピーク値の−58MPaに達している。ピークに達した後は約115μsの周期（約9kHz）で正圧と負圧を繰り返しながら次第に減衰している。同様にビーム窓中心部近傍の水銀圧力は初期圧が66MPa であるが、直後に容器の膨張等による変形挙動との連成応答により圧力が急激に下がり−8MPa の負圧になるが、その後ピーク位置での変化と同程度の周波数で数MPaの正圧と負圧を繰り返しながら減衰している。

ビーム窓中心部の応力変化（Fig.2.1.4-8 のY方向）は、Fig.2.1.4-8 (a) から純曲げに近い変形応答を示しており、最大応力は最初の数10 μsで生じて外表面で154MPaである。最大応力強さも外表面で発生し、Misesの相当応力で95MPaである。最大応力振幅も外表面で生じており227MPaである。

ビーム窓コーナー部の応力変化（Fig.2.1.4-8 のY方向）は、Fig.2.1.4-8 (e) からほぼ純曲げ変形の応答を示しており、最大応力は初期の約50μsで生じており外表面で167MPaである。最大応力強さも外表面で発生し、Misesの相当応力で147MPaである。最大応力振幅は内表面で生じており、213MPaである。

上下板部の応力時刻歴変化（Fig.2.1.4-8 のX方向）は、Fig.2.1.4-8 (d) からほぼ純曲げ変形の

応答を示しており、最大応力は約250μsで生じて内表面で171MPaである。最大応力強さも内表面で発生し、Misesの相当応力で152MPaである。最大応力振幅も内表面で生じており295MPaとビーム窓中心部より大きいが、この部分は増厚化等の構造対応が可能な部分である。

次にビーム窓中心の変位の時刻歴変化は、Fig.2.1.4-8 (c) からビーム窓中心位置の最大変位は最初外側に0.06mm膨れ、その後内側に0.004mmへこむ。上下板の変形も同様に外側に0.06mm膨らむ程度で、何れの部位も変形量は小さく、中性子源としての機能に影響を及ぼす事はないと考えられる。

(c) 強度評価と疲労強度

構造強度評価はJISの圧力容器の構造規格[18]を参考に行った。JIS圧力容器の構造規格の基になっているASME構造規格の応力カテゴリーと許容応力体系を米国SNSプロジェクト資料からの抜粋でFig.2.1.4-9 に示す。構造規格から、SUS316Lの曲げ応力に対する許容応力1.5Sm（曲げ応力に対しては、全断面が降伏する設計応力強さSmの1.5倍まで許容している）は162MPaであり、前述した発生応力は許容値以内となっている。また、疲労強度評価も許容繰り返し回数が10^9 回以上となる飽和領域での許容応力振幅は330MPaである。一方、水銀ターゲットが受けるパルス数は、寿命を半年とすると2.25×10^8 回となる。Table 2.1.4-1から、圧力波による応力が厳しいため内圧による応力を極力低減する必要がある。このため、水銀圧力を出来るだけ低減するとともに、水銀容器とセイフティハルとの間のヘリウム層を加圧して、水銀容器内の水銀との差圧を最小限にする構造設計を採用している。熱応力と圧力波応力との合成応力強さ範囲がビーム窓中心部外表面で349MPaと多少許容値（3Sm=345Mpa）を超えているが、水銀容器内面の水銀の熱伝達係数を10000W/m^2と安全側に設定しているためで、実際には水銀の伝熱流動実験の結果から2割程度は高い熱伝達係数になると考えられるので、この場合329MPaと許容値以下になる。

水銀容器の構造設計上最も厳しい条件となるパルス陽子ビーム発熱に対する疲労強度評価をTable 2.1.4-2 に示す。併せて、JIS圧力容器の設計疲労曲線と応力振幅との関係をFig.2.1.4-10に示す。代表部位のいずれの部位でも設計許容限界値165Mpa（疲労曲線が一定になるN>109 Cycleの高サイクル領域）以下となっている。

(5) 今度の課題

上記の解析では水銀の物性値はノミナル値（線形弾性体近似）を用いており、水銀容器材料（SUS316L）の許容応力もJIS圧力容器の設計許容応力値を用いている。今後の強度評価の信頼性を高めるために以下の項目について確証する必要がある。

(a) キャビテーション挙動を解析するために、水銀の状態方程式をモデル化する手法の確立と、そのモデルを組み込んだキャビテーション挙動解析コードの開発・検証。
(b) キャビテーションによるエロージョン損傷の評価手法の確立。
(c) 陽子照射効果を考慮した材料強度データの整備と安全率の考え方の見直し。
(d) 実機運転中の寿命診断法の確立。
(e) 圧力波緩和対策の開発。

(6) ま と め

中性子散乱施設用液体金属（水銀）ターゲットの開発における工学的課題を明らかにするために、3GeV/1MWのパルス状陽子ビームがクロスフロー型液体金属ターゲットに入射するときの水銀容器に発生する動的熱衝撃解析を行った。解析モデルは、実機構造を模擬した半円筒型ビーム窓型と平板型ビーム窓の2種類の構造を対象とし、NMTC/JAMによる核破砕発熱計算結果を基に、衝撃解析コードLS-DYNAを用いて解析した。その結果、動的熱衝撃により発生する応力は、最も厳しい環境にあるビーム窓中心部で半円筒型よりも平板型の方が構造設計上有利であり、水銀の熱伝達係数を適切に設定することにより、発生する応力値は曲げ応力、疲労強度ともにJISの基準を満足する見通しである。

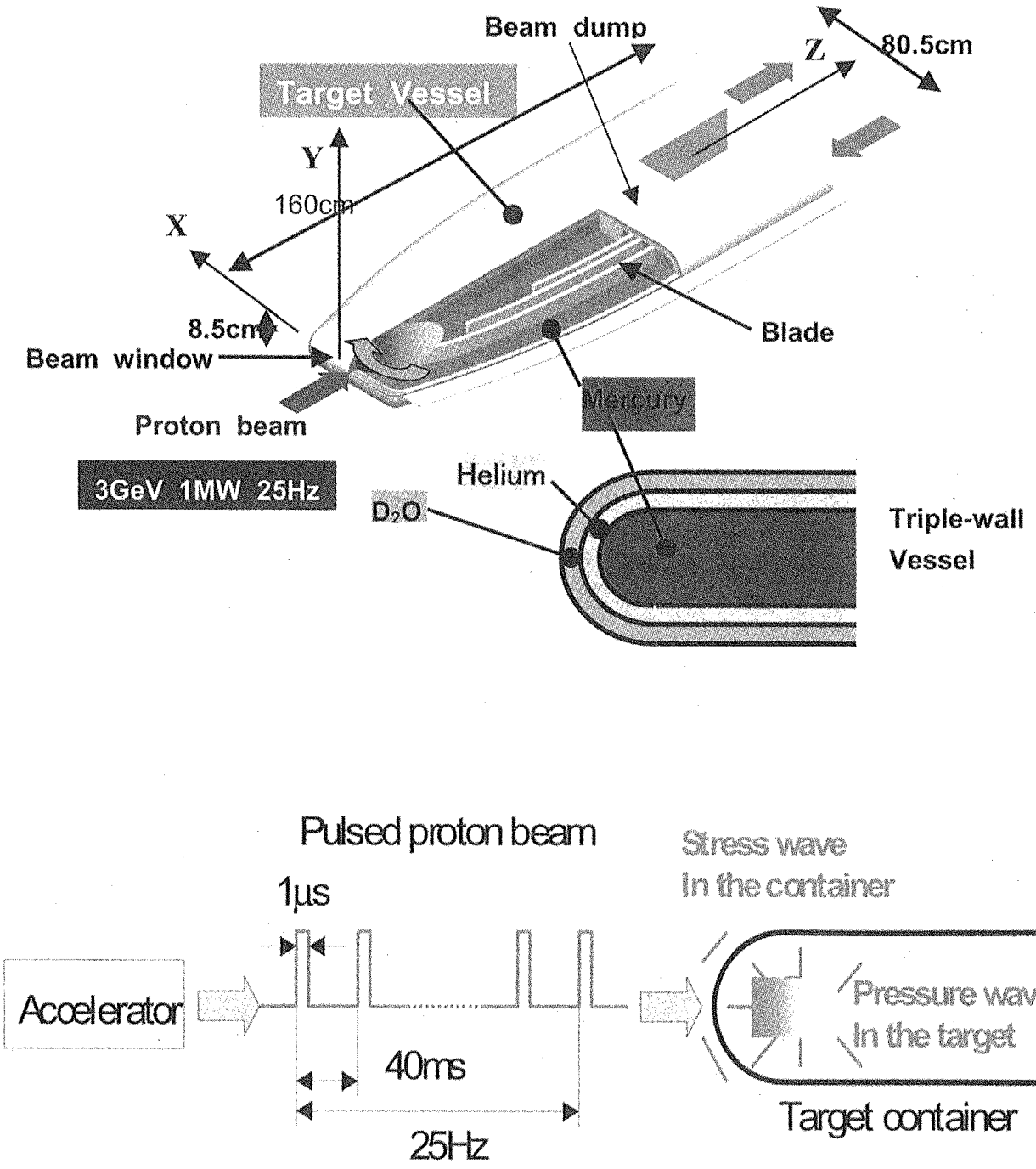


Fig. 2.1.4-1 Pulsed proton beam structure injected into the mercury target

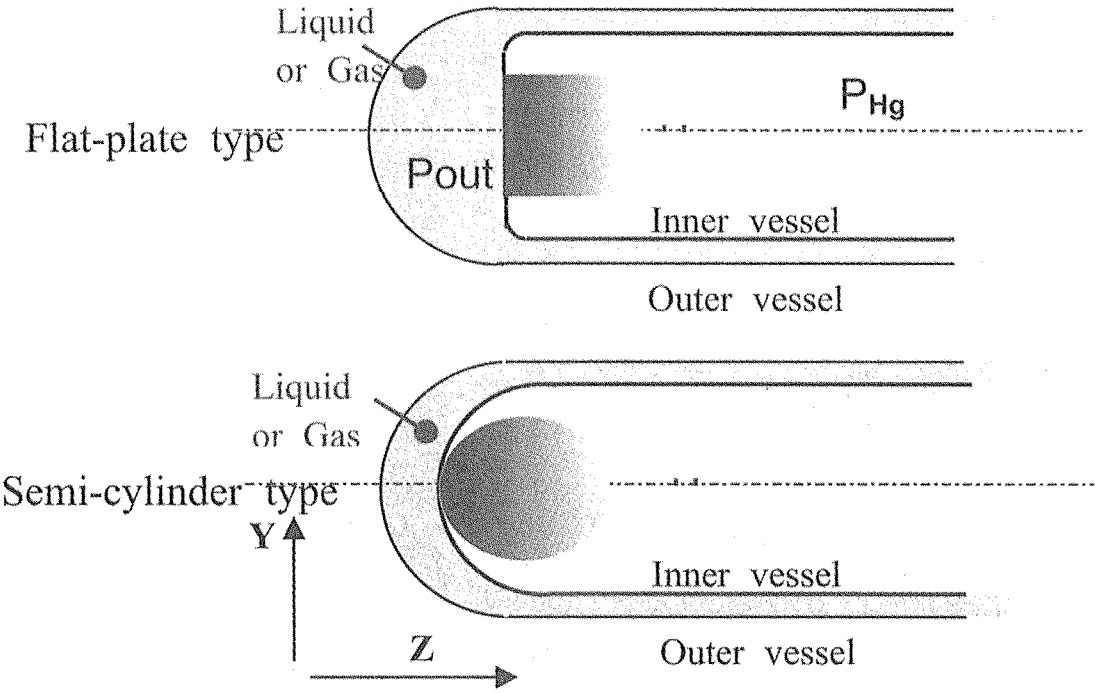


Fig. 2.1.4-2 Concepts of flat and semi-cylindrical type beam windows

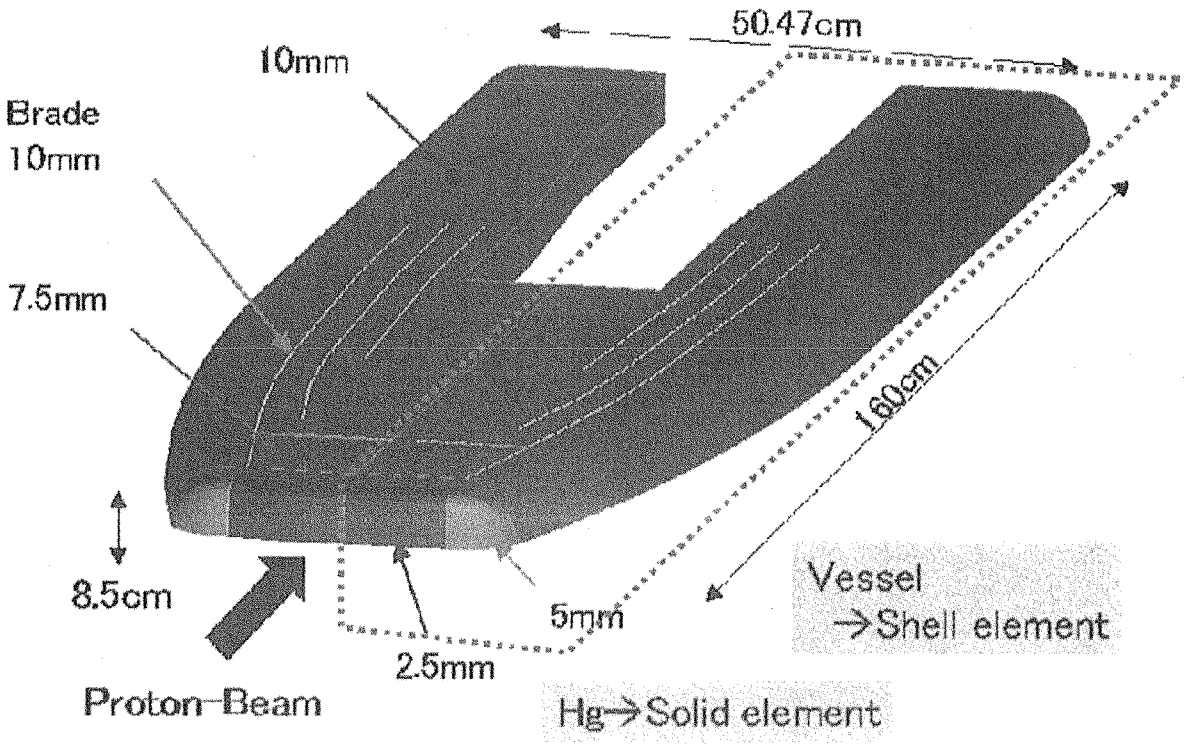
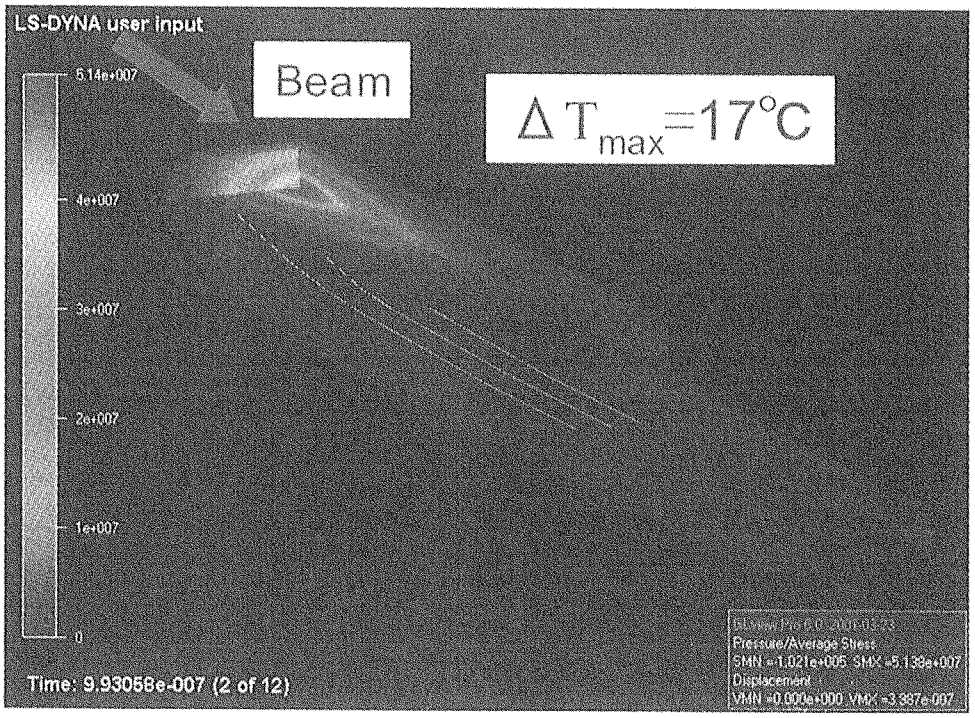


Fig. 2.1.4-3 Analytical model.



Generation of pressure wave in mercury and load on target container. (1MW/25Hz)

Injection of pulsed proton beam(1μs) : 36.4 kJ/pulse.

⇩

Heat generation by nuclear spallation : Q ～ 20 kJ/pulse.

⇩

Max. heat density : q_{max} ～ 26.7 J/cc/pulse.

⇩

Max. temperature rise : $\Delta T = q / \rho C_V$ ～ 17 ℃/pulse

⇩

Max. compressed press. : $P = \rho \Delta T K_S$ ～ 68MPa

⇩

Sound velocity in mercury : V ～ 1400 m/s

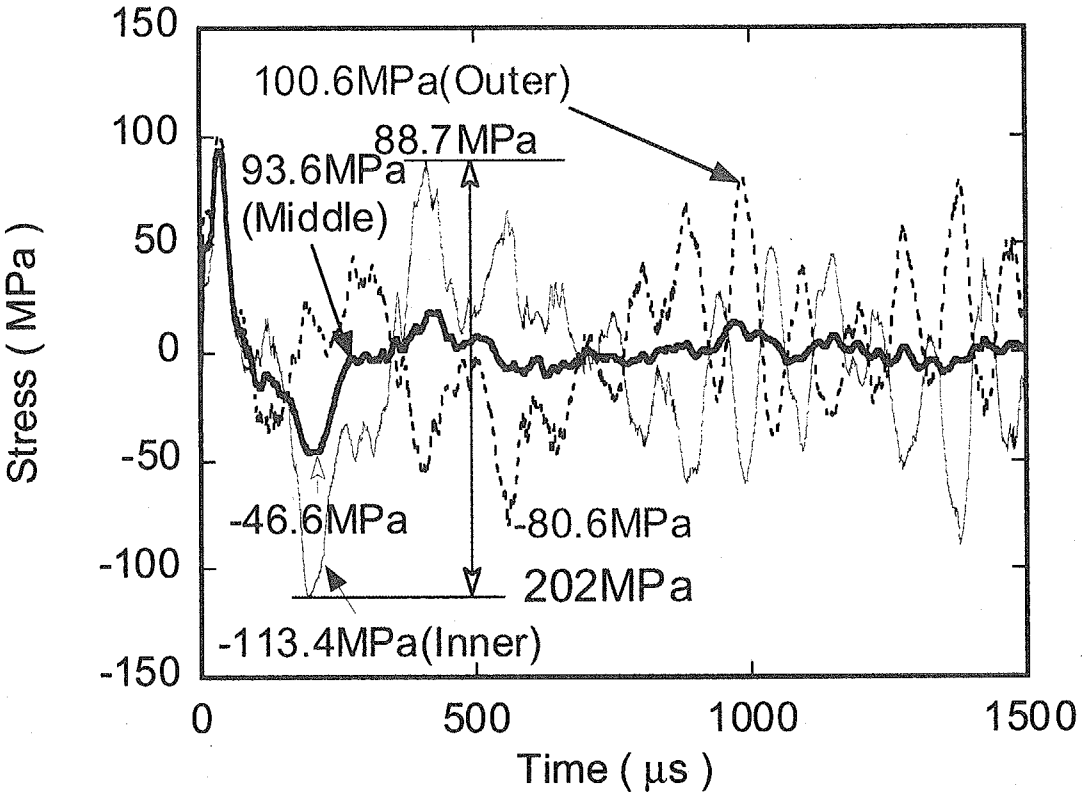
⇩

Load on target container.

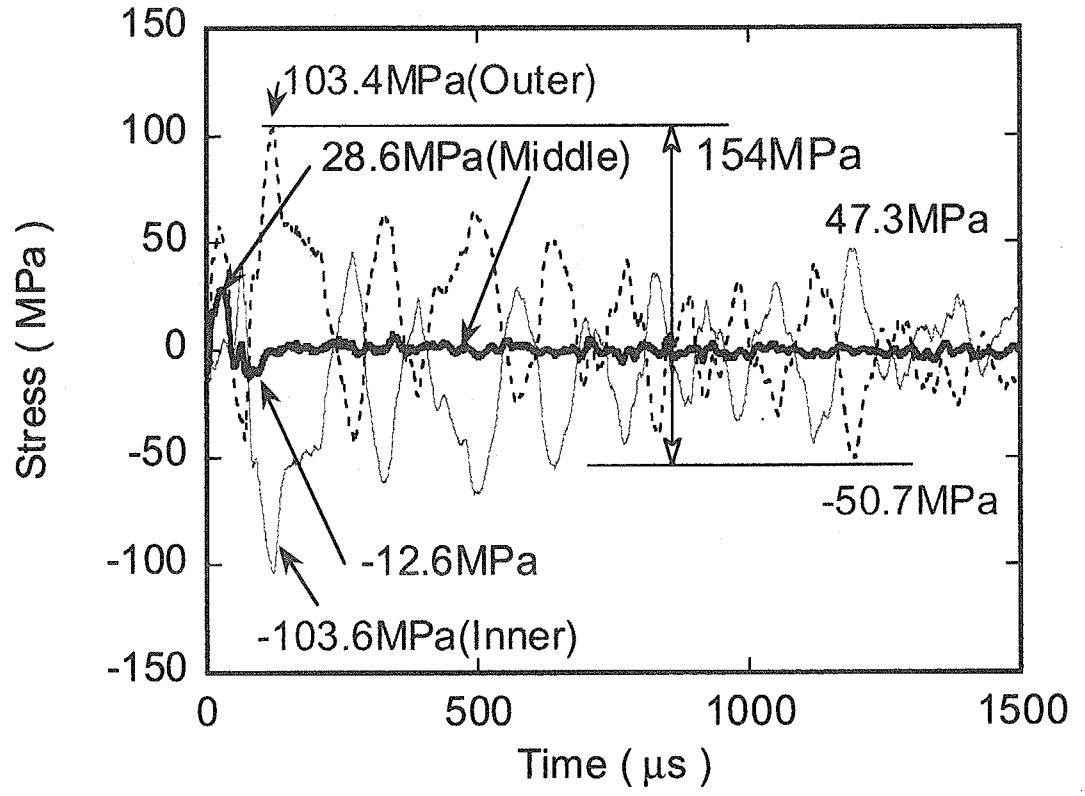
⇩

Structural integrity of the target container?

Fig. 2.1.4-4 Effects by pressure wave generated in mercury



(a) Semi-cylindrical type beam window.



(b) Flat type beam window.

Fig. 2.1.4-5 Analytical results of dynamic stresses generated at the center of the beam windows

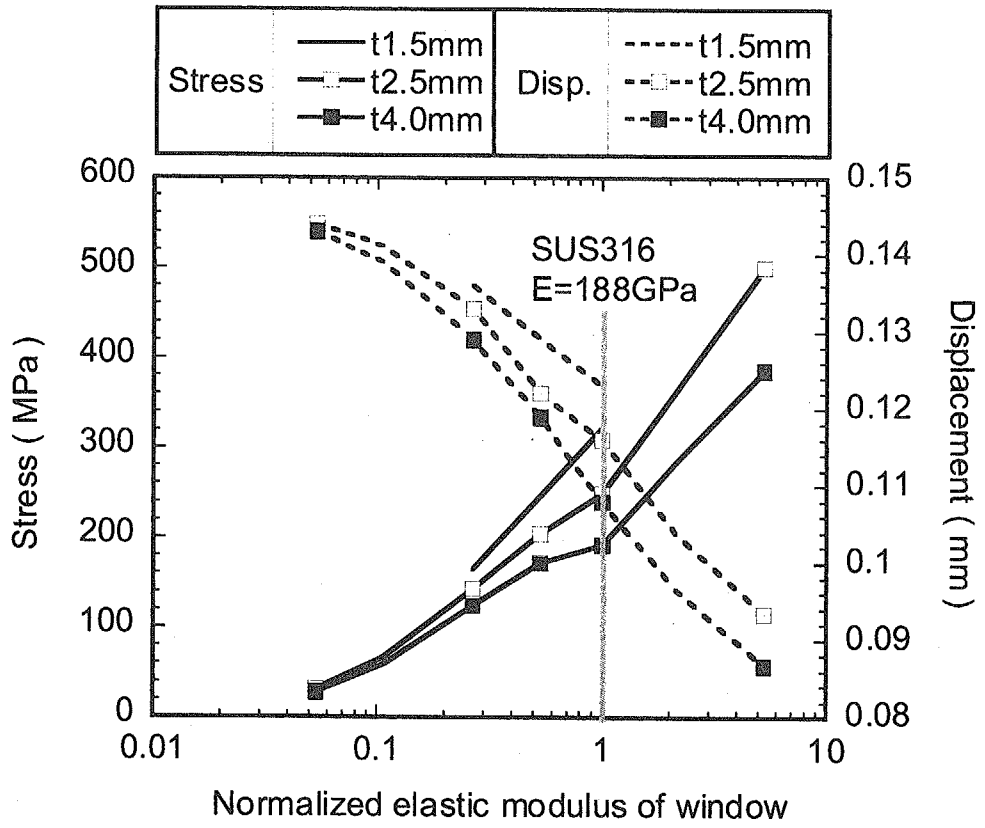


Fig. 2.14-6 Dependency of stress and displacement on elastic modulus for semi-cylindrical type beam window.

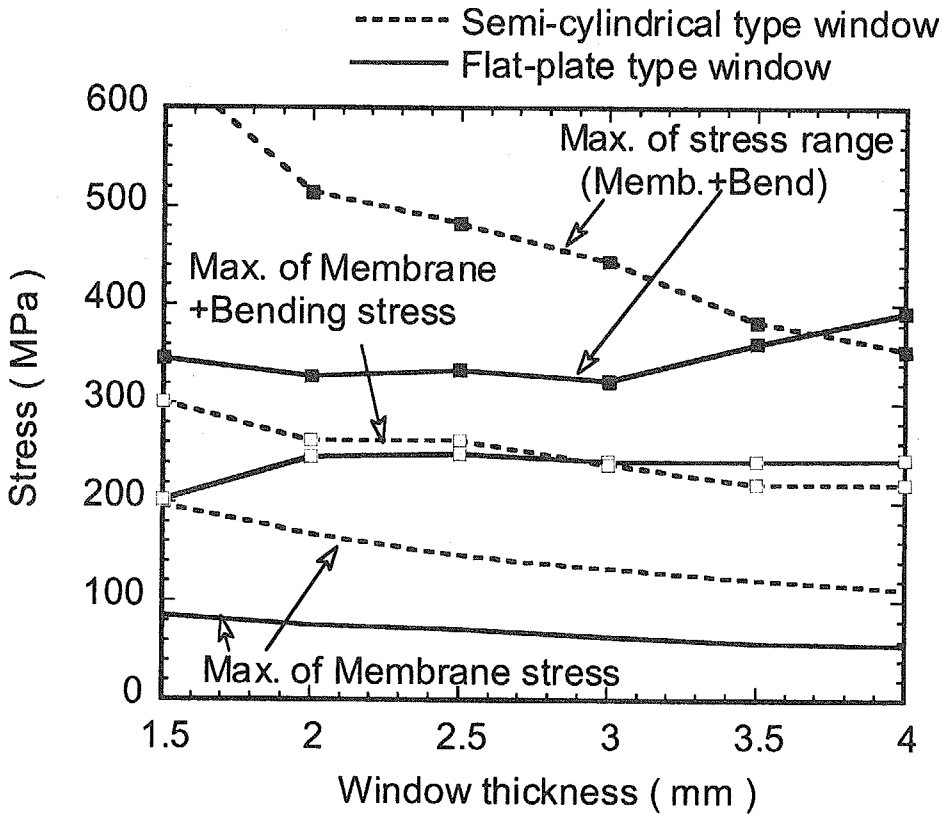


Fig. 2.1.4-7 Relationship between stress and window thickness.

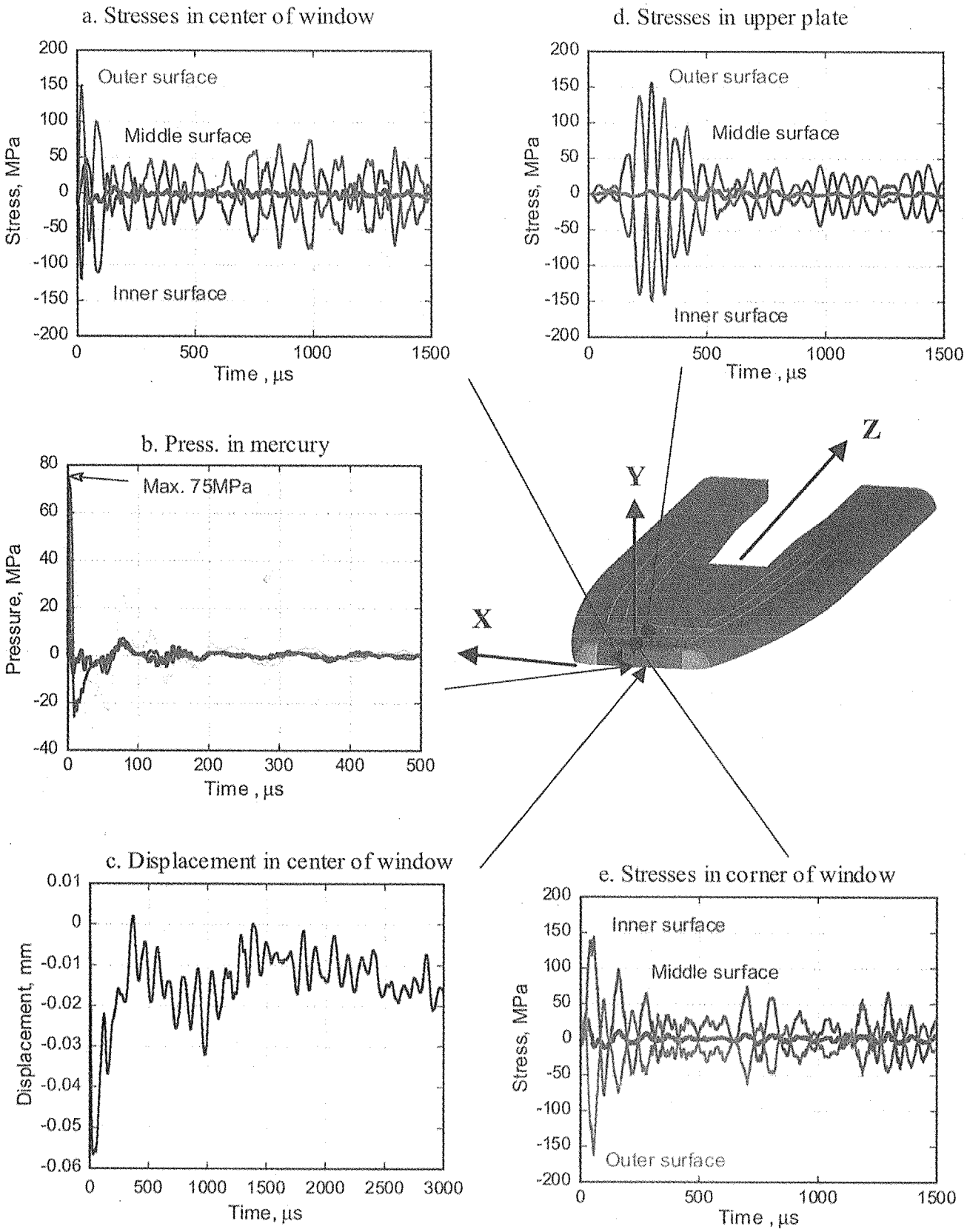


Fig. 2.1.4-8 Responses of stress, pressure and displacement at window and upper plate regions.

Normal Service Stress Intensity Limits (SNS)

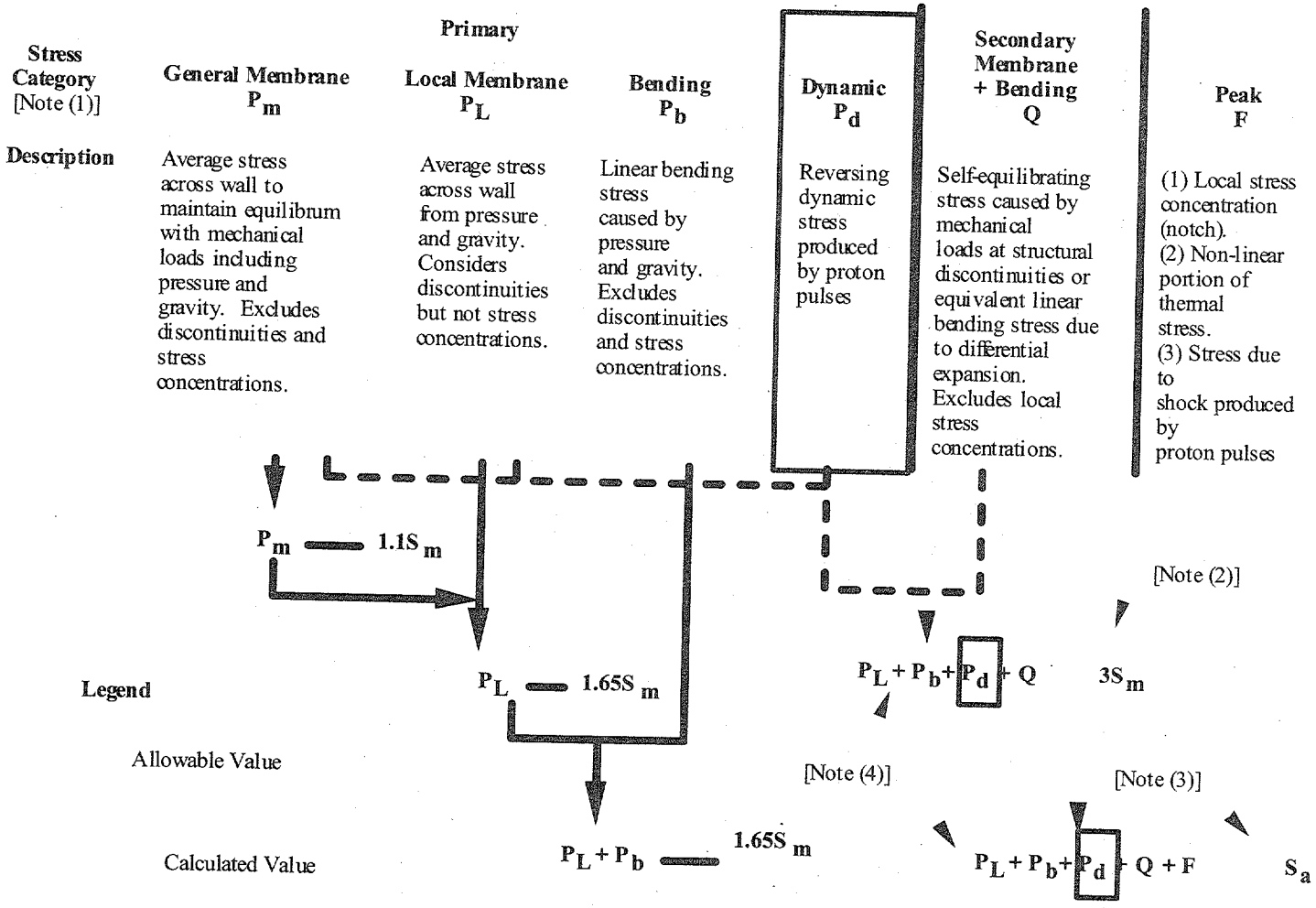


Fig. 2.1.4-9 Stress categories and structural design criteria using in the SNS Project.

Table 2.1.4-1 Maximum stress intensity at main parts of target container

評価位置		発生応力強さ（Misesの相当応力）, MPa			
		内圧 0.5MPa	定常熱応力* (×1.1)	圧力波 (×1.1)	熱応力+圧力波 (×1.1)
ウィンドウ中心部	内表面	85.6	121.8	118.7	210.4
	外表面		243.7	133.0	349.1
ウィンドウコーナー部	内表面	180.7	105.2	136.8	226.5
	外表面		127.6	147.1	260.8
上下板中心部	内表面	75.8	14.9	151.4	---
	外表面		12.7	141.3	---
許容応力、MPa		1.5Sm=172.5	3Sm=345MPa	1.5Sm=172.5	3Sm=345MPa

Table 2.1.4-2 Maximum stress ranges (2Salt) caused by pressure wave.

評価位置	圧力波による最大応力強さ振幅、2Salt		限界設計疲労強さ (N > 10^9 Cycle)
	内表面	外表面	
ウィンドウ中心部	201.7	241.7	2Salt < 330MPa
ウィンドウコーナー部	147.1	212.4	
上下板中心部	294.6	280.8	

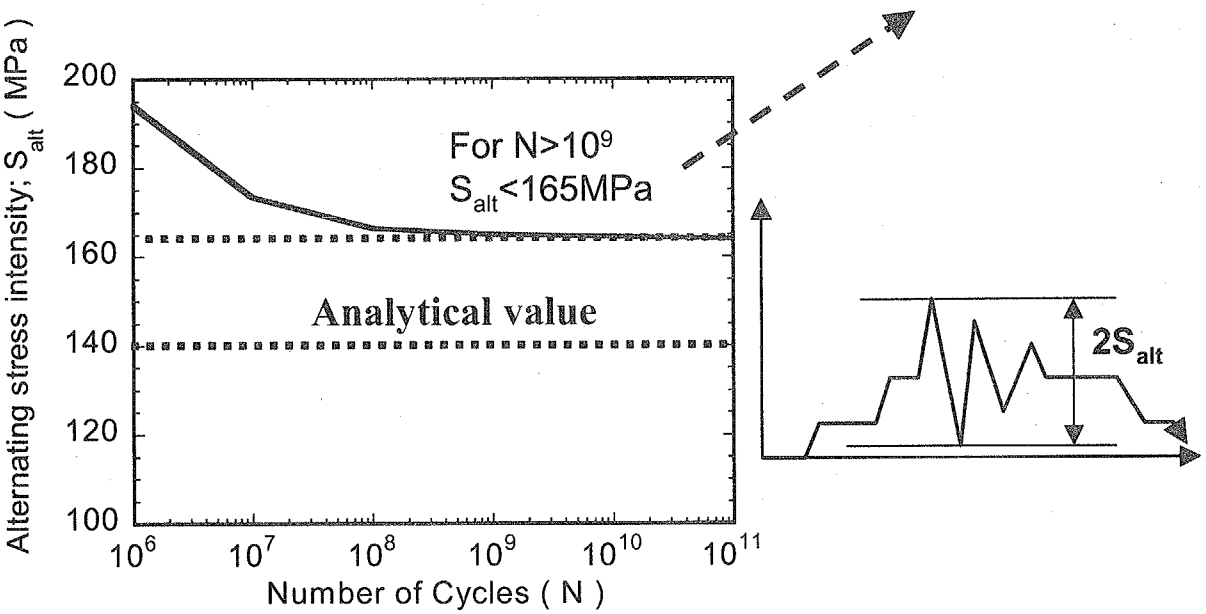


Fig. 2.1.4-10 Design fatigue curve of SUS316LN by JIS
(available for pressure vessels)

２．１．５　ターゲット容器の静的応力解析評価

(1) はじめに

水銀ターゲットの水銀循環系システム運転時には、水銀の静圧力を 0.5MPa まで加圧することにより、安定した水銀流動を確保するとともに、沸点が約 100℃上昇するのでシステム運転時の水銀沸騰を抑制することができる。また、水銀容器とセーフティハルの間のヘリウム層も 0.5MPa まで加圧し、水銀容器内との圧力差を小さくして水銀容器にかかる圧力負荷を低減する。さらにセイフティハルの重水冷却層も 0.5MPa に加圧することにより、重水の安定した流動を確保する計画である。そこで、水銀ターゲットの水銀、ヘリウム、重水に 0.5MPa の静圧をいくつかの組み合わせで作用させた場合の水銀容器及びセーフティハルに生ずる応力解析を行い、構造健全性を解析的に検証した。本解析結果は、水銀容器とセーフティハルの接続構造、肉厚配分などに反映している。

(2) 解析条件

・解析コード　　：ABAQUS

・解析モデル　　：1/4 対称全体シェルモデル　Fig.2.1.5-1～Fig.2.1.5-4 参照

Fig.2.1.5-4 に示す A の補強材は熱的に厳しい条件に晒され、冷却不足になる恐れがあるため、A の補強材を取り去った構造モデルで解析を行った。

・材料物性値及び許容応力：Table 2.1.5-1 参照

・設定材料温度　　：300℃

・内圧条件[MPa]　　：

通常運転時は重水容器、ヘリウム容器、水銀容器ともに内圧 0.5MPa を想定しているが、どれか１つ又は複数の容器で減圧が生じた場合の構造健全性を評価するため、以下に示す組み合わせで内圧条件を設定した。

Case No.	セーフティハル 外側容器 （重水容器）	セーフティハル 内側容器 （ヘリウム容器）	水銀容器
Case1	0.0	0.0	0.5
Case2	0.0	0.5	0.0
Case3	0.5	0.0	0.0
Case4	0.5	0.5	0.5
Case5	0.5	0.0	0.5
Case6	0.5	0.5	0.0

(3) 解析結果

Table 2.1.5-2 に解析結果の一覧を示す。また、各ケースの変型図、応力分布図を Fig.2.1.5-5～Fig.2.1.5-34 に示す。変位量の許容値は各容器間に設けられる隙間サイズを考慮し、最大 1mm として設定した。また、許容応力値は安全余裕をとるために、Table 2.1.5-1 の 300℃の値を使用し

て判定基準とした。

(a) Case1

水銀容器のみに内圧がかかる場合である。変位量、応力値ともに低いレベルであり、構造的な負荷は最も小さいと考えられる。

(b) Case2

ヘリウム容器のみに内圧がかかる場合である。水銀容器は外圧が加わることになり、変位は容器がへこむ方向となるが、最大でも 0.24mm 程度である。また、ヘリウム容器の側面で変位が 0.9mm と最も大きいが、許容値は満足している。

(c) Case3

重水容器のみに内圧がかかる場合である。ヘリウム容器に外圧が加わることになり側面が 0.8mm 程度へこんでいるが、応力値は高くない。重水容器もやはり側面がふくらんでいるが、応力値が高いのはターゲット先端部の補強板の接続部である。

(d) Case4

ターゲットの通常運転状態に相当する場合で、全ての容器に 0.5MPa の内圧が負荷された条件である。最も外側の重水容器に負荷が集中し、応力値が最も高くなると予想されたが、次の Case5 の方が値が大きくなった。しかし、変位量は重水容器が最も大きな値を示した。

(e) Case5

重水容器と水銀容器に内圧を負荷した場合である。セーフティハルについては Case3 と同程度の変位量、応力値であり、水銀容器の応力値も十分低い値である。

(f) Case6

重水容器とヘリウム容器に内圧を負荷した場合である。これは水銀容器に対して最も大きな外力が負荷されると予測されたが、最大応力値は 132.5MPa と許容値を満足した。本ケースについては変位図、応力図を添付していない。

(3) 解析結果

Table 2.1.5-2 から分かるように変位量、応力値いずれのケースについても基準を満足しており、静圧応力に対しては現設計のターゲット構造、肉厚配分で構造健全性を確保可能であることが明らかとなった。また、冷却の困難な Fig.2.1.5-4 の A 補強材を取り去っても、全体の構造強度は保たれることが分かった。

Table 2.1.5-1 Allowable stress and material properties of SUS316L

温 度	基本許容応力	基本許容応力	基本許容応力	縦弾性係数	ポアソン比	密 度	熱膨張係数
T	Sm	1.5*Sm	3*Sm	E	ν	γ	α
(℃)	(N/mm2)	(N/mm2)	(N/mm2)	(N/mm2)	(－)	(kg/m3)	(mm/mm･℃)
	[膜]	[膜＋曲げ]	[一次＋二次]				[20℃からの平均]
20	118.0	177.0	354.0	195000	0.3	7980	15.14E-06
100	115.0	172.5	345.0	190000	0.3	7980	15.82E-06
150	115.0	172.5	345.0	186000	0.3	7980	16.16E-06
200	108.0	162.0	324.0	183000	0.3	7980	16.55E-06
250	101.0	151.5	303.0	178000	0.3	7980	16.89E-06
300	95.0	142.5	285.0	176000	0.3	7980	17.18E-06

Table 2.1.5-2 Analytical results of deformation and static pressure stress of target vessels

CASE No	荷重条件			計算変位(mm) [許容変位(mm)]						変形図 (Fig.2.1.5-)		
	内 圧 (MPa)			重水容器		ヘリウム容器		水銀容器				
	重水容器	ヘリウム容器	水銀容器	最大値 [1.0]	判定	最大値 [1.0]	判定	最大値 [1.0]	判定	重水容器	ヘリウム容器	水銀容器
1	0.0	0.0	0.5	0.09	○	0.09	○	0.14	○	7	6	5
2	0.0	0.5	0.0	0.36	○	0.9	○	0.24	○	13	12	11
3	0.5	0.0	0.0	0.75	○	0.79	○	0.01	○	19	18	17
4	0.5	0.5	0.5	0.84	○	0.37	○	0.19	○	25	24	23
5	0.5	0.0	0.5	0.72	○	0.82	○	0.14	○	31	30	29

CASE No	荷重条件			計算応力(N/mm2) [許容応力(N/mm2)]						応力コンタ図 (Fig.2.1.5-)		
	内 圧 (MPa)			重水容器		ヘリウム容器		水銀容器				
	重水容器	ヘリウム容器	水銀容器	最大値 [142.5]	判定	最大値 [142.5]	判定	最大値 [142.5]	判定	重水容器	ヘリウム容器	水銀容器
1	0.0	0.0	0.5	34.86	○	25.78	○	82.97	○	10	9	8
2	0.0	0.5	0.0	89.52	○	104.3	○	137	○	16	15	14
3	0.5	0.0	0.0	126.1	○	104.1	○	11.89	○	22	21	20
4	0.5	0.5	0.5	128.8	○	84.9	○	80.8	○	28	27	26
5	0.5	0.0	0.5	130.1	○	103.9	○	83.2	○	34	33	32

[注記] (1) 判定において，○：評価を満足する，△：評価を満足しないが，詳細評価・構造変更で対応できる範囲，
×：評価を全く満足しない

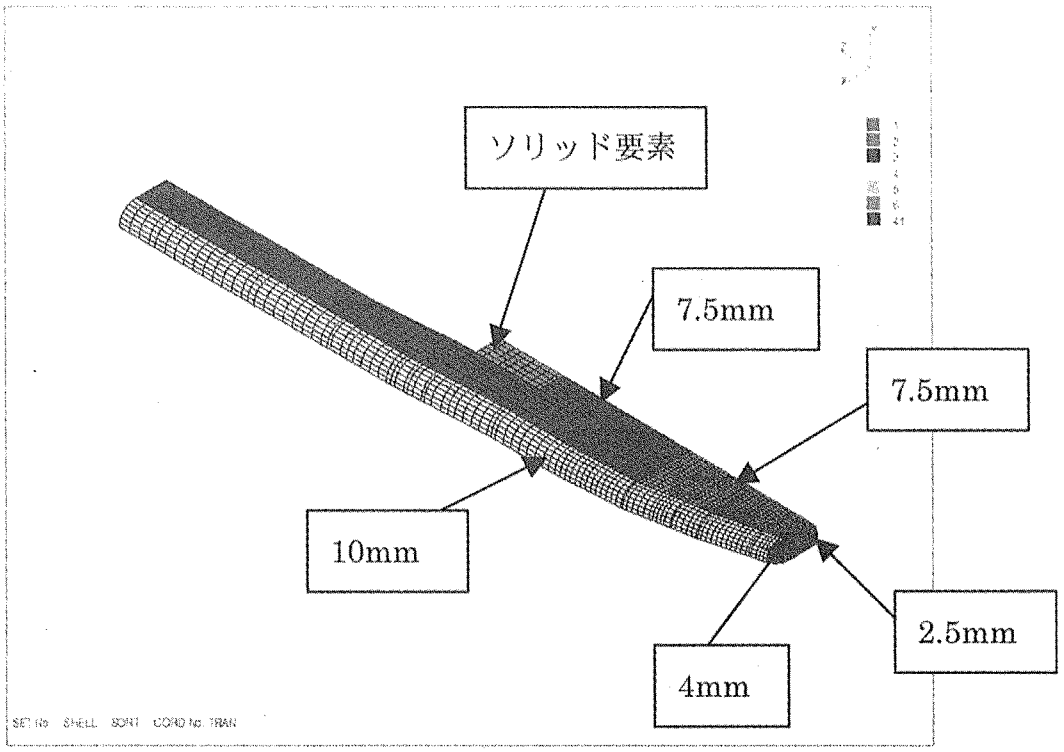


Fig.2.1.5-1 Analytical model of the mercury vessel

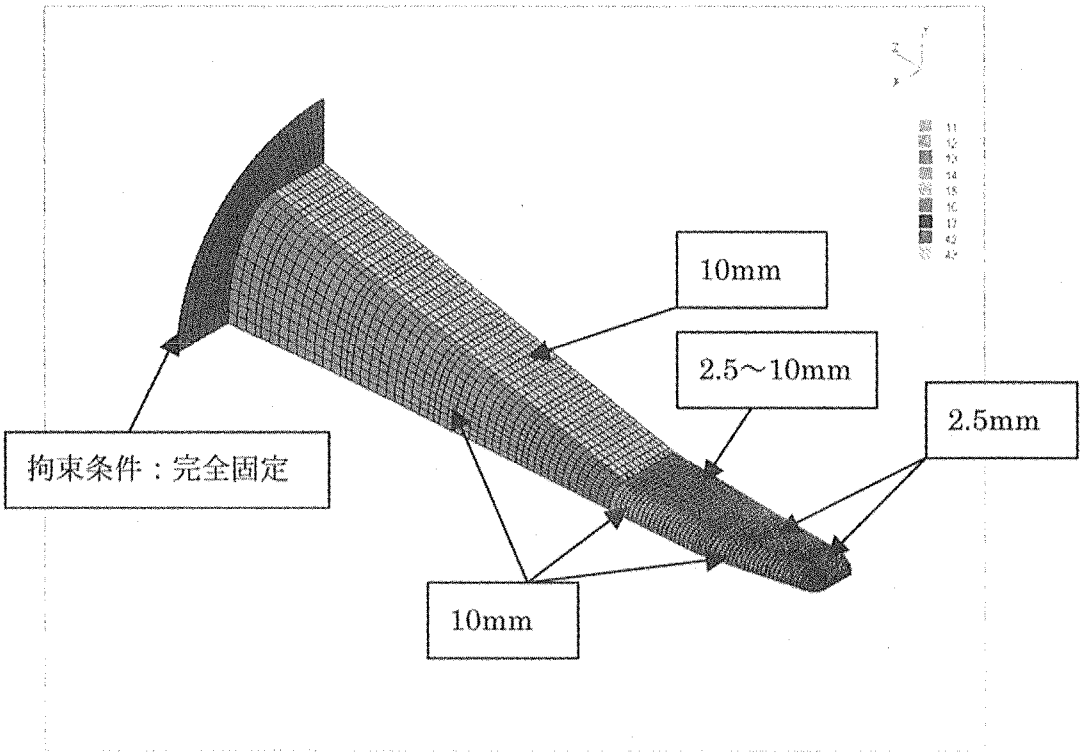


Fig.2.1.5-2 Analytical model of the helium vessel

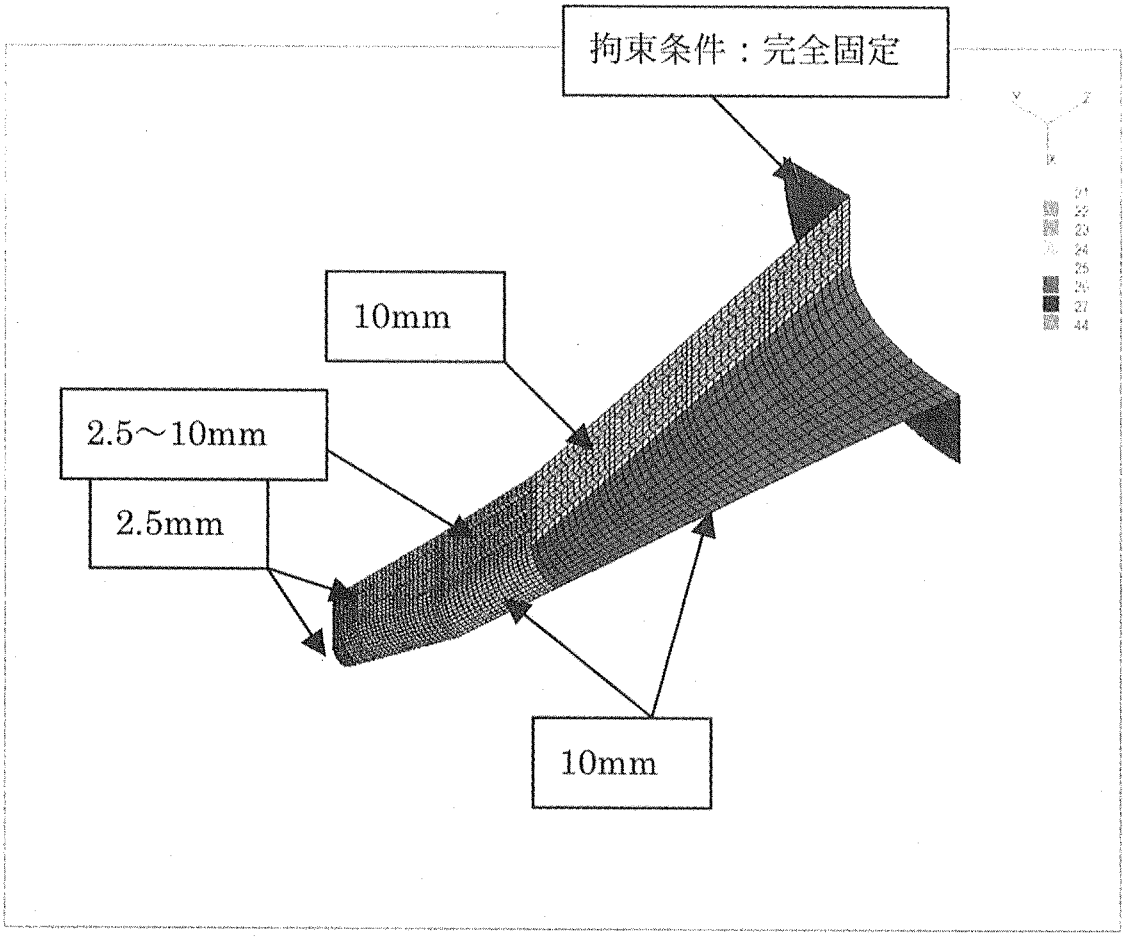


Fig.2.1.5-3 Analytical model of the heavy water vessel

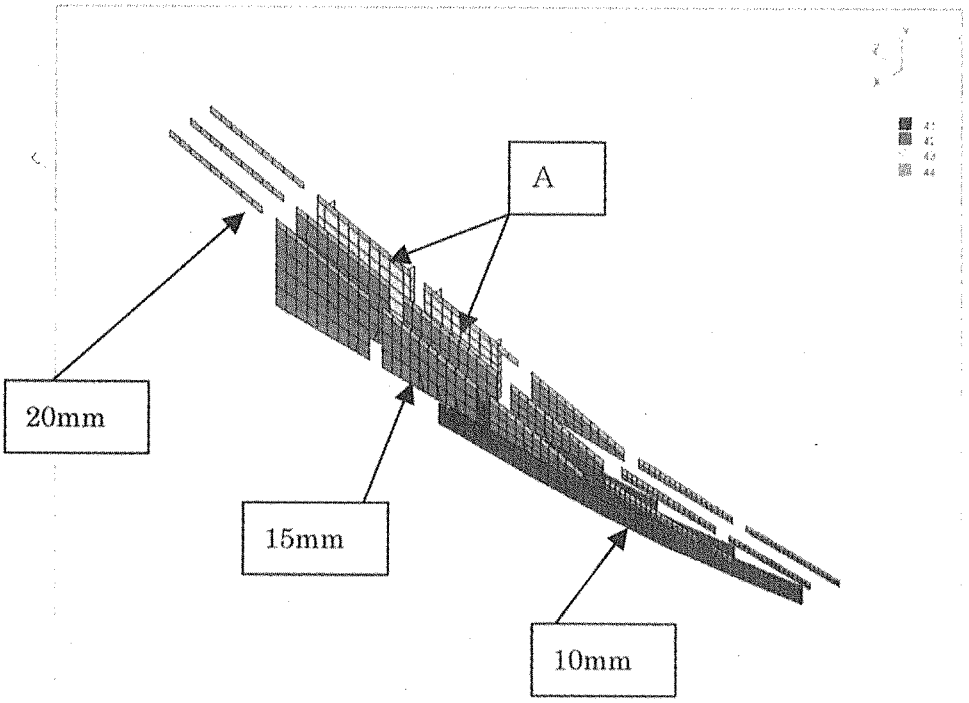


Fig.2.1.5-4 Analytical model of reinforcement ribs

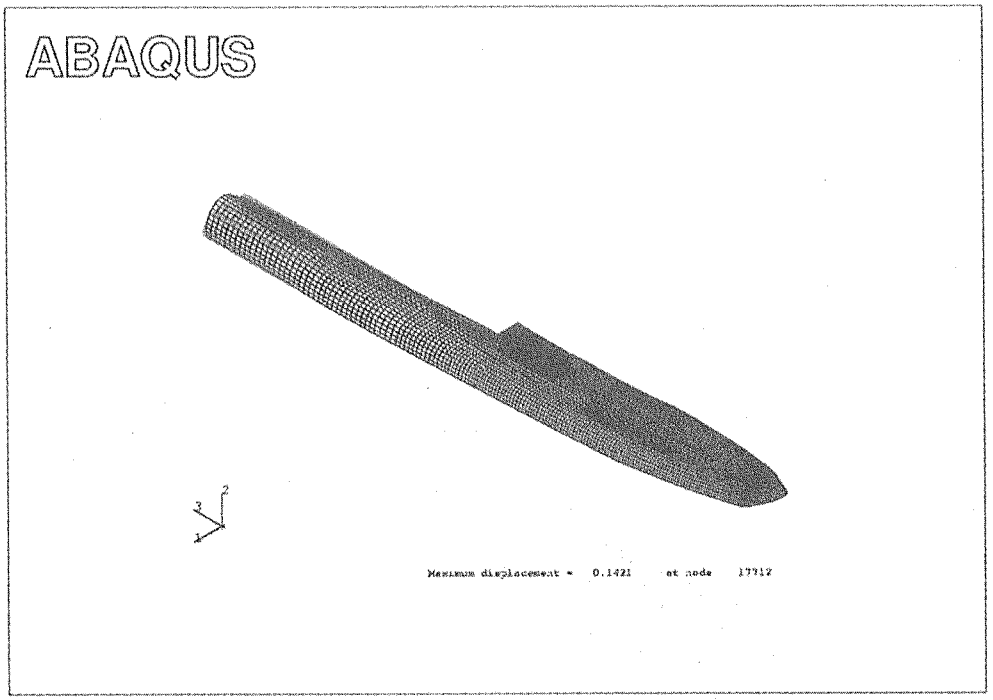


Fig.2.1.5-5 Deformation of the mercury vessel (Case1)

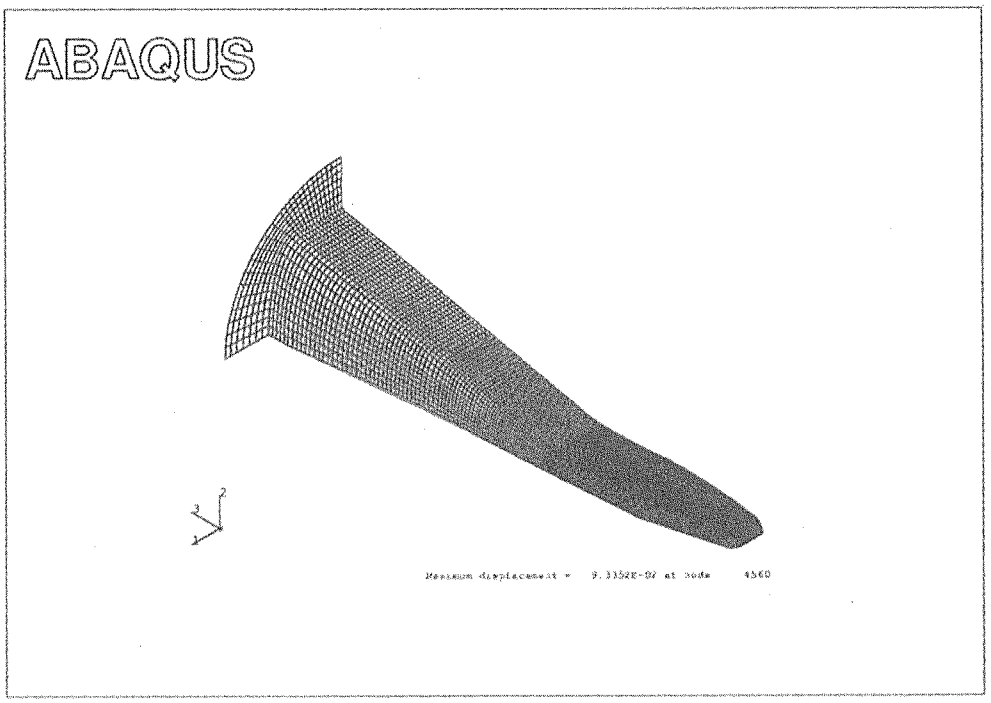


Fig.2.1.5-6 Deformation of the helium vessel (Case1)

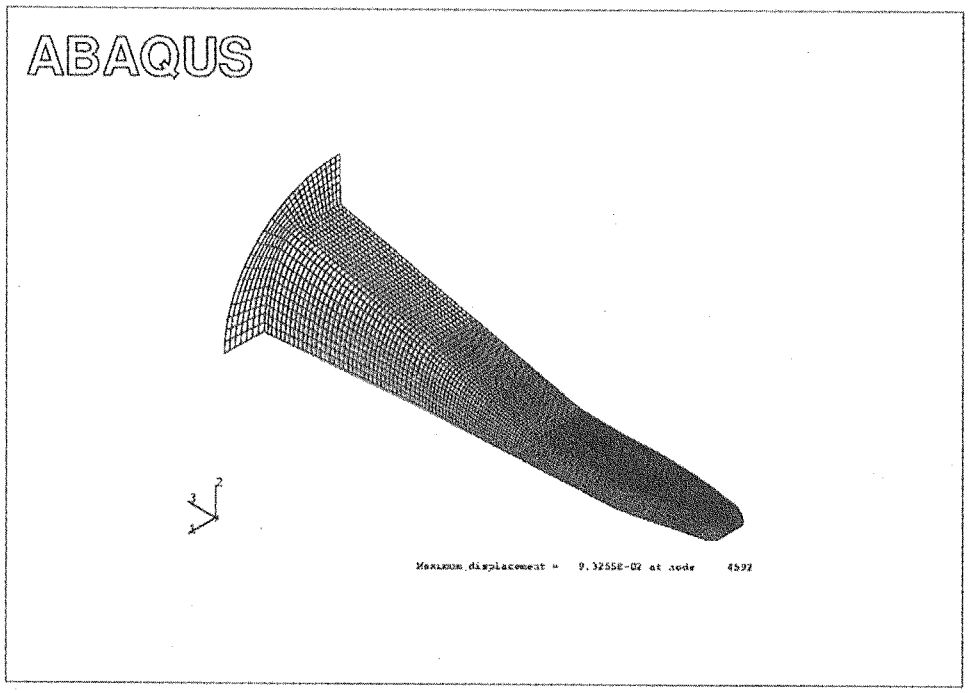


Fig.2.1.5-7 Deformation of the heavy water vessel (Case1)

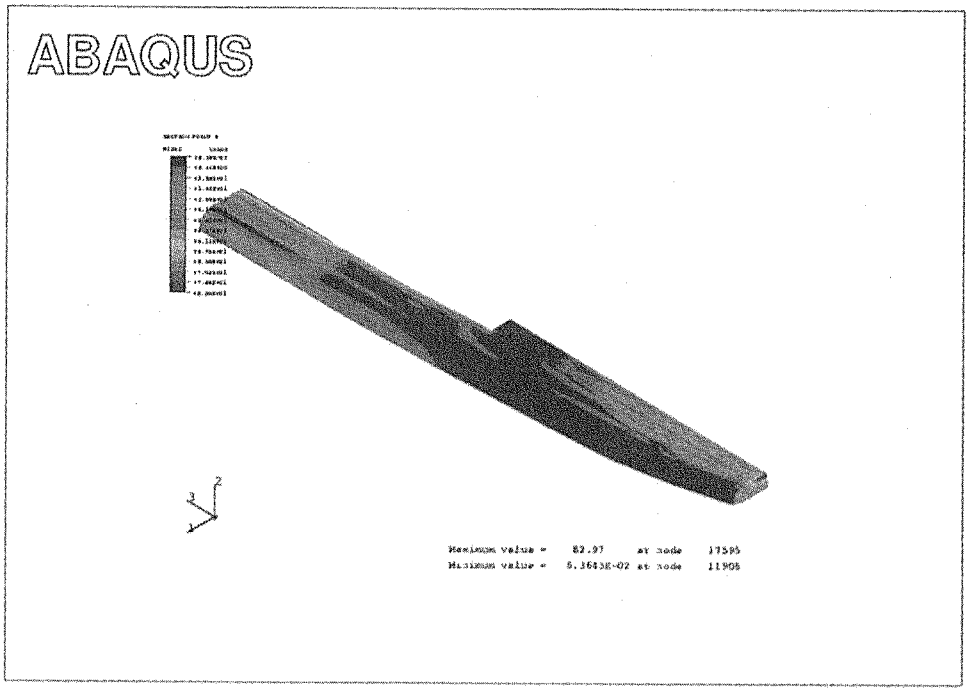


Fig.2.1.5-8 Stress distribution in the mercury vessel (Case1)

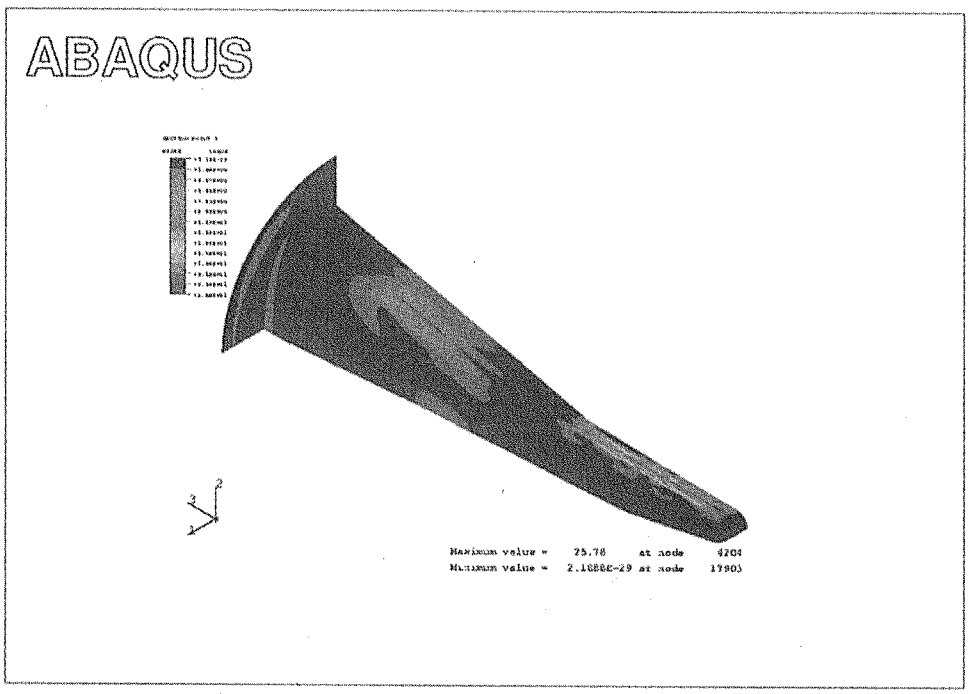


Fig.2.1.5-9 Stress distribution in the helium vessel (Case1)

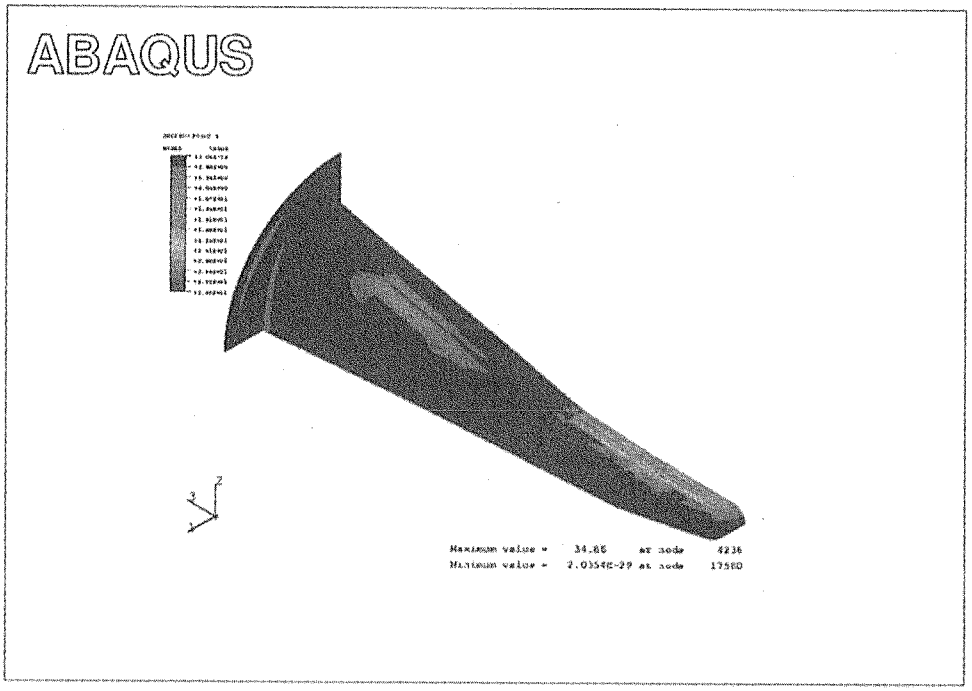


Fig.2.1.5-10 Stress distribution in the heavy water vessel (Case1)

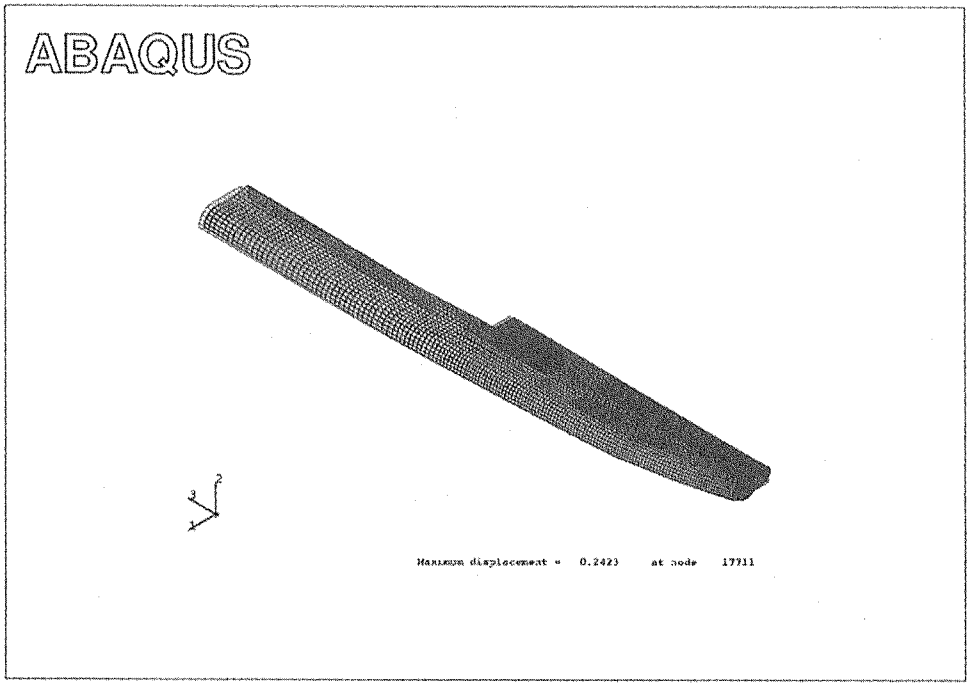


Fig.2.1.5-11 Deformation of the mercury vessel (Case2)

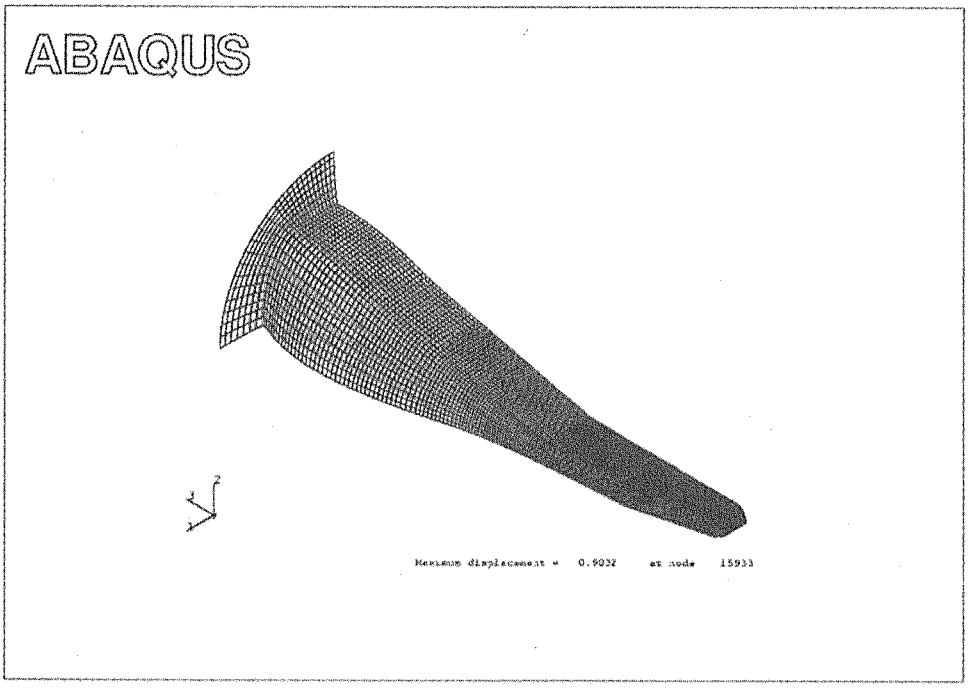


Fig.2.1.5-12 Deformation of the helium vessel (Case2)

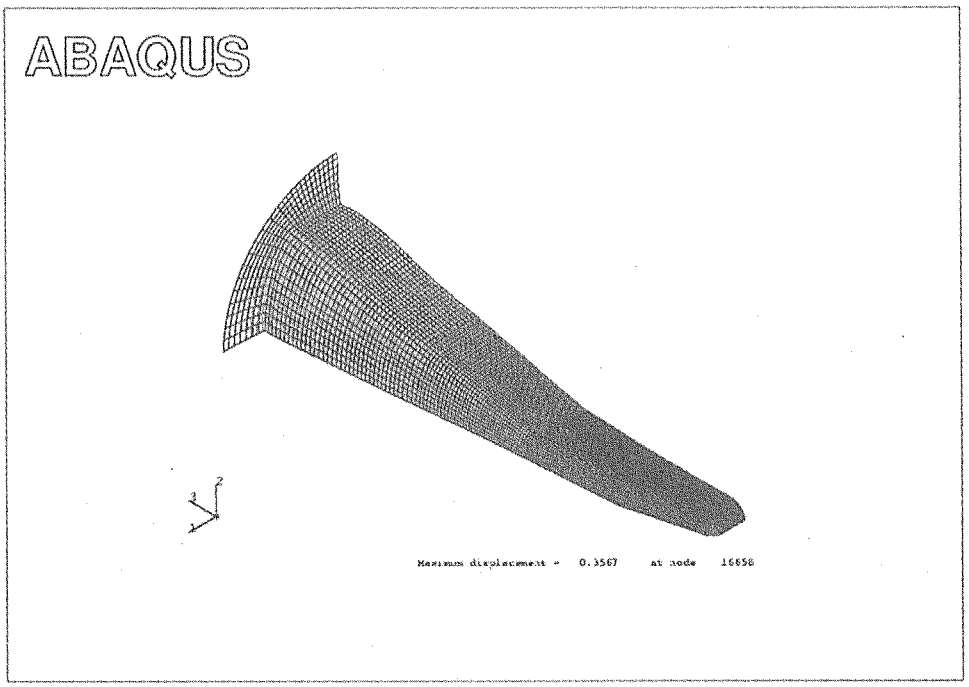


Fig.2.1.5-13 Deformation of the heavy water vessel (Case2)

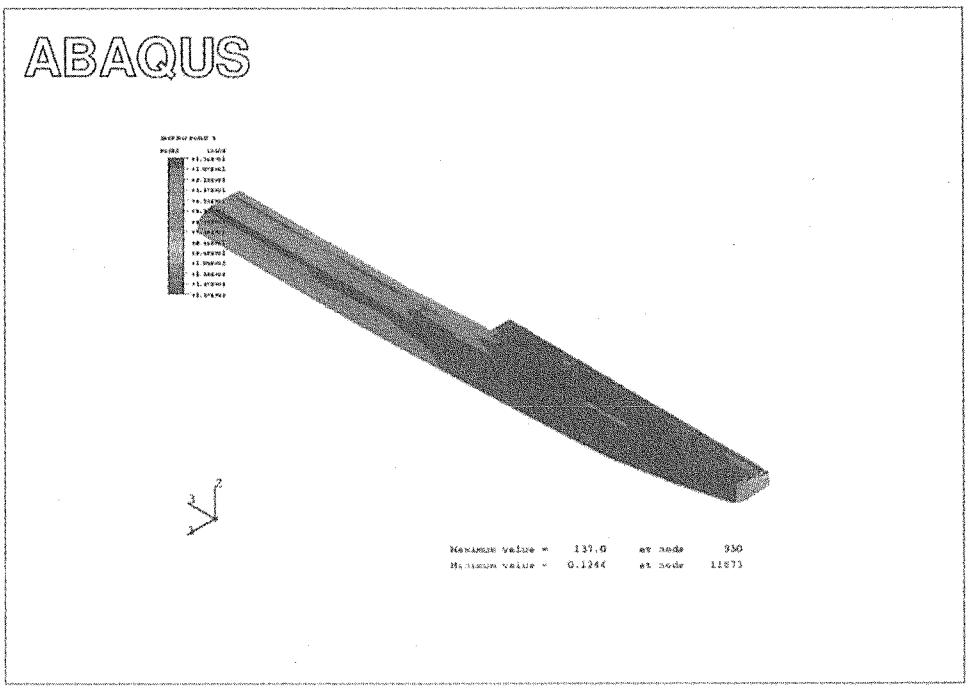


Fig.2.1.5-14 Stress distribution in the mercury vessel (Case2)

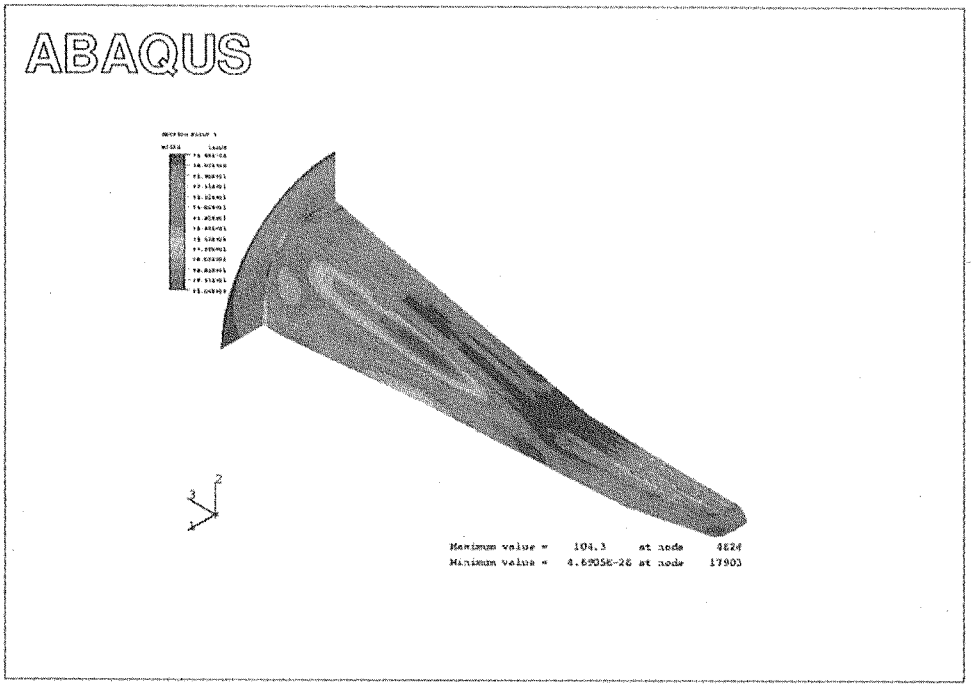


Fig.2.1.5-15 Stress distribution in the helium vessel (Case2)

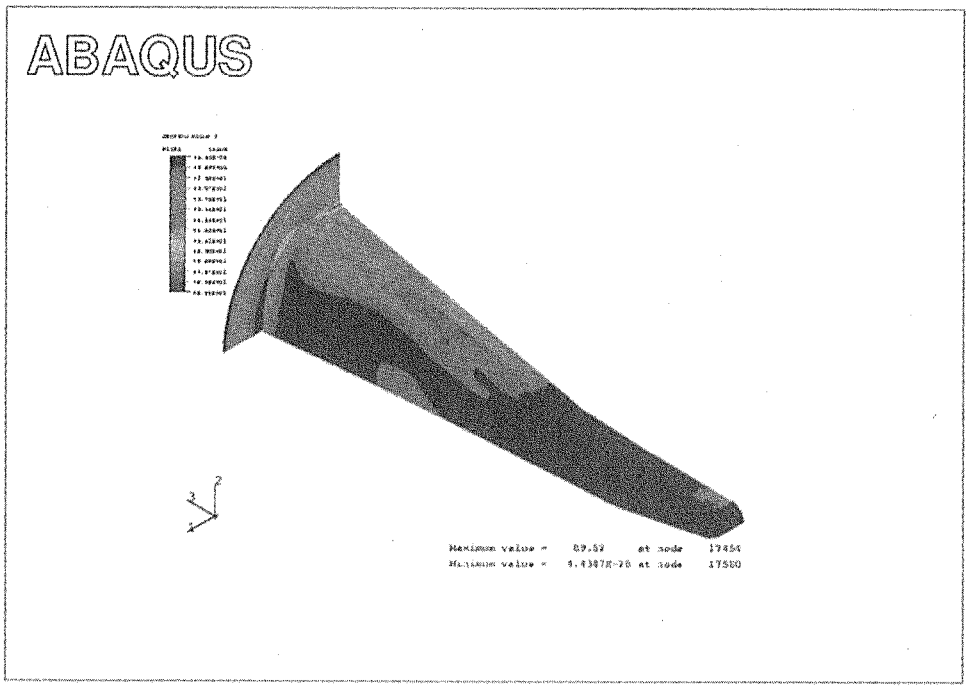


Fig.2.1.5-16 Stress distribution in the heavy water vessel (Case2)

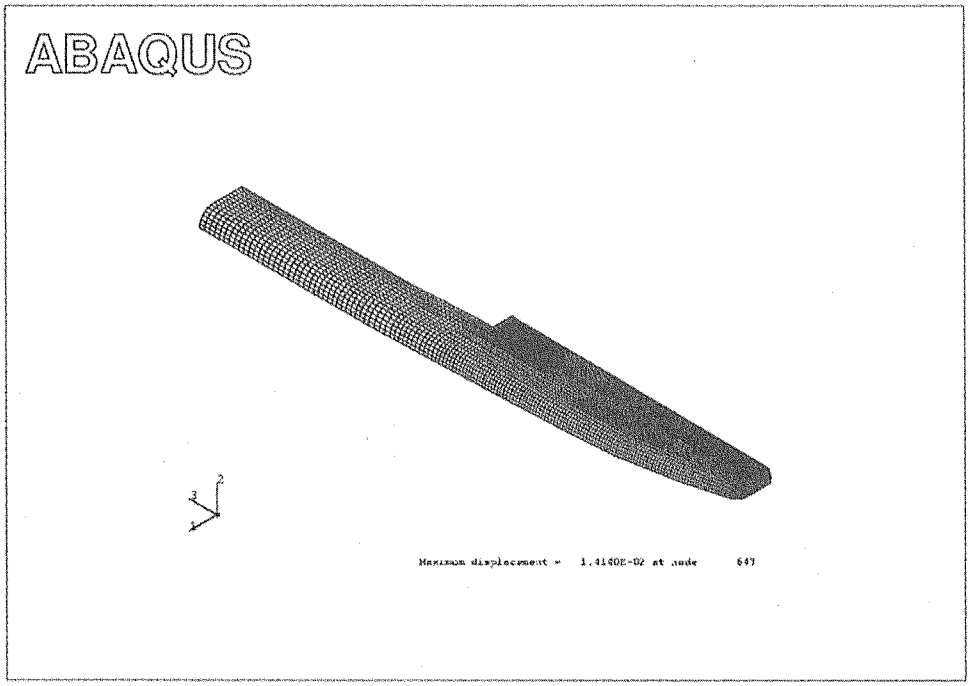


Fig.2.1.5-17 Deformation of the mercury vessel (Case3)

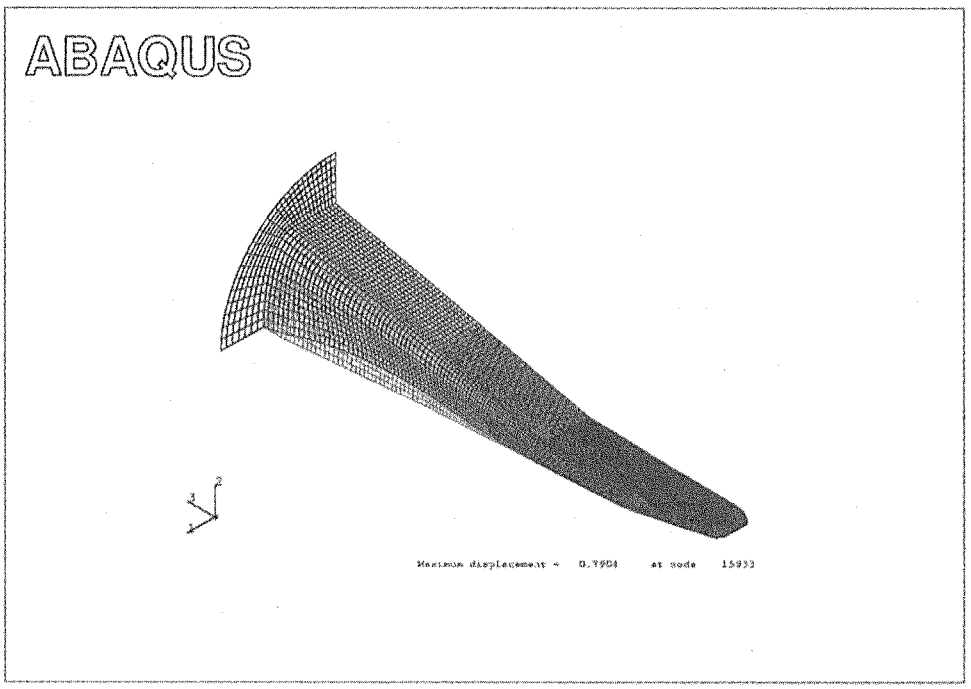


Fig.2.1.5-18 Deformation of the helium vessel (Case3)

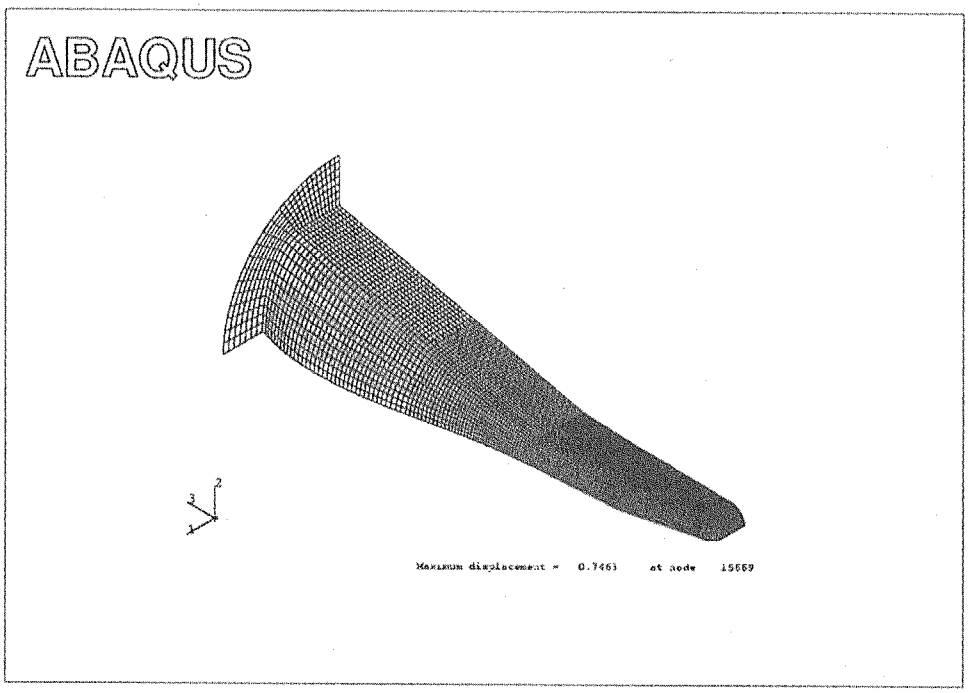


Fig.2.1.5-19 Deformation of the heavy water vessel (Case3)

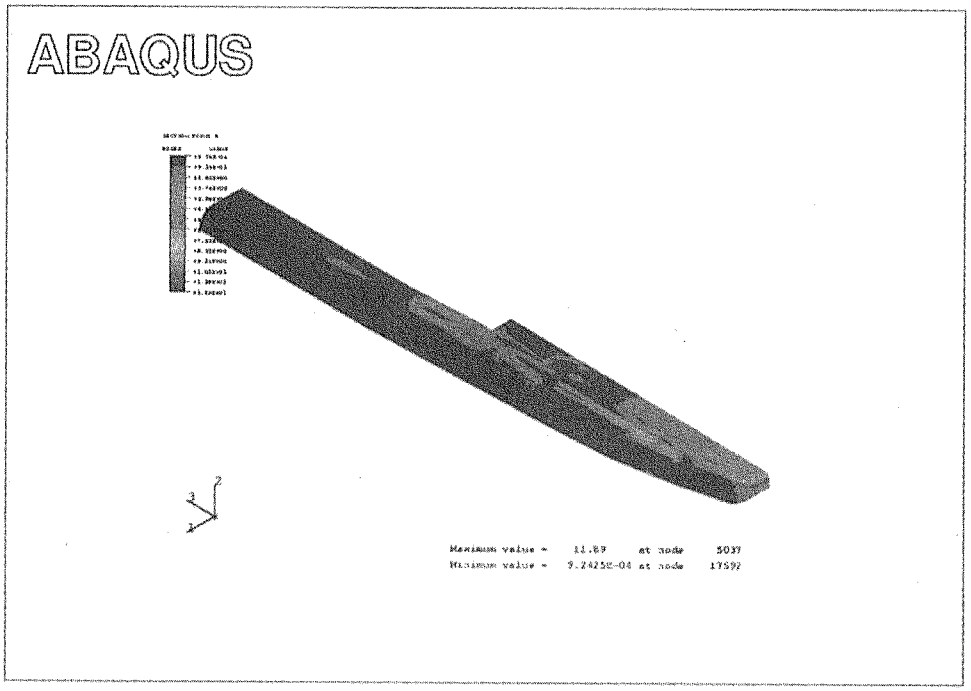


Fig.2.1.5-20 Stress distribution in the mercury vessel (Case3)

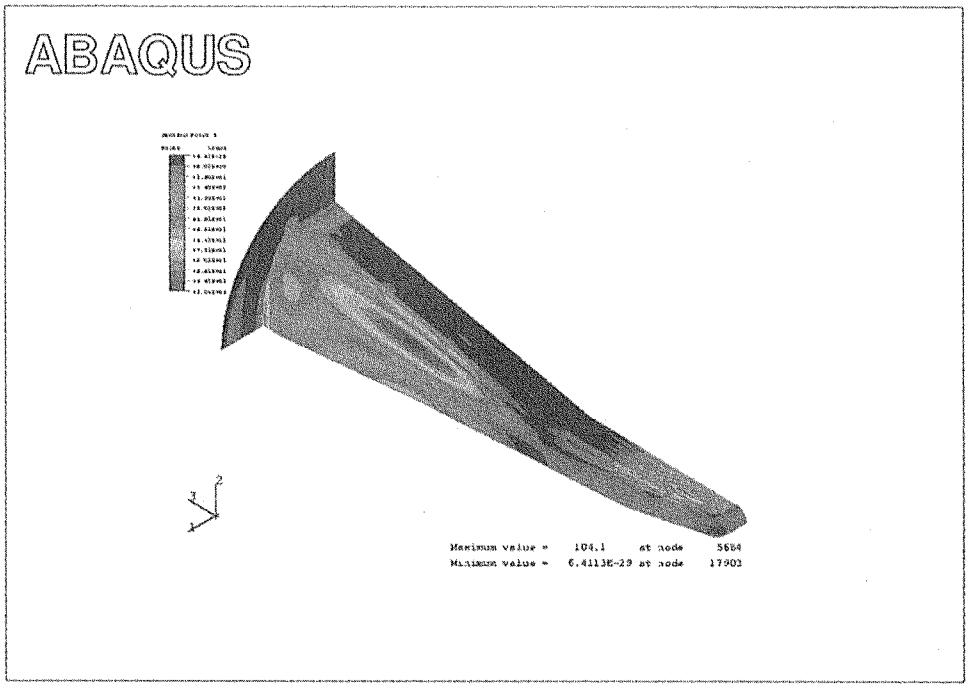


Fig.2.1.5-21 Stress distribution in the helium vessel (Case3)

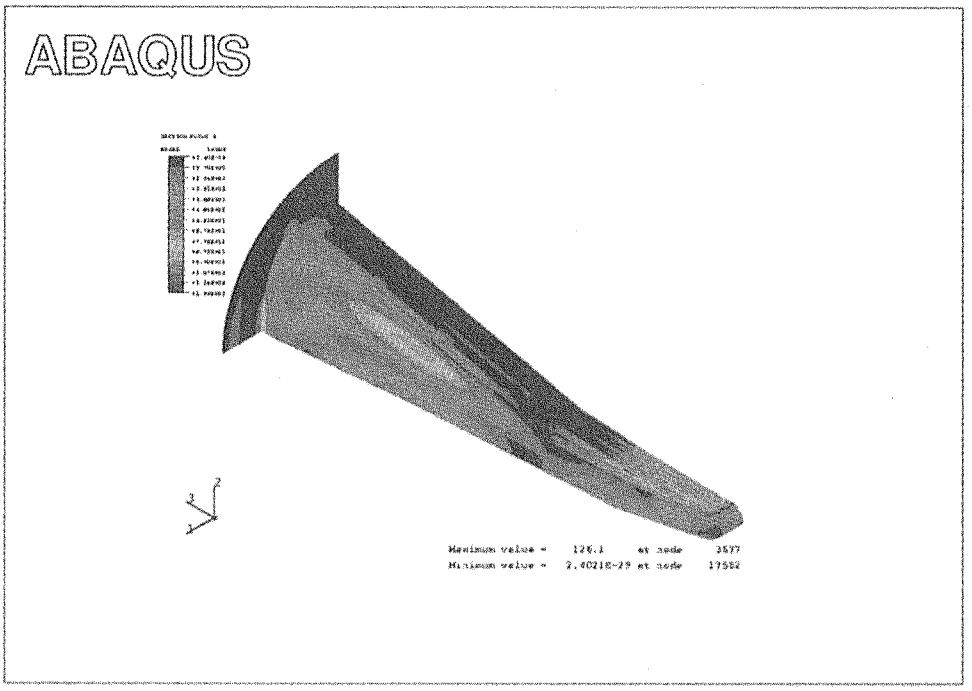


Fig.2.1.5-22 Stress distribution in the heavy water vessel (Case3)

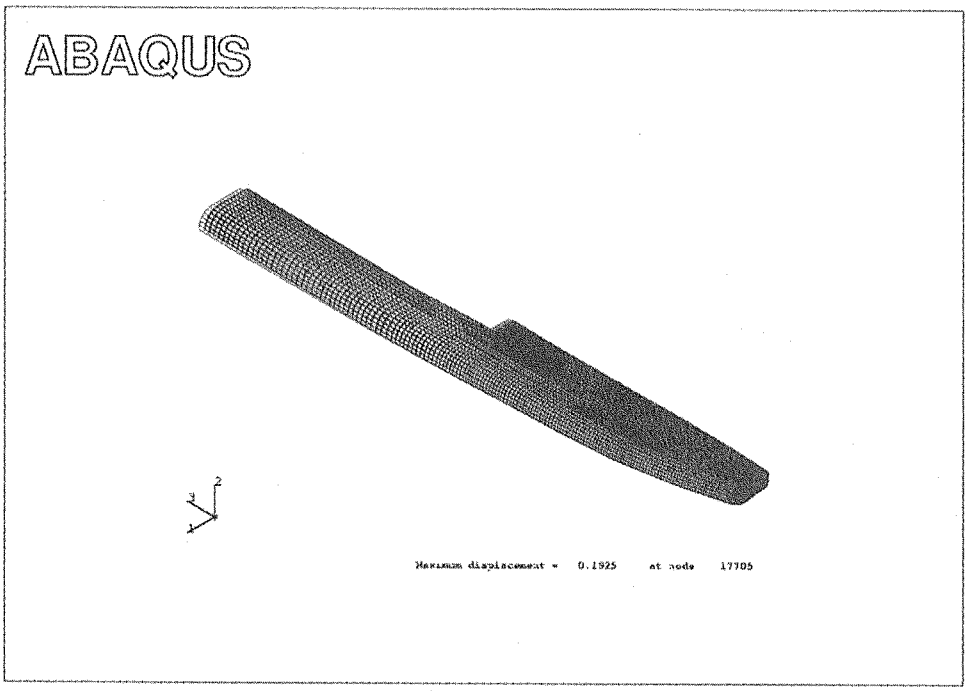


Fig.2.1.5-23 Deformation of the mercury vessel (Case4)

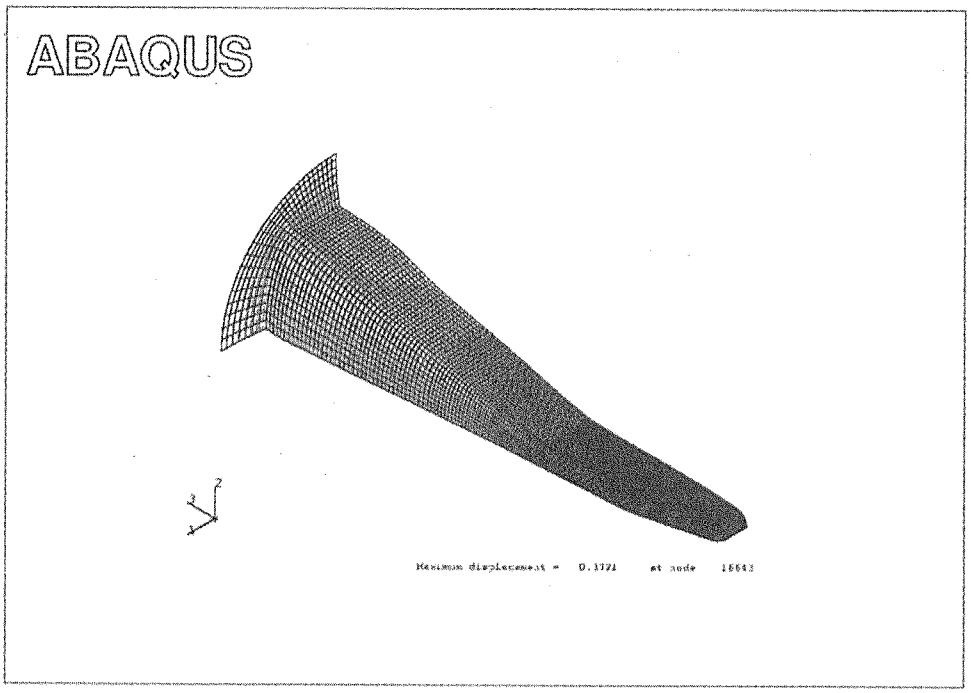


Fig.2.1.5-24 Deformation of the helium vessel (Case4)

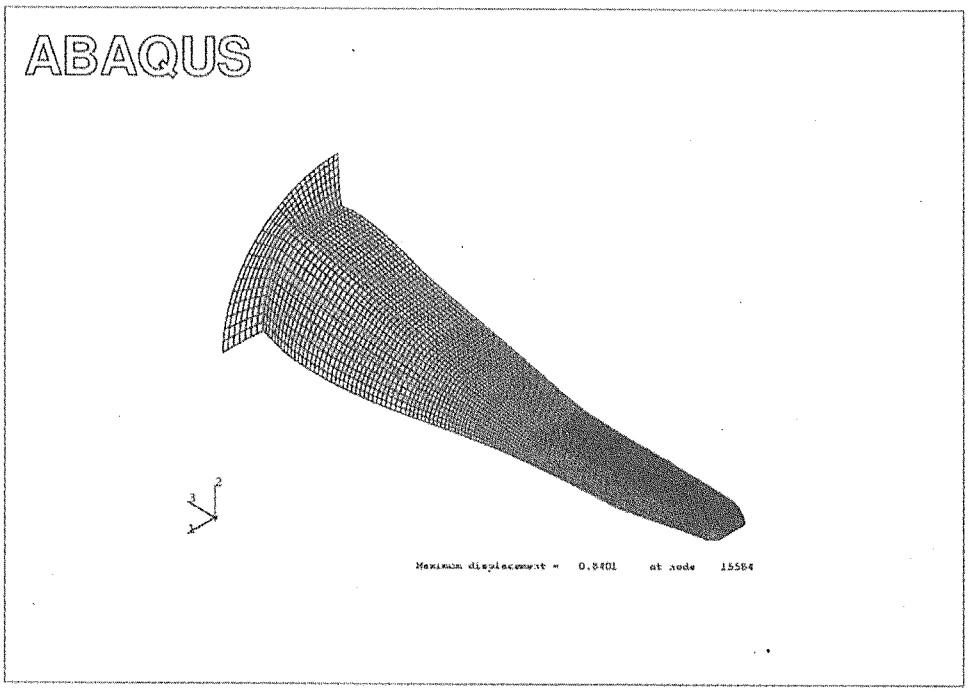


Fig.2.1.5-25 Deformation of the heavy water vessel (Case4)

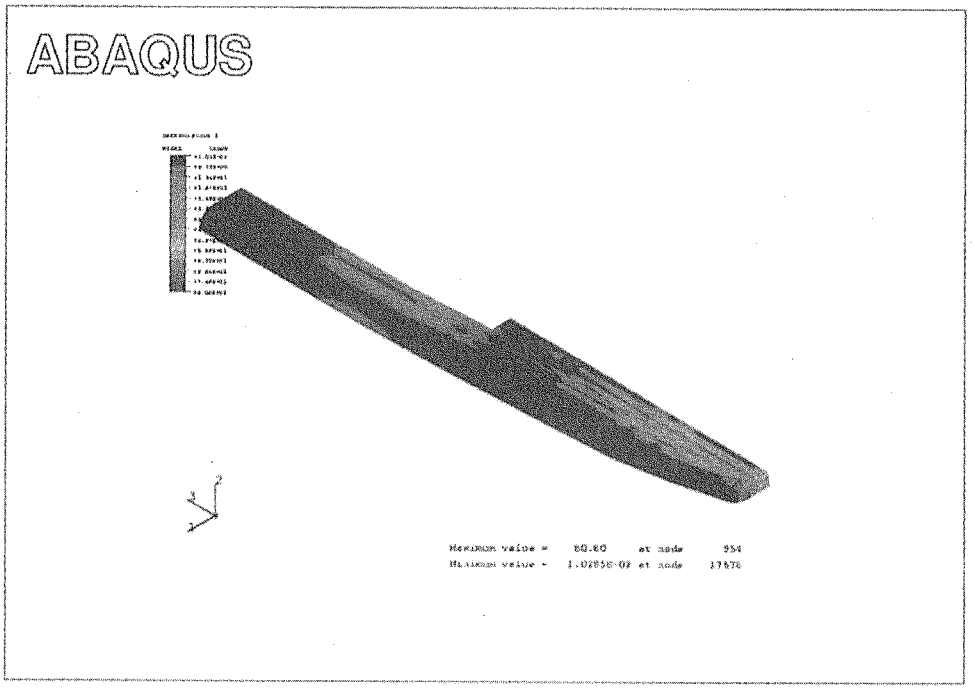


Fig.2.1.5-26 Stress distribution in the mercury vessel (Case4)

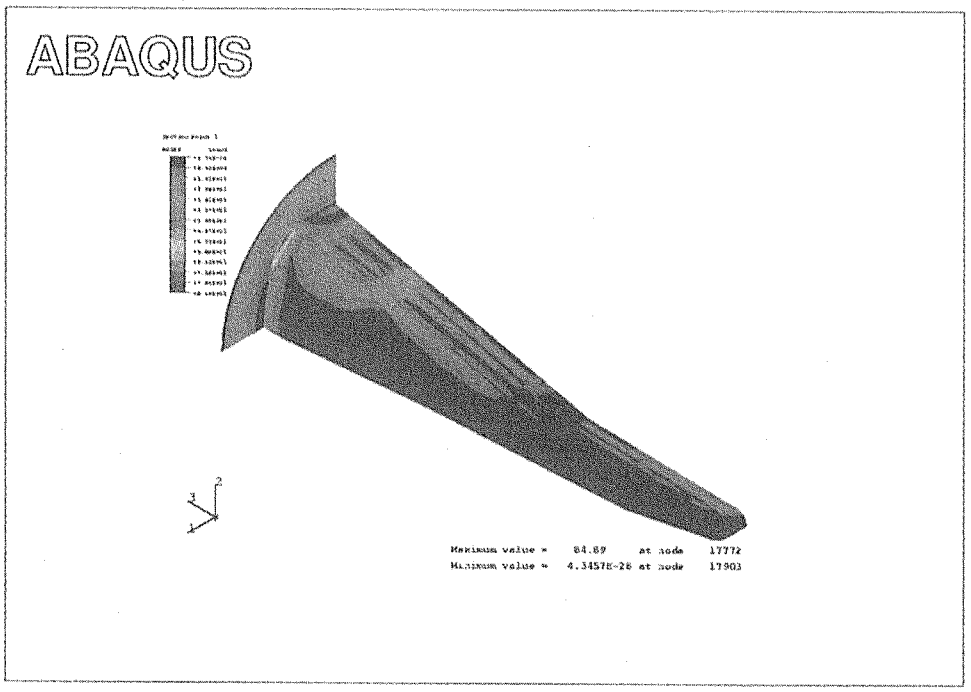


Fig.2.1.5-27 Stress distribution in the helium vessel (Case4)

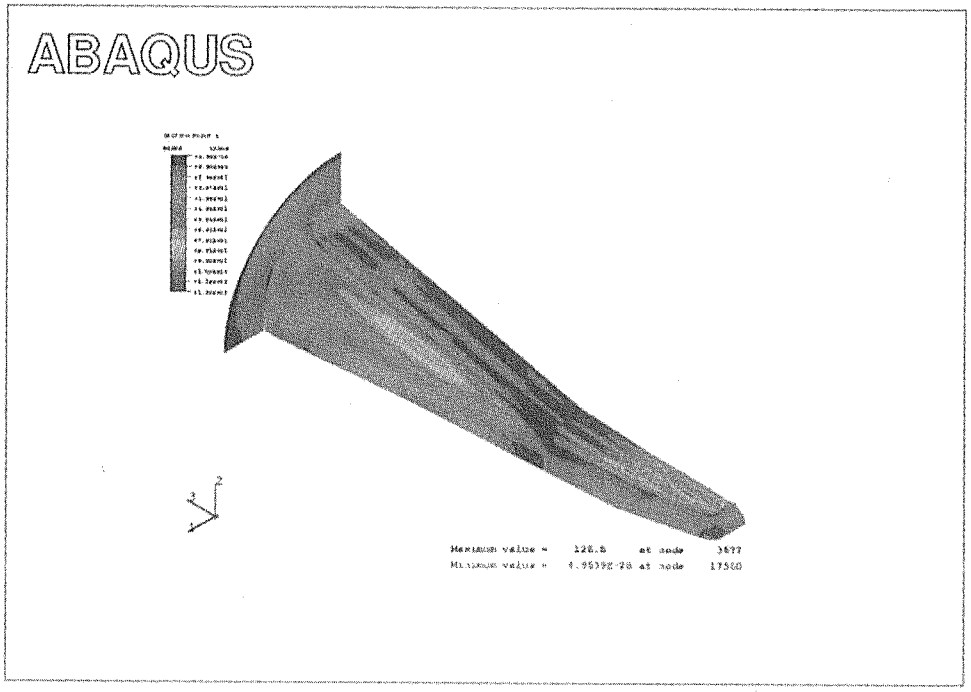


Fig.2.1.5-28 Stress distribution in the heavy water vessel (Case4)

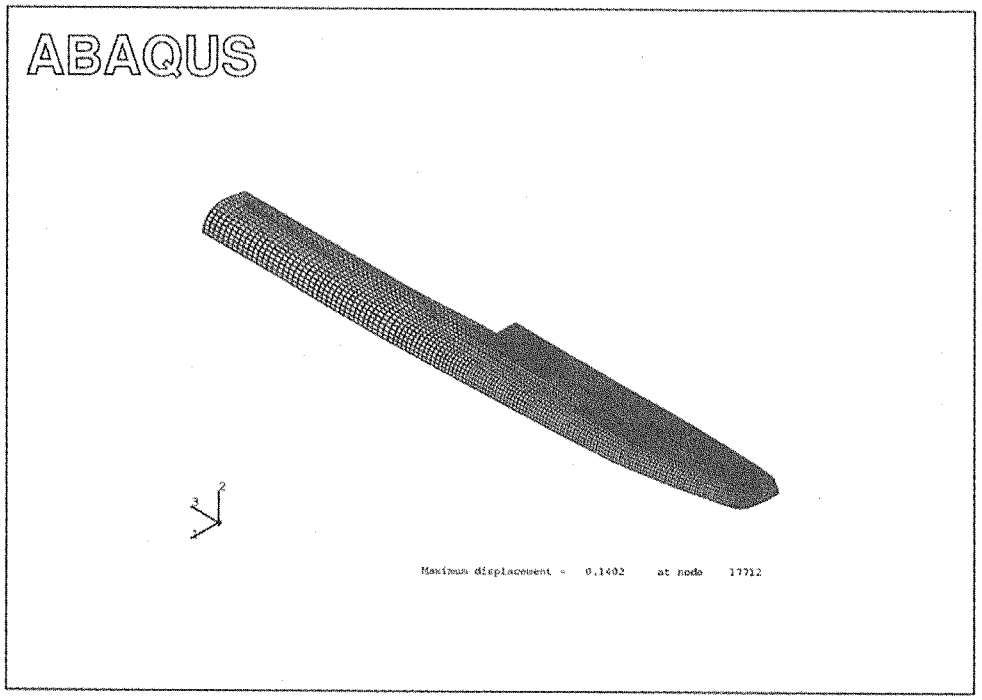


Fig.2.1.5-29 Deformation of the mercury vessel (Case5)

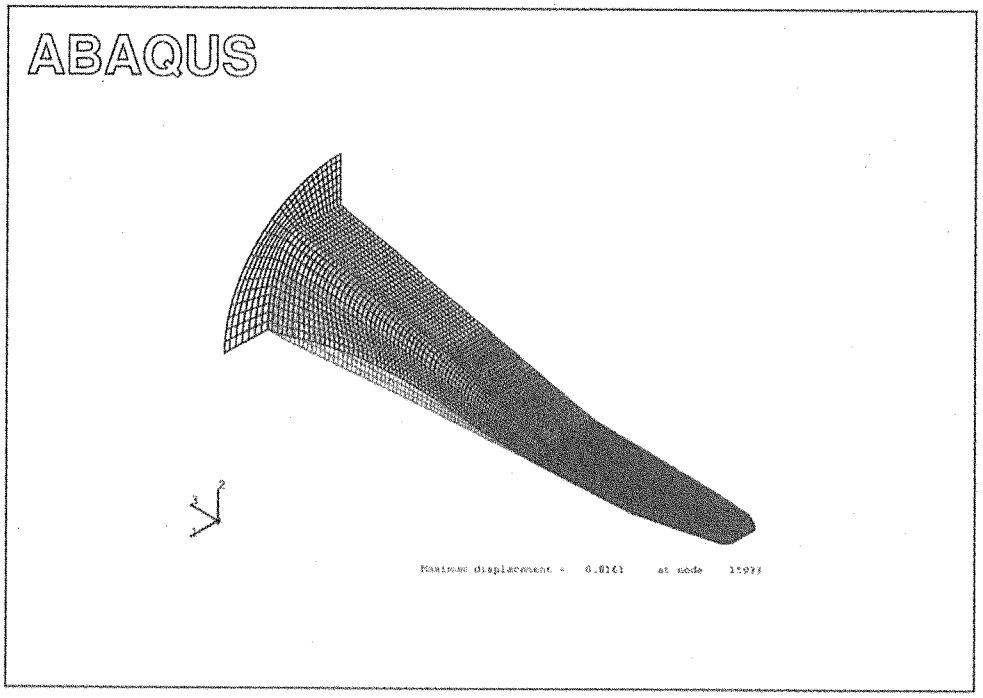


Fig.2.1.5-30 Deformation of the helium vessel (Case5)

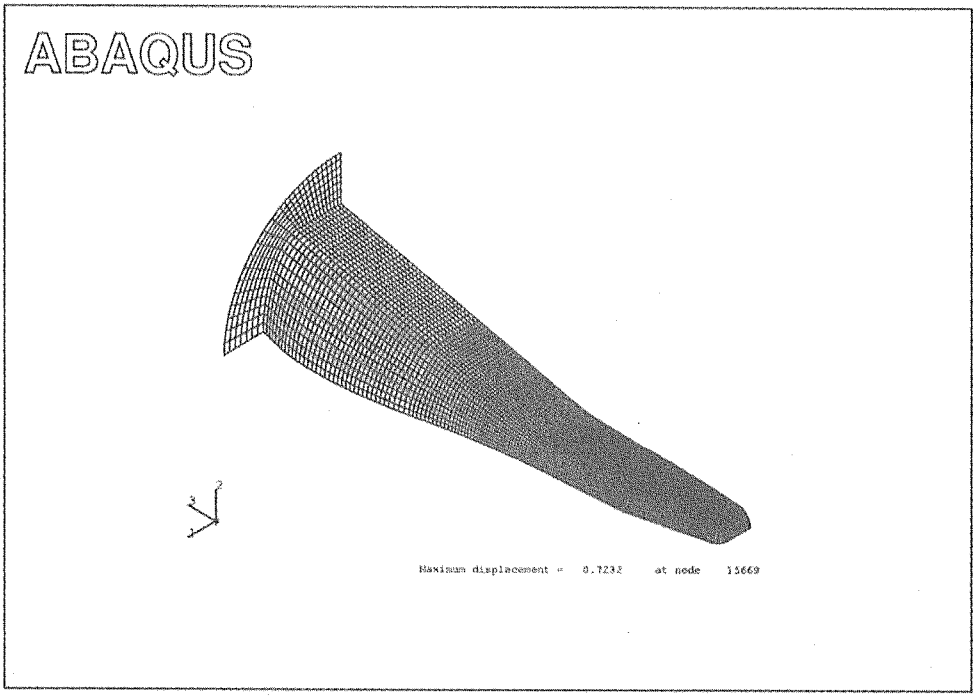


Fig.2.1.5-31 Deformation of the heavy water vessel (Case5)

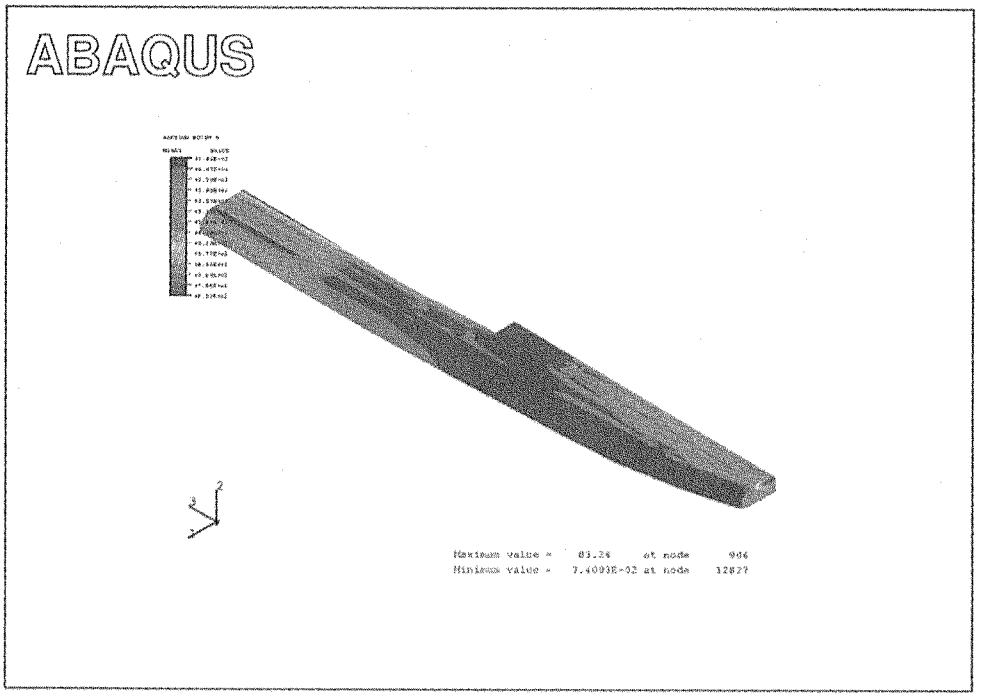


Fig.2.1.5-32 Stress distribution in the mercury vessel (Case5)

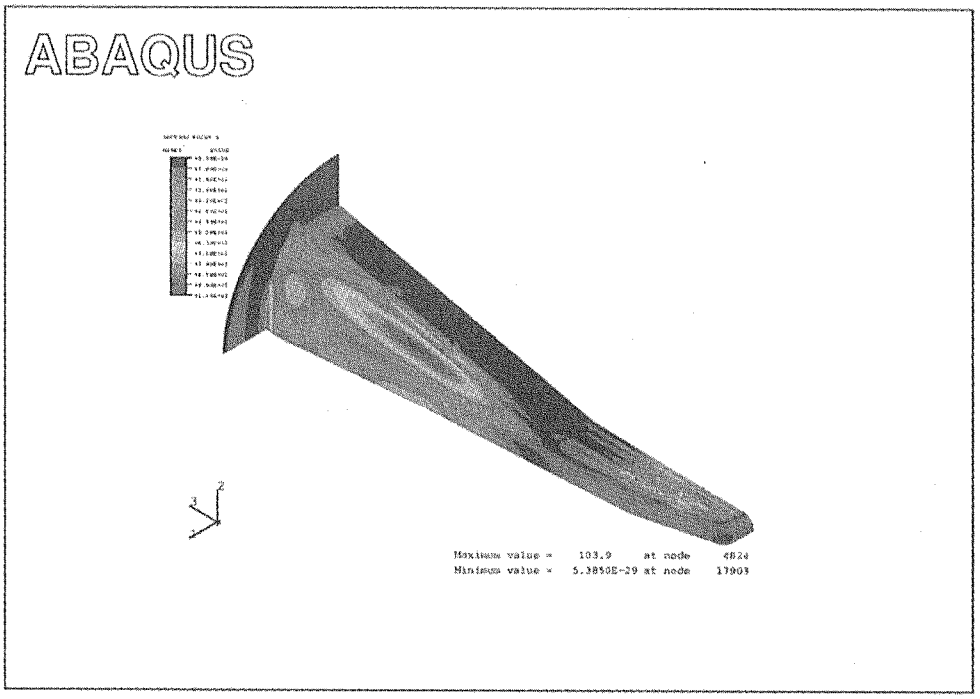


Fig.2.1.5-33 Stress distribution in the helium vessel (Case5)

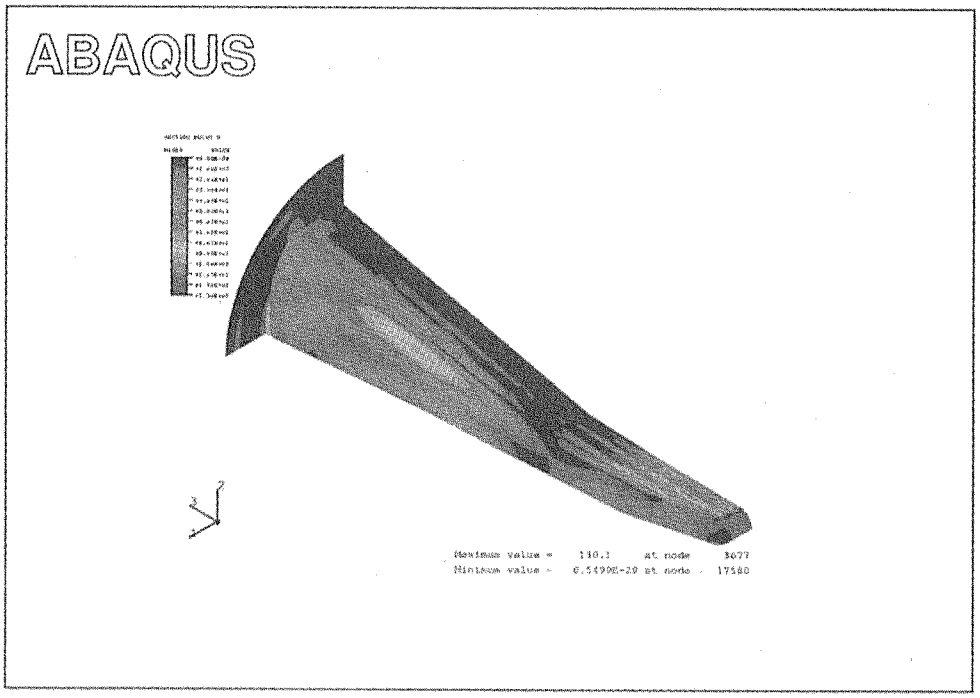


Fig.2.1.5-34 Stress distribution in the heavy water vessel (Case5)

２．１．６　ターゲット容器の熱流動解析評価

(1) はじめに

陽子ビームの照射領域では核破砕反応により局所的に大きな発熱が生ずるので、この領域内に再循環流などによる水銀の停滞域が存在すると、その部分の温度が上昇して沸騰を生じ、中性子収率の低下や流量配分の変動、流体誘起振動を引き起こす可能性がある。このため、水銀容器構造の設計では陽子ビーム照射領域に水銀の停滞域を生じないようにすることが設計の条件となる。また、核破砕反応による水銀の発熱密度は陽子ビームが入射する水銀容器先端部分が最も大きく、水銀容器後方へ行くに従い指数関数的に減少するので、水銀容器先端部分で流速が大きくなるように流量配分を実現する必要がある。

そこで、陽子ビームの入射方向に対し水銀の流れが直交するクロスフロー方式水銀ターゲット構造について、案内羽根による水銀の流量配分特性とそれによる水銀及び容器の温度分布特性を解析評価するとともに、セイフティハルの重水冷却特性について重水流速及び温度分布について解析評価した[19]。本項ではその結果について述べる。

(2) 水銀容器熱流動解析

(a) 解析条件

- 入口水銀流速　：　1.0 m/s
- 水銀総流量　：　40 m^3 /h
- 入口温度　：　323K
- 乱流モデル　：　高Re数型標準k-ε モデル（乱流プラントル数1.5）
- 出口条件　：　圧力一定（P=0）
- 壁面条件　：　対数則
- 解析モデル　：　Fig.2.1.6-1 参照
- 格子点数　：　790,000ｾﾙ（Fluid:476,000ｾﾙ／Solid:314,000ｾﾙ）

(b) 解析結果

水銀の熱流動解析結果を Fig.2.1.6-3～Fig.2.1.6-5 に示す。Fig.2.1.6-3 より、水銀の最高流速はビーム窓下流部側壁で発生し、2.5m/s であることが分かる。発熱の大きいビーム窓近傍の平均流速は約 1.2m/s であり、案内羽根の後流による低速部が筋状に見られる。後述する水銀流動基礎実験装置を用いて行った水銀流動条件下のエロージョン試験結果から、2.5m/s の流速で生じるエロージョンは僅かであることが分かっており、ターゲット容器側壁の厚さ 10mm は十分な余裕を持つ。

Fig.2.1.6-4、Fig.2.1.6-5 に水銀、及び容器構造材の温度分布を示す。水銀の最高温度は、水銀容器ビーム窓近傍で 398.5K であり、設計温度 573K 以下を十分に下回る。しかし、容器構造材では、外表面で 480K となり設計温度を若干上回るため、圧力波等の動的応力評価と併せて構造健全性を考慮していく必要がある。また、ビームダンプの最高温度は 430K と高めであるが、これはターゲット先端から 600mm の位置での壁面発熱密度をそのままビームダンプに適用したためであり、保守的な値となっている。

(3) セーフティハル熱流動解析

(a) 解析条件

・入口重水流速 ： 3 m/s
・重水総流量 ： 20.8 m^3 /h
・入口温度 ： 323K
・乱流モデル ： 高Re数型標準k-ε モデル（乱流プラントル数0.9）
・出口条件 ： 圧力一定（P=0）
・壁面条件 ： 対数則
・解析モデル ： Fig.2.1.6-2 参照。
・格子点数 ： 1,194、926ｾﾙ（Fluid:1,098、976ｾﾙ／Solid:82,100ｾﾙ）

(b) 発熱条件

重水、ヘリウム容器（セーフティハル内側容器）、重水容器（セーフティハル外側容器）の発熱密度分布式および係数を以下に示す。水銀発熱密度分布のようにガウス分布で単純に近似することが困難であったため、ターゲット幅方向（y 方向）を 2cm ごとの領域で区切り、発熱密度分布を適用した。また、以下に示す発熱密度に対して、重水では 10%、セーフティハル容器では 30%のマージンを加えた値を適用した。y＝0 はターゲット中心軸とする。

1) 重水発熱密度分布

$$Q(z)=c_1\left(1-c_2e^{-c_3(z+c_4)}\right)e^{-c_5(z+c_6)} \qquad (Q:[\mathrm{W/cc}],\quad x、\quad y:[\mathrm{cm}]) \qquad (2.1.7)$$

y [cm]	c1	c2	c3	c4	c5	c6
0~1	34.104	1.274	0.010857	22.451	0.064316	-17.264
1~3	33.488	1.2631	0.0102	23.078	0.063891	-17.35
3~5	30.637	1.1864	0.0092913	18.697	0.062797	-17.981
5~7	25.518	1.1963	0.0092004	19.878	0.061083	-17.489
7~9	20.719	1.1791	0.0083043	20.843	0.057493	-17.396
9~10	17.771	1.2065	0.0083672	22.884	0.055469	-15.716

2) ヘリウム容器

$$Q(z)=c_1\left(1-c_2e^{-c_3(z+c_4)}\right)e^{-c_5(z+c_6)} \qquad (Q:[\mathrm{W/cc}],\quad x、\quad y:[\mathrm{cm}]) \qquad (2.1.8)$$

y [cm]	c1	c2	c3	c4	c5	c6
0~2	76.838	1.6599	0.078585	8.3561	0.044961	13.157
2~4	33.743	1.2493	0.030409	10.501	0.04878	-0.39735
4~6	122.14	1.3648	0.033746	11.545	0.058594	7.0571
6~8	11.282	0.82204	0.020482	-5.2648	0.0471	-18.944

8~10	87.509	1.2847	0.028934	11.926	0.054228	7.0343

3) 重水容器

$$Q(z) = c_1\left(1 - c_2 e^{-c_3(z+c_4)}\right)e^{-c_5(z+c_6)} \qquad (Q:[\mathrm{W/cc}],\quad x、\ y:[\mathrm{cm}]) \qquad (2.1.9)$$

y [cm]	c1	c2	c3	c4	c5	c6
0~2	106.06	1.3643	0.032346	11.85	0.057387	6.0936
2~4	34.181	1.2248	0.028774	10.182	0.049005	-0.56875
4~6	105.1	1.394	0.033623	11.788	0.057332	6.8431
6~8	8.973	1.0725	0.025657	8.8701	0.041716	-17.492
8~10	67.754	0.78996	0.02258	-7.7284	0.054612	0.44492

(c) 解析結果

Fig.2.1.6-6 に冷却流路の流速分布を示す。最高流速は、側面流路の折り返し部に生じている。同部下面側は急激な流れの折返しに伴う旋回流もみられ、不安定な流れ場となる。また、発熱の大きいビーム窓近傍は補強材の影響から流速に変化がみられるが、必要流速は確保されている。さらに、側面部の流量バランスと折り返し部の剥離の改善を図ることにより、圧力損失の低減を図ることも可能と考えられる。

Fig.2.1.6-7 に重水の温度分布を示す。重水の最高温度は、ヘリウム容器ビーム窓で 377K であり、0.5MPa における重水の沸点温度の約 403K を十分に下回る

Fig.2.1.6-8、Fig.2.1.6-9 はセーフティハル容器の温度分布を示す。最高温度はビーム窓部で 377K 程度と低く、水銀容器と比較して熱的条件は穏やかであり熱的構造健全性は確保されると考える。

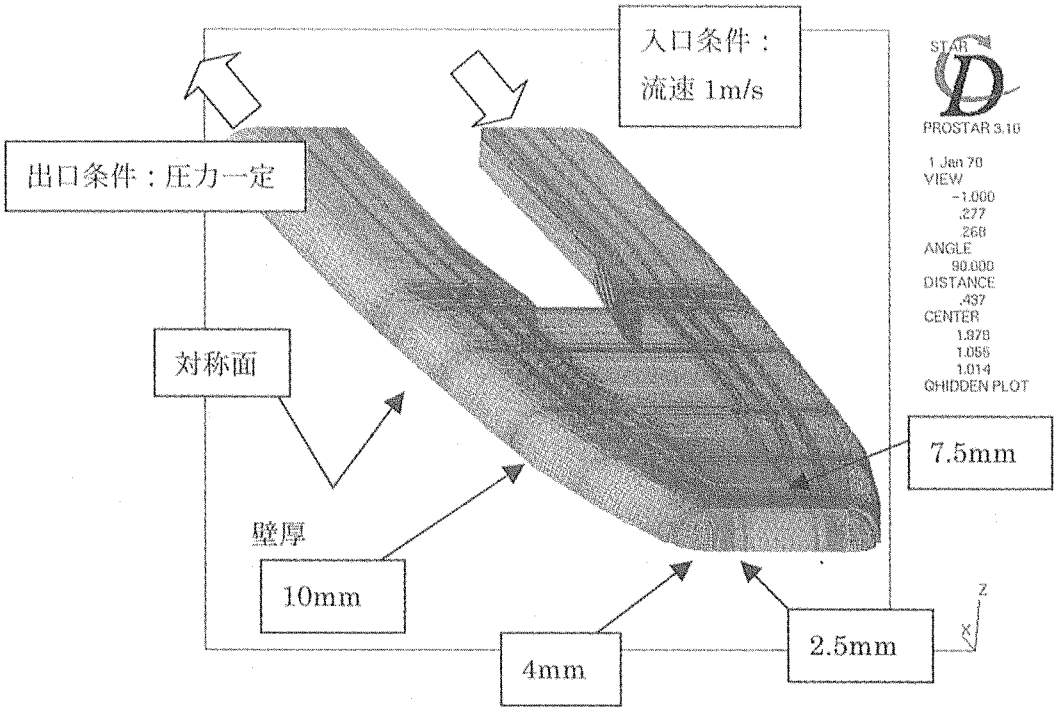


Fig.2.1.6-1 Analytical model of the mercury target vessel

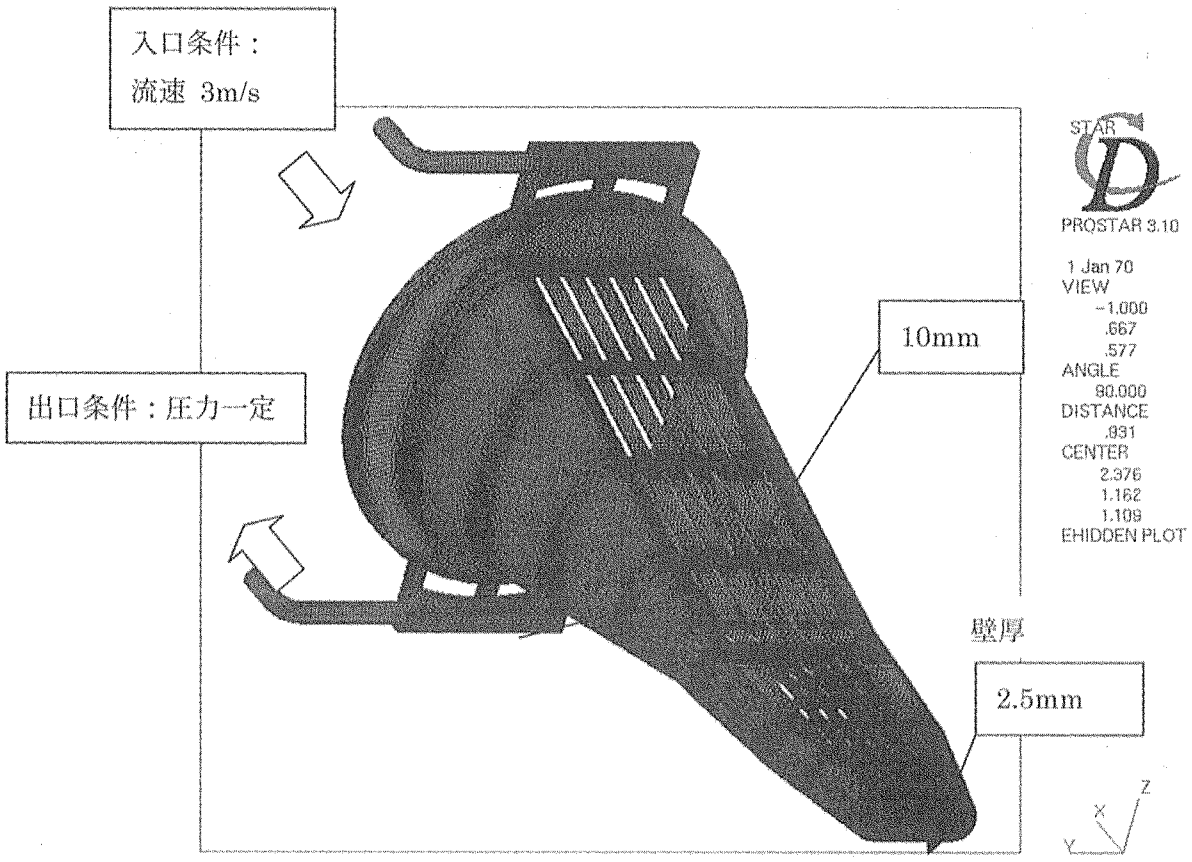


Fig.2.1.6-2 Analytical model of the safety hull vessel

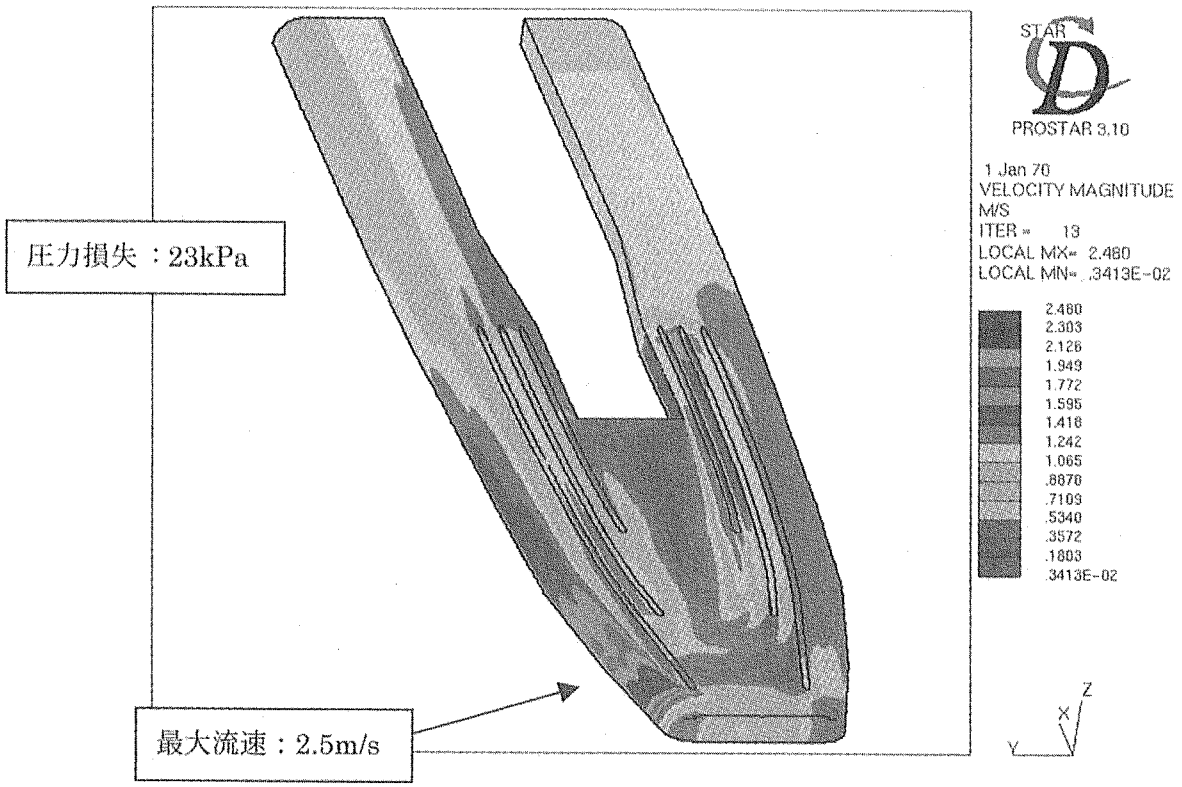


Fig.2.1.6-3 Mercury flow velocity distribution in the target vessel

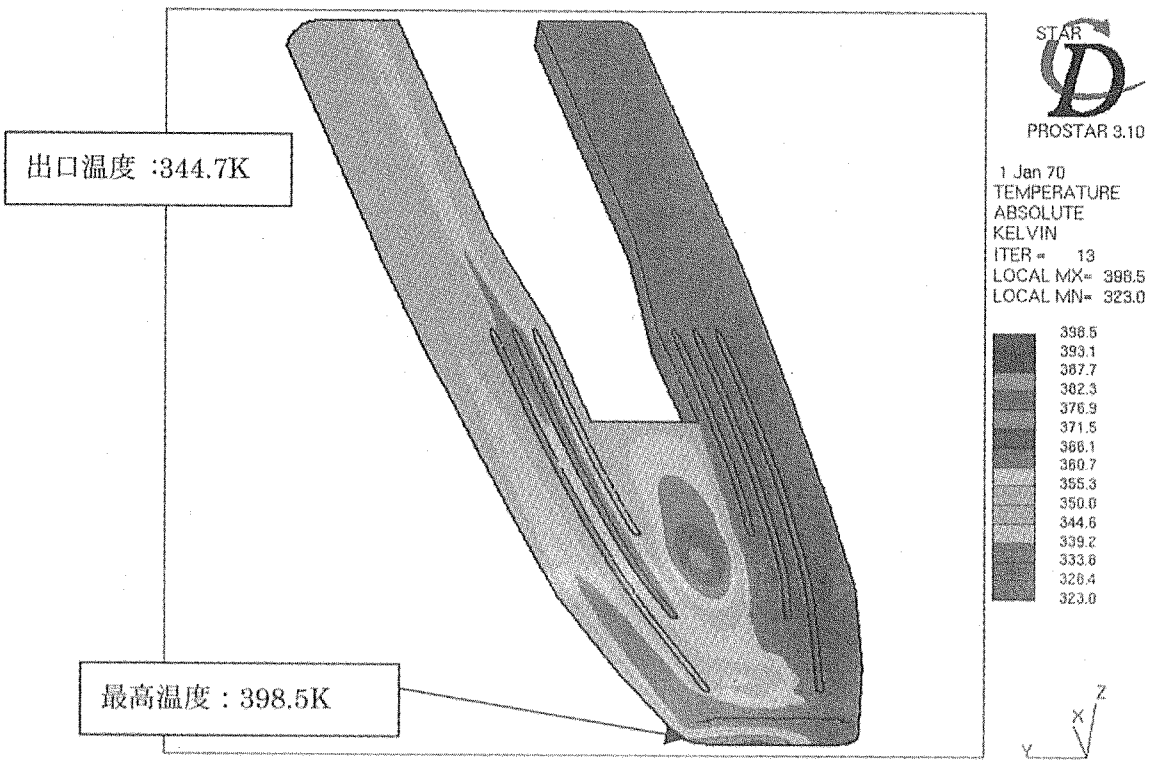
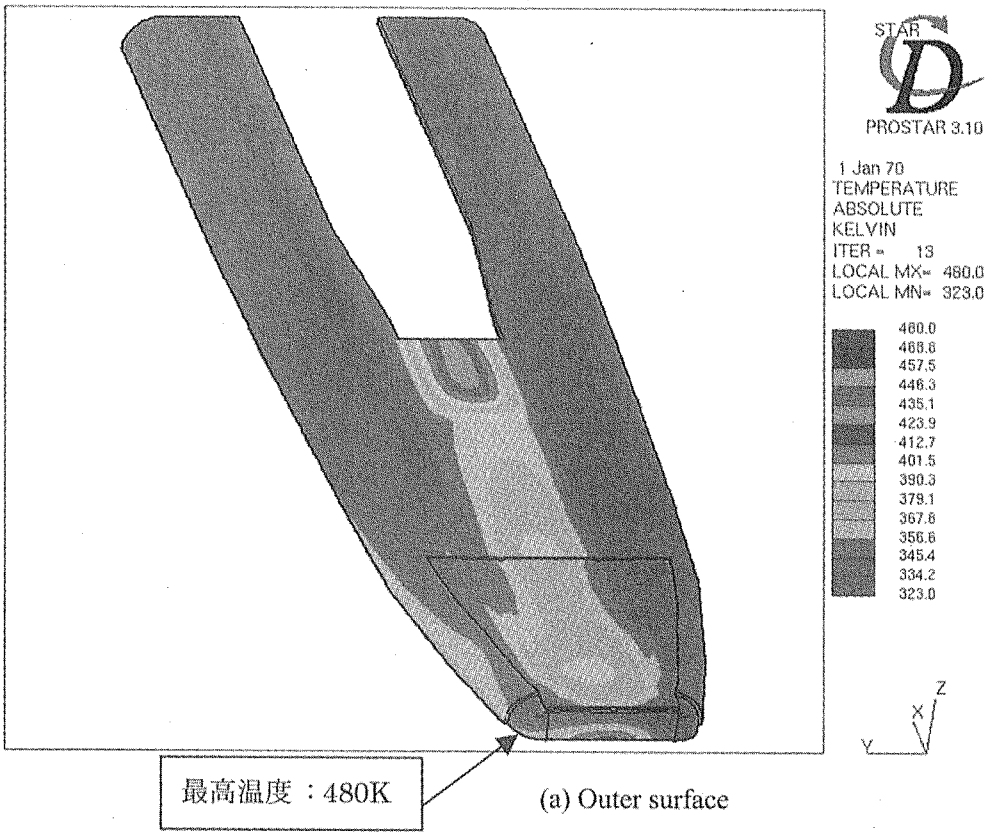


Fig.2.1.6-4 Mercury temperature distribution



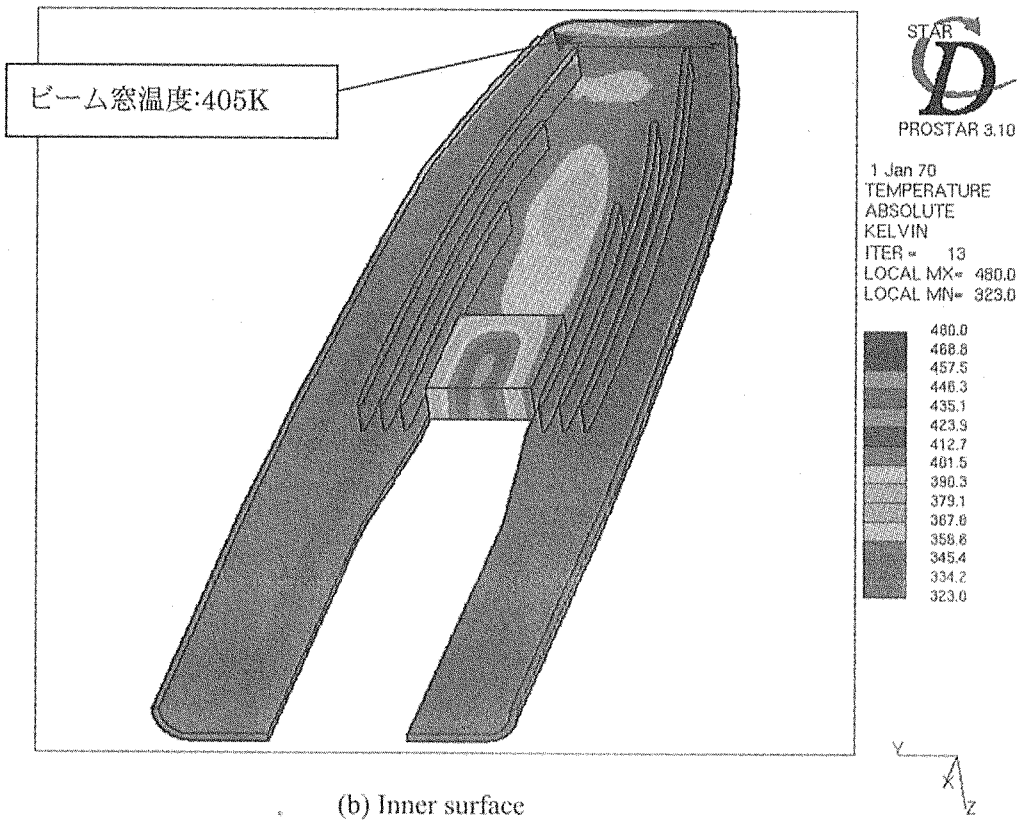
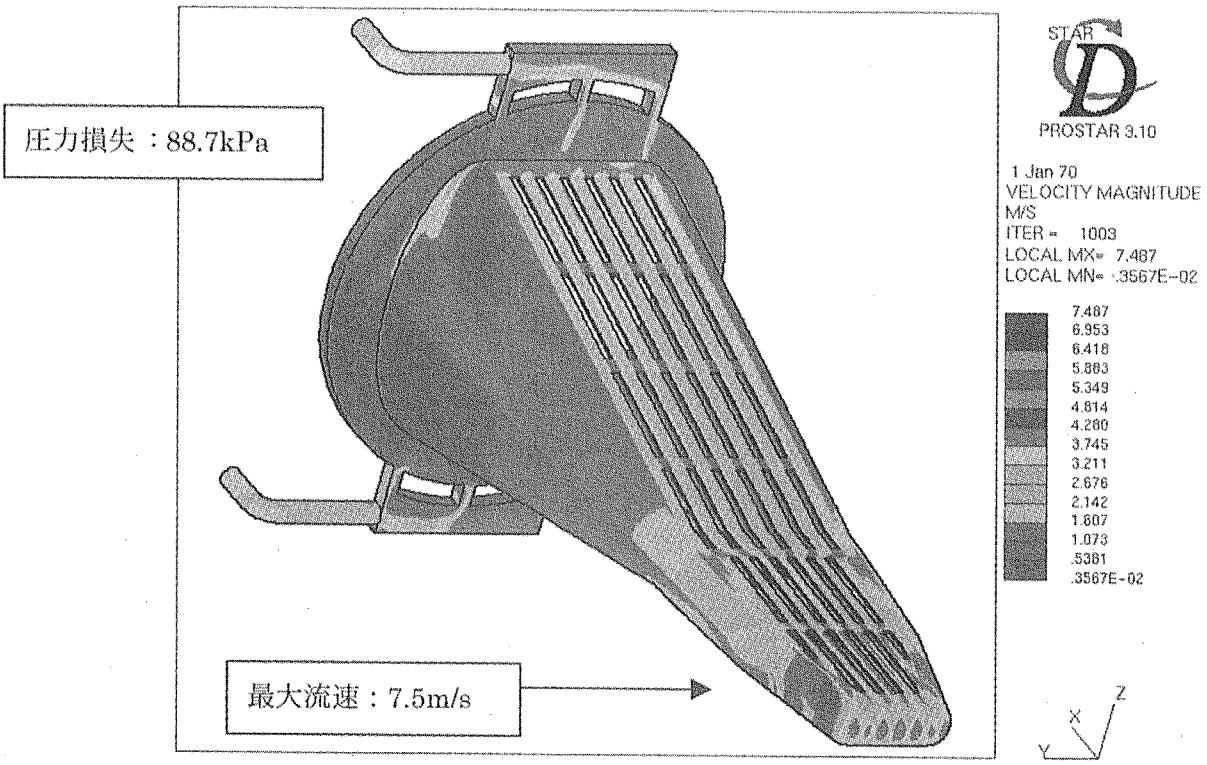
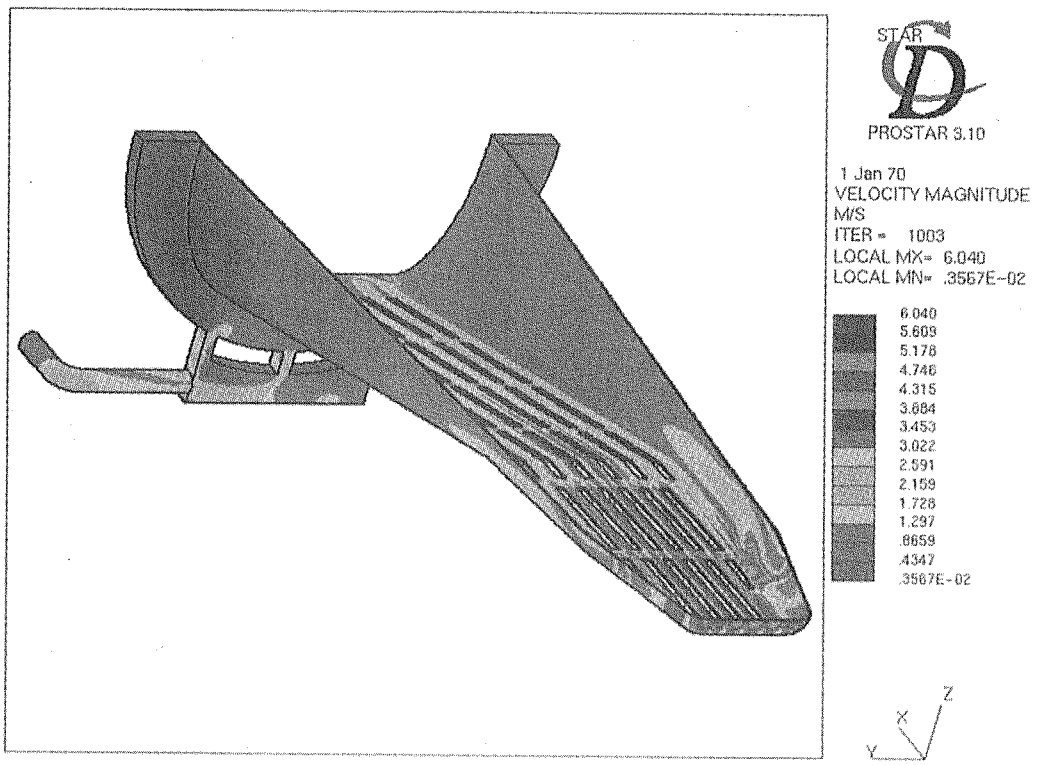


Fig.2.1.6-5 Temperature distributions on the target vessel wall

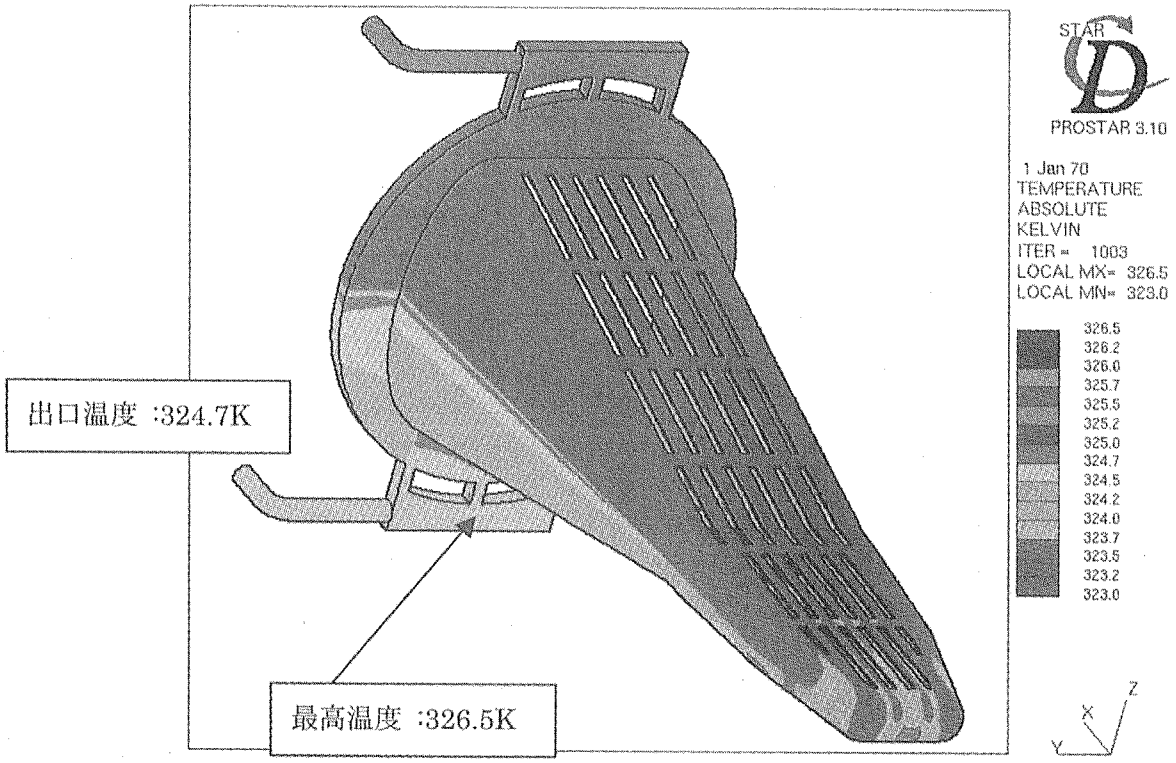


(a) Overall velocity distribution

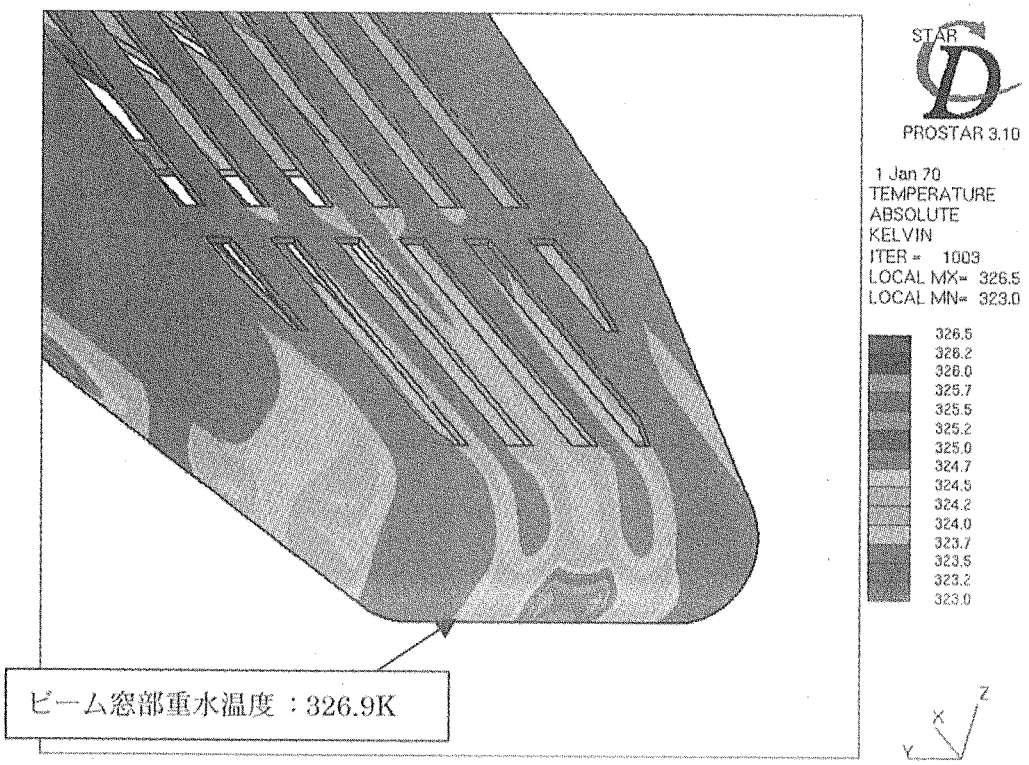


(b) Velocity distribution in bottom region

Fig.2.1.6-6 Flow velocity distribution of heavy water in the safety hull

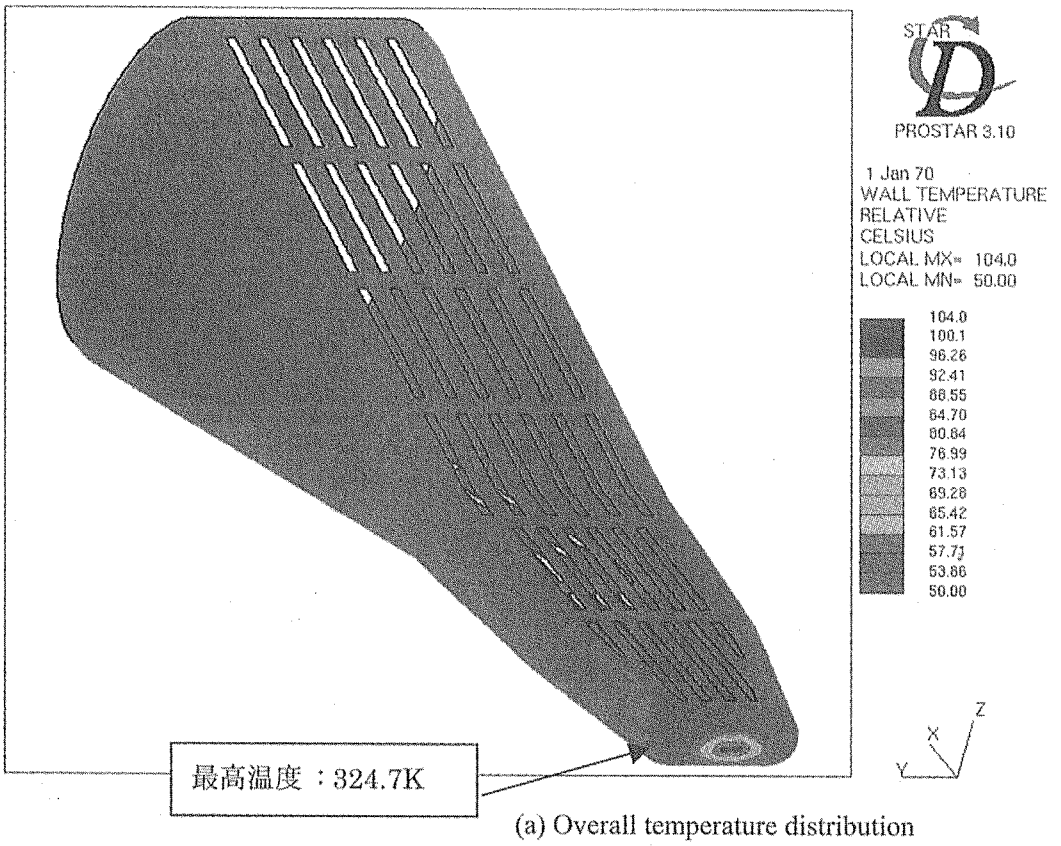


(a) Overall temperature distribution

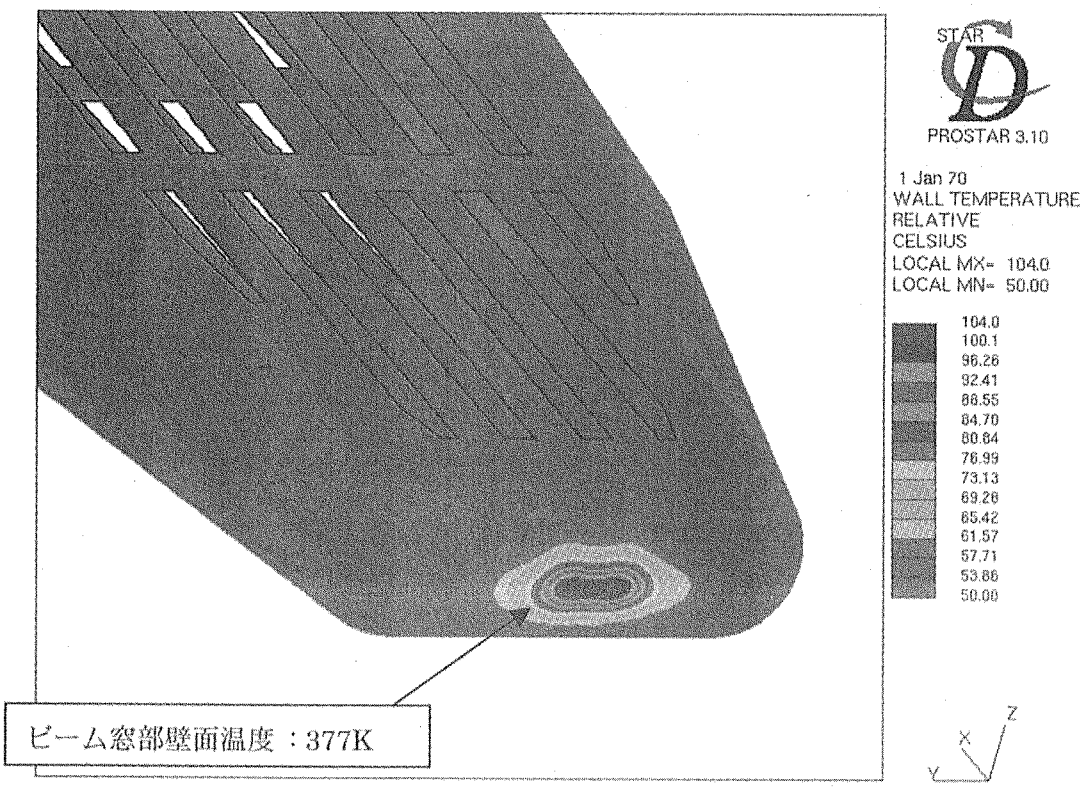


(b) Temperature distribution in the target front

Fig.2.1.6-7 Temperature distribution of heavy water in the safety hull

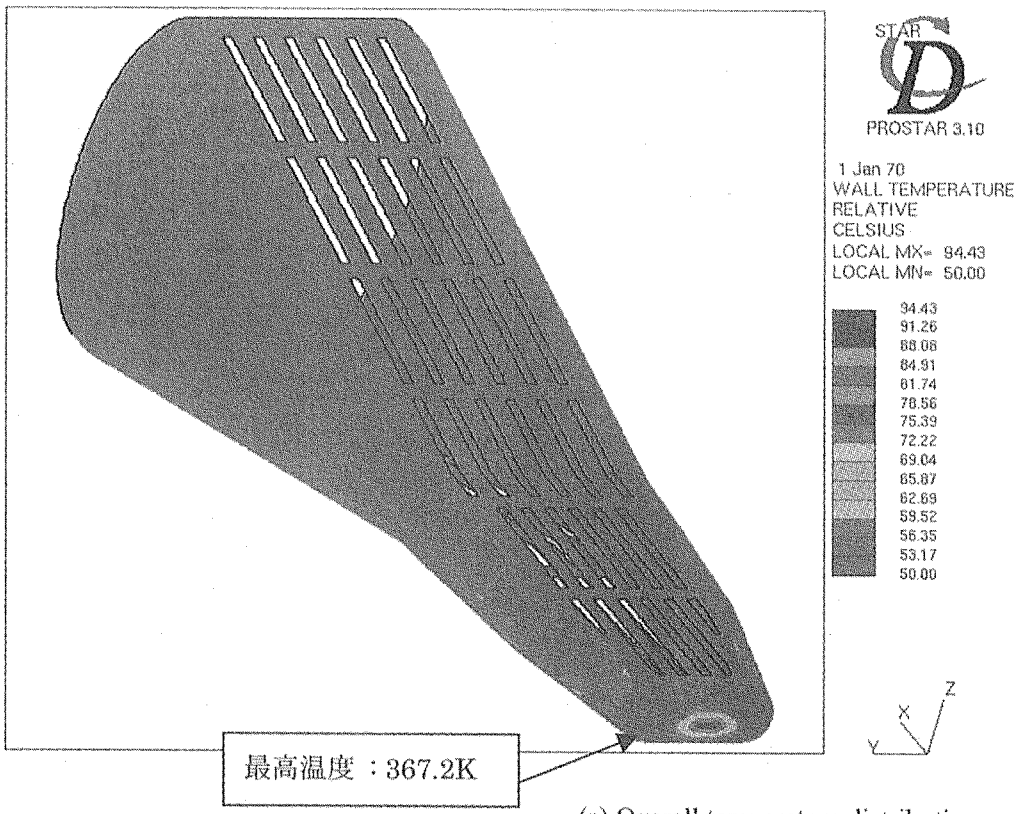


(a) Overall temperature distribution

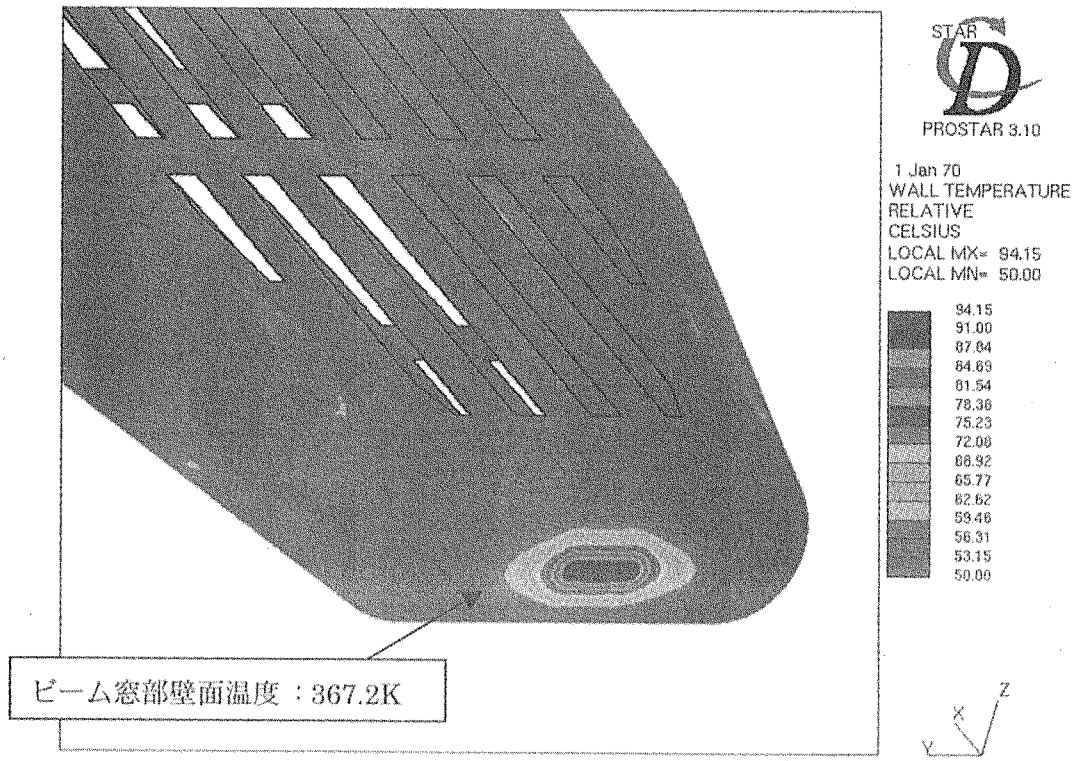


(b) Temperature distribution in the target front

Fig.2.1.6-8 Temperature distribution in the inner wall of the safety hull



(a) Overall temperature distribution



(b) Temperature distribution in the target front

Fig.2.1.6-9 Temperature distribution in the outer wall of the safety hull

２．１．７　ターゲット容器の製作及び課題

(1) 製作方法、検査方法

ターゲット容器の設計に際しては、その製作方法・検査方法について以下に示す条件を前提とした。

(a) 製作は、水銀容器製作、セーフティハル製作の順番で行う。ターゲット容器の製作手順図(案)をFig.2.1.7-1 及びFig.2.1.7-2 に示す。

(b) 各製作工程における寸法管理と溶接等の品質管理を十分に行い、水銀容器とセイフティーハル（ヘリウム容器、重水容器）の一体化構造に不具合がでないようにする。

(c) 水銀容器、ヘリウム容器、重水容器の耐圧漏洩検査は、各容器の製作工程に合わせて行う。

(d) 溶接部については、各容器の製作工程に合わせて超音波等を用いて検査を行う。

(2) 課題

ターゲット容器製作のために、これまで必要と考えられた検討課題とその対策等について以下に記す。

(a) 水銀配管接続部とターゲットターゲット台車接続部の間の相対変位を吸収するための機構として、ベローズを水銀容器に取り付ける構造を採用したが、その成立性の鍵となるベローズ前方に設置する接続フランジの位置決め確認試験を実施する必要がある。

(b) 水銀容器と水銀配管との着脱は、リモートハンドリングを考慮してリンク機構を応用した装置で実施するが、その着脱性を試作機で確認しておく必要がある。本確認試験は、上記(1)のベローズの影響も評価する必要がある。

(c) セーフティハルとヘリウムベッセルの間のシールについては、モックアップによるシール性能の確認試験が必要である。

(d) セーフティハルは、多数の遠隔ボルトでターゲット台車に取り付けるが、その締結性を実機規模のモデルを使用して確認しておく必要がある。

(e) 現在検討中の水銀容器窓部内面への硬化処理については、実機規模の施工性、表面硬度、耐久性について、試験片及び実機形状を模擬した試験体で確認する必要がある。

(f) 水銀容器とセイフティーハルを製作・組立を行う上で、実機規模のモックアップモデルを製作して加工・製作性を検証する必要がある。

上記の位置決め、着脱性及びシール性能に関しては、確証試験のためのモックアップモデルを製作しており、その試験成果は実機の製作設計に反映する予定である。セーフティハルの遠隔ボルトによる締結性は、リモートハンドリング試験装置で試験を行っており、十分に成立可能な見通しを得ている。また、ターゲット容器については、予算的な観点からモックアップモデルの製作が困難なので、ターゲット容器製作時に確証試験を行う予定である。なお、水銀容器窓部内面への硬化処理の有効性については、別途実施中のキャビテーション・エロージョン試験のために試験体を製作して確証する。

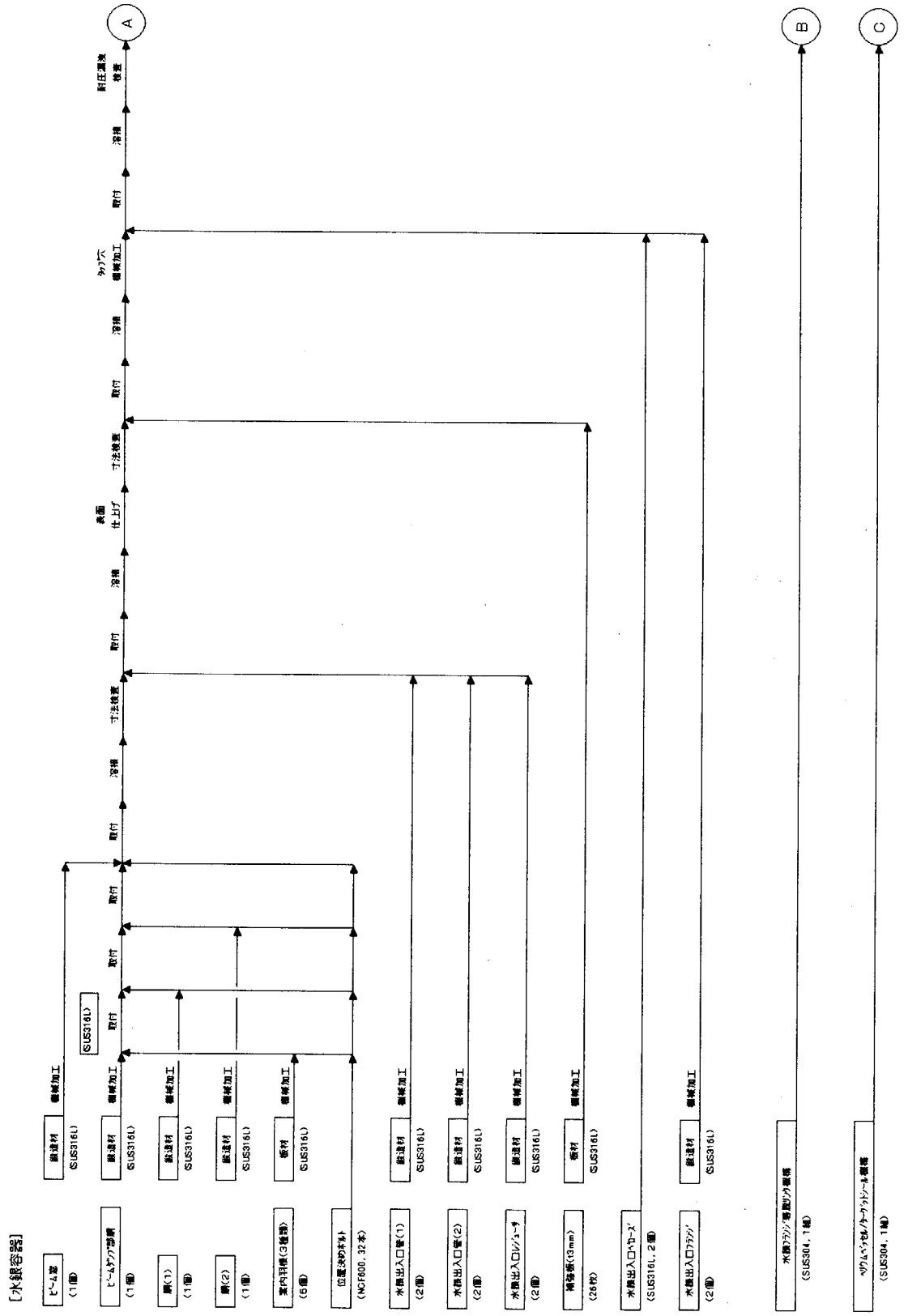


Fig.2.1.7-1 Fabrication diagram of the mercury vessel

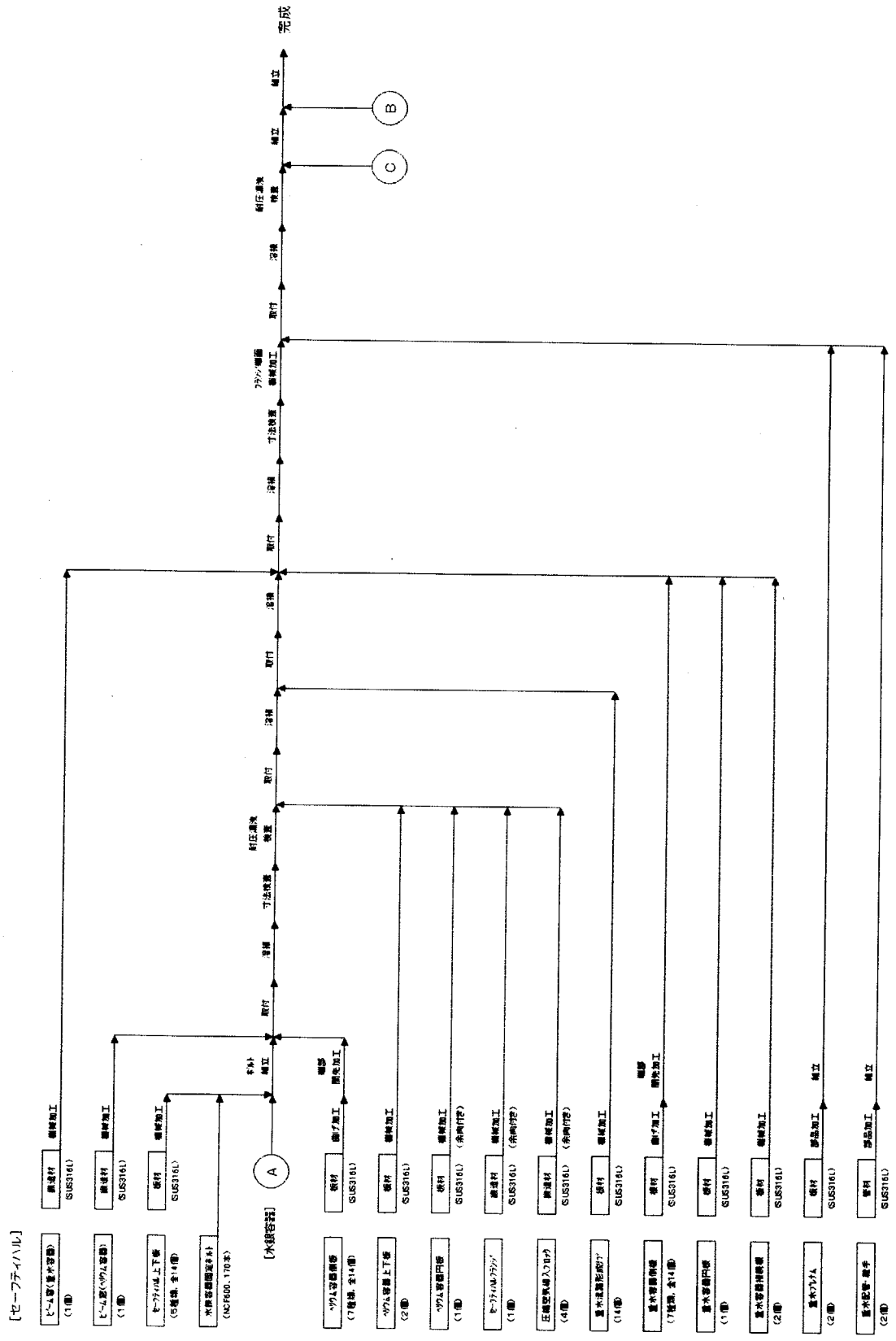


Fig.2.1.7-2 Fabrication diagram of the safety-hull

２．１．８　ターゲット台車の概要と設計条件他

(1) 概　要

ターゲット台車はFig.2.1.1-2 に示したように、ターゲット容器、遮蔽体、水銀循環設備などの重量機器（台車自重及び水銀を含めて約260トン）を載せて一体で移動させ、施設運転時にはターゲット容器を±1〜2mmの位置決め精度で所定の位置へ停止・固定させる装置である。ターゲット台車の詳細構成図をFig.2.1.8-1 に示す。 ターゲット台車は前半部（遮蔽体台車）を普通コンクリート及び鉄の遮蔽体で構成し、後半部（水銀設備台車）には水銀ターゲットへ水銀を供給循環させる水銀循環設備、及び水銀ドレンタンク、漏洩水銀捕集タンクを設置する。また、ターゲット台車全体は床に敷設したレールの上を走行する構造であり、ターゲット駆動用機器をターゲット台車最後尾に設置する。

水銀ターゲット設備一式は高度に放射化されるため、ターゲット台車は高放射線場の環境下に置かれることになる。そのため、ターゲット台車を取り扱う部屋は全体がホットセルになっている。ターゲット容器の交換時にはホットセルまで自走で移動し、遠隔操作によるターゲット容器の交換作業を行う。ターゲット台車と建家との取合い平面図と立面図をFig.2.1.8-2 及びFig.2.1.8-3 に示す。また、Fig.2.1.8-4 にターゲット取扱室床面にターゲット台車用基礎架台を設置するために用意する掘り込み寸法を示す。

(2) 設計条件

(a) 使用年数 ： 30 年

・必要なメンテナンスを随時実施することを前提とし、メンテナンスフリーを意味するものではない。

(b) 使用頻度 ： 6 往復／年

・定格上のターゲット容器交換は年２回であるが、位置等の調整作業を考慮して6往復／年とする。

(c) 設計地震力 ： 水平加振力 0.25G、垂直加振力 0.25G

・台車走行時に地震が発生した場合は速やかにターゲット台車を停止するが、走行中においても地震によりターゲット台車の機能が損なわれないようにする。

(d) 機器配置

・機器の保守交換の際にはターゲット取扱室内天井走行クレーンを使用するが、その揚程（9 m）の範囲内で保守交換が可能なように機器配置を行う。

(e) 放射線環境

ターゲット台車近傍の放射線環境はニュートロニクス解析結果から以下のように評価される。

・ターゲット運転時（年間5000時間）

ターゲット台車先端	：	約14000 Gy/h
水銀設備台車上	：	約10 Gy/h
水銀配管表面	：	約10 Gy/h
重水配管表面	：	約10 Gy/h
ターゲット台車近傍	：	約1〜10 Gy/h

LMガイド部　　：約1m Gy/h

・ターゲット停止時（水銀ドレン後）

水銀ドレンタンク表面　　：約10 Gy/h

水銀設備台車上

（水銀配管表面）　　：約1 mGy/h

LMガイド部　　：約1 mGy/h

・LMガイド部

最大集積線量　　：0.2 MGy / 30年

(f) ターゲット容器位置決め精度　　：±1mm以内（再現性）

・ターゲット台車先端にターゲット容器を取り付けた状態で、システム運転位置までターゲット台車を移動した時、ターゲット容器位置の再現性が±1mm以内とする。

(g) 製作精度

・加工寸法の普通許容差　：JIS－B－0405m中級、JIS－B－0419Kによる

・全体組立後の寸法公差　：±3mm

(h) 材　料

・一般市場にて入手可能な材料を使用する。

(i) 防錆処理

・ステンレス部は処理不要

・鉄鋼部表面、ボルト・ナット類、機械部品は耐放射線性の塗装とする。

・塗装の耐放射線性は集積線量10MGy以上とする。

(j) 電源・信号ケーブル

・ターゲット台車・ケーブルベア上、及びホットセル内のケーブル種類

電源ケーブル　　：耐放射線性キャブタイヤケーブル

各種センサー信号線　　：耐放射線性キャブタイヤ信号線

（シールド付き撚り対線）

※上記ケーブル・信号線は集積線量：5MGy以上に耐えられること。

・第一マニピュレータ操作設備室内のケーブル種類

電源ケーブル　　：難燃性ポリエチレンエコケーブル

各種センサー信号線　　：シールド付き撚り対線

・放射線に弱い電子部品を含んだ計器類は遮へい付き計器収納箱（中継コネクターボックス）に収めて水銀設備台車上（駆動装置の上部）に設置し、ケーブルベアに沿わせて敷設した電源ケーブル・センサー信号ケーブルを接続する。

・電源ケーブルおよび信号ケーブルの接続は、遠隔操作可能なコネクターを採用する。

(k) 油脂類の種類

・ターゲット台車・ケーブルベア上、及びホットセル内で使用する油脂類、潤滑油は全て耐放射線性とする。

(h) 保守性

・機器の保守は基本的に１年に２回設けられている長期停止期間中（それぞれ約１ヶ月程度）

に行うものとし、遠隔操作を原則とする。

・ターゲット台車を取り扱う部屋は全体がホットセルになっているため、ターゲット台車のメンテナンス作業は全て遠隔操作によるか、またはエアースーツを着用したホットセル内作業となる。従って、ターゲット台車機器は作業員の被爆線量を低減するため簡便・迅速な取扱が可能な構造とする。

−ターゲット台車上に設置する機器及び計測機器の配管接続は、遠隔操作による交換を考慮してクイッククランプ接続を第一候補とする。

(i) 安全性

・ターゲット台車上には、水銀循環設備から水銀が漏洩した場合に水銀をドレンタンクに導くキャッチパンを設置する。台車には専用のドレンタンクを搭載する。

(3) 特記事項

・本設計書に添付した機器の図面を参考に、規定した寸法、据付方法の範囲内で据付要求精度を満足するよう詳細設計及び製作設計を行うこととする。

・ターゲット台車と直接取合う機器、即ちターゲット容器、水銀循環設備、生体遮蔽体内のターゲット台車挿入部ライナー、ヘリウムベッセル、及びその周辺支持機器との取合いに不整合を生じないようにする。

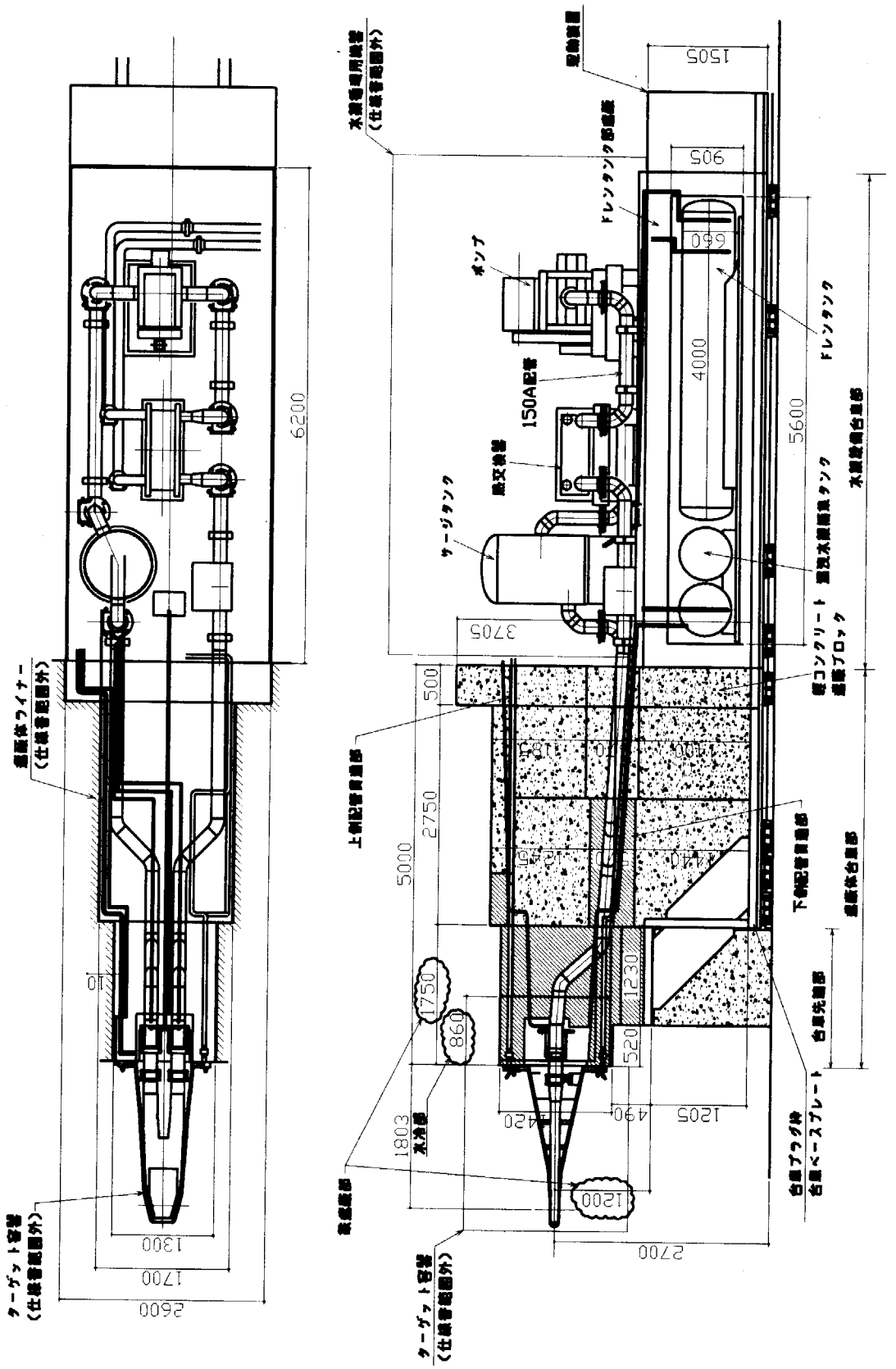


Fig.2.1.8-1 Assembly drawing of the target trolley

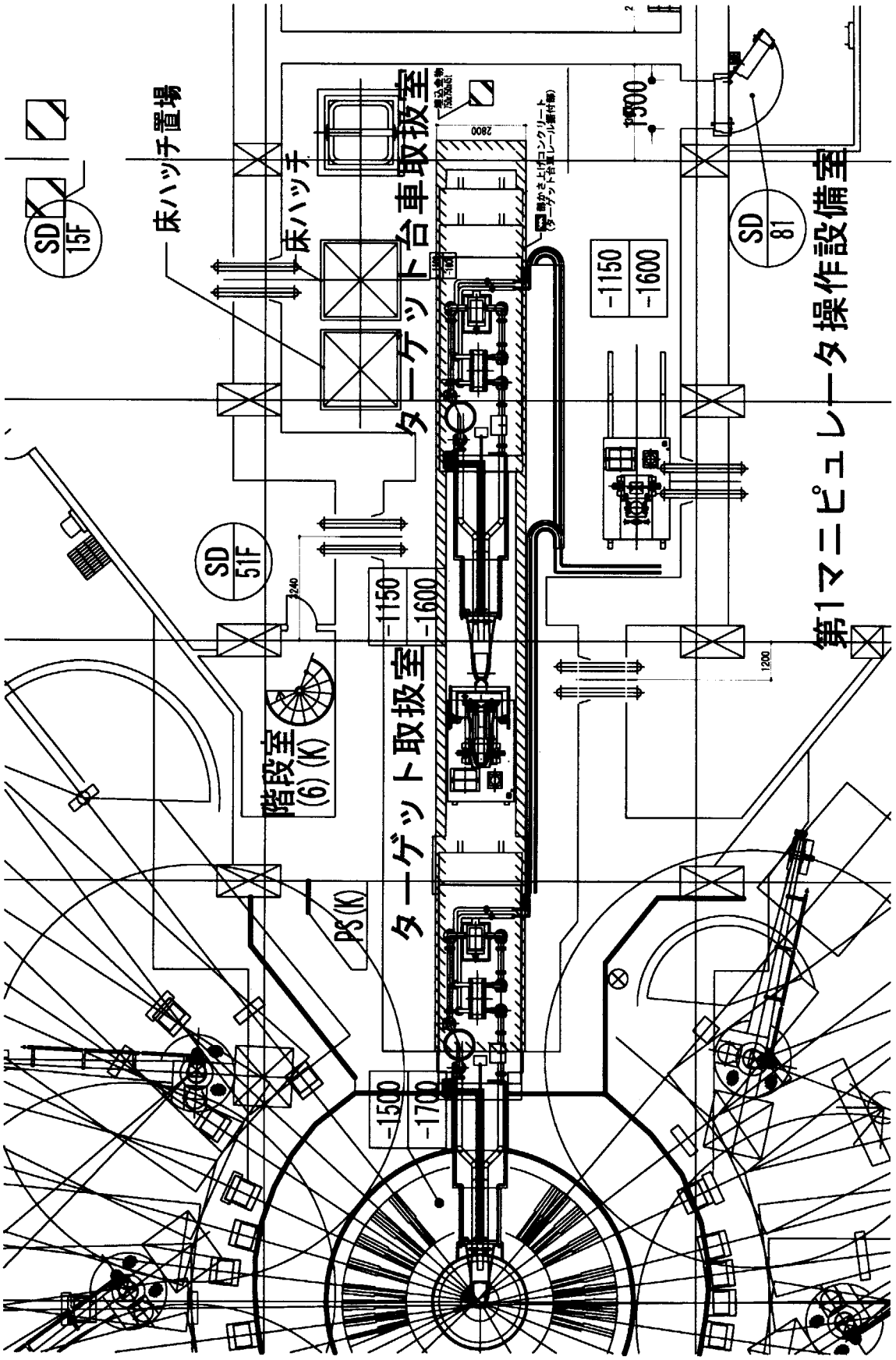


Fig.2.1.8-2 Plane view of target handling cell

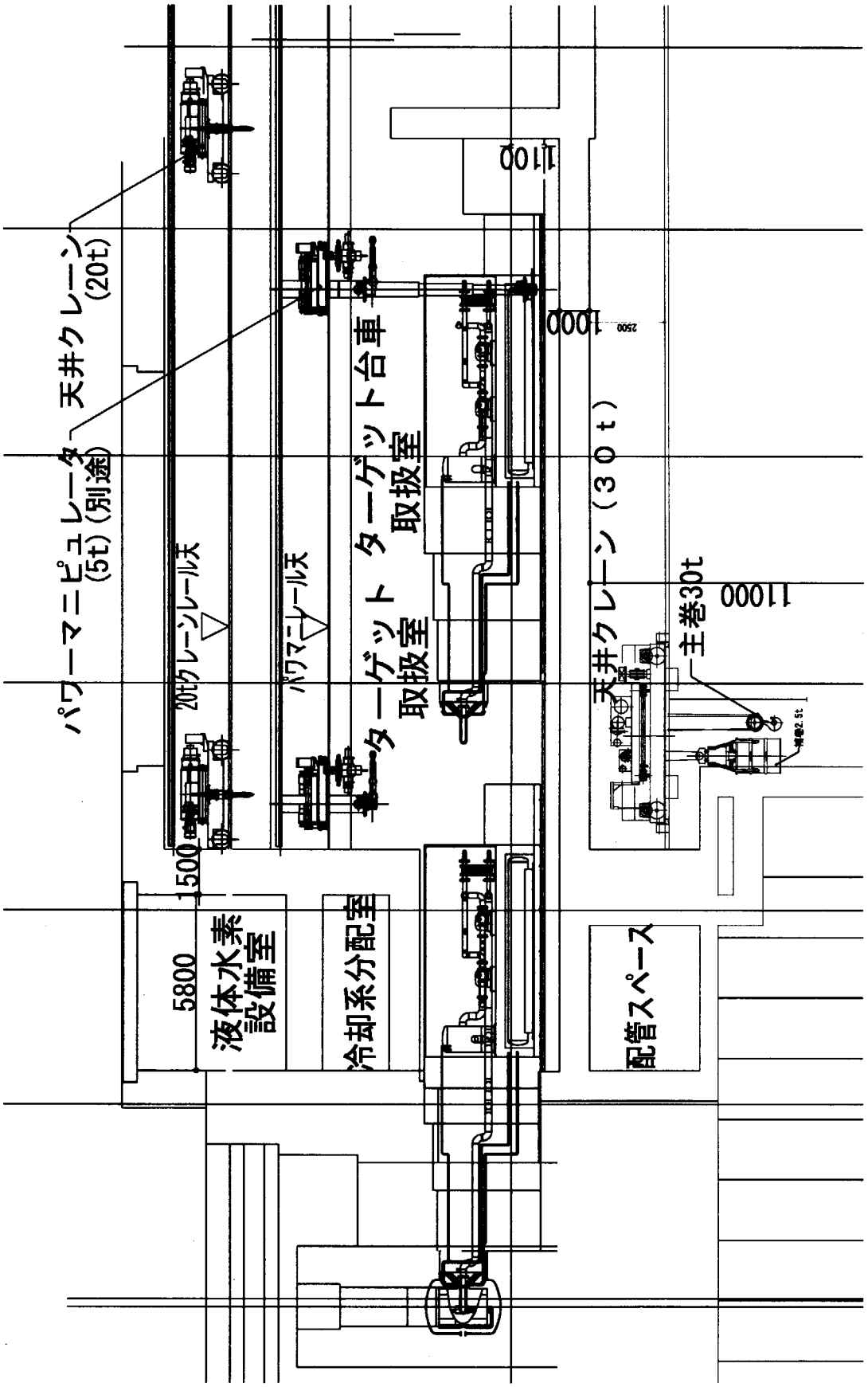


Fig.2.1.8-3 Cross-sectional view of target handling cell

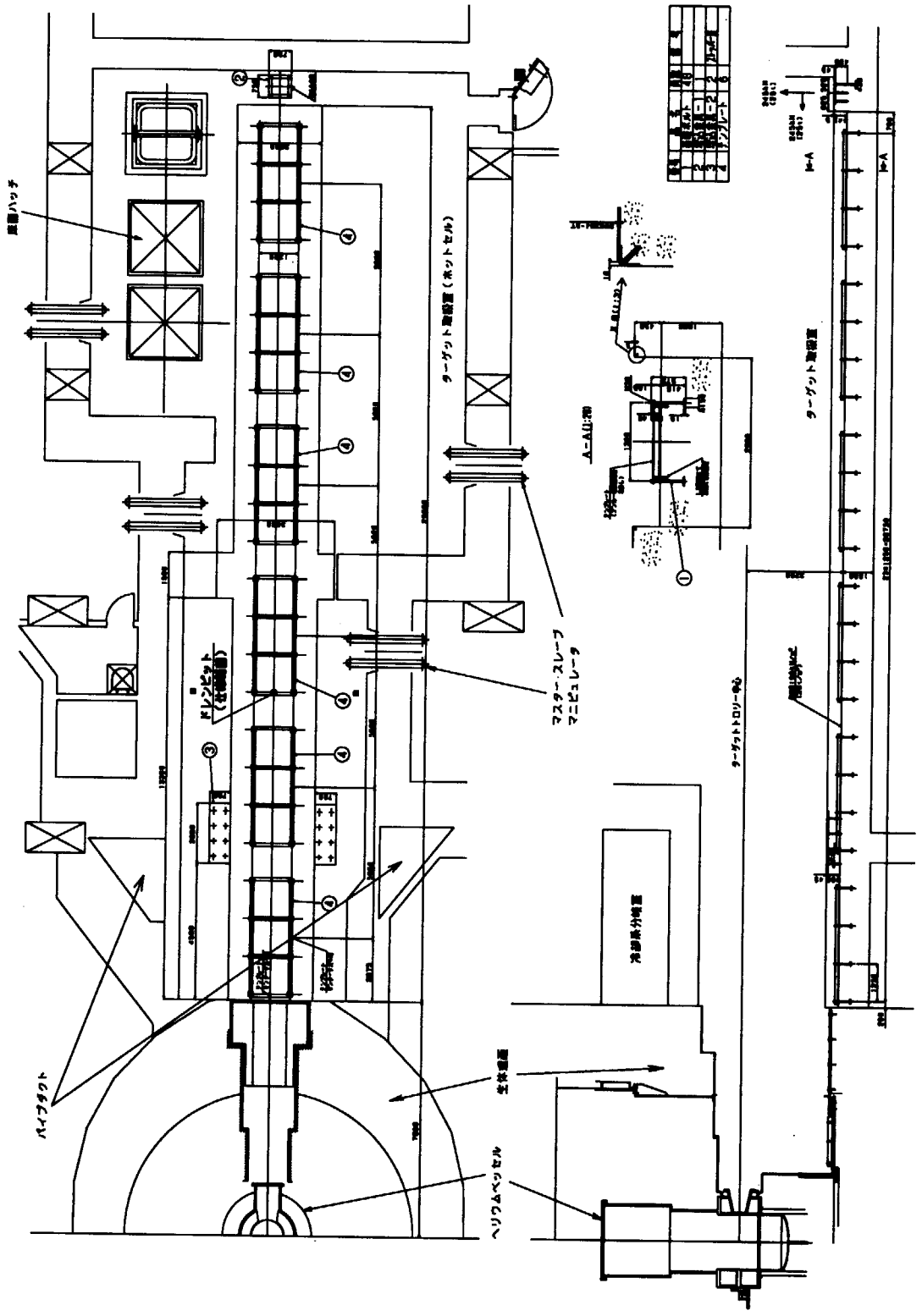


Fig.2.1.8-4 Floor structure for installing the target trolley

２．１．９　ターゲット台車の機器仕様

Table 2.1.9-1 にターゲット台車の構成リストを示す。また、台車に敷設される配管及びケーブルのリストをTable 2.1.9-2 及びTable 2.1.9-3 にそれぞれ示す。以下にTable 2.1.9-1 に示された構成機器の概要、仕様、設計条件等について記す。

(1) 遮蔽体台車

(a) 概　要

主に遮蔽体を載せた台車で先端部にターゲット容器を取り付け、運転時には水銀ターゲットから発生する中性子の遮蔽機能を有する。従って、本台車はターゲットに一番近い位置（先頭）にある。また、ターゲット容器と水銀循環設備を連結する水銀配管、セーフテイハルの冷却水配管、遮蔽体冷却配管等の配管が遮蔽体内を通る。ターゲット容器には、ヘリウムベッセルと密着するシール構造物が取り付き、ヘリウムベッセルからのヘリウム漏洩を防ぐシール機能を有する。

ターゲット台車機器は高度に放射化されるため、施設運転後に遠隔操作で保守・点検を行う。このため、遮蔽体台車は内部を貫通する配管類を交換可能なように、遮蔽体のブロック構造、配管の敷設、サポート構造とする。遮蔽に必要な鉄及びコンクリートの構成についてはFig.2.1.8-1 に示してある。

(b) 設計製作指針

1) 遮蔽ブロック構造

・遮蔽体台車はフレームに遮蔽ブロックを固定する構造とし、Fig.2.1.8-1 に示した遮蔽に必要な鉄及びコンクリートの構成を満たす分割構造とする。遮蔽体のブロック分割構造案をFig.2.1.9-1 からFig.2.1.9-17 に示す。

・水銀配管より上部の遮蔽ブロックは、天井クレーン（容量：20トン）で吊り下げて取り外し、取り付けが可能な構造とし、また、遮蔽体内を貫通する配管の交換が可能な構造とする。ブロック１個当たりの重量は20トン以下とする。なお、本作業は必要な遮蔽を設けた上で、作業員が現場で直接行うことを前提とする。

・遮蔽ブロックの取り付け、取り外し作業及び、配管の交換作業はホットセル内に作業員が入り、現場で行うので、被爆線量を低減するため簡便・迅速な取扱が可能な構造とする。

・遮蔽体台車内には、「配管類」の項で示す配管群を貫通・敷設できるように、Fig.2.1.9-18 示す配管ルート案を参考にして配管溝を設ける。このとき、配管類は遮蔽体台車表面に出来るだけ露出させない構造とする。

・遮蔽体台車内には、ターゲット容器付属の熱電対と接続する補償導線用コネクター、熱電対補償導線、及び漏洩水銀検知器の信号ケーブルを貫通・敷設できるように配線溝を設け、補償導線用コネクター、補償導線、信号ケーブルを敷設する。配線溝は先に述べた配管溝と共用することも可能である。また、熱電対補償導線、信号ケーブル、及び補償導線用コネクターは耐放射線性を考慮して選定する。

・ターゲット台車は、これに搭載される水銀循環設備と密接に関わっているため、水銀循環

設備の設計と調整しながら、配管ルート、取合位置を決定する。

2) 先端部水冷遮蔽ブロック構造

・最先端遮蔽体は放射線による発熱量が4kWと比較的大きいので、冷却可能な構造とする。

3) コンクリート製遮蔽ブロック構造

・長期間にわたる使用中に遮蔽性能に関わる水分の飛散が無いように、また物が当たった時に欠けがないように、コンクリート部は気密を保持できる鉄鋼板の中に収める構造とする。Fig.2.1.9-6、Fig.2.1.9-9、Fig.2.1.9-12 ～Fig.2.1.9-17 にコンクリート製遮蔽ブロックの構造案を示す。

4) ターゲット台車用ライナー隙間

・ターゲット台車用ライナーは、Fig.2.1.9-19 に示すように遮蔽体台車表面から10mmの距離に存在することを前提とし、遮蔽体台車はこのターゲット台車用ライナーに接触しないように設計・製作する。

5) 遮蔽ブロック隙間

・積層する遮蔽ブロック間の隙間は出来るだけ少なくし、3mm以内とする。

6) ブロックの固定

・遮蔽ブロック間の固定はボルト締めを基本とする。

7) クレーン吊り具

・遮蔽ブロックにはクレーン吊りのための専用吊り具（シュラック）を取付ける。Fig.2.1.9-20 に構造案を示す。

8) 配管のストリーミング対策

・遮蔽体の配管通路はストリーミングの防止を考慮し、原則として遮蔽体台車の長さ方向を三等分した２カ所の位置に、それぞれ水平又は垂直方向の段差を１段ずつ設ける。段差寸法Lと配管通路の幅Dの比L/Dは4以上とする。段差の位置、長さについてはFig.2.1.9-18 を参照のこと。このとき、配管通路と配管との隙間は20mm以内とする。

(c) 仕様

Table 2.1.9-4 に主要機器仕様を示す。

(2) 遮蔽体台車先端部水冷遮蔽ブロック

(a) 概　要

本品は遮蔽体台車の一部であるが、ターゲット容器と直接取り合う部分であるとともに、ターゲット容器位置の微調整機能、遮蔽ブロックの冷却機能、ターゲット容器セイフティーハルのヘリウムシール機能などを持たせる必要があり、ターゲットシステムの成立性に特に重要な役割を果たす部分である。Fig.2.1.9-20 からFig.2.1.9-26 に構造案を示す。

(b) 設計製作指針

1) ターゲット容器との取合い

・　ターゲット容器は、ターゲット容器交換台車とホットセル内に設置してある天井走行

パワーマニピュレータを用い、遠隔操作により遮蔽体台車先端部に取付け・取外しを行う。遠隔操作用のターゲット容器着脱機構は、ターゲット容器側に設置してあるので、遠隔操作用着脱機構によるターゲット容器の交換、水銀・重水等の配管類の着脱が支障無く行えるように、ターゲット容器の設計と調整しながら遮蔽体台車先端部の取合い構造を設計する。ターゲット容器の構造をヘリウムベッセルとのシール機構（案）と合わせてFig.2.1.9-27 に示す。ターゲット容器交換台車の構造を使用済みターゲット保管用キャスク搭載時についてFig.2.1.9-28 に、台車本体のみをFig.2.1.9-29 に示す。また、Fig.2.1.9-30 にターゲット容器交換台車の配置計画を示す。

・遠隔操作によりターゲット容器の水銀配管、重水配管着脱が支障無く実行でき、かつ、シール性を確保できるようにする。

・ターゲット容器には熱電対が設置してあり、ターゲット容器交換時には熱電対補償導線のコネクターをMS（MS）マニピュレータによる遠隔操作で着脱する。このため、遠隔操作による着脱が可能なコネクター取合口を遮蔽体台車先端部に設ける。また、熱電対補償導線とコネクターは耐放射線性を考慮して選定する。

2) パワーマニピュレータ挿入部プラグのシール材交換

・ターゲット容器交換時には、水銀配管を切り離すため、Fig.2.1.9-23 に示すように遮蔽体台車先端の上部に取り付けてあるパワーマニピュレータ挿入部プラグ（Fig.2.1.9-25 参照）を取り外す。

・プラグにはターゲット容器のヘリウム雰囲気境界（Fig.2.1.9-31 参照）を形成するメタルシール材が取り付ける。ターゲット容器交換時にはプラブのメタルシール材も交換する必要があるため、遠隔操作によりメタルシール材の交換が可能なプラグ構造とする。

3) 配管・センサーケーブル敷設

・遮蔽体台車先端部には、遮蔽体台車内に設置する配管（Table 2.1.9-2 に記載）の全てが集中するとともに、センサー類（Table 2.1.9-3 に記載）も設置するため、効率的なスペースの活用に留意して配管・配線の設計を行う。

・ターゲット台車先端部には熱電対の補償導線用コネクター、漏洩水銀検出器のセンサーを設置し、第一マニピュレータ設備操作室まで補償導線、信号ケーブルの配線を行う。

・ターゲット台車を生体遮蔽体に挿入した時に、ターゲット台車先端部がヘリウムベッセルフランジから所定の距離に位置することを検出するための隙間測定器（ヘリウムベッセルフランジ隙間測定器）を設計、製作したターゲット台車先端部に設置する。また、第一マニピュレータ設備操作室まで信号ケーブルの配線を行う。

・熱電対の補償導線用コネクターはMSマニピュレータを用いた遠隔操作により、補償導線を着脱可能な構造とする。

・漏洩水銀検出器センサーは、MSマニピュレータを用いた遠隔操作により、着脱・交換が可能な構造とする。

・ヘリウムベッセルフランジ隙間測定器は、MSマニピュレータを用いた遠隔操作により、メンテナンスが可能な構造とする。

4) ターゲット容器位置、角度の調整機能

・ターゲット容器取り付け部の遮蔽ブロックは、設備運転前及び運転後のメンテナンス時におけるターゲット容器位置調整を可能とするため、水銀配管と一体で上下、左右に±3mmの平行移動、及び上下方向に±2° の角度調整が遠隔操作により可能な構造とする。

・このとき、水銀配管、重水配管、及びその他の配管類接続部のシール性を保持するように配慮する。

5) ターゲット容器ヘリウム雰囲気のシール性確保

・ターゲット容器のセイフティーハルは内部に0.5MPaのヘリウムを充填して運転するため、これに接続する遮蔽体台車先端の一部もヘリウム雰囲気となる。このため、ヘリウム雰囲気境界と、これを貫通する配管との隙間はヘリウムの漏洩を防止するためにシール溶接構造とする。

6) 漏洩水銀トレーの設置

・ターゲット容器交換時に水銀配管を切り離す際、配管内部の隙間に残留していた水銀が漏洩することが考えられるため、これを受けるための水銀トレーをFig.2.1.9-23 に示す位置に設ける。

・水銀トレーには、図に示すように水銀を吸着するためのキレート材と、その下部に水銀をアマルガム化して粉末化させるための亜鉛又は銅の微粒子層を充填する。

・水銀トレーは、MSマニピュレータを用いた遠隔操作により、取付け・取外し、固化水銀の廃棄が可能な構造とする。

・使用済み漏洩水銀トレーを保管する容器を併せて製作する。

7) 配管類の交換

・遮蔽体台車内を貫通している配管類は交換することを前提としている。このため、遮蔽体台車先端部のヘリウム雰囲気境界を貫通する配管は、シール溶接部分と切り離して交換可能な構造とする。

8) タップ損傷対策

・ターゲット容器は1年に２回の交換を行う計画であり、パワーマニピュレータを用いた遠隔操作によりターゲット容器取り付けボルトを、ターゲット台車先端部に加工してあるタップにねじ込んで固定する。

・ボルトの締結・弛緩によりタップ穴が損傷した場合の補修を可能とするため、Fig.2.1.9-32に示すように専用ライナーを埋め込んだ構造とする。

9) ターゲット交換用水銀配管キャップ

・ターゲット容器交換時に、容器を取り外した後の水銀配管開口部を塞ぎ、放射性水銀蒸気の飛散を防止するためのキャップを製作する。

・キャップはターゲット容器交換作業時に、遠隔操作により着脱できる構造とする。

10) ターゲット台車保守作業用遮蔽体

・ターゲット台車先端部は高度に放射化しているため、ターゲット台車、LMガイドブロック及びレールの保守・交換作業時にターゲット台車先端部を覆い、放射線を遮蔽する遮蔽体を製作する。

・本品は厚さ300mmの鉄遮蔽体とし、インセルクレーン（吊り上げ荷重20トン）とMSマニピュレータにより遠隔操作でターゲット台車に装着できる構造とする。

(c) 仕様

Table 2.1.9-5 に主要機器仕様を示す。

(3) 水銀設備台車

(a) 概　要

水銀循環設備や水銀ドレンタンク及び漏洩水銀捕集タンクを設置した台車であり、遮蔽体台車の後部に連結する。台車上には水銀循環設備から水銀が漏洩することを想定して、水銀捕集のための水銀循環設備漏洩キャッチパンを設ける。Fig.2.1.9-33 に示すように、水銀ドレンタンク及び漏洩水銀捕集タンクを台車低部に設置し、これらタンク内の水銀から発生する放射線に対する鉄遮蔽（厚さ300mm）をFig.2.1.9-34 に示すように周囲に設置する。また、両タンク設置面にはタンクからの漏洩水銀捕集用のタンク漏洩キャッチパンを設け、ドレン配管を接続して鉄遮蔽の外部へ配管を取り出す構造とする。キャッチパンの概略図をFig.2.1.9-35 に示す。

(b) 設計製作指針

1) 遮蔽ブロック構造

・水銀設備台車はフレームに遮蔽ブロックを固定する構造とし、Fig.2.1.9-34 に示すように、遮蔽に必要な厚さの鉄で水銀ドレンタンク、漏洩水銀ドレンタンクを覆う構造とする。
・鉄遮蔽ブロック一つ当たりの重量は20トン以下とする。
・遮蔽ブロックには水銀ドレンタンク及び漏洩水銀捕集タンクに接続する各種配管の貫通口を設ける。また、これらの配管には次節で示す遮蔽・ストリーミング対策を施す。
・タンク類から水銀が漏洩した場合の遮蔽ブロック内除染作業を想定し、遮蔽ブロックには直径100mm以上の貫通穴を6カ所以上設け、ストリーミング対策を施した遮蔽プラグで塞ぐ。

2) 遮蔽・ストリーミング対策

・遮蔽ブロックの繋ぎ目はストリーミングの防止を考慮して１段の段差を設ける。段差寸法Lと繋ぎ目隙間幅Gの比L/Gは10以上とする。
・水銀ドレンタンク及び漏洩水銀捕集タンクから水銀設備台車遮蔽ブロック外へ配管類を引き出す場合は、Fig.2.1.9-36 に示すように遮蔽・ストリーミング対策を施す。

3) 水銀循環設備漏洩キャッチパン・タンク漏洩キャッチパン構造

（Fig.2.1.9-35 参照）

・キャッチパンの肉厚は5mm以上とする。また、キャッチパンの表面は亜鉛をコーティングし、漏洩水銀を捕集するための勾配を設ける。
・キャッチパンには水銀漏洩検出器を設け、第一マニピュレータ操作設備室内の操作盤まで信号ケーブルを敷設する。
・水銀循環設備漏洩キャッチパンには、Fig.2.1.9-35 に示すように空操ベローズ弁を介して漏

洩水銀捕集タンクへ接続する配管を設ける。配管の遮蔽ブロック貫通部は、ストリーミング対策を施す。

・タンク漏洩キャッチパンには、遮蔽ブロックを貫通して外部へ漏洩水銀を取り出す配管を接続し、手動弁、キャップを設ける。配管の遮蔽ブロック貫通部は、ストリーミング対策を施す。

4) 水銀循環設備との取合

・ターゲット台車は、これに搭載される水銀循環設備と密接に関わっているため、水銀循環設備機器と整合を取り、遮蔽ブロックの貫通口位置、配管ルート、取合位置を決定する。

・水銀設備台車の上部には水銀循環設備を設置するため、表面に水銀循環設備機器の支持金具を設置する。キャッチパンの必要肉厚、支持金具の構造は、水銀循環設備に対応するように決定する。

5) その他

・水銀設備台車上には中継コネクターボックスAを設置し、ケーブルベアに沿わせて敷設した電源ケーブル・センサー信号ケーブルを接続する。

・配管類はケーブルベアに沿わせて敷設したフレキシブル配管を介して、壁面の固定側とフランジ接続で取り合うこととする。

(c) 仕様

Table 2.1.9-6 に主要機器仕様を示す。

(4) ターゲット台車駆動装置

(a) 概　要

ターゲット台車全体を遠隔操作にて駆動する装置であり、Fig.2.1.9-37 に概要を示す。電動モーター、減速器は横置きとし、ベベルギアーを介してラック＆ピニオン式駆動部に接続する。また、水銀循環系からの放射線遮蔽のため、駆動モーターの上部に遮蔽（鉄100mm以上）を設ける。

(b) 設計製作指針

・モーターは耐放射線型とし、耐集積線量は2×10^{6}Gy以上とする。

・モーターは通常運転時の必要容量に対して20％以上の余裕を持たせた容量とする。

・モーター、減速機は水銀循環設備からの放射線照射を避けるために横置き型とし、ベベルギアーを用いてピニオンギヤ駆動軸と接続する。

・駆動モーターの上部に遮蔽（鉄100mm）を設ける。この遮蔽体はモーター周りの駆動部のメンテナンスを考慮して天井クレーンで吊上げ可能な重量20トン以下とする。

・停止位置精度の確保に必要な場合はブレーキ等を設ける。ただし、ブレーキが作動状態のまま回復しない状態が生じた場合を想定して、遠隔操作によるブレーキの強制解除方法を設ける。

・必要な配線類（モーター、ブレーキ及びリミット）はケーブルベアを通して固定側（コネク

ターボックス）と取り合う。

・ターゲット台車が規定の範囲を超えて移動しないように、ターゲット台車用移動レールにリミットスイッチを設置するとともに、必要なインターロック機構を設ける。

・第一マニピュレータ操作設備室に設置する電源・操作盤には、以下の項目について警報・運転状態の表示機能を持たせる。

インバータ周波数
モーター回転数（ターゲット台車速度表示）
モータートルク
モーター電流・電圧

(c) 仕様

Table 2.1.9-7 に主要機器仕様を示す。

(5) ターゲット台車固定装置

(a) 概　要

ターゲット台車の先端に設置されるターゲット容器のフランジには、ヘリウムベッセルフランジと取り合うシール機構が取り付けてあり、これはヘリウムベッセル内のヘリウム雰囲気とターゲット取扱室の空気雰囲気の境界を形成する（Fig.2.1.9-27 参照）。ターゲット台車がターゲットシステム運転位置まで前進停止（リミットスイッチ）した後、シール機構はヘリウムベッセルとのシール性を確保するための押し付け力（反力：約30トン）を発生する機能を有する。この押しつけ力に対する反力を保持するために、ターゲット台車を定位置に固定するための装置（後側ストッパー）を設ける。固定装置の構造参考例をFig.2.1.9-38に示す。

(b) 設計製作指針

・遠隔操作で固定・解除が行えるものとする。このための、切替器の設置を行うこと。ただし、機器の不具合により解除が出来なくなった場合を想定し、クレーンとマニピュレータを使用して強制解除が可能な構造とする。

・ターゲット台車固定装置をターゲット台車横に据え付ける場合を想定し、床面に設置台座となる埋め込み金物を用意する。この埋め込み金物は建家建設の床面コンクリート打設時にあらかじめ設置・固定する。

・地震などにより過剰な横荷重が付加された場合に、ターゲット台車、ターゲット台車固定装置及び基礎架台の損傷を防ぐようにバッファ機能を持たせる。

(c) 仕様

Table 2.1.9-8 に主要機器仕様を示す。

(6) ターゲット台車支持具、移動レール及び基礎架台

(a) 概　要

ターゲット台車の支持具、移動レールとこれを設置するための基礎架台を設ける。Fig.2.1.9-39、Fig.2.1.9-40 に基礎架台の構造図、据付図を示す。ターゲット容器交換時に使用するターゲット容器交換台車を載せるレールを、ターゲット台車用移動レールに沿って、Fig.2.1.9-41 に示すように設ける。ターゲット容器交換台車用レールには、ターゲット取扱室に作業員が入室する際の簡易遮蔽台車も載せる計画であるため、必要な耐荷重を持たせる。

(b) 設計製作指針

1) ターゲット台車支持具、移動レール

・LMガイドブロック及びレールは、万一損傷した場合に台車下部点検用のスペース（Fig.2.1.9-42 参照）から交換可能な構造とする。点検用のスペースは、通常、Fig.2.1.9-42 に示す可動遮蔽ブロックを設置してあり、作業を行うときに可動遮蔽ブロックを取り外す。

・ターゲット台車先端部は高度に放射化しているため、LMガイドブロック及びレールの保守・交換作業時には必要な遮蔽を設ける。

・ターゲット台車が暴走、又は移動レールの限界点より行き過ぎた場合、強制的にターゲット台車を停止させるためのストッパーを、ターゲット台車前進端及び後進端に設ける。後進端ストッパーにはバネ式のバッファ機能を持たせる。

・ターゲット台車支持具、移動レールのグリスアップは遠隔操作で行い、必要な遠隔操作用設備、治具を設ける。

・ターゲット台車を生体遮蔽体内に挿入する部分では、Fig.2.1.9-39 に示すようにターゲット台車支持具、移動レール、基礎架台とターゲット台車用ライナーの間は遮蔽体を詰めて、隙間を極力なくすようにする。

2) ターゲット容器交換台車用レール

・ターゲット容器交換台車用レールとLMガイドレールとの隙間に水銀、重水が漏洩した場合を想定し、Fig.2.1.9-43 に示すように、ターゲット容器交換台車レール下部にドレン用開口部を設ける。

・ターゲット容器交換台車（5トン）を交換台車用レールに載せる際に、LMガイドレールの損傷を防止するため、Fig.2.1.9-44 に示すLMガイドレール保護カバーを製作・設置する。保護カバーはFig.2.1.9-30 に示すターゲット容器交換台車を駆動させる範囲に渡って設置する。

・LMガイドレール保護カバーは、クレーンとMSマニピュレータを使用し、遠隔操作でLMガイドレールに取り付け可能な構造とする。

3) 基礎架台

・基礎架台を据え付ける床面には、Fig.2.1.8-4 に示すように掘り込みが設けてある。建家建設時の床面コンクリート打設前に、基礎架台を据付・固定するための基礎ボルトをFig.2.1.8-4 に示す掘り込み部に仮止めし、コンクリート打設と合わせて固定する。

・基礎架台の高さ・水平度・位置を基礎ボルトで調整・固定した後、移動レールを据え付ける。

・万一、ターゲット取扱室に水銀が漏れた場合を想定して、Fig.2.1.9-45 のように床を貫通する屈曲部を設けたドレンパイプ（25A）を設置し、Fig.2.1.8-4 に示すドレンピットの位置（１カ所）にコンクリート打設前に仮止め固定する。
・ホットセル床は地下１階の放射化機器保管設備室との遮蔽条件から、コンクリートで1200mm以上の厚さが必要であるため、基礎架台の設計ではこの遮蔽条件を満たすように配慮する。
・漏洩水銀をドレンピットに導くために、LMガイドレール間の基礎架台上面は、水銀ドレンピットに向けて勾配を設ける。
・水銀ドレンパイプは、Fig.2.1.9-43 に示すように基礎架台に鉄遮蔽ブロックを設けてドレンピットに接続する。
・ホットセル内全面は、ステンレス又は鋼板のライニングを施して、放射化した水銀が大量に漏洩した場合でも建家コンクリート面に水銀が接触してコンクリート内部に浸透しないようにする。この設計指針に従い、以下の施工を施す。
　－基礎架台同士の上面接続部隙間は、Fig.2.1.9-45 に示すようにシール溶接で接続し、隙間は全て塞ぐ。
　－基礎架台設置後は掘り込み部（深さ450mm）をコンクリートで埋め戻し、コンクリート乾燥後上面をチッピング加工し、SUS304材(厚み5mm)を溶接で取り付けてステンレスライニングを施す。
　－ライニングの接続部の隙間は全て溶接で塞ぎ、漏洩水銀がコンクリート部に漏れ出ないようにする。
・基礎ベース両側の各１ケ所に幅3900×長さ1500(走行方向)(mm)の台車下部点検用のスペースがある（Fig.2.1.9-42 参照）。この部分のコンクリート表面もSUS304材貼り付けのこと。スペース部分は、鋼板ライニングのコンクリート遮蔽ブロックを挿入し、上部に取り外し可能なSUS304製の蓋を設置した構造とする。遮蔽ブロックの材質、防錆処理は遮蔽体台車の規定に準ずる。

(c) 仕様

Table 2.1.9-9 に主要機器仕様を示す。

(7) ターゲット台車牽引装置

(a) 概　要

万一、ターゲット駆動機構が故障してターゲット台車の引き抜き移動が不能になった場合を想定して、ターゲット取扱室まで牽引する非常時の強制引き込み装置を設ける。駆動は手動ウインチ又は天井クレーンによる。Fig.2.1.9-46 に概要を示す。

(b) 設計製作指針

・ターゲット台車牽引装置を据え付けるため、床面に設置台座となる埋め込み金物を用意する。
・この埋め込み金物は建家建設の床面コンクリート打設時までに用意し、設置・固定する。

(c) 仕様

Table 2.1.9-10 に主要機器仕様を示す。

(8) ターゲット台車挿入ライナー内固定遮蔽

(a) 概　要

台車前進端のターゲット台車挿入ライナー内の床面に固定遮蔽ブロックを設ける。Fig.2.1.9-47 に概要を示す。

(b) 設計製作指針

・本品はターゲット台車挿入ライナーが完成した後に搬入・据え付けるので、遮蔽ブロックの固定方法はFig.2.1.9-47 で分かるように右側（ターゲット取扱室側）しか固定できない。このため、左側（ヘリウムベッセル側）はボルト無しで固定できる構造とする。
・材料、防錆処理、構造は遮蔽体台車のコンクリート製遮蔽ブロックに準ずる。

(c) 仕様

Table 2.1.9-11 に主要機器仕様を示す。

(9) 水銀ドレンタンク

(a) 概　要

水銀循環設備内の水銀をドレンするために、水銀設備台車内にタンクを2基設置する。Fig.2.1.9-33 にタンク概要を示す。ドレンタンクには水銀ドレン、ヘリウムガス加圧等の配管接続用ノズル及び圧力計、熱電対等の計測機器接続用ノズルを設ける。Fig.2.1.9-48 に配管系統図を示す。

(b) 設計製作指針

・物質・生命科学実験施設建家の地下には、使用済みの放射化水銀を永久保管するための水銀ダンプタンクが設置してあり、水銀を全量交換する事態が生じた場合は、ドレンノズルを通して、水銀ダンプタンクへ水銀を移送する。
・ドレンタンク内の水銀を水銀循環系へ注入する際、及びダンプタンクへ移送する際にはドレンタンク内をヘリウムガスで加圧することにより行う。
・圧力センサー、熱電対、電極式液位計は、遮蔽など放射線に対する対策を施すとともに、故障時の交換がMSマニピュレータを用いた遠隔操作により簡便に行える構造とする。また、本体とセンサーケーブル、補償導線はコネクター接続とし、遠隔操作による着脱可能なようにする。
・遠隔操作によるセンサー類の交換は、センサー類に付着した放射性水銀が飛散しないような着脱構造、交換手順とする。
・センサーケーブル、熱電対補償導線は、中継コネクターボックスAで簡便に接続・取り外し

が可能なコネクター構造とする。

・上記、付属品のノズル類については、水銀設備台車遮蔽ブロック外へノズル接続配管を引き出し、水銀循環設備受注者の用意する空操バルブを接続可能なように先端を加工する。また配管の遮蔽ブロック貫通部は、Fig.2.1.9-26 に示すように、遮蔽・ストリーミング対策を施す。

(c) 仕様

Table 2.1.9-12 に主要機器仕様を示す。

(10) 漏洩水銀捕集タンク

(a) 概　要

ターゲット容器やセーフティハルから水銀や重水が漏れた場合、又は水銀循環設備より漏洩した水銀を捕集するために、ドレンタンクとは別に漏洩水銀捕集タンク２基を水銀設備台車内に設置する。Fig.2.1.9-33 にタンク概要を示す。このうち１基は、通常のターゲット容器交換時にセーフティハル冷却用重水のドレンタンクとして兼用する。Fig.2.1.9-48 に配管系統図を示す。

(b) 設計製作指針

・物質・生命科学実験施設建家の地下には、使用済みの放射化水銀を永久保管するための水銀ダンプタンク（建家側所掌）が設置してあり、水銀を全量交換する事態が生じた場合は、ドレンノズルを通して、水銀ダンプタンクへ水銀を移送する。ドレンノズルとはホットセル内で取り合う。

・漏洩水銀捕集タンク内の水銀は水銀循環系へ再注入しない。

・通常のターゲット容器交換時にセイフティーハル冷却用重水のドレンタンクとして兼用するものについては、ドレンした重水を重水冷却系へ再注入する。

・漏洩水銀捕集タンク内の水銀をダンプタンクへ移送する際には、漏洩水銀捕集タンク内をヘリウムガスで加圧することにより行う。

・圧力センサー、熱電対、電極式液位計は、遮蔽など放射線に対する対策を施すとともに、故障時の交換がMSマニピュレータを用いた遠隔操作により簡便に行える構造とする。また、本体とセンサーケーブル、補償導線はコネクター接続とし、遠隔操作による着脱可能なようにする。

・遠隔操作によるセンサー類の交換は、センサー類に付着した放射性水銀が飛散しないような着脱構造、交換手順とする。

・センサーケーブル、熱電対補償導線は、中継コネクターボックスAで簡便に接続・取り外しが可能なコネクター構造とする。

・上記、付属品のノズル類については、水銀設備台車遮蔽ブロック外へノズル接続配管を引き出し、水銀循環設備で用意する空操バルブが接続可能なように先端を加工する。また配管の遮蔽ブロック貫通部は、Fig.2.1.9-36 に示すように、遮蔽・ストリーミング対策を施す。

(c) 仕様

Table 2.1.9-13 に主要機器仕様を示す。

(11) ケーブルベア

(a) 概　要

ターゲット取扱室壁面の固定取合点とターゲット台車を接続する配管及びケーブルを敷設するためにケーブルベアを設置する。フレキシブル配管、電源・信号ケーブルを単独又は複数のケーブルベアに沿って敷設し、ターゲット台車移動時にも取り外す必要のないものとする。また、ターゲット台車側、及び固定取合点側に、ケーブルベア上の配管・配線と接続するための接続スタンド、中継コネクターボックスA、B、Cを設置する。Fig.2.1.9-49 にケーブルベアの設置位置及び配線取合を示す。ケーブルベアに取り付ける配管・ケーブル類についてはTable 2.1.9-2 及びTable 2.1.9-3 に示してある。

(b) 設計製作指針

・熱電対の補償導線はシールド付き、精密級とする。
・熱電対補償導線、信号ケーブル、及び補償導線用コネクターは耐放射線性を考慮する。
・セイフティーハル冷却水はターゲット運転中に高度に放射化し、配管表面の放射線量は約10 Gy/hに達するため、電源・信号ケーブル類はセーフティハル冷却水配管から出来るだけ距離が離れるように配置する。

(c) 仕様

Table 2.1.9-14 に機器仕様を示す。

(12) 配管類

(a) 概　要

ターゲット台車上及びケーブルベアに敷設する配管・配線系統図をFig.2.1.9-50 に示す。また、空操弁等のための圧縮空気関係の配管経路をFig.2.1.9-51 に示す。

(b) 設計製作指針

・ターゲット用水銀配管と水銀循環設備との接続に当たっては、接続部で熱膨張等の逃げが可能なようにする。
・ターゲット用水銀配管の遮蔽体台車への固定に際しては耐震を考慮し、３点以上の箇所に固定フックを設ける。
・遮蔽体台車内に敷設する配管については、遮蔽体台車内に配管溝を設けて設置する構造とする。
・水銀、重水、軽水配管の内面は、酸洗い相当以上の仕上げとする。また、配管溶接部は内面に顕著な肉盛りが生じないようにする。

(c) 仕様

敷設する配管のリスト及び仕様はTable 2.1.9-2 を参照のこと。主要材料配下の通りである。

ターゲット台車上配管　　：JIS配管用ステンレス鋼管
ケーブルベア上配管　　：ステンレス製フレキシブルチューブ

(13) 電源・操作盤及び配線

(a) 概　要

ターゲット台車駆動装置および配管系の電源供給・制御のために、第一マニピュレータ設備操作室内にはターゲット台車用電源・操作盤を設置する。ターゲット台車からホットセル壁面の中継コネクターボックスまではケーブルベアー上に配線敷設を行う。ホットセル壁面の遮蔽壁貫通ダクトは両側に中継コネクターボックスを設けてコネクター取合いとし、第一マニピュレータ設備操作室内の電源・操作盤まで配線敷設を行う。またホットセル床面に設置する機器に接続する配線は、ホットセル内にケーブルラックを設けて敷設する。電源は第一マニピュレータ設備操作室内に設置される分電盤から引き込む。また、ターゲット台車所掌で設置するセンサー類の信号、モニター信号は第一マニピュレータ設備操作室から制御室（3階）の制御盤まで光ファイバーで配線を行う。配置の概要をFig.2.1.9-49 に示す。

(b) 設計製作指針

・操作盤にはターゲット台車駆動機構のインバータ及びインバータ制御器を設置したターゲット台車の運転操作ができるようにする。操作盤内に設置する主要な機器は以下の通り。

ディストリビュータ（圧力計、液位計用）	1式	
光通信信号変換器		1基
台車駆動モーター用インバータ	1基	
データロガー（高速高精度型、測定チャンネル50点以上）	1基	
その他、必要な機器		1式

・ターゲット台車は水銀循環設備システムと密接に関わっているため、盤面に設置するスイッチ、警報・運転状態の表示機器については、インターロック制御を考慮の上、水銀循環設備と合わせて検討する。

・電源・信号ケーブルの種類（案）は以下の通り。

−ターゲット台車・ケーブルベア上、及びホットセル内

電源ケーブル　　：耐放射線性キャブタイヤケーブル
各種センサー信号線　　：耐放射線性キャブタイヤ信号線
（シールド付き撚り対線）

−第一マニピュレータ操作設備室内

電源ケーブル　　：難燃性ポリエチレンエコケーブル
各種センサー信号線　　：シールド付き撚り対線

・耐放射線性ケーブル・信号線は集積線量：5MGy以上に耐えられること。

・ケーブル類、及び信号線の末端はコネクター端子を原則とする。
・信号ケーブルは全てシールドケーブルにして、電磁誘導によるノイズを防止する。
・ケーブル類はケーブルベアーに敷設することを考慮し、十分な屈曲性をもつものを使用する。
・ケーブル類、及び信号線はターゲット台車上の中継コネクターボックスA、ホットセル内壁面の中継コネクターボックスB、第一マニピュレータ設備操作室壁面の中継コネクターボックスCでコネクター接続とする。
・各中継コネクターボックスの設計製作指針は以下の通り。

－中継コネクターボックスA（ターゲット台車上取合）

ターゲット台車上の電源・信号線を全て集約した後、ケーブルベアー上に配線するための中継コネクターボックスである。ターゲット台車上に設置するセンサー類は高放射線場で寿命が短くなり、交換頻度が上がることが予想されるので、センサー信号線コネクターは遠隔操作で着脱可能な形状とする

－中継コネクターボックスB、C（遮蔽壁貫通部取合）

ホットセル内と第一マニピュレータ設備操作室は、厚さ1.5mの遮蔽壁で隔てられ、建家建設時にケーブル類を通す貫通ダクトを設置する。この貫通ダクトに電源ケーブル及び信号ケーブルを通し、遮蔽壁の両側でコネクター接続が可能な中継コネクターボックスを設ける。

ホットセル遮蔽壁貫通ダクト（建家側所掌）にケーブル類を通した隙間は、鉛毛等の遮蔽材を充填する。

・センサー類の信号、モニター信号は、操作盤から物質・生命科学実験施設3階の制御室の制御盤まで配線を行う。信号はA/D変換を行い、光ファイバーケーブルを用いて敷設する。

(c) 仕様

分電盤・電源ケーブルの配線図をFig.2.1.9-52 に、中継コネクターボックスAの概念図をFig. 2.1.9-53 に、中継コネクターボックスB及びCの概念図をFig.2.1.9-54 に示す。また、Table 2.1. 9-3 にケーブル・配線類の仕様を示す。表において、「設置個所」が（台車、ケーブルベア、操作室）となっているものは、ターゲット台車上のセンサー類設置、配線・ケーブル敷設、及びケーブルベア、ホットセル遮蔽壁貫通ダクトを経由して第一マニピュレータ設備操作室内の操作盤まで配線敷設を行う。また、「設置個所」が（ホットセル内壁面ラック、操作室）となっているものは、ホットセル内のセンサー類設置、配線・ケーブル敷設、及びホットセル遮蔽壁貫通ダクトを経由して第一マニピュレータ設備操作室内の操作盤まで配線敷設を行う。ホットセル内の配線は、ホットセル内にケーブルラックを設けて敷設する。「設置個所」が（ケーブルベアー）となっているものは、水銀循環設備所掌のケーブル類、及び信号線をケーブルベアー上からホットセル遮蔽壁貫通ダクトに敷設する。水銀循環設備側とはターゲット台車上の中継コネクターボックスA、第一マニピュレータ設備操作室壁面の中継コネクターボックスCにおいてコネクター接続で取り合う。これは、ケーブルベアーの設計がターゲット台車所掌であるため、水銀循環設備所掌の配線敷設も含めて統一した設計とするためである。水銀循環設備との所掌区分をFig.2.1.9-55 に示す。

(14) ターゲット台車位置監視用カメラ

(a) 概　要

ターゲット台車を所定の位置に停止させる際に、ターゲット台車の正確な現在位置を知るために、LMガイドレールに沿ってスケールを設置し、かつ、これを遠隔で監視するためのカメラ、ライトをターゲット台車上に設置する。

(b) 設計製作指針

・カメラからの映像信号ケーブル、カメラ雲台制御ケーブル及びカメラ・ライト電源ケーブルをケーブルベアに沿って第一マニピュレータ設備操作室の操作盤まで敷設し、モニター及び操作器に接続する。
・ターゲット台車にはスケール上の位置を示す指示針を取り付ける。
・カメラには水銀循環設備からの放射線に対して遮蔽を設けること。

(c) 仕様

Table 2.1.9-15 に主要機器仕様を示す。

(15) NO_x対策用給気設備

(a) 概　要

ターゲットシステム運転中は、ターゲット台車先端部の空間線量は14000Gy/hに達するため、ヘリウムベッセルフランジとターゲット台車の隙間に滞留する空気が放射線により活性化して窒素酸化物（ＮＯｘ）を生成し、周囲の構造物を腐食させる恐れがある。そこで、Fig.2.1.9-56に示すように、ターゲットシステム運転中、ターゲット台車先端に空気を吹き込み、ヘリウムベッセルフランジとの隙間に空気が滞留しないようにするための給気配管を設置する。

(b) 設計製作指針

・ホットセル内の圧縮空気供給口からヘリウムベッセルフランジ近傍まで給気配管を敷設する。配管の先端は空気循環に適切なノズル形状とする。

(c) 仕様

Table 2.1.9-16に主要機器仕様を示す。

(16) 基準点アライメント用台座

(a) 概　要

ターゲット台車の設置工事に際しては、据付精度を満足するためにヘリウムベッセル、ターゲット容器、及びターゲット台車の位置関係を高精度（±1mm以下）で計測する必要がある。また、施設運転開始後も、ヘリウムベッセルなどターゲット周辺機器の微小な歪み、又は生体遮蔽体など超重量物による建家床面の沈下などが生じた場合を想定してターゲット周辺機器と

ターゲット台車の位置関係を計測できる手段を用意しておく必要がある.そこで、ホットセル床面に基準点を示すベンチマークを取り付けるとともに、壁面のFig.2.1.9-57 に示す場所に基準点台座（Fig.2.1.9-58 参照）を設置する。

(b) 設計製作指針

・ベンチマーク、台座を取り付ける場所は、アラインメント計測と整合を取りつつ決定する。

(c) 仕様

Table 2.1.9-17 に主要機器仕様を示す。

(17) 簡易遮蔽台車

(a) 概　要

ターゲット台車をホットセル内へ引き出している状態で、作業者がホットセル内に入室する場合に、ベッセル内機器及び生体遮蔽体内の高放射化部からの被爆を低減するために、生体遮蔽体開口部を塞ぐために簡易遮蔽台車を設置する。通常運転時には、ホットセル内又はホットセル階上の大型機器取扱作業室に置き、使用するときにはLMガイドレールに沿って設置してあるターゲット容器交換台車レール上にインセルクレーンを用いて移動・設置し、その後は自走により遮蔽位置まで走行する。Fig.2.1.9-59 に概念図を示す。

(b) 設計製作指針

・簡易遮蔽台車は第一マニピュレータ操作設備室から、遠隔で操作できる設備を設ける。
・簡易遮蔽体台車は大型機器取扱作業室の130tクレーンで吊り下げ、移動が出来るように吊り具を設けること。

(c) 仕様

Table 2.1.9-18 に主要機器仕様を示す。

Table 2.1.9-1 Components list of target trolley

番号	品　名	主要材質	重　量	数量
1	遮蔽体台車	SUS、SS 普通コンクリート	125トン	1基
2	水銀設備台車	SUS、 SS	140トン	1基
3	ターゲット台車駆動装置	SS	—	1基
4	ターゲット台車固定装置	SUS	—	1式
5	ターゲット台車支持具、移動レール、基礎架台	SS	—	1式
6	ターゲット台車牽引装置	SS	—	1基
7	固定遮蔽ブロック	SS 普通コンクリート		1基
8	水銀ドレンタンク	SUS	2.25トン	2基
9	漏洩水銀捕集タンク	SUS	1トン	2基
10	ケーブルベア配管・配線接続機構	SUS	—	1式
11	配管類	SUS	—	1式
12	電源・操作盤及び配線	—	—	1式
13	ターゲット台車位置監視用カメラ	—	—	1基
14	ＮＯｘ対策用給気設備	SUS	—	1式
15	基準点アライメント用台座	SUS	—	1式
16	簡易遮蔽台車	SS	40トン	1基
17	水銀配管流動腐食試験装置	SUS	—	1式

Table 2.1.9-2 List of pipelines installed in the target trolley

No.	配管種類	流 体	口 径	材 質	厚さ	使用圧力	使用温度	所掌敷設箇所
1	ターゲット用水銀IN	水銀	150A	SUS316L	Sch80	1MPa	50℃	遮蔽体台車
2	ターゲット用水銀OUT	水銀	150A	SUS316L	Sch80	1MPa	75℃	遮蔽体台車
3	セーフティハル冷却水IN	重水	50A	SUS304	Sch80	0.5MPa	35℃	遮蔽体台車、ケーブルベアー
4	セーフティハル冷却水OUT	重水	50A	SUS304	Sch80	0.5MPa	38℃	遮蔽体台車、ケーブルベアー
5	ターゲット台車先端部冷却水IN	軽水	25A	SUS304	Sch80	0.5MPa	35℃	遮蔽体台車、ケーブルベアー
6	ターゲット台車先端部冷却水OUT	軽水	25A	SUS304	Sch80	0.5MPa	36℃	遮蔽体台車、ケーブルベアー
7	セーフティハル内カバーガスIN	ヘリウム	10A	SUS304	Sch80	0.5MPa	50℃	遮蔽体台車、ケーブルベアー
8	セーフティハル内水銀ドレン	水銀、重水	25A	SUS316L	Sch80	1MPa	50℃	遮蔽体台車、水銀設備台車
9	ヘリウムベッセルシール機構加圧ガスIN	ヘリウム	10A	SUS304	Sch80	5MPa	50℃	遮蔽体台車、ケーブルベアー
10	ターゲット注入ヘリウム配管	ヘリウム	10A	SUS304	Sch80	0.5MPa	50℃	遮蔽体台車、ケーブルベアー
11	ターゲットベント配管	ヘリウム	10A	SUS316L	Sch80	0.5MPa	50℃	遮蔽体台車、ケーブルベアー
12	サージタンクカバーガスIN	ヘリウム	10A	SUS316L	Sch80	0.5MPa	35℃	ケーブルベアー
13	サージタンクカバーガスOUT	ヘリウム	10A	SUS316L	Sch80	0.5MPa	50℃	ケーブルベアー
14	ドレンタンクカバーガスIN	ヘリウム	10A	SUS316L	Sch80	0.5MPa	35℃	タンク遮蔽内、ケーブルベアー
15	ドレンタンクカバーガスOUT	ヘリウム	10A	SUS316L	Sch80	0.5MPa	50℃	タンク遮蔽内、ケーブルベアー
16	漏洩水銀捕集タンクカバーガスIN	ヘリウム	10A	SUS316L	Sch80	0.5MPa	35℃	タンク遮蔽内、ケーブルベアー
17	漏洩水銀捕集タンクカバーガスOUT	ヘリウム	10A	SUS316L	Sch80	0.5MPa	50℃	タンク遮蔽内、ケーブルベアー
18	水銀ポンプベント配管	ヘリウム	10A	SUS316L	Sch80	0.5MPa	50℃	ケーブルベアー
19	水銀熱交換器ベント配管	ヘリウム	10A	SUS316L	Sch80	0.5MPa	50℃	ケーブルベアー
20	水銀循環系配管ドレン配管	水銀	25A	SUS316L	Sch80	1MPa	75℃	タンク遮蔽内
21	水銀サージタンクドレン配管	水銀	25A	SUS316L	Sch80	1MPa	75℃	タンク遮蔽内
22	水銀熱交換器ドレン配管	水銀	25A	SUS316L	Sch80	1MPa	75℃	タンク遮蔽内
23	水銀ポンプドレン配管	水銀	25A	SUS316L	Sch80	1MPa	75℃	タンク遮蔽内
24	水銀熱交換器二次冷却水IN	軽水	50A	SUS304	Sch80	0.5MPa	35℃	ケーブルベアー
25	水銀熱交換機二次冷却水OUT	軽水	50A	SUS304	Sch80	0.5MPa	45℃	ケーブルベアー
26	エアバルブ駆動用圧縮空気配管	空気	25A	SUS304	Sch80	0.9MPa	35℃	ケーブルベアー
27	水銀ダンプタンク移送配管	水銀	25A	SUS316L	Sch80	1MPa	35℃	タンク遮蔽内、ケーブルベアー

□遮蔽体台車内を貫通してターゲット台車先端部まで敷設する配管を示す。

所掌敷設箇所 :「遮蔽体台車」は遮蔽体台車上に敷設する配管
「ケーブルベアー」はケーブルベアーに敷設する配管
「タンク遮蔽内」は水銀設備台車のタンク遮蔽ブロック内からブロック出口まで敷設する配管
液体の放射化 :特に放射化レベルの高いもの(直近で10～数10Gy/h)は(高)で示す。

Table 2.1.9-3 List of cables wired in the target trolley

No.	項　目	設置個所	電流値[A]	員数	水銀循環設備分	ケーブル・配線長さ[m]	
						ホットセル内	操作室内
1	ターゲット台車駆動装置電源(3φ3W 400V)	台車、ケーブルベアー、操作室	※1	1	—	25	35
2	水銀循環ポンプ電源(3φ3W 400V)	ケーブルベアー	25(暫定)	1	○	25	35
3	エアバルブ駆動エア用電磁弁電源	ケーブルベアー	0.1	34	○	25	35
4	漏洩水銀検知電極信号(ターゲット台車先端取付け){シールド付き撚り対線}	台車、ケーブルベアー、操作室	0.05	2	—	35	35
5	熱電対補償導線{シールド付き、精密級}(水銀ターゲット取付け)	台車、ケーブルベアー、操作室	—	5	—	35	35
6	ヘリウムベッセルフランジ隙間測定器(ターゲット台車取付け)(シールド付き撚り対線)	台車、ケーブルベアー、操作室	0.05	2	—	35	35
7	熱電対補償導線　{シールド付き、精密級}(水銀ドレンタンク、漏洩水銀捕集タン	台車、ケーブルベアー、操作室	—	3	—	30	35
8	圧力伝送器信号　{シールド付き撚り対線}(水銀ドレンタンク、漏洩水銀捕集タン	台車、ケーブルベアー、操作室	0.05	3	—	30	35
9	液位伝送器信号　{シールド付き撚り対線}(水銀ドレンタンク、漏洩水銀捕集タン	台車、ケーブルベアー、操作室	0.05	3	—	30	35
10	熱電対補償導線　{シールド付き、精密級}(水銀循環系用)	ケーブルベアー	—	4	○	25	35
11	圧力伝送器信号　{シールド付き撚り対線}(水銀循環系用)	ケーブルベアー	0.05	2	○	25	35
12	液位伝送器信号　{シールド付き撚り対線}(水銀循環系用)	ケーブルベアー	0.05	1	○	25	35
13	水銀電磁流量計信号{シールド付き撚り対線}	ケーブルベアー	0.05	1	○	25	35
14	差圧伝送器信号　{シールド付き撚り対線}	ケーブルベアー	0.05	2	○	25	35
15	漏洩水銀検知電極信号(水銀設備台車上キャッチパン取付け){シールド付き撚り対線	台車、ケーブルベアー、操作室	0.05	2	—	30	35
16	ターゲット台車停止位置監視用　撮像管カメラ電源・信号{シールド付き}	台車、ケーブルベアー、操作室	1	1	—	30	35
17	ターゲット台車停止位置監視用　照明電源	台車、ケーブルベアー、操作室	0.5	2	—	30	35
18	ターゲット台車駆動装置リミットスイッチ信号{シールド付き撚り対線}	ホットセル内壁面ラック、操作室	0.05	4	—	30	35
19	ターゲット台車固定装置切替電磁弁電源	ホットセル内壁面ラック、操作室	0.1	2	—	20	35
20	NOx対策用給気設備電磁弁電源	ホットセル内壁面ラック、操作室	0.1	1	—	5	35
21	ターゲット容器交換時用局所排風器電源(3φ3W 200V)	ホットセル内壁面ラック、操作室	10(暫定)	1	○	10	35

□遮蔽体台車内を貫通してターゲット台車先端部まで敷設する配線を示す。
◎ 本リストに揚げたケーブル・信号線を「設置個所」の項目に従って敷設する。水銀循環設備との所掌区分は図2.15-4を参照。
◎ ケーブル類、及び信号線は中継コネクタボックスA、B、Cでそれぞれコネクタ端子接続とする。(図2.15-4参照)
◎ 「水銀循環設備分」の項で○を付けたケーブルは、ターゲット台車所掌でケーブルベア上、及び遮蔽壁貫通ケーブルの敷設を行い、中継コネクタボックスA、Cで水銀循環設備側と取り合う。
◎ 台車、ケーブルベア上、ホットセル内に敷設するケーブル・信号線は、全て耐放射線性キャブタイヤケーブル(集積線量:5×10^6Gy以上)とする。
◎ 第一マニピュレータ操作設備室(操作室)内に敷設するケーブルは難燃性ポリエチレンエコケーブル、信号線はシールド付き撚り対線とする。
◎ ケーブル類、及び信号線の末端はコネクター端子を原則とする。
◎ ※1 ターゲット台車駆動用モータ、減速器の選定に依る。
◎ 「ケーブル・配線長さ」は概算値である。

Table 2.1.9-4 Specification of bio-shielding section

遮蔽体台車	
型　　式	フレーム構造台車
寸　　法	5000mm（長さ）×2600mm（幅）×4000mm（高さ） ※高さはターゲット台車用移動レール下面からの距離とする。
装置重量	約125トン（水銀分含む）
使用温度	最先端水冷部　最高 100℃ その他の部分　最高 60℃
雰囲気	大気圧空気（空調環境）
材　料	フレーム　：SS400 鉄鋼製遮蔽ブロック　：SS400又は相当品、 鉄鋼製ブロックの密度　：7.6 g/cm^{3}以上 コンクリート製遮蔽ブロック： 密度2.2 g/cm^{3}以上の普通コンクリート 外　枠　：SS400又は相当品 先端水冷遮蔽部　：SUS316L
員　数	1式

Table 2.1.9-5 Specification of water-cooled shielding block

遮蔽体台車先端部水冷遮蔽ブロック	
型　式	軽水冷却遮蔽ブロック
寸　法	1750mm（長さ）×1300mm（幅）×1940mm（高さ）
重　量	約32トン
使用温度	最高 100℃
冷却水配管	25A
除熱量	12 kW
冷却水流量	2 m^3/h
冷却水圧力	0.5 MPa
設置雰囲気	遮蔽ブロック部分　：大気圧空気（空調環境） ターゲット容器取合部分：0.5MPaヘリウム
材　料	SUS316L
員　数	1式
付属品	配管・センサー類　1式 漏洩水銀トレー　10個 使用済み漏洩水銀トレー保管容器　1基 ターゲット交換用水銀配管キャップ　1式

Table 2.1.9-6 Specification of mercury circulation section

水銀設備台車	
型　　式	フレーム構造台車
寸　　法	6200mm（長さ）×2600mm（幅）×1650mm（高さ） ※高さはターゲット台車用移動レール下面からの距離とする。
装置重量	約140トン（水銀循環用機器、水銀分を含む）
設計温度	60℃
雰囲気	大気圧空気（空調環境）
材　料	フレーム　　：SS400 遮蔽ブロック：SS400又は相当品 鉄鋼製ブロックの密度 7.6 g/cm^{3}以上 キャッチパン：SUS316L製、肉厚 5mm以上
員　数	1式

Table 2.1.9-7 Specification of trolley driving mechanism

ターゲット台車駆動装置	
型　　式	横置き型電動モーター駆動機構
寸　　法	1000mm（長さ）×2600mm（幅）×1650mm（高さ）
台車駆動	ラック＆ピニオン式　ベベルギア駆動
モーター	耐放射線型インダクションモーター（F種絶縁）
減速器	横置き型遊星歯車減速器
電　源	三相400V
移動速度	20 mm/sec
移動速度調節	インバータによるモーター回転数調節
移動距離	23m
停止位置精度	±1mm（前進端）、±5mm（後進端）
材　料	フレーム　　：SS400 遮蔽ブロック　：SS400又は相当品　（密度：7.6 g/cm^{3}以上） ラック・ピニオンギヤ・駆動軸等：鉄鋼
員　数	1式
付属品	電源・操作盤（第一マニピュレータ操作設備室に設置）　1面 高分解能・低ノイズ型インバータ　1基 インバータ操作器 （外部デジタル調整機能、周波数信号外部出力付き）　1基 モータ回転数計測センサー（ディストリビュータ付き）　1個 モータトルク計（ディストリビュータ付き）　1個 駆動装置リミットスイッチ（ターゲット台車移動用レールに設置） 4個 運転データ収録用コンピューター　1台 ターゲット台車位置検出器（ワイヤー、エンコーダ等による） 1式

Table 2.1.9-8 Specification of trolley driving mechanism

ターゲット台車固定装置	
型　　式	可動ストッパー方式
水平耐荷重	30トン以上
主要材質	SUS304
員　数	1式
付属品	ターゲット台車固定装置切替器　　1式 固定装置リミットスイッチ　　4個

Table 2.1.9-9 Specifications of trolley support and traveling rail

ターゲット台車支持具、移動レール	
型　　式	LMガイド方式（2列）
型　　番	HSR150HB（THK製）相当品
支持具	LMガイド（ブロック）
支持具員数	遮蔽体台車側　4個／列、水銀設備台車側　4個／列
寸　法	LMガイドレール長さ　　全長34m LMガイドレール列間　　1.3m
員　数	1式
付属品	前進端ストッパー 後進端ストッパー（バネ式バッファ固定方式）
ターゲット容器交換台車用レール	
型　　式	車輪レール
寸　　法	全長17m
員　数	1式
付属品	LMガイドレール保護カバー：　1式
基礎架台	
構　　造	枠組み溶接構造
寸　　法	Fig.2.1.10
基礎架台耐荷重	以下の重量機器を支持するのに十分な強度を持たせる. LMガイドレール支持　：　ターゲット台車（260トン） ターゲット容器交換台車用レール支持　： ターゲット容器交換台車（5トン） 簡易遮蔽台車（40トン）
員　数	1式
材　料	LMガイド、レール　　：　炭素鋼 ターゲット容器交換台車用レール　：　炭素鋼 基礎架台　　：　SS400　又は相当品

Table 2.1.9-10 Specification of emergency trolley traction mechanism

ターゲット台車牽引装置	
型　　式	ワイヤー牽引式
操　　作	手動ウィンチ、又は天井クレーン
寸　　法	幅800mm×長さ800mm以内
主要材質	炭素鋼
員　　数	1式

Table 2.1.9-11 Specification of concrete block fixed in trolley-insertion liner

ターゲット台車挿入ライナー内固定遮蔽	
型　　式	コンクリート製遮蔽ブロック
寸　　法	約1210mm（長さ）×1300mm（幅）×1500mm（高さ）
主要材質	普通コンクリート
員　　数	1式

Table 2.1.9-12 Specification of mercury drain tank

水銀ドレンタンク	
形　　式	円筒横型タンク
使用流体	水　銀
容　　量	1 m^3
最高使用圧	0.99 MPa
最高使用温度	100℃
材　質	SUS316L
員　　数	2基
付属品 （タンク2基分）	圧力センサー（ディストリビュータ付き、精度：±0.2%）1台 ブルドン管圧力計　1台 鞘管式K型シース熱電対 （JIS 0.4級、非接触型、変換コネクター付き）　1台 電極式液位計（計測範囲：0～700mm、精度：±2mm）　1台 圧力計用ノズル（15A厚肉）　2個 熱電対用ノズル（変換コネクター付き）　1個 水銀注入・ドレンノズル（25A厚肉）　2個 タンク接続ノズル・配管　4個 ダンプノズル（25A厚肉）　2個 Heカバーガス入口ノズル（15A厚肉）　1個 Heカバーガス出口ノズル（15A厚肉）　1個 電極式液位計用ノズル　1個 水銀投入口　1個

Table 2.1.9-13 Specification of collection tank for leakage mercury and heavy-water from the target vessel

漏洩水銀捕集タンク（セーフティハル用重水ドレンタンク）	
形　　式	円筒型タンク
使用流体	水　銀
主要材質	SUS316L
容　　量	0.34 m^3
最高使用圧	0.99 MPa
最高使用温度	100℃
員　　数	２基
付属品 (タンク１基当り)	圧力センサー（ディストリビュータ付き、精度：±0.2%）１台 ブルドン管圧力計　１台 鞘管式Ｋ型シース熱電対 （JIS 0.4級、非接触型、変換コネクター付き）　１台 電極式液位計（計測範囲：0～700mm、精度：±2mm）　１台 圧力計用ノズル（15A厚肉）　２個 熱電対用ノズル（15A厚肉、変換コネクター付き）　１個 水銀捕集ノズル（25A厚肉）　１個 タンク接続ノズル・配管　４個 ダンプノズル（25A厚肉）　１個 Heカバーガス入口ノズル（15A厚肉）　１個 Heカバーガス出口ノズル（15A厚肉）　１個 電極式液位計用ノズル　１個

Table 2.1.9-14 Specification of cable-veyor

ケーブルベア（配管・配線接続機構）	
型　式	オープン型ケーブルベアー
移動ストローク	最大23 m
許容設置幅 （水平方向）	600 mm
使用温度	常温
使用雰囲気	大気圧空気（空調環境）
移動速度	20 mm/s
使用頻度	６回／年
材　料	ケーブルベア本体、接続スタンドともにSUS304又は相当品
員　数	１式
付属品	接続スタンド（ターゲット台車側、固定取合点側各１台）

Table 2.1.9-15 Specification of surveillance camera

ターゲット台車位置監視用カメラ		
型　式	回転雲台付き耐放射線型撮像管型ＴＶカメラ	
耐放射線性	0.7 MGy以上	
電　源	単相100V	
回転角度	水平180°、垂直90°	
員　数	１台	
付属品	遠隔操作型雲台	1基
	ライト（100W）	2台
	モニター（19インチ）	1台
	スケール（SUS304製）	1基
	指示針（SUS304製）	1個
	雲台及びＴＶカメラ操作器（手動）	1式
	DVDビデオデッキ	1基

Table 2.1.9-16 Specification of ventilation system for No_x

No_x 対策用給気設備	
型　式	圧縮空気供給配管
給気量	5 m^3/h
材　質	SUS304
員　数	１式
付属品	空操弁、空操用電磁弁　１式

Table 2.1.9-17 Specification of reference-point pedestal for adjusting alignment

基準点アライメント用台座	
型　式	床面ベンチマーク
材　質	SUS304
寸　法	直径25mm、厚さ3mm
施工箇所	ホットセル床面（SUSライニング付きコンクリート）に溶接取付
員　数	４個
型　式	壁面基準点台座
材　質	SUS304
寸　法	直径25mm、厚さ3mm （暫定）
施工箇所	ホットセル壁面（SUSライニング上）に基準点台座溶接取り付け。
員　数	４個

Table 2.1.9-18 Specification of mobile shielding block

簡易遮蔽台車	
型　式	電動自走式鉄遮蔽体台車
寸　法	4000mm（長さ）×2600mm（幅）×4000mm（高さ）
重　量	約40トン
移動速度	最大20 mm/s
遮蔽体厚さ	30cm（鉄）
材　質	遮蔽体：鉄、　構造材：鋼材
員　数	1台
付属品	バッテリー　1台 バッテリー充電器　1台 駆動モーター　1台 リモート操作設備　1台

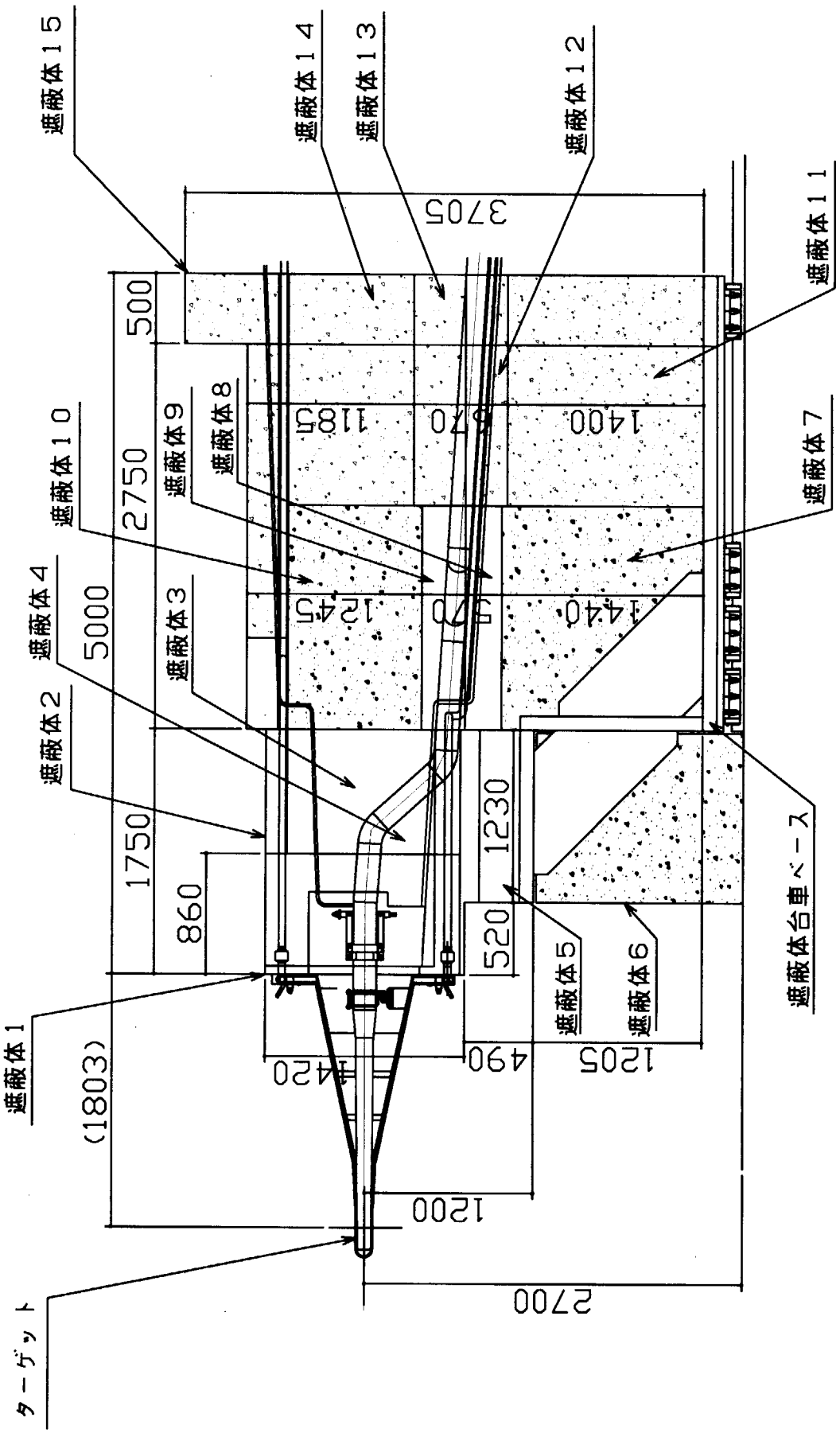


Fig.2.1.9-1 Shielding section of the trolley

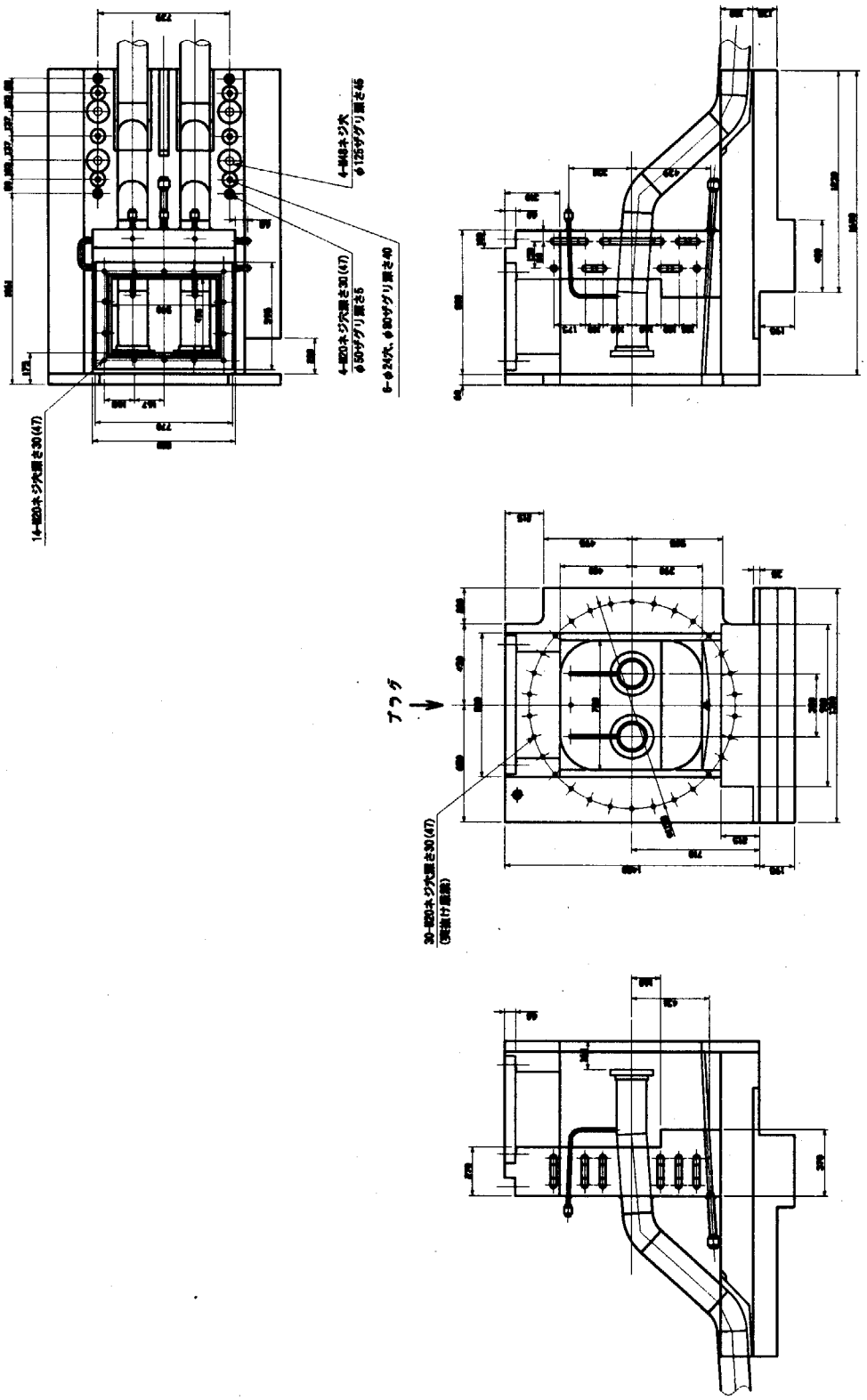
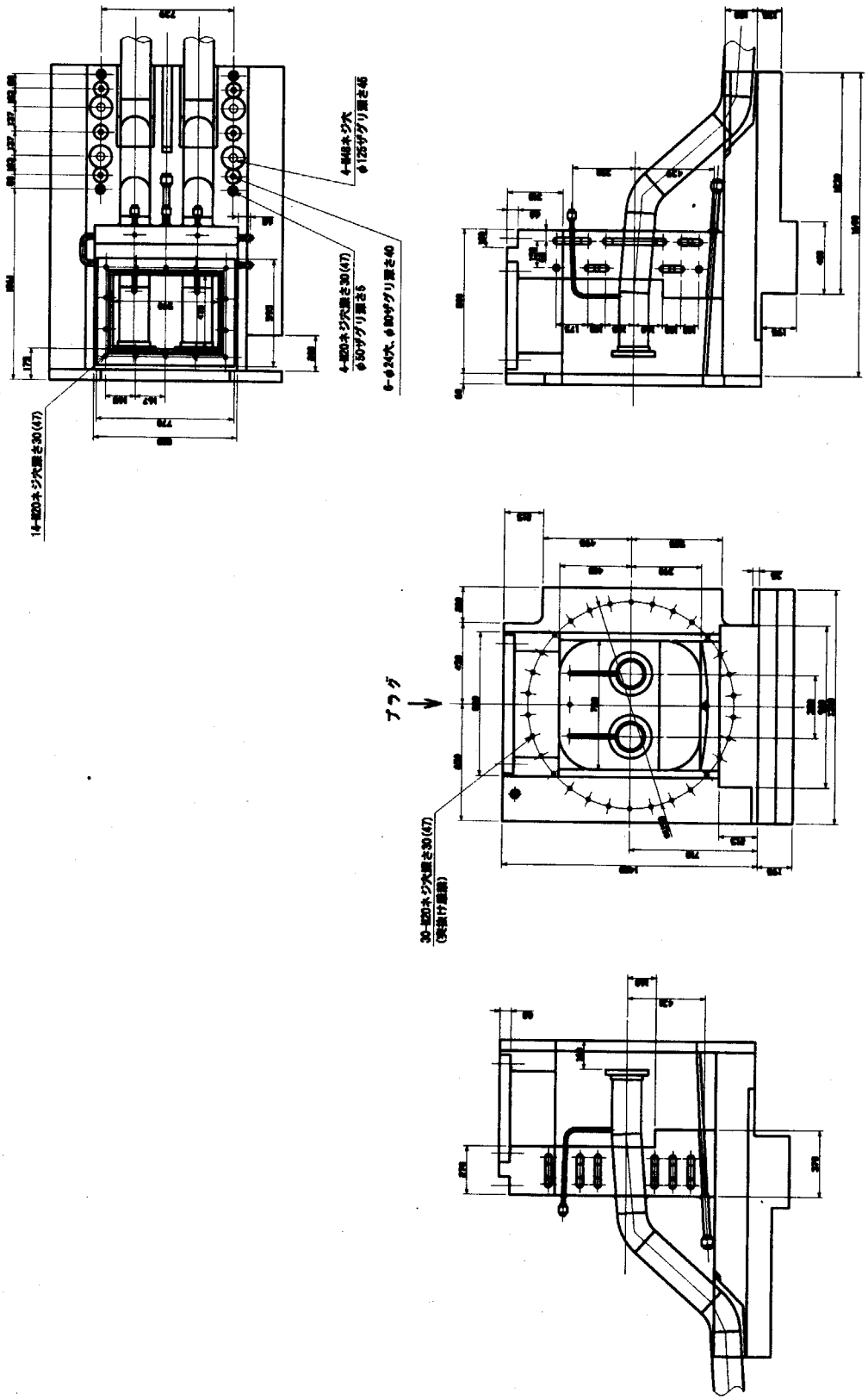


Fig.2.1.9-2 Frame structure of the shielding section



概算重量：9.20ton

Fig.2.1.9-3 No.1 shielding block (water-cooled shielding block)

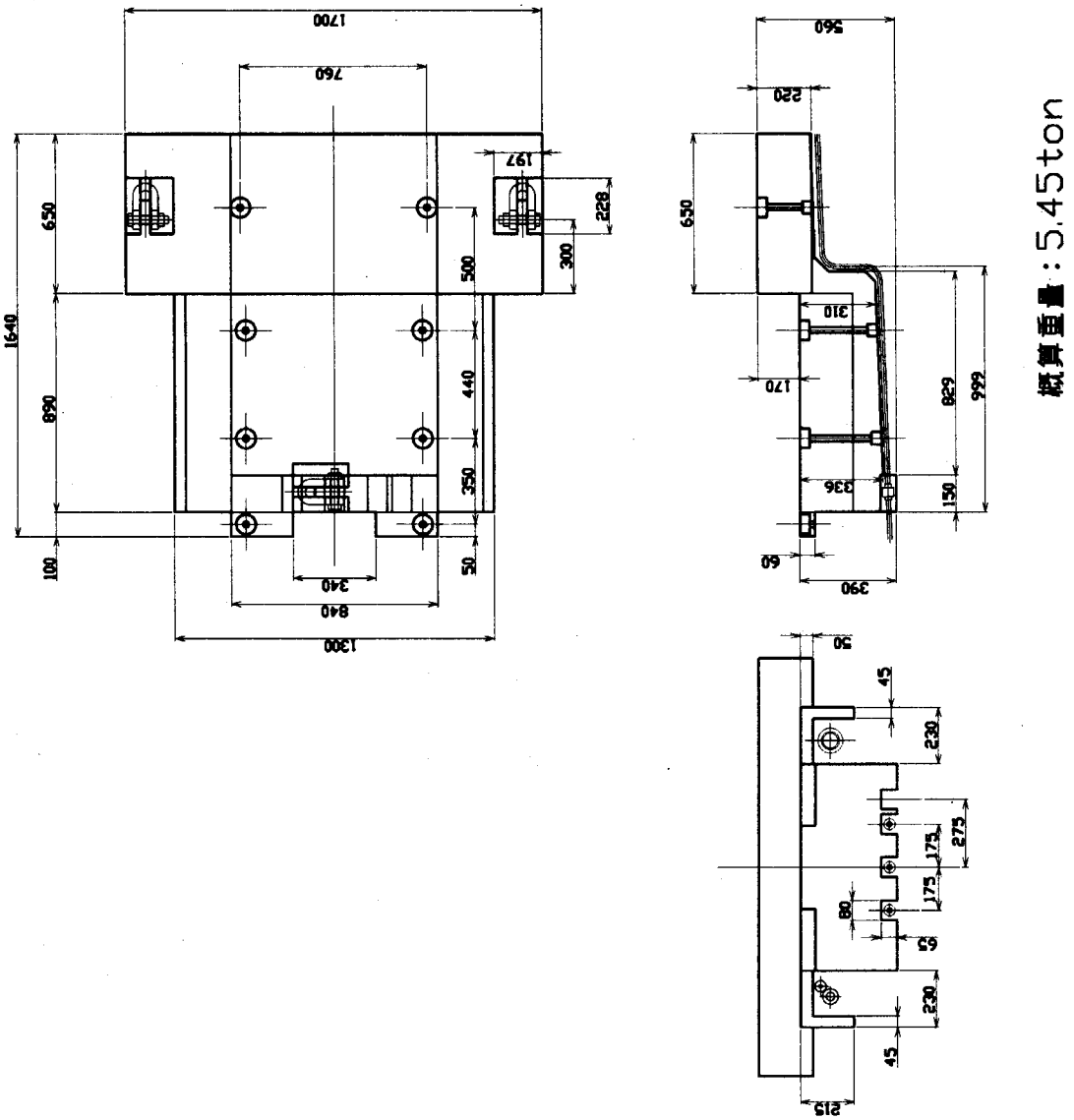


Fig.2.1.9-4 No.2 shielding block

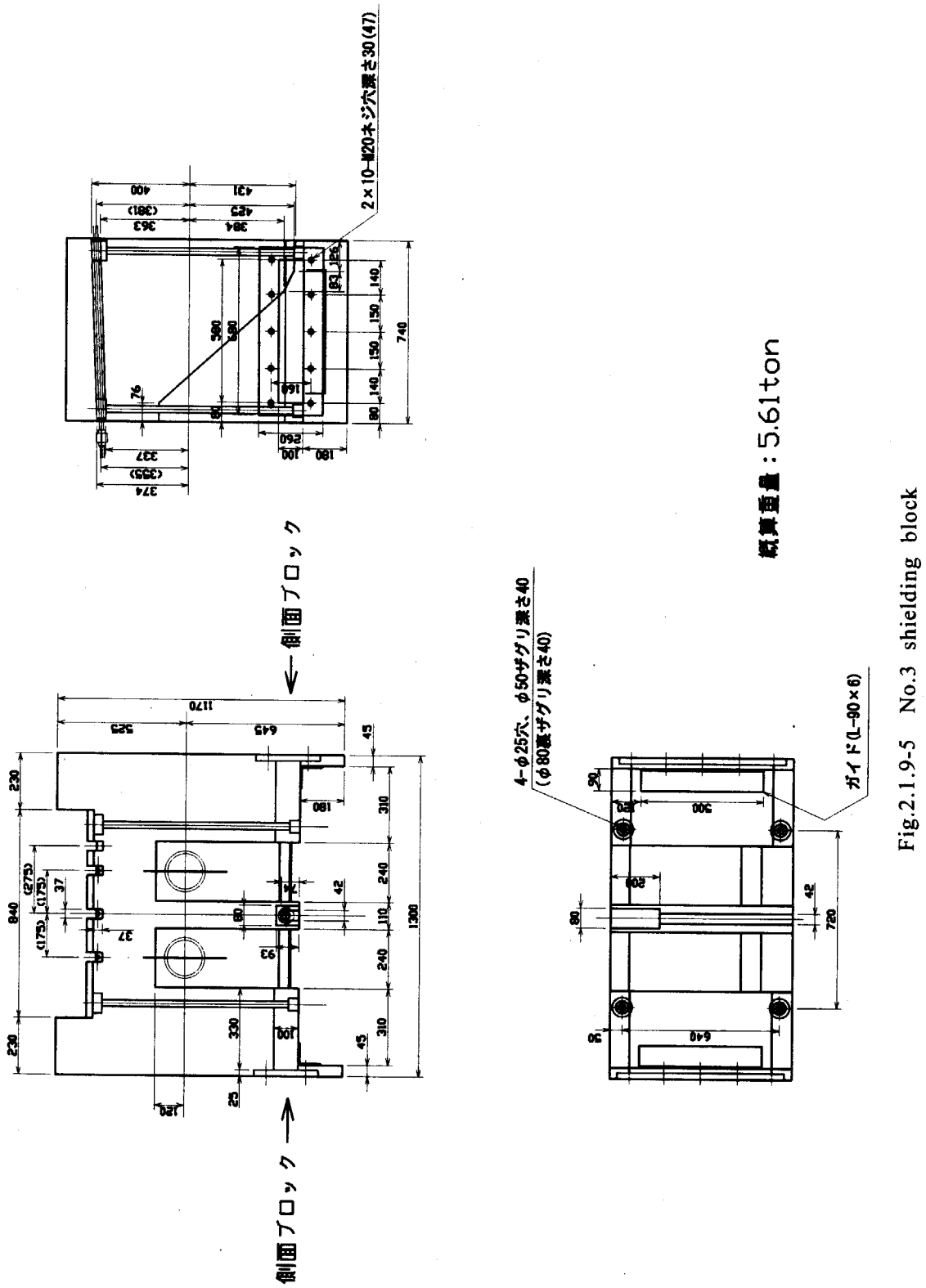


Fig.2.1.9-5 No.3 shielding block

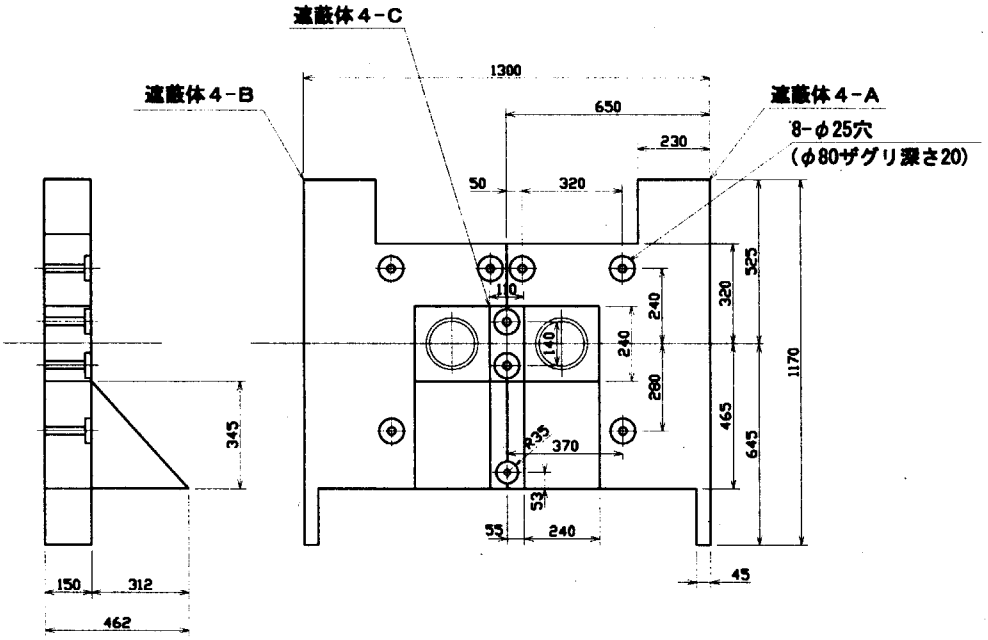


Fig.2.1.9-6 No.4 shielding block

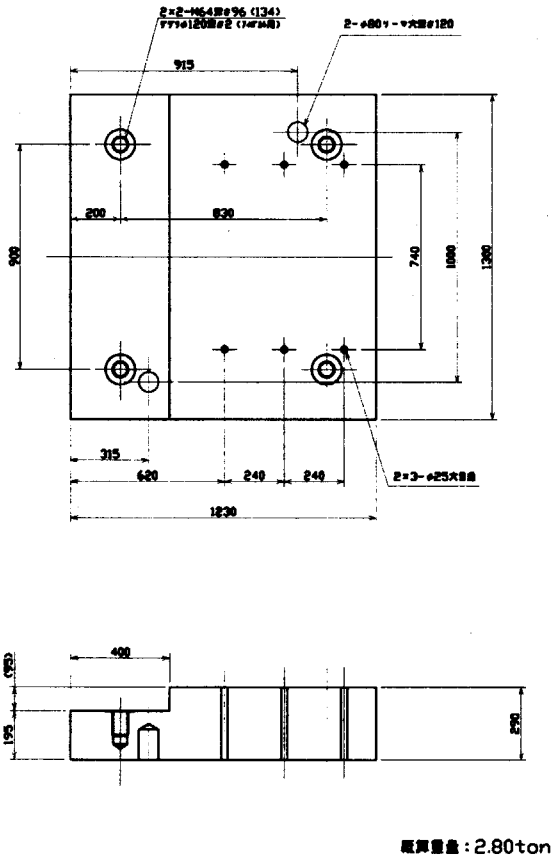


Fig.2.1.9-7 No.5 shielding block

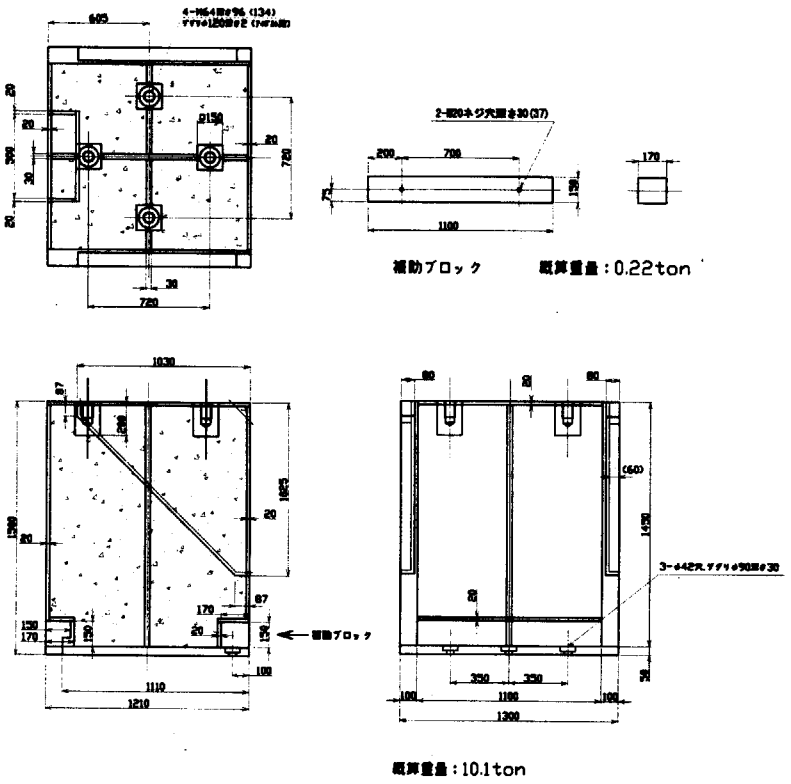


Fig.2.1.9-8 No.6 shielding block

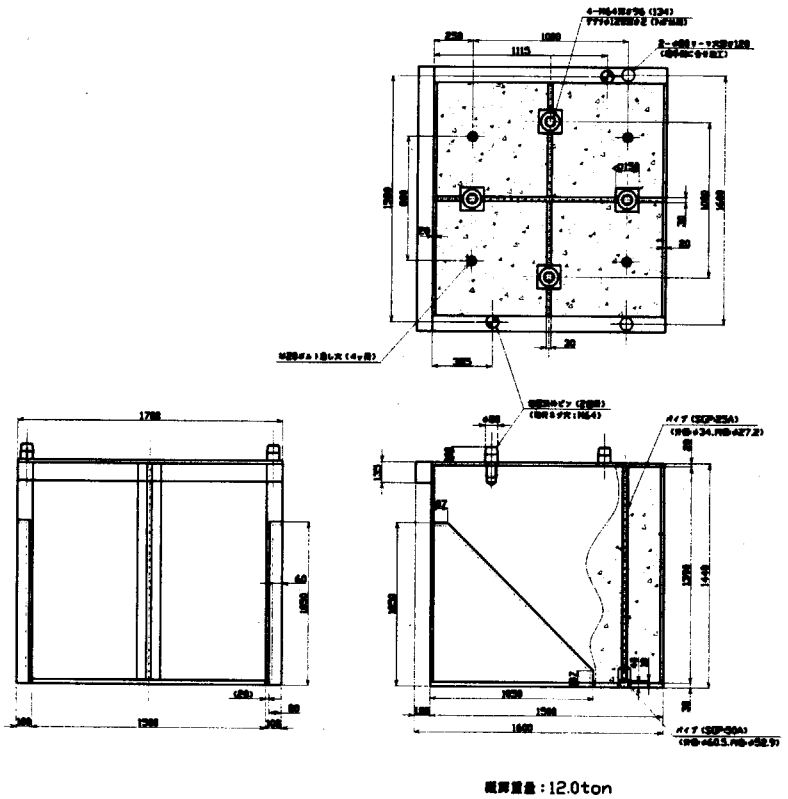


Fig.2.1.9-9 No.7 shielding block

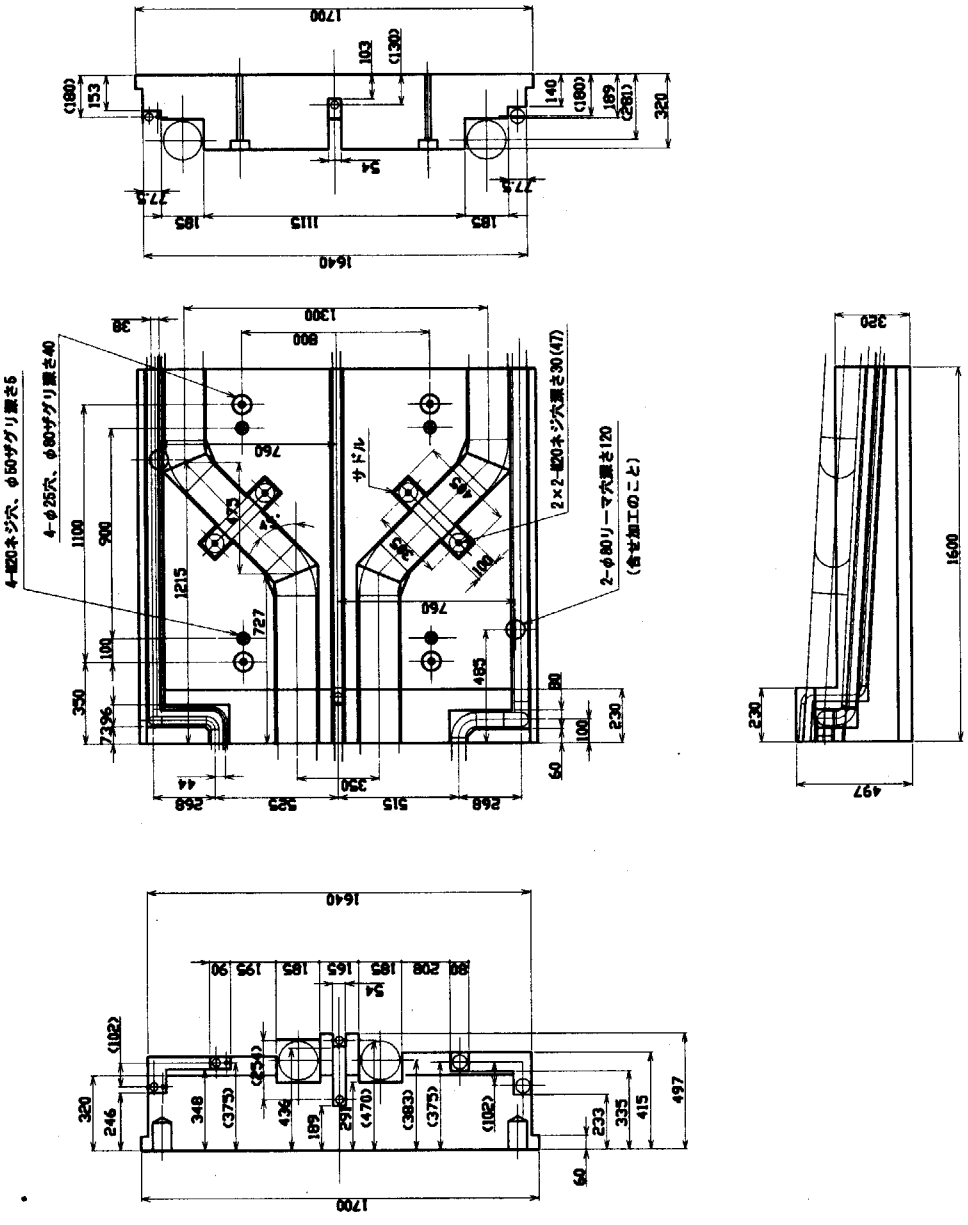


Fig.2.1.9-10 No.8 shielding block

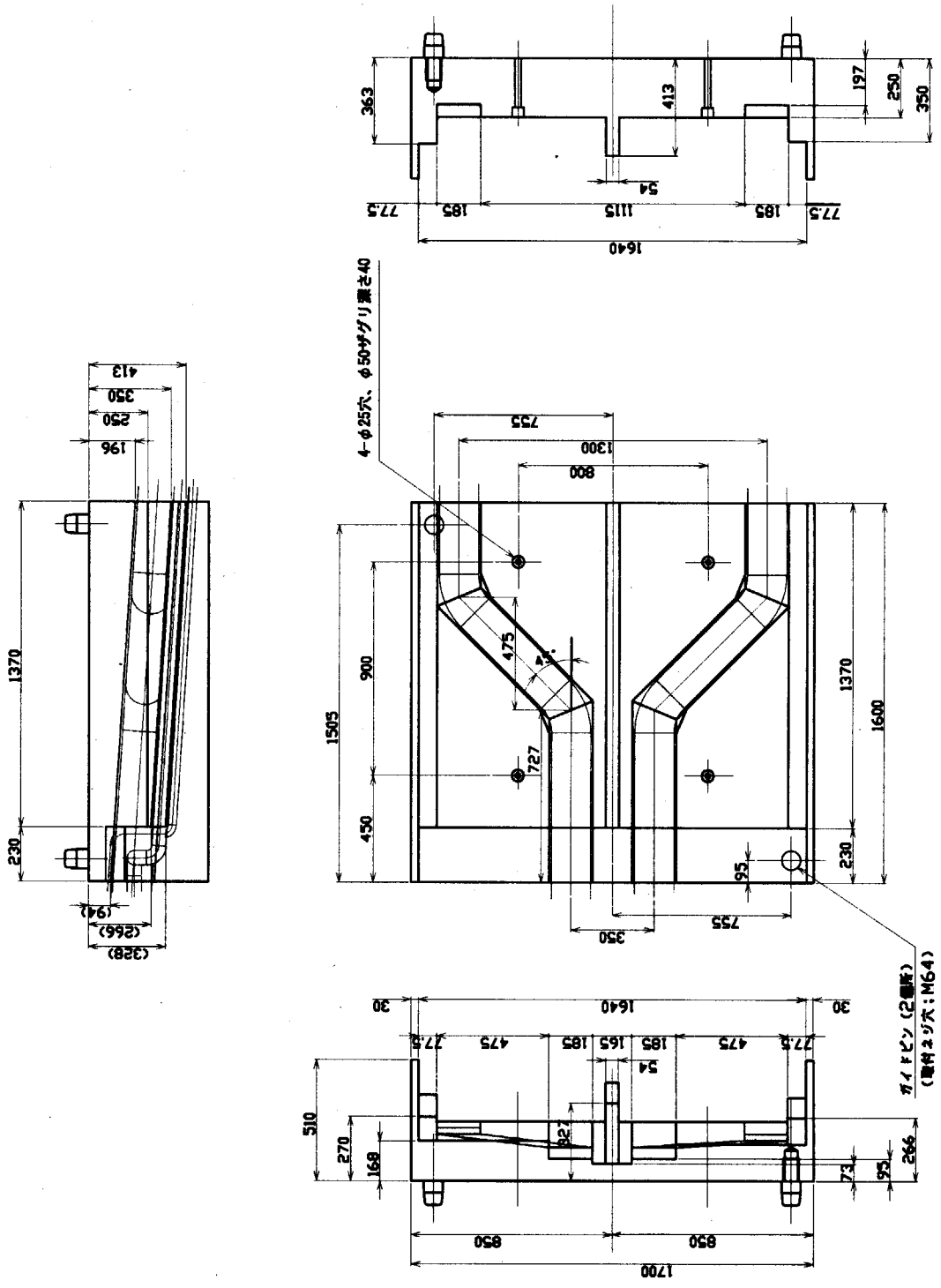


Fig.2.1.9-11 No.9 shielding block

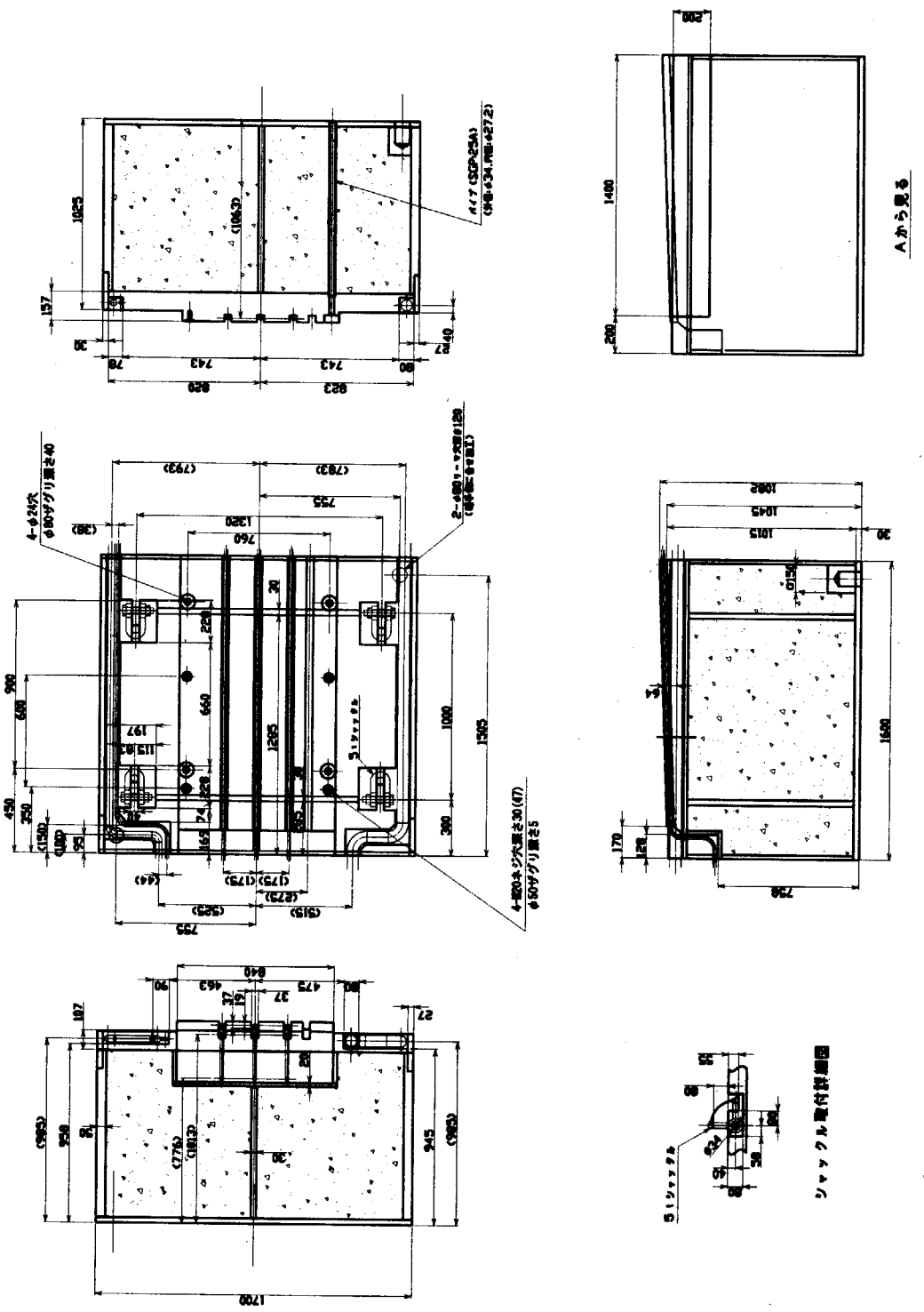
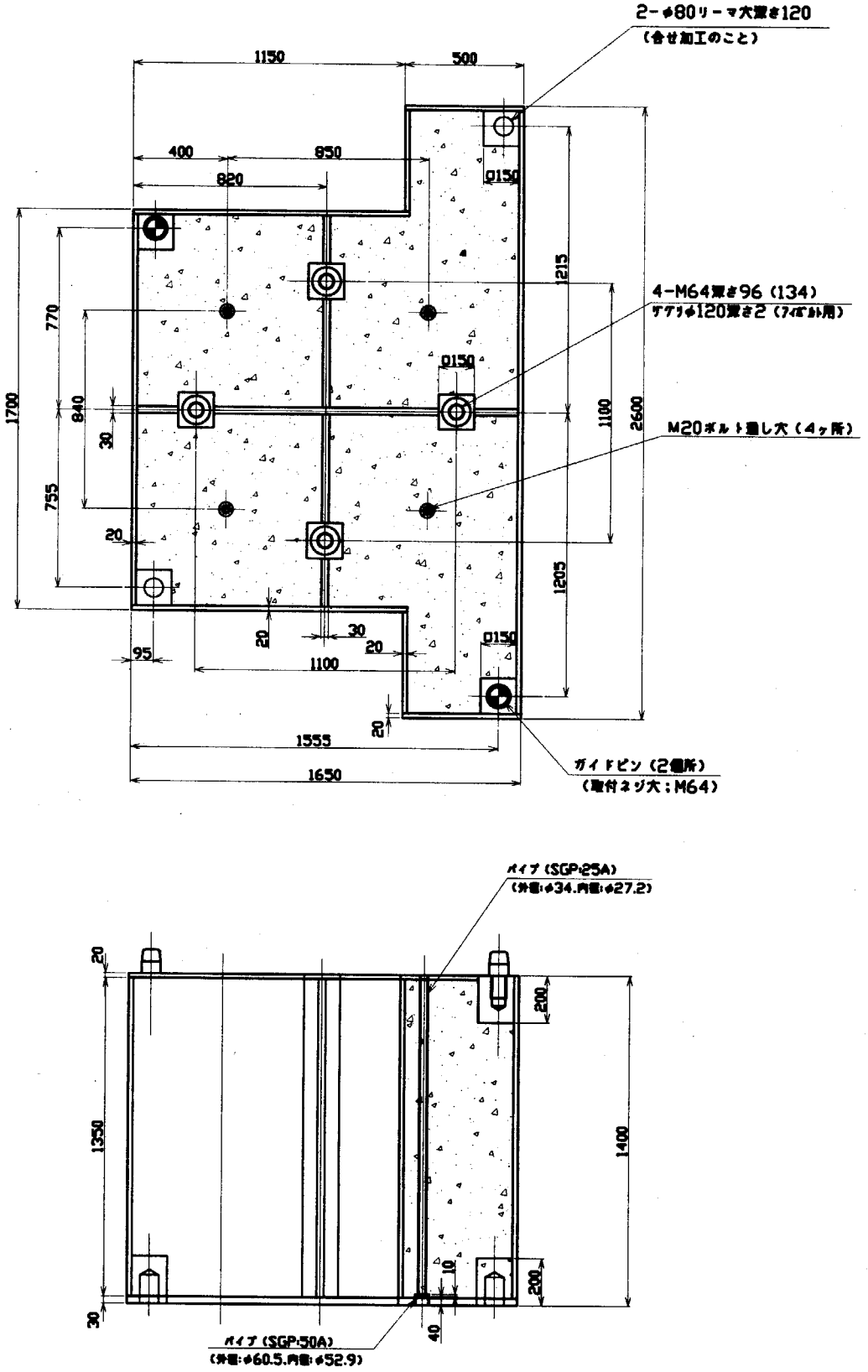


Fig.2.1.9-12 No.10 shielding block



概算重量：15.8ton

Fig.2.1.9-13 No.11 shielding block

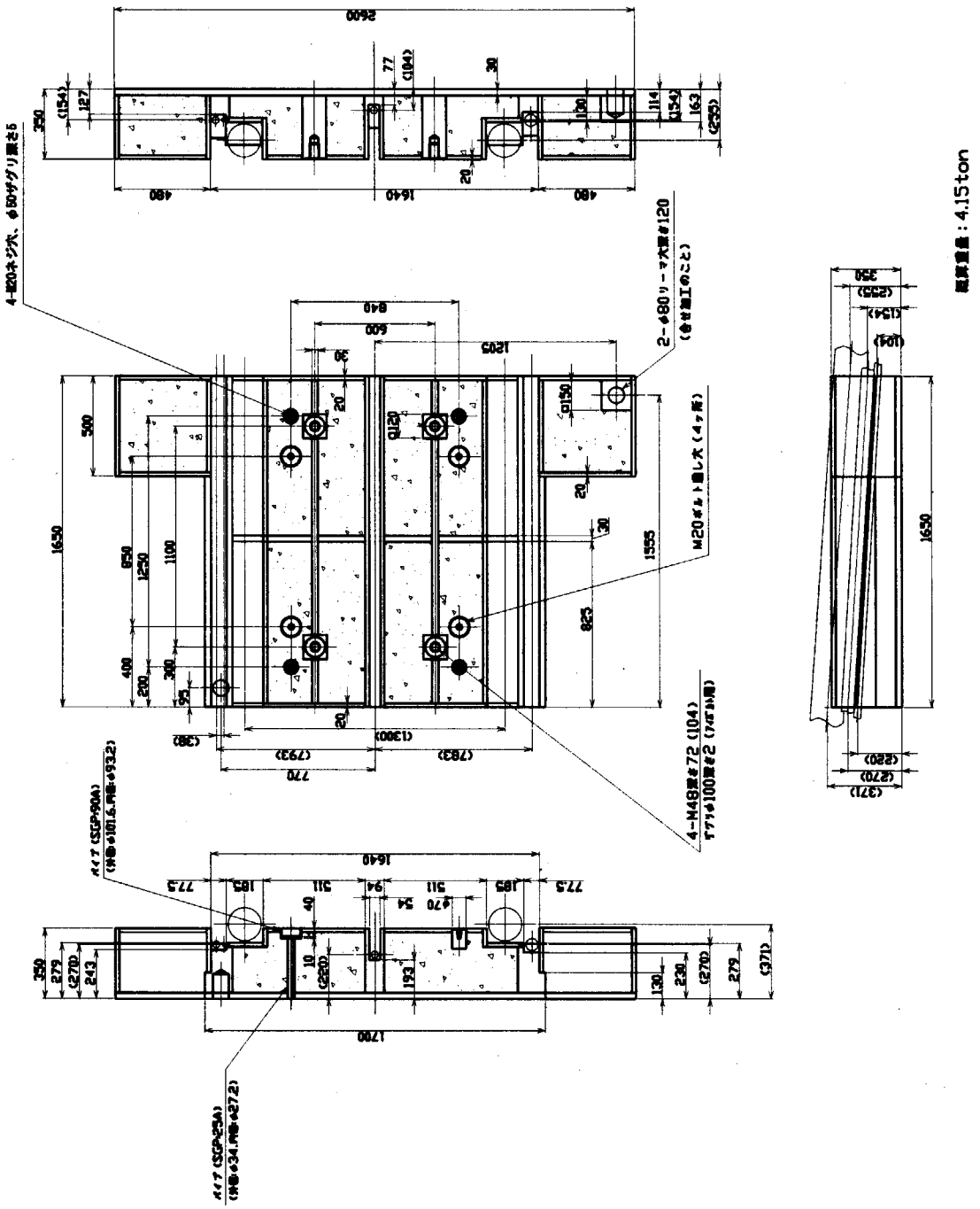


Fig.2.1.9-14 No.12 shielding block

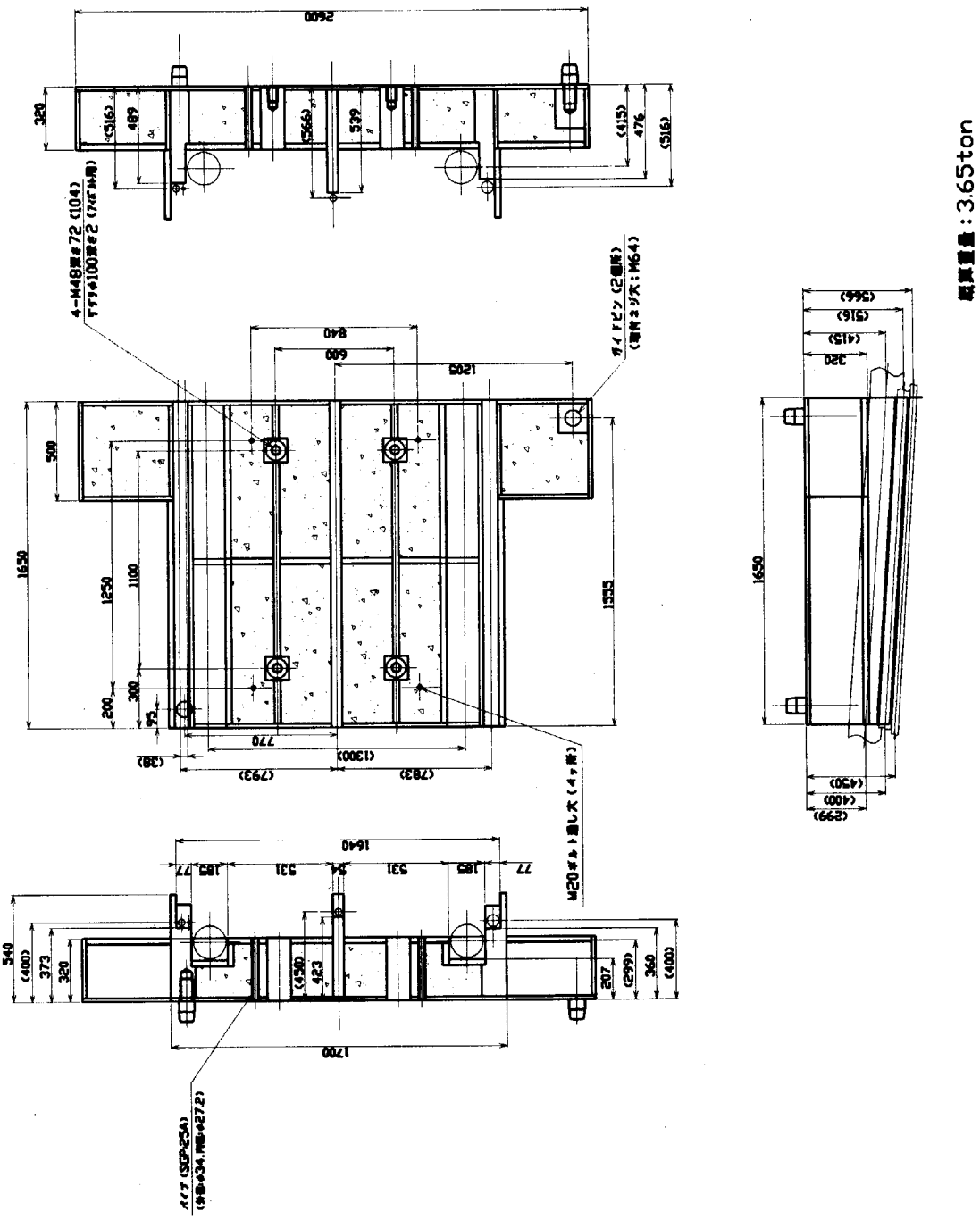


Fig.2.1.9-15 No.13 shielding block

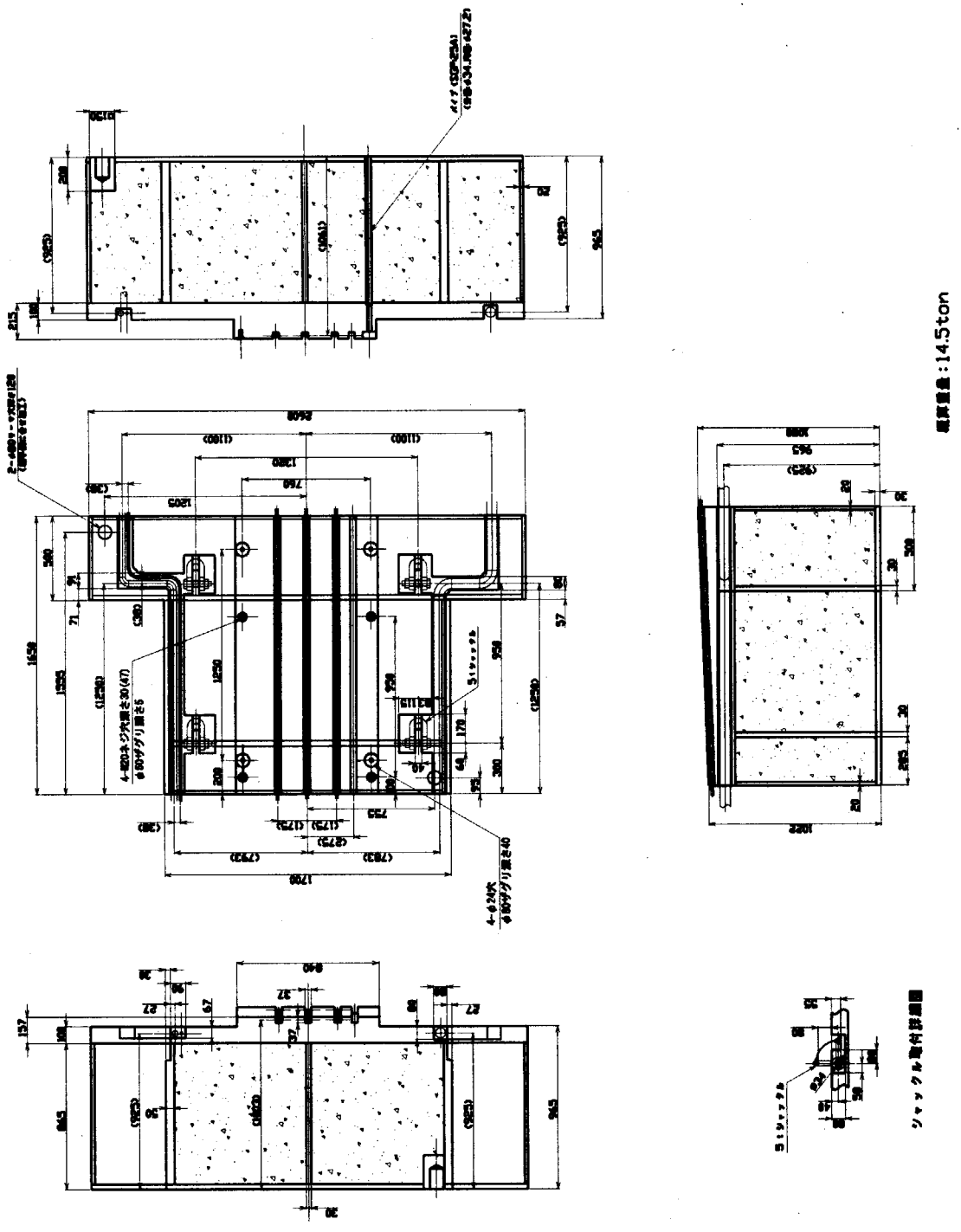


Fig.2.1.9-16 No.14 shielding block

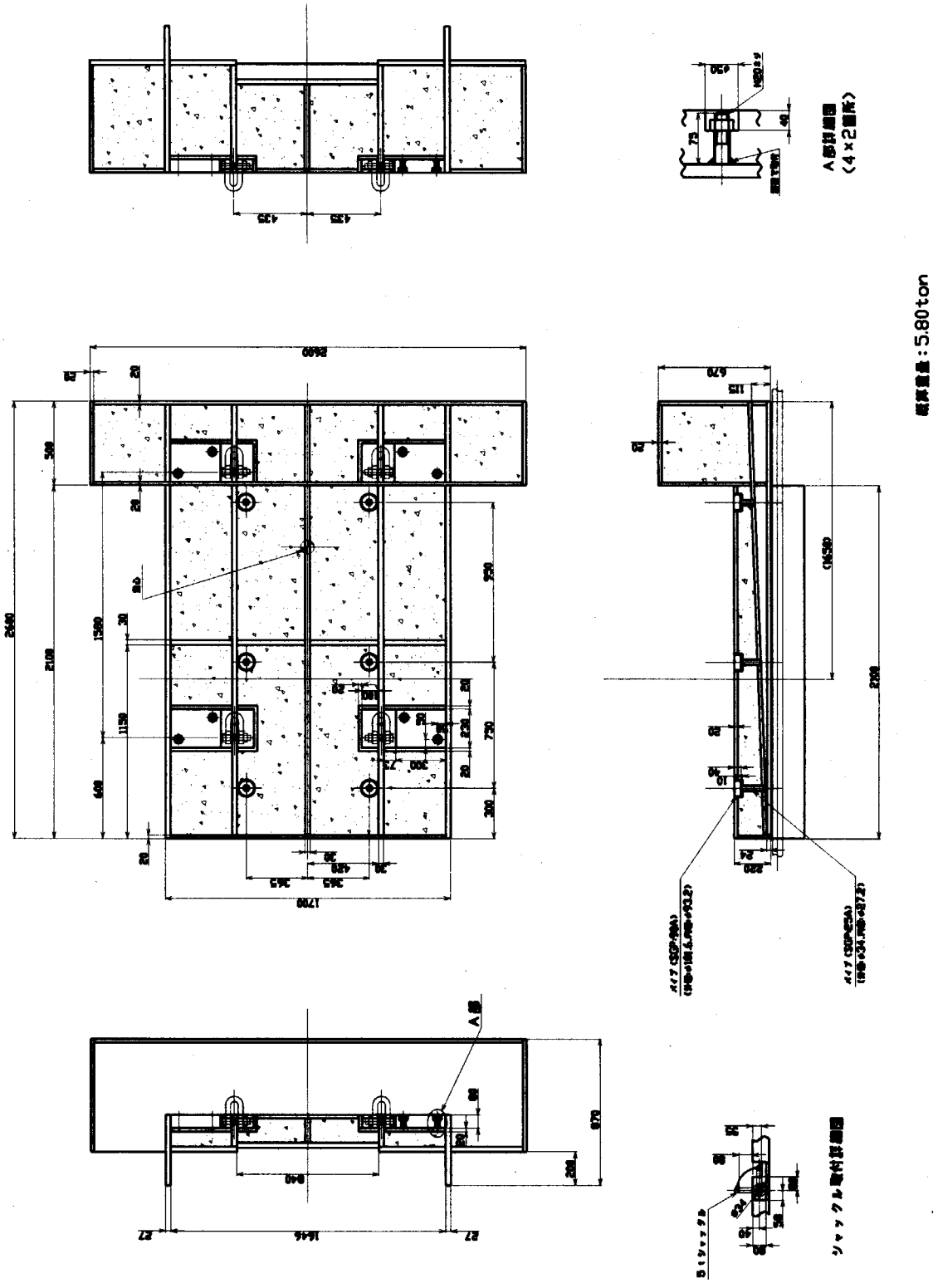


Fig.2.1.9-17 No.15 shielding block

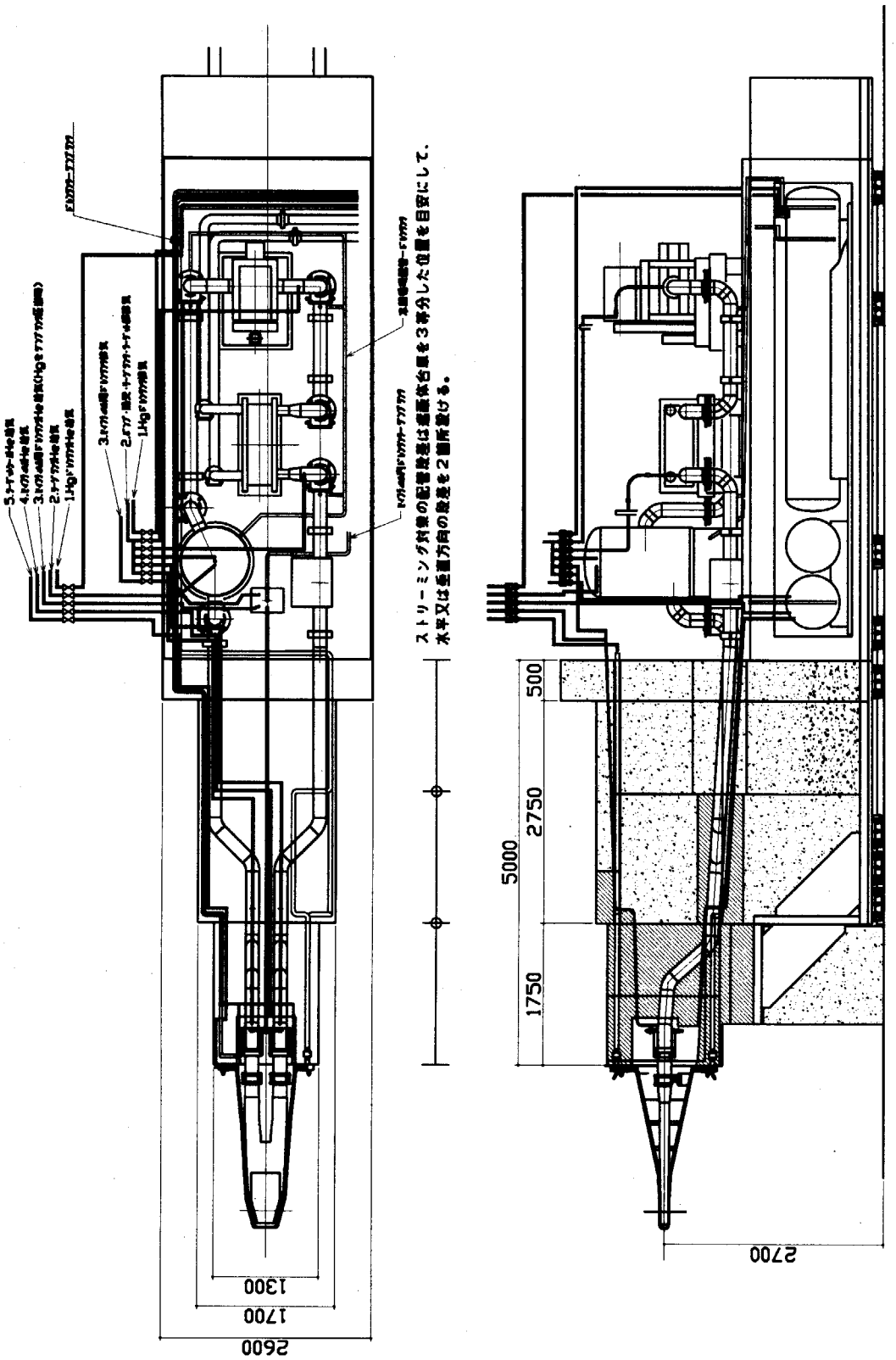


Fig.2.1.9-18 Layout of pipelines

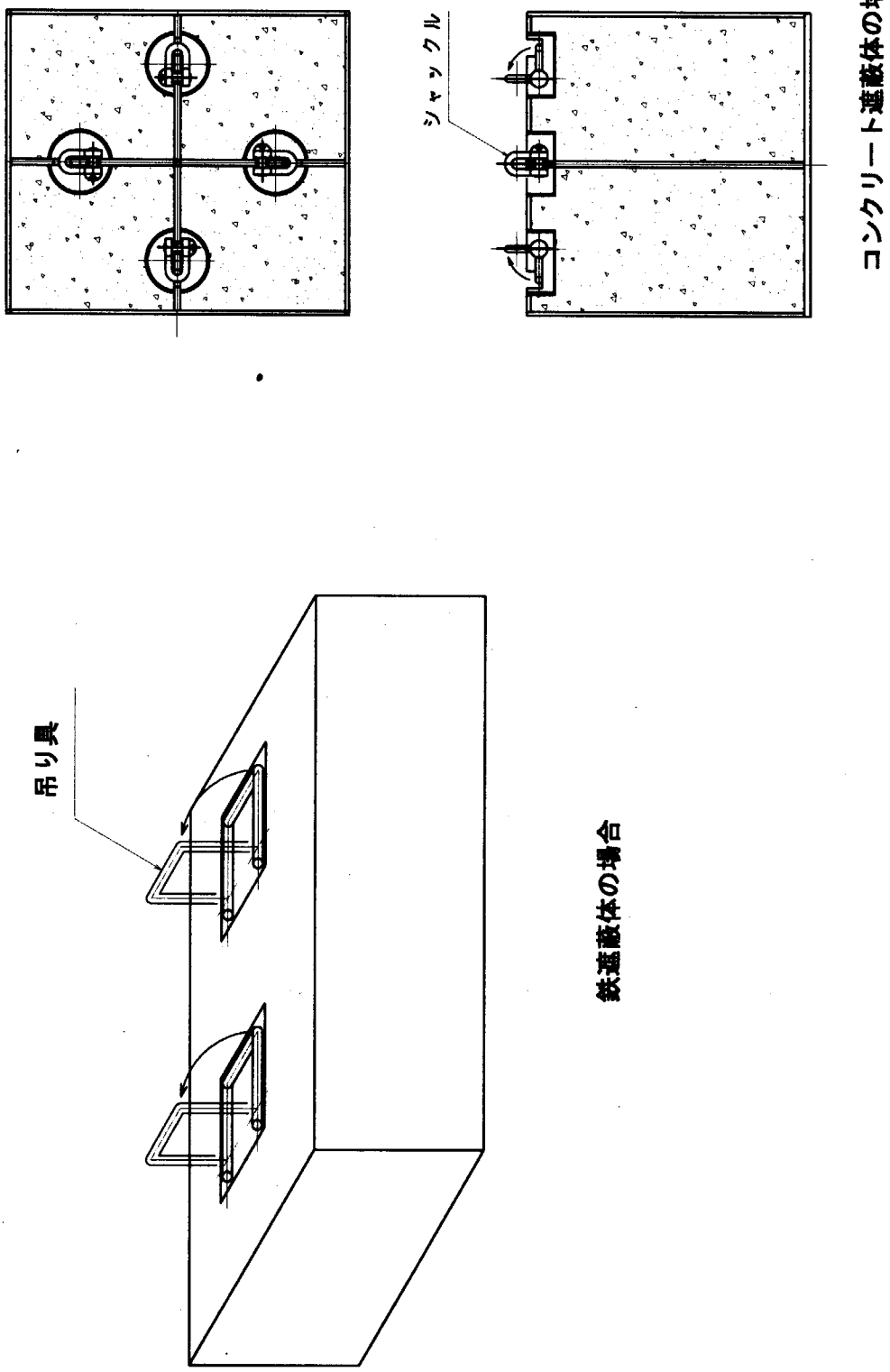


Fig.2.1.9-19 Shackles for shielding blocks

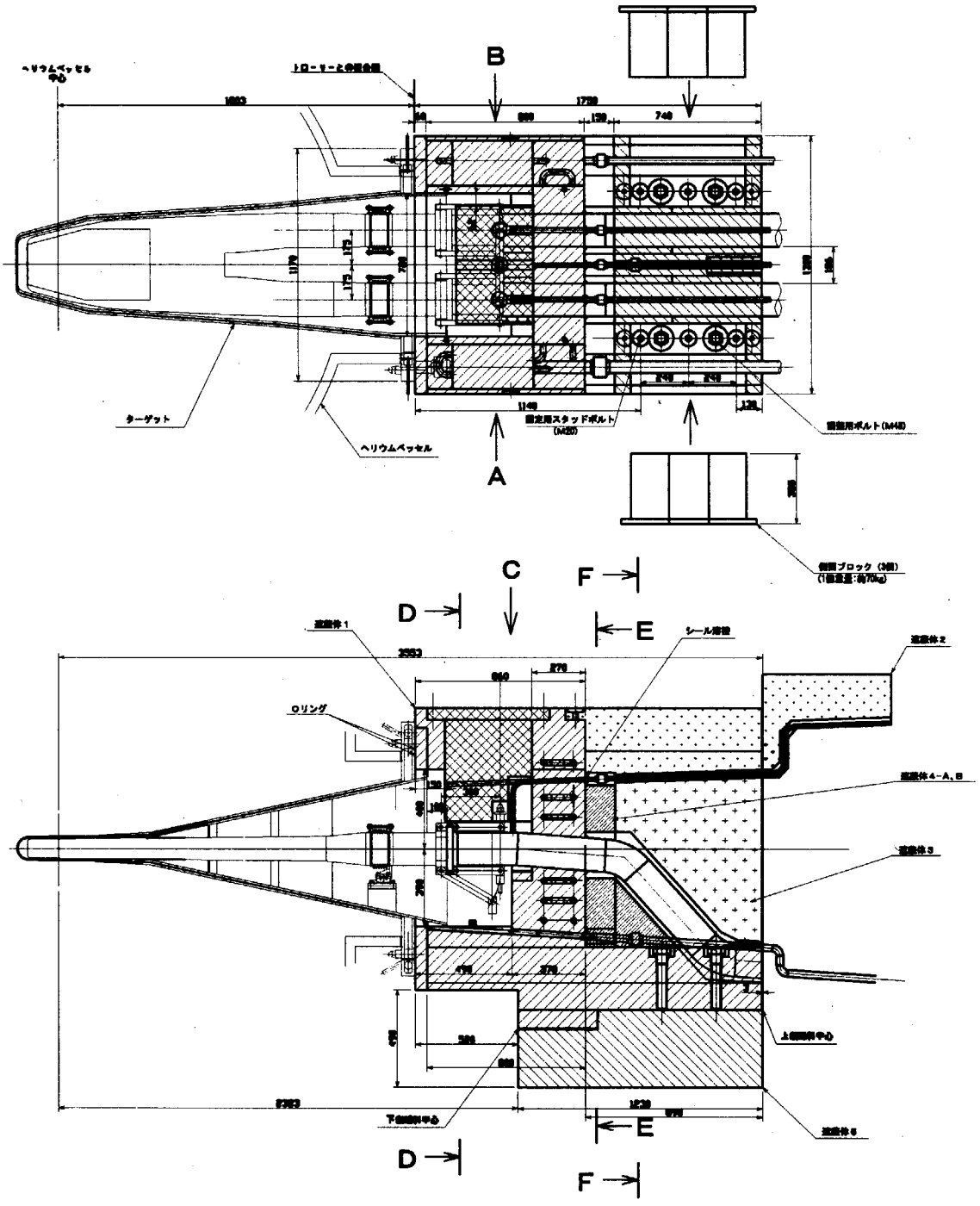


Fig.2.1.9-20 Front structure of the trolley (1)

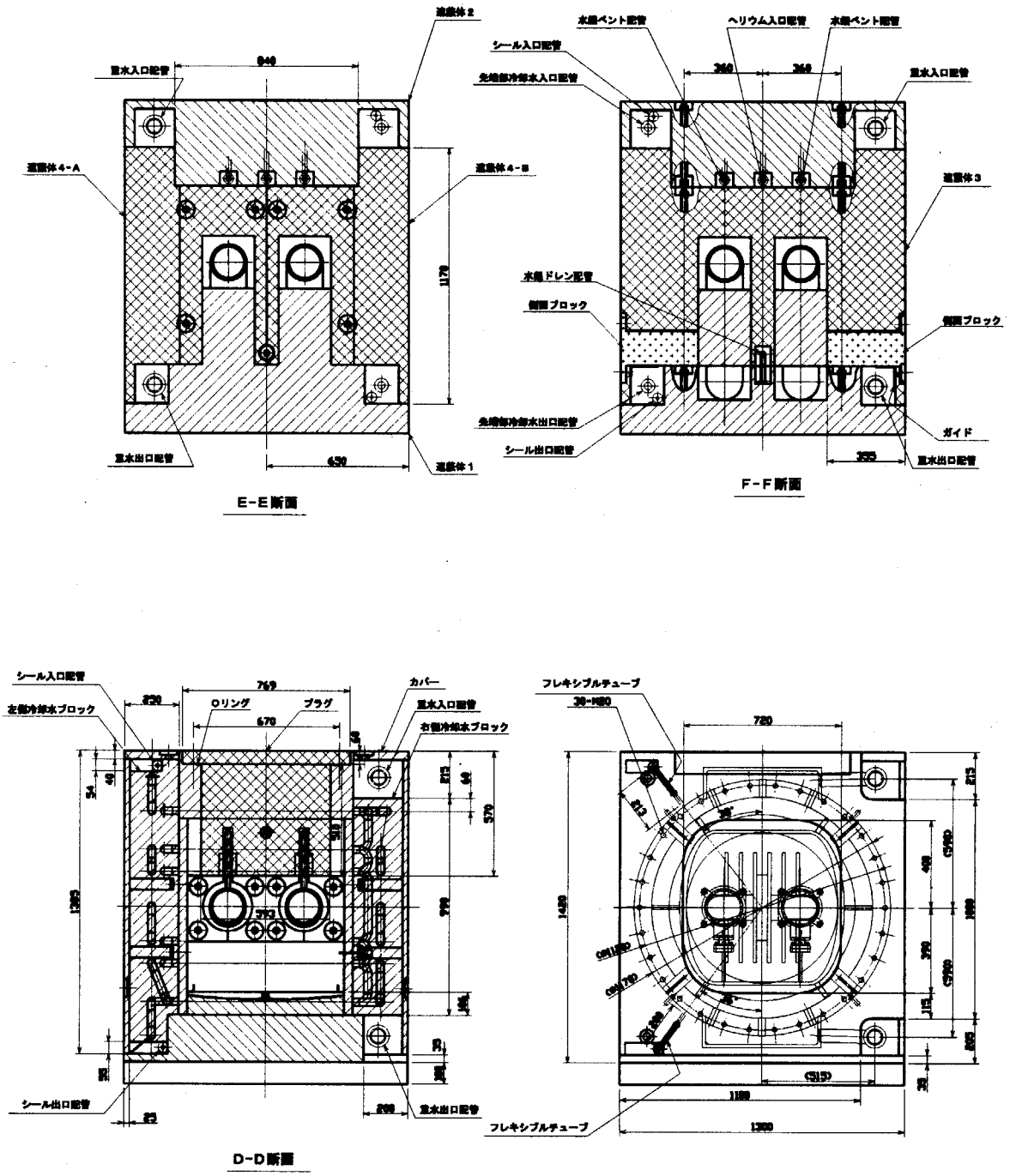


Fig.2.1.9-21 Front structure of the trolley (2)

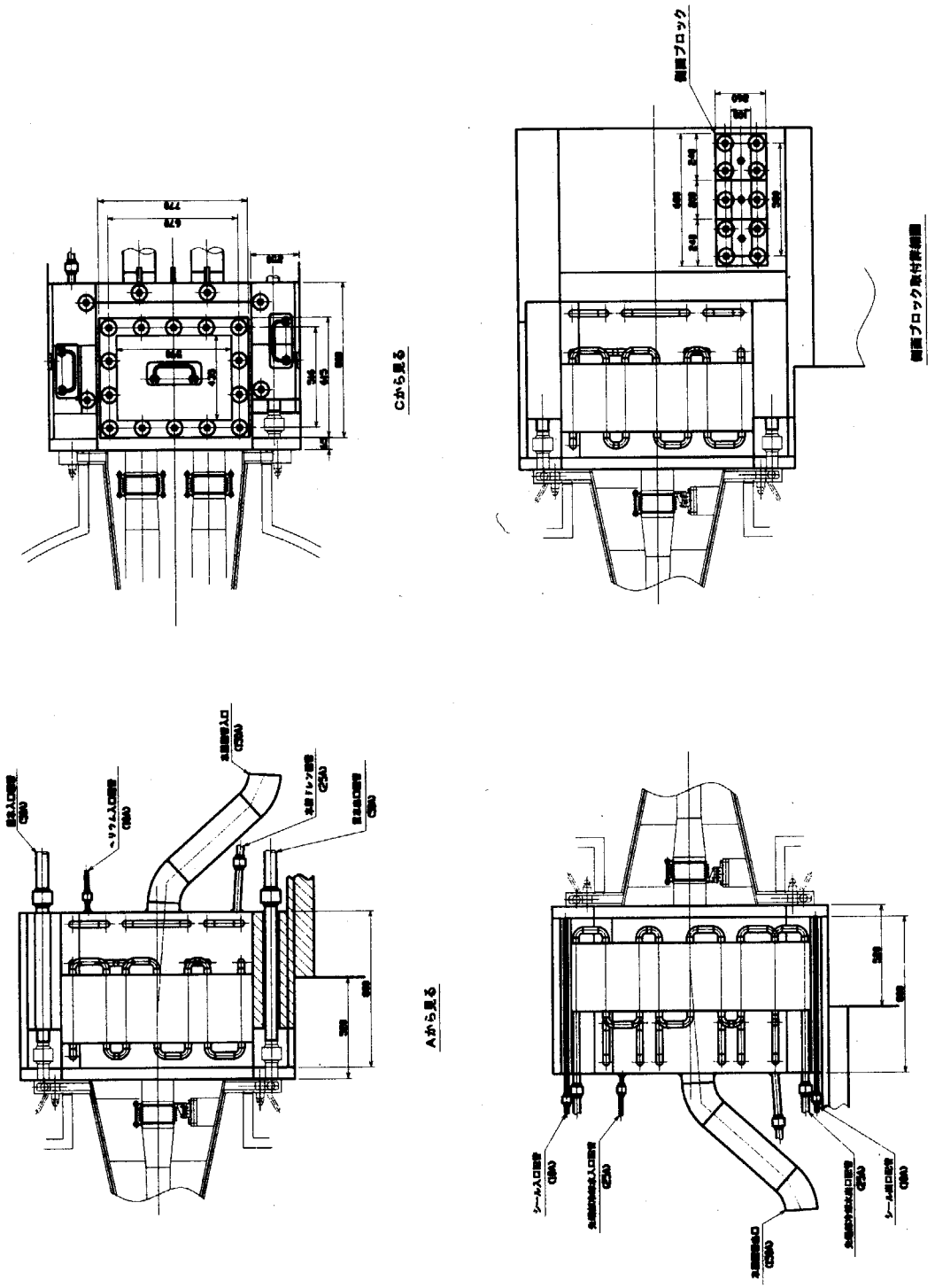
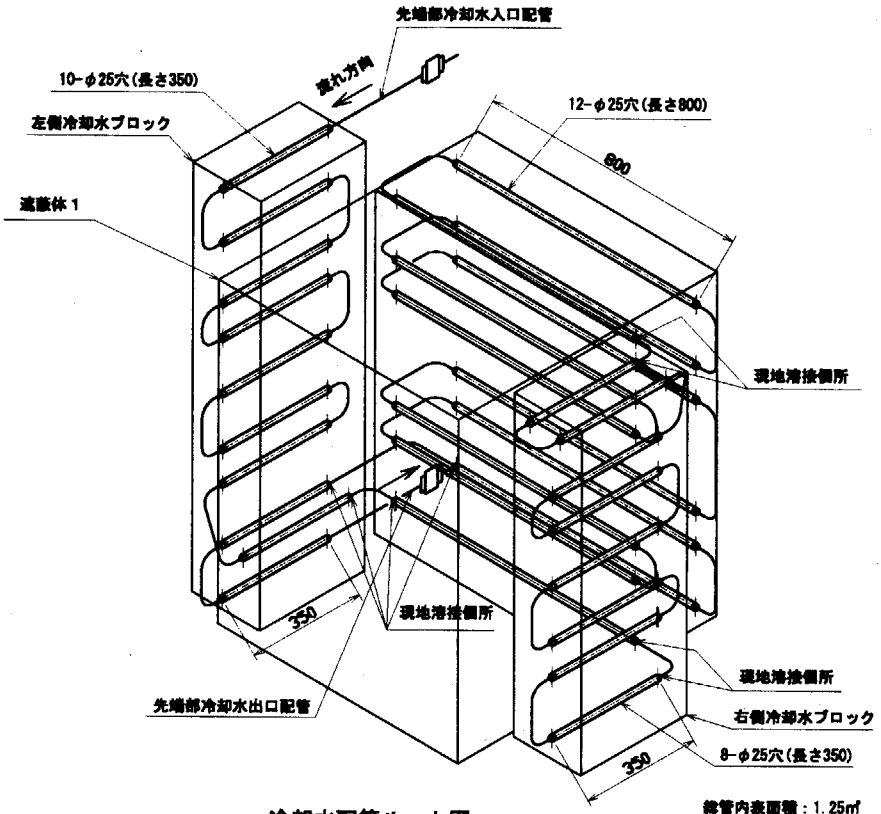
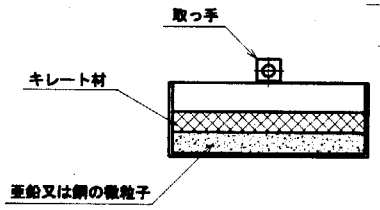


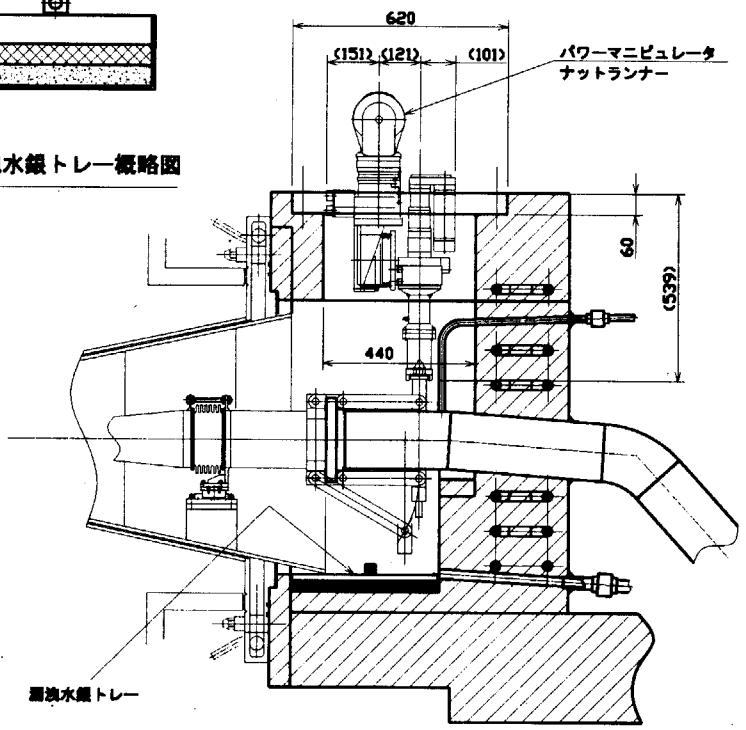
Fig.2.1.9-22 Front structure of the trolley (3)



冷却水配管ルート図



漏洩水銀トレー概略図



ナットランナー挿入図

Fig.2.1.9-23 Front structure of the trolley (4)

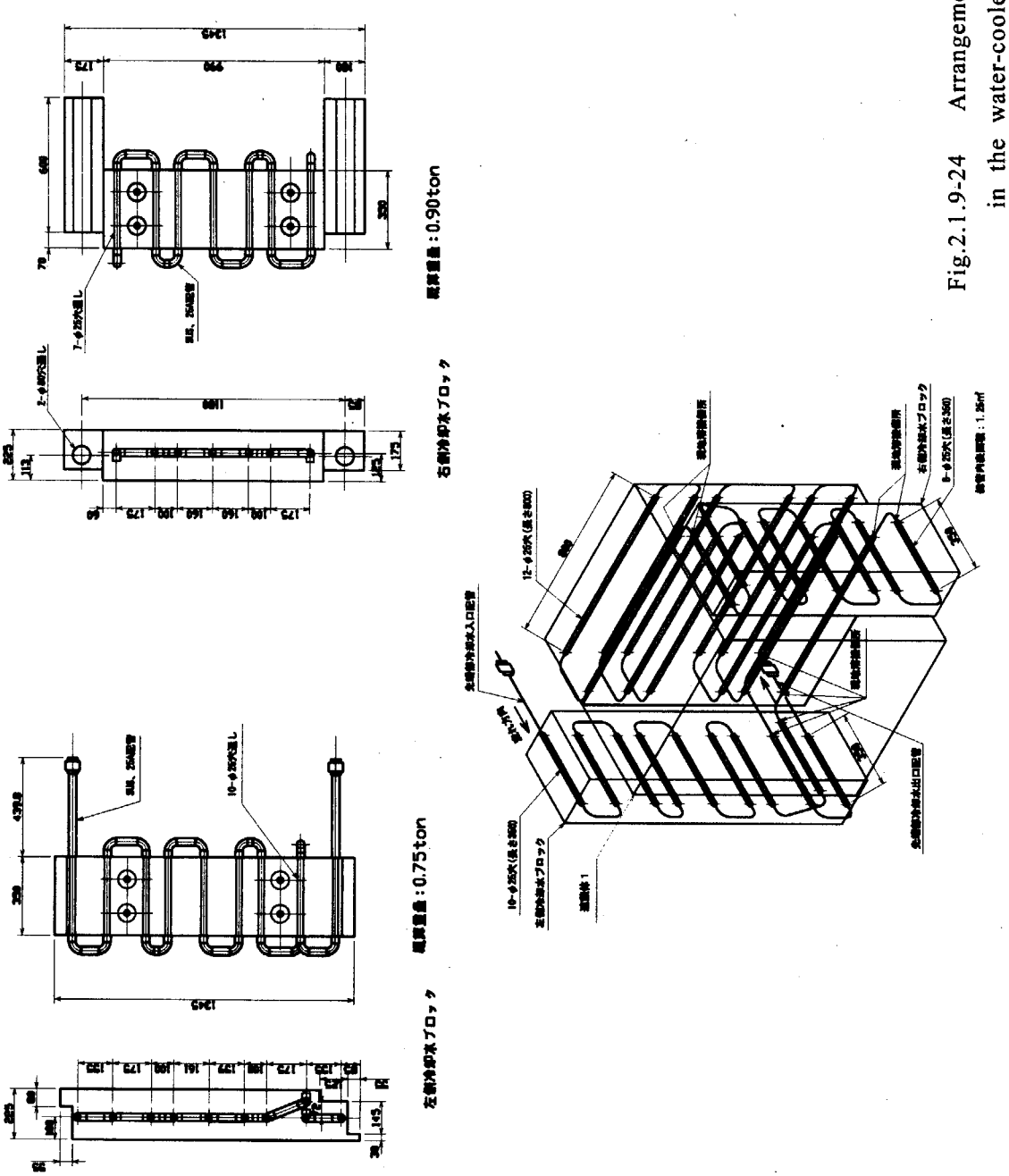


Fig.2.1.9-24 Arrangement of cooling pipelines in the water-cooled shielding block

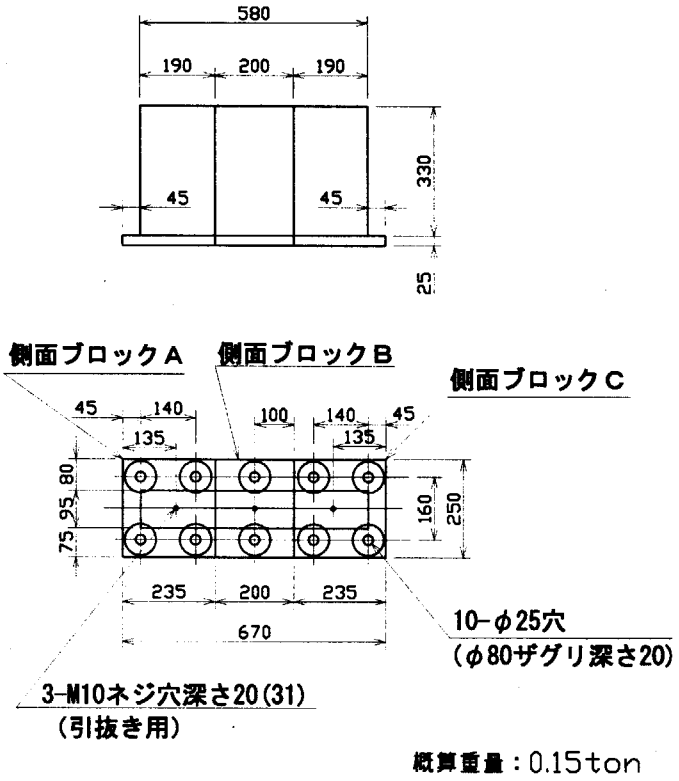


Fig.2.1.9-25 Plug of the water-cooled shielding block

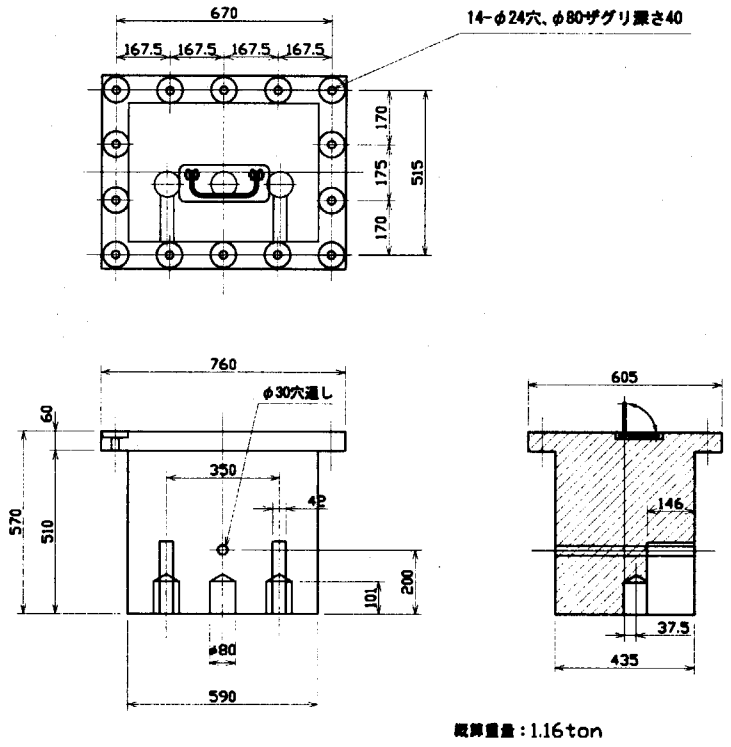


Fig.2.1.9-26 Side block connected with the water-cooled shielding block

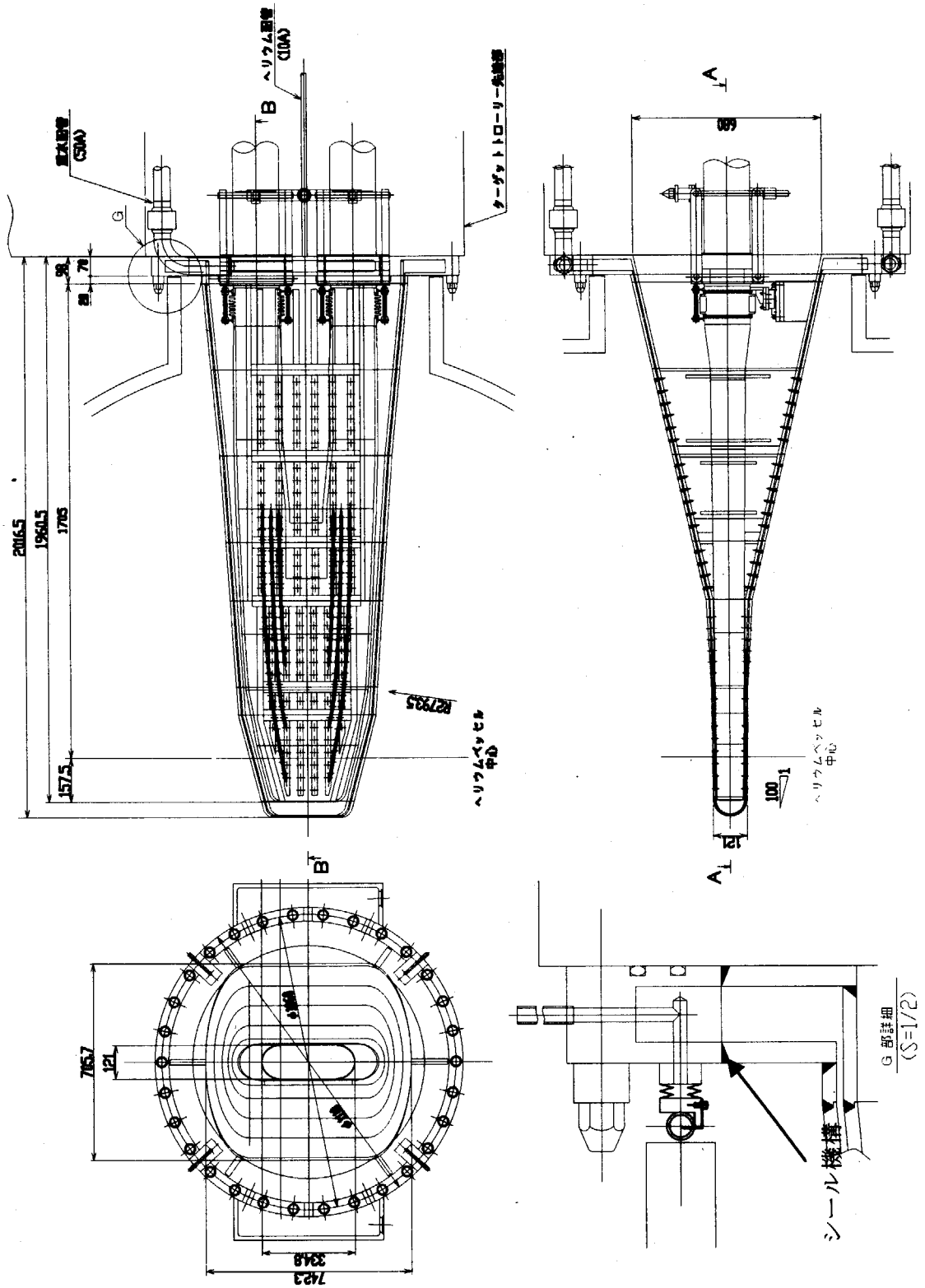


Fig.2.1.9-27 Helium-gas sealing structure installed on the safety hull

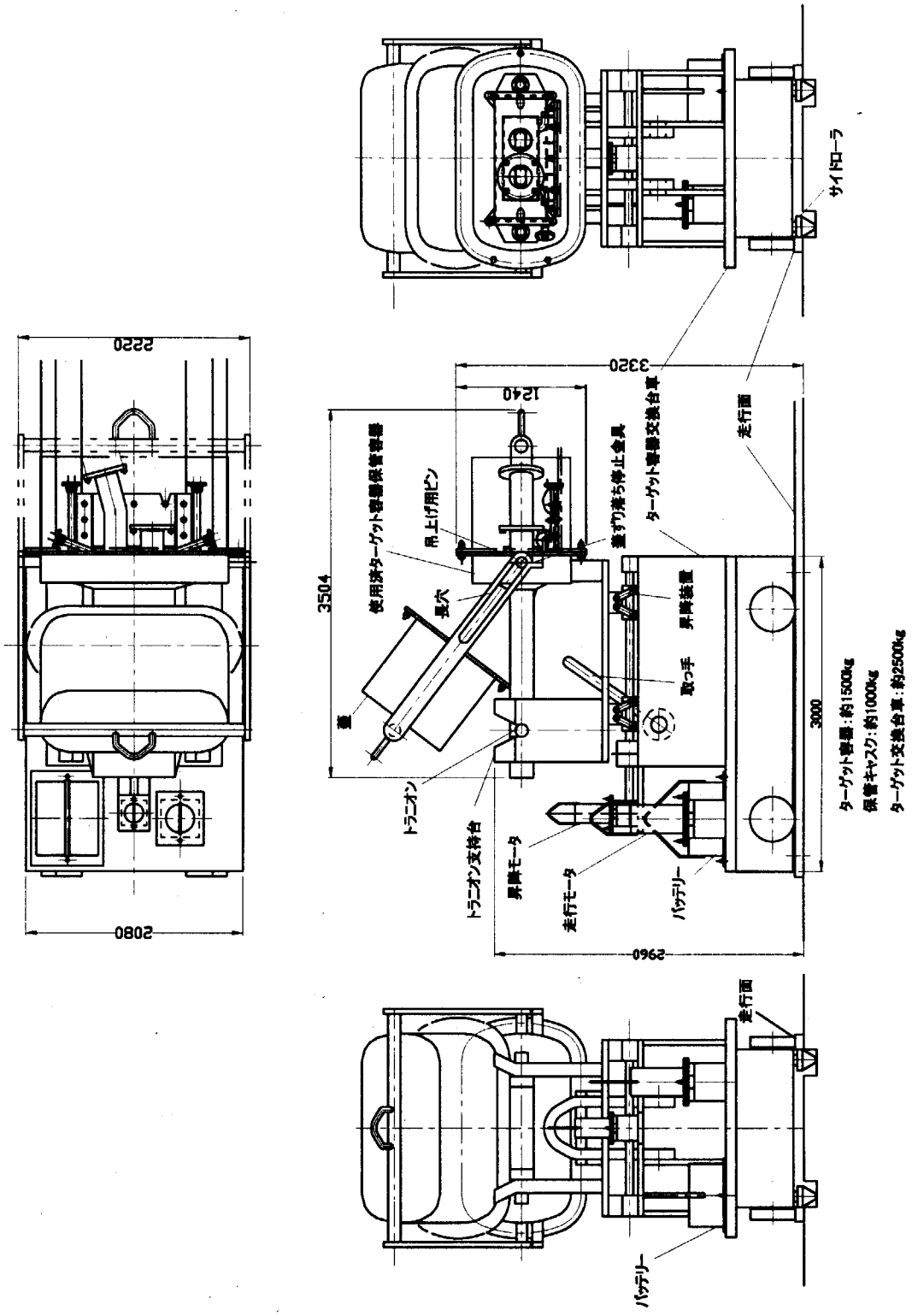


Fig.2.1.9-28 Target-exchanging trolley (carrying a cask of spent target)

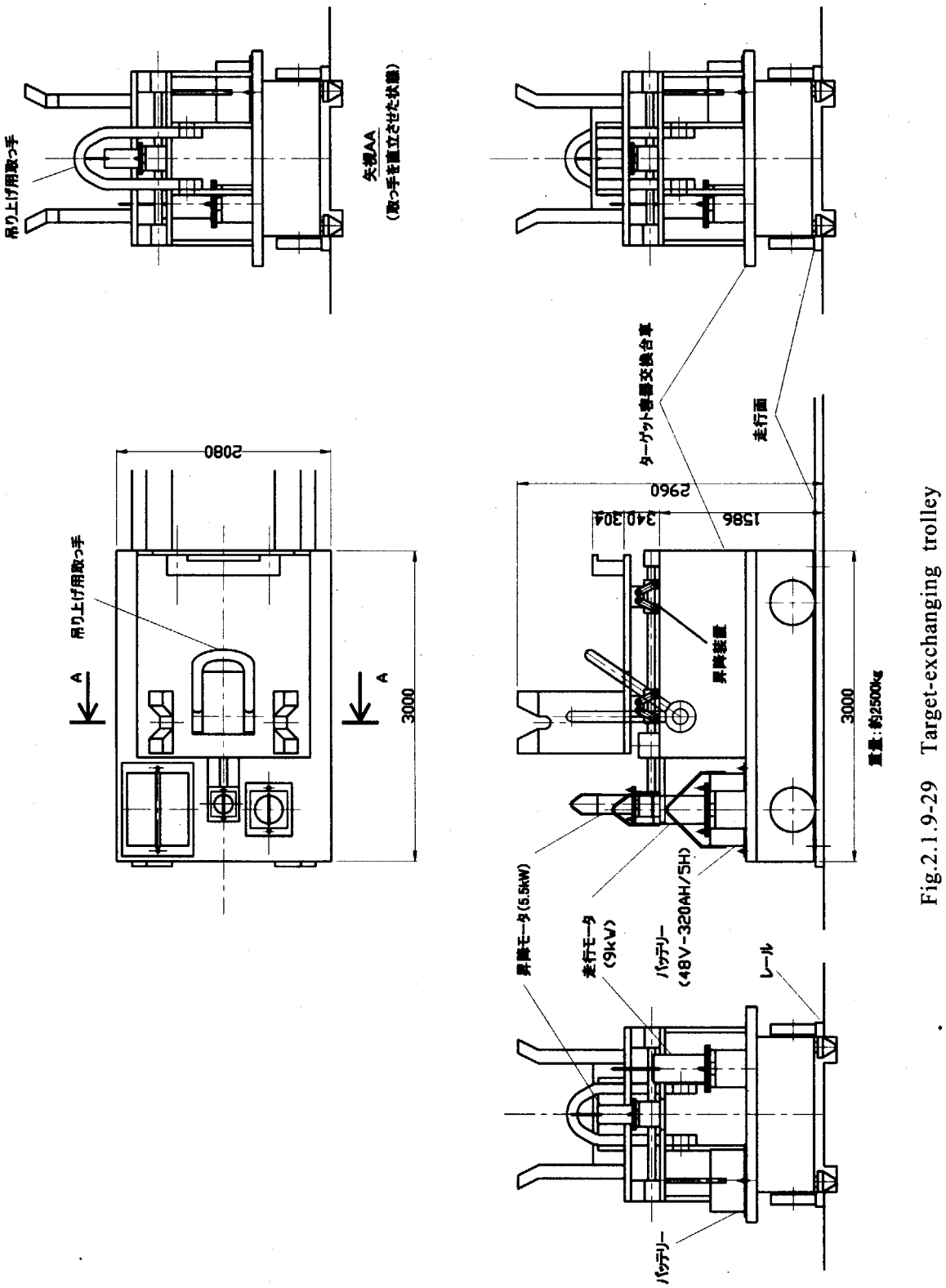


Fig.2.1.9-29 Target-exchanging trolley

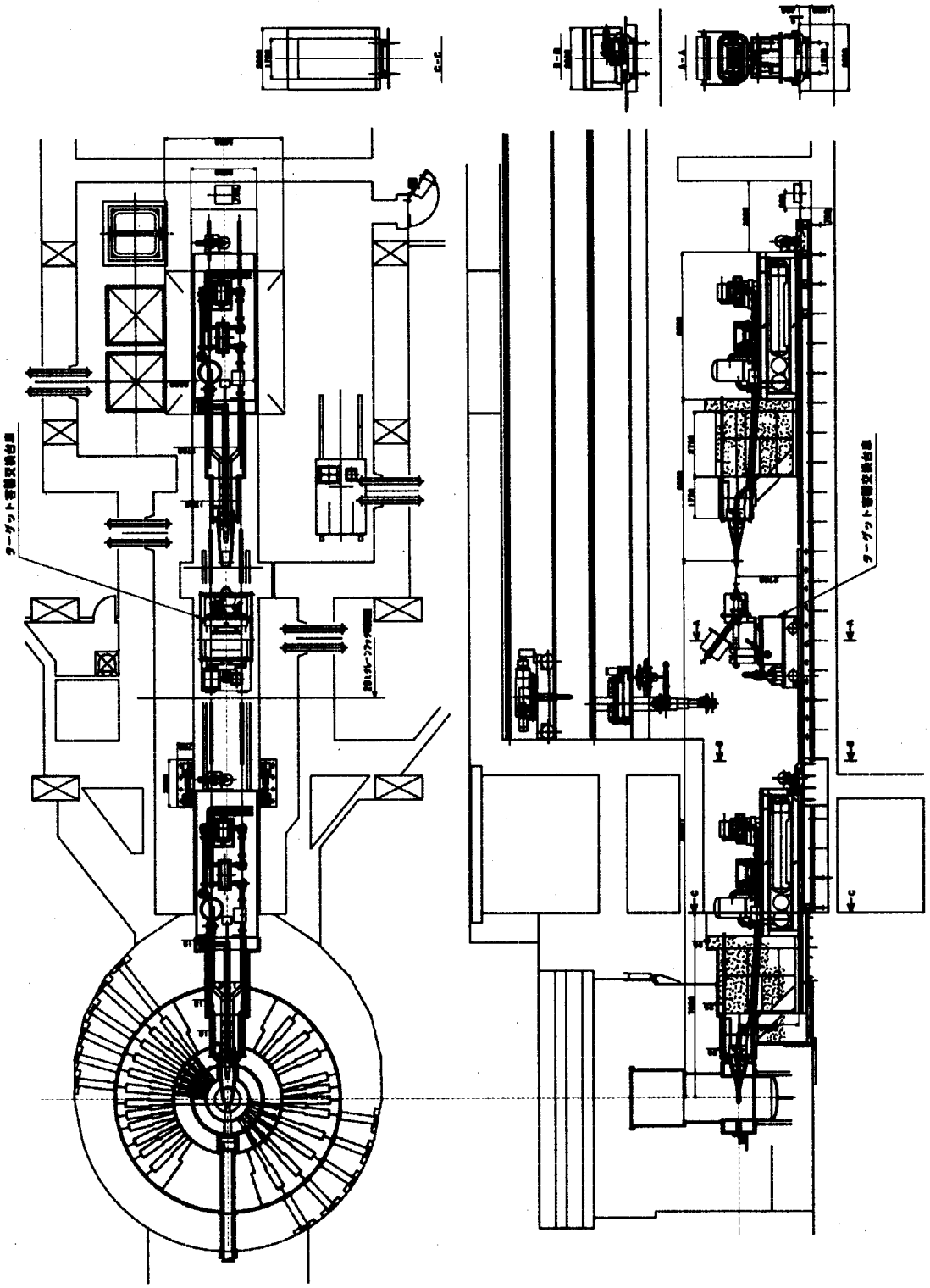


Fig.2.1.9-30 Arrangement plan of target-exchanging trolley in the hot cell

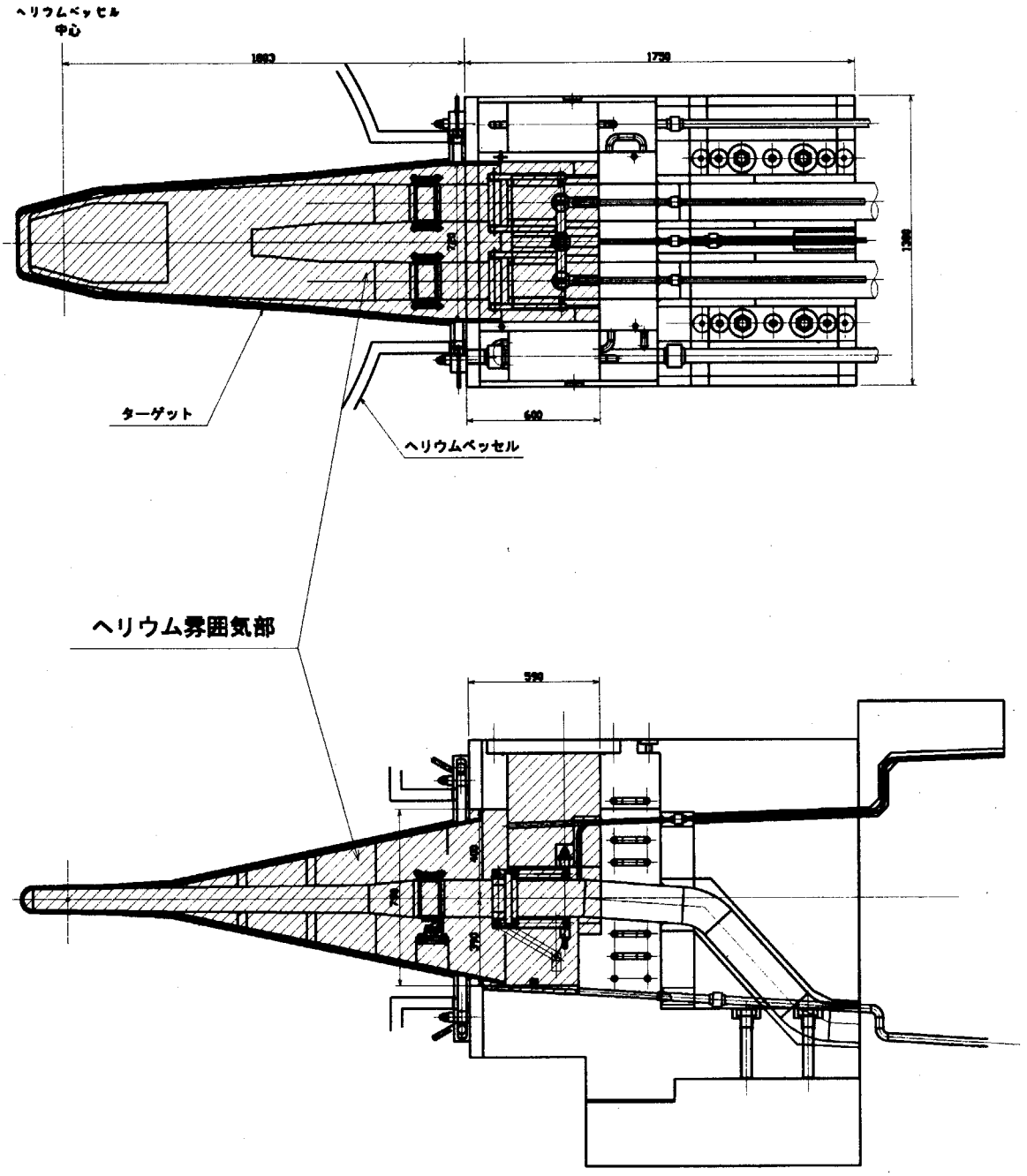
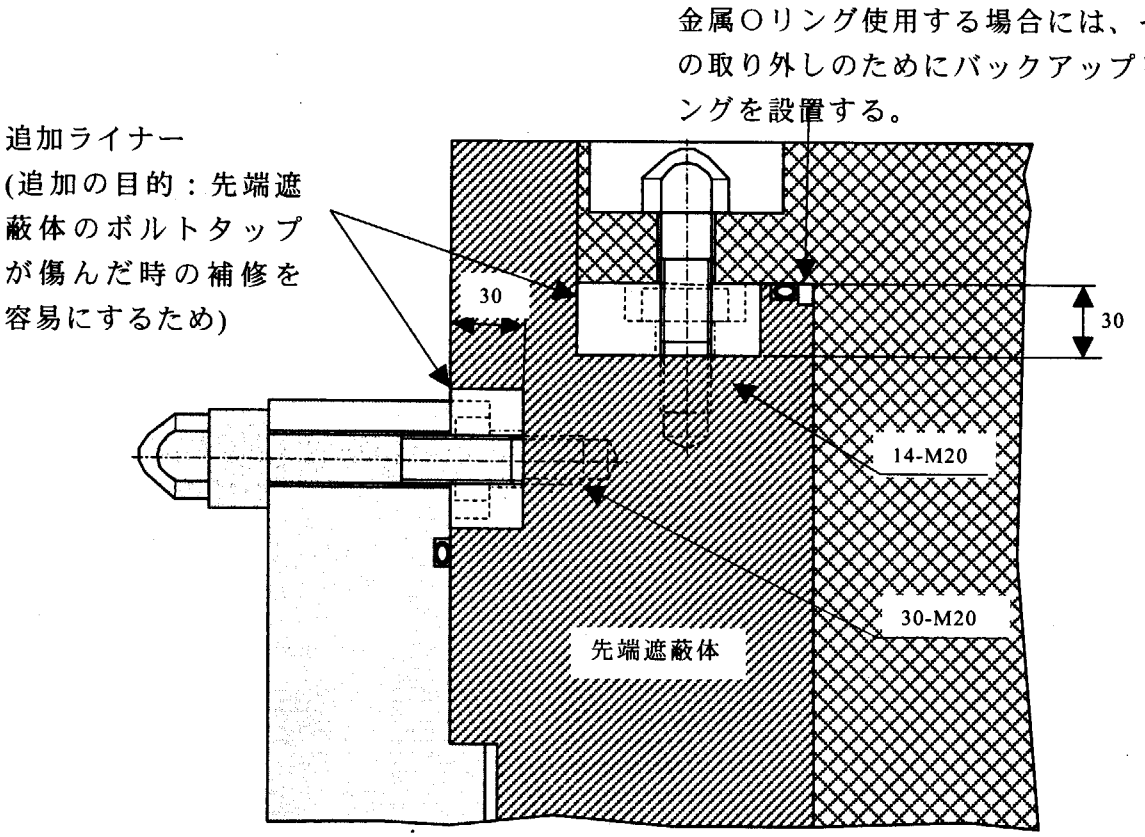


Fig.2.1.9-31 Region of helium gas atmosphere



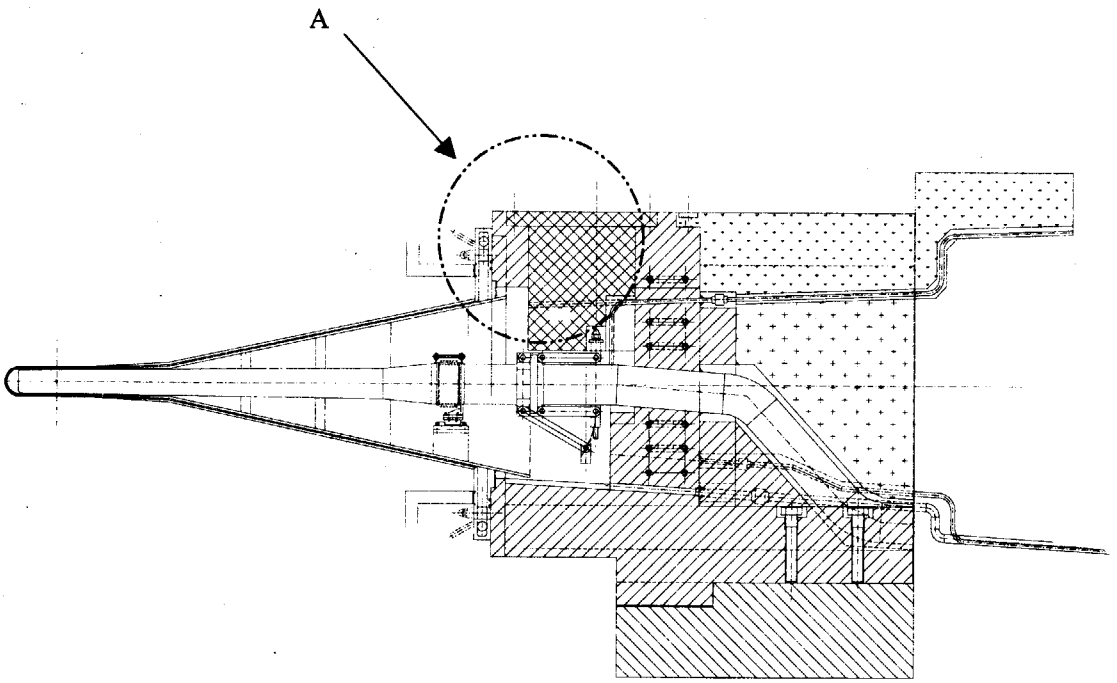


Fig.2.1.9-32 Liner plate for exchanging damaged threads

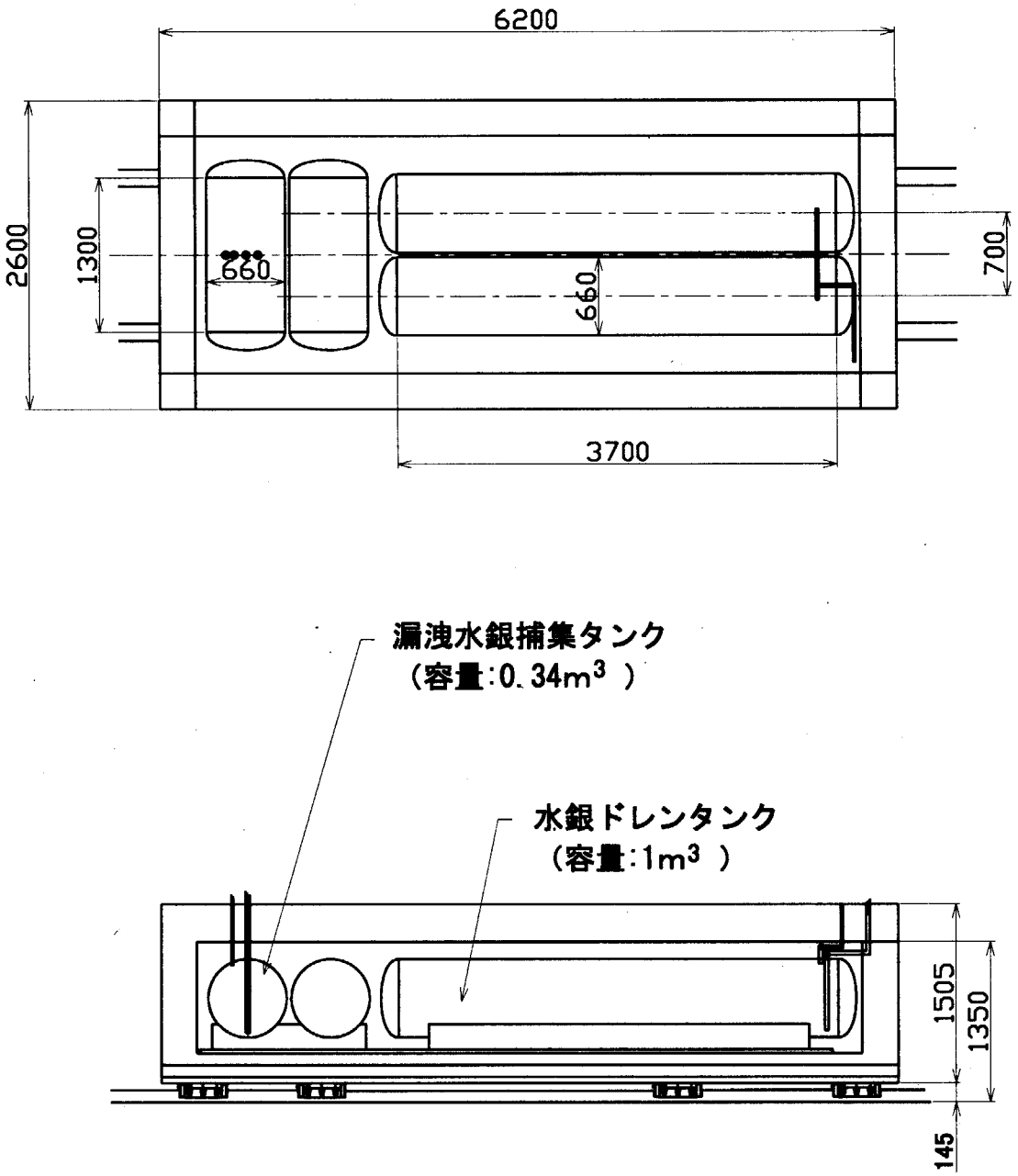


Fig.2.1.9-33 Layout of mercury drain tanks and collection tanks of leakage mercury

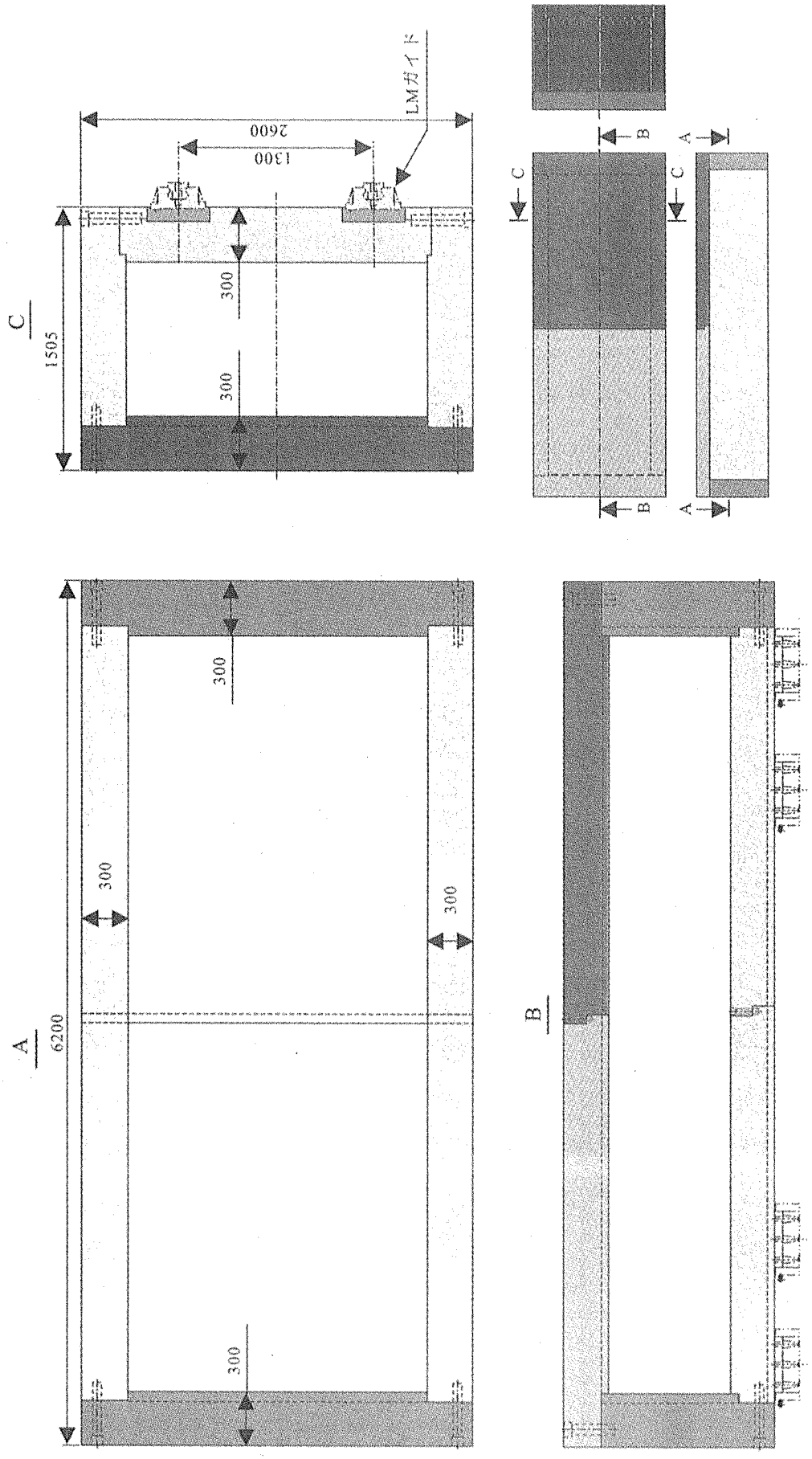


Fig.2.1.9-34 Shielding structure around mercury drain and collecting tanks

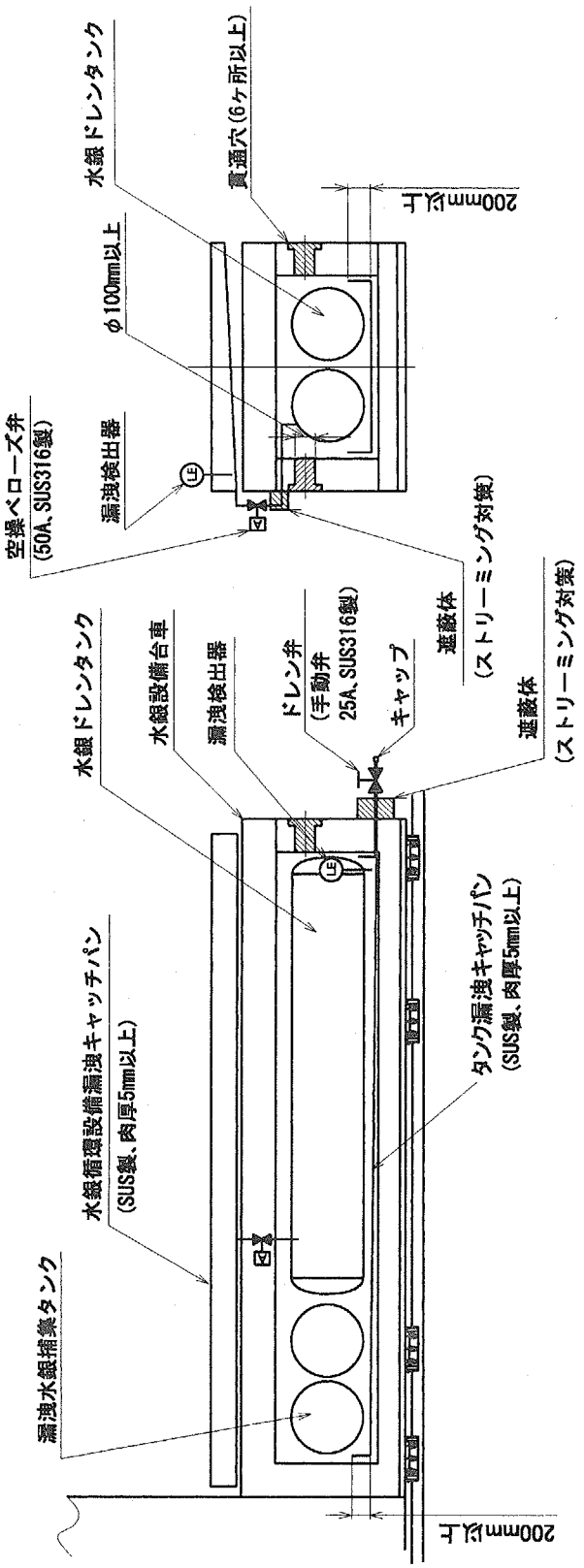
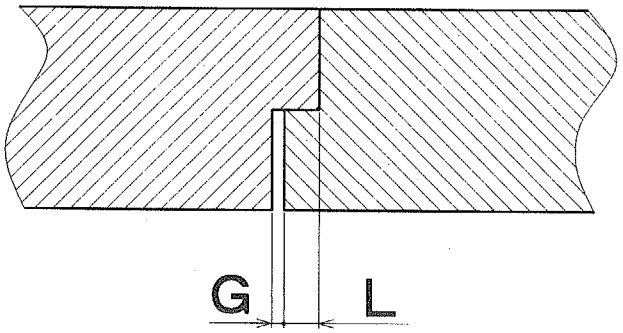


Fig.2.1.9-35 Concept of catch-pan for collecting leakage mercury



$L/G \geqq 10$

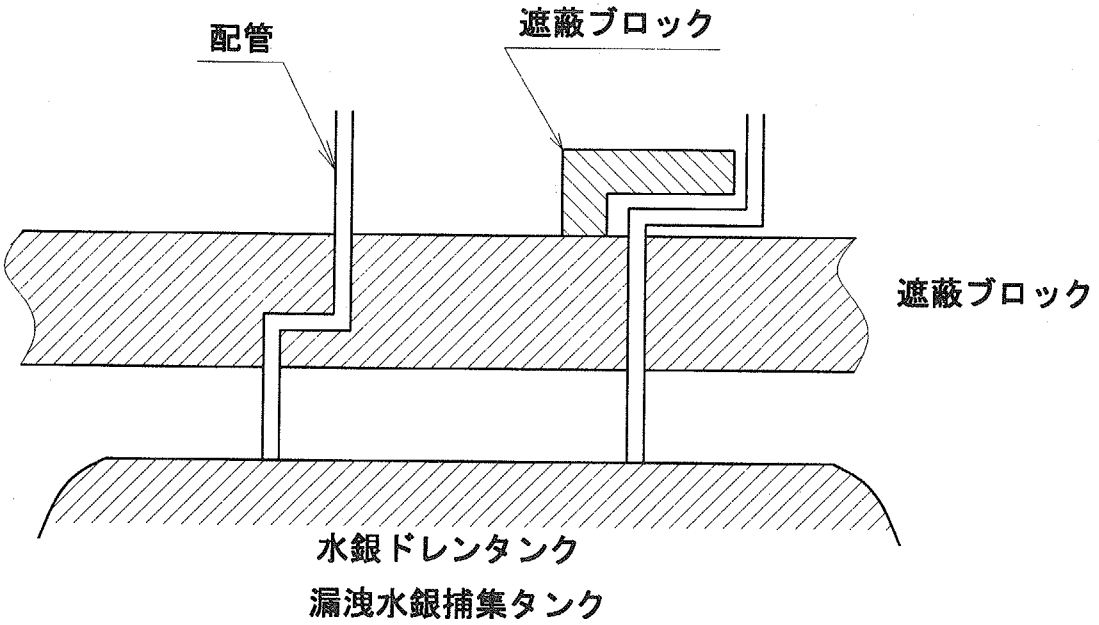


Fig.2.1.9-36 Measures against neutron streaming through penetration

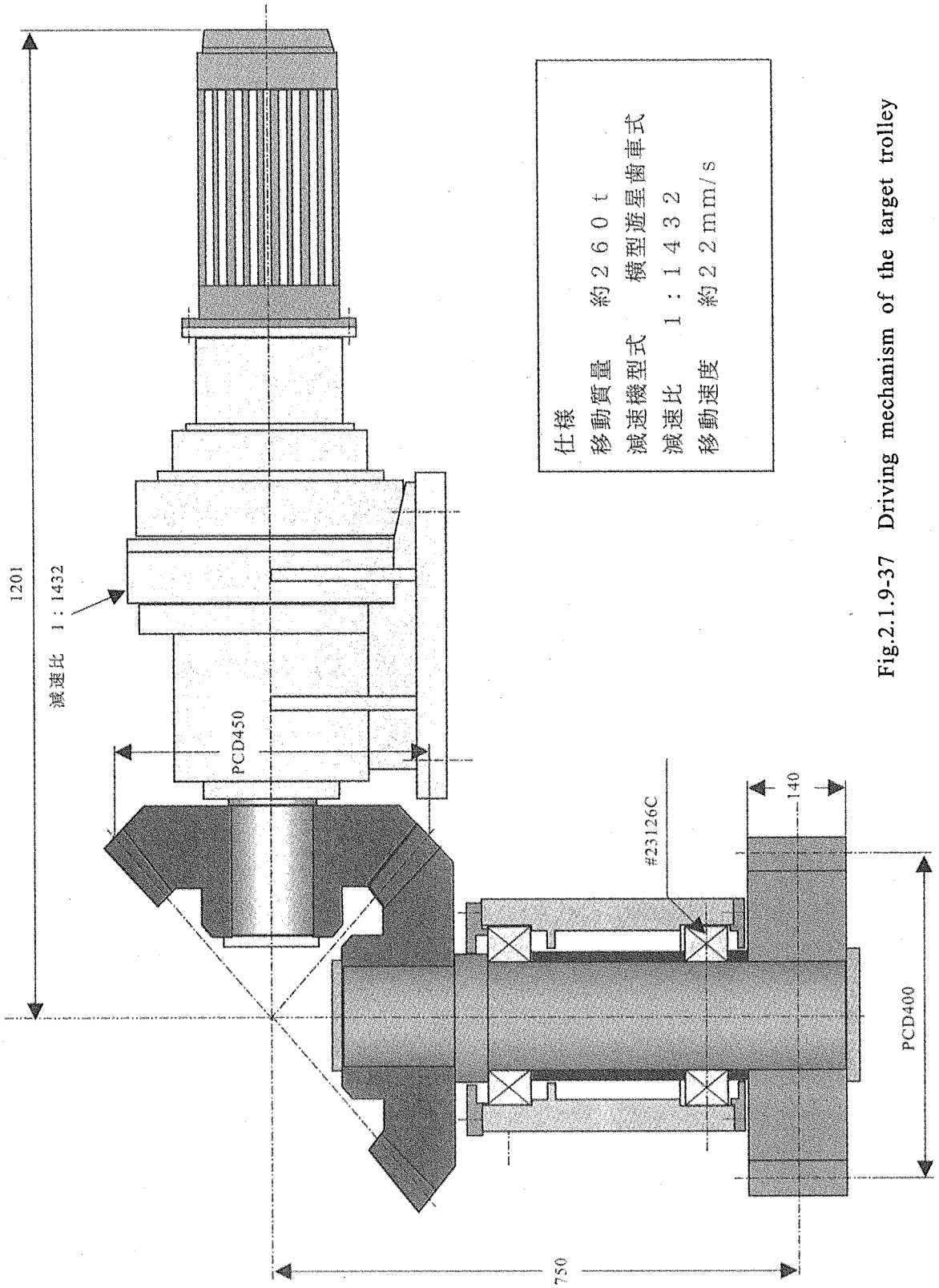
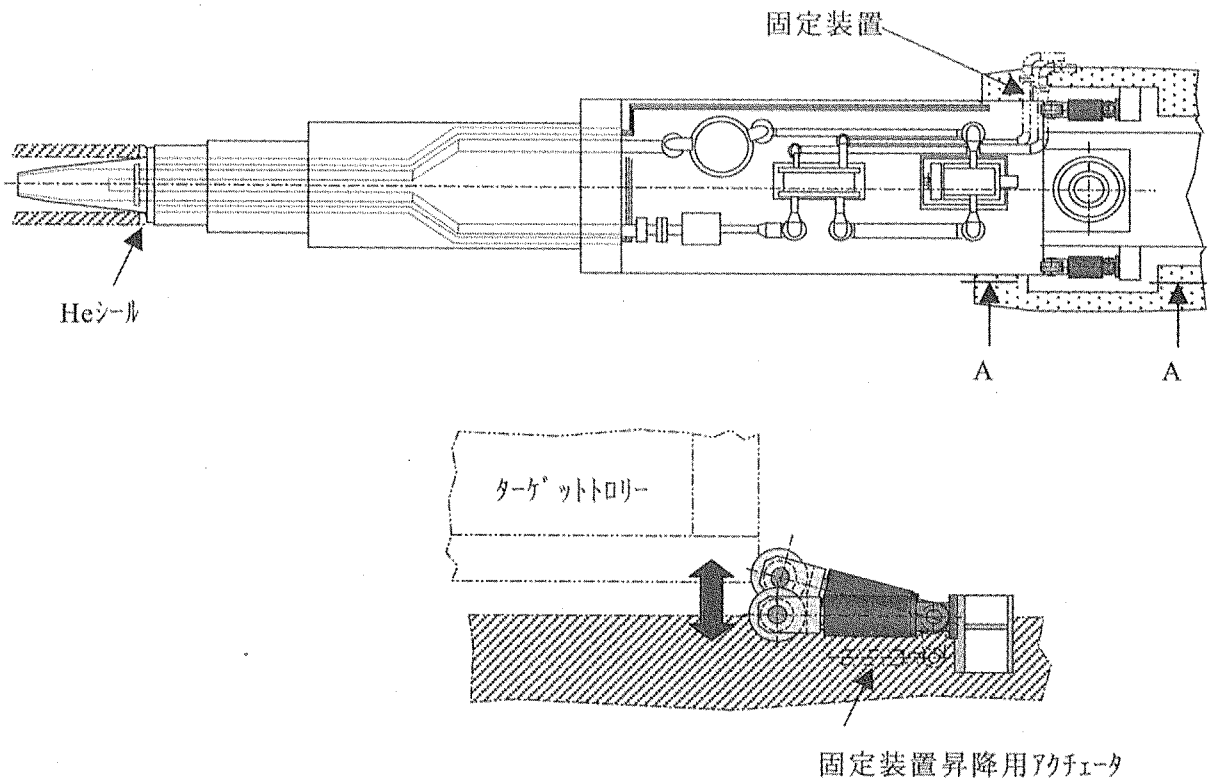
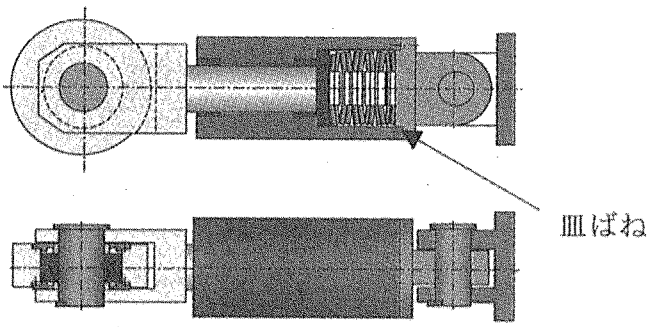


Fig.2.1.9-37 Driving mechanism of the target trolley

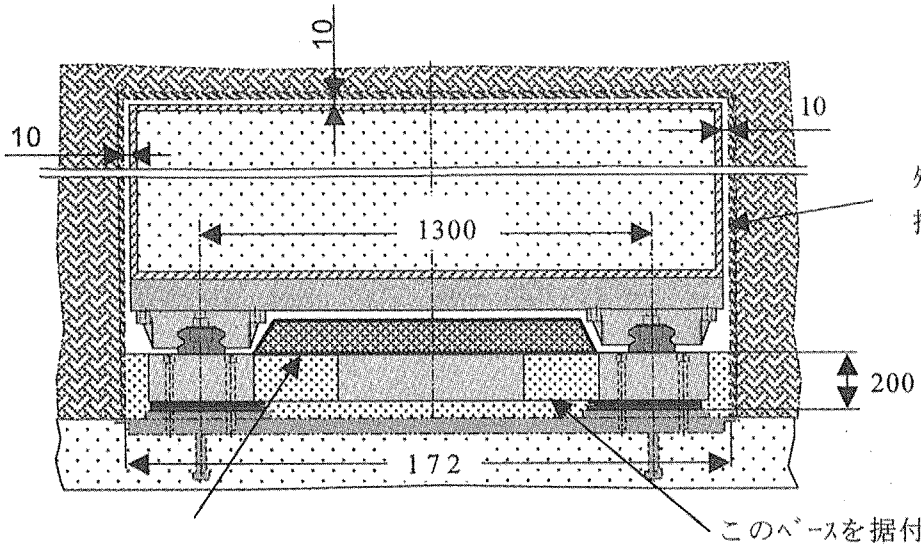


A-A矢視図

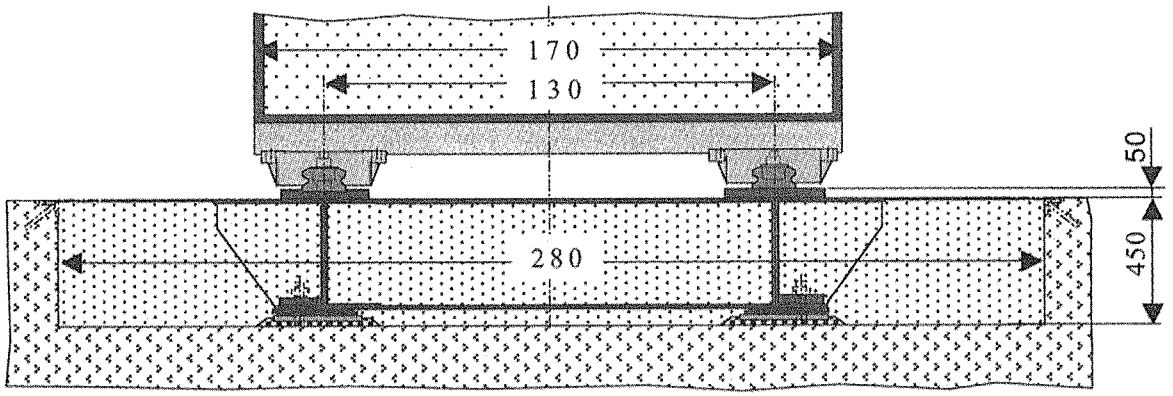


固定装置断面詳細

Fig.2.1.9-38 Concept of trolley-fixing device



ﾀｰｹﾞｯﾄ台車挿入ﾗｲﾅｰ部
(二点鎖線部は手配範囲外)



ﾗｯｸ取り付け無し部

Fig.2.1.9-39 Cross-sectional view of base structure for linear-motion (LM) guide way (1)

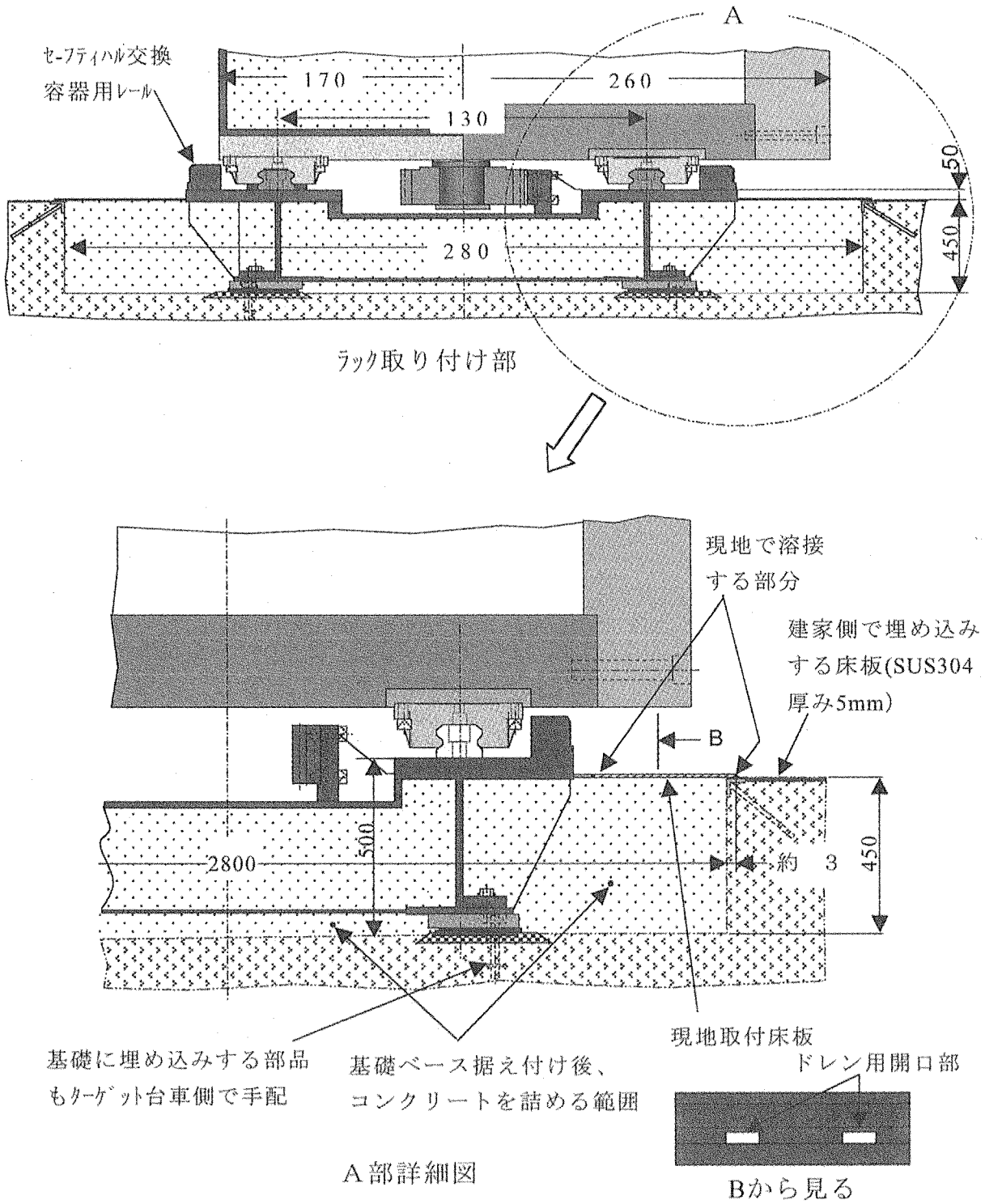


Fig.2.1.9-40 Cross-sectional view of base structure for linear-motion (LM) guide way (2)

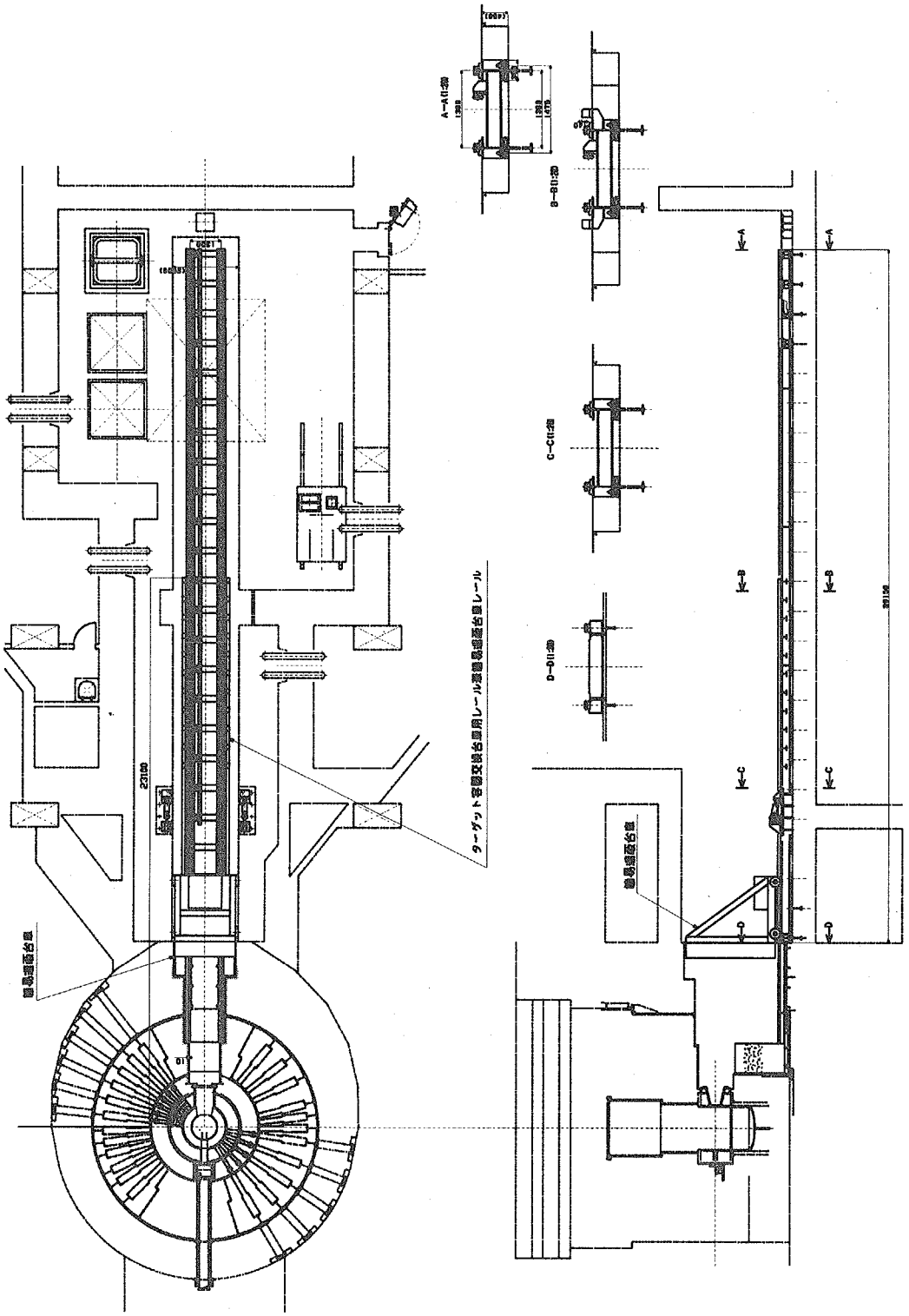


Fig.2.1.9-41 Arrangement plan of a mobile shielding block traveling on rails for common use of the target-exchanging trolley

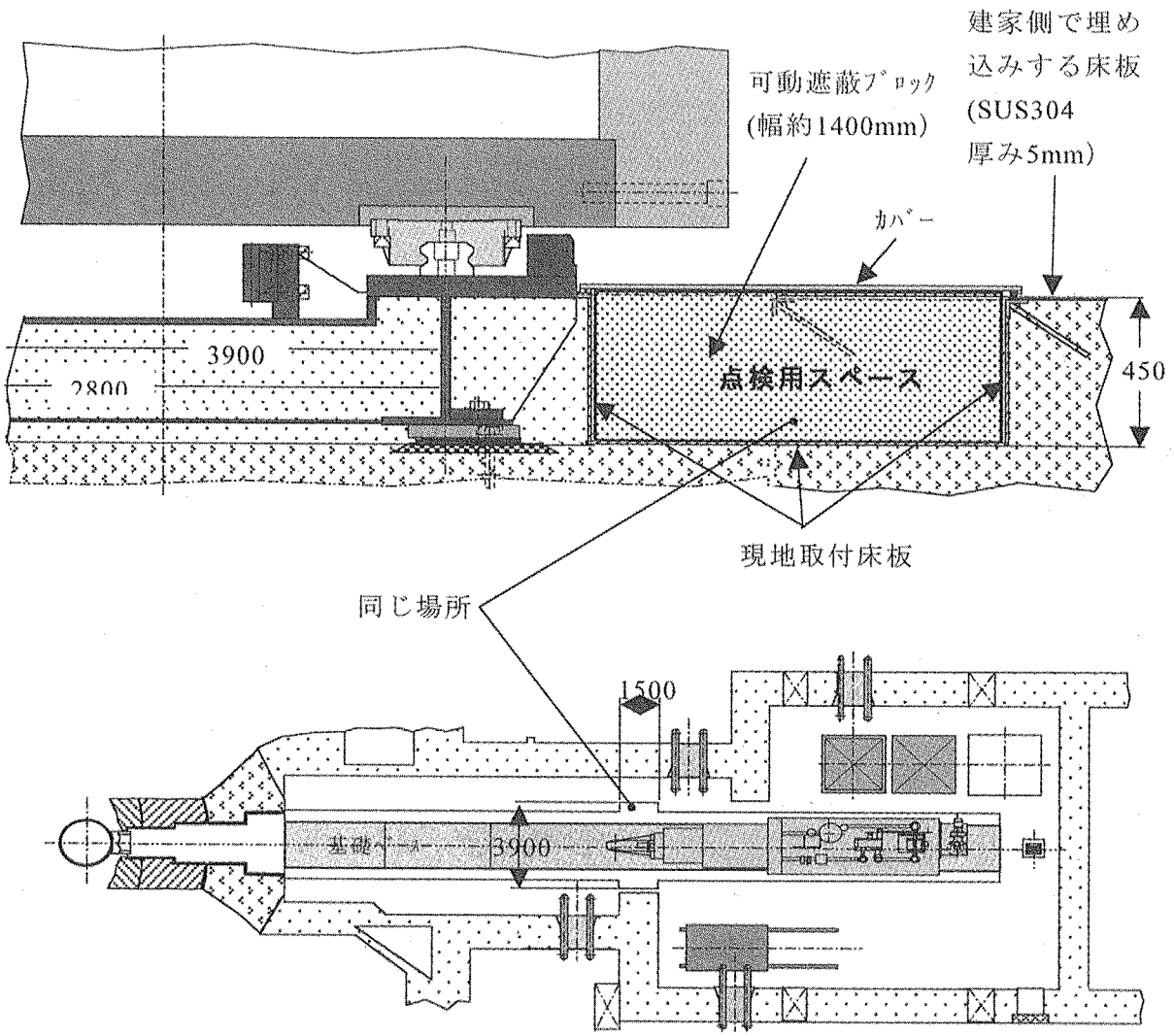


Fig.2.1.9-42 Inspection space filled with a concrete block

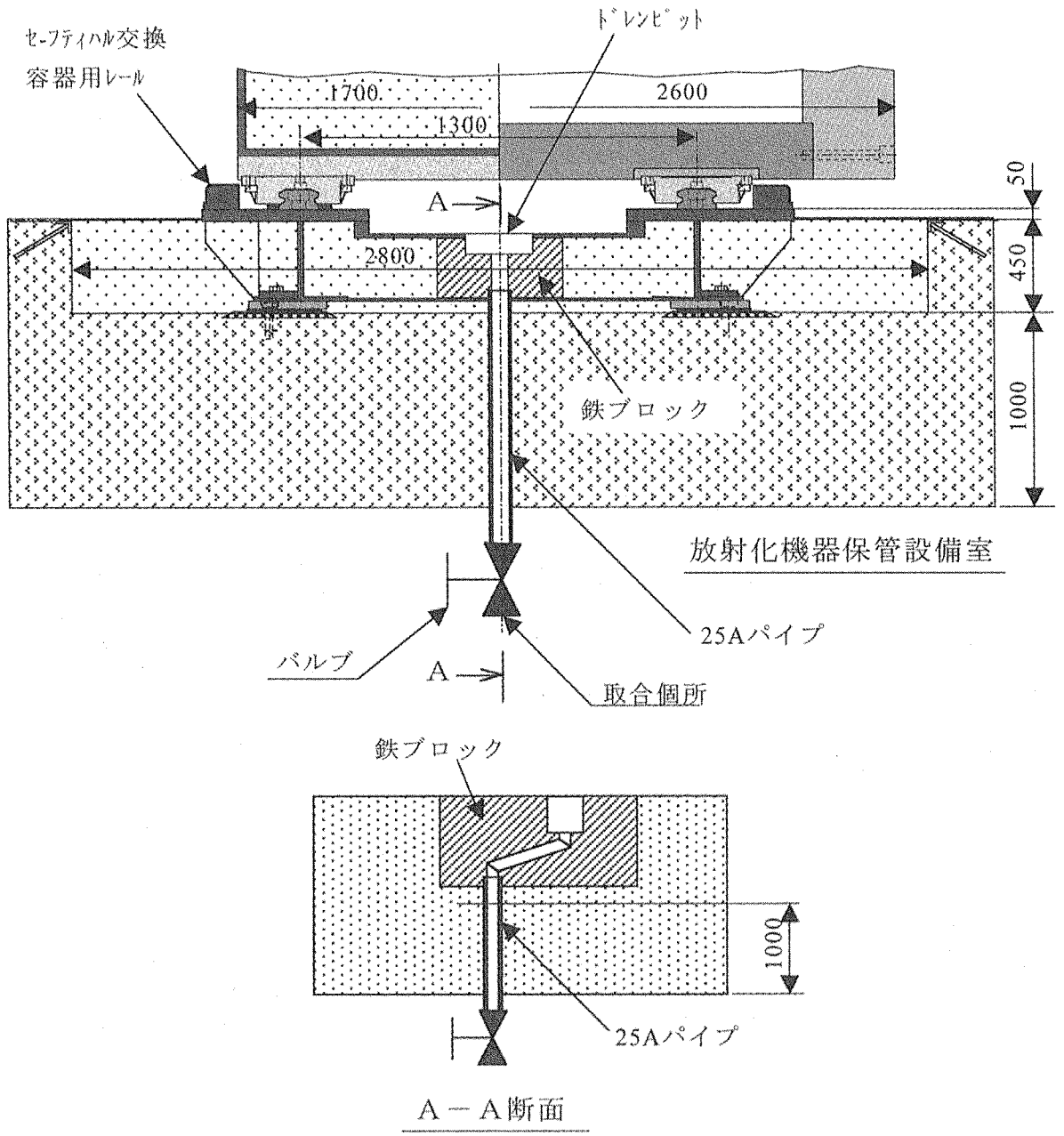


Fig.2.1.9-43 Concept of drain pit

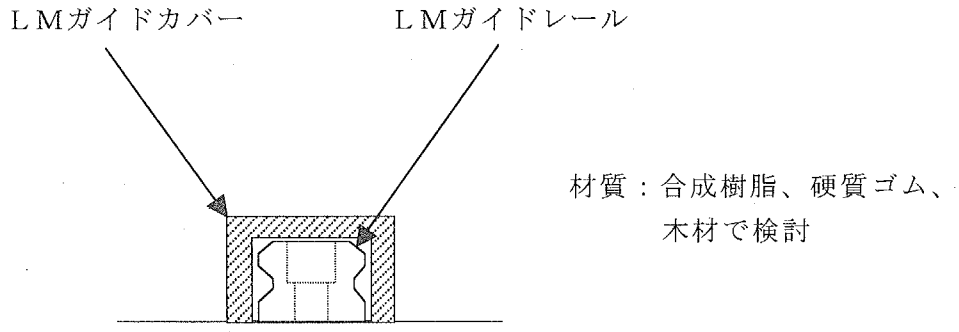


Fig.2.1.9-44 Rail cover for the LM guide way

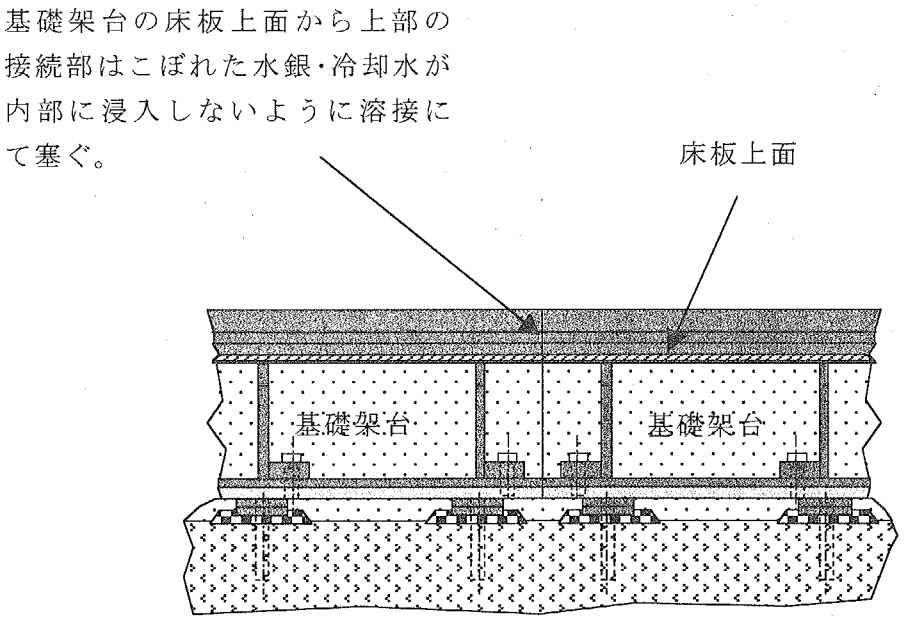


Fig.2.1.9-45 Structure of the base plate with frames

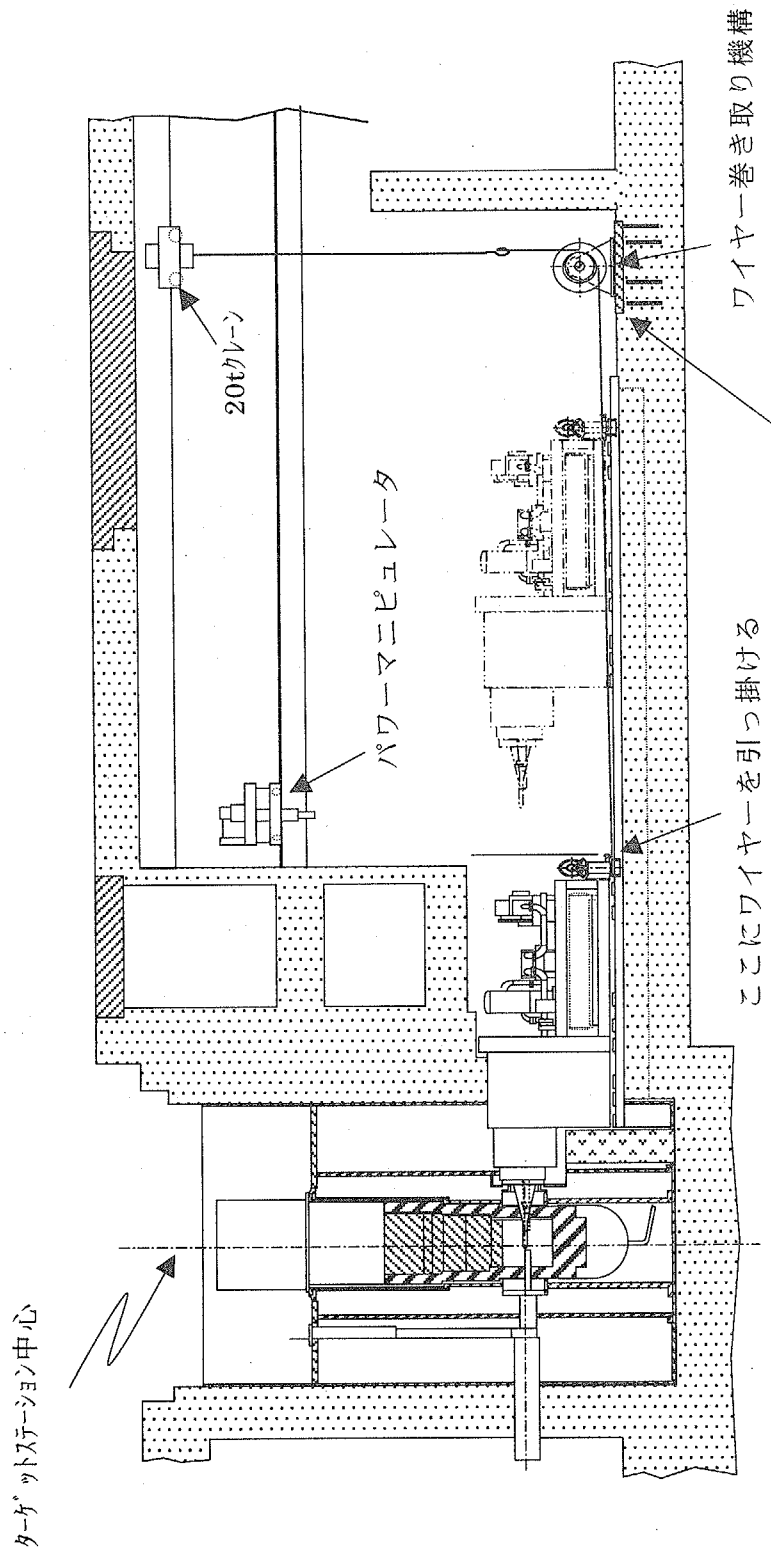


Fig.2.1.9-46 Concept of an emergency traction device for the target trolley

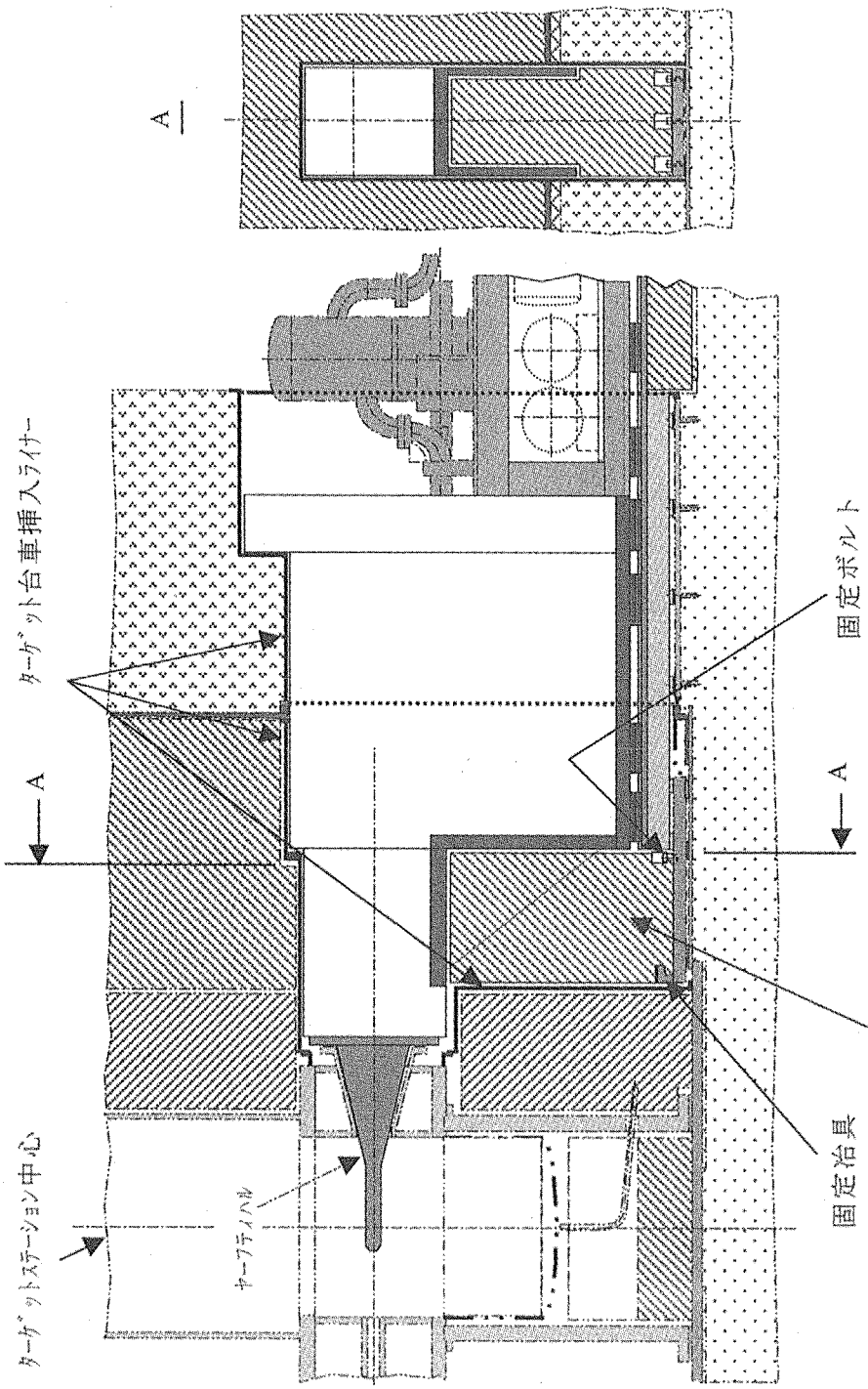


Fig.2.1.9-47 Installation of permanent shielding block

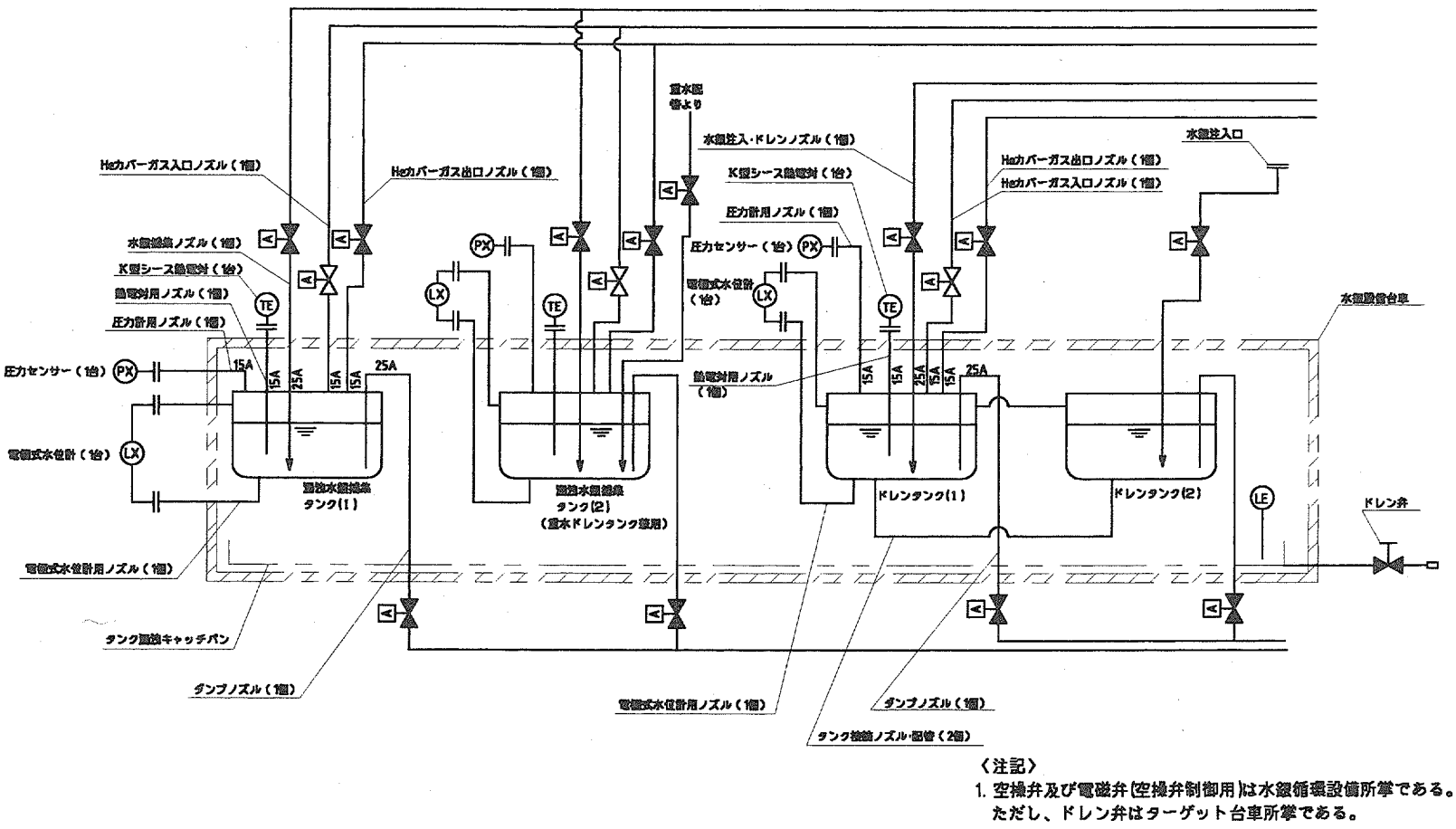


Fig.2.1.9-48 Flow diagram of pipelines connected with the mercury drain tanks and collection tanks for leakage mercury

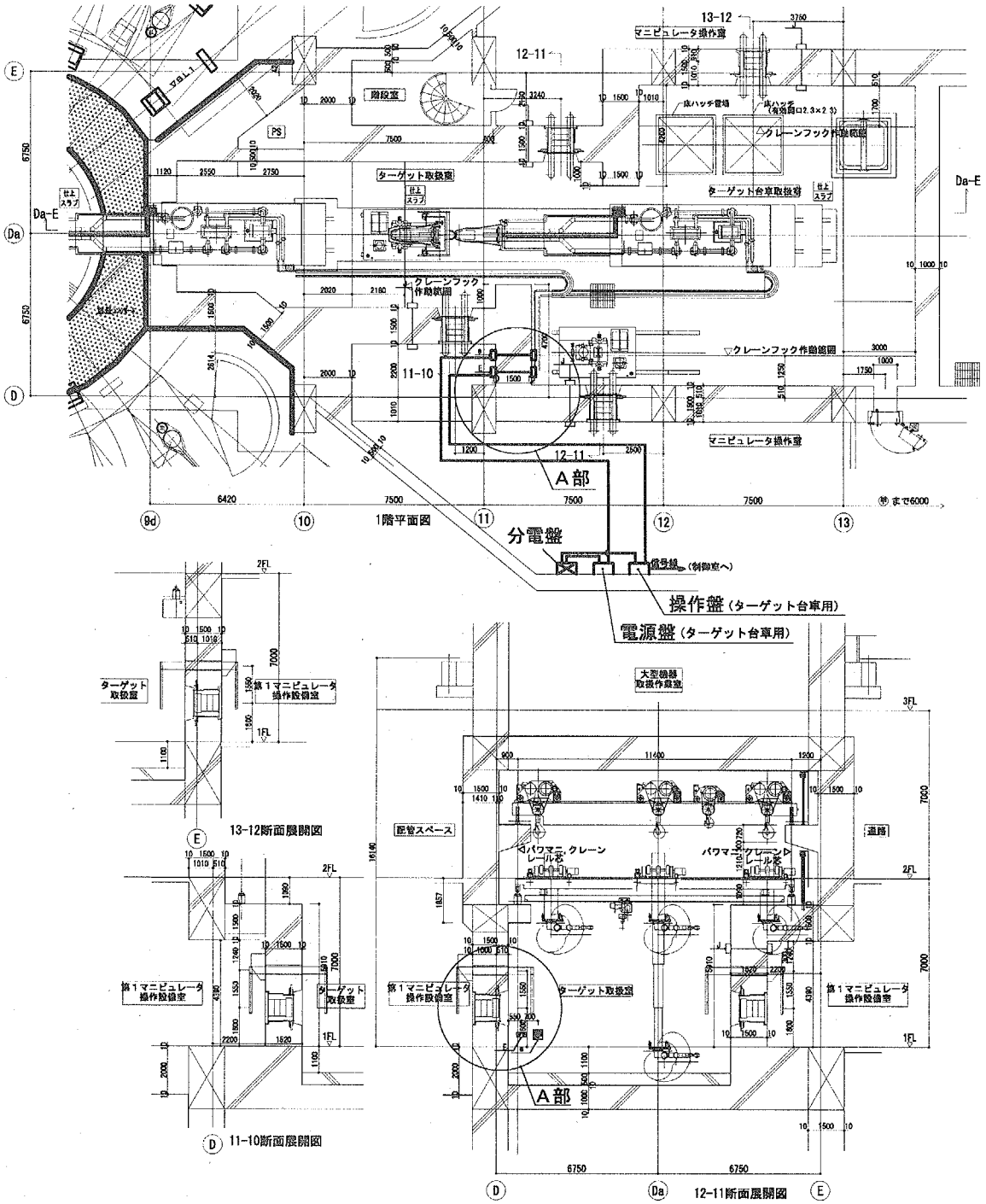


Fig.2.1.9-49 Layout of wiring and cable-veyor of the target trolley

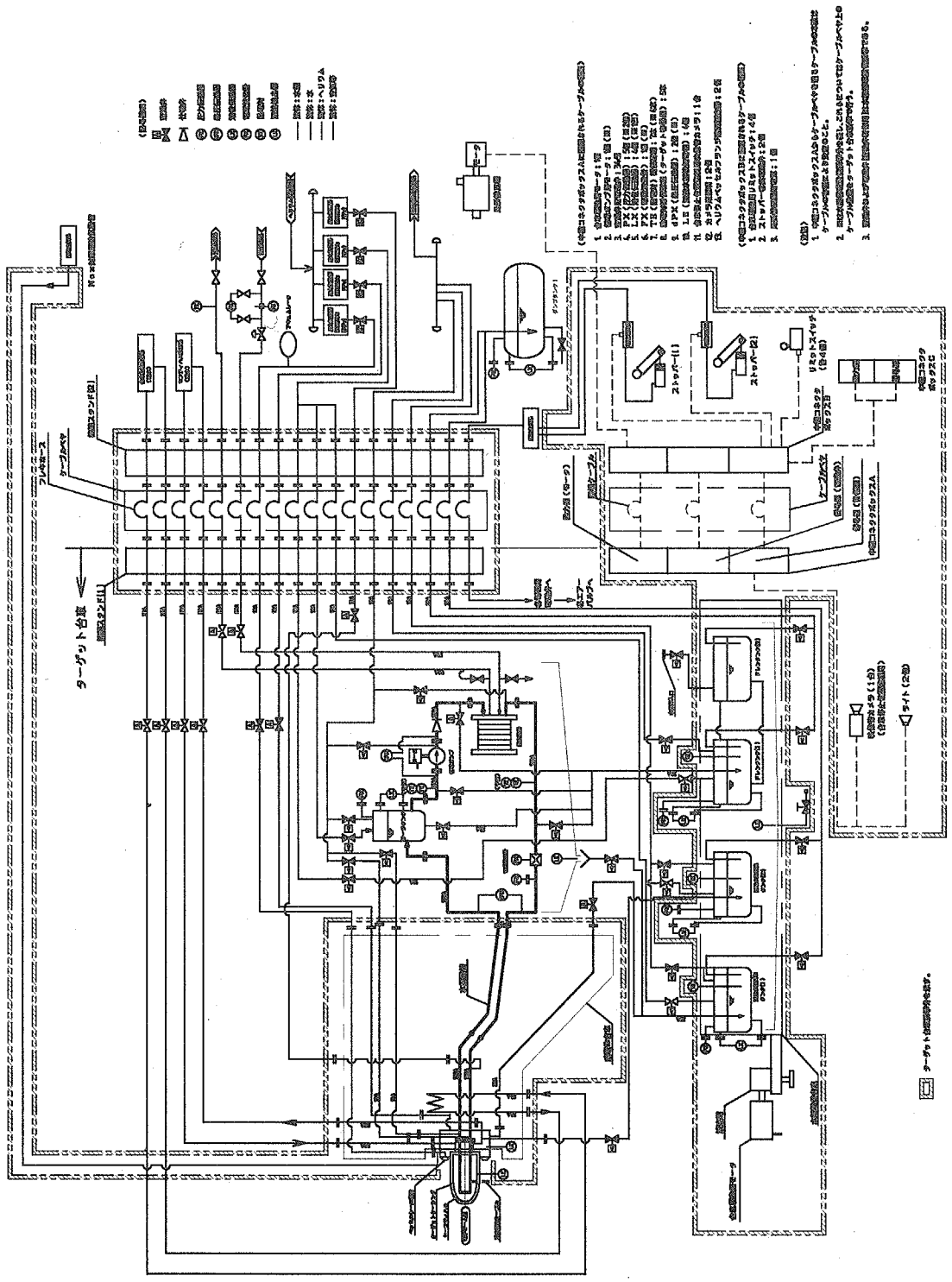
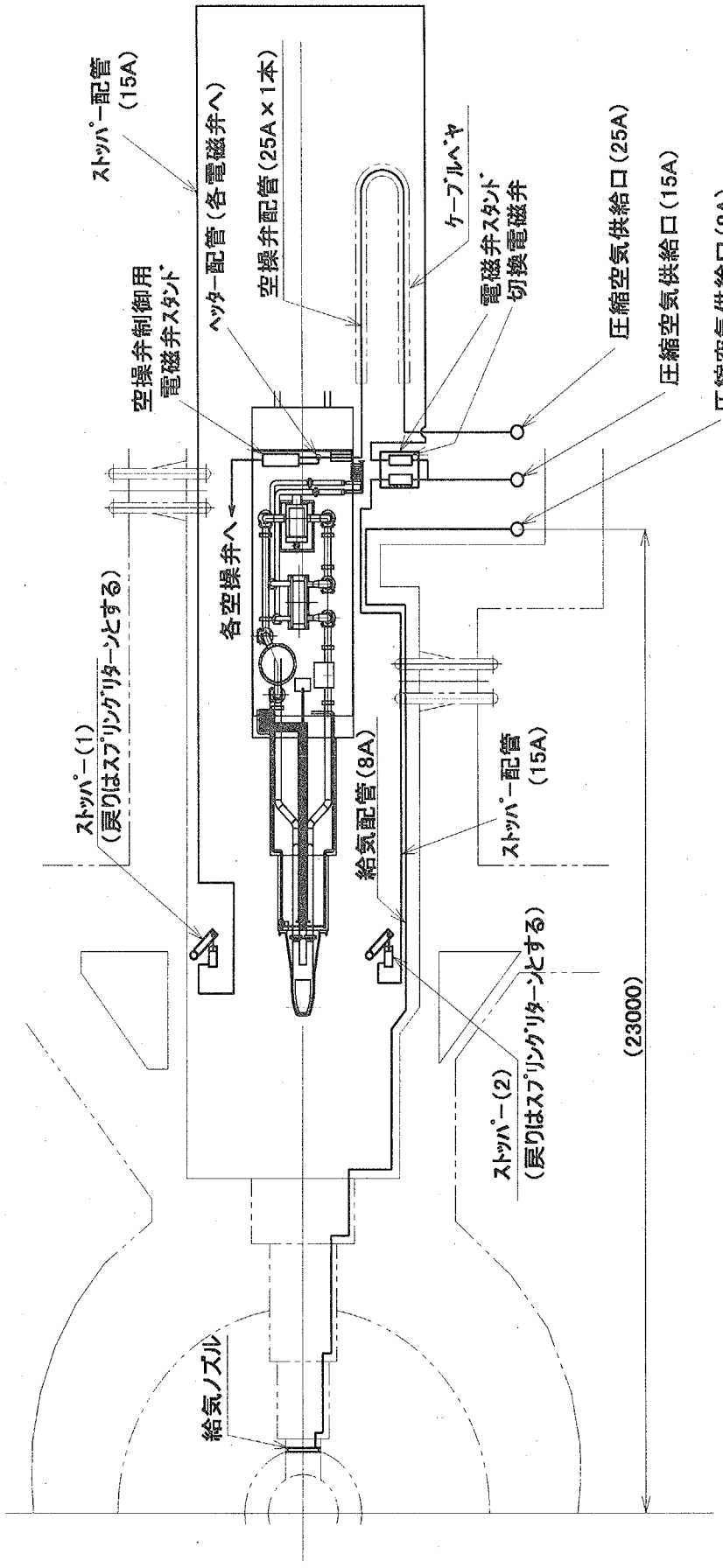


Fig.2.1.9-50 Flow and wiring diagram of the target trolley and related cooling systems



〈注記〉
1. 圧縮空気は供給だけとし、戻りは大気放出とする。

Fig.2.1.9-51 Layout of pressurized-air pipelines

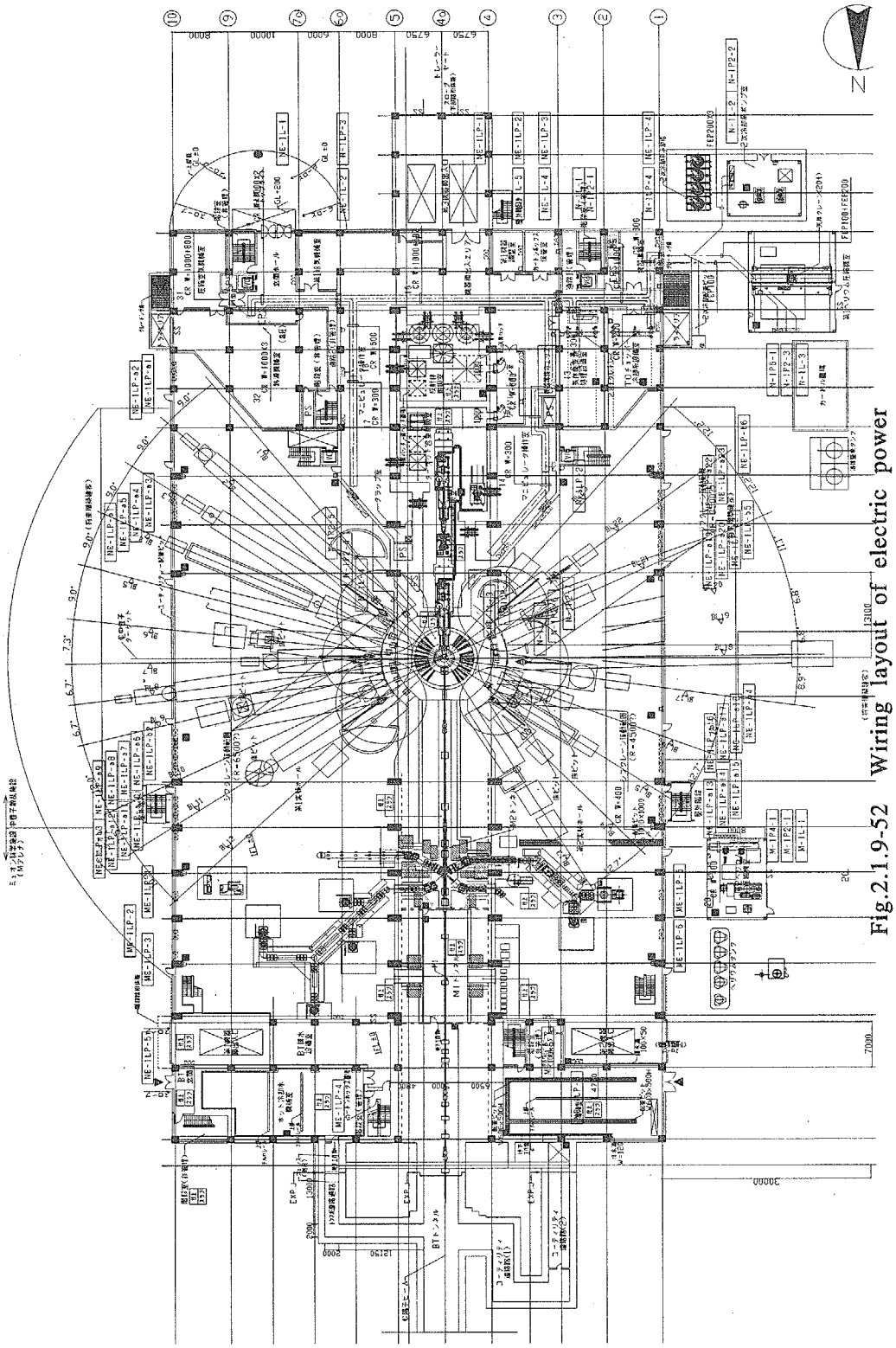
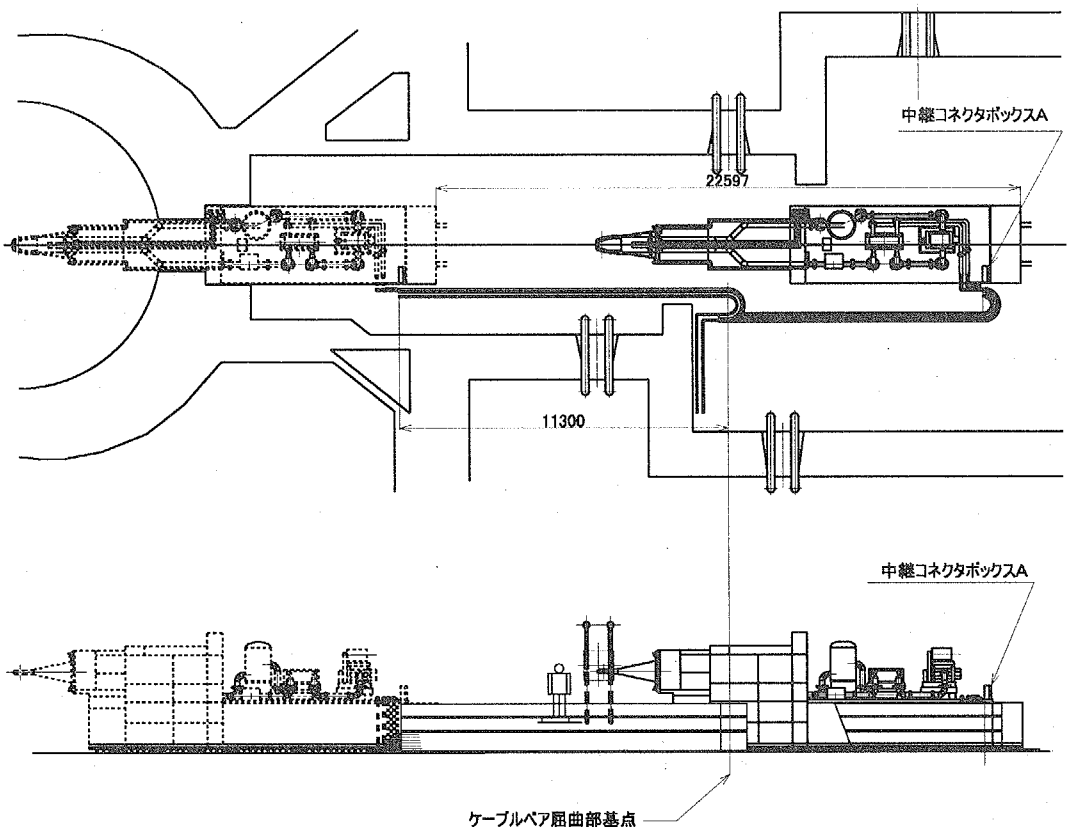


Fig.2.1.9-52 Wiring layout of electric power



ケーブルベア概略図

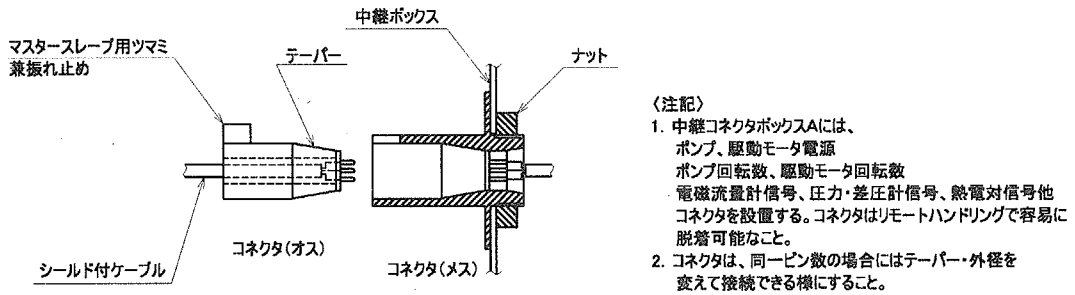
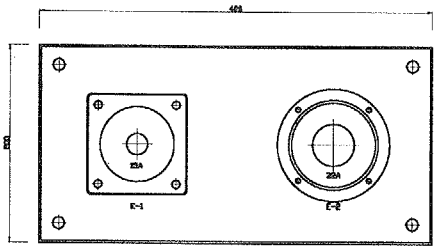
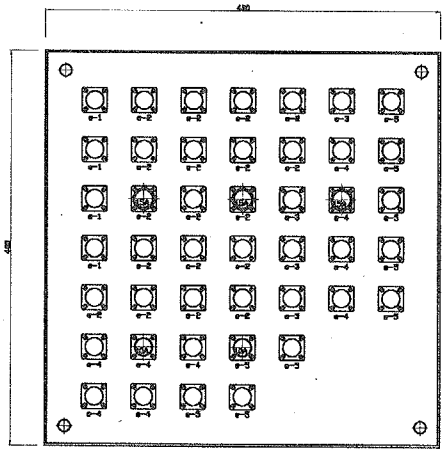


Fig.2.1.9-53 Concept of a connector installed on the target trolley



E　電源ケーブルコネクタボックス

（ターゲット台車駆動、水銀循環ポンプ駆動用）



e　信号ケーブルコネクタボックス

（ターゲット台車、水銀循環設備用）

記号	コネクタボックス質量[kg]	ライナーの開口寸法（W）×（H）[mm]	筐体外寸法（W）×（H）[mm]
E	15	430×230	490×290
e	20	430×430	490×490

Fig.2.1.9-54　Connector boxes for signal and electric power cables

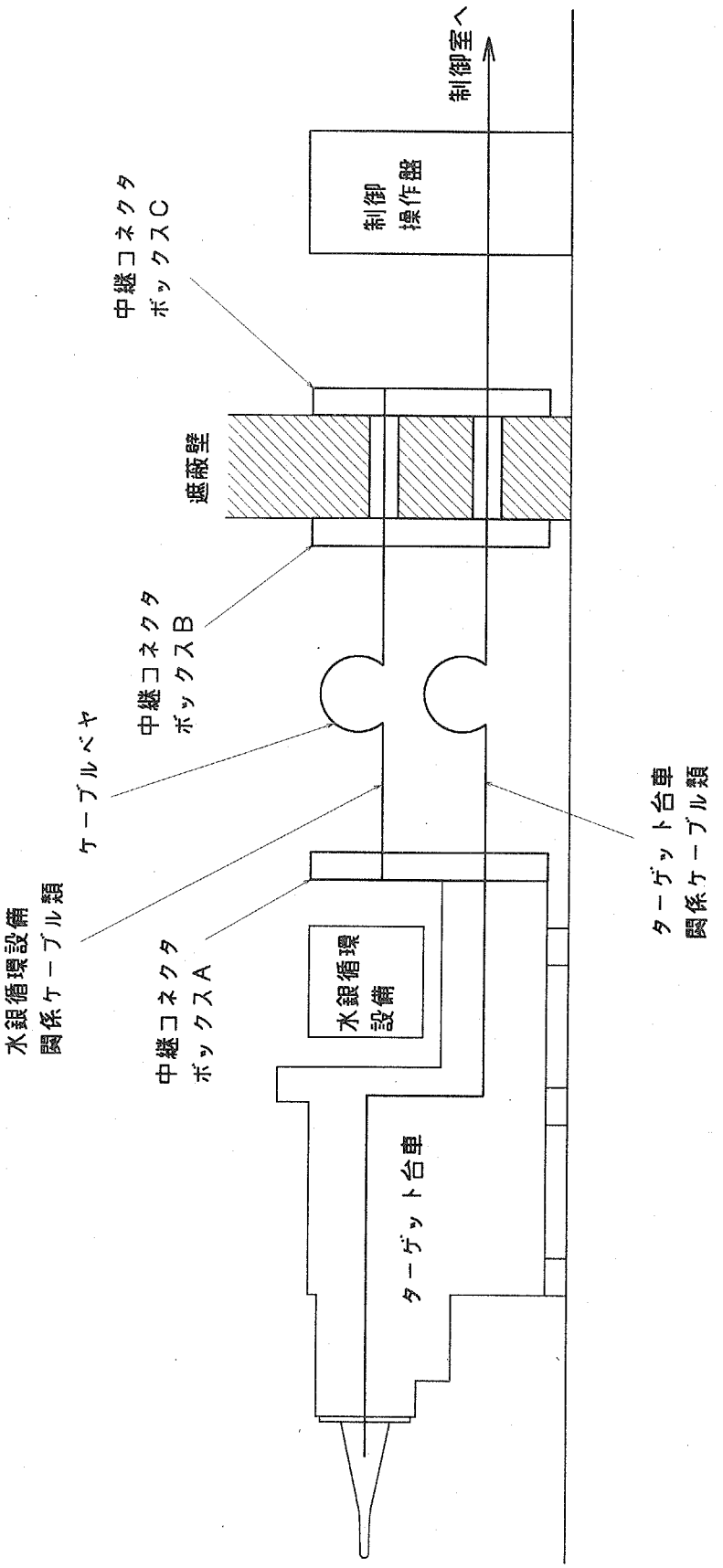


Fig.2.1.9-55 Division of responsibility for wirings of the target trolley and the mercury circulation system

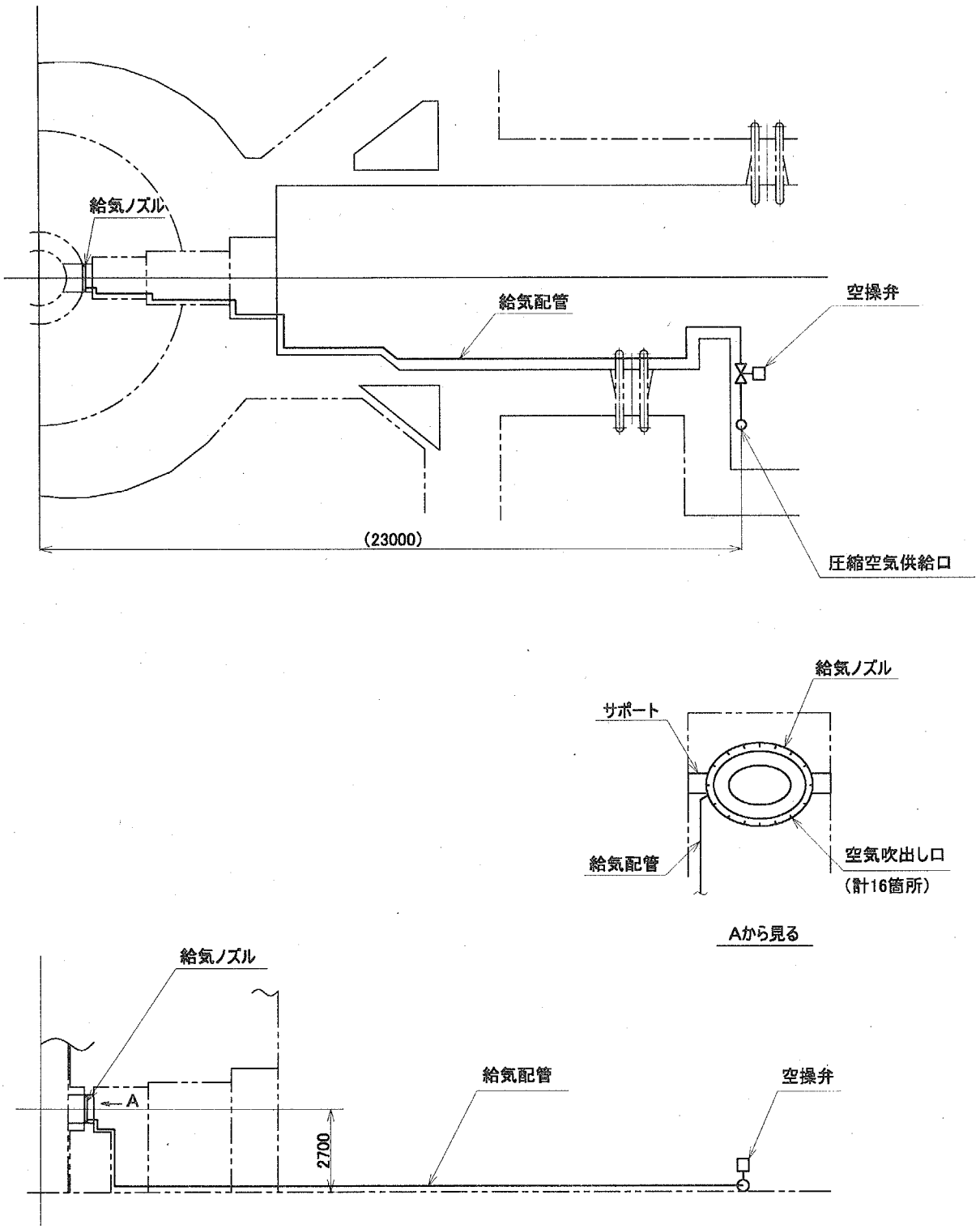


Fig.2.1.9-56 Ventilation system for Nox

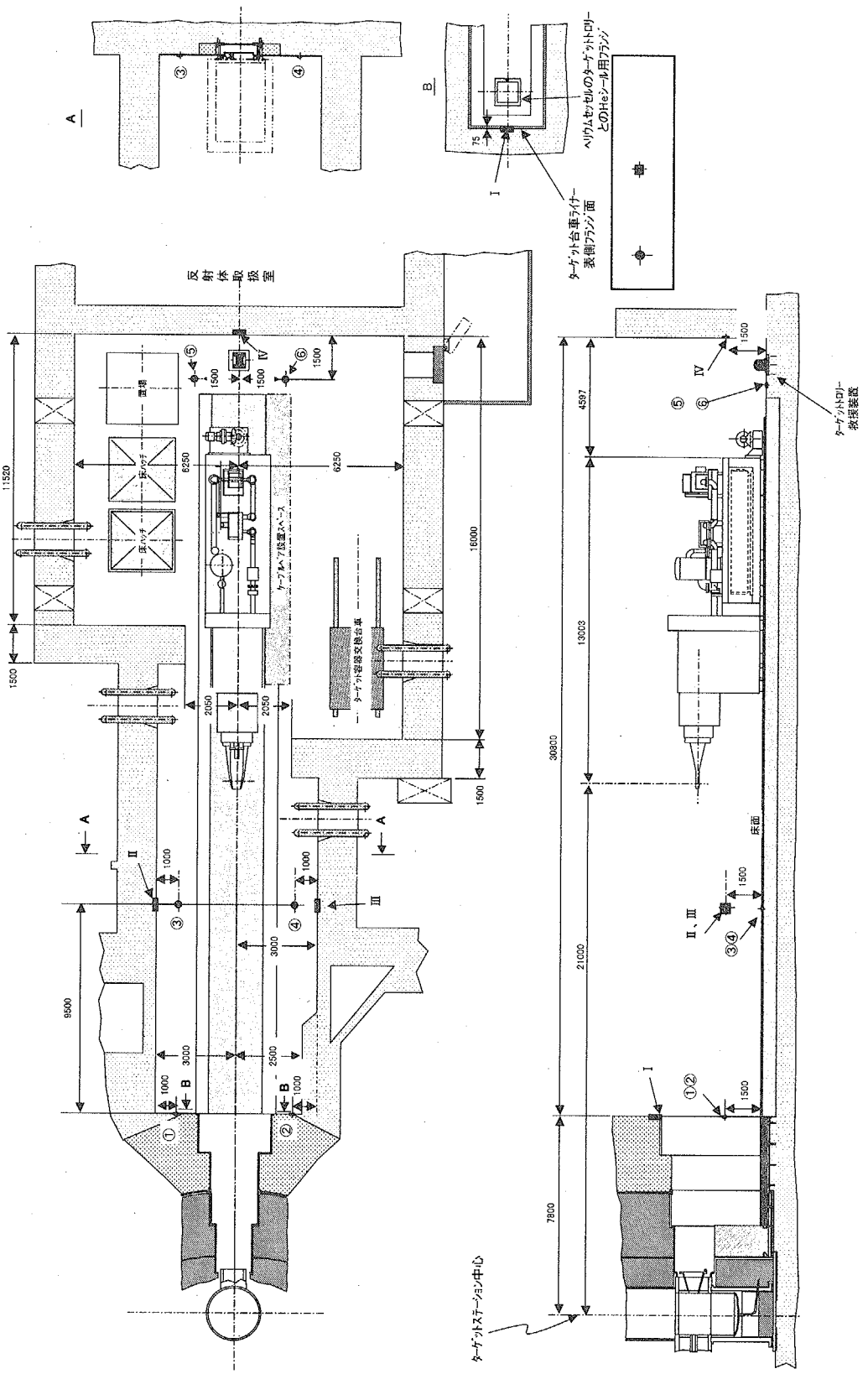


Fig.2.1.9-57 Reference points in the hot cell

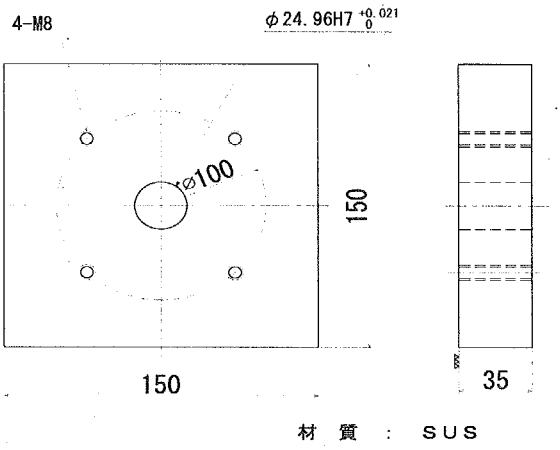


Fig.2.1.9-58 Pedestal for adjusting alignment

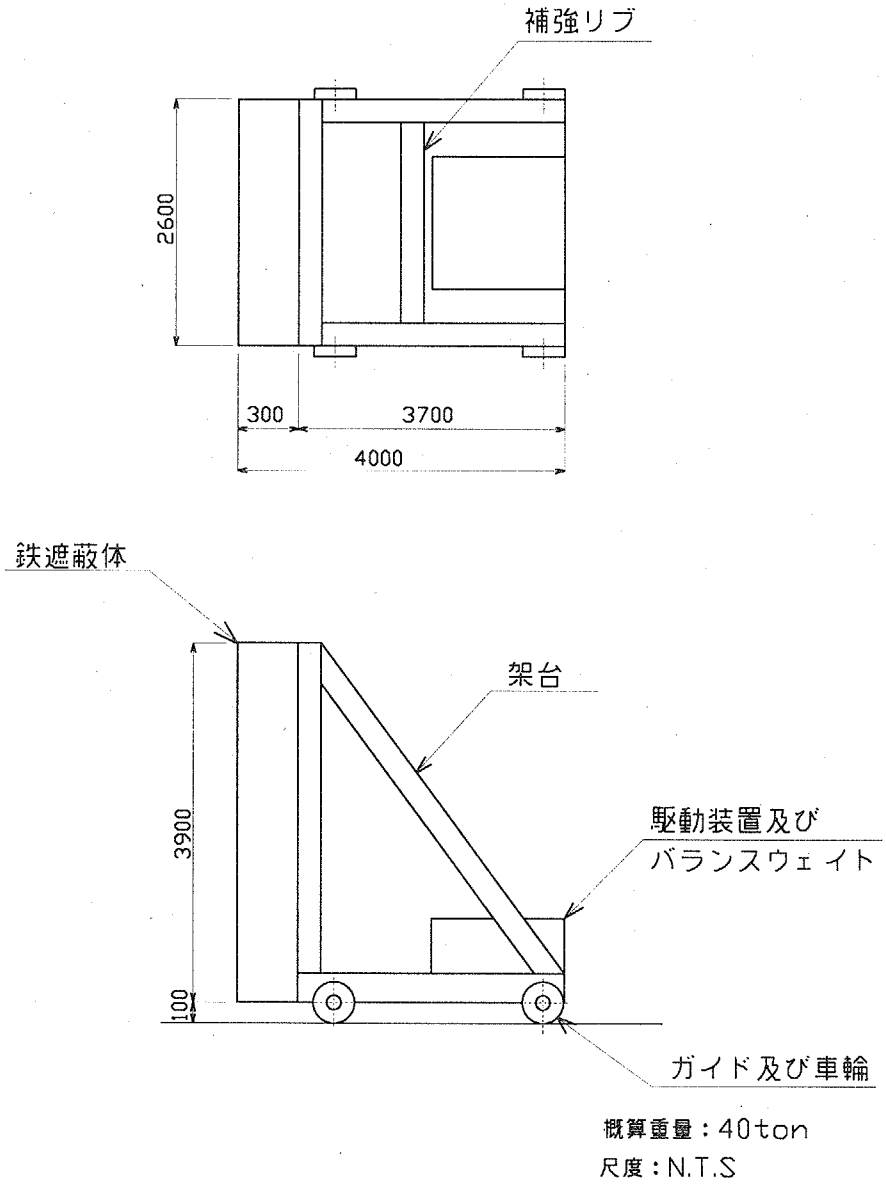


Fig.2.1.9-59 Concept of mobile shielding block

２．１．１０　水銀循環設備

(1) 概　要

水銀循環設備は、ターゲット容器に水銀を供給するとともに核破砕反応により発生した熱を熱交換器で除去して、水銀温度の上昇を防ぐことを目的としたものである。Fig.2.1.10-1 に系統構成を示す。本系統は放射性物質、水銀蒸気の拡散を防止するために閉ループ構成とし、ターゲットで発生した熱は熱交換器を介して２次冷却系で除去する。系統を構成する主要機器は、ターゲット部にターゲット材である水銀を循環、供給する循環ポンプ、ターゲット部で発生した熱や循環ポンプのポンプ入熱を除去する熱交換器、ターゲット材の温度変化による圧力変動を抑制し、体積変動を吸収するサージタンク、使用済みのターゲット材や機器からの漏洩等によりドレンしたターゲット材を収容するドレンタンク、ヘリウムベッセル内で漏洩した水銀を収容するダンプタンクⅠ、ドレンタンクからドレンした水銀を収容するダンプタンクⅡである。ドレンタンクはターゲット台車に設置され、ダンプタンクは施設建家地下に設置される。

(2) 設計方針

(a) 本系統は１系統構成とする。

(b) 機器容量

・循環ポンプ　：100%容量を１台設置し、予備機は設置しないものとする。

・サージタンク　：100%容量を１基設置し、予備機は設置しないものとする。

・熱交換器　：100%容量を１基設置し、予備機は設置しないものとする。

・ドレンタンク　：ドレンタンクは50%容量を２基設置し、予備機は設置しないものとする。

・ダンプタンクⅠ　：100%容量を１基設置し、予備機は設置しないものとする。

・ダンプタンクⅡ　：100%容量を１基設置し、予備機は設置しないものとする。

・水銀流量計　：試運転時に水銀循環ポンプの回転数－水銀流量曲線を作成し、水銀流量計故障時には循環ポンプ回転計にて代用する。

(3) 設計条件

・運転圧力　：0.5MPa（サージタンク気相部にて）

・最高運転温度　：90℃

・除熱量　：600kW（１MW 通常運転時）
572kW（陽子ビームによる発熱）
28kW（循環ポンプ入熱、余裕）

・定格循環流量　：41m^3/h (最大循環流量 50m^3/h)

・主要材料　：SUS316L

(注) 本設備の主要材料は、水銀との共存性や水とのIASCCの観点からステンレス鋼（SUS316L）とする。

(4) 設計指針

(a) 系統・機器の多重性

・本系統は１系統構成とし、設計方針で述べたように機器の予備は設置しないこととする。

(b) 水銀保有量（インベントリー）

・水銀保有量は、以下のように想定し、約1.4 m^3 とする。

配　管　部	:	0.8 m^3
熱交換器部	:	0.17 m^3
循環ポンプ部	:	0.005 m^3
ターゲット部	:	0.08 m^3
サージタンク部	:	0.2 m^3
ドレンタンクⅠ	:	0.1 m^3
合　計		1.4 m^3

・上記の値に余裕を見込みドレンタンク容量は2 m^3 とする。

・ダンプタンクについては、ターゲット容器及びセーフティハル同時破損を想定し、水銀冷却系の保有する水銀の全量と、セーフティハルを冷却する陽子ビーム窓冷却系の保有する軽水の全量を収容できるように4 m^3 に設定する。

(c) サージタンク

・系統内の水銀保有量（1.4 m^3）が常温（20℃）から最高使用温度（150℃）まで温度上昇した時の体積膨張量を吸収できる容量を持たせるように、体積膨張量にサージタンク最低保有量（0.1m^3）と気相体積を考慮し、サージタンク容量は0.3m^3.とする。

・サージタンクのカバーガスにはヘリウムガスを用い、サージタンクにおいて系統を加圧して、ポンプ入口等でのキャビテーションを防止して安定した流動を可能とする。

・核破砕反応で発生する気体成分とアマルガム等の固体不純物を分離除去する。水銀中の不純物は水銀よりも軽いため流速の低下するサージタンク部で浮上し、流動水銀中へ混入しない。

・サージタンクにはオーバーフローラインを設置し、不純物をオーバーフローラインからダンプタンクへ排出する。

・こ水銀循環系をできるだけ簡素化して保守性を高めるために精製系統はもたない。

・カバーガス中の放射性気体排出物は気体廃棄物処理系で回収する。

(d) 水銀ポンプ

・水銀を循環するポンプには機械式のギアポンプを用いる。Fig.2.1.10-2 に概要を示す。

・ギアポンプは体積型ポンプであるので、ポンプ回転数から流量を算出することが可能である。このため、ギアポンプをバックアップ流量計として使用する。

・ポンプの慣性モーメントは20kg·m^2 とする。この値は、一般的な機械式ポンプについての停止時定数0.5秒に相当する慣性モーメントで、ポンプの電源が喪失した場合、水銀流量は約4秒で75%、約10秒で50%、40秒で25%程度まで確保することができる[16][17][18]。

(e) 熱交換器

・熱交換器は水銀インベントリーを低減するためにプレート型とし、伝熱面が腐食等で破損しても、冷却水中に水銀が混入しないように水銀伝熱面と2次冷却水伝熱面との間にヘリウムガス等を充填するダブルウォール方式とする。Fig.2.1.10-3 に概要を示す。
・ダブルウォール間の漏洩は、高速、かつ、確実な検出が可能な電極方式で検知する。

(f) 水銀配管
・エロージョンを抑制するため、主配管内流速を1 m/s以下にする。
・主配管には150A-sch80（内径143.2mm、肉厚11mm）を用いる。これにより、定格流量時（41 m^3/hr）において0.7 m/s、最大流量時（50 m^3/hr）において0.86 m/sとなる。
・機器及び計測機器の配管接続は、遠隔操作による交換を考慮してクイッククランプ接続によるフランジ取り合いとする。
・配管経路のハイポイントとローポイントにベント弁、ドレン弁を設置する。圧力計及び差圧計にはベントラインを設置する。ベントラインは、サージタンクの気層部に接続し、一括して気体廃棄物処理系に接続する。
・電動弁は放射性環境に弱いため、開閉操作が必要な弁は全て空操弁とする。

(g) 水銀用電磁流量計
・エロージョンを抑制するため、水銀配管と同じく管内流速を1 m/s以下にする。
・150A-sch80（内径143.2mm、肉厚11mm）を用いる。

(h) 外部電源喪失時
・本系統の循環ポンプは機器保護のために非常用電源母線負荷とする。外部電源喪失時には同時に陽子ビームも停止するため、入熱は大幅に減少するが崩壊熱による局部的な温度上昇を防ぐために系統の循環は継続する。
・計装設備は無停電電源とし外部電源喪失時にも状態の監視ができるようにする。

(i) 安全
・水銀冷却系が設置されるターゲットトローリーには水銀が漏洩した場合に、ドレンタンクに導くキャッチパンを設置する。
・回収中の水銀の蒸発量を低減させるため水銀冷却系の運転温度（ターゲット出口において約70℃）は水銀の沸点（356.72℃）に比べ充分低い温度に設定する。
・水銀冷却系を設置するターゲットトローリー取扱室の床面はSUSライナー張りとし、その他の内面全体はガラス繊維のライニングを施し、内部を負圧に維持することで外部への水銀蒸気の流出を防止する。
・室内に放出された水銀蒸気は局所排風器及び気体廃棄物処理系で回収する。

(5) 水銀循環設備用計測機器の検討

(a) 水銀圧力・差圧計

変換器･発信器等が検出器と一体型の場合には、検出器からの信号変換素子･回路、発信回路

が放射線により損傷し、測定誤差の発生さらには故障に到ることが想定される。そこで、圧力計及び差圧計は検出器と変換器･発信器が分離され、かつ検出器内部に電子素子などの放射線に弱い部品が使われていない形式を用いることとする。既設の水銀流動基礎実験装置は、このような点を考慮して、隔膜式の圧力伝送器を使用している。隔膜式では、検出器はダイアフラムのみで構成され、現場検出部では圧力及び差圧信号を発信しない。検出部ダイアフラムからの圧力は導圧管にて遠隔場所に設置した信号変換部に伝達されて発信するので放射線による故障確率を低くできる。各部の構成材料として、検出器部分はステンレス製ダイアフラム（SUS316L）により水銀と隔絶され、圧力伝達用の導圧管もステンレスチューブ（SUS316L）とし、水銀腐食や放射線による損傷を抑制する。また、導圧管内部に充填される圧力伝達用オイルについても、耐放射線性の高いシリコンオイルを選定することにより、50Sv/hの条件下で約40年の寿命が得られる。さらに、隔膜式は既設の水銀流動基礎実験装置において圧力計･差圧計として既に使用され、水銀用圧力計として十分な水銀適用性を示している。ただし、導圧管の標準長さは10mまでとされており、これ以上長くなると応答遅れの影響を考慮する必要がある。ちなみに、長さ30mで使用した条件では、最大で1m当たり1秒の応答遅れを生じる。

(b) 水銀流量計

水銀流量計として、水銀循環基礎実験装置においても使用している電磁流量計を想定している。電磁流量計は導電性流体の流れと計器内部のコイル（又は磁石）の磁界により、流量計内部に接液設置された１対の電極への誘導起電力を検出して流量を測定する方式である。通常の電磁流量計は、内部コイルの耐放射線性が問題となるが、既設の水銀循環基礎実験装置で使用している電磁流量計は電気コイルの替わりに永久磁石を使用しているので、構造が極めてシンプルであり、信号配線のみで済むことから、放射線環境下でも柔軟な配置計画を行える。ただし、サージタンクでのカバーガスの巻き込み等で流量計内部に気泡が流入して電極に接触すると大きな誤差を生じるため、気泡の除去が必須である。加えて、水銀循環基礎実験装置では電極（白金）の水銀腐食等で流量指示値が変化するため、耐久性に難がある。そこで、電極の耐触性コーティングを検討するとともに、上記の隔膜式差圧計を用いるベンチュリ管を検討している。

ベンチュリ管はオリフィスと同じく管路を絞ることによって生じる圧力損失から流量を算出するもので、オリフィスとともにベンチュリ管の国際規格があり、実流体による校正が不要である。また、オリフィスでは絞り口がエロージョンで削られる可能性があるが、ベンチュリ管はオリフィスほどエロージョンの影響を受けないため、耐久性に優れている。また、信号そのものも隔膜式差圧計を用いることにより耐久性がある。ただし、管路を絞るので、絞り機構の上流側15D以上、下流側5D以上の直管部が必要である。このため、主配管の配置や隔膜式差圧計の導圧配管などを考慮した配置計画を行っており、他の機器と干渉せず、遠隔操作による交換シナリオが成立するようであれば、電磁流量計からベンチュリ管に置き換える予定である。

(c) 水銀温度計（熱電対）

熱電対は原子力発電所等の高線量域においても多数使用実績があり、また、既設の水銀流動

基礎実験装置において使用されている熱電対（配管の測温部分に設けた熱電対保護用ウェルに挿入設置）については、シース材（SUS316）及びシース内絶縁充填材（酸化マグネシウム）で耐放射線性の問題は無いと考えられる。ただし、熱電対内部のリード線、及び熱起電力を変換器まで伝送する補償導線については、放射線による被覆損傷・絶縁破壊が発生する恐れがあるため、耐放射線性の高いポリイミドを絶縁被覆材として利用する等の対策を行う。なお、他の計器についてもリード線、導線等に関しては耐放射線性材（ポリイミド、ＰＥＥＫ）による絶縁被覆保護を行うことで耐放射線性の向上を図る。

(d) 水銀液位計

サージタンクの水銀液位計にはレーザ液位計を第一候補としている。レーザ液位計はタンク上面よりレーザを発光し、液面により反射してきた光を受光して、その往復時間より液位を測るものである。極めて分解能が高く応答性にも優れている。しかし、一般的にセンサは発光回路、電子素子等が放射線に対して耐久性がないので、光ファイバを使用してセンサ・アンプ部を現場より離す方法を採用する予定である。このとき、放射線環境では光ファイバの光伝送損失が増大し測定誤差が発生する。

そこで、タンクと電気的に絶縁された電極（プローブ）をタンク内に挿入し、測定対象のレベル変化によって生ずる電極とタンク壁との間の静電容量の変化を検出してレベルを測定する静電容量式を代替品として検討している。検出部に電子部品等が使わず、電極とタンク・水銀との絶縁被膜としてセラミックを使用することで、耐久性を確保することができる。なお、分解能や応答性はレーザ液位計よりも１桁以上低いが、実用性からは問題ない。

(e) 水銀循環ポンプ用回転計

水銀循環ポンプの回転数は、レーザ式回転計を用いて直接測定する予定である。レーザ式回転計は、回転体に反射板などを設け、レーザ光の反射を受光した回数より回転数を測る方式である。液位計と同じく光ファイバを使用してセンサ・アンプ部を現場より離す方法を採用する予定である。また、バックアップとして、ギアポンプを駆動するモータに印加する電源周波数を制御するインバータからの信号を受けて周波数変換して回転数を算出する予定である。インバータの設置場所は放射線区域外となるので放射線損傷の影響はなく、レーザ式回転計と併用することによって高精度な校正が可能である。

(6) 主要機器仕様

(a) サージタンク

・Table 2.1.10-1 に主要機器仕様を示す。

(b) 水銀ポンプ

・Table 2.1.10-2 に主要機器仕様を示す。

(c) 熱交換器

・Table 2.1.10-3 に主要機器仕様を示す。

(d) 水銀用電磁流量計

・Table 2.1.10-4 に主要機器仕様を示す。

(7) 運転モード

(a) 通常運転モード

・陽子ビームで照射されるターゲット部から出たターゲット材の水銀は、体積変動及び圧力変動を吸収するサージタンクを経て循環ポンプにより昇圧された後、その熱は熱交換器にて中間冷却系で除去され、所定の温度（最高50℃）まで冷却される。
・熱交換器を出た水銀は、ターゲット部に入り、陽子ビームを照射され、核破砕反応によって中性子を発生した後、再びサージタンクに戻る。
・サージタンク、ドレンタンク、ダンプタンクⅠ及びⅡ内ではカバーガスとしてヘリウムガスが供給され、水銀の酸化を抑制する。
・カバーガスとともに蒸気となってヘリウムパージ配管から流出した水銀及び核破砕生成物に含まれるガス成分は、気体廃棄物処理系により回収される。
・加速器停止等の原因により陽子ビーム入射が停止した場合は、そのまま運転を継続しビーム回復を待つ。

(b) 停電時運転モード

・停電時には、加速器からの入射ビーム系も停止し、ターゲットへの陽子ビームの入射は無いものとする。
・外部電源を喪失した場合は水銀の崩壊熱による局所的な温度上昇の防止を目的とし、通常運転モードと同じ経路で水銀を循環させる。
・崩壊熱は約20%のマージンを見込んで系統全体で3kW、発熱密度は約2×10^{-3} W/cm^{3}程度であるので中間冷却系は運転を停止し、水銀冷却系の冷却は行なわない。

(c) ドレン冷却モード

・運転停止時、またターゲット容器の交換等のために系統内の水銀をドレンする際にはドレン弁を開とし水銀をドレンタンクへ収容する。
・水銀の崩壊熱は、ドレンタンク外側の雰囲気の自然対流で除熱される。運転再開時はドレンタンクに貯蔵された水銀をヘリウムで加圧しループに戻す。

(d) 水銀漏洩時冷却モード

・ターゲットケーシングから水銀が漏洩した場合は、セーフティハルのヘリウム配管を経由して水銀をドレンタンクに回収する。
・セーフティハルからヘリウムベッセル内に水銀が漏洩した場合は、ヘリウムベッセル底部の配管に設置してあるバルブが漏洩を検知して開となり、ダンプタンクⅠに回収する。
・ダンプタンクは地下のターゲット・反射体保管エリア内に設置されており漏洩した水銀はそのまま貯蔵する。
・ドレンタンク、ダンプタンクⅠとも、崩壊熱は雰囲気中の自然対流熱伝達で冷却される。

・台車上の機器等より漏洩した水銀は、ドレンタンクへ回収する。
・漏洩時の状況により、水銀が再利用可能であれば漏洩箇所の補修後再利用する。
・再利用が難しい場合はドレンタンクからダンプタンクⅡにドレンして貯蔵する。

(8) 水銀ドレン方法（Fig.2.1.10-4 参照）

(a) ドレン抜き対象個所

ドレン抜きが必要になるローポイント部を以下に示す。

1) 機器
・サージタンクのローポイント部
・循環ポンプのローポイント部
・熱交換器のローポイント部

2) 主配管
・循環ポンプ入口配管のローポイント部
・熱交換器入口配管のローポイント部
・流量計入口配管のローポイント部
・サージタンク入口配管のローポイント部

3) 導圧管
・検出配管の取出し角度を水平方向より上にすることで、検出配管部のローポイント部は無くなる。

(b) ドレン手順

水銀循環設備内の水銀は、重力によりターゲット台車のドレンタンクに回収する。操作手順を以下に示す。尚、水銀配管系のベント配管は気体廃棄物処理設備へ接続する。

1) サージタンクのカバーガス系排気弁を開放し、サージタンク内圧力を大気圧とする。次にHe供給弁を開放してサージタンク内にヘリウムガス（He）を供給し、タンク内圧力を弱正圧にする。

2) 各機器のドレン弁およびベント弁を開放する。
・サージタンクドレン弁
・循環ポンプドレン弁／ベント弁
・熱交換器ドレン弁／ベント弁
・ドレンタンク(1)入口ドレン弁
・ドレンタンク(2)入口ドレン弁

3) 各配管のドレン弁／ベント弁を開放する。
・循環ポンプ入口配管ドレン弁
・熱交換器入口配管ドレン弁
・電磁流量計入口配管ドレン弁
・サージタンク入口配管ドレン弁
・ターゲット出口配管ベント弁

4) 導圧管のベント弁を開放する。

・循環ポンプ入口圧力導圧管ベント弁

・循環ポンプ出口圧力導圧管ベント弁

・ターゲット入口圧力導圧管ベント弁

以上の操作により設備内の水銀はドレンタンクに回収される。ドレンタンク内の水銀量は液位計にて確認する。

(9) 水銀充填・水銀ポンプ運転方法

(a) 水銀充填準備（Fig.2.1.10-5 参照）

水銀を設備系統内に戻す操作の前に、ドレンタンク内を加圧する準備をする。ドレンタンクと接続する各配管の弁を閉止し、ドレンタンクを隔離する。操作手順は以下に記す。

1) ドレンタンク入口のセーフティハルドレン弁を閉止する。

2) ドレンタンクへの漏洩水銀回収用ドレン弁を閉止する。

3) ドレンタンクカバーガス系排気弁を閉止する。

以上の操作により、ドレンタンクをアイソレーションする。

(b) He加圧水銀充填（Fig.2.1.10-6 参照）

周囲と隔離されたドレンタンク(1)/(2)内をHeにて加圧し、水銀を系統内に充填する。操作手順を以下に示す。

1) ドレンタンクへの供給He圧力を調圧し、水銀をドレンラインから系統内へ逆流させる。

・ドレンタンク入口(1)He供給弁開

・ドレンタンク入口(2)He供給弁開

・ドレンタンク入口(1)He圧力調節弁調整

・ドレンタンク入口(2)He圧力調節弁調整

2) 液位計にて水銀レベルを確認する。

・サージタンク内液位

・ドレンタンク(1)内液位

・ドレンタンク(2)内液位

以上の操作によりドレンタンク内水銀を、循環系統内に充填する。

(c) 水銀循環ポンプ運転（Fig.2.1.10-7 参照）

サージタンク水銀レベルで、系統内への水銀充填を確認した後、逆流させたドレン弁を閉し、系統を運転できる状態にする。続いて、ドレンタンクのアイソレーションを解除し、循環ポンプを10分間程度運転し系統内のエアをハイポイント部からサージタンクへ排出する。

1) サージタンクへのHe加圧を停止する。

・ドレンタンク入口(1)He圧力調節弁閉

・ドレンタンク入口(2)He圧力調節弁閉

・ドレンタンク入口(1)He供給弁閉

・ドレンタンク入口(2)He供給弁閉

2) 各機器のドレン弁／ベント弁を閉止する。
・サージタンクドレン弁
・循環ポンプドレン弁／ベント弁
・熱交換器ドレン弁／ベント弁
・ドレンタンク(1)入口ドレン弁
・ドレンタンク(2)入口ドレン弁

3) 各配管のドレン弁／ベント弁を閉止する。
・サージタンク入口配管ドレン弁
・循環ポンプ入口配管ドレン弁
・熱交換器入口配管ドレン弁
・流量計入口配管ドレン弁
・ターゲット出口配管ベント弁

4) 導圧配管ベント弁を閉止する。
・循環ポンプ入口圧力導圧管ベント弁
・循環ポンプ出口圧力導圧管ベント弁
・ターゲット入口圧力導圧管ベント弁

5) ドレンタンク入口のセイフティーハルドレン弁を開放する。

6) ドレンタンクへの漏洩水銀回収用ドレン弁を閉止する。

7) ドレンタンクカバーガス系排気弁を開放する。

8) 循環ポンプを運転する。

9) 下記ハイポイントベント弁を順番に、閉→開→閉操作し閉ポイント部に溜まったエアを抜く。なお、ベント弁の開から閉操作はタイマーによるものとする。開時間については、実機での試運転データに基づく。
・循環ポンプベント弁
・循環ポンプ出口圧力検出配管ベント弁
・熱交換器ベント弁
・ターゲット入口圧力検出配管ベント弁
・ターゲット出口配管ベント弁

(10) 主配管の水銀充填時エアベント排出方法（Fig.2.1.10-8 参照）

(a) エアベント対象個所

水銀循環系におけるエアベントが必要になる個所は、機器、配管及び導圧管のハイポイント部である。エアベント対象個所の詳細を以下に示す。

1) 機　器
・サージタンクのハイポイント部（気層部を気体廃棄物処理系に接続のため、ベント不要。）
・循環ポンプのハイポイント部
・熱交換器のハイポイント部

・ドレンタンク(1)/(2) のハイポイント部（気層部を気体廃棄物処理系に接続のため、ベント不要。）

2) 主配管

・ターゲット出口又は入口部のハイポイント部

3) 導圧管

・循環ポンプ入口圧力計用導圧管のハイポイント部

・循環ポンプ出口圧力計用導圧管のハイポイント部

・ターゲット入口圧力計用導圧管のハイポイント部

(b) エアベント

循環ポンプの停止を確認し、ハイポイント部のベント弁を開放し、溜まったエアを排出する。以下に手順を記す。

1) 循環ポンプ停止を確認する。

2) 各ベント弁を順次開放して溜まったエアを抜く。

・循環ポンプベント弁

・熱交換器ベント弁

・ターゲット出口配管ベント弁

・循環ポンプ出口圧力検出配管ベント弁

・ターゲット入口圧力検出配管ベント弁

・循環ポンプ入口圧力検出配管ベント弁

3) 上記ベント弁を閉止する。

4) 循環ポンプの運転を再開し、流量計の指示値を確認する。正常な値を示す場合は、エアベント抜き完了。異常な値を示す場合は、エアベントを再度行う。

以上の操作により、水銀循環系内のエアを抜くことが出来る。

(11) 今後の課題

(a) 空気作動弁付属品の設置場所検討

空操弁に設置される三方電磁弁については、放射線の影響を回避するために電子部品計器類と同様に遮へい付きボックス内に設置する必要がある。ボックス構造、機器設置方法及び設置場所については検討中である。

(b) 弁シール部材質

弁シール部における肉盛り材質（通常はステライト）について、水銀との共存性を検討中である。

(c) 循環ポンプ入口に設置したY型ストレーナ

必要性及び目詰まり時の対応方法等を今後検討する。現状では、配管接続部の数量やドレン等の配管数を減少させるため、ストレーナは設置しない方向である。

(d) 高放射線環境下における各計測機器の校正方法

製作メーカを含めた詳細検討が必要。

(e) 機器の交換

機器接続部である遠隔操作用フランジへの遠隔操作による作業性（ロボットのアクセス性および操作性を含む）については、さらに詳細検討が必要である。

Table 2.1.10-1 Specification of surge tank

サージタンク	
形　式	たて置円筒形タンク
運転圧力	0.5MPa（サージタンク気相部にて）
材　質	SUS316L
容　量	0.8 m^3 （ガス部 0.3 m^3）
肉　厚	12mm以上
耐　圧	1 MPa
員　数	1基
付属品	レーザ式液位形（アンプ付き）　1台 圧力センサー（ディストリビュータ付き）　2台 K型シース熱電対（φ3.2mm、変換コネクター付き）　4台 液位形用ノズル（石英ガラス窓付き、50A厚肉）　1個 圧力計用ノズル（15A厚肉、空操ベローズ弁付き）　2個 熱電対用ノズル（10A厚肉、変換コネクター付き）　4個 水銀入口・出口ノズル（150A厚肉）　各1個 ドレンノズル（50A厚肉、空操ベローズ弁付き）　1個 Heガスノズル（15A厚肉、空操ベローズ弁付き）　1個 排気ノズル（15A厚肉、空操ベローズ弁付き）　1個 波消し板　1式
備　考	・液位形、圧力センサー、熱電対はリモートハンドリングで容易に脱着可能なものとする。 ・液位計用ノズルのガラス窓はリモートハンドリングで容易に交換可能なものとする。 ・空操ベローズ弁はノーマルクローズとし、動作圧は0.5MPa以下とする。 ・タンク内には入口側から流入する水銀によるカバーガスの巻込み防止等を図るため、波消し板を設ける。 ・ドレンノズルに設置する空操ベローズ弁は、水銀腐食等を考慮して耐圧4MPa以上とする ・空操ベローズ弁は全て高圧ガス認定品を用いる。 ・レーザ式液位計については、耐放射線性の観点から適用できない場合が想定されるが、その場合には他の形式の液位計を採用し、その液位計に対応した設計に変更する。

Table 2.1.10-2 Specification of mercury pump

水銀循環ポンプ	
形　式	チェン駆動方式ギアポンプ
循環流体	水　銀
主要材質	SUS316L
定格吐出量	50 m^3/h
定格吐出圧	0.5 MPa
耐　　圧	1 MPa
最高使用温度	100℃
ケーシング肉厚	10mm以上（主要部目標値）
モータ	全閉屋内30kW*6P*440V*50Hz／耐放射線仕様
シール方式	ダブルベローズメカニカルシールタイプ
員　　数	1台
付属品	Y型ストレーナ　1個 インバータ　1台 レーザー式回転計（アンプ付き）　1台 ドレンノズル(10A厚肉、空操ベローズ弁付き)　1個
備　考	・結線はコネクター方式とし、リモートハンドリング可能なものとする。 ・禁水禁油処理を行う。 ・インバータは周波数、電圧、電流を外部信号として取り出せ、外部信号で制御可能とする。

Table 2.1.10-3 Specification of heat exchanger

水銀用熱交換器	
形　式	プレート式（全溶接型・ダブルウォール仕様）
主要材質	SUS316L
ケーシング肉厚	10mm以上（主要部目標値）
熱交換熱量	600 kW
流　量 流　体 入口温度 出口温度 最高使用圧力 最高使用温度	一次流体　　二次流体 50 m^3/h　　25 m^3/h 水銀　　２次冷却系冷却水（軽水） 74℃　　35℃ 50℃　　55℃ １MPa　1.25 MPa 100℃　　80℃
員　数	１基
付属品	水銀用Ｋ型シース熱電対 （φ3.2mm、変換コネクター付き）　４台 冷却水用Ｋ型シース熱電対 （φ1.6mm、変換コネクター付き）　４台 水銀入口・出口フランジ （2MPa、150A厚肉用、Ｏリングシール）　各１個 冷却水入口・出口フランジ （2MPa、50A厚肉用、Ｏリングシール）　各１個 熱電対用ノズル（15A厚肉、変換コネクター付き）　８個 Heガス用ノズル（15A厚肉）　２個 水銀ドレンノズル (15A厚肉、空操ベローズ弁付き)　１個 冷却水ドレンノズル (15A厚肉、空操ベローズ弁付き)　１個
備　考	・熱電対は出入口部に各２本ずつ設置する。 ・ダブルウォールの間にはHeガスを封入し、その圧力変化を監視することで熱交換プレートの破損を検知する。

Table 2.1.10-4 Specification of electro-magnet flow-meter

水銀用電磁流量計	
形　式	永久磁石式電磁流量計
流　体	水　銀
主要材質	SUS316L
耐　　圧	1 MPa
最高使用温度	100℃
内部配管サイズ	150A−Sch80
測定範囲	～60 m^3/h
測定分解能	0.3 m^3/h
員　　数	1台
付属品	K型シース熱電対（φ1.6mm、変換コネクター付き）　2台 水銀入口・出口フランジ （2 MPa、150A厚肉用、Oリングシール）　各1個 熱電対用ノズル（10A厚肉、変換コネクター付き）　4個 増幅用アンプ　1台
備　考	・熱電対は出口部に2本設置する。

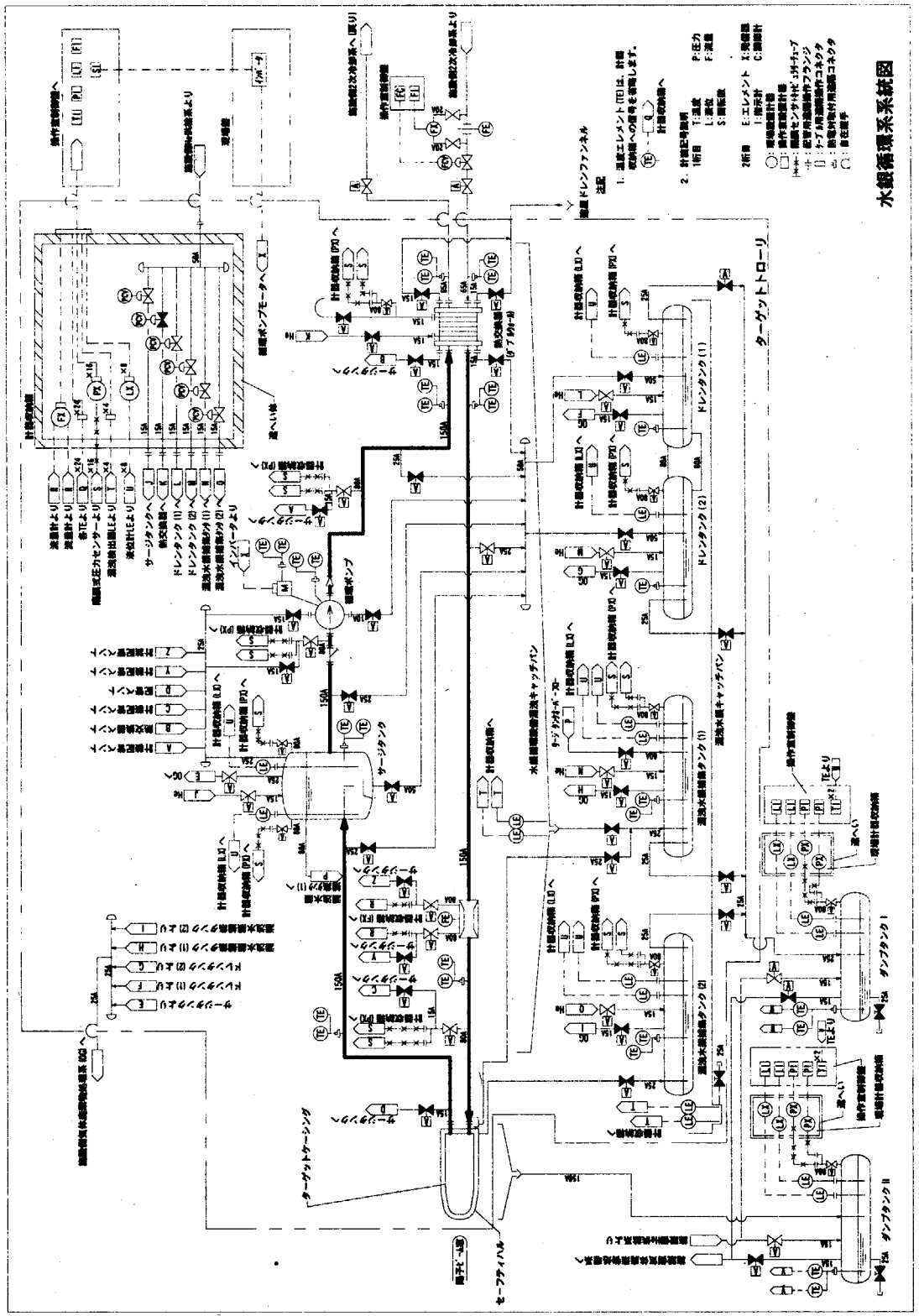


Fig.2.1.10-1 Flow diagram of the mercury circulation system

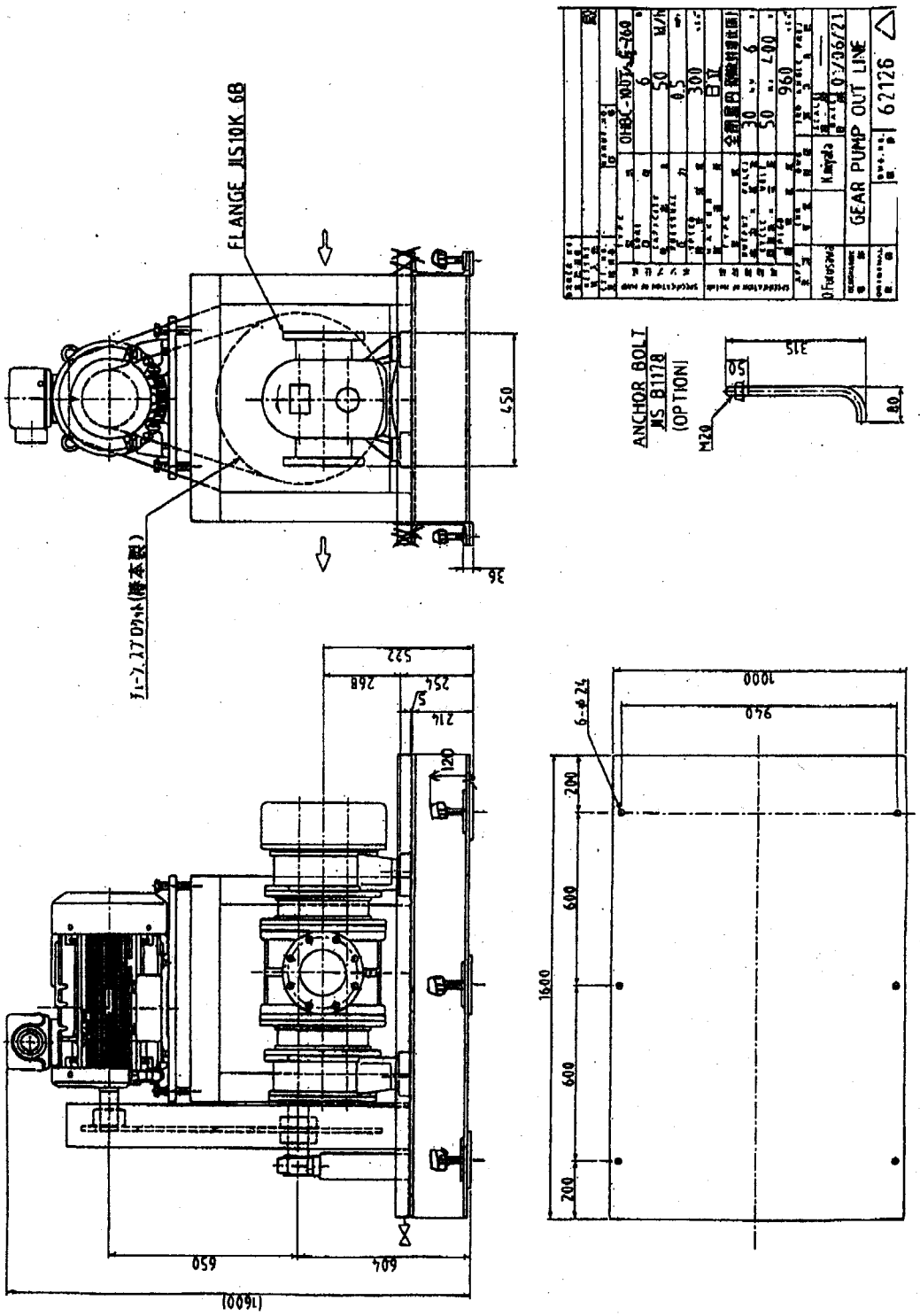


Fig.2.1.10-2 Mechanical gear pump for mercury circulation

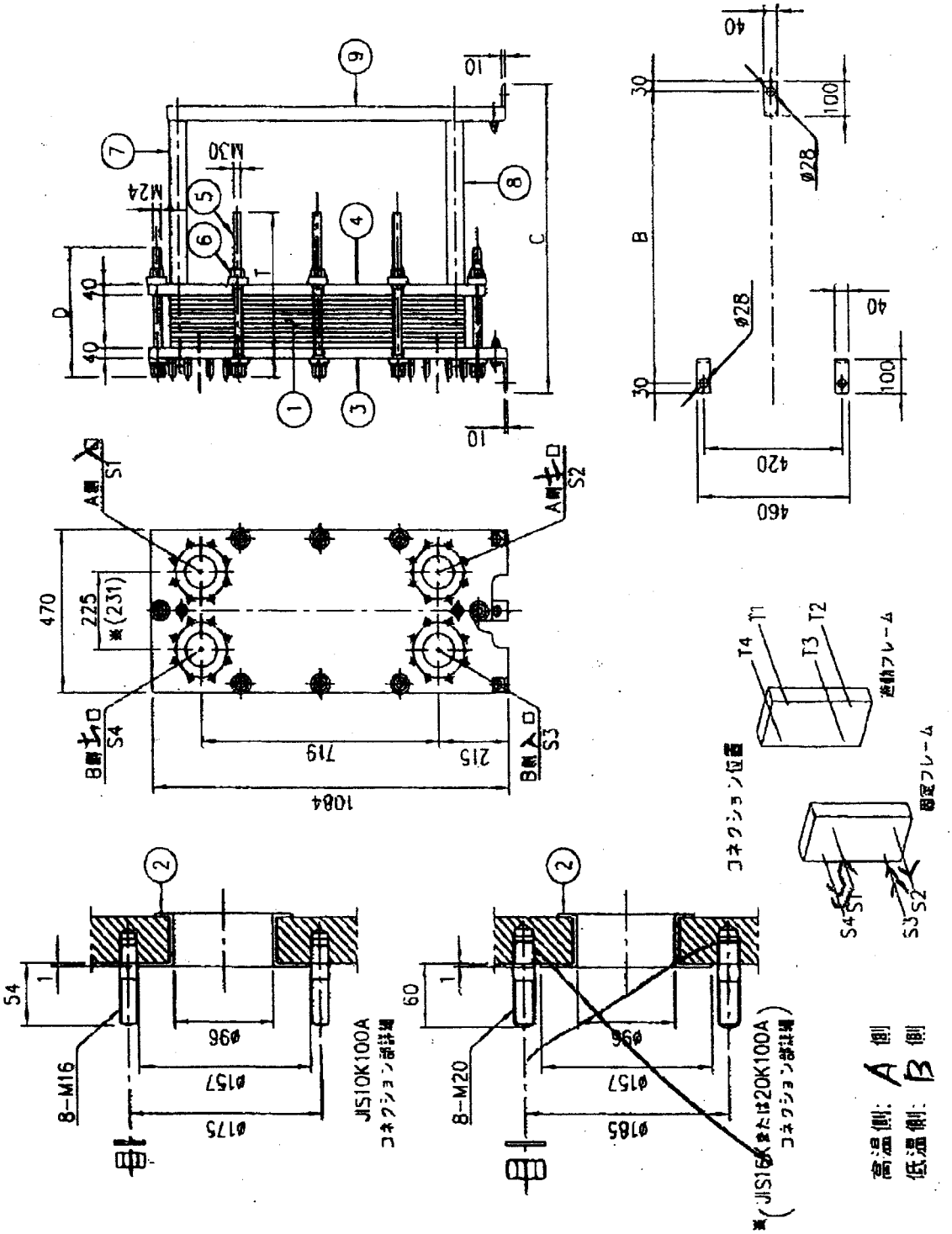


Fig.2.1.10-3 Double-wall type heat exchanger

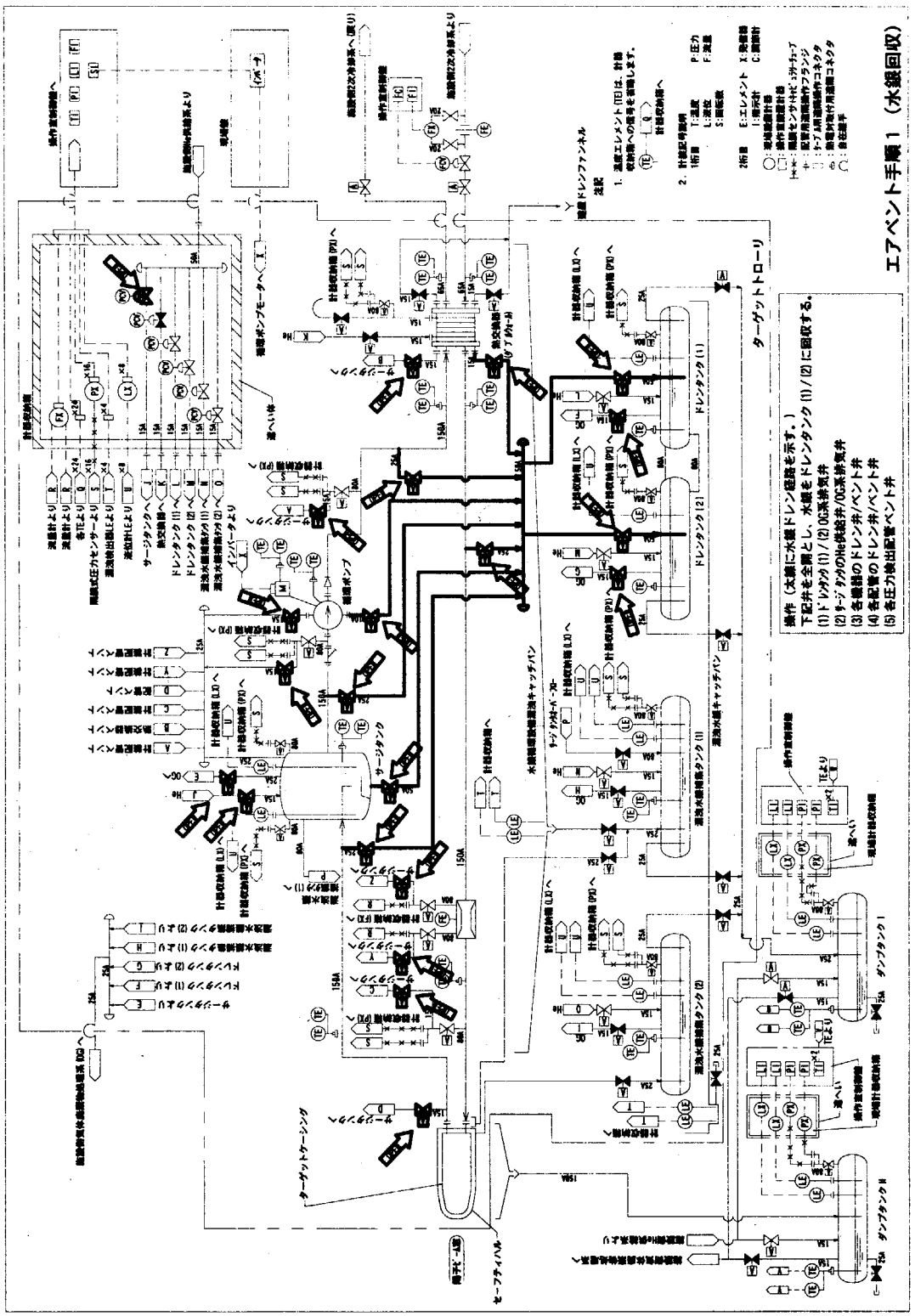


Fig.2.1.10-4 Procedure of mercury drainage

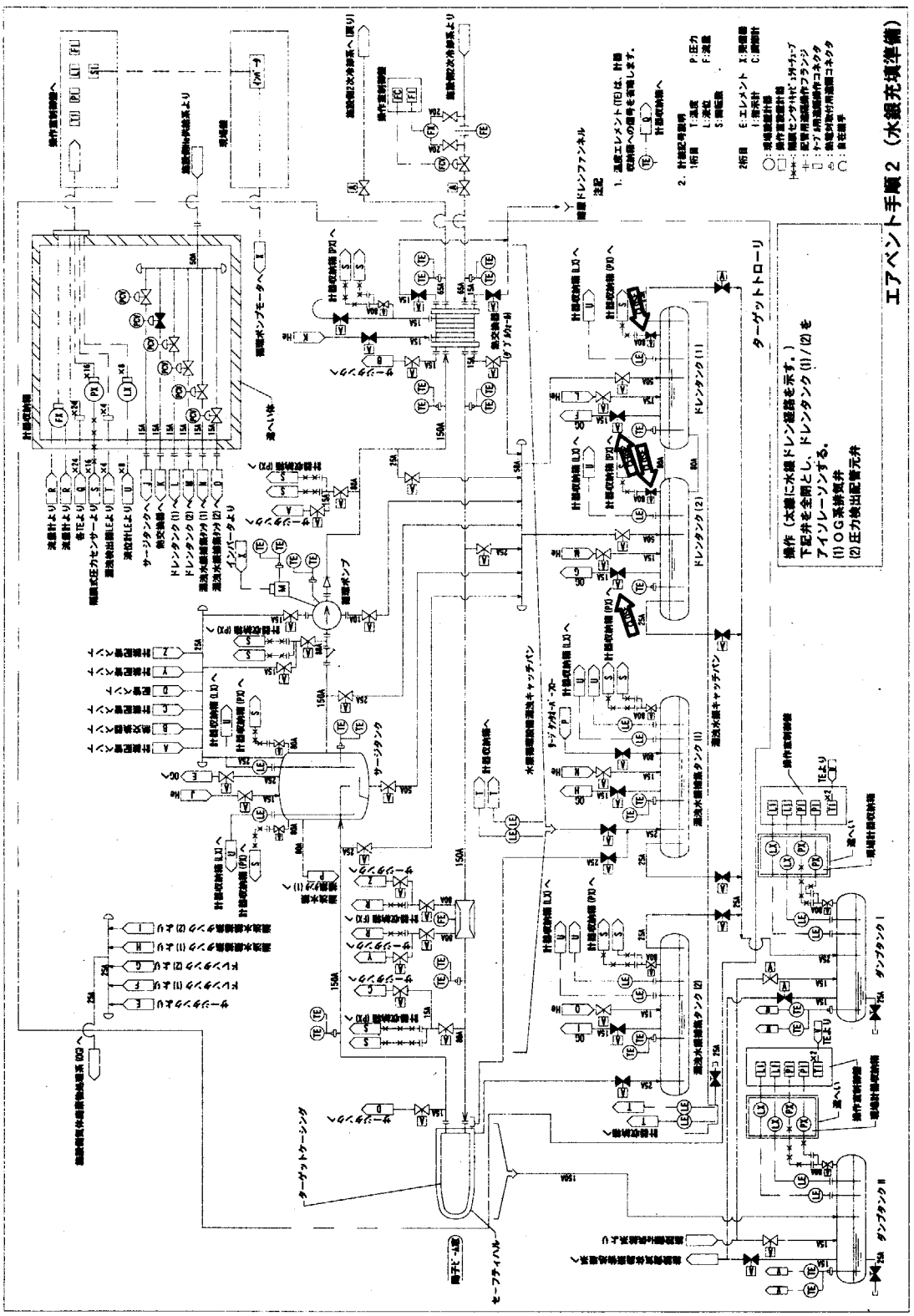


Fig.2.1.10-5 Preparation to fill up mercury

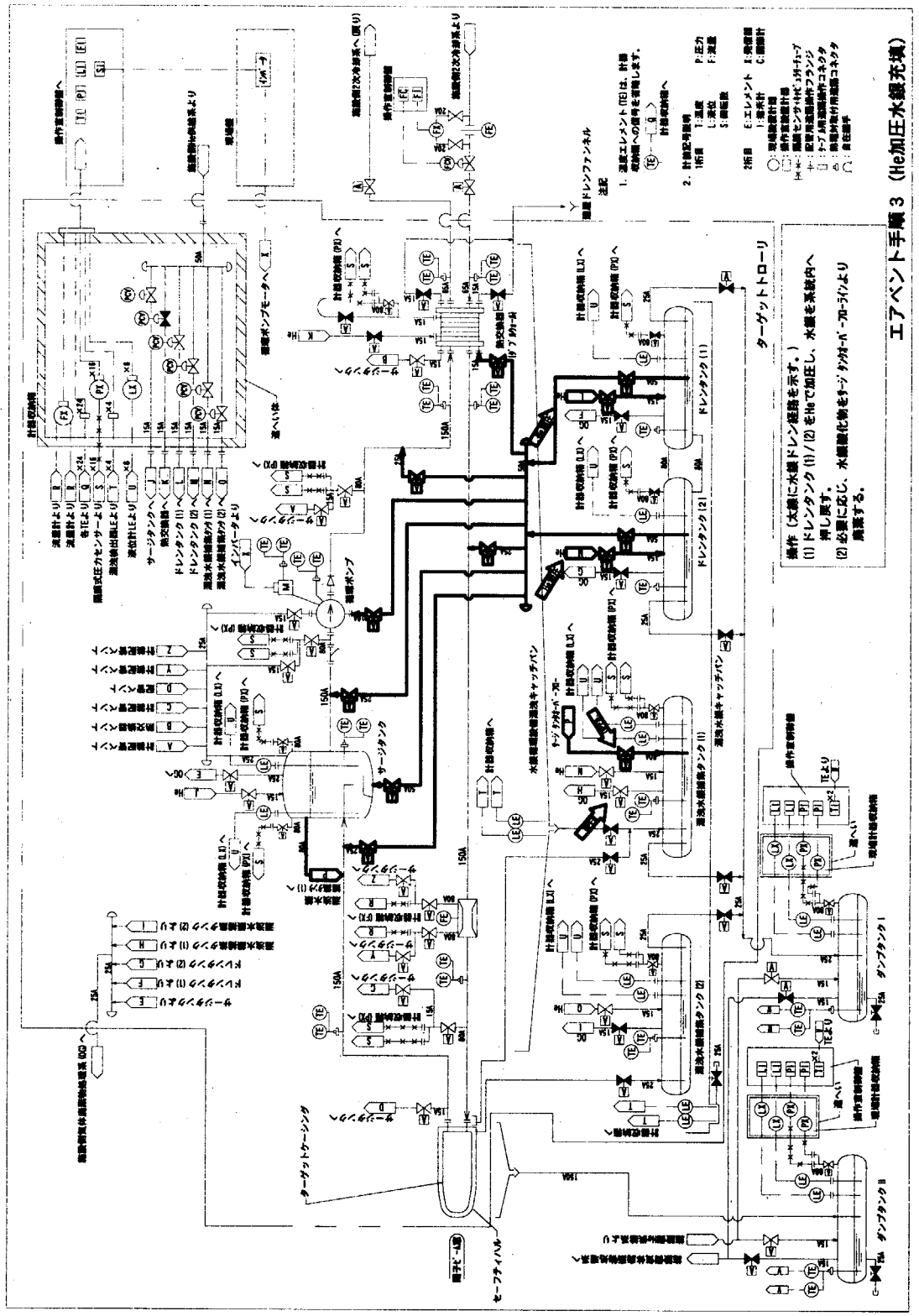


Fig.2.1.10-6 Procedure to fill up mercury

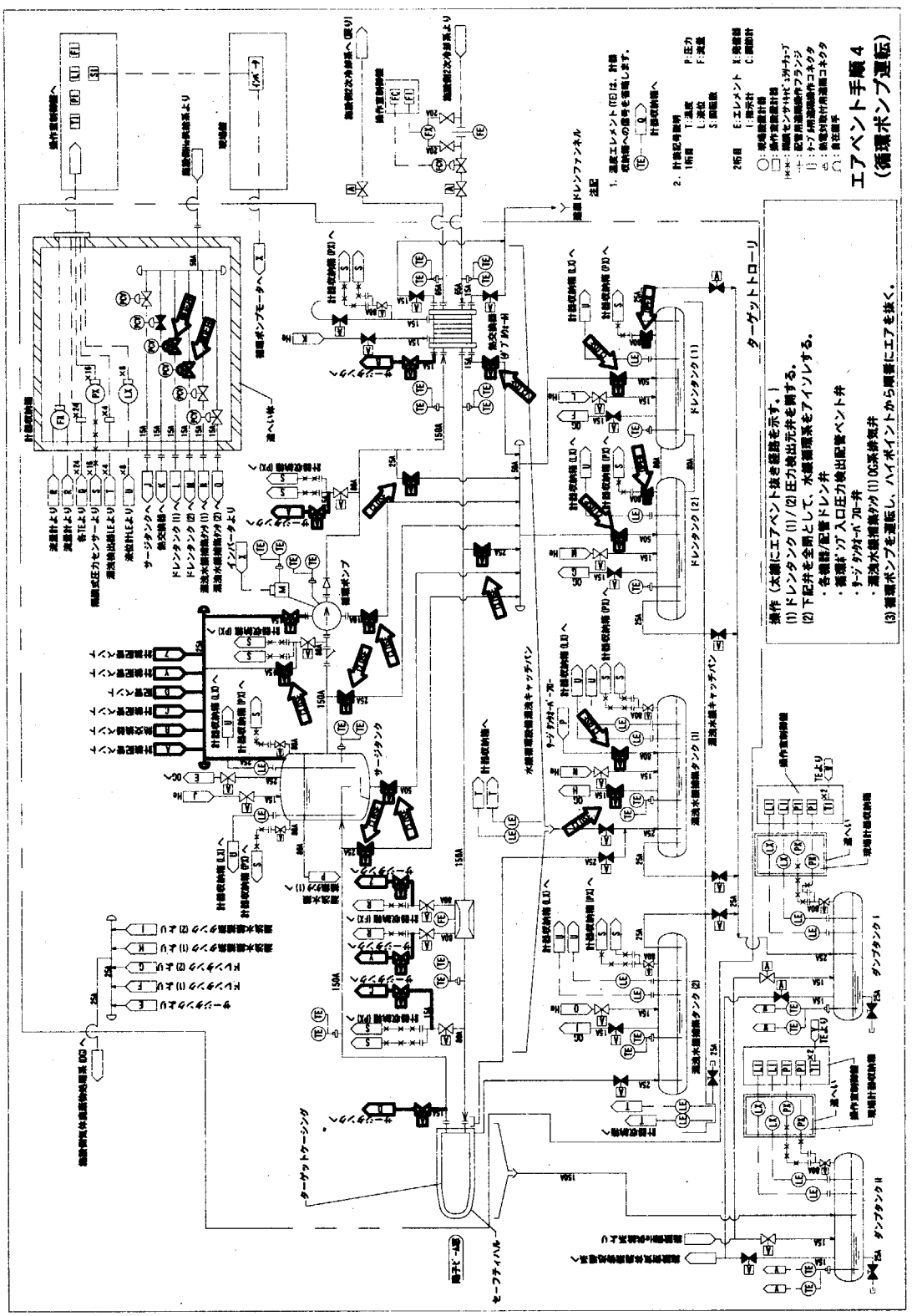


Fig.2.1.10-7 Operation of mercury circulation system

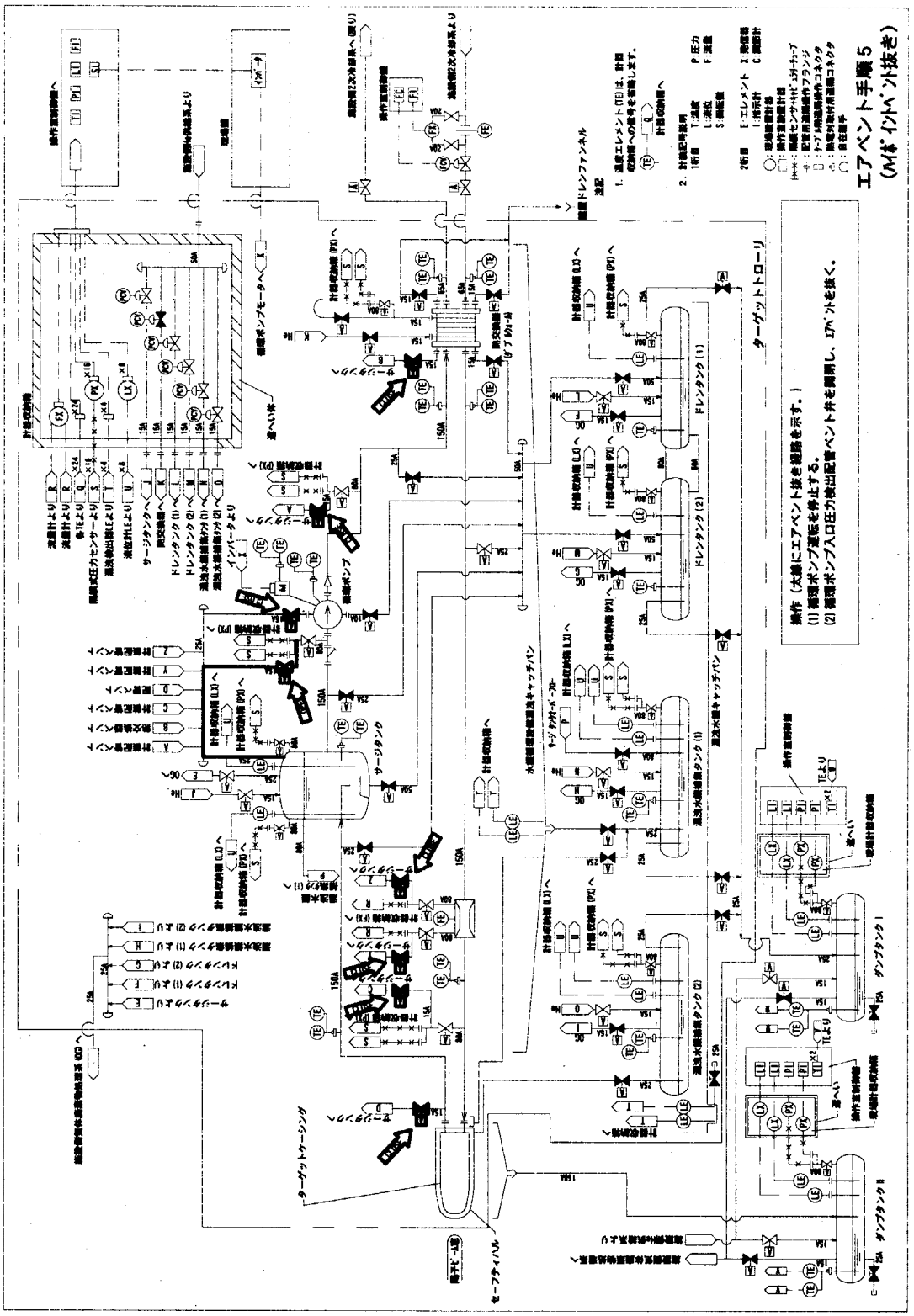


Fig.2.1.10-8 Procedure of air-vent

２．１．１１　特　許

原子力研究所との共同特許を公開中又は出願中の主要特許は以下の通りである。これらの特許を使用する場合は、事前に発注者及び共同出願者に承諾を得た後、所定の手続きを経ること。

(1) 水銀ターゲット

・中性子発生装置　：（特許第3353105号）株式会社日立製作所、日立エンジニアリング株式会社
・中性子散乱施設用ターゲット　：（米国特許6477217号）石川島播磨重工業株式会社
・中性子発生設備　：（特願平11-245057）株式会社日立製作所
・中性子散乱装置におけるターゲット容器　：（特願2000-156197）三菱重工業株式会社
・中性子源用液体金属ターゲット　：（特願2000-280229）株式会社日立製作所
・中性子発生装置　：（特願2000-159565）株式会社日立製作所
・中性子散乱装置におけるターゲット容器：（特願2001-105801）三菱重工業株式会社
・中性子発生装置用液体金属ターゲット：（特願2001-278037）株式会社日立製作所
・液体ターゲット温度測定用チャンネル：（特願2001-332320）助川電気工業株式会社

(2) ターゲット台車

・中性子散乱施設用ターゲット台車：（特許公開2001-349999）三菱重工業株式会社
・中性子施設用ターゲット台車　：（特許公開2001-350000）三菱重工業株式会社
・中性子発生施設用ターゲット台車：（特許出願2002-373771）日立設備エンジニアリング株式会社

参考文献

[1] JAERI･KEK共同推進チーム　：“大強度陽子加速器計画”、 JAERI-Tech 2000-003 (2000).
[2] ESS Council　：” The European Spallation Source Study”, ESS-96-53-M (1996).
[3] Appleton, B. R. : Proc. ICANS-XIV, U.S.A, ANL-98/33, p.32-40 (1998).
[4] Skala, K. and Bauer, G. S. : Proc. ICANS-XIII, Switzerland, SI-Proc.95-2, pp.559-576 (1995).
[5] K. Niita、 et al. : ”High-energy particle transport code NMTC/JAM”, Nucl. Instr. and Meth., B184, pp.406-420 (2001).
[6] 石倉修一、他3名　：“中性子散乱施設用液体金属ターゲットの構造評価(第1報)”、JAERI-Tech 97-037 (1997).
[7] 石倉修一、他3名　：“中性子散乱施設用液体金属ターゲットの構造評価(第2報)”、JAERI-Tech 2000-008 (2000).
[8] 石倉修一、他3名：“中性子散乱施設用液体金属ターゲットの構造評価(第3報)”、

JAERI-Tech 2000-008 (2000).

[9] Davis, J. L. : "Wave Propagation in Solids and Fluids", Springer-Verlag, New York, pp.274-311 (1988)

[10] Achenbach, J. D. : "Wave Propagation in Elastic Solids", NORTH-HOLLAND, Amsterdam, pp.391-398 (1975).

[11] Nowacki, W. : "Dynamic Problems of Thermoelasicity", PWN-Polish Scientific Publishers, Warzawa, pp.1-96 (1975).

[12] 株式会社 日本総合研究所：LS-DYNA (Vr.950).

[13] 日本機会学会：“伝熱工学資料　改訂第4版”、pp.323 (1996).

[14] 通産省資源エネルギー庁公益事業部原子力発電安全管理課編：解説原子力設備の技術基準、電力新報社 (1986).

[15] Dai, Y. : Proc. ICANS-XIII, Switzerland, PSI-Proc.95-02, pp.604-622 (1995).

[16] Toop, G. W. : "A Regorous Equation of State for Solid、 Liquid、 and Gasses", Metal. And Mat. Trans. B, Vol.26B, June, pp.577-580(1995).

[17] 谷下市松：“工業熱力学　基礎編”、裳華房、pp.124-128 (1978).

[18] 日本規格協会：“JISハンドブック　ボイラ・圧力容器”(1996).

[19] Kaminaga, M, et. al. : “Mercury Target Thermal Hydraulic Design for JAERI Spallation Neutron Source”, Proc. 11th international conference on nuclear Engineering (ICONE-11), Tokyo, ICONE11-36101 (2003).

[20] 木下秀孝、 “RELAP5コードによる水銀流動基礎実験装置の過渡解析（第1報 モデル化と予備解析）”、JAERI-Tech 98-061 (1999).

[21] 木下秀孝、他2名、“RELAP5コードによる水銀流動基礎実験装置の過渡解析（第2報 水銀物性値の整備と試解析）”、JAERI-Tech 99-017 (1999).

[22] 木下秀孝、他2名、“RELAP5コードによる水銀流動基礎実験装置の過渡解析（第3報 水銀物性値を用いた過渡解析）”、JAERI-Tech 2000-007 (2000).

２．２　モデレータ・反射体

２．２．１　モデレータ・反射体・反射体プラグの構造

２．２．１．１　ターゲット・モデレータ・反射体の概念

核破砕中性子源は、パルス状の陽子ビーム入射をターゲットに入射させ、核破砕反応によってターゲットで発生した中性子を反射体で効率よくモデレータに導き、モデレータで十分に減速し、パルス状の中性子ビームを分光器に供給する装置である。

中性子源の性能を決定する上でターゲット・モデレータ・反射体の概念構築は、非常に重要である。現核破砕中性子源を設計する上で、前提とした基本条件[1]を以下に記す。

（１）　陽子ビーム：水平入射

（２）　ターゲットに対するモデレータ配置：ウイング型（最大中性子発生ポイントを中心として上下にモデレータを配置）

（３）　モデレータ：３種類（結合型、非結合型、ポイゾン型）

（４）　熱負荷（陽子ビーム 1MW 当たり）

ターゲット	：530kW
反射体	：198kW
モデレータ	：24kW
反射体プラグ	：11kW
水冷遮蔽ブロック	：94kW

（５）　機器保守におけるアクセス

ターゲット：水平陽子ビーム入射下流方向（フル遠隔操作）

モデレータ・反射体：垂直上方向（一部ハンズオンによる遠隔操作）

（６）　ベッセル内：ヘリウム雰囲気（１気圧程度）

ターゲット・モデレータの配置は、ターゲットに入射する陽子ビームライン周りの構造の簡素化、中性子ビームラインの取り出し易さから KENS（日）、ISIS（英）、SNS（米）と同様にターゲットの上下にモデレータが置かれるウイング型とした。Fig. 2.2.1.1-1 に示す様にターゲット上部には、非結合型及びポイゾン型の２台、ターゲット下部には、結合型モデレータ１台を配置する。ターゲット上部への配置は後述するが非結合型及びポイゾン型モデレータの保守の観点から、下部への配置は反射率計の配置から決定した。

第１に、ターゲットから得られる発生中性子収量を可能な限り大きくすること、且つ、モデレータから得られる中性子強度を最大限大きくすることを目的として、陽子ビームのエネルギー、ビーム断面形状の最適化検討を行った[2,3]。その結果、陽子ビームをエネルギー：3 GeV、ビーム断面形状：13 x 5 cm^2 とした。ターゲットを陽子ビーム断面形状に沿った扁平形状とし、ターゲット-モデレータの結合を可能な限り良くした設計としている。ターゲット-モデレータ間のクリアランスは 8 mm である（ターゲット側：5 mm、モデレータ側：3 mm）。体系の中心をモデレータから得られる中性子強度が最大となる点とした。Fig. 2.2.1.1-2 に示す様に陽子ビーム入射方向でターゲット水銀先端から 15.5cm 下流の位置に相当する。

各モデレータの配置ついては、以下の概念の元に Fig. 2.2.1.1-3 に示す様に配置した。

・結合型モデレータの**配置**　　：モデレータ水平面内でモデレータ

の中心が体系の中心

・非結合型及びポイゾン型モデレータの配置　：２個のモデレータを配置する場合には、水平面内で２個のモデレータの重心位置が体系の中心

３台のモデレータは、１系統の水素輸送ラインで接続するのではなく、各々独立の水素輸送ラインを有する設計とした。何故なら、１系統の場合には、１台のモデレータの破損が他のモデレータの交換を余儀なくされ、なんらかの支障を起こす確率が大きくなる。また、１系統の場合と比較して、ビームトリップ等による温度変化の影響が受けにくいためである。各モデレータが独立に保守出来ることは大きなメリットである。

ベッセル内機器は、ターゲット・モデレータ・反射体・反射体プラグ、水冷遮蔽ブロック、非水冷遮蔽ブロックで構成する。出力１MW 陽子ビーム運転による放射線損傷のため Fig. 2.2.1.1-4 に示す交換を対象とする機器と交換を対象としない機器に分類される。

ターゲットはモデレータ・反射体の寿命と比較して寿命が短いため、ターゲットのみを独立に交換できる様に水平からのアクセス、その他を垂直からアクセスする方式を採用した。ISIS の様に保守時にターゲット・モデレータ・反射体を一体にして取り扱うのではなく、ターゲットのみを独立に取り出せる方式を採用した。ターゲットを独立に交換できるようにターゲット台車にターゲットをのせ、陽子ビーム入射下流方向に引き出し、ターゲット取扱室でターゲットをフル遠隔操作で交換する。

一方、モデレータ・反射体については、保守時にベッセル上部（垂直方向上部）からアクセスしてモデレータ・反射体を取り出し、キャスクを用いて反射体取扱室に輸送し、反射体取扱室でモデレータまたは反射体を遠隔操作にて交換を行う。キャスクにつり込む前の配管の着脱やキャスクにつり込むために必要な治具の設置についてはハンズオンによる作業を想定した設計としている。ハンズオンによる作業を想定するため、人の作業する線量空間を 100 μ Sv/hr (^{7}Be による線量の寄与は除く)として遮蔽厚等[4-6]の設計を進めている。

モデレータ、反射体の保守性を考慮し、反射体プラグを内部プラグと外部プラグに分割する構造とした。外部プラグ及び内部プラグ側では、それぞれ、“結合型モデレータ-反射体-外部プラグ”及び“非結合型-ポイゾン型モデレータ-内部プラグ”が接続されボルトを用いて Fig. 2.2.1-5 に示す一体構造物となる。ベッセル内に、一体構造物の外部プラグが挿入され、その内側に一体構造物の内部プラグが上方から挿入された構造となる。これらの一体構造物は荷重受け部でラフガイド及び位置決めピンを用いて所用の精度で設置する。この分割方式は、比較的寿命が短いと予想され、交換頻度が高いと考えられる２台の非結合型及びポイゾン型モデレータに着目した保守が出来るところにメリットがある。現設計では、外部プラグ側の正常に動作している部分の取り外しを行わずに、一体構造物の内部プラグ（非結合型及びポイゾン型モデレータを含む）のみをキャスクにつり込むことが出来る設計としており、単純にハンドリングする配管本数や取扱重量がほぼ半減する。作業の工数の低減や時間短縮につながることを明確に示す。ハンズオンを含む遠隔操作による作業では、必要の無い作業はせず、簡単に確実に短時間に出来ることは、非常に重要である。以下にベッセル内機器の減速材、反射体、及び反射体プラグに関して詳細に記述する。

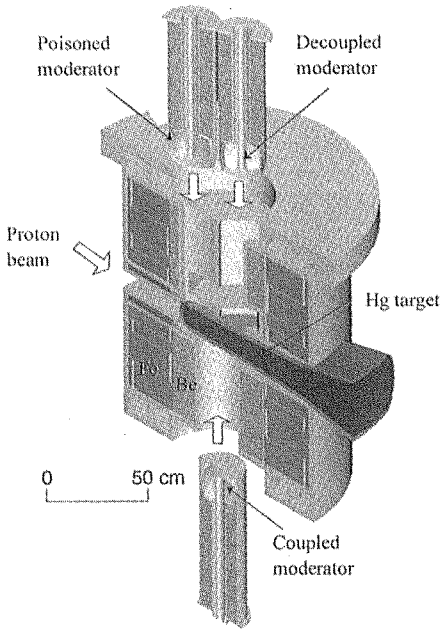


Fig. 2.2.1.1-1 Cross sectional view of target moderator reflector

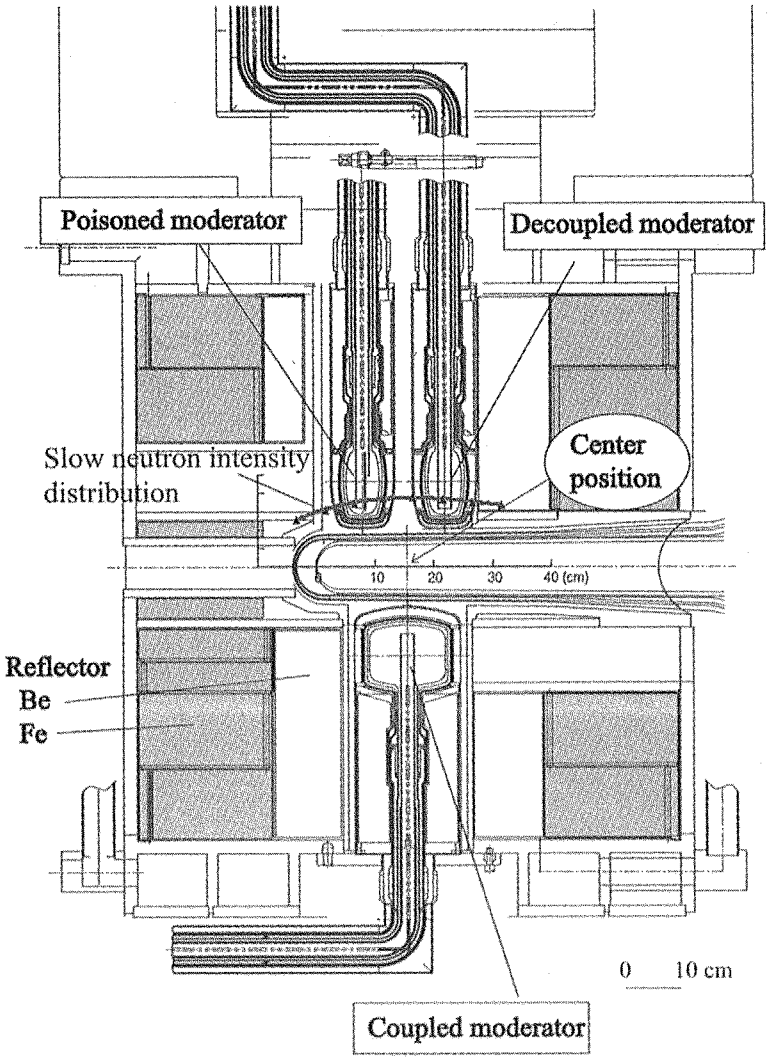


Fig. 2.2.1.1-2 Slow neutron intensity distribution from moderator along proton beam incident

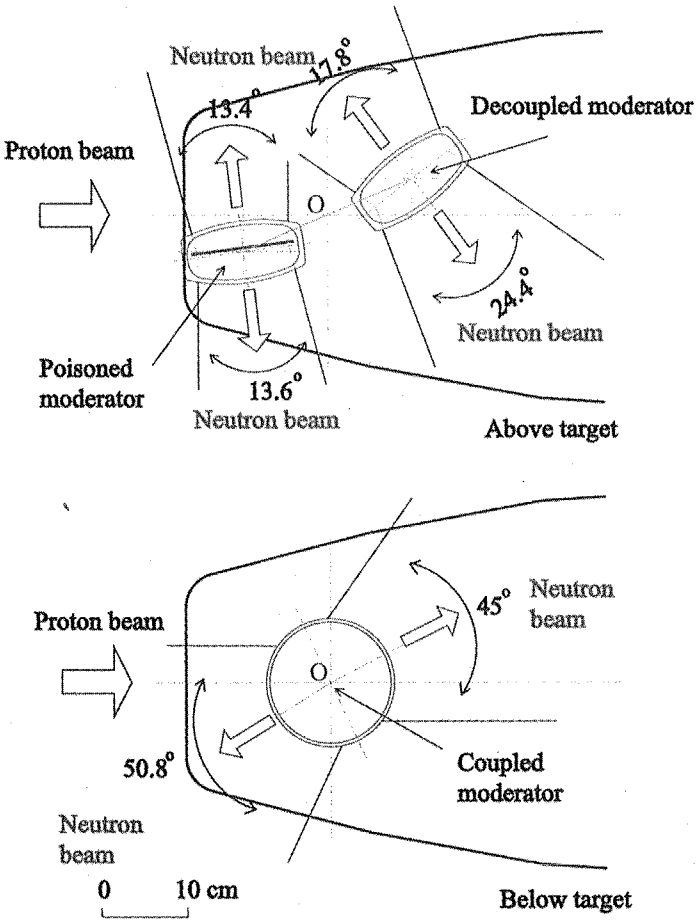


Fig. 2.2.1.1-3 Moderator layout

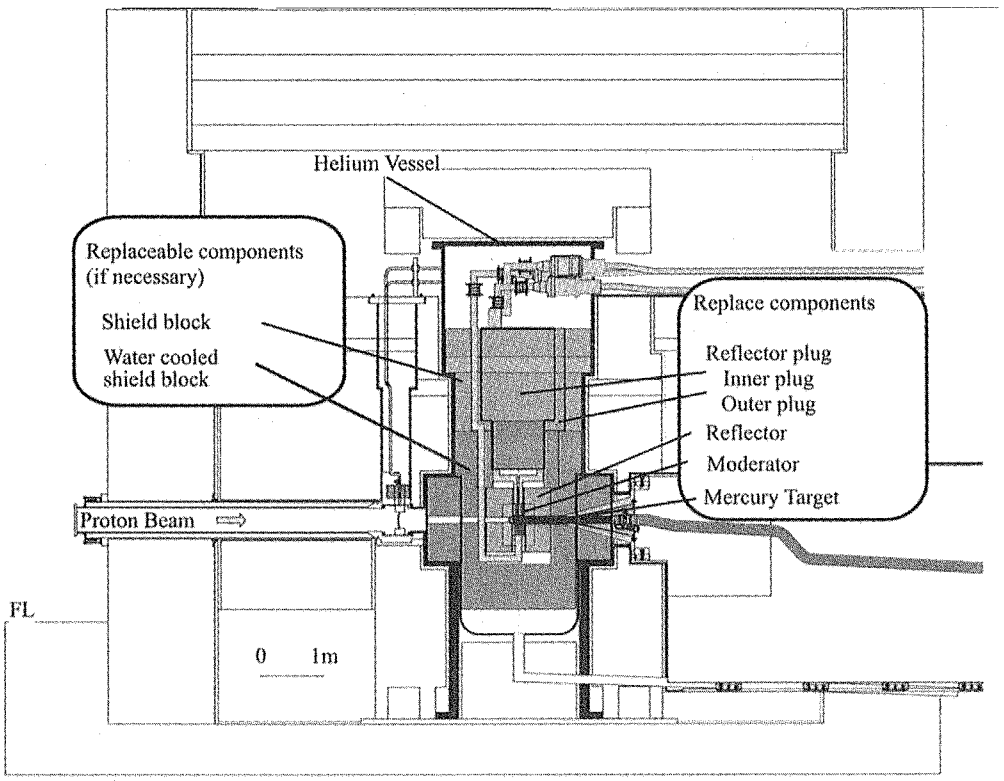


Fig. 2.2.1.1-4 Replace components in vessel

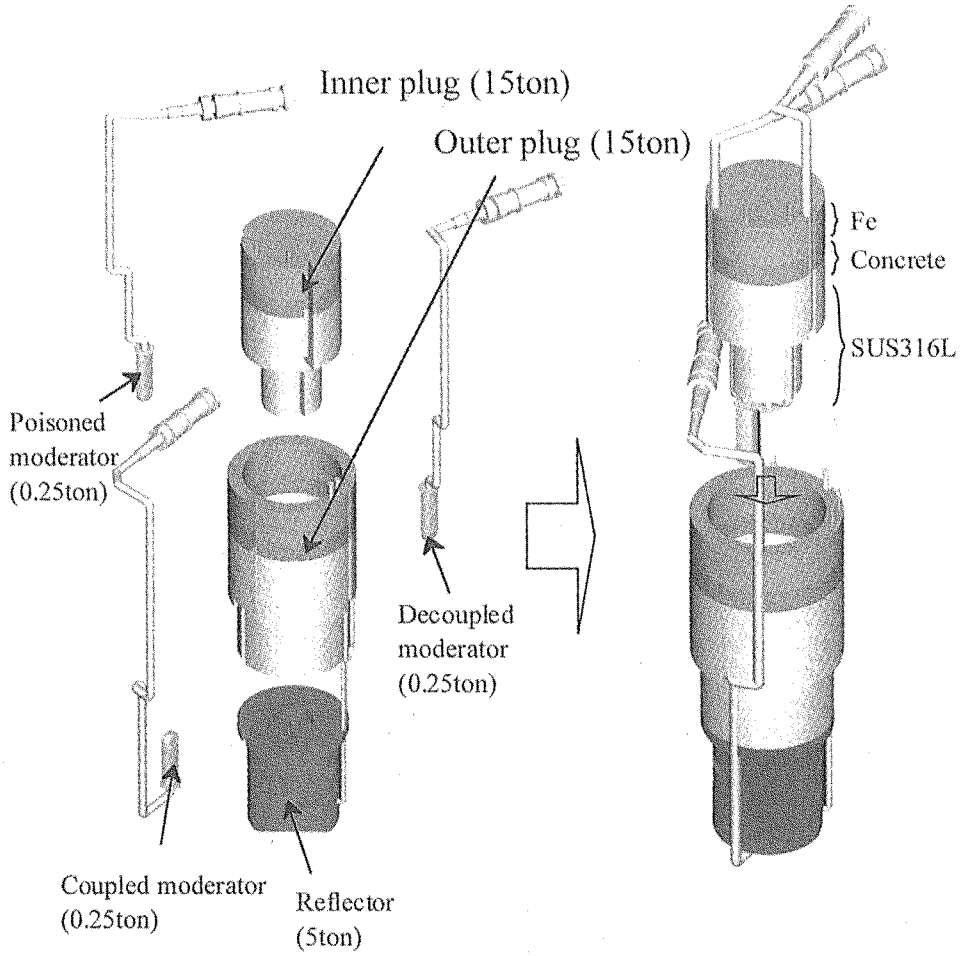


Fig. 2.2.1.1-5 Structure of moderator - reflector - reflector plug

２．２．１．２ モデレータ設計条件

(1) モデレータ本体

モデレータは、減速材として 20K、15 気圧の超臨界水素を用い、モデレータ本体、水素輸送ライン及び輸送ライン接続カプラで構成する Fig. 2.2.1.2-1 に示す一体構造物である。現行の結合型、非結合型及びポイゾン型モデレータ本体の主要諸元を Table 2.2.1.2-1 に示す。各モデレータは Al 合金をベースとし、水素、真空層、ヘリウム層、冷却水層（結合型の場合にはプレモデレータを兼ねる）を有する Fig. 2.2.1.2-2 及び Fig. 2.2.1.2-3 に示す多重容器構造である。モデレータ本体の形状は、100%パラ水素でニュートロニクス計算により最適化を図り[7-9]、構造強度解析等の工学的な検討を加え求めたものである。超臨界水素が流れるアルミ合金の許容応力を 60Mpa として設計しており、水素容器の厚さは、結合型の場合に、4mm(中性子ビーム取り出し面を含む側部)、9mm（底部、上部）、非結合型及びポイゾン型の場合には、7mm（中性子取り出し面）、6mm（側部及び底部）の比較的厚めとなる。Fig. 2.2.1.2-2 及び Fig. 2.2.1.2-3 に示す様に反射体欠損による中性子強度の減少を避けるために、反射体材料である Be（ベリリウム）を水素輸送配管と反射体の間の間隙に用いる。

結合型モデレータ本体の特長は、水素容器形状が一般的に使われている楕円形状と異なり円筒形状であることと、大きさが φ14 cm x 10^{H}cm の比較的大きなモデレータであることである。面

の大きさが 10 x 10cm^2 である中性子ビーム取り出し面における面分布が、取り出し面の中央部というよりむしろ、プレモデレータ側に近いほど高いため、この特性を最大限利用するとモデレータの大きさと中性子ビーム取り出し面の大きさはほぼ同じとなる。

非結合型及びポイゾン型モデレータ本体については、水素容器の形状は楕円形状であり、大きさは $13^{W}x12^{H}x6.2^{T}$cm である。これら２台のモデレータはパルスをシャープにするためにデカップラを用いる。中性子ビームユーザグループ側から 1～2eV のデカップリングエネルギーを有するパルス特性が要求されている。この条件を満足する材料としてこれまでボロン(B)系の材料である炭化硼素（B_4C）が利用されてきた。しかしながら、MW クラスの線源では、$^{10}B(n, \alpha)^{7}Li$ 反応による局所的な核発熱及びヘリウム(He)生成によるスウェリングのため使用が危ぶまれている。そこで、He 生成を伴わない共鳴吸収型の材料を組み合わせた銀-インジウム-カドミウム系(Ag-In-Cd 又は AIC)合金をデカップラとして新しく採用した[10]。すでに AIC 合金は PWR（加圧水炉型原子炉）の制御棒として利用されている。3mm^{t} の AIC 合金のデカップリングエネルギーは約 1eV に相当する。デカップラは Fig. 2.2.1.2-3 に示すヘリウム層の外套となる Al 合金部に用いられ、中性子ビーム取り出し面以外を AIC 合金で覆う構造である。熱除去の観点から、AIC 合金はベースとなるAl合金に密着させる必要があり、AIC合金をAl合金に熱間等方加圧接合(HIP)処理を施し接合することで設計をすすめている。しかしながら、AIC 合金の利用は ^{110}Ag による放射能を生み出し、これが後のメインテナンスを困難にする。

ポイゾン型モデレータについては、更にパルス幅を狭くするために水素容器中に 1.3mm のポイゾン板の(Cd 板)が中性子ビーム取り出し面から 2.5cm の位置に非対称に挿入される[8,11]。この厚さは約６年の寿命を想定したものである。ニュートロニクス計算からポイゾン型モデレータ本体の水素容器形状は楕円形状ではなくアーチ形状のものが、中性子ビーム取り出し角が広くなるにつれて、良い中性子特性（狭いパルス幅、高いピーク強度）をもたらす。しかしながら、アーチ形状のモデレータを成立させるためには、構造強度の観点からさらに厚い容器厚が必要となる。現設計では中性子ビーム取り出し角がそれほど広くないことから、楕円形状でも性能的には変わらなくなるため、楕円形状で設計を進めている。

(2) 水素輸送ライン

水素輸送ラインは、モデレータ本体から輸送ライン接続カプラに至る領域に用いる。多重同軸配管から平行配管への変換、低温-室温における熱収縮の吸収、低温部-室温部サポート機構、Al合金-SUS 材への異材変換機構、ストリーミングの点からなるべく外径が小さいことが要求される。この要求を満足するため以下に示す概念を元に設計を行った。

- 低温-室温における熱収縮を屈曲部と配管間のクリアランスを利用し熱縮の吸収する。
- 水素容器を含む水素輸送配管と室温部との固定については、Fig. 2.2.1.2-4 中に示される固定機構をもった一点による固定とする。それ以外は同図中に示す収動機構を設けサポートする。固定位置は水素容器の絶対位置の変化を極小にするようになるべくモデレータ本体に近いところにに配置する。
- 配管径等については、規格のサイズを基本として設計する。
- 多重同軸配管から平行配管への変換を、なるべく、ターゲットから離れたところに配置

する。平行配管への変換構造は Fig. 2.2.1.2-4 に示す様に複雑である。製作を容易にするため平行配管へ変換する前に異材継ぎ手を用い SUS に変換する。

・冷凍機の負荷を軽減するためにスーパーインシュレータを用いる。使用する場所は放射線損傷の観点から同軸-平行変換部以降とする。この場所の線量空間は約 30MGy/6yr である。

(3) 輸送ライン着脱カプラ

輸送ライン着脱カプラの構造を Fig. 2.2.1.2-5 に示す。図では結合型に関する着脱カップラを示しているが、非結合型及びポイゾン型も基本的に同じ構造である。この着脱カプラは、キャスク内にモデレータや反射体を含んだ保守対象機器を収める前に、ハンズオンで人がアクセスして水素輸送ラインを着脱するのに用いるものである。このカプラには、ヘリウム層、真空層、水素層を持った多重配管を着脱するために、簡単な機構で確実に短時間で作業を終了することが要求される。

この要求を満足するため以下に示す概念の元に設計を行った。

・水素輸送配管の接続を、VCR コネクタとする。

・２重の O リングシールを持ったフランジを用いて真空層、ヘリウム層を構築する。フランジの収動には、溶接２重ベローズを用いる。

・フランジ部は袋ナット機構を用いて接続する。

・出来るだけ小型とする。

Table 2.2.1.2-1 Configuration of moderator

Moderator	Coupled	Decoupled	Poisoned
Number	1	1	1
Beam extraction	Both	Both	Both
Angular coverage	50.8°/45°	24.4°/17.8°	13.4°/13.6°
Main moderator	H2, 20K, 15 atm	H2, 20K, 15 atm	H2, 20K, 15 atm
Shape	Cylindrical	Canteen	←
Size	ϕ 15cmx10^{H}cm	13^{W}x12^{H}x6.2^{T}cm^3	←
Premoderator	H2O ($1cm^{t}$)	non	←
Decoupler	-	Ag-In-Cd	←
Decoupling energy		1 eV	←
Poison	-	-	Cd ($1.3mm^{t}$)
Viewed surface	10x10 cm^2	10x10 cm^2	10x10 cm^2
Center of viewed surface	Center of moderator height	←	←

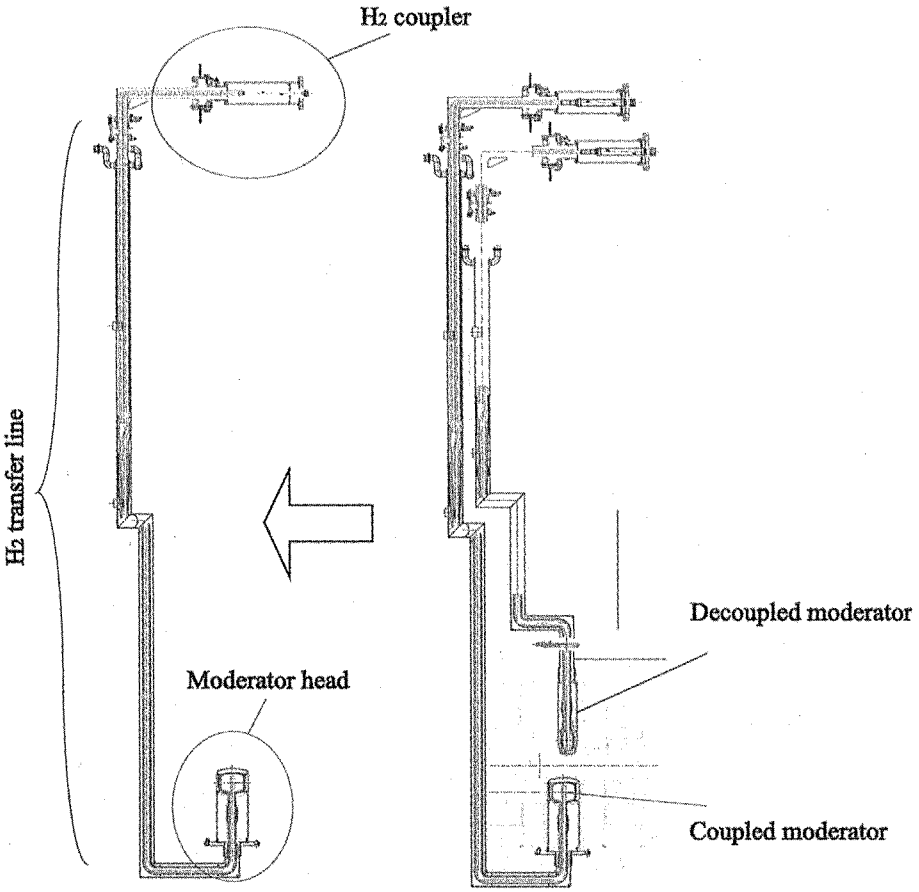


Fig. 2.2.1.2-1 Strructure of H2 moderator and transfer line

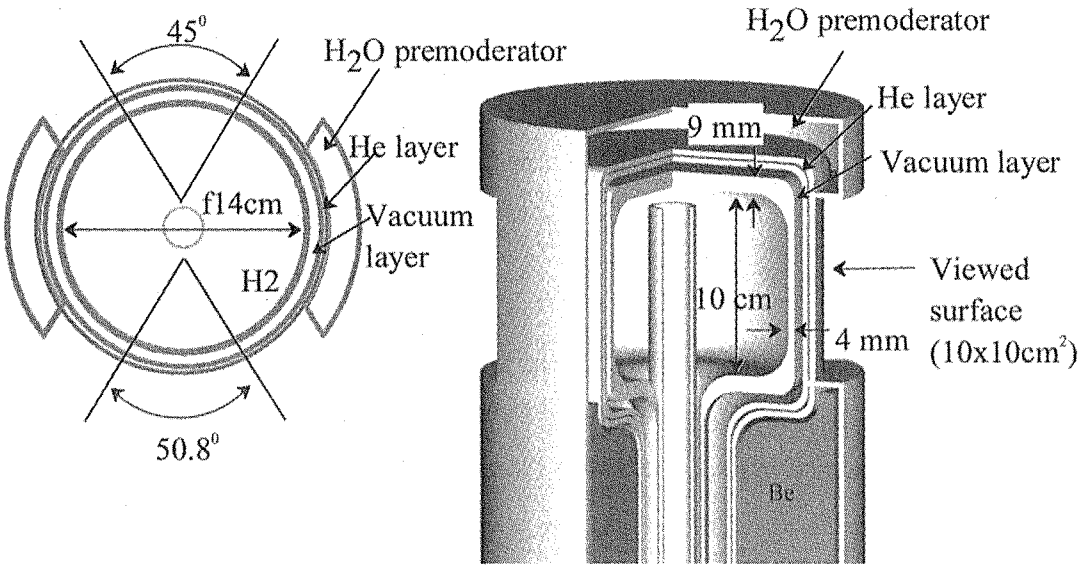


Fig. 2.2.1.2-2 Structure of coupled moderator

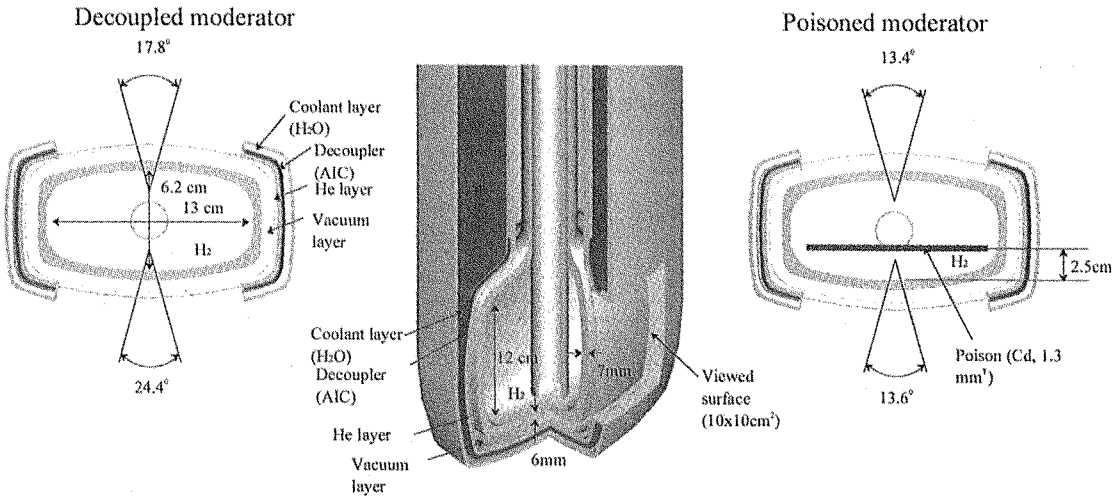


Fig. 2.2.1.2-3 Structure of decoupled and poisoned moderator

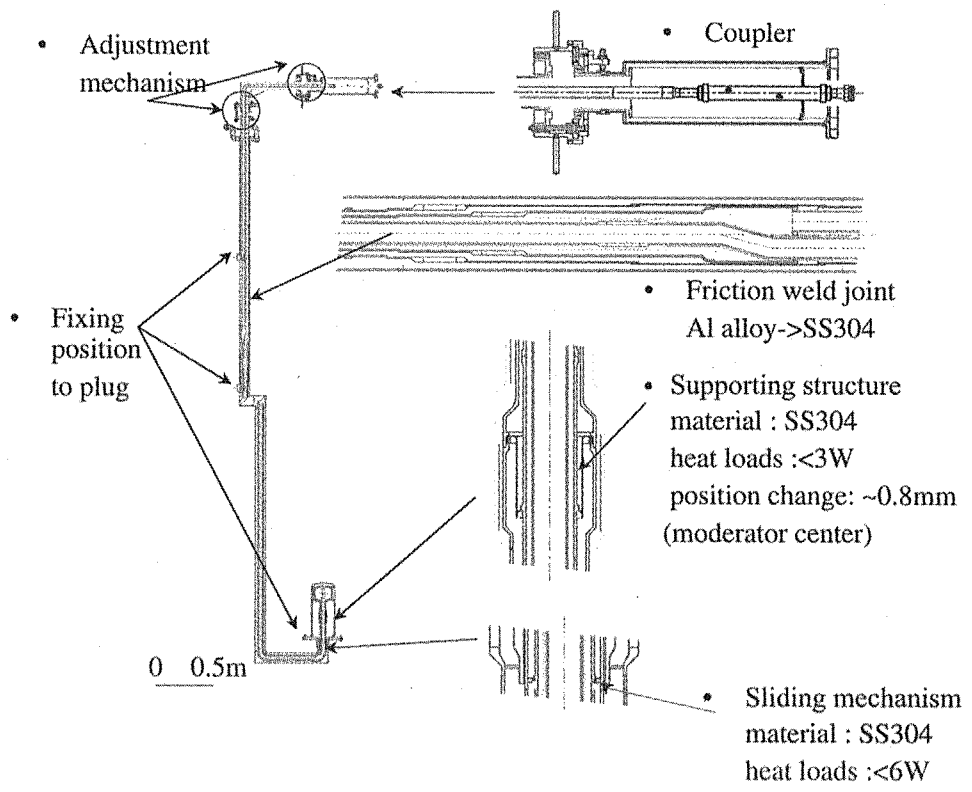


Fig. 2.2.1.2-4 Structure of components of H2 transfer line

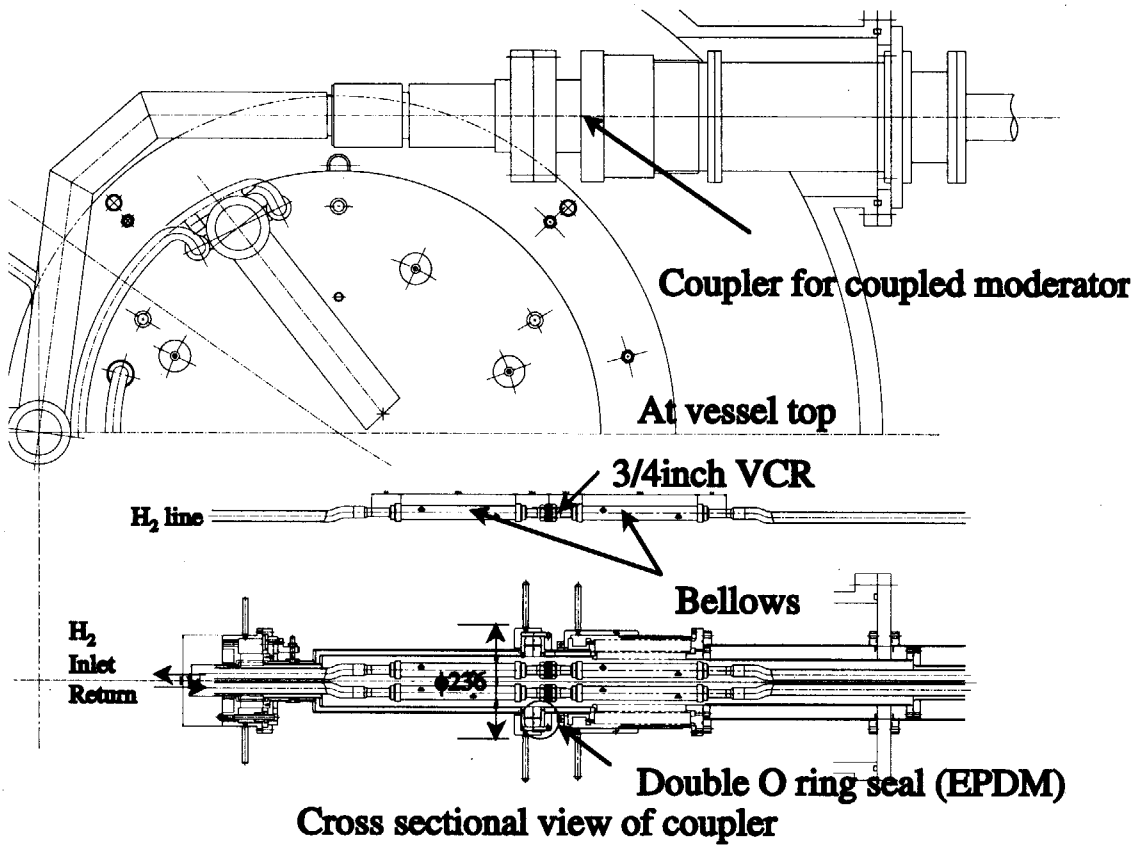


Fig. 2.2.1.2-5 Structure of hydrogen coupler for coupled moderator

２．２．１．３　反射体

(1) 設計条件

反射体の主要諸元を Table 2.2.1.3-1 に示す。Fig. 2.2.1.1-1 に示す様に反射体は、円筒形状で中心部から Be、Fe の材料で構成され、ブロック形状の Be 及び Fe を積層し Al 合金製の反射体容器に収めた構造である。Be の大きさは、～φ50cm x $1m^H$、Fe は～φ1 m x $1m^H$ である。反射体には、モデレータの挿入口、陽子ビーム入射口、ターゲット挿入口、中性子ビーム取り出し口のために開口部が設けられる。反射体材料は以下の理由により選択した。

Be の選択

・中性子減速特性が良く、良好なパルス特性が得られる。

・高熱伝導率（SUS の約 10 倍）のために除熱に優れる。

Fe の選択

・高熱伝導率(SUS の約 5 倍)のため除熱に優れる。

・高エネルギー中性子の遮蔽。

・Ni に富むステンレス鋼に比較して生成放射能が非常に少ない。

Ni に富むステンレス鋼はキャスク重量の増加や遮蔽厚の増加につながり、メンテナンスシナリオを悪くする。しかしながら、Fe には電気腐食の問題があるため、Fe に溶射またはメッキ等により Al の被覆を行うことで設計を進めている。

冷却及び構造強度の成立性のために、反射体内部を Fig. 2.2.1.3-1 に示す上部、中間部、下部の

３分割構造した。１パスによる流れを基本概念とした１系統の冷却水を用い、下部→中間部→上部へと冷却水を導入する。各部への冷却水の導入口及び出口にはプレナム構造を設け、各部内にあるブロック形状の Be や Fe の冷却を行う。冷却水として、中性子特性への影響が少ない重水を採用した。冷却チャンネルを設けるためブロック間およびプロック-反射体容器間の隙間を 3mm とした“はめあい構造”を用いて隙間を設けた。

非結合型及びポイゾン型モデレータの中性子ビーム孔から取り出される中性子ビーム口にはライナーとしてデカップラ材と同じ材料の 3 mm^T の AIC を用いる。AIC も冷却の観点から反射体容器（Al 合金）との密着性を要求されるため、主に HIP 処理を用いて AIC 合金を Al 合金に接合する手法の確立を目指している。

(2) 反射体プラグ設計条件

Fig. 2.2.1.3-2 に示す様に反射体プラグは、外部プラグと内部プラグで構成される。２台の非結合型及びポイゾン型モデレータに着目して保守を可能にするためである。材料はターゲットに近い領域からステンレス鋼（SUS316）、普通コンクリート及び鉄からなる。水冷を必要とする領域にステンレス鋼を用いており、プラグ上部の線量を軽減すること及びプラグ全体の重量を軽減するために 20cm 厚の普通コンクリートを用いた。普通コンクリートは鉄の容器に封入される。鉄はプラグ上部で人が作業を行うために必要な線量に遮蔽をするために用いる。ステンレス鋼、普通コンクリート及び鉄は図に示すスタットボルトを利用し一体構造となる。ステンレス鋼部は、幾つかのブロックを積層したものである。積層部の接続はスタットボルトにより行う。積層面の外周部には水の漏洩のためにシール溶接を行う。溶接部には強度を持たせない。ブロックには水冷の導入や取り出しのためにプレナムを設けている。ブロック中に水冷チャンネルについては、製作を容易にする点から穴加工によりストリーミングを考慮し屈曲構造を設け冷却流路を設けた構造である。プラグ上部から鉄、普通コンクリート層を水冷配管を通してステンレス鋼へ水の導入、導出を行う。プラグ上部における水冷配管の接続はクイッククランプを用いて行う。

Table 2.2.1.3-1 Configuration of reflector

Inner (main) material	Be	(ϕ 50 cm x 100cm^H)
Outer material	Fe (coated by Al)	(~ ϕ 100cm x 100cmH)
Container	Al alloy (A5083)	(2.5 cm^t at Max.) for beam hole of decoupled and poisoned
Liner	Ag-In-Cd liner	moderato
Coolant	D_2O, 3mm cooling channel	

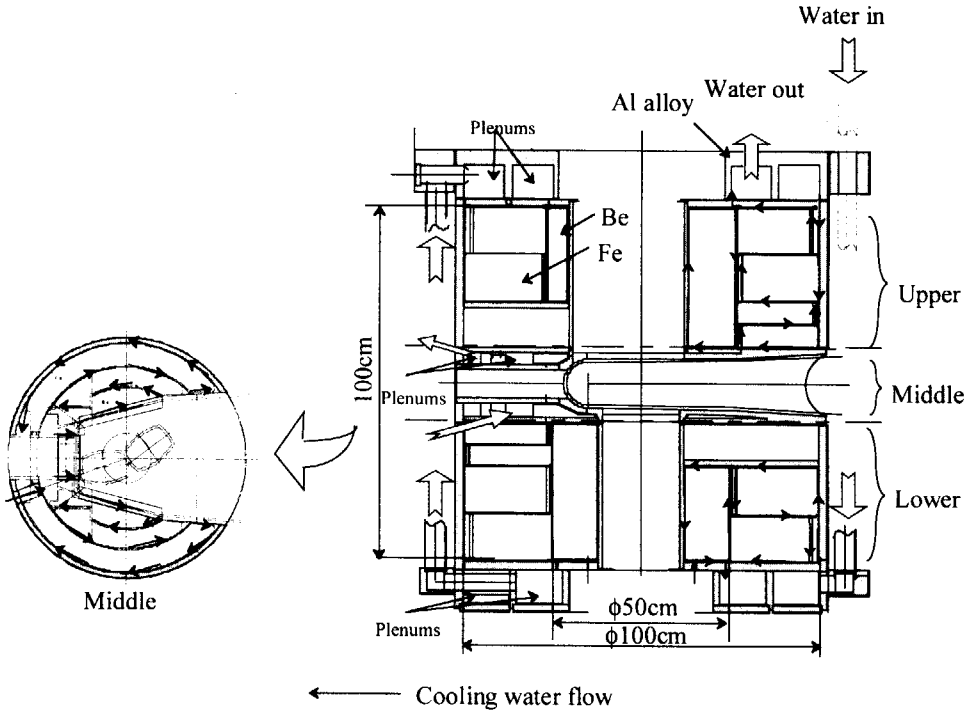


Fig. 2.2.1.3-1 Conception of water flow in reflector

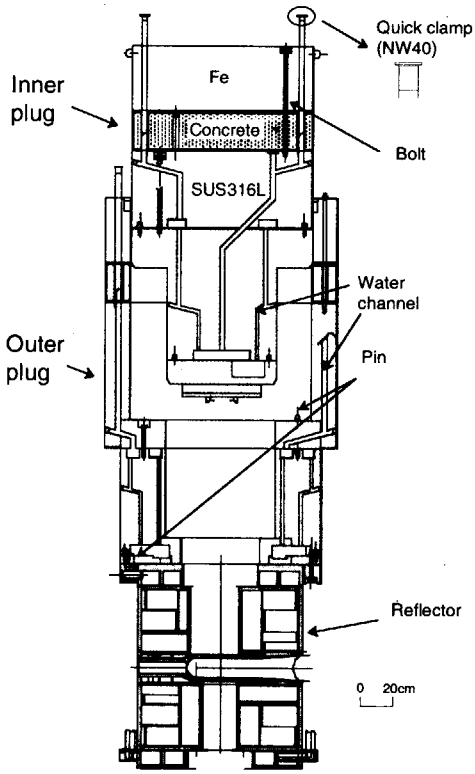


Fig. 2.2.1.3-2 Cross sectional view of reflector and reflector plug (inner and outer plug)

２．２．１．４　モデレータ・反射体・反射体プラグ接続及び設置精度

モデレータ、反射体、反射体プラグの接続部に関して具体的に記述する。前述した様に、モデレータ・反射体・反射体プラグは、一体構造物の外部プラグ側と内部プラグ側に分離できる。

外部プラグ側では結合型モデレータ、反射体、外部プラグが以下の位置で接続される。接続はすべて遠隔操作による。

・反射体フランジ部-外部プラグ底面部
　位置決めピン、ボルトによる接続
・反射体底面フランジ部-結合型モデレータ本体フランジ部
　位置決めピン、ボルトによる接続
・水素輸送ライン-外部プラグ外周部
　ボルトによる接続

内部プラグ側では、非結合型およびポイゾン型モデレータが以下の位置で接続される。外部プラグ側と同様にすべて遠隔操作による。

・モデレータ本体フランジ部-内部プラグ下部
　ボルトによる接続
・水素輸送ライン-内部プラグ外周部
　ボルトによる接続

所定の中性子性能を得るためにモデレータの設置精度は重要であり、現状でモデレータの設置精度を±3mm とした。モデレータの設置精度は、水平精度及び垂直精度の組み合わせによって決まる。主に、取り合い部（荷重受け部）と製作物の加工精度によって決まる。取り合い部の位置決めには“位置決めピン機構”を用いた方式を採用している。モデレータの位置決めに対して、基点（基準）となる点は反射体フランジの荷重受け部である。結合型モデレータの場合には反射体底部に結合型モデレータ本体フランジが接続する構造であるのに対して、非結合型及びポイゾン型モデレータの場合には、反射体フランジ上部に外部プラグが接続し、外部プラグに内部プラグの荷重が加えられ、内部プラグの底面部にモデレータ本体フランジが接続されるため、非結合型及びポイゾン型モデレータの位置決めのためには、外部プラグ、内部プラグの製作精度が非常に重要となる。

２．２．１．５　プラグ上部における人の作業

運転後、モデレータや反射体の保守ために、プラグ上部でハンズオンで作業することを想定している。ハンズオンにおける作業では、水配管や水素輸送配管の着脱及びキャスクへつり上げる前に必要な治具の取付を行う。その場の空間線量を 100 μSv/hr とした設計であっても、やはり、被爆線量を抑えるために迅速で簡便に行える作業とすることが要求される。この要求を満たすために、以下に示す概念の元に設計を行った。

・人の作業空間を可能な限り設ける
・人が順番にアクセスし易い様に配管類を配置する
・人の大きさを配慮した配管類の配置とする
・着脱を行う配管類を明確にする

これらを配慮したベッセル上部における水系の配管、水素輸送配管類の配置を Fig. 2.2.1.5-1 に示す。

参考文献

[1] N. Watanabe et al., JAERI Tech 98-011

[2] M. Teshigawara et al., JAERI Research 99-010

[3]M. Teshigawara et al, Proc. ICANS-XV (Tsukuba, Japan) JAERI Conf. 2001-0002 (Tokai: JAERI) pp. 835

[4]F. Maekawa et al., JAERI Tech 2002-035

[5]F. Maekawa et al., Proc. ICANS-XV (Tsukuba, Japan) JAERI Conf. 2001-0002 (Tokai: JAERI) pp. 907

[6]M. Tamura et al., Proc. ICANS-XVI, May 12-15, Dusseldorf-Neuss, Germany, 2003, pp. 1077

[7]T. Kai et al, Proc. ICANS-XVI, May 12-15, Dusseldorf-Neuss, Germany, 2003, pp. 657

[8]M. Harada et al., Proc. ICANS-XVI, May 12-15, Dusseldorf-Neuss, Germany, 2003, pp. 697

[9]N. Watanabe et al., J. Neutron Research, Vol. 11(1-2), pp. 13

[10]M. Harada et al., Proc. ICANS-XVI, May 12-15, Dusseldorf-Neuss, Germany, 2003, pp. 677

[11]M. Teshigawara et al., Proc. ICANS-XVI, May 12-15, Dusseldorf-Neuss, Germany, 2003, pp. 689

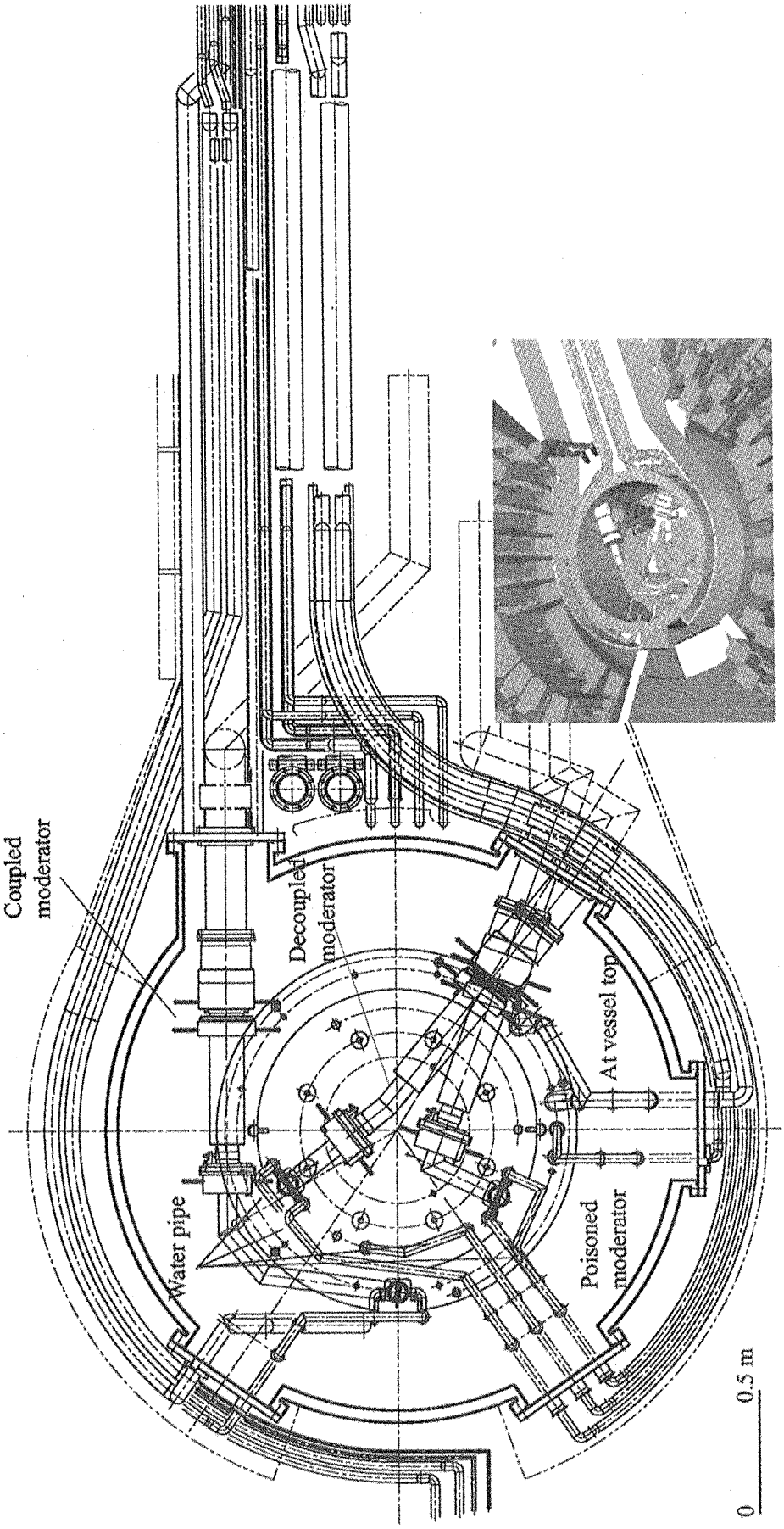


Fig. 2.2.1.5-1 Water pipe and hydrogen transfer line layout at vessel top

２．２．２　結合型モデレータのニュートロニクス設計

２．２．２．１　概　要

結合型モデレータのニュートロニクス設計は、パルス幅が小さく、高い時間積分強度、パルスピーク強度を得ることを目的とする。J-PARC 中性子利用者の要求によると、結合型モデレータからの中性子を利用する測定器の数は、全体の約半分(11/23)である。従って、結合型モデレータは広い角度範囲に中性子を供給することが要求される。これらの条件を満たすため、直径140mm の円筒形状で 100%パラ水素のモデレータを採用することとした。主要な結合型モデレータのパラメータを Table 2.2.2-1 に示した。以下では、結合型モデレータの主要パラメータ設計検討について述べる。

２．２．２．２　パラ水素比率とモデレータ厚さ

大強度中性子源の冷中性子用モデレータ材料としては、耐放射線性という観点から、液体又は超臨界水素以外には、実用化されている材料がない。従って、本施設のモデレータ材料は液体又は超臨界水素とした。水素分子には 2 個の水素原子のスピン方向が揃ったオルソ状態と、反平行であるパラ状態があり、液体水素温度(20K)における平衡状態では、パラ水素の比率は 99.8%である。しかしながら、常温での平衡パラ水素比率は 25%(ノーマル水素と呼ばれる)であり、実際に使用されるモデレータ中では、液化を行ってからの時間経過に従ってパラ水素の比率が増加し、十分な時間が経過した後、99.8%になると考えられる。一方、パラ水素の全散乱断面積は Fig. 2.2.2-1 [1]に示したように、50 meV 以下で急激に小さくなり、10 meV ではノーマル水素の 1/30～1/40 程度となる。また、パラ状態とオルソ状態のエネルギー差は 14.7 meV であり、パラ/オルソ遷移に伴って中性子を減速する。従って、モデレータのパラ水素比率は中性子特性に大きな影響を与えると考えられる。パラ水素比率と中性子特性の関係は文献[2]で報告されているが、文献中での計算はターゲット・モデレータがフラックストラップ型(本計画ではウィング型)に配置されている、プレモデレータを使用していない等、本計画とは異なった条件で行われており、必ずしもその結果が本計画の設計に適応できるとは限らない。そこで、本計画での構成を反映した計算モデルを用いて同様の計算を行った。

Fig. 2.2.2-2 は、モデレータの厚さとパラ水素比率に対する時間積分中性子強度の変化を示した。この結果から、文献[2]で報告された結果と同様に、最大の時間積分強度を得るために必要なモデレータの厚さは、パラ水素比率が高いほど厚くなり、最大到達強度もパラ水素比率が高いほど高くなることが分かった。即ち、厚いパラ水素比率 100%のモデレータを使用することにより、最大の時間積分中性子強度を得ることが分かる。パラ水素比率 100%のモデレータでは、モデレータの厚さが増すと時間積分強度が増加するが、文献[2]では厚さ 120 mm 程度で増加量が飽和している。一方本結果では、厚さ 200 mm 程度まで強度増加が認められる。この飽和厚さの違いは、文献[3]でフラックストラップ型とウィング型での中性子強度の厚さ依存性の違いとして説明されている。

時間積分強度の観点からは、厚い 100%パラ水素モデレータが良いことが分かったが、結合型モデレータは、高いパルスピーク強度を提供するという役割も担っている。時間積分強度と同様に、パルスピーク強度とパルス幅(半値幅)についてもパラ水素比率とモデレータ厚さによる影響

を評価した。Fig.2.2.2-3 によると、2 meV では 100～140 mm、10 meV では 80～100 mm 程度の厚さのパラ 100%水素が最大のパルスピーク強度を与えることが分かる。つまり、中性子エネルギーによって、最適ピーク強度を与えるモデレータ厚さが異なっている。また、パラ 100%水素では、パルス幅がモデレータ厚さにほぼ比例して増加しており、前述した時間積分強度の増加は、主としてパルス幅の増加によってもたらされていたことが分かった。一方 50 meV では、パラ水素比率が高いほどピーク強度は低くなり、モデレータが厚くなるに従ってピーク強度が小さくなっている。このことは、2 meV、10 meV といった低い中性子エネルギーでの最適なモデレータ厚さやパラ水素比率は、50 meV では最適ではないパラメータであることを示している。しかしながら、結合型モデレータは冷中性子領域の中性子供給を主目的としており、比較的高いエネルギー領域(数十 meV 以上)での特性が多少犠牲になっても、冷中性子領域に対して最適なパラメータを選択するべきであると判断した。

以上の結果から、時間積分強度とパルスピーク強度の両者において、パラ水素比率は 100%が最適であることが分かった。一方、時間積分強度はモデレータ厚さとともに増加(200 mm 程度まで)するが、パルスピーク強度は百数十 mm 以上の厚さでは減少しており、両者を同時に最大とする厚さは存在しない。しかしながら、厚いモデレータは水素冷却系への熱負荷増加や、モデレータ容器製作性の悪化など、様々な工学的困難を伴う事となる。従って、時間積分強度の増加が相応に認められ、パルスピーク強度の減少が顕著でない等、総合的に判断して、モデレータ厚さを 140 mm 程度とする結論を得た。

２．２．２．３　モデレータ高さと取出面上での中性子強度分布

前節では、幅 120 mm、高さ 120 mm のモデレータの中心部に 100 mm 四方の中性子取出面を配置したモデルにより検討を行った。このようなモデルは、経験的に取出面よりも 10～15mm 程大きなモデレータが使用されてきたという理由から作成されたものであり、必ずしも最適な値であるとは限らない。そこで、最適なモデレータ幅と高さの検討を行った。先ず、モデレータ幅を 120 mm で一定として、高さ 1 00 mm、120 mm、140 mm のモデレータに対して、時間積分強度増加の厚さ依存性の違いを調査した。結果を示した Fig.2.2.2-4 によると、高さ 100 mm の時が最も強度が大きくなることが分かる。一般的にはモデレータの高さと幅が大きい方が時間積分強度が大きくなると考えられており、本結果はこれに矛盾している。そこで、厚さ 140 mm のモデレータについて、中性子取出し面における時間積分中性子強度の 2 次元分布を求めた(Fig.2.2.2-5)。その結果、モデレータ中心部よりもむしろ、プレモデレータに隣接する部分からの強度が大きいことが分かった。また、この 2 次元分布水平方向に積分してえられる、垂直方向分布を Fig.2.2.2-6 に示した。比較のため、高さ 100 mm、140 mm での分布についても示した。何れの場合についてもプレモデレータ側に近い端部が中心部より高い強度を示し、モデレータ高さが小さくなるに従って、端部での強度の増加が顕著になっている。最大値と最小値との比は、高さ 100 mm、120 mm、140 mm についてそれぞれ、1.9、1.5、1.4 であった。一方で、ノーマル水素に対して行った同様の計算では、このような端部での強度増加は見られず、平坦な分布を示している。従って、このような特徴的な特性は、パラ水素の散乱断面積の特徴である、14.7 meV 以上でのパラ-オルソ遷移に起因する非弾性散乱断面積と、50meV 以下で急速に小さくなる全散乱断面積

とに起因して生じているものと考えられる。以上の結果は、中性子取出面の一部の中性子のみを利用する測定器は、取出面のどの部分を利用するかについて注意深く決定する必要があることを示唆している。

２．２．２．４　中性子角度分布と円筒型モデレータ

モデレータニュートロニクスの検討は、これまで中性子取出面の法線方向(0°)に取り出される中性子ビームについて行われており、それ以外の角度θでのビーム取出しは 0° 方向の強度の$\cos^2\theta$ (放出中性子分布 x 実効取出面積)になると考えられてきた。しかしながら、前節で分かったように、モデレータ表面における中性子分布は、これまで一般的に考えられてきたものと異なっていた。また、厚いモデレータを採用することにより、大きな角度でモデレータを見込む場合にモデレータの有効な厚さが著しく小さく見えるため、大きく中性子強度を損なわれることも考えられる。このことから、必ずしもこれまでの一般的な推察が成り立つとは断言できない。一方で、利用者からの要求により、結合型モデレータに対しては、広い角度範囲で可能な限り多数のビームライン設置の要望があった。その要望に基づいた配置案でニュートロニクス設計を行った時点では、0° 方向に対し最大 32.5° の角度で中性子ビームを取り出すことが要求された。その後、合理化や配置の妥当性検討により最終的にこの最大値は 25.4° となった。このような広角度でのビーム取り出しの妥当性を議論し、最適化を行うため、取出し角度に対する中性子強度変化の評価を行った結果を Fig.2.2.2-7 に点線で示した。32.5° での積分強度は 0° 方向の強度と比較して 60%未満となり、幾何学的な推察からの予測よりも大きく減少することが分かった。これは、モデレータ中央部よりも端部での中性子強度が高く、広角度取り出し時に強度の高い部分からの寄与が失われることが要因であると考えられる。そこで、広角度取出しにおいても有効なモデレータ厚さの減少が緩和される形状として、円筒型モデレータを提案し、同様に角度依存性の評価を行った。その結果を Fig.2.2.2-7 の実線で示す。この結果、円筒型モデレータ(直径 140 mm, 高さ 100 mm)を用いる場合、取り出し角度が大きくなっても中性子強度の減少は直方型ほど顕著ではなく、32.5° 方向での中性子強度は、0° 方向の 70%程度であった。従って、円筒型モデレータを用いることにより、広角度取出しによる中性子強度の減少を低減できることが分かった。なお、0° 方向では直方型を用いた方がわずかに高い中性子強度が得られるが、その差は 2.7%であった。また、直方型モデレータの幅は 100 mm として計算を行ったが、これを大きくすることにより角度依存性は緩やかになると考えられる。しかしながら、前節の高さの検討において、厚さ 140 mm のモデレータで高さを 100 mm から 120 mm にすると 14%以上の強度減少になったという事実から、モデレータの幅を大きくして角度依存性を改善させてもビームライン全体として強度が減少し、結果として円筒型モデレータよりも高い中性子強度を得ることが出来ないと考えられる。また、円筒型モデレータでは、低温水素の圧力に対する構造強度の観点から容器を薄くすることができるため、さらに直方型よりも有利であると考えられる。以上の結果から、結合型モデレータの形状は、直方型よりも円筒型が適しているという結論を得た。

２．２．２．５　円筒型モデレータの最適化

結合型モデレータとして円筒型形状が適していると判断したが、これまで、パルス中性子源の

モデレータとして円筒型形状が採用された例はなく、最適な寸法に関する検討もあまり行われていない。そこで、本装置の最適化検討を行った。直方型に対する検討で得られた、モデレータの高さが中性子取出し孔の高さと等しいとき最も高い中性子強度が得られたという結果から、円筒型モデレータの高さは、中性子取出し孔のビーム高さと同じ 100 mm とした。一方、モデレータの直径については、これまでの検討結果から単純に推測することは難しいため、新たに評価を行った。新たな評価に際し、線源集合体の各要素について、容器の厚さ、冷却水流路、空隙等の工学的条件を出来る限り詳細に反映した計算モデルを使用した。Fig.2.2.2-8 には、モデレータ直径に対する時間積分中性子強度の変化を示した。図中では、0° 方向への中性子強度(maximum)と角度平均の中性子強度(averaged)を示している。140 mm 以上では概ね増加が飽和しているものの、何れの時間積分強度も、直径に従って大きくなることが分かる。また、直径が大きくなるに従って、両者の差異が小さくなっていることから、角度依存性が小さくなっていくことも分かる。次に、時間積分強度とともに結合型モデレータの主目的であるパルスピーク強度について評価を行い、2 meV、10 meV、50 meV でのパルスピーク強度の変化を Fig.2.2.2-9 に示した。角度平均のパルスピーク強度は、何れのエネルギーにおいても直径 140 mm で最大となり、0° 方向についても 2 meV を除き 140 mm で最大となっている。これらの結果から、円筒型モデレータの直径は 140 mm とした。

２．２．２．６　工学設計に必要なデータの評価

円筒型モデレータの場合、モデレータ容器側部は、工学的に許容できる限り薄く設計することとする。一方で、モデレータの上下部(ターゲット側と外側)の工学設計では、厚い容器により平坦な形状とするか、薄い容器である程度の曲率を持たせるという 2 通りの方針が考えられる。そこで、中性子特性の検討を行った。計算は簡単のために、影響が大きく表れると考えられるターゲット側の容器形状について行った。評価を行った 4 ケースのモデルの条件を Fig.2.2.2-10 に示し、それぞれの時間積分強度をエネルギー毎に Fig.2.2.2-11 に示した。Case-A は平坦形状で厚い容器、Case-B は曲率を持つことで容器を薄くしてターゲットとモデレータの間にプレモデレータを充填させたモデルである。Case-B ではプレモデレータの厚さが場所により 10 mm～20 mm となっており、最適な厚さである 20 mm よりも薄い部分が存在している。そこで、ターゲット側プレモデレータの厚さを 20 mm で一定としたモデルが Case-C である。この場合、ターゲットとモデレータ間の距離が離れてしまうことから、距離を離さずに一定厚さのプレモデレータ(10 mm)を設けた場合が Case-D である。しかしながら、何れのエネルギーにおいても、Case-A が最も高い積分強度を示すことが分かった。曲率を設けることによる強度の減少は、プレモデレータと中性子取出面が離れることに起因していると考えられる。このことから、ターゲット側のモデレータ容器形状は、容器が厚くなっても平坦であるほうが高い中性子強度が得られることが分かった。

２．２．２．７　今後の問題点、課題

円筒型モデレータの検討において、モデレータ容器の上下(ターゲット側と外側)は、薄く曲率を設けて耐圧を確保するよりも、厚くとも平坦な形状を採用する方が、高い中性子強度が得られ

るという見通しを得た。しかしながら、その差は 10%未満であるにもかかわらず、容器が厚くなることによる発熱、即ち水素の熱負荷が大きく増大しているため、コストの面から発熱の軽減と中性子強度の減少との妥協点を探ることが求められている。厚く平坦な形状を採用する場合は、最適化の余地は考えられないが、薄く曲率を設ける場合には、プレモデレータ形状や、ビームラインとモデレータとの位置関係など、幾つかの最適化の余地が残されている。そこで、容器を薄くすることを前提として最適化検討を行い、妥協点を探る判断の基本データ提供を行う予定である。また、中性子特性の評価は全て計算で行っているため、今後予定している北大でのモデレータ実験等により実験的な裏付けを行う必要があると考えられる。

参考文献

[1] R. E. MacFarlane, LA-UR-98-655, Los Alamos National Laboratory, (1998).

[2] G. J. Russell, E. J. Pitcher P. D. Ferguson, Coupled Moderator Neutronics, Proc. ICANS-XIII (PSI, Villigen, Switzerland, Oct. 11-14, 1995) p.495 (1995).

[3] Y. Kiyanagi, et al., Journal of nuclear science and technology, 22, 934 (1985).

Table 2.2.2-1 Main parameters for coupled moderator

Moderator

Material: Liquid or super critical hydrogen (100% para) at 20 K

Shape: Cylindrical

Dimension: 140 mm in diameter, 100 mm in height

Premoderator (PM)

Material: Light water (H_2O) at ambient temperature

Shape: Cylindrical

(covering main moderator except for viewed surfaces)

Dimension: 20 mm (near-target), 10 mm (side, far-target)

Neutron Beam Line

Center height: -163 mm from proton beam center

Viewed surface: 100 mm x 100 mm

Extraction angle: ±22.5°(forward), ±25.4°(backward)

Reflector

Material: Beryllium (inner)

Stainless or iron coated with aluminum (outer)

Shape: 530 mm in maxi. diameter, 1000 mm in max. height (inner)

1000 mm in maxi. diameter, 1000 mm in max. height (outer)

Coolant: Heavy water (D_2O)

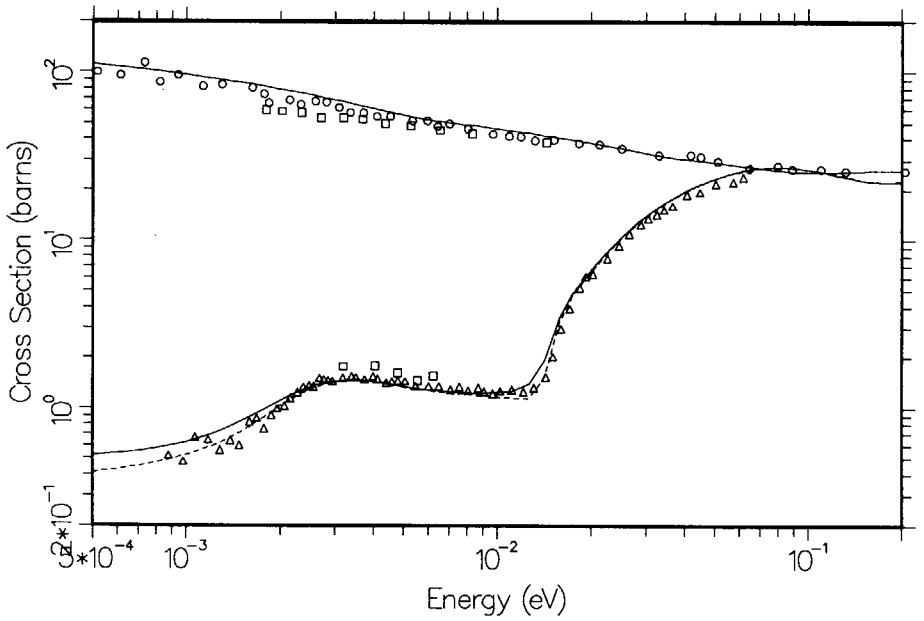


Fig. 2.2.2-1 Calculated values of total scattering cross-sections for liquid ortho-hydrogen (upper curve) and liquid para-hydrogen (lower curve) are compared with experimental data. Solid curves are at 20K and dashed curve is at 14K [1].

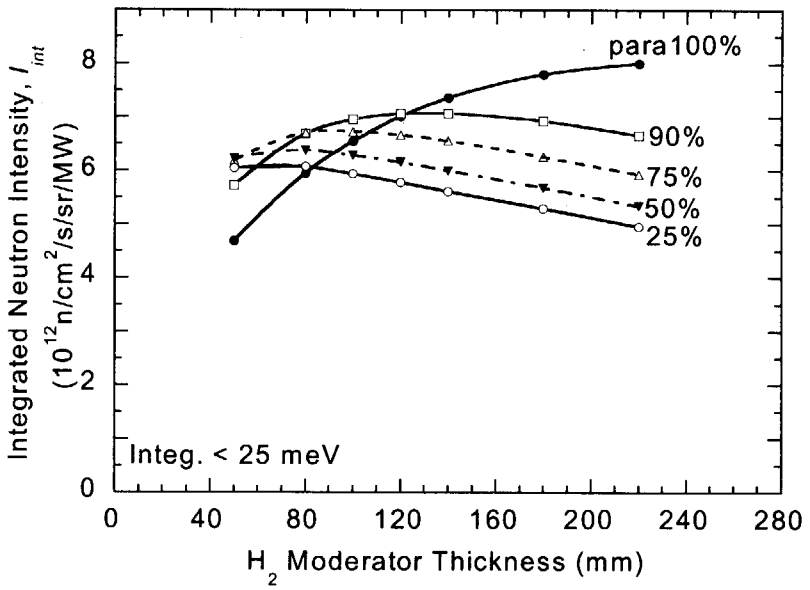


Fig. 2.2.2-2 Integrated neutron intensity as a function of moderator thickness and para hydrogen concentration.

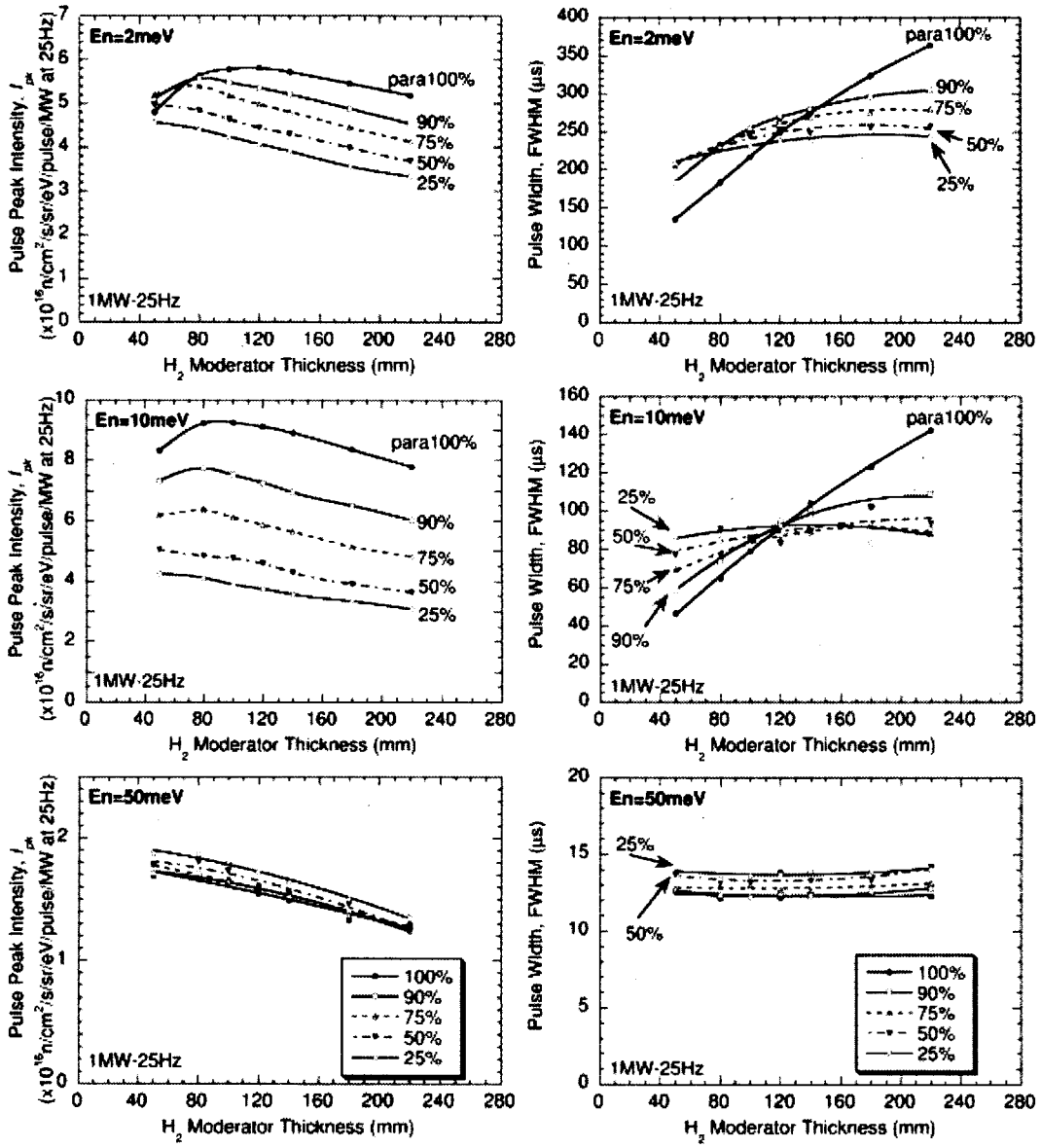


Fig. 2.2.2-3 Pulse peak intensities and widths (full width at half maximum) of 2 meV, 10 meV and 50 meV neutrons as a function of para hydrogen concentration and H_2 thickness.

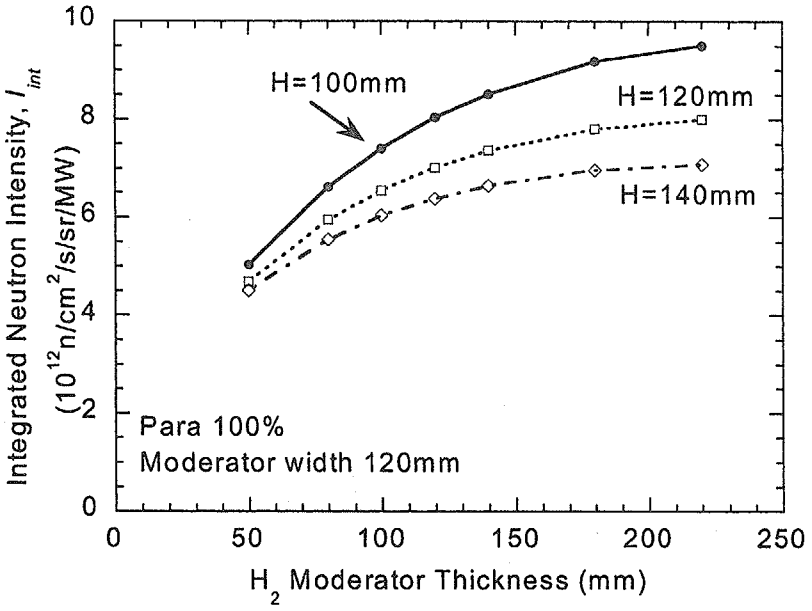


Fig. 2.2.2-4 Integrated neutron intensity as a function of moderator height and thickness. Moderator width and para hydrogen concentration were fixed at 120 mm and 100%, respectively.

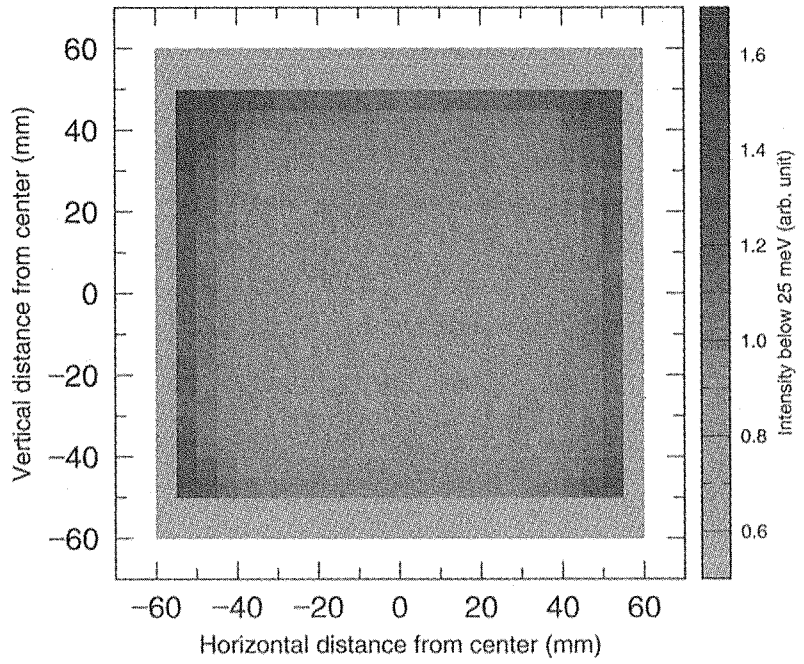


Fig. 2.2.2-5 Neutron spatial distribution on viewed surface of 100% para H_2 moderator of 120 mm height.

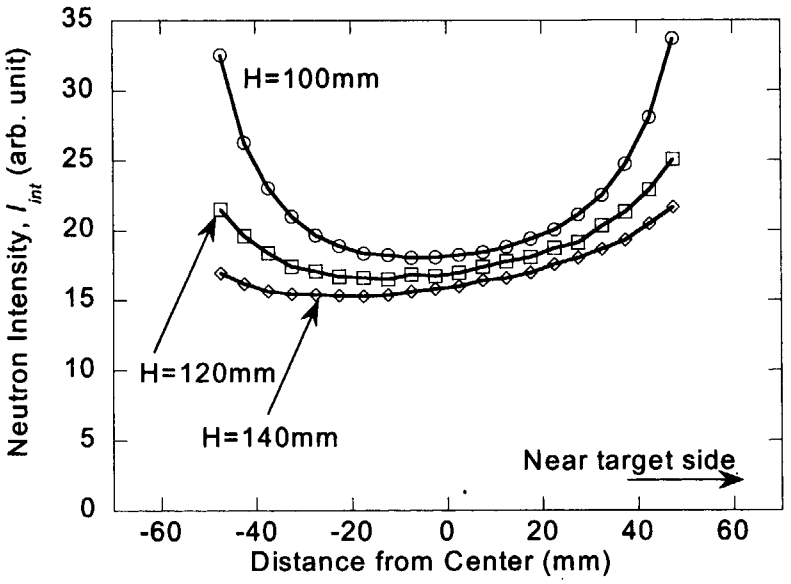


Fig. 2.2.2-6 Vertical distributions of integrated neutron intensity (below 25 m eV) on moderator viewed surface for various moderator height. Right side of the figure is near-target side.

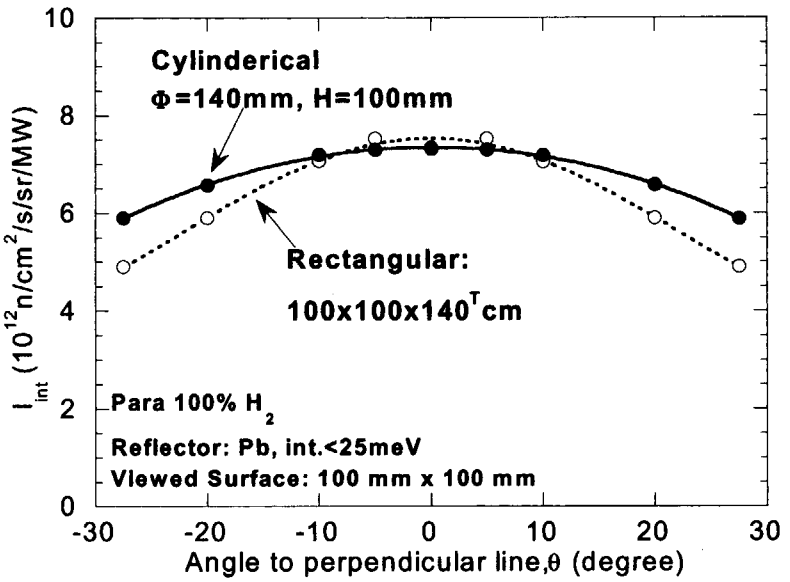


Fig. 2.2.2-7 Angular dependence of integrated neutron intensity (below 25 meV) from a rectangular shape moderator and a cylindrical one.

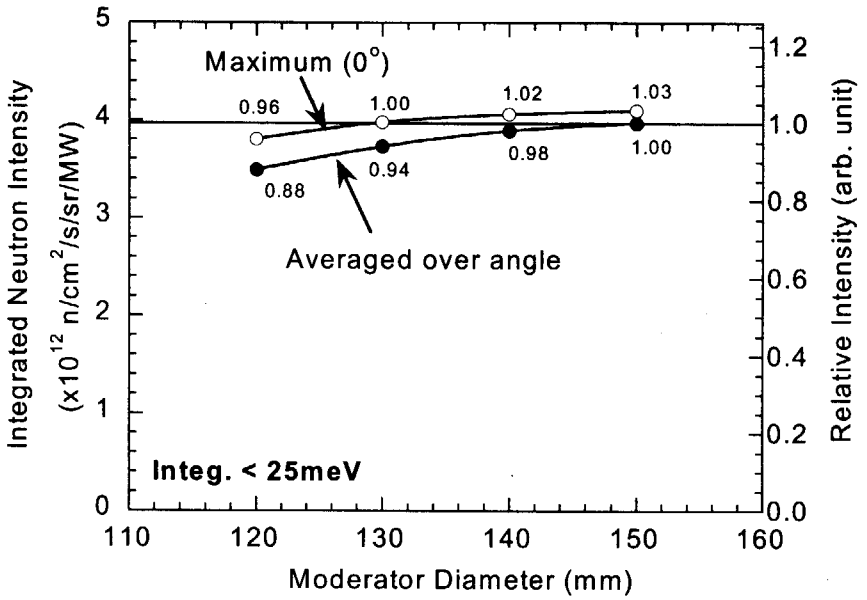


Fig. 2.2.2-8 Integrated neutron intensity of normal line (0°) and averaged over angle as a function of diameters of cylindrical moderators.

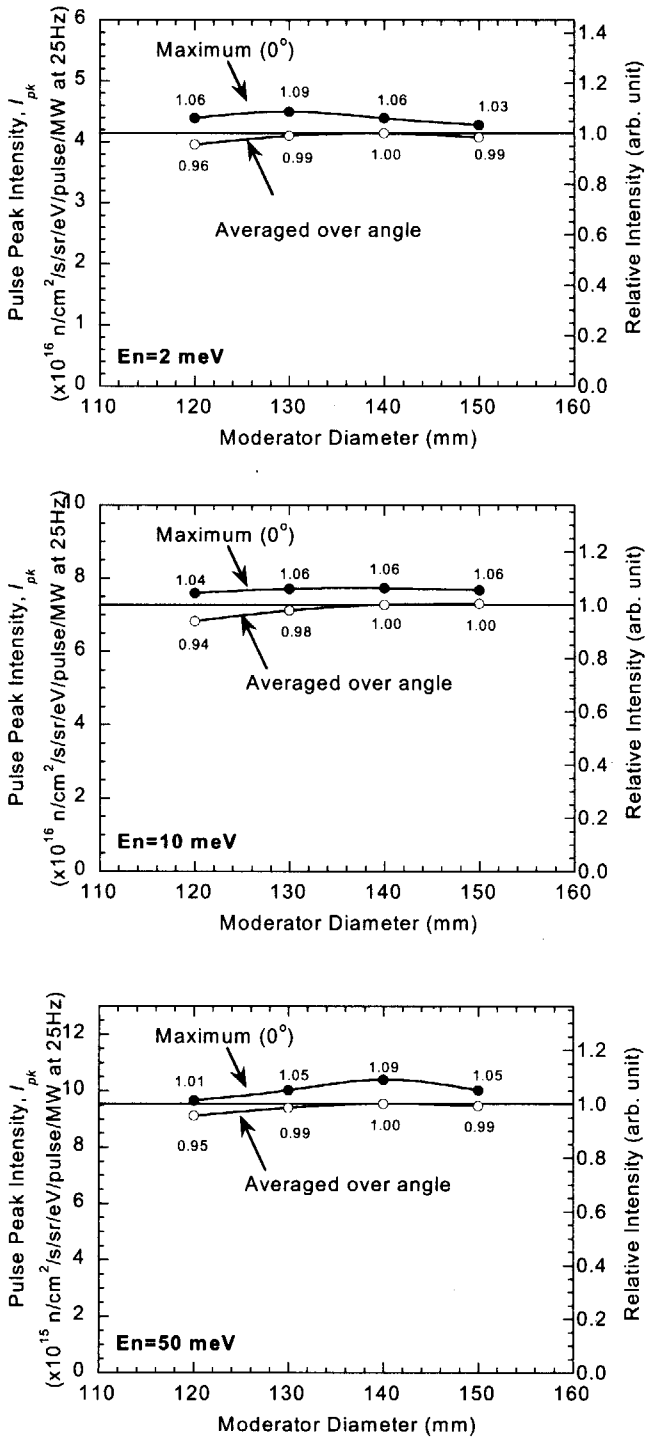


Fig. 2.2.2-9 Pulse peak intensity of normal line (0°) and averaged over angle as a function of diameters of cylindrical moderators at 2 meV, 10 meV and 50 meV.

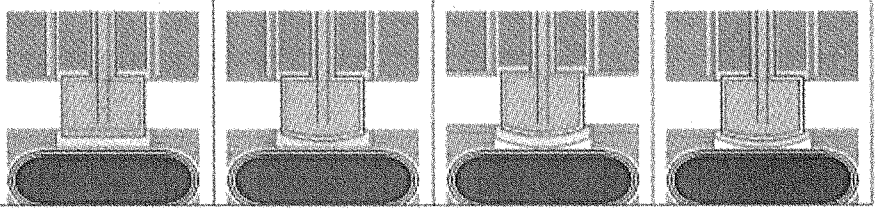
Case ID	A	B	C	D
AL-Thickness	8mm	5mm	5mm	5mm
AL-Shape	Flat	R=224mm	R=224mm	R=224mm
PM-thickness	20mm	10 ~ 20mm	20mm	10mm
Neutron Beam Height	156mm	155mm	165mm	155mm
Illustration				

Fig. 2.2.2-10 Calculation parameters and model illustrations for optimization study on bottom plate shape of cylindrical-shape coupled moderator.

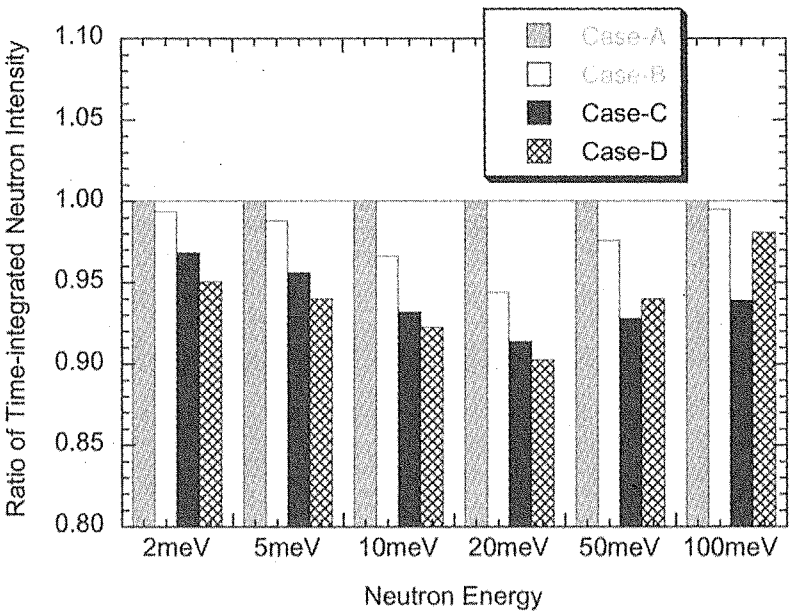


Fig. 2.2.2-11 Integrated neutron intensities for various shape of moderator bottom plate as a function of neutron energies. Explanations for the Case-A to D are shown in the above figure.

２．２．３　非結合型モデレータのニュートロニクス設計

(1) 目的と基本概要

非結合型モデレータは、パルスの時間幅が短い鋭いパルスを供給することを目的とし、非結合型モデレータ周りを時間的に遅い低エネルギー中性子を吸収するデカップラーと呼ばれる中性子吸収材で囲まれている。そのため、テール成分が少なくパルス幅の短い中性子パルスを供給できるが、中性子強度が犠牲になる。さらにパルス幅の短い中性子を供給するために、モデレータ中央部にポイズンと呼ばれる中性子吸収材を設置するタイプのモデレータも用いられる。本計画では、ポイズン有りとポイズン無しの非結合型モデレータがターゲット下部に１台ずつ隣同士に設置される。Fig. 2.2.3-1 に、本計画の線源集合体の３次元概略図を示す。このモデレータを利用する中性子実験用に、各６本のビームラインを設置する。以下のこの章では、ポイズン有り非結合型モデレータを PM、ポイズン無しモデレータを DM と略す。この PM 及び DM の機器設計を進めるための基本的条件となる中性子特性を計算により評価した。

計算コードは、高エネルギー粒子輸送計算コード NMTC/JAM[1]及び低エネルギー中性子輸送計算コード MCNP-4C[2]を使用した。断面積は、JENDL-3.2[3]及び、JENDL Fusion File 99[4]、水銀の評価済み断面積ライブラリ[5]を使用した。液体水素の散乱カーネルは、END/B-VI Release3[6]を用いた。計算モデルは、工学設計モデル及び計算速度を上げるために簡素化したモデルを計算の目的により、選択して使用した。

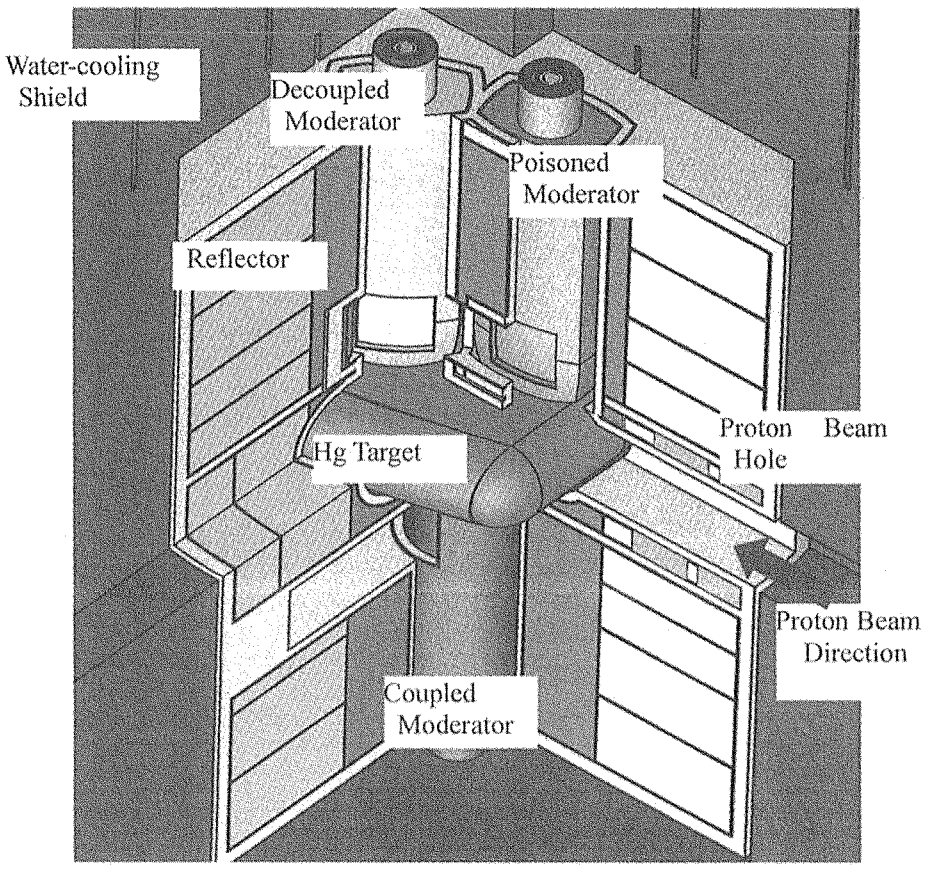


Fig. 2.2.3-1　Schematical 3D-view of Target-Moderator-Reflector Assembly

(2) 各設計パラメータの検討

(a) モデレータ材質

モデレータとなる材質は、冷中性子用としては、これまで、固体及び液体のメタンが使用されてきた。しかしながら、MW 級中性子源では、放射線損傷の観点から、これらのモデレータ材質は寿命が短いため使用できず[7,8]、現段階で実用可能な候補は含有水素密度が多少劣るが、液体水素がある。本施設では、液体水素を使用することとした。交換型固体メタンモデレータやメタンハイドレードの利用など、放射線損傷の点で有効であるとの観点から、液体水素以外の高中性子強度期待できるモデレータ（モデレータ材質）の研究も行われているが、実用の目処は立っていない。

(b) パラ水素

前章でも述べたように、液体水素には、回転状態に違いによりパラ水素とオルソ水素が存在し、その割合によって、非結合型モデレータの中性子特性は、大きく変化する。パラ水素はオルソ水素に比べ、50meV 以下の冷中性子領域で、極端に中性子散乱断面積が小さくなり、数 meV の領域では、1/100 になる（Fig. 2.2.3-2 参照）。また、パラ水素は、オルソ水素よりエネルギー状態が 14.7meV 小さいため、パラ・オルソ変換により中性子のエネルギーを吸収する機構（中性子冷却機構）を持つ。このような特性をもつパラ水素は、モデレータ内では、中性子をすばやく減速させ、モデレータ内に中性子を溜まりにくくする（熱平衡に達する中性子を少なくする）ので、パルス特性を重視する非結合型モデレータにとって、パルス特性を向上させる方向に働く。よって、パラ水素の割合が多い非結合型モデレータでは、Fig. 2.2.3-3 に示すようなテール成分が少ない鋭い中性子パルスが得られる。しかしながら、パルス特性を重視する非結合型モデレータにとっては、オルソ・パラ比の変化は、パルス特性に敏感となるため、問題となる。

中性子との相互作用によるパラ・オルソ変換は、ほとんど無視でき、0.1%以下しかパラ・オルソ変換が生じない。しかしながら、化学反応により変換が促進されるとの報告[9]や、熱的な観点からはそれほど変換が進まないとの報告[10]もあり、運転時の正確なパラ比を見積もることは、現段階では困難である。

現設計では、水素循環系にオルソ->パラ変換触媒を設置して、限りなくパラ 100％の状態にすることで、安定したオルソ・パラ比を保持することを設計目標としている。以後、非結合型モデレータのニュートロニクス検討では、パラ水素は、99.8％とする。

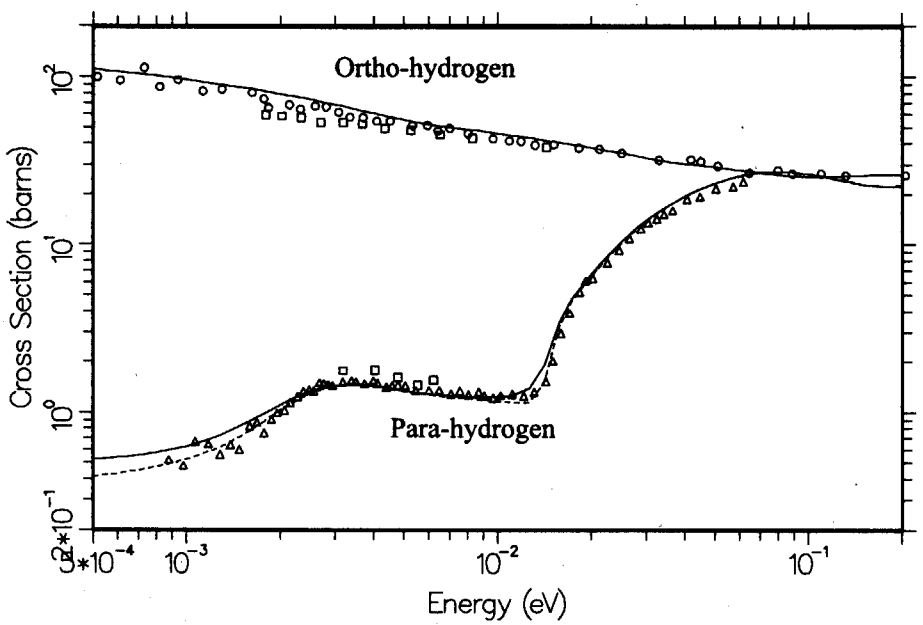


Fig. 2.2.3-2Calculated values of total scattering cross-sections for liquid para- and ortho-hydrogen are compared with experimental data Solid curves are at 20K and dashed curve is at 14K

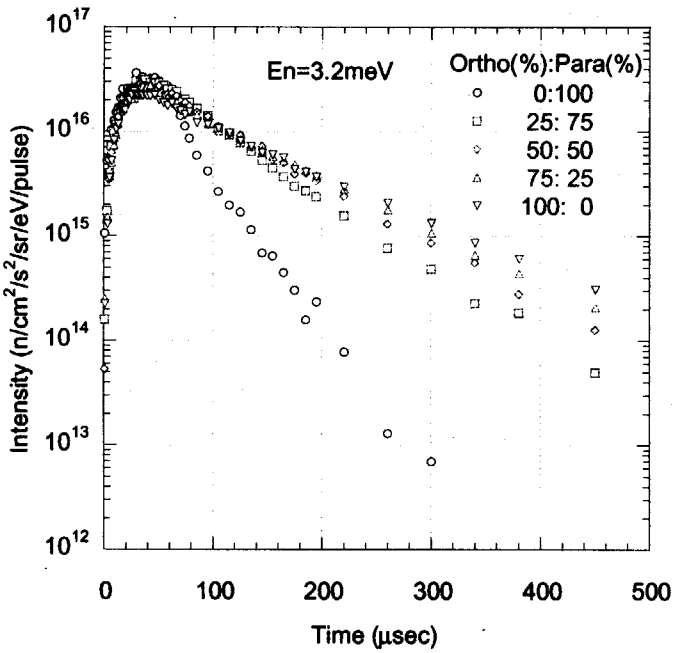


Fig. 2.2.3-3 Para-hydrogen ratio dependence of pulse structures (En=3.2meV)

(c) 水素の温度変化

液体水素の温度変化は、パルス特性を変化させる重要な要素である。温度変化は、散乱カーネルの変化よりも、密度変化が問題となってくる。そこで、Fig. 2.2.3-4 に示すように温度変化に伴う密度変化を想定し、15K、20K、25K の温度における計算を行った。Fig. 2.2.3-5 から Fig. 2.2.3-6 にそれぞれ、DM、PM の中性子エネルギーが 5meV 及び 50meV のときのパルス時間構造、及び

20K 時の値を 1 とした時の時間積分強度、パルスピーク強度、パルス半値幅の中性子エネルギー依存性を示す。これらの結果から、密度変化に伴うピーク強度、半値幅、時間積分強度は、Table 2.2.3-1 のようにまとめられる（CM は、結合型モデレータのことを意味する）。この Table 2.2.3-1 から、密度は、大きいほうがパルス特性は良いが、密度変化が生じた際のパルス特性の変化が大きいため、運転中に密度を一定することが重要であることが示された。

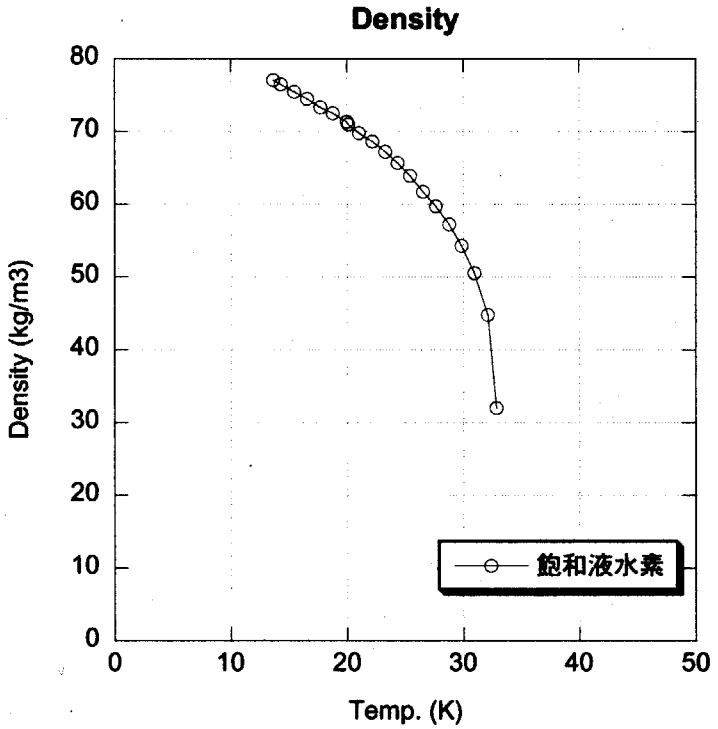


Fig. 2.2.3-4 Temperature dependence of liquid hydrogen density

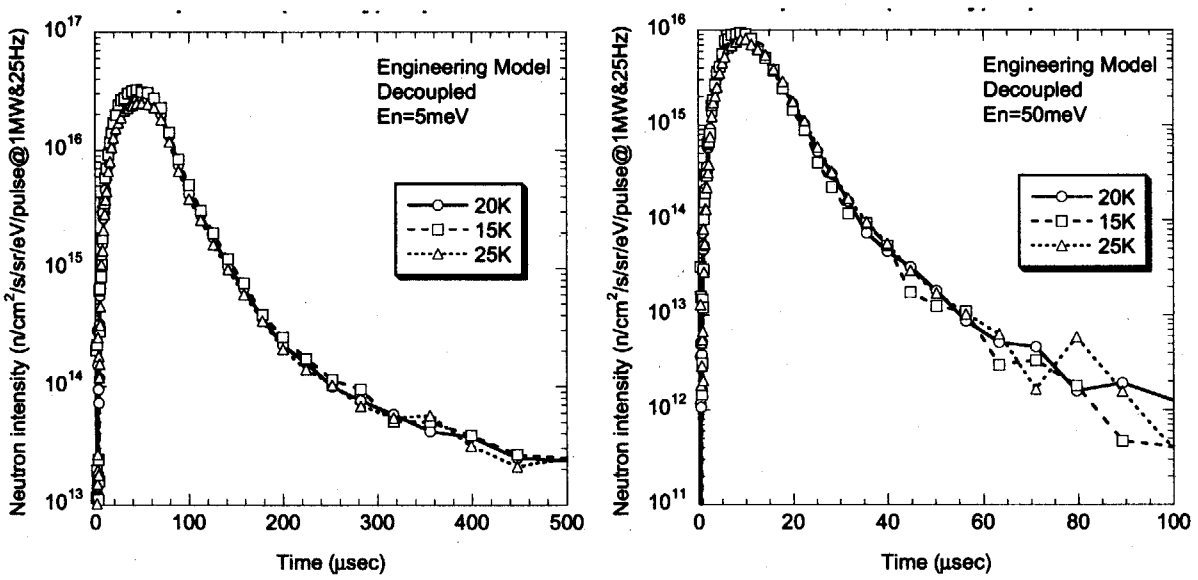


Fig. 2.2.3-5 Density dependence of pulse structures of the decoupled moderator

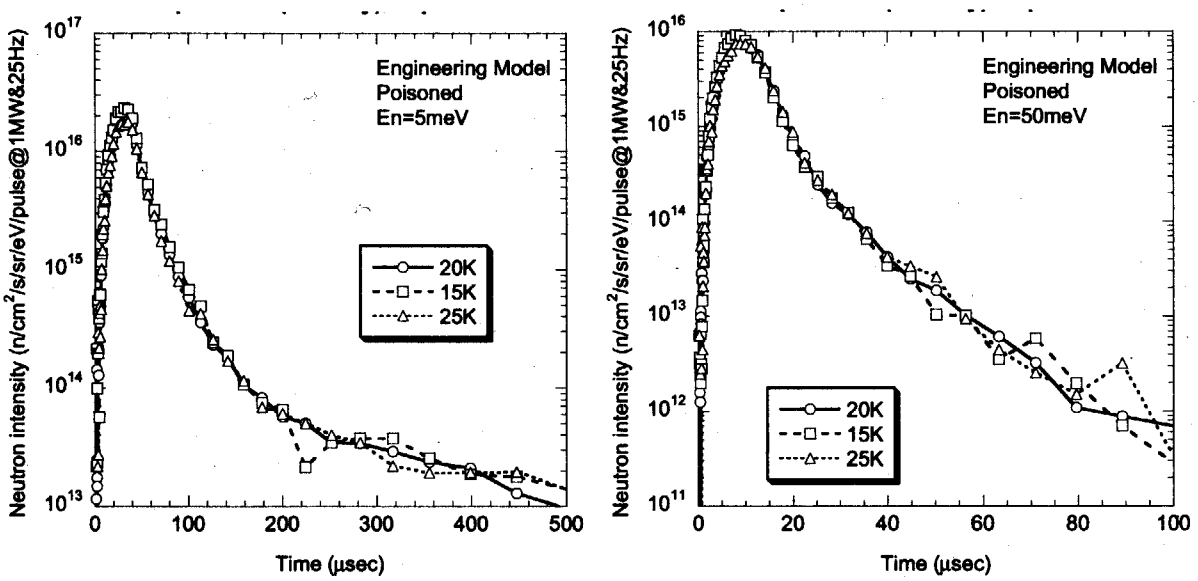


Fig. 2.2.3-6 Density dependence of pulse structures of the poisoned moderator

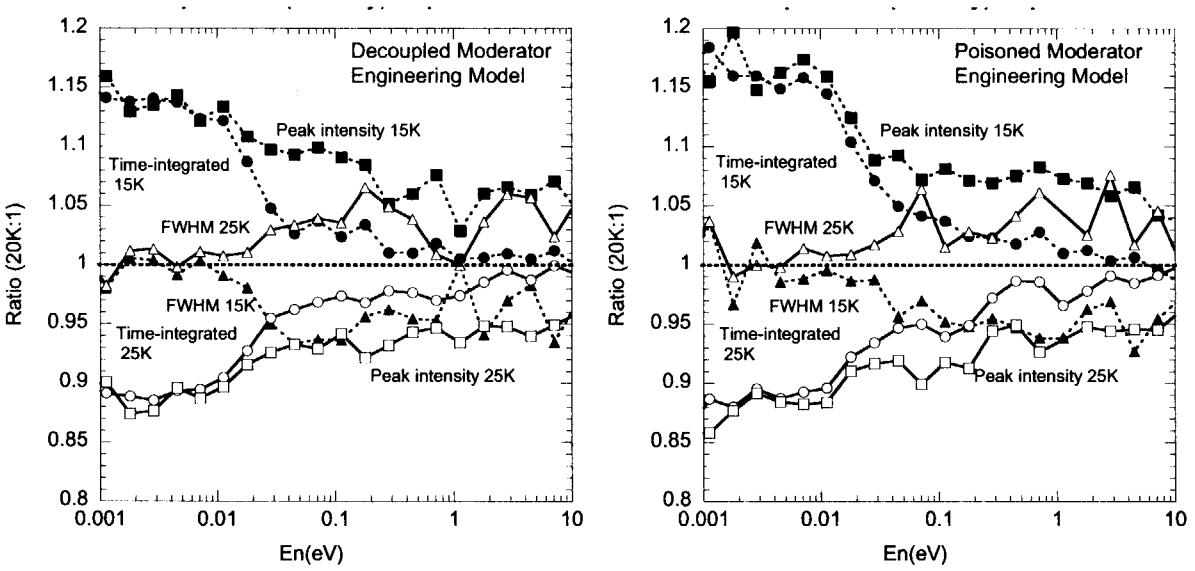


Fig. 2.2.3-7 Temperature dependence of peak intensities, FWHM and time-integrated intensities of the decoupled moderators

Table 2.2.3-1 Temperature dependence of ratio of peak intensities, FWHM and time integrated intensities

	Time-integrated intensity		Peak intensity		FWHM	
	0-20meV	50meV-1eV	0-20meV	50meV-1eV	0-20meV	50meV-1eV
	%/5K	%/5K	%/5K	%/5K	%/5K	%/5K
DM	-12	-2	-12	-8	0	5
PM	-13	-2	-15	-8	0	5
CM	-2	2	3	2	2	5
	%/K	%/K	%/K	%/K	%/K	%/K
DM	-2.4	-0.4	-2.4	-1.6	0.0	1.0
PM	-2.6	-0.4	-3.0	-1.6	0.0	1.0
CM	-0.4	0.4	0.6	0.4	0.4	1.0

(d) モデレータサイズとモデレータ形状

モデレータサイズは、サイズをパラメータとした計算を行い、最適化した。この検討条件として、中性子ビーム孔の断面積形状は、10x10cm^2 で、工学検討から得られた湾曲面（水筒型、中性子引き出し面 R=21cm、それ以外の面 R=20cm）形状をもち、中性子引き出し面は、モデレータ中心部に位置するように設置した。

DM のモデレータ厚さ、取り出し面サイズを変化させた計算結果を、Fig. 2.2.3-8 に示す。この結果から、以下のことが示された。

高さ： 12cm も、14cm も同じ中性子強度を与える。半値幅は変わらない。

側面： 12cm、13cm、14cm の順で中性子強度が大きくなる。半値幅は変わらない。

厚さ： 厚さが大きくなれば、中性子強度が大きくなるが半値幅も大きくなる。6cm 程度で、変化が緩やかになる。

体積：モデレータ、モデレータ容器の発熱負荷を減らすために、体積は小さい方が良い。

この結果からモデレータサイズを 13×12×6.2cm^3 とした。

なお、PM のモデレータサイズは、DM と同じとした。

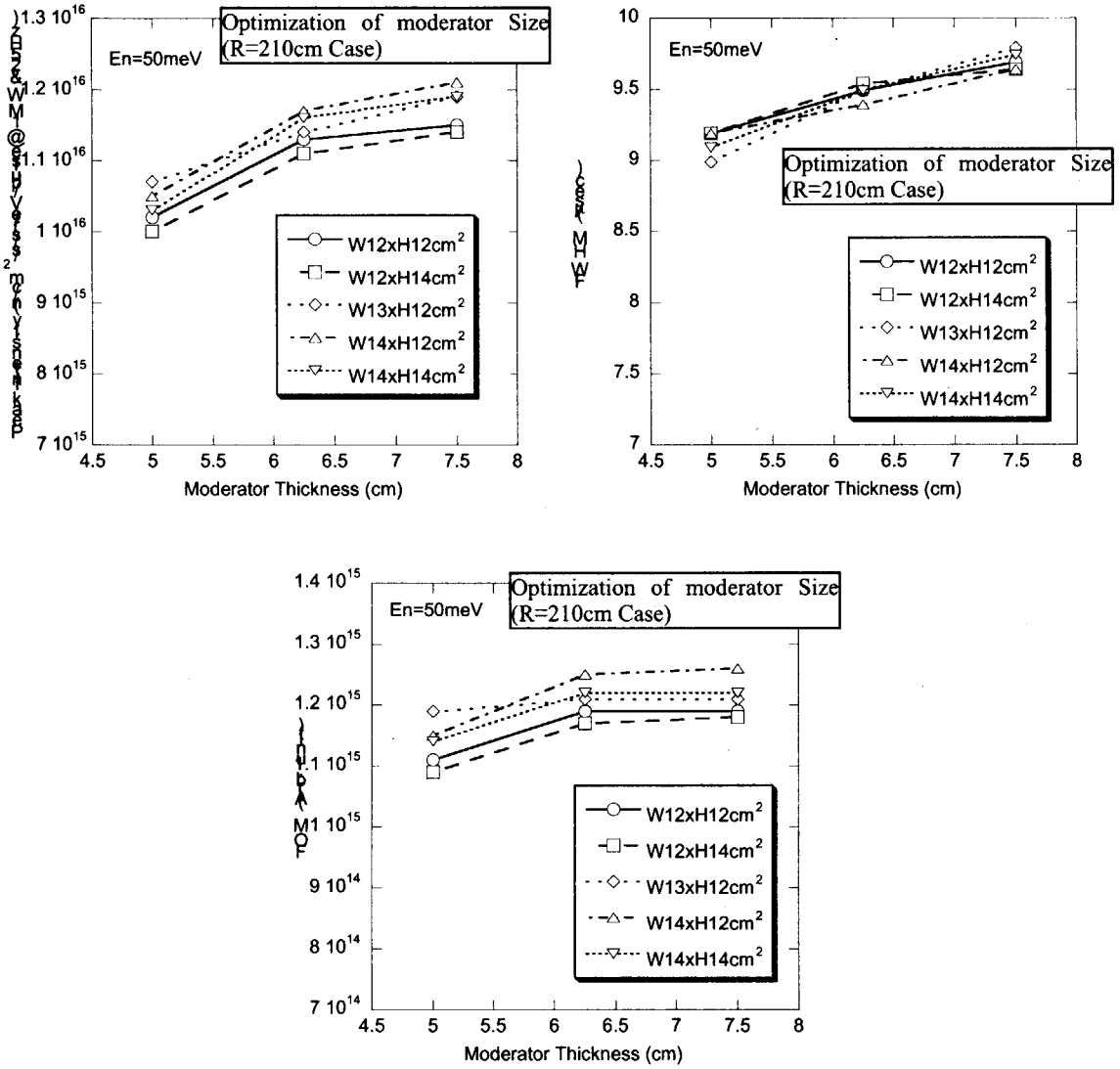


Fig. 2.2.3-8 Moderator size dependence of peak intensity, full with of half maximum and figure of merit (En=3.2meV)

(e) DM、PM の位置について

中性子強度を重視する結合モデレータと中性子パルス特性を重視する非結合型モデレータを分けて設置するために、2 台の非結合型モデレータを、ターゲット下部に配置した。Fig. 2.2.3-9 に示すように、モデレータや中性子ビーム孔による反射体欠損や単一モデレータを置いた場合の最適位置からずれなどにより、中性子強度は、反射体欠損が無い場合から 30%減少することがわかっている。

従って、DM と PM は、できる限り近接させることとする。ターゲットとの位置関係（絶対的な位置関係）は、2 台のモデレータ中心（重心位置）の水平方向中点が反射体中心（結合型モデレータと同じ位置、水平方向で最も中性子強度が高くなる位置）になるように設置され、PM が陽子ビーム上流側、DM が下流側という配置とした。この場合、DM の方がやや中性子強度が強

い。DM、PM 間のクロストークは、2 台のモデレータ間にデカップラーが存在しない場合、冷中性子領域でパルステールの増加が見られた。しかしながら、2 台のモデレータ間にデカップラーを挿入することで、互いに若干、中性子引き出し面が見えても、パルステールの増加は無視できることがわかった。結果的に 2 台の非結合型モデレータの相対、絶対位置は、ニュートロニクス的に大きな制約は無い。今後はさらに、中性子ビームライン配置、反射体構造等、その他の要素による影響評価が必要である。

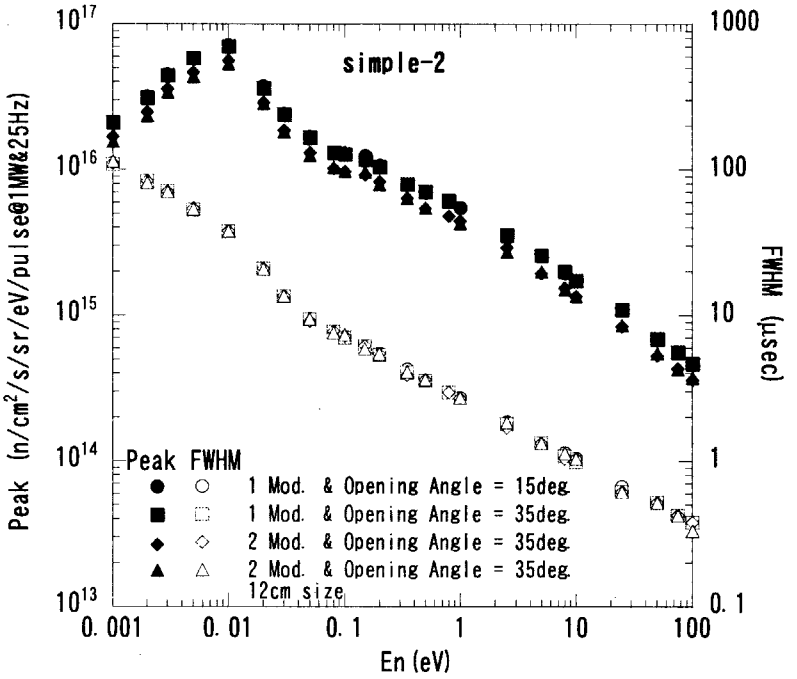


Fig. 2.2.3-9 Peak intensities and pulse widths
(One moderator case and two moderator case)

(f) 反射体材質と冷却水の影響

非減速型の鉛反射体は、減速型のベリリウム反射体と比較して、パルステール成分が増加するが、中性子強度は大きい。一方、水銀や鉄などの 1/v 吸収が強い非減速型材料を反射体とすると、鉛に比べ、中性子強度が若干落ちるが、パルステールが小さくなる（文献[11]参照）。しかしながら、ISIS での使用実績及び除熱、製作性の観点から、熱伝導率が大きいベリリウムを反射体として採用した。

Fig. 2.2.3-10 に示すように、モデレータを中心において、円筒形状で囲み、その半径を 20 から 110cm で変化させて中性子強度を評価した。外側には、鉄領域を置いた。ベリリウム反射体の場合の半径は、20cm で最大となった。しかしながら、あまり小さくすることは、鉄反射体部分で発熱密度が高くなるため、半径 30cm を採用した。

Fig. 2.2.3-10ーFig. 2.2.3-15 に示すように、反射対中の冷却水の存在は、パルステールの変化は少ないが、中性子パルス強度を減少させる。Fig. 2.2.3-15 から軽水を使用するより、重水を使用した方が、中性子強度の低下を少なくすることができ、重水冷却で、比率を体積比で、10%以下に

すれば、無冷却水状態に比べ、中性子強度の低下を 5%程度に抑えることができることがわかった。

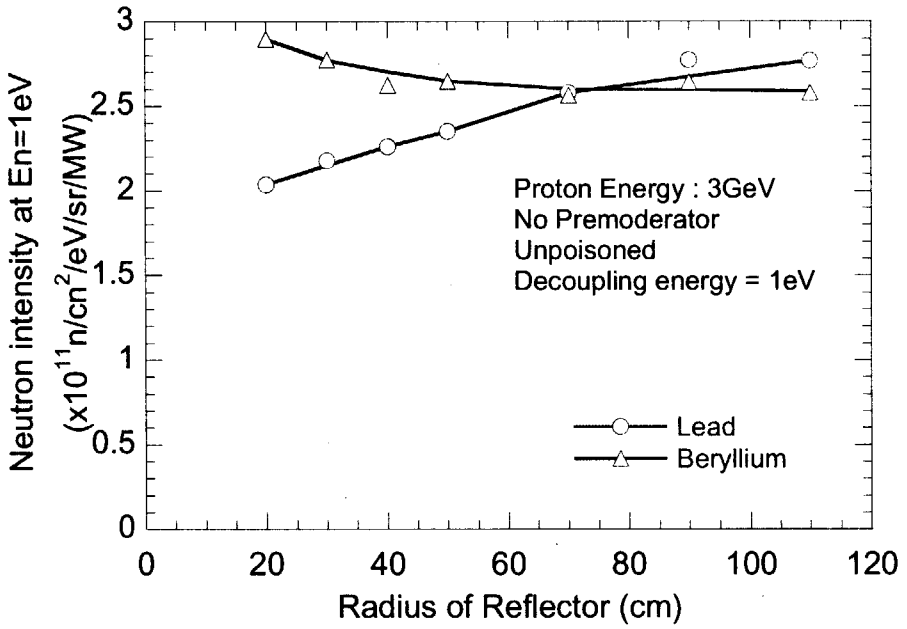


Fig. 2.2.3-10 Reflector size dependence on the neutron intensity at En=1eV (Beryllium reflector and Lead reflector)

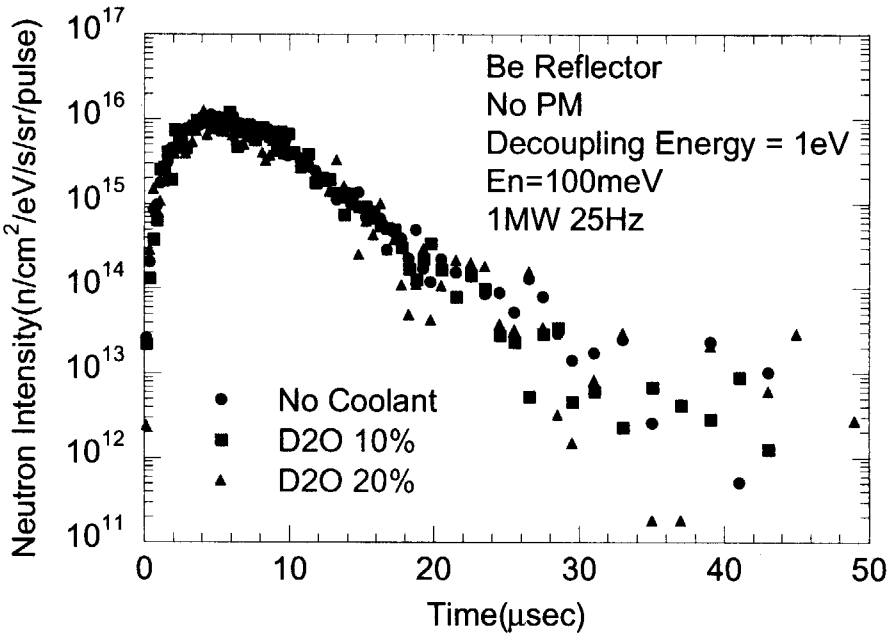


Fig. 2.2.3-11 Reflector size dependence of pulse time structure at En=1eV (Beryllium reflector and Lead reflector)

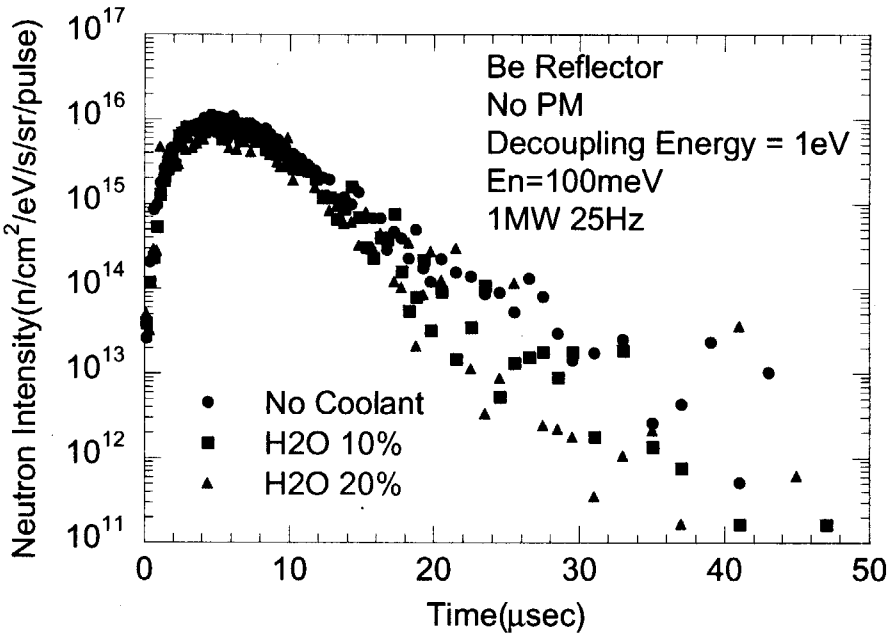


Fig. 2.2.3-12 Reflector size dependence of pulse time structure at En=1eV (Beryllium reflector and Lead reflector)

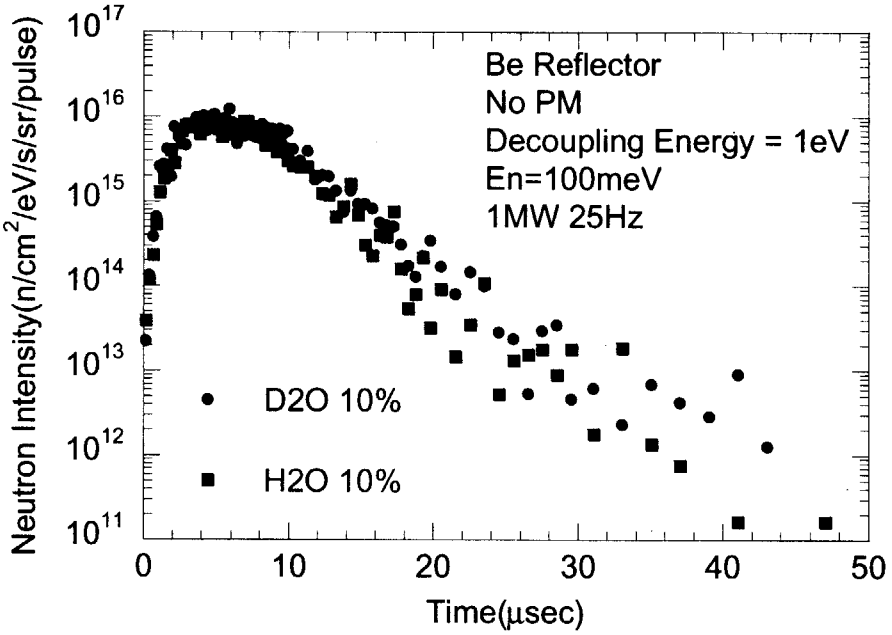


Fig. 2.2.3-13 Reflector size dependence of pulse time structure at En=1eV (Beryllium reflector and Lead reflector)

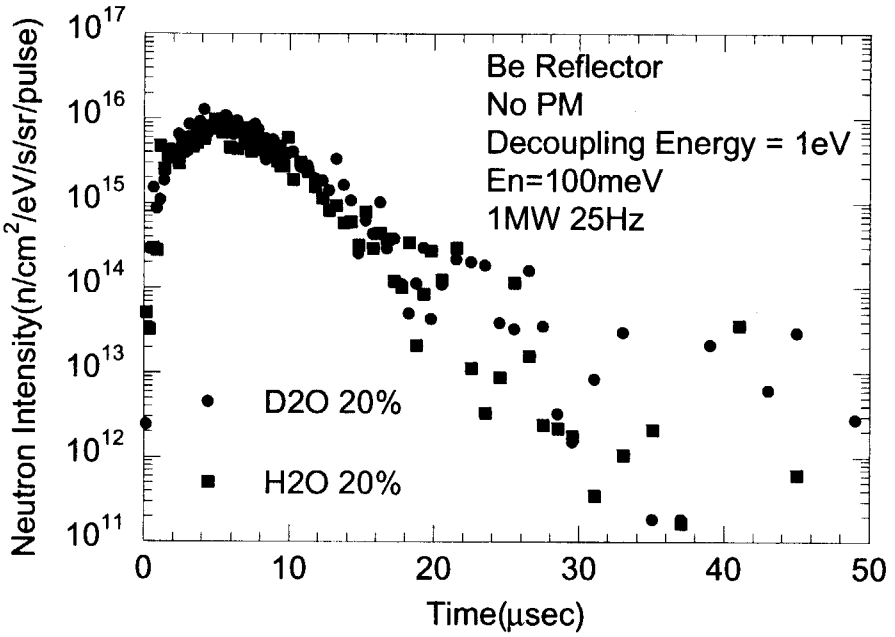


Fig. 2.2.3-14 Reflector size dependence of pulse time structure at En=1eV (Beryllium reflector and Lead reflector)

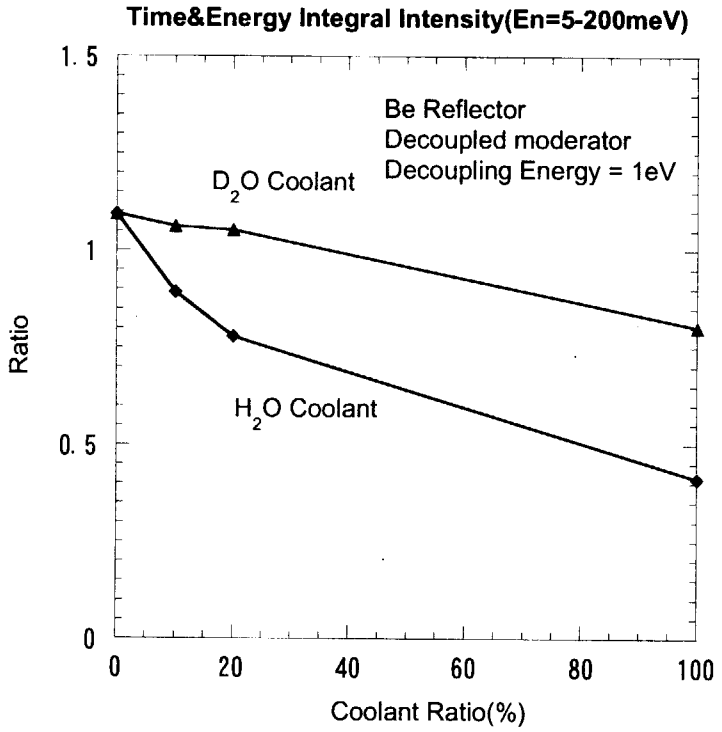


Fig. 2.2.3-15 Coolant material and ratio dependence of time- and energy-integrated intensities (En=5~200meV) in Beryllium reflector

(g) プリモデレータ

プリモデレータは、含有水素密度が高い物質で構成され、予め中性子を減速し、必要とする中性子強度を増加させる機能を持ち、中性子吸収材の外側に設置される。このプリモデレータは、反射体材質によって効果が変わる。非減速型の反射体では有効であるが、減速型反射体では、過度の中性子減速となり、必要としない（文献[11]参照）。減速型反射体のベリリウム反射体で、プリモデレータの厚さを変えた計算を行い、中性子強度の点から、プリモデレータは必要ではないことを確認した Table 2.2.3-2 及び Table 2.2.3-3 にその効果度の結果を示す。また、プリモデレータ材質として、軽水あるいは重水が考えられるが、Table 2.2.3-2 及び Table 2.2.3-3 に示すように、大きな差はない。プリモデレータの軽水は、He 容器や冷却水容器、デカップラー材の冷却機能に主眼を置き、0.5cm 程度までの冷却水ギャップなら、中性子特性を変化することなく使用することができる。最終的には、流動解析結果で、ギャップは決める。

Table 2.2.3-2 Premoderator material and thickness dependence of energy-integrated intensity ratio (En=5~100meV) for the unpoisoned decoupled moderator
"Near" means a premoderator near target and
"Side" means a side premoderator (not near and far target)

No.	H2O Premoderator thickness (mm)		D2O Premoderator thickness (mm)		Sum_ratio
	Near	Side	Near	Side	
1	0	0			1.0270
2	5	0			1.0130
3	5	5			1.0126
4	5	10			1.0176
5	10	0			1.0009
6	15	0			0.9882
7	20	0			0.9852
8			0	0	1.0000
9			5	0	1.0019
10			5	5	0.9709
11			5	10	0.9412
12			10	0	0.9914
13			15	0	0.9745
14			20	0	0.9737

Table 2.2.3-3 Premoderator material and thickness dependence of energy-integrated intensity ratio (En=5~100meV) for the poisoned decoupled moderator
"Near" means a premoderator near target and
"Side" means a side premoderator (not near and far target)

No.	H2O Premoderator thickness (mm)		D2O Premoderator thickness (mm)		Sum Ratio
	Near	Side	Near	Side	
1	0				1.0258
2	5	0			1.0151
3		5			1.0163
4		10			1.0228
5	10				1.0193
6	15				0.9827
7	20				0.9864
8			0		1.0000
9			5	0	1.0039
10				5	0.9861
11				10	0.9646
12			10		1.0084
13			15		0.9851
14			20		0.9761

(h) 取り出し角度

モデレータ取り出し面かに垂直な方向に対して取り出し角度が大きいほど、パルス幅が大きく

なる。これは、モデレータから取り出される中性子の位置のずれる（ずれた距離の分だけ飛行時間がずれる）ため、中性子パルスに広がりを生じてしまうためである。そこで、パルス幅の取り出し角度依存性を計算で評価した。Fig. 2.2.3-16 の結果から、DM では、最大取り出し角度 17.5°、PM では、最大取り出し角度 7.5° 程度なら、10%程度のパルス幅の増加、ピーク強度減にとどまることがわかった。

取り出し角度依存性が小さくなる糸巻き型 PM（Fig. 2.2.3-17 参照）は、ニュートロニクス的に有効であるが、製作性の問題と容器体積の増加による核発熱増加が問題となる。また、DM、PM を必要とする装置の台数（中性子ビームライン本数）が少なく、取り出し角度を大きくする必要が無かった。最終的には、糸巻き型を採用しなかった。

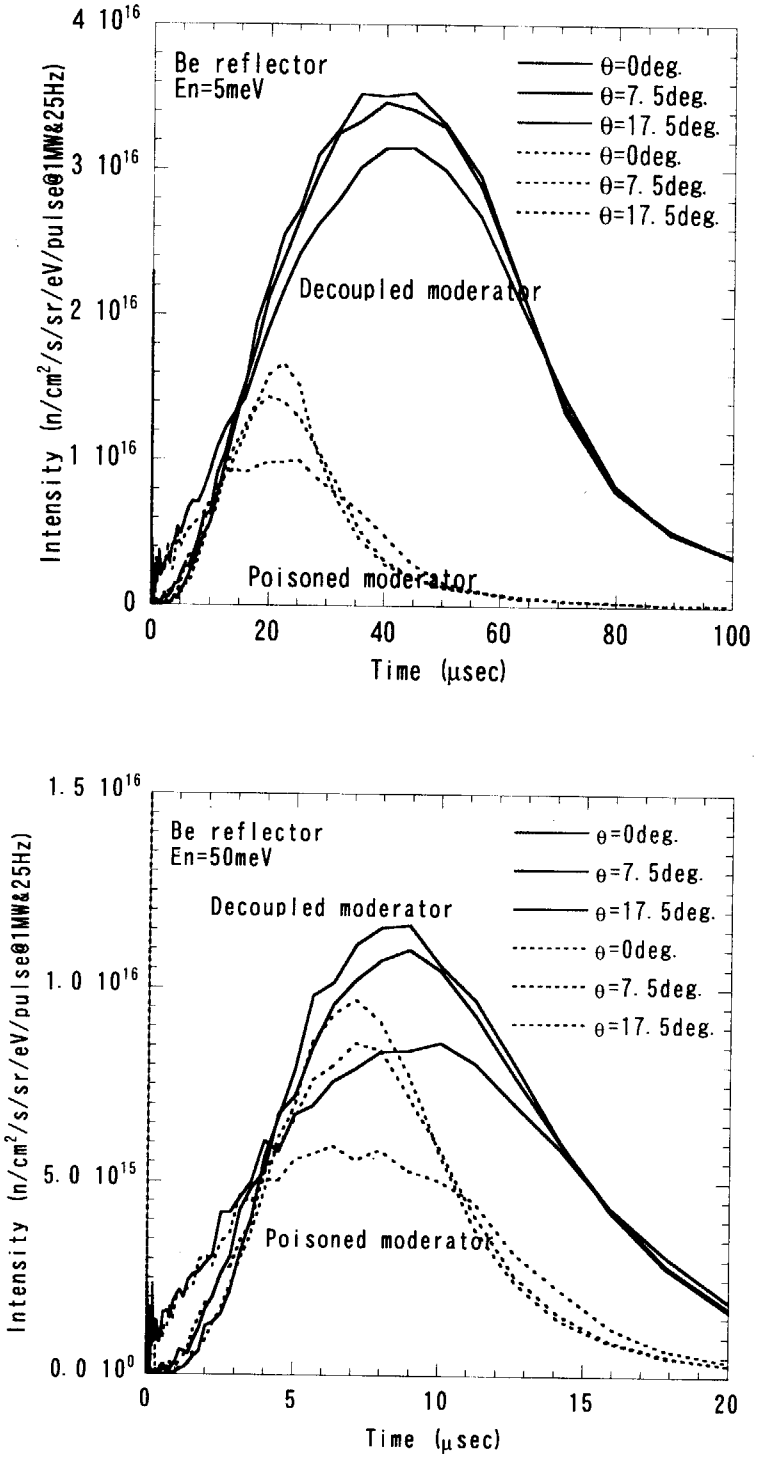


Fig. 2.2.3-16 Extraction angle dependence of pulse structure of poisoned and unpoisoned decoupled moderatos at En=5(upper) and 50meV(lower)

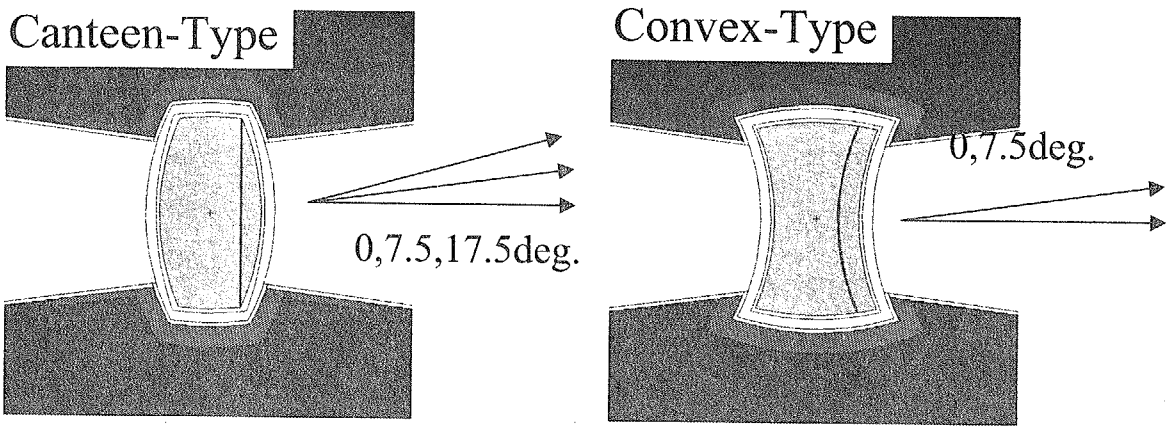


Fig. 2.2.3-17 Calculation models of the Canteen-type moderator and the Convex-type one

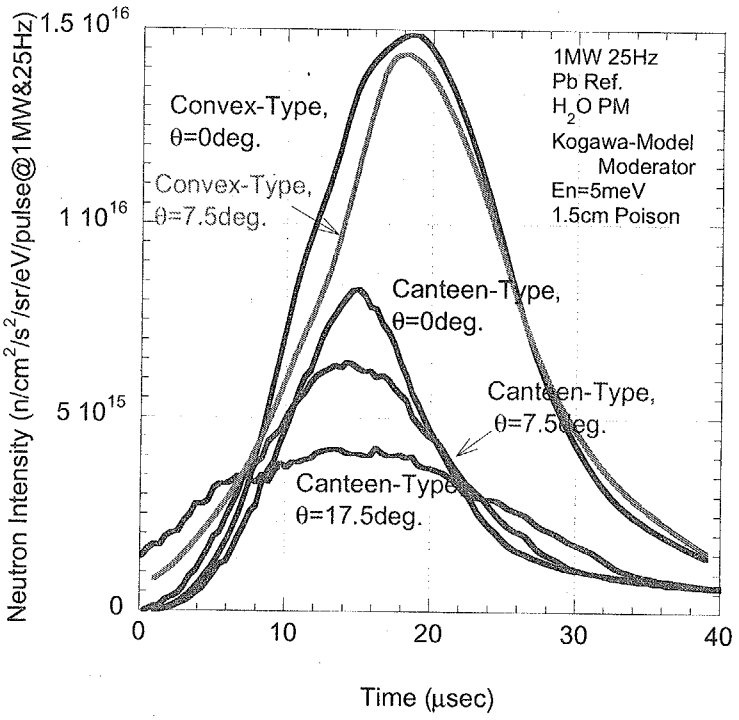


Fig. 2.2.3-18 Extraction angle dependence of pulse structures for poisoned and unpoisoned decoupler moderator

(i) デカップリングエネルギーとデカップラー材質

デカップリングエネルギー（以下、Ed と略す）は、PM や DM のパルス特性、特にテール成分に影響を与える。Fig. 2.2.3-19 に示すように、Ed が大きくなると、中性子強度が減少するが、テール成分は大きく減少する。テール成分は、中性子散乱実験におけるバックグランドとなる。そこで、本中性子源の DM の Ed は、中性子利用者からの要請を考慮し、かつ実現可能で強度的にも十分な性能となる Ed=1eV を採用した。

Ed=1eV を実現できるデカップラー材質として、ボロン系材料がある。しかしながら、製作性

や照射実績から、スウェリングや熱伝導率の低下を招くことから、採用できないと判断した。そこで、(n,γ) 共鳴吸収をもつ材料を組み合わせた複合型デカップラーを提案し、その技術的、核的特性について検討した。その候補として、Cd、AIC、Cd-In、Hf、Cd-Eu-In 等が挙げられる。この中で、PWR の制御棒として照射実績のある AIC 合金（銀・インジウム・カドミウム合金）が有効と考えた。Ed=1eV の B_4C デカップラー、Cd デカップラー、AIC デカップラーの 3 ケースの中性子パルスを計算し、比較した。その結果を Fig. 2.2.3-20 に示す。Cd デカップラーでは、テール成分が大きいため、Ed=1eV を満たすパルスが得られないことが明らかである。一方、AIC デカップラーは、^{10}B の 1/v 吸収断面積形状に比べ、数百 meV に共鳴吸収断面積の谷間が存在するが、中性子パルス特性の観点からは、B_4C デカップラーの場合と遜色ない結果が得られた。最終的には、材料特性、製作性、照射特性などを考慮して、AIC デカップラーを優先的に検討することとした。ニュートロニクス以外のデカップラー選定理由など、デカップラー材の材料的及び機械的な検討の詳細は、２．２．８で述べる。

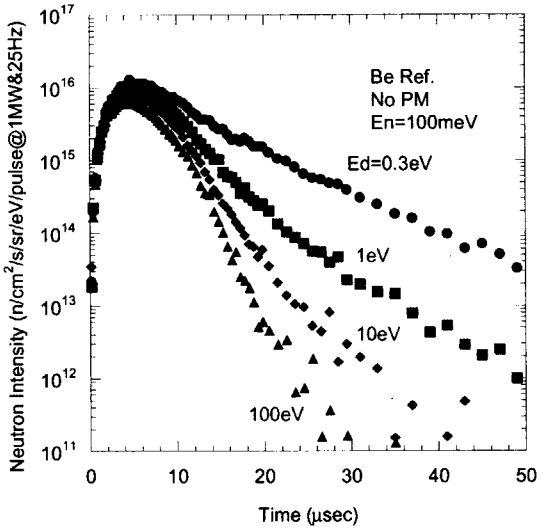


Fig. 2.2.3-19　Decoupling energy dependence of pulse structure at En=100meV

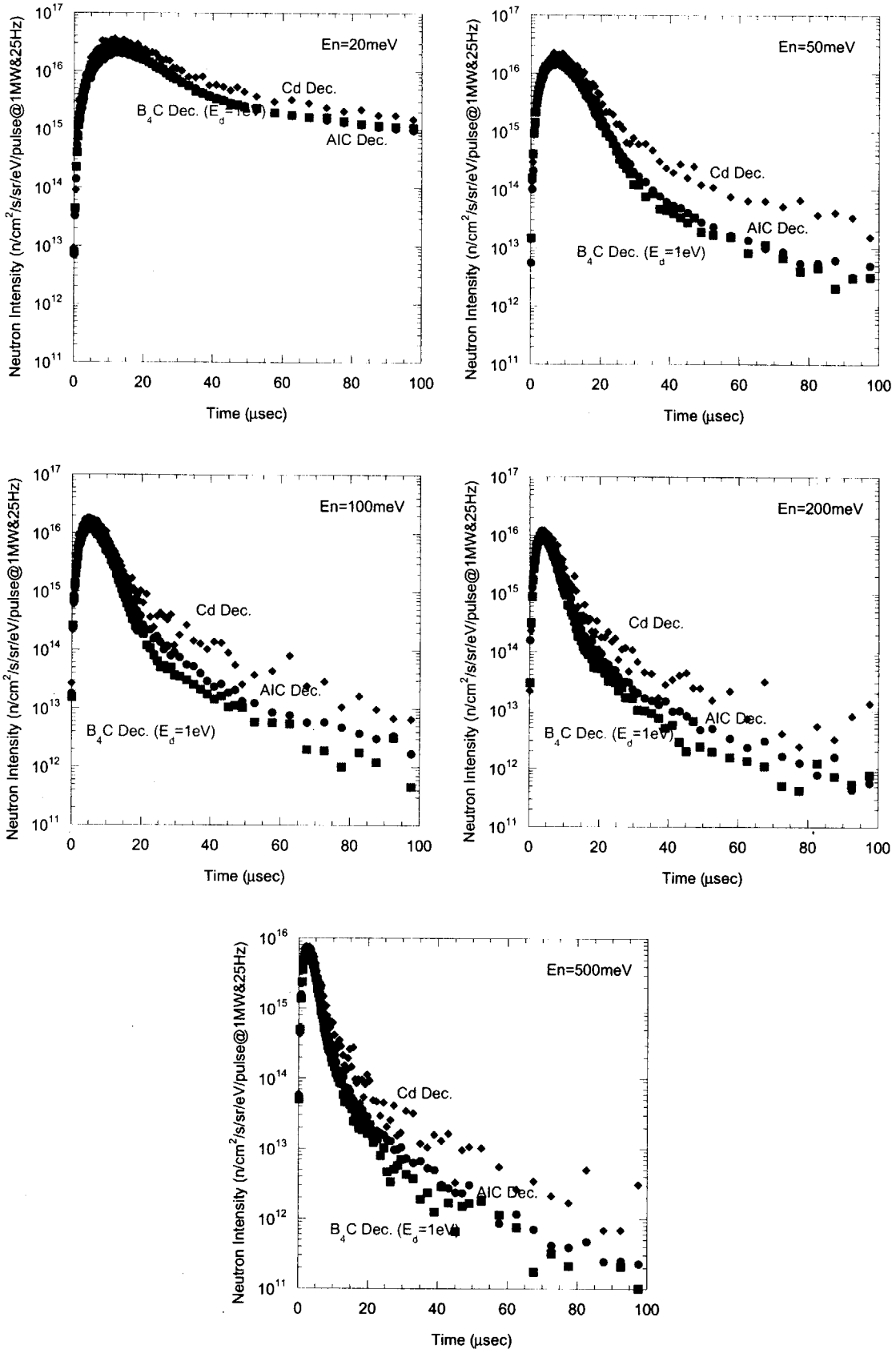


Fig. 2.2.3-20 Decoupler material (B_4C, Cd and AIC) dependence of pulse structure at several neutron energies

(j) ポイズン材質、ポイズン位置と形状

ポイズン材質は、Cd と Gd、B_4C について、検討を行った[12]。B_4C は、核発熱が大きく、中性子特性に大きな利点が見られなかった。一方、Fig. 2.2.3-21 に示すように、Cd は Gd に比べカットオフエネルギーが高いため、800meV より低いエネルギーの中性子のパルス幅は短くなる。材料的及び機械的な検討に関しては、２．２．８で述べる。燃焼による影響なども検討した。主に、ニュートロニクスの観点から、Cd ポイズンを選択した。

ポイズンの位置は、モデレータ内の設置位置を変え、中性子特性を評価した。その結果を、Fig. 2.2.3-22 及び Fig. 2.2.3-23 に示す。これらのデータを基に、中性子利用者の要請を考慮し、モデレータ表面から、2.5cm の位置の平板とした。

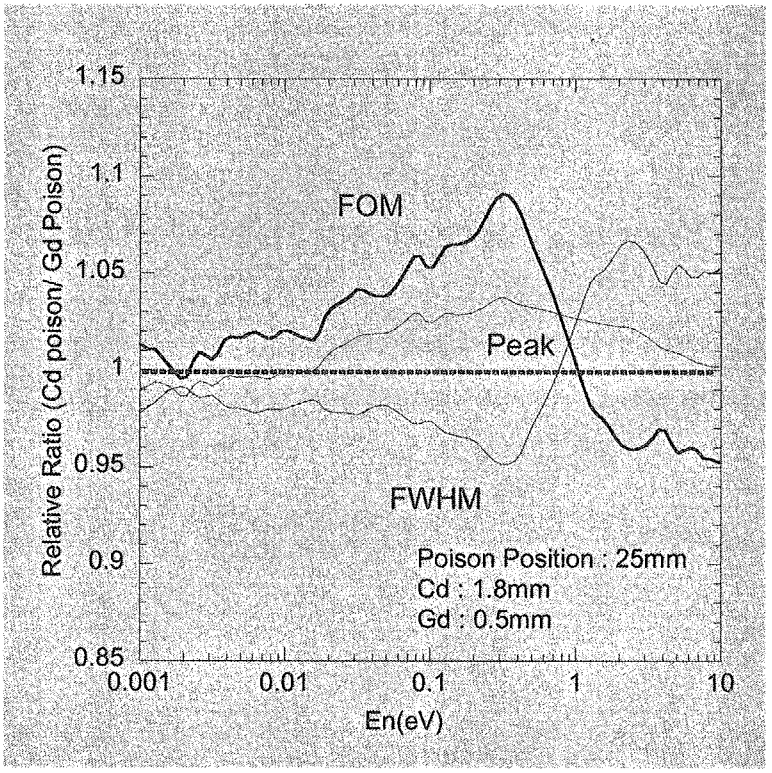


Fig. 2.2.3-21 Poison material dependence (Cd poison and Gd poison) of peak intensities, pulse widths and FOM (Figure Of Merit)

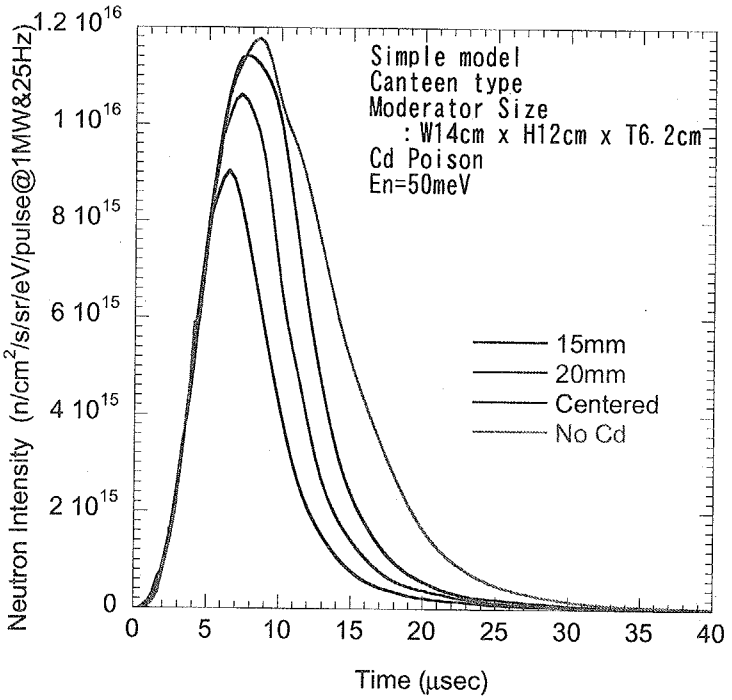


Fig. 2.2.3-22 Poison position dependence of pulse structure

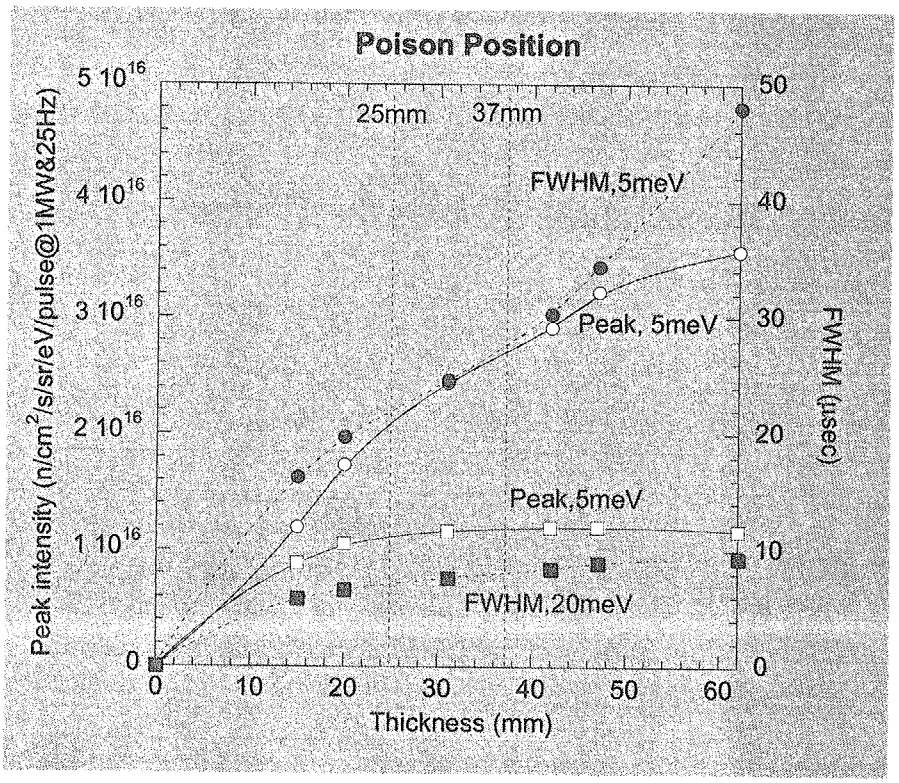


Fig. 2.2.3-23 Poison position dependence of peak intensities and pulse widths at En=5 and 20meV

(3) まとめと課題

非結合型モデレータの工学設計に必要なパラメータをほぼ決定した。

今後の課題としては、次のことがあげられる。

・工学設計モデルをそのまま再現することは不可能であり、一部簡略化している。最終的には、製図を詳細にモデル化した評価を行う。

・運転時のパラ・オルソ比が現時点では不明である。実際の運転で確かめることになるが、、非結合型モデレータの場合、オルソ・パラ比の影響は、比較的小さいため、大きな支障にはならないと考える。

・利用できる20Kのアルミニウム合金の散乱カーネル（ブラッグカットオフ）がないため、モデレータ容器部のブラッグカットオフが再現できず、モデレータから放出される中性子スペクトルは、過小評価している。現在、カーネルを作成中で、これを用いて再評価を行う。

・評価では、(γ,n)反応を考慮していない。数十MeV領域では、光子の反応断面積の10%程度になると予測される。(γ,n)反応を考慮したとしても、中性子強度やパルス特性に大きな影響は無いと考える。

参考文献

[1] K. Niita, et al., "High-energy particle transport code NMTC/JAM", Nucl. Instrum. Meth. **B184**, 406 (2001).

[2] J. F. Briesmeister (Ed.), "MCNP^{TM} - A General Monte Carlo N-Particle Transport Code, Version 4C", LA-13709-M, Los Alamos National Laboratory (2000).

[3] T. Nakagawa, et al., "Japanese Evaluated Nuclear Data Library version 3 revision-2: JENDL-3.2", J. Nucl. Sci. Technol., **32**, 1259 (1995).

[4] S. Chiba, et al., "JENDL fusion file 99", J. Nucl. Sci. Technol. **39**, 187 (2002).

[5] K. Shibata, et al., "Evaluation of neutron nuclear data for mercury", J. Nucl. Sci. Technol., **34**, 1171 (1997).

[6] R. E. MacFarlane, "Cold-moderator Scattering Kernel Methods", LA-UR-98-655, Los Alamos National Laboratory (1998).

[7] J. M. Carpenter and U. Walter, "Analysis of the burping behavior of the cold solid methane moderator at IPNS", Proc. 9th Meeting of Int. Collaboration on Advanced Neutron Source, Villigen, Switzerland, Sep. 22-26, 1986, p.279 (1986).

[8] T. A. Broome, J. R. Hogston M. Holding and W. S. Howells, "The ISIS methane moderator", Proc. 12th Meeting of Int. Collaboration on Advanced Neutron Source, Abingdon, UK, May 24-28, 1993, T-156 (1993).

[9] E. B. Iverson et al., private communication (2001).

[10] I. Ushijima et al., private communication (2003).

[11] M. Harada, et al., "Neutronic Optimization of Premoderator and Reflector for Decoupled Hydrogen Moderator in 1 MW Spallation Neutron Source", J. Nucl. Sci. Technol., **39**, 827 (2002).

[12] M. Harada, et al., "Cd poisoned moderator", in preparation

２．２．４　モデレータ容器の構造強度解析

２．２．４．１　はじめに

モデレータ容器は、中性子透過の観点からアルミニウム合金で製作する。中性子吸収の抑制、及び容器での発熱の抑制のために可能な限り薄肉にすることが望まれる。また、非結合型モデレータ容器の中性子ビーム取り出し面はビーム取り出し角度依存性を小さくするため、及び結合型モデレータ容器の上面（ターゲット側）は中性子強度を高めるために、可能な限り扁平であることが望まれる。一方、設計圧力 2.0MPa に十分耐えることが可能な板厚が要求される。特に、設計圧力が 1.0MPa 以上の容器は、高圧ガス保安法の規制対象となり、設計の精度、根拠の要求が厳しくなる。そこで、設計圧力 2.0MPa に耐えられる板厚で、可能な限り薄肉で扁平なモデレータ容器の形状の検討を、有限要素法解析を用いて構造強度の観点から行った。

２．２．４．２　容器形状

Fig.2.2.4-1、及び Fig.2.2.4-2 に中性子特性評価解析から決定した非結合型モデレータ、及び結合型モデレータの形状をそれぞれ示す。非結合型モデレータ容器は、内側の幅が 130mm、高さが 120mm、奥行きが 62mm の水筒型の容器である。中性子ビーム引き出し面（130x120mm の面）は、中性子ビーム強度の引き出しし角度依存性を低くするために可能な限り扁平にする必要がある。結合型モデレータ容器は、内径 140mm、高さ 100mm の円筒型容器である。容器上面（直径 140mm の面）は、中性子強度の観点から曲率を持たせず水平にする必要がある。

２．２．４．３　アルミニウム合金

モデレータ容器は、可能な限り薄肉構造とするために強度の高いアルミニウム合金を用いる必要がある。しかしながら、容器形状が複雑なことから材料の切削性や溶接性などの製作性を考慮した材料選定が必要となる。構造強度、及び中性子透過の観点から、容器候補材として、2000 系、5000 系、6000 系、及び 7000 系のアルミニウム合金について検討した。Table2.2.4-1 に各アルミニウム合金の強度及び製作性を示す。2000 系は強度が高く肉厚を薄くすることが可能なため、中性子の透過が良くなる。その一方で、材料の延性、応力腐食割れを含む耐食性、加工性、及び溶接性は非常に悪く、複雑な形状の減速材容器の製作には不向きと考えられる。同様に 7000 系は、強度は高いが延性・耐腐食性が悪く、材料によっては溶接性が悪い。7000 系である 7N01-T6 合金は、自然時効によって溶接部の強度が母材のそれとほぼ同等まで回復し、構造強度、製作性の観点から優れた材料と考えられるが、液体水素温度での使用は高圧ガス保安法に適合せず、特認が必要なこと、及び中性子照下での強度データがなく、照射下でのデータを取得する必要があることから、使用が困難と考えた。5000 系及び 6000 系は、2000 系及び 7000 系に比べて強度は低いが、加工性、切削性、溶接性がよく、製作性が優れている。また、延性や耐腐食性にも優れている。中性子損傷に対しては 6000 系、特に A6061 が 5000 系よりも優れていることから、A6061 の中で強度が高い A6061-T6 を候補材として用いることとした。

２．２．４．４　高圧ガス保安法によるモデレータ容器の許容応力及び許容変位

設計圧力が 1.0MPa 以上の容器は、高圧ガス保安法の規制対象となる。高圧ガス保安法の中に

は幾つかの規則があるが、ここでは容器に発生する応力に対して最も厳しい評価を必要とする特定設備規則（特定則）を用いて構造強度評価を行った。

特定則での許容応力は、①常温での最小引張応力の 1/4、②常温での降伏応力（0.2%耐力）の 2/3、③使用温度での最小引張応力の 1/4、④使用温度での降伏応力の 2/3 の中で最も低い値で定義される。また、本規則では、アルミニウム合金に対して曲げ応力に対する裕度は認められていない。従って、膜成分及び曲げ成分応力の分類無しに、候補材であるアルミニウム合金 A6061-T6 の許容応力は 66MPa となる。

一方、モデレータ容器は、断熱のために厚さ 7mm の真空層で囲むが、製作精度等を考慮して許容変位は 1mm とした。

２．２．４．５　応力評価

応力評価は有限要素法コード ABAQUS を用いて行った。負荷圧力は設計圧力である 2.0MPa として解析を行った。

(1) 非結合型モデレータ

非結合型モデレータについては、中性子引き出し面の曲率の設計に自由度がある。また、一般に曲率が大きいほど容器の肉厚を薄くできる。そこで、予備解析として Fig.2.2.4.3 に示すように引き出し面のみをモデル化して、Shell 要素にて解析を行い、引き出し面の曲率と肉厚の関係を検討した。Fig.2.2.4-4 に引き出し面板厚に対する、引き出し面の曲率と発生応力の関係を示す。図に示すように、板厚が薄く曲率が小さいほど発生する応力が大きくなる。実機では容器の側面（引き出し面に垂直な面）にも圧力が負荷され、その影響によっても引き出し面が引っ張られるため、引き出し面に発生する応力は本解析結果よりも大きくなることが考えられる。ここでは、実機で発生する応力が約 10%大きくなると仮定して、許容応力を 66MPa に対して 60MPa とした。Fig.2.2.4-5 に予備解析において発生応力が 60MPa 以下となる引き出し面の板厚と曲率の関係を示す。板厚 t が 7mm までは、曲率 1/R は 1 次関数的に減少する。すなわち、中性子の透過を重視して板厚を薄くすると、曲率が大きくなり、中性子引き出し角度依存性が大きくなる。一方、引き出し角度依存性を低くするために曲率を小さくすると、板厚が厚くなり中性子の吸収が大きくなり、容器の発熱が増加する。妥協点として引き出し面の板厚を 7mm、曲率半径を 210mm とし、非結合型モデレータ容器全体の構造強度評価を三次元有限要素法解析によって行った。

三次元有限要素モデルは容器の対称性を考慮して 1/4 モデルとした。要素には 2 次要素（中間節点有り）の 10 節点四面体 Solid 要素を用いた。また、要素分割は各板厚方向に最低三分割以上、有限要素分割するようにして、容器に発生する膜成分、及び曲げ成分応力を精度よく評価できるようにした。解析モデルの有限要素数は 60,000、節点数は 120,000 である。A60601-T6 のヤング率を 68.5GPa、ポアソン比を 0.35 として解析を行った。面と面のコーナー部では曲げ応力が大きくなり、許容応力を超える応力が発生したことから、コーナー部に曲率を設けた。コーナー部の曲率半径は容器内側で R=20mm、容器外側で R=10mm とした。また、容器に接続される液体水素出口配管の径は細い方が、容器と配管の接続部での発生応力は低くなる。特に配管径が容器の厚さよりも大きくなると発生応力は急激に大きくなる。その一方で、流量を確保するために

は配管系は太い方が良い。そのため、配管径が容器の厚さよりも大きくならずに、規格寸法となるように、配管を内径 34.1mm、外径 38.1mm とした。Table2.2.4-2 に容器各部の板厚、曲率半径等を示す。

Fig.2.2.4-6 に Table2.2.4-2 に示す形状の非結合型モデレータ容器の応力評価解析結果を示す。最大応力は配管と容器の接合部で発生し 59MPa となった。また、引き出し面の最大応力は、引き出し面中央の外表面で発生して 54.3MPa となった。このときの、最大変位は、引き出し面の中央付近で発生し、0.11mm であり、許容変位量を満足する

引き出し面板厚を 1mm 薄くして 6mm とした場合、配管と容器の接続部、引き出し面中央の外表面での発生応力が、許容応力 66MPa 以上となり、高圧ガス保安法の特定則を満足しない。

(2) 結合型モデレータ

結合型モデレータ容器の設計自由度は各面の板厚のみである。そこで、容器上面及び側面（引き出し面）について、非結合型モデレータの場合と同様に、Shell 要素でモデル化して板厚を検討した。その結果、上面の板厚は 9mm、側面の板厚は 4mm とする必要があることが分かった。Table2.2.4-3 に結合型モデレータ容器の形状及び各部の寸法を示す。Tabel2.2.4-3 に示す形状・寸法での結合型モデレータ容器の三次元構造強度解析結果を Fig.2.2.4-7 に示す。最大応力は容器上面中央の外表面で 58.2MPa となり、高圧ガス保安法の特定則を満足する。また、このときの最大変位は、容器上面中央で発生し、たかだか 0.21mm であり、許容変位量を満足する。

２．２．４．６　今後の課題

高圧ガス保安法の応力評価上最も厳しい特定則を満足し、設計圧力 2MPa に耐え、かつ中性子性能に優れたモデレータ容器の構造強度評価結果から、非結合型モデレータ容器の引き出し面の板厚は 7mm、結合型モデレータ容器の上面の板厚は 9mm となった。

本構造評価は特定則に基づいて行ったが、規則上、モデレータ容器と配管及び液体水素流動システムを別途に検討することが可能であり、モデレータ容器自体の容積が小さいことから、特定則は適用されない。そのため、4 倍耐圧試験（実機と同一方法、材料で製作した容器に設計圧力の 4 倍の耐圧試験を実施して容器が破損しなければよい。）や特認申請等を行うことにより容器板厚を薄くできる可能性がある。容器の薄肉化は、容器の発熱すなわち水素への熱負荷を低減でき、モデレータの特性を向上させるため、今後積極的に容器の薄肉化に取り組んでいく計画である。

Table 2.2.4-1 Characteristics of Aluminum alloy

分類			引張特性(MPa)	製作性			その他の材料特性
系統	種類	主な化学成分	許容引張応力*1	加工性	切削性	溶接性	
2000系 Al-Cu系	2014-T6	0.8Si、4.4Cu、0.8Mn	110	×	◎	×	耐食性は良くないが強度は高い。延性が低い。
5000系 Al-Mg系	5083-O	0.7Mn、4.5Mg、0.15Cr	68.5	◎	×	◎	耐食性、耐海水性、低温特性に優れ、溶接構造に適する
6000系 Al-Mg-Si系	6061-T6	0.6Si、0.25Cu、1.0Mg、0.20Cr	66	○	○	○	熱処理型の耐食性合金である。延性が有り、耐食性に優れる。
7000系 Al-Zn-Mg系	7N01-T6	0.5Mn、1.5Mg、0.3Cr、4.5Zn	(81)*2	○	◎	○	高強度、耐食性に優れ、溶接構造に適する（時効処理により、溶接部の強度が母材近くまで回復する）

*1：高圧ガス保安法　特定設備規則（20K での値）

*2：（173K での値）

Table 2.2.4-2 Configuration of decoupled moderator

Part	Size (mm)
Dimension of inner surface (Width x Height x Depth)	130 x 120 x 62
Outlet pipe (inner) (outer)	ϕ34.1 ϕ38.1
Neutron extraction surface: Thickness Curvature radius	 7 210
Other surface: Thickness Curvature radius	 6 200
Corner radius on inner surface	20
Corner radius on outer surface	10

Table 2.2.4-3 Configuration of coupled moderator

Part	Size (mm)
Dimension of inner surface (Diameter x Height)	ϕ140 x 100
Outlet pipe (inner) (outer)	ϕ34.1 ϕ38.1
Neutron extraction surface: Thickness	 4
Top and bottom surface: Thickness Curvature radius	 9 flat
Corner radius on inner surface	20
Corner radius on outer surface	10

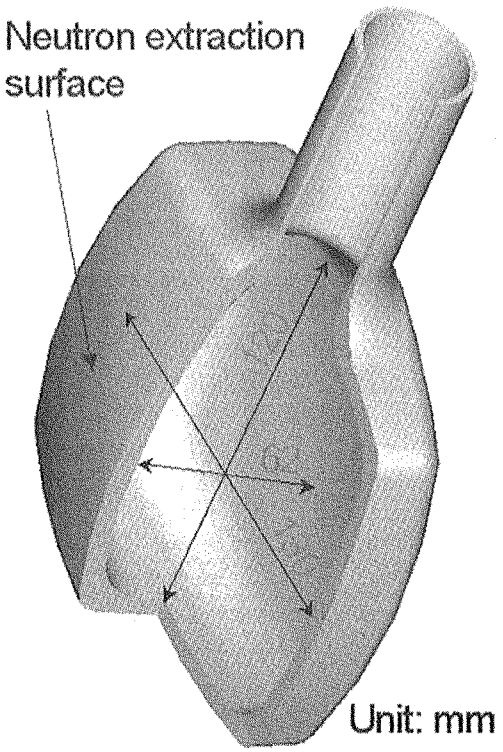


Fig.2.2.4-1 Configuration of decoupled moderator vessel

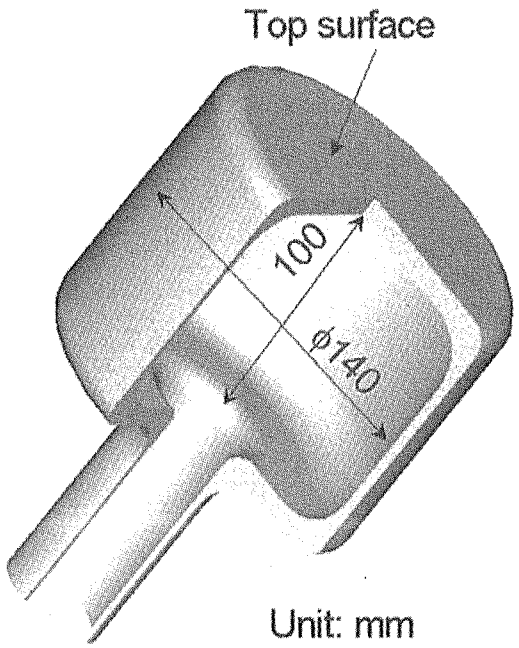


Fig.2.2.4-2 Configuration of coupled moderator

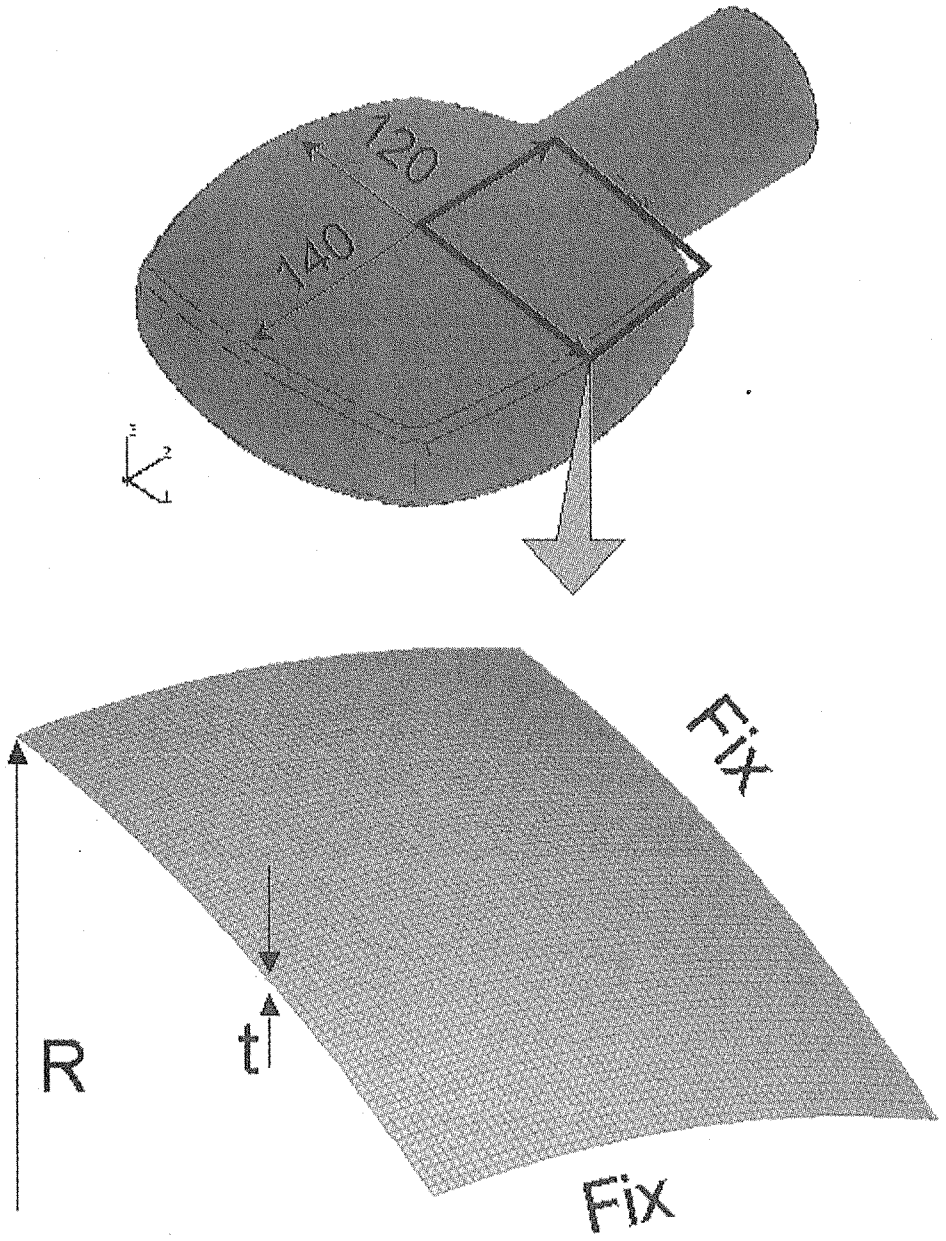


Fig.2.2.4-3 Finite element model for consideration of curvature and thickness of neutron extraction surface.

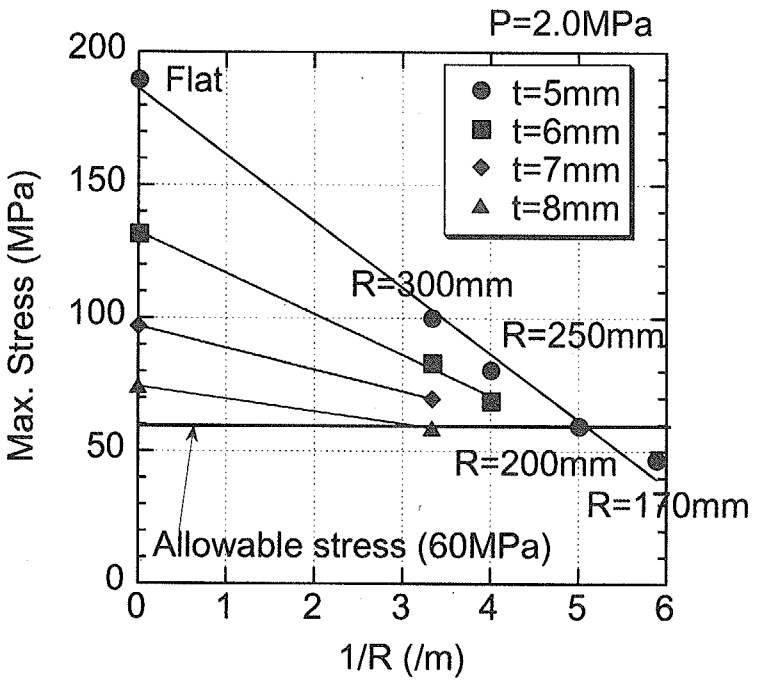


Fig.2.2.4-4 Maximum stress at neutron extraction surface of decoupled moderator changing with curvature and thickness of the surface.

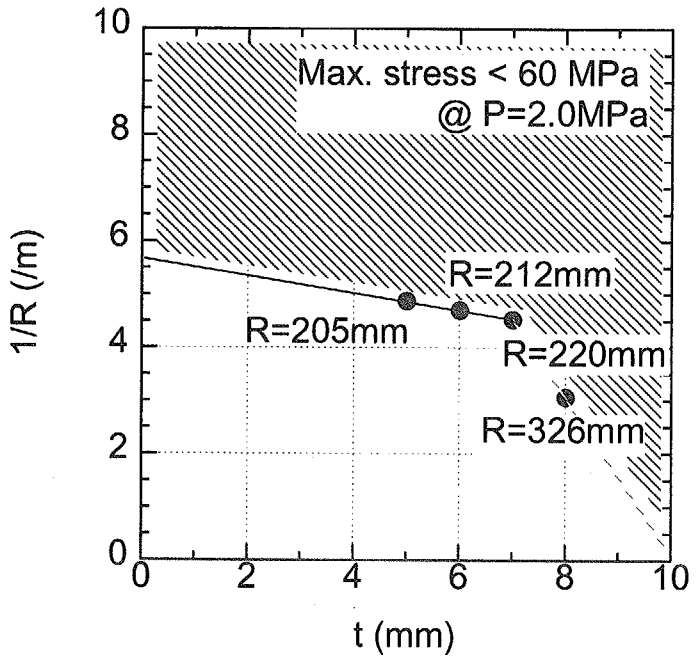


Fig.2.2.4-5 Relationship between curvature and thickness of neutron extraction surface, which satisfies the structural integrity.

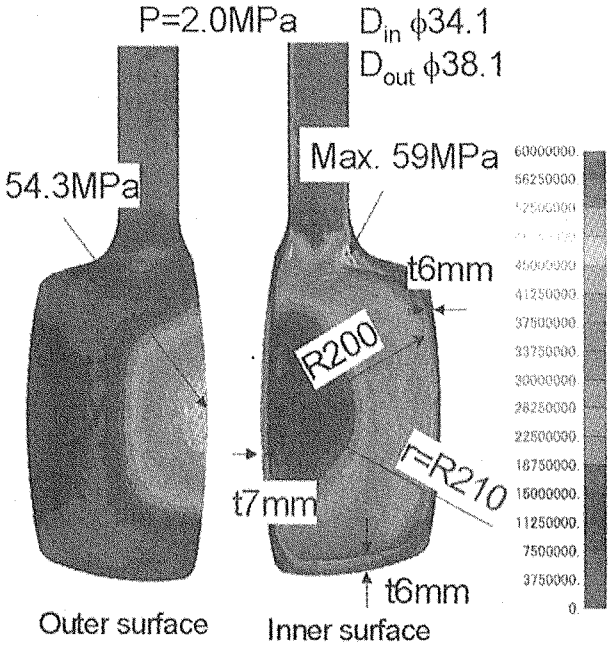


Fig. 2.2.4-6 Von Mises stress distribution in decoupled moderator under design pressure of 2.0MPa

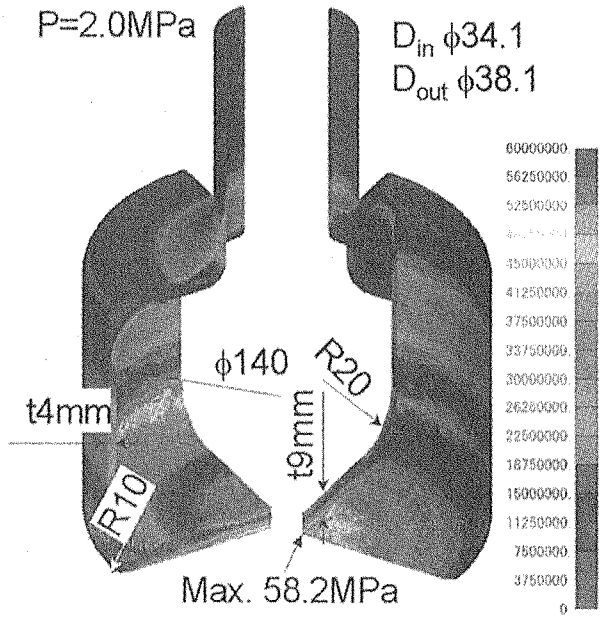


Fig. 2.2.4-7 Von Mises stress distribution in coupled moderator under design pressure of 2.0MPa

２．２．５　モデレータの熱流動解析

(1) 概　要

冷減速材は水銀ターゲットで発生する大強度中性子を各々の中性子散乱実験に応じたエネルギーレベルに減速する機器で、その中心となる冷減速材容器の形状、内部温度等は核破砕中性子源の中性子性能に大きく影響する。特に、中性子強度やパルス性能に大きな影響を与える中性子温度は減速材温度によって決まるため、減速材温度 20K で中性子温度が飽和する[1]という特性から、水素温度の上昇を 3K 以内に抑制することとした[2]。近年、大強度冷中性子の需要が極めて高く、冷減速材容器には、中性子の吸収散乱を低減して高い中性子強度・パルス性能を同時に実現できる薄肉扁平型構造と、より高い中性子強度のビームを広い立体角、すなわち多くの利用者に供給可能な薄肉円筒型構造の冷減速材容器を本核破砕中性子源に設置する予定である。Fig.2.2.5-1 に扁平型及び円筒型冷減速材容器構造の概要を示す。いずれも高圧低温の液体水素を流動させるために、超臨界水素条件（1.5MPa, 20K）までを視野に入れた構造設計とともに、中性子性能を低下させる局所の水素温度上昇を防止するように容器内流動を最適化する必要がある。この熱流動設計においては、液体水素が沸騰すると中性子強度が激減し、さらに容器の破壊まで及ぶ可能性があるため、最も発熱の大きいターゲット近傍の容器壁を衝突噴流によって除熱することを提案して、局所温度上昇 3K 以内を達成するように熱流動の最適化を図ることとした。

そこで、冷減速材容器内の流動状況の把握を目的として、容器を模擬したアクリル製試験体を製作し、水による可視化流動実験を行った。並行して、汎用の熱流動解析コードを用いて実験を再現する流動解析を実施し、解析コードの検証を行った。また、この解析コードを用いて、実機液体水素流動下における熱流動解析を実施して、冷減速材容器内の温度分布を予測した。さらに、狭い容器内の衝突噴流に関して、衝突部の熱伝達測定の予備実験を実施し、解析コードの検証を行った。

(2) 扁平型冷減速材容器内の熱流動特性[3]

(2.1) 実験装置及び実験条件

減速材基礎流動実験装置の水ループと流速分布の測定に用いた Particle Image Velocimetry（PIV）システム（DANTEC PIV2000）の概要を Fig.2.2.5-2 に示す。実験装置は、タンク、ポンプ、電磁流量計からなる水ループに、Fig.2.2.5-3 に示す扁平型の冷減速材容器を模擬したアクリル製の試験体を接続した構成である。水流量は約 0.9～5.4m^3/h（噴流流速:0.5～3m/s）の範囲の流動が可能であり、容器底面から入口管（内径 d:25mm）の先端までの高さを数 mm から約 50mm まで変えることができる。流れ場の計測には、レーザーシートと CCD カメラを組み合わせた PIV システムを使用し、トレーサー粒子として予備実験[4]で良好な計測ができた塩化ビニリデン／アクリロニトリル粒子（名称：EXPANCEL、型番：DU#461、粒子径：平均 10μm）を用いた。計測に関するパラメータを Table 2.2.5-1 に示す。計測データはパーソナルコンピュータに入力して記録・保存した。

Fig.2.2.5-4 に入口管高さ 10mm における PIV システムで得られた画像の例を示す。計測面は中心軸断面で、正面（以降、中性子ビームを取り出す 120(L)×120(H)mm の面を正面とし、他方、120(H)×50(W)mm の面を側面とする。）から観測した平面である。下方からレーザーを照射した

際に湾曲構造の影響で底面の光が反射しており、また、容器内壁近傍も側面の湾曲構造の影響からトレーサー粒子が観測しにくい領域がある。このため、この部分のPIV測定データには流速の過誤ベクトルが現れやすい。そこで、データ処理の際に流速の過誤ベクトルは除去した。過誤ベクトルの除去は、検査領域におけるトレーサーの移動をとらえる際PIV計測で用いる相互相関法で相関ピークを1.2としてノイズピークを取り除き、最高速度4m/s以上の速度ベクトルを除去した。時間平均の速度場を求めるために、PIVのダブルパルスレーザーの間隔を150μsとして1.4秒間隔で速度場を計測し、得られた100枚の流速のベクトルマップを平均化処理した。

実験条件は以下のとおりである。実験は流量及び入口管高さを変えて実施した。

- 圧力　：大気圧（約0.1MPa）
- 温度　：室温（27±2.5℃）
- 流量　：0.9～4.4m^3/h
- 噴流流速，v　：0.5～2.5m/s
- 噴流レイノルズ数　：1.4×10^4～7.0×10^4
- 入口管高さ，h　：10、30、50mm

ここで、レイノルズ数はRe=vD/ν（v:噴流流速、D:入口管内径、ν:動粘性係数）により定義した。

実機のRe数は約4.1×10^5を想定しており、これを水で模擬するためには14.6m/sの噴流流速が必要である。しかし、後述するように噴流流速を14.6m/sとした解析結果は噴流流速2.5m/sとほぼ同様な流速分布となったため、本実験では設計用解析コードの検証を主目的にして、ポンプの能力とアクリル試験体の耐圧性を考慮して上記の流量条件を選んだ。

(2.2) 解析条件

流動解析には、設計で使用している汎用熱流体解析コード STAR-CD[5]を用い、実験から平均化処理した流速分布と比較するため、定常解析を行った。

(a) 基礎方程式

非圧縮性の流体現象は、レイノルズ平均を施したテンソル形式で表すと以下に示す連続の式とナビエ・ストークス方程式で記述される。

$$\frac{\partial \overline{U_i}}{\partial x_i}=0 \qquad (2.2.5.1)$$

$$\frac{\partial \overline{U_i}}{\partial \tau}+\overline{U_j}\frac{\partial \overline{U_i}}{\partial x_j}=-\frac{1}{\rho}\frac{\partial \overline{P}}{\partial x_i}+\frac{\partial}{\partial x_j}\left(\nu\frac{\partial \overline{U_i}}{\partial x_j}-\overline{u_i u_j}\right) \qquad (2.2.5.2)$$

ここで、$\overline{U_i},\overline{U_j}$：速度ベクトルの各成分

x_i, x_j：座標、τ：時間、ρ：流体密度、$\overline{P}$：圧力

ν：動粘性係数（$=\mu/\rho$，μ：粘性係数）

$\overline{u_i u_j}$：レイノルズ応力

平均流れ場を上式から導くためには、未知量であるレイノルズ応力にモデルが必要である。レイノルズ応力は、平均流に対して分子拡散的な働きをすることにより、速度勾配に比例するとして、以下の式を仮定する。

$$-\rho\overline{u_i u_j} = \nu_t\left(\frac{\partial\overline{U_i}}{\partial x_j}+\frac{\partial\overline{U_j}}{\partial x_i}\right)-\frac{2}{3}\delta_{ij}k \qquad (2.2.5.3)$$

ここで、ν_t：渦拡散係数、δ_{ij}：クロネッカーのデルタ

この渦拡散係数の算出モデルとしては、工学的に広い範囲で実績のある k-ε2 方程式モデルを採用した。k-ε モデルは、渦粘性係数を乱流エネルギーk（$=\overline{u_i u_i}/2$）と散逸率ε（$=\nu\overline{(\partial u_i/\partial x_j)(\partial u_i/\partial x_j)}$）でモデル化したものであり、その輸送方程式は以下のとおりである。

$$\frac{\partial k}{\partial\tau}-\frac{\partial}{\partial x_j}\left(\frac{\nu_{eff}}{\sigma_k}\frac{\partial k}{\partial x_j}\right)=-\overline{u_i u_j}\frac{\partial\overline{U_i}}{\partial x_j}-\varepsilon \qquad (2.2.5.4)$$

$$\frac{\partial\varepsilon}{\partial\tau}-\frac{\partial}{\partial x_j}\left(\frac{\nu_{eff}}{\sigma_\varepsilon}\frac{\partial\varepsilon}{\partial x_j}\right)=\frac{\varepsilon}{k}\left(-C_{\varepsilon 1}\overline{u_i u_j}\frac{\partial\overline{U_i}}{\partial x_j}-C_{\varepsilon 2}\varepsilon\right) \qquad (2.2.5.5)$$

ここで、$\nu_{eff}=\nu+\nu_t$ 、 $\nu_t=C_\mu\dfrac{k^2}{\varepsilon}$

ただし、C_μ、σ_k、σ_ε、$C_{\varepsilon 1}$及び$C_{\varepsilon 2}$は実験的に得られる係数で、標準 k-ε 乱流モデルにおいて使用した値を Table 2.2.5-2 に示す。

(b) 壁面境界条件

乱流モデルの計算では、壁面近くの流れの予測が流れ場全体の特性を決定する上で重要となる。一方、壁面近傍では物理量の空間勾配が大きく、乱れも非等方化されるため、乱流の正確な予測のためには、壁の存在が及ぼす乱流運動への力学的な効果をモデルの中に取り入れると同時に、それを解像する細かい格子点が必要である。この計算負荷を軽減させるため、壁面の接する第 1

格子点で 対数領域の存在を仮定し、以下に示す平均流速分布（対数則）、乱れ強度、局所平衡条件を壁法則に基づき境界条件として与えた。

$$\overline{U}^{+}=\begin{cases} y^{+} & , \quad y^{+}\le {y_m}^{+} \text{（粘性底層）} \\ \dfrac{1}{\kappa}\ln\left(Ey^{+}\right) & , \quad y^{+}>{y_m}^{+} \text{（乱流域）} \end{cases} \qquad (2.2.5.6)$$

$$k=\frac{{u_\tau}^{2}}{\sqrt{C_\mu}} \quad 、 \quad \varepsilon=\frac{{u_\tau}^{3}}{\kappa y}$$

ここで、 $\overline{U}^{+}=\overline{U}/u_\tau$ 、 $u_\tau=\left(\tau_w/\rho\right)^{1/2}$ 、 τ_w：壁面せん断応力

$y^{+}=u_\tau y/\nu$ 、y：壁面垂直距離

κ：カルマン定数(Table 2.2.5-2)、 E：定数(Table 2.2.5-2)

また、 ${y_m}^{+}$ は、以下の式を満たす。

$${y_m}^{+}-\frac{1}{\kappa}\ln\left(E{y_m}^{+}\right)=0 \qquad (2.2.5.7)$$

(c) 数値解法

実験で得た時間平均の速度場と比較するため、定常的な容器内流速分布を解析することとした。解析手法の概要は、上記の基礎方程式を有限体積法にて離散化し、圧力補正のアルゴリズムにはSIMPLE（Semi-Implicit Method for Pressure-Linked Equations）法を用いた。また、収束性と計算精度に影響の大きい対流項の離散化にはMARS（Monotone Advection and Reconstruction Scheme）（2次精度）[5]を用いた。格子生成法は、複雑な壁面曲率を有する減速材容器モデルに対して最適格子配置が可能な非構造格子法をとっている。

(d) 解析条件

解析条件は以下のように実験と同条件に選んだ。

- 流体　　：水
- 流体温度　　：25℃
- 噴流流速　　：0.5～2.5m/s
- 入口管高さ　　：10、30、50mm

解析モデルは冷減速材容器内の流体部を約 33 万個、容器壁部を約7万個の四面体要素でモデ

ル化した。

(2.3) 実験及び解析結果

Fig.2.2.5-5 に入口噴流流速 v が 2.5m/s、入口管高さ h が 10、30、50mm における容器内流速分布の測定結果を示す。Fig.2.2.5-5 (a)に示す入口管高さ 10mm の場合には、水は入口管から容器内に噴出して容器底面に衝突し、その後底面に沿って流れ、容器底面の中心部に低流速領域が生じる。しかし、この底部付近で温度境界層が発達し始めるため、この温度境界層の未発達領域の熱伝達率は一般に高く[6]、底面の冷却に有効である。流速分布はほぼ軸対称で、図中の A 点を中心とした再循環流が確認できる。再循環流の中心部の流速は遅く、流速分布の時間変化の結果によると再循環流領域で大きな渦が絶えず発生と消滅を繰り返す。このことから、再循環流は局所温度上昇を引き起こす要因にはならないと考えられる。一方、容器出口に向かって側面壁付近から流速が次第に増し、入口管壁近傍の図中の B 点で流れの停滞域が生じている。B 点については、流速分布の時間的変化は少なく常に低流速であった。このため、この停滞域では局所的に大きな温度上昇を生じると考えられる。

Fig.2.2.5-5 (b)及び(c)においても A 点に再循環流、B 点に流れの停滞域が存在し、入口管の高さ 10～50mm で同様の流速分布を示した。ただし、入口管高さを高くすると、容器底面への衝突噴流の流速が低下する。このため、発熱密度の高い容器底面の除熱性能が低下し、水素温度が上昇するので、入口管高さは低い方が望ましい。しかし、入口管高さを 10mm よりさらに低くすると、容器底面が湾曲構造であるため、入口管と底面が一部で非常に接近するため、噴流出口の流路断面積が減少して側部への流れが閉塞し、局所的な水素の温度上昇を生じ易くなるので、入口管高さは 10mm 程度が妥当である。

入口噴流流速を 0.5m/s まで低くした場合も同様な流速分布を示しており、本実験条件範囲の噴流流速 0.5～2.5m/s では相対的な流動状況はほとんど変わらなかった。ただし、噴流流速を低下させれば、容器底面での除熱性能が低下して水素温度が上昇すると予想される。一方、噴流流速を高くすると圧力損失が増大して水素循環ポンプの過負荷が生じたり、キャビテーションの問題が生じる可能性がある。

Fig.2.2.5-6 は噴流流速が 2.5m/s、入口管高さが 10、30、50mm における流速分布の解析結果を示したものである。入口管高さを 10、30 及び 50mm とした解析結果は Fig.2.2.5-5 に示す実験結果と同様の流速分布を示した。すなわち、入口管から 2.5m/s で容器内に噴出した水は、底面と衝突して底面に沿って流れ、図中の A 点を中心とした再循環流が発生する。容器出口に向かって側面壁付近の流速が次第に増加する一方で、入口管壁近傍の図中 B 点で停滞域が生ずる。しかし、再循環流の中心位置やその周辺の流動などの詳細は実験と解析で異なる。Fig.2.2.5-7 に入口管高さ 10mm のときの乱流エネルギー分布の例を示す。図は容器内左半分の分布を表しており、実験と解析で大きく異なっている。これが前述した流速分布の詳細部における実験と解析の相違の原因の一つと考える。

Fig.2.2.5-5 及び Fig.2.2.5-6 に示した容器底面から水平高さ約 10、60、90mm の高さにおける流速ベクトルの鉛直方向成分の分布を Fig.2.2.5-8 に示す。噴流出口である入口管高さ 10mm の位置での解析結果は実験結果を再現していない。これは、前述したように底面によるレーザーの反射

や側面の湾曲構造によりトレーサー粒子が検出されにくく、正確な速度値が得られないこと、また、入口管の先端部でレーザーの反射により多少流れが見えにくくなっていること等が考えられる。さらに、前述の乱流エネルギー分布の相違が原因の一つである。そこで、解析に関しては、今後、衝突噴流の解析に適しているRNG(再正規化グループ：Re-Normalization Group) k - ε モデルを使用した解析や、非等方性流れを考慮に入れた乱流モデルを用いた解析を行い、比較検討する予定である。

一方、入口管高さ 60mm、90mm はそれぞれ容器の中心及び容器出口の直前の高さに位置しており、いずれも実験と解析の流速鉛直成分の分布は良く一致している。ただし、側面の近傍、すなわち図の両端で容器側面の湾曲構造の影響によって測定データが欠落していることを付記しておく。また、実験と同様に、噴流流速を 0.5m/s と低くした場合、さらに、噴流流速を 14.6m/s とし実機水素の Re 数に相当する水における流速とした場合の解析結果においても再循環流域および流れの停滞域が同位置に発生し、流速を変えても容器内の相対的な流速分布に関してはほとんど変化がなかった。

以上から、本解析では詳細部において乱流モデルによると推定される課題はあるものの、再循環流域や流れの停滞域など局所的な温度上昇の原因となる領域の全般的な流速分布の実験結果をほぼ再現しているといえる。

(2.4) 熱流動解析評価

(a) 解析対象

本解析は、汎用熱流体解析コード STAR-CD を用いて、実機用冷減速材を模擬した薄肉扁平容器内の液体水素の流動場と温度場を解析し、流動特性を把握し温度上昇の発生状況を明らかにすることを目的とする。Fig.2.2.5-9 に熱流動解析に用いた解析体系を示す。Fig.2.2.5-9(a)は正面から見た中心軸垂直断面で、側面及び底面のアルミニウム合金板厚は 4mm である。Fig.2.2.5-9(b)は横から見た中心軸垂直断面で、中性子ビームを放出する面の最小板厚は 2mm である。入口管高さ h を 10、30、50mm と変えて評価した。

(b) 解析基礎式と解析方法

速度場は、(2.2.5.1)及び(2.2.5.2)式で記述される。一方、温度場を記述するエネルギー方程式は次式で与えられる。

$$\frac{\partial \overline{T}}{\partial \tau} = \frac{\partial}{\partial x_i}\left(\alpha \frac{\partial \overline{T}}{\partial x_i} - \overline{u_i t}\right) + s_k \qquad (2.2.5.8)$$

ここで、$\overline{T}$ ：時間平均温度

α ：熱拡散係数（$=\lambda / \rho \cdot C_p$, λ ：熱伝導率）

$\overline{u_i t}$ ：乱流熱流束、s_h ：エネルギーソース

熱移動を伴う速度場乱流モデルには、前節のk-ε2方程式モデルを適用する。一方、温度場は、乱流熱流束が平均温度勾配に比例すると仮定して、その比例定数を乱流プラントル数から経験的に与える0方程式モデルを採用した。

$$-\overline{u_i t} = \frac{\nu_t}{\mathrm{Pr}_t}\frac{\partial \overline{T}}{\partial x_i} \qquad (2.2.5.9)$$

ここで、Pr_t ：乱流プラントル数 （= 0.9）

乱流伝熱の解析で古くからよく用いられる関係式には、速度場と温度場の相似性を仮定したレイノルズの相似則、あるいはそれを拡張したコルバーンの相似則がある。今回は、より普遍性のある関係として、流速分布には(2.2.5.6)式を、温度分布に以下の対数則を適用した。

$$T^+ = \mathrm{Pr}_t\left(u^+ + P\right) \qquad (2.2.5.10)$$

$$P \equiv 9.24\left[\left(\frac{\mathrm{Pr}}{\mathrm{Pr}_t}\right)^{3/4} - 1\right]\left[1 + 0.28\exp\left(\frac{-0.007\,\mathrm{Pr}}{\mathrm{Pr}_t}\right)\right]$$

ここで、$T^+ = \left(\overline{T_w} - \overline{T}\right)\rho C p u_\tau / q_w$、$T_w$：壁面温度

q_w：壁面の熱フラックス

Pr：分子プラントル数

(c) 解析条件

超臨界水素の物性値が不明なため、以下に記す20Kの飽和状態の液体水素物性値[7]を使用した。

- 密度，ρ ：71.49 kg/m^3
- 粘性係数，μ ：13.1 μPa･s
- 比熱，C_p ：9454 J/kg-K
- 熱伝導率，λ ：0.1184 W/m-K

また、流量は実機運転条件として予定していた噴流流量5.4m^3/h（噴流流速3.0m/s）とした。この時の噴流Re数は約4.1×10^5である。また、減速材容器を構成するアルミニウム合金の発熱を考慮した。

Fig.2.2.5-10に、2MW陽子ビーム条件における液体水素及びアルミニウム合金壁の発熱密度分布を示す[8]。発熱密度は液体水素よりもアルミニウム合金の方が大きいが、総発熱量は液体水素中で3.2kW、アルミニウム合金中で0.94kWである[8]。なお、解析では、Fig.2.2.5-10に示す発熱密度に25%の裕度を与え、水平方向にはその発熱密度が一様に分布する保守的な条件を与えた。

このような条件の下で、液体水素及びアルミニウム合金の発熱密度分布を下記の関数で表し、熱流動解析条件として入力した。

［液体水素の発熱密度(W/cm^3)］ = - 0.00084381 x^3 + 0.034134 x^2 - 0.5187 x + 3.6121

［アルミニウム合金の発熱密度(W/cm^3)］ = - 0.0018644 x^3 + 0.067421 x^2 - 0.90428 x + 6.2958

x : 冷減速材容器底面からの距離(cm)

(d) 解析結果及び考察

Fig.2.2.5-11 に入口管高さ 10mm の場合の流速分布の解析結果を示す。Fig.2.2.5-11(a)は容器内壁面近傍、(b)は正面及び横から見た中心軸上の垂直断面内の流速分布を示しており、(c)は３次元速度コンターである。容器内壁面近傍では、底面付近に衝突噴流によって約 3～4m/s の速い流れが放射状に上方に向かっている。その後流速が低下し、容器側面では約 1～2m/s で出口に向かって流れている。正面から見た中心軸垂直断面の流速分布では、前節の流速分布と同様に、流体が入口管から 3m/s で容器内に噴出したあと容器底面に衝突し、その後底面に沿って流れ、底面付近に左右対称な再循環流を生じている。その後、容器出口に向かって側面壁付近から流速が次第に増加していくが、入口管壁近傍で著しく低下する流れの停滞域を生じている。横から見た中心軸垂直断面の流速分布では、容器底面に衝突したあと反転した流体は直ぐに減速し、容器中央付近で下向きに流れを変えて再循環流を生じている。容器中央部より上の部分は流速が 1m/s 以下の領域で、容器出口では入口流速と同程度となる。３次元速度コンター図でも、容器中央付近の入口管の周りに流れの停滞域が明確に示されている。

Fig.2.2.5-12 に入口管高さ 10mm の場合の温度分布の解析結果を示す。Fig.2.2.5-12(a)は容器内壁の温度分布である。底面付近に低温領域、正面中央部及び側面に高温領域が存在する。底面付近は上述の流速分布から高流速領域であるので、温度上昇が低く抑えられ、反対に正面中央部は流速が遅いために温度上昇が大きい。側面の温度上昇が大きい理由は、構造強度を維持するために容器壁の厚さを正面よりも側面を厚くしているので、容器壁での発熱密度により体積発熱量が増加して流体が加熱されたためである。

Fig.2.2.5-12(b)に正面及び横から見た中心軸垂直断面の温度分布を示す。再循環流の中心部では大きな温度上昇は生じておらず、入口管壁近傍に生じた停滞域で約 2K の温度上昇が見られる。また、Fig.2.2.5-10 に示したように容器壁の発熱密度の方が流体中よりも大きく、また容器側壁及び底壁が厚いために容器壁近傍の流体温度は 3K 以上上昇している。特に、底面では流体の衝突噴流による冷却作用があるものの、底面両端の流れが反転する領域の側壁部近傍で 23.8K まで上昇している。ただし、この温度上昇領域は極薄いため中性子性能にはほとんど影響しない。容器上部で壁の温度が下がっているのは、Fig.2.2.5-10 に示したようにターゲットから離れるにつれて発熱密度が小さくなるためである。

Fig.2.2.5-12(c)に３次元温度コンター図を示す。容器壁で温度が高くなり、流体中では容器中央付近の入口管周りに生じた流れの停滞域で温度が上昇することがよくわかる。

入口管高さ 10、30、50mm において運転条件である液体水素流量を 1.8～9m^3/h（噴流流速 1～5m/s）とした場合の流れの停滞域における流体最高温度の解析結果を Fig.2.2.5-13 に示す。(3)で述べたように、入口管高さを 10mm とした方が同一流量における水素温度が低いことがわかる。入口管高さが 30mm の場合よりも 50mm の方が流体最高温度が低い理由は、容器底面近傍の衝突噴流流速が低下したため、流速分布の高低差がなくなり、局所的な温度上昇が緩和されたことにあると考えられる。これらの結果に基づき、衝突噴流による容器底面の熱除去を効率よく、かつ局所的な水素温度上昇を抑えるようにするため入口管高さを 10mm とすることが妥当と考えられる。

一方、流れの停滞域における水素最高温度は、容器壁面と接するごく薄い層を除けば流体中でも温度の高い領域であり、この領域での 3K 以上の温度上昇によって中性子収率が大きく低下する。Fig.2.2.5-13 より、入口管高さが 10mm の時、流れの停滞域の温度を目標温度 23K 以下に抑制するためには、流量を 2.9m^3/h (噴流流速 1.6m/s) 以上にすればよいことがわかる。このことから、現行の運転条件である水素流量 5.4m^3/h（噴流流速 3.0m/s）は 20K の飽和液体水素条件において現行容器体系は妥当と言える。

(3) 円筒型冷減速材容器内の熱流動特性[9]

(3.1) 実験及び解析条件

前節の水流動実験と同様に、Fig.2.2.5-2 の実験装置を使用して、Fig.2.2.5-14 に示す円筒型の冷減速材容器を模擬したアクリル製の試験体を接続し、容器内の可視化流動実験を行った。計測に用いた PIV システム、計測手法、データ処理方法などは前項と同じである。

実験条件は以下のとおりである。実験は流量及び入口管高さを変えて実施した。

- 圧力　：大気圧（約 0.1MPa）
- 温度　：室温（27±2.5℃）
- 流量　：0.9～5.4m^3/h
- 噴流流速，v　：0.5～3m/s
- 噴流レイノルズ数　：1.4×10^4～8.4×10^4
- 入口管高さ，h　：5、10、30、50mm

また、流動解析は、前項と同様に、汎用熱流体解析コード STAR-CD を用い、時間平均化処理した実験結果の流速分布と比較するため、定常解析を行った。

(3.2) 実験及び解析結果

Fig.2.2.5-15 に入口噴流流速が 3m/s、入口管高さが 5、10、30mm における容器内流速分布の測定結果を示す。図は、モデルの形状の容器底部コーナー部及び側部円筒面で像が屈折するために多くの過誤ベクトルが生じるので壁近傍の速度データを取り除いた結果を示している。Fig.2.2.5-16 には Fig.2.2.5-15 と同じ条件で実施した解析結果を示す。

実験及び解析結果から、扁平型冷減速材容器内の流動状況と同じように、衝突噴流によって大

きな再循環流が生じていることが分かる。ただし、その再循環流の中心部の状況は、実験結果と解析結果で異なっている。実験結果の場合、再循環流の中心部は広い範囲で流速が低く、解析結果は全体的に解析結果よりも流速が高い。これは、衝突噴流のあとの壁噴流によって生じる乱流強度が、解析において実験結果を再現できていないことが原因と考える。また、実験では、前述したように底面近傍で容器の曲面構造によって、正確な測定が困難であることも原因の一つである。

今後、壁関数の影響や乱流モデルに非線形モデル等を用いた解析を行い、解析精度の向上を目指すとともに、測定誤差をできるだけ抑制して底面近傍の正確な流速分布を得られるように実験モデルの検討を行う。

(3.3) 熱流動解析評価

(a) 解析条件

前項の扁平型容器と同様に、STAR-CD を用いて実機とほぼ同じ円筒型冷減速材容器内の液体水素の流動場と温度場を解析評価した。Fig.2.2.5-17 に熱流動解析に用いた解析体系を示す。円筒部にあたる容器側面のアルミニウム合金板厚は 4mm、底面及び上部板厚は 9mm である。液体水素流量は実機運転条件として予定していた内径 26mm の入口管に対して、噴流流量 4.7m^3/h（噴流流速 2.4m/s）とした。この時の噴流 Re 数は約 3.2×10^5 である。

Fig.2.2.5-18 に、1MW 陽子ビーム条件における液体水素及びアルミニウム合金壁の発熱密度分布を示す[10]。実際には、ミュオンターゲット等で陽子ビームの損失があるため、ターゲット直前では約 0.9MW と 10%の出力低下がある。本解析では、この分を計算裕度として勘案して 1MW 陽子ビーム条件で解析を実施することとした。このとき液体水素及びアルミニウム合金の発熱密度分布は下記の関数で表され、熱流動解析条件として入力した。

$$[\text{液体水素の発熱密度}(W/cm^3)] = -0.00084599\,x^3 + 0.0058834\,x^2 - 0.11605\,x + 1.0381$$

$$[\text{アルミニウム合金の発熱密度}(W/cm^3)] = -0.0014154\,x^3 + 0.034043\,x^2 - 0.35261\,x + 2.6922$$

x：冷減速材容器底面からの距離(cm)

この他の解析条件は扁平型容器についての解析条件と同じである。

(b) 解析結果及び考察

Fig.2.2.5-19 に入口管高さ 10mm の場合の流速分布及び温度分布の解析結果を示す。Fig.2.2.5-19(a)の流速分布では、2.4m/s で流入した液体水素が入口管から容器内に噴出したあと容器底面に衝突し、主流は後底面及び側面に沿って流れている。この壁面に沿った主流は、容器上部で出口に向かう上方の流れと、再度下方に向かう流れに別れ、分岐点で流れの停滞域が確認できる。このように壁面に沿った主流によって、容器中心から約 50mm、容器底面から約 40mm に中心を持った大きな再循環流が生じ、その中心付近では流速が非常に低下している。これらの結

果は、前項の水による流動状況とほぼ同じ状況を示した。

Fig.2.2.5-19(b)の温度分布では、大きな再循環流の中心付近で 22.1K、容器出口付近の停滞域で22.4K となり、局所温度上昇を 3K 以内に抑えるという設計目標を満足する。容器底面を平板としたので機械強度を維持するために 9mm という肉厚となっていること、及び、発熱密度がターゲットに近い容器底面で最大となること、ただし衝突噴流の効果で底面中心部は冷却されていることから円筒型容器の底部コーナー部で最高温度 27.8K を示した。Fig.2.2.5-18 で示したように、液体水素よりアルミニウム合金の発熱密度が大きいことから、水素よりも容器壁の方が温度が高くなり、容器壁近傍の流体温度は 3K 以上上昇している。特に、最高温度を示した底部コーナー部の壁面と接している水素温度が容器内水素温度として最高の 25.8K となった。しかし、前項でも述べたように、この温度上昇領域は約 0.3mm と非常に薄いため中性子性能にはほとんど影響しない。

(4) 最新容器形状に対する熱流動解析

(4.1) 非結合型モデレータの熱流動解析

非結合型モデレータの容器寸法を Fig.2.2.5-20 に示す。容器は扁平な形状をしており、肉厚は中性子引出し面が 7mm、それ以外の部分が 6mm である。内管噴出口は容器底面から 10mm の位置している。Fig.2.2.5-20 に示した寸法をもとに解析モデルを作成し、熱流動解析を行った。なお、解析ではモデレータ容器の中心を座標の原点としている。

(a) 解析モデル

解析モデルを Fig.2.2.5-21 に示す。格子は Tetra および Prisum（高さ：0.3mm、5 層）メッシュで作成し、総格子数は、493,437（流体：358,700、容器および配管：134,737）である。配管の長さは容器中心から 450mm とし、配管内の流れが十分に発達した状態で容器内に噴出するようにした。

(b) 解析条件

物性値

流体の物性値として、1.4MPa、20K の液体水素の値を使用した。

・密度　　ρ : 72.74kg/m^3
・粘性係数　μ : 14.0 μPa・s
・比熱　　Cp : 8977J/(Kg・K)
・熱伝導率　λ : 0.103W/(m・K)

容器および配管は、300K でのアルミニウム合金（A6061）の物性値を使用した。

・密度　　ρ : 2700kg/m^3
・比熱　　Cp : 896J/(Kg・K)

・熱伝導率　λ：180W/(m・K)

乱流モデル

乱流モデルは、速度場に標準 k-ε2 方程式モデル、温度場に 0 方程式モデル（乱流プラントル数が一定）をそれぞれ用いた。乱流プラントル数については、笠木ら[11]によって提案された整理式から 0.993 と決定した。境界条件に壁関数を用いる高レイノルズ数型乱流モデルは、衝突領域での熱伝達率を過小予測するため衝突噴流の解析に適さないことが知られている[12]。しかし、熱伝達率の過小予測は安全側の評価を与えられるものと考えられ、さらに計算の収束性等を考慮して高レイノルズ数型乱流モデルで解析を行うこととした。

境界条件

境界条件を以下に記す。

・流入境界条件：液体水を温度　17.94K
　　液体水素流速　1.49m/s
　　液体水素流量　0.536L/s
・流出境界条件：流出方向の 1 階微分がゼロ
・壁面条件　　：壁関数

発熱密度

Fig.2.2.5-22 に、1MW 陽子ビーム条件における液体水素および容器の発熱密度分布を示す。解析では、発熱密度を下記の関数で表し、水平方向にはその発熱密度が一様に分布するものとして与えた。この条件で解析モデルでの総発熱量は 1.14kW となる。

$$\text{Heat density of liquid hydrogen} \quad (\mathrm{W/cc})$$
$$= 0.62099 - 4.8626Y + 41.687Y^2 - 294.62Y^3 + 935.73Y^4 - 958.45Y^5 - 212.81Y^6$$

$$\text{Heat density of aluminum alloy} \quad (\mathrm{W/cc})$$
$$= 1.4363 - 8.7927Y + 77.866Y^2 - 284.42Y^3 - 1232.7Y^4 + 8560.9Y^5 - 11997Y^6$$

Y：冷減速材容器中心からの距離 (m)

(c) 解析結果

Fig.2.2.5-23～2.2.5-26 に速度分布を示す。壁面近傍の速度分布を見ると、引き出し面上部で流速の遅い領域があるが、これは流路幅が拡大しているためである。また、容器内では循環流が形成されているため、内管壁近傍および底面角部近傍でも流速の遅い領域がみられる。Fig.2.2.5-27～2.2.5-35 に容器内壁面温度分布および液体水素の温度分布を示す。内壁面温度は引き出し面上部および側面上部で高くなっており、最高値は側面上部で 29.75K となっている。各断面での温度

分布をみると、内壁面近傍を除けば概ね23K以下になっている。目標温度の23Kを満足していない領域は内壁面近傍に限定されているため、中性子性能を著しく低下させることはないと考えられる。Fig.2.2.5-36および2.2.5-37に容器外壁面温度分布を示す。最高温度は側面上部で29.92Kとなっている。外壁面温度分布の特徴は内壁面とほとんど変わらないことがわかる。しかし、容器板厚方向に格子が2層程度しかないため、格子を細かくしてさらに検討を行う必要がある。

(4.2)　ポイズン型モデレータの熱流動解析

ポイズン型モデレータ容器の寸法は、Fig.2.2.5-20に示した非結合型モデレータ容器と同じである。容器内に置かれるポイズンの寸法と位置をFig.2.2.5-38に示す。ニュートロニクス解析から寸法と位置が決定され、カドミウムの厚さは1.8mm、縦横の最低寸法は100mm×100mm、位置は容器中心からカドミウム中心までの距離が6mmである。カドミウムを挟むアルミニウム合金の厚さは0.5mmとした。ポイズンが置かれることで非結合型モデレータとは流れ場が異なる。また、ポイズンが容器中心からオフセットされて置かれるため、内部構造を最適化しないと液体水素の温度分布に大きな偏りができることが予想される。そのため、まず基本となるモデルを提案し熱流動解析を行った。

(a) 容器内構造

提案するポイズン型モデレータの容器内構造をFig.2.2.5-39に示す。ポイズンの寸法は110mm×120mmとし、容器底面とポイズンの間に最大で5mm、容器側面とポイズンの間にも最大で5mmとなる隙間が設けてある。内管はポイズンにより2分割され、流路面積の広い方は非結合型モデレータと同様に容器底面から10mmの位置に噴出口が位置している。一方、流路面積が狭い方は容器底面から65mmの位置を噴出口とし、ポイズン表面に流れのよどみが出来ないようにしている。容器内はポイズンにより2分割されるが、今後、容積の小さい方を領域1、容積の大きい方を領域2と呼ぶこととする。

解析モデルをFig.2.2.5-40に示す。解析に用いた格子は、TetraおよびPrisum（高さ：0.35mm、2層）メッシュで作成し、総格子数は、1,129,344（流体：774,645、容器および配管：251,425、ポイズン：103,274）である。配管の長さは容器中心から450mmとし、流れがある程度発達したところで流れが分岐するようにしてある。

(b) 解析条件

物性値

流体の物性値として、1.4MPa、20Kの液体水素の値を使用した。

・密度　　ρ : 72.74kg/m^3
・粘性係数　μ : 14.0 μ Pa・s
・比熱　　Cp : 8977J/(Kg・K)
・熱伝導率　λ : 0.103W/(m・K)

容器および配管は、300K でのアルミニウム合金（A6061）の物性値を使用した。

・密度　　ρ : 2700kg/m^3
・比熱　　Cp : 896J/(Kg・K)
・熱伝導率　λ : 180W/(m・K)

ポイズンはカドミウムとアルミニウム合金からできているが、アルミニウム合金部分は非常に薄いため格子作成が困難である。そのため、ポイズン全体をカドミウムとして考え、150K での物性値を与えて解析を行った。

・密度　　ρ : 8760kg/m^3
・比熱　　Cp : 214J/(Kg・K)
・熱伝導率　λ : 101W/(m・K)

乱流モデル

乱流モデルは、速度場に標準 k-ε 2 方程式モデル、温度場に 0 方程式モデル（乱流プラントル数が一定）をそれぞれ用いた。乱流プラントル数については、非結合型モデレータの熱流動解析と同じく笠木らによって提案された整理式から 0.993 と決定した。

境界条件

境界条件を以下に記す。

・流入境界条件 : 液体水素温度　18K
　　液体水素流速　1.5m/s
　　液体水素流量　0.54L/s
・流出境界条件 : 流出方向の 1 階微分がゼロ
・壁面条件　　: 壁関数

発熱密度

Fig.2.2.5-41 に、1MW 陽子ビーム条件における液体水素および容器の発熱密度分布を示す。解析では、発熱密度を下記の関数で表し、水平方向にはその発熱密度が一様に分布するものとして与えた。この条件で解析モデルでの総発熱量は 1.155kW となる。

$$\text{Heat density of liquid hydrogen} \quad (\text{W / cc})$$
$$= 0.61912 - 5.7744Y + 52.115Y^2 - 349.79Y^3 + 1104.9Y^4 - 1247.2Y^5$$

$$\text{Heat density of aluminum alloy} \quad (\text{W / cc})$$
$$= 1.2047 - 5.1731Y + 75.932Y^2 - 706.83Y^3 - 2320.0Y^4 + 2488.1Y^5$$

Heat density of cadmium (W / cc)

$= 3.7152 - 21.47Y - 146.38Y^2 + 8941.5Y^3 - 26439Y^4 - 1516600Y^5$

Y：冷減速材容器中心からの距離 (m)

(c) 解析結果

解析結果を Fig.2.2.5-42～Fig.2.2.5-65 に示す。内壁面近傍での速度分布をみると、領域 2 に較べ領域 1 の方が流速の遅い領域が広い。これはポイズンにより容器から流出配管への流路が狭められているためだと考えられる。このため、領域 2 に較べ領域 1 の内壁面温度が高くなっている。なお、内壁面最高温度は 29.96K であり、非結合型モデレータと同程度となっている。X=0 の断面速度分布から、領域 2 で噴出した流体は容器底面とポイズンの隙間を通過して領域 1 に流れていることがわかる。隙間を通過する流量は噴出した流量の約 36%である。上部から領域 1 に噴出する流量と合計すると、全流量の約 43%が領域 1 に流れていることになり、十分な流量が供給されていることがわかる。容器底面とポイズンの間隔を狭くすると領域 1 に供給される流量が減り、内壁面温度が上昇すると考えられる。領域 1 では上部から流体を噴出させているが、今回の解析だけでははっきりした効果はわからない。今後、上部からの噴出口を廃止したモデルや、噴出口の高さをパラメータにした解析を行うことで最適する必要がある。各断面での温度分布をみると、領域 1 と 2 の温度差は少なく、内壁面近傍を除けば概ね 23K 以下になっていることが確認できる。目標温度の 23K を満足していない領域は内壁面近傍に限定されているため、中性子性能を著しく低下させることはないと考えられる。Fig.2.2.5-61 に示したポイズンの温度分布から、モデレータ容器と接する角部で温度が高いことがわかる。容器外壁面の温度分布は内壁面の温度分布と同じ傾向を示しており、内壁面で温度が高かった領域 1 側の外壁面の温度が高くなっている。本解析では固体部分（容器、配管、ポイズン）に対する格子数が少ないため、より細かい格子を使って解析をし、解の格子依存性について調べる必要がある。

(5) 冷減速材容器底面の熱伝達特性[13]

液体水素よりアルミニウム合金の発熱密度が大きいために、冷減速材容器内の液体水素温度分布は容器表面の熱伝達によっても影響を受ける。また、この局所的な熱伝達率は、壁面近傍の局所の流速分布に直接影響を及ぼす。そこで、衝突噴流及びその随伴流が混在する流れ場における熱伝達率の解析値を検証するために、円筒型容器モデル底面の熱伝達率を実験的に調べた。

(5.1) 実験及び解析条件

(a) 実験装置及び試験体

実験装置は、これまで水流動実験に用いた減速材基礎流動実験装置の水ループを使用し、Fig.2.2.5-66 に示した試験体を接続した。試験体は円筒型冷減速材容器を模擬した形状で、内径 140mm、高さ 100mm のアクリル製の容器と、内径 25mm の入口管から成り、熱伝達特性への影響を調べるために入口管と容器底面との距離を変えることができる。この試験体の底面に、幅

20mm、長さ90mm、厚さ0.5mmのインコネルの直接通電のヒータを設置し、図のように21本のシース熱電対（K型、φ0.5mm）を配置した。

(b) 実験及び解析条件

実験は、入口管と容器底面との距離（入口管高さ）及び噴流流速をパラメータにして実施した。

- 入口管高さ　：5、10、30mm
- 噴流流速　：1〜3m/s
- 噴流Re数　：2.8×10^4〜8.4×10^4
- ヒータ出力　：最大約180kW/m^2

読み取った熱電対の温度はヒータの裏面にあたるため、水と接する表面の温度を求めるために、以下の熱伝導式でヒータの裏表の温度差を求め、表面温度に換算した。

$$\Delta T = \frac{Q}{A}\cdot\frac{l}{2\lambda} \qquad (2.2.5.11)$$

ここで、ΔT：ヒータの裏表の温度差（$T_{hout}-T_{hin}$）

T_{hout}：ヒータ裏の温度

T_{hin}：ヒータ表面の温度

Q：ヒータ出力(W)

A：ヒータ面積（幅×長さ）(m^2)

l：ヒータ厚さ(m)

λ：インコネルの熱伝導率(W/mK)

熱伝達率hは、

$$h = \frac{Q}{A\cdot(T_{hin}-T_b)} \qquad (2.2.5.12)$$

で与えられ、ここでT_bはバルクの水温で、容器出入口の温度差がほとんどないことから容器出入口平均温度を与えた。

解析条件は実験と同条件とし、これまでと同様に、境界条件に壁関数、乱流モデルに標準k-εモデルを用いて解析を行った。熱伝達率の計算は実験と同様に(2.2.5.12)式を用いて、底面の温度解析値から求めた。

(5.2) 実験及び解析結果

Fig.2.2.5-67に入口管高さが10mmのとき、噴流流速を1、2、3m/sと変えたときの熱伝達率と容器の中心軸を0とした距離rとの関係を示す。噴流流速がいずれの場合も、熱伝達率の実験値は解析値より高い値を示している。また、実験値、解析値ともに噴流流速が高いほど高い熱伝達

率を示した。実験結果では r=15mm、30mm の周辺で２つのピークを持ち、噴流流速が低くなるほど２つのピークの高さは低くなることが分かる。これらの２つのピークに関しては、容器で限定されない空間における自由衝突噴流の実験例がいくつか報告されている [14] [15] [16] [17]。解析結果ではこの２番目のピークがほとんど見ることができない。これは、乱流モデルに標準 k-ε モデルを用い、壁面境界で壁関数を適用しているためで、この壁関数では衝突噴流のような強いせん断流を正確に予測することが困難といわれている[18] 。

Fig.2.2.5-68 に噴流流速が 3m/s のとき、入口管高さを 5、10、30m/s と変えたときの熱伝達率と容器の中心軸を 0 とした距離 r との関係を示す。Fig.2.2.5-67 と同様に、熱伝達率の実験値は解析値より高い値を示している。また、実験値、解析値ともに入口管高さが低いほど高い熱伝達率を示した。Fig.2.2.5-67 の実験結果で見られた r=15mm、30mm の周辺での２つのピークは、入口管高さが高いほど高いピークを示している。解析結果は、Fig.2.2.6-67 と同様に２番目のピークがほとんど見ることができない。

Fig.2.2.5-69 は、半径方向に分布している熱伝達率を平均し、Fig.2.2.5-67 と Fig.2.2.5-68 の結果をまとめ、入口管高さを 5、10、30m/s と変えたときの平均熱伝達率と噴流流速の関係を示したものである。この図から噴流流速が増加するほど、また流入管高さが低いほど熱伝達率が増加することが分かる。ただし、流入管高さを 5mm 以下に設定することはコストに影響するため、組み立て上の精度管理の観点からも、10mm とした方が望ましいと考える。これは、扁平型冷減速材容器の熱流動特性で妥当な流入管高さとして設定した 10mm と一致する。

実験結果と標準 k-ε モデルを用いた解析結果を比較すると、実験値の方が解析値より約２倍以上高い。これは、解析結果は容器温度や容器壁周辺の液体水素温度を保守的に評価していることを示している。しかし、液体水素のループを構成する水素循環システム及び冷凍機等を合理化するためには、裕度を抑えた設計が必要である。このため、現在の解析結果よりも温度分布をより正確に予測する必要があり、解析モデルを最適化して非線形型乱流モデルなどの他の乱流モデルを用いた解析を実施する予定である。また、実験条件からの要因として、ヒータとして設置したインコネル板が矩形であるため、ヒータ部から周囲へ熱移動によって計測点温度が低下したことが考えられる。そこで、この熱移動を抑制するように容器底面全体を加熱するような試験体を製作して、実験を行う計画である。

(6) 今後の検討事項

現在、冷減速材容器の板厚を可能な限り薄くすることを検討している。この板厚が大幅に減少できれば、容器の発熱量が減少して水素温度上昇の軽減につながり、熱流動の観点における中性子性能の低下を抑制できる。また、液体水素を循環するための水素循環システムの熱負荷を低減することができ、コストや制御性に優位なシステム設計が可能となる。この板厚の減少を中心にした容器形状の変更が実施されれば、直ちに熱流動解析を実施して、流動、温度等に関して詳細評価を行う必要がある。ただし、冷減速材容器の板厚を薄くすることで、機械強度設計について十分な検討、吟味が必要である。特に、この液体水素のループは高圧ガス保安法の適用を受けるため、これに対応するための準備や検討も必要となる。

円筒型冷減速材容器については、流動実験の際に明確な流速分布が得られなかったので、アク

リル製の実験モデルを改良し、噴流の衝突した領域、その後の底面近傍などの流動を可視化する予定である。また、円筒型冷減速材容器の底面における熱伝達特性を実験的に把握するために、アクリル製の実験モデルの底面に矩形のインコネル板ヒータを設置して予備実験を行ったが、周囲への熱移動による測定精度の低下が懸念された。そこで、この熱移動を抑制するように容器底面全体を加熱するような試験体を製作して、実験を実施する予定である。

一方、流動解析においては、乱流モデルが流速分布及び温度分布に大きく影響するので、これまで主に使用してきた高レイノルズ数型の標準k-εモデルの他に、同じ高レイノルズ数型のRNG k-εモデル、低レイノルズ数型k-εモデルや非線形乱流モデルを用いた解析を行う予定である。このうち、高レイノルズ数型の乱流モデルでは壁面近傍の計算で壁関数を用いており、低レイノルズ数型乱流モデルはkとεについての輸送方程式を壁に近い領域を含む全領域で解くものである。円筒型冷減速材容器底面の熱伝達特性で、実験値と解析値との差がこの壁関数の影響によるものと考えられるので、低レイノルズ数型乱流モデルの使用によって解析精度の一層の向上が期待される。ただし、低レイノルズ数型乱流モデルや非線形モデルを使用する際には、解析精度の向上と収束性を促すために壁近傍のメッシュを適当に細分化しなければならず、解析モデルを再検討する必要がある。また、これまで解析で用いていた水素の物性値は、20Kの飽和状態の液体水素物性値を使用したが、実際温度依存性をもっているため、解析条件にこれを考慮する必要があり、現在準備を進めている。アルミ合金の物性値についても同様に、低温データの調査を進めている。

参考文献

[1] Watanabe, N., et al.：JAERI-Tech 200-031, “核破砕中性子源工学概論”

[2] Aso, T., et al.：Proc. 14th Meeting of Int. Collaboration on Advanced Neutron Source (ICANS-XIV), Utica, p.804 (1998).

[3] 麻生智一，他３名：“核破砕中性子源用冷減速材容器の設計開発　流動分布の測定及び熱流動解析評価”，日本原子力学会誌, Vol.43, No.11, pp.1149-1158(2001).

[4] 麻生智一，他３名：JAERI-Tech 99-014, 冷減速材内流動特性の研究　第１報　流動パターンの測定と流動解析”.

[5] Computational Fluid Dynamics Software STAR-CD, Version 3.10, User Guide, Computational Dynamics Limited(1999).

[6] J. W. Baughn, et al.：Trans. ASME, Vol.111, p.1096-1098 (1989).

[7] 日本機械学会，“技術資料　流体の熱物性値集”(1983).

[8] 勅使河原誠：private communication.

[9] 麻生智一，他２名：“円筒型冷減速材容器設計のための衝突噴流実験及び解析”，可視化情報, Vol.22, Suppl., No.1(2002).

[10] 勅使河原誠：private communication.

[11] Myong, H.K., et. al. : Numerical prediction of turbulent pipe flow heat transfer forvarious Prandtl number fluids with the improved k- ε turbulence model, JSME Int.J., Ser. Ⅱ,32, pp.613-622 (1989).

[12] Heyerichs, K. and Pollard, A. : Heat transfer in separated and impinging turbulent flows, Int. J. Heat Mass Transfer,39, pp.2385-2400 (1996)

[13] 麻生智一, 他２名："円筒型結合型冷減速材容器の流動実験及び解析", 日本原子力学会 2002 年秋の大会要旨集, D14.

[14] J. W. Baughn, et al., :Journal of Heat Transfer, Vol.111, pp 1096-1098(1989).

[15] D. Lytle, et al., : Int. J. Heat Mass Transfer, Vol.37 No.12, pp 1687-1697(1994).

[16] D.W. Colucci, et al., : Experimental Thermal and Fluid Science 1996, pp 71-80(1996).

[17] M. Behnia, et al., : Int. J. Heat Mass Transfer, Vol.41 No.12, pp 1845-1855(1998).

[18] 功刀資彰、他："狭あい流路内における平面乱流衝突噴流熱伝達の数値解析"、日本機械学会論文集(B 編)、No.93-1589(1994).

Table 2.2.5-1 Parameters of PIV measurement

Direction of flow	parallel with a light sheet surface
Maximum velocity	3～4 m/s
Measurement volume	123.8×125.0×3.0 mm^3
Interrogation region	2.0×2.0 mm
Measurement distance	about 0.8 m
Record method	2 frames／single exposure
Camera	full frame interline CCD
Lens	f=60mm $f_{\#}$=4.0
Illuminant	Nd:YAG laser 15mJ/pulse
Pulse interval	About 100 μ s
Tracer	Vinylidene chloride/acrylonitrile particle (average 10 μ m)

Table 2.2.5-2 Values Assigned to coefficients and constants of standard k-ε turbulence model

C_μ	σ_k	σ_ε	$C_{\varepsilon 1}$	$C_{\varepsilon 2}$	κ	E
0.09	1.0	1.22	1.44	1.92	0.42	9.0

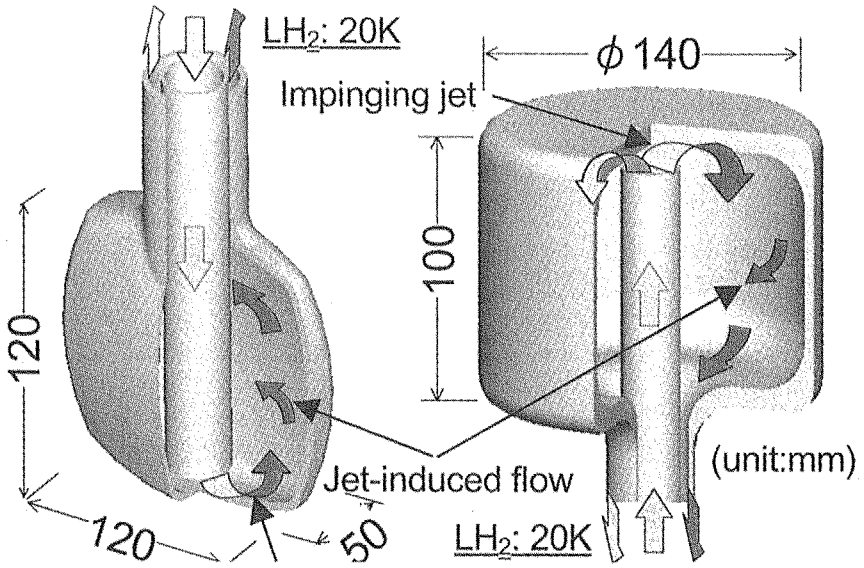


Fig.2.2.5-1 Flat and cylindrical type moderator vessels

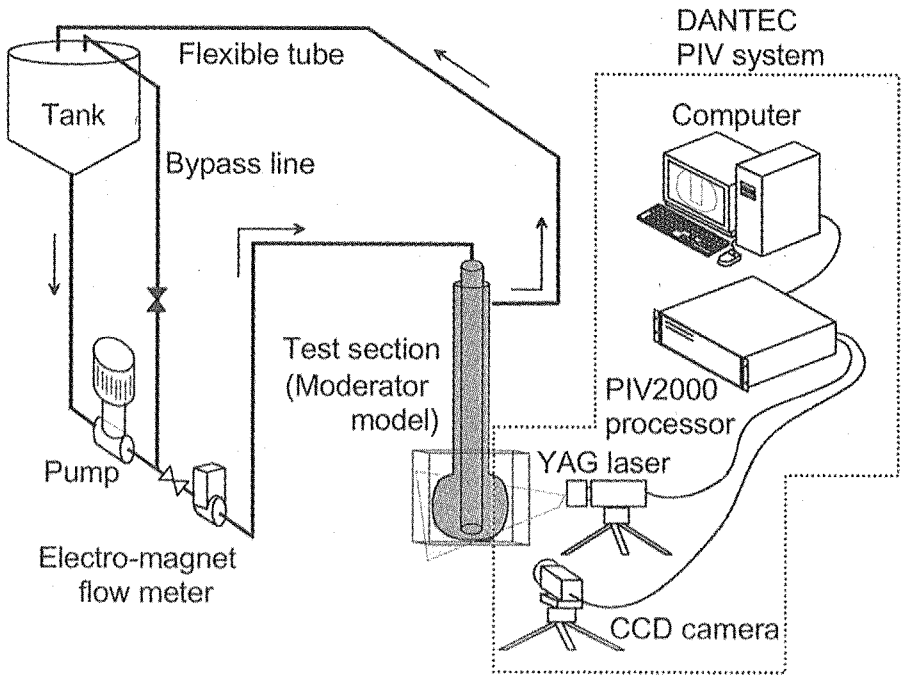


Fig.2.2.5-2 Experimental apparatus for flow field measurement

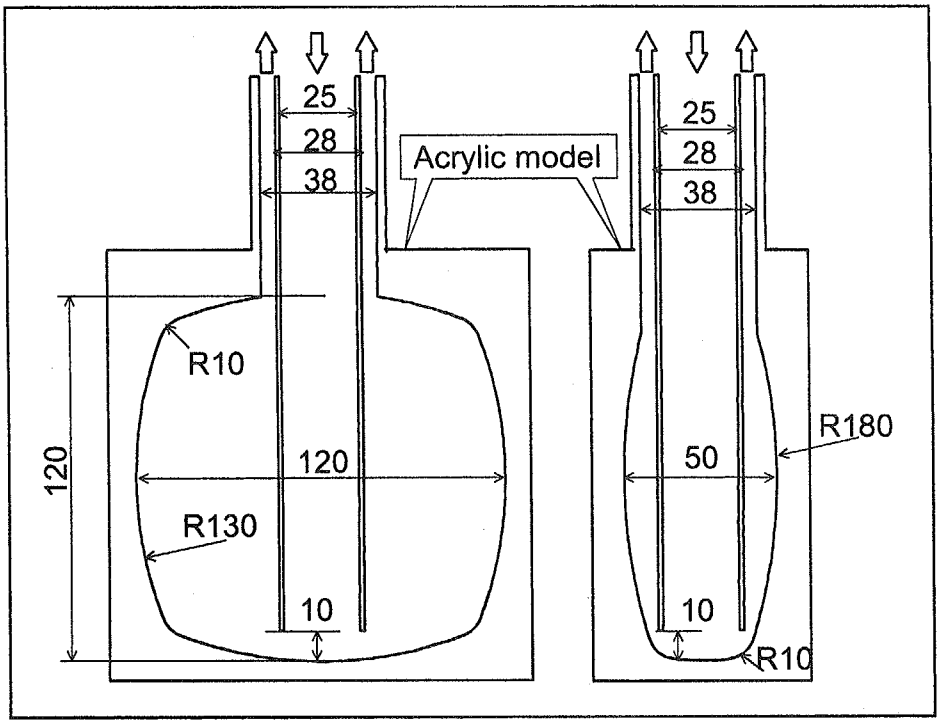


Fig.2.2.5-3 Experimental model of simulated flat type cold moderator vessel

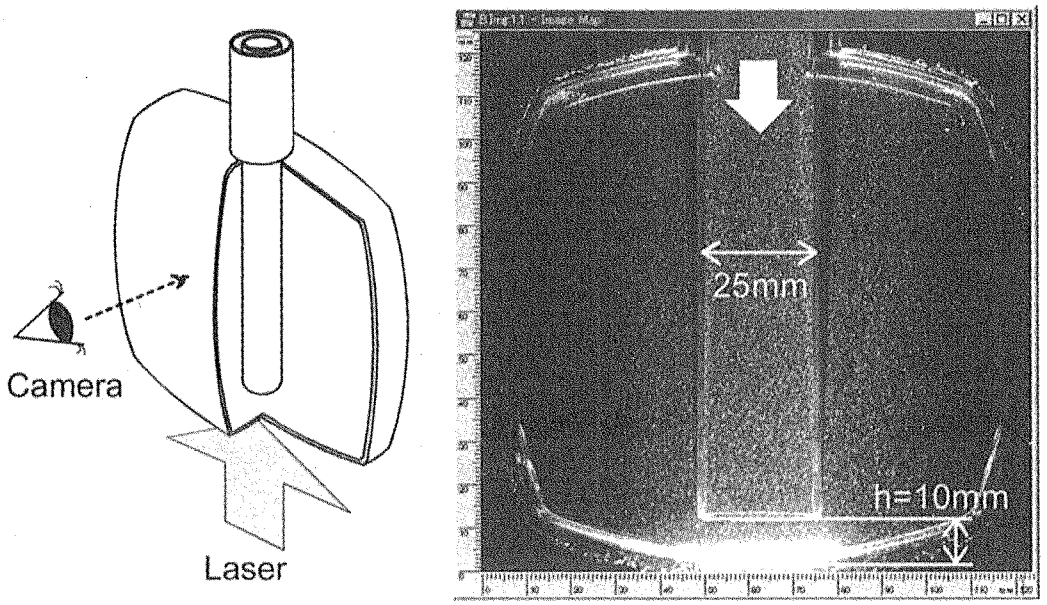


Fig.2.2.5-4 Particle image obtained by PIV

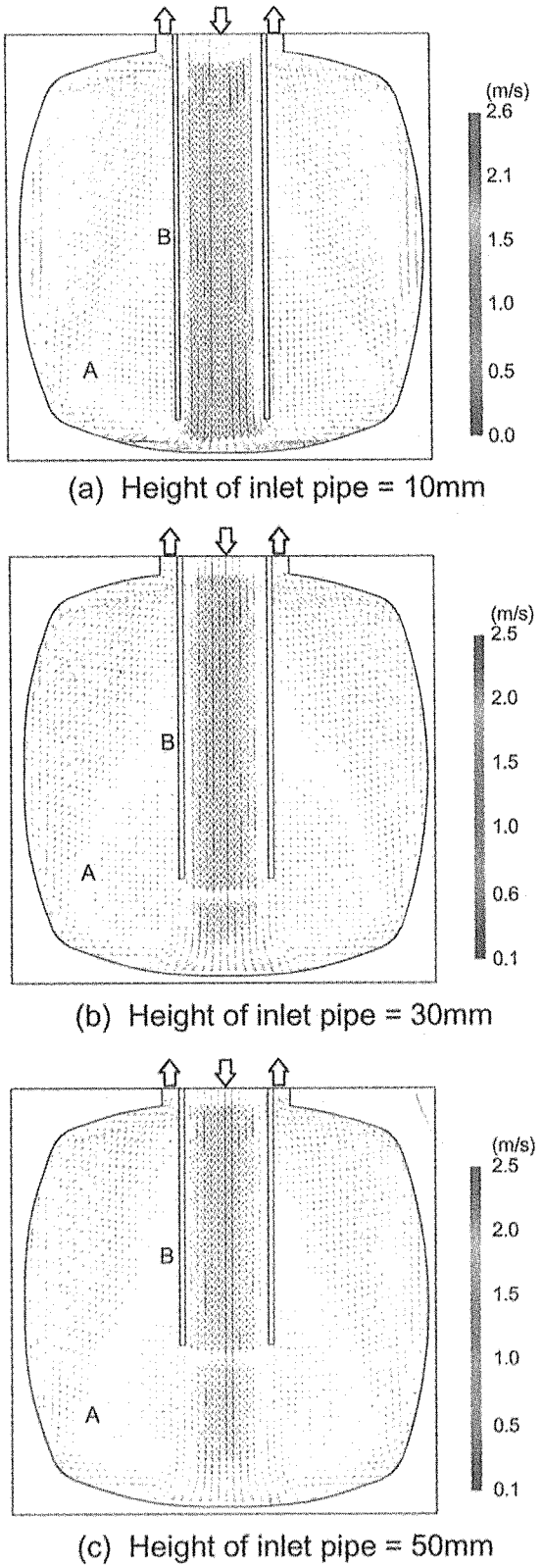


Fig.2.2.5-5 Experimental results of velocity distributions under water impinging jet flow of 2.5m/s

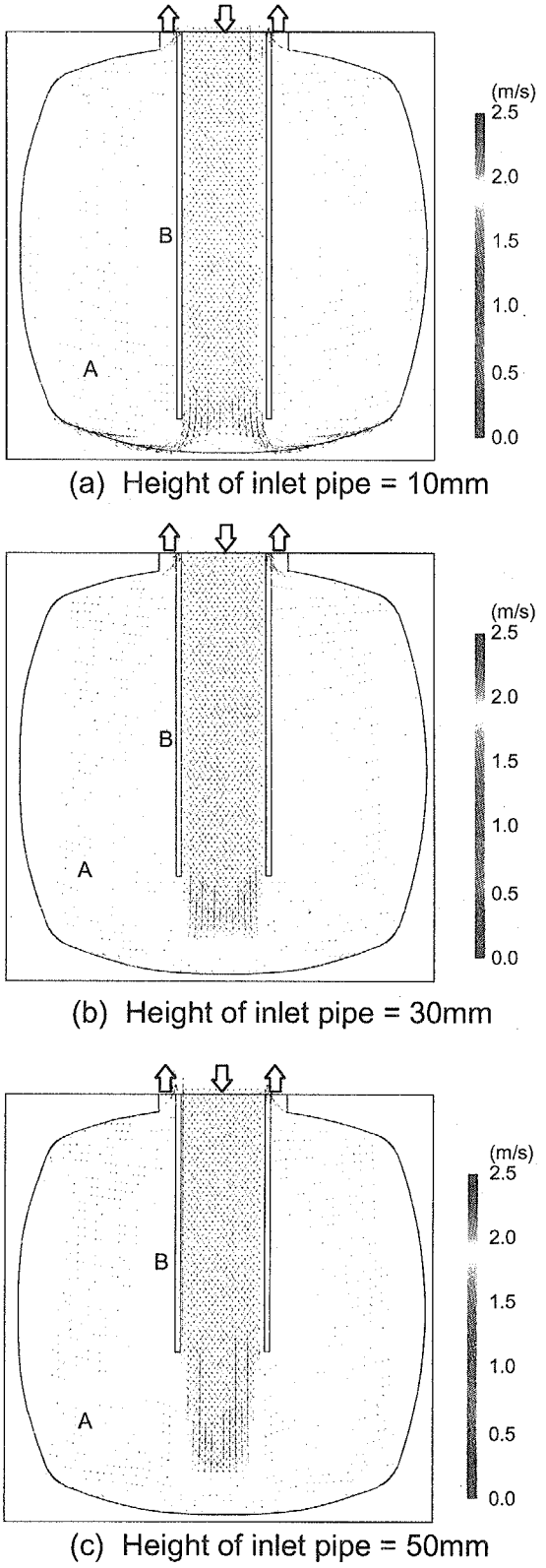
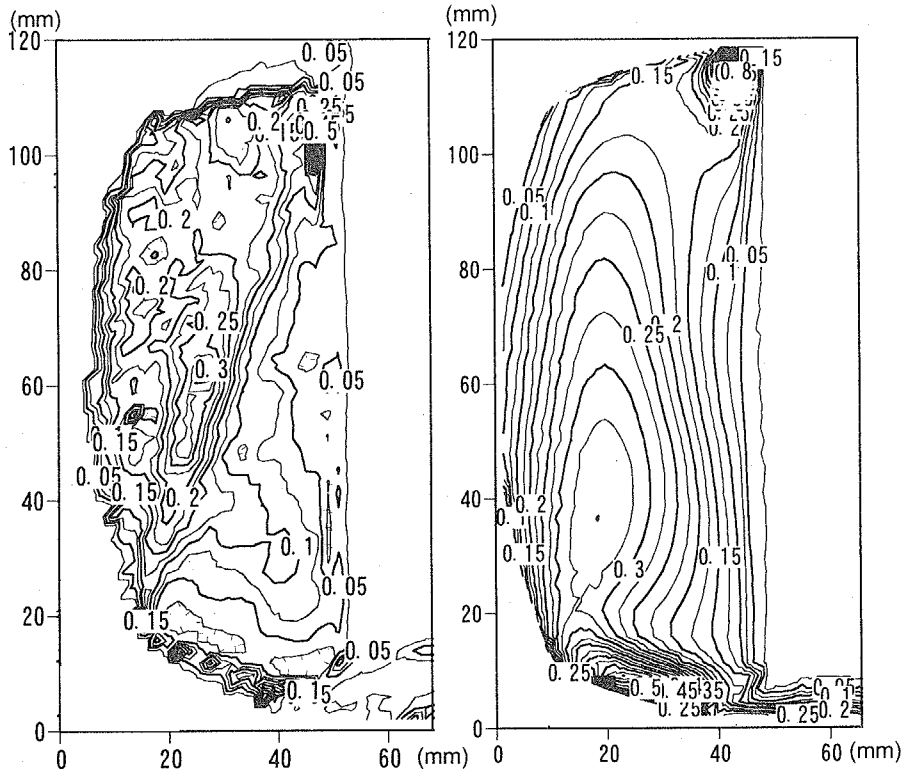


Fig.2.2.5-6 Analytical results of velocity distributions under water impinging jet flow of 2.5m/s



(a) Experimental result

(b) Analytical result

Fig.2.2.5-7 Distributions of turbulence energy at 10mm of inlet pipe height

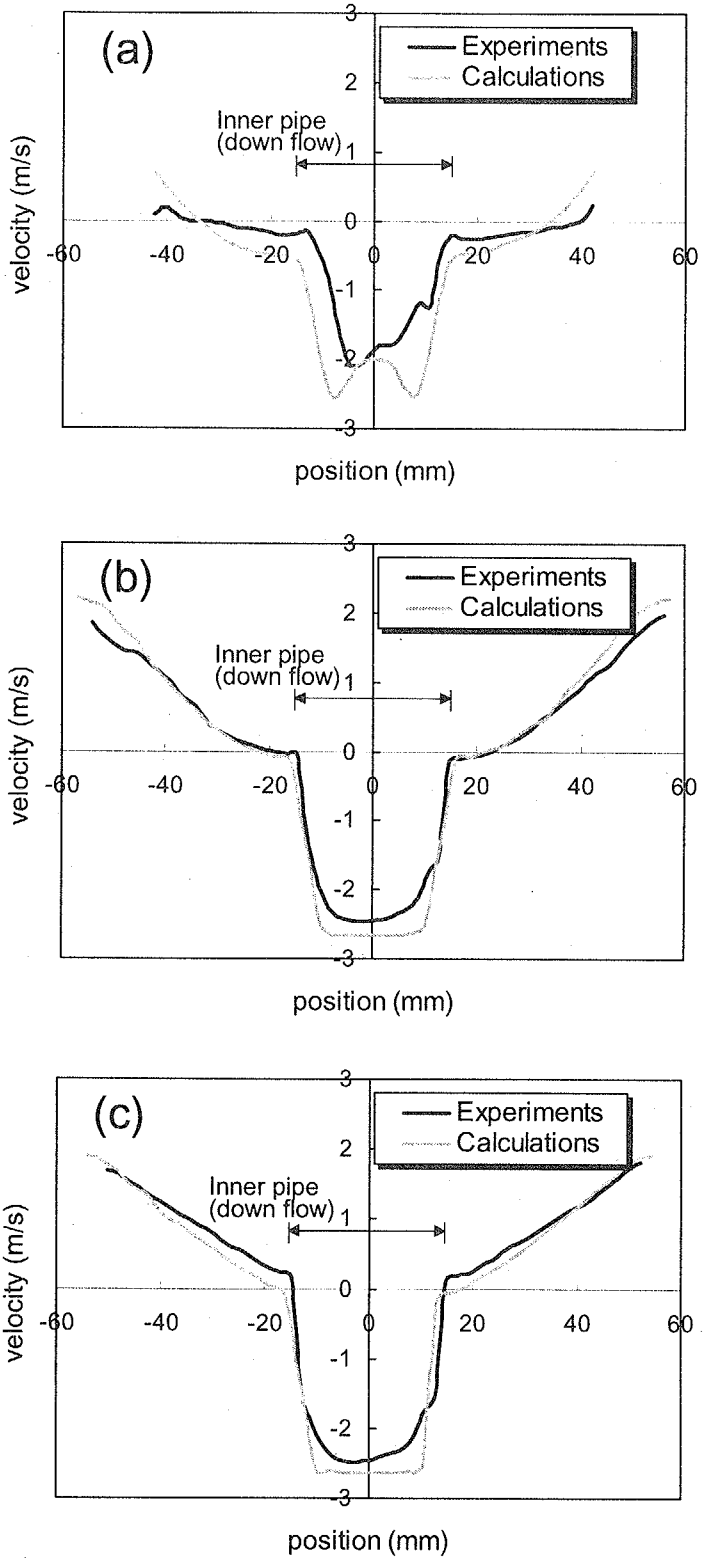


Fig.2.2.5-8 Comparison of experimental and analytical velocity distributions at (a)10mm, (b)60mm, (c) 90mm in height from bottom

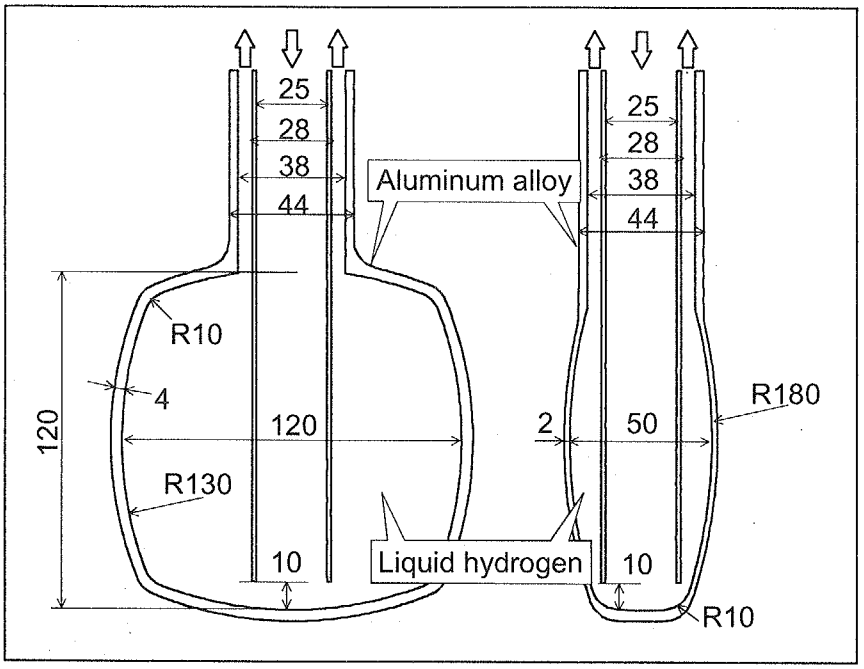


Fig.2.2.5-9 Flat type moderator model for thermal-hydraulic analysis

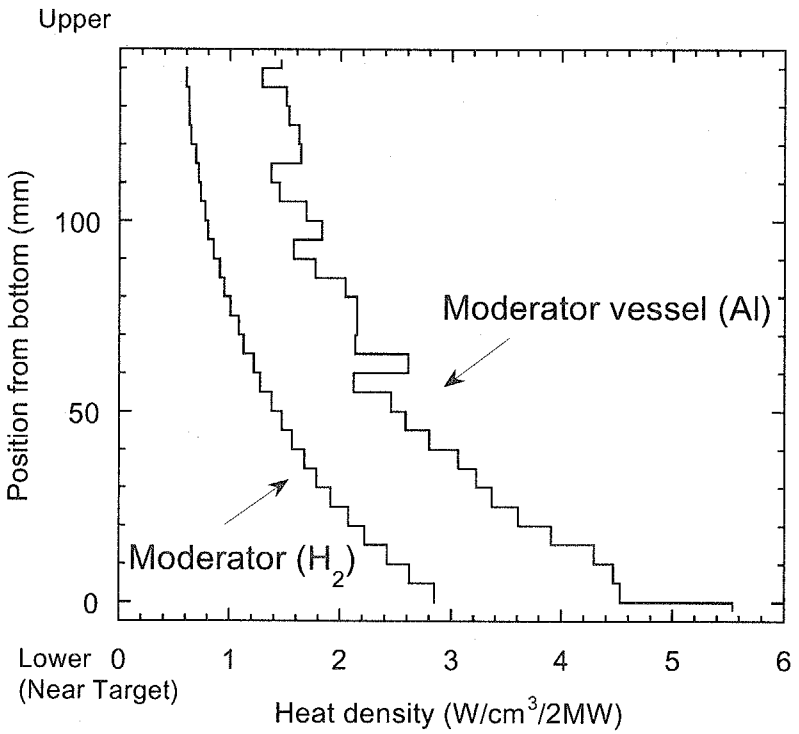
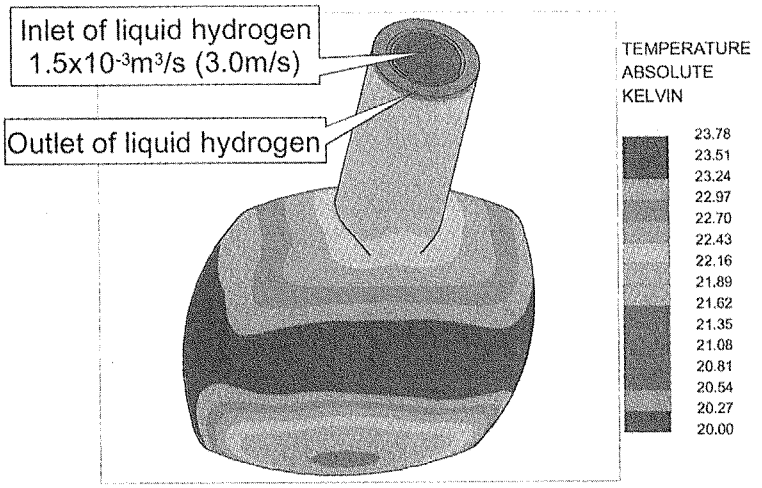
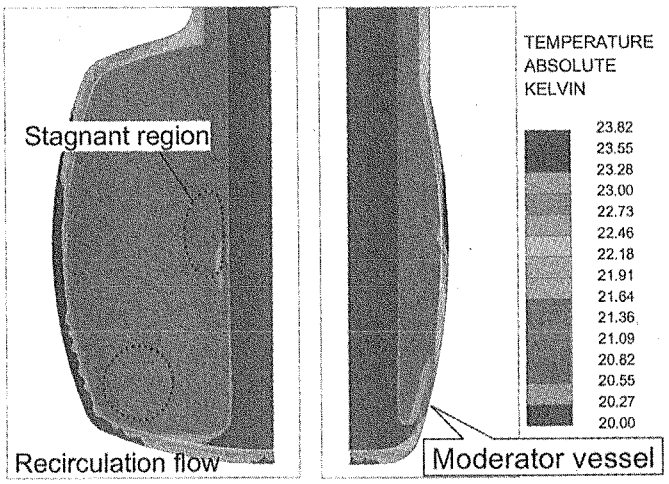


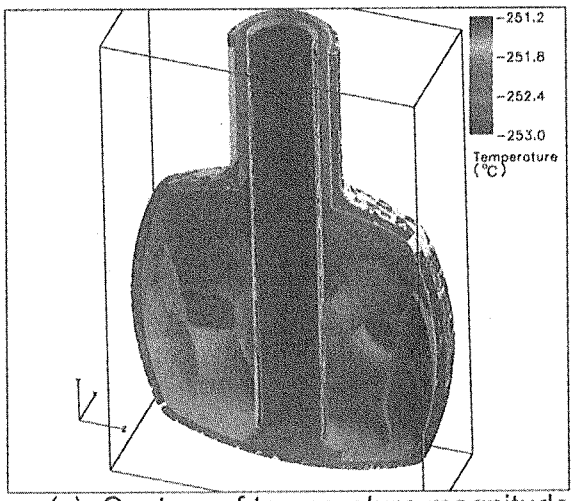
Fig.2.2.5-10 Heat density distribution in cold moderator under 2MW proton beam operation



(a) Near wall view of liquid hydrogen



(b) Front and side view in the vessel



(c) Contour of temperature magnitude

Fig.2.2.5-11 Analytical results of velocity distributions in flat type moderator vessel

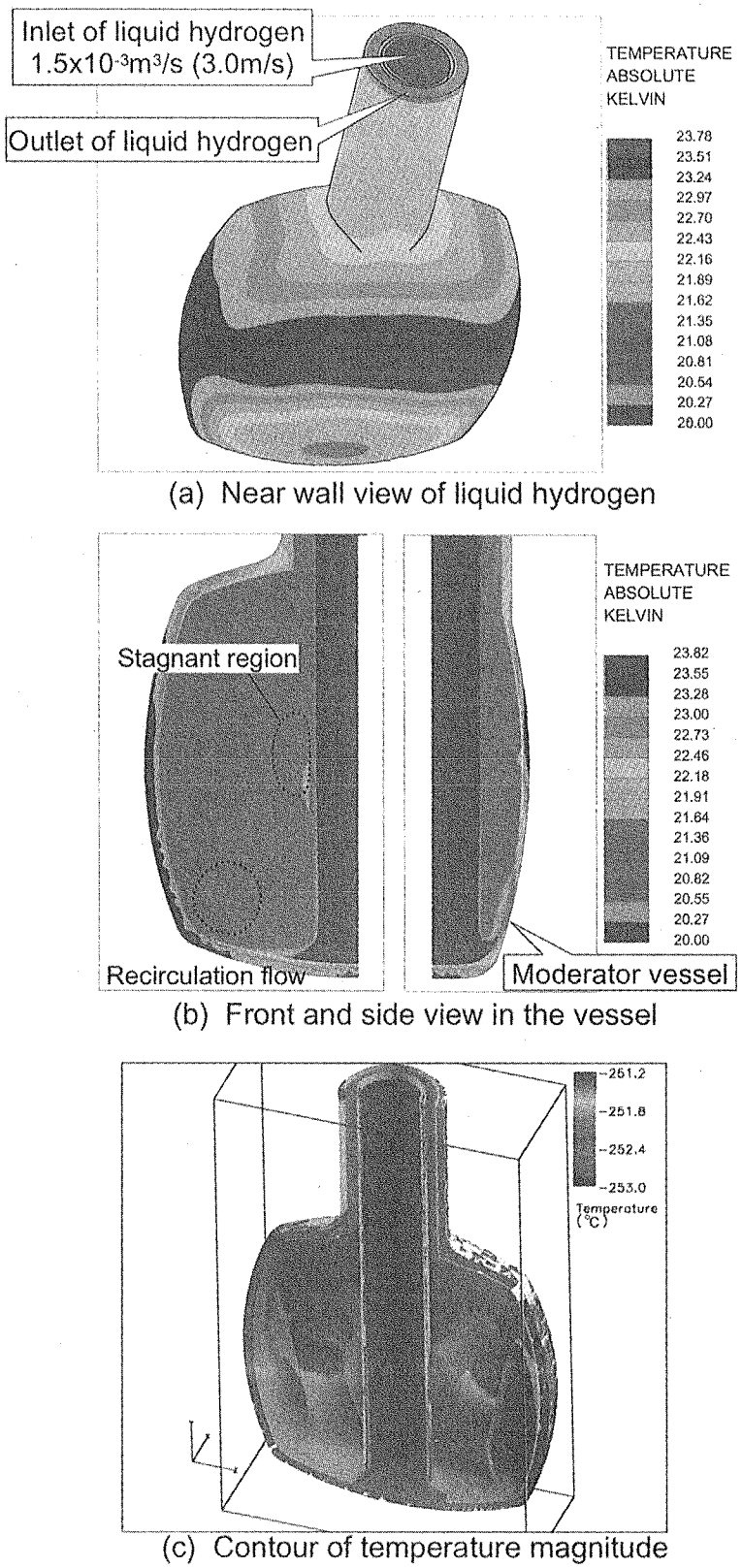


Fig.2.2.5-12 Analytical results of temperature distributions in flat type moderator vessel

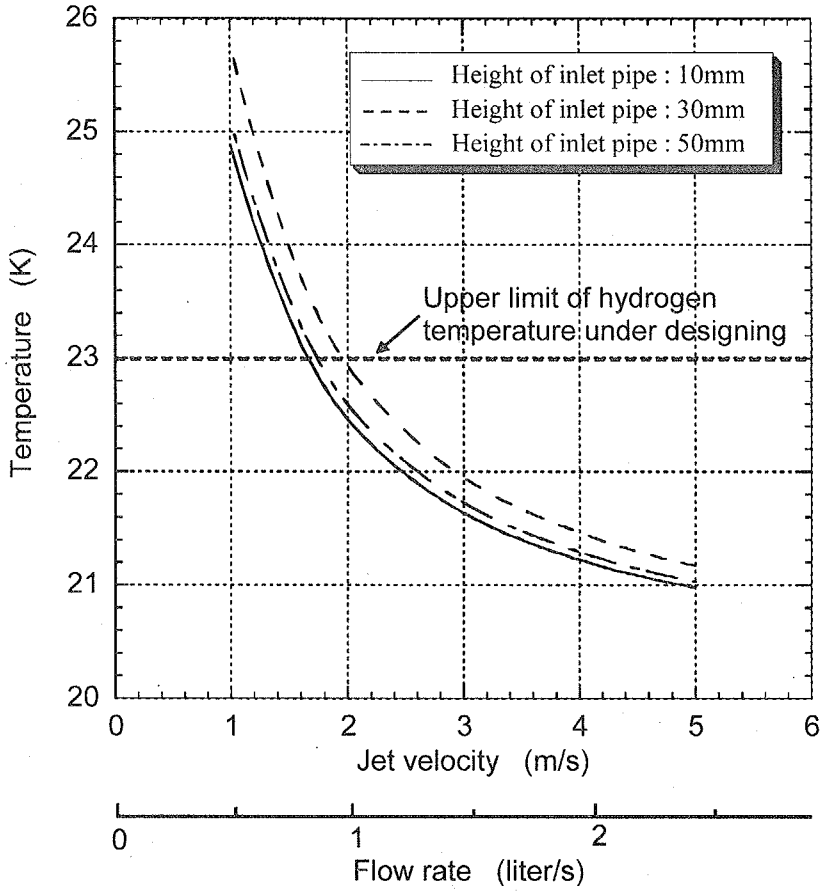


Fig.2.2.5-13 Relationship between flow rate and maximum hydrogen temperature in stagnant region

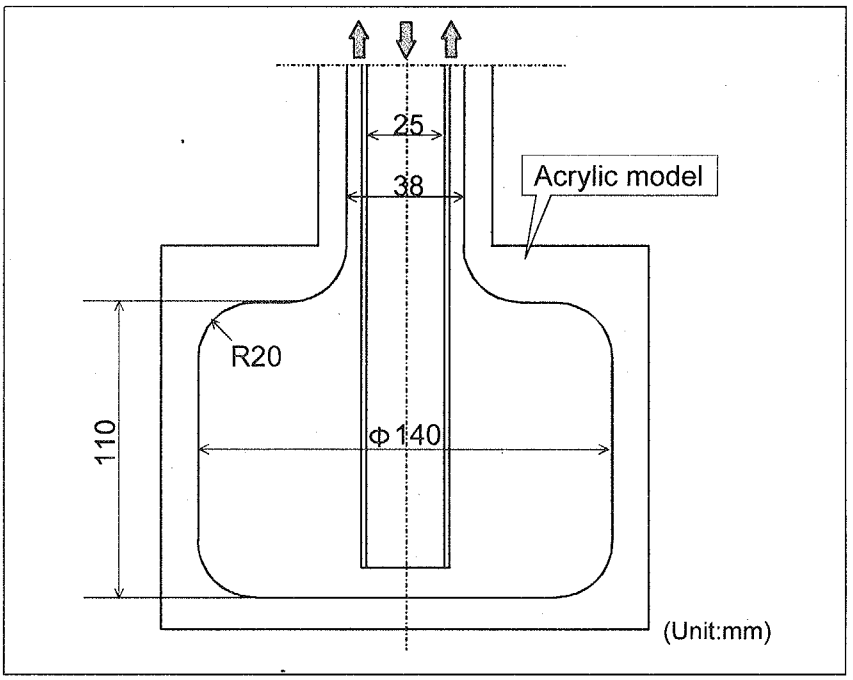
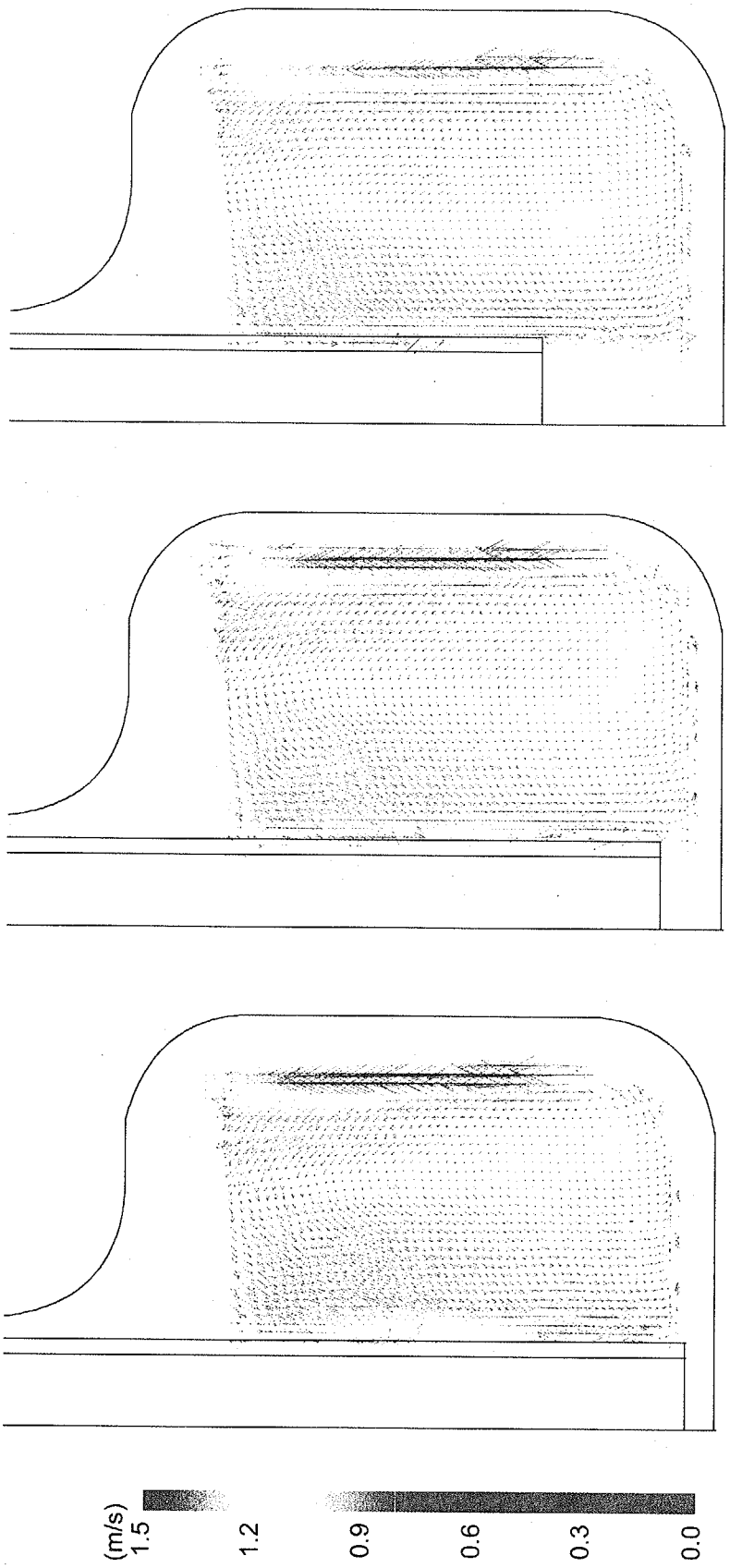


Fig.2.2.5-14 Experimental model of simulated cylindrical type cold moderator vessel

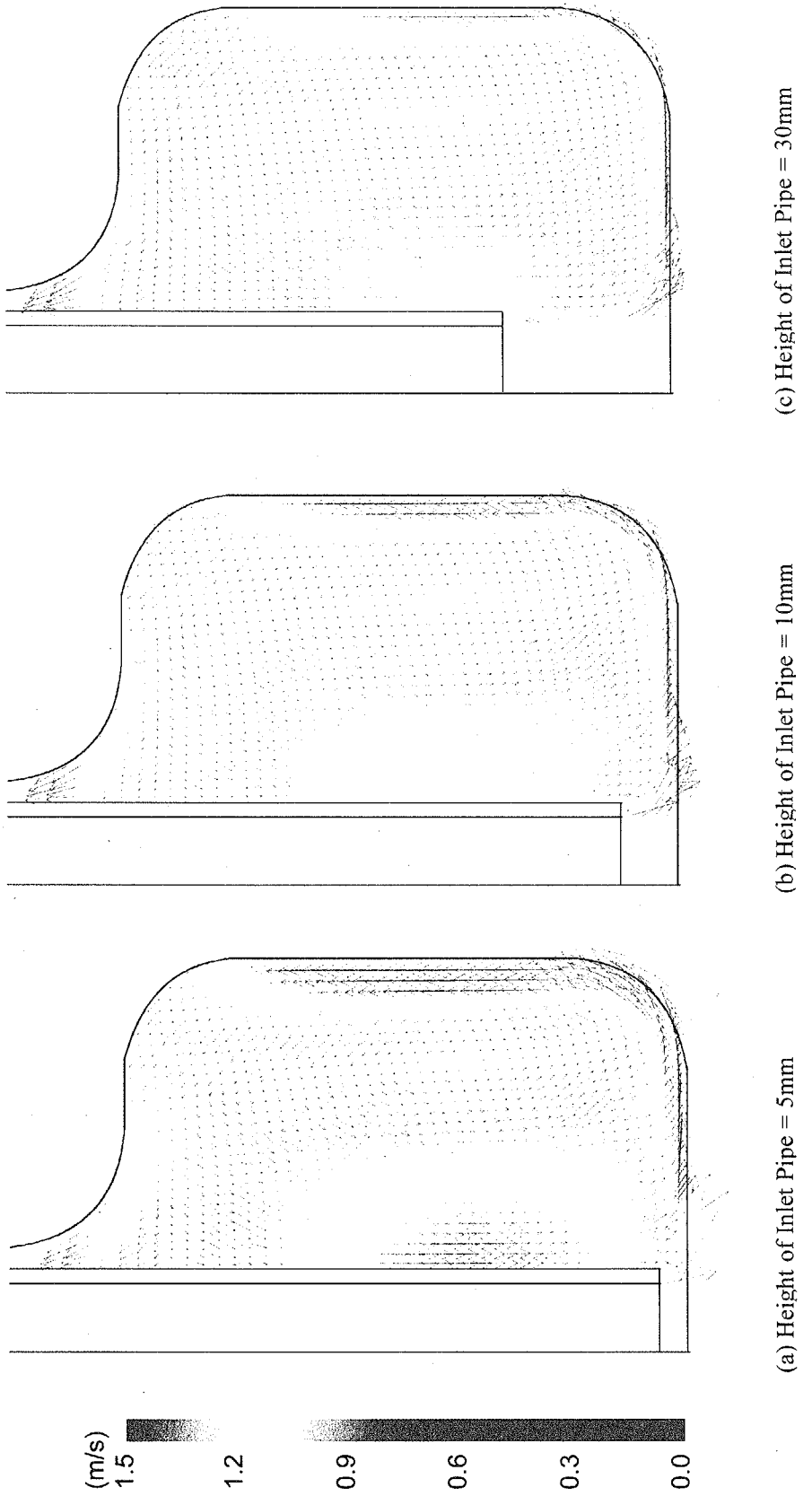


(a) Height of inlet pipe = 5mm

(b) Height of inlet pipe = 10mm

(c) Height of inlet pipe = 30mm

Fig.2.2.5-15 Experimental results of velocity distributions under water impinging jet flow of 3m/s



(a) Height of Inlet Pipe = 5mm (b) Height of Inlet Pipe = 10mm (c) Height of Inlet Pipe = 30mm

Fig.2.2.5-16 Analytical results of velocity distributions under water impinging jet flow of 3m/s

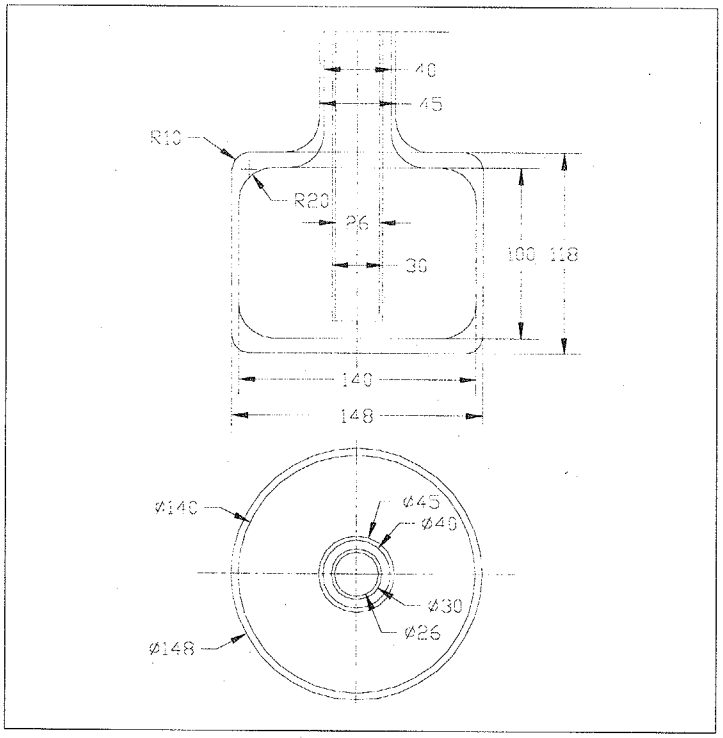


Fig.2.2.5-17 Cylindrical type moderator model for thermal-hydraulic analysis

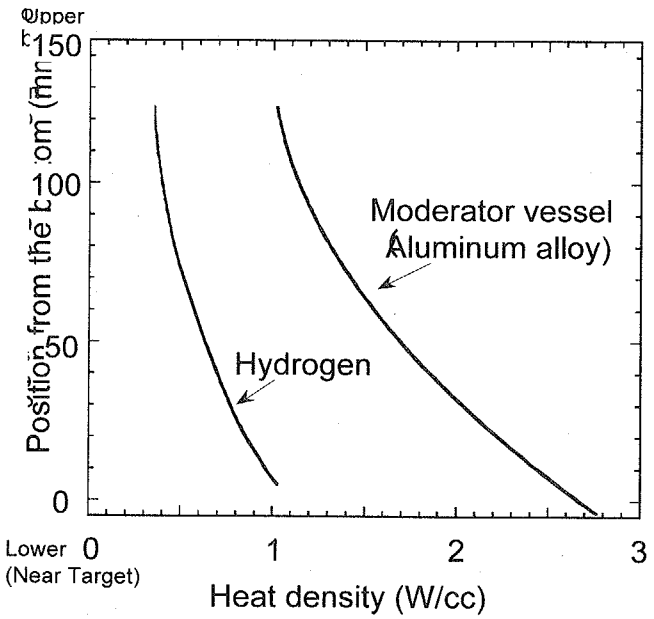


Fig.2.2.5-18 Heat density distribution in cold moderator under 1MW proton beam operation

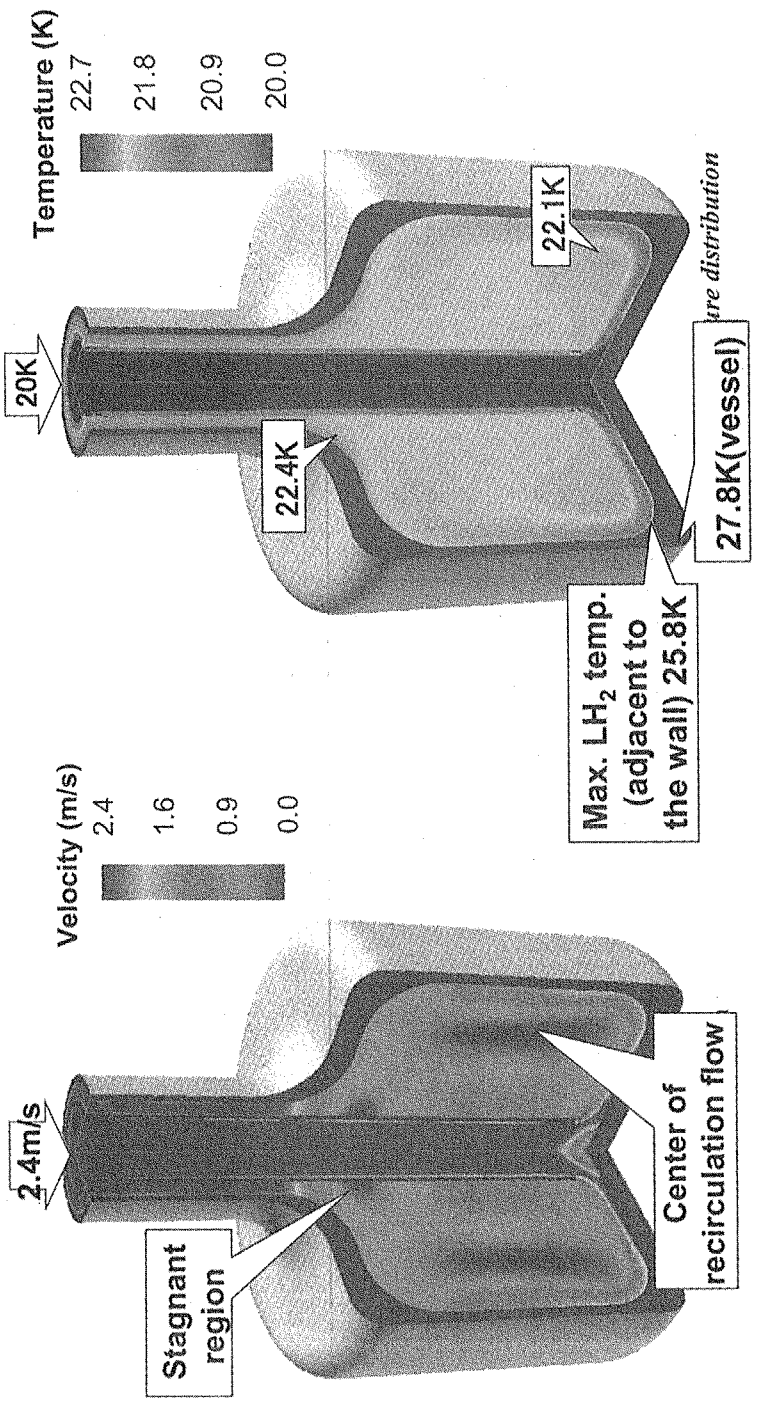


Fig.2.2.5-19 Velocity and temperature distributions in cylindrical type moderator

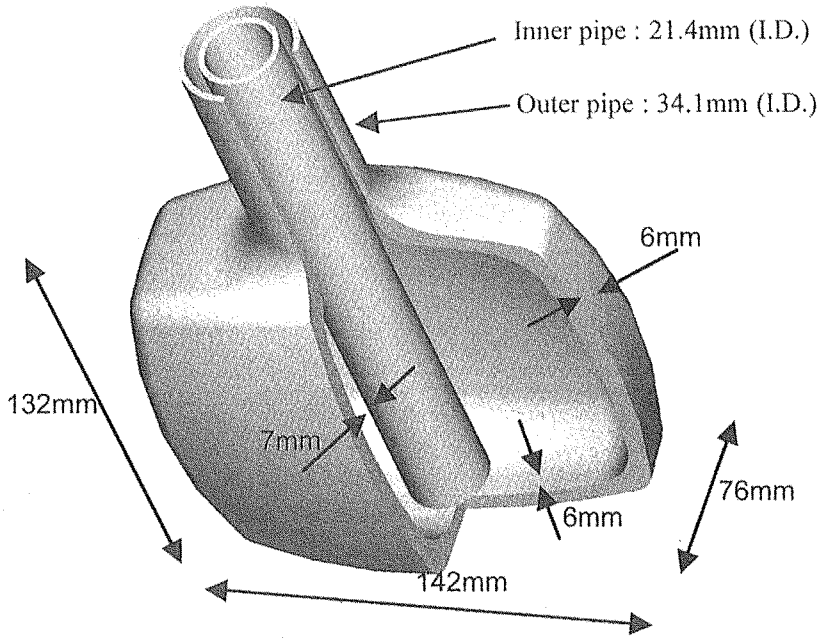


Fig.2.2.5-20 Concept of decoupled moderator

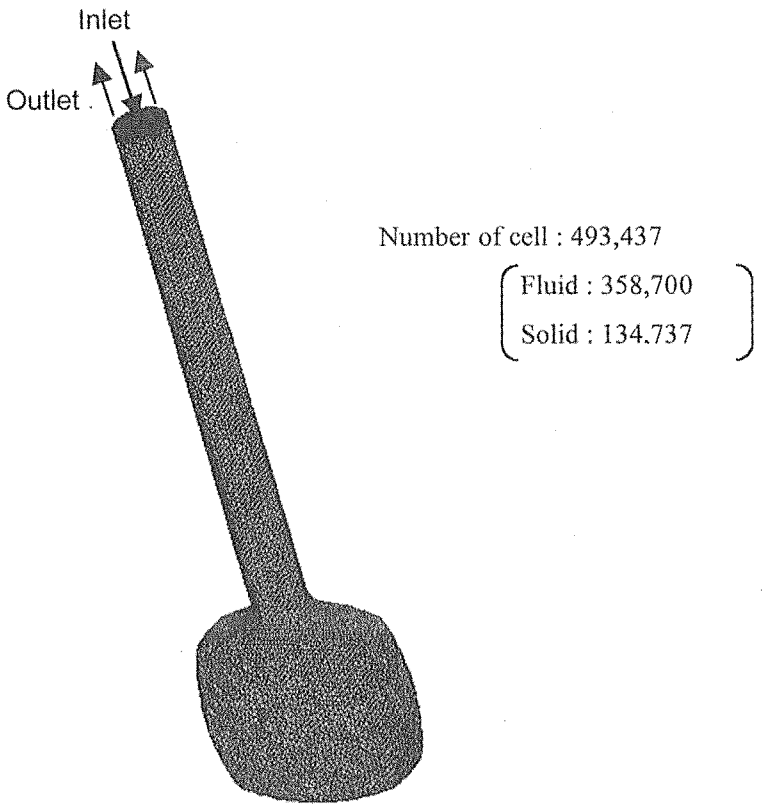


Fig.2.2.5-21 Analytical model of decoupled moderator

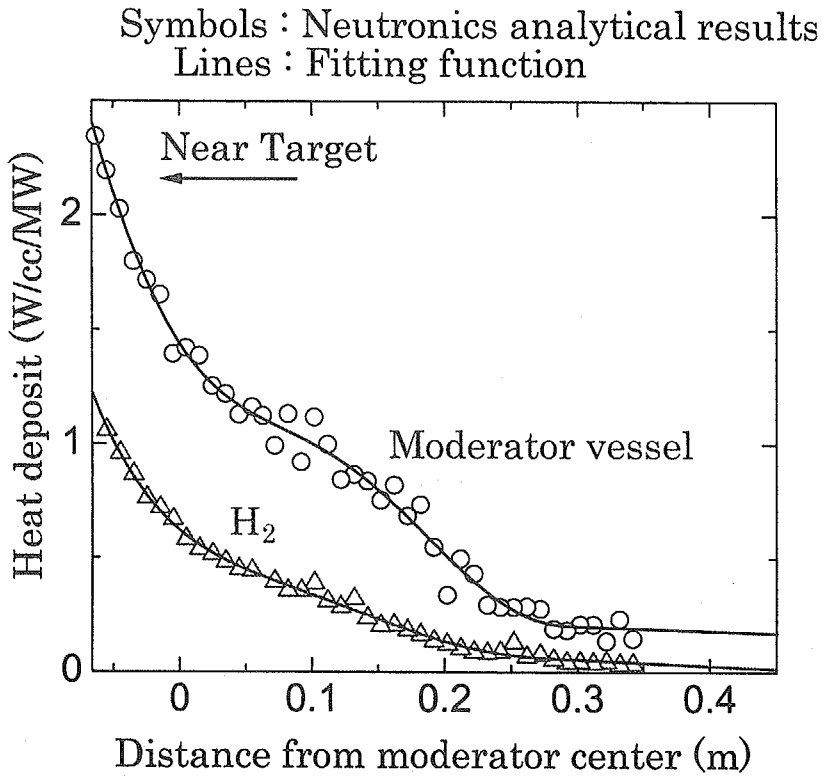


Fig.2.2.5-22 Heat deposit in decupled moderator

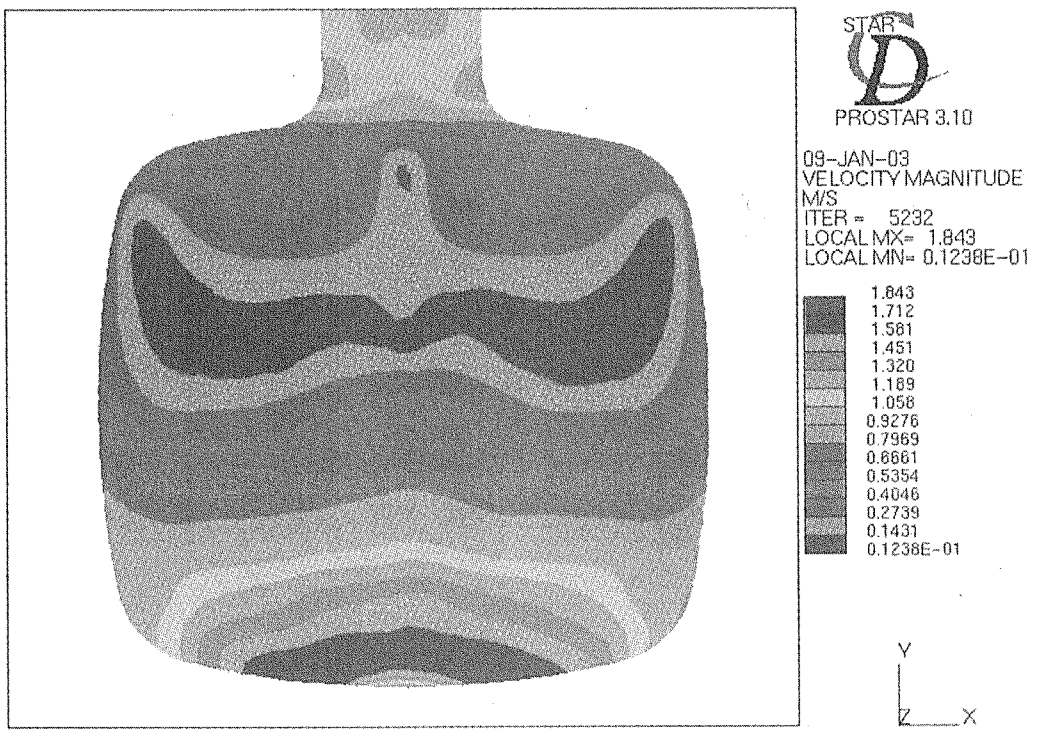


Fig.2.2.5-23 Velocity distribution near inner surface

(Decoupled moderator)

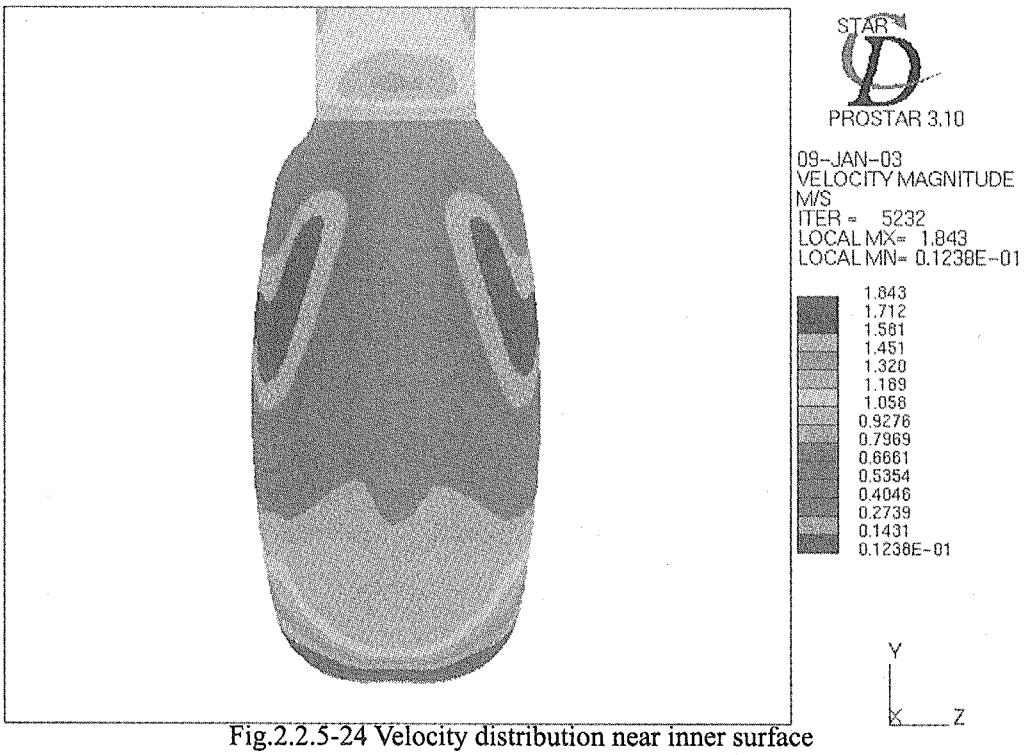


Fig.2.2.5-24 Velocity distribution near inner surface

(Decoupled moderator)

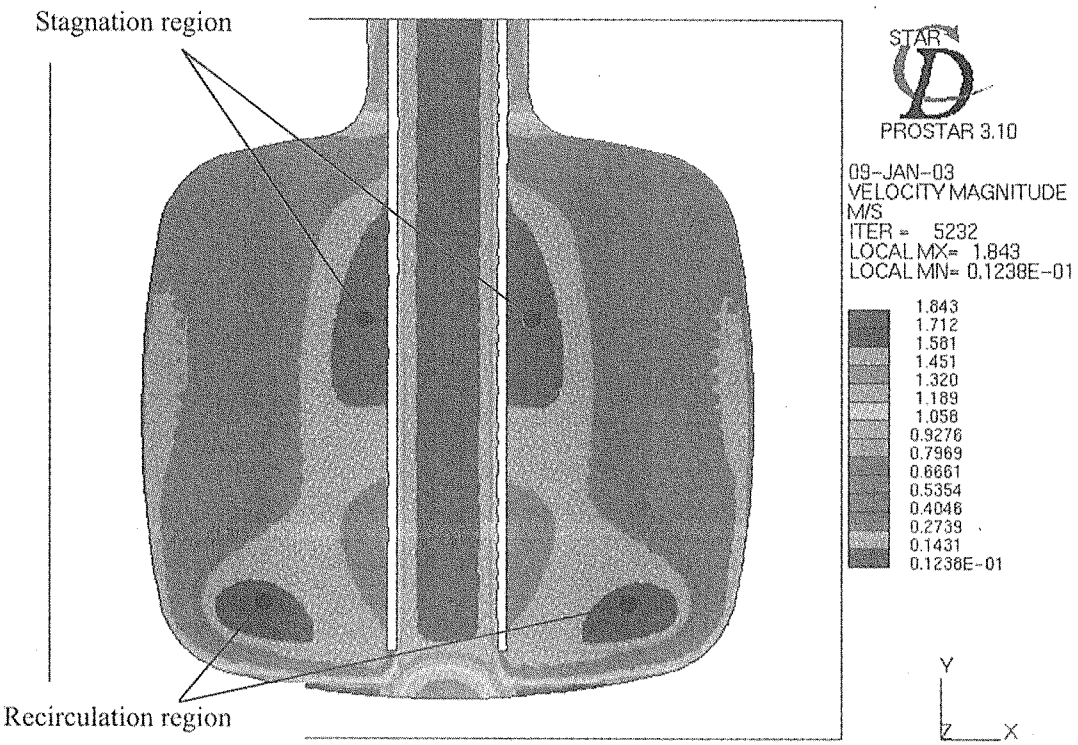


Fig.2.2.5-25 Velocity distribution in vertical cross section at Z=0mm

(Decoupled moderator)

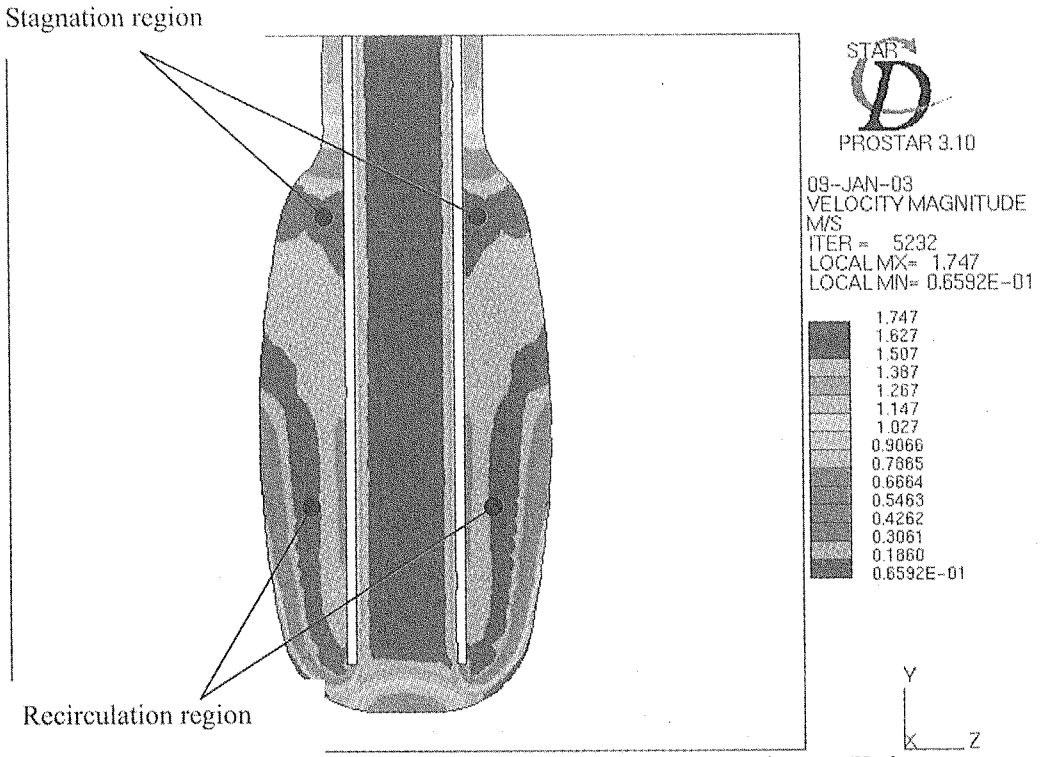


Fig.2.2.5-26 Velocity distribution in vertical cross section at X=0mm

(Decoupled moderator)

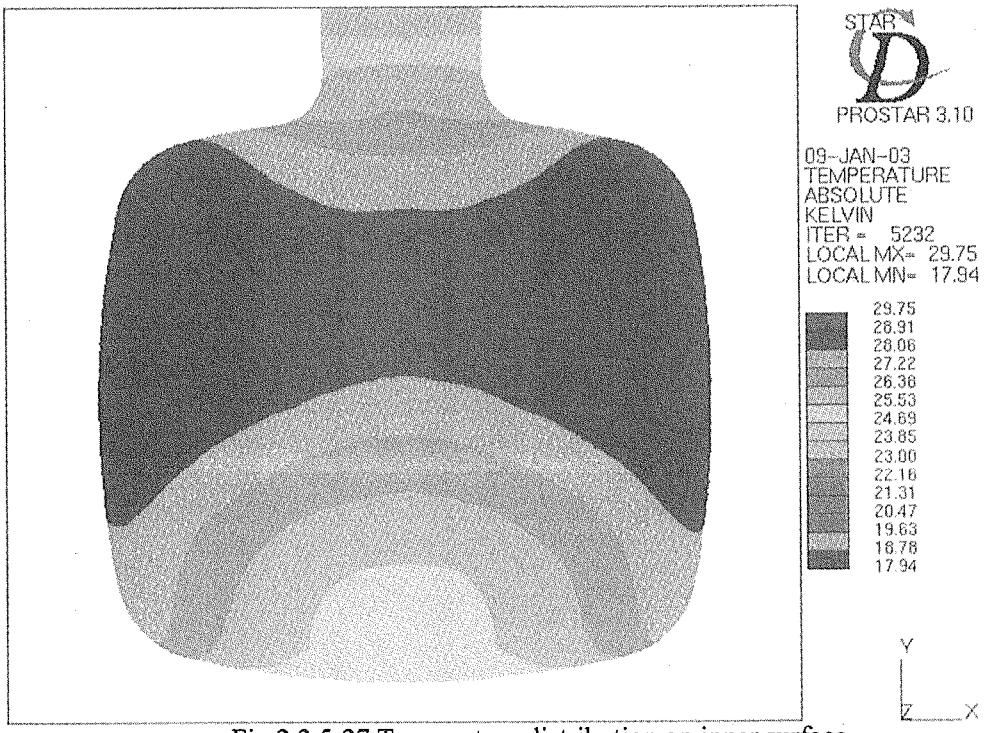


Fig.2.2.5-27 Temperature distribution on inner surface

(Decoupled moderator)

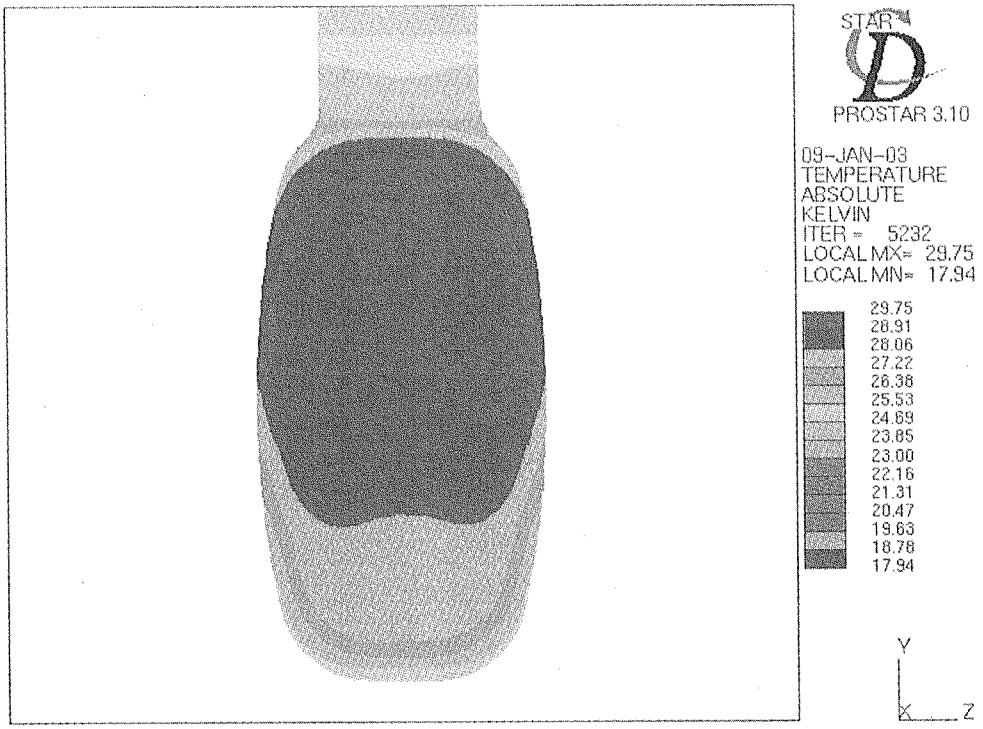


Fig.2.2.5-28 Temperature distribution on inner surface

(Decoupled moderator)

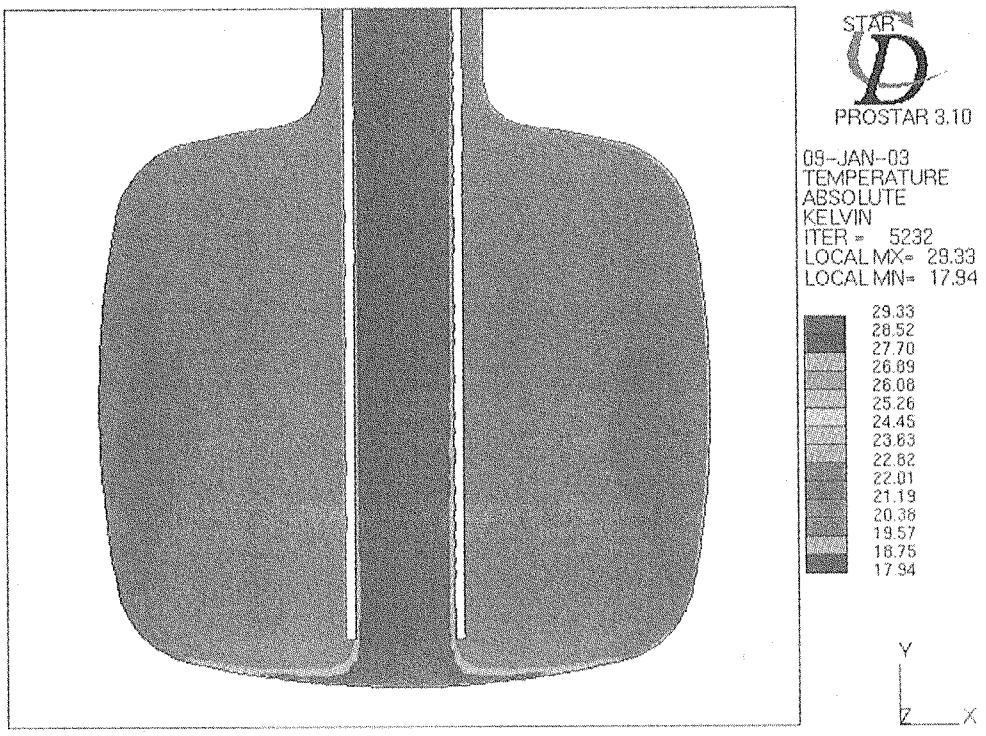


Fig.2.2.5-29 Temperature distribution in vertical cross section at Z=0mm

(Decoupled moderator)

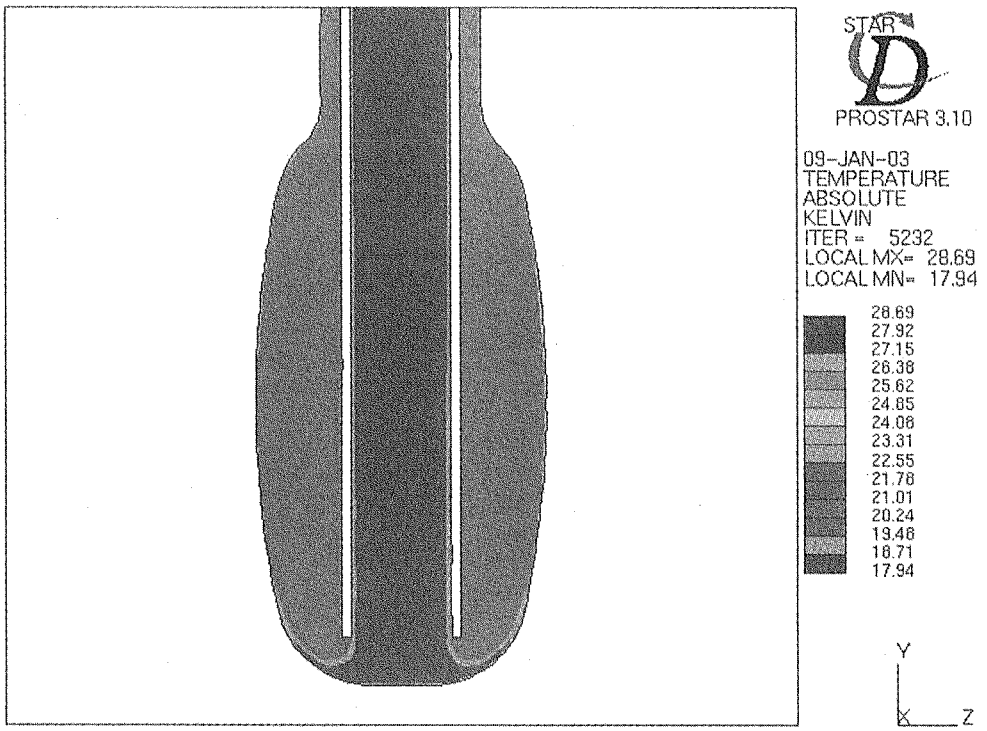


Fig.2.2.5-30 Temperature distribution in vertical cross section at X=0mm (Decoupled moderator)

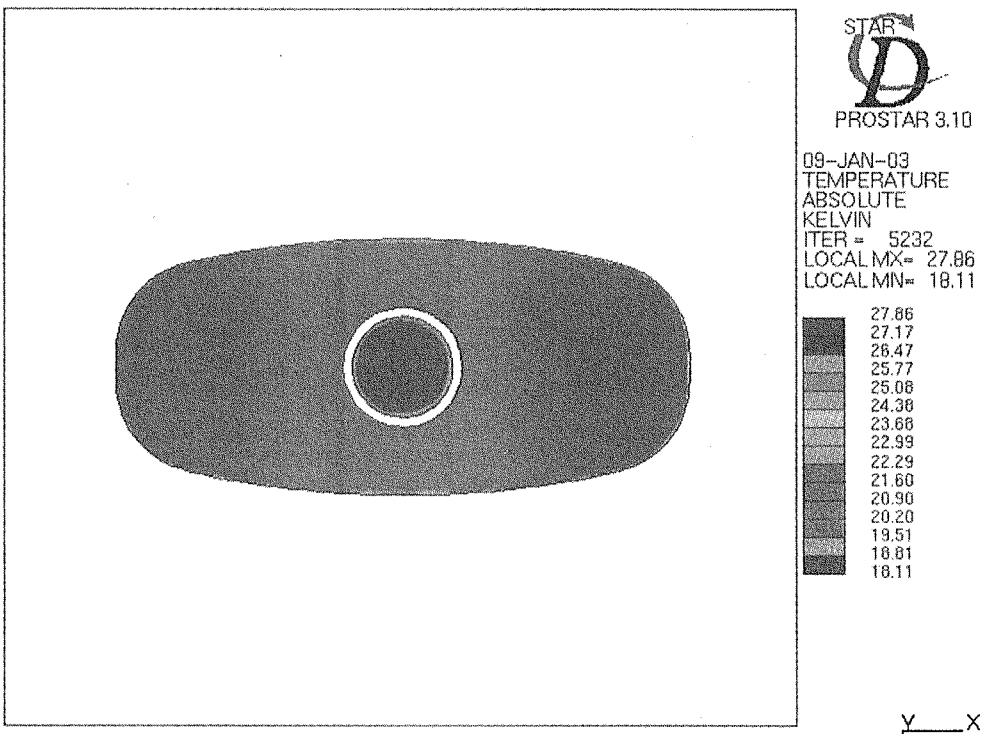


Fig.2.2.5-31 Temperature distribution in horizontal cross section at Y=-40mm (Decoupled moderator)

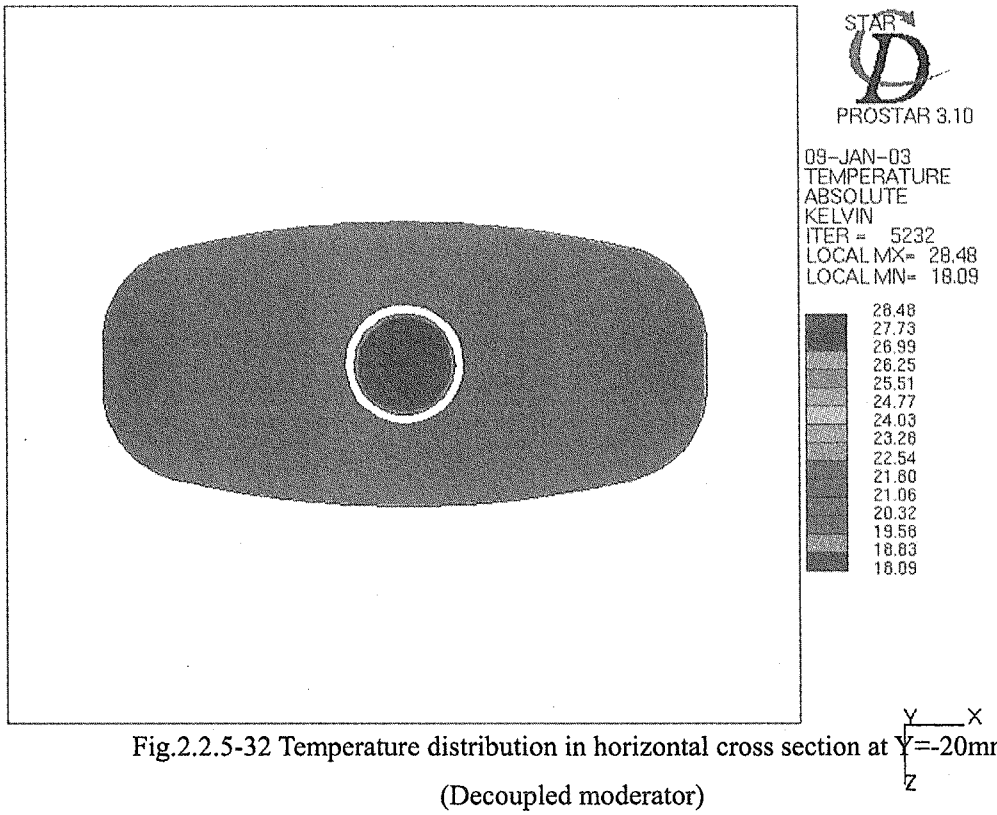


Fig.2.2.5-32 Temperature distribution in horizontal cross section at Y=-20mm
(Decoupled moderator)

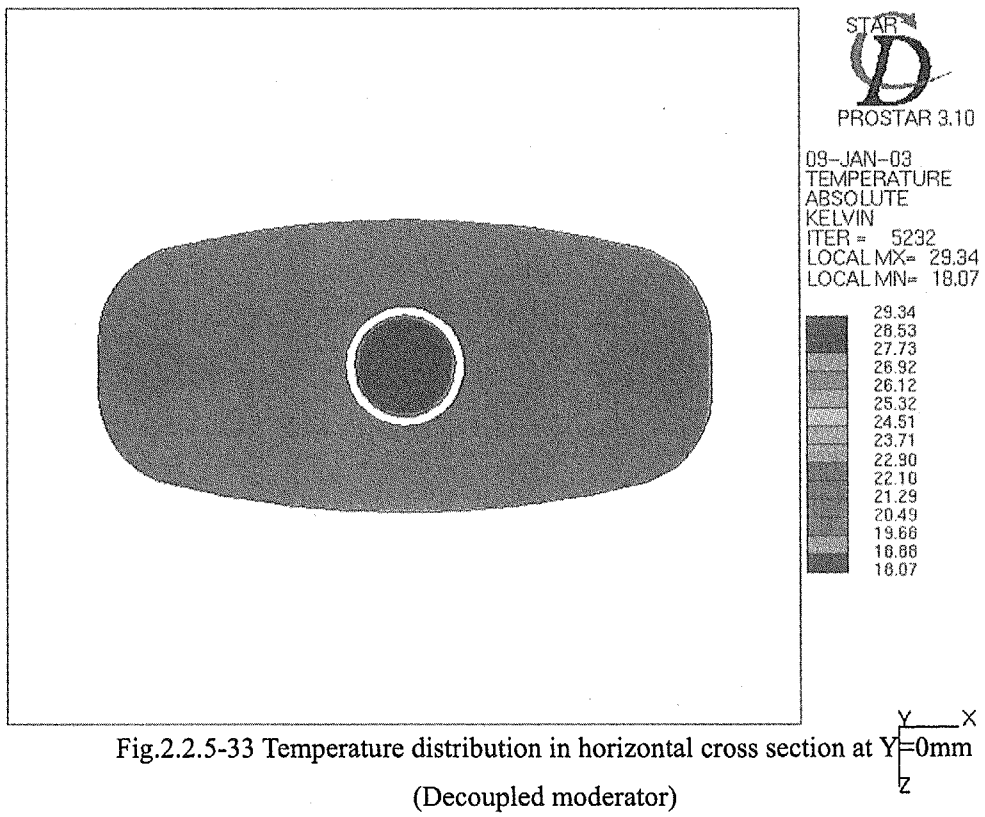


Fig.2.2.5-33 Temperature distribution in horizontal cross section at Y=0mm
(Decoupled moderator)

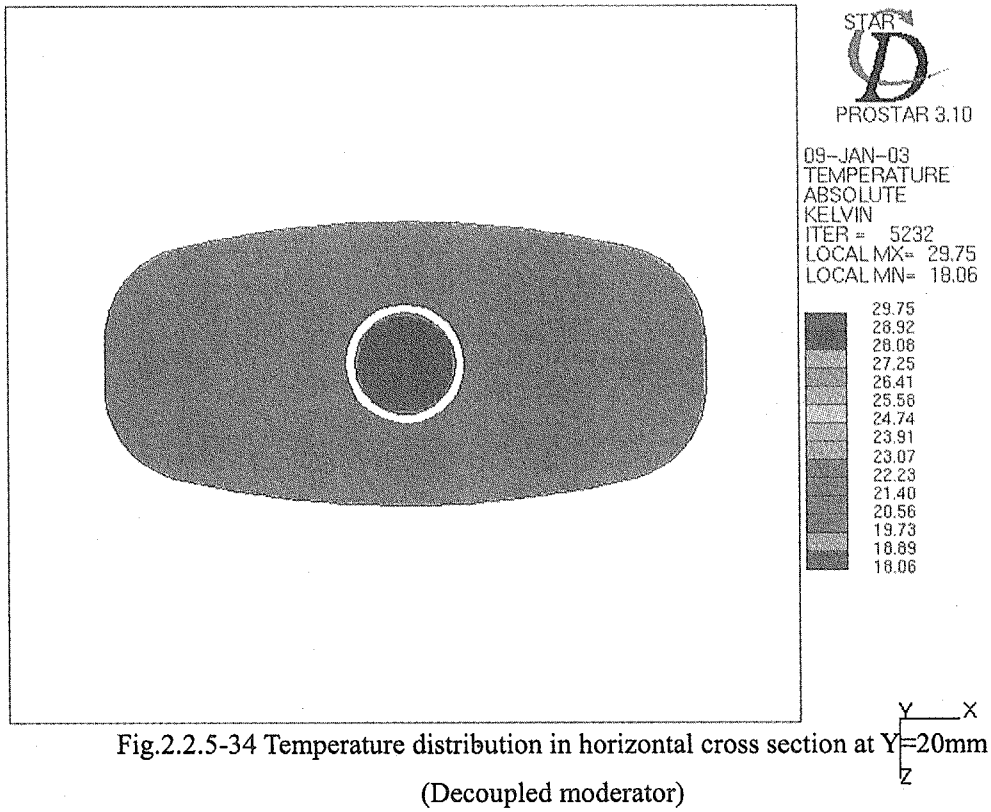


Fig.2.2.5-34 Temperature distribution in horizontal cross section at Y=20mm
(Decoupled moderator)

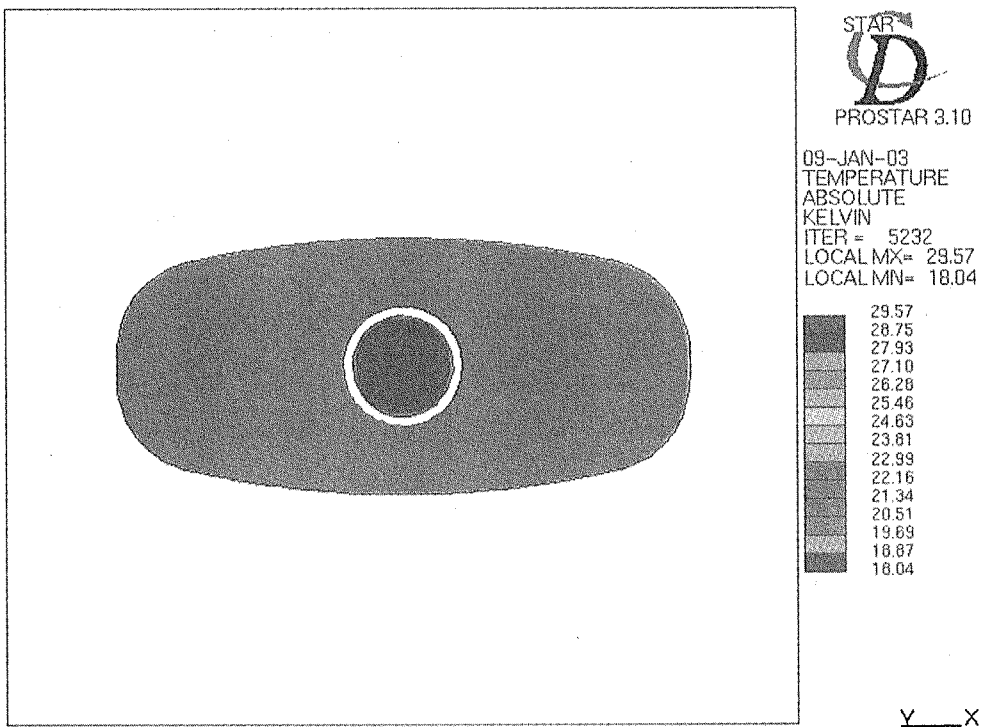


Fig.2.2.5-35 Temperature distribution in horizontal cross section at Y=40mm
(Decoupled moderator)

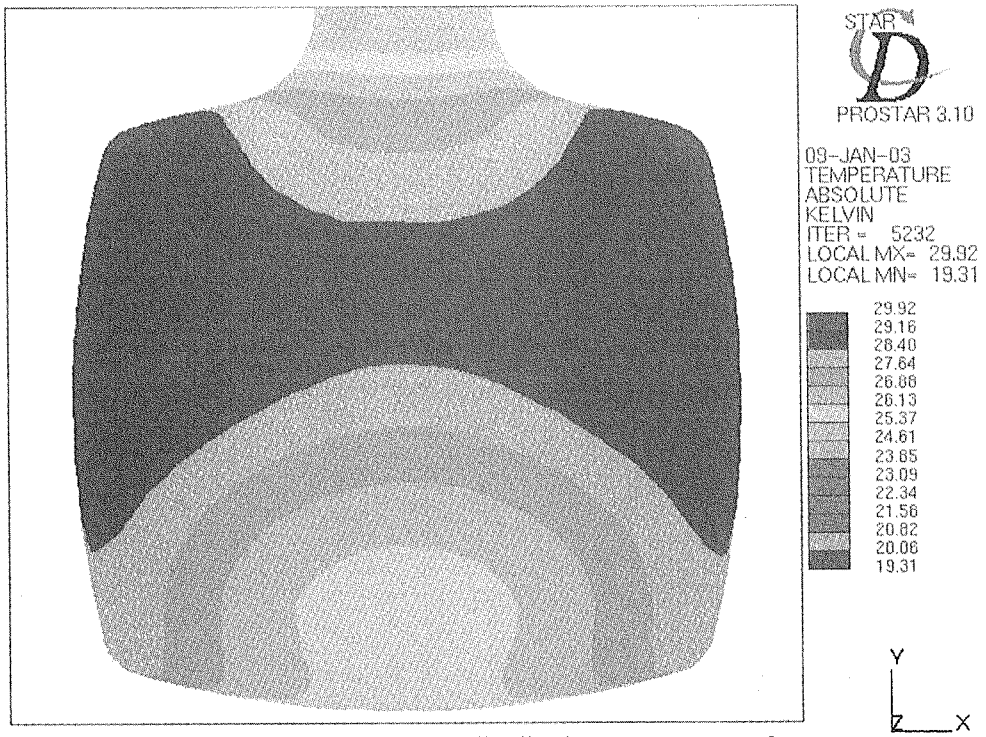


Fig.2.2.5-36 Temperature distribution on outer surface
(Decoupled moderator)

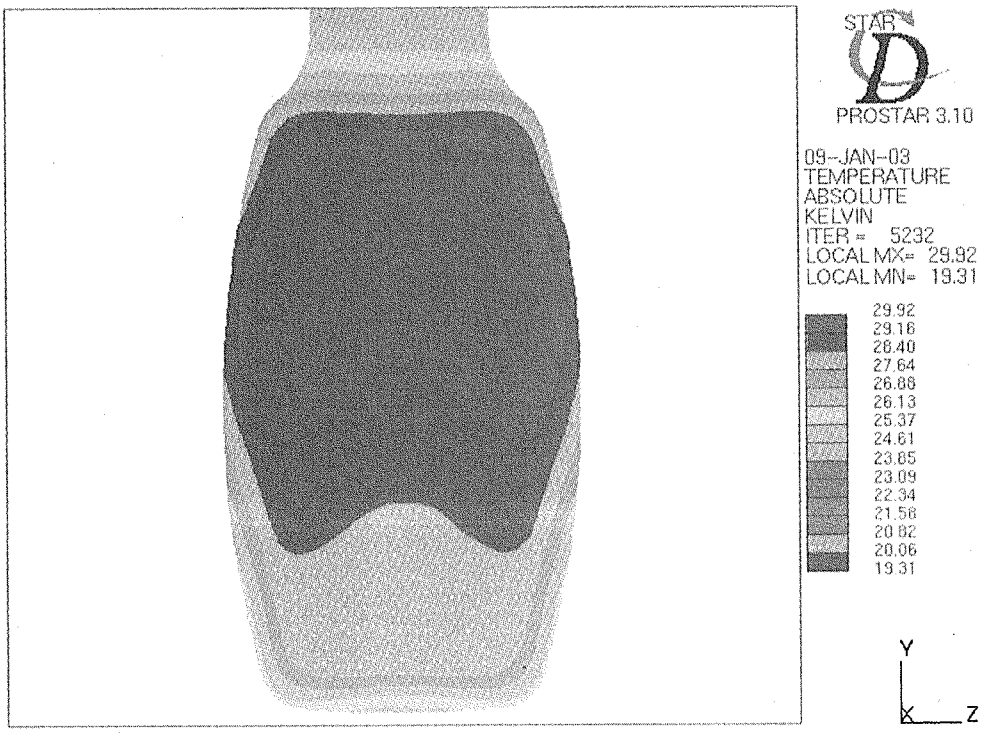


Fig.2.2.5-37 Temperature distribution on outer surface
(Decoupled moderator)

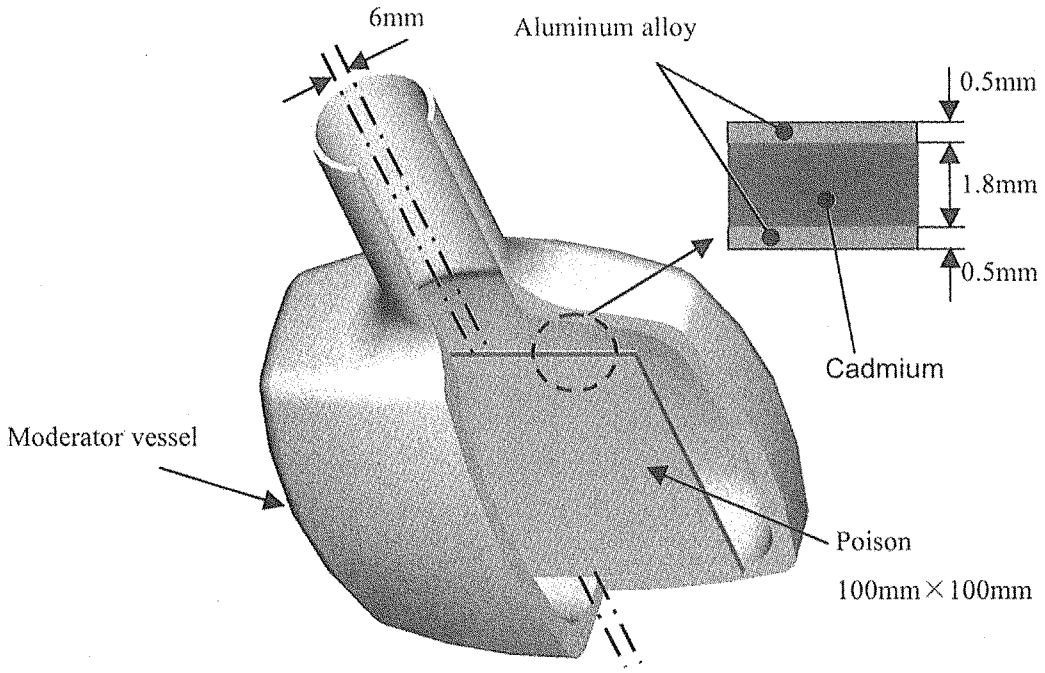


Fig.2.2.5-38 Concept of poisoned moderator

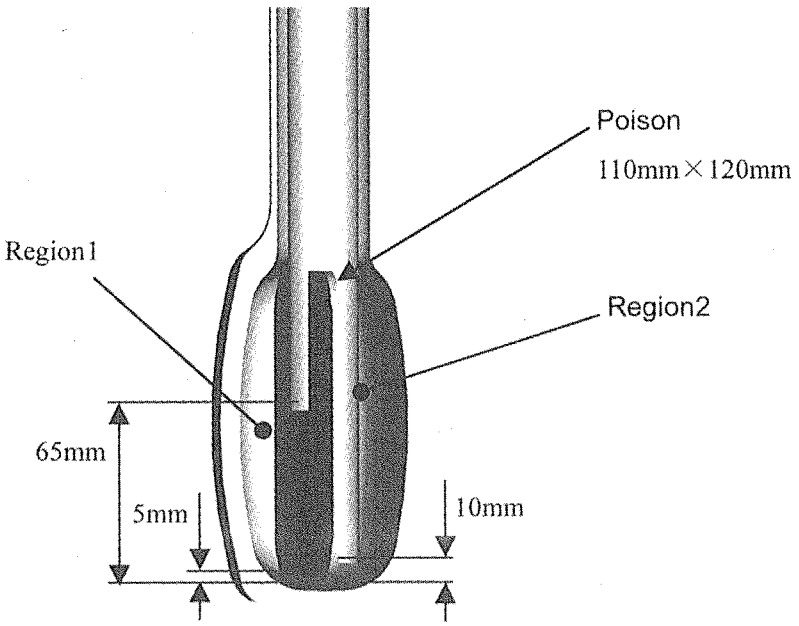
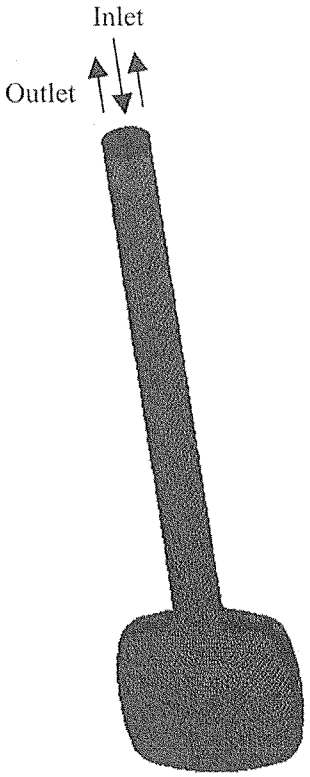


Fig.2.2.5-39 Proposed model for poisoned moderator



Number of cell : 1,129,344
(Fluid : 774,645
Solid : 354,699)

Fig.2.2.5-40 Analytical model of poisoned moderator

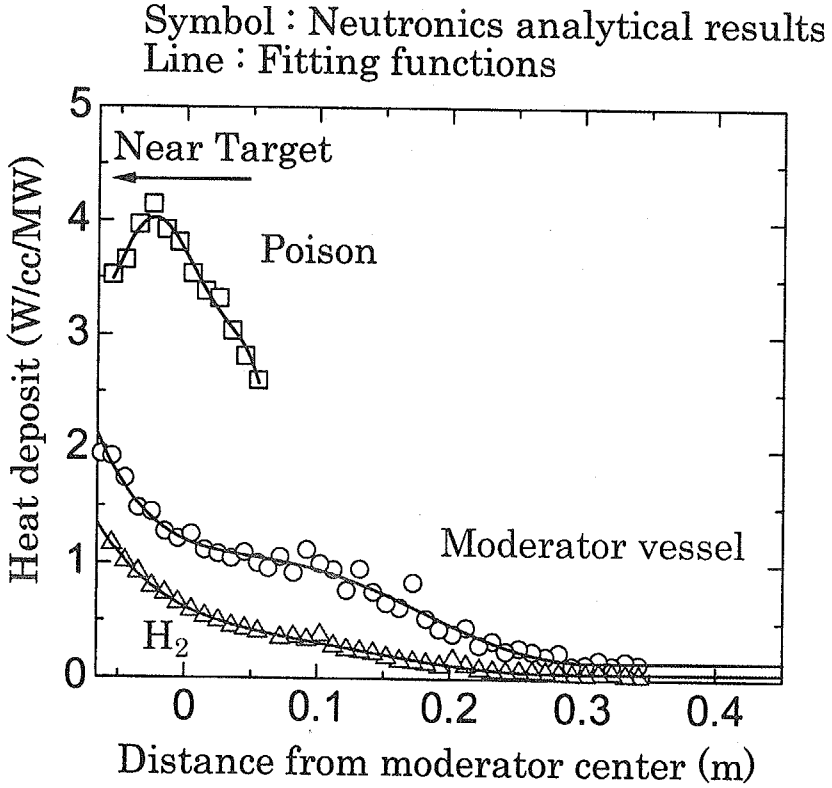


Fig.2.2.5-41 Heat deposit in poisoned moderator

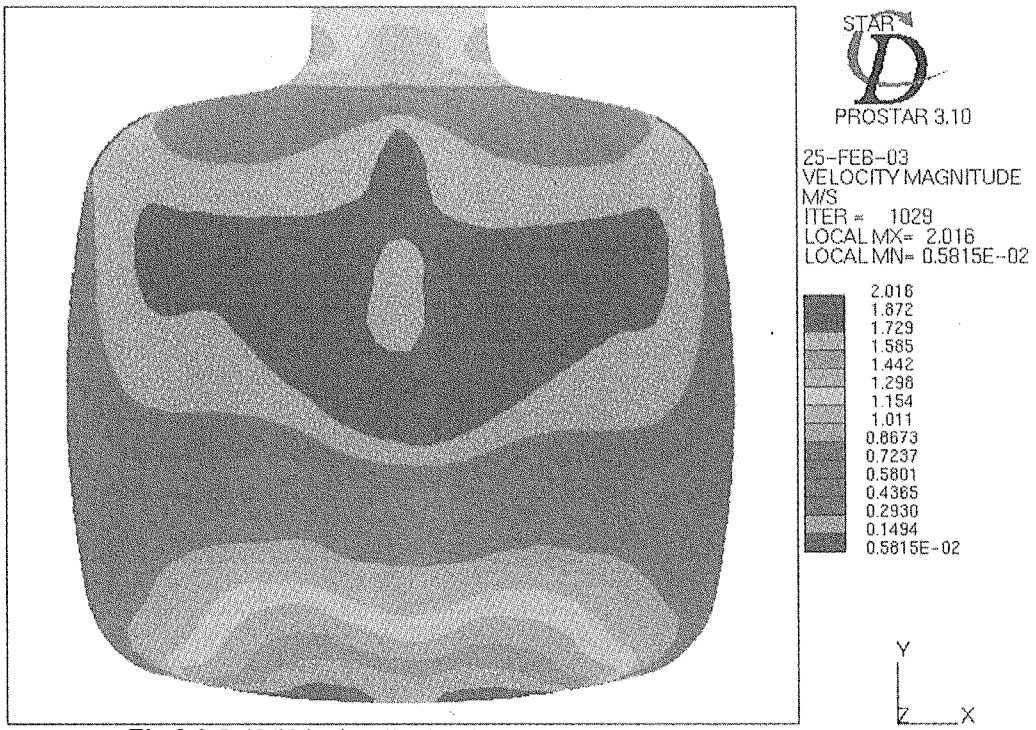


Fig.2.2.5-42 Velocity distribution near inner surface in region1

(Poisoned moderator)

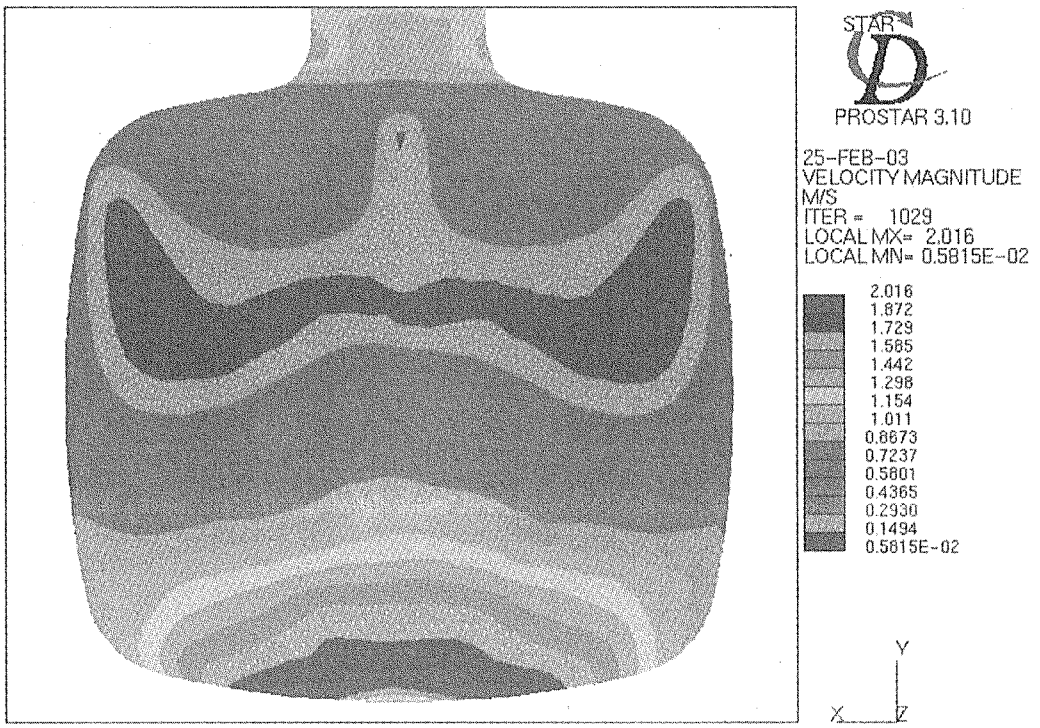


Fig.2.2.5-43 Velocity distribution near inner surface in region2

(Poisoned moderator)

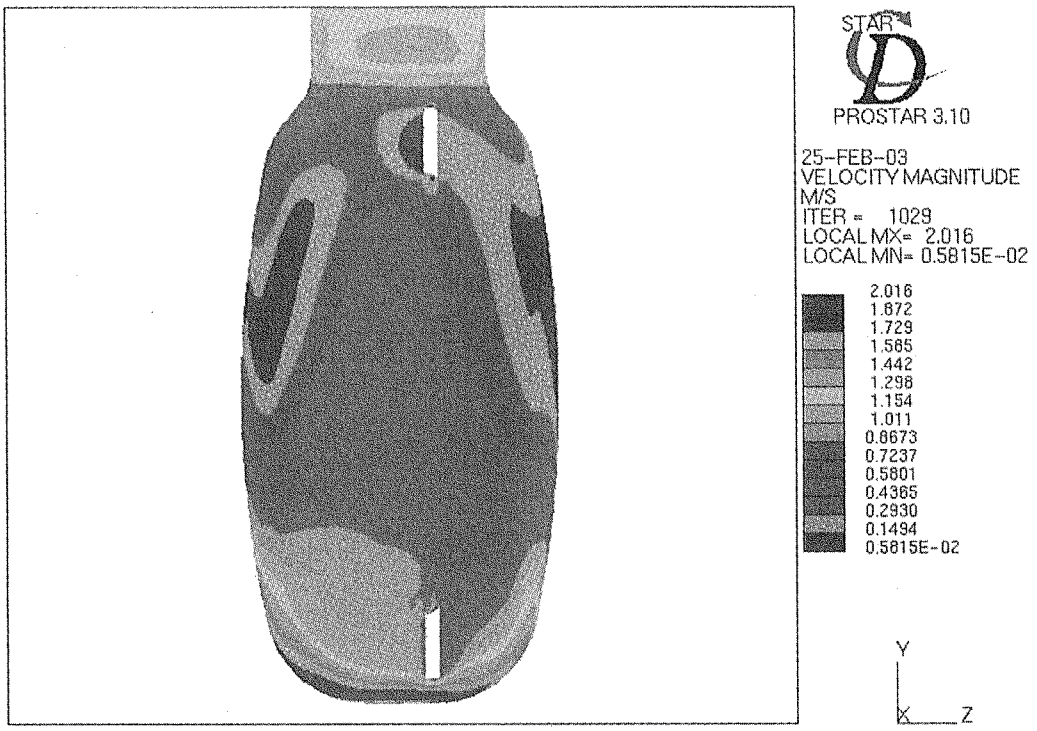


Fig.2.2.5-44 Velocity distribution near inner surface

(Poisoned moderator)

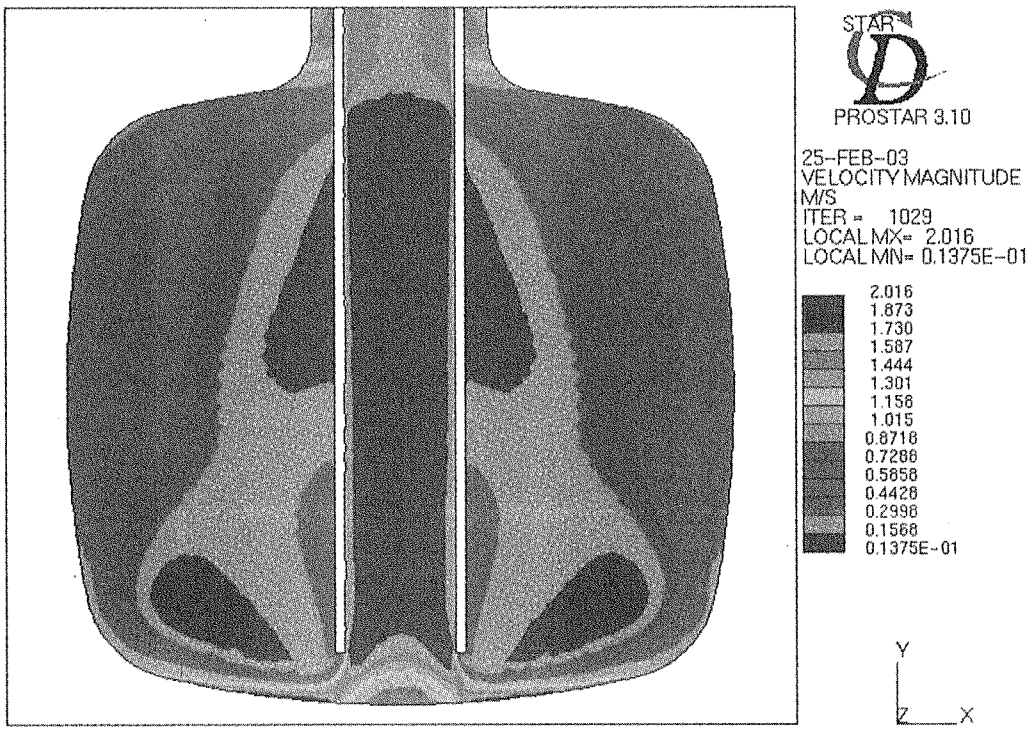


Fig.2.2.5-45 Velocity distribution in vertical cross section at Z=0mm

(Poisoned moderator)

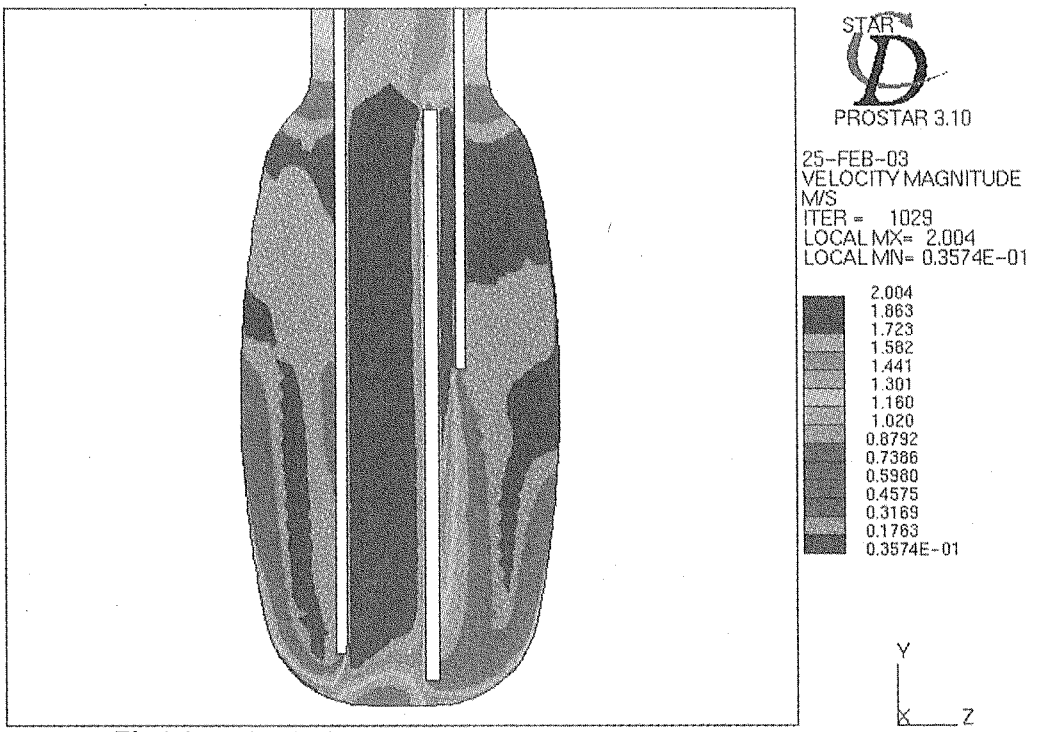


Fig.2.2.5-46 Velocity distribution in vertical cross section at X=0mm

(Poisoned moderator)

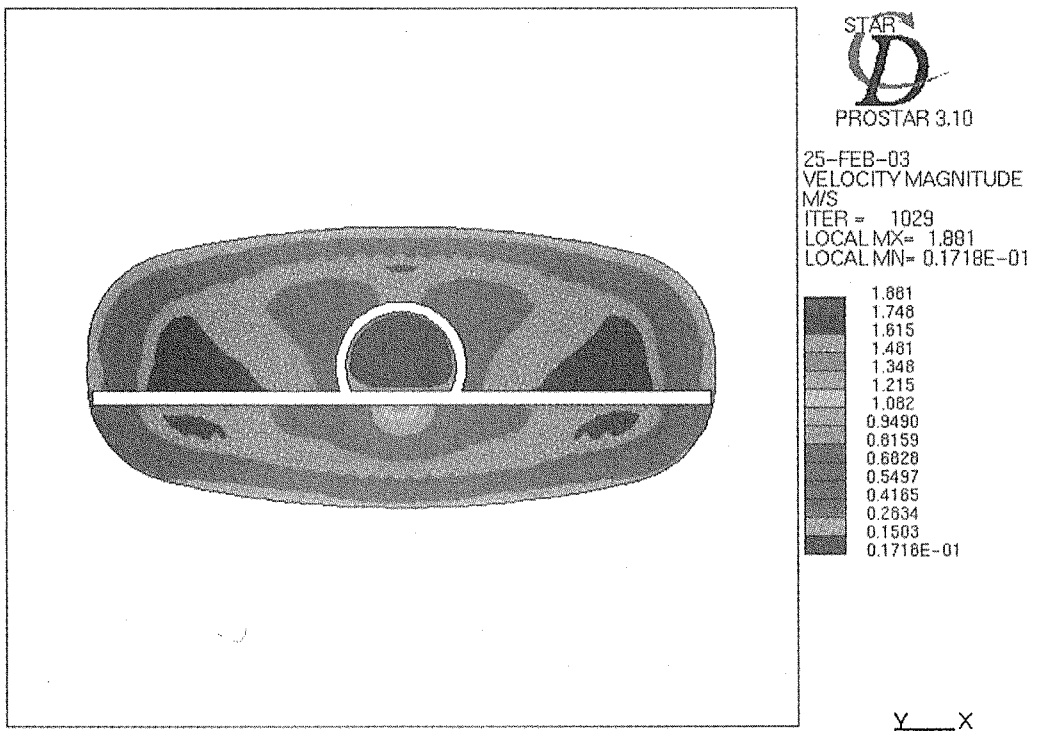


Fig.2.2.5-47 Velocity distribution in horizontal cross section at Y=-40mm

(Poisoned moderator)

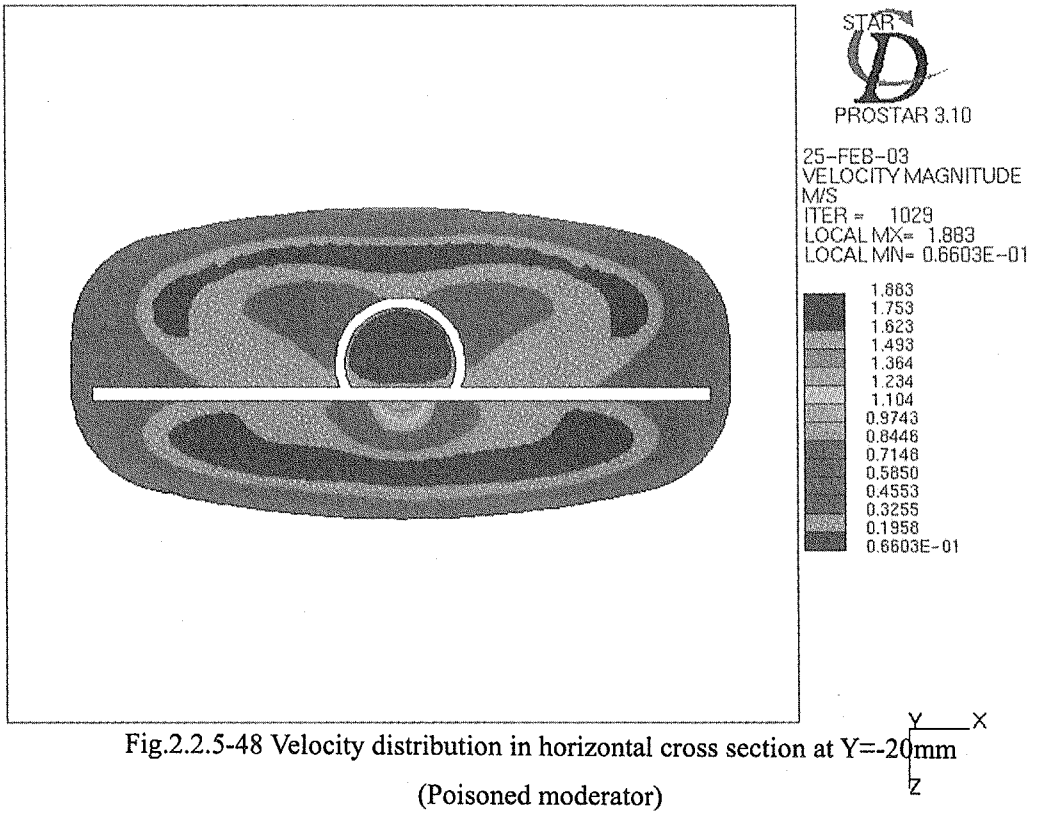


Fig.2.2.5-48 Velocity distribution in horizontal cross section at Y=-20mm
(Poisoned moderator)

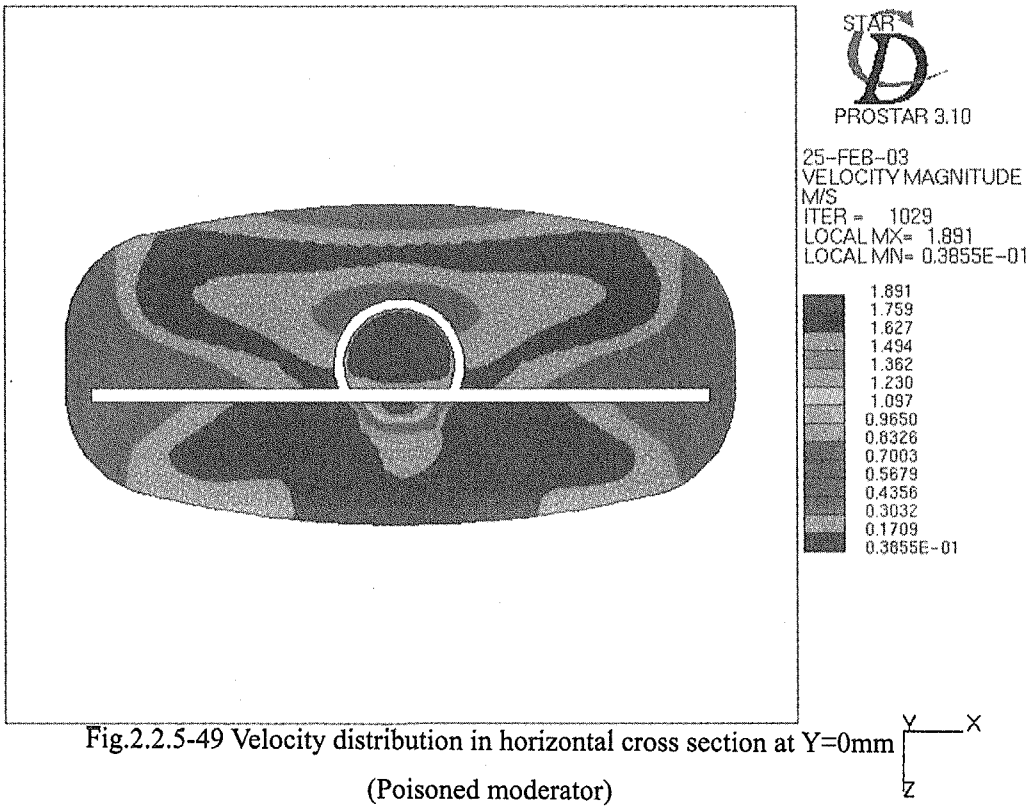


Fig.2.2.5-49 Velocity distribution in horizontal cross section at Y=0mm
(Poisoned moderator)

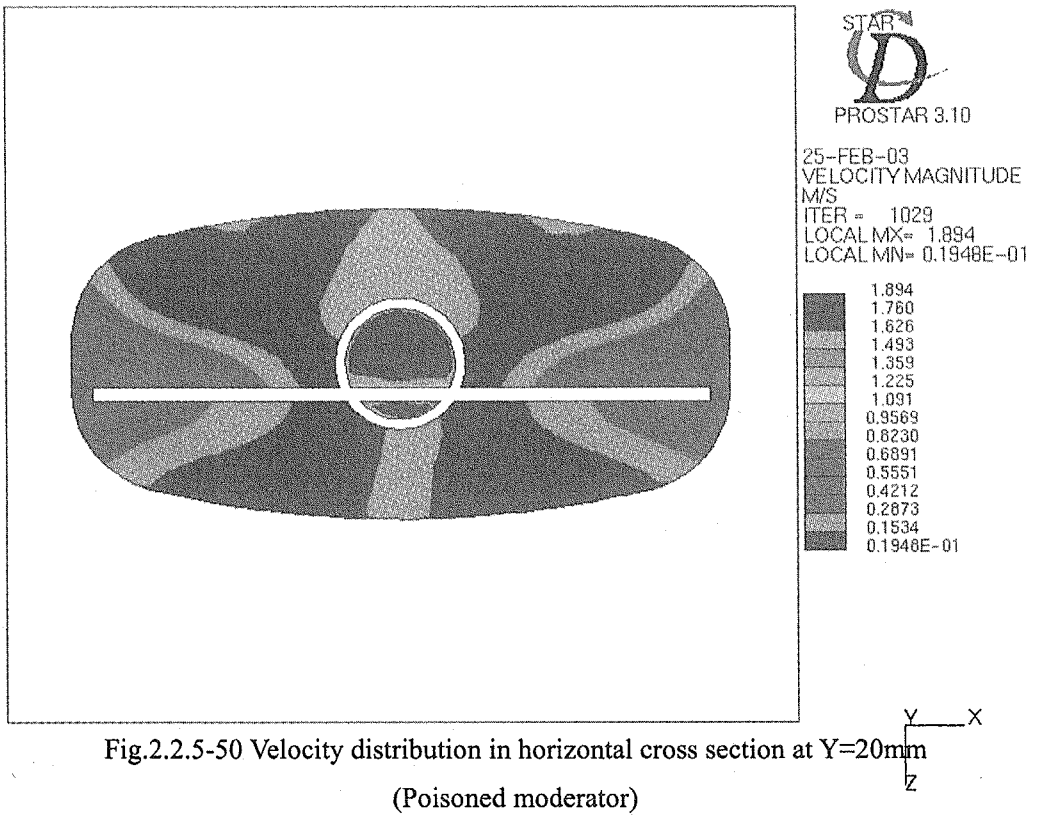


Fig.2.2.5-50 Velocity distribution in horizontal cross section at Y=20mm

(Poisoned moderator)

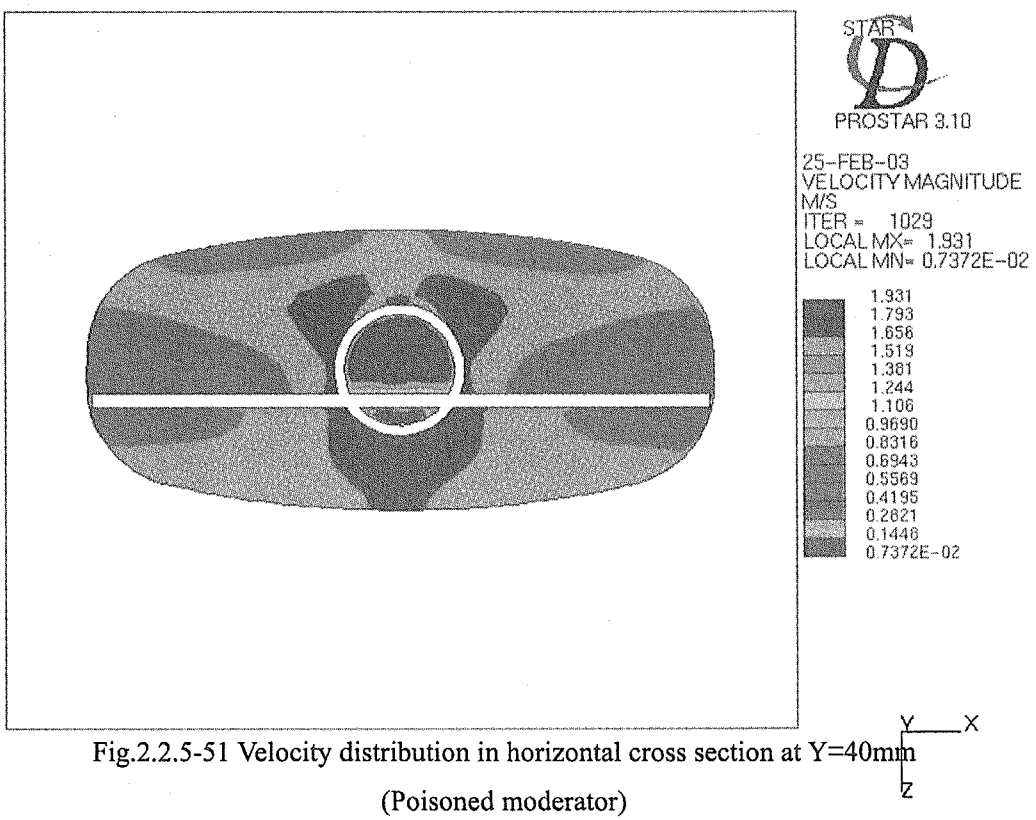


Fig.2.2.5-51 Velocity distribution in horizontal cross section at Y=40mm

(Poisoned moderator)

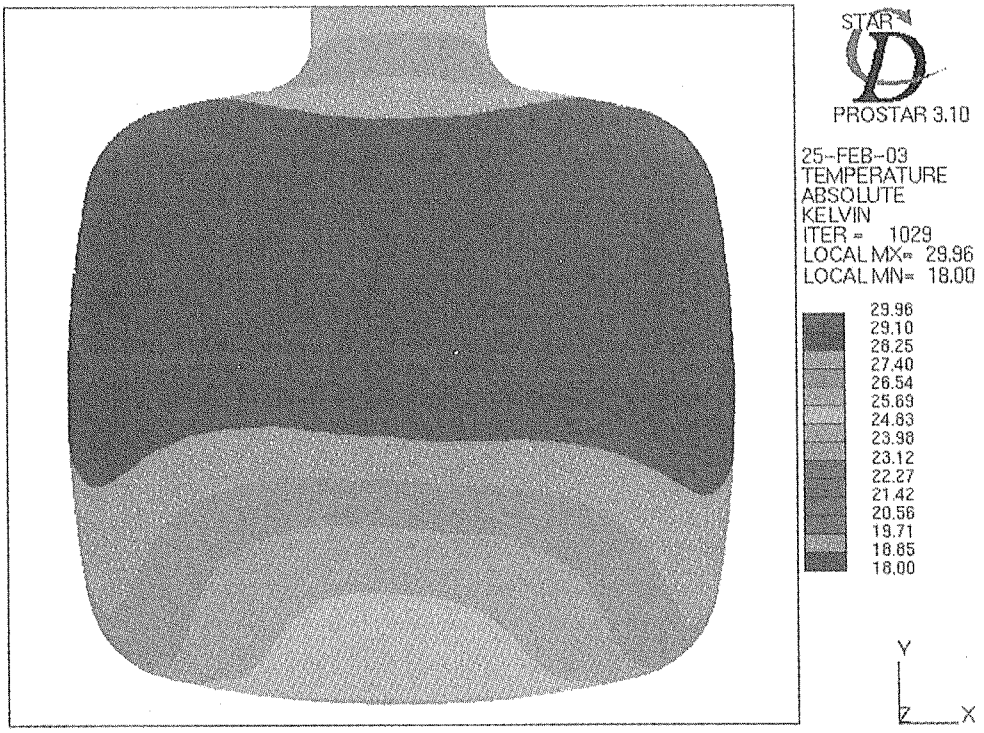


Fig.2.2.5-52 Temperature distribution on inner surface in region1

(Poisoned moderator)

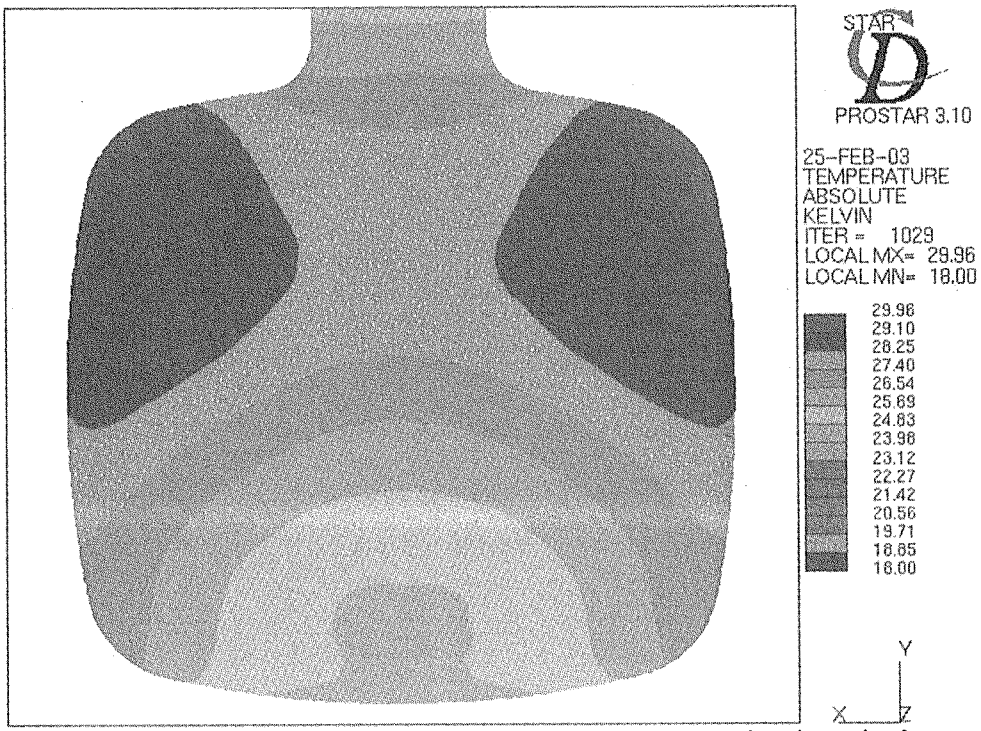


Fig.2.2.5-53 Temperature distribution on inner surface in region2

(Poisoned moderator)

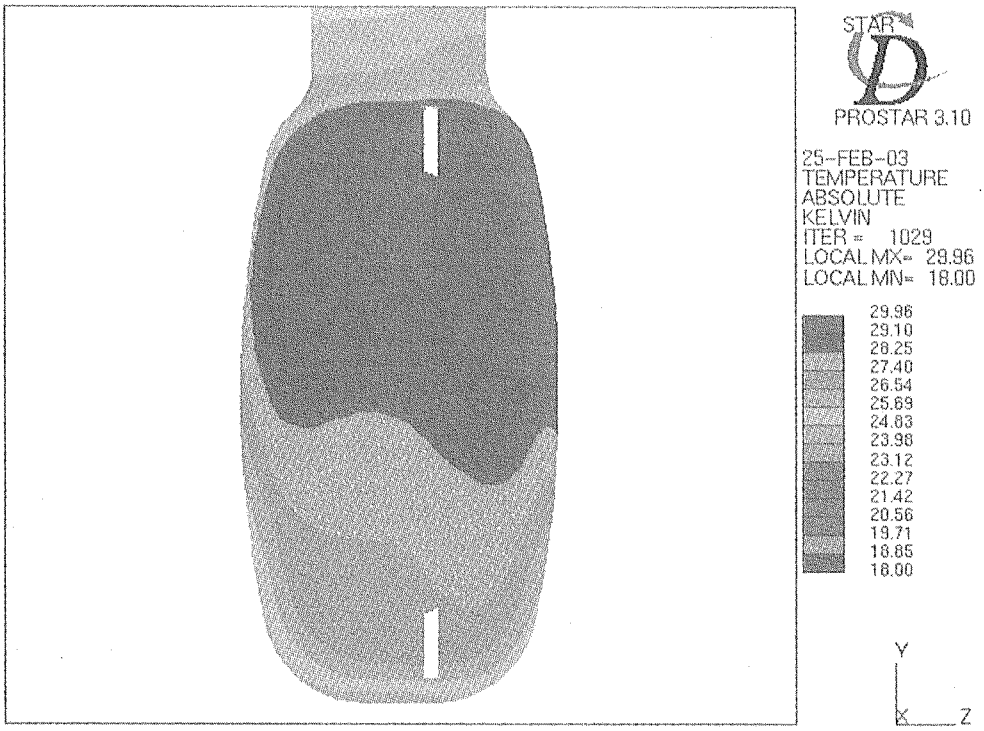


Fig.2.2.5-54 Temperature distribution on inner surface

(Poisoned moderator)

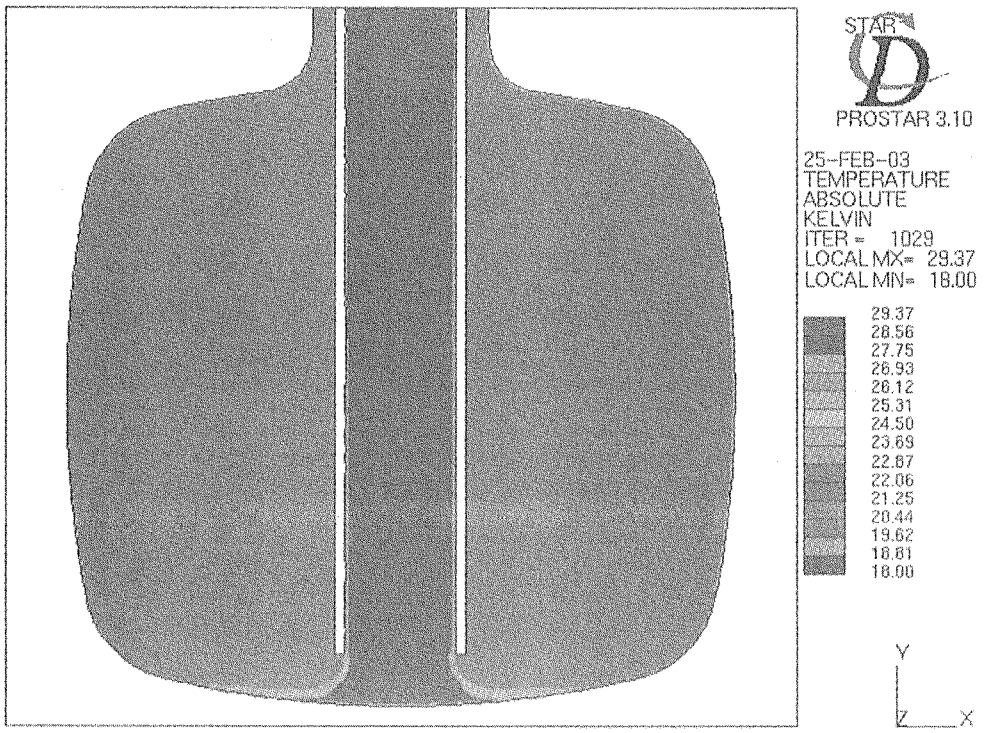


Fig.2.2.5-55 Temperature distribution in vertical cross section at Z=0mm

(Poisoned moderator)

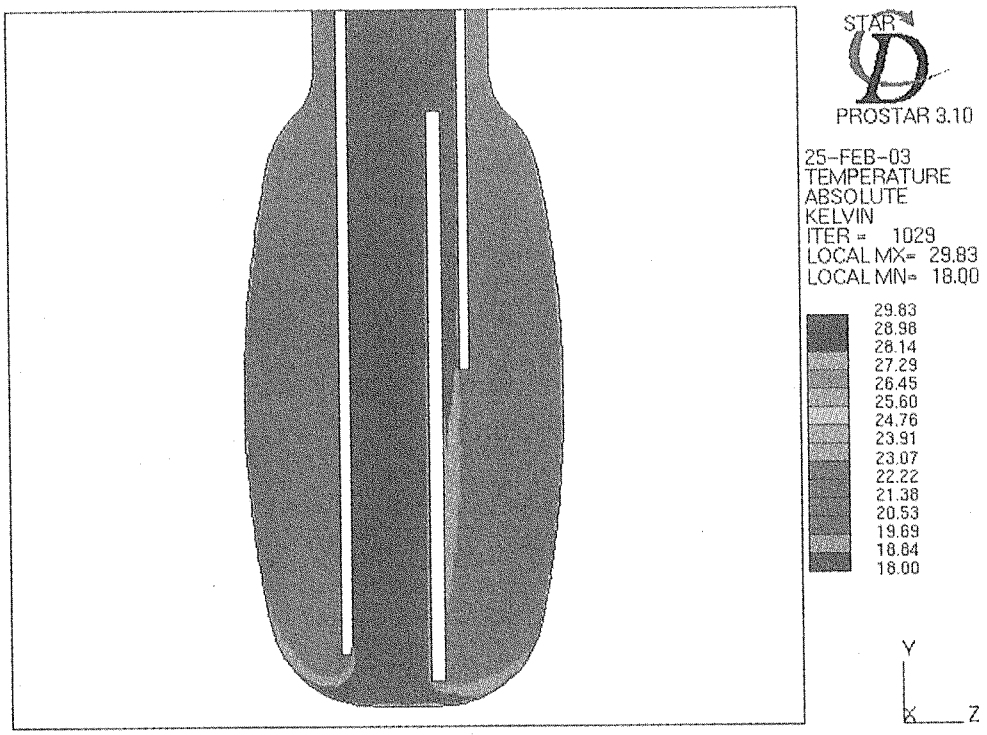


Fig.2.2.5-56 Temperature distribution in vertical cross section at X=0mm
(Poisoned moderator)

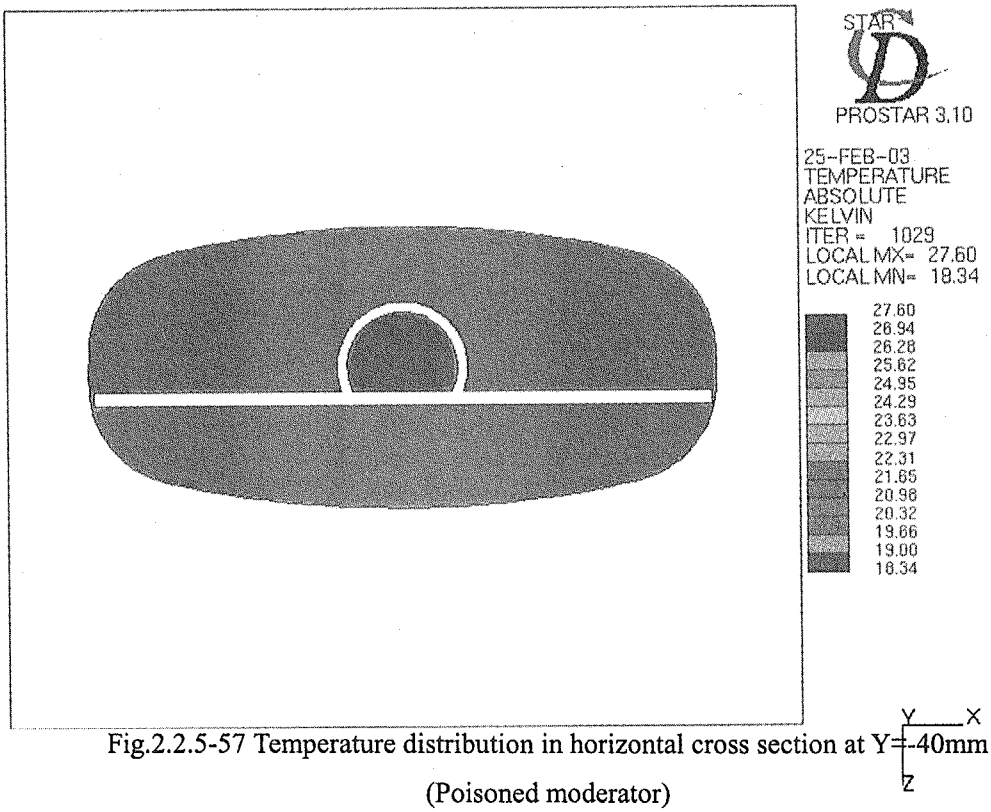


Fig.2.2.5-57 Temperature distribution in horizontal cross section at Y=-40mm
(Poisoned moderator)

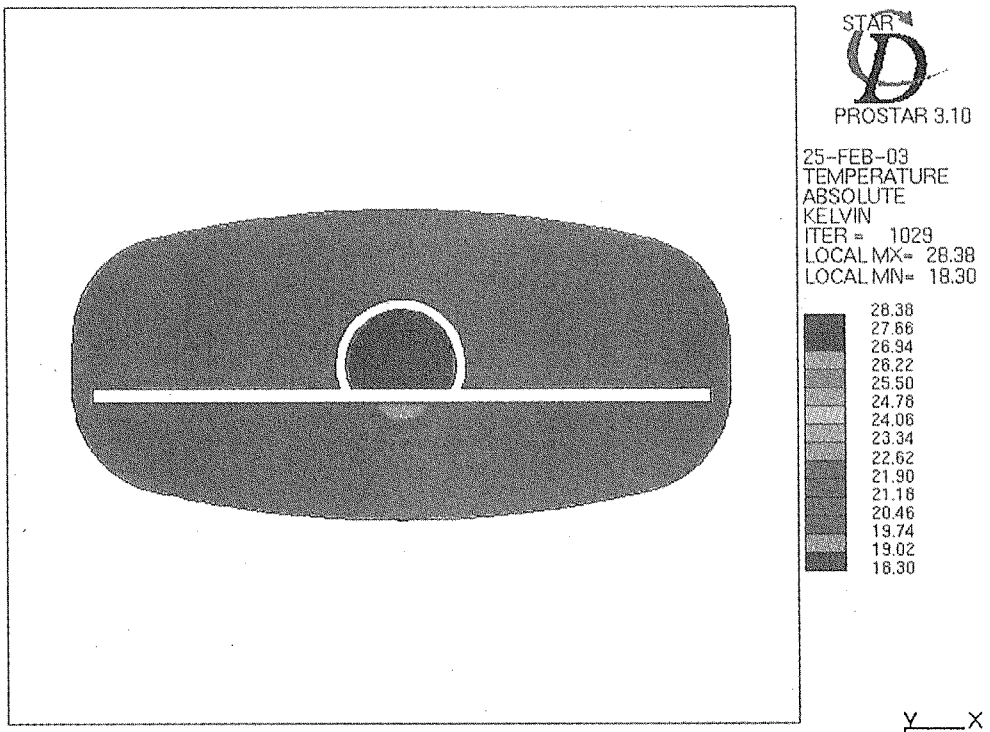


Fig.2.2.5-58 Temperature distribution in horizontal cross section at Y=−20mm

(Poisoned moderator)

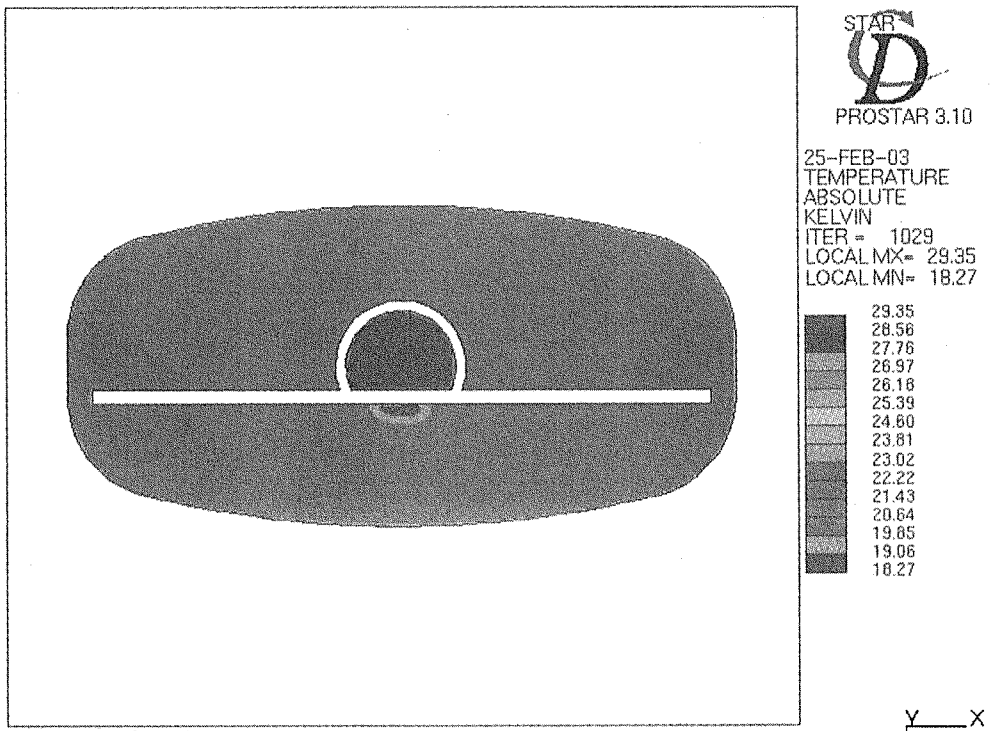


Fig.2.2.5-59 Temperature distribution in horizontal cross section at Y=0mm

(Poisoned moderator)

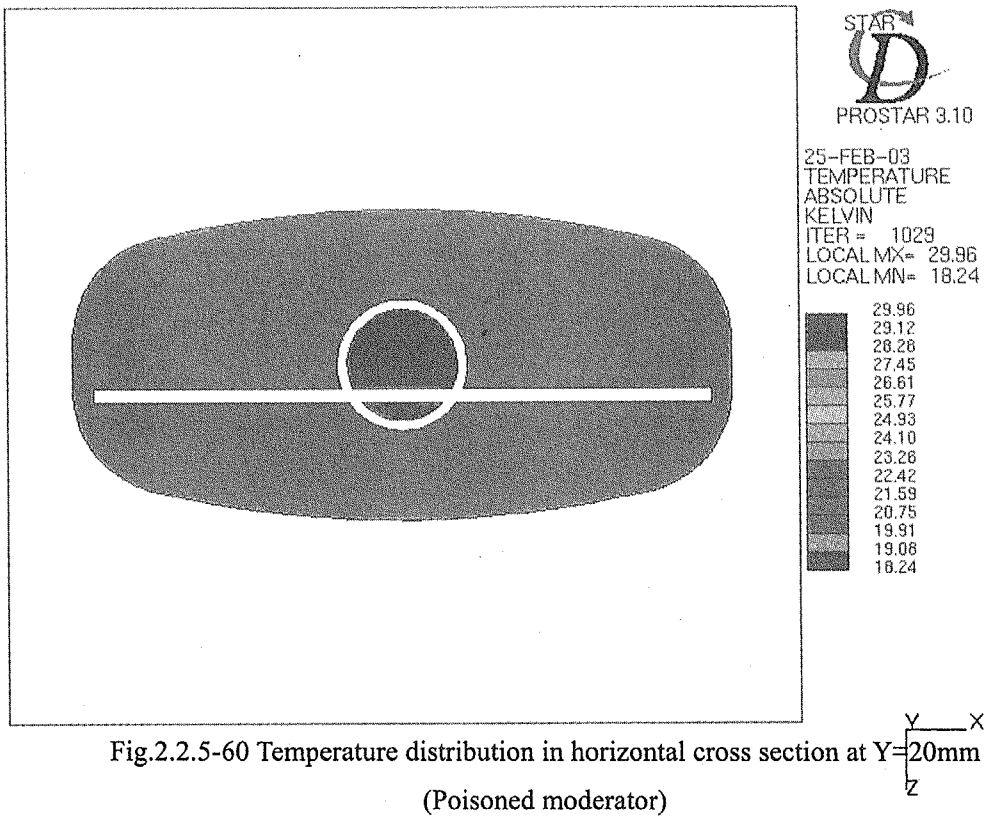


Fig.2.2.5-60 Temperature distribution in horizontal cross section at Y=20mm
(Poisoned moderator)

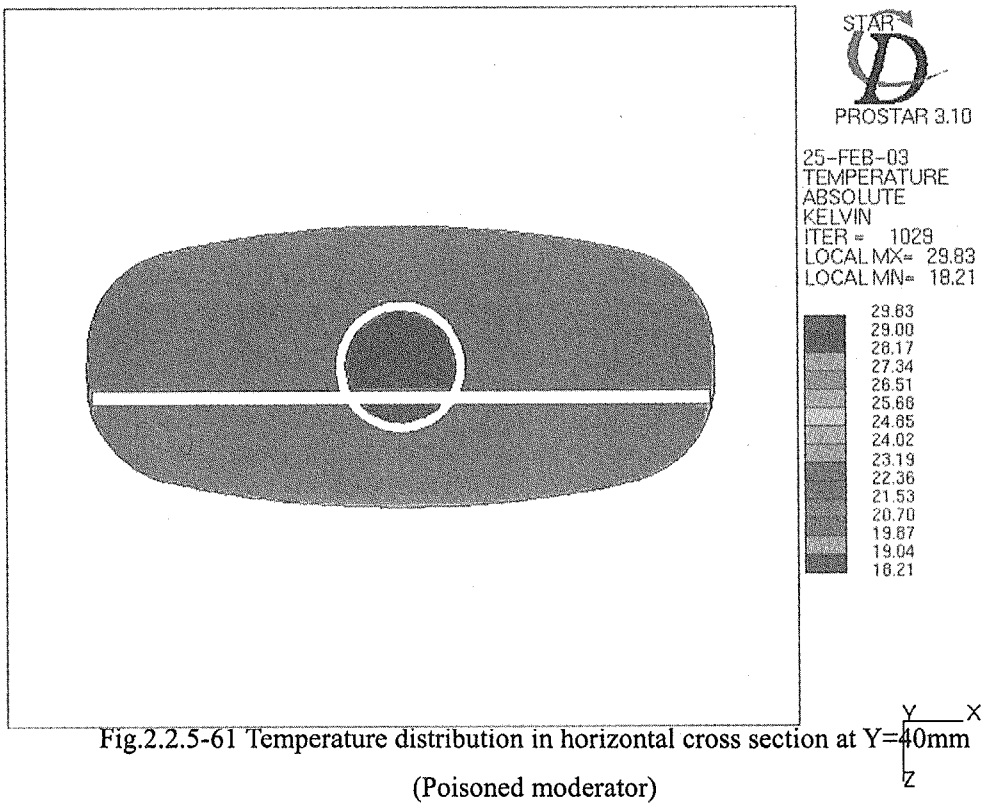


Fig.2.2.5-61 Temperature distribution in horizontal cross section at Y=40mm
(Poisoned moderator)

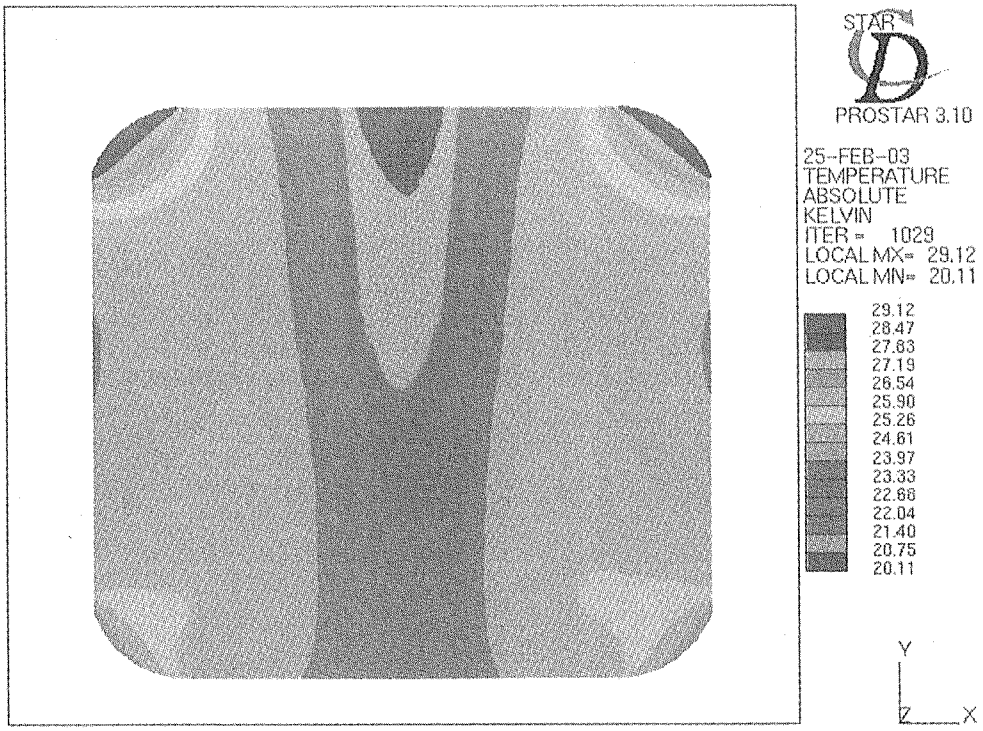


Fig.2.2.5-62 Temperature distribution on poison

(Poisoned moderator)

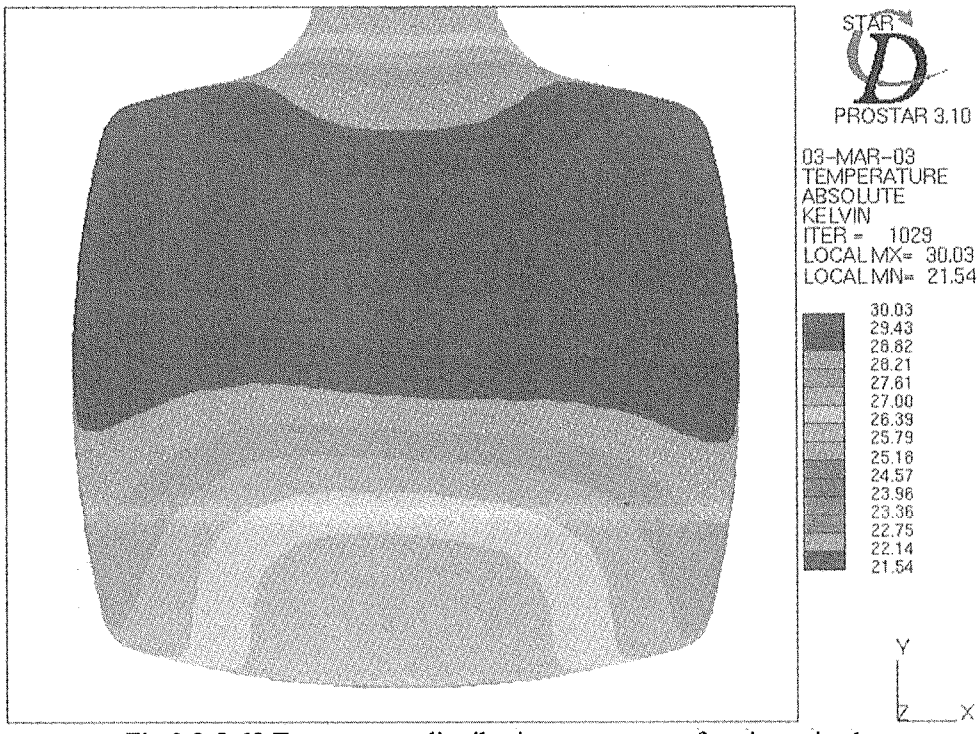


Fig.2.2.5-63 Temperature distribution on outer surface in region1

(Poisoned moderator)

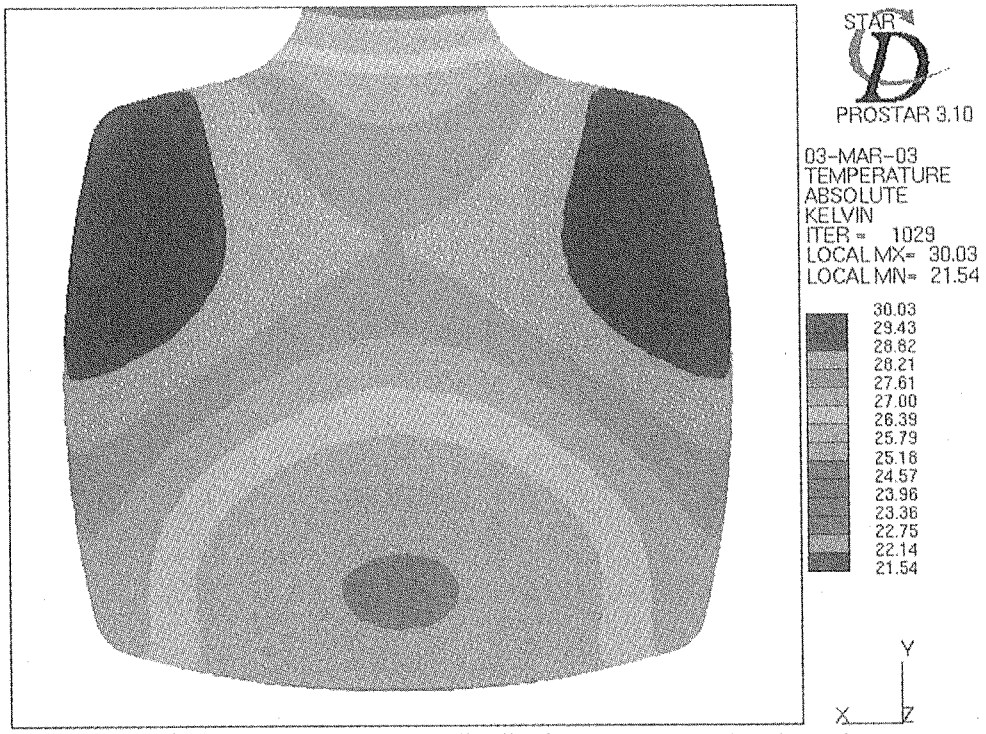


Fig.2.2.5-64 Temperature distribution on outer surface in region2

(Poisoned moderator)

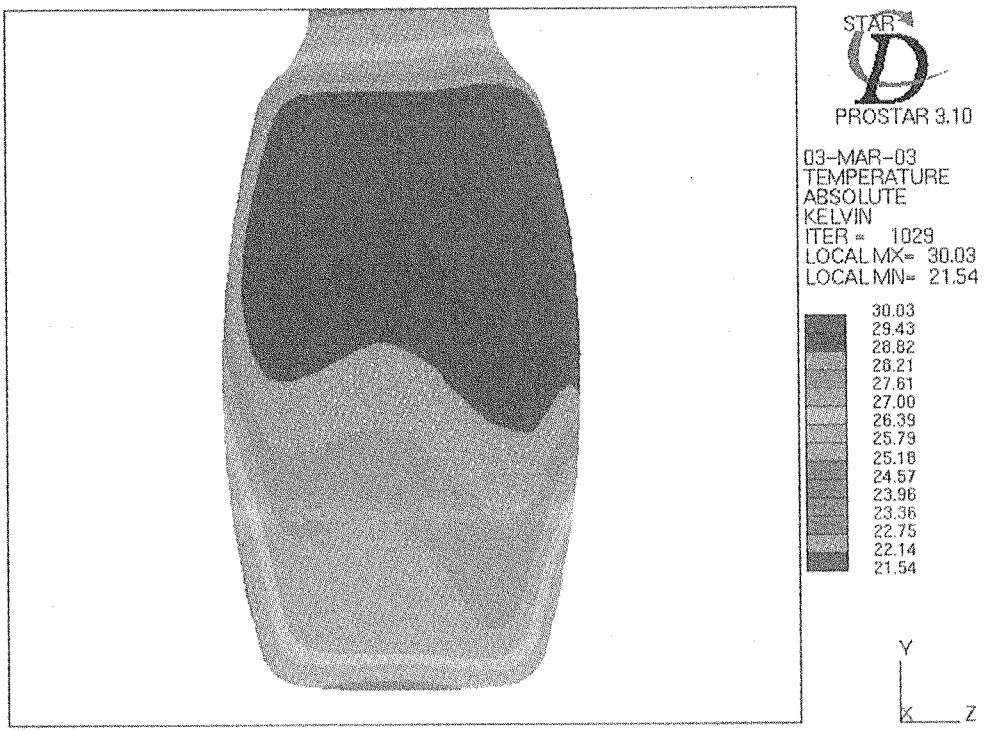


Fig.2.2.5-65 Temperature distribution on outer surface

(Poisoned moderator)

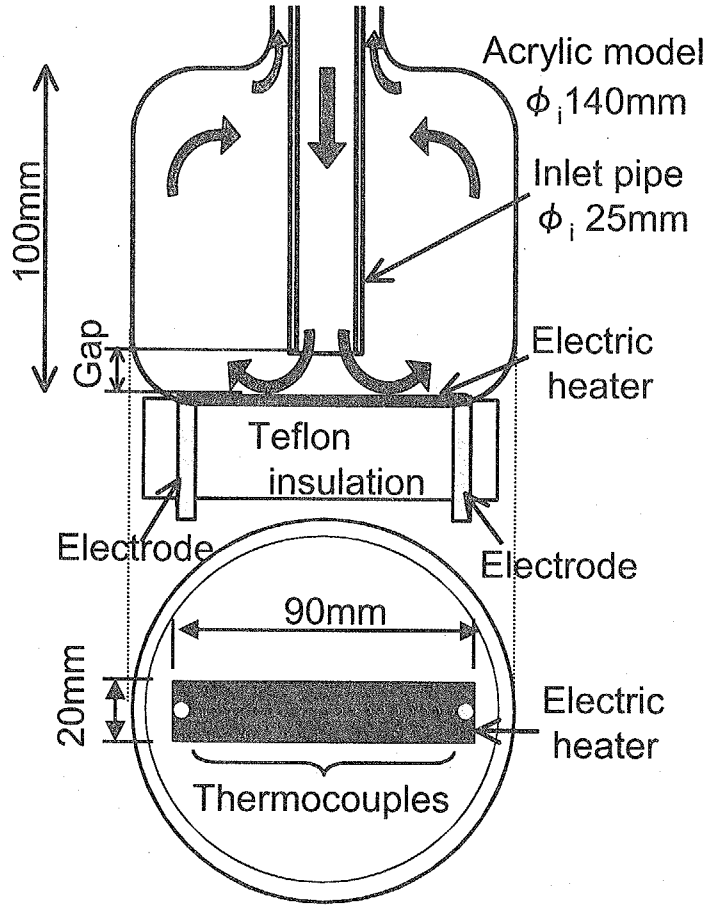


Fig.2.2.5-66 Experimental model for heat transfer measurement

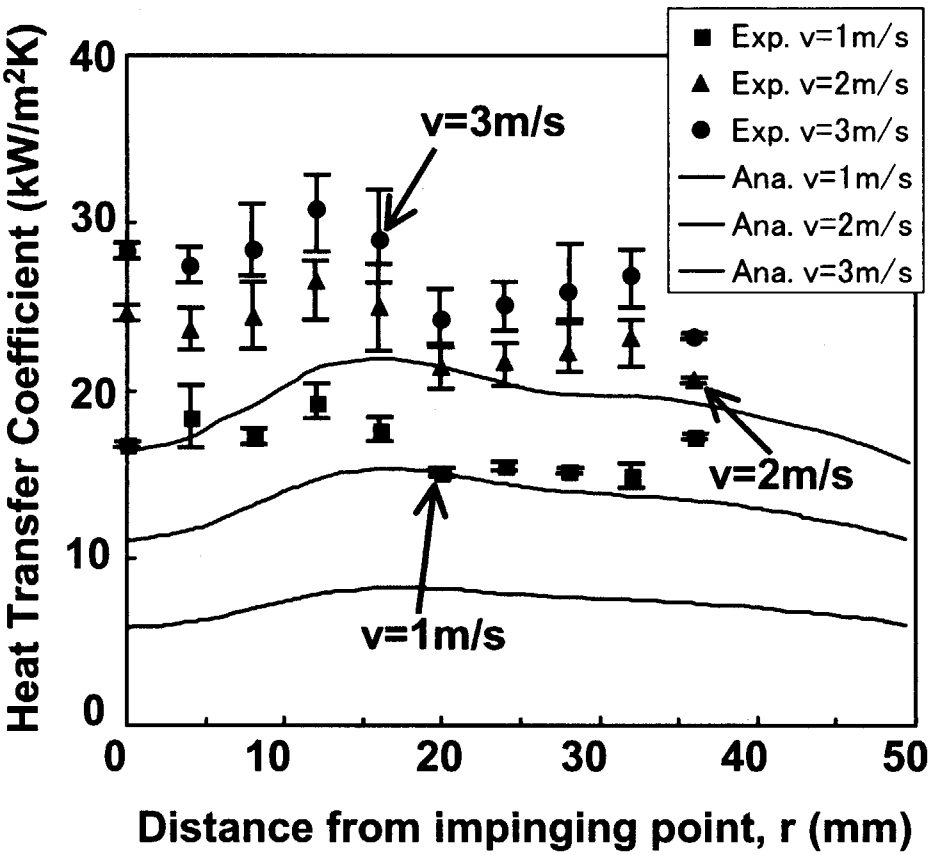


Fig.2.2.5-67 Relationship between heat transfer coefficients and impinging jet flow velocity (Exp.: Experiment, Ana.: Analysis)

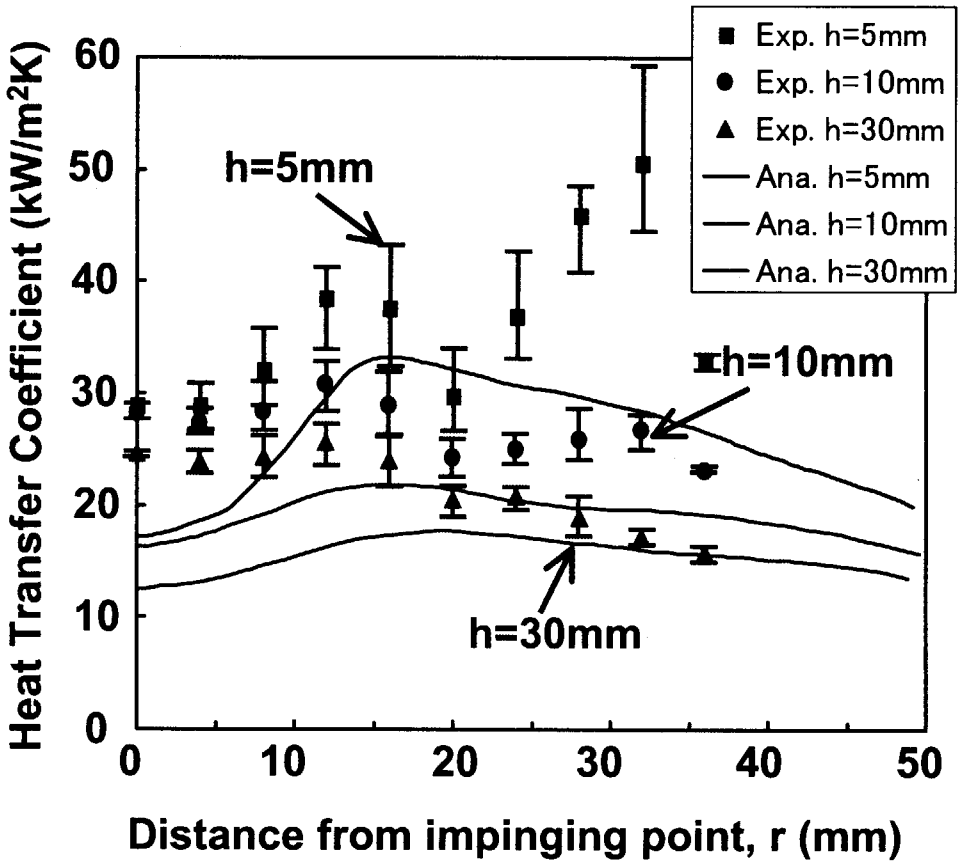


Fig.2.2.5-68 Relationship between heat transfer coefficients and height of inlet pipe (Exp.: Experiment, Ana.: Analysis)

２．２．６　反射体容器の構造強度解析

（１）目的

反射体容器の概略構造図を基に、冷却水圧力による変位・応力及び陽子ビーム発熱による温度・熱膨張量・熱応力を解析評価し、構造強度を確認する。

（２）解析条件

a. 解析コード

汎用有限要素プログラム ABAQUS／Standard を用い、二次元シェル要素及び三次元ソリッド要素により対象構造物をモデル化し、弾性解析を実施する。

b. 評価基準

解析により得られた応力は、実際の現象により近いとされるひずみエネルギー説に基づく VonMises 相当応力でまとめ、その応力と比較する構造強度評価基準を通産省告示 501 号「発電用原子力設備に関する構造等の技術基準」とする。

内圧による一次応力の評価基準は、以下となる。

(a)　Pm ＜ Sm

(b)　PL + Pb ＜ 1.5Sm

ここで、Pm：一次一般膜応力

Sm：設計許容応力

PL：一次局部膜応力

Pb：一次曲げ応力

また、熱膨張による二次応力の評価基準は、以下となる。

PL + Pb + Q ＜ 3Sm

ここで、Q：二次応力

反射体容器材質はアルミニウム合金であり、設計許容応力 Sm を 91MPa（at 100℃）とし、応力の種類によって、許容応力を Sm、1.5Sm あるいは 3Sm とする。

c. 物性値

解析に使用したアルミニウム合金の材料物性値を以下に示す。

縦弾性係数　：65 GPa

ポアソン比　：0.3

熱膨張係数　：24E-6　/K

熱伝導率　　：120　W/mK

d. 解析モデル

Fig.2.2.6-1 に示す概略構造図を基に解析用モデルを作成した。同じ断面形状毎に区切ったモデル図を Fig.2.2.6-2 に示す。モデル化に当たっては、上部プレナムから下部プレナムを対象とし、形状不連続部及び冷却水配管引き廻しについては対象外とした。また、ターゲット挿入部の側面は、実際には曲面形状であるが、応力的に問題ないと予想されるため簡略化して平面形状とした。

（3）解析内容及び結果

a. 内圧による変位及び応力

反射体容器本体を三次元ソリッド要素でモデル化し、冷却水圧力による変位及び応力を求めた。解析は、全体モデルにより相対的に変位の大きい部位を特定し、その後部分モデルにより詳細解析を実施した。変位量 1mm を上限とし容器板厚を検討した。解析条件及び全体解析モデルを Fig.2.2.6-3 に示す。Fig.2.2.6-4 に示す結果から、最大変位はターゲット挿入孔底板中央部で 1.5mm となっており、また、最大応力はターゲット挿入孔底板と下部内胴の付根部で VonMises 相当応力で 229MPa となっている。これは曲げ応力の制限値 1.5Sm を超えており、下部内胴付根部の板厚を 10mm から増す必要があると考える。

次に、応力的に厳しい部位であるターゲット挿入孔－下部モデレータ挿入孔及び下部モデレータ挿入孔－下部中性子ビーム穴の二領域に注目し、三次元シェル要素で部分的にモデル化して解析を実施した。Fig.2.2.6-5 に部分モデルを示す。Fig.2.2.6-6 には、ターゲット底板厚を 15mm、下部内胴板厚を 10mm とした場合、Fig.2.2.6-7 には、それぞれ 20mm、15mm とした場合の解析結果を示す。後者の板厚であれば、変位及び応力とも制限値を満足している。

b. 温度、熱膨張及び熱応力

反射体容器自体の発熱による温度分布、熱膨張量及び熱応力を前述の三次元モデルにより求める。Table 2.2.6-1 に原田氏の計算値に基づく反射体容器の発熱データを、Fig.2.2.6-8 に解析モデル及び解析条件を示す。Case1 は冬場を想定して、冷却水入口温度を 20℃とし、Case2 は最大温度 40℃として解析した。解析により得られた温度分布、熱膨張量及び熱応力を Fig.2.2.6-9～Fig.2.2.6-14 に示す。いずれの場合も、冷却水の沸点を越える部位は無く、応力も 3Sm を下回っていることが確認できた。今後最終構造により詳細解析を実施する必要がある。

（4）まとめ

反射体容器の板厚を、容器外胴 25mm、ターゲット挿入孔板厚 20mm、その他の仕切り板及びモデレータ挿入孔板厚 15mm とすれば、変位量は 1mm 以下に抑えられ、また、応力的についても問題ないと考えられる。

ターゲット挿入孔及びモデレータ挿入孔の付根部については、内圧及び熱応力が集中する部位なので上述板厚を特に必要とするが、一律に板厚を増やすことができない場合については、形状不連続部のみを厚肉にすることも考えられる。更に、本部位は溶接を避けた構造にすることが必要であると考えられる。

Table 2.2.6-1 Heat density data of reflector vessel.

1）原田氏発熱データ

（資料「ターゲット周辺機器の核発熱評価(4)」より）

	崩壊熱なし	崩壊熱有り	
（1）上部	10.4 kW	14.56 kW	
（2）上－中間板	4.3 kW	6.02 kW	
（3）中間	10.5 kW	11.03 kW	
（4）中間－下板	4.1 kW	4.31 kW	
（5）下部	3.8 kW	3.99 kW	
合計	32.9 kW	39.9 kW	→ 全発熱量 40 kW

2）解析用発熱密度

	（全発熱量の5倍）	（全発熱量の2倍）
（1）プレナム部	0.05 W/cc	0.02
（2）容器外胴部	0.5	0.21
（3）陽子ビームダクト部	3.3	1.39
（4）下部ダクト中央部	2	0.84
（5） 〃 周辺部	1	0.42
（6）上部ダクト中央部	5	2.10
（7） 〃 周辺部	2	0.84
（8）ターゲット中央部	4	1.68

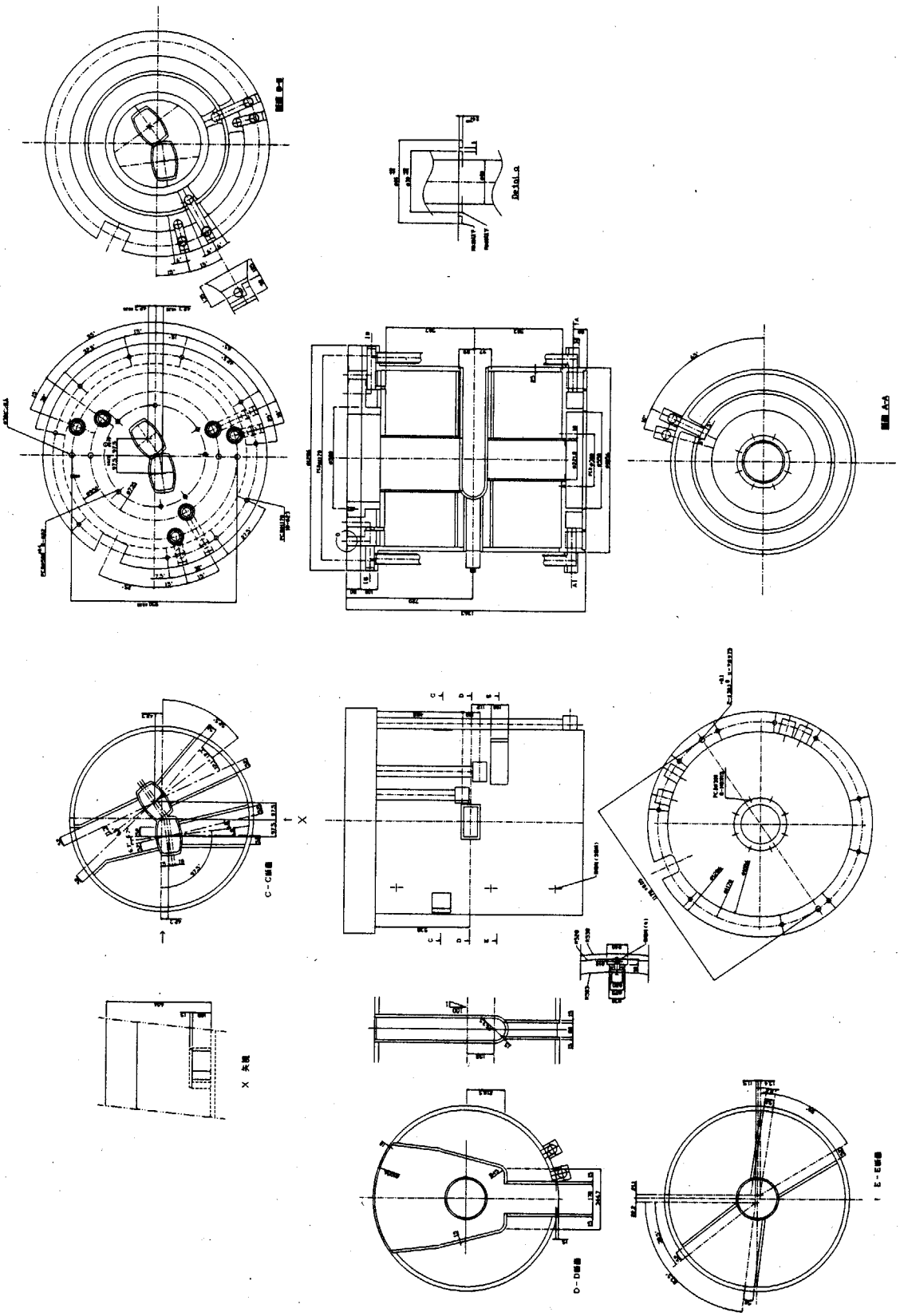


Fig.2.2.6-1 Structure of reflector vessel.

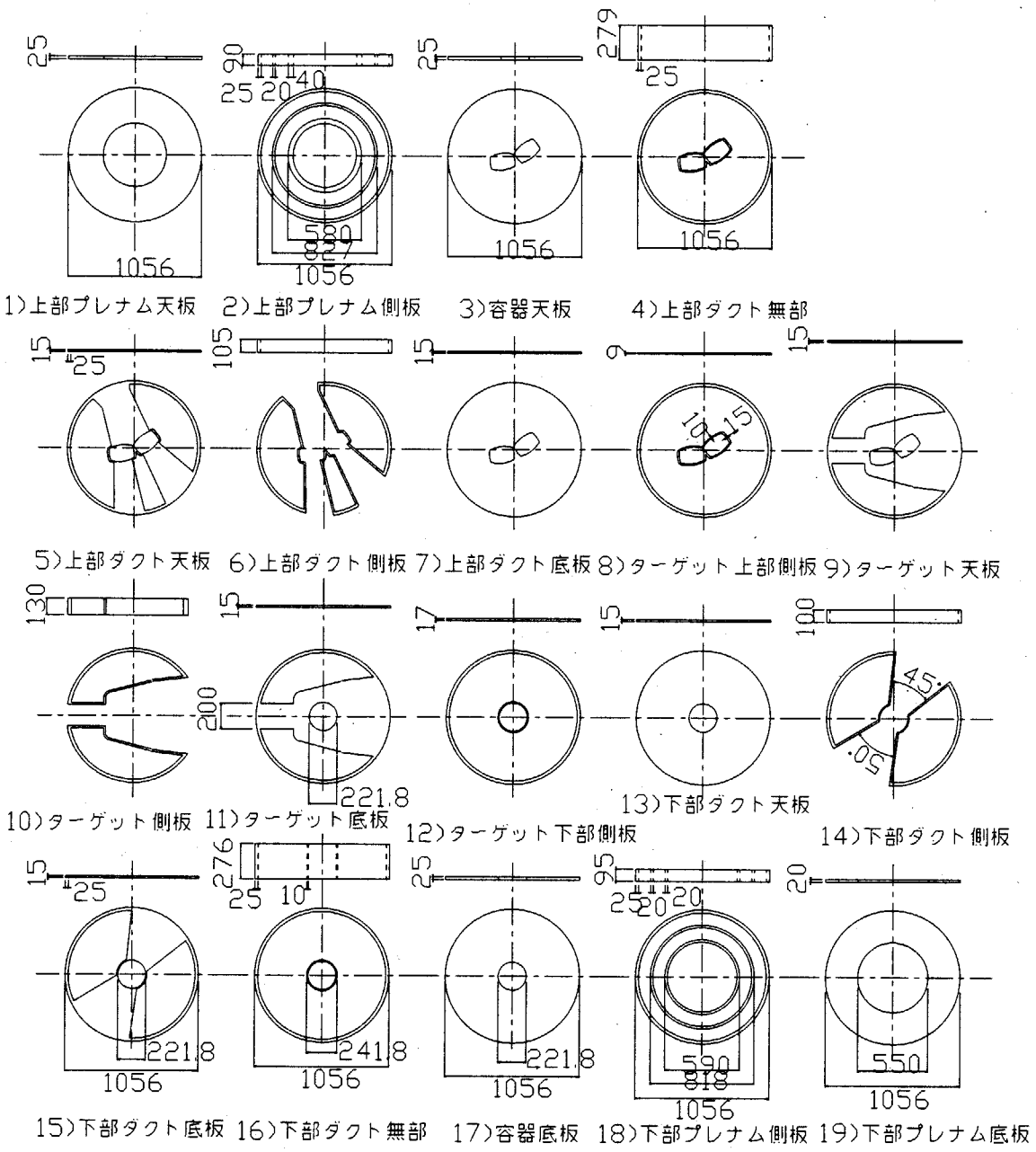
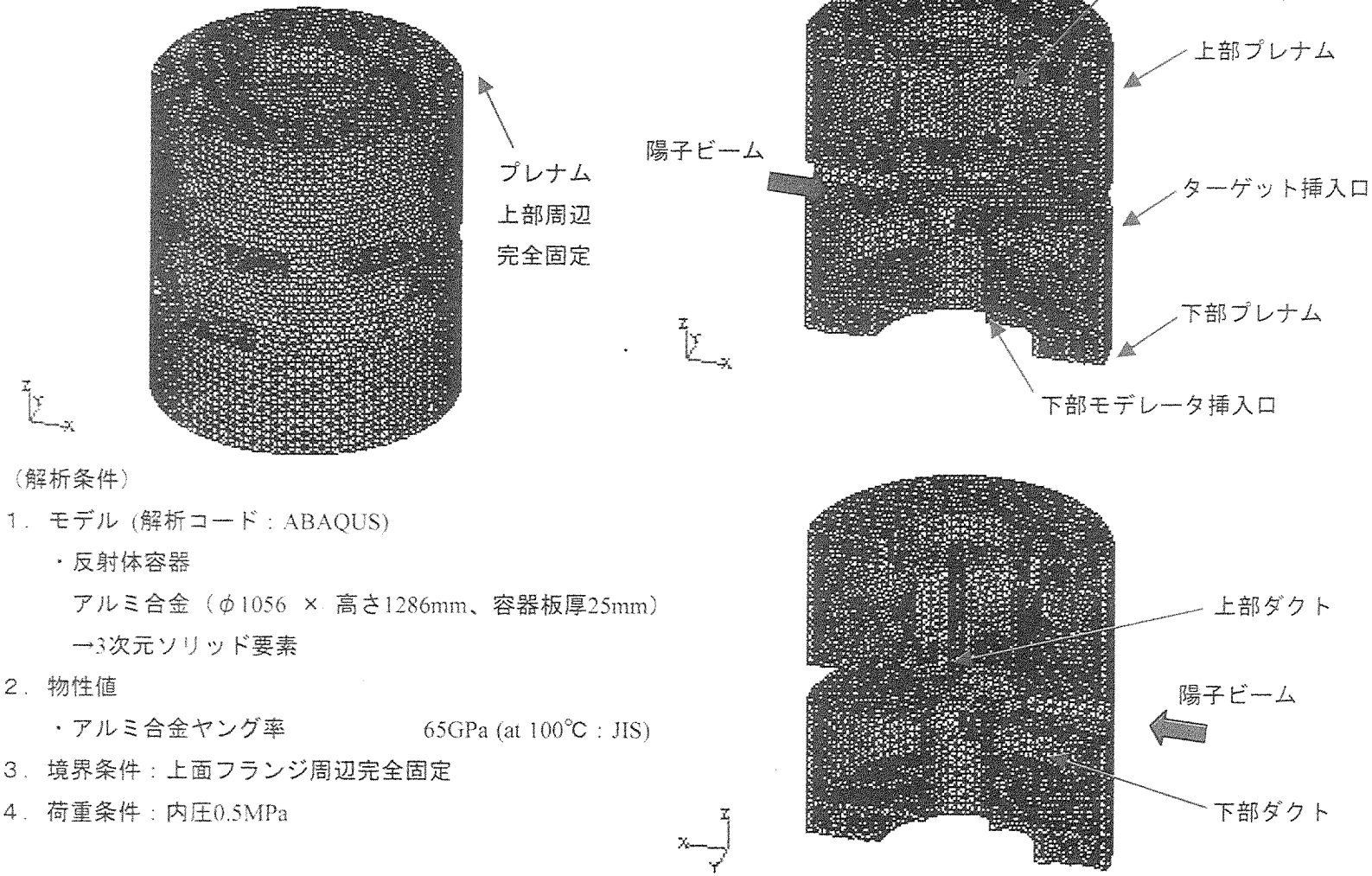


Fig.2.2.6-2 Parts of analytical model.

反射体容器解析モデル（ソリッド要素）



（解析条件）

1．モデル（解析コード：ABAQUS）

・反射体容器

アルミ合金（φ1056 × 高さ1286mm、容器板厚25mm）

→3次元ソリッド要素

2．物性値

・アルミ合金ヤング率　　65GPa (at 100℃：JIS)

3．境界条件：上面フランジ周辺完全固定

4．荷重条件：内圧0.5MPa

Fig.2.2.6-3 Analytical model of reflector vessel for internal pressure.

(内圧0.5MPa、容器板厚25mm、内部仕切板15mm、下部内胴10mm、上部内胴10&15mm)

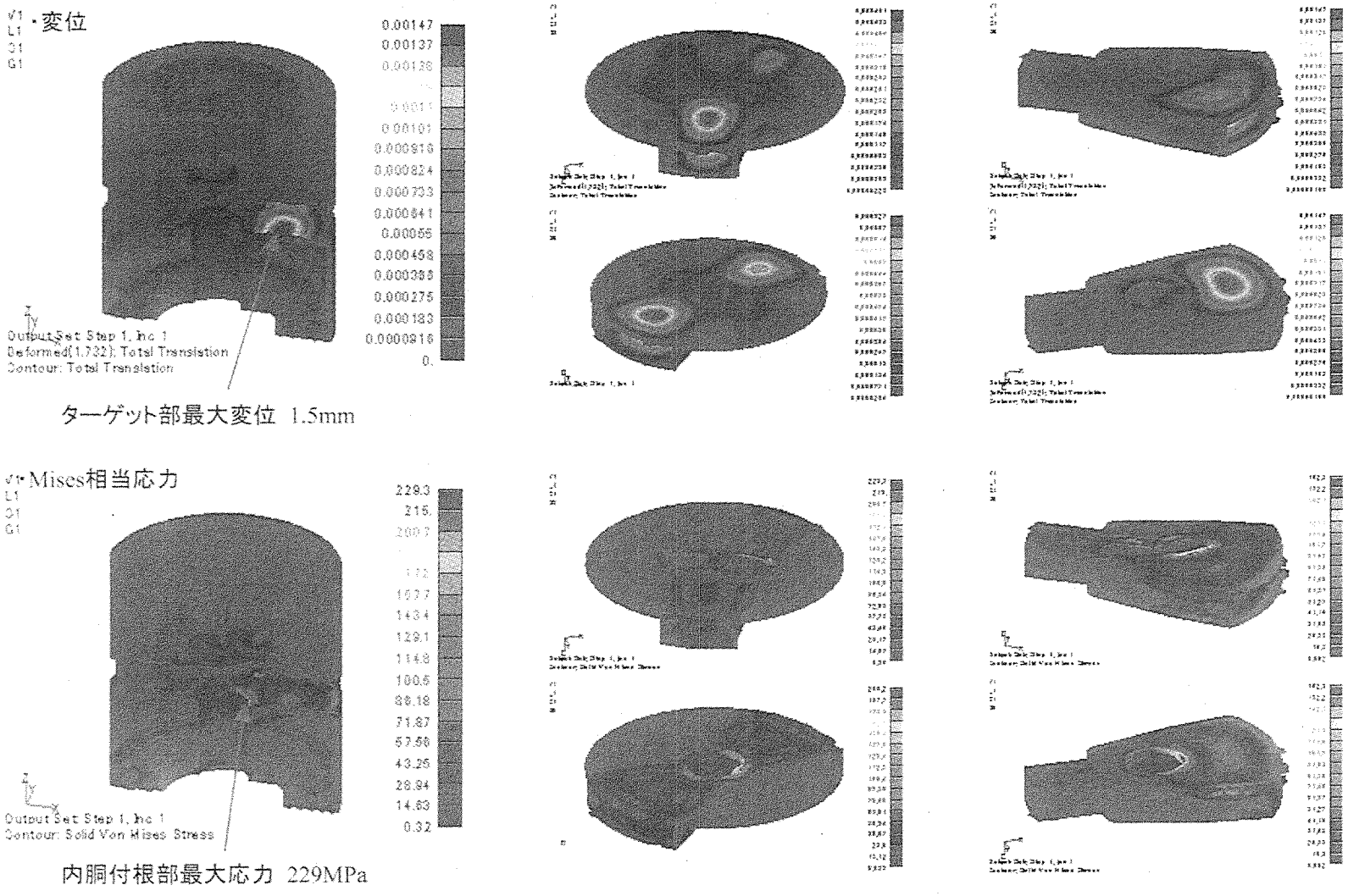
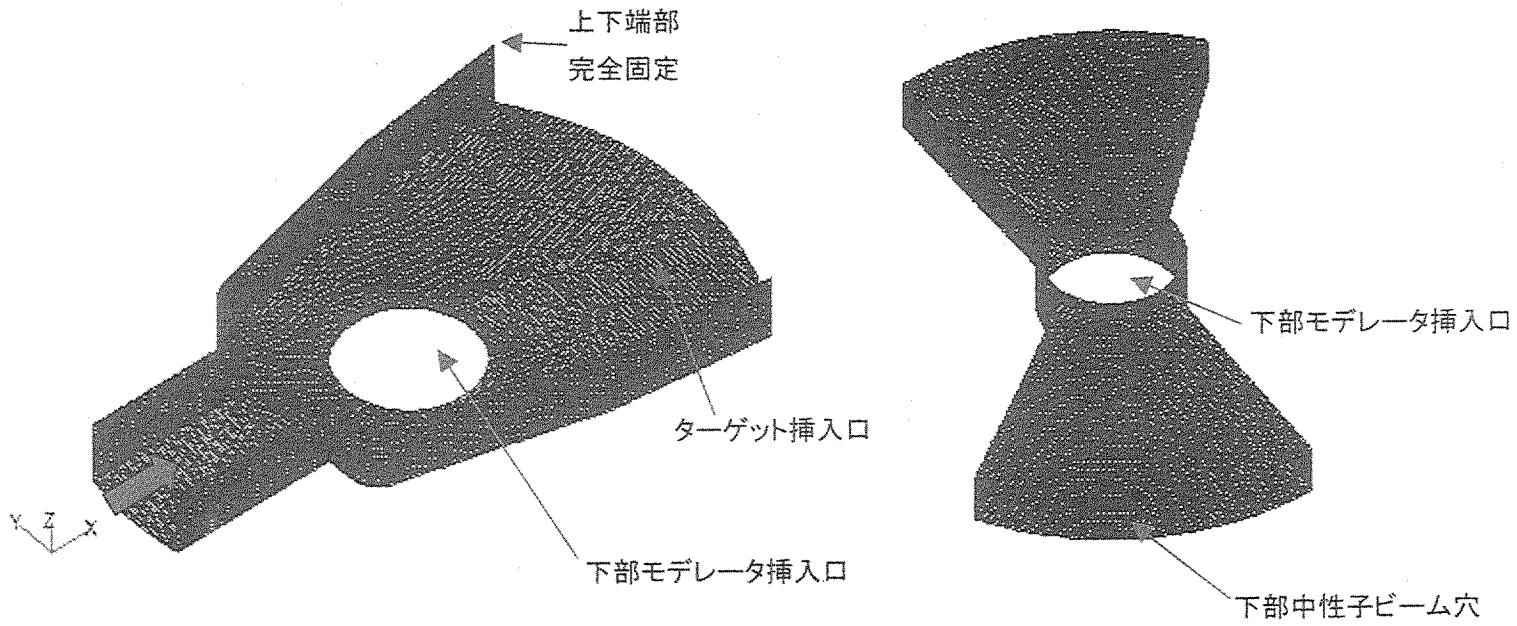


Fig.2.2.6-4 Analytical results of displacement and stress distribution caused by internal pressure.



（解析条件）

1．モデル（解析コード：ABAQUS）

・反射体容器ターゲット部

アルミ合金（φ1056 × 高さ277mm）

内胴板厚10mm、その他15mm

→3次元シェル要素

2．物性値

・アルミ合金ヤング率 65GPa (at 100℃：JIS)

3．境界条件

・上下端部完全固定

4．荷重条件

・内圧0.5MPa

Fig.2.2.6-5 Parts of analytical model of reflector vessel.

（1）内圧0.5MPa、内胴板厚10mm、その他板厚15mm

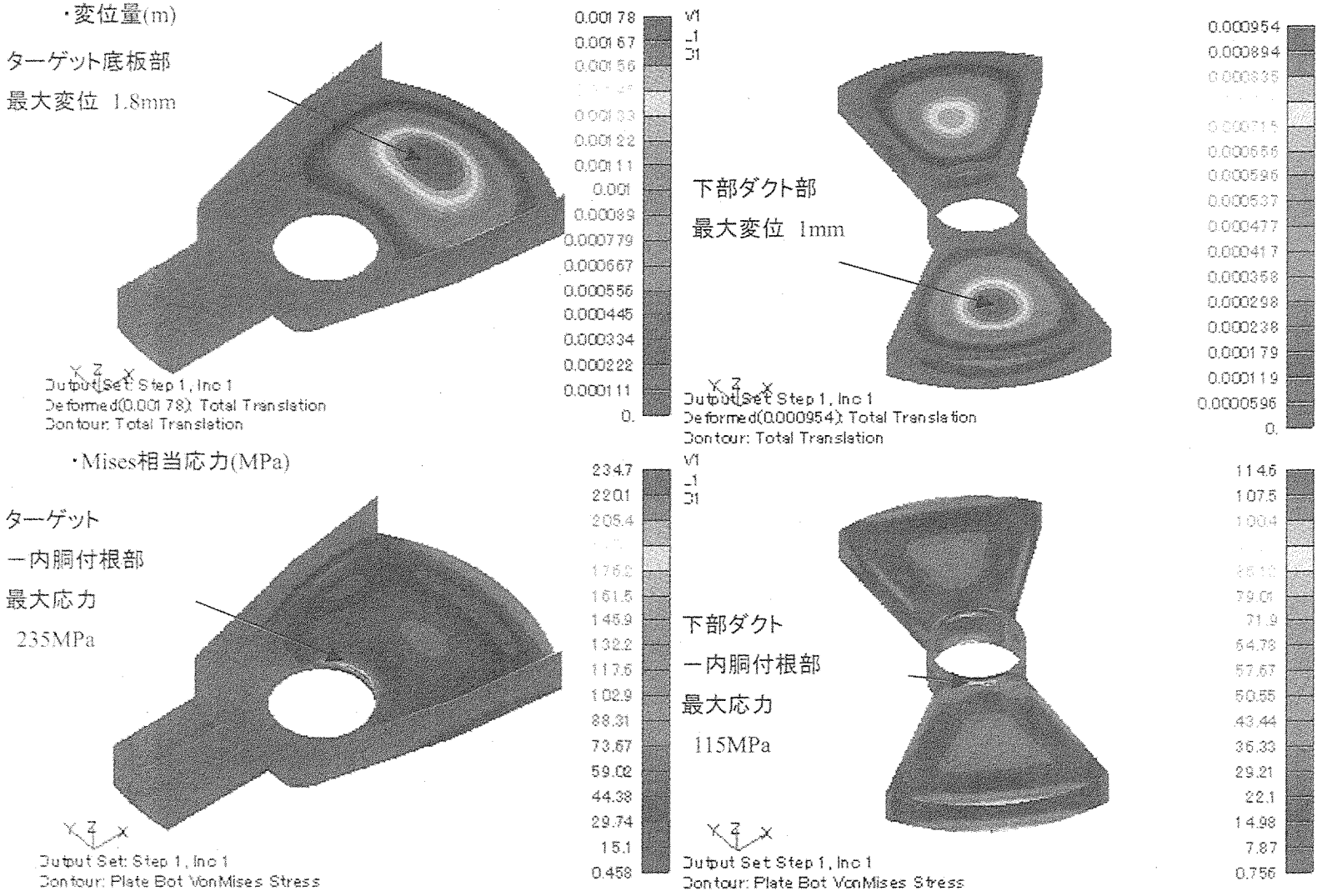


Fig.2.2.6-6 Analytical results of displacement and stress distribution caused by internal pressure (1) .

（2）内圧0.5MPa、内胴板厚15mm、ターゲット底板20mm、その他板厚15mm

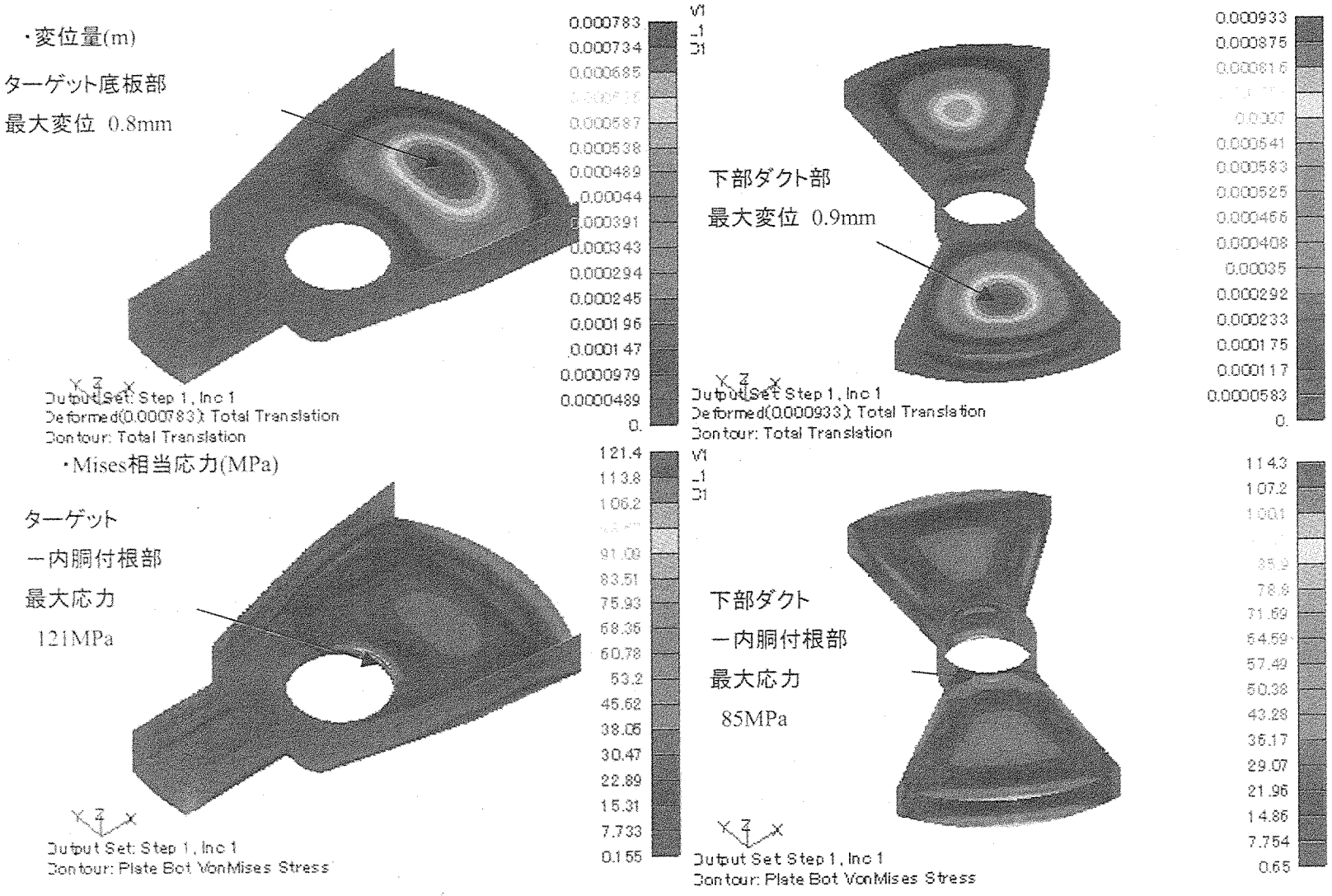
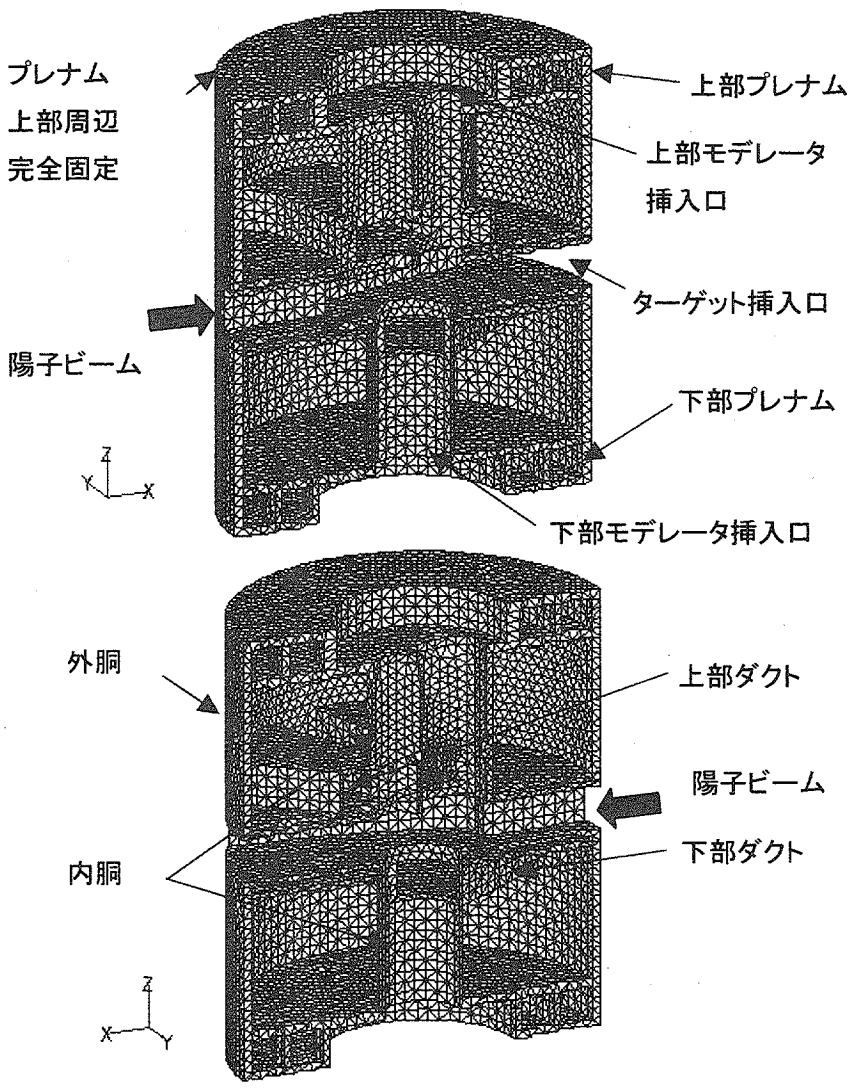


Fig.2.2.6-7 Analytical results of displacement and stress distribution caused by internal pressure (2) .



（解析条件）

1. 3次元ソリッド要素モデル（解析コード：ABAQUS）
   アルミ合金（φ1056 × 高さ1286mm、容器板厚25mm）
2. 物性値
   ・アルミ合金
   ヤング率　65 GPa (at 100℃：JIS)
   熱伝導率　120 W/mK（アルミハンドブック）
   線膨張係数　24E-6 /K（アルミハンドブック）
3. 境界条件
   ・上面フランジ周辺完全固定
4. 発熱密度
   総発熱量の2倍（Table 2.2.6-1）
5. 水側熱伝達率
   3D流動解析による流速を用いて流路幅3mmとして、
   Dittus-Boelterの式から算出（添付表参照）
6. 解析ケース
   ・case 1・・・流体温度20℃、一律700W/m^{2}K（全て層流域）
   ・case 2・・・流体温度40℃、
   プレナム、外胴部・・・ 700W/m^{2}K
   水平部　・・・1500W/m^{2}K
   内胴部　・・・3000W/m^{2}K

Fig.2.2.6-8 Analytical model of reflector vessel for temperature and thermal stress distribution.

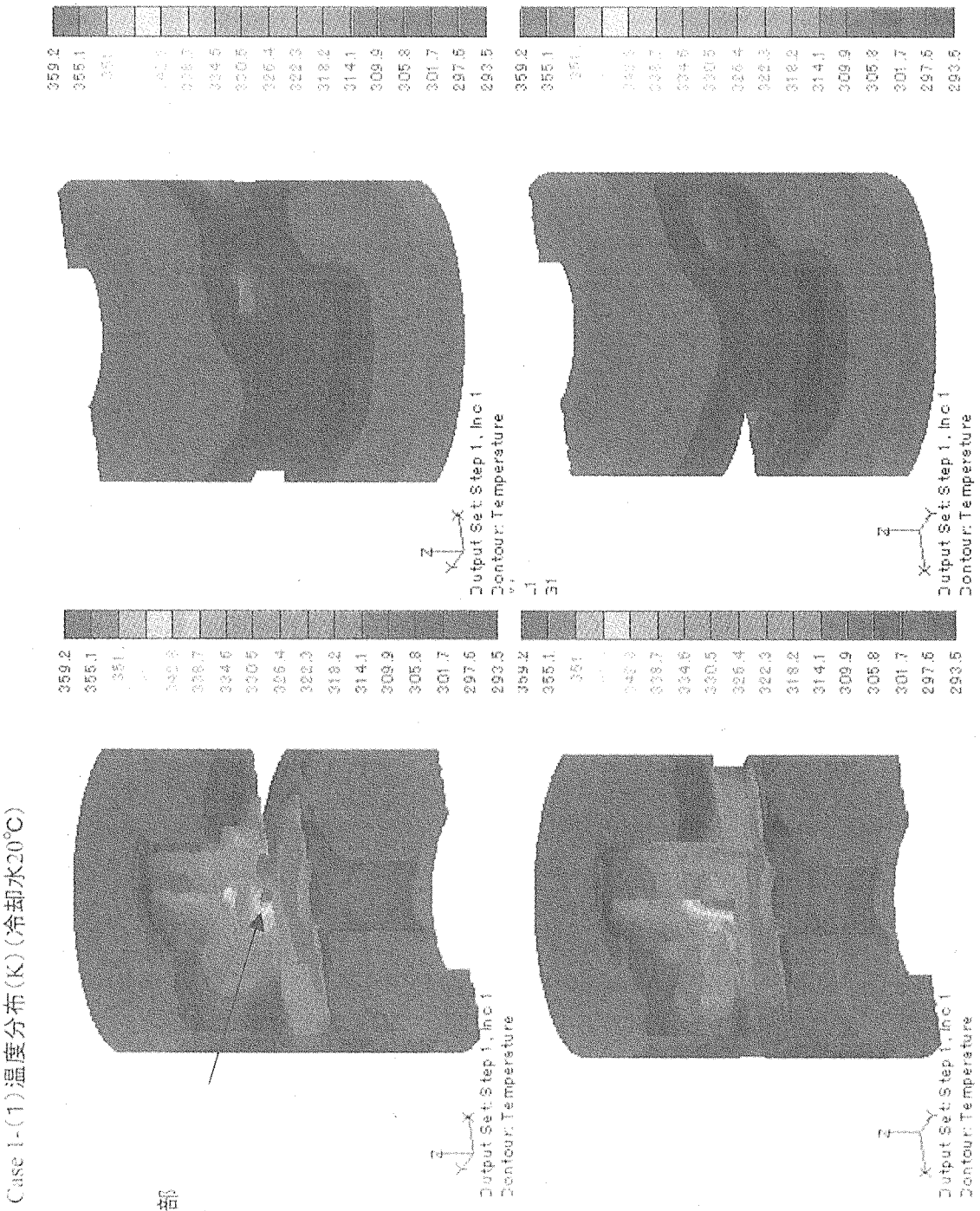


Fig.2.2.6-9 Analytical results of temperature distribution (1).

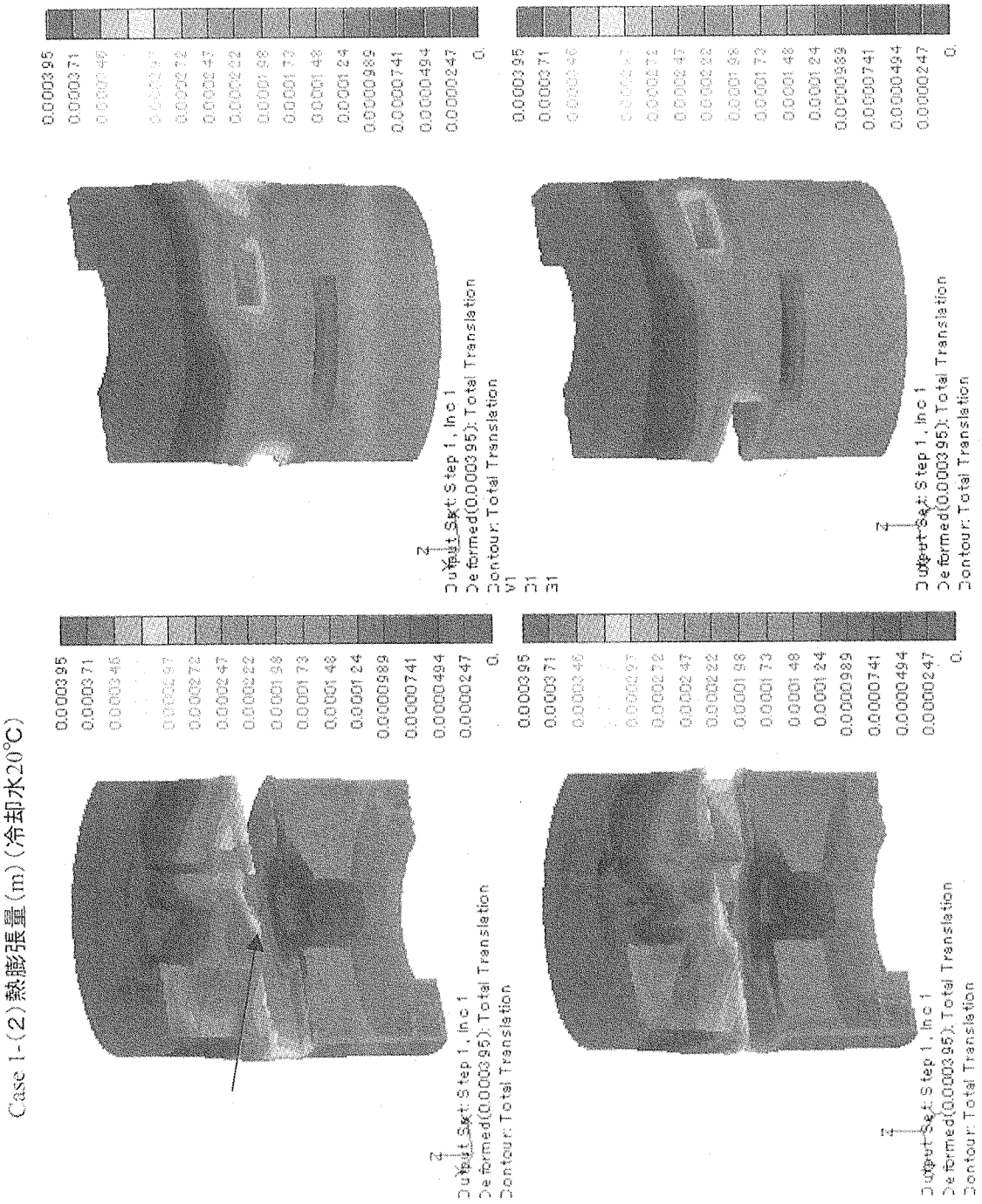


Fig.2.2.6-10 Analytical results of thermal expansion (1).

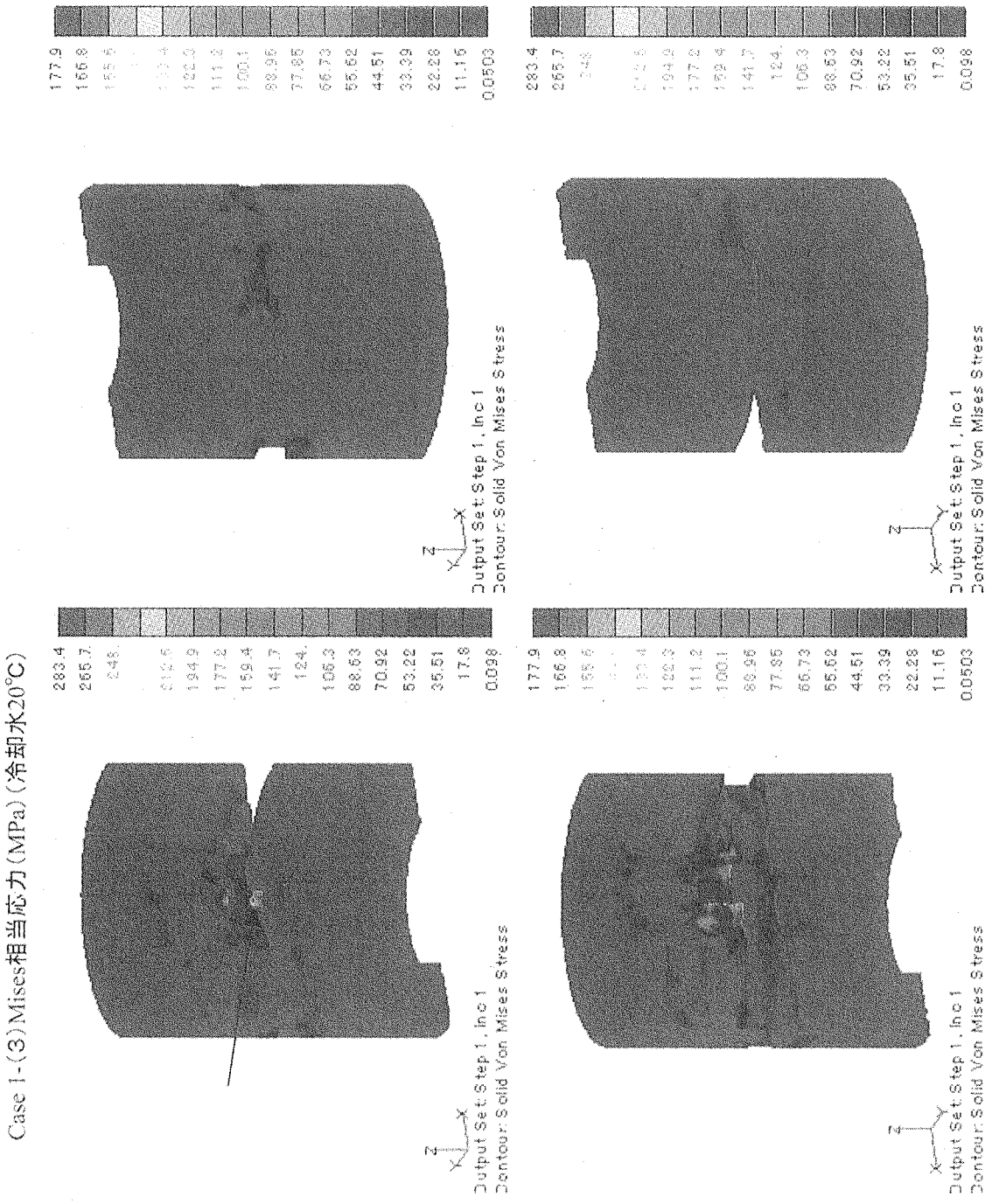


Fig.2.2.6-11 Analytical results of thermal stress distribution (1)

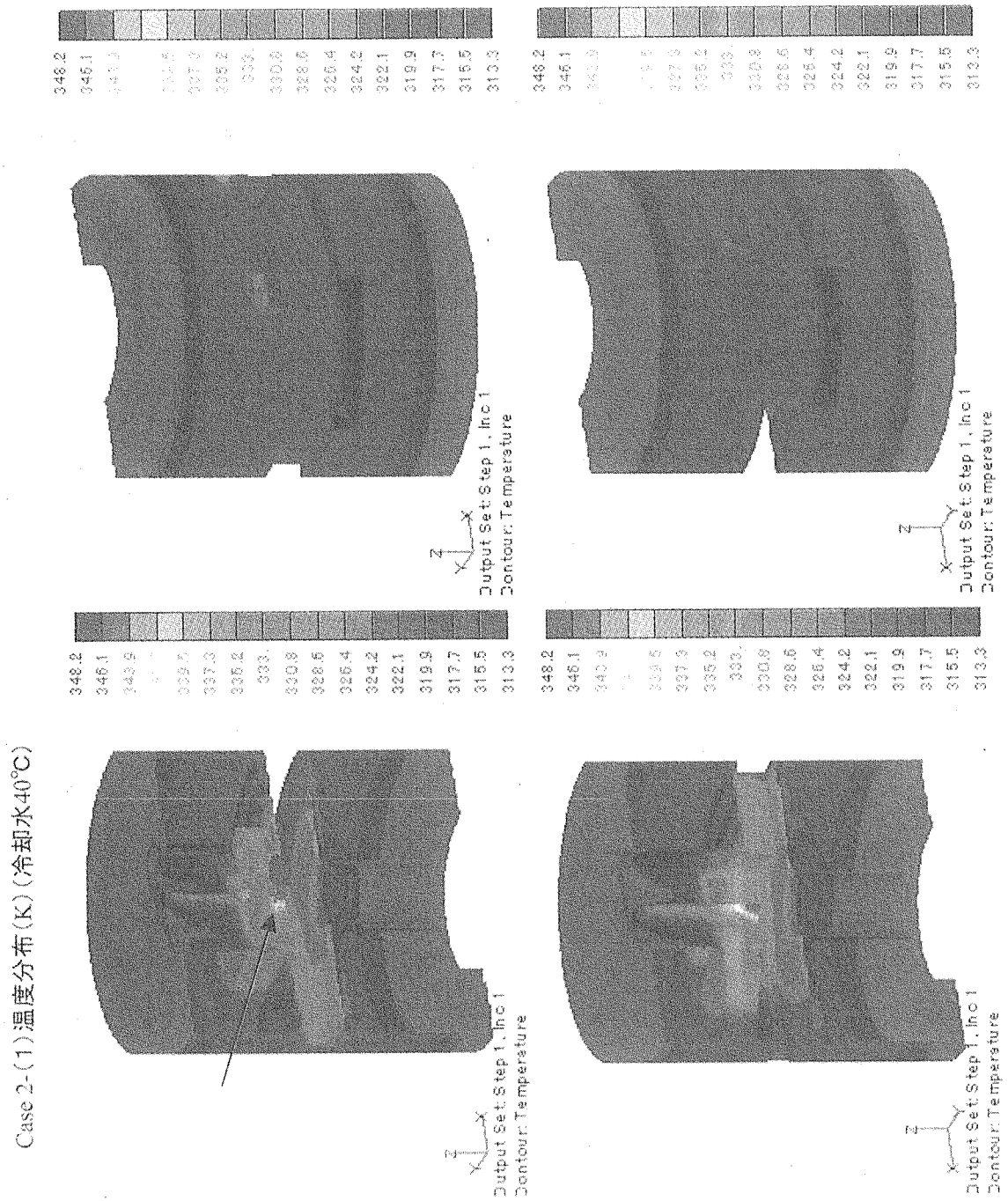


Fig.2.2.6-12 Analytical results of temperature distribution (2)

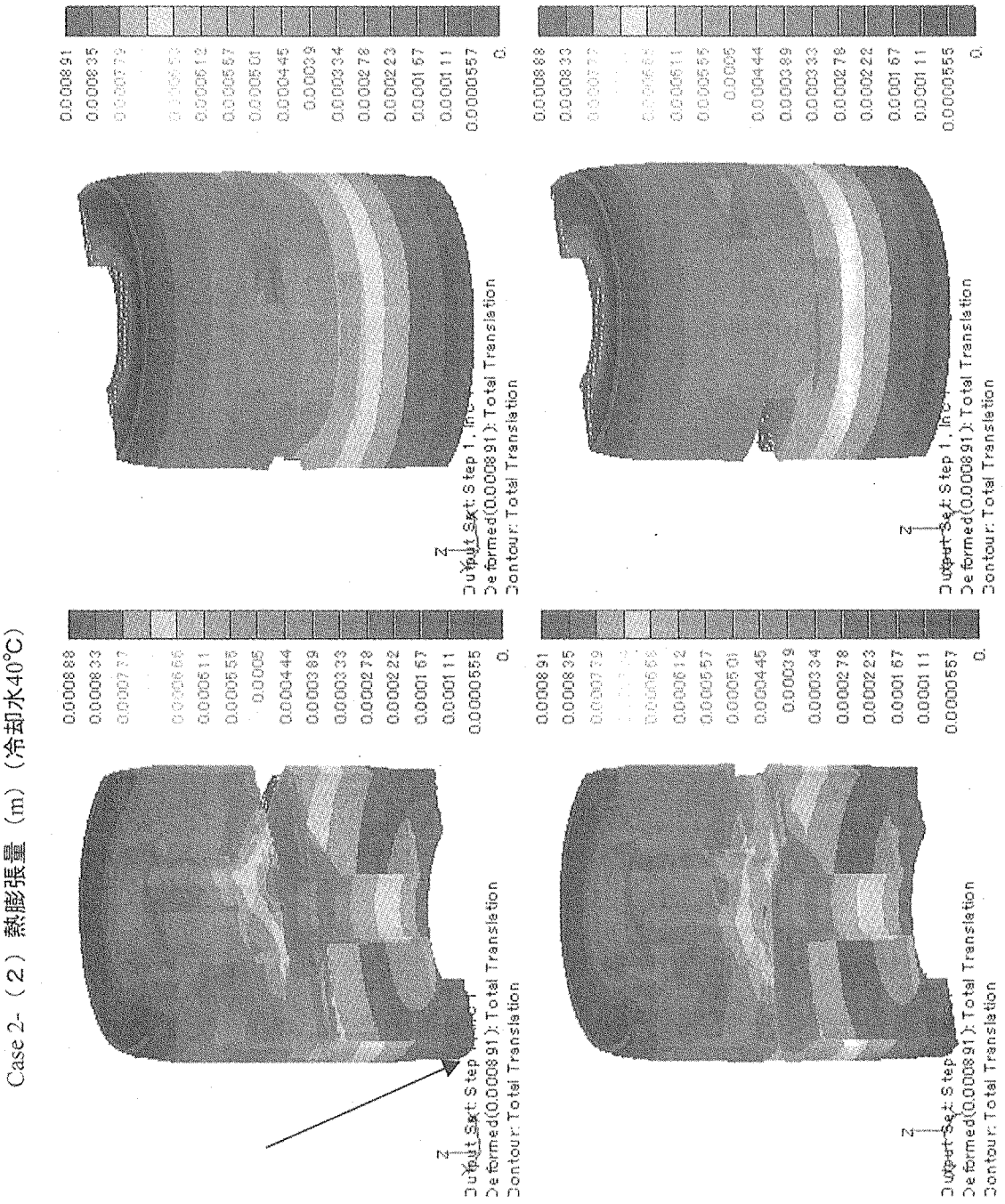


Fig.2.2.6-13 Analytical results of thermal expansion (2)

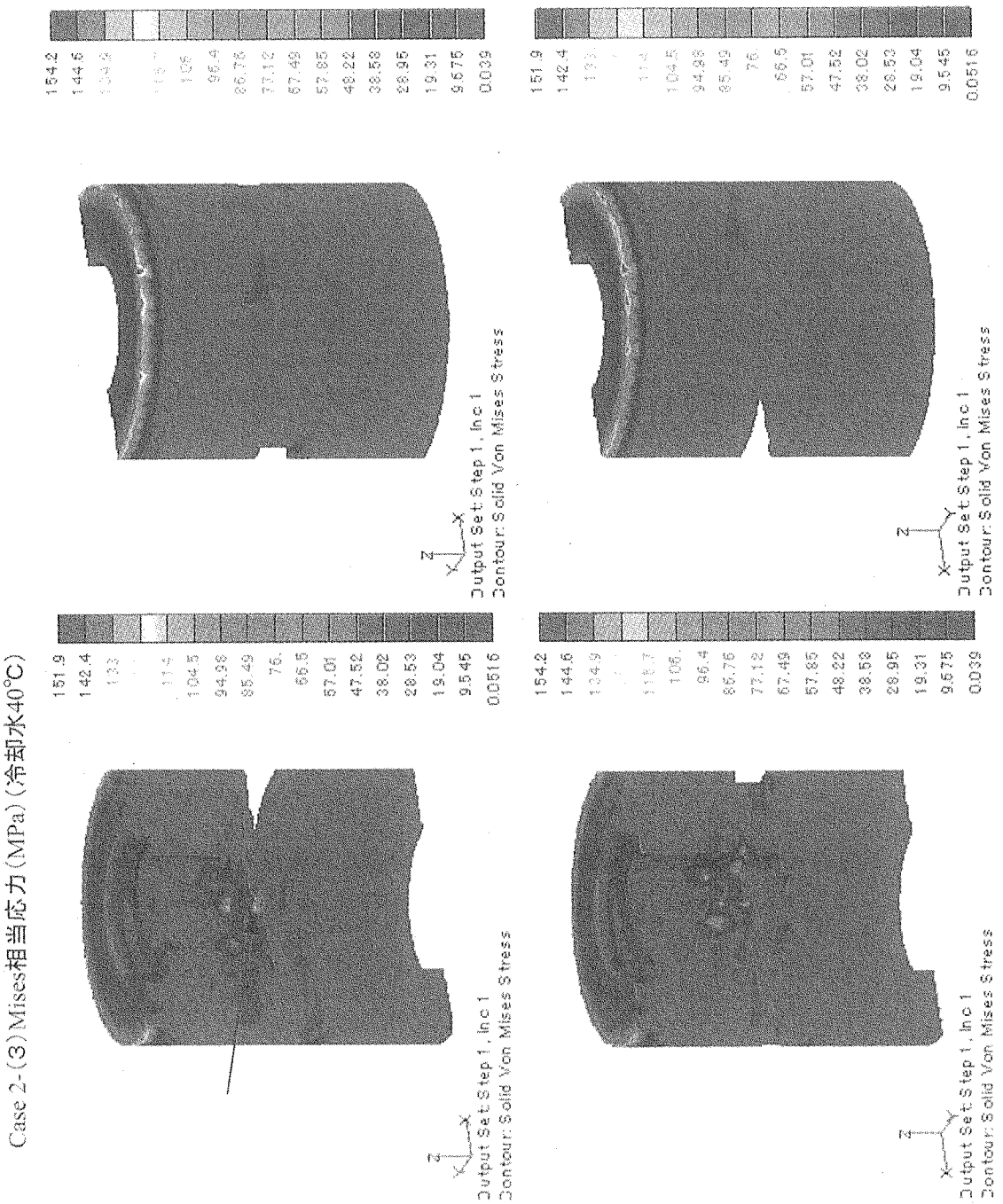


Fig.2.2.6-14 Analytical results of thermal stress distribution (2)

２．２．７　反射体の熱流動解析

(1) 概要

物質・生命科学実験施設のヘリウムベッセル内に設置される反射体の冷却流路に対する見通しを検討するため、構造図の図面寸法に基づいた解析モデルを作成し、汎用熱流動解析コード「STAR-CD」を用いて解析を行った。Fig. 2.2.7-1に示すように反射体の冷却流路は、上部（非結合型モデレータ設置側）、中部、下部（結合型モデレータ設置側）の3ブロックで構成されるが、上下部は中部を挟んで、ほぼ対称構造となることから上部と中部を解析対象とした。

反射体上部冷却流路の構造概念をFig. 2.2.7-2に示す。冷却流路は、上部フランジ周上に配置された入口プレナムより中性子ビーム取り出し口を回避するために6ブロックに分割される。各ブロックへの流量は、狭隘流路の流路断面積と流路長さに応じた圧力バランスによって配分される。

一方、中部反射体流路の構造概念をFig. 2.2.7-3に示す。ターゲット挿入口周囲に配置された入口プレナムより上面部、中間部、下面部の3ブロックに分割される。上面部と下面部は中間部を挟んで同一の流路構造である。中間部全体流路は、陽子ビーム軸垂直面について対称であるため、解析モデルは半割とした。

(2) 解析条件

(a) 反射体上部冷却流路モデル

流路形状をFig. 2.2.7-4に示す。反射体上部は、反射体下部と異なりモデレータ取り出し開口部の形状が複雑であり、中性子ビーム取り出し口が3箇所反射体円周方向に設置されている。これらの流れ場への影響を検証するため、Fig. 2.2.7-5に示す流路形状を解析対象モデルとして解析を行った。境界条件等を以下に示す。

入口流量：2.6（kg/s）（入口配管部流速　0.96m/s）
密度　ρ：1104（kg/m3）
分子粘性係数　μ：1048e-6（Pa･s）
入口乱流量：乱流エネルギーｋ：1.04e-3(m2/s2)
　　乱流エネルギー散逸率 ε：2.98e-2（m2/s3）
乱流モデル：標準k-εモデル
出口条件：圧力一定（P=0）
壁面条件：壁法則
格子点数：約1,244,356ｾﾙ（Fig. 2.2.7-6参照）

(b) 反射体中部冷却流路モデル

流路形状をFig. 2.2.7-7、2.2.7-8に示す。また、境界条件等を以下に示す。

入口流量：1.3(kg/s)（入口配管部流速　2.3m/s）
密度　ρ：1104（kg/m3）
分子粘性係数　μ：1048e-6（Pa･s）

入口乱流量：乱流エネルギー　k：8.74e-3(m2/s2)
　　乱流エネルギー散逸率　ε：0.495（m2/s3）
乱流モデル：標準k-εモデル
出口条件：圧力一定（P=0）
壁面条件：壁法則
格子点数：約708,260点（Fig. 2.2.7-9、2.2.7-10参照）

(3) 解析結果

(a) 反射体上部冷却流路モデル

Fig. 2.2.7-11～Fig. 2.2.7-17に上部冷却流路の流速分布と圧力分布を示す。全体的に低流速のため、各流路断面の流速分布の変化は小さく、各流路とも比較的均一な断面流速分布となっている。断面積の大きい最外側流路では、境界条件の影響から断面流速分布に幾分、偏りや局所的に高い圧力がみられる。また、モデレータに近い内側流路では、同一流路ブロックにおいて垂直流路間の距離間隔の変化が大きい流路においては、変化に応じた流速分布の偏りがみられる。流路の直交する流れが壁面に衝突する箇所には、局所的に流れのよどみがみられる。また、圧力損失は4.9kPaであった。

最高流速　場所　反射体中心軸近傍の最内側流路
　　流速　1.4m/s
低速部（プレナムを除く）
　　場所　モデレータに近い内側水平流路上部の流路仕切り板近傍
　　流速　0.1m/s以下
圧力損失　4.9kPa

(b) 反射体中部冷却流路モデル

Fig. 2.2.7-18～Fig. 2.2.7-21に中部冷却流路の流速分布と圧力分布を示す。各ブロックの流路は、ターゲット近傍の上面部流路以外について同程度の断面積であるため、入口プレナムからの分岐後の流速は、ほぼ一定とみられる。上下面部では、流路が急激に反転する仕切り板近傍で旋回流がみられる。発熱密度の高いターゲット近傍で低速部がみられるため、この流速で十分な除熱ができるか検討が必要である。また、圧力損失は40kPaであった。

最高流速　場所　冷却水出口プレナム合流部
　　流速　4.0m/s
低速部（プレナムを除く）
　　場所　ターゲット近傍の上下面部流路
　　流速　0.1m/s以下
圧力損失　40kPa

(4) 今後の課題

発熱密度の高い反射体中部で低速部が確認できる。反射体ブッロクの材質がアルミ合金であることを考えれば、流れのよどみを極力なくし沸騰を起さないようにしなければならない。そのため、流動解析により流路の最適化を進めていく必要がある。その際、熱伝達率を仮定しながら熱伝導解析も同時に行い、温度分布も把握しておいたほうがよいと考えられる。また、解析結果の妥当性を確保するためにも、格子や乱流モデルの違いによる解への影響も検討しなければならない。最終的な解析としては、反射体全体(流路、反射体ブロック、容器)をモデル化し熱流動解析を行うことが考えられる。

一方、圧力損失については、解析モデルがどれだけ実際の流路を再現しているかで解析結果の妥当性が決まるので、より詳細な解析モデルでの検討が必要であると考えられる。

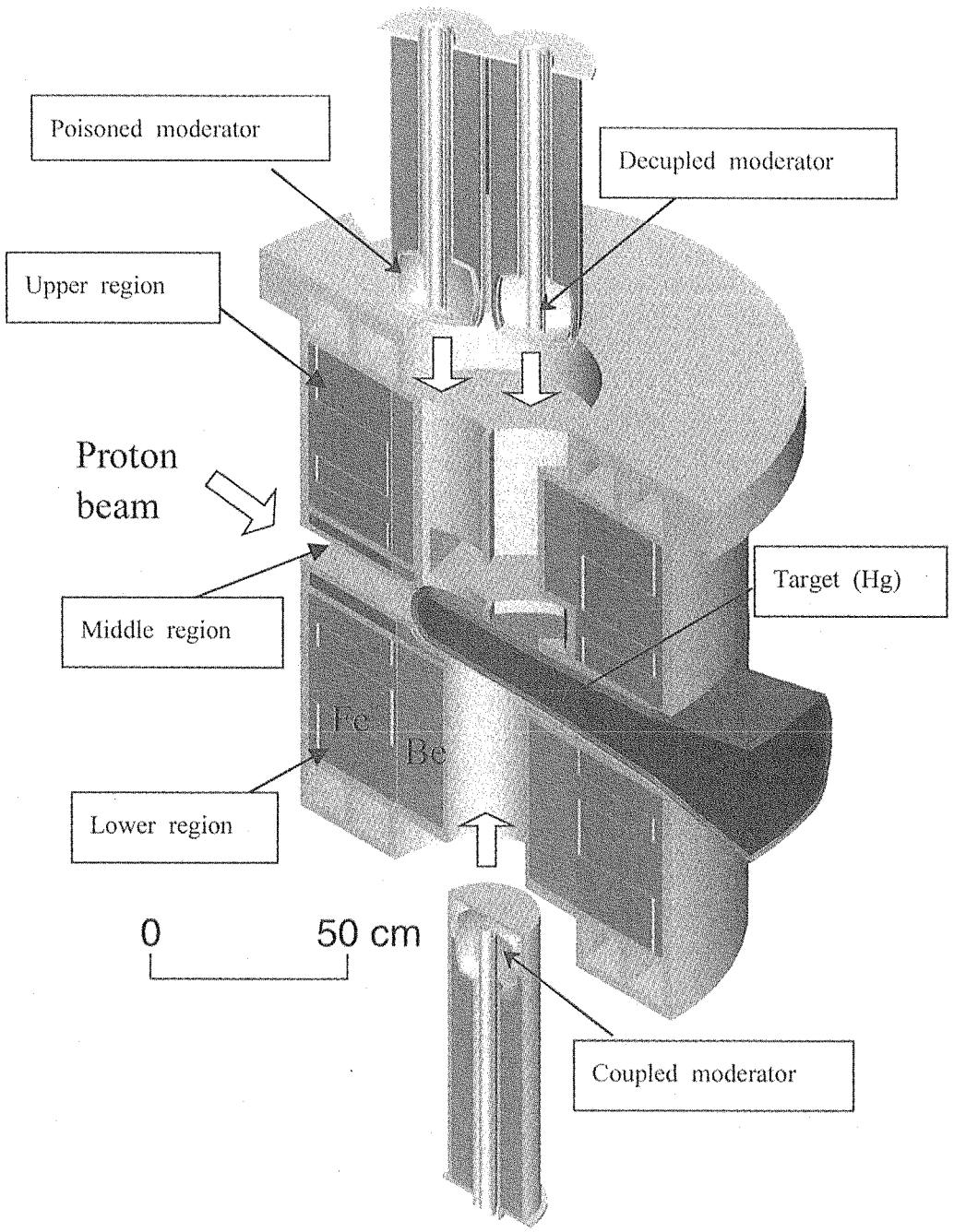


Fig. 2.2.7-1 Reflector internal structure

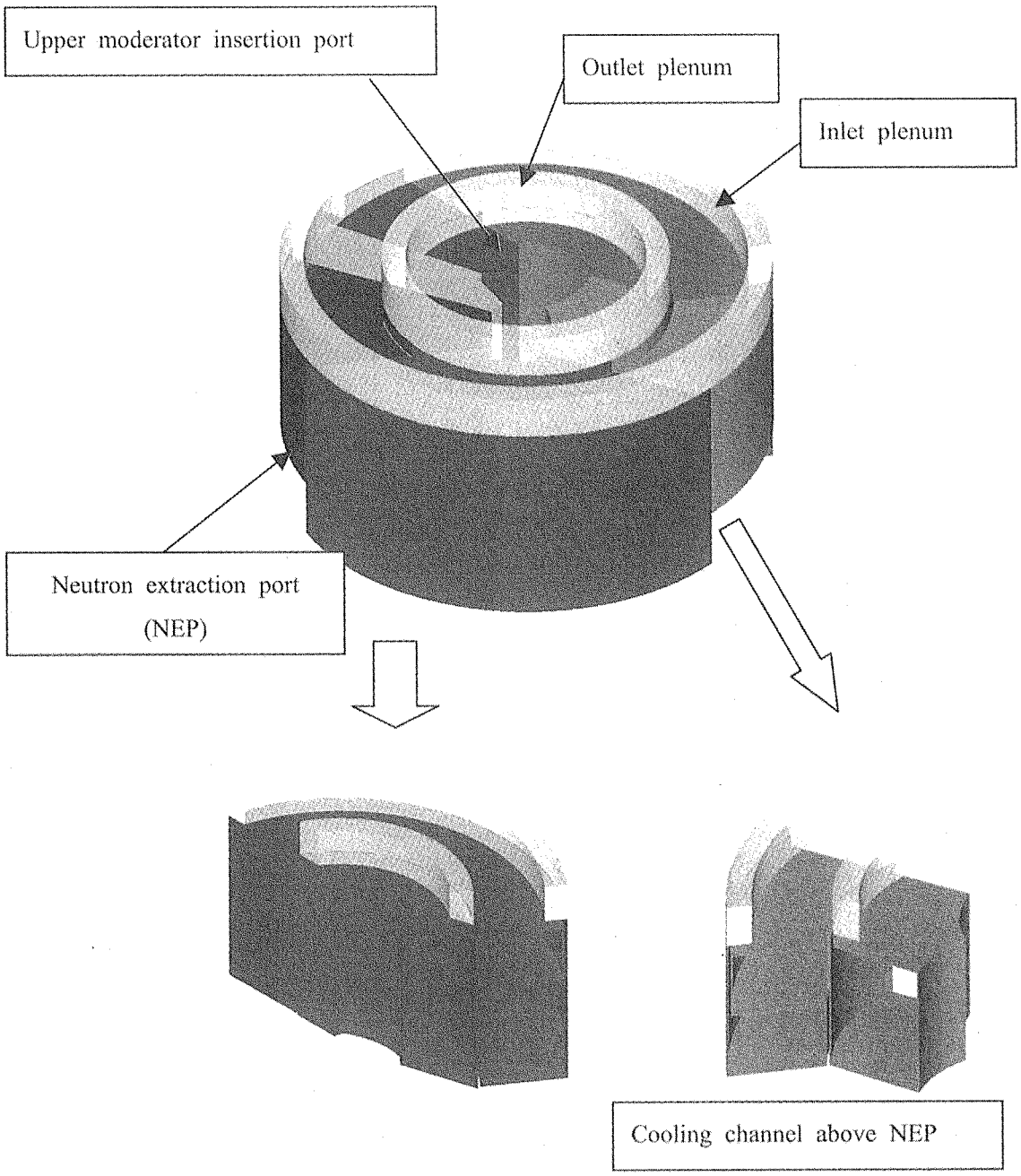


Fig. 2.2.7-2 Concept of cooling channel in reflector upper region

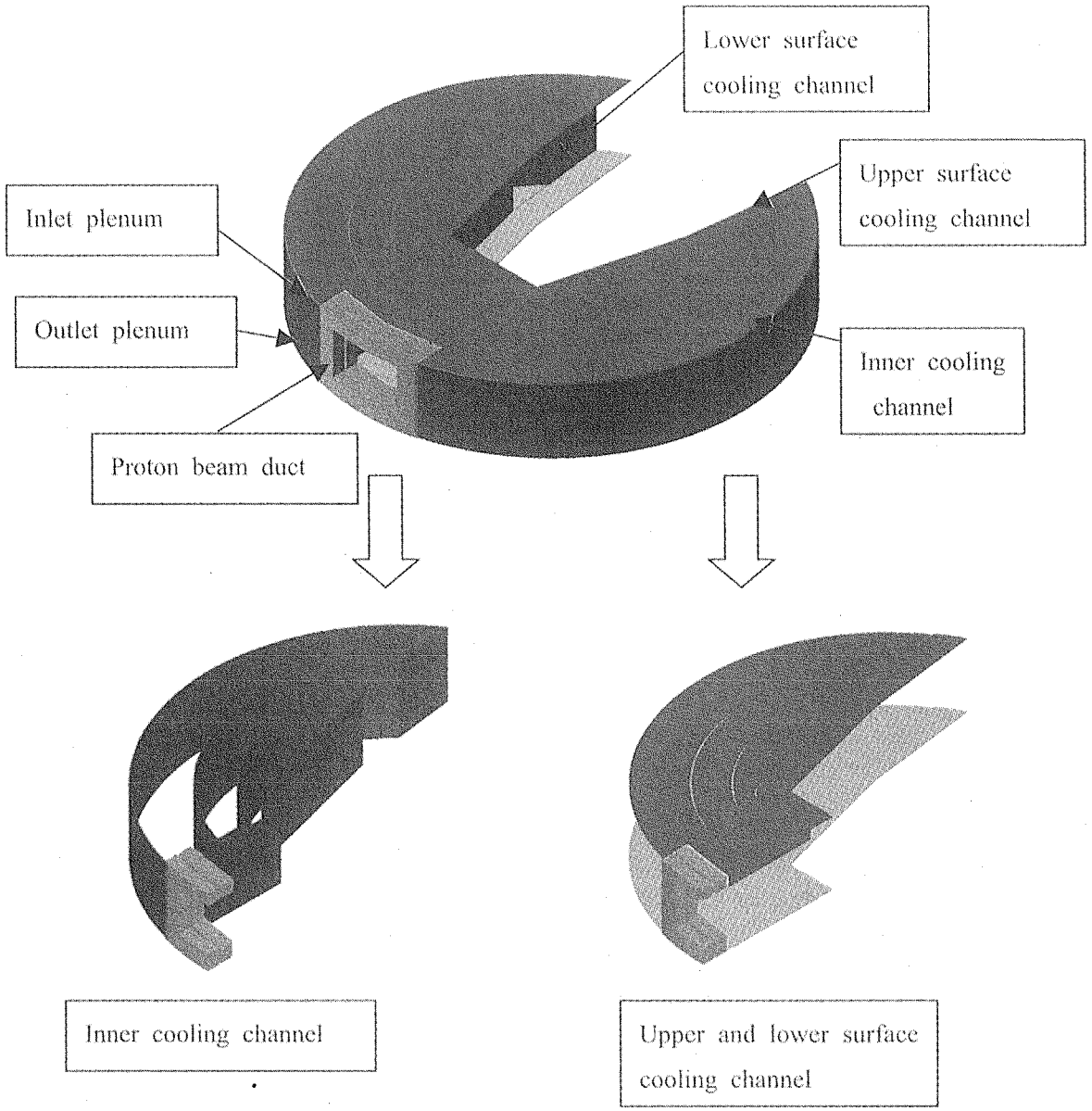


Fig. 2.2.7-3 Concept of cooling channel in reflector middle region

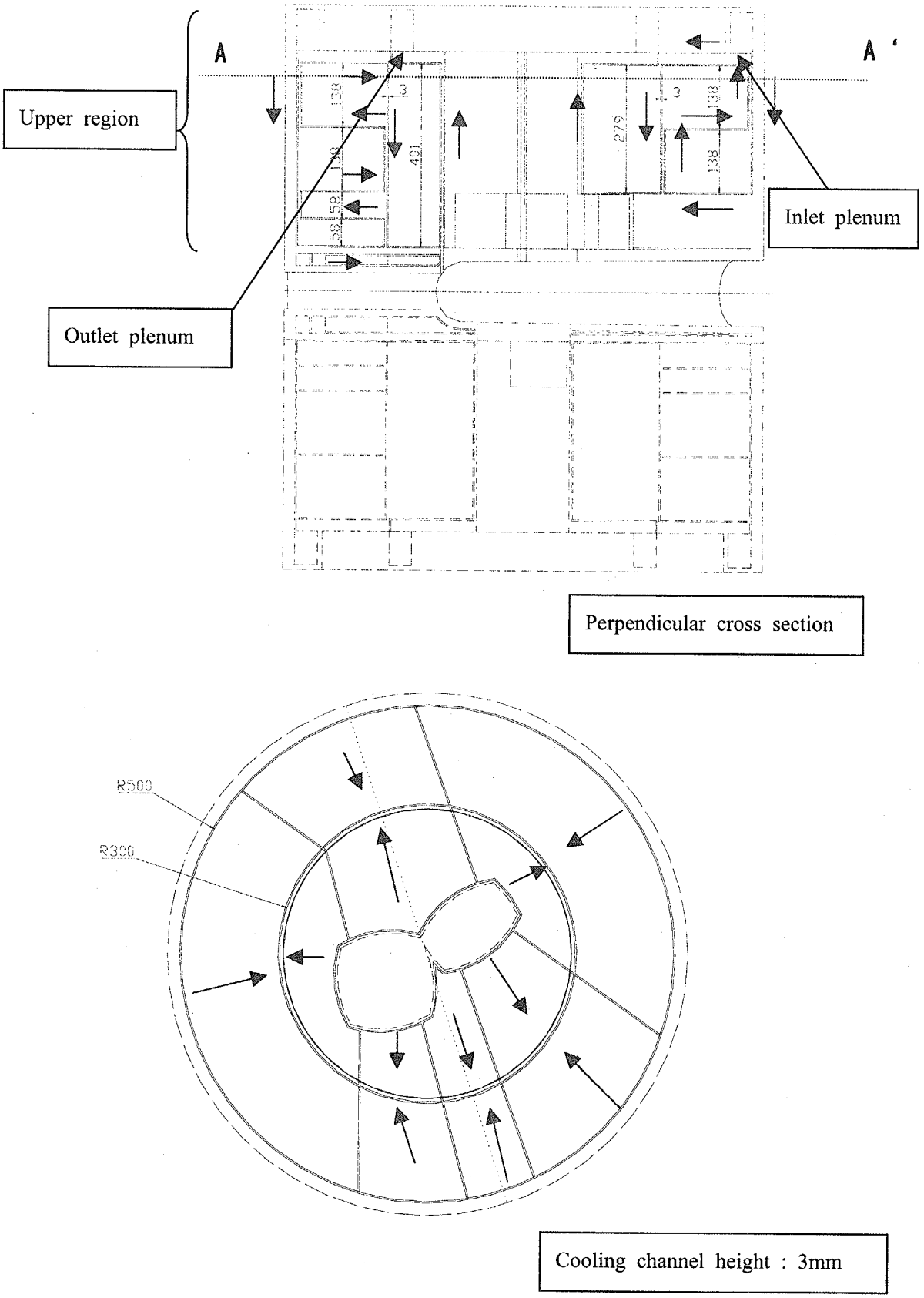


Fig. 2.2.7-4 Cooling channel in reflector upper region

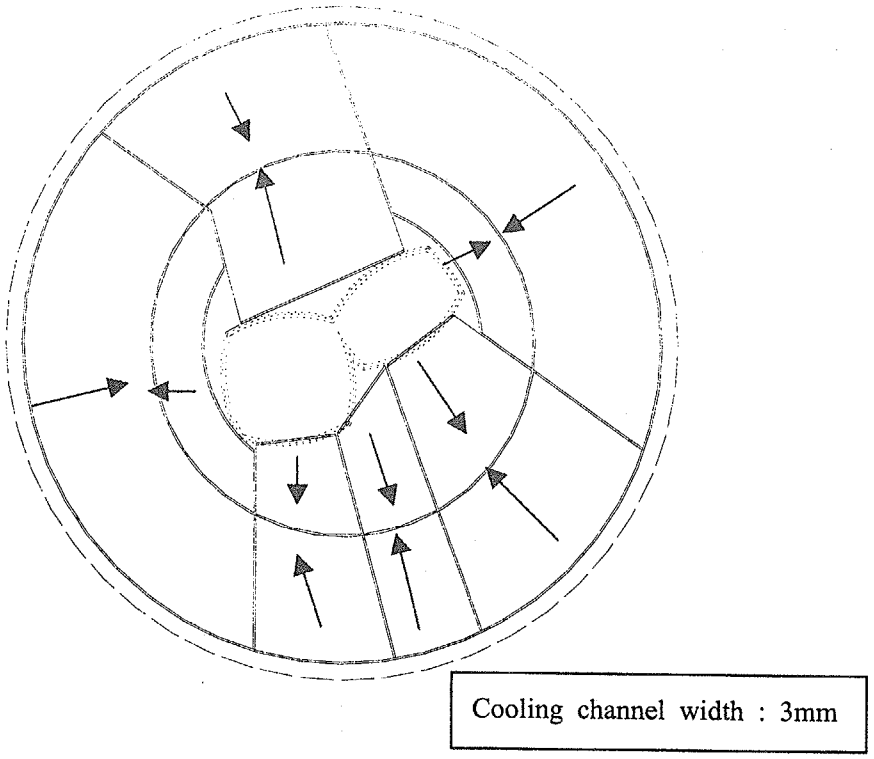


Fig. 2.2.7-5 Modified cooling channel in reflector upper region

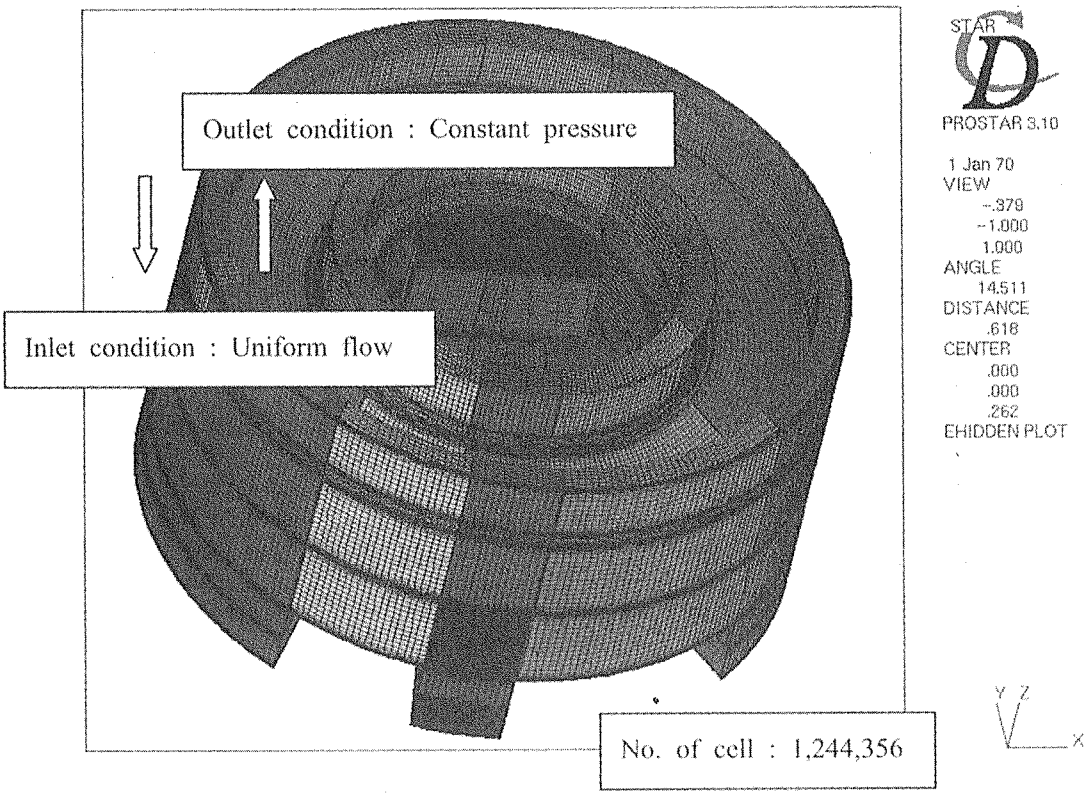
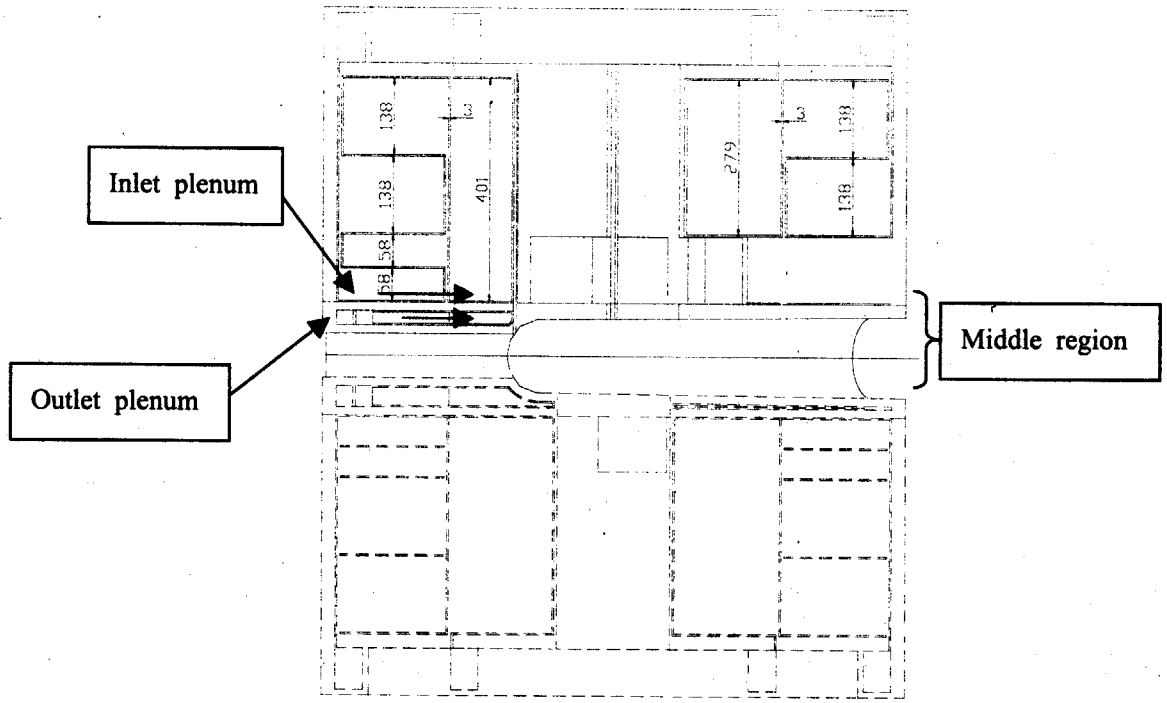


Fig. 2.2.7-6 Analytical model of reflector upper region



Gap width : 70mm

Perpendicular cross section

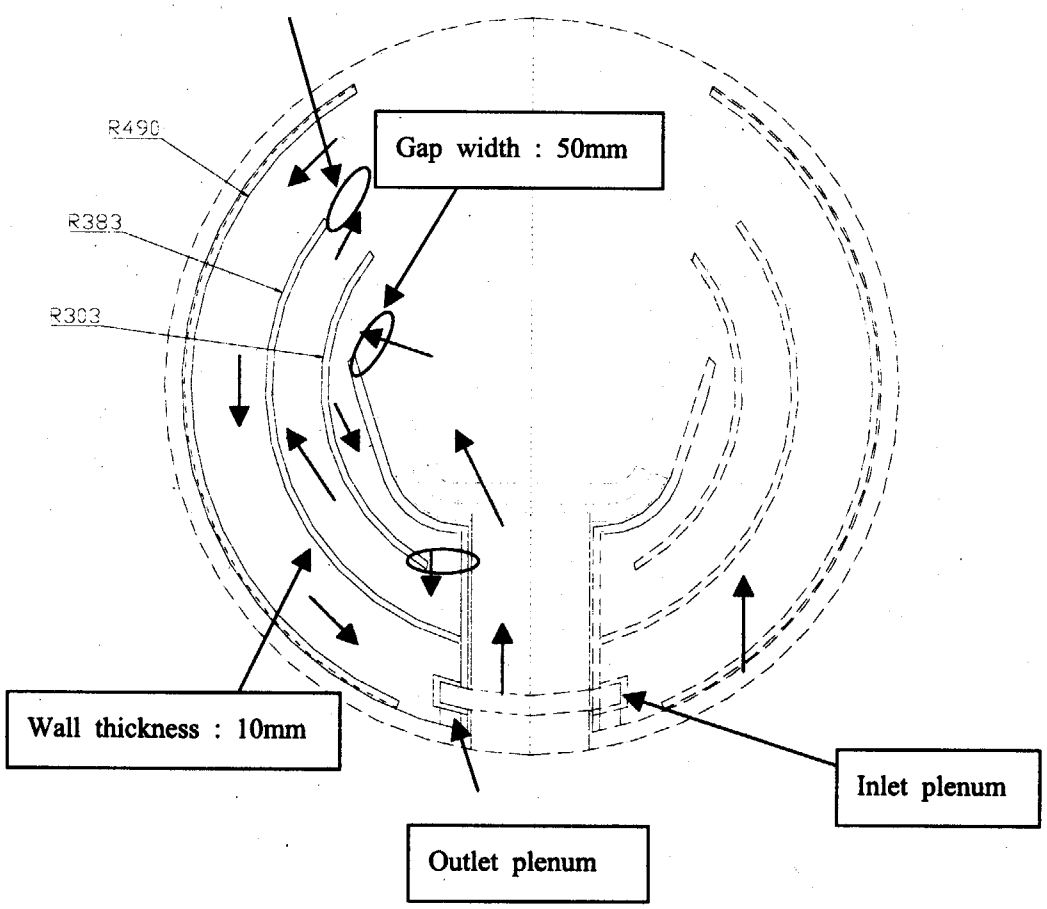
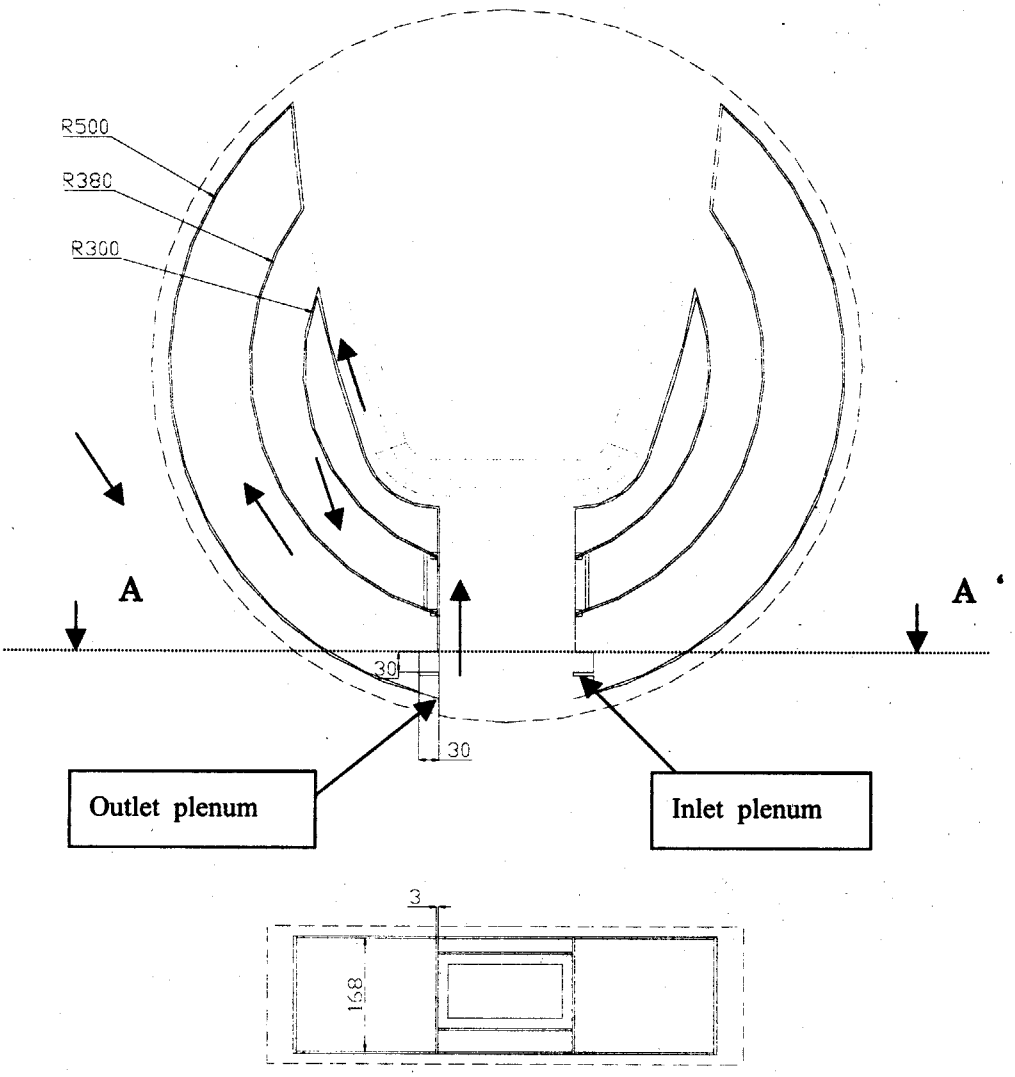


Fig. 2.2.7-7 Upper and lower surface cooling channel in reflector middle region



A-A' cross section

Fig. 2.2.7-8 Inner surface cooling channel in reflector middle region

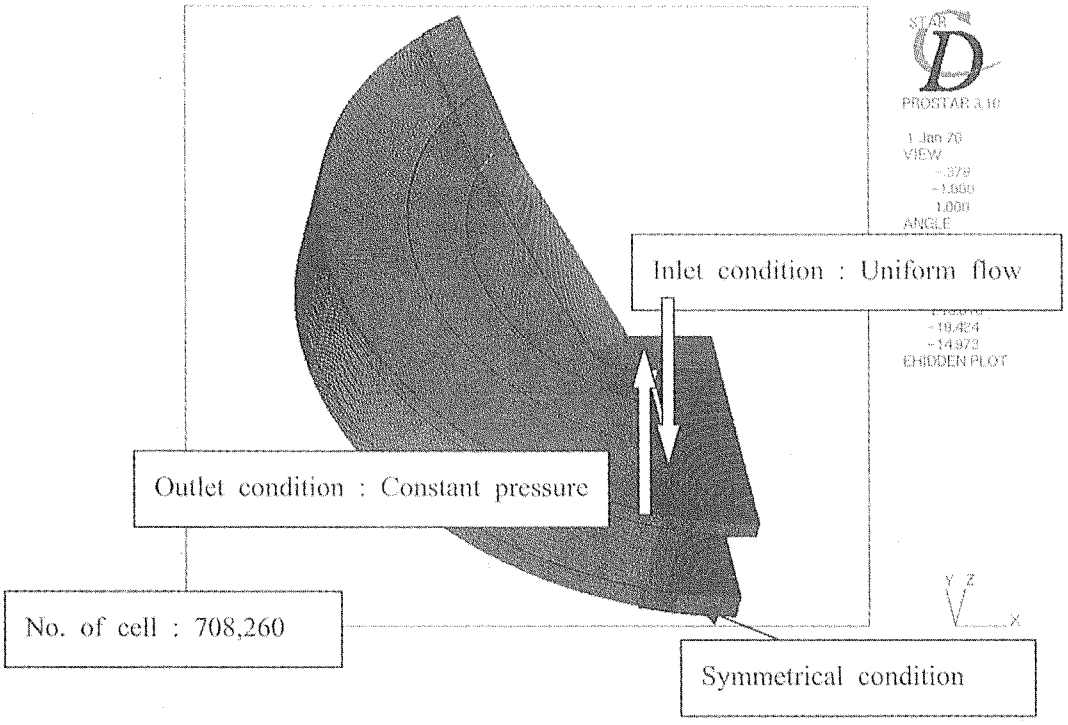


Fig. 2.2.7-9 Analytical model of reflector middle region

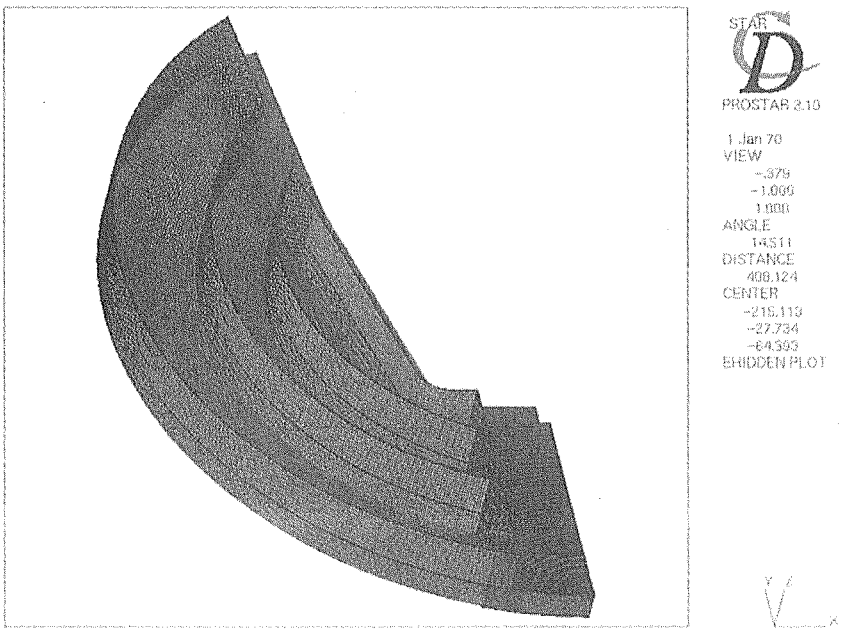


Fig. 2.2.7-10 Analytical model of inner and lower surface cooling channel of reflector middle region

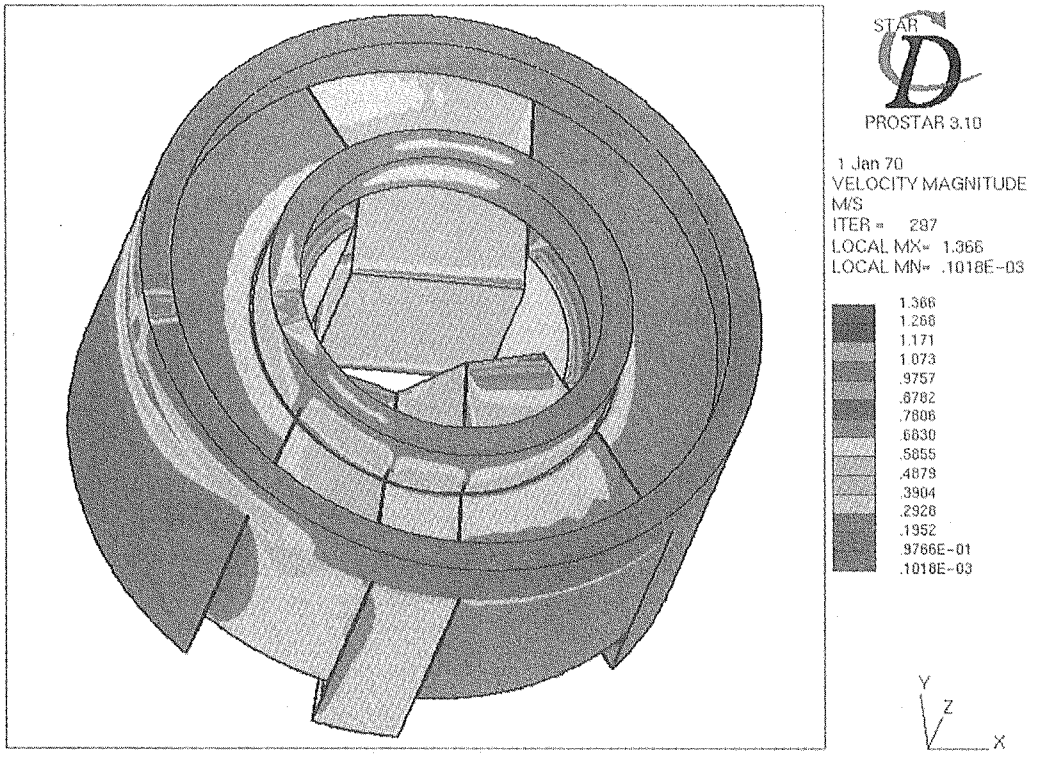


Fig. 2.2.7-11 Velocity distribution in reflector upper region

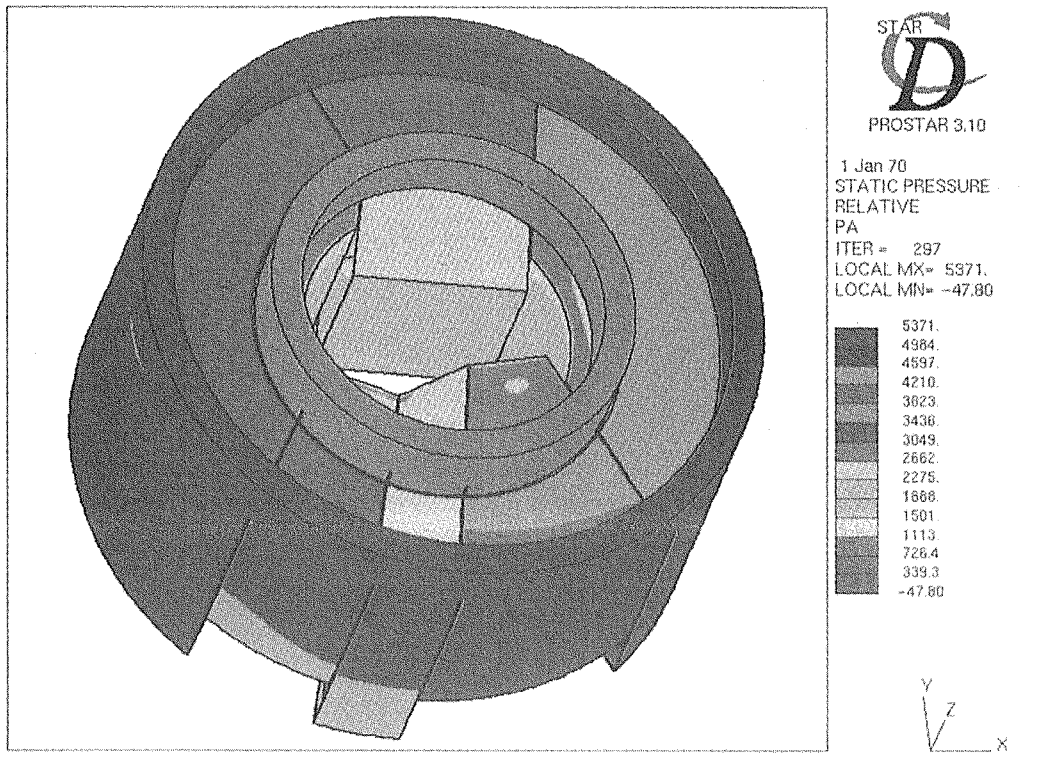
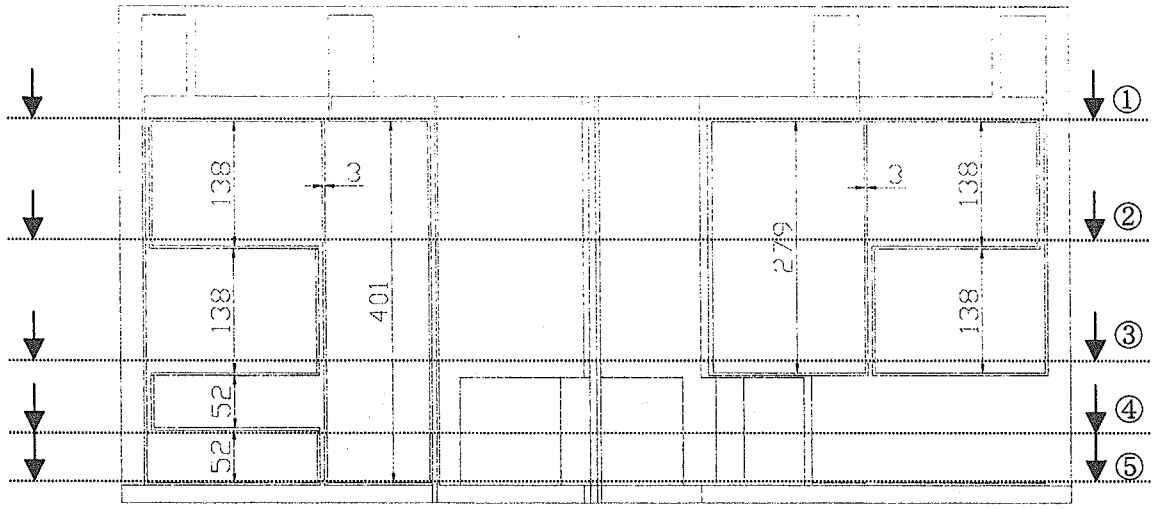


Fig. 2.2.7-12 Static pressure distribution in reflector upper region



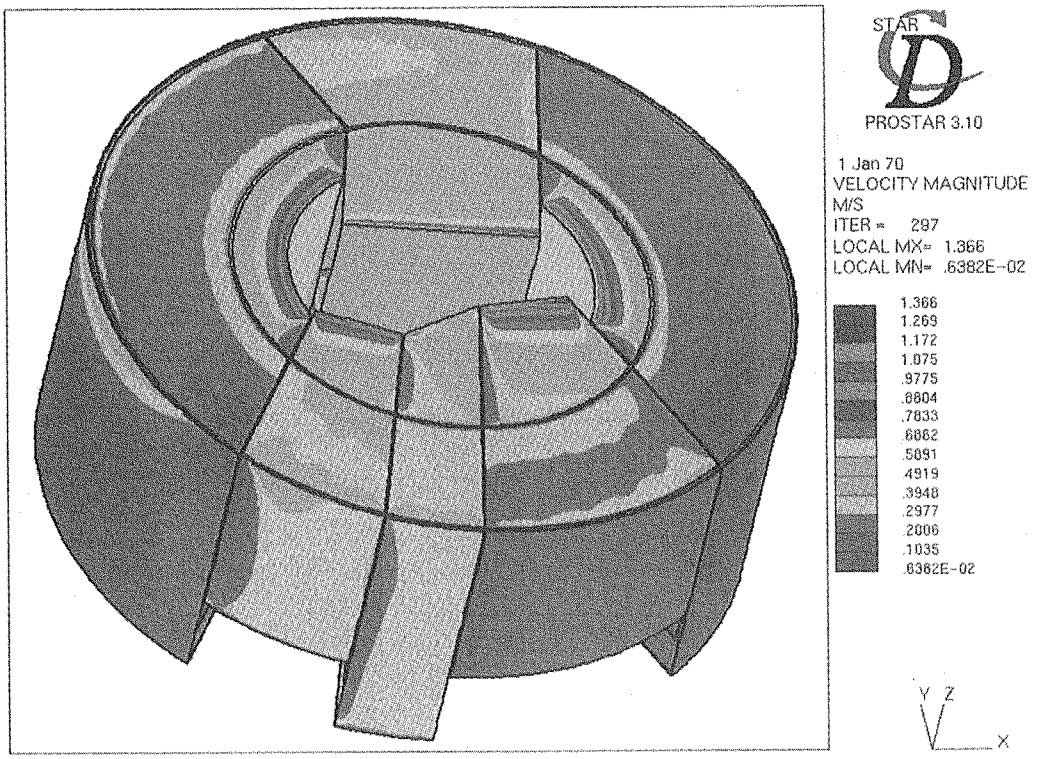


Fig. 2.2.7-13 Velocity distribution on horizontal cross section ①

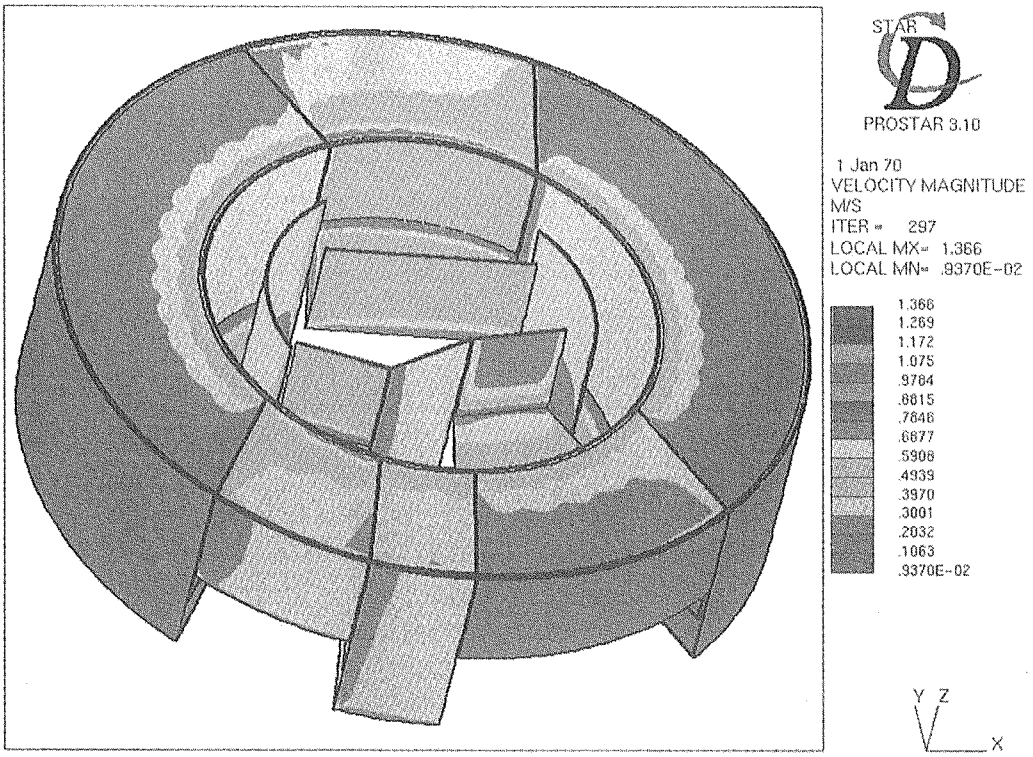


Fig. 2.2.7-14 Velocity distribution on horizontal cross section ②

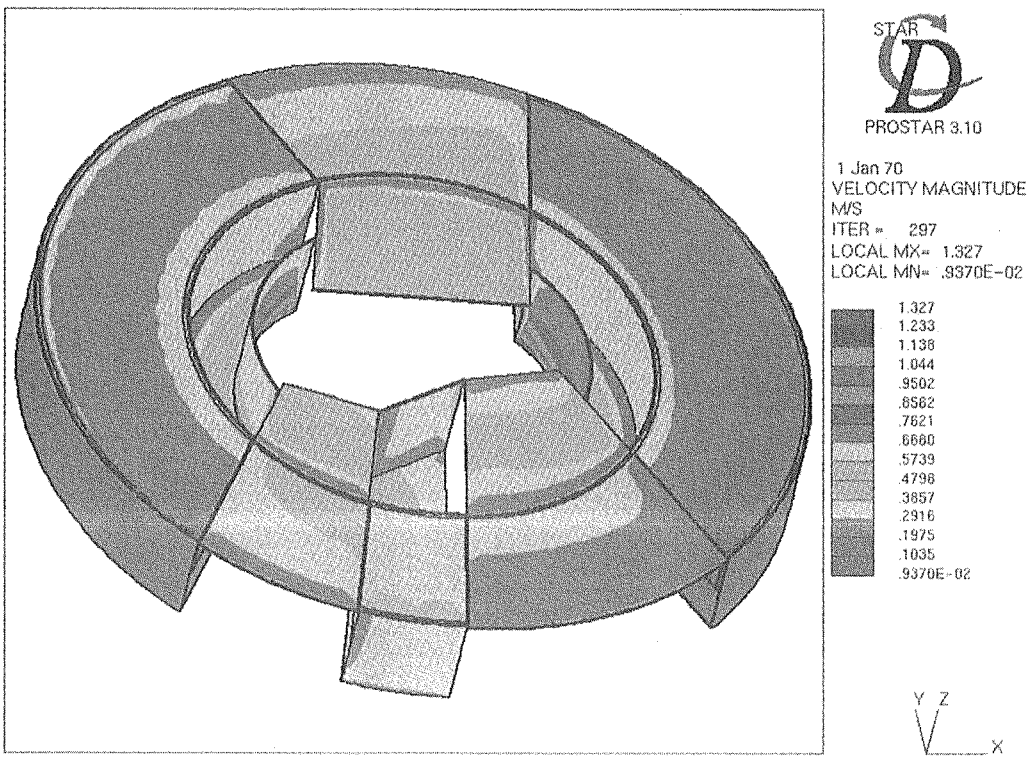


Fig. 2.2.7-15 Velocity distribution on horizontal cross section ③

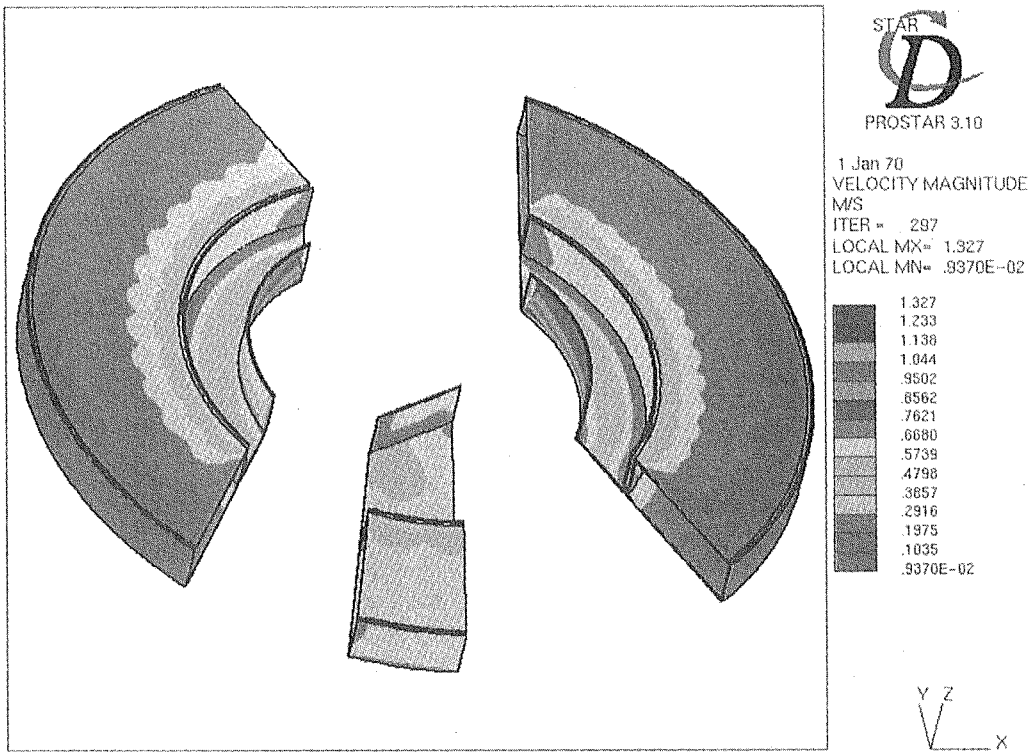


Fig. 2.2.7-16 Velocity distribution on horizontal cross section ④

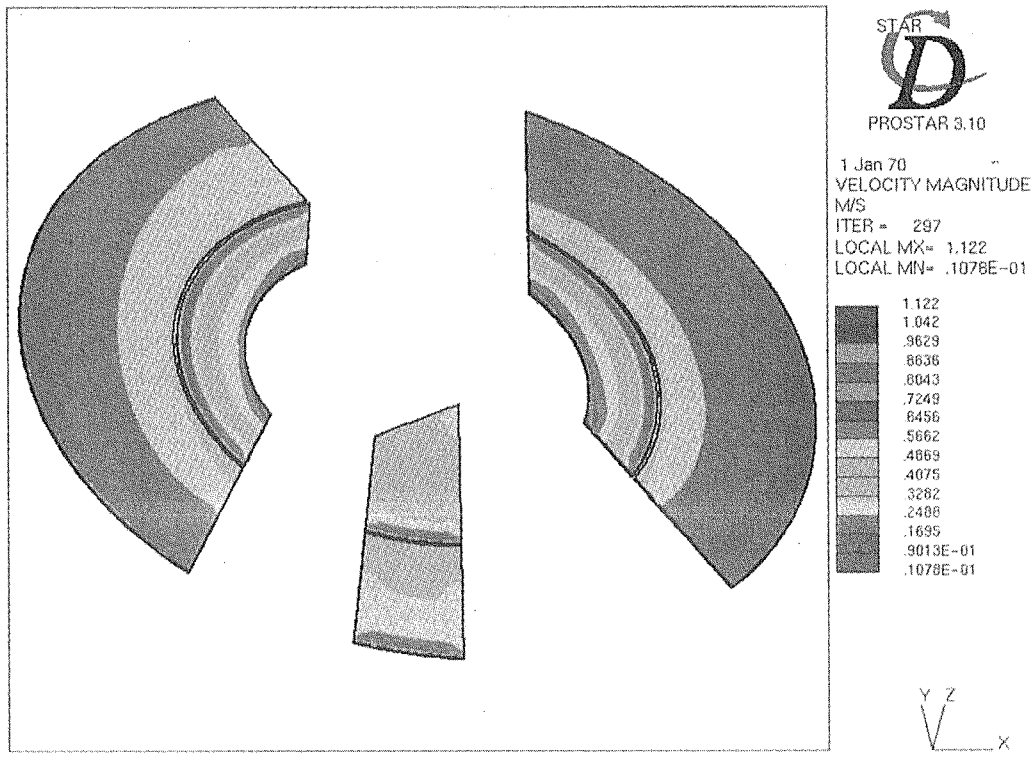


Fig. 2.2.7-17 Velocity distribution on horizontal cross section ⑤

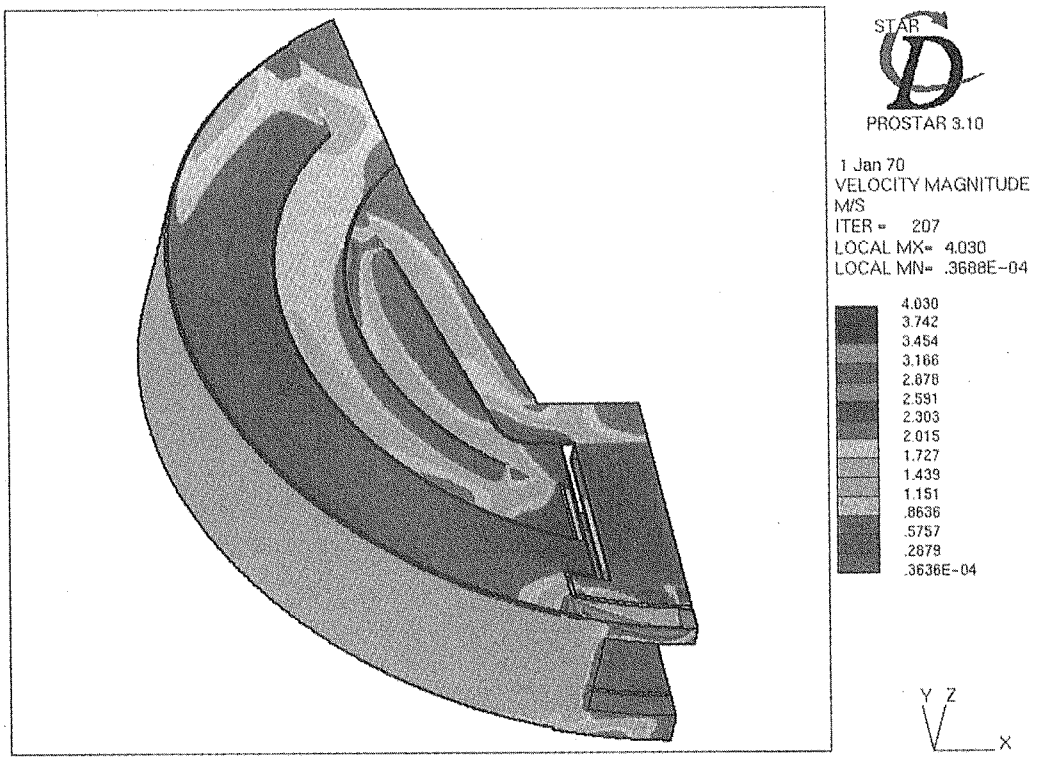


Fig. 2.2.7-18 Velocity distribution in reflector middle region

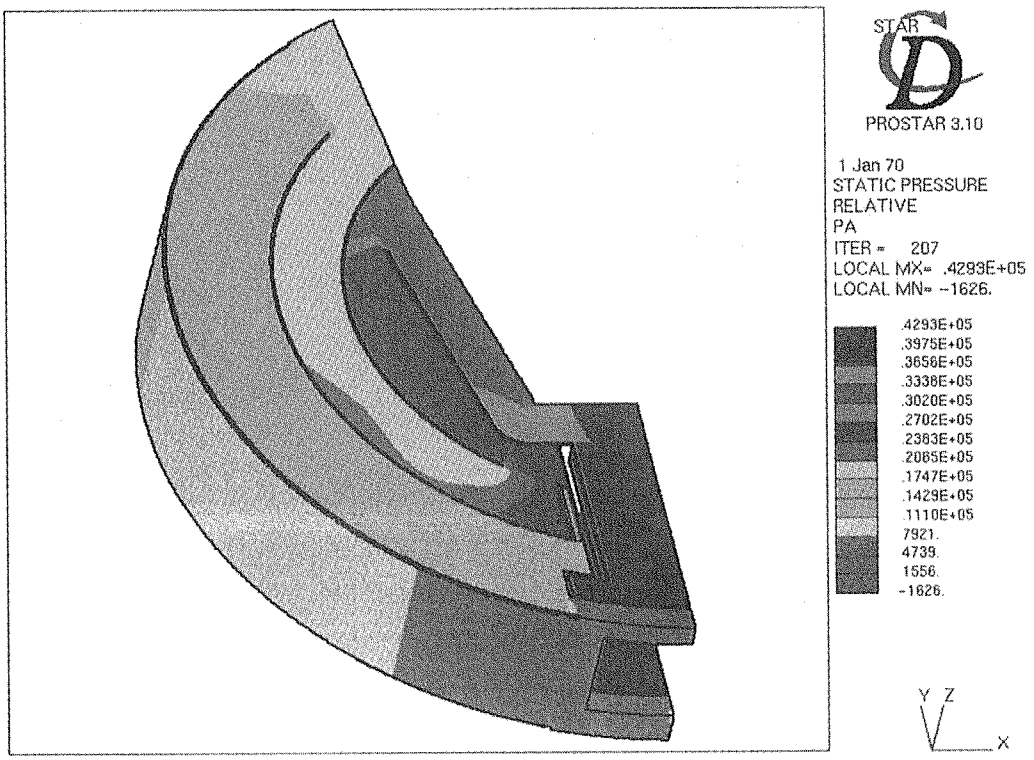


Fig. 2.2.7-19 Static pressure distribution in reflector middle region

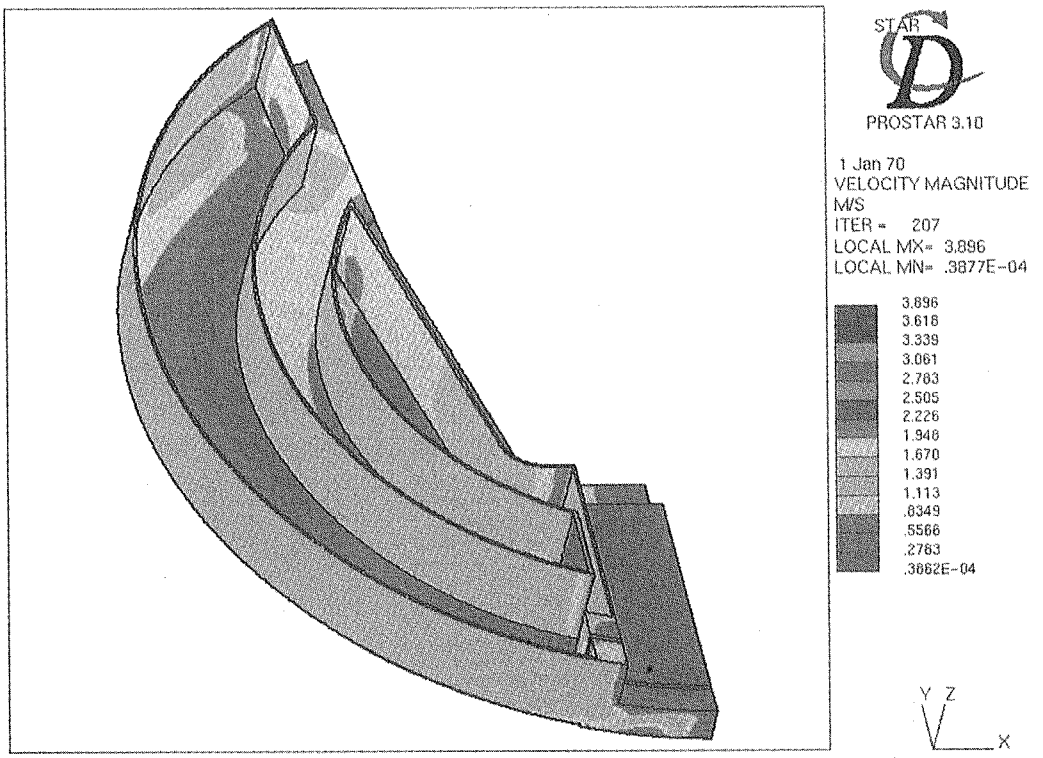


Fig. 2.2.7-20 Velocity distribution in inner and lower surface cooling channels of reflector middle region

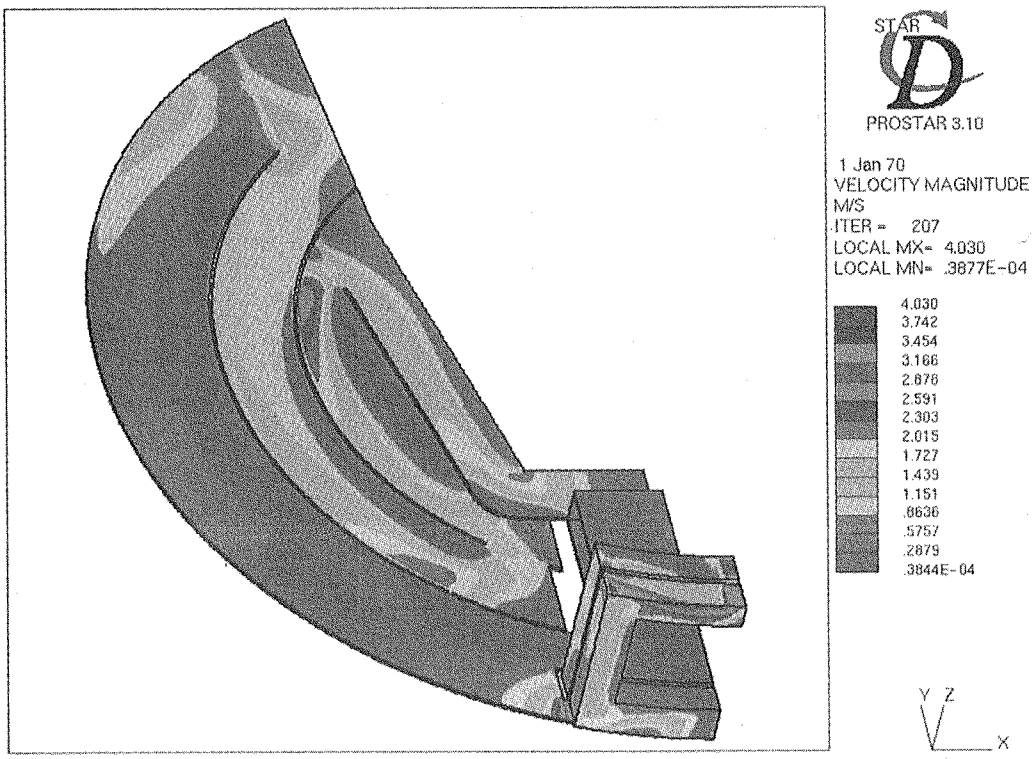


Fig. 2.2.7-21 Velocity distribution in lower surface cooling channel of reflector middle region

２．２．８　中性子吸収材

(1) 目的と基本概要

本中性子源に設置する中性子吸収材は、非結合型モデレータと反射体・ターゲットとの境界部分に設置するデカップラー＆ライナーと、モデレータの内部（中央）に設置するポイズンとがある。モデレータ周りに設置するものをデカップラーと呼び、中性子ビーム孔周りに設置するものをライナーと呼ぶ。基本的には、両者とも同じ材質を使用する。Fig. 2.2.8-1 に、モデレータの概略図を示す。

デカップラー及びライナーは、モデレータに流入する中性子のうち、低エネルギー中性子を吸収するもので、モデレータから引き出される中性子パルスのテールを改善する。低エネルギー中性子は、減速時間がかかるため時間的に遅い成分を含み、中性子パルスのテール成分を増加させる要因となる。このデカップラーの性能指標の一つとして、デカップリングエネルギー（以後、Ed と略す）があり、デカップラーと通過する中性子の強度が 1/e（=0.3679）になるエネルギーをさす。

一方、モデレータ内に設置されるポイズンは、エネルギーの高い中性子は吸収せず、低エネルギー中性子を吸収して、実効的にモデレータ厚さを薄くする。モデレータの厚さはパルス幅と関連があり、薄いモデレータほどパルス幅が小さくなる。ポイズンの使用により、厚さの薄いモデレータを使用するより、中性子強度の減少を少なくして中性子パルス幅を短くすることができる。

非結合型液体水素モデレータのニュートロニクス検討から、デカップラー材は、Ag-In-Cd 合金（以後、AIC と略す。）を、ポイズンは、Cd を使用することを決めた（２．２．３項参照）。AIC デカップラーは、Ed=1eV を再現でき、照射特性に優れる材料である。また、Cd は、カットオフエネルギーが高く、高エネルギーの中性子透過特性が良いため、中性子特性の改善が期待できる。しかしながら、AIC デカップラー及び Cd ポイズンはいずれも、核破砕パルス中性子源としては、初めて使用される材料であるため、工学的な成立性の検討が重要である。

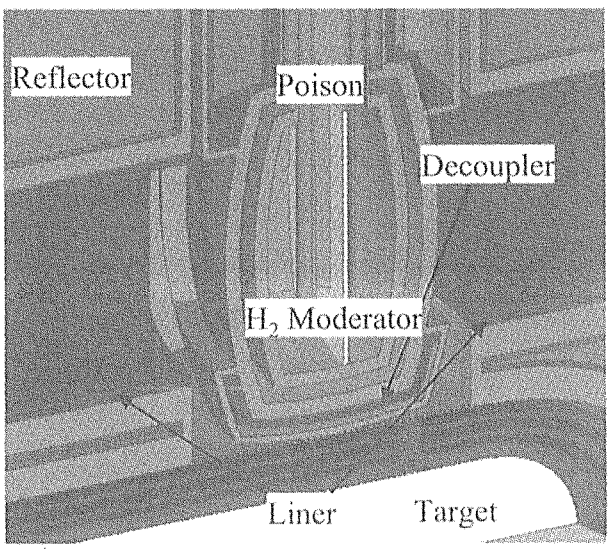


Fig. 2.2.8-1　Schematical view of decoupler, liner and poison

(2) デカップラー&ライナー

(a) デカップラー材質の選定

デカップラー材の候補は、照射実績を踏まえ、B_4C、Cd、AIC の 3 種類であった。さらに、Ed=1eV を満足する材質として、B_4C、AIC に絞られた。この 2 つの材料について、ニュートロニクスの観点のみならず、放射線損傷、製作性など、あらゆる観点から、比較を行った。その結果を Table 2.2.8-1 に示す。

Table 2.2.8-1 Comparison of AIC decoupler with Boron decoupler

Item	AIC	B_4C, Al+B_4C, Al+B
Neutron absorption	(n,γ) reaction	(n,α) reaction
Change in decoupling energy*	Small	3eV → 1eV
He prodcution rate*	Small About 0.3×10^{-3} mol	Large (resulting in gas swelling) About 0.6 mol in one decoupler
Mechanical property change*	Small	Swelling will surely happen. Weakened mechanical strength and poorer thermal conductivity will cause problems
Residual radioactivity*	Large (^{110m}Ag : 10^{14} Bq)	Small
Decay heat*	6 kW immediately after beam shutdown, 0.3 kW after 1day	Small
Shield for cask & remote handling cell	Heavy	Not heavy
Decoupler material exchange in future	Exchangeable (AIC → B)	Difficult (B → AIC)

(b) 設計方針

デカップラー&ライナーの材料である Ag-In-Cd は、(n,γ) 反応をベースにし、共鳴吸収を組み合わせた複合型中性子吸収材である。加圧水型原子炉の制御棒として照射実績があり、長時間の使用でも、材料的な変化が無いことが報告されている。デカップラー&ライナーとして使用を考える場合に、想定される問題点として、

1）質量数が大きいため、光子吸収による核発熱が大きい。

2）銀の残留放射能が大きい。また、崩壊熱も大きい

そのため、構造や製作を考える上で、除熱できる構造であることが必要である。水冷却による除熱方法が必要であるが必要であるが、腐食の可能性があるために、アルミ合金で覆うことを検討している。また、長寿命を目指すために、強度の強い接合方法で、アルミ合金と接合する必要がある。

設計条件は、

1）1MW、6年間運転で、中性子パルス特性に影響を与えない。
2）冷却水により直接または間接的に除熱できる構造である。
である。

(c) 厚さと材質

AIC 合金の構成は、
1）Ag、In、Cd の各単体の板にする
2）Ag-In、Ag-Cd、Cd-In の２元系の合金として張り合わせる
3）Ag-In-Cd の３元系合金として製作する
のいずれかが考えられる。熱間等方加圧接合（HIP）を念頭においていたため、アルミ合金の融点に近い融点を持ち、室温から融点まで単相（固溶体）であり、製作しやすい組成であることを条件にし、2 元系合金（Ag-Cd、Ag-In）を選択した。Fig. 2.2.8-2 に Ag-Cd 及びAg-In の相図を示す。また、NMTC/JAM、MCNP-4C、DCHAIN-SP-2001 を用いて、AIC 合金の燃焼計算を行った。燃焼計算では、平均燃焼量の計算ではなく、燃焼速度の異なる領域を分け、1 MW 運転、6 年間運転における燃焼計算を行い、寿命の終焉でも、十分なパルス特性が得られる量を目標にした。その結果、^{113}Cd、^{115}In の燃焼が激しく、同位体濃縮をしない限り、Cd、In の量を増やす必要があることがわかった。これらの材料学的な観点、燃焼計算結果から、Ag-Cd、Ag-In それぞれの成分は、固溶相でCd、In の成分をできる限り多いAg-35%wtCd、Ag-15%wtIn とし、各厚さは、Ag-15%wtIn は 0.5mm 厚、Ag-35%wt Cd は 2.5mm 厚とすることとした。

これらを反映した構造の概略図を Fig. 2.2.8-3 に示す。

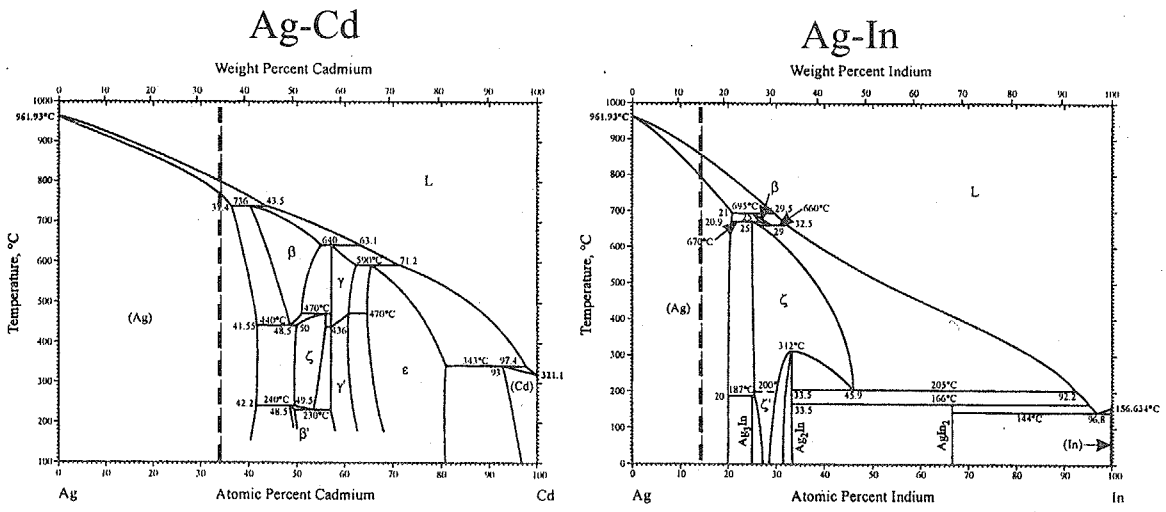


Fig. 2.2.8-2　Phase diagrams of Ag-Cd and Ag-In

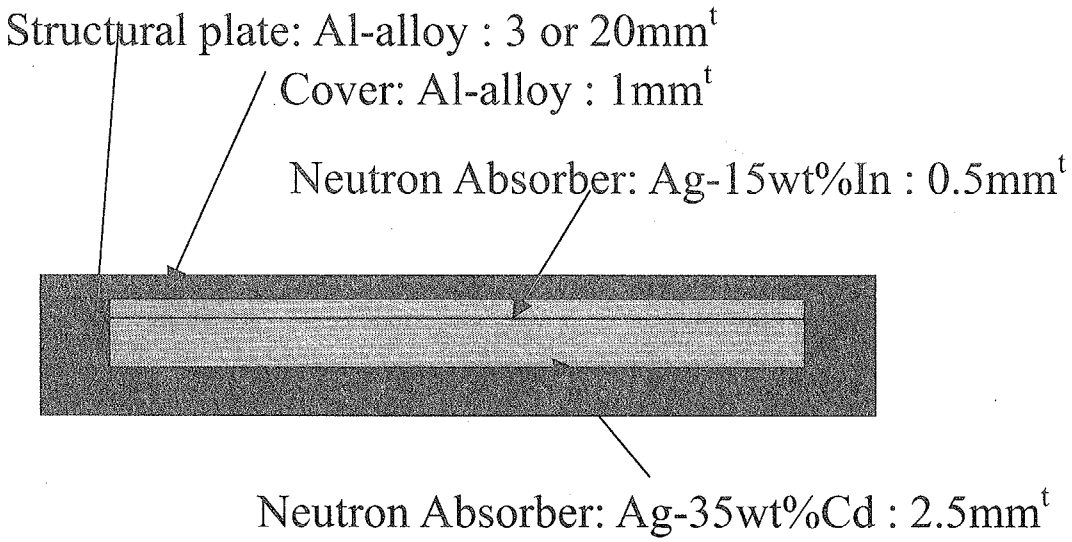


Fig. 2.2.8-3　Schematical view of decoupler and liner structure

(d) 製作方法

大きな核発熱や崩壊熱を持つために、AIC 合金は、アルミ合金と常に接する事が重要となる。製作方法は、以下のようなものを考えた。

i) 熱間圧延

高温状態で圧延機にかけ、機械的な接合を行う方法。２枚のアルミニウム板の中に AIC 合金を挟んで製作する方法を考えた。機械的な接合となるが、高温にするため、ある程度の接合を期待した。しかしながら、この接合方法では、端部での AIC 形状が丸くなり、期待した厚さの達成ができない（端部での厚さを調整できない)。そのため、この部分をデカップラー＆ライナーとして無視し犠牲とするか、端部を切断して、アルミニウム合金を溶接などで接合する方法が考えられた。しかし、最終的にはこの端部の処理のめどが立たなかったため、採用しなかった。

ii) 冷間圧延

室温状態で圧延機にかけ、機械的な接合を行う方法である。２枚のアルミニウム板の中に AIC 合金を挟んで製作する方法を考えた。実際には、機械的な接合となり、運転時の十分な接合・熱伝達が担保できないため、採用しなかった。

iii) 熱間等方加圧接合（HIP）

高温不活性ガス雰囲気中で、ガスにより高圧・等方圧にする拡散接合法であり、強固な接合強度を得られる。ただし、最適な接合条件だしが必要であるが、設計目的に合致する有望な接合方法であると考えられる。

iv) 溶融塩浴電解法による接合

電気化学的な方法であり、溶融塩の化学成分、温度や電位を制御することによって、電極面に接合したい物質を析出、鍍金する。この方法のメリットは、電極表面に中間の金属化合物のち密で強固な皮膜を形成するため、普通のメッキに比べて非常に高い接合強度が得られる。ただし、適当な溶融塩の検討から始めねばならないので、すぐには間に合わないと判断し、採用しなかっ

た。将来のデカップラー製作には採用を考慮して良い方法であり、今後 R&D を進めて良いといえる。

v) Ion Bombard

エーアンドエー研究所が基本特許を出願している方法である、接合する金属面を低エネルギーのアルゴンイオンビームで照射することによって、酸化皮膜を剥がし、清浄化することによって金属表面の活性度を上げる。そうした金属面を接触し圧延すると、両者は非常に良く接合する。低温で可能であり、例えば T6 処理した Al6061 の性質を変えないで済むので原理的には非常に有望である。ただし、現在使用可能な装置の圧延器が最大 3 mm の板材しか扱えないので、今回のデカップラー材には使用できない。圧延器を大きくすることは不可能では無いが、商業ベースの観点から実現は難しそうなので採用しなかった。

vi) 摩擦攪拌接合

摩擦攪拌接合（FSW）は、1991 年英国 TWI(The Welding Institute)により発明・開発された。回転する木ネジ状の工具を接合する部分に挿入し、接合部の材料そのものを攪拌して接合する(Fig. 2.2.8-4 参照)。ちょっと柔らかめの 2 枚の板チョコを並べて、 その間にネジを差し込んで回転すると、左のチョコレートが引張られて右に、右のチョコレートが左へと移動し、適切に行えば付く。これが攪拌接合である。しかし、冷蔵庫で冷やしたままの板チョコでは割れてしまう。温度が少々上がるようにネジのところで摩擦熱をある程度発生させ、材料を柔らかくして攪拌する、これが摩擦攪拌接合である。アルミ合金を従来のアーク溶接法で溶接しようとすると，溶接部の内部に気泡ができて不安定になる。さらに，アルミは熱膨張率が高いので，熱を加えると大きなひずみが生じ，それを元に戻すのに膨大な時間とコストがかかる。FSW では材料を溶かさないで接合するため、接合部の金属組織は 溶接時の鋳造組織ではなく、加工組織となり、むしろ機械的強さに優れている(Fig. 2.2.8-4 参照)。また、材料を溶かさない方法であるため、接合後の材料の変形や反りを極めて小さくすることができる画期的な接合方法である。これまで、アルミ合金を対象に 鉄道車両や船舶の構体などに実用化されている。

（http://www.shinzai.com/fsw.htm より）

ただし、この方法は 2 枚の板を継ぎ合わせるのに向いているものであり、我々の対象であるでデカップラーのような板を重ね合わせる接合には全く不向きであることが分かった。

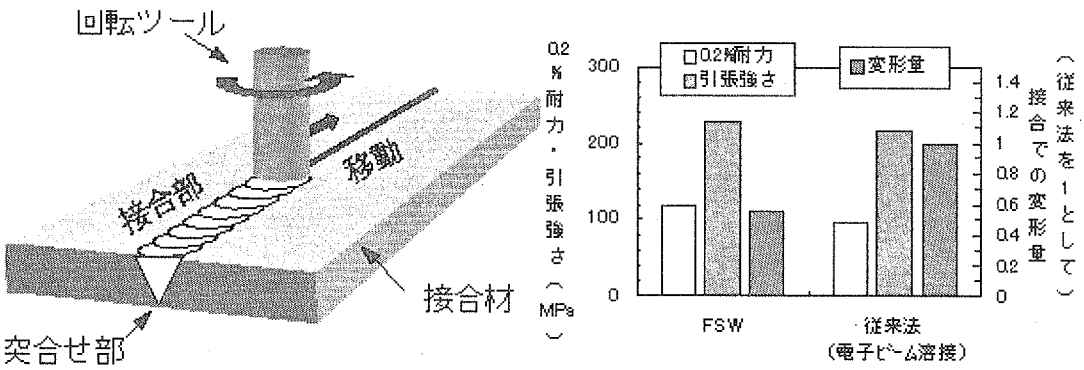


Fig. 2.2.8-4 Bonding principle (left figure) and mechanical properties(right figure)

以上の検討結果から、製作方法はHIP接合を採用し、試作を行っている。

(e) HIP接合試験

HIP接合試験では、小試験片を用いた試験により接合条件を確定し、大試験片で実証することを目的とする。小試験片では、アルミニウム容器（φ22×8mm）にAg-In及びAg-Cd合金（各φ20×2mm）の試験片を電子ビーム溶接で真空封入し、KOBELO製Dr.HIPで、HIP試験を行った。Fig. 2.2.8-5にアルミニウム容器とAg-In及びAg-Cd試験片の概略図を示す。

圧力は100MPaで固定し、保持時間、HIP温度、アルミニウム合金材料を変えた。試験の結果、接合条件は、保持時間60分、HIP温度500℃であることが判った。Fig. 2.2.8-6にHIP試験前後の試験体の外観を示す。

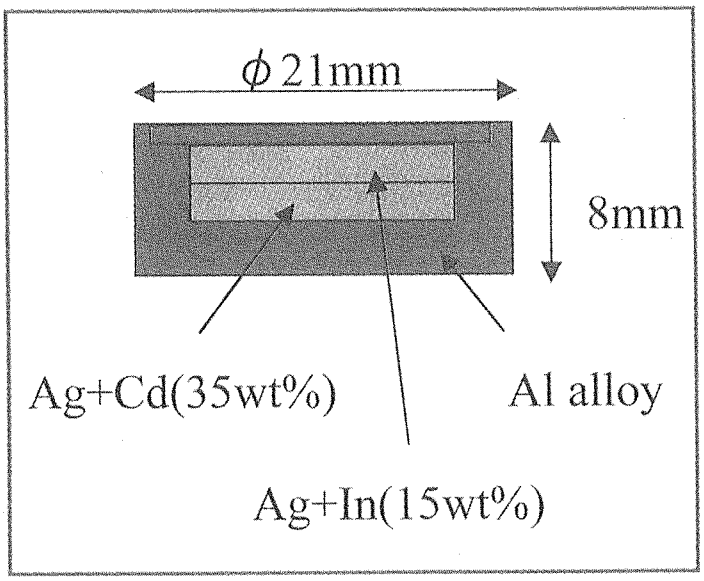


Fig. 2.2.8-5　Aluminum alloy capsule and Ag-Cd & Ag-In pieces for HIP examinations

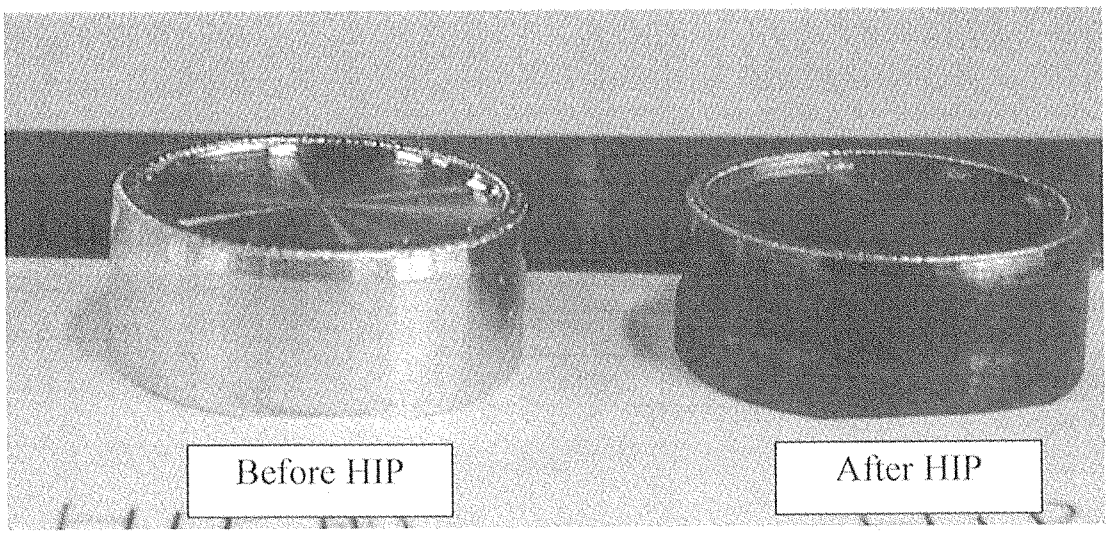


Fig. 2.2.8-6　Capsules before and after the HIP examination

(f) HIPにおけるアルミニウム合金の検討

アルミニウム合金をHIPする場合、アルミ合金を焼きなましたことと同様な効果があることが確認された。非熱処理材であるA5083に関しては、HIP処理前後で、強度変化は確認さなかったが、熱処理材であるA6061、A7N01は、HIP処理後に、強度が半分近く低下することが確認された。これは、A6061やA7N01の焼きなまし温度が300℃程度であり、HIP温度がこれより十分高い500℃前後であることから、このような現象が生じたと考えられる。

一方、照射実績から、A5083とA6061に限定され、A6061は、照射特性が良い材料とされている。そのため、特に、A6061を使用する場合には、HIP後、焼きなまし材として使用するか、熱処理をして、T6の強度を回復する（T62処理）かを選択する必要がある。

また、引張り強度の変化を確認するために、HIP条件による引張り試験片を用いた試験を行う予定である。

(3) ポイズン

(a) 目的と基本概要

良好な中性子特性が得られるCdポイズンは、試作の段階であり、製作の見通しを得るために検討を急いでいる。このまま、十分な製作方法を得られない場合は、バックアップ材料として、ISISで実績のあるGdポイズンの使用を考えている。

Cdは、低融点金属であり、軟弱な材質であるため、アルミニウム合金に何らかの接合方法で接続し、アルミニウムで強度を持たせることを考えている。

ポイズンの厚さは、燃焼の観点から、1MW運転で、6年間使用することを考えて、寿命の終焉でも十分なパルス特性を得るためには、1.8mm必要である。

AICほどの高発熱密度は持たないが、液体水素中に設置するために、熱伝達が行われる構造である必要があり、室温と20Kとの間の熱サイクルに耐えうる構造である必要がある。

(b) 設計方針製作方法とR&D

Cdは、融点が321.1℃と低く、アルミニウム合金との接合を考えた場合、製作方法が制約される。さらに、発がん性があり、国際的な規制物質である。そのため、一般の製作方法では、製作機器の汚染や、外部環境への汚染などがあり、試作・製作が容易ではない。下記に上げる製作方法は、この点を重視している。

i) 低温HIP

通常のHIP接合では、アルミ合金とカドミウムの融点の差が大きいため、拡散接合は困難だと考えられる。そのため、酸化膜を除去した表面処理や、Zn、Mg、Tiなどの中間材の利用を考えている。アルミニウムカプセルにあらかじめ封入するために、HIP時の機器及び外部環境への汚染の可能性は低い。

また、融点を上昇させ、HIP温度の上げるために、(Cd_6Gd合金など)合金化も検討しているが、試験を行うほど十分な合金を製作できていない。

ii) アルミニウムはんだ

アルミニウムはんだである、JIS Z3281のS-Cd70Zn30を使用する。組成は、70%Cd、30%Znで

あり、Zn は核的には問題は無く、アルミニウムとの接合性が良いといわれている。はんだを流し込む部分が、100x100x2.4mm とであるために、問題が残る。試作の第一段階では、アルミニウムはんだの表面酸化とアルミニウムはんだの酸化膜復活の問題が生じ、十分な接合強度が得られなかった。今後、真空中か不活性ガス雰囲気での試作を行うことを考えている。

iii) Cold Spray

Cold Spray とは、固相のまま、高速で噴射させることで、材料に粉末を接合するもので、Cd 板に Al 粉末を Spray することを考えている。この場合、Cd 板から、Cd の粉末の飛散が問題となる。Zn 板に Spray し、状況を確認する。

iv) 溶射

Cd 板に溶射する場合や Cd 粉末を溶射する場合に、Cd の飛散が生じるために、現状では試作不能であった。

v) 爆発圧着

接合すべき金属板を対向させて、その背後に仕掛けた爆薬の強い衝撃力を用いて接合させる方法である。これまで無酸素銅製の加速空洞の製作、セラミックスと金属の接合やチタンとステンレス鋼板の接合等で実績がある。最近は、水中での爆着法が開発されていて、扱える材料も拡がっている。反応は急激に起きるのでカドミウムの融点以下でアルミニウムと接合を実現できる見込みがある。当面、試験を行って適合性を調べることにした。

vi) 摩擦圧接

低温での接合の魅力はあったが、デカップラーのところで述べたように形状が合わないので採用しなかった。

vii) 溶融塩浴電解法

溶融塩浴を用いた電気メッキを主体とする。これによる場合、普通の電気メッキと違い、母材の表面に結合性の強い（エピキタルな）金属間化合物を形成するので、長期使用においても脱落が生じない。この場合、母材はアルミニウムであり、カドミウムを被覆する。原理的には非常に興味深い方法であるが、未だ技術が確立していないので今回は採用しなかった。今後の課題として取り組んで行く。

また、この方法によって融点の高い Cd_6Gd を形成することは不可能で無い。もし、Cd_6Gd が容易に得られれば、本法による皮膜形成とともにカドミウム材での HIP 法も可能になるので、今後の R&D の成果を期待したい。

viii) 溶融メッキ（どぶ漬け）

トタン板を作る方法で例示されるように、被メッキ体を溶融金属中に浸積して引き上げ、溶融金属を被めっき体表面で凝固させ、金属被覆を形成する方法である。アルミニウムに比べて融点の低いカドミウムの組み合わせにおいては、この方法は有望である。但し、一般にはカドミウム蒸気の毒性の問題があるので実現は容易でない。唯一、銅製錬所では副産物のカドミウムの処理の中間段階で利用できる可能性がある。現在、関係会社を当っているところである。

(4) 今後の問題点と課題

(a) デカップラー&ライナー

i) AIC 合金は、Ag-Cd と Ag-In の単相の２元系合金に分けているが、Ag-In-Cd の３元系合金の使用や、非単相での使用の可能性がある。しかしながら、十分な試作テストをする必要がある。

ii) AIC 合金とアルミニウム合金との拡散相部分は、Ag-Al の合金状態になり、混相状態である。また、その部分の照射実績が無い。

iii) これまでも述べたように、Ag が高残留放射能を持ち、崩壊熱も大きいため、極力 Ag を少なくするような合金が望ましい。例えば、単相領域にこだわらずに、銀の成分比を少なくするようにすることや、金や白金などをベース金属にするなどが今後の検討項目である。

vi) また、ボロン系の中性子吸収材について、何らかの照射場（本施設も含む）に試験片を設置し、照射特性を研究していくべきである。

(b) ポイズン

i) さまざまな Cd ポイズンの製作方法が検討されているが、現段階では十分に確立されていない。また、製作方法が十分確立されても、熱サイクルの問題があるため、Cd ポイズンを 20K と室温と交互に温度変化させる熱サイクル試験を行い、健全性を確認する必要がある。

ii) Cd ポイズンの製作のめどが立たないと判断した場合、ISIS での実績のある Gd ポイズンの変更を行う必要があり、早急な検討を行う必要がある。

２．３　極低温水素循環システム

２．３．１　基本構成

物質・生命科学実験施設では、大強度陽子加速器からの１MWの陽子ビームを水銀ターゲットに入射して核破砕反応を起こし、様々なエネルギーの大強度中性子を発生させる。この大強度の中性子を様々な中性子散乱実験に適したエネルギーに減速し、各種実験装置に供給して、物質科学、生命科学等の最先端の研究が展開される。この中性子の減速は、冷減速材容器内の液体水素（最高使用圧力 1.5MPa、使用温度約 20K、超臨界状態条件含む）で行い、中性子の運動エネルギーを熱エネルギーとして吸収した液体（超臨界）水素は熱交換器を介して熱エネルギーをヘリウム冷凍機に吸収させるループを構成し、強制循環される。この一連の水素循環系及びヘリウム冷凍機を中心とする中性子減速システムを「極低温水素循環システム」と呼ぶ。Fig.2.3.1-1 に全体構成概念図を示す。

極低温水素循環システムは次の機器及び設備から構成される。

(1) ヘリウム冷凍機
(2) 水素循環系
(3) 水素輸送管
(4) ３基の減速材モジュール
(5) 水素圧力調節系
(6) 水素放出設備
(7) ヘリウムガス供給系
(8) 窒素ガス及び液体窒素供給系
(9) 水素ガス供給系
(10)各真空排気装置

(1) ヘリウム冷凍機

ヘリウム冷凍機は、ヘリウム圧縮機（スクリュー型ヘリウム･ガス圧縮機を想定)、油分離器、油ポンプ等からなる圧縮機ユニットと、多段の熱交換器、膨張タービンを内包するコールドボックス、コールドボックス用の真空排気装置、予冷のための液体窒素ライン、ヘリウム精製器、ヘリウムバッファタンク、そして、クーリングタワー等から構成される。

水素循環系内の熱交換器に 17K（暫定）のヘリウムガスを循環させて液体水素循環ループのクールダウン、ループ内の水素ガスの液化及び液体（超臨界）水素循環運転時の熱負荷の除去を行う。熱負荷は、後述の液体水素循環ループ側の入熱計算結果から約 5.5kW で、その結果冷凍能力を約 6kW とする。

コールドボックス及び付属の真空排気装置は、負荷側である水素循環系に近接した方が制御及び熱負荷的に有効であるために、可能な限り近くに設置する。

(2) 水素循環系

水素循環系は、バッファタンク、液体水素循環ポンプ、パラ水素化触媒反応器、熱交換器、ヒーター、流量計等の計装機器、その他配管・バルブ等から構成される。これらは、断熱真空

容器及び不活性バウンダリ（ヘリウムガス層）を兼ね備えたセイフティボックスによって収納される。水素循環系は高圧ガス保安法の規制を受けるために同法に則って設計・製作される。セイフティボックスは開放検査やメンテナンス等に対応できる構造とする。この水素循環系を含んだユニットは液体水素設備室内に設置し、同室でメンテナンス等に対応できるように配置する。ここから、水素輸送管を介して約20m離れた3基の減速材モジュールに液体（超臨界）水素を循環させる。

ループの設計条件を以下に示す。

運転圧力	最高 1.5MPa
設計圧力	2MPa
運転温度	約 20K
除熱量	約 5.5kW（1 MW 通常運転時）
最大循環流量	～2.25L/s（8.1m^3/h）
主要材質	SUS316L 又は相当品
主要配管径	50A（暫定）

(3) 水素輸送管

水素輸送管は、水素循環系と3基の減速材モジュールをつなぐための配管である。水素循環系から反射体交換プラグの所定の位置までは、並行の液体水素供給・戻り配管、その外側を真空断熱配管、さらにその外側をヘリウム･カバーガス配管からなる多重配管で、反射体交換プラグの所定の位置から減速材モジュールまでは、同軸の液体水素供給・戻り配管、その外側を真空断熱配管、その外側をヘリウムカバーガス配管、さらにその外側をプレモデレータ又は冷却用軽水配管からなる多重配管である。

水素循環系から減速材モジュールまで、液体水素配管材は SUS316L 又は相当品、その他は SUS304 又は相当品で、減速材モジュールではアルミ合金（液体水素配管は A6061 又は相当品、その他は A7000 系又は相当品）とするため、アルミ合金とステンレス鋼の間を異材継ぎ手で接続する。液体水素設備室内の水素循環系ユニットから反射体交換プラグ上の多重配管用カプラまでは施設側固定となる。多重配管用カプラから減速材モジュールまでは反射体交換プラグと一体で反射体メンテナンス室に移送して交換可能な構造となっている。本水素輸送管のうち、液体水素が循環する配管については高圧ガス保安法の適用を受ける。

(4) 3基の減速材モジュール

冷減速材には、結合型、非結合型、ポイゾン付き非結合型減速材（順に、Coupled Moderator ;CM、Decoupled Moderator ;DM、Poisoned Moderator ;PM と称す）の3種類を設置する。結合型減速材（CM）容器は円筒形、非結合型減速材（DM）容器は扁平形、ポイゾン付き非結合型減速材（PM）容器は扁平形の容器にポイゾン板を入れたもので、これらの容器が核となって各減速材モジュールを形成して反射体に設置される。この減速材モジュールに関しては、反射体交換プラグに設置されるベッセル内機器として別章で詳述する。

減速材モジュールは、液体水素の入った減速材容器とその周りを真空断熱層で覆うための真

空容器、さらにその周りをヘリウムカバーガス層とするためのヘリウム容器、中性子性能を低下させないよう反射体欠損を低減するためにヘリウム配管周りに設置するベリリウムブロック、ヘリウム容器及びベリリウムブロックの冷却をするために最外郭（減速材容器から中性子ビームを取り出す約10×10mmの窓部を除く）の軽水層を形成する冷却用軽水容器から構成される。

減速材モジュールのフランジ部において、前述のようにアルミ合金とステンレス鋼の間を異材継ぎ手を用いて配管を接続する。本減速材モジュールのうち、液体水素が循環する機器（減速材容器及び配管）は高圧ガス保安法に準拠して認可を受けたものを使用する。

(5) 水素圧力調節系

水素圧力調節系は、水素循環系内の圧力を調節するためのもので、リザーバタンク、圧力コントローラ、その他弁類から構成される。これらは、不活性の窒素カバーガスで覆われるように2重構造等になっている。本水素圧力調節系は、水素循環系に付属して液体水素設備室内に設置され、ここを通して初期充填時に水素循環系内へ水素を供給する。

(6) 水素放出設備

水素放出設備は、液体水素循環ループにおけるベント、真空ポンプ排気、安全弁やラプチャーディスクの排気等液体水素を保有する機器からの水素ガス排気ラインが大口径の配管（排気ヘッダ）に接続され、逆止弁を介してスタックにつなげられる。スタックには放射能濃度計が設置され、管理基準以下であることを確認し放出される。この水素ガス放出は半年に1度程度、系の開放のため、全系の水素をスタックから放出することを予定しており、半日程度の時間を要する作業となる予定である。また、ベント・ライン内部は、常温の窒素ガス又はヘリウムガスが満たされ、空気の進入を防ぎ、水素の防爆が確保される。

(7) ヘリウムガス供給系

ヘリウムガス供給系は、ヘリウム冷凍機やヘリウムカバーガスに使用するためのもので、物質・生命科学実験施設建家外のカードル置き場から冷凍機や各ヘリウムカバーガス系統へヘリウムガスを供給する。

(8) 窒素ガス及び液体窒素供給系

窒素ガス及び液体窒素供給系は、窒素カバーガスに使用する窒素ガスと、ヘリウム冷凍機の予冷に用いる液体窒素を物質・生命科学実験施設建家外の液体窒素貯槽タンクから供給するものである。

(9) 水素ガス供給系

水素ガス供給系は、本水素循環系で液化して循環させるための水素ガスを、物質・生命科学実験施設建家外のカードル置き場から建家内に供給するものである。

(10) 各真空排気装置

真空排気装置には、水素循環系等の配管内を運転前に真空引きするための水素循環系用真空排気装置と、セイフティボックス内の真空断熱層をつくるためのセイフティボックス用真空排気装置、及び水素輸送管・冷減速材容器周りの真空断熱層をつくるための水素輸送管用真空排気装置がある。いずれも水素循環系セイフティボックス周りに設置して、排気は窒素カバーガスで覆った２重配管によって前述の水素放出設備に送られる。

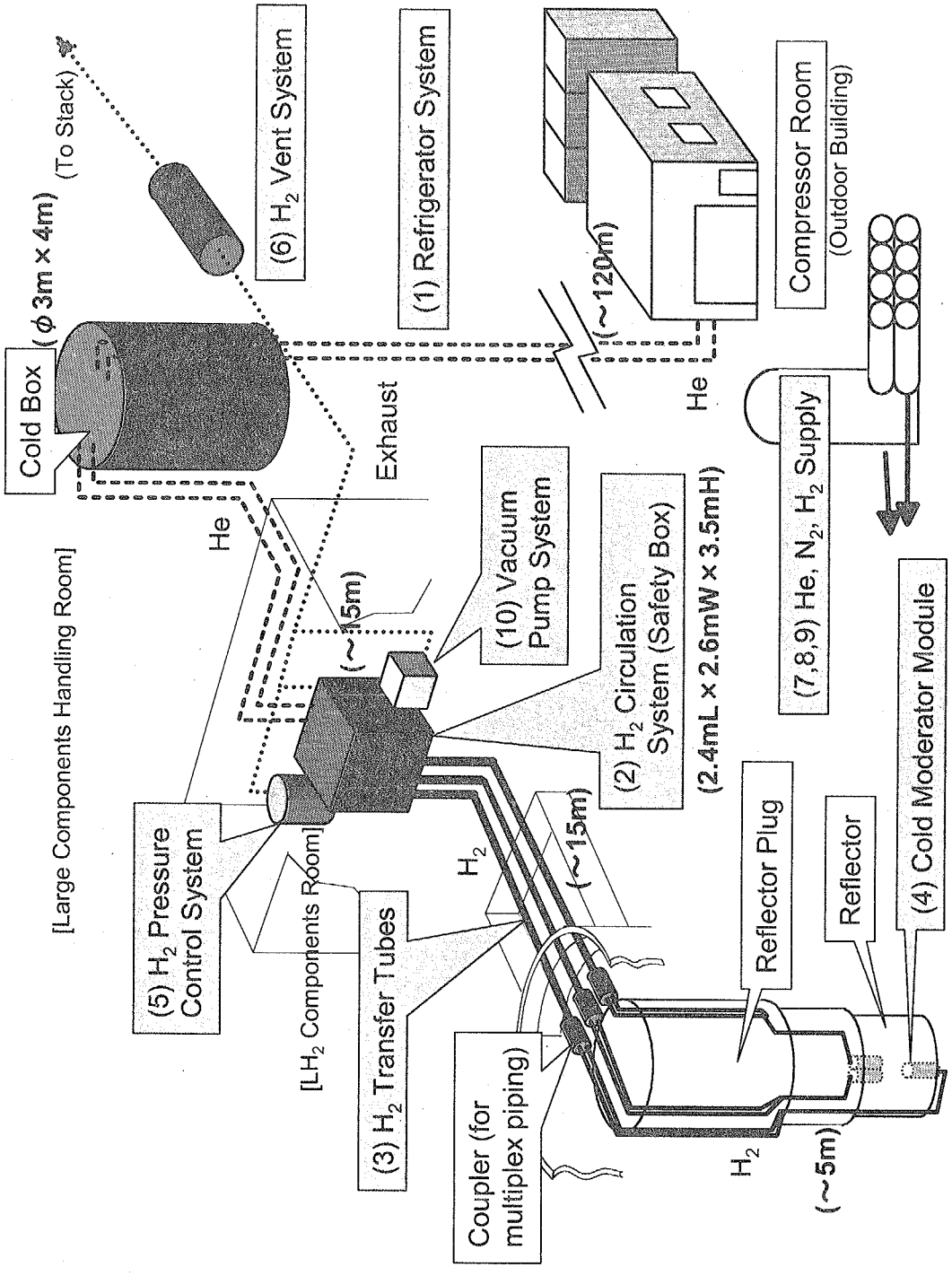


Fig.2.3.1-1 Outline of Cryogenic Hydrogen Circulation System for Cold Moderators

・２．３．２　全体基本設計

２．３．２．１　全体系統図及び全体配置

(1) 全体系統図

「極低温水素循環システム」の全体系統図を Fig.2.3.2.1-1 に示す。２．３．１で述べた水素循環系を中心として、ヘリウム冷凍機、水素輸送管、減速材モジュール、水素圧力調節系、水素放出設備、ヘリウムガス供給系、窒素ガス及び液体窒素供給系、水素ガス供給系、各真空排気装置を示した。

(a) ループの基本構成の選定

メインの液体水素循環系ループの構成品であるポンプ、熱交換器、触媒、バッファタンク等を収納したセイフティボックスをひとつのユニットとし、３つの減速材容器に液体水素を供給するための配管方法について次のように３つの方式を挙げた。

(a) ３ユニット方式（独立３系統）

(b) １ユニット・直列配管方式

(c) １ユニット・並列配管方式

これらの各構成の有効性について検討し、基本方針を選定した。

まず、これらを選定する上で条件となる事項は以下の通りである。

○ コスト

最も低コストとなる方式

○ 温度条件

冷減速材容器出入口温度：平均 20K

冷減速材容器出入口温度差：2（目標）～3K

冷減速材容器内で液体水素を沸騰させない

○ 交換シナリオ

３基の冷減速材容器は反射体交換プラグと一体でヘリウムベッセルから取り出して、反射体メンテナンス室で交換作業等行えるようにし、３基の容器がそれぞれ独立で交換できるようにする。

以上の条件を満足する構成として、(c)１ユニット・並列配管方式を採用することとした。詳細な検討については後述する。

(b) 不活性ガスブランケット

水素の防爆や真空破断時の氷着を防ぐために、水素配管や水素が通る可能性のある配管、水素の断熱用真空層周りなどには不活性ガスブランケットを設ける。不活性ガスには、ヘリウムガスと窒素ガスを使用し、高価なヘリウムガスの使用をできるだけ抑えるように、次のようにグループ分けをして使用ガスを分ける。

(ア) 常時低温の水素が存在する、又はその周りを真空断熱している箇所：ヘリウムガス

(イ) 室温の水素が存在する、又はその可能性のある箇所：窒素ガス

(ウ) 室温で、異常時のみ水素が通る可能性のある箇所：ブランケットなし

(c) 各真空排気系

前節で述べたように、真空排気装置には、水素循環系等の配管内を運転前に真空引きするための水素循環系用真空排気装置と、セイフティボックス内の真空断熱層をつくるためのセイフティボックス用真空排気装置、及び水素輸送管・冷減速材容器周りの真空断熱層をつくるための水素輸送管用真空排気装置がある。いずれも水素循環系セイフティボックス周りに設置して、排気は窒素カバーガスで覆った２重配管によって前述の水素放出設備に送られる。セイフティボックス及び水素輸送管・冷減速材容器周りは高真空を維持する必要があり、真空計によって真空度を監視しながら、断続的にセイフティボックス用真空排気装置及び水素輸送管用真空排気装置を作動させる。

(d) バッファタンク内のヒーター

加速器からの陽子ビームトリップ時における冷減速材容器周りの熱負荷喪失で生じる圧力変動を制御するために、現在、バッファタンク内又はバッファタンク以前に設置するヒーターで圧力制御を行い、一部ヒーターでの制御困難な変動に対してベローズ等を用いた容積制御を採用する計画である。

詳述は後で述べるが、ヒーター出力は約 5kW、容積制御は冷減速材容器～ヒーター間の圧力変動分の約±1L と推定され、ヒーター出力が大きいためにバブル等が発生しないように設置手法など留意して設計する必要がある。

(e) 配管等

配管等を設計する際の基本的な概念は、可能な限り水素のインベントリを抑え、圧力損失を最小限にすることである。現在、主配管は２Ｂ、その他分岐した配管は１インチで検討している。

(f) ヘリウム冷凍機系のヒーター

ヘリウム冷凍機の水素循環系内熱交換器へ向かう 17K のヘリウム供給配管と、熱交換器から戻ってくる戻り配管にヒーターを設置する予定である。それぞれ、供給側ヒーターは水素循環系の水素温度と連動して温度調整用、戻り側ヒーターはスタンバイモード時及び試運転時の熱負荷用である。

(ア) 供給側ヒーター：LH_2 の温度調整用

(イ) 戻り側ヒーター：待機モード時対応用

(g) 安全弁・破裂板

高圧ガス保安法が適用される水素循環系において、圧力上昇時の保安のために、圧力区分の異なる部分、弁で区切られる部分に、安全弁及び破裂板を設置する。また、万が一水素が真空断熱層に漏洩した際に、真空層の異常な圧力上昇を収束させるために、安全弁及び破裂板を設置する。この安全弁及び破裂板から噴いた水素は、前述したように水素放出設備を通って、ス

タックから屋外排気される。

(2) 全体配置

Fig.2.3.2.1-2 に物質・生命科学実験施設の一階平面図を示す。建家の南西に、ヘリウム冷凍システムの圧縮機ユニットを設置するための第 1 ヘリウム圧縮機室、水素ガス及びヘリウムガスカードルを収納するためのカードル置き場、ヘリウム冷凍システムの冷却塔及びヘリウムバッファタンク、冷凍機の予冷やガス化してブランケットに用いるための液体窒素貯槽及び蒸発器等を設置する。第 1 ヘリウム圧縮機室は、縦 11m、横 8m、高さ約 6m 程度の大きさで、床耐荷重が約 5ton/m^2 である。クレーンフック下 5m、クレーン容量 7 トンを予定しており、搬入口は 4m×4m の開口部である。カードル置き場は、縦約 10m、横約 13m、高さ約 5m の西側開放の屋根付き小屋である。冷却塔及びヘリウムバッファタンクは第 1 ヘリウム圧縮機室周り、液体窒素貯槽はカードル置き場周りに設置する。これらの機器から、水素、ヘリウム、窒素の各配管と各種ケーブルが 3.8m 程度の高さの空中配管で建家壁を貫通し、建家二階へ立ち上がる配管スペースまで配管する。図 6.2 の右図に例を示したように、貫通口は幅約 1.3m、深さ約 1.1m で、25A 程度の水素ガス、ヘリウムガス（ブランケット用）、窒素ガス（ブランケット用）、計装空気、冷却水（往復＋予備）配管、及び、65A 程度の液体窒素用断熱配管、並びに、300A までのヘリウム（冷凍機用）配管と、ケーブルラックが収まるように敷設する。

Fig.2.3.2.1-3 に物質・生命科学実験施設の二階平面図を示す。建家中心からやや南にある液体水素設備室に、セイフティボックスで覆った水素循環ユニットを設置し、ここから水素輸送配管で減速材容器へ水素を導く。液体水素設備室は、天井から見ると短辺約 6m、長辺約 12m、高さ約 6m の台形に似た形状で、部屋の高さが約 5m あり、天井は三階の大型機器取扱作業室に通じるグレーチング構造となっている。床は約 5ton/m^2 の耐荷重を有している。一階から立ち上がってきた水素、ヘリウム、窒素等の配管は、二階の水平方向の配管スペースを通り、さらに三階へ向かう配管スペース内を立ち上がる。

Fig.2.3.2.1-4 に液体水素設備室周りの縦断面図を示す。水素循環系と反射体交換プラグ、ターゲットトローリーの高さ関係は図の通りである。水素循環ユニットと反射体交換プラグ、ターゲット台車等の高さ関係は図の通りである。水素輸送配管は液体水素設備室の下にある冷却系分配室を通り、壁を貫通した後配管樋を通って反射体交換プラグ上部のカプラと接続する。カプラからは垂直に減速材容器まで配管される。

Fig.2.3.2.1-5 に物質・生命科学実験施設の三階平面図を示す。中心にある大型機器取扱作業室に液体水素設備室の天井である床グレーチングがあり、隣接してヘリウム冷凍システムのコールドボックスを設置する。コールドボックスは、梁に載せることで約 30ton までのものが設置可能である。水素放出設備は、水素等のベントを液体水素設備室内あるいはコールドボックス周りに設置した排気ヘッダ等を通し、ここから大型機器取扱作業室の壁に沿って排気ラインを配管して、約 70m 離れた排気ダクト取り合い点で接続しスタックから放出する。

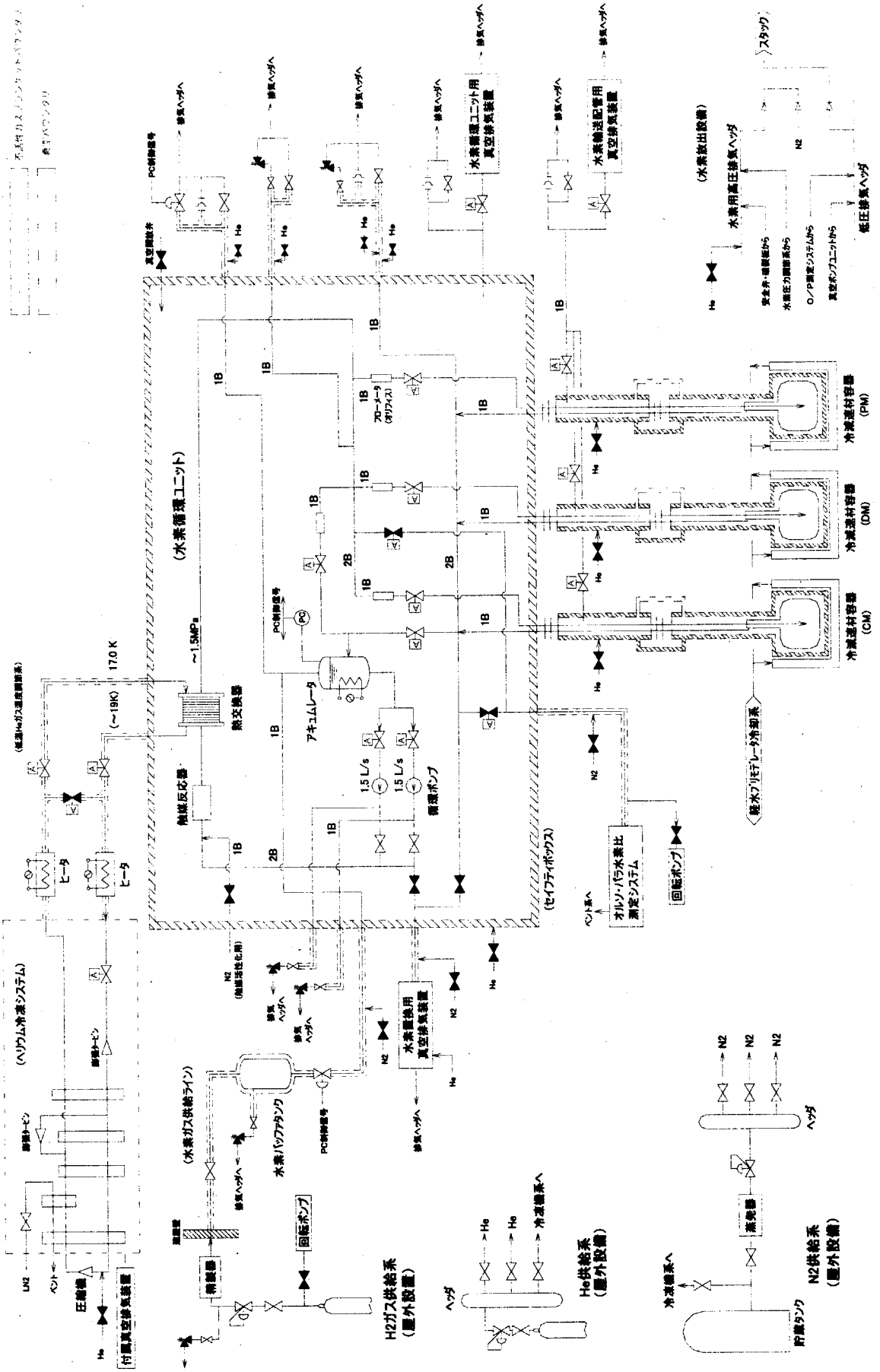


Fig. 2.3.2.1-1 Flow diagram of cryogenic hydrogen circulation system

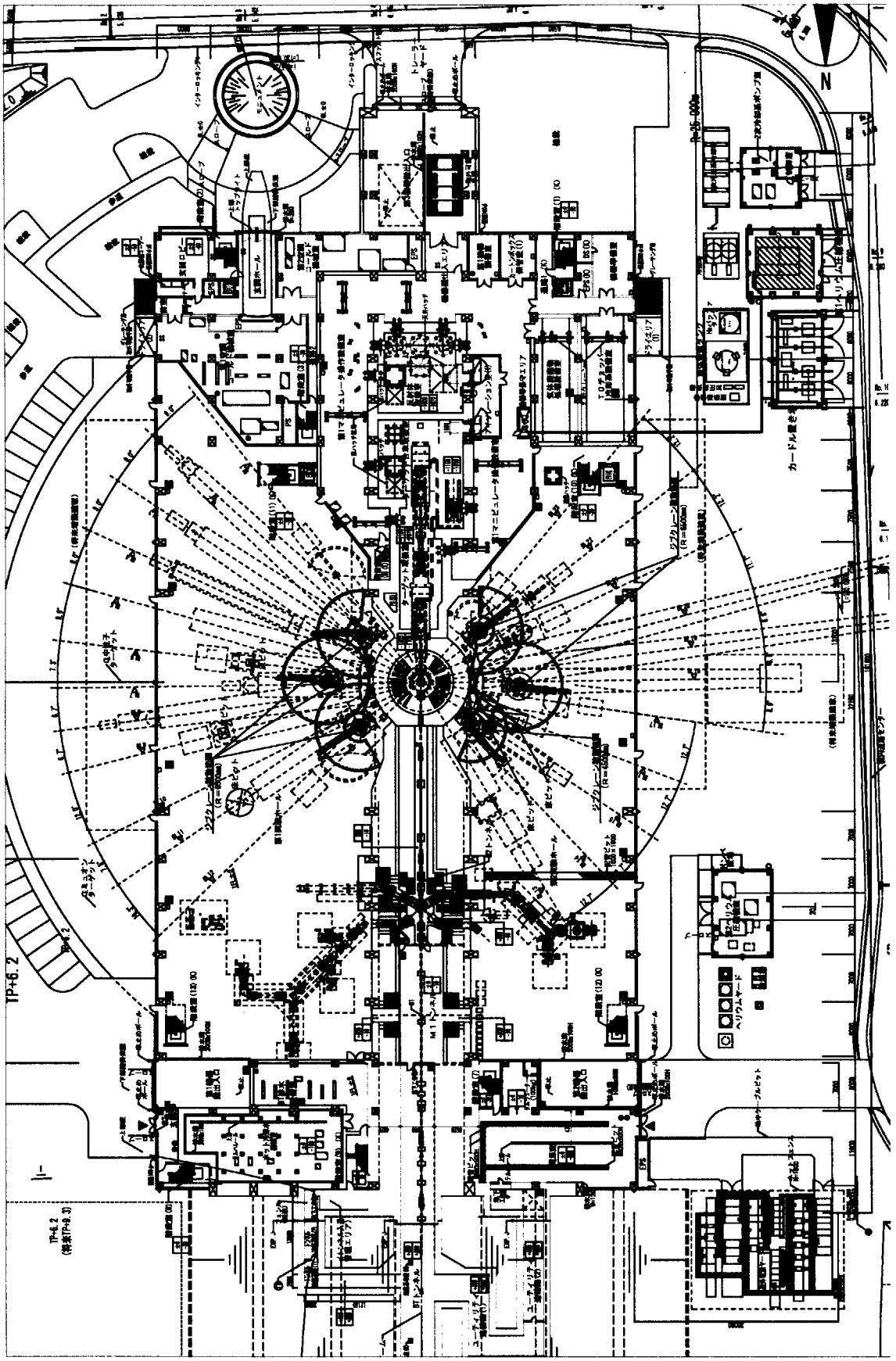


Fig. 2.3.2.1-2 Materials and life science experimental facility - 1st floor -

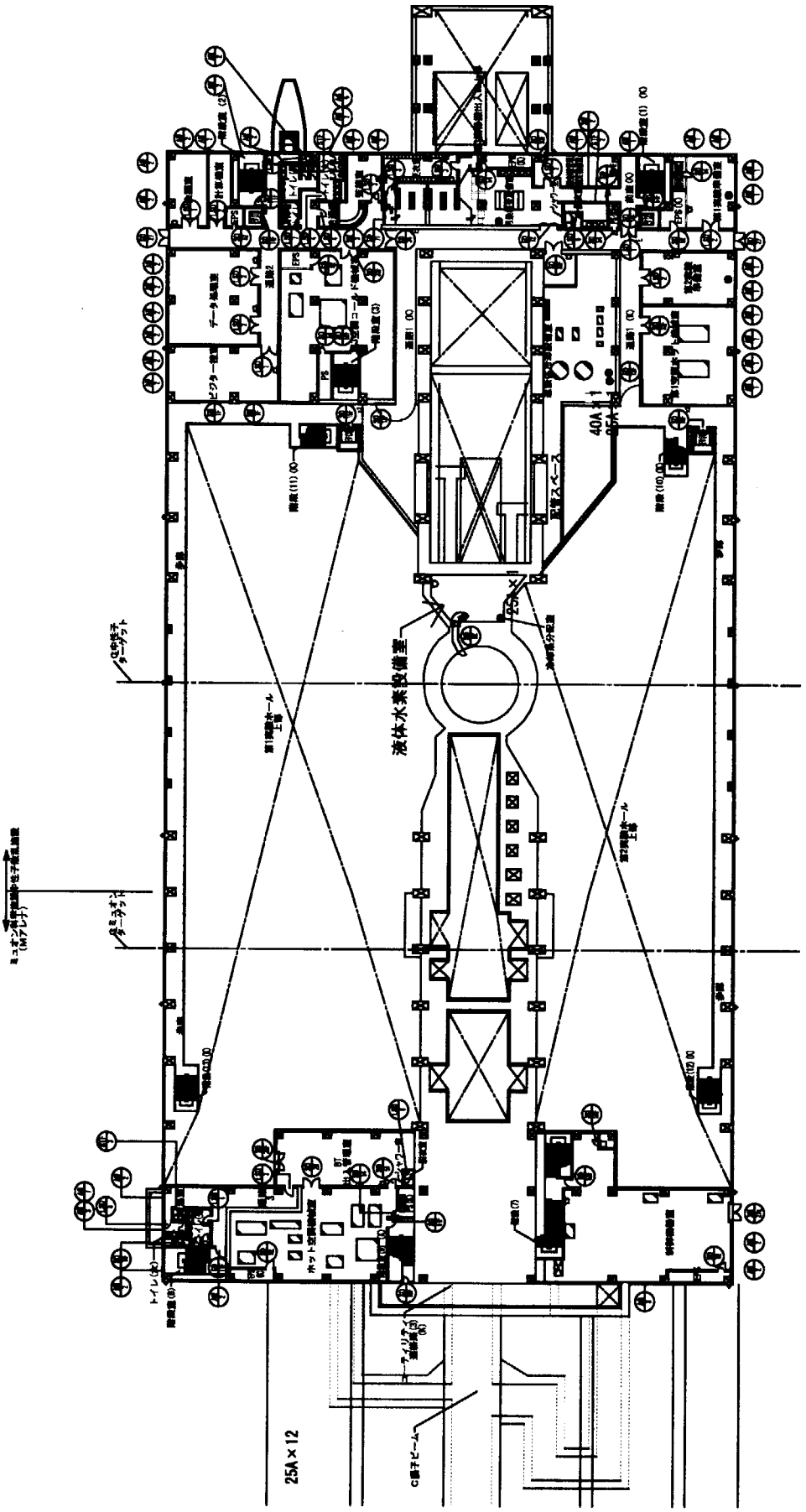


Fig. 2.3.2.1-3 Materials and life science experimental facility - 2nd floor -

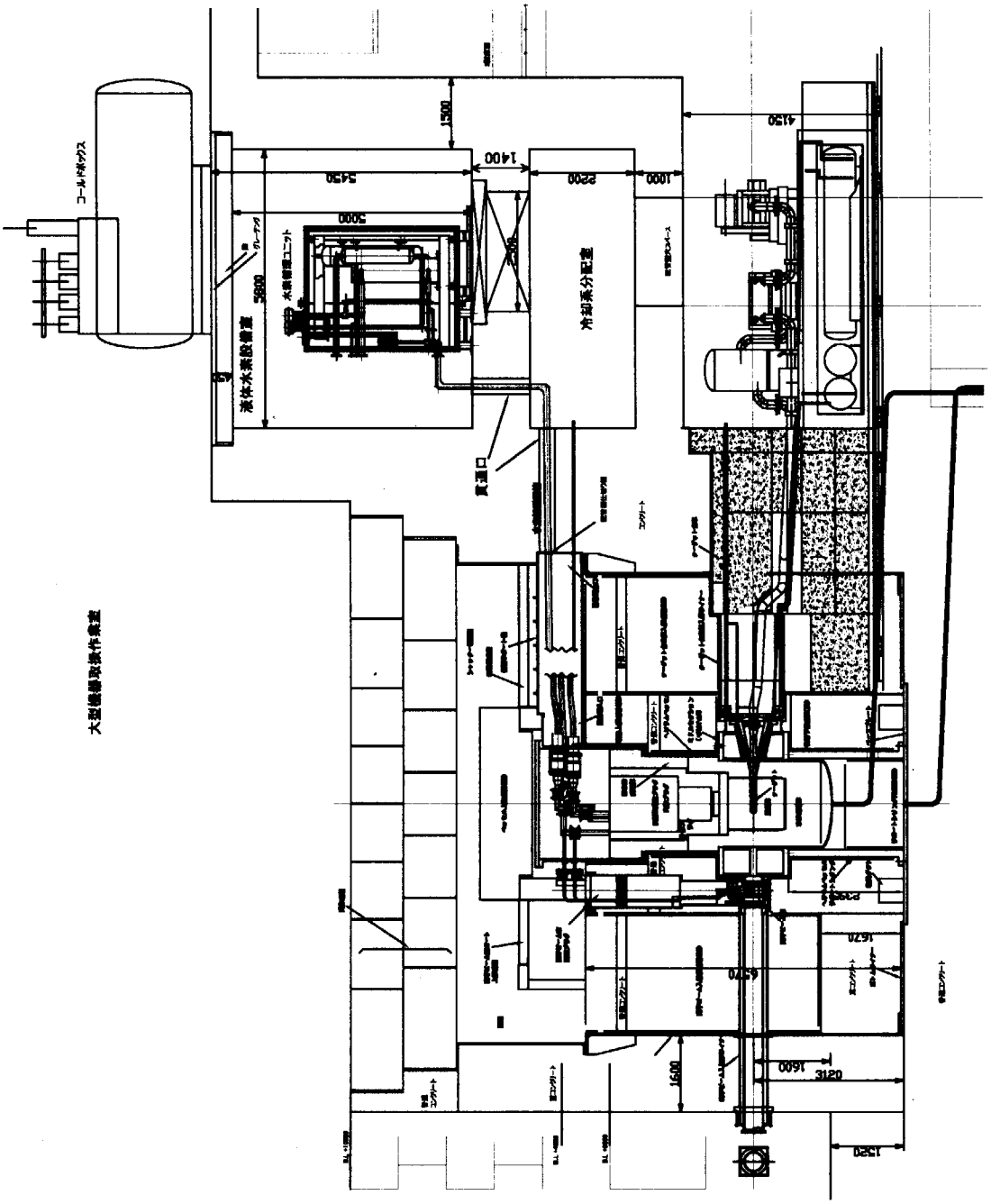


Fig. 2.3.2.1-4 Cross section around spallation neutron source

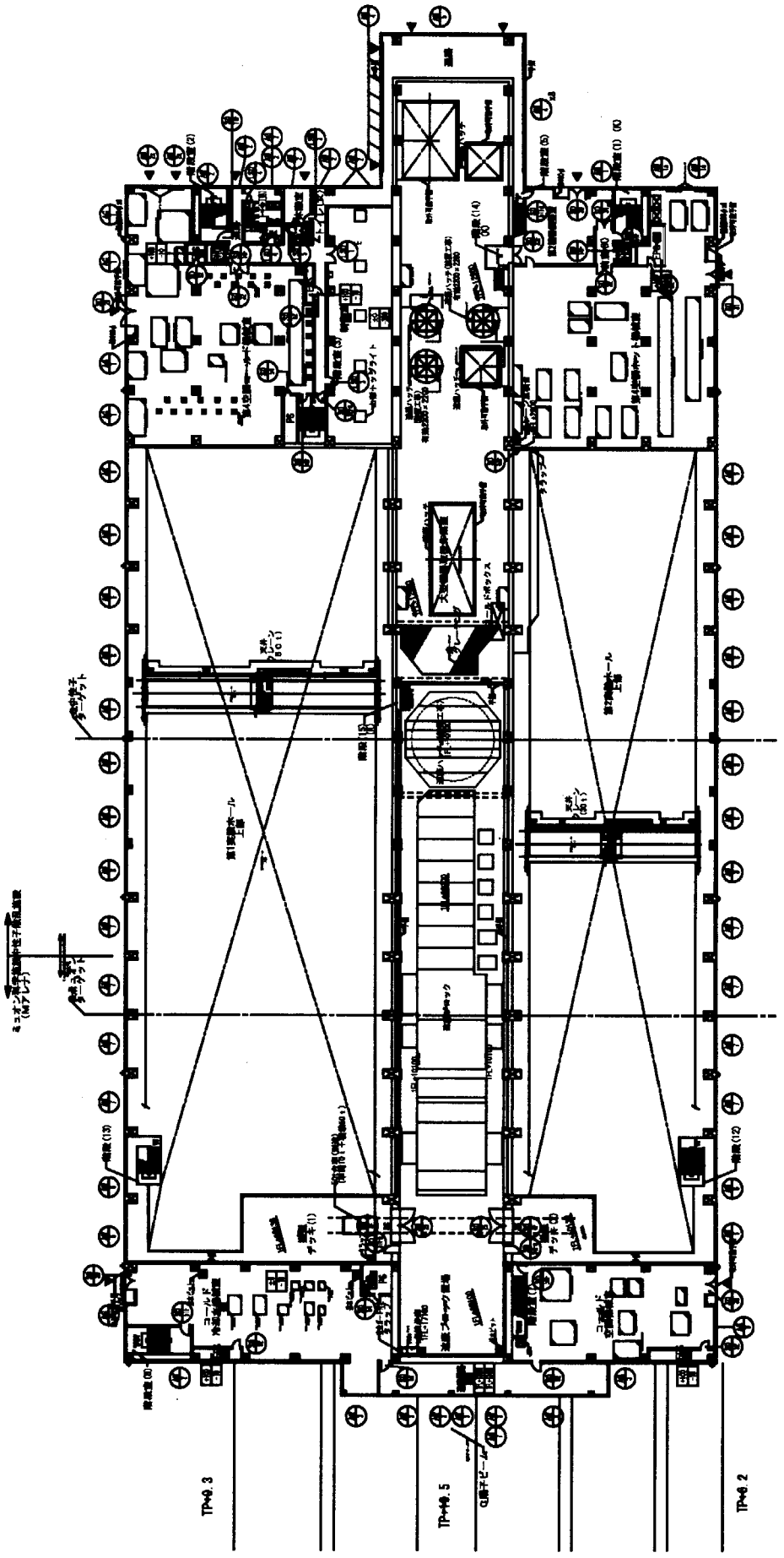


Fig. 2.3.2.1-5 Materials and life science experimental facility - 3rd floor -

２．３．２．２　冷却フロー（ＰＦＤ）

(1) 設計条件

水素冷却系の設計条件を以下にまとめる。

・モデレータ部出入口平均温度　＞20 K

・モデレータ部出入口温度差　＞3 K

・モデレータ部パラ H_2 濃度　≧99.0%

・運転圧力　　0.6～1.5 MPa

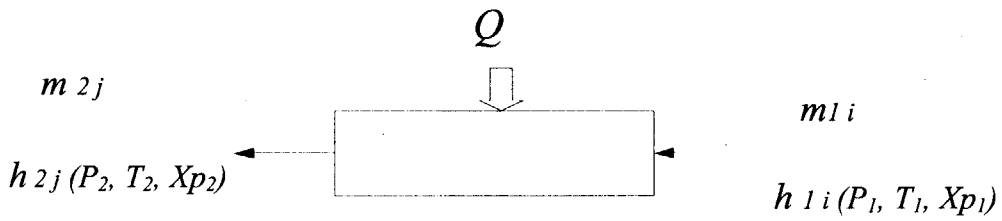
・設計圧力　　2.0+0.1013（真空）MPa

(2)基本式

(a)熱物質収支

各部の出口状態については、仮想境界での圧力損失、入熱値を求め、2.3.2.2.1 式の熱物質バランスより計算する。

$$\sum_i (\dot{m}_{1i} * h_{1i}) + Q = \sum_j (\dot{m}_{2j} * h_{2j}) \qquad (2.3.2.2.1)$$



パラ水素濃度 x_p でのエンタルピーは

$h(P,T,x_p)=h_p*x_p+h_o*(1-x_p)$　　(2.3.2.2.2)

とする。ここで

$\dot{m}$　：質量流量 [g/s]

h　：エンタルピー [J/g]

h_p：100%パラ水素エンタルピー [J/g]　　h_o：100%オルソ水素エンタルピー [J/g]

Q　：入熱 [W]

x_p　：パラ水素濃度 [-]

P　：圧力

T　：温度

添字 1：入口状態、2：出口状態

物性値は、NASA データ[1]のパラ水素、ノーマル水素のデータによる。

(b) オルソ・パラ変換

触媒層でのオルソ/パラ水素変換は、断熱系での発熱反応であるので、熱物質バランスより

$$m_1 * h_1(P_1, T_1, x_{p1}) + Q_{HL} = m_1 * h_2(P_2, T_2, x_{p2}) \qquad (2.3.2.2.3)$$

Q_{HL} ：ヒートロス

となり、ヒートロスを無視すればエンタルピーは保存される。

エンタルピーレベルの低いパラ水素は、触媒出口で温度上昇してパラ水素濃度が増加、平衡する。

ここで、触媒でのパラ水素への変換効率 η_p を

$$\eta_p = \frac{x_{p2} - x_{pf}}{x_{pe} - x_{pf}} \qquad (2.3.2.2.3)$$

x_{p2}：触媒出口でのパラ水素濃度

x_{pf}：触媒入口でのパラ水素濃度

x_{pe}：触媒出口温度でのパラ水素平衡濃度

とすると、入口状態より試行法により出口での温度、パラ水素濃度が求まる。

パラ水素平衡濃度 x_{pe} は、文献データ[2]により求めた。

(c) 水素循環ポンプ動力

軸動力 Q_w は次式により求める。

$$Q_w = V * h / \eta \qquad (2.3.2.2.4)$$

Q_w：軸動力 [W]

V ：吸入状態における体積流量 [L/s]

h：ポンプ揚程 [kPa]

η ：ポンプ効率 [-]

(3) 冷却フロー

3つの冷減速材容器(PM, DM, CM)への水素冷却フローとして Fig.2.3.2.2-1 に示される並列方式と直列方式について比較し、冷却フローを決定した。

(a)計算条件

水素循環ループ各部のプロセス状態は、以下の条件により計算する。

1)冷減速材容器で中性子、γ線により、パラ水素からオルソ水素に逆変換される吸熱反応において、冷減速材容器内での核発熱量の約半分が反応熱に供されると仮定して、生成されるオルソ濃度は約2%（パラ水素濃度99→97%）と仮定した。但し、モデレータ出口での温度、パラ水素濃度の計算結果は、核発熱よる温度上昇（パラ濃度一定）と断熱系でのオルソ水素への吸熱反応による温度降下（パラ水素97%）に分割して表示した。

2)水素インベントリ低減の観点から、触媒でのパラ水素変換効率は 80％として、オルソ・パラ変換器出口でのパラ水素濃度、温度を計算した。

3)ポンプ効率を 52％と仮定し、循環ポンプでの入熱量は、軸動力の 100％とヒートロス 10 W の合計値を仮定。

4)冷減速材容器の出入口温度差条件 ＜3K については、オルソ水素への変換が無い条件で考える。また、冷減速材容器の同芯管部での熱交換による温度上昇 0.5 K を見込んで出入口平均温度 ＜19.5 K とした。

5)並列冷却方式については、流量分配の安定化の為に、冷減速材容器をバイパスするラインを設け、その流量を全体流量の 10％と仮定した。

(b) 計算結果

冷減速材容器の冷却圧力を超臨界圧 1.4～1.5 MPa とした場合の、並列冷却と直列冷却系統における各部の熱負荷、圧力損失、及び熱物質バランスより求まる各部のプロセス値を Table 2.3.2.2-1、Table 2.3.2.2-2 に示す。各部の番号は、Fig.2.3.2.2-1 に示されるプロセスポイントに対応する。

並列冷却と直列冷却方式の比較を Table 2.3.2.2-3 にまとめる。

直列方式の場合、必要とされる水素循環ポンプのヘッドが大きくなり、遠心型ポンプとしての設計条件が厳しくなる。また、水素循環ポンプ動力による熱負荷が、必要とされるヘリウム冷凍能力を大きく（17K 冷凍温度換算で 124％の冷凍能力比）するデメリット等により、並列冷却方式を選択した。

(4)中圧冷却 PFD

運転圧力条件として、0.6 MPa のサブクール状態でオペレーションした場合について、系統内の熱物質バランスの計算結果を Fig.2.3.2.2-2 及び Table 2.3.2.2-4 に示す。

尚、各部の圧力損失値は、1.4 MPa のケースと同じとした。

Table 2.3.2.2-1 に示される超臨界圧(1.4 MPa)定常運転での温度と比較しても、有為な差は無い為、定常運転圧力範囲としては 0.6～1.5MPa までの対応を考える。

Table 2.3.2.2-1 PFD Data of Hydrogen Loop in case of Parallel Cooling / 1.5 MPa Operation

No	m [g/s]	P [MPa]	⊿P [MPa]	Q_{HL} [W]	i [J/g]	x p [%]	T [k]
①	162.20	1.470	0.0241	36.0	-257.0	99.01	17.80
②	162.20	1.468	0.0018	11.3	-256.9	99.01	17.81
③	68.00	1.454	0.0139	4.4	-256.9	99.01	17.84
④	68.00	1.442	0.0120	3.0	-256.8	99.01	17.86
⑤	68.00	1.431	0.0116	72.5	-255.8	99.01	18.01
⑥	68.00	1.431		1744.7	-230.1	99.01	20.93
⑥'	68.00	1.431			-230.1	97.00	19.40
⑦	68.00	1.418	0.0127	135.1	-228.1	97.00	19.64
⑧	38.20	1.455	0.0127	4.4	-256.8	99.01	17.84
⑨	38.20	1.426		3.0	-256.7	99.01	17.89
⑩	38.20	1.422	0.0038	66.6	-255.0	99.01	18.11
⑪	38.20	1.422		990.1	-229.1	99.01	21.05
⑪'	38.20	1.422			-229.1	97.00	19.53
⑫	38.20	1.418	0.0041	120.7	-225.9	97.00	19.89
⑬	39.80	1.455	0.0128	4.4	-256.8	99.01	17.84
⑭	39.80	1.426		3.0	-256.7	99.01	17.89
⑮	39.80	1.422	0.0040	63.6	-255.1	99.01	18.09
⑯	39.80	1.422		1030.1	-229.3	99.01	21.03
⑯'	39.80	1.422			-229.3	97.00	19.51
⑰	39.80	1.418	0.0044	116.2	-226.3	97.00	19.84
⑱	146.00	1.418			-227.1	97.00	19.76
21	16.20	1.468	0.0003	3.3	-256.7	99.01	17.84
22	16.20	1.418		3.0	-256.5	99.01	17.93
23	162.20	1.418	0.0003	3.3	-230.0	97.20	19.60
24	162.20	1.417	0.0009	20.2	-229.9	97.20	19.61
25	162.20	1.416	0.0013	62.6	-229.5	97.20	19.66
26	162.20	1.415	0.0008	24.9	-229.3	97.20	19.68
27	162.20	1.520		460.3	-226.5	97.20	19.88
28	162.20	1.519	0.0019	27.3	-226.3	97.20	19.90
29	162.20	1.494	0.0241	20.2	-226.2	99.01	21.27
30	162.20	1.494	0.0003	6.2	-226.2	99.01	21.28
			0.1058	5040.4			

Table 2.3.2.2-2 PFD Data of Hydrogen Loop in case of Series Cooling / 1.5 MPa Operation

No	P [MPa]	⊿P [MPa]	Q_{HL} [W]	i [J/g]	xp [%]	T [k]
①	1.630	0.052	74.9	-273.2	98.99	15.40
②	1.578		1030.1	-272.5	98.99	15.58
③	1.578	0.061	182.8	-263.2	98.99	16.86
④	1.517		990.1	-261.6	98.99	17.16
⑤	1.517	0.062	193.2	-252.6	98.99	18.29
⑥	1.455		1744.7	-250.9	98.99	18.57
⑦	1.455	0.039	242.8	-235.1	98.99	20.37
	1.455			-235.1	97.00	18.78
⑧	1.416		10.0	-233.0	97.00	19.09
⑨	1.416	0.004	27.3	-232.9	97.00	19.10
⑩	1.412	0.024	20.2	-232.6	97.00	19.13
⑪	1.388	0.001	6.2	-232.4	98.99	20.73
⑫	1.387	0.024	34.0	-232.4	98.99	20.73
		0.267	4556.3			

Table 2.3.2.2-3 Comparison of Hydrogen Cooling Flow Pattern for Moderators

Cooling Flow Pattern	Parallel	Series
Hydrogen Circulating Flow Rate	162.2 g/s (2.25 L/s)	110.8 g/s (1.48 L/s)
Total Pressure Drop In Hydrogen Loop	0.106 MPa	0.267 MPa
Delivery Pressure of Hydrogen Pump	1.52 MPa	1.68 MPa
Heat Input of Hydrogen Pump	460 W	782 W
Total Heat Load in Hydrogen Loop	5040 W	5328 W
Helium Refrigerator Capacity	5110 W at 17 K	5400 W at 14.6 K
(Equivalent Refrigeration Capacity)	5110 W at 17 K	6340 W at 17 K
Inlet / Outlet*[1] Temp. of Moderator	18.09 / 21.03 K	15.58 / 16.86 K
PM	18.11 / 21.05 K	17.16 / 18.29 K
DM	18.01 / 20.93 K	18.57 / 21.20 K
CM		
Para Hydrogen Concentration	99.01 %	98.99 %

*1) In case without re-conversion of para into ortho hydrogen

Table 2.3.2.2-4 PFD Data of Hydrogen Loop in case of 0.6 MPa Operation

No	m [g/s]	P [Mpa]	⊿P [Mpa]	QHL [W]	i [J/g]	xp [%]	T [K]	Tav [K]	ρ [kg/m^3]	vol [m^3]	M [kg]
①	162.20	0.648	0.0241	36.0	-265.8	99.03	17.80	19.49	74.01	5.00E-02	3.700
②	162.20	0.646	0.0018	11.3	-265.7	99.03	17.81	17.80	74.11	1.35E-02	0.999
③	68.00	0.632	0.0139	4.4	-265.7	99.03	17.84	17.82	74.07	1.44E-03	0.107
④	68.00	0.620	0.0120	3.0	-265.6	99.03	17.86	17.85	74.04	0.00E+00	0.000
⑤	68.00	0.609	0.0116	72.5	-264.6	99.03	18.00	17.93	73.89	9.70E-03	0.717
⑥	68.00	0.609		1744.7	-238.9	99.03	20.85	19.43	70.83	1.54E-03	0.109
⑥'	68.00	0.609			-238.9	97.00	19.34	20.09	72.50		
⑦	68.00	0.596	0.0127	135.1	-236.9	97.00	19.57	20.21	72.25	1.01E-02	0.728
⑧	38.20	0.633	0.0127	4.4	-265.6	99.03	17.84	18.71	74.03	1.44E-03	0.107
⑨	38.20	0.604		3.0	-265.5	99.03	17.89	17.86	73.99	0.00E+00	0.000
⑩	38.20	0.600	0.0038	66.6	-263.8	99.03	18.11	18.00	73.77	8.84E-03	0.652
⑪	38.20	0.600		990.1	-237.9	99.03	20.96	19.53	70.67	9.70E-04	0.069
⑪'	38.20	0.600			-237.9	97.00	19.46	20.21	72.37		
⑫	38.20	0.596	0.0041	120.7	-234.7	97.00	19.81	20.39	71.99	9.20E-03	0.662
⑬	39.80	0.633	0.0128	4.4	-265.6	99.03	17.84	18.83	74.02	1.44E-03	0.107
⑭	39.80	0.604		3.0	-265.5	99.03	17.89	17.86	73.99	0.00E+00	0.000
⑮	39.80	0.600	0.0040	63.6	-263.9	99.03	18.09	17.99	73.79	8.56E-03	0.632
⑯	39.80	0.600		1030.1	-238.1	99.03	20.94	19.51	70.70	9.70E-04	0.069
⑯'	39.80	0.600			-238.1	97.00	19.44	20.19	72.39		
⑰	39.80	0.596	0.0044	116.2	-235.1	97.00	19.76	20.35	72.04	8.92E-03	0.643
⑱	146.00	0.596			-235.9	97.00	19.69	19.73	72.12	0.00E+00	0.000
21	16.20	0.646	0.0003	3.3	-265.5	99.03	17.84	18.76	74.03	1.85E-03	0.137
22	16.20	0.596		3.0	-265.3	99.03	17.92	17.88	73.95	0.00E+00	0.000
23	162.20	0.596	0.0003	3.3	-238.8	97.20	19.52	18.72	72.30	1.85E-03	0.134
24	162.20	0.595	0.0009	20.2	-238.7	97.20	19.53	19.53	72.28	1.35E-02	0.974
25	162.20	0.594	0.0013	62.6	-238.3	97.20	19.58	19.56	72.23	5.00E-02	3.612
26	162.20	0.593	0.0008	24.9	-238.1	97.20	19.60	19.59	72.21	1.57E-02	1.135
27	162.20	0.698		465.8	-235.3	97.20	19.79	19.69	72.14	1.00E-03	0.072
28	162.20	0.697	0.0019	27.3	-235.1	97.20	19.81	19.80	72.10	1.12E-02	0.810
29	162.20	0.672	0.0241	20.2	-235.0	99.03	21.18	20.50	70.58	1.08E-01	7.623
30	162.20	0.672	0.0003	6.2	-234.9	99.03	21.19	21.18	70.50	6.74E-03	0.475
		Total	0.1058	5045.9						0.3364	24.270

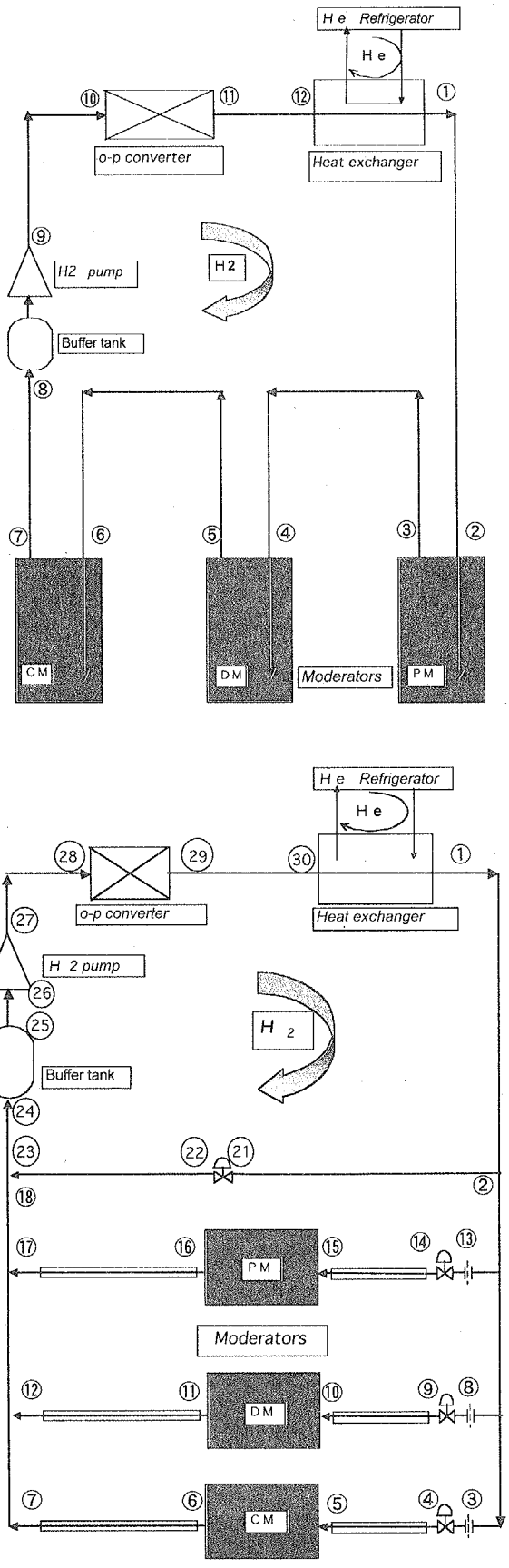


Fig.2.3.2.2-1 Flow Diagram of Series/Parallel Cooling

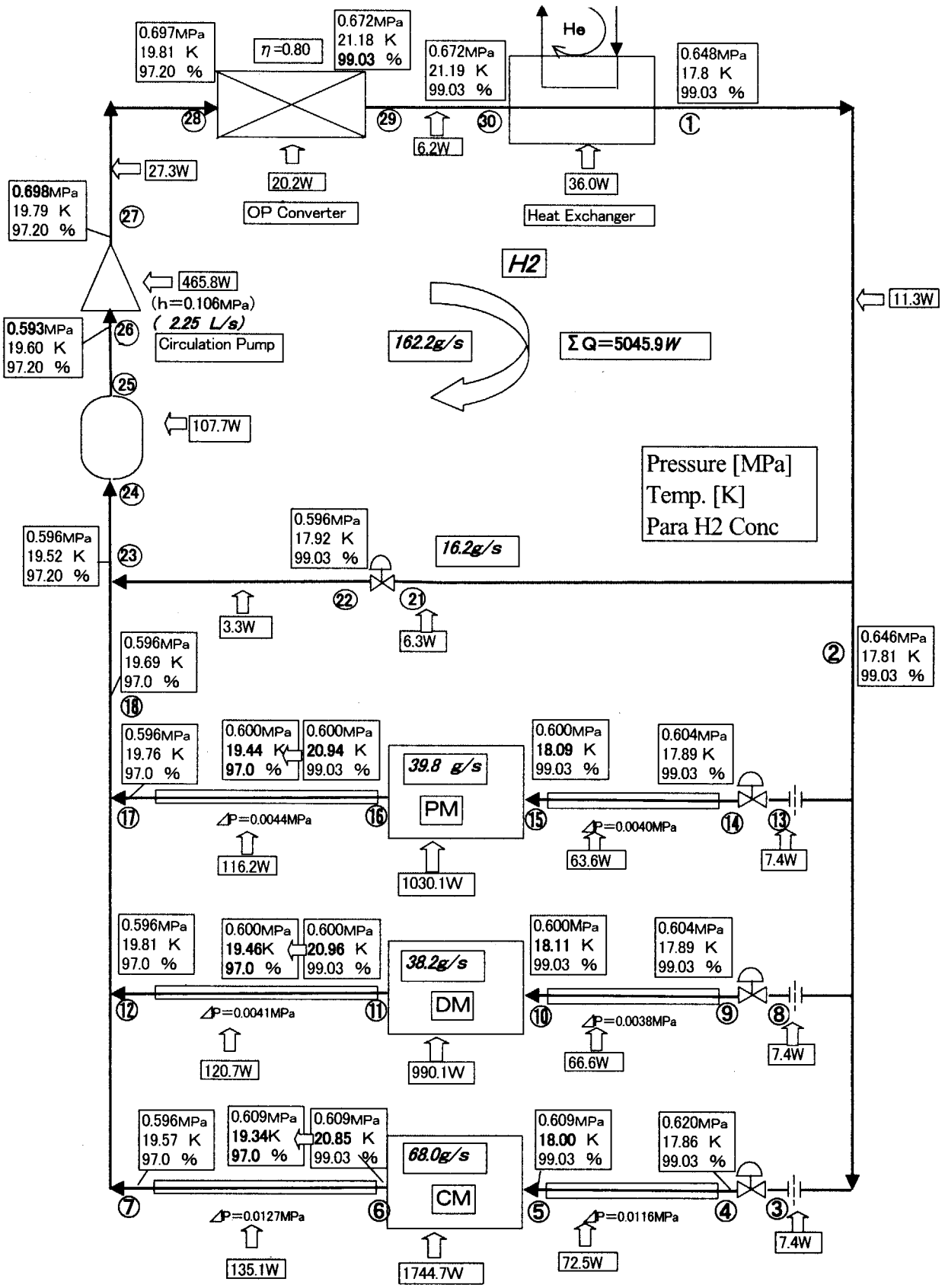


Fig.2.3.2.2-2 Process Flow Diagram in case of 0.6 MPa Operation

２．３．２．３　系統圧力損失

(1) 内容

液体水素循環系の圧力損失をまとめた。

(2) 主要な検討条件

①圧力損失は、液体水素の圧力が 1.40(MPa)時の物性値を使用した。

②配管のサイズ、長さ及び温度分布は、計画値を用いた。

(3) 検討手順

①セイフティボックス内の圧力損失計算式を Table.2.3.2.3-1 に示す。

②ＰＭ系、ＤＭ系、ＣＭ系及びバイパス系の圧力損失計算式を Table.2.3.2.3-2 に示す。

(4) 検討結果

①セイフティボックス内の圧力損失計算例（水素流量 162.2(g/s)時）を Table.2.3.2.3-3 に示す。

②ＰＭ系の圧力損失計算例（水素流量 39.8(g/s)時）を Table.2.3.2.3-4 に示す。

③ＤＭ系の圧力損失計算例（水素流量 38.2(g/s)時）を Table.2.3.2.3-5 に示す。

④ＣＭ系の圧力損失計算例（水素流量 68.0(g/s)時）を Table.2.3.2.3-6 に示す。

⑤バイパス系の圧力損失計算例（水素流量 16.2(g/s)時）を Table.2.3.2.3-7 に示す。

⑥流量調節弁の圧力損失計算結果を Table.2.3.2.3-8 に示す。

⑦液体水素のループ特性（流量／圧損特性）を Table.2.3.2.3-9 に示す。

以上の結果から、計画運転時の合計圧損は 99.6(kPa)となる。ただし、各系の計画水素流量と流調弁開度は下記とする。

・PM 系	水素流量 39.8(g/s)	流調弁開度 52(%)
・DM 系	水素流量 38.2(g/s)	流調弁開度 51(%)
・CM 系	水素流量 68.0(g/s)	流調弁開度 56(%)
・バイパス系	水素流量 16.2(g/s)	流調弁開度 30(%)
・ポンプ吐出流量	水素流量 162.2(g/s)	

Table.2.3.2.3-1 Pressure loss equations for Safety-Box

セイフティボックス内の圧力損失	記号	単位		計算式及び特記事項
配管呼び径				メモ
配管内径	d	m		入力
管粗さ	ε	μm		入力
流路断面積	A	m^2		A=pi/4*d^2
相対粗さ	ε/d	—		ε/d=ε*(1E-6)/d
体積流量	F	L/sec		F=G/ρ*1000
質量流量	Ga	kg/sec		入力
代表温度	T	K		入力
水素密度	ρa	kg/m^3		パラ100%水素、1.40 MPa時、温度の関数　ρa=-0.0311*T^2+0.2284*T+80.637
流速	v	m/sec		v=F/1000/A
粘性係数	μa	Pa s		パラ100%水素、1.40 MPa時、温度の関数　μa=(0.0793*T^2-4.3935*T+70.918)*1E-6
レイノルズ数	Re	—		Re=v*d*ρ/μ
管摩擦係数	λ	—		ブラジウスの式の1.25倍、λ=0.3164/(Re^0.25)*1.25
配管長	L	m		入力
配管圧損小計	⊿P1	kPa		⊿P1=λ*(L/d)*ρ*v^2/2*(1E-3)
配管圧損積算値	P1	kPa		P1=Σ(⊿P1)
損失係数			ζ0	
90°エルボ （50A配管）	ζ1	—	0.4319	ζ1=個数*損失係数(ζ0)
90°ベンド	ζ2	—	1.265	ζ2=個数*損失係数(ζ0)
玉型弁	ζ3	—	4.7	ζ3=個数*損失係数(ζ0)
ティ(分流)	ζ4	—	1.23	ζ4=個数*損失係数(ζ0)
ティ(合流)	ζ5	—	1.18	ζ5=個数*損失係数(ζ0)
ポンプ入口急縮小(50A→20A)	ζ6	—	0.3	ζ6=個数*損失係数(ζ0)
ポンプ出口急拡大(20A→50A)	ζ7	—	0.7	ζ7=個数*損失係数(ζ0)
触媒反応器入口	ζ8	—	1.0	ζ8=個数*損失係数(ζ0)
触媒反応器出口	ζ9	—	0.5	ζ9=個数*損失係数(ζ0)
熱交換器入口	ζ10	—	1.0	ζ10=個数*損失係数(ζ0)
熱交換器出口	ζ11	—	0.5	ζ11=個数*損失係数(ζ0)
ガス分離タンク入口	ζ12	—	1.0	ζ12=個数*損失係数(ζ0)
ガス分離タンク出口	ζ13	—	0.5	ζ13=個数*損失係数(ζ0)
損失係数　合計	Σζ	—		Σζ=SUM(ζ1:ζ13)
要素圧損小計	⊿P2	kPa		⊿P2=(Σζ)*ρ*v^2/2*(1E-3)
要素圧損積算値	P2	kPa		P2=Σ(⊿P2)
機器圧損				基準状態での圧損(⊿Ps)に粘性係数・質量流量・密度を次式で補正する
			⊿Ps	⊿Pa=⊿Ps*((μa/μs)^0.25×(Ga/Gs)^1.75/(ρa/ρs))
基準状態の温度	Ts	K		入力
基準状態の圧力	ps	kPa		入力
基準状態の粘性係数	μs	Pas		パラ水素　μs=(0.0793*Ts^2-4.3935*Ts+70.918)*1E-6
基準状態の質量流量	Gs	kg/s		入力
基準状態の密度	ρs	kg/m^3		パラ水素　ρs=-0.0311*Ts^2+0.2284*Ts+80.637
熱交換器	ΔPa_{HX}	kPa	20	ΔPs_{HX}に上式の補正を行う。
バッファタンク	ΔPa_{BU}	kPa	1	ΔPs_{BU}に上式の補正を行う。
ポンプ	ΔPa_{Pump}	kPa	1	ΔPs_{PUMP}に上式の補正を行う。
触媒反応器	ΔPa_{CAT}	kPa	35	ΔPs_{CAT}に上式の補正を行う。
機器圧損小計	⊿P3	kPa		⊿P3=Σ(⊿Pa)
機器圧損積算値	P3	kPa		P3=Σ(⊿P3)
合計圧力損失				
圧力損失小計	⊿P	kPa		⊿P＝⊿P1＋⊿P2＋⊿P3
圧力損失積算値	P	kPa		P = Σ(⊿P)

Table.2.3.2.3-2 Pressure loss equations for PM-line, DM-line, CM-line and Bypass-line

PM系、DM系、CM系、バイパス系の圧力損失	記号	単位		計算式及び特記事項
配管呼び径				メモ
液体水素 供給側 外径	d1	m		入力
内径	d2	m		入力
真空層 外径	d3	m		入力
内径	d4	m		入力
液体水素 戻り側 外径	d5	m		入力
内径	d6	m		入力
相当直径	de	m		同軸管の戻り側の場合＝4*A/(pi*(d3+d6))、それ以外の場合＝d2
管粗さ	ε	μm		入力
流路断面積	A	m^2		同軸管の戻り側の場合＝pi/4*(d6^2-d3^2)、それ以外の場合＝PI/4*d2^2
相対粗さ	ε/de	—		ε/de=ε*(1E-6)/de
体積流量	F	L/sec		F=G/ρ*1000
質量流量	Ga	kg/sec		入力
代表温度	T	K		入力
水素密度	ρa	kg/m^3		パラ100%水素、1.40 MPa時、温度の関数　ρa=-0.0311*T^2+0.2284*T+80.637
流速	v	m/sec		v=F/1000/A
粘性係数	μa	Pa s		パラ100%水素、1.40 MPa時、温度の関数　μa=(0.0793*T^2-4.3935*T+70.918)*1E-6
レイノルズ数	Re	—		Re=v*de*ρ/μ
管摩擦係数	λ	—		ブラジウスの式の1.25倍、λ=0.3164/(Re^0.25)*1.25
配管長	L	m		入力
配管圧損小計	⊿P1	kPa		⊿P1=λ*(L/de)*ρ*v^2/2*(1E-3)
配管圧損積算値	P1	kPa		P1=Σ(⊿P1)
損失係数			ζ0	
90°エルボ （25A配管）	ζ1	—	0.584	ζ1 = 個数*損失係数(ζ0)
90°ベンド	ζ2	—	1.265	ζ2 = 個数*損失係数(ζ0)
ティ(分流)	ζ3	—	1.23	ζ3 = 個数*損失係数(ζ0)
ティ(合流)	ζ4	—	1.18	ζ4 = 個数*損失係数(ζ0)
急縮小(50A→20A)	ζ5	—	0.3	ζ5 = 個数*損失係数(ζ0)
急拡大(20A→50A)	ζ6	—	0.7	ζ6 = 個数*損失係数(ζ0)
モデレータ入口	ζ7	—	1.0	ζ7 = 個数*損失係数(ζ0)
モデレータ出口	ζ8	—	1.0	ζ8 = 個数*損失係数(ζ0)
損失係数 合計	Σζ	—		Σζ = SUM(ζ1:ζ8)
要素圧損小計	⊿P2	kPa		⊿P2 = (Σζ)*ρ*v^2/2*(1E-3)
要素圧損積算値	P2	kPa		P2 = Σ(⊿P2)
機器圧損				基準状態での圧損(⊿Ps)に粘性係数・質量流量・密度を次式で補正する
			⊿Ps	⊿Pa=⊿Ps*((μa/μs)^0.25×(Ga/Gs)^1.75/(ρa/ρs))
基準状態の温度	Ts	K		入力。Ts=19
基準状態の圧力	ps	kPa		入力。ps=1400
基準状態の粘性係数	μs	Pas		パラ水素。μs=(0.0793*Ts^2-4.3935*Ts+70.918)*1E-6
基準状態の質量流量	Gs	kg/s		入力。(PM系)Gs=39.8、(DM系)Gs=38.2、(CM系)Gs=68.0
基準状態の密度	ρs	kg/m^3		パラ水素。ρs=-0.0311*Ts^2+0.2284*Ts+80.637
流調弁	$⊿Pa_V$	kPa		Cv値との関係で別途計算する
オリフィス	$⊿Pa_{OR}$	kPa	10	$⊿Ps_{OR}$に上式の補正を行う。
機器圧損小計	⊿P3	kPa		⊿P3=Σ(⊿Pa)
機器圧損積算値	P3	kPa		P3=Σ(⊿P3)
合計圧力損失				
圧力損失小計	⊿P	kPa		⊿P=⊿P1+⊿P2+⊿P3
圧力損失積算値	P	kPa		P=Σ(⊿P)

Table.2.3.2.3-3 Calculation example of pressure loss for Safety-Box

セイフティボックス内の圧力損失	記号	単位		熱交換器 ～ 分岐点		合流点 ～ 熱交換器入口	
配管呼び径				50Asch10S		50Asch10S	
配管内径	d	m		0.0549		0.0549	
管粗さ	ε	μm		15		15	
流路断面積	A	m^2		0.0023672		0.0023672	
相対粗さ	ε/d	－		0.000273		0.000273	
体積流量	F	L/sec		2.172		2.262	
質量流量	Ga	kg/sec		0.1622		0.1622	
代表温度	T	K		18		21	
水素密度	ρa	kg/m^3		74.67		71.72	
流速	v	m/sec		0.918		0.955	
粘性係数	μa	Pa s		1.75E-05		1.36E-05	
レイノルズ数	Re	－		2.15E+05		2.76E+05	
管摩擦係数	λ	－		0.01838		0.01725	
配管長	L	m		5.0		20.0	
配管圧損小計	⊿P1	kPa		0.05261		0.20574	
配管圧損積算値	P1	kPa		0.05261		0.25835	
損失係数			ζ0	個数N	ζ=ζ0*N	個数N	ζ=ζ0*N
90°エルボ （50A配管）	ζ1	－	0.4319	5	2.1595	15	6.4785
90°ベンド	ζ2	－	1.265	1	1.2650		0.0000
玉型弁	ζ3	－	4.7		0.0	2	9.4
ティ(分流)	ζ4	－	1.23	1	1.23		0.00
ティ(合流)	ζ5	－	1.18		0.00	1	1.18
ポンプ入口急縮小(50A→20A)	ζ6	－	0.3		0.0	1	0.3
ポンプ出口急拡大(20A→50A)	ζ7	－	0.7		0.0	1	0.7
触媒反応器入口	ζ8	－	1.0		0.0	1	1.0
触媒反応器出口	ζ9	－	0.5		0.0	1	0.5
熱交換器入口	ζ10	－	1.0		0.0	1	1.0
熱交換器出口	ζ11	－	0.5	1	0.5		0.0
ガス分離タンク入口	ζ12	－	1.0		0.0	1	1.0
ガス分離タンク出口	ζ13	－	0.5		0.0	1	0.5
損失係数 合計	Σζ	－		5.155		22.059	
要素圧損小計	⊿P2	kPa		0.162		0.722	
要素圧損積算値	P2	kPa		0.162		0.8841	
機器圧損			⊿Ps				
基準状態の温度	Ts	K		18.0		18.0	
基準状態の圧力	ps	kPa		1400		1400	
基準状態の粘性係数	μs	Pas		1.75E-05		1.75E-05	
基準状態の質量流量	Gs	kg/s		0.1622		0.1622	
基準状態の密度	ρs	kg/m^3		74.67		74.67	
熱交換器	ΔPa_{HX}	kPa	20	20.000			
バッファタンク	ΔPa_{BU}	kPa	1			0.978	
ポンプ	ΔPa_{Pump}	kPa	1			0.978	
触媒反応器	ΔPa_{CAT}	kPa	30			29.329	
機器圧損小計	⊿P3	kPa		20.000		31.285	
機器圧損積算値	P3	kPa		20.000		51.2848	
合計圧力損失							
圧力損失小計	⊿P	kPa		20.215		32.213	
圧力損失積算値	P	kPa		20.215		52.4272	

Table.2.3.2.3-4 Calculation example of pressure loss for PM-line

PM系の圧力損失	記号	単位		PM系 Safety-Box内～輸送管 供給側		PM系 交換プラグ部 並行管 供給側		PM系 交換プラグ部 同軸管 供給側		PM系 交換プラグ部 同軸管 戻り側		PM系 交換プラグ部 並行管 戻り側		PM系 輸送管～Safety-Box内戻り側	
配管呼び径				呼び 25.4 mm		並行管		同軸管		同軸管		並行管		呼び 25.4 mm	
液体水素 供給側 外径	d1	m		0.0254		0.0254		0.0254		0.0254		0.0254		0.0254	
内径	d2	m		0.0214		0.0214		0.0214		0.0214		0.0214		0.0214	
真空層 外径	d3	m								0.0304					
内径	d4	m								0.0274					
液体水素 戻り側 外径	d5	m		0.0254		0.0254		0.0254		0.0427		0.0254		0.0254	
内径	d6	m		0.0214		0.0214		0.0214		0.0394		0.0214		0.0214	
相当直径	de	m		0.0214		0.0214		0.0214		0.0090		0.0214		0.0214	
管粗さ	ε	μm		15		15		15		15		15		15	
流路断面積	A	m^2		3.597E-04		3.597E-04		3.597E-04		4.934E-04		3.597E-04		3.597E-04	
相対粗さ	ε/de	—		0.000701		0.000701		0.000701		0.001667		0.000701		0.000701	
体積流量	F	L/sec		0.533		0.533		0.533		0.555		0.555		0.555	
質量流量	G	kg/sec		0.0398		0.0398		0.0398		0.0398		0.0398		0.0398	
代表温度	T	K		18		18		18		21		21		21	
水素密度	ρa	kg/m^3		74.67		74.67		74.67		71.72		71.72		71.72	
流速	v	m/sec		1.482		1.482		1.482		1.125		1.543		1.543	
粘性係数	μa	Pa s		1.75E-05		1.75E-05		1.75E-05		1.36E-05		1.36E-05		1.36E-05	
レイノルズ数	Re	—		1.35E+05		1.35E+05		1.35E+05		5.33E+04		1.74E+05		1.74E+05	
管摩擦係数	λ	—		0.02063		0.02063		0.02063		0.02603		0.01937		0.01937	
配管長	L	m		21.00		3.060		1.990		1.990		3.060		21.00	
配管圧損小計	⊿P1	kPa		1.660		0.242		0.157		0.261		0.236		1.623	
配管圧損積算値	P1	kPa		1.660		1.902		2.059		2.320		2.556		4.1790	
損失係数			ξ0	個数N	ζ=ζ0*N	個数N	ζ=ζ0*N	個数N	ζ=ζ1*N	個数N	ζ=ζ1*N	個数N	ζ=ζ2*N	個数N	ζ=ζ3*N
90°エルボ (25A配管)	ξ1	—	0.584	2	1.168		0.000		0.000		0.000		0.000	2	1.168
90°ベンド	ξ2	—	1.265	10	12.650	2	2.530	4	5.060	4	5.060	2	2.530	10	12.650
ティ(分流)	ξ3	—	1.23	1	1.230		0.000		0.000		0.000		0.000		0.000
ティ(合流)	ξ4	—	1.18		0.000		0.000		0.000		0.000		0.000	1	1.180
急縮小(50A→20A)	ξ5	—	0.3	1	0.300		0.000		0.000		0.000		0.000		0.000
急拡大(20A→50A)	ξ6	—	0.7		0.000		0.000		0.000		0.000		0.000	1	0.700
モデレータ入口	ξ7	—	1.0		0.000		0.000	1	1.000		0.000		0.000		0.000
モデレータ出口	ξ8	—	1.0		0.000		0.000		0.000	1	1.000		0.000		0.000
損失係数 合計	Σξ	—		15.348		2.530		6.060		6.060		2.530		15.698	
要素圧損小計	⊿P2	kPa		1.258		0.207		0.497		0.275		0.216		1.340	
要素圧損積算値	P2	kPa		1.258		1.466		1.963		2.238		2.453		3.7935	
機器圧損			⊿Ps												
基準状態の温度	Ts	K		18.0											
基準状態の圧力	ps	kPa		1400											
基準状態の粘性係数	μs	Pas		1.75E-05											
基準状態の質量流量	Gs	kg/s		0.0398											
基準状態の密度	ρs	kg/m^3		74.67											
オリフィス	$⊿Pa_{OR}$	kPa	10	10.000											
機器圧損小計	⊿P3	kPa		10.000		0.000		0.000		0.000		0.000		0.000	
機器圧損積算値	P3	kPa		10.000		10.000		10.000		10.000		10.000		10.0000	
合計圧力損失															
圧力損失小計	⊿P	kPa		12.918		0.449		0.654		0.536		0.452		2.963	
圧力損失積算値	P	kPa		12.918		13.367		14.021		14.557		15.010		17.9726	

Table.2.3.2.3-5 Calculation example of pressure loss for DM-line

DM系の圧力損失	記号	単位		DM系 Safety-Box内～輸送管 供給側		DM系 交換プラグ部 並行管 供給側		DM系 交換プラグ部 同軸管 供給側		DM系 交換プラグ部 同軸管 戻り側		DM系 交換プラグ部 並行管 戻り側		DM系 輸送管～Safety-Box内戻り側	
配管呼び径				呼び 25.4 mm		並行管		同軸管		同軸管		並行管		呼び 25.4 mm	
液体水素 供給側 外径	d1	m		0.0254		0.0254		0.0254		0.0254		0.0254		0.0254	
内径	d2	m		0.0214		0.0214		0.0214		0.0214		0.0214		0.0214	
真空層 外径	d3	m								0.0304					
内径	d4	m								0.0274					
液体水素 戻り側 外径	d5	m		0.0254		0.0254		0.0254		0.0427		0.0254		0.0254	
内径	d6	m		0.0214		0.0214		0.0214		0.0394		0.0214		0.0214	
相当直径	de	m		0.0214		0.0214		0.0214		0.0090		0.0214		0.0214	
管粗さ	ε	μm		15		15		15		15		15		15	
流路断面積	A	m^2		3.597E-04		3.597E-04		3.597E-04		4.934E-04		3.597E-04		3.597E-04	
相対粗さ	ε/de	—		0.000701		0.000701		0.000701		0.001667		0.000701		0.000701	
体積流量	F	L/sec		0.5116		0.512		0.512		0.533		0.533		0.533	
質量流量	Ga	kg/sec		0.0382		0.0382		0.0382		0.0382		0.0382		0.0382	
代表温度	T	K		18		18		18		21		21		21	
水素密度	ρa	kg/m^3		74.67		74.67		74.67		71.72		71.72		71.72	
流速	v	m/sec		1.422		1.422		1.422		1.080		1.481		1.481	
粘性係数	μa	Pa s		1.75E-05		1.75E-05		1.75E-05		1.36E-05		1.36E-05		1.36E-05	
レイノルズ数	Re	—		1.30E+05		1.30E+05		1.30E+05		5.11E+04		1.67E+05		1.67E+05	
管摩擦係数	λ	—		0.02084		0.02084		0.02084		0.02630		0.01957		0.01957	
配管長	L	m		21.00		3.736		2.086		2.086		3.736		21.00	
配管圧損小計	ΔP1	kPa		**1.545**		**0.275**		**0.153**		**0.255**		**0.269**		**1.510**	
配管圧損積算値	P1	kPa		**1.545**		**1.820**		**1.973**		**2.228**		**2.496**		**4.0066**	
損失係数			ζ0	個数N	$\zeta=\zeta0*N$	個数N	$\zeta=\zeta0*N$	個数N	$\zeta=\zeta1*N$	個数N	$\zeta=\zeta1*N$	個数N	$\zeta=\zeta2*N$	個数N	$\zeta=\zeta3*N$
90°エルボ (25A配管)	ζ1	—	0.584	2	1.168		0.000		0.000		0.000		0.000	2	1.168
90°ベンド	ζ2	—	1.265	10	12.650	3	3.795	4	5.060	4	5.060	3	3.795	10	12.650
ティ(分流)	ζ3	—	1.23	1	1.230		0.000		0.000		0.000		0.000		0.000
ティ(合流)	ζ4	—	1.18		0.000		0.000		0.000		0.000		0.000	1	1.180
急縮小(50A→20A)	ζ5	—	0.3	1	0.300		0.000		0.000		0.000		0.000		0.000
急拡大(20A→50A)	ζ6	—	0.7		0.000		0.000		0.000		0.000		0.000	1	0.700
モデレータ入口	ζ7	—	1.0		0.000		0.000	1	1.000		0.000		0.000		0.000
モデレータ出口	ζ8	—	1.0		0.000		0.000		0.000	1	1.000		0.000		0.000
損失係数 合計	$\Sigma\zeta$	—		15.348		3.795		6.060		6.060		3.795		15.698	
要素圧損小計	ΔP2	kPa		1.159		0.287		0.458		0.253		0.298		1.234	
要素圧損積算値	P2	kPa		1.159		1.446		1.904		2.157		2.455		3.6897	
機器圧損			ΔPs												
基準状態の温度	Ts	K		18.0											
基準状態の圧力	ps	kPa		1400											
基準状態の粘性係数	μs	Pas		1.75E-05											
基準状態の質量流量	Gs	kg/s		0.0382											
基準状態の密度	ρs	kg/m^3		74.67											
オリフィス	ΔPa_{OR}	kPa	10	**10.000**											
機器圧損小計	ΔP3	kPa		10.000		0.000		0.000		0.000		0.000		0.000	
機器圧損積算値	P3	kPa		10.000		10.000		10.000		10.000		10.000		10.0000	
合計圧力損失															
圧力損失小計	ΔP	kPa		12.704		0.561		0.611		0.508		0.567		2.745	
圧力損失積算値	P	kPa		12.704		13.265		13.877		14.385		14.952		17.6963	

Table.2.3.2.3-6 Calculation example of pressure loss for CM-line

CM系の圧力損失	記号	単位		CM系 Safety-Box内～輸送管 供給側		CM系 交換プラグ部 並行管 供給側		CM系 交換プラグ部 同軸管 供給側		CM系 交換プラグ部 同軸管 戻り側		CM系 交換プラグ部 並行管 戻り側		CM系 輸送管～Safety-Box内戻り側	
配管呼び径				呼び 25.4 mm		並行管		同軸管		同軸管		並行管		呼び 25.4 mm	
液体水素 供給側 外径	d1	m		0.0254		0.0254		0.0254		0.0254		0.0254		0.0254	
内径	d2	m		0.0214		0.0214		0.0214		0.0214		0.0214		0.0214	
真空層 外径	d3	m								0.0304					
内径	d4	m								0.0274					
液体水素 戻り側 外径	d5	m		0.0254		0.0254		0.0254		0.0427		0.0254		0.0254	
内径	d6	m		0.0214		0.0214		0.0214		0.0394		0.0214		0.0214	
相当直径	de	m		0.0214		0.0214		0.0214		0.0090		0.0214		0.0214	
管粗さ	ε	μm		15		15		15		15		15		15	
流路断面積	A	m^2		3.597E-04		3.597E-04		3.597E-04		4.934E-04		3.597E-04		3.597E-04	
相対粗さ	ε/de	—		0.000701		0.000701		0.000701		0.001667		0.000701		0.000701	
体積流量	F	L/sec		0.9107		0.911		0.911		0.948		0.948		0.948	
質量流量	G	kg/sec		0.0680		0.0680		0.0680		0.0680		0.0680		0.0680	
代表温度	T	K		18		18		18		21		21		21	
水素密度	ρa	kg/m^3		74.67		74.67		74.67		71.72		71.72		71.72	
流速	v	m/sec		2.532		2.53		2.53		1.92		2.64		2.64	
粘性係数	μa	Pa s		1.75E-05		1.75E-05		1.75E-05		1.36E-05		1.36E-05		1.36E-05	
レイノルズ数	Re	—		2.31E+05		2.31E+05		2.31E+05		9.10E+04		2.97E+05		2.97E+05	
管摩擦係数	λ	—		0.01804		0.01804		0.01804		0.02277		0.01694		0.01694	
配管長	L	m		21.00		4.212		3.536		3.536		4.212		21.00	
配管圧損小計	⊿P1	kPa		**4.238**		**0.850**		**0.714**		**1.185**		**0.831**		**4.143**	
配管圧損積算値	P1	kPa		**4.238**		**5.088**		**5.801**		**6.986**		**7.817**		**11.9599**	
損失係数			ζ0	個数N	ζ=ζ0*N	個数N	ζ=ζ0*N	個数N	ζ=ζ1*N	個数N	ζ=ζ1*N	個数N	ζ=ζ2*N	個数N	ζ=ζ3*N
90°エルボ（25A配管）	ζ1	—	0.584	2	1.168		0.000		0.000		0.000		0.000	2	1.168
90°ベンド	ζ2	—	1.265	10	12.650	4	5.060	4	5.060	4	5.060	4	5.060	10	12.650
ティ(分流)	ζ3	—	1.23	1	1.230		0.000		0.000		0.000		0.000		0.000
ティ(合流)	ζ4	—	1.18		0.000		0.000		0.000		0.000		0.000	1	1.180
急縮小(50A→20A)	ζ5	—	0.3	1	0.300		0.000		0.000		0.000		0.000		0.000
急拡大(20A→50A)	ζ6	—	0.7		0.000		0.000		0.000		0.000		0.000	1	0.700
モデレータ入口	ζ7	—	1.0		0.000		0.000	1	1.000		0.000		0.000		0.000
モデレータ出口	ζ8	—	1.0		0.000		0.000		0.000	1	1.000		0.000		0.000
損失係数 合計	Σζ	—		15.348		5.060		6.060		6.060		5.060		15.698	
要素圧損小計	⊿P2	kPa		3.673		1.211		1.450		0.803		1.261		3.912	
要素圧損積算値	P2	kPa		3.673		4.884		6.335		7.137		8.398		12.3097	
機器圧損			⊿Ps												
基準状態の温度	Ts	K		18.0											
基準状態の圧力	ps	kPa		1400											
基準状態の粘性係数	μs	Pas		1.75E-05											
基準状態の質量流量	Gs	kg/s		0.0680											
基準状態の密度	ρs	kg/m^3		74.67											
オリフィス	$⊿Pa_{OR}$	kPa	10	**10.000**											
機器圧損小計	⊿P3	kPa		10.000		0.000		0.000		0.000		0.000		0.000	
機器圧損積算値	P3	kPa		10.000		10.000		10.000		10.000		10.000		10.0000	
合計圧力損失															
圧力損失小計	⊿P	kPa		17.911		2.061		2.164		1.987		2.092		8.055	
圧力損失積算値	P	kPa		17.911		19.972		22.136		24.123		26.215		34.2695	

Table.2.3.2.3-7 Calculation example of pressure loss for Bypass-line

バイパス系の圧力損失	記号	単位		バイパス系 分岐点 ～ 合流点	
配管呼び径				呼び 25.4 mm	
液体水素 供給側 外径	d1	m		0.0254	
内径	d2	m		0.0214	
真空層 外径	d3	m			
内径	d4	m			
液体水素 戻り側 外径	d5	m			
内径	d6	m			
相当直径	de	m		0.0214	
管粗さ	ε	μm		15	
流路断面積	A	m^2		3.597E-04	
相対粗さ	ε/de	—		0.000701	
体積流量	F	L/sec		0.2169	
質量流量	Ga	kg/sec		0.0162	
代表温度	T	K		18	
水素密度	ρa	kg/m^3		74.67	
流速	v	m/sec		0.6032	
粘性係数	μa	Pa s		1.75E-05	
レイノルズ数	Re	—		5.50E+04	
管摩擦係数	λ	—		0.02583	
配管長	L	m		3.00	
配管圧損小計	⊿P1	kPa		0.049	
配管圧損積算値	P1	kPa		0.0492	
損失係数			ξ0	個数N	ξ=ξ0*N
90°エルボ (25A配管)	ξ1	—	0.584		0.000
90°ベンド	ξ2	—	1.265	4	5.060
ティ(分流)	ξ3	—	1.23	1	1.230
ティ(合流)	ξ4	—	1.18		0.000
急縮小(50A→20A)	ξ5	—	0.3	1	0.300
急拡大(20A→50A)	ξ6	—	0.7	1	0.700
モデレータ入口	ξ7	—	1.0		0.000
モデレータ出口	ξ8	—	1.0		0.000
損失係数 合計	Σξ	—		7.290	
要素圧損小計	⊿P2	kPa		0.099	
要素圧損積算値	P2	kPa		0.0990	
機器圧損			⊿Ps		
基準状態の温度	Ts	K		18.0	
基準状態の圧力	ps	kPa		1400	
基準状態の粘性係数	μs	Pas		1.75E-05	
基準状態の質量流量	Gs	kg/s		0.0162	
基準状態の密度	ρs	kg/m^3		74.67	
オリフィス	$⊿Pa_{OR}$	kPa	10	10.000	
機器圧損小計	⊿P3	kPa		10.000	
機器圧損積算値	P3	kPa		10.0000	
合計圧力損失					
圧力損失小計	⊿P	kPa		10.148	
圧力損失積算値	P	kPa		10.1482	

Table.2.3.2.3-8 Calculation result of pressure loss for flow control valve

(1)内容:流調弁の圧損と、弁開度・Cv値・流量の関係式をまとめた。
前提条件:流調弁はベガ社製を想定した。

(2)計算式;

流調弁圧損(kPa)＝ρ*0.0980665/((Cv値/100*EXP(0.04605*弁開度(%)))/(0.07*流量(L/s)*60))^2

(3)計算例

		PM系流調弁	DM系流調弁	CM系流調弁	バイパス系流調弁
温度	K	18	18	18	18
密度	kg/m^3	74.67	74.67	74.67	74.67
LH2流量	g/s	39.8	38.2	68.0	16.2
	L/s	0.533	0.512	0.911	0.217
Cv値		9.05	9.05	16.70	9.05
弁開度(%)	1	4086.33	3764.38	3503.07	677.01
	10	1783.80	1643.26	1529.19	295.54
	20	710.17	654.22	608.80	117.66
	30	282.73	260.46	242.38	46.84
	40	112.56	103.69	96.50	18.65
	50	44.81	41.28	38.42	7.42
	60	17.84	16.44	15.29	2.96
	70	7.10	6.54	6.09	1.18
	80	2.83	2.61	2.42	0.47
	90	1.13	1.04	0.97	0.19
	100	0.45	0.41	0.38	0.07

圧損の単位:kPa

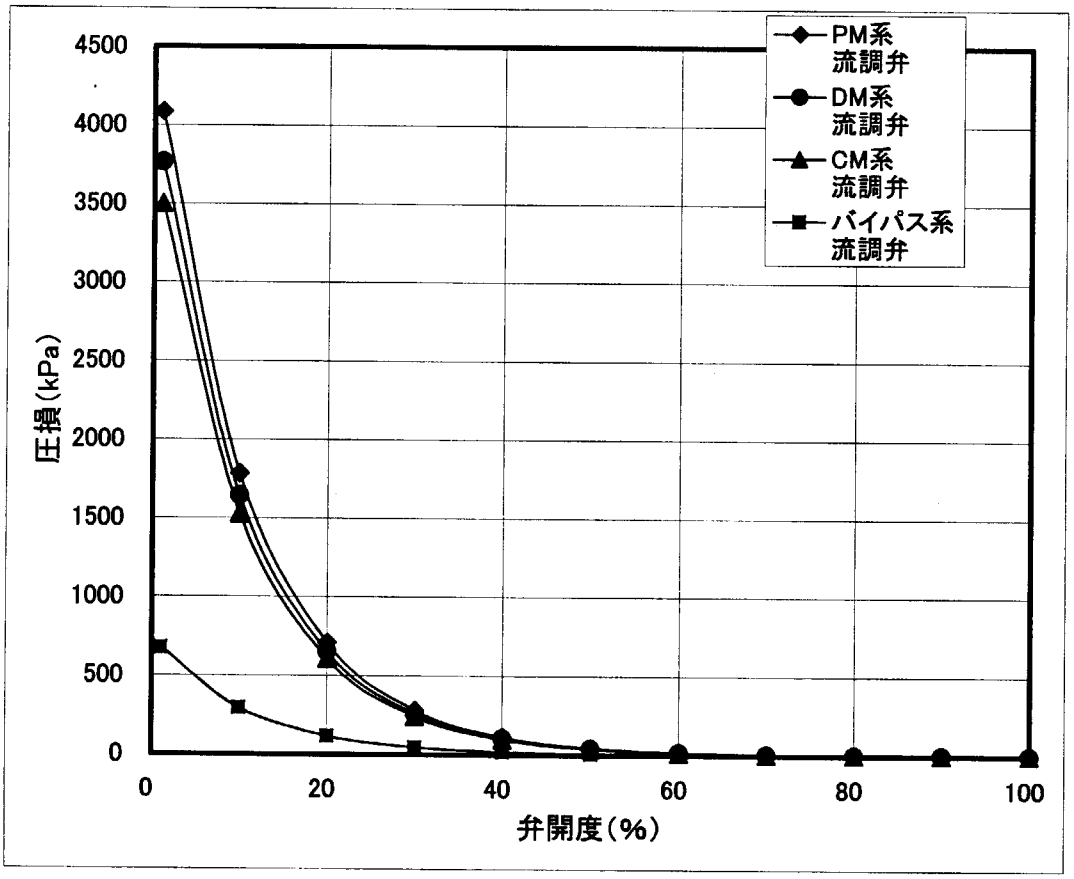


Table.2.3.2.3-9 Relations between the Hydrogen flow rate and the pressure loss

計算条件：①液体水素流量をパラメータとする。
②系内の温度条件は不変とする。
③流調弁の圧損は含めない（別途計算）

(1) コールドボックス内

流量		流速	配管圧損	要素圧損	機器圧損	合計圧損	圧損近似式	誤差
g/s	L/s	m/s	kPa	kPa	kPa	kPa	kPa	%
100	1.394	0.589	0.111	0.336	24.096	24.542	24.542	0.00
140	1.952	0.825	0.200	0.659	43.417	44.276	44.290	0.03
180	2.510	1.018	0.310	1.089	67.401	68.800	68.834	0.05
220	3.068	1.296	0.440	1.626	95.759	97.826	97.884	0.06
240	3.346	1.414	0.513	1.936	111.509	113.957	114.028	0.06

合計圧損近似式＝0.0076*流量(g/s)^1.75455

(2) PM系

流量		流速	配管圧損	要素圧損	機器圧損	合計圧損	圧損近似式	誤差
g/s	L/s	m/s	kPa	kPa	kPa	kPa	kPa	%
30	0.402	1.117	2.548	2.155	6.098	10.801	10.798	-0.04
40	0.536	1.489	4.216	3.832	10.088	18.136	18.148	0.07
50	0.670	1.862	6.230	5.987	14.907	27.124	27.147	0.08
60	0.804	2.234	8.571	8.621	20.510	37.703	37.725	0.06
70	0.937	2.606	11.225	11.735	26.861	49.821	49.827	0.01

合計圧損近似式＝0.0233*流量(g/s)^1.80484

(3) DM系

流量		流速	配管圧損	要素圧損	機器圧損	合計圧損	圧損近似式	誤差
g/s	L/s	m/s	kPa	kPa	kPa	kPa	kPa	%
30	0.402	1.117	2.625	2.276	6.552	11.452	11.452	0.00
40	0.536	1.489	4.343	4.046	10.839	19.228	19.242	0.07
50	0.670	1.862	6.418	6.321	16.017	28.756	28.778	0.08
60	0.804	2.234	8.829	9.103	22.037	39.969	39.984	0.04
70	0.937	2.606	11.564	12.390	28.861	52.814	52.801	-0.03

合計圧損近似式＝0.0248*流量(g/s)^1.8038

(4) CM系

流量		流速	配管圧損	要素圧損	機器圧損	合計圧損	圧損近似式	誤差
g/s	L/s	m/s	kPa	kPa	kPa	kPa	kPa	%
50	0.670	1.862	6.983	6.655	5.839	19.477	19.473	-0.02
60	0.804	2.234	9.607	9.584	8.033	27.224	27.232	0.03
70	0.937	2.606	12.582	13.044	10.520	36.147	36.160	0.04
80	1.071	2.979	15.894	17.038	13.290	46.222	46.227	0.01
90	1.205	3.351	19.533	21.563	16.332	57.428	57.410	-0.03

合計圧損近似式＝0.0146*流量(g/s)^1.8394

(5) バイパス系

流量		流速	配管圧損	要素圧損	機器圧損	合計圧損	圧損近似式	誤差
g/s	L/s	m/s	kPa	kPa	kPa	kPa	kPa	%
5	0.067	0.186	0.006	0.009	1.278	1.294	1.294	0.01
10	0.134	0.372	0.021	0.038	4.299	4.358	4.359	0.02
15	0.201	0.559	0.043	0.085	8.740	8.868	8.870	0.02
20	0.268	0.745	0.071	0.151	14.459	14.681	14.684	0.02
30	0.402	1.117	0.145	0.340	29.398	29.882	29.882	0.00

合計圧損近似式＝0.0771*流量(g/s)^1.7523

２．３．２．４　系統熱負荷

(1) 内容

液体水素系の熱負荷をまとめた。

(2) 主要な検討条件

a. 核発熱

冷減速材容器周りの核発熱は、ニュートロニクス側の解析結果に基づき、陽子ビーム出力が1MW時（100％時）の値として下表の数値を使用した。なお、陽子ビームが部分出力時の核発熱は出力に比例する。

単位(W)

		PM	DM	CM
液体水素部		442	467	946
アルミ容器部	即発分	416	491	755
	遅発分	31	28	38
	（半減期）	2.24 分（主成分核種は Al-28）		
ポイゾン部		137	－	－
小　計		1026	986	1739
合　計		3751		

凡例　PM：非結合型冷減速材容器（ポイゾン入り）

DM：非結合型冷減速材容器

CM：結合型冷減速材容器

b. スーパインシュレーション（ＳＩ）を施工する部分の等価熱伝導率と伝熱量

ＳＩ施工部分は、次式（Carren の式を 8.5 倍）で等価熱伝導率を求めた。

$$\lambda = \left\{3.65\times10^{-13}\times N^2\times\left(\frac{T_h+T_c}{2}\right)+1.1\times10^{-13}\times\frac{\left(T_h^{\,2}+T_c^{\,2}\right)\left(T_h+T_c\right)}{N}\right\}\times 8.5 \quad \text{(W/cm-K)}$$

ここに、λ：ＳＩの等価熱伝導率 (W/cm-K)

N：層密度(layer/cm)（＝57 を使用した）

T_h：高温面の温度(K)（＝300 を使用した）

T_c：低温面の温度(K)（＝20 を使用した）

数値を代入し、$\lambda = 2.09\times10^{-6}$ (W/cm-K)を使用した。

伝熱量は次式で求めた。

$$Q=\frac{\lambda\times2\cdot\pi\cdot\ell}{ln\left(\frac{d_1}{d_2}\right)}\times\left(T_h-T_c\right)=2.09\times10^{-6}\times\frac{2\cdot\pi\cdot\ell}{ln\left(\frac{d_1}{d_2}\right)}\times\left(T_h-T_c\right) \quad \text{(W)}$$

ここに、Q：ＳＩ施工部の伝熱量（入熱）(W)

ℓ：ＳＩ施工部の長さ(cm)

d_1：ＳＩを巻いた外径(cm)

d_2 ：配管の外径(cm)

c. 熱放射率

熱放射率は下表の値を使用した。

材　質	20 K（低温）	300 K（室温）	350 K
アルミ	0.08	0.17	
ＳＵＳ	0.13	0.34	0.36

(3) 検討結果

検討結果を Table.2.3.2.4-1 に示す。

各部位の計算を Appendix A に示す。

Table 2.3.2.4-1 Calculated result for heat load in Cold-Hydrogen Loop

単位(W)

No.	部 位	核発熱	侵入熱	ﾎﾟﾝﾌﾟ入熱
1	S.Box 内 供給側配管	－	8.9	－
2	S.Box 内 戻り側配管	－	35.4	－
3	S.Box 内 戻り側機器	－	146.0	552.0
4	S.Box 内 その他配管（分岐配管）	－	15.6	－
5	ＰM系 分岐点～合流点	－	－	－
1)	分岐点～輸送管の供給側	－	30.9	－
2)	交換プラグ部の供給側	－	27.3	－
3)	ＰM本体部	1026.0	10.7	－
4)	交換プラグ部の戻り側	－	85.1	－
5)	輸送管～合流点	－	24.9	－
6	ＤM系 分岐点～合流点	－	－	－
1)	分岐点～輸送管の供給側	－	30.9	－
2)	交換プラグ部の供給側	－	30.3	－
3)	ＤM本体部	986.0	10.7	－
4)	交換プラグ部の戻り側	－	89.3	－
5)	輸送管～合流点	－	24.9	－
7	ＣM系 分岐点～合流点	－	－	－
1)	分岐点～輸送管の供給側	－	30.9	－
2)	交換プラグ部の供給側	－	32.3	－
3)	ＣM本体部	1739.0	12.3	－
4)	交換プラグ部の戻り側	－	108.2	－
5)	輸送管～合流点	－	24.9	－
8	バイパス系 分岐点～合流点	－	9.4	－
	小 計	3751.0	788.9	552.0
	合 計	5091.9		

凡例 S.Box：極低温水素循環システムのセイフティボックス

注記：①各部発熱の算出根拠を Appendix A に示す。

②該当機器；バッファタンク、循環ポンプ、触媒反応器、熱交換器、弁

③ポンプ入力は、流量 2.4(L/s)、揚程(0.115MPa)、ポンプ効率(0.5)の条件で算出。

２．３．２．５　系統インベントリ

(1) 内容

液体水素循環系の容積と通常運転時のインベントリをまとめた。

(2) 主要な検討条件

①配管及び機器のサイズ・長さ・形状等については、計画値を用いた。

②液体水素のインベントリ算出用の密度は、圧力が 1.40MPa 時の値を使用した。

(3) 検討結果

Table.2.3.2.5-1 に検討結果を、Table.2.3.2.5-2～-6 に内訳を示す。

Table.2.3.2.5-1　Calculated volume and inventory in Cold-hydrogen-loop

		Volume		Inventory	
		(L)	Total (L)	(kg)	Total (kg)
Safety Box	Piping	59.2	259.7	4.28	18.81
	Equipment	200.5		14.53	
PM pipe line	Piping	19.0	24.1	1.39	1.77
	Equipment	5.1		0.38	
DM pipe line	Piping	19.6	24.7	1.43	1.81
	Equipment	5.2		0.38	
CM pipe line	Piping	21.2	27.2	1.55	1.99
	Equipment	6.0		0.44	
Bypass line	Piping	1.1	1.2	0.08	0.09
	Equipment	0.1		0.01	
Total		336.9		24.5	

Unit: W

Table.2.3.2.5-2 Hydrogen inventory in Safety-Box

セイフティボックス内	記号	単位	熱交換器～分岐点	合流点 ～熱交換器入口
配管				
配管呼び径			50Asch10S	50Asch10S
配管内径	d	m	0.0549	0.0549
流路断面積	A	m^2	0.0023672	0.0023672
代表温度	T	K	18	21
水素密度	ρa	kg/m^3	74.67	71.72
配管長	L	m	5.0	20.0
配管容積	⊿V	L	11.8	47.3
配管容積小計	Vp	L		59.2
配管インベントリ		kg	0.88	3.40
配管インベントリ小計		kg		4.28
機器				
熱交換器(容積)		L	50.0	
バッファタンク(容積)		L		50.0
ポンプ(容積)		L		0.5
触媒反応器(容積)		L		100.0
機器容積小計	Ve	L		200.5
機器インベントリ		kg	3.73	10.79
機器インベントリ小計		kg		14.53
合計				
容積		L		259.7
インベントリ		kg		18.81

Table.2.3.2.5-3 Hydrogen inventory in Bypass line

バイパス系	記号	単位	分岐点 ～合流点
配管			
配管呼び径			25.4 mm
液体水素 供給側 外径	d1	m	0.0254
内径	d2	m	0.0214
真空層 外径	d3	m	
内径	d4	m	
液体水素 戻り側 外径	d5	m	
内径	d6	m	
流路断面積	A	m^2	3.60E-04
代表温度	T	K	18
水素密度	ρa	kg/m^3	74.67
配管長	L	m	3.00
配管容積	⊿V	L	1.1
配管容積小計	Vp	L	1.1
配管インベントリ		kg	0.08
配管インベントリ小計		kg	0.08
機器			
オリフィス(容積)		L	0.1
機器容積小計	Ve	L	0.1
機器インベントリ		kg	0.01
機器インベントリ小計		kg	0.01
合計			
容積		L	1.2
インベントリ		kg	0.09

Table.2.3.2.5-4 Hydrogen inventory in De-coupled Moderator with Poisoned (PM)

PM系	記号	単位	C.Box内 ～ 輸送管 供給側	交換プラグ部 並行管 供給側	交換プラグ部 同軸管 供給側	交換プラグ部 同軸管 戻り側	交換プラグ部 並行管 戻り側	輸送管～ C.Box内 戻り側
配管								
配管呼び径			25.4 mm	並行管	同軸管	同軸管	並行管	25.4 mm
液体水素 供給側 外径	d1	m	0.0254	0.0254	0.0254	0.0254	0.0254	0.0254
内径	d2	m	0.0214	0.0214	0.0214	0.0214	0.0214	0.0214
真空層 外径	d3	m				0.0304		
内径	d4	m				0.0274		
液体水素 戻り側 外径	d5	m	0.0254	0.0254	0.0254	0.0427	0.0254	0.0254
内径	d6	m	0.0214	0.0214	0.0214	0.0394	0.0214	0.0214
流路断面積	A	m^2	3.60E-04	3.60E-04	3.60E-04	4.93E-04	3.60E-04	3.60E-04
代表温度	T	K	18	18	18	21	21	21
水素密度	ρa	kg/m^3	74.67	74.67	74.67	71.72	71.72	71.72
配管長	L	m	21.00	3.060	1.990	1.990	3.060	21.00
配管容積	⊿V	L	7.6	1.1	0.7	1.0	1.1	7.6
配管容積小計	Vp	L						19.0
配管インベントリ		kg	0.56	0.08	0.05	0.07	0.08	0.54
配管インベントリ小計		kg						1.39
機器								
冷減速材容器(容積)		L			1.027			
オリフィス(容積)		L	0.1					
継手部(容積)		L	1.0	1.0			1.0	1.0
機器容積小計	Ve	L						5.1
機器インベントリ		kg	0.08	0.07	0.08	0.00	0.07	0.07
機器インベントリ小計		kg						0.38
合計								
容積		L						24.1
インベントリ		kg						1.77

Table.2.3.2.5-5 Hydrogen inventory in De-coupled Moderator (DM)

DM系	記号	単位	C.Box内 ～ 輸送管 供給側	交換プラグ部 並行管 供給側	交換プラグ部 同軸管 供給側	交換プラグ部 同軸管 戻り側	交換プラグ部 並行管 戻り側	輸送管～ C.Box内 戻り側
配管								
配管呼び径			25.4 mm	並行管	同軸管	同軸管	並行管	25.4 mm
液体水素 供給側 外径	d1	m	0.0254	0.0254	0.0254	0.0254	0.0254	0.0254
内径	d2	m	0.0214	0.0214	0.0214	0.0214	0.0214	0.0214
真空層 外径	d3	m				0.0304		
内径	d4	m				0.0274		
液体水素 戻り側 外径	d5	m	0.0254	0.0254	0.0254	0.0427	0.0254	0.0254
内径	d6	m	0.0214	0.0214	0.0214	0.0394	0.0214	0.0214
流路断面積	A	m^2	3.60E-04	3.60E-04	3.60E-04	4.93E-04	3.60E-04	3.60E-04
代表温度	T	K	18	18	18	21	21	21
水素密度	ρa	kg/m^3	74.67	74.67	74.67	71.72	71.72	71.72
配管長	L	m	21.00	3.736	2.086	2.086	3.736	21.00
配管容積	⊿V	L	7.6	1.3	0.8	1.0	1.3	7.6
配管容積小計	Vp	L						19.6
配管インベントリ		kg	0.56	0.10	0.06	0.07	0.10	0.54
配管インベントリ小計		kg						1.43
機器								
冷減速材容器(容積)		L			1.057			
オリフィス(容積)		L	0.1					
継手部(容積)		L	1.0	1.0			1.0	1.0
機器容積小計	Ve	L						5.2
機器インベントリ		kg	0.08	0.07	0.08	0.00	0.07	0.07
機器インベントリ小計		kg						0.38
合計								
容積		L						24.7
インベントリ		kg						1.81

Table.2.3.2.5-6 Hydrogen inventory in Coupled Moderator (CM)

CM系	記号	単位	C.Box内 ～ 輸送管 供給側	交換プラグ部 並行管 供給側	交換プラグ部 同軸管 供給側	交換プラグ部 同軸管 戻り側	交換プラグ部 並行管 戻り側	輸送管～ C.Box内 戻り側
配管								
配管呼び径			25.4 mm	並行管	同軸管	同軸管	並行管	25.4 mm
液体水素 供給側 外径	d1	m	0.0254	0.0254	0.0254	0.0254	0.0254	0.0254
内径	d2	m	0.0214	0.0214	0.0214	0.0214	0.0214	0.0214
真空層 外径	d3	m				0.0304		
内径	d4	m				0.0274		
液体水素 戻り側 外径	d5	m	0.0254	0.0254	0.0254	0.0427	0.0254	0.0254
内径	d6	m	0.0214	0.0214	0.0214	0.0394	0.0214	0.0214
流路断面積	A	m^2	3.60E-04	3.60E-04	3.60E-04	4.934E-04	3.60E-04	3.60E-04
代表温度	T	K	18	18	18	21	21	21
水素密度	ρa	kg/m^3	74.67	74.67	74.67	71.72	71.72	71.72
配管長	L	m	21.00	4.212	3.536	3.536	4.212	21.00
配管容積	⊿V	L	7.6	1.5	1.3	1.7	1.5	7.6
配管容積小計	Vp	L						21.2
配管インベントリ		kg	0.56	0.11	0.09	0.13	0.11	0.54
配管インベントリ小計		kg						1.55
機器								
冷減速材容器(容積)		L			1.898			
オリフィス(容積)		L	0.1					
継手部(容積)		L	1.0	1.0			1.0	1.0
機器容積小計	Ve	L						6.0
機器インベントリ		kg	0.08	0.07	0.14	0.00	0.07	0.07
機器インベントリ小計		kg						0.44
合計								
容積		L						27.2
インベントリ		kg						1.99

２．３．２．６　流量分配

(1) 内容

3台の冷減速材容器系（PM系、DM系、CM系）及びバイパス系は、セイフティボックス内の分岐ヘッダから各々が分岐され、合流ヘッダに戻る。通常運転時に各分岐系に流す水素流量と、各分岐系の流量調節弁開度の関係を検討した。

(2) 主要な検討条件

①水素の運転圧力は全系において1.4MPaとする。

②水素循環ポンプは流量一定制御を行うものとする。系統の圧力損失が変動した場合、吐出流量を一定にすべく、循環ポンプの回転数が変動する。これにより、ポンプ入熱も変動する。

③各モデレータ系（PM、DM、CM）の流量調節弁は、流量制御を行うものとする。

④バイパス系の流量調節弁は、流量制御を行わない。バイパス系流調弁開度をパラメータに、各モデレータ系の流調弁開度と各分岐系の流量分配を得る。

⑤各分岐系統のループ特性（流量／圧損特性）は、2.3.2.3項で評価した下記の特性式を使用する。

- PM系（流調弁を除く）　　合計圧損＝55.955×流量(L/s)$^{1.8059}$
- DM系（流調弁を除く）　　合計圧損＝59.320×流量(L/s)$^{1.8043}$
- CM系（流調弁を除く）　　合計圧損＝40.721×流量(L/s)$^{1.8395}$
- バイパス系（流調弁を除く）　　合計圧損＝147.78×流量(L/s)$^{1.7528}$
- セイフティボックス内）　　合計圧損＝10.932×流量(L/s)$^{1.755}$

⑥流調弁の特性（Cv値／流量／弁開度特性）は、2.3.2.3項で評価した下記の特性式を使用する。

$$dp = \frac{\rho \times 0.0981}{\left\{ \dfrac{Cv/100 \times Exp(0.04605 \times Lift)}{0.07 \times G} \right\}^2}$$

ここに、dp ：流調弁の圧損（kPa）

ρ ：流体の密度（kg/m^3）

Cv ：流調弁のCv値（－）。計算に使用した値を下記に示す。

PM系流調弁のCv値＝9.05

DM系流調弁のCv値＝9.05

CM系流調弁のCv値＝16.7

バイパス系流調弁のCv値＝9.05

$Lift$ ：流調弁の開度（%）

G ：体積流量（L/min）

⑦水素流量は下記に示す計画値を用いた。

- PM系　　39.8 (g/s)
- DM系　　38.2 (g/s)
- CM系　　68.0 (g/s)
- バイパス系　　16.2 (g/s)

・バイパス系　　16.2 (g/s)

・ポンプ吐出流量　　162.2 (g/s)

⑨ポンプ入熱を評価する際に使用するポンプ効率は、0.5 一定とした。

⑧計算は MATLAB(simulink)を使用し、温度応答と流量応答を同時にシミュレーションするモデルを用いた。

(3) 検討結果

計算結果を Fig.2.3.2.6-1 及び-2 に示す。

Fig.2.3.2.6-1 に示す様に、バイパス系流調弁の開度を 40%以上で運転しようとすると、CM 系の流調弁が制御範囲を外れ、CM 系の水素流量が計画流量以下になる。CM 系の流量低下分がバイパス系に流れ込み、系全体の流量は維持される。PM 系及び DM 系については、バイパス系流調弁の開度の全範囲において制御範囲に収まっており、計画流量を得ることが出来る。

流調弁の開度を全閉近傍で使用した場合、微小な開度変動による圧損の変動が大きい（Table 2.3.2.3-8 を参照）ので、一般的に PID 制御器の応答が敏感になるが流調弁の動作に限界があるので、種々の外乱に対する制御性は悪くなる。一方、流調弁の開度を全開近傍で使用した場合は、微小な開度変動に対する圧損の変動が非常に小さいので、PID 制御器からは大きな修正信号が発信されることとなり、種々の外乱に対する制御性は悪くなる。これらの関係から一般的には、通常運転状態での流調弁の弁開度は 30～70%開度で使用するのが良い。

Fig.2.3.2.6-2 は、バイパス系流調弁開度と系全体の合計圧損及びポンプ入熱の関係を示している。バイパス系流調弁が全閉状態に近づくにしたがい、合計圧損が増加する。検討条件より、循環ポンプの吐出流量を一定としたため、圧損増加に見合う分のポンプ軸動力の増加、つまりポンプ入熱が増加する。ポンプ入熱は、ヘリウム冷凍機の能力及びモデレータ温度に直接関係するので、550（W）以下に抑えたい。

以上の検討から、バイパス系流調弁の計画運転範囲は 25～35%開度とする。この時、PM 系流調弁は 45～55%開度、DM 系流調弁は 45～55%開度、CM 系流調弁は 50～70%開度で制御され、計画流量を流すことが出来る。

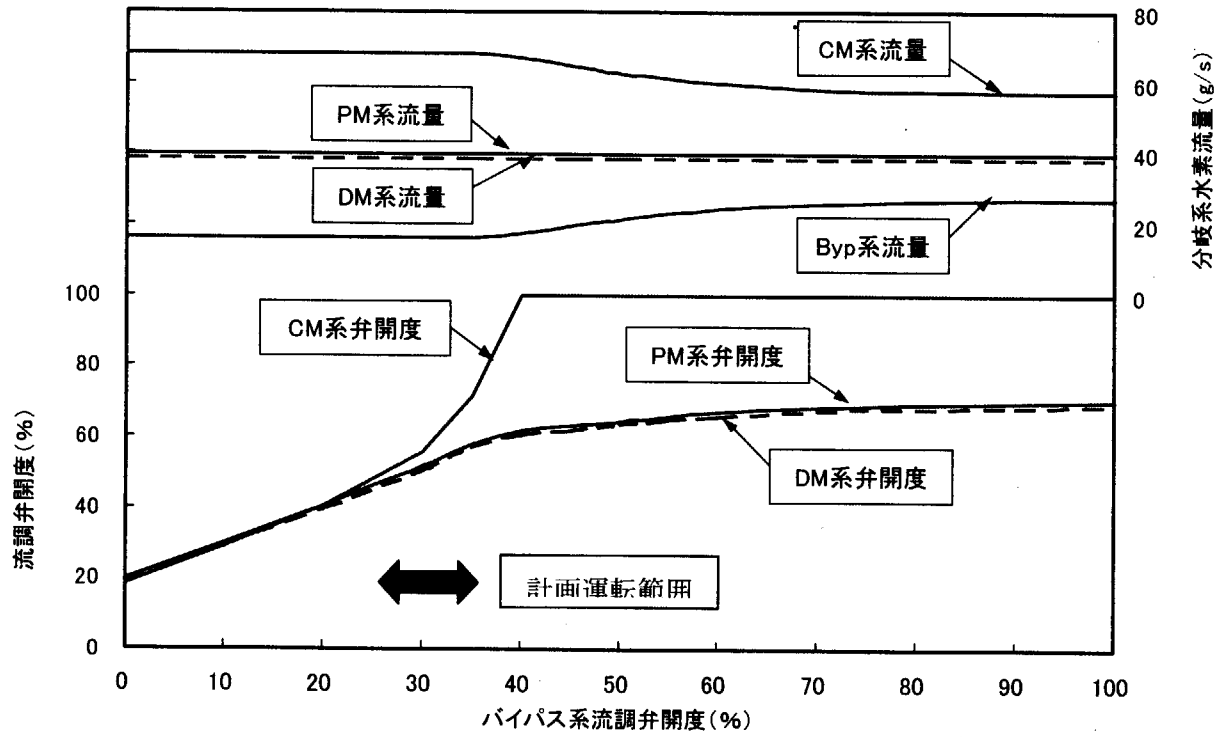


Fig.2.3.2.6-1 Calculated result of flow distribution and flow control valve opening

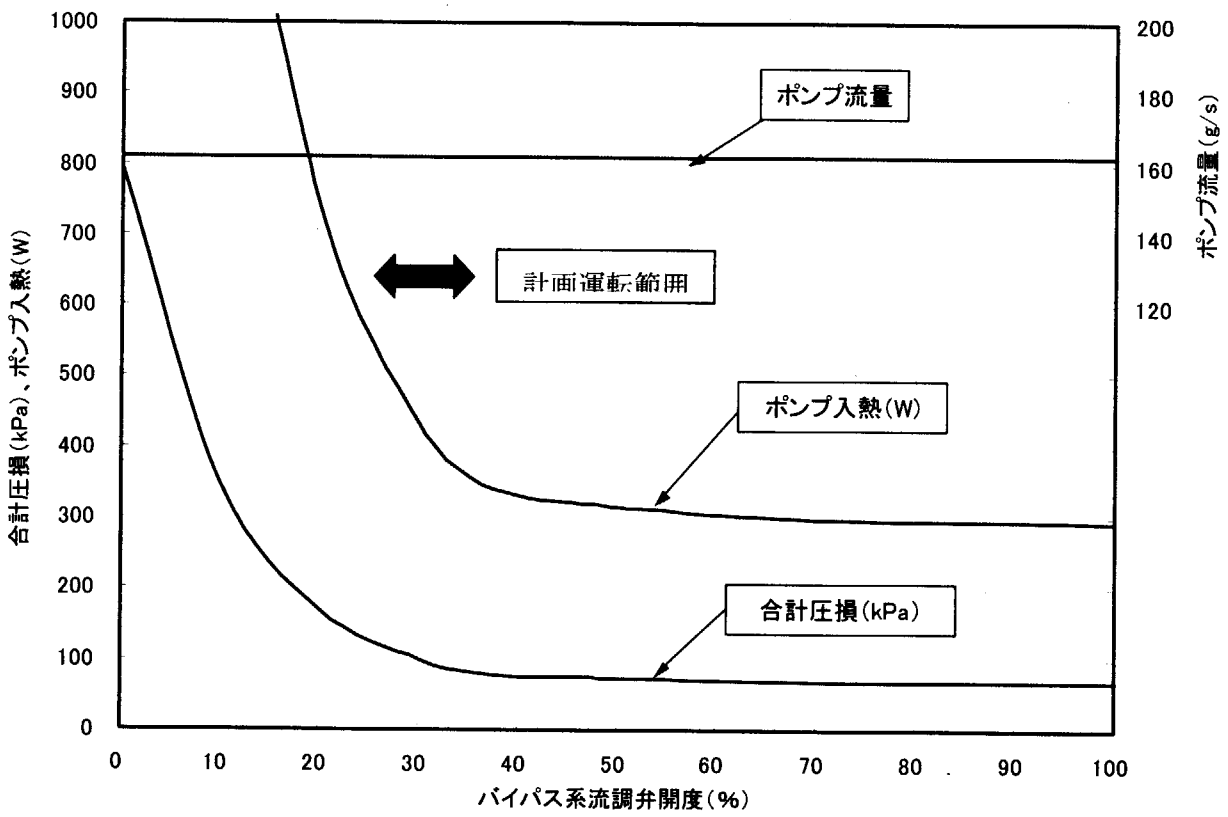


Fig.2.3.2.6-2 Calculated result of total pressure loss and pumping flow rate

２．３．３　主要機器設計

２．３．３．１　オルソ・パラ変換器

(1)設計条件

2.3.2.2 項のＰＦＤより設計条件を以下に纏める。

流量　162.2 g/s

圧力　0.7 MPa

入口/出口温度 19.81 / 21.18 K

触媒変換効率　0.8

入口/出口パラ水素濃度 97.20 /99.03 %

許容圧損　0.02 MPa

設計圧力　2 MPa

(2)触媒　空間速度（ＳＶ値）の推定

使用する IONEX 社の触媒データは、77Kのものだけであるので、文献［3］データと比較し、20K レベルでの SV 値の適用性を検討する。

(a) IONEX 社触媒データ

触媒:　IONEX-type O-P　　組成: $Fe(OH)_3$

Feed :　　25 %　　para H_2 @1.36 atm, 77K

Product：46.5 %　para H_2 @1.36 atm, 77K

SV（Space Velocity）: 1200 cc H2/min / cc of catalyst

上記データより　パラ水素への変換効率 η_p を求めると

$$\eta_p = \frac{Xp - Xpf}{Xpe - Xpf} = \frac{0.465 - 0.25}{0.5069 - 0.25} = 0.837$$

Xp　：触媒出口パラ濃度　[－]

Xpf ：触媒入口パラ濃度　[－]

Xpe ：触媒出口温度での平衡パラ濃度　0.5069[－]

(b) 文献データ

$Fe(OH)_3$触媒を使用した文献データの Fig.5［3］より

Xp ＝0.25、Xpe ＝0.515　（at　75.8K、22psia）

SV=1200 の時、Xp ＝0.4695 より

$$\eta_p = \frac{0.4695 - 0.25}{0.515 - 0.25} = 0.828$$

となり、上記の IONEX データと一致する。従って、20K レベルについても同文献のデータを適用する。

20Kレベルでの SV 値については、次式の反応速度定数より求める。
触媒反応が 1 次反応であると仮定すると、オルソ水素の反応速度は、2.3.3.1.1 式で表せる。

$$-\frac{dXo}{dt} = kXo - k'(1-Xo) \qquad (2.3.3.1.1)$$

k ：パラへの変換反応速度定数 [min^{-1}]、　k' ：オルソへの変換反応速度定数[min^{-1}]
Xo ：オルソ水素濃度 [−]

平衡状態において $Xo = Xoe$ とすると　$\frac{dXo}{dt} = 0$　であるので、

$$k' = \frac{k * Xoe}{1-Xoe} \qquad (2.3.3.1.2)$$

2.3.3.1.1 及び 2.3.3.1.2 式より

$$-\frac{dXo}{dt} = \frac{k}{1-Xoe}(Xo - Xoe) \qquad \text{.....(2.3.3.1.3)}$$

となり、$t = 0$ の時、$Xo = Xof$　として 2.3.3.1.3 式を整理すると、

$$SV = \frac{1-Xoe}{t} = -k / \ln\frac{Xo-Xoe}{Xof-Xoe} = -k / \ln(1-\frac{Xp-Xpf}{Xpe-Xpf}) = -k / \ln(1-\eta_p) \quad (2.3.3.1.1)$$

文献 Fig2 のデータ（$Xpf = 0.515$, $T = 23.5\,K$, $Xpe = 0.9984$ ）　及び
文献 Fig1 のデータ（$Xpf = 0.25$, $T = 23.5\,K$, $Xpe = 0.9984$）より得られる出口パラ水素濃度 Xp、SV 値のデータを Table2.3.3.1-1 に、2.3.3.1.1 式より求まるパラ水素変換効率 η_p、反応速度定数 k を Fig.2.3.3.1-1 に示す。

Fig.2.3.3.1-1 より、供給パラ水素濃度の上昇により反応速度定数も増加するが、1 次反応からのずれも大きくなる。特に濃度差が小さい（入口パラ濃度 97.2%、出口パラ濃度 99%）の使用条件では、流体内での拡散による影響が大きいと考えられる。高濃度でのパラ水素変換データが無い現状、反応速度定数 k は、入口パラ水素濃度 51.5%、変換効率 η_p=0.8 での値、3500 [1/min] として考え、SV 値を
$SV = -k / \ln(1-\eta p) = -3500 / \ln(1-0.8) = 2174 \rightarrow 2100$ とする。

(3)触媒筒寸法
SV＝2100　L　H2/min /　L　of catalyst

$m = 162.2\,g/s$ (=$1.081*10^5$ $[Nl/\min]$) より、触媒量は

$1.081*10^5 / 2100 = 51.5\,[l]$)　となる。
触媒粒径のばらつき(30～50mesh)を考慮して、約 20%の充填マージンをとり、充填量を 60 L とす

る。

触媒筒の口径は、充填層部の許容圧損 0.01MPa（充填材フィルター部、ノズル部を 0.01MPa）として決定する。

$$\Delta P = \frac{f * l * \bar{u}_2 * \rho * a_v}{g_c * \varepsilon_d^{\ 3}}$$

$$a_v = \frac{6(1-\varepsilon_d)}{\phi * d_p}$$

$$R_e = \frac{\bar{u} * \rho}{a_v * \mu}$$

$$f = \frac{5}{\mathrm{Re}} + \frac{0.4}{\mathrm{Re}^{0.1}} \qquad (\mathrm{Re} > 2)$$

f : 摩擦係数 [-]

l : 充填層高さ [m]

$\bar{u}$: 空筒速度 [m/s]

a_v : 触媒比表面積 [m^2/m^3]

g_c : 重力換算係数 [m/s^2]

ε_d : 空隙率 [-] : 0.32

d_p : 粒子代表径 [m] : 3×10^{-4}

ϕ : 粒子形状係数 [-] : 1

ρ : 流体密度 [kg/m^3] : 71.34 (0.7MPa,20.5K)

μ : 流体粘度 [kg/m-s] : 1.354×10^{-5} (0.7MPa,20.5K)

$\dot{m} = 162.2\,[g/s]$ より、筒内径D_iをパラメータとした圧力損失の計算結果を Table 2.3.3.1-2 に示す。充填層の許容圧力損失 0.01 MPa より、筒内径D_iを 350 mm、充填高さ 630 mmとする。

概略計画図を Fig.2.3.3.1-2 に示す。

また、水素容積V_Hは、

$V_H = \pi/4*Di^3*(1.30/Di-0.162)-(\pi/4*Di^2*0.63*(1-\varepsilon_d)) = 0.784\ [m^3]$ となる。

Table 2.3.3.1-1 Data of Ortho-para Hydrogen Conversion

Temp. 23.5 K		Temp. 23.5 K	
Inlet para H2 Xpf=0.25[-]		Inlet para H2 Xpf=0.515[-]	
SV [1/min]	Outlet para H2 Xp [-]	SV [1/min]	Outlet para H2 Xp [-]
400	0.989	400	0.990
800	0.946	800	0.971
1200	0.893	1200	0.949
1600	0.852	1600	0.928
2000	0.802	2000	0.913
2400	0.761	2400	0.894

Table 2.3.3.1-2 Catalyst Layer Size of Ortho-para Hydrogen Converter

Di [m]	0.35	0.3105	0.2594
l [m]	0.63	0.80	1.14
$\bar{u}$ [m/s]	0.024	0.030	0.043
a_v [1/m]	1.36×10^{4}	1.36×10^{4}	1.36×10^{4}
R_e [-]	9.16	11.63	16.67
f [-]	0.867	0.743	0.602
ΔP [MPa]	9.03×10^{-3}	1.59×10^{-2}	3.76×10^{-2}

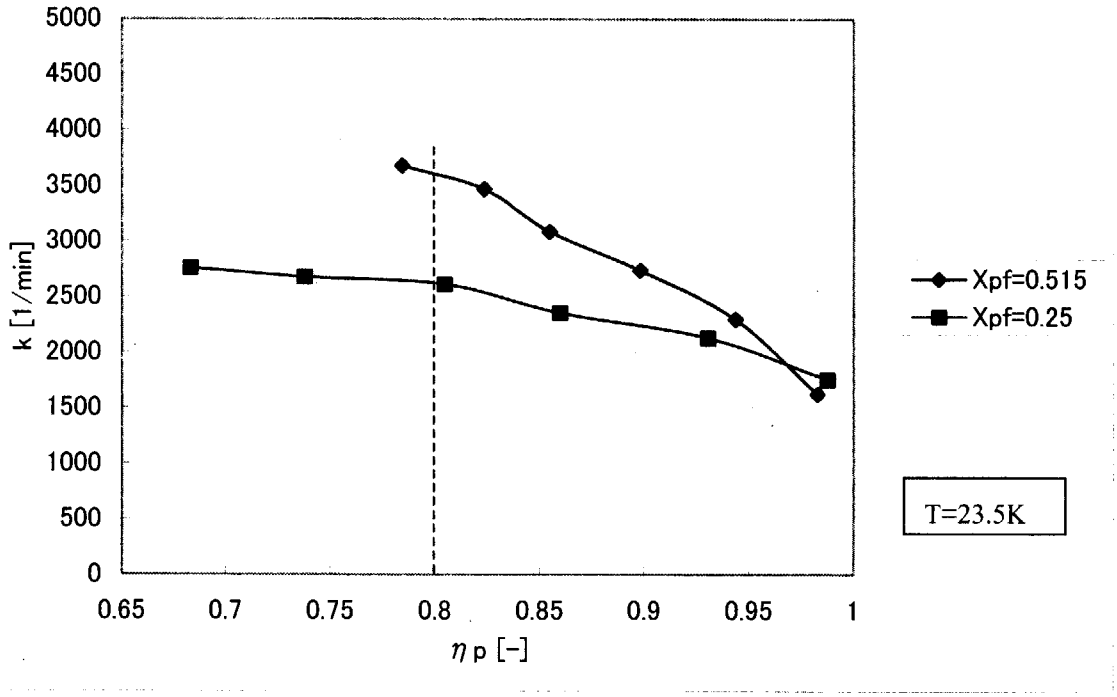


Fig.2.3.3.1-1 Conversion Rate Constant of Para Hydrogen

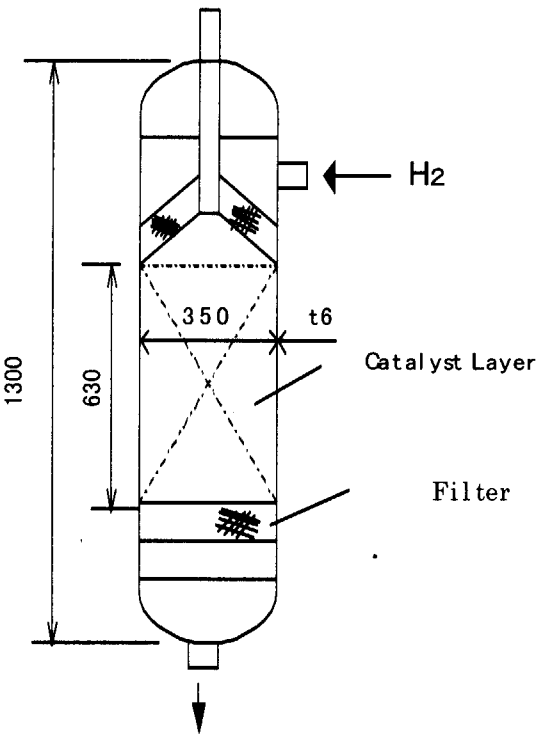


Fig.2.3.3.1-2 Dimension of Ortho-para Converter

２．３．３．２　液体水素循環ポンプ

(1) 概要

水素循環ポンプは冷減速材に極低温水素を強制循環させる装置であり、減速材容器に発生するkW級の熱負荷を速やかに熱交換器まで輸送し、熱交換器で所定温度まで冷却された水素を再び減速材容器に供給する。ポンプが停止すると、減速材容器内では熱負荷により極低温水素が突沸し圧力の急激な上昇を生じるため、ポンプは極力停止しないような高い信頼性が要求される。また、水素循環系は室温の水素をヘリウム冷凍機との熱交換により極低温の状態まで冷却して行くため、ポンプは室温から動作可能なものである必要がある。

メンテナンスのために、駆動系を室温に置き、回転部を含めてカートリッジ型とし、クライオスタット内の真空を破らず取り外せる構造が望ましい。

本ポンプの設計に当たっては、上記条件を満足可能な遠心式ポンプとし、原研がこれまでに開発してきた超臨界ヘリウム・ポンプの製作実績を応用する。[1]

(2) 設計条件

本ポンプの設計条件をTable 2.3.3.2-1にまとめる。

(3) 遠心型ポンプの設計検討方法と結果

Table 2.3.3.2-1の設計条件を超臨界ヘリウム・ポンプのデータベースと遠心ポンプの相似則に適用し、回転数、羽根車周速度、そして羽根車直径といった遠心ポンプの3つの基本設計パラメータを算出し、それらの値が製作実績範囲に入っているかどうかを調査する。範囲に入っている場合を製作可能と判断し、そのうち設計パラメータの値が最も妥当と思われるポンプのデータベースをポンプ設計値と選択する。そして、そのポンプの特性データを用いて、本ポンプに要求される各種の運転範囲に適用できるか検討する。尚、超臨界ヘリウムポンプ・データベースでは、Table 2.3.3.2-2に示すように3つの比速度－圧力係数－流量係数のセット（Type-1～3）がある。

遠心ポンプにおける3つの相似則は以下の通りである。

(a) 比速度N_s(-)に関する相似則

$$N_s = N\frac{Q_s^{1/2}}{H_{ad}^{3/4}} \quad \cdots\cdots(2.3.3.2\text{-}1)$$

で示される。ここに、Nは羽根車回転数(rpm)、Q_sは吸込体積流量(m^3/min)、H_{ad}は断熱ヘッド(m)である。

(b) 圧力係数φ(-)に関する相似則

$$\varphi = \frac{H_{ad}\cdot g}{u^2} \quad \cdots\cdots(2.3.3.2\text{-}2)$$

で示される。ここで、u及びgは、それぞれ羽根車周速度(m/s)及び重力加速度(m/s^2)である。

(c) 流量係数に関する相似則

$$\phi = \frac{Q_s}{A_s u} = \frac{\dfrac{60\dot{m}}{\rho_s}}{\dfrac{\pi^2}{4} N D^3} \quad \cdots\cdots(2.3.3.2\text{-}3)$$

で示される。ここで、A_sは羽根車への吸込断面積(m^2)、$\dot{m}$は質量流量(kg/s)、ρ_sは吸込流体密度(kg/m^3)、Dは羽根車直径(m)である。

ところで、断熱ヘッドH_{ad}(m)及び吸込体積流量Q_s(m^3/min)は、それぞれ以下の式で示される。

$$H_{ad} = \frac{\Delta h}{g} = \frac{(h_{out} - h_{in})}{g} = \frac{(\Delta P / \rho_s)}{g} \quad \cdots\cdots(2.3.3.2\text{-}4)$$

$$Q_s = \frac{60\dot{m}}{\rho_s} \quad \cdots\cdots(2.3.3.2\text{-}5)$$

ここに、Δh、h_{out}、h_{in} (kJ/kg)はそれぞれ、ポンプ入出のエンタルピー差、ポンプ出口エンタルピー、そしてポンプ入口エンタルピーである。また、ΔPはポンプヘッド(Pa)を示す。

設計条件よりポンプ入口の水素の密度ρ_s及びポンプヘッドΔPが分かり、これを2.3.3.2-4式に代入し、H_{ad}を得る。同様に設計流量と密度から2.3.3.2.-5式によりQ_sを得る。Table 2.3.3.2-2のデータベースのパラメータを用い、これらの値を各相似則の式に代入することにより、2.3.3.2-1式からは、設計回転数、2.3.3.2-2式からは羽根車周速度、そして、2.3.3.2-3式から羽根車直径が求められる。しかし、羽根車直径は以下の式で求めた方が早い。

$$D = \frac{60u}{\pi N} \quad \cdots\cdots(2.3.3.2\text{-}6)$$

このようにして求められた各Typeにおける設計回転数、羽根車周速度、羽根車直径とそれらのパラメータの製作実績範囲をTable 2.3.3.2-3に示す。TableよりType-3以外は設計が成立することが分かる。Type-2の羽根直径が比較的大きく製作性が良いと判断し、これを選択する。また、限界性能としては、羽根周速度が100m/s付近とし、最大回転数を50,000rpmとする。以上の設計結果をまとめるTable 2.3.3.2-4に示す。

(4) ポンプの無次元特性曲線と動作特性評価

設計されたポンプの無次元特性曲線をFig. 2.3.3.2-1に示す。本特性曲線は、前項で示した圧力係数を縦軸に、流量係数を横軸にしてその動作範囲を示したもので、Type-2のポンプの実績値である。この特性曲線を利用し、定格条件での動作特性はもとより、室温(300 K)や液体窒素温度(80K)時の初期冷凍段階での動作等を評価することができる。

(a) 定格条件での特性評価

無次元動作特性（Fig. 2.3.3.2-1）を利用し、ポンプ入口の水素条件として、圧力1.4 MPa、温度19 Kの場合の主な回転数（25,000、30,000、35,000、40,000 rpm）における質量流量とポンプの圧力ヘッドの関係を求めた結果をFig. 2.3.3.2-2に示す。定格動作点の質量流量0.18 kg/s、ポンプ圧力ヘッド0.12 MPaは、回転数約27,000 rpmで達成できそうである。また、35,000 rpmの定格

回転数では、流量及び圧力ヘッドと共に大きな裕度を持つ。設計点に対して少し大きめなポンプとなっている。

(b) 室温での動作特性

室温では密度が低いため流量と圧力ヘッドが非常に小さくなる。そこで、現実的な初期条件を考え、系内水素圧力を0.5 MPaと1.0 MPaの時の2ケースについて、回転数をそれぞれ定格35,000 rpmと、最大の50,000 rpmの場合について動作特性を求めた。その結果をFig. 2.3.3.2-3及び2.3.3.2-4に示す。圧力が0.5 MPaの場合は、最大回転数50,000 rpmで最大流量2.5g/s、その時の圧力ヘッドは0.0019 MPa（約0.02 kg/cm^2）である。一方、0.1MPa（10 bar）の場合は、最大回転数で流量5 g/s、圧力ヘッド0.0037 MPaを発生できる。これは、流量5 g/sで水素循環設備から減速材容器を循環する直径0.025 mの配管50 m分の圧力降下量、0.0031 MPaを十分確保できる性能である。以上より、室温では、系内圧力を1.0 MPa程度に高めることにより数g/sの系内循環を行えることが分かった。

(c) 80Kでの動作特性

室温時と同様に、系内水素圧力を0.5 MPaと1.0 MPaの時の2ケースについて、同様な回転数について動作特性を求めた。その結果をFig. 2.3.3.2-5及び2.3.3.2-6に示す。水素圧力が0.5 MPaの場合は、最大回転数にて、流量10g/s程度、圧力ヘッドは0.0068 MPa（約0.07 kg/cm^2）である。一方、0.1MPa（10 bar）の場合は、最大回転数にて、流量20 g/s、圧力ヘッド0.014 MPa発生できる。実際、この領域の水素物性では、圧力と密度がほぼ比例関係にあるので1.0 MPaの場合は0.5 MPaのだいたい2倍の値になっている。また、Fig. 2.3.3.2-4と同様に、直径0.025 mの配管50 m分の圧力降下をプロットした。0.5 MPaの場合は10 g/s近く、1.0 MPaの場合は20 g/s程度80 Kの水素を循環できる。これらの値は、水素循環ループの初期冷却を行うのに十分な流量及び圧力ヘッドを供給できると考えられる。

(5) まとめ

原研がこれまでに開発してきた超臨界ヘリウム循環ポンプのデータベースに基づき、極低温水素循環ループに必要とされる極低温水素循環ポンプの基本設計を行った。その結果、ヘリウム用ポンプのデータベースで設計条件を満足できるポンプが成立することが分かった。

設計されたポンプの特性を用いて、室温及び液体窒素温度でのポンプが発生可能な流量と圧力ヘッドを評価した。その結果、系内圧力を1.0 MPa程度に上昇させれば、室温時でもループ内に数g/sの流量を循環できることが分かった。また、液体窒素温度では、系内圧力を0.5 MPa以上とすることで、10g/s以上の循環流量が確保できることが分かった。

本循環ループのポンプには遠心式ポンプを採用することが有意義であると結論できる。

Table 2.3.3.2-1 Design condition of the cryogenic hydrogen circulation pump

Design items	Condition	Note
Circulation fluid	Sub-cooled liquid to supercritical	
Inlet temperature	19 K	Available for 300～17 K
Inlet pressure	1.4 MPa	Available for 0.1～1.9 MPa
Mass flow	0.18 kg/s	
Pump head	0.12 MPa	
Design pressure	2.0 MPa.(G)	

Table 2.3.3.2-2 Three basic design database on the supercritical helium pump

	Specific velocity	Pressure coefficient	Flow coefficient
Type-1	345	0.4	0.44
Type-2	285	0.4	0.44
Type-3	860	0.2	0.12

Table 2.3.3.2-3 Cryogenic hydrogen pump design result for each type

	Revolution (rpm)	Impeller velocity (m/s)	Impeller diameter (m)
Type-1	41,700	63.8	0.029
Type-2	34,400	63.8	0.035
Type-3	103,900	90.2	0.017
Experience	$20{,}000<N<80{,}000$	$u<100$	$D>0.02$

Table 2.3.3.2-4 Cryogenic hydrogen pump design result

Design revolution	Maximum revolution	Design impeller speed	Design impeller dia.
35,000 rpm	50,000 rpm	64 m/s (Max. 92 m/s)	0.035 m

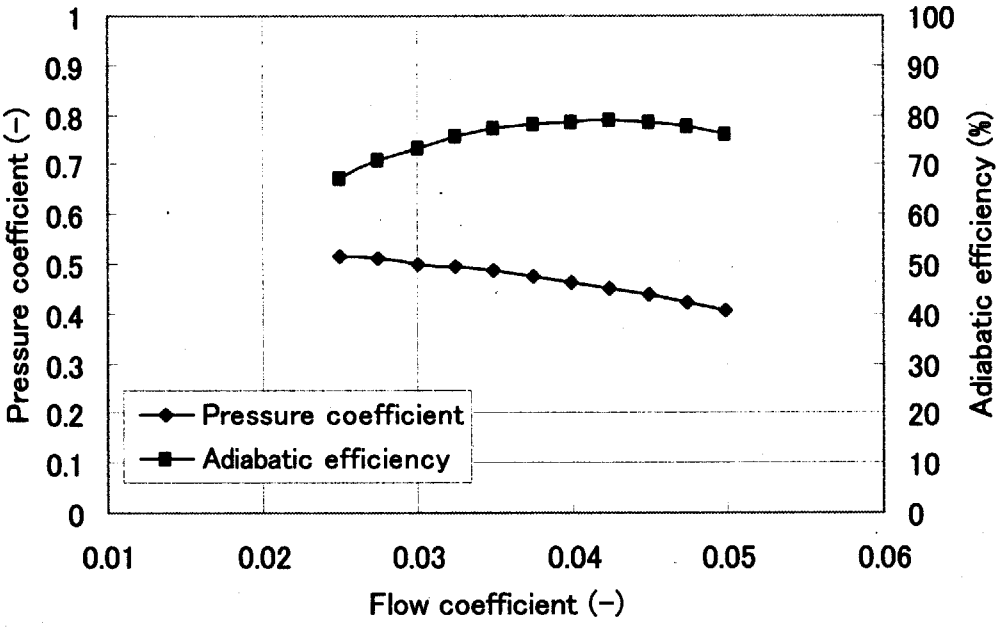


Fig. 2.3.3.2-1 Non-dimensional performance curve of the designed hydrogen pump

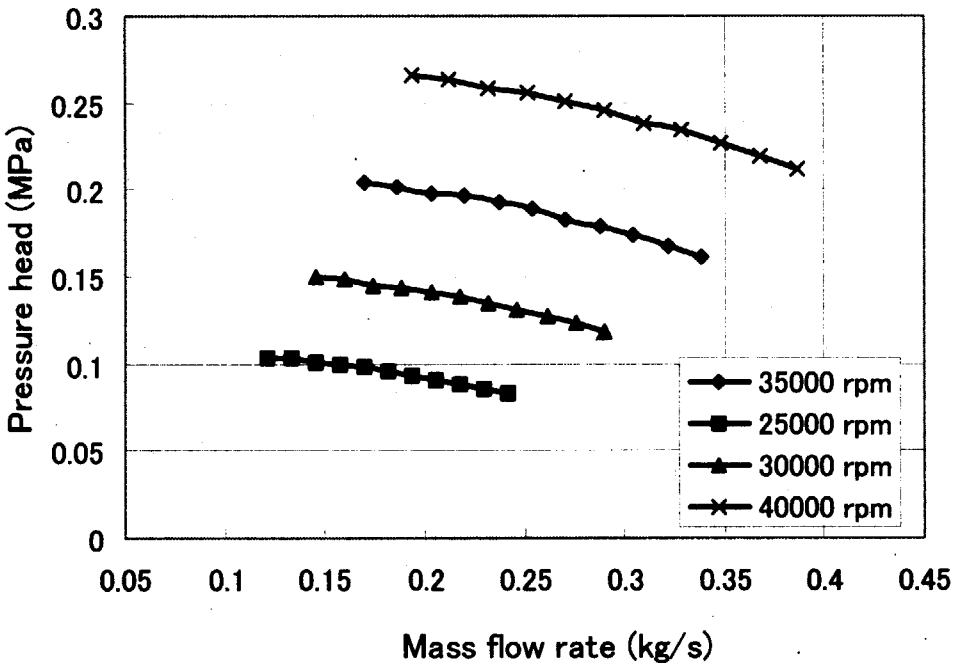


Fig. 2.3.3.2-2 Estimated pump performance with several revolutions at 1.4 MPa and 19 K

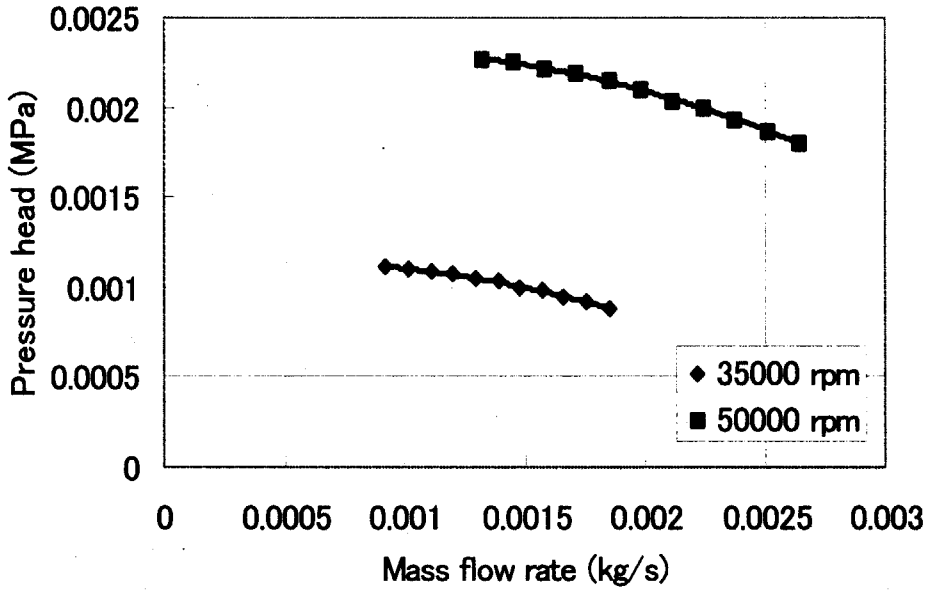


Fig. 2.3.3.2-3 Estimated pump performance at room temperature (300 K) and 0.5 MPa

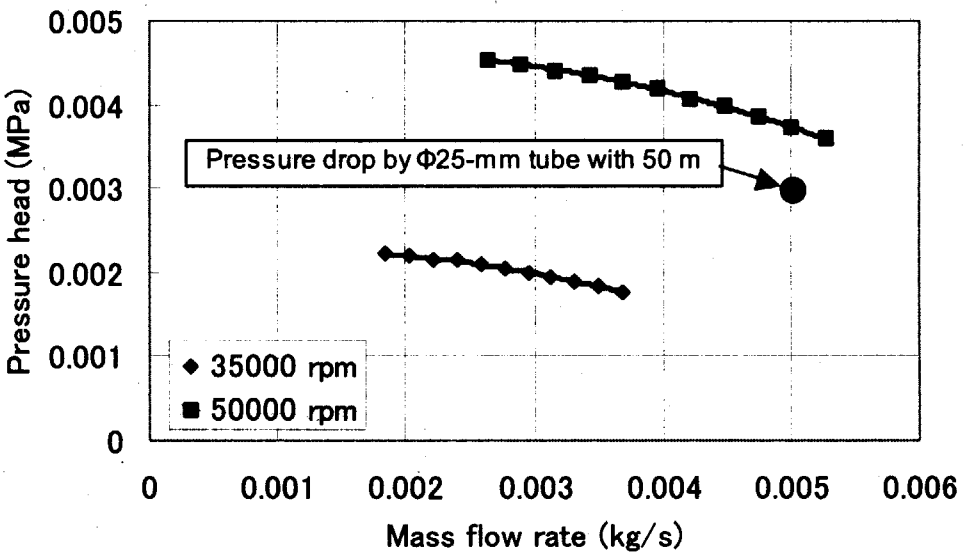


Fig. 2.3.3.2-4 Estimated pump performance at room temperature (300 K) and 1.0 MPa, the estimated pressure drop at the tube size of Φ25-mm tube with 50 m is also over plotted.

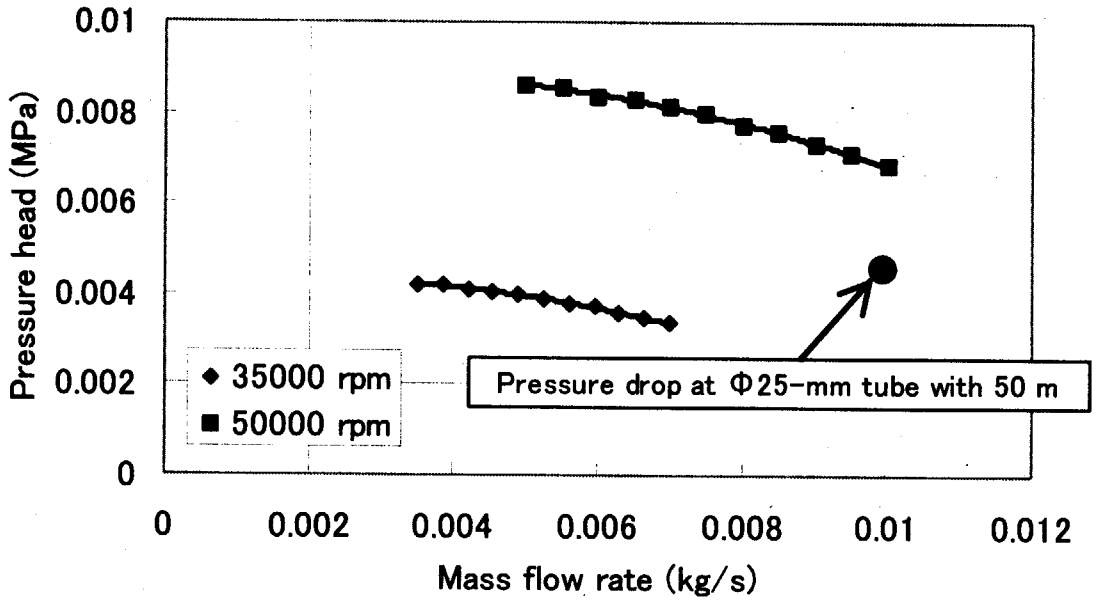


Fig. 2.3.3.2-5 Estimated pump performance at liquid nitrogen temperature (80 K) and 0.5 MPa

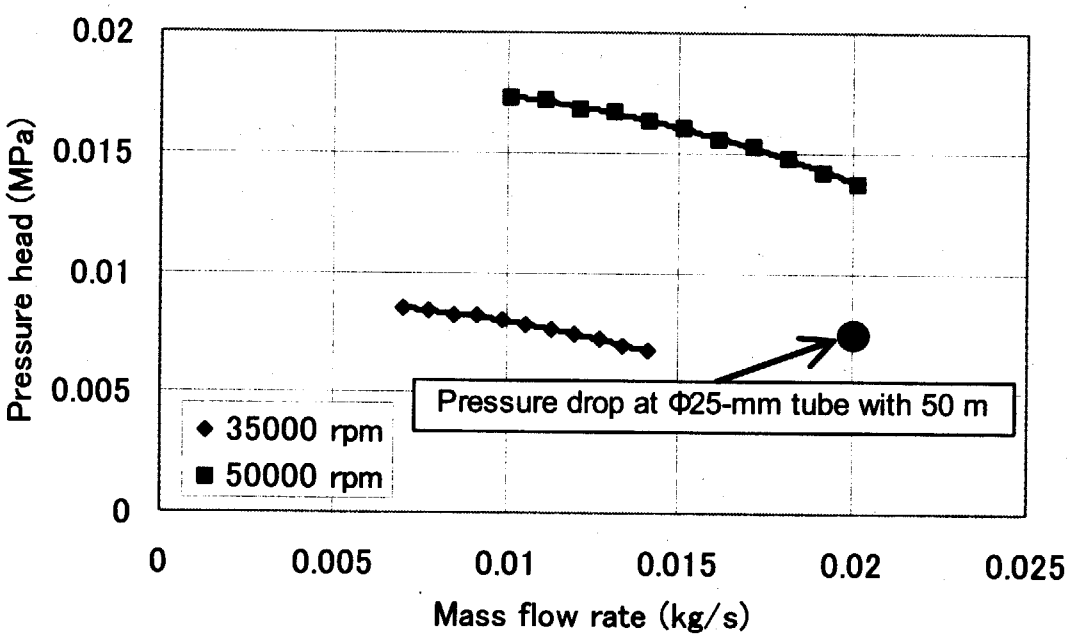


Fig. 2.3.3.2-6 Estimated pump performance at liquid nitrogen temperature (80 K) and 1.0 MPa

２．３．３．３　ヘリウム冷凍機

(1)　設計条件

ヘリウム側冷凍機の設計条件として、以下を設定した。

(a)冷凍サイクル

冷凍能力規模より、膨張タービン式のヘリウム Brayton サイクルとする。また、低イニシャルコスト、システム制御の簡易さの観点より、液体窒素を補助寒冷として使用し、膨張タービン 1 台の冷凍システム構成とする。

(b)ヘリウム供給圧力

万一、熱交換器水素パスでリークが生じても、ヘリウム系への水素流入を防ぐ安全性の観点から、ヘリウム側冷却圧力は水素側最高運転圧力 1.5 MPa より高い 1.6 MPa とする。

(c) ヘリウム供給温度

水素の凝固を避ける為に、ヘリウム側冷凍温度はその凝固点(14.3 K @1.5 MPa)より高くする必要がある。また、カルノーサイクルにおいて、冷凍温度T_R [K]での冷凍能力 1W 当りの必要理論最小仕事$Q_{\min} = \dfrac{300 - T_R}{T_R}$　となる為、可能な限り高い冷凍温度がエネルギ-効率の点から好ましい。

2.3.2.2 項より冷減速材容器での温度条件から、水素供給温度は 17.8 [K]となる為、ヘリウム側の供給温度は、熱交換器冷端温度差 0.8 K を確保して、17.0 K とした。

また、水素ループでの熱負荷変動等に伴うヘリウム側の供給温度変動を避ける為に、ヘリウム供給側に内部ヒーターを設置し、その供給温度を一定に補償する方式を採用する。

(d)ヘリウム冷凍能力

冷凍能力は下記内訳により、6 kW at 17 K とする。

・水素系熱負荷合計　：5046 W
・ヘリウムトランスファーライン　ヒートロス　：　70 W　（往復 30m　継ぎ手 4 箇所）
・水素系圧力制御用ヒーター余剰負荷　：　880 W

(e)ヘリウム冷却流量

Fig.2.3.3.3-1 に示すヘリウム冷凍機概略フローにおいて、膨張タービンの入口温度、膨張比をパラメータとして、ヘリウム循環流量、ヘリウム圧縮機仕様を設定する。

1) 膨張タービン条件

理想的な断熱膨張過程での温度降下ΔT_{ad}は、入口状態における圧力、温度を Pin、Tin、出口状態における圧力、温度を Pout、Tout、比熱比を k とすれば、

$$T_{ad} = T_{in}\left[1 - (P_{out} / P_{in})^{(k-1)/k}\right] \qquad (2.3.3.3.1)$$

で与えられる。

ここに、タービン断熱効率をηとし、$T_{ad}=\frac{T_{in}-T_{out}}{\eta}$　と仮定すれば

$$T_{out}=T_{in}\left\{1-\eta\left[1-(P_{out}/p_{in})^{\frac{k-1}{k}}\right]\right\} \qquad (2.3.3.3.2)$$

と表せる。

ここで、熱交換器 HX2 の冷端部温度差 3.7 K として T_{out}=13.3 K 、P_{in}=1.55 MPa、また、断熱効率は膨張比によらずη=0.78 一定と仮定して、タービン出口圧力 P_{out} をパラメータとした入口温度 T_{in}、ヘリウム流量 m_{He}、ヘリウム圧縮機吸入状態での体積流量 V、ヘリウム圧縮機軸動力 Q_{comp}、水素/ヘリウム熱交換器 AU を Table 2.3.3.3-1 及び　Fig.2.3.3.3-2 にまとめる。

Fig.2.3.3.3-2 より、圧縮機サイズ、熱交換器サイズを勘案し、膨張タービン出口圧力を 0.37 MPa 、膨張タービン入口温度を 20.1K 、圧縮機吸入/吐出圧力 0.33 / 1.7MPa、 流量 307g/s 以上とする。

(5)　液体窒素消費量

Fig.2.3.3.3-1 に示されるヘリウム冷凍機廻りのヒート・マスバランスより液体窒素消費量 $\dot{m}_{LN}$ を求める。

$$\dot{m}_{He}*(i_1-i_2)+\dot{m}_{He}*(i_3-i_4)+Q_{CB}+Q_{LN}=W_{ET}+\dot{m}_{LN}*(i_6-i_5) \qquad (2.3.3.3.3)$$

$$W_{ET}=\dot{m}_{He}*(i_7-i_8) \qquad (2.3.3.3.4)$$

W_{ET} ： タービン出力 [W]

$\dot{m}_{LN}$ ： 液体窒素流量　[g/s]

Q_{CB} ： 冷凍機ヒートロス 160 [W]

Q_{LN} ：LN2 配管ヒートロス 150 [W]　（配管長 130m を想定）

Table2.3.3.3-2 の各部状態より、$\dot{m}_{LN}$=23.1 g/s (=103 L/h) となる。

Table 2.3.3.3-1 Design Parameter for Helium Refrigerator

Turbine outlet Pout [MPa]	Turbine inlet Tin [K]	Enthalpy i_2 [J/g]	Flow Rate*1 m [g/s]	Comp Suction*2 ρ [kg/m3]	Comp Flow Rate*3 V [m3/h]	Comp Motor Power*4 Q_{comp} [kW]	Heat Exchanger*5 AU [W/K]
0.32	20.90	101.57	248.30	0.4399	2032	570	11982
0.35	20.42	98.73	281.37	0.4872	2079	610	7632
0.37	20.12	96.94	307.06	0.5184	2132	641	6461
0.40	19.71	94.44	352.27	0.5656	2242	696	5418
0.45	19.09	89.98	477.31	0.6441	2668	864	4451
0.50	18.54	87.43	598.21	0.7221	2982	995	3888

*1： $m = \dfrac{Q_{ref}}{i_1 - i_2}$

Q_{ref}：冷凍能力

i_1：冷凍機出口エンタルピー　77.40 J/g @ 1.7 MPa ,17 K

i_2：冷凍機入口エンタルピー

*2：タービン出口～圧縮機吸入側までの圧力損失を 0.04 MPa 吸入温度を 306 K とした

*3：圧縮機吸入状態での体積流量

*4： $Q_{comp} = m * R * Ts * \ln(P_d / P_s) / \eta$

R：気体定数

Ts：吸入温度　306 K

Pd：吐出圧力　1.7 MPa

η：等温効率　0.5　と仮定

*5 $AU = \dfrac{Q_{ref}}{\Delta T_{lm}}$

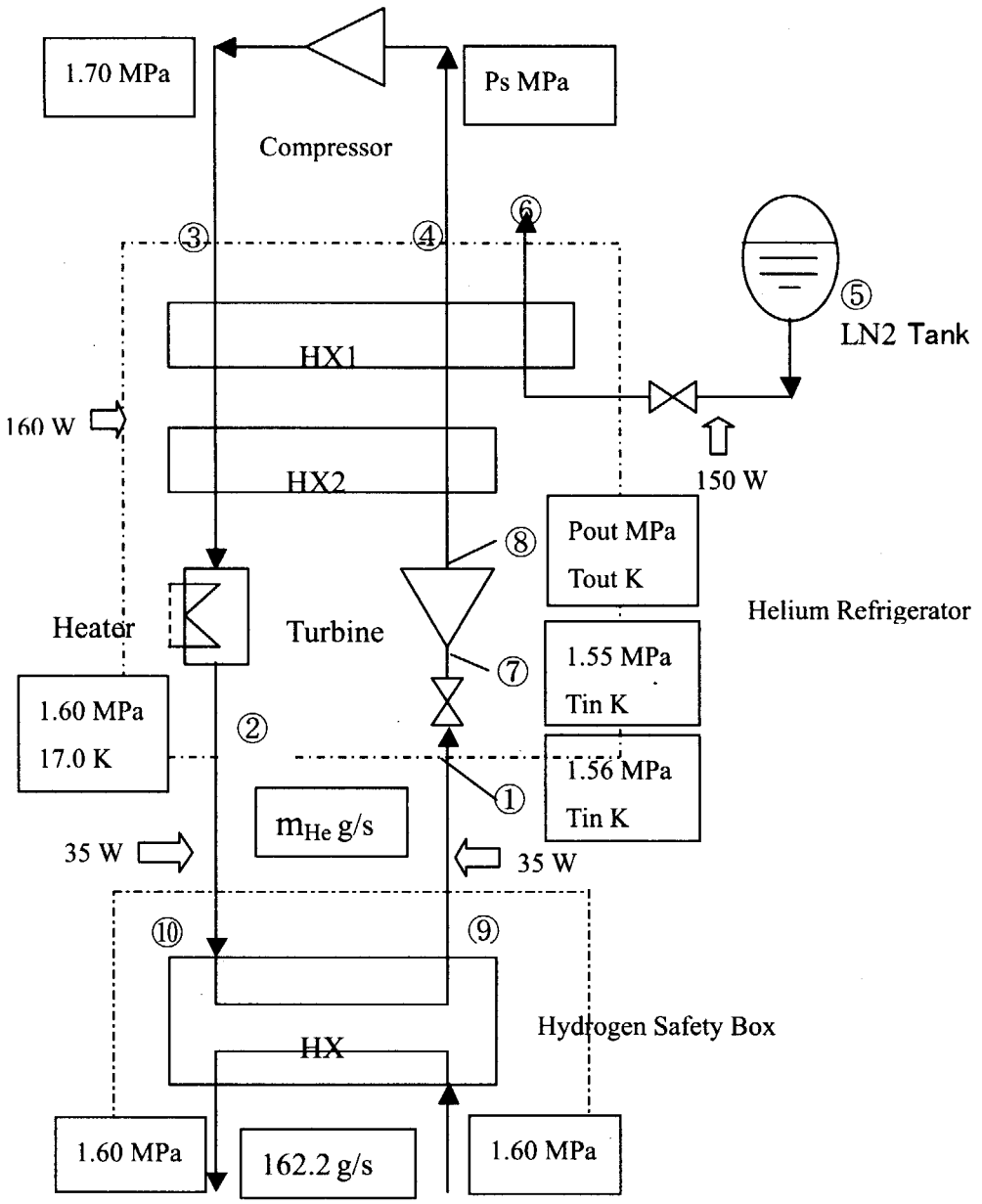
$\Delta T_{lm} = \dfrac{\Delta T_w - \Delta T_c}{\ln(\Delta Tw / \Delta Tc)}$

ΔTw：温端部温度差

ΔTc ：冷端部温度差

Table 2.3.3.3-2 Heat Mass Balance of Helium Refrigerator

	Fluid	Pressure [MPa]	Temp [K]	Flow rate [g/s]	Enthalpy [J/g]
①	He	1.56	20.1	307.1	96.94
②	He	1.60	17.0	307.1	77.40
③	He	1.62	313	307.1	1630.0
④	He	0.35	306	307.1	1589.6
⑤	LN2	0.6	78.8	m_{LN}	-81.66
⑥	GN2	0.12	293	m_{LN}	304.14



HX : Heat Exchanger

Fig.2.3.3.3-1 Flow Diagram of Helium Refrigerator

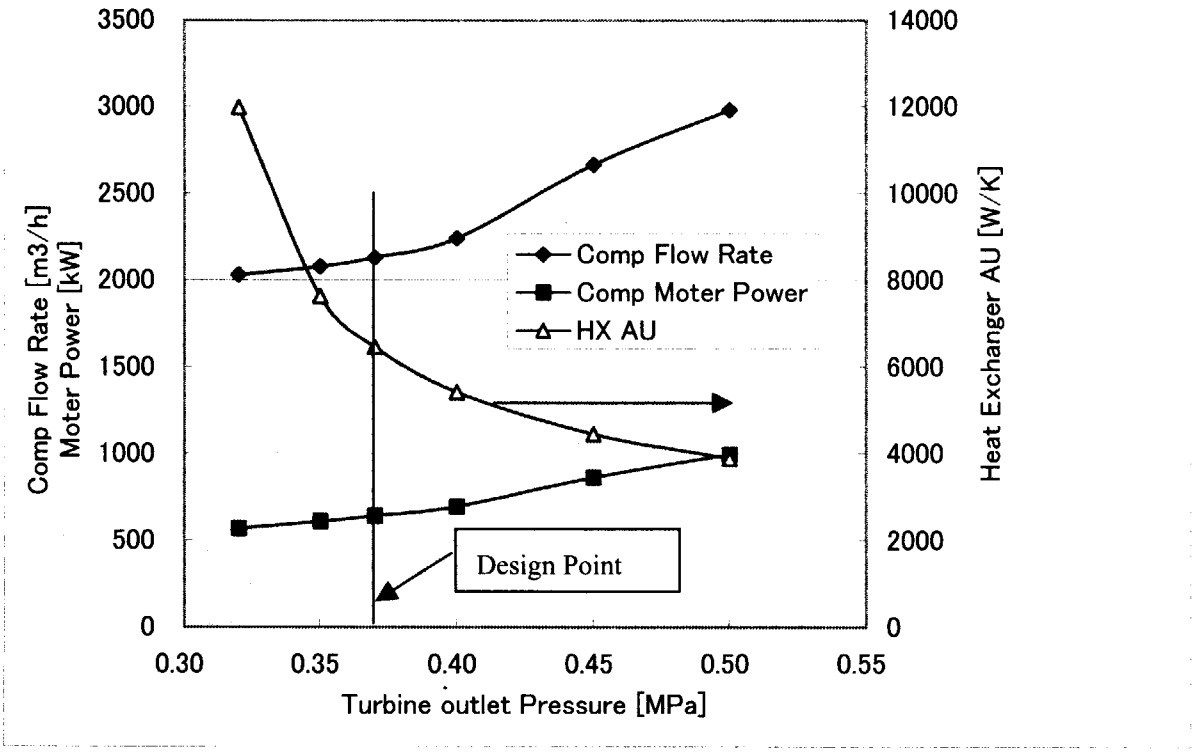


Fig.2.3.3.3-2 Design Point of Turbine Outlet Pressure

２．３．３．４　ヘリウム／水素熱交換器

(1) 設計条件

(a) 型式

水素系のインベントリ低減の目的により、コンパクトな容積となるアルミプレートフィン式熱交換器とする。

(b)設計仕様

2.3.3.3 項で得られた冷凍機側の条件より、トランスファーラインのヒートロス片道 35 W を想定した熱交換器のヘリウム側取り合い条件⑨⑩ (Fig.2.3.3.3-1) は、下記となる。

	流　量 [g/s]	圧力 [MPa]	ｴﾝﾀﾙﾋﾟｰ [J/g]	温度 [K]
⑨	307.1	1.57	96.83	20.12
⑩	307.1	1.59	77.51	16.97

2.3.2.2 項で得られた水素側条件より、熱交換器の設計仕様を Table 2.3.3.4-1 にまとめる。

(2) 熱交換器　伝熱面積

熱交換器の伝熱面積は、以下の概略計算式により求める。

流路断面積 A_f、流路相当径 D_e は

$$A_f = \frac{X * Y * W * n}{P} \qquad (2.3.3.4.1)$$

$$D_e = \frac{2X * Y}{X + Y} \qquad (2.3.3.4.2)$$

$$X = P - t$$

$$Y = H - t$$

ここで、

P ：フィンピッチ

H ：フィン高さ

t ：フィン厚さ

W ：有効幅

n ：フィン段数

伝熱係数 h は

$$h = j_T(\mathrm{Re}) * C_p * G * \mathrm{Pr}^{-2/3} \qquad (2.3.3.4.3)$$

ここで、

$j_t(\mathrm{Re})$ ：Colburn の j ファクター

$R_e = D_e G / \mu$

$G = m / A_f$　質量速度

C_p ：定圧比熱

P_t ：プラントル数

単位長さ当りの伝熱面積 S は

$$S = S_1 + \eta S_2 + \eta' S_3 \qquad (2.3.3.4.4)$$

ここで、

1 次伝熱面積　$S_1 = \dfrac{(2n_1 - n_3) * W}{P}$

2 次伝熱面積　$S_2 = \dfrac{2Y * W * n_2}{P}$

3 次伝熱面積　$S_3 = \dfrac{2Y * W * n_3}{P}$

n_1 ： プレート部を有する段数

n_2 ： フィンを有する段数

n_3 ： 端部フィンを有する段数

η ： フィン効率

η' ： 端部フィン効率

2.3.3.4.3 式、2.3.3.4.4 式より単位長さ当りの Net thermal rating　A･U [W/K]は、

$$AU = \sum(h*S)_h * \sum(h*S)_c \ / (\sum(h*S)_h + \sum(h*S)_c) \qquad (2.3.3.4.5)$$

添字　h ：高温側流路、　c ：低温側流路

となり、必要伝熱長さ l は

$$l = \frac{Q}{A*U*\Delta T_{lm}} \qquad (2.3.3.4.6)$$

となる。

想定した熱交換器のフィン形状、段数条件と伝熱面積の計算結果を Table 2.3.3.4-2　にまとめる。Table 2.3.3.4-2 の結果より、伝熱部のブロックサイズは、w 200 x h 120 x L 700 mm 程度となる。

Table 2.3.3.4-1 Design Condition of Heat Exchanger

Fluid	Helium	Hydrogen
Flow Rate	307.1 [g/s]	162.2 [g/s]
Warm end Temp. / Pressure	1.57 [MPa] / 20.12 [K]	0.67 [MPa] / 21.19 [K]
Cold end Temp. / Pressure	1.59 [MPa] / 16.97 [K]	0.65 [MPa] / 17.8 [K]
Exchanged Heat	5930 [W]	
ΔT_{LM}	0.945 [K]	
Net Thermal Rating A・U	6275 [W / K]	
Allowable Pressure Drop	0.02 [MPa]	0.02 [MPa]

Table 2.3.3.4-2 Design Data of Heat Exchanger

Fluid	Helium	Hydrogen
Density ρ [g/cm3]	4.11×10^{-2}	7.24×10^{-2}
Viscosity μ [g/cm-s]	4.03×10^{-5}	1.54×10^{-4}
Specific Heat Cp [J/g-K]	6.103	8.935
Prandtl number Pr [-]	0.796	1.385
Fin Height H [cm]	0.508	0.508
Fin Thickness t [cm]	0.0203	0.0203
Fin Pitch P [cm]	0.1155	0.1155
Number of Plate Layers n1[-]	9	8
Number of Fin Layers n2 [-]	9	8
Number of End Fin Layers n3 [-]	2	0
Effective Width W [cm]	17.0	
Af [cm2]	61.48	54.65
De [cm]	0.159	0.159
G [g/s-cm2]	4.99	2.97
Re [-]	1.972×10^{4}	3.068×10^{4}
j-factor j_T [-]	5.8×10^{-3}	1.15×10^{-2}
h [W/cm2-K]	0.208	0.246
S1 [cm2/cm]	224.1	224.1
S2 [cm2/cm]	1149	1293
S3 [cm2/cm]	287.1	0
Fin η [-]	0.587	0.562
End Fin η ' [-]	0.319	-
S [cm2/cm]	990.1	950.8
h･S[W/K-cm]	205.9	233.9
A･U [W/K-cm]	109.5	
Length L' [cm]	57.3	
Thermal Design Margin [%]	22	
Effective Length L [cm]	70	

２．３．４　非定常時の検討

本章の非定常時の事象として、以下の２つの事象を扱う。

① 陽子ビーム オン/オフ時の圧力変動と制御検討

② 陽子ビームパルス欠損による温度応答

これらの事象は、異常事象と切り離し、非定常的事象であるが設計された減速材低温システムの機能により定常運転の範疇で吸収できる事象としている。以下にそれらの事象の検討とその結果を示す。尚、異常事象に関しては、次章 2.3.5 安全設計の考え方で触れる。

２．３．４．１　陽子ビーム オン/オフ時の変動と制御

(1) 概要

減速材低温システムにおける極低温水素循環ループは、Fig. 2.3.4.1-1 に示すようにヘリウム冷凍機からおよそ 18K の寒冷が供給される熱交換器を通して、過冷却又は超臨界状態に冷却された水素（極低温水素）が減速材容器へ送られる。そこで、陽子ビームの核破砕中性子により水素及び冷減速材容器に生じる核発熱による熱負荷を受け、圧力調整用のバッファー・タンクを経て、循環ポンプに供給される。そこで昇圧された後、オルソ水素-パラ水素変換器を通り、熱交換器に戻るという極低温水素の強制循環による閉ループから構成された冷却システムである。この冷却システムへの一つの重要な課題は、陽子ビームの急な停止（トリップと言う。）や、陽子ビーム オンと同時にほとんど時間遅れなく発生する kW 級の核発熱といった非定常的事象を頻繁に生じる事象として想定し、減速材低温システムがこれらの事象を問題なく吸収できる機能を有することである。本項では、この課題への対応として行った以下の検討を紹介する。

① 極低温流体の閉ループにおける熱流動的挙動の検討

② ヒーター制御に関する検討

(2) 極低温流体の閉ループにおける熱流動的挙動の検討

(a) 極低温流体の閉ループの熱流動的な特徴

減速材低温システムは、閉ループをポンプにより強制循環する高密度の極低温流体が入熱を受け、そして放熱を行うことを繰り返すという熱的な系となっている。このような系は密度変化が少なく、僅かな温度変化に対し圧力が非常に大きく変動するという特徴を持つ。実際、Fig. 2.3.4.1-2 に示す水素の圧力と温度を変数とした相図における密度一定の線と温度、圧力の関係を見れば、温度変化に対する圧力変化の大きさが確認できる。

(b) 密度変化の熱力学的関係からの検討

過冷却や超臨界状態で定常流を形成している流体が入熱を受けるとどのような圧力及び温度の変化が生じるかを評価する。まず、定性的には、それらの状態では流体の圧縮性が極めて低いので、圧力変化は小さく、温度変化が大きくなることが考えられる。以下にこの現象を熱力学関係式から検討する。

密度 ρ を、圧力 P 及び温度 T を変数とした熱力学方程式で示せば以下のようになる。

$$d\rho = \left(\frac{d\rho}{dP}\right)_T dP + \left(\frac{d\rho}{dT}\right)_P dT \quad \cdots\cdots\cdot(2.3.4.1\text{-}1)$$

上式の右辺の偏微分係数は、それぞれ等温圧縮係数κ、体積膨張係数βを用いて表すことができる。等温圧縮係数(isothermal compressibility)κ、及び体積膨張係数(volume expansivity)β、は以下の式で定義される。(Appendix-B 参照)

$$\kappa = \frac{1}{\rho}\left(\frac{\partial\rho}{\partial P}\right)_T \quad 及び \quad \beta = -\frac{1}{\rho}\left(\frac{\partial\rho}{\partial T}\right)_P$$

これらを(2.3.4.1-1)式に代入して整理すると以下の式が得られる。

$$\frac{d\rho}{\rho} = \kappa dP - \beta dT \quad \cdots\cdots\cdot(2.3.4.1\text{-}2)$$

上式は、圧力が上昇すると、密度は増加し、温度が上昇すると密度は減少することを示している。(2.3.4.1-2)式を定量的に考察するため、超臨界状態、過冷却状態、そしてガス状態の各々の代表的な圧力、温度における水素の等温圧縮係数κ、体積膨張係数β、さらに、密度、定圧比熱Cp、そしてジュール･トムソン係数ψの値をTable 2.3.4.1-1に示す。Tableから超臨界状態及び過冷却状態での物性値はほとんど同じで特に等温圧縮係数が体積膨張率と比べ非常に低くなっていることが分かる。これは、両者の状態がガス状態に比べ非圧縮性であることを示している。一方、ガス状態になると、等温圧縮係数は200倍程度跳ね上がる。流体の圧縮性を利用するためにはガス状態での利用が必須であることが分かる。

ここで示した等温圧縮係数、体積膨張率は臨界点に向かうに従い無限大に発散する。このような系では、循環ループの内部に臨界点を発生させてはならない。換言すれば気相を生じないようにすることである。

(c) 1次元圧縮性流体での定量的検討

(2.3.4.1-2)式を使って、入熱のある定常流における低速流の1次元圧縮性流体に関する圧力及び温度変化の方程式を導くと以下のようになる。(Appendix C 参照) すなわち、流れの方向をx軸として、x方向の圧力変化及び温度変化は、それぞれ、

$$\frac{dP}{dx} = -\frac{2fG^2}{g\rho D} - \frac{4\beta G\dot{q}}{g\rho DC_P} \quad \cdots\cdots\cdot(2.3.4.1\text{-}3)$$

$$\frac{dT}{dx} = -\frac{2fG^2\psi}{\rho D} + \frac{4\dot{q}}{GDC_P} \quad \cdots\cdots\cdot(2.3.4.1\text{-}4)$$

で示される。ここで、f：摩擦係数、$G = \dot{m}/A$：質量流量率、g：重力加速度、D：配管内直径、$\dot{q}$：入熱密度、C_P：定圧比熱、そして、ψ：ジュールトムソン係数である。現在検討されている、入口圧力0.6MPa、入口温度18.5K、そしてビームパワー60%の発熱量を用いて、各冷減速材の条件を上記の式に代入して評価するとTable 2.3.4.1-2に示す結果が得られる。これは、

各モデレータに入口圧力0.6MPa、入口温度18.5Kで流入した場合、減速材内で核発熱等による入熱を受け、減速材容器から出てきた時の圧力及び温度がどれだけ変化したかを示している。圧力変化は無視できるほど小さく、温度変化が支配的であることが分かる。超臨界や過冷却液体のような非圧縮性の強い流体では、相変化を生じない限り、圧縮性を示す物性である等温圧縮係数が0.015 x 10^{-6} (1/Pa)（Table 2.3.4.1-1参照）と非常に小さいからである。このような系では、等圧的変化により流体が熱を吸収するといえる。しかしながら、たとえ相変化が生じない入熱であっても、極低温流体ループには大きな圧力上昇を生じる。これは、閉じた系における圧力上昇のメカニズムとなる。次にその点に関する検討を行う。

(d) 閉じた系における圧力上昇のメカニズム

熱を吸収した流体は、圧力の変化は少ないが、温度が上昇し、密度が低下する。この様子をFig. 2.3.4.1-3 に示す。密度の低下は体積の膨張であり、図に見られるように、入熱により温度の高い低密度の領域が入熱部から下流側へ流速 v で成長して行く。相変化を伴うような過度な入熱がない限り、熱影響を受けた流体部分は流速で変化する。この系では、最終的にヘリウム熱交換器まで達し、冷却され元の密度に戻ることになる。この熱交換器内の中の変化も入熱時と同様に圧力の変化はほとんどなく定圧的に変化する。

この考えに立てば、加熱により体積膨張した流体は、流速に乗って減速材容器からヘリウム熱交換器まで成長し、その膨張によって、残りの部分は圧縮され、圧力上昇を生じることになる。以下にこのようなメカニズムによる圧力上昇を評価する。

(e) 圧力上昇の定量的評価

(d)で示した考え方を用いてこの冷却ループにおける圧力上昇の大きさを定量的に見積ってみよう。まず、冷却ループでの熱のやりとりは減速材容器と熱交換器でしか生じないとし、その他の部分は断熱系であると仮定する。すなわち、循環ポンプでのポンプ仕事や系への熱侵入は無視する。この仮定に基づき、冷却ループの構成を単純化したものをFig. 2.3.4.1-4に示す。

今、初期状態として系全体が陽子ビームの定格運転時に対応した条件として、減速材入口圧力0.6 MPa、温度17.8 Kで保持されている場合を考える。そして、陽子ビームがオンになり減速材容器に定格の総合熱負荷3.75 kWが与えられたとする。系内の圧力の時間変化を以下に計算してみる。

熱交換器出口から冷減速材容器入口までの体積を V_1 とし、冷減速材容器入口から熱交換器出口までの体積を V_2 とする。減速材及び容器に入熱のない状態を初期状態として、このときの圧力、温度、そして密度をそれぞれ、P_1, T_1, ρ_1 とする。V_2 の部分での圧力、温度、そして密度は V_1 領域と同様に P_1, T_1, ρ_1 と示される。(Fig. 2.3.4.1-4)

減速材に入熱が開始されると、Fig. 2.3.4.1-4(b)に示されるように、V_1 領域の温度は初期状態と同じ T_1 に保たれるが、圧力と密度は、V_2 領域への減速材容器で加熱され膨張した水素により圧縮され、両者とも上昇する。それらを P_{1+}, ρ_{1+} と示す。V_2 領域では、まず、密度が低下した加熱された領域を ΔV_2 とすると、その領域の温度、密度をそれぞれ T_2、 ρ_2 とする。この領域は流速 v で成長する。次に、残りの V_2 領域、すなわち、$V_2 - \Delta V_2$ における圧力と温度を検討す

る。圧力は閉ループではどこも同じであるからP_{1+}となる。一方、温度は、この循環ループが断熱系であると仮定しているので入熱前の温度が保持されると考える。実際は、断熱系であっても膨張領域ΔV_2との境界において拡散を生じ若干の温度分布を持つが、ここでは無視する。以上の検討を数式化して整理する。

まず、V_1領域、V_2領域の質量M_1、M_2とし、入熱開始後のそれぞれの質量をM_{1+}、M_{2+}とすると。この系全体における質量保存の関係から、

$$M_1 + M_2 = M_{1+} + M_{2+} \quad \cdots\cdots(2.3.4.1\text{-}5)$$

となる。ここで、

$$M_1 + M_2 = \rho_1 V_1 + \rho_1 V_2 = \rho_1 (V_1 + V_2) \quad \cdots\cdots(2.3.4.1\text{-}6)$$

であり、系の全水素質量を示している。入熱後の質量（(2.3.4.1-5)式の右辺）は、

$$M_{1+} + M_{2+} = \rho_{1+} V_1 + \rho_2 \Delta V_2 + \rho_{1+} (V_2 - \Delta V_2) \quad \cdots\cdots(2.3.4.1\text{-}7)$$

密度は圧力及び温度の熱力学関数として求められるゆえ、密度の関数表記を$\rho(P_i, T_i)$とすればρ_{1+}、ρ_2は、それぞれ以下のように示される。

$$\rho_{1+} = \rho(P_{1+}, T_1), \quad \rho_2 = \rho(P_{1+}, T_2) \quad \cdots\cdots(2.3.4.1\text{-}8)$$

入熱Qと温度T_2の関係は定圧変化より、

$$\dot{m}\Delta H = \dot{m}\big(h(P_1, T_2) - h(P_1, T_1)\big) = Q \quad \cdots\cdots(2.3.4.1\text{-}9)$$

として表すことができる。ここで、$\dot{m}$は質量流量であり、定常流という仮定より一定である。$h(P_i, T_i)$はエンタルピーの関数表記である。(2.3.4.1-9)式よりT_2を直接求めることができる。膨張領域ΔV_2は体積流速vで成長することから、

$$\Delta V_2 = v\Delta t = (\dot{m} / \rho_2)\Delta t \quad \cdots\cdots(2.3.4.1\text{-}10)$$

と示される。ここで、Δtは時間変化量である。

初期条件より、(2.3.4.1-6) 式の値が決まり、入熱量が与えられるので (2.3.4.1-9) 式からT_2が求まる。(2.3.4.1-5) 式の条件の下で圧力P_{1+}をパラメータとし、(2.3.4.1-6) ～ (2.3.4.1-10) 式（(2.3.4.1-9) 式は除く）を連立することにより各時間変化でのP_{1+} ρ_{1+} ρ_2 ΔV_2を算出できる。陽子ビームが定常であれば、最終的にFig. 2.3.4.1-4 (c)に示すように、減速材容器出口から熱交換器入口までのV_2領域がρ_2の密度になり、圧力が一定になる。この手法に基づき時間ステップを2秒として計算した結果をFig. 2.3.4.1-5に示す。そして、この条件をケース1とする。

図より、初期のループ圧力0.6 MPaは時間と共に線形に上昇し、129秒後に2.78 MPaの圧力で一定になる。すなわち、減速材容器出口からの加熱された水素が流速で移動し熱交換器に達する時間が129秒である。このとき最大圧力2.78 MPaに達するのである。図には減速材出口温度の変化も併せて示した。系内の圧力上昇と共に水素の物性が若干変化するため、この温度T_2も僅かずつ上昇していることが分かる。

同様な手法により、以下の条件における圧力の変化を計算した。

1) ケース2（Fig. 2.3.4.1-6）

水素循環ループの初期状態として、1.5MPa、17.8Kの超臨界水素で保持しているところに、陽子ビーム出力100%に対応した中性子核発熱として合計3.75kWが系内に印可された場合の圧力の時間変化。130秒後に最大圧力3.77 MPa（約38 bar）に達することが分かる。

2) ケース3（Fig. 2.3.4.1-7）

水素循環ループの初期状態として、0.6MPa、17.8Kの超臨界水素で保持しているところに、陽子ビーム出力60%に対応した中性子核発熱として合計2.25kWが系内に印可された場合の圧力の時間変化。130秒後に最大圧力1.92 MPa（約19 bar）に達することが分かる。

以上の3つのケースにおける主な計算結果とその比較をTable 2.3.4.1-3に示す。ケース1と2では初期圧力が異なるが、圧力上昇量はだいたい同じである。圧力上昇量は熱負荷の大きさに依存する。このことはケース1と3における圧力上昇量の比の結果からも示される。表に示されるようにこの比は0.6であり、ちょうど熱負荷の比と同じになっている。また、減速材容器出口温度の上昇は少なく、温度変化の比は熱負荷の比にはならないことが分かる。以上の結果から、減速材への入熱量が定格の10%であれば、圧力上昇は0.2 MP（2 bar）程度になることが推定できる。

(f) 熱流動的挙動のまとめ

検討結果を以下にまとめる。超臨界や過冷却液のような非圧縮性的な流体の定常流に入熱がある断熱系で、その系が閉じた系である場合の温度及び圧力の挙動は、

① 入熱部では温度が上昇し、圧力はほとんど上昇しない。

② 熱された流体部分は、低密度部を形成し体積を膨張させる。そして、ほぼ流速に乗って低密度部が後流側へ増加してゆく。

③ 閉じた系では、このような低密度部の体積膨張により、系全体が圧縮され、入熱部と非入熱部の温度差を保ちながら、系全体の質量を一定として圧力を上昇させてゆく。

④ 初期条件で保持しした系にビームによる熱負荷が加わった場合、温度上昇は数 K であるが、圧力上昇量は 2 MPa を越える（定格負荷の場合）。従って、圧力上昇を制御する機構を本冷却システムに負荷することが必須である。

⑤ 圧力上昇量は入熱量におおむね比例することが分かった。

(3) ヒーター制御に関する検討

前項で見てきたように、本冷却ループでは積極的な圧力制御を行わないと、陽子ビームのオン/オフ時に非常に大きな圧力変動を生じることになる。そこで、ヒーターを用いた圧力制御について検討する。ヒーターの取り付け位置を減速材容器内に取り付けられれば制御は非常に簡単になる。実際、陽子ビームがオンする場合は、その前にその熱負荷分をヒーターで補償しておき、オンになって直ちにヒーターをオフにすればよい。また逆に陽子ビームが急にオフした場合は、ヒーターを直ちにオンにして補償すればよい。しかし、減速材容器は放射線量が非常に高い領域なので、ヒーターやその他計測機器類等一切の付帯機器は取り付けられない。ヒーターは減速材容器から配管を含め離れた水素循環用のセイフティボックス内にしか設置できない。ここに、ヒーターによる圧力制御の難しさが存在する。

以下に、ヒーターを減速材容器からの戻りラインが合流した配管ヘッダーに取り付けた場合での圧力制御を模擬した計算を展開する。

(a) 定格運転条件とヒーターによる補償

1) 定格運転条件でのループ内全水素質量

(2) (e)項で検討した場合と同様に、ヒーターを設置し場合の冷却ループ構成を Fig. 2.3.4.1-8 に示す。定格運転条件では、冷減速材（図中 M）に定格ビーム出力時の発生中性子による熱負荷 Q_2 が定常的に加わっている。この時の系内の水素全質量 Mt は、ヘリウム熱交換器から冷減速材までの水素の質量、密度、そして体積をそれぞれ M_1、ρ_1、V_1 とし、冷減速材からヒーターまでの水素の質量、密度、そして体積をそれぞれ M_2、ρ_2、V_2、さらにヒーターからヘリウム熱交換器までの水素の質量、密度、そして体積をそれぞれ M_3、ρ_3、V_3 とすれば、

$$Mt = M_1 + M_2 + M_3 = \rho_1 V_1 + \rho_2 V_2 + \rho_3 V_3 \quad \cdots\cdots(2.3.4.1\text{-}11)$$

として示される。このループは断熱系に設置されていることから、本系への外部からの熱侵入は無視する。すると、ヒーターはオフゆえ、

$$\rho_3 = \rho_2 \quad \cdots\cdots(2.3.4.1\text{-}12)$$

となる。よって、(1)式は、

$$Mt = \rho_1 V_1 + \rho_2 V_2 + \rho_2 V_3 \quad \cdots\cdots(2.3.4.1\text{-}13)$$

と示される。そして、定格運転時の圧力制御とその挙動を検討する際、このループ内の H_2 全質量 Mt が保存されることが前提条件となる。

以下に圧力が 0.6MPa における定格運転時の水素全質量を求める。V_1 での温度は設計より 17.8K であり、密度 $\rho_1 = 74.02\,(\mathrm{kg/m^3})$ である。また、V_2 での密度 ρ_2 は、V_1 及び V_2 でのエンタルピーをそれぞれ h_1、h_2 として、

$$h_2 = (Q_2 / \dot{m}) + h_1 \quad \cdots\cdots(2.3.4.1\text{-}14)$$

$$\rho_2 = \rho(P, h_2) \quad \cdots\cdots(2.3.4.1\text{-}15)$$

として算出できる。ここに、Q_2=3.75 (kW)、$\dot{m} = 0.162\,(\mathrm{kg})$ の質量流量、$\rho(P,h)$ は、圧力とエンタルピーの関数として示される密度をそれぞれ示している。数値を入れ計算すると、

$$h_2 = (3.75/0.162) + (-245.5) = (-222.3)(\mathrm{kJ/kg})$$

$$\rho_2 = \rho(0.6, -222.3) = 71.28(\mathrm{kg/m^3})$$

となる。また、$V_1 = 0.0486(m^3), V_2 = 0.0452(m^3), V_3 = 0.2422(m^3)$ である。以上より Mt は以下のように示される。

$$M_t = 74.02 \text{ x } 0.0486 + 71.28 \text{ x } (0.0452 + 0.2422) = 24.08 \text{ (kg)}$$

2) 定格運転状態を補償するヒーター入熱量

冷減速材に入熱の無い初期状態において、ループ系内の水素全質量を定格運転条件と同一にするために、Fig.2.3.4.1-9 に示すようにヒーターにて必要な入熱を与えておかねばならない。以下にその入熱量 Q_3 を求める。

冷減速材部分には入熱 Q_2 (=0)が無いので、$\rho_2 = \rho_1$ 及び $h_2 = h_1$ である。一方、ρ_3 は、(2.3.4.1-14)式、(2.3.4.1-15)式と同様に、V_3 領域のエンタルピーを h_3 とすれば、

$$h_3 = (Q_3 / \dot{m}) + h_1 \quad \cdots\cdots (2.3.4.1\text{-}16)$$

$$\rho_3 = \rho(P, h_3) \quad \cdots\cdots (2.3.4.1\text{-}17)$$

となる。従って、この系における全質量 Mt_1 は、

$$Mt_1 = \rho_1 V_1 + \rho_1 V_2 + \rho_3 V_3 \quad \cdots\cdots (2.3.4.1\text{-}18)$$

であり、これが定格運転条件での全質量 Mt と一致すると言う条件から ρ_3 が求まり、(2.3.4.1-16)と(2.3.4.1-17)式を連立させることにより Q_3 を求めることができる。(ここで、$\dot{m}, h_1, \rho_1, P$ は定格条件時と同じである。) 求められた Q_3 は 4.45 (kW)となる。4.45 kW をヒーターの入力とした場合、この系は圧力 0.6MPa で水素全質量 24.08kg となる。

3) ヒーター入力が減速材入熱量よりなぜ大きくなるか

2)で見たように、ヒーターでの入力の方が減速材に発生する熱負荷より大きくなる。この理由について以下に考察する。系内における水素の質量保存式を両者に当てはめると、(2.3.4.1-13)及び(2.3.4.1-18)式から、以下の関係式を得る。

$$\rho_1 V_1 + \rho_2 V_2 + \rho_2 V_3 = \rho_1 V_1 + \rho_1 V_2 + \rho_3 V_3 \quad \cdots\cdots (2.3.4.1\text{-}19)$$

整理すると、

$$(\rho_1 - \rho_2)\frac{V_2}{V_3} = \rho_2 - \rho_3 \quad \cdots\cdots (2.3.4.1\text{-}20)$$

となる。ここで、前提条件である $\rho_1 \geq \rho_2$ より、$\rho_2 \geq \rho_3$ となり $Q_3 > Q_2$ が理解できる。一方、熱力学より、密度は圧力とエンタルピーの関数として示され、定圧である条件からエンタルピーだけの関数となる。

$$\rho = \left(\frac{\partial \rho}{\partial P}\right)_h dP + \left(\frac{\partial \rho}{\partial h}\right)_P dh$$

$$\rho = \left(\frac{\partial \rho}{\partial h}\right)_P dh \quad \because dP = 0$$

過冷却水素や超臨界水素において最大圧力 3MPa 程度の領域までは、密度とエンタルピーの関係は 1 次線形近似でも特性評価がおおむね議論できるので、そのように仮定すると

$$\rho = -\alpha h + \beta \quad (\alpha \geq 0) \quad \cdots\cdots (2.3.4.1\text{-}21)$$

となる。この関係からρ_2、ρ_3を示すと、

$$\rho_2 = -\alpha(h_1 + (Q_2/\dot{m})) + \beta, \qquad \rho_3 = -\alpha(h_1 + (Q_3/\dot{m})) + \beta$$

これらをさらに書き直すと、

$$\rho_2 = -\alpha' Q_2 + \beta', \qquad \rho_3 = -\alpha' Q_3 + \beta', \qquad (\because \alpha' = \alpha/\dot{m}, \beta' = -\alpha h_1 + \beta)$$

となり、(2.3.4.1-20)式に代入すると、

$$\frac{(\rho_1 - \rho_2)}{\alpha'}\frac{V_2}{V_3} = Q_3 - Q_2 \geq 0$$

と表現できる。これより、$V_2 \neq 0$ であるかぎりヒーター入力の方が減速材入熱より大きくなり、V_2が増加すること、さらにヒーター入力が増加することが分かる。その他の変数は水素の物性で決定されるので、ヒーターによる入力を少なくするにはV_2を設計上できるだけ減らすことである。

(b) ヒーター制御模擬：ケース H-1

上記に示したヒーター入力により定常運転条件と同じ水素質量に保持されているところにビーム入力が開始され、減速材容器内に入熱が発生し、直ちにヒーター入力をオフにする制御を行った場合の系内圧力の時間的変化を以下に計算する。

計算に当たり、以下の仮定をおく。

① 熱交換器出口では減速材供給温度として 17.8K を一定に供給する。

② 加熱部は非加熱部分に拡散して行くが、今考察している系では拡散係数に依存する両者の密度差及び温度差が少ないため急激な拡散現象は生じない。また、ループにおける循環時間は高々130 秒程度であるため、ループ内を移動する膨張流体部や低温流体部の拡散範囲は無視できるほど少ない。

前節(a)で考察したと同様に、各領域（V_1、V_2、V_3）のける動作毎の質量変化を図示すると、Fig. 2.3.4.1-10 に示すようになる。以下に図を参照に定性的な評価を行う。

まず始めに、ヒーターでQ_3の入力により定格運転時と同じ水素質量とし定常状態を保っている。(図(a)) そこに陽子ビームがオンされ、減速材容器に熱負荷Q_2を生じ、加熱部（密度ρ_2）が発生する。(図(b)) 加熱部が成長しヒーター部に達する。このとき、V_3の領域には初期密度がρ_1であった部分が容積V_2に近い値まで入り込んでいる。(図(c)) ここまでの変化をステップ-1 とする。

すでに、V_1及びV_2領域では密度が変化する流れの先端部は存在しない。V_3の領域にそれら先端部分が集中し、3 つの密度領域に区分される。(図(d)) そして、V_3領域の密度がρ_3であった部分がすべて熱交換器に吸収された時が図(e)である。ここまでをステップ-2 とする。

減速材を通じて加熱された領域はV_3領域に流速に従ってどんどん浸透して行く。(図(f)) そして最後に、V_3領域もすべて密度ρ_2の領域になり、初期圧力状態に戻ることになる。これをステップ-3 とする。

この系の圧力変化は定性的に以下のようにまとめられる。

① ステップ-1：密度が最も低いρ_3の部分が密度の最も高いρ_1に置き換わってゆくため、この過程では系内の圧力は減少して行く。

② ステップ-2：ρ_3の部分がさらに、ρ_3より密度の高いρ_2に置き換わって行くので、さらに圧力が減少する。このステップの最後状態、すなわちρ_3の部分がV_3領域から消失した時、系内圧力は最も少なくなる。

③ ステップ-3：この区間に入ると、V_3領域で密度が最も高いρ_1の部分がρ_2領域に置き換わって行くため、系内圧力が上昇し始める。そして、最後には、定格運転状態に戻るため、圧力は初期圧力まで戻って行く。

仮定に基づき、系において各ステップに成立する関係式と計算手法をまとめた計算フロー図を、ステップ-1はFig. 2.3.4.1-11に、ステップ-2はFig. 2.3.4.1-12に、ステップ-3はFig. 2.3.4.1-13にそれぞれ示す。そして、圧力の時間変化をまとめた計算結果をFig. 2.3.4.1-14に示す。 実際の計算で注意すべきことは、水素の合計質量が同一であるかの判定基準である。極低温流体における密度の変化に対する圧力の変化の感受性が非常に高いため、同一判定基準として5桁以上取ることを勧める。本計算では6桁取った。尚、時間ステップは2秒とした。

図（Fig. 2.3.4.1-14）から、(b) 1)で示した定性的評価が正しかったことが分かる。ステップ-1では、圧力が降下し、19.9秒後に系内圧力が0.559 MPa（ΔPでは0.041 MPaの圧力降下量）まで低下しステップ-1を終了する。次にステップ-2に入り、さらに圧力が降下する。定性的に予想されたように、ステップ-2の終了時間である107秒後に系内圧力が最低値0.3035 MPaに到達する。（ΔPでは0.265 MPaの圧力降下量）ステップ-2での圧力降下速度（約3×10^{-3} MPa/s）の方が、ステップ-1のそれ（約2×10^{-3} MPa/s）よりも約1/3大きくなっている。そして、ステップ-3に入り、一転、圧力は上昇し始め（圧力上昇速度は1.4×10^{-2} MPa/s）126秒後に0.6 MPaに圧力が戻り定格運転の定常状態になる。

(c) 陽子ビームがオフになるH-1制御の場合

上記(b)で展開した逆の場合として、Fig. 2.3.4.1-10の(g)の状態から陽子ビームがトリップし、直ちにヒーターに入力4.45 kWを加えた場合を考察する。

まず始めに、系内は密度の高いρ_1領域が増加する。一方、ヒーターにより、ヒーター出口側密度がρ_2からρ_3へ低下する。これらの密度の関係は、

$$\rho_1-\rho_2 > \rho_2-\rho_3$$

であるゆえ、この変化で系内圧力は低下する。そして、図(e)で、Q_2=0、Q_3オンと考え、

$$M_1=\rho_1V_1、\quad M_2=\rho_1V_2、\quad M_{3c}=\rho_3V_2、\quad M_{3b}=\rho_2(V_3-V_2)$$

とみなし、密度の時間に経過に関する変動を無視し、一定値として圧力を計算すると、0.366 MPaとなる。これは、H-1制御方法を陽子ビーム･オフ･モードに適用した場合の最低圧力となる。そして、その後、圧力は上昇に転じ、オンの場合と同様に130秒程度で図(a)の状態に戻る。このようにして、ビーム･オフの逆操作の場合は、ビーム･オンの操作結果の時間軸を反転させたようになる。

(d) ヒーターによる圧力制御ケースH-1のまとめ

① 制御方法は、陽子ビーム負荷受け入れ時の最も単純である方法として展開した。その結果、

循環時間は約126秒で、107秒後に最大圧力降下として0.265 MPaを生じた。

② ビーム･オフの場合は、オンの場合の時間変化を反転した形になり、約20秒後に最低圧力0.366 MPaとなり、約130秒後にビーム負荷の無い初期状態に戻る。

④ 制御を採用し陽子ビームが入射又は停止された場合、0.25 MPa程度の圧力変動を許容し、2分程度の時間遅れを許容すれば、冷却系の圧力は安定する。すなわち、以下の用件が受け入れられれば本制御は成立する。

・ビームが入射されてから実験を開始するまで、2分待つ。

・その間の系内に生じる圧力変化約0.25 MPaを許容する。

(e) ヒーター制御模擬：ケース H-2

次にケースH-1の圧力上昇に対し、可能な限り圧力上昇させないようヒーターを調整する模擬をケースH-2とし、以下に考察する。ケースH-1と同様に、動作毎の各領域（V_1、V_2、V_3）における質量変化をFig. 2.3.4.1-15に示す。

1) 初期状態

減速材に定格熱負荷が入った状態と系内水素質量が一致するように、定格流量 0.162 kg/sにおいてヒーターを調整しておく。このときのヒーター入力は4.45 kWとなり、各部の質量はFig. 2.3.4.1-15 (a)に示される。この状態では以下の関係が成り立つ。

$$Mt = M_1 + M_2 + M_3$$
$$M_1 = \rho_1 V_1、\quad M_2 = \rho_1 V_2、\quad M_3 = \rho_3 V_3 \cdots\cdots (2.3.4.1\text{-}24)$$
$$\rho_3 = \rho(P_1, h_3)、\quad h_3 = (Q_3 / \dot{m}) + h_1$$

以上から、

$$Mt = \rho_1 V_1 + \rho_1 V_2 + \rho_3 V_3 \cdots\cdots (2.3.4.1\text{-}25)$$

2) 減速材への入熱開始

減速材に定格熱負荷が入った場合、の各部の質量をFig. 2.3.4.1-15 (b)に示す。この状態では以下の関係が成り立つ。

$$Mt = M_1 + M_2 + M_3$$
$$M_2 = M_{2a} + M_{2b}、\quad M_3 = M_{3a} + M_{3b}$$
$$M_{2a} = \rho_1 (V_2 - dV_2)、\quad M_{2b} = \rho_2 dV_2$$
$$M_{3a} = \rho_3 (V_3 - dV_{31})、\quad M_{3b} = \rho_{31} dV_{31} \cdots\cdots (2.3.4.1\text{-}26)$$
$$\rho_2 = \rho(P_1, h_2)、\quad h_2 = (Q_2 / \dot{m}) + h_1、\quad dV_2 = (\dot{m} / \rho_2)\Delta t$$
$$\rho_{31} = \rho(P_1, h_{31})、\quad h_{31} = (Q_{31} / \dot{m}) + h_1、\quad dV_{31} = (\dot{m} / \rho_{31})\Delta t$$

そして、M_{2b}のホット･フロントがヒーター位置にちょうど到達した状態をFig. 2.3.4.1-15 (c)に示す。この状態では以下の関係が成り立つ。

$$Mt = M_1 + M_2 + M_3$$
$$M_1 = \rho_1 V_1、\quad M_2 = \rho_2 V_2、\quad M_3 = M_{3a} + M_{3b} \cdots\cdots (2.3.4.1\text{-}27)$$
$$M_{3a} = \rho_3 (V_3 - V_{31})、\quad M_{3b} = \rho_{31} V_{31} = \rho_2 V_2$$

以上から、

$$Mt = \rho_1 V_1 + 2\rho_2 V_2 + \rho_3 (V_3 - V_{31}) \cdots\cdots (2.3.4.1\text{-}28)$$

なる関係を得る。この関係と、初期状態の水素全質量との関係より、以下の等式を得る。

$$\rho_1 V_1 + \rho_1 V_2 + \rho_3 V_3 = \rho_1 V_1 + 2\rho_2 V_2 + \rho_3 (V_3 - V_{31})$$

上式を整理して、V_{31}を求めると以下のようになる。

$$V_{31} = \frac{(2\rho_2 - \rho_1)V_2}{\rho_3}$$

一方、V_{31}は、(2.3.4.1-23)式の関係からρ_{31}を求めると以下のようになる。

$$\rho_{31} = \frac{\rho_2 \rho_3}{2\rho_2 - \rho_1} \cdots\cdots \text{(2.3.4.1-29)}$$

求められたρ_{31}を(2.3.4.1-26)式の関係式に代入して、Q_{31}=0.55 kW を得る。すなわち、減速材への入熱開始後、M_{2b}のホット・フロントがヒーター位置に到達するまで、ヒーターの入力を4.45 kW から 0.55 kW にすることにより、系内の圧力 0.6 MPa を一定に保持することができる。

3) ホット・フロントがヒーター部を通過以後

以上と同様に、ホット・フロントがヒーター部を通過した以後の状態を考察する。状態は、Fig. 2.3.4.1-15 (d)に示すようになる。この状態では以下の関係が成り立つ。

$$Mt = M_1 + M_2 + M_3$$

$$M_1 = \rho_1 V_1、 \quad M_2 = \rho_2 V_2、 \quad M_3 = M_{3a} + M_{3b} + M_{3c}$$

$$M_{3a} = \rho_3 (V_3 - V_{32} - dV_{32})、 \quad M_{3b} = \rho_{31} V_{31}、 \quad M_{3c} = \rho_{32} dV_{32} (= \dot{m}\Delta t) \quad \cdots\cdots \text{(2.3.4.1-30)}$$

$$\rho_{32} = \rho(P_1, h_{32})、 \quad h_{32} = (Q_{32}/\dot{m}) + h_2、 \quad dV_{32} = (\dot{m}/\rho_{32})\Delta t$$

そして、時間が経過しM_{3a}が 0、すなわち、V_3-V_{32}-dV_{32}=0 になったときを図(e)に示す。この状態では以下の関係が成り立つ。

$$M_3 = M_{3b} + M_{3c}、 \quad M_{3b} = \rho_{31} V_{31} = \rho_2 V_2、 \quad M_{3c} = \rho_{32} V_{32} = \rho_{32}(V_3 - V_{31}) \cdots \text{(2.3.4.1-31)}$$

このとき、M3 は(2.3.4.1-27)式の M3 と一致するから、(2.3.4.1-27)式と(2.3.4.1-31)式より、

$$\rho_3 (V_3 - V_{31}) + \rho_2 V_2 = \rho_2 V_2 + \rho_{32} (V_3 - V_{31})$$

上式を整理すると、$\rho_{32} = \rho_3$を得る。この結果は、V3 の領域で密度ρ_3の部分が消失して行くのを同じ密度の水素を供給することにより、全体質量が保持されるということである。そして、この結果を(2.3.4.1-30)の関係式に代入し、Q_{32}=0.7 kW を得る。

減速材で入熱を受けたホット・フロントがヒーター部を通過後、M_{3a}の領域が熱交換器にすべて吸収されるまでの間、ヒーターの入力を 0.7 kW に調整することにより、系内圧力は 0.6 MPa の状態を保持できることが分かる。

4) その後の状態

その後の状態は Fig. 2.3.4.1-15 において、(f)を経過し、(g)に至り、最終的に(h)になる。そこで、(e)と(g)を比較する。両者の状態で圧力を一定に保つためにはM_{3b}=M_{3d}である必要がある。すなわち$\rho_{31} V_{31} = \rho_2 V_2$、且つ$V_{31} = V_2$より、$\rho_{31} = \rho_2$である必要がある。ところが、$\rho_{31} > \rho_{32}$であり、ヒーター部にて加熱ではなく$\rho_{32}$を冷却しない限りこの条件は達成できないことが分かる。そして、ヒーターだけによる圧力制御はこの(f)の状態に入り破綻することになる。

この状態でヒーター入力を 0 にし、系の圧力を観測すると、$\rho_{31} > \rho_2$となるから、圧力は

上昇する。そして、状態(g)の時、最大圧力となり、その後圧力は減少し、V3 の領域がすべて密度 ρ_2 になり、元の圧力 0.6 MPa に戻る。

5) ケース H-2 の計算結果

以上に示した圧力の時間変化を計算した結果を Fig. 2.3.4.1-16 に示す。

Table 2.3.4.1-1 Typical properties for supercritical, sub-cooled liquid, and gas hydrogen

State ＼ properties	ρ (kg/m^3)	Cp(kJ/kgK)	κ (1/Pa)	β (1/K)	ϕ (K/Pa)
Supercritical (15bar, 18.5K)	74.2	8.15	0.014×10^{-6}	0.012	-1.44×10^{-6}
Sub-cooled liquid (6bar, 18.5K)	73.3	8.37	0.015×10^{-6}	0.013	-1.22×10^{-6}
Gas (6bar, 30K)	6.37	16.9	2.36×10^{-6}	0.071	10.5×10^{-6}

Table 2.3.4.1-2 Calculated pressure and temperature change for each type of cold moderators

Moderator	Heat (kW)	Δ P (Pa)	Δ T (K)	Note*
Coupled Moderator	1.05	-8.8E-03	1.8	Φ0.14m, L=0.1m
Poisoned Moderator	0.62	-1.4E-02	1.6	Φ0.096m, L=0.12m
Decoupled Moderator	0.60	-1.3E-02	1.6	Φ0.096m, L=0.12m

*: It shows the equivalent diameter and length when each moderator shape should be converted to the circular cylinder.

Table 2.3.4.1-3 Pressure rise calculation results and their comparison

	P Initial (MPa)	P Max. (MPa)	T Max. (K)	Δ P (Pmax-Pinit)	Δ T (Tmax-Tinit)	Δ Pcase3/ Δ Pcase1
Case 1	0.6	2.78	20.63	2.18	0.178	-
Case 2	1.5	3.77	20.69	2.27	0.165	-
Case 3	0.6	1.92	19.51	1.32	0.068	0.6055

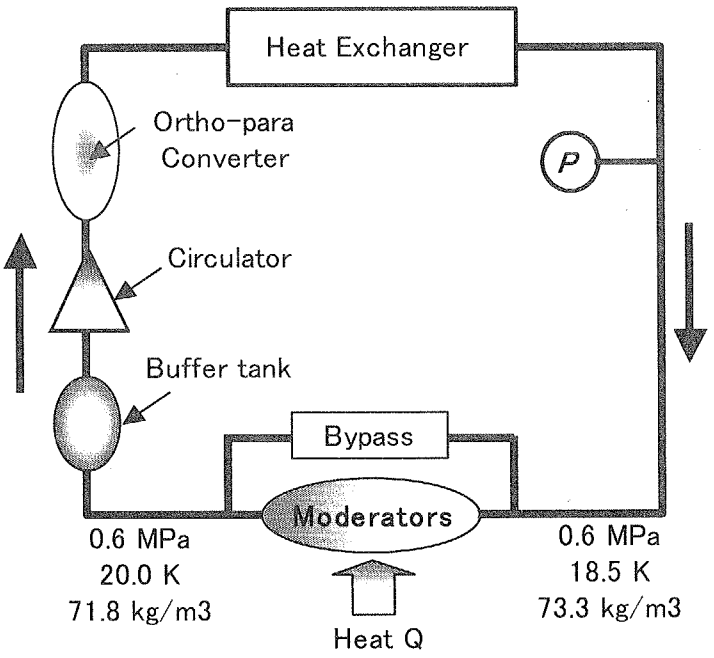


Fig. 2.2.4.1-1 Schematic flow diagram of the cryogenic hydrogen circulation loop

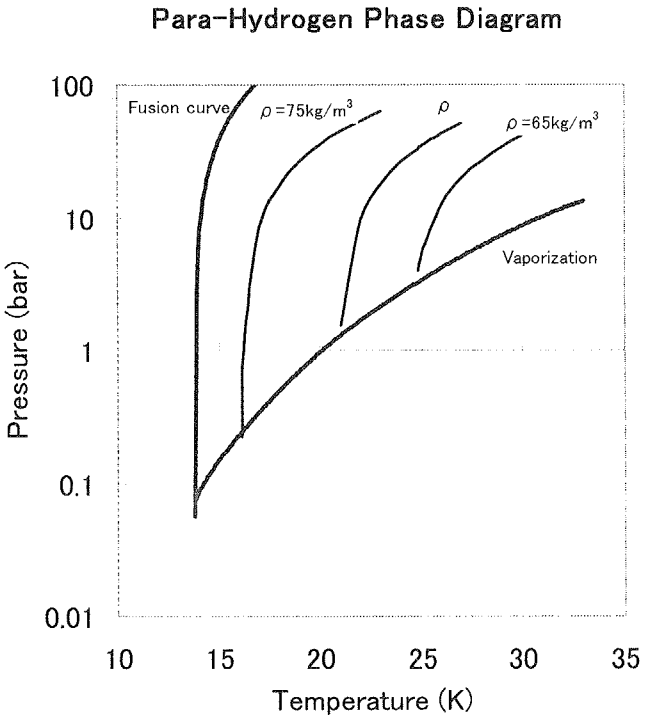
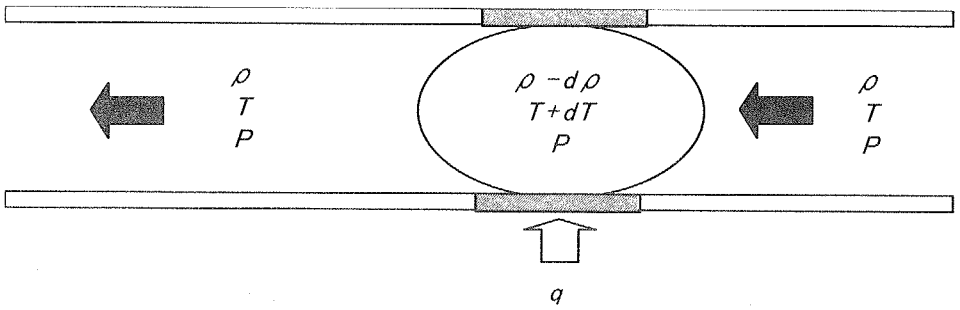
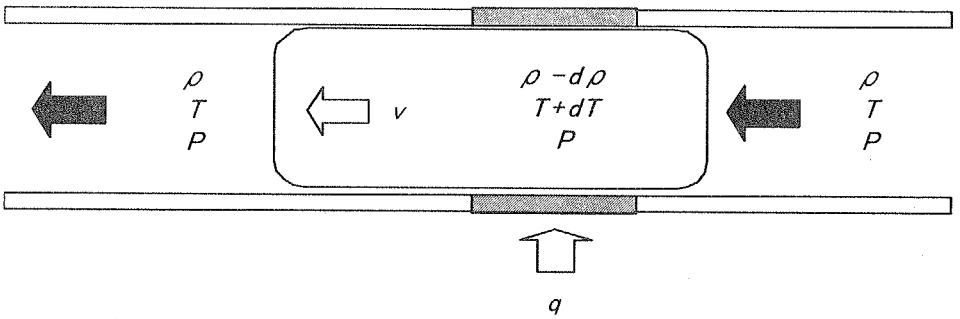


Fig. 2.3.4.1-2 Para-hydrogen phase diagram

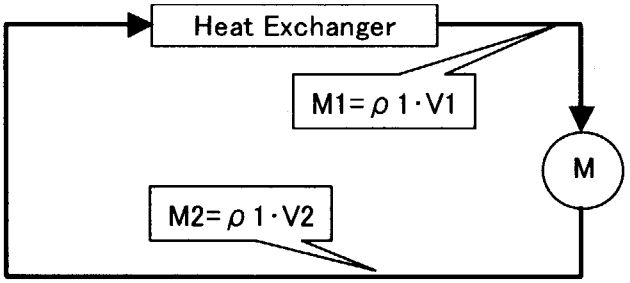


(a) Heated zone in the tube with a steady flow

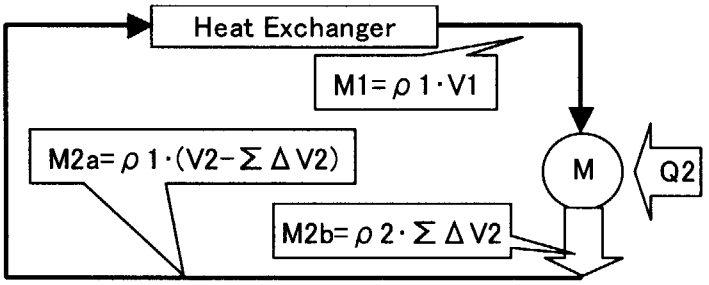


(b) Growth of the heated zone in the tube with a steady flow

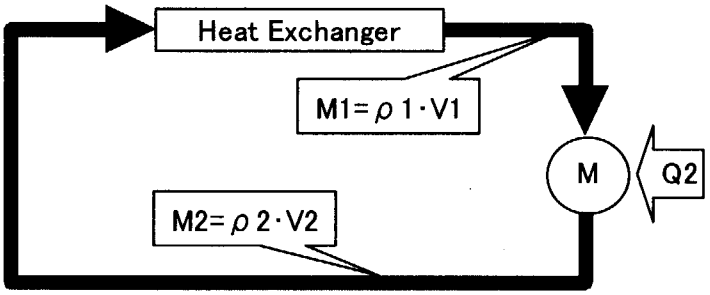
Fig. 2.3.4.1-3 Growth of heated zone in the steady flow condition



(a) Initial condition of the cooling loop without the beam power



(b) Mass balance after the beam starting



(c) Steady state with the continuous beam power

Fig. 2.3.4.1-4 Schematic flow circuit of the hydrogen circulation loop

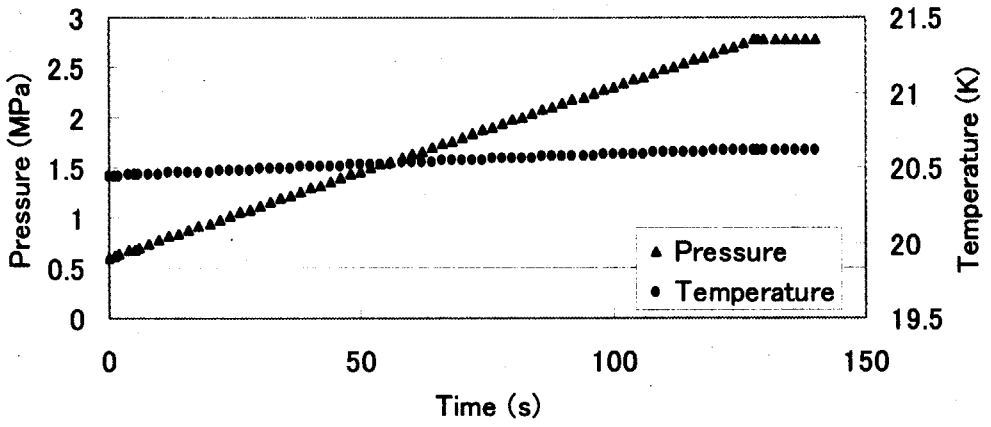


Fig. 2.3.4.1-5 Pressure and temperature behavior in the hydrogen loop after the beam power starting (Case 1). Initial loop pressure and temperature are 0.6 MPa and 17.8 K, respectively.

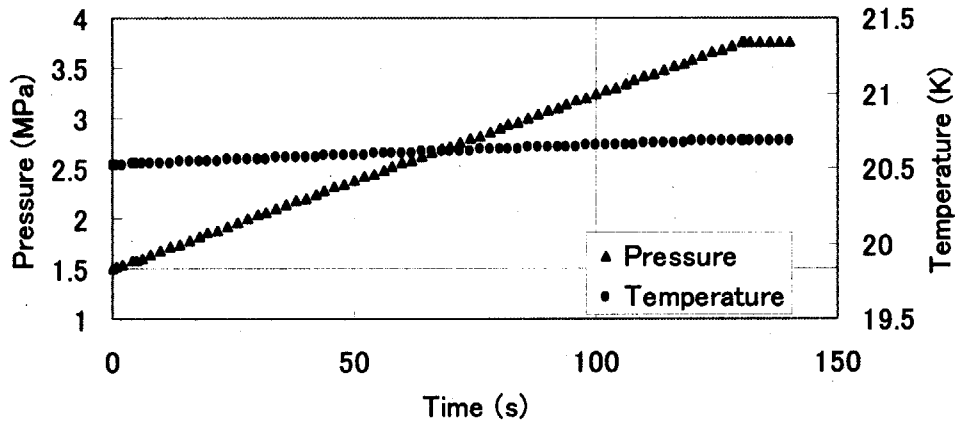


Fig. 2.3.4.1-6 Pressure and temperature behavior calculation results in the case-2

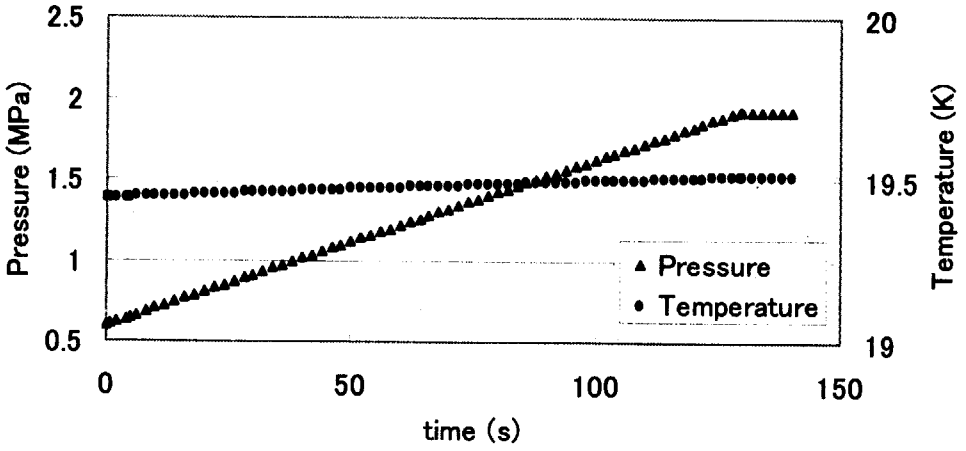


Fig. 2.3.4.1-7 Pressure and temperature behavior calculation results in the case-3

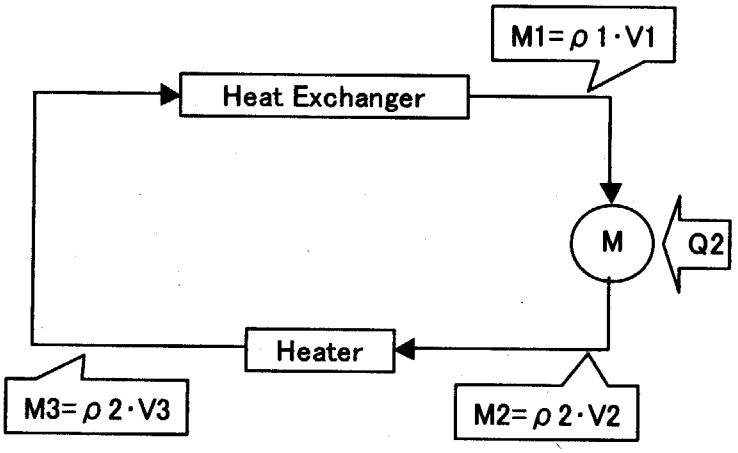


Fig. 2.3.4.1-8 Steady condition with the heat load to the moderator

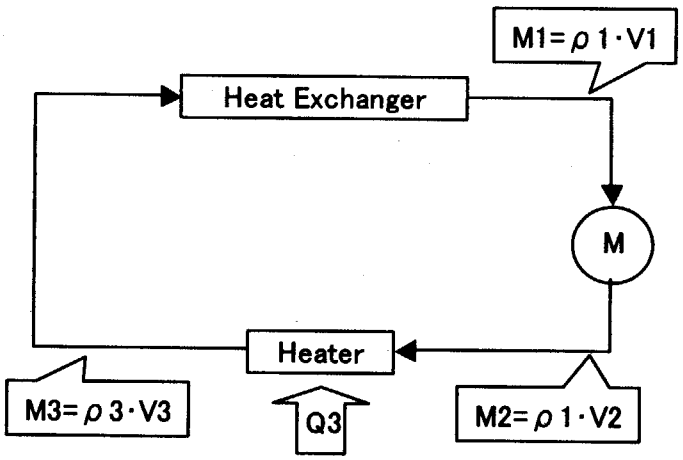


Fig. 2.3.4.1-9 Steady condition compensated by the heater

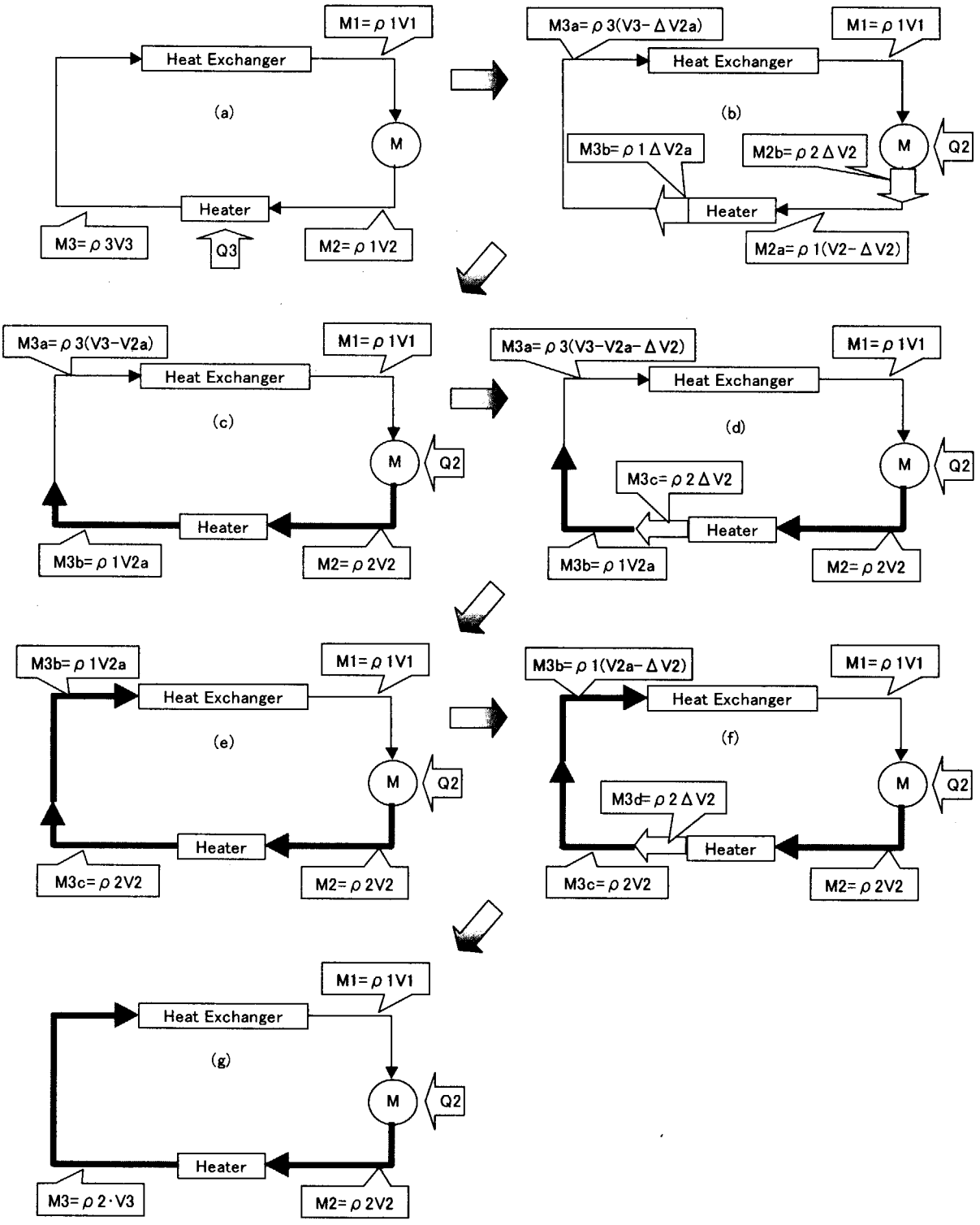


Fig. 2.3.4.1-10 Mass balance change by the heater control in the case of H-1

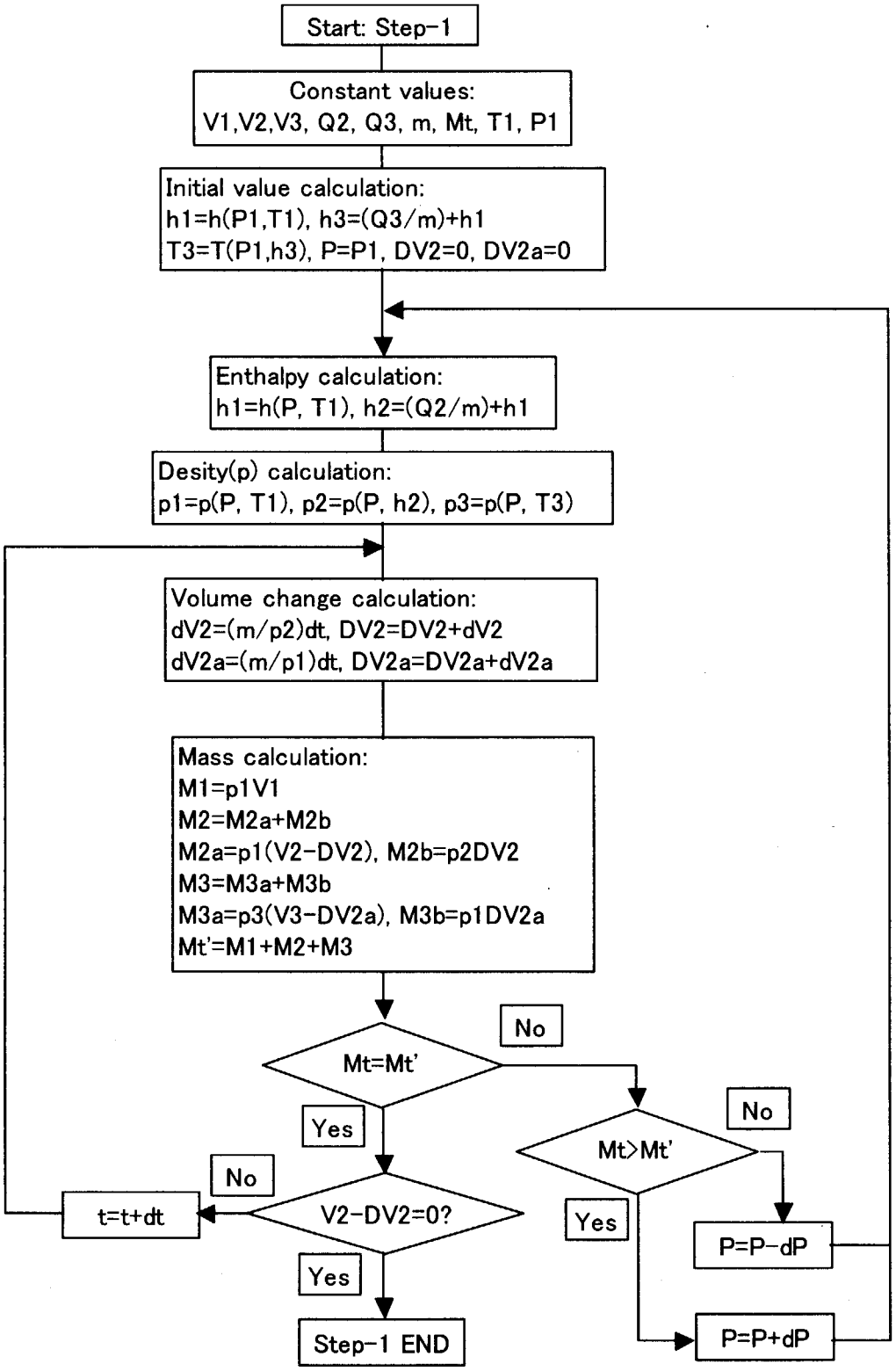


Fig. 2.3.4.1-11 Pressure behavior calculation flow chart of the step-1 in the case of H-1

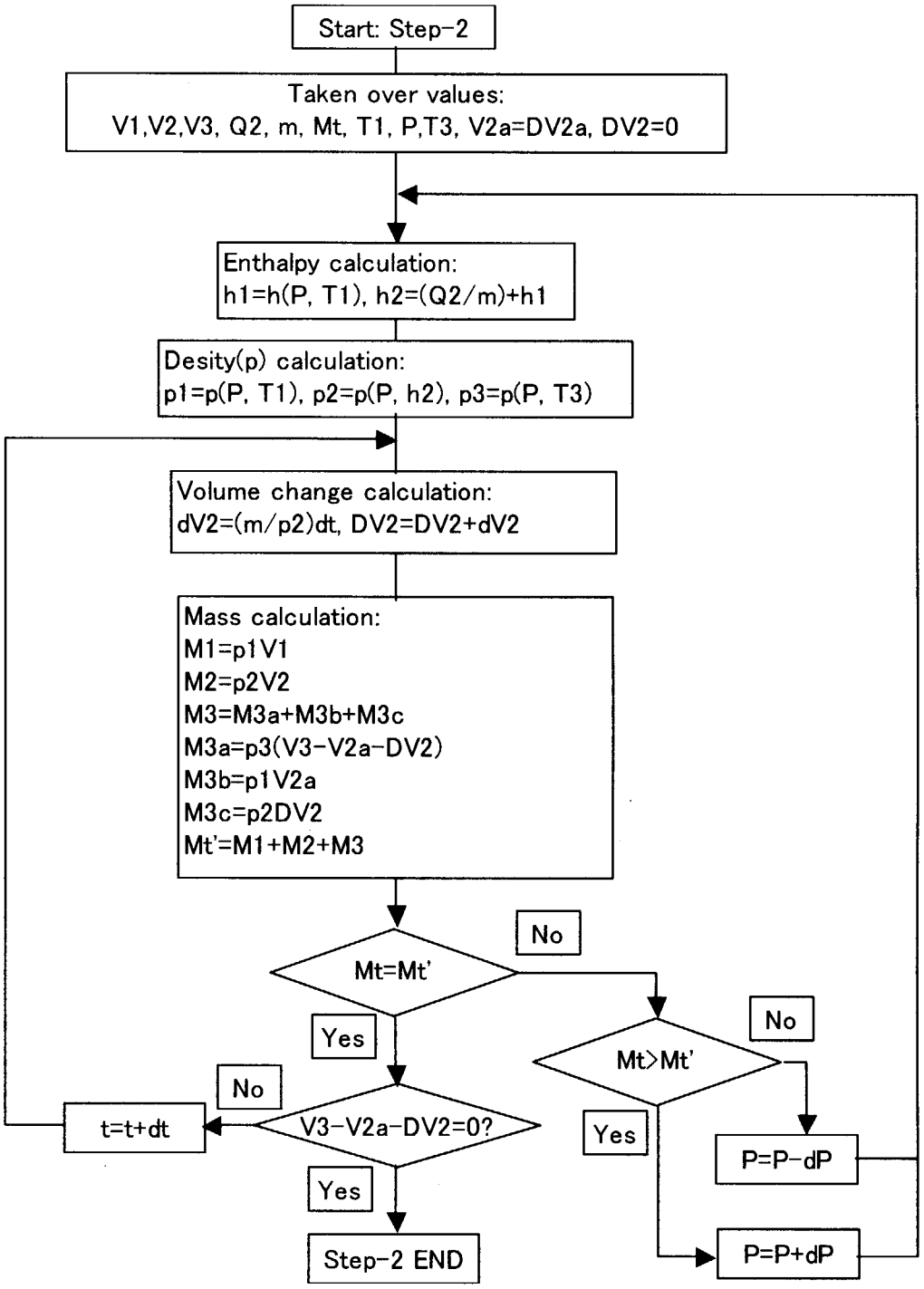


Fig. 2.3.4.1-12 Pressure behavior calculation flow chart of the step-2 in the case of H-1

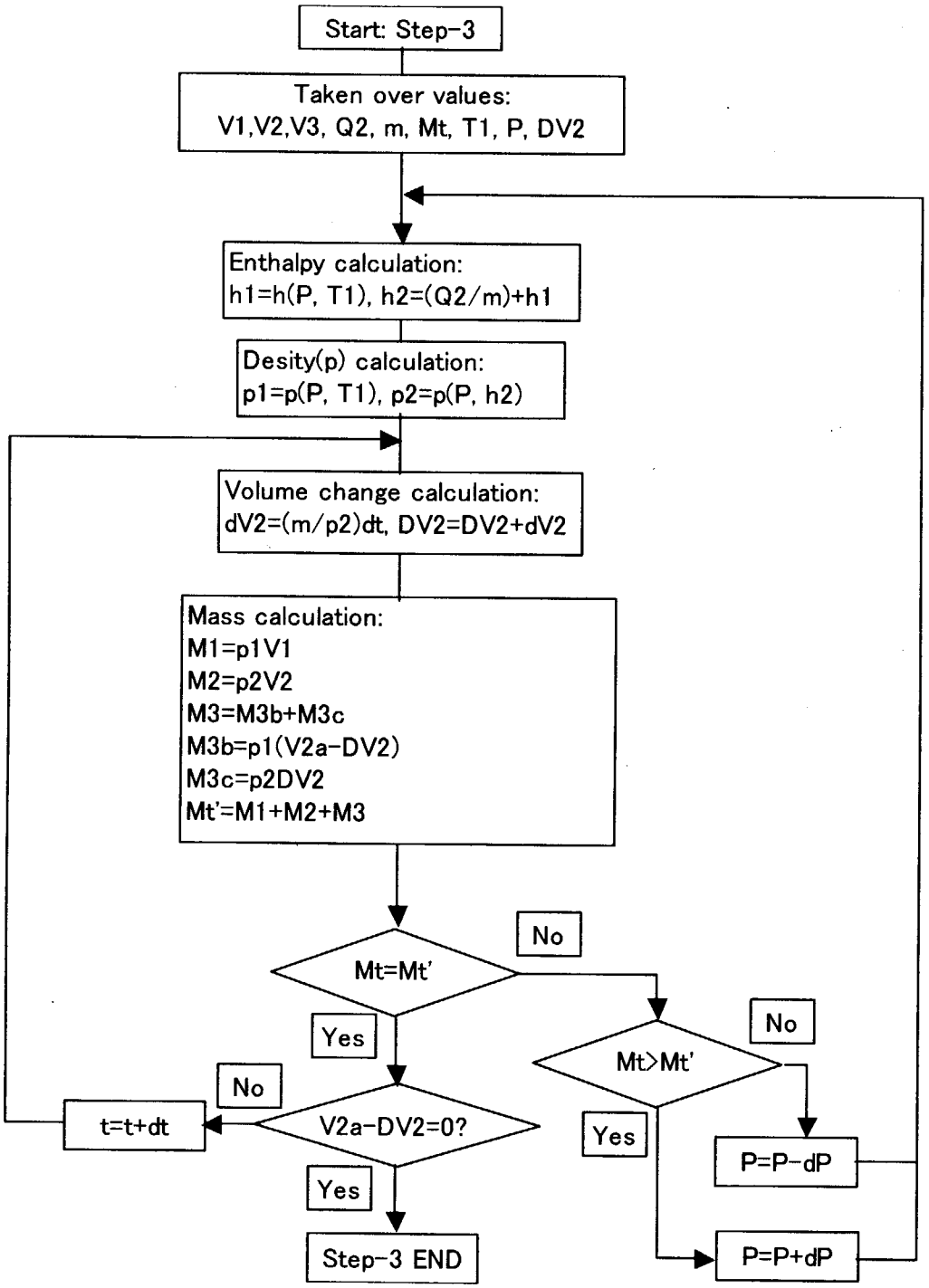


Fig. 2.3.4.1-13 Pressure behavior calculation flow chart of the step-3 in the case of H-1

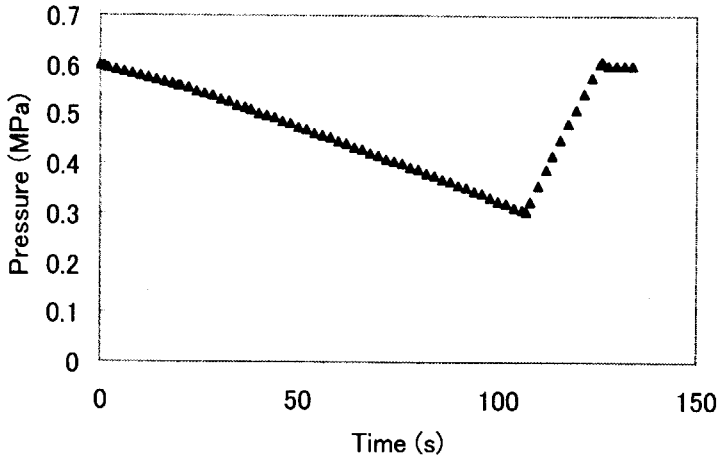


Fig. 2.3.4.1-14 Pressure behavior calculation result in the case H-1

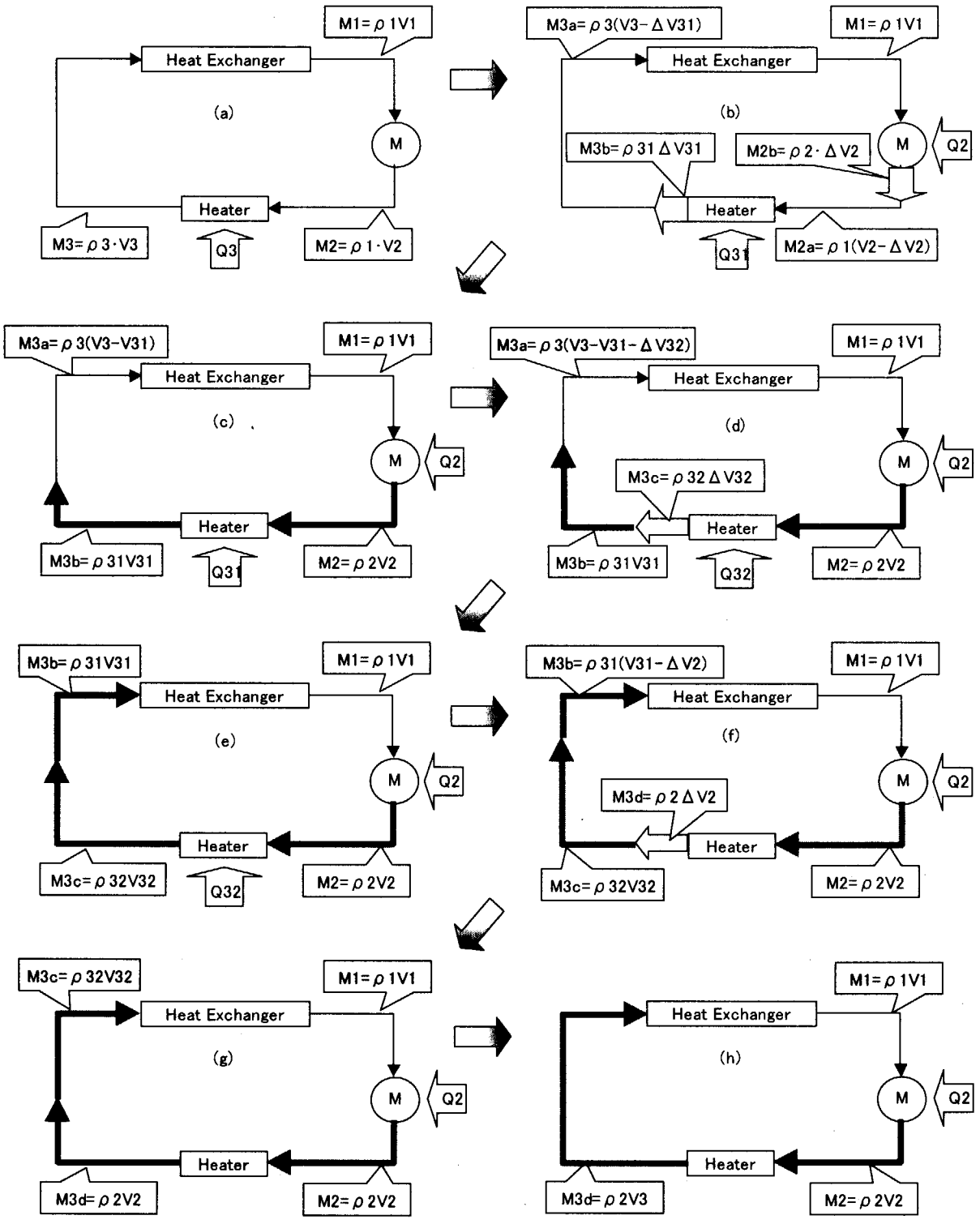


Fig. 2.3.4.1-15 Mass balance change by the heater control in the case of H-2

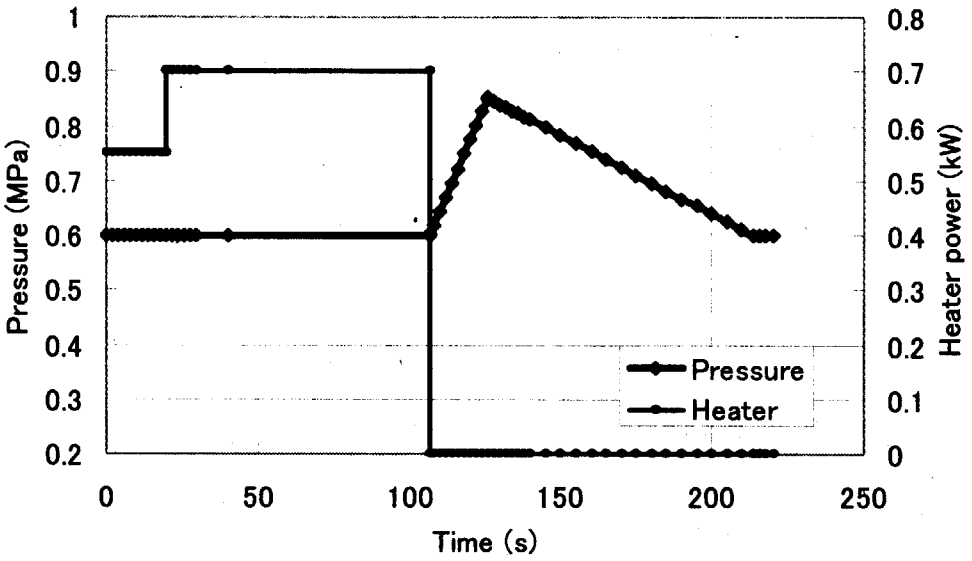


Fig. 2.3.4.1-16 Pressure behavior calculation result in the case H-2

２．３．４．２　陽子ビームパルス欠損による温度応答

(1) 内容

陽子ビームパルスは、周波数が25(Hz)、84パルスのインターバルで加速器から出射される。現計画では、はじめの80パルス（3.2秒）は3GeVリングを経由して物質・生命科学実験施設（MLF）に出射し、引き続く4パルス（0.16秒）はキッカーマグネットを用いて50GeVリング側に切り換える。この4パルス分はMLFにとってはパルス欠損となり、冷減速材容器の核発熱が周期的に変動するので、この時の冷減速材容器出入口温度の応答を評価した。

(2) 主要な検討条件

①陽子ビーム出力は1（MW）とする。

②水素の運転圧力は全系において1.4（MPa）とする。また、水素の物性値は、パラ水素100％の値を使用した。

③極低温水素循環システムの熱負荷（核発熱分、熱放射分、熱伝導分、ポンプ入熱分）は、2.3.2.4章に記載の値を使用した。

④低温ループの水素流量は下記に示す計画値を使用した。

- 循環ポンプ吐出流量　162.2（g/s）
- PM系水素流量　39.8（g/s）
- DM系水素流量　38.2（g/s）
- CM系水素流量　68.0（g/s）
- バイパス系水素流量　16.2（g/s）

⑤ヘリウム冷凍機側の条件は下記とした。

- ヘリウム流量　266.4（g/s）
- コールドボックス出口温度　17（K）
- コールドボックス～セイフティボックスのヒートロス　70（W/片道）

⑥熱交換器の仕様は下記とした。

- 型式　プレートフィン式
- UA値（総括伝熱係数×伝熱面積）　5580（W/K）

⑦低温ループの運転状態は下記とした。

- PM系　流量制御（定値制御）　設定値は計画流量（上記）
- DM系　流量制御（定値制御）　設定値は計画流量（上記）
- CM系　流量制御（定値制御）　設定値は計画流量（上記）
- バイパス系　流調弁開度30％一定
- 循環ポンプ　流量制御（定値制御）　設定値は計画流量（上記）

⑧ポンプ入熱を評価する際に使用するポンプ効率は、0.5一定とした。

⑨計算はMATLAB(simulink)を使用し、温度応答をシミュレーションするモデルを用いた。

⑩パルス欠損数の相違によるモデレータ温度応答の変化を確認するために、欠損数を4パルス（現計画）と15パルス（参考値）とした2ケースで計算した。Fig.2.3.4.2-1に入力した陽子ビーム出力を示す。同図に示す様に、パルスが入射中は連続した発熱が生じ、パルス欠損時

は発熱が停止するものとした。ただし、アルミ製の冷減速材容器部では、反応生成物の崩壊を考慮し、所定の半減期に基づく崩壊熱の寄与を考慮する。

(3) 検討結果

陽子ビームが入射時の極低温水素循環システム各部の温度応答結果を Fig.2.3.4.2-2～-8 に示す。

Fig.2.3.4.2-2 に熱交換器水素側出口温度の応答を示す。インターバル区間（84 パルス）での陽子ビームの平均出力は、4 パルス欠損時は 0.95 (MW)、15 パルス欠損時は 0.82 (MW)となる。ヘリウム冷凍機側の条件及び熱交換器のサイズ（UA 値）を同一の条件で計算したので、熱交換器水素側出入口温度差は、4 パルス欠損時は 3.42 (K)、15 パルス欠損時は 3.12 (K)となった。熱交換器水素側出口温度では、同図に示す様に 15 パルス欠損時の方が約 0.1 (K)低い値となる。なお、パルス欠損に基づく熱交換器水素側出口温度の揺らぎは、上流側に設置されるバッファタンク及びオルソ・パラ変換器での熱容量により、平滑される。なお、これらの熱容量は、拡散モデルを用いて模擬した。

モデレータ入口水素温度の応答を、PM 系は Fig.2.3.4.2-3 に、DM 系は Fig.2.3.4.2-5 に、CM 系は Fig.2.3.4.2-7 に示す。モデレータ入口水素温度の応答を下表に整理する。

モデレータ	Fig.番号	4 パルス欠損時		15 パルス欠損時	
		入口温度 (K)	温度揺らぎ (K)	入口温度 (K)	温度揺らぎ (K)
PM 系	Fig.2.3.4.2-3	18.49	0.002	18.34	0.005
DM 系	Fig.2.3.4.2-5	18.57	0.002	18.41	0.005
CM 系	Fig.2.3.4.2-7	18.61	0.001	18.43	0.004

各モデレータの入口温度は若干異なる。これは、モデレータ出入口近傍の同軸配管による熱交換作用の結果である。同軸配管の口径は同一であるが同軸部の長さが異なること、流量条件（流速条件）が異なるために総括伝熱係数が若干ではあるが異なること、モデレータ出口水素温度が異なること、等による。

モデレータ出口水素温度の応答を、PM 系は Fig.2.3.4.2-4 に、DM 系は Fig.2.3.4.2-6 に、CM 系は Fig.2.3.4.2-8 に示す。モデレータ出口水素温度の応答を下表に整理する。

モデレータ	Fig.番号	4 パルス欠損時		15 パルス欠損時	
		出口温度高側 (K)	温度揺らぎ (K)	出口温度高側 (K)	温度揺らぎ (K)
PM 系	Fig.2.3.4.2-4	21.36	0.22	21.08	0.72
DM 系	Fig.2.3.4.2-6	21.43	0.21	21.13	0.67
CM 系	Fig.2.3.4.2-8	21.43	0.21	21.12	0.66

モデレータ出口水素温度は下記２点の理由により、4 パルス欠損時の方が約 0.3（K）高めに

なる。その理由は、4パルス欠損時の方が15パルス欠損時に比べ、核発熱が大きいことである。このため、出口水素温度が高くなる。また、入口水素温度が4パルス欠損時の方が高いために、出口水素温度も高くなる。

温度揺らぎは、パルス欠損時間に依存し、15パルス欠損時は4パルス欠損時に比べ約3倍の揺らぎ幅となる。

出入口温度の結果に基づき、出入口平均温度及び温度上昇を下表に整理する。

モデレータ	要求事項		4パルス欠損時		15パルス欠損時	
	平均温度 (K)	温度上昇 (K)	平均温度 (K)	温度上昇 (K)	平均温度 (K)	温度上昇 (K)
PM系	<20	<3	19.93	2.87	19.71	2.74
DM系	<20	<3	20.00	2.86	19.77	2.72
CM系	<20	<3	20.02	2.82	19.78	2.69

平均温度及び温度上昇共に、概ね要求事項を満足する。

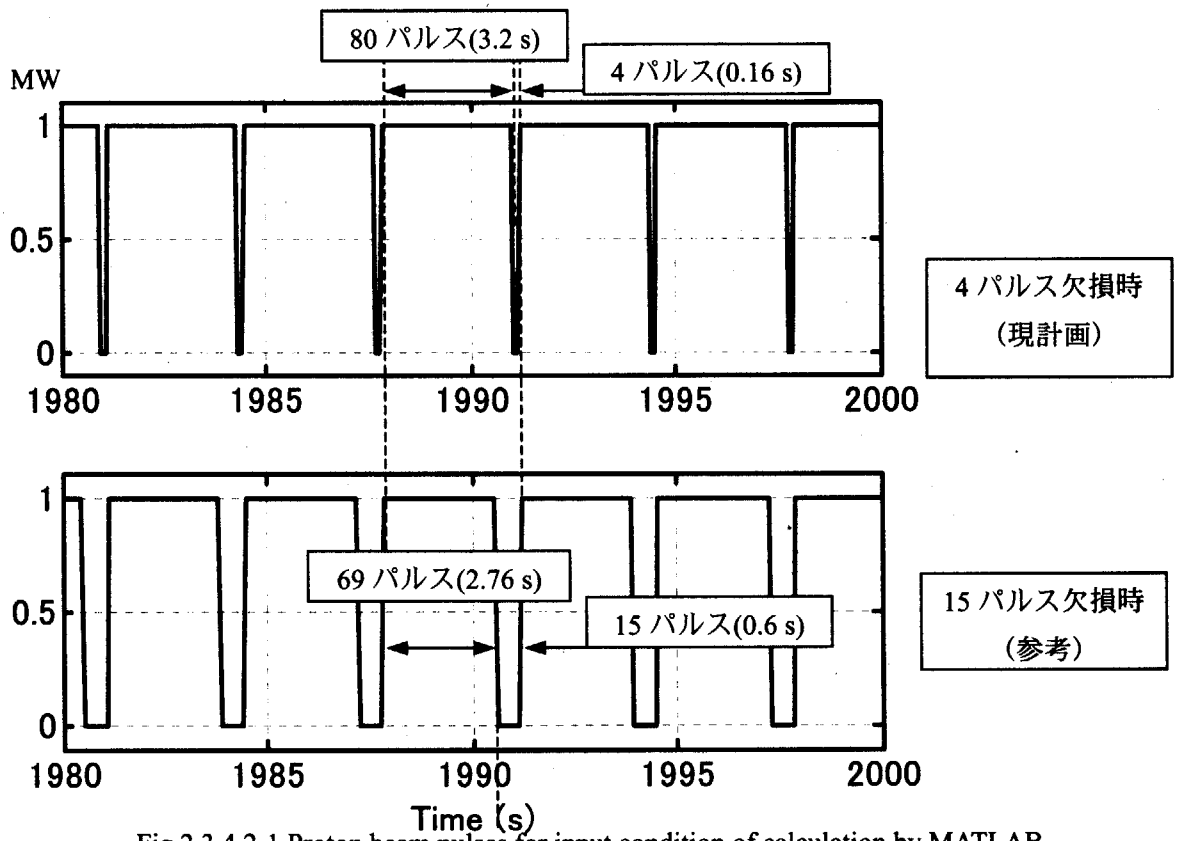


Fig.2.3.4.2-1 Proton beam pulses for input condition of calculation by MATLAB

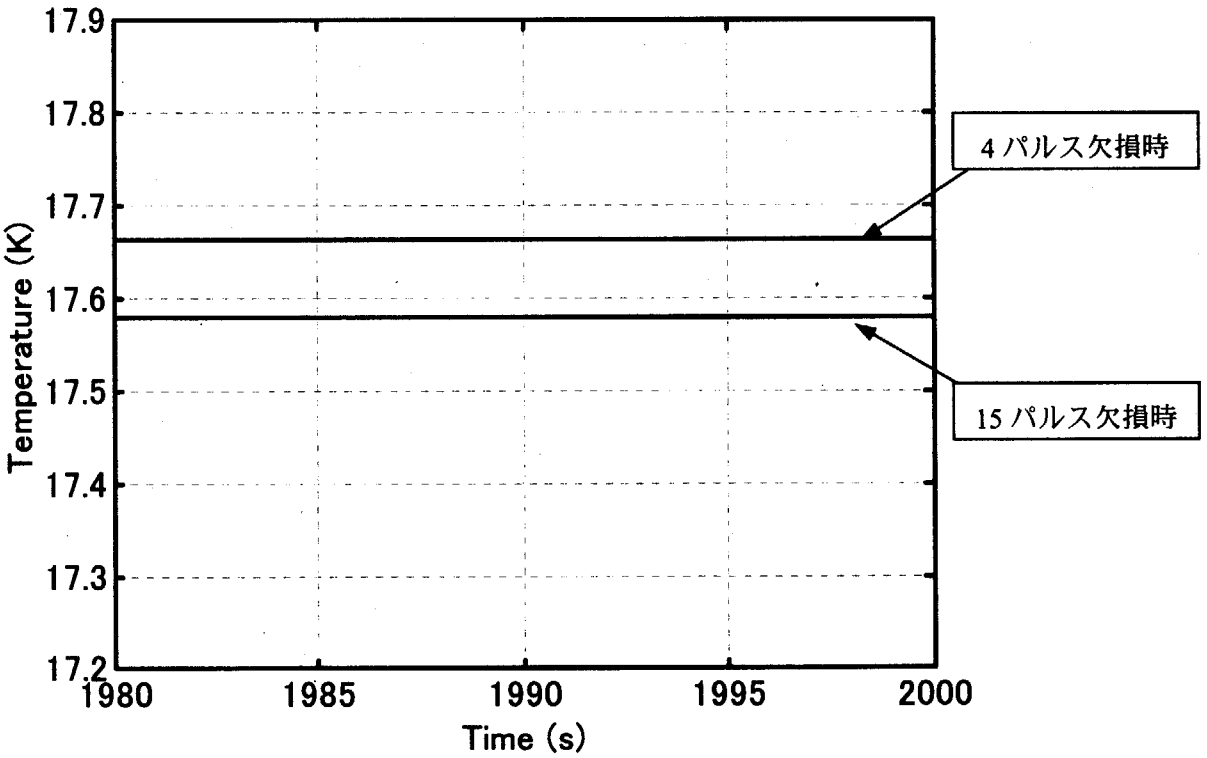


Fig.2.3.4.2-2 Calculated result of temperature response for hydrogen outlet of heat exchanger

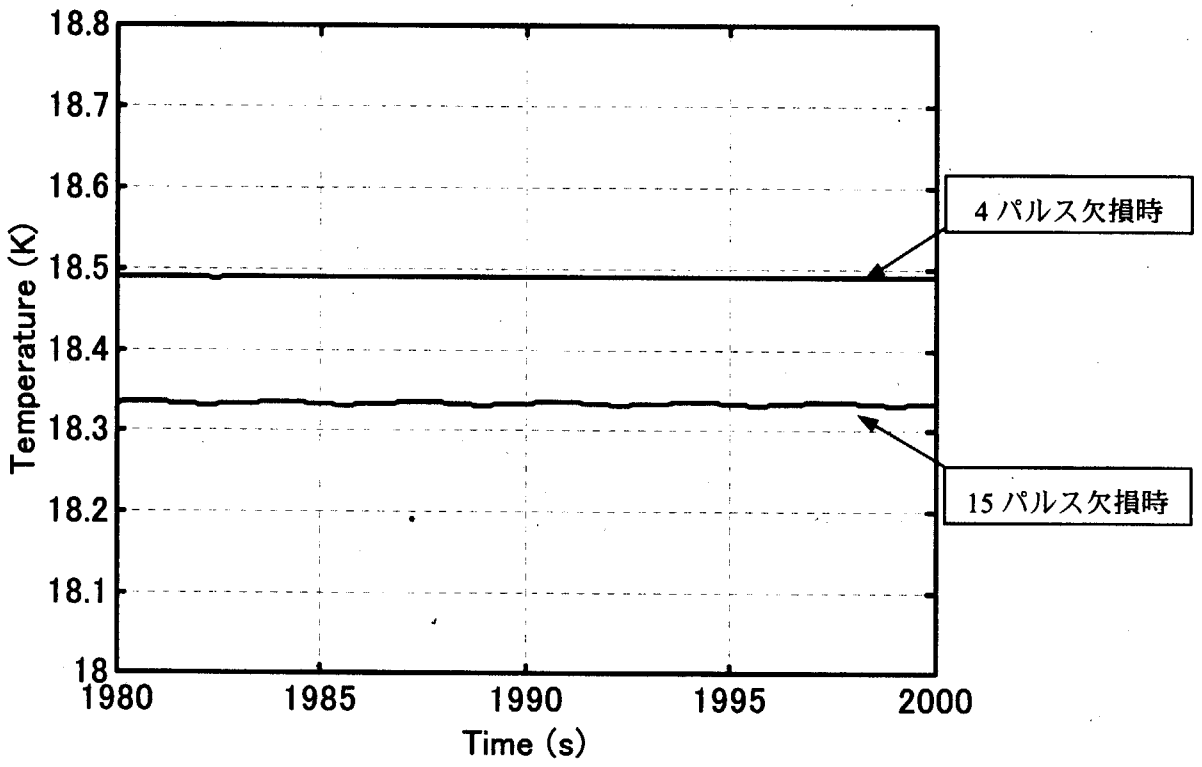


Fig.2.3.4.2-3 Calculated result of PM-moderator inlet hydrogen temperature response

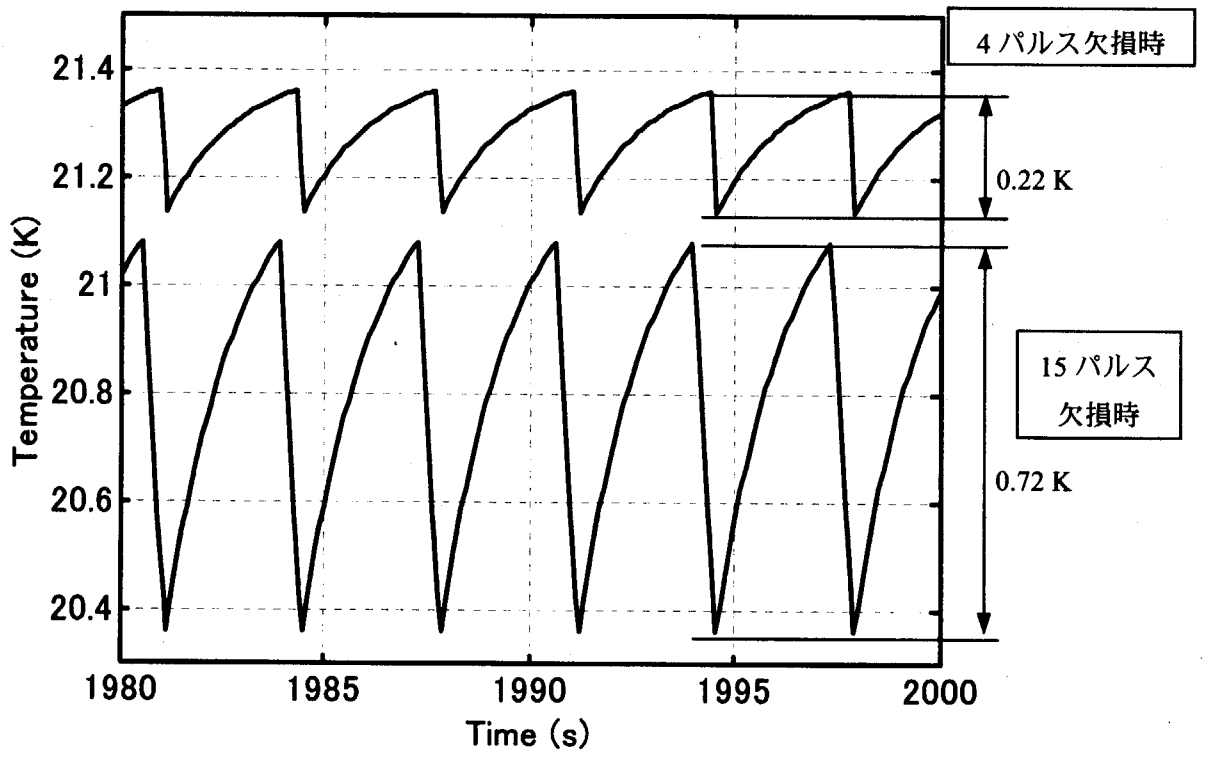


Fig.2.3.4.2-4 Calculated result of PM-moderator outlet hydrogen temperature response

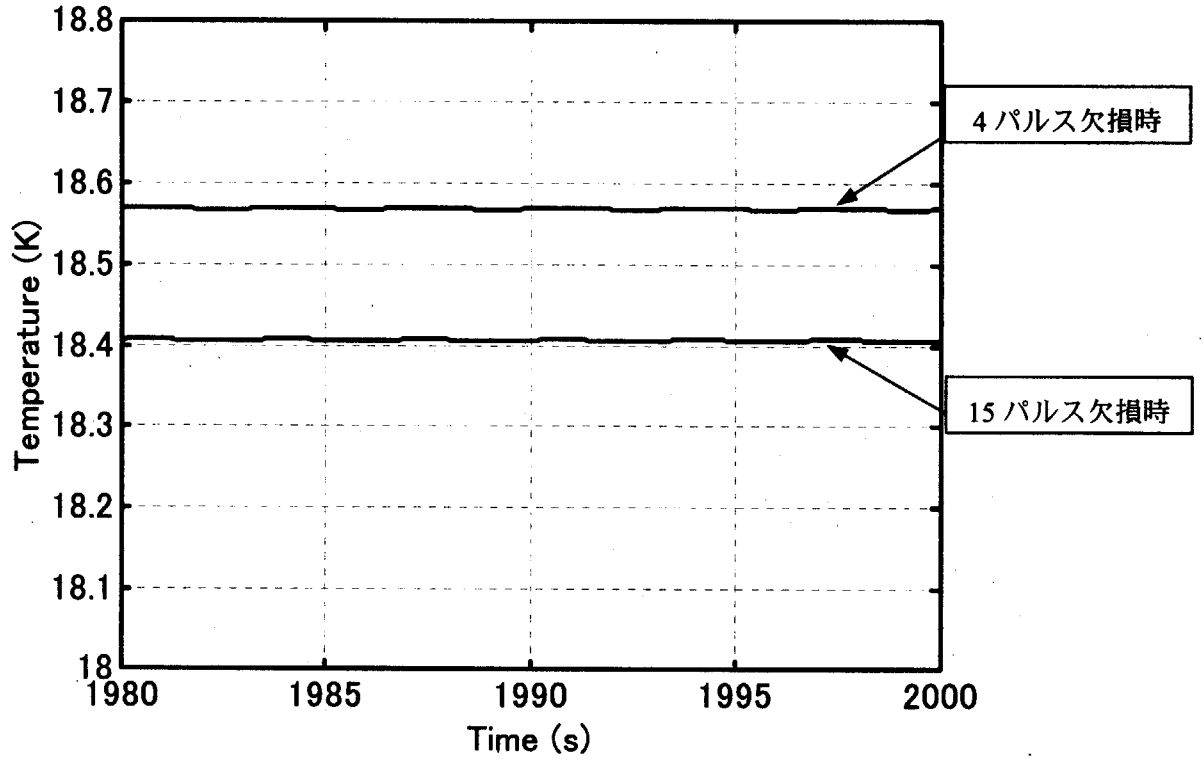


Fig.2.3.4.2-5 Calculated result of DM-moderator inlet hydrogen temperature response

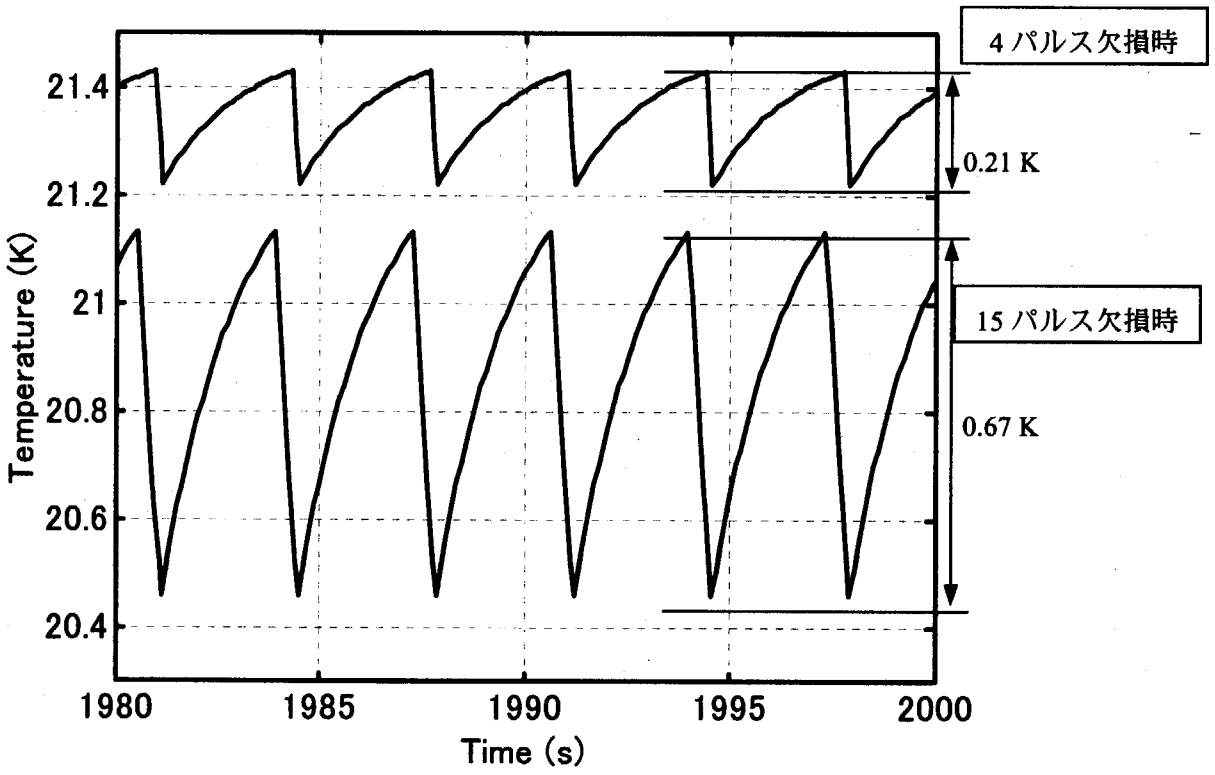


Fig.2.3.4.2-6 Calculated result of DM-moderator outlet hydrogen temperature response

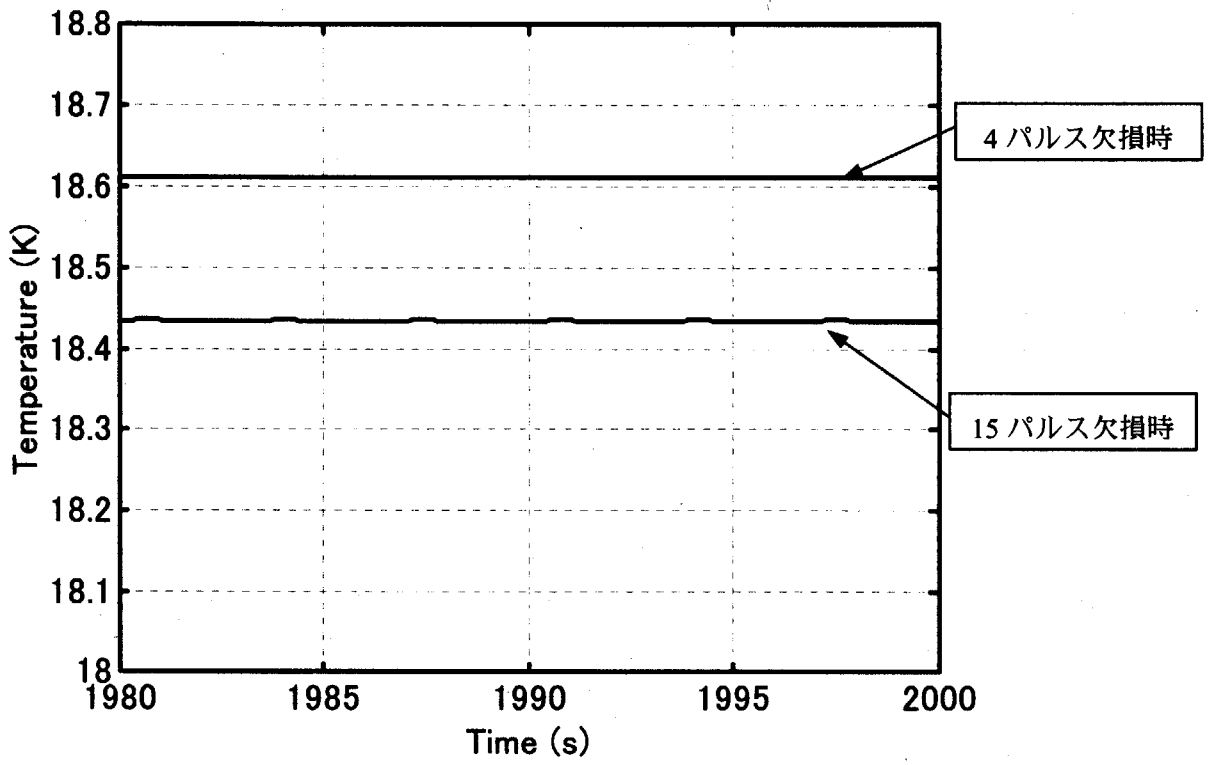


Fig.2.3.4.2-7 Calculated result of CM-moderator inlet hydrogen temperature response

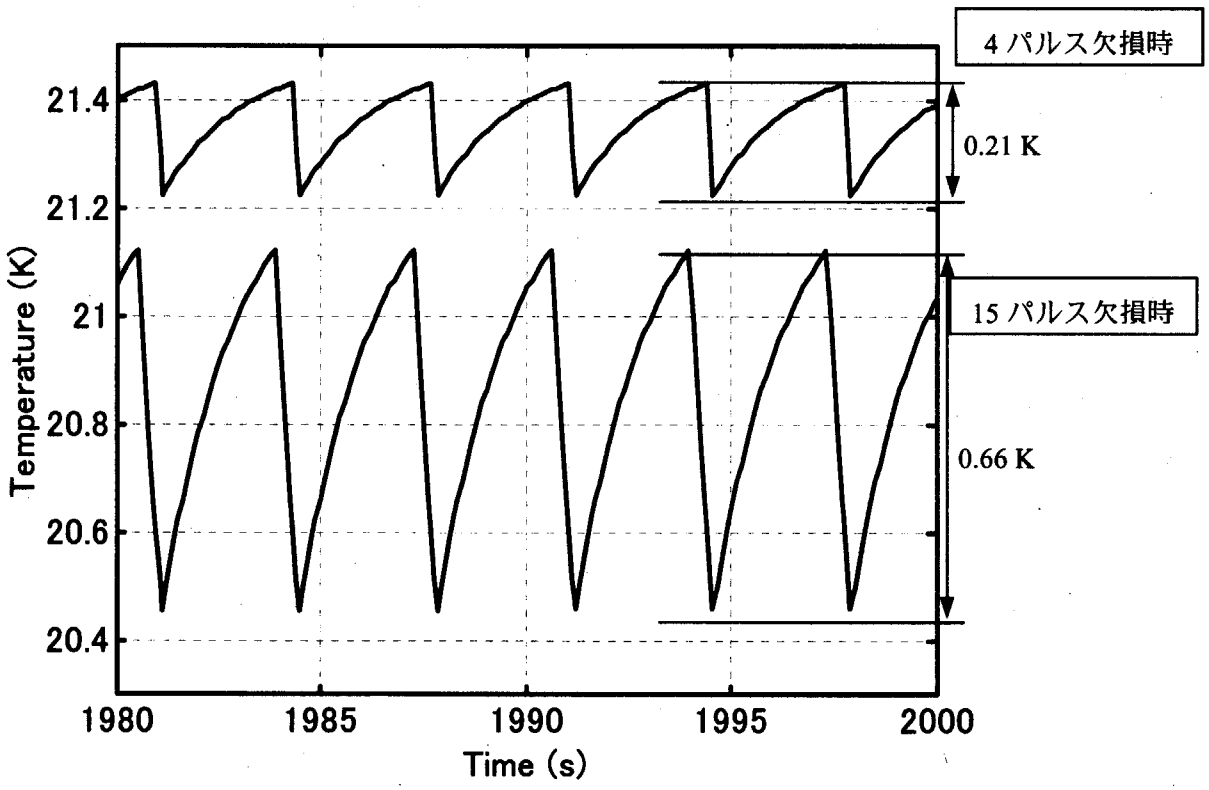


Fig.2.3.4.2-8 Calculated result of CM-moderator outlet hydrogen temperature response

２．３．５　安全設計の考え方

２．３．５．１　安全設計の考え方

極低温水素循環システムの安全設計の考え方として以下に９項目を挙げる。

(1) 極低温水素循環システムの異常事象が公共の安全を阻害しないこと。
　－発生確率が 10^{-6}/year 以下の異常事象は無視する。

(2) 極低温流体や水素の性質が十分考慮された工業基準を設計に適用し、そのような基準を超えた設計を行わない。
　－高圧ガス保安法
　－JIS
　－ASME

(3) 極低温水素循環システムの保安遵守として、
　－装置の運転にはプロセス制御を採用する。
　－ホット･スタンバイを考慮する。
　－極低温水素循環システム異常時には保安のために、ビーム停止を要求する。
　－緊急時に水素の大気放出が安全に行える放出システムを構成する。

(4) 低温水素は不活性ガス層のバリアと断熱真空バリアの２重層に格納する。

(5) 系の水素保有量を出きるだけ少なくする。

(6) 高品質の材料を使用する。

(7) 主たる安全装置の冗長化を図る。

(8) フェールセーフの設計を可能な限り取り入れる。

(9) パッシブセーフの設計を可能な限り取り入れる。

(10) 水素放出の対策を行う。－異常時対応以外は管理放出を行う。

２．３．５．２　安全設計に対する条件

安全設計に対する主な条件を以下に列記する。

条件１：低温水素が空気や水と接触しないように、２重の格納システムを取り入れる。
　－不活性ガス（ヘリウム･ガス又は窒素ガス）によるブランケット構造の採用

条件２：極低温水素の使用に対応できる高品質材料を使う。
　－極低温用金属材料の使用
　－放射線照射条件に対応した材料の選択
　（オーステナイト系ステンレス材料、アルミニウム合金）

条件３：水素及びブランケット用ガスには高純度ガスを用いる。
　－高純度ガスの使用又は精製器の設置と使用
　（99.999%以上の水素ガス、ヘリウム及び窒素ガス）

条件４：水素排気システムには爆発雲の発生や空気の逆流を防止できる設計を採用する。
　－ベント･スタック接続口に逆止弁を設け、常時不活性ガスを充満し、空気等が排気システムに混入しない対策を行う。

条件５:ガス容器や配管の設計基準として高圧ガス保安法(技術上の基準)、日本工業規格、ASME

Section VIII （圧力容器設計基準）、ASME B31.3 （プロセス配管設計基準）等を使用する。

条件6：地震に対する解析及び対応を行う。

－地震による影響はフェールセーフで対応できるようにする。

－水素系と他機器との境界に関してもフェールセーフの設計を行う。

条件7：異常事象を想定し、解析を実施する。

－解析すべき異常事象を抽出する。

－最悪な異常事象に対し、公共の安全を阻害しないことを確認する。

2．3．5．3　ビームの緊急停止基準

・ 冷媒配管及び真空配管における真空度低下の検知

・ 減速材冷却水素流停止

－ループ差圧による流量の停止確認

－減速材戻り温度上昇による流量の停止

－断熱真空喪失等による水素保有量の低下

・ 減速材系の火災報知警報による手動停止

2．3．5．4　安全解析

(1) 安全解析として、過渡解析や水素系の解析を伴った保守的な設計解析を行う。

(2) 設計解析等

－中性子及びガンマ線による熱負荷の決定

－減速材内部における液体水素伝熱流動解析

－構造（応力）解析

(3) 過渡解析は装置から水素が放出される事象、又は水素や酸素を含んだ反応を引き起こすような事象を扱う。

(4) 水素系の解析では、水素が放出されたときの建家内や公共への許容条件を構築する。

2．3．5．5　異常事象の分類

Table 2.3.5-1 に異常事象項目と分類を示す。

2．3．5．6　低温照射の爆発に関して

低温で放射線を照射する環境下では爆発現象が起きることが報告されている。これは、断熱真空層に漏洩した空気成分が低温面に吸着し、それに放射線が照射されオゾンを中心としたフリーラジカルが形成され、条件によりこれが爆発するというものである。

このため、冷減速材系配管の真空層には空気の入らないように、2.3.5.1 及び 2.3.5.2 でふれた用に真空層の外層に不活性ガス（ヘリウムガス）のブランケット層を設けるに設計されている。この層により万が一、この外層が破れたとしても、真空層にはヘリウムが流入し、オゾンの形成はなく爆発には至らない。また、ブランケット層全体が破れた場合、ヘリウムと共に空気等が流入

するが、真空層は絶えずヘリウムリークを監視しているので直ちに真空層へのリークを検知出きる。この検知により、ビームの停止、水素の排出といった一連の異常事象に対する安全対応運転を行い、爆発を回避する方策を取る。

このように、冷減速材冷却システムでは真空層が破れ空気の流入するといった異常事象ではオゾンのフリーラジカルによる爆発も視野に入れる必要があり重要である。

Table 2.3.5-1 Events to be considered

Category	Event
Insufficient boundary cooling	- Loss of hydrogen circulation - Loss of refrigeration - Loss of moderator vacuum
Pressure increase	- Loss of moderator plug integrity
Gas transfer events	
Boundary failure	- Moderator vessel breach - Transfer line rupture -

２．３．６ 今後の検討事項

２．３．６．１ 検討項目

基本設計以降に行う検討項目は以下に挙げられる。

(1) 機器設計
(2) 機器設計結果を反映したプロセス設計の詳細化
(3) 各運転モードにおける動作解析
(4) 安全解析
(5) 現地据付及び試験検査要領

以下、各項目について展開する。

２．３．６．２ 機器設計

機器設計は、本基本設計に基づき、実際に機器を設計するもので、製作メーカーが中心となって行われる。

２．３．６．３ プロセス設計の詳細化

機器設計結果により、プロセス全体の詳細な設計値が決定される。その値を用いてプロセス計算を行い、基本設計より詳細に熱負荷、圧力損失、そして各プロセス点での各熱力学パラメータを評価する。そして、それらの評価値から、定格運転時の裕度を評価しておく。

２．３．６．４ 各運転モードにおける動作解析

運転モードとして、運転準備モード、初期冷却運転モード、定常運転モード、スタンバイモード、昇温運転モード、そして緊急停止モードの６種類の運転モードを想定している。各運転モードの内容と、予定する解析項目を以下に示す。

(1) 運転準備モード

本モードは、初期冷却運転を開始する前に、水素循環ユニット及びヘリウム冷凍システム系の系内ガスの充填、及びガス純度の確認作業を行う運転モードである。従って、本モードにおける解析項目としては、想定される運転計画に合わせたガス管理評価と、水素ガス精製機の必要能力評価が必要とされる。

(2) 初期冷却運転モード

ヘリウム冷凍システム系及び水素循環ユニットの両者とも室温状態から極低温状態へ冷却する運転モードである。

被冷却体の初期冷却は、以下の要領を想定している。

室温（300 K）→ 90～80 K－寒冷源は液体窒素、又はタービン膨張機
－制御は温度差管理を実施
－必要に応じて供給温度の制御を行う。
－冷却圧力は 1.0 MPa 程度とする。*

90～80 K → ～20 K
－液体窒素、及びタービン膨張機による寒冷で冷却
－温度制御はタービン膨張機の動作に依存
－冷却圧力は 1.0 MPa 程度とする。*
*：冷却と共に圧力が減少するので、水素ガスは精製器を通じて絶えず系内に供給されることになる。

冷却時間は 50 時間以内を目標とする。

そこで、機器設計等で定まった機器の質量、材質等の情報を基に、冷凍機の冷却温度における冷凍能力評価を用いて、系全体の初期冷凍解析を行い、冷却時間が 50 時間以内である設計がなされているかを確認する。また、初期冷却時の水素ガスの供給量評価も行う必要がある。

(3) 定常運転モード

減速材及び減速材容器を平均 20K で安定に冷却している時の運転モードである。この状態の解析はプロセス設計における定格条件時の設計結果であり、プロセス設計にて終了している。

(4) スタンバイモード

陽子ビームの運転が長時間停止する時、すなわち、水素循環ユニットに陽子ビームによる熱負荷がない状態で長時間運転を行う場合、水素ループに設置された制御用のヒータを起動せずに系内の定常熱負荷とバランスさせ、20K を保持するという運転モードである。ヘリウム冷凍機の能力評価を用いて本モードにおけるプロセス解析を行い、例えば、液体窒素予冷を停止した状態で低温保持運転が可能であるかといった評価を行う。

(5) 昇温運転モード

ヘリウム冷凍システム系及び水素循環ユニットの両者とも約20K の極低温状態から室温状態へ徐々に、安全に昇温する運転モードを昇温運転モードである。本システムでは水素ガス貯蔵タンクを持たないため、昇温時の水素ガスは水素放出設備を通して、安全が確保されながら大気へ放出される運転となる。そこで、昇温時の各部の温度上昇と時間の関係、及びガス放出量の関係を評価する必要がある。

(6) 緊急停止モード

異常が観測されインターロックまたは運転責任者の判断により緊急に本システムの運転を停止するモードが緊急停止モードである。緊急停止モードでは、水素循環ユニットの各機器、ヘリウム冷凍システム系の各機器が急速な停止動作により破損しないような停止ロジックが組まれる

必要がある。一方、安全性の観点から、水素循環ユニットに保有される水素ガスはできるだけ速やかに、且つ安全に大気放出される必要がある。そこで、停止ロジック、水素放出解析等が必要となる。

(7)　まとめ

以上をまとめると、運転モードに関連して行われる解析、評価項目は以下の通りとなる。

(i)　ガス管理（マネイジメント）評価
(ii)　水素ガス精製能力評価
(iii)　初期冷却解析
(iv)　定格プロセス設計
(v)　スタンバイ・プロセス設計
(vi)　昇温解析
(vii)　緊急停止ロジック
(viii)　緊急停止時水素放出解析

２．３．６．５ 安全解析

安全解析に関しては前章で示したように、Table 2.3.5-1 に示す異常事象項目に対応した以下に示す解析を行う予定である。

(1) 水素循環ポンプ緊急停止時におけるプロセス解析
(2) ヘリウム冷凍機緊急停止時におけるプロセス解析
(3) 減速材容器の断熱真空が喪失した時のプロセス解析
(4) 水素低温配管のリーク発生時のプロセス解析
(5) 減速材容器破損時のプロセス解析
(6) 停電時でのプロセス解析
(7) 地震時の対応検討

２．３．６．６ 現地据付及び試験検査要領

製作した機器と建家や他の機器との取合をまとめ、条件だしを行い、両者に齟齬が生じないよう管理して行く必要がある。また、据付後の機器の試験検査に関する要領をまとめなければならない。特に、総合試験では、運転モードに合わせた運転マニュアルや、評価方法の検討と、実際の運転結果と解析結果との評価が行われることになる。以上をまとめると、以下の条件書の制作、及びデータの評価が行われることになる。

(1) 取合条件書の作成
(2) 現地据付機器検査要領書の作成
(3) 現地総合試験検査要領書の作成
(4) 運転マニュアルの作成

(5) 現地総合試験結果と事前の各種プロセス解析結果との比較と評価

参考文献

[1] Robert D. MacCarty: “Hydrogen: Its Technology and Implications, Hydrogen Property volⅢ”, CRC Press, pp.101-126 (1975).

[2] B. N. Esel'son, et. al.: “Properties of Liquid and Solid Hydrogen”, Israel PST Ltd., p.59 (1971).

[3] D. H. Weitzel, et. al.: “Flow Conversion Kinetics of Orth and Parahydrogen”, Adv.in Cryo. Eng. , vol.4, p.286-295 (1959).

[4] 加藤崇: “超臨界ヘリウム・ポンプ”, ターボ機械学会誌, 第 28 巻第 9 号, p.536-545 (2000).

２．４　ターゲットステーション構造機器

２．４．１　全体基本概念

(1) 概　要

物質・生命科学実験施設に設置する中性子源は、3 GeV 陽子ビームが水銀ターゲットに入射し、核破砕反応により発生する中性子を減速材で熱・冷中性子に減速し、実験室に向かって放射状に伸びる中性子ビームラインに輸送するシステムである。ターゲットステーションは放射線安全の観点からの実験室とのバウンダリを形成する生体遮蔽体までをその範囲とし、本節では、この範囲内に置かれる構造機器の設計について記述する。中性子ビームラインのうち、生体遮蔽体外表面位置を境界とし、これより下流側に据付る中性子ビームライン機器はユーザー側で別途設計を行うこととした。陽子ビーム輸送系については、生体遮蔽体の直上流における接続位置を境界とした。水銀ターゲットはターゲット台車に搭載され、ターゲット取扱室とターゲットステーション内の間を駆動するため、ターゲットステーション構造機器とは個別に前節で取り扱った。尚、ターゲットステーション径方向の最外周の重コンクリート製生体遮蔽体の据付は建設工事所掌としたため、本設計書で具体的に記述する機器は重コンクリートの内側に位置するアウターライナーまでとする。

(2) 構　造

ターゲットステーション部の外観図を Fig. 2.4.1-1 に示す。図にはアウターライナー、２３台の中性子ビームシャッターの駆動機構、ヘリウムベッセル、配管樋及び陽子ビーム窓プラグの上部を覆う遮蔽体が示されている。３GeV 陽子ビームは画面左より入射し、水銀ターゲット台車はアウターライナーの挿入口から出入りする。

Fig. 2.4.1-2 には陽子ビームラインと水銀ターゲットの中心軸で切断した場合のターゲットステーション断面図を示す。ターゲットステーション中心部ではヘリウムベッセルをサポートシリンダに支持し、設置する。ベッセル内はヘリウム雰囲気を充填し、陽子ビームラインとは陽子ビーム窓部のピローシールを介して、水銀ターゲットとは水銀ターゲット挿入口フランジで、各々シールし、バウンダリを構成する。ヘリウムベッセルには反射体・減速材及びその周囲に配置され水冷される鉄遮蔽体も包含される。水平方向から入射した陽子ビームは水銀ターゲットと核破砕反応を起こし中性子を発生する。ターゲットで発生した中性子を反射体で反射させ，ターゲットの上下に配置した 3 基の減速材に入射し，3 種のエネルギーレベルに分けて，放射状に配置したヘリウムベッセル外周の中性子ビームポートを通して中性子ビームを導き出す。

ヘリウムベッセルの周囲には鉄遮蔽体を置いて高エネルギー中性子を遮蔽し、その外周にコンクリートを配置する基本遮蔽構造とする。今回の設計では 1MeV 以下の中性子を効率的に遮蔽するためターゲットステーション内部に普通コンクリートの層を設ける構造とした。

Fig. 2.4.1-3 には中性子ビームラインを含む面で切断したターゲットステーション断面図を示す。ヘリウムベッセル外周の遮蔽体のさらに外側には中性子ビームシャッターを配置し、これを上下に駆動させることにより、中性子ビームを実験室に導き出すか中性子ビームラインを閉じる。遮蔽設計の結果、中性子ビームシャッターが下降した状態で中性子ビームラインを閉じる構造とした。中性子ビームシャッターの開閉間のストロークは 400mm を選定した。ただし、水平型反

射率計用のビームラインは、取り出し角度が異なる２本のビームを取り出すので、この２本のビーム取出しの間を閉位置とした。できるだけ多くの中性子ビームを用いること、中性子ビームシャッターには個別にメンテナンスすることを原則とし、２３本の中性子ビームラインを配置する。（Fig. 2.4.1-1 参照）。

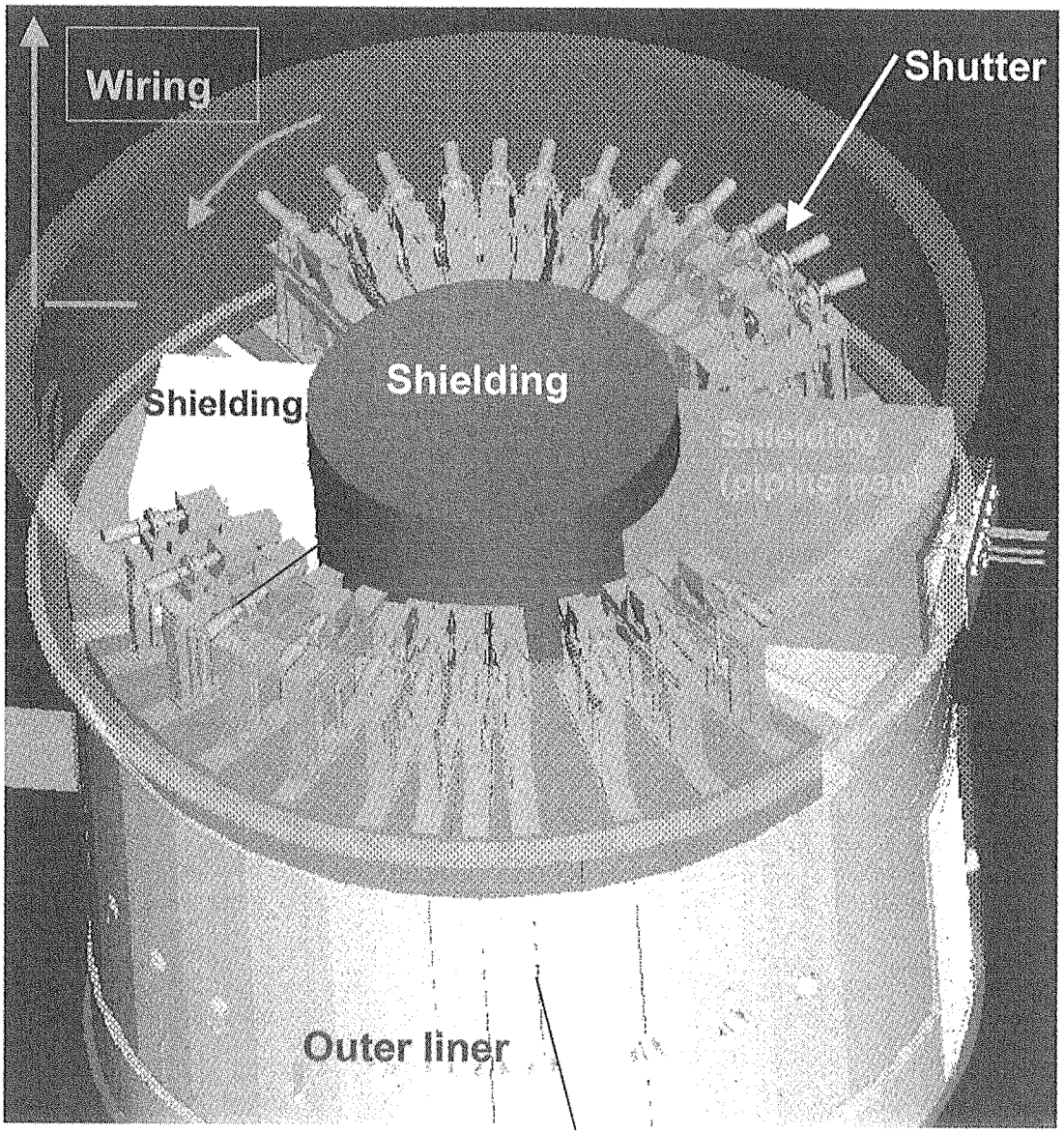


Fig. 2.4.1-1 View of target station.

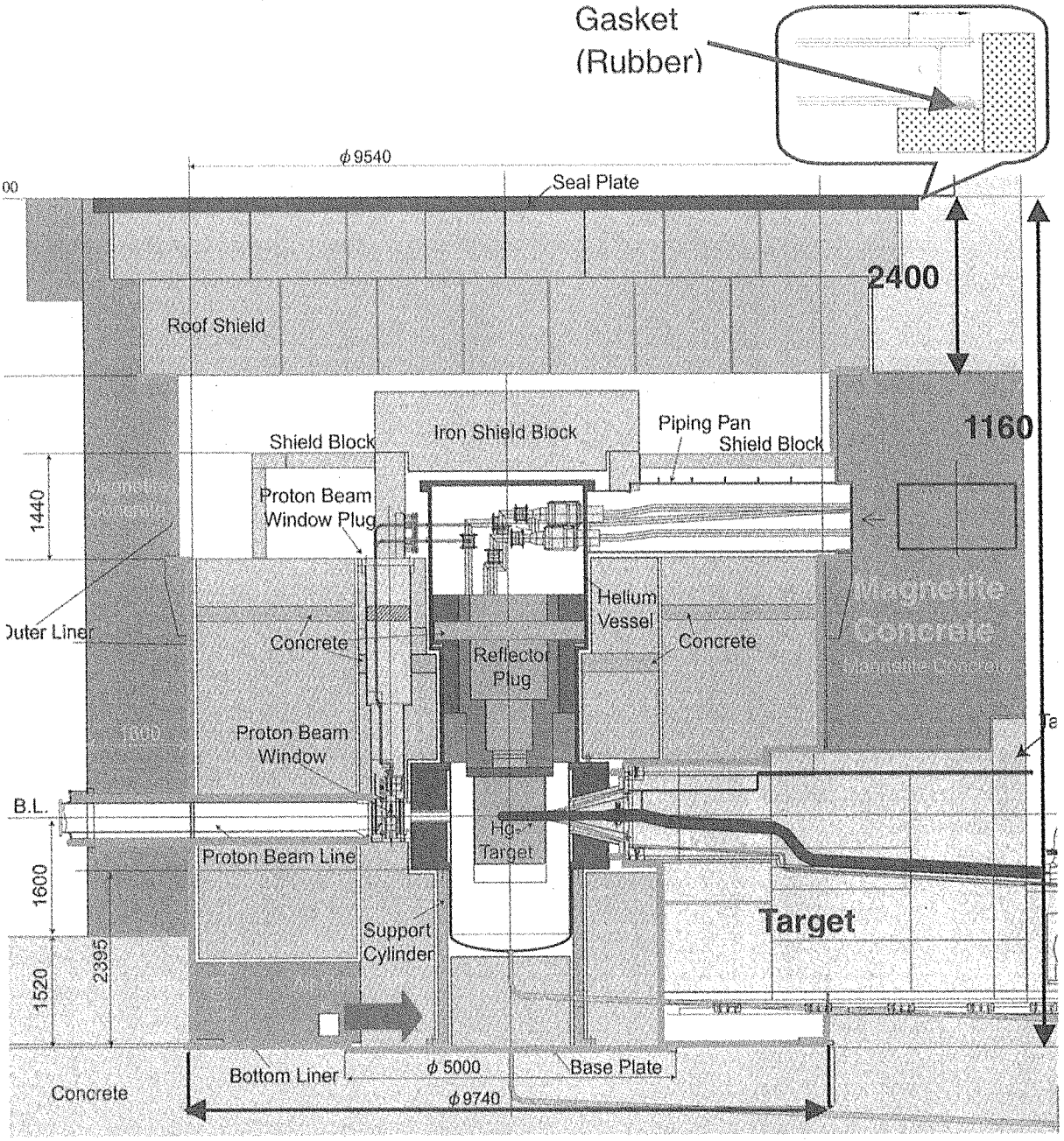


Fig. 2.4.1-2 Elevation view of target station along the plane including the center-line from proton beam axis to mercury target.

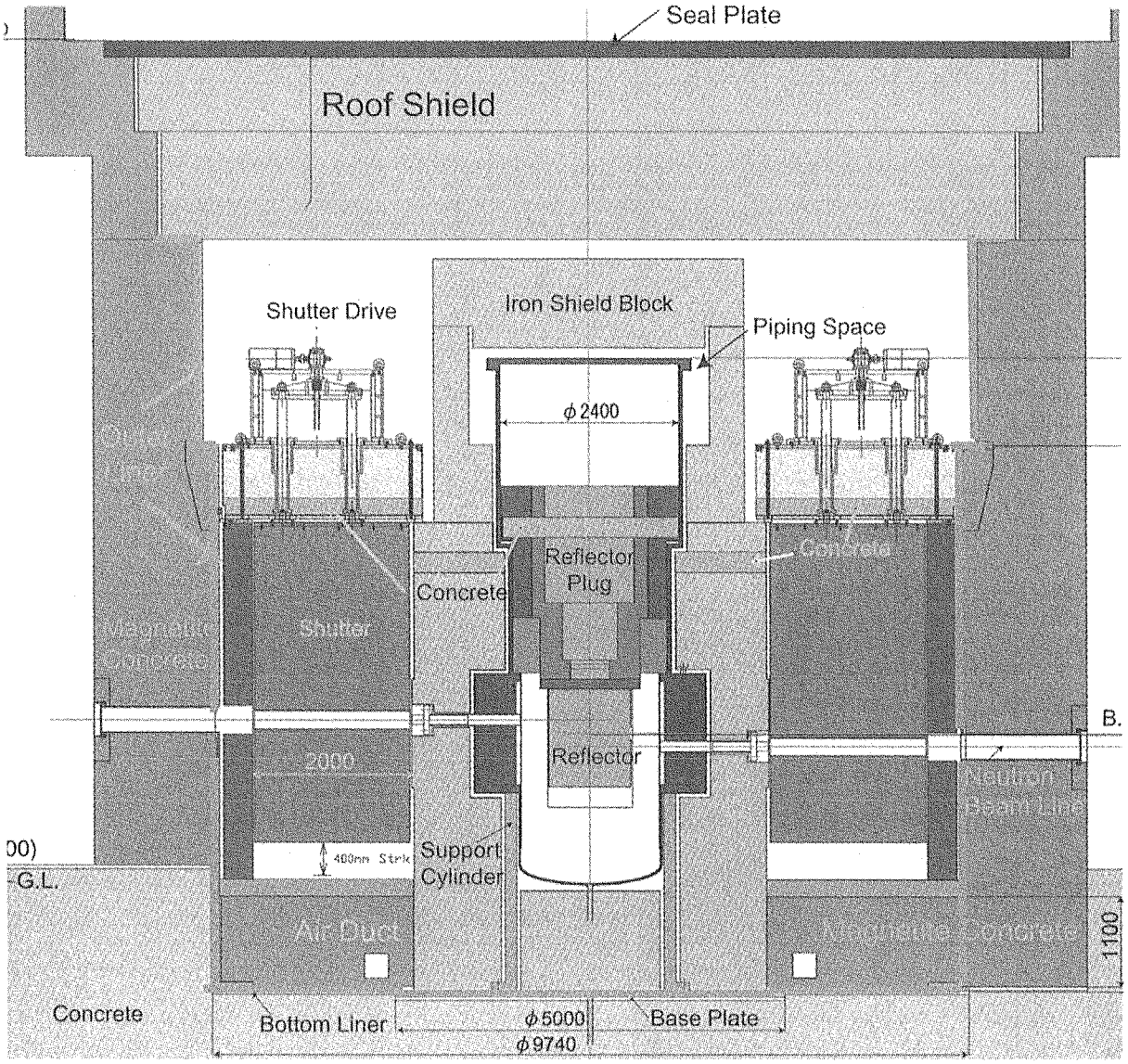


Fig. 2.4.1-3 Elevation view of target station along the plane including neutron extraction beam lines.

(3) 外形寸法

ターゲットステーションの全体寸法は遮蔽計算に基づき決定した。遮蔽計算における設計条件、計算に用いたデータ、計算コード等を以下に箇条書きで示す。遮蔽設計の設計目標値は、ターゲットステーション外表面で 12.5 μSv/h を超えないことである。

計算に使用した密度：

鉄：7.7 g/cc

鉄遮蔽ブロック　：7.4 g/cm^3

普通コンクリート：2.2 g/cm^3

重コンクリート　：3.4 g/cm^3

計算手法

3次元モンテカルロコード：MCNPX 2.2.6

核データライブラリ：LA-150

遮蔽計算に用いた手法、計算モデル、計算結果の詳細については第８．２節に記述する。高エネルギー中性子の遮蔽には鉄、1 MeV 以下の低エネルギー中性子をコンクリートが各々有効である。半径方向にみて、遮蔽特性上は鉄の間にコンクリート層を設ける構造が有効であったが、構造上の成立性の点から内側に鉄、外側にコンクリートを配置する形状を基本とした。幾つかのケーススタディの結果、ＴＯチョッパー等の機器をターゲットステーションの外側のできるだけ近い場所に設置することに配慮し、外周部には重コンクリートを配置する構造を採用した。Fig.2.4.1-4 に陽子ビームラインの高さにおけるターゲットステーション断面図を示す。アウターライナーの外径は 9.6m である。陽子ビームの進行方向に対して前方方向ほど高エネルギー中性子成分が多いので、外周の重コンクリート層は前方で 2.6m 厚、後方では 2.2m 厚と厚さが異なる。

中性子ビームシャッターのシャッターブロックが移動する空間には、ヘリウムベッセルの枝管窓にアクセスするためのベッセル窓遠隔操作装置も挿入される。この装置は窓の挿入・引抜きのためのエアシリンダ駆動部と窓の取付のためのナットランナー搭載部等から構成される。

シャッターブロックの寸法、上下方向のストローク等の寸法は遮蔽計算結果を考慮した。詳細は第８．２節の遮蔽計算の項に記述する。

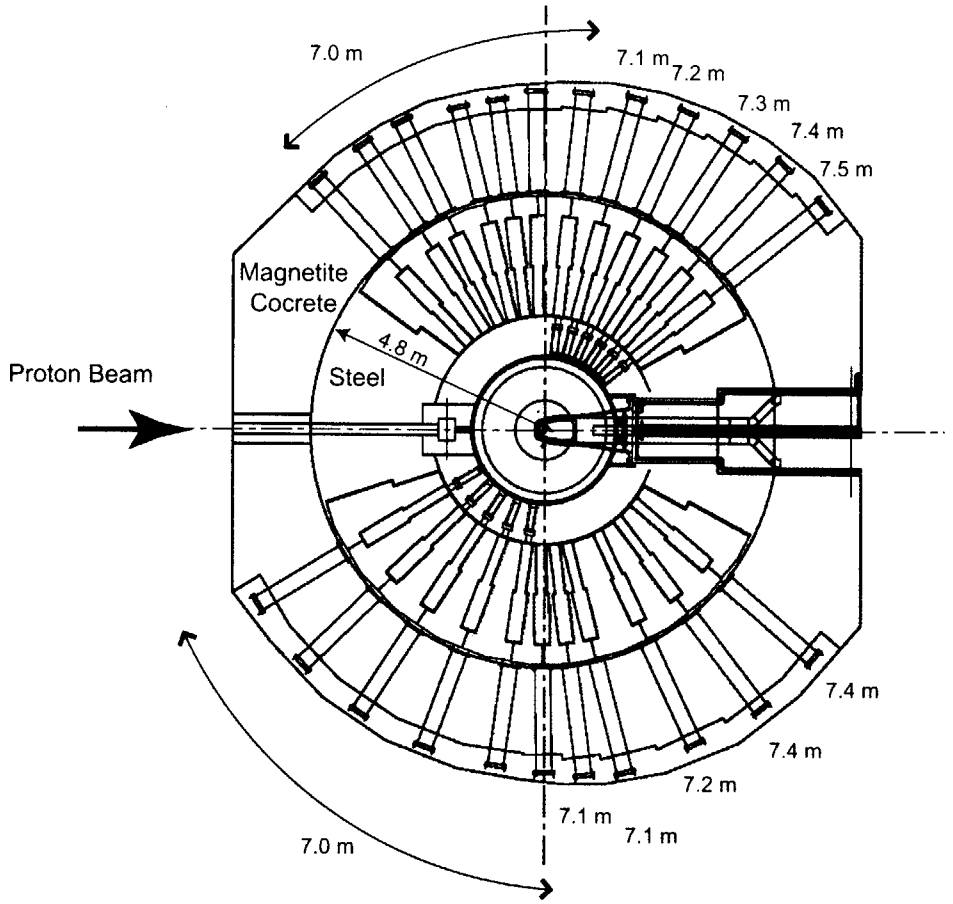


Fig. 2.4.1-4 Plane view of target station at the proton beam-line elevation of 1.6m from the floor level.

(4) 構造上の特徴

ターゲットステーションの構造を決定に係る特徴を以下にまとめる。

(a) シャッター上部の遮蔽厚さ配分

Fig. 2.4.1-3 に示すように、シャッターブロックは２本のシャフトで懸垂する方式を選定した。この場合、本体とシャッター駆動装置を近づけ、両者を繋ぐシャフトを出来るだけ短くする方が構造的に有利であるため、シャッター上部遮蔽の高さは低い方が良い。シャッター上部遮蔽体の荷重は内側の遮蔽ブロック（枝管上部遮蔽）とシャッター間構造体で支持する。これらの遮蔽体に負荷される荷重は軽い方が構造上有利である。一方、シャッター上部遮蔽をレベルとするシャッター駆動室から重コンクリート遮蔽を経て実験ホールに漏洩する中性子を減らすためには、シャッター上部遮蔽の高さは高い方が良い。遮蔽計算によりシャッター上部空間からの漏洩中性子による線量を評価し、天井部の遮蔽厚さを厚くすることとした。天井遮蔽の厚さは 2200mm、シャッター上部遮蔽の厚さは 900mm である。

(b) ヘリウムベッセルのミドルセクション構造

水銀ターゲット、減速材・反射体の周囲に配置する鉄製の遮蔽体は発熱密度が高いため、SNS計画における設計を参考にし、水冷する部位を設け、これをヘリウムベッセルに包含する構造とした。この部位をミドルセクションと称する。構造については、ヘリウムベッセルに関する第2.4.3.1節に記述する。

(c) 陽子ビーム窓位置の選定

陽子ビーム（3 GeV）は陽子ビーム窓部を通過する際、窓の構成材料と散乱または核反応を起こすので、この部分は陽子、中性子等の発生源となる。遮蔽計算の結果、陽子ビーム窓をヘリウムベッセルから離して上流に配置すると、そこから距離の近いターゲットステーション外周での線量が上がることが判った。このため、陽子ビーム窓はステーションの中心に近いヘリウムベッセルの直上流に配置することとした。この配置の場合、散乱陽子及び二次粒子は主に水冷されるヘリウムベッセルミドルセクション部に当たるため、陽子ビーム窓とミドルセクション間の遮蔽体を余分に発熱させ、新たに水冷構造を要するようなコスト増加要因を抑制する効果も果たす。

(d) 空気循環の採用

水銀ターゲット近傍の発熱の高い領域は水冷構造とし、これをヘリウムベッセル内に包含する構造としたが、ヘリウムベッセル外周の鉄遮蔽体でも中性子及びγ線により、10kW 程度の発熱がある。鉄遮蔽体はブロックの積層構造であるが、コスト低減のため、機械加工面を最小限に留めることとしていること。熱の流れの経路は底部のコンクリート方向に限定されることなどの要因のため、局所的に高い温度となる場所ができる。この除熱のため、ライナーの内部は乾燥空気循環することとした。乾燥空気を循環することはNOxの発生の抑制の役割も果たす。

(e) 中性子ビームの起点

中性子ビームを取出す起点座標は、核計算に基づき、３台の減速材の取出し面毎に定義することとした。Table 2.4.1-1 に各中性子ビームラインの始点座標と陽子ビーム方向に対する角度をまとめ、Fig. 2.4.1-5 に起点座標と取出し方向の関係を図示する。ここで、始点座標の高さ方向の基準は陽子ビームライン高さ 1FL+1600mm である。

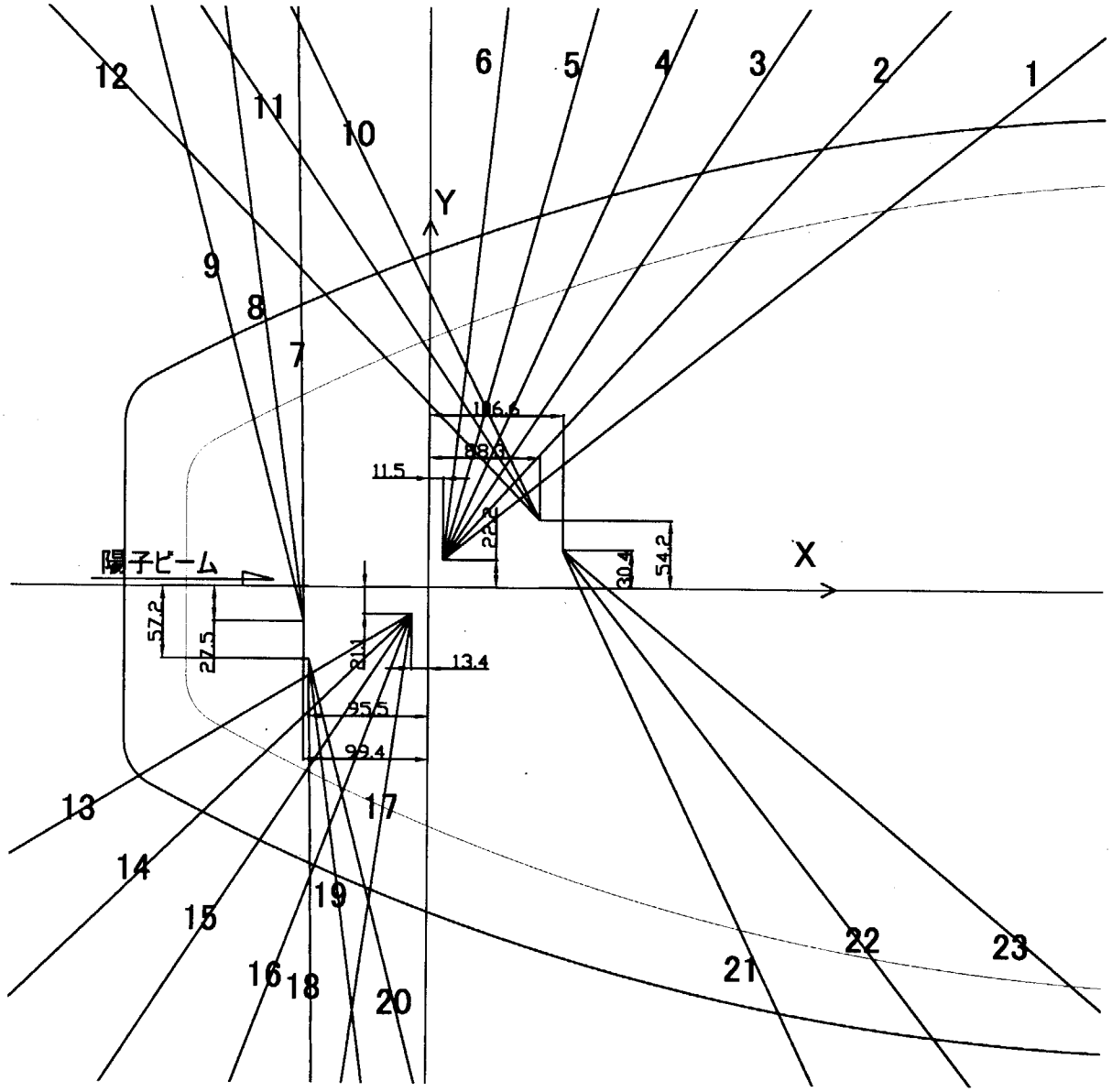


Fig. 2.4.1-5 Projection of origins of the neutron beam lines on the horizontal plane of proton beam line elevation level.

Table 2.4.1-1 Coordinates of the neutron beam-line origins and the directions with respect to the proton beam line.

ビーム ライン No	減速材[*1)]	ビームライン始点 （x， y， z）[*2)] [mm]	方位角 θ [*3)] [deg]
1	CM	(11.5, 22.2, -163.0)	38.5
2	CM	(11.5, 22.2, -163.0)	47.5
3	CM	(11.5, 22.2, -163.0)	56.5
4	CM	(11.5, 22.2, -163.0)	65.5
5	CM	(11.5, 22.2, -163.0)	74.5
6	CM	(11.5, 22.2, -163.0)	83.5
7	PM	(-99.4, -27.5, 158.0)	90.8
8	PM	(-99.4, -27.5, 158.0)	97.5
9	PM	(-99.4, -27.5, 158.0)	104.2
10	DM	(88.3, 54.2, 158.0)	116.2
11	DM	(88.3, 54.2, 158.0)	123.7
12	DM	(88.3, 54.2, 158.0)	134.0
13	CM	(-13.4, -21.1, -163.0)	-149.0
14	CM	(-13.4, -21.1, -163.0)	-136.3
15	CM	(-13.4, -21.1, -163.0)	-123.6
16	CM	(-13.4, -21.1, -163.0)	-110.9
17	CM	(-13.4, -21.1, -163.0)	-98.2
18	PM	(-95.5, -57.2, 158.0)	-89.3
19	PM	(-95.5, -57.2, 158.0)	-82.5
20	PM	(-95.5, -57.2, 158.0)	-75.7
21	DM	(106.6, 30.4, 158.0)	-64.6
22	DM	(106.6, 30.4, 158.0)	-52.4
23	DM	(106.6, 30.4, 158.0)	-40.2

*1） PM ：非結合型ポイズンド減速材

DM ：非結合型減速材

CM ：結合型減速材

*2） 座標値は，ヘリウムベッセル中心軸と陽子ビーム軸の交点を原点とし，鉛直上向きをZ軸，陽子ビーム入射方向をX軸とする右手直交座標系による。

*3） X軸を0degとし，理論中性子ビームラインとX軸のなす角度を θ とする。

(f) 重コンクリート構造と中性子ビームライン接続部

外周の重コンクリート遮蔽体は実験施設建屋の建築工事の一環としての施工されるが、重コンクリート遮蔽体には実験ホールへ中性子を引き出すための中性子ビームダクトが埋まる構造となる、中性子ビームダクトが端部は開口部とし、中性子ビームラインの遮蔽体がくい込む構造となる。Fig. 2.4.1-6 に重コンクリート遮蔽体外周で実験室に伸びる中性子ビームライン周囲の遮絵体を接続した場合の平面図を示す。重コンクリート遮蔽体外周部の隣り合うビームダクト間は連続的に開口した仕上がりとなる。また、中性子ビームダクトを位置決めし、据えつけるために受け架台を設置する。重コンクリート構造を建設する点から検討した結果、以下の特徴が明らかになった

- 生体遮へい体周りの壁を構造検討した結果、当該壁には、躯体断面に対してかなり密の鉄筋量が必要であること。
- ビームダクトにより分断される鉄筋を、ビームダクト周囲に開口補強筋として配筋することは、ビームダクトの間隔が狭いことや、ビームダクト受け架台が設置されることなどの理由から、配筋不能な箇所が生じることが予想されること。
- 外周表面を鋼板とすることにより、複雑な形状を高い精度で製作できること。
- 壁の内側にはアウターライナー（鋼板 PL30mm）が設置されており、それを構造体として利用できること（応力伝達のためスタッドボルトの溶接、アンカーの設置が条件)。

補強として張る鉄筋は荷重を十分に支持するように配置する（高さｚ方向？）ことが困難である。このため、重コンクリート外周には鋼板を用いて、それにスタッドボルトを取り付け、また一部はアウターライナーとの間に梁を張るＳＣ構造とする方が荷重支持の点で有利であると判断した。外周に張る鋼板は 厚さ 22mm の SS400 相当材を用いる予定である。

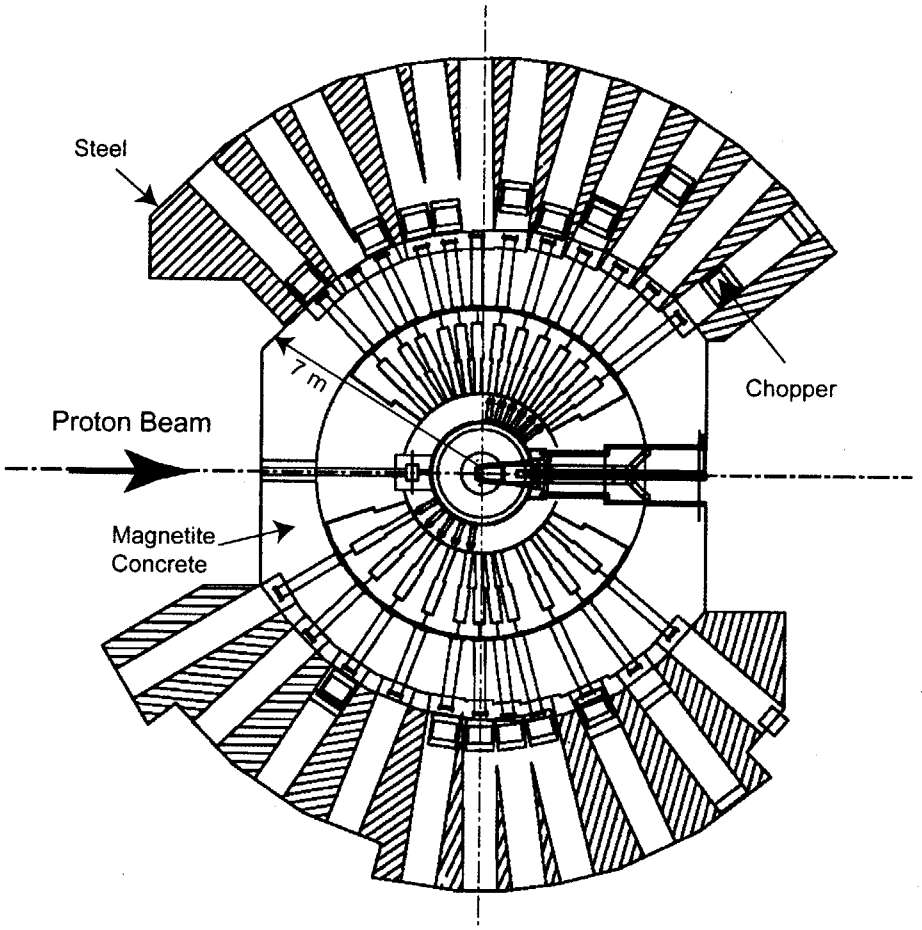


Fig.2.4.1-6 Cross sectional view of target station surrounded with neutron beam line shields.

２．４．２　設計指針及び設計基準

(1) 物性値

ターゲットステーション構造材の構造強度解析に使用した材料物性の引用文献を Table 2.4.2-1 に示す。

Table 2.4.2-1　References of physical property values of major materials used in analyses.

材料	出典	備考
炭素鋼、SS400	伝熱工学資料[1] JIS 規格	
SUS304 鋼	伝熱工学資料[1] JIS 規格	
アルミニウム合金	伝熱工学資料[1]	
重水	伝熱工学資料[1]	
軽水	伝熱工学資料[1]	
空気	伝熱工学資料[1]	

(2) 解析コード

汎用有限要素プログラム ABAQUS／Standard[2]を用い、二次元シェル要素及び三次元ソリッド要素により対象構造物をモデル化し、線形（微小変形）解析を実施する。

(3) 設計基準

・設計作業では、水平地震力として 0.25G を使用する。
・外力が働くときの許容応力の評価には「短期応力に対する許容応力度」の考え方を用いる。即ち、通常時の許容応力度については安全率を掛けたものが基準とし、異常時には降伏点が基準となる。
・機器毎に使用最高温度を設定する。

解析により得られた応力は、実際の現象により近いとされる歪エネルギー説に基づく Von Mises 相当応力でまとめ、その応力と比較する構造強度評価基準は、参考として通産省告示 501 号「発電用原子力設備に関する構造等の技術基準」[3]を用いることとする。

内圧による一次応力の評価基準は、以下となる。

(a)　$Pm < Sm$

(b)　$PL + Pb < 1.5Sm$

ここで、Pm：一次一般膜応力
　　Sm：設計許容応力
　　PL：一次局部膜応力

Pb：一次曲げ応力

また、熱膨張による二次応力の評価基準は、以下となる。

PL + Pb + Q ＜ 3Sm

ここで、Q：二次応力

Table 2.4.2-2 に、炭素鋼、SUS316 鋼、アルミニウム合金(5083-O)の設計許容応力値を示す。

Table 2.4.2-2 Allowable design stress Sm for major materials used in analyses.

材料	設計許容応力 Sm	温度
炭素鋼、SS400	100 Mpa	at 100℃
SUS316 鋼	115 Mpa	at 150℃
アルミニウム合金 5083-0	91 Mpa	at 100℃

応力の種類によって、許容応力を Sm、1.5Sm あるいは 3Sm とする。

(4) 吸収線量率と材料選定への指針

シャッター駆動機構や各種シール材の放射線損傷に対する寿命を評価するため、中性子源ステーション内における吸収線量分布の計算を行った。基本的な計算方法及び計算モデルに関しては遮蔽設計の章で述べるので、本項では吸収線量率計算特有の計算条件、及び計算結果について述べる。

計算は、MCNPX-2.2.6 コード[4]及び LA-150[5]の核データを用いて行った。吸収線量の評価には、F6 タリーを用いた。3GeV 陽子ビーム入射から始める高エネルギー計算では、20MeV 以上の中性子による吸収線量を評価した。得られた結果を２倍することにより、高エネルギー中性子に伴う低エネルギー中性子及びγ線の影響を考慮した。1 MeV 程度の蒸発スペクトルを持った中性子から始める低エネルギー計算では、低エネルギー中性子及び２次γ線による吸収線量を評価した。ビーム出力は 1 MW、年間運転時間は 5,000 時間とした。

はじめに、古いモデルではあるが、Fig. 2.4.2-1 の左側に示したモデルで計算を行った。図中、緑色は SUS316/水、ピンク色は鉄鋼、橙色は重コンクリートである。計算結果を鉄の核発熱量で表示したのが Fig. 2.4.2-1 の右側の分布図である。ここで、鉄の発熱 1 W/cc はおおよそ 100 MGy/年に相当する。吸収線量を Fig. 2.4.2-1 の分布図から読みとると、ベッセルの枝管先端部では 1 MGy/年程度、ベッセル上蓋直下の空間で 1 Gy/年程度、シャッターの周辺で 1～10^5 Gy/年程度である。

Fig. 2.4.2-2 に、シャッター周辺の吸収線量評価に用いた計算モデルを示す。このモデルでは、図中に紫で示したボイド領域を、密度 0.1g/cm^3 のポリエチレン（有機材料を想定）または酸素で置き換え、それぞれのセル毎に吸収線量を導出した。セルの番号を図中に４桁の数字で示す。材料の違いによる吸収線量の違いが反映された結果が得られる。結果を Table 2.4.2-3 に示した。シャッター周辺であれば、線量に対する高エネルギー中性子による寄与は全体の高々数%と小さく、大部分は低エネルギー中性子及びγ線である。γ線による線量はポリエチレンと酸素で大差はないが、低エネルギー中性子による線量は水素を含むポリエチレンの方が高い。最も吸収線量の大きいシャッター前中央部で枝管の先のセル(#1502)では、ポリエチレンで 3 MGy/年、酸素で 1 MGy/

年である。その上下のセル（#1501, #1503）では、吸収線量はそれぞれ 0.4 MGy/年、0.1 MGy/年程度である。その他の部分では吸収線量は高々数 kGy/y である。

以上の評価では、運転中の中性子及び即発γ線の影響のみが考慮されており、放射化した原子核からの崩壊γ線は含まれていない。崩壊γ線による線量が中性子及び即発γ線による線量に対して有意になるのは、冷却水配管周辺における放射化した水中に生成した N-16 の崩壊に伴う線量である。モデレータ冷却水の N-16 放射能は、およそ 10^{10} Bq/cm^3 である。配管内径 5 cm、無限線状線源、1 崩壊あたりのγ線放出率 74 %、配管からの距離 R cm、γ線発熱定数 1.5×10^{-14} J cm^2/g とし、配管内移動中の減衰を無視すると、

$$(10^{10}\times2.5^2\pi)/(2\pi R)\times0.74\times1.5\times10^{-14}\times3600\times5000 \fallingdotseq 13/R \text{ MGy/年}$$

となる。配管に密着（R = 2.5 [cm]）で 5 MGy/年、配管から 50 cm の位置で同様な配管 5 本からの寄与があるとすると 1.3 MGy/年 となる。

以上の計算結果を踏まえ、それぞれの機器構成要素の耐放射線性仕様について以下のように指針をまとめた。

a. 枝管フランジ、シャッター内挿入ダクトのシール材： 1 MGy/年程度の吸収線量が予想される。交換頻度も低いことから、有機物ではなく金属を選定すべきである。
b. 枝管フランジ、シャッター内挿入ダクトの潤滑材： 1 MGy/年程度の吸収線量が予想される。100MGy まで耐えられる耐放射線性グリースであれば、使用可能である。
c. シャッター背面に埋め込むポリエチレン遮蔽材： 予想される吸収線量は 5 kGy/年程度であるが、ポリエチレンは 1 MGy 程度まで耐えられるため、30 年程度の使用は可能である。
d. シャッターシャフト及び駆動機構： 予想される吸収線量は高々数 kGy/年程度であるため、通常仕様の材料を用いても問題はない。
e. ベッセル上蓋直下の空間に設置した配管類のシール材： 予想される吸収線量は 5 MGy/年程度であり、耐放射線性の高い EPDM（エチレン・プロピレン・ジエンゴム）でも約 1 年しか持たない。また、高度に放射化した冷却水に対するシール性は安全性確保で重要であるので、金属の使用が必要である。
f. ベッセル上蓋用のシール材： 予想される吸収線量は 1.3 MGy/年程度である。5 MGy まで耐えられる EPDM であれば約 4 年持ち、また 1 年に 1 回は交換すること、万一漏れが発生しても高放射化物の漏洩にはつながらないこと、の理由から、EPDM の使用が可能であると考えられる。

Fig. 2.4.2-1 Calculation model (left) and results (right) for the nuclear heating calculation.

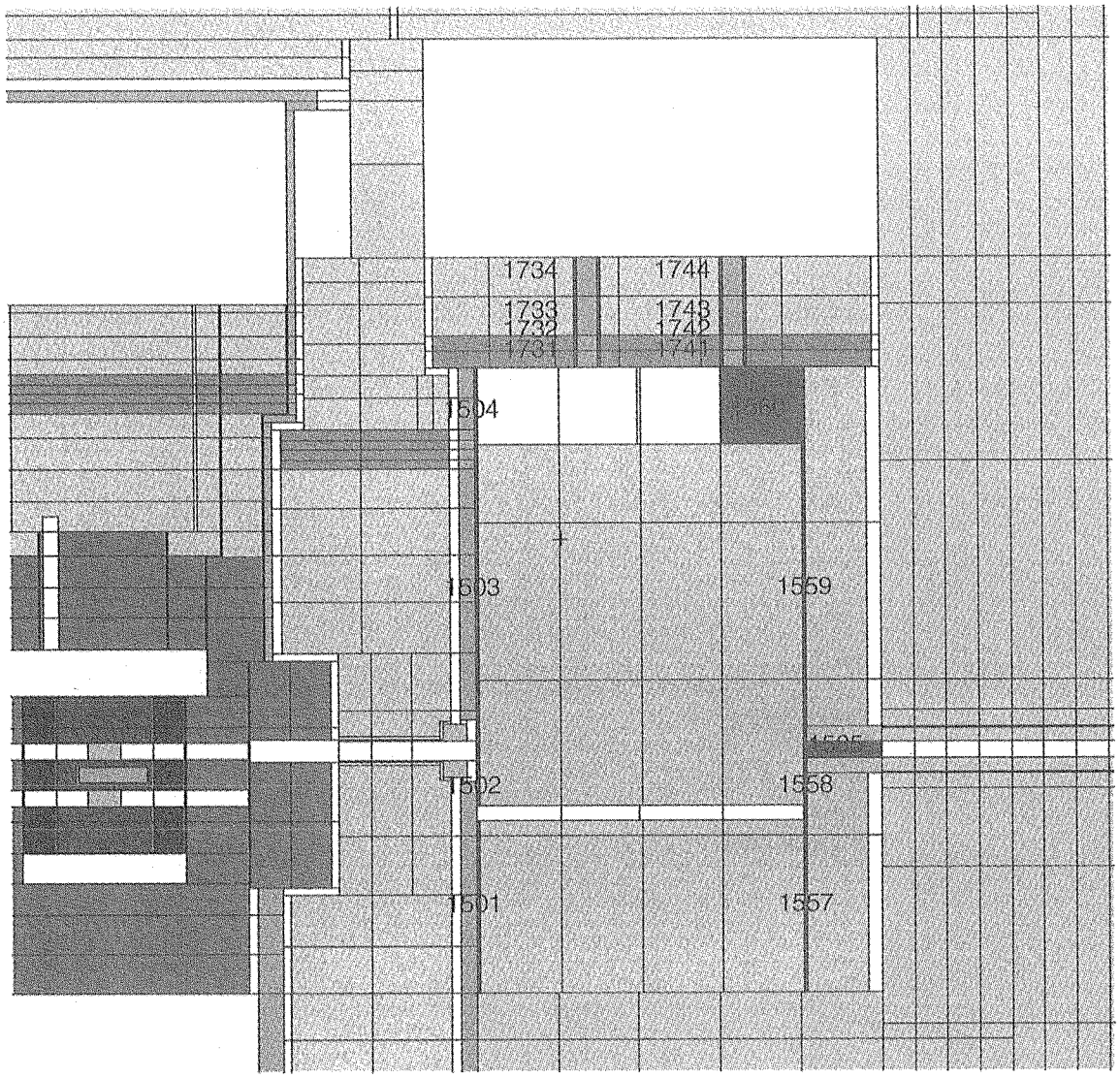


Fig. 2.4.2-2 Calculation model

Table 2.4.2-3 Results of absorbed dose around a shutter

	Cell #	High Energy Neutron [Gy/y]	Low Energy Neutron [Gy/y]	Photon [Gy/y]	Total [Gy/y]	
Polyethylene	1501	3,058	222,586	88,035	313,678	シャッター前　下部
	1502	74,159	2,269,731	934,534	3,278,424	シャッター前　中央部
	1503	3,171	281,229	97,079	381,480	シャッター前　上部
	1504	213	14,952	8,272	23,438	シャッター前　最上部
	1557	3	1,976	711	2,689	シャッター後　下部
	1558	14	3,796	1,330	5,139	シャッター後　中央部
	1559	4	2,135	710	2,849	シャッター後　上部
	1560	3	433	614	1,050	シャッター後　最上部
	1585	1	962	449	1,412	シャッター後　ダクト
	1731	23	1,231	2,203	3,457	前シャフト　最下部
	1732	18	363	2,105	2,486	前シャフト　下部
	1733	8	74	457	538	前シャフト　上部
	1734	2	12	23	37	前シャフト　最上部
	1741	4	287	900	1,190	後シャフト　最下部
	1742	3	100	638	740	後シャフト　下部
	1743	1	16	135	153	後シャフト　上部
	1744	0	3	10	14	後シャフト　最上部
Oxygen	1501	1,459	29,514	62,980	93,954	シャッター前　下部
	1502	36,804	345,781	796,543	1,179,127	シャッター前　中央部
	1503	1,538	35,446	73,705	110,689	シャッター前　上部
	1504	98	1,955	7,652	9,705	シャッター前　最上部
	1557	2	239	672	913	シャッター後　下部
	1558	8	475	1,179	1,662	シャッター後　中央部
	1559	2	238	644	884	シャッター後　上部
	1560	1	74	521	596	シャッター後　最上部
	1585	1	132	420	552	シャッター後　ダクト
	1731	10	195	2,531	2,736	前シャフト　最下部
	1732	8	79	2,275	2,362	前シャフト　下部
	1733	4	19	540	563	前シャフト　上部
	1734	1	4	34	39	前シャフト　最上部
	1741	2	44	820	866	後シャフト　最下部
	1742	1	13	702	717	後シャフト　下部
	1743	1	2	172	175	後シャフト　上部
	1744	0	0	19	19	後シャフト　最上部

２．４．３　構成機器各論

２．４．３．１　ヘリウムベッセル

２．４．３．１．１　機能

ヘリウムベッセルはターゲットステーション中心部に設置する大型の容器構造物であり，その内部にターゲット容器，反射体容器，減速材容器等の中性子源機器及び中性子源機器とヘリウムベッセルの空隙を埋める遮蔽体を収納する。ヘリウムベッセルに要求される機能を以下に示す。

(1) 中性子源周辺空気の放射化による放射性ガス及びオゾン，窒素酸化物等の腐食性有毒ガスの発生を防止するため，及び発生した中性子の減衰を少なくするため，ヘリウムガスを充填するためのバウンダリとしての役割を果たす。

(2) 減速材である液体水素の漏洩に対して防爆対策のために不活性ガス雰囲気を形成するとともに圧力バウンダリを形成する。

(3) 水銀ターゲットはターゲット容器を格納容器（セイフティハル）で覆った多重構造とし，ターゲット容器が破損しても水銀がヘリウムベッセルに漏洩することがないように設計するが，本システムでは水銀が内包する放射能インベントリが最も高いことから，多重防護の観点からヘリウムベッセルに水銀及び放射性ガスを閉じ込めるための第 3 番目のバウンダリとしての機能を持たせる。

(4) ターゲット格納容器，減速材容器、これらを覆う中性子源周りの遮蔽体は発熱密度が高く，除熱するための重水及び軽水が存在する。これらの冷却材中の放射能インベントリは水銀に次いで高い。冷却材は、それぞれの機器・配管内を循環しており、機器・配管及びシール部は寿命期間中に損傷することの無いように設計するが、万一、ヘリウムベッセル内で冷却材漏洩が生じた場合には、それを検出する必要があるとともに、バウンダリを設け外部への漏洩を防止する必要がある。ヘリウムベッセルは、これらの機器に対して第 2 番目の閉じ込めバウンダリとしての役割を果たす。

(5) 中性子ビーム窓を備えたベッセル挿入式角型ダクトを位置決め・支持し，ヘリウムベッセル内のヘリウム雰囲気とヘリウムベッセル外の乾燥空気雰囲気をシールするための中性子ビームポート構造を与える。

(6) 陽子ビーム導入ポートおよび陽子ビーム窓を位置決め・支持する構造を与える。

(7) ターゲット挿入口を与える。

(8) 反射体プラグアセンブリの装填・引抜き口を与える。

(9) ヘリウムベッセルに内包する反射体プラグアセンブリ及びその周囲の遮蔽体を支持する構造を与える。

(10) 液体水素漏洩時に内部圧力が規定値を超える際の放出口を与える。

２．４．３．１．２　設計の基本方針

ヘリウムベッセル設計に際して，以下の基本方針を設定した。

(1) ヘリウムベッセルは施設供用期間（30 年）を通して交換しないものとする。

(2) ターゲットに近い遮蔽体は中性子、ガンマ線の照射による発熱密度が高いため水冷を行う。

水冷を要する遮蔽体箇所は冷媒漏洩があったとしても放射性物質を閉じ込めることができるようにヘリウムベッセルの内側に収めるものとする。

(3) 製作・据付工事に当たっては，信頼性向上，コスト低減，工期短縮の観点から，工場でプレハブ化し，現地での溶接作業・調整作業などを極力なくす。

(4) ヘリウムベッセル外周部の中性子ビームポートには，中性子ビームの減衰を低減するために真空引きしたベッセル挿入式角型ダクトを内側向け挿入する。この角型ダクトの内部にはガイド管が装着される。ガイド管のアライメント精度は中性子性能を左右するものであるため，角型ダクトの設置精度を確保することが重要である。このため，ヘリウムベッセル外周の中性子ビームポート角型ダクト取付け部の精度を規定し，ガイド管の設置精度を担保するものとする。

(5) 中性子ビームポート口径は理論中性子ビームラインを中心としてモデレータビュードサーフェスを 100mm×100mm サイズで見とおせるものとする。

(6) 発生した放射性気体が外部へリークするのを防ぐ観点からはヘリウムベッセル内部を負圧に維持することが望ましいが，ヘリウムガスを負圧で循環させることは困難であるため，ヘリウムベッセル内部は高純度のヘリウムガスを微正圧で閉じ込めるものとする。

２．４．３．１．３　設計条件

ヘリウムベッセル構造設計の主要な条件を以下に示す。

(1) 設計圧力

- ヘリウム雰囲気個所耐圧　：＋0.3MPaG，−0.1MPaG
- 水冷遮蔽部耐圧　：＋0.8MPaG

(2) 外力

- 地震時水平加振力　：0.25G
- ターゲットシール押付け力　：300kN
- 陽子ビーム窓シール押付け力　：35kN

(3) 入射陽子ビーム

ヘリウムベッセルに入射する陽子ビームの仕様は以下のとおりである。

- 入力　：1MW（10%マージンを含む）
- エネルギー　：3GeV
- 周波数　：25Hz

(4) ミドルセクション水冷部

- 冷却材　：軽水
- 冷却水圧力　：最高 0.6MPa
- 冷却水入口温度　：35℃
- 冷却水流量　：15m^3/h 以下
- 総発熱量　：約 30kW
- 最高発熱密度　：0.2W/cm^3（陽子ビーム入射孔付近）

(5) 中性子ビームポート

・中性子ビームポート数　　：23 ポート

非結合型ポイズンド減速材（ターゲットの上に配置）をみるポート数　：6 ポート

非結合型減速材（ターゲットの上に配置）をみるポート数　　：6 ポート

結合型減速材（ターゲットの下に配置）をみるポート数　　：11 ポート

・中性子ビームライン配置　　：Table.2.4.1-1 及び Fig.2.4.1-5 参照

・No16 を除く各中性子ビームポート　：角型ダクト（Fig.2.4.3.3-1 参照）の取付け・取外しを遠隔操作で実施する

・No16 中性子ポート　　：枝管内部にコリメータをパーマネントセットし，閉止フランジの取付け・取外しを遠隔操作で実施する

(6) ヘリウムベッセルに内包する遮蔽体厚さ

・上方向の遮蔽体厚さ　　：陽子ビームラインから 3m（鉄 2.8m，コンクリート 0.2m）

陽子ビームをオフさせ，反射体プラグの上で冷却水配管，水素配管等の継手をハンズオンで着脱するときの誘導放射線量が 100 μ Sv/h 以下を満たす遮蔽体厚さで規定した。

・下方向遮蔽体厚さ　　：0.7m（発熱密度より，2×10^{-4}W/cm^3 以下）

・ラジアル方向遮蔽厚さ　　：半径 1.5m

(7) 漏洩冷媒の一時貯留容量　　：80 リットル以上（最大容量冷却材系サージタンクの液位低下 50mm に相当する体積に 2 倍の安全余裕を見込んだ量）

２．４．３．１．４　ヘリウムベッセルの構造

(1) 全体構造

Fig.2.4.3.1-1，Fig.2.4.3.1-2，Fig.2.4.3.1-3 にそれぞれヘリウムベッセル正面図，平面図，側面図を示し，Fig.2.4.3.1-4 に陽子ビームラインを含む垂直断面図を示す。また，Table.2.4.3.1-1 に部品リストを示す。主要材料は耐用年数 30 年を考慮し，防錆及び耐応力腐食割性の観点からステンレス鋼 SUS316（または 316L）を採用した。ヘリウムベッセルは高さ 6.4m，最大外径 4.4m（陽子ビーム窓受台部），重量約 63 トンの密閉容器であり，下部胴，ミドルセクション，上部胴，上蓋の４つのセクションから構成した。ヘリウムベッセル据付にあたっては下部胴・ミドルセクション・上部胴を工場で一体製作したものを搬入し，予めベースプレート上に設置のサポートシリンダに搭載し，インロー及びキーにより関係位置を確保し，サポートシリンダとミドルセクションとをボルト固定するものとした。地震時にヘリウムベッセル上部が振れることにより配管等に無理な力が加わることを防止するため，B.L.（陽子ビームライン高さ基準）+3500mm 付近の 4 箇所にアウターライナーとヘリウムベッセルと締結する振れ止め梁を設置するものとした。

ヘリウムベッセル内部には反射体，モデレータ，反射体プラグから構成する反射体プラグアッセンブリ及びヘリウムベッセルと反射体プラグアッセンブリとの空隙を埋める遮蔽体を設置する。遮蔽体のうち、陽子ビーム軸とヘリウムベッセルとの交点を中心とする半径約 1.5m の球に含まれる範囲の遮蔽体は水冷構造とした。ヘリウムベッセル内機器の総重量（約 98 トン）は全てミドルセクション内側肩部で支持する。ヘリウムベッセル内機器上面から上蓋までの空間は配管処理

スペースであり，モデレータ交換あるいは反射体交換の際には，本空間に作業員が立ち入り配管継手脱着等の作業を行う。

ヘリウムベッル内部は運転前に真空引き（10^{-3}Torr 程度）した後，ヘリウムガスを充填し，施設運転中は微正圧（約 250mmAq）を維持する。減速材である液体水素が漏洩しヘリウムベッセル内圧が規定圧力（0.25MPa）を超える際には，ラプチャーディスク等の圧力解放機構が作動し，ヘリウムベッセル内のガスはダンプタンクに排気する。

ヘリウムベッセルはその外部に設置する生体遮蔽体エリアの乾燥空気雰囲気，ターゲットトロリー室の乾燥空気雰囲気，陽子ビーム入射ダクトの真空雰囲気の 3 領域と雰囲気境界を形成する。ヘリウムベッセルには反射体プラグアッセンブリ装填のための搬出入口，中性子ビームポート（23 ポート），陽子ビーム入射口，ターゲット挿入口の各開口部がある。反射体プラグ装填の搬出入口は上蓋により閉止し，中性子ビームポートはヘリウムベッセル枝管フランジに閉止フランジ（中性子ビーム窓）を有する角型ダクトを装着することにより生体遮蔽体エリアの乾燥空気雰囲気と境界を形成する。また，ターゲット挿入口はターゲット格納容器のシールを介してターゲットトロリー室乾燥空気雰囲気と境界を形成し，陽子ビーム挿入口は陽子ビーム窓により陽子ビーム入射ダクト内の真空雰囲気と境界を形成し，同時に陽子ビーム窓付属のピローシールにより生体遮蔽体エリアの乾燥空気雰囲気との境界を形成する。

(2) 下部胴

モデレータあるいはリフレクタ，水冷遮蔽体，ミドルセクション水冷部から冷却水（重水，軽水）漏洩，またはターゲットから水銀漏洩があった際，下部胴はその底部にそれらを一時貯留するのに十分な 380 リットルの空隙容積をもち，ドレンパイプを通して地下 2 階にあるダンプタンクに排出する。ドレンラインにはダンプタンク手前に漏洩検出器及びヘリウム境界を形成する電磁弁を設置する。ドレンパイプは据付時に現地で下部胴の内側から溶接し接続する。

(3) ミドルセクション

ミドルセクションは水冷遮蔽体を内包する 2 重円筒の溶接構造である。ミドルセクション水冷部は陽子ビームラインレベルを中心に高さ 1.45m の範囲とし，半径はR0.9m から R1.5m の範囲とした。冷却水配管はベッセル内機器の組付け容易性を考慮し，ヘリウムベッセル外面に沿わせて敷設するものとした。Fig.2.4.3.1-5 に水冷構造の概念図を示す。水冷部は外径 3m，内径 1.8m、高さ 1.45m の容器の内側に，5mm 厚さの流路ギャップを設けて 8 層のステンレスブロックを高さ方向に積層し，軽水を下から上へ半径方向に折り返しながら流す考えである。本冷却構造の成立性については今後の詳細検討が残されている。

Fig.2.4.3.1-6 にターゲット上側中性子ビームラインを含む水平断面図を，Fig.2.4.3.1-7 にターゲット下側中性子ビームラインを含む水平断面図を示す。水冷部を突き通して中性子ビームを導出するために，枝管を水平放射状に配置した。枝管の数はターゲット上側に 12 本，ターゲット下側に 11 本の合計 23 本である。中性子ビームライン 23 本の内，No16 中性子ビームラインは水平反射率計に供するラインであり，下向き 2.22 度及び 5.71 度の 2 本の中性子ビームラインを導出する。このため，No16 枝管だけは内法寸法 125mm×224.4mm の矩形断面形状とし，ヘリウムベ

ッセル内側から枝管内にコリメータを挿入し組み付ける構造とした。Fig.2.4.3.1-8 にコリメータを示す。残り 22 本の中性子ビームラインの枝管は，いずれも外形断面寸法 112mm×112mm の角型ダクトをヘリウムベッセル外側より遠隔操作によりヘリウムベッセル中心からR1500mm の位置まで挿入するため，製作精度および据付精度を考慮し，角型ダクトが挿入される個所の枝管内法寸法は 124mm×124mm とした。No 1 ～6 は，内径 1800mm の壁個所において隣り合う中性子ビームラインの間隔が狭いため，内法寸法 124mm×124mm の枝管を配置することができない。このため，水冷部は扇形状をした 104mm 角孔付き多枝管ブロック構造として水冷部の強度を確保し，このブロックに先端部の枝管を溶接する構造とした。また No7～11 の中性子ビームラインの枝管および No18～20 の中性子ビームラインの枝管は，更に隣り合う中性子ビームラインの間隔が狭いため，水冷部は扇形状をした箱型ブロック構造とし，このブロックに先端部の枝管を溶接する構造とした。その他の No12～15，及び No21～23 の中性子ビームラインは水冷部も含めて内法寸法 124mm×124mm のストレート枝管をそれぞれに配置した。

各枝管はヘリウムベッセル中心から半径 2070mm の位置まで突き出し，その先端には角型ダクト取付け用に枝管フランジを設けた。角型ダクトはヘリウムベッセルを中心とする半径 1.5m から半径 2.3m までの 0.8m 区間に配置し，下流のシャッターに組込みの中性子ビームポートとは 20mm の空隙をもって接続する。尚，モデレータから放出される中性子のうちでを不要なものを取除いたり，あるいは中性子を全反射作用によって遠くまで運ぶため，角型ダクトには実験目的に適合したコリメータもしくはガイド管が内装される。Fig.2.4.3.1-9 に No16 以外の枝管フランジを示し，Fig.2.4.3.1-10 に No16 の枝管フランジを示す。角型ダクトは枝管フランジの 2 本ピンにより位置決めし，フランジ面合わせにより角型ダクトの姿勢を決め，4 本のスタッドボルトにより固定する。この作業は遠隔操作機器によって行われる。

Fig.2.4.3.1-11 に陽子ビーム入射部及びターゲット挿入部の構造を示す。陽子ビーム窓は交換品であり，再装填の際には上方から陽子ビーム窓受台に挿入し位置決めする。このとき，陽子ビーム窓受台の漏斗状ラフガイドで粗位置決めをし，最終的にはφ29mm のピン穴にて精密位置決めを行う。陽子ビーム窓はプラグに対して鉛直方向にフローティングする機構を持っているので，プラグ重量が陽子ビーム窓受台に負荷されることはない。プラグを固定した後，陽子ビーム窓のピローシールがヘリウムガス圧により拡張前進し，陽子ビーム入射フランジ面に押し付けられ，陽子ビーム窓とヘリウムベッセルとがシールされる。陽子ビーム周りは発熱密度が高いため，陽子ビームサイズが矩形 130mm(横) ×50mm(縦)に対して，陽子ビーム入射フランジ内径はφ360mm と大きくとってボイド空間とした。ミドルセクション水冷部についても陽子ビームによる照り返し発熱を考慮し，陽子ビーム孔は矩形 250mm×120mm サイズと大きくとった。

ターゲット挿入孔はターゲット格納容器に沿う形状とし，ターゲット格納容器とのクリアランス 10mm を確保した。ターゲット挿入フランジ面にターゲット格納容器に装着のシールを押し当てることによりターゲットトロリー室との雰囲気境界を形成する。ターゲット挿入フランジはターゲット固定ボルトとのクリアランス 10mm を確保し外径 1050mm とした。

機器健全性のモニタリングおよび機器設計データの取得を目的として，発熱密度の高い代表箇所に熱伝対を設置することとした。熱伝対測定箇所は 12 箇所とし 1 点につき 2 対の熱電対を設置するものとした。測定箇所は陽子ビーム入射フランジ円筒内側に位置するミドルセクション容

器外面の上下左右4箇所と23本ある枝管のうち8本のフランジ付近8箇所とした。

(4) 上部胴

上部胴は一重壁の円筒容器であり，下から上に向かう途中で直径を一段大きくしている。これは線源からの放射線がヘリウムベッセルと周囲遮蔽体との間隙（50mm）をパスとして直接抜けていくことを防ぐことを目的としている。間隙 50mm に対し，段差は半径で 150mm とした。ヘリウムベッセル内には陽子ビームラインから 3.0m 上のレベルまでヘリウムベッセル内機器を設置し，このレベルから上の空間が配管を取り回すスペースとなる。配管取り回し，及び作業員の立入り作業スペースを考慮し上部胴直径をφ2400mm，空間高さを 1480mm とした。Fig.2.4.3.1-12 に配管敷設概念図を示す。Table.2.4.3.1-2 に示すように、ヘリウム雰囲気のヘリウムベッセル内から乾燥空気雰囲気の配管樋へ 29 本の配管類を取り出す。取り出し部では Fig.2.4.3.1-13 に示すように、5 個所のフランジに貫通配管を溶接した蓋をボルト固定する。軽水・重水配管近傍は放射線量が高いため，シール材には半永久使用を考慮し金属Oリングを採用した。Table.2.4.3.1-3 に配管類の配管貫通蓋への割り付けを示す。

(5) 上蓋

上蓋はターゲット交換，あるいはモデレータ交換，反射体交換のため，少なくとも年に 2 回は開放するので，上蓋シール材は交換部品とする。上蓋シール材の吸収線量は概ね 10^7rad/year と推定される。比較的締め付け荷重が小さくてすむメタル中空Oリング、もしくはゴム質ガスケットが選定候補となるが、メタル中空Oリングは据付面粗度が厳しく要求されること、また値段が比較的高価なため、ゴム質ガスケットを使用することし、最も耐放性に優れたエチレンプロピレンゴム（EPDM）製（耐放性 5×10^9 rad [6] ）Oリングを選定した。

(6) 枝管部の精度

精度に関しては，中性子ビームライン精度をいかに確保するかが最も重要であり，この精度は角型ダクト取付けアライメント精度によって決定付けられる。Table.2.4.3.1-4 に角型ダクト取付け要求精度を示す。

角型ダクト取付けアライメント精度はヘリウムベッセル据付精度及び角型ダクト取付構造の製作精度によって決まり，上述の要求精度を満たすべく Table.2.4.3.1-5 に示す据付精度および製作精度を設定した。以下に設定根拠を示す。

枝管フランジ基準ピン位置最大誤差及び枝管フランジ最大傾き誤差は Tables.2.4.3.1-6 及び 2.4.3.1-7 に示す値となり，枝管フランジ基準ピン位置は要求精度±2mm 以内に対し，最大誤差 4mm となりこのままでは要求を満足しないが，角型ダクトのピン穴及びボルト穴を，枝管フランジピン位置に現合にてシフトさせて位置ズレを補正するものとする。このため，工場製作段階で基準ピン位置の計測データを取得し，また据付時の位置ズレを計測し，角型ダクトの設計にフィードバックするものとする。最大シフト補正可能量は次に示すとおり 3.9mm であり，

(枝管内法 124mm－角型ダクト外法 112mm)÷2－枝管平行度 2mm＝3.9mm

補正後の位置ズレは 0.1mm（4mm－3.9mm）となり，枝管フランジ面での角型ダクトの位置精度

要求精度±2mm 以内を満足できる。一方，視点ズレは次に示すとおり 2.5mm であり，

角型ダクト補正後ｽﾞﾚ 0.1＋角型ダクト傾きｽﾞﾚ 2070×1.2mrad =2.5mm

角型ダクトの視点ズレ 3mm を満足する。

以上より，Table.2.4.3.1-5 に設定した据付精度および製作精度は Table.2.4.3.1-4 に示した角型ダクト取付け要求精度を満足する。

２．４．３．１．５　構造検討及び強度設計

(1) 耐震解析

ヘリウムベッセルの自重及び水平荷重による強度解析を実施した。ヘリウムベッセル及びサポートシリンダを三次元シェル要素によりモデル化した。ミドルセクション部はターゲット挿入孔及び陽子ビームダクト部のみとした。拘束条件として、ヘリウムベッセルミドルセクション部はサポートシリンダ上面と完全に固定されており、サポートシリンダ底面はベースプレートに完全固定されているとした。解析モデル及び解析条件 Fig.2.4.3.1-15 に示す。図に示すとおり、ヘリウムベッセルの部位毎の重量を考慮した。

Fig.2.4.3.1-16 に自重及びターゲットシール反力による変位及び応力の計算結果を示す。外力として地震時に水平荷重 0.25G 及び 0.4 が加えられた場合の変位及び応力の計算結果を Fig.2.4.3.1-17 及び 2.4.3.1-18 に各々示す。この解析によりヘリウムベッセルに生じる応力は許容値超えることはないことを確認した。

(2) 内圧による変位及び応力

(1) の評価と同じモデルを用いて、ヘリウムベッセルの内圧による変位及び応力を解析した。内圧としては、ヘリウムガス圧力 0.3MPa とミドルセクション内の水圧 0.8MPa である。解析モデル及び解析条件を Fig.2.4.3.1-19 に示す。Fig.2.4.3.1-20 にヘリウムベッセル胴内圧による変位及び応力の解析結果を示す。ミドルセクション部内圧による変位及び応力についてはダクト部の厚さを 10mm と 20mm の場合について、各々Fig.2.4.3.1-21、Fig.2.4.3.1-22 に示す。ミドルセクション部については、陽子ビームダクト部に最大応力が発生し、応力が許容値を超えないためには、板厚を 10mm から 20mm にする必要があることがわかった

(3) ミドルセクション部分モデルによる内圧変位及び応力

ミドルセクションを貫通する中性子ビームダクトを三次元シェル要素でモデル化し、冷却水の内圧による変位及び応力を求めた。解析モデル及び解析条件を Fig.2.4.3.1-23 に示す。境界条件として、ヘリウムベッセル胴部を完全に固定した。中性子ビームダクトの板厚を 10mm 及び 25mm とした場合の解析結果を各々Fig.2.4.3.1-24 及び Fig.2.4.3.1-25 に示す。最大変位はダクトのミドルセクション中央部で発生し、最大応力は複数のラインを取り出すダクトのミドルセクション胴部で生じる。本結果から、板厚 10mm で発生する応力は許容値を超え、許容応力を満足するためには板厚を 25mm とする必要があることがわかった。

(4) 中性子ビームダクトの自重による変位及び応力

ヘリウムベッセルのミドルセクションに取り付ける中性子ビームダクトを部分的に三次元シェル要素でモデル化し、ビームダクト、ダクトフランジ、挿入管及び鉄コリメータを考慮した荷重で自重解析を行った。ここで、解析モデル及び解析条件を Fig.2.4.3.1-26 に示し、自重による変位及び応力結果を Fig.2.4.3.1-27 に示す。SUS フランジ厚さ 70mm 及び鉄コリメータを考慮しても最大変位が 0.2mm 程度であり問題ないといえる。

(5) 温度及び熱膨張

アルミ合金側及び SUS 側のフランジ付き中性子ビームダクトを三次元ソリッド要素によりモデル化し、核計算による発熱データにより温度分布解析を実施した。解析モデル及び解析条件 Fig. 2.4.3.1-28 に示し、境界条件を Fig. 2.4.3.1-29 に示す。Fig. 2.4.3.1-30 に示すように、He ガスの熱伝導の有無に関わらず、中性子ビームダクトの最大温度は 50℃を下回り、熱膨張量は 0.5mm 程度である。

(6) 中性子ビームダクト内部コリメータ温度

中性子ビームダクト内に挿入する予定のコリメータの発熱による温度分布を求める。解析は、ダクト底面、鉄コリメータ及び両者の間のギャップ部を三次元シェル要素でモデル化し、ギャップ部は固体同士の接触面積比をパラメータとした接触熱抵抗を用いた。解析モデル及び解析条件を Fig. 2.4.3.1-31 に示す。Fig. 2.4.3.1-32 に示すようにコリメータの発熱による最大温度は鉄部分で 124℃となり問題のない温度だが、アルミ合金部で 114℃でありアルミ合金のクリープ温度（100℃）を超えないことを前提とする条件を満足できない結果となっている。

(7) 水平反射率計内部コリメータ温度

No.16 の水平反射率計用中性子ビームラインダクト内に設置するコリメータの発熱による温度分布を求めた。解析は、中性子ビームが通る穴を設けた鉄ブロックを三次元ソリッド要素によりモデル化した。発熱データは核計算の結果に基づく。また、コリメータのうち、ミドルセクション内に位置する部分は冷却水による熱移動を考慮した。解析モデル及び解析条件を Fig. 2.4.3.1-33 に示し、Fig. 2.4.3.1-34 に温度分布、Fig. 2.4.3.1-35 に熱膨張量解析結果を示す。本結果からミドルセクション内の熱除去を考慮しない場合でも最大温度が 100℃を下回り、また、熱膨張量は 0.3mm 程度である。

(8) 窓部内外圧変位及び応力

ヘリウムベッセルの中性子ビームダクト枝管に挿入するアルミ合金製角型ダクトの窓部を三次元シェル要素でモデル化し、内圧による変位及び応力を評価した。圧力の境界条件として、ヘリウムベッセルの外側に面する窓部は大気圧と接し、ベッセル内部は最高で 0.2 MPa の圧力にさらされることとなる。窓部は平面及び二種類の曲率の半円筒面として比較を行った。解析モデル及び解析条件を Fig. 2.4.3.1-36 に示す。評価した片側真空の圧力解析結果を Fig. 2.4.3.1-37 に、真

空＋He ガス圧力 0.3MPa とした場合の解析結果を Fig. 2.4.3.1-38 に示す。変位及び応力とも平板型の窓では厳しく、曲率 200mm 程度の半円筒形状の窓が適切である。

２．４．３．１．６　今後の課題

今後の検討課題を以下に示す。

(1) ミドルセクション水冷部構造の詳細検討

(2) ヘリウムベッセル内側に設置する水冷遮蔽体の交換の要否検討，及び交換する場合の対応方策の検討

(3) 枝管フランジスタッドボルトのカジリ問題

等。

Table 2.4.3.1-1 Parts List of helium vessel

番号	品名	材質	重量	数量	備考
①-1	上蓋	SUS304 または SUS304L	3.1トン	1個	
①-2	Oリング	EPDM		2個	予備1個を含む
①-3	M36ボルト，座金	SUS316		48個	
①-4	上蓋吊り金具	SUS304 または SUS304L		1式	図示せず
①-5	ヘリウムベッセル振れとめ梁	鉄鋼		4個	概念図のみ
②-1	上部胴	SUS316 または SUS316L	10.6トン	1個	
②-2	φ50ピン	SUS316		2個	水冷遮蔽ブロック位置決め用
③-1	ミドルセクション容器	SUS316 または SUS316L	48トン	1個	
③-2	水冷SUSブロック	SUS316 または SUS316L		1式	
③-3	枝管	SUS316 または SUS316L		23式	フランジ，ボルト，ピンを含む
③-4	ターゲット挿入フランジ	SUS316 または SUS316L		1個	
③-5	陽子ビーム窓受台	SUS316 または SUS316L		1式	
③-6	陽子ビーム入射フランジ	SUS316 または SUS316L		1個	
③-7	冷却水配管	SUS316 または SUS316L		2個	
③-8	配管支持金物	SUS316		2式	図示せず
③-9	M30ボルト，座金	SUS316		12個	ヘリウムベッセル固定用
③-10	熱電対	SK型		24本	
③-11	枝管挿入コリメータ	鉄鋼		1個	中性子ビーム孔表面にはニッケルメッキ(3号)処理施工
④-1	下部胴	SUS316 または SUS316L	1.4トン	1個	
④-2	ドレンパイプ	SUS316		1個	電磁開閉弁を含む
④-3	カラー	SUS316 または SUS316L		1個	ドレンパイプシール溶接用

(注) 表中の番号はFig.2.4.3.1-1に示す図中の部品番号に対応する

Table 2.4.3.1-2 List of piping penetrating through the upper body of helium vessel.

機器名称	配管名称	本数	区分	配管径
モデレータ	PM 液体水素輸送管	1	液体水素	80A 多重管
	DM 液体水素輸送管	1	液体水素	80A 多重管
	CM 液体水素輸送管	1	液体水素	80A 多重管
	PM 冷却水配管	2	軽水	25A_Sch40
	DM 冷却水配管	2	軽水	25A_Sch40
	CM 冷却水配管	2	軽水	25A_Sch40
反射体	冷却水配管	2	重水	50A_Sch40
反射体プラグ	内部プラグ冷却水配管	2	軽水	25A_Sch40
	外部プラグ冷却水配管	2	軽水	25A_Sch40
水冷遮蔽体	冷却水配管	2	軽水	50A_Sch40
ヘリウムベッセル本体	真空引き配管	1	真空	40A_Sch40
	水素逃がし配管	1	ガス	80A_Sch40
	ガス供給配管	1	ガス	10A_Sch10s
	ヘリウムサンプル配管	1	ガス	8A_Sch10s
反射体・水冷遮蔽体熱電対信号ケーブル		1	信号線	48 芯フィードスルー
予　備		4	---	50A_Sch40
		3	---	25A_Sch40
合計		29		

注：表中の CM, PM, DM は、３台あるモデレータの種類を表す

ミドルセクション冷却水配管（2 本，軽水，50A_Sch40）はヘリウムベッセル外面に敷設

Table 2.4.3.1-3 List of pipings penetrating through the flanges on the upper body of helium vessel.

配管貫通蓋	配管 ID	機器名称	配管名称	配管径等
配管貫通蓋-A	A-1	反射体・水冷遮蔽体	熱電対信号ケーブル	ICF114
	A-2	予　備	---	ICF114
	A-3	水冷遮蔽体	冷却水配管	50A_Sch40
	A-4	水冷遮蔽体	冷却水配管	50A_Sch40
	A-5	モデレータ（CM）	冷却水配管	25A_Sch40
	A-6	モデレータ（CM）	冷却水配管	25A_Sch40
	A-7	ヘリウムベッセル本体	ガス供給配管（He, Air）	10A_Sch10s
	A-8	ヘリウムベッセル本体	ヘリウムサンプル配管	8A_Sch10s
配管貫通蓋-B	B-1	モデレータ（CM）	液体水素配管	80A 多重管
	B-2	ヘリウムベッセル本体	真空引き配管	40A_Sch40
	B-3	ヘリウムベッセル本体	水素逃がし配管	80A_Sch40
配管貫通蓋-C	C-1	モデレータ（PM）	液体水素配管	80A 多重管
	C-2	モデレータ（DM）	液体水素配管	80A 多重管
配管貫通蓋-D	D-1	予　備	---	ICF114
	D-2	反射体外部プラグ	冷却水配管	25A_Sch40
	D-3	反射体外部プラグ	冷却水配管	25A_Sch40
	D-4	予　備	---	ICF114
	D-5	予　備	---	ICF114
	D-6	反射体	冷却水配管	50A_Sch40
	D-7	反射体	冷却水配管	50A_Sch40
	D-8	予　備	---	ICF114
配管貫通蓋-E	E-1	予　備	---	ICF114
	E-2	モデレータ（DM）	冷却水配管	25A_Sch40
	E-3	モデレータ（DM）	冷却水配管	25A_Sch40
	E-4	モデレータ（PM）	冷却水配管	25A_Sch40
	E-5	予　備	---	ICF114
	E-6	反射体内部プラグ	冷却水配管	25A_Sch40
	E-7	反射体内部プラグ	冷却水配管	25A_Sch40
	E-8	モデレータ（PM）	冷却水配管	25A_Sch40

注：表中の CM, PM, DM は、３台あるモデレータの種類を表す。

Table 2.4.3.1-4 Required accuracy for installation of vessel inserts.

枝管フランジ面（ヘリウムベッセル中心より半径2070mm）での角型ダクトの位置精度	±2mm 以内
視点ズレ（Fig.2.4.3.1-14 参照）	δy＜3mm δz＜3mm

Table 2.4.3.1-5a Accuracy specification of helium vessel installation

ヘリウムベッセル嵌合部の基準外径中心位置	±1mm 以内
ヘリウムベッセル基準面の高さ位置	±0.5mm 以内
ヘリウムベッセル基準面の水平度	±0.5/2070rad 以内
ヘリウムベッセル中心軸回りの方位角度	±0.5/2070rad 以内

Table 2.4.3.1-5b Accuracy specification of the neutron beam extraction ducts on helium vessel.

枝管と理論中性子ビームラインとの平行度	2mm 以内
枝管フランジ上２つの基準ピンの中点（即ち，フランジ中心位置）位置精度	理論中性子ビームラインを中心とする半径 2mm の円筒範囲以内にあること
枝管フランジ面と理論中性子ビームラインを含みヘリウムベッセル基準面と直角な面との直角度	0.2mm 以内

Table 2.4.3.1-6 Maximum allowable error of the positioning pin location on the flange of the neutron beam extraction duct.

	円周方向誤差	鉛直方向誤差
据付精度	中心ズレ 1mm 中心軸回りの方位ズレ 1mm	高さ設置誤差 0.5mm 水平傾き 0.5mm
製作精度	基準ピン位置 2mm	基準ピン位置 2mm
合計	4mm	3mm

Table 2.4.3.1-7 Maximum allowable error of the flange surface of the neutron beam extraction duct.

	鉛直に対する傾き	中性子ビーム軸に対する左右傾き
据付精度	0.24mrad（0.5/2070rad）	0.24mrad（0.5/2070）
製作精度	0.57mrad（0.2/350）	0.96mrad（0.2/208）
合計	0.81mrad	1.2mrad

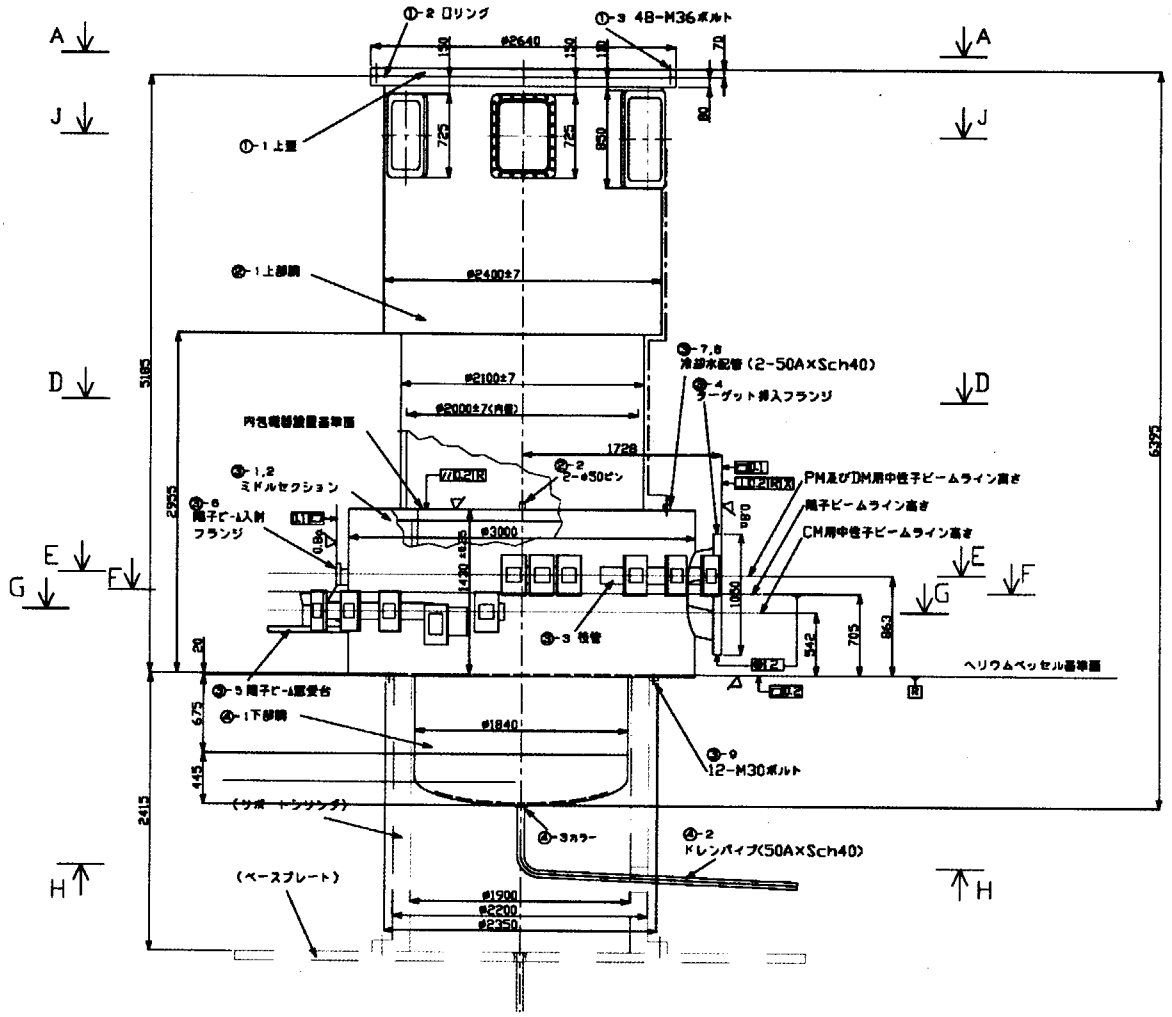


Fig.2.4.3.1-1 Front view of helium vessel.

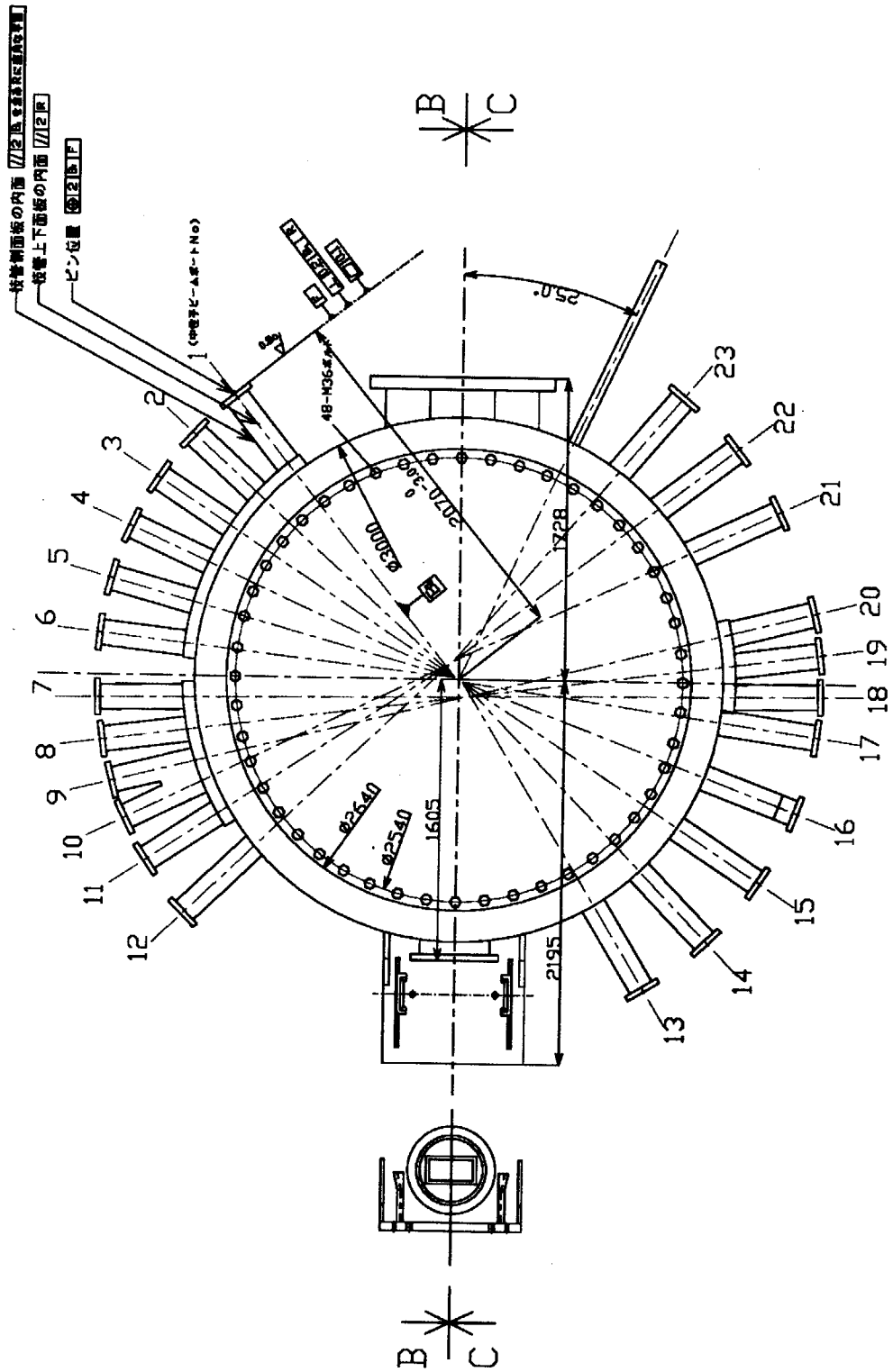


Fig.2.4.3.1-2 Plane view of helium vessel from A-A plane.

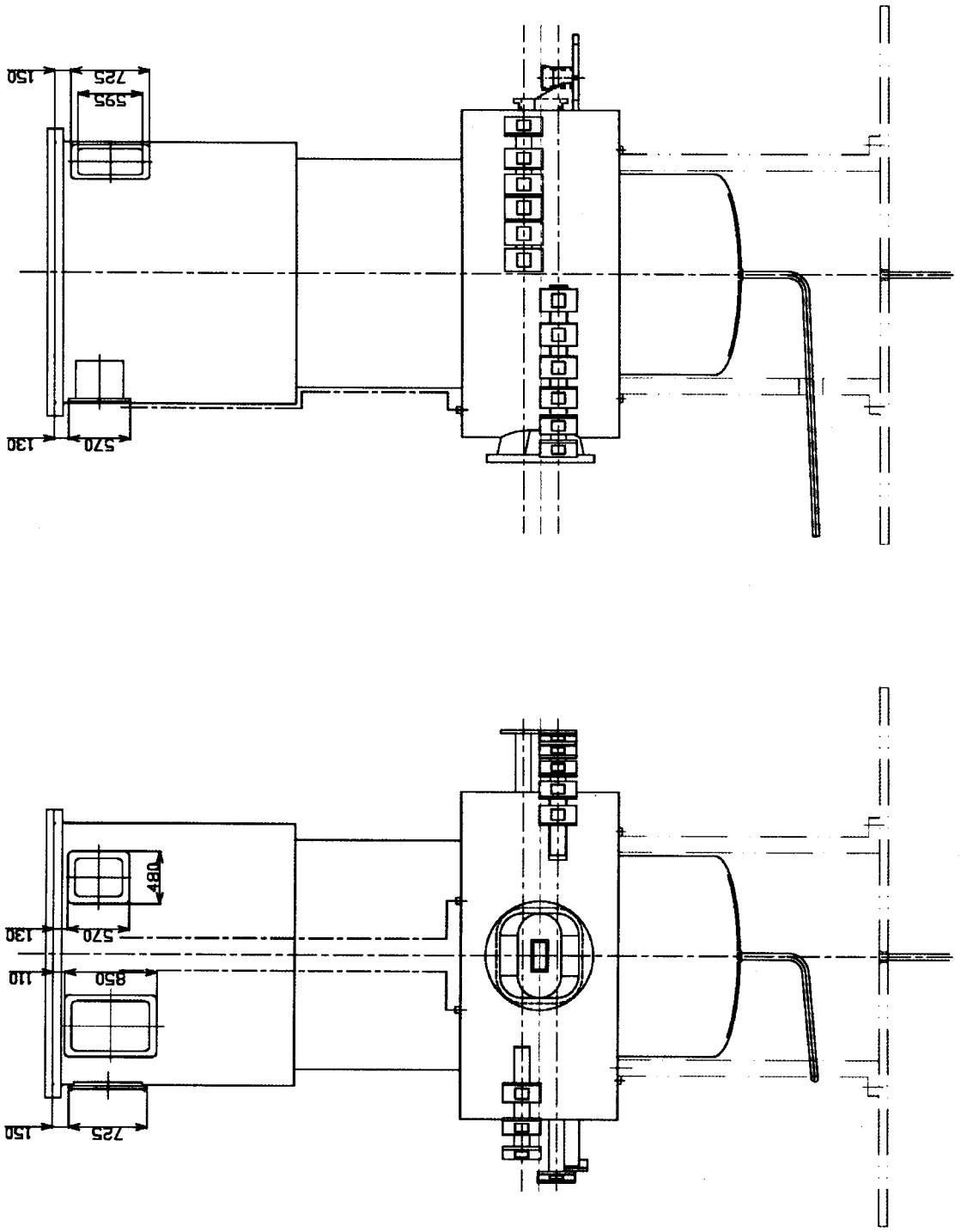


Fig.2.4.3.1-3 Side view of helium vessel.

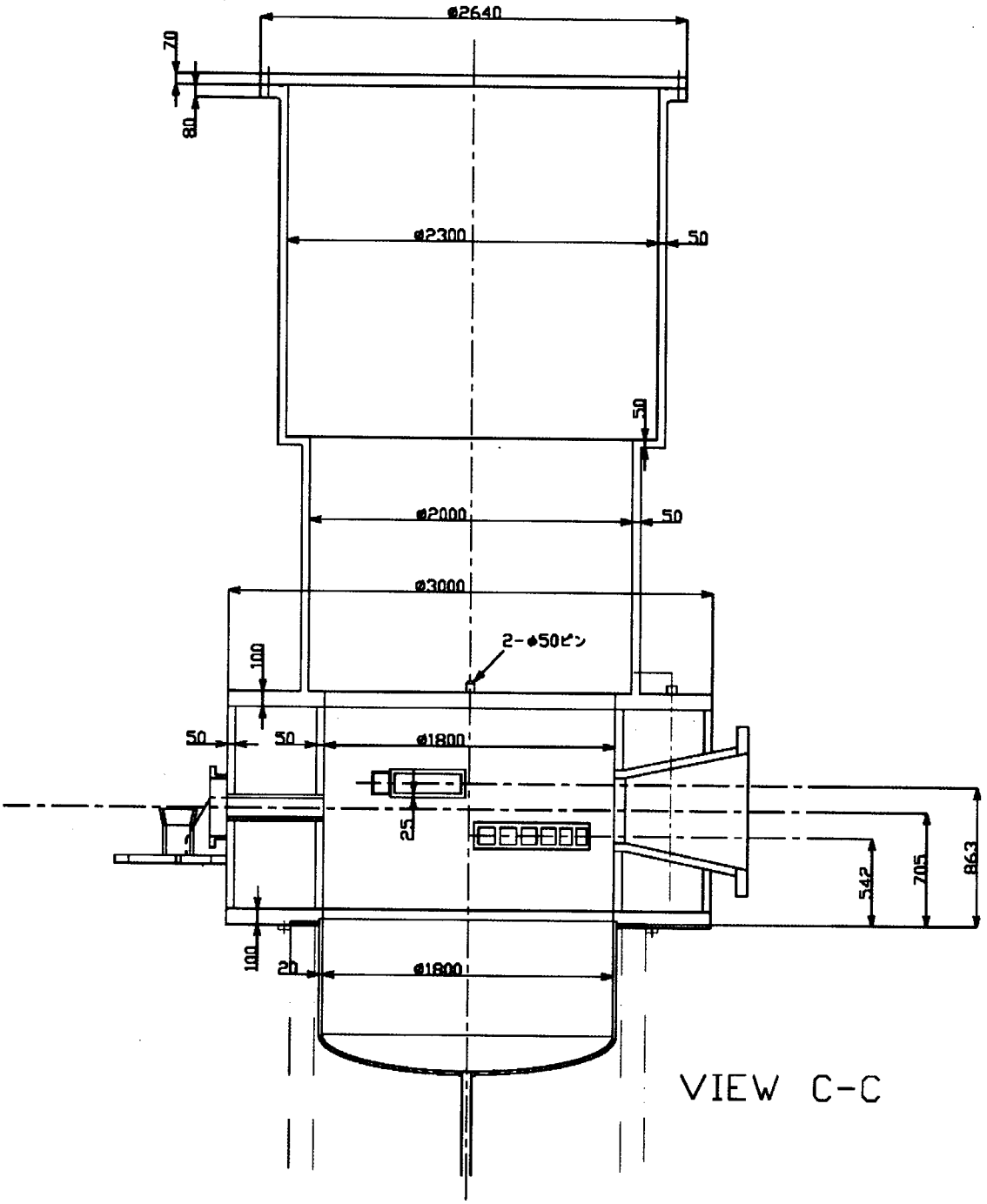


Fig.2.4.3.1-4 Side view of helium vessel

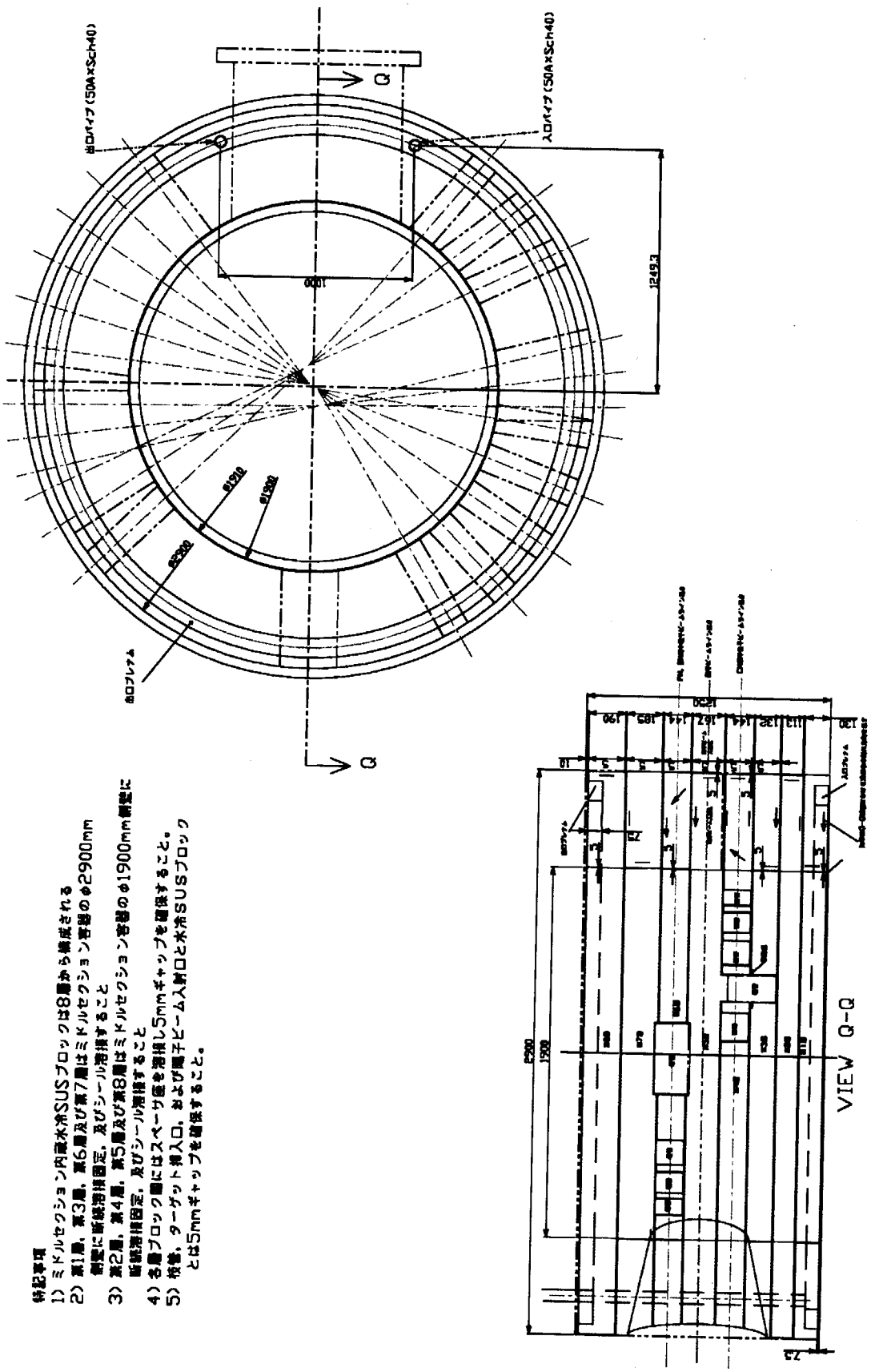


Fig.2.4.3.1-5 Outline of structure of water-cooled steel shielding in the middle section part of helium vessel .

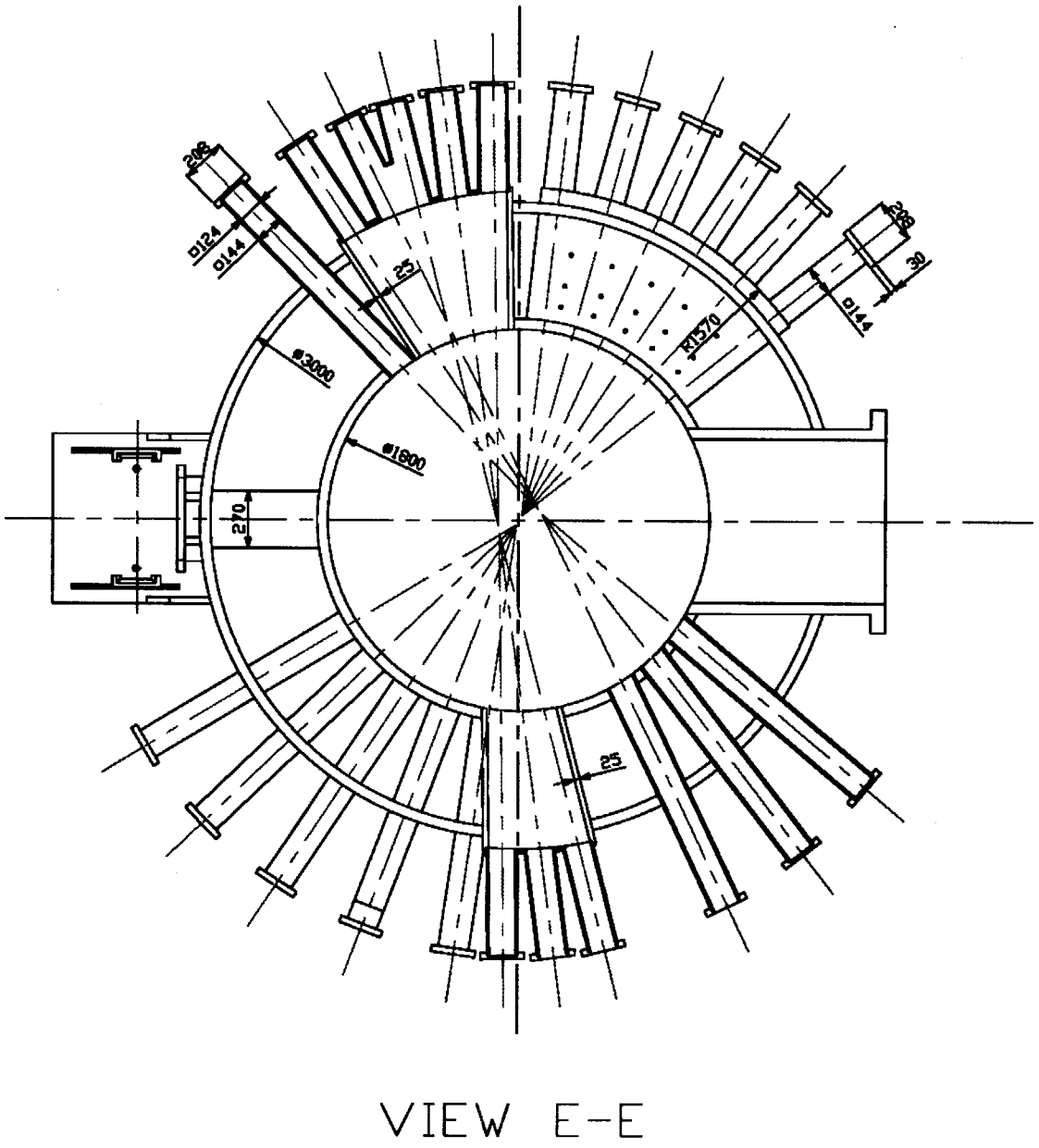


Fig.2.4.3.1-6 Cross sectional view of helium vessel on the horizontal plane including upper neutron extraction ducts.

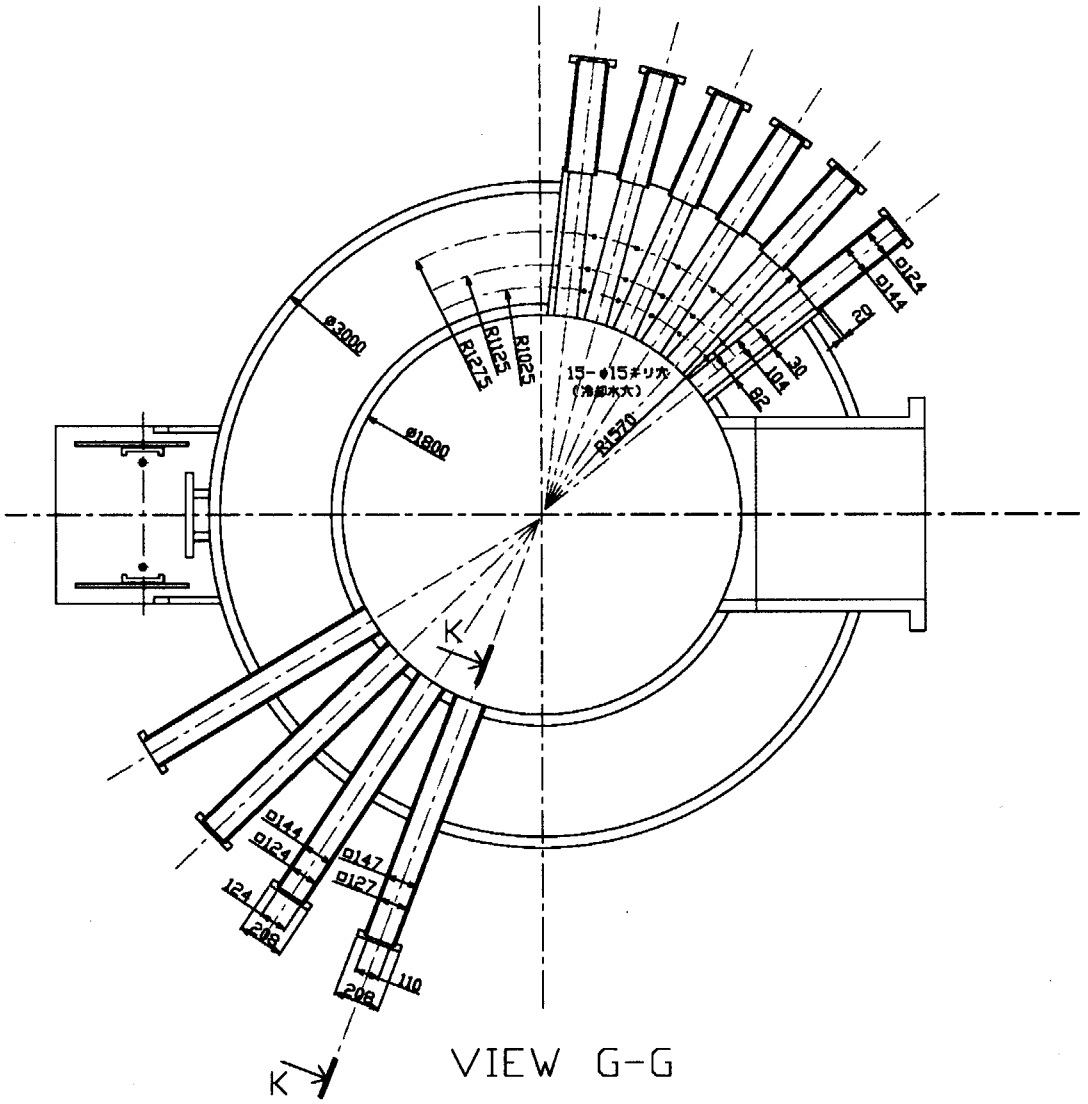
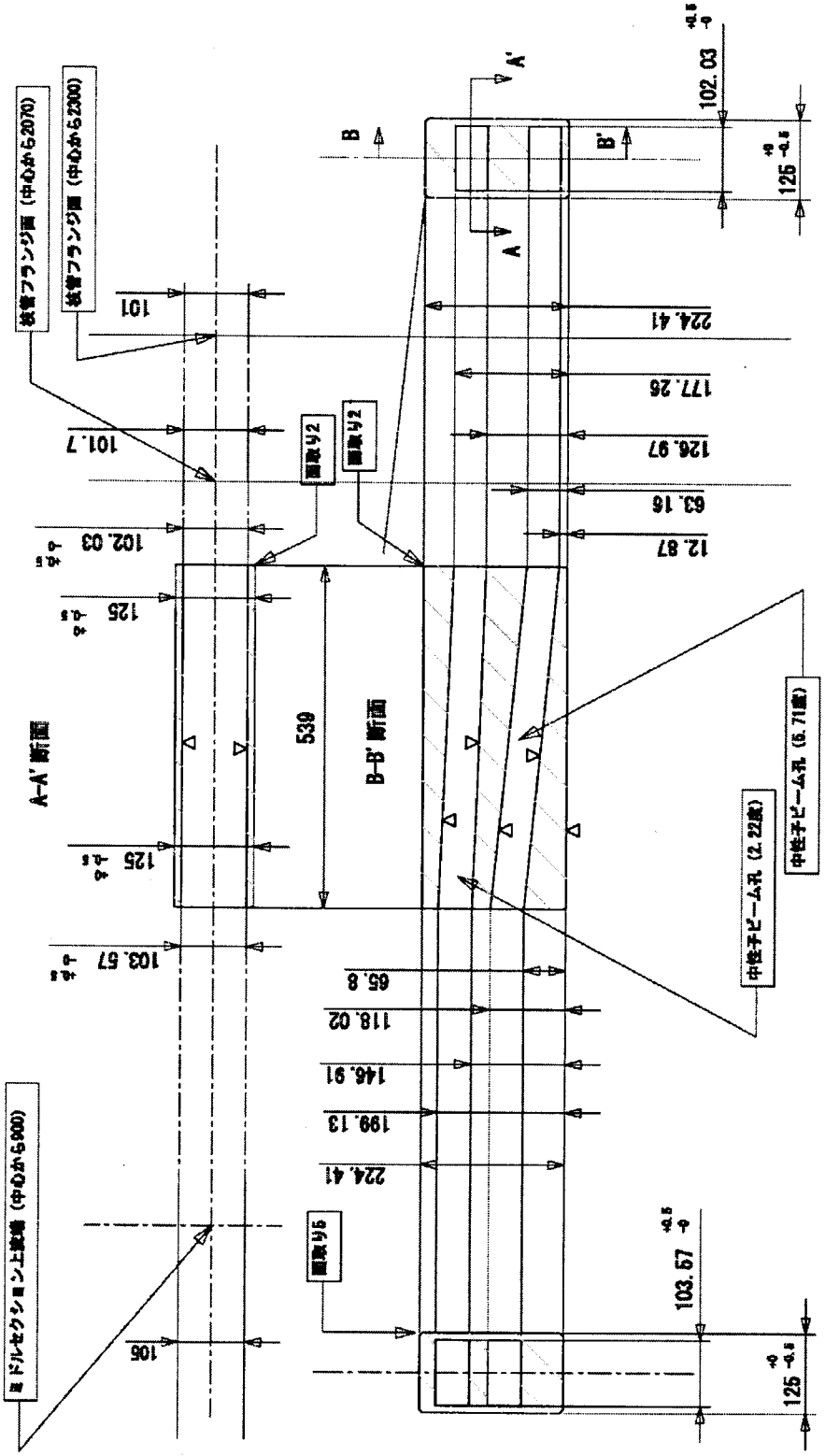
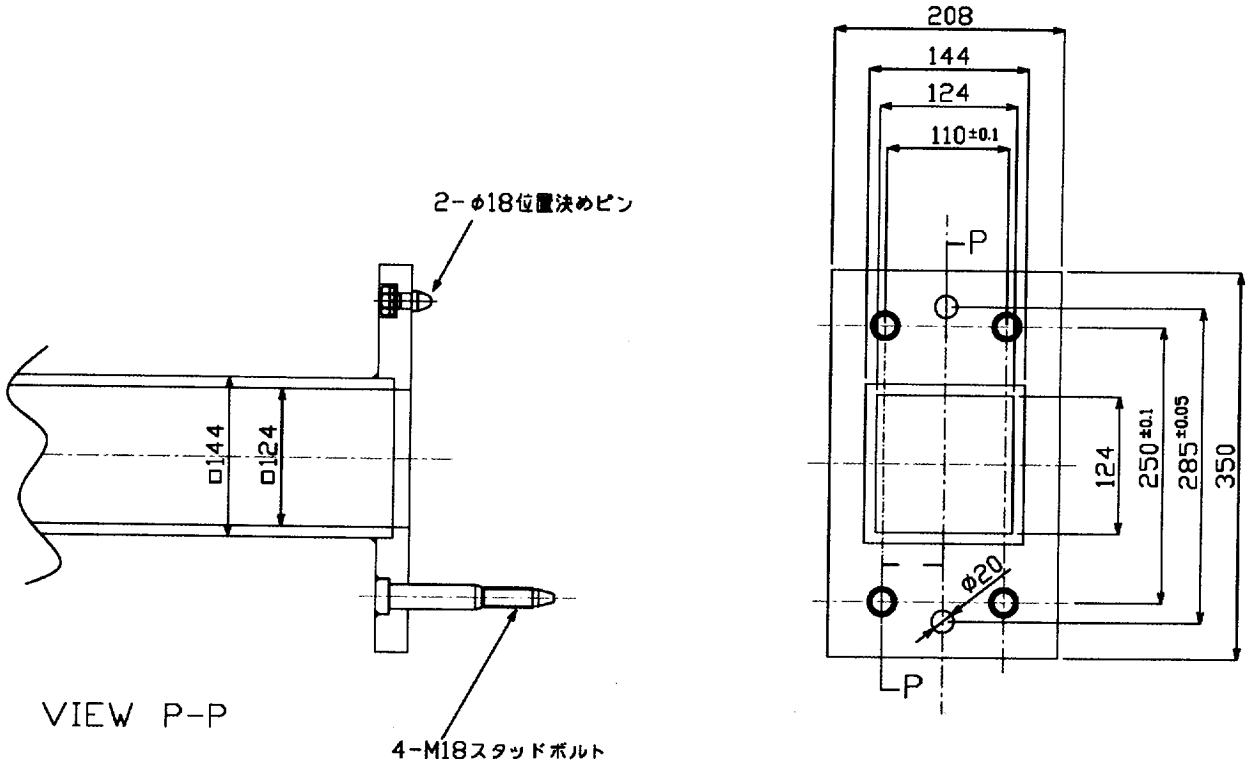


Fig.2.4.3.1-7 Cross sectional view of helium vessel on the horizontal plane including lower neutron extraction ducts.



材質：SS、少なくとも中性子ビーム孔の上下、左右面は鏡面コーティング仕上げ
指定がない場合、寸法公差は全て 0.5mmとする。

Fig.2.4.3.1-8 Drawing of the steel collimator for neutron extraction duct No.16 for reflectometer.



枝管フランジ部詳細(No16を除き，No1~No23とも同じ)

Fig.2.4.3.1-9 Drawing of flange of the neutron extraction ducts except for beam-line No.16.

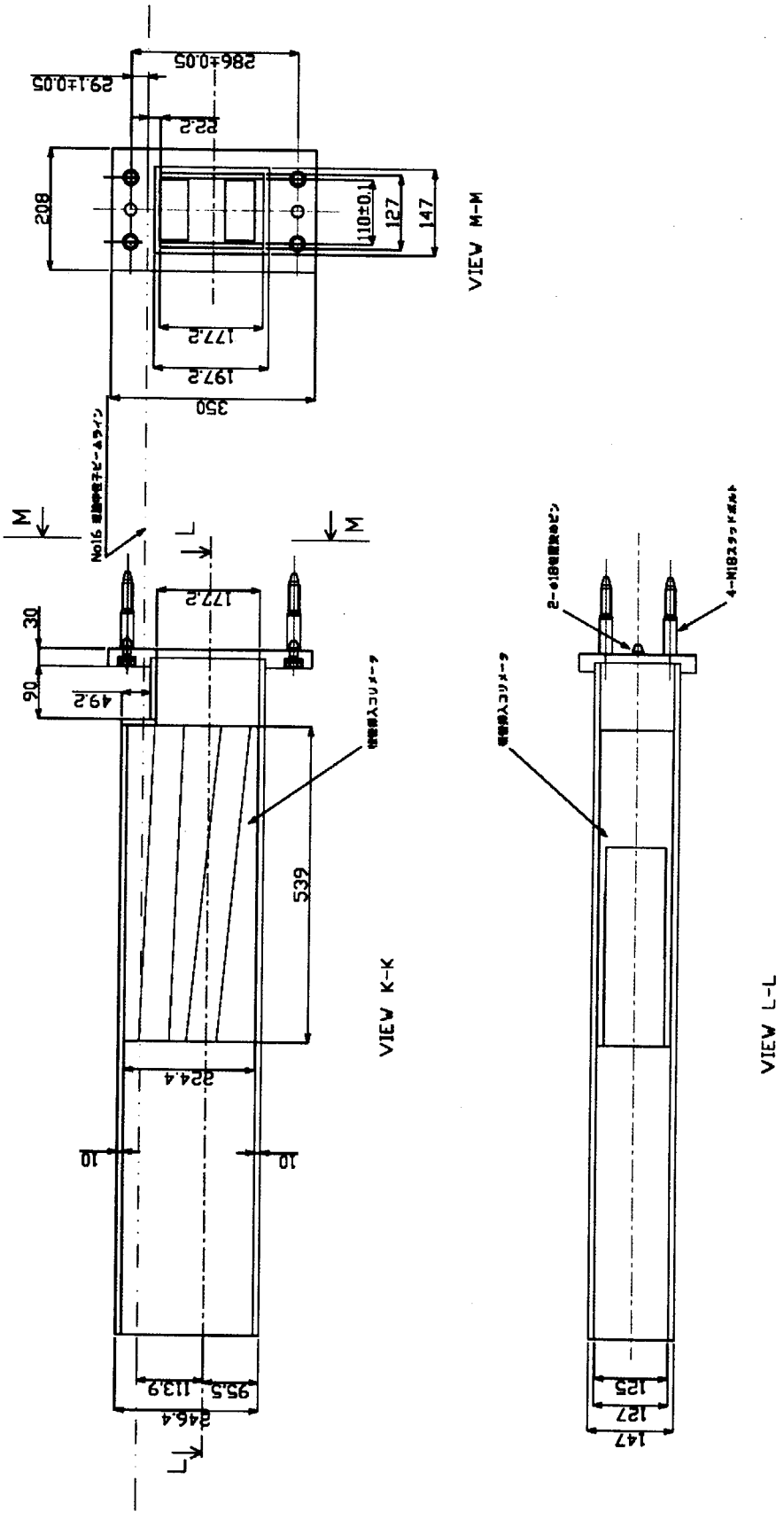


Fig.2.4.3.1-10 Drawing of flange of the neutron extraction duct for beam-line No.16

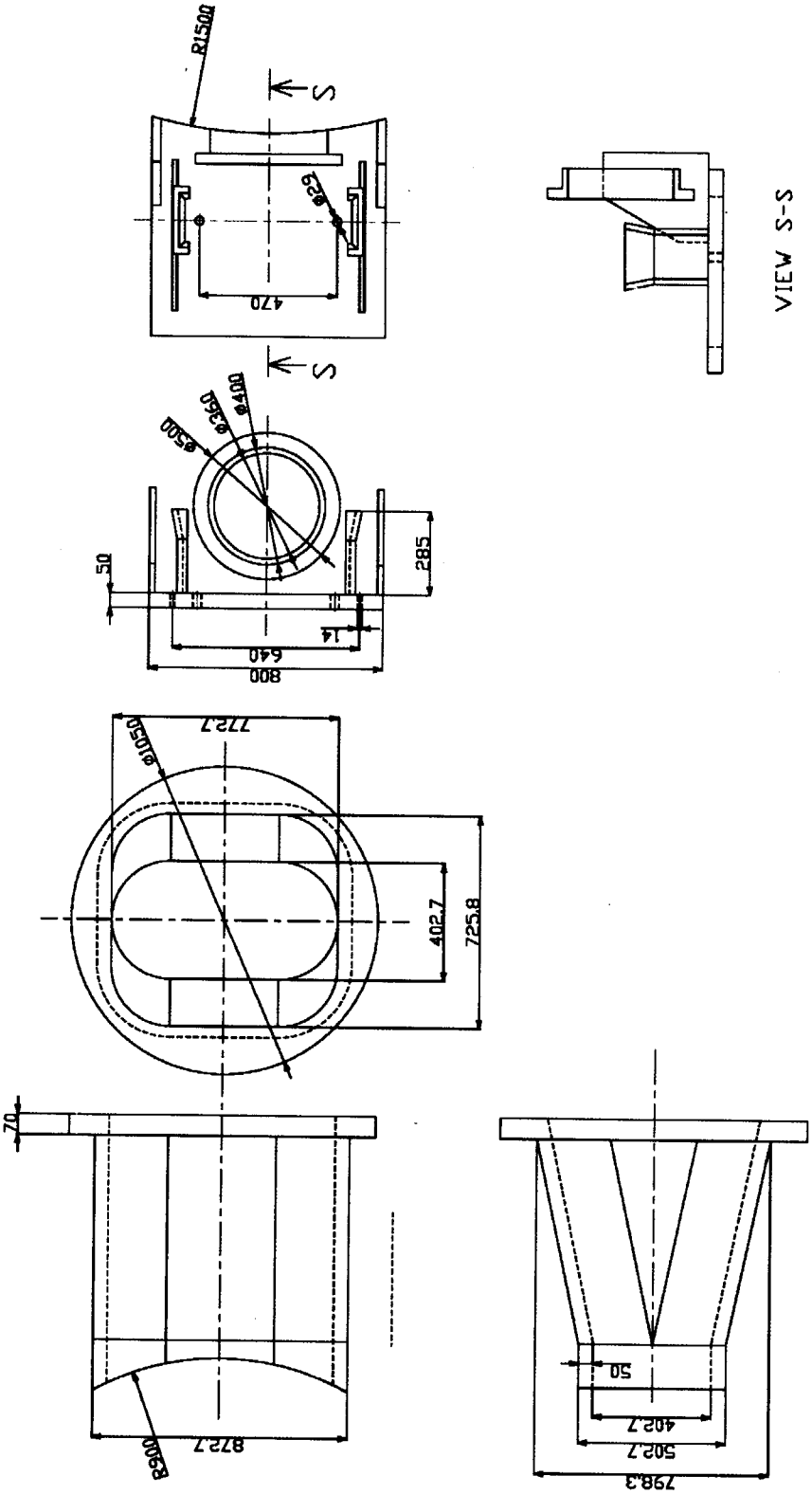


Fig.2.4.3.1-11 View of the flange for mercury target insertion part and the supporting plate for the proton beam window.

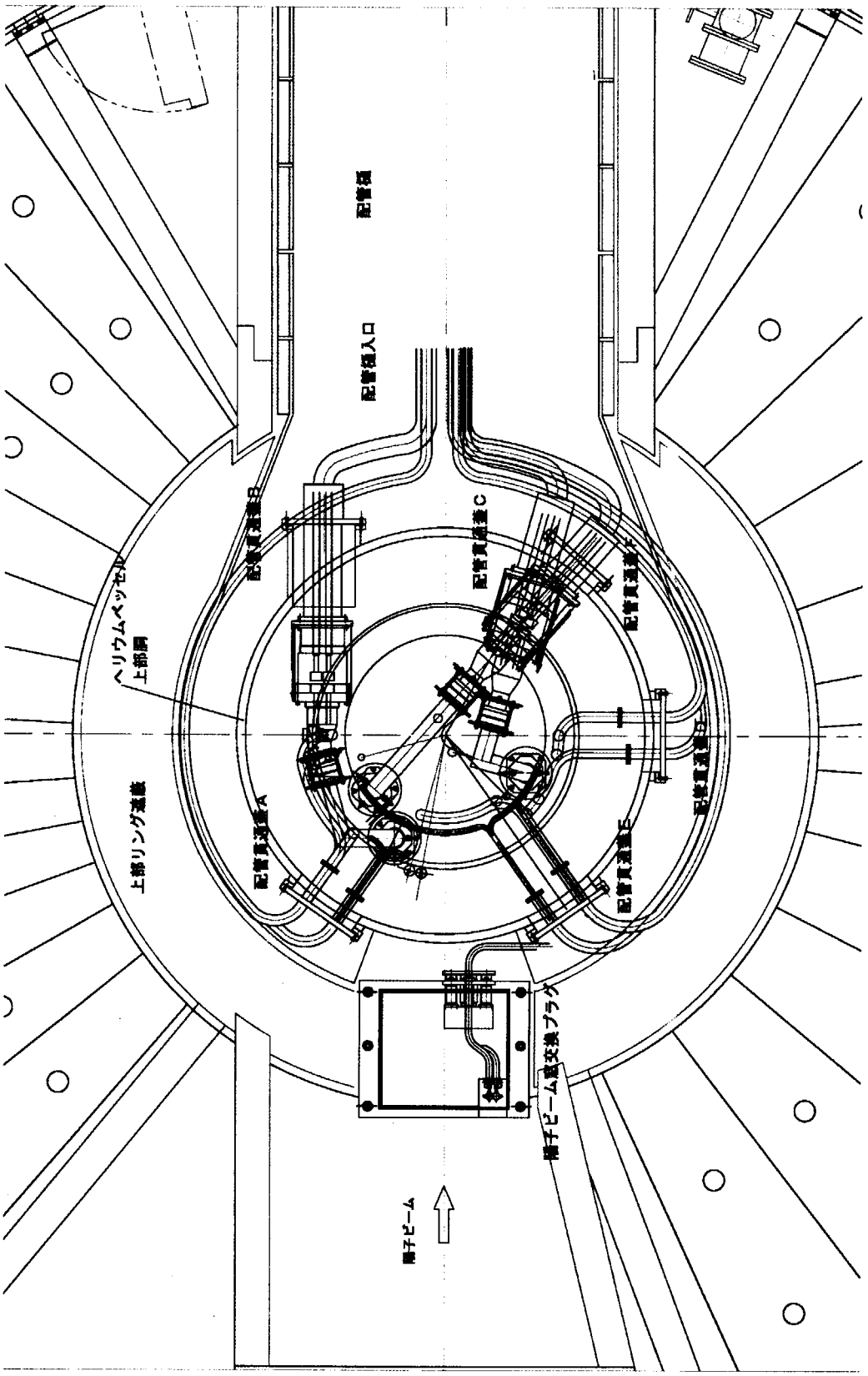


Fig.2.4.3.1-12 Sketch of pipings from helium vessel and proton beam window plug.

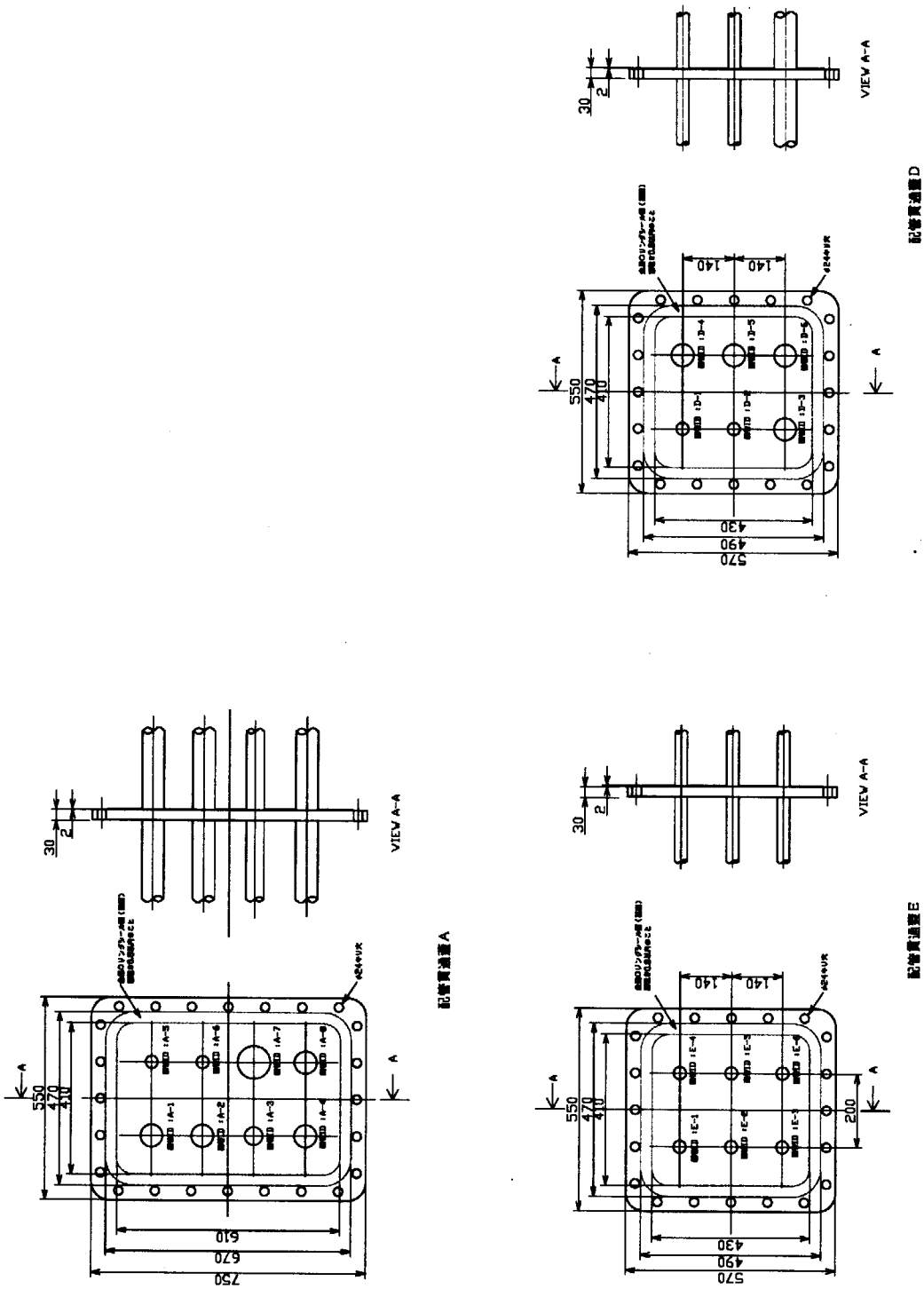


Fig.2.4.3.1-13 Drawings of the flanges for pipings located upper part of helium vessel.

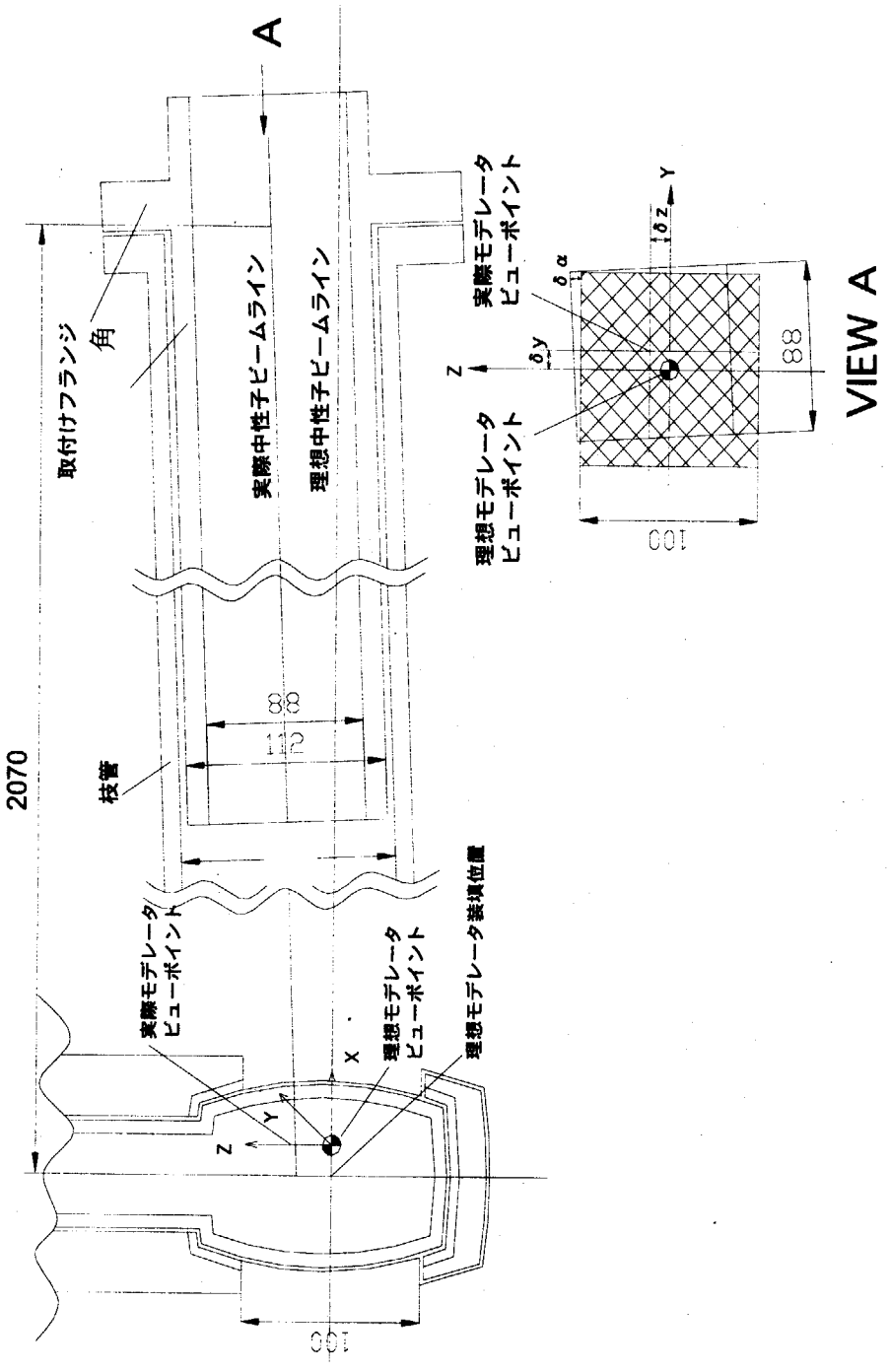
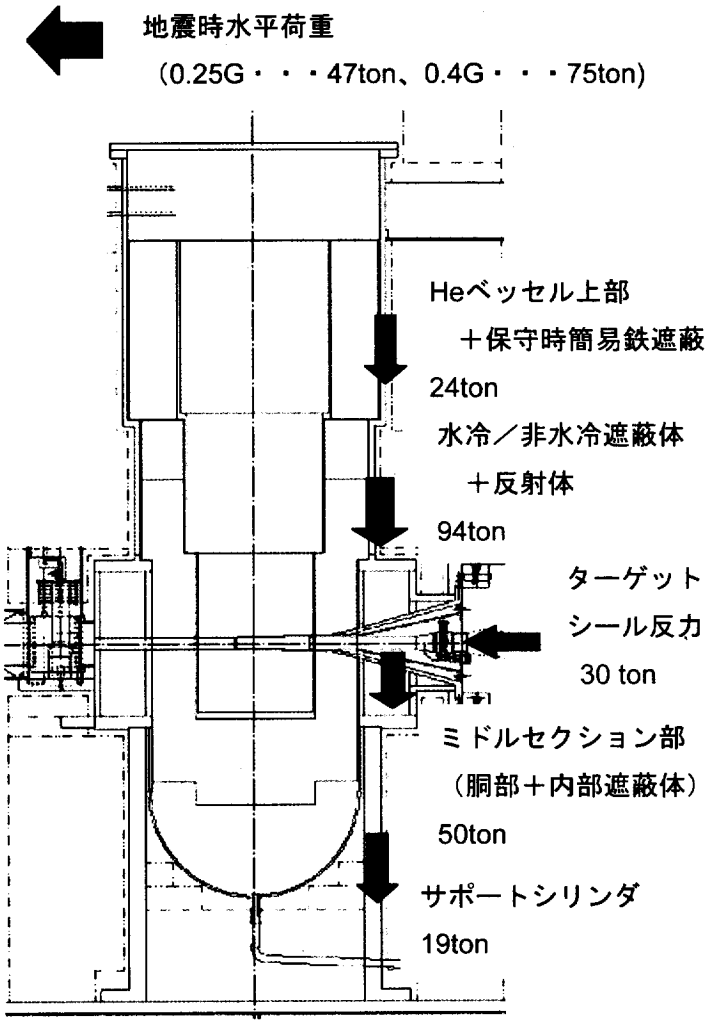


Fig. 2.4.3.1-14 View of alignment error of neutron beam extraction duct with respect to the ideal neutron beam line.



（解析条件）

1．モデル

・ヘリウムベッセル、サポートシリンダをモデル化

・ミドルセクション部はターゲット挿入口、
陽子ビームダクトのみモデル化

→3次元シェル要素

2．固定方法

・サポートシリンダ下面を完全固定

・ミドルセクション下面とサポートシリンダ上面は完全固定

負荷荷重

1)自重（合計187ton）

a. Heベッセル上部＋保守時簡易鉄遮蔽　24ton

b. Heベッセル内水冷／非水冷遮蔽体＋反射体　94ton

c. ミドルセクション部（胴部＋内部遮蔽体）　50ton

d. サポートシリンダ　19ton

(2)地震時水平加振力

a. 0.25G

b. 0.4G

(3)外力

a. ターゲットシール反力　30ton

Fig.2.4.3.1-15　Analytical model of helium vessel for earthquake resistance.

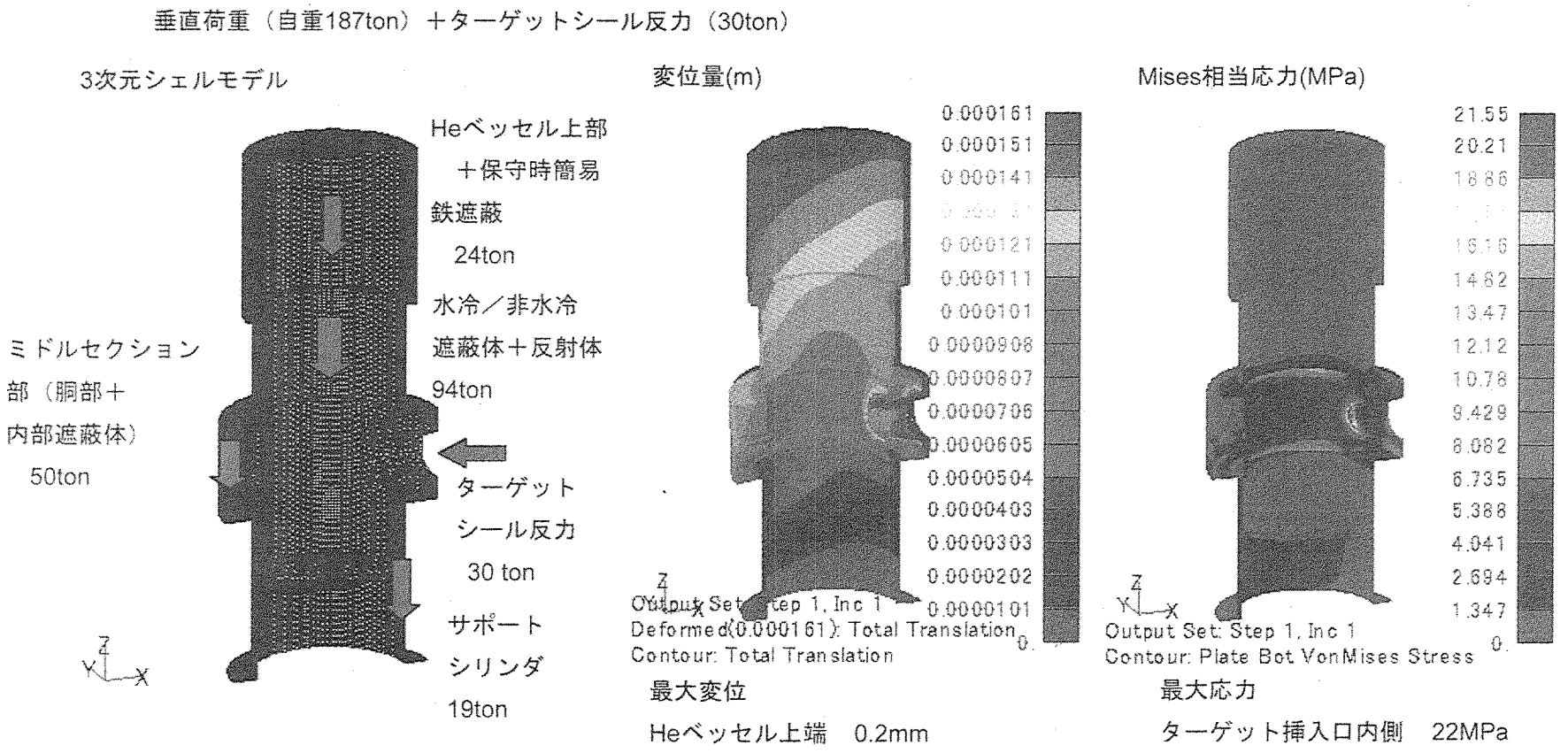


Fig.2.4.3.1-16 Analytical results of displacement and stress distribution caused by dead load and target seal strength.

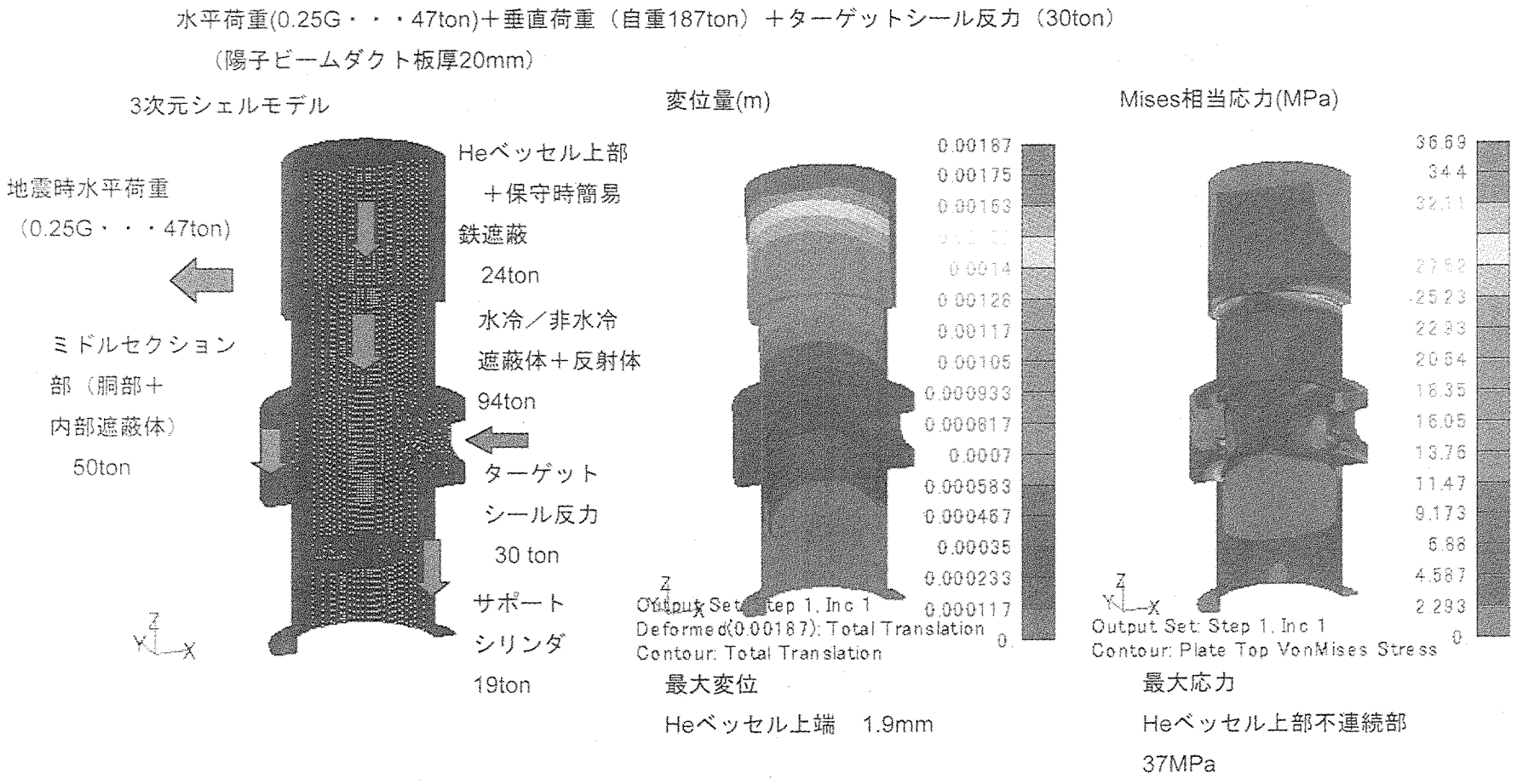


Fig.2.4.3.1-17 Analytical results of displacement and stress distribution caused by acceleration of 0.25G in -X direction .

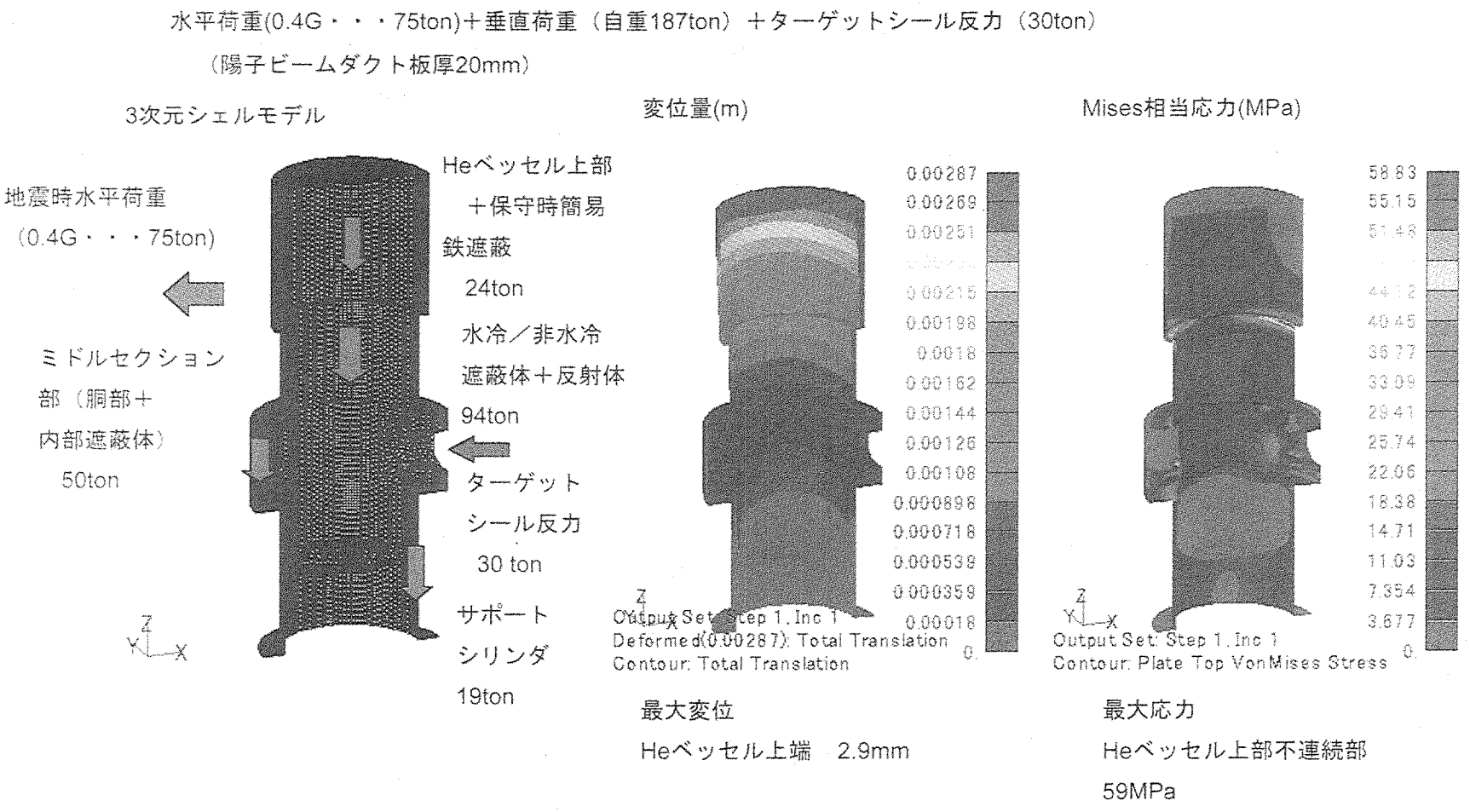
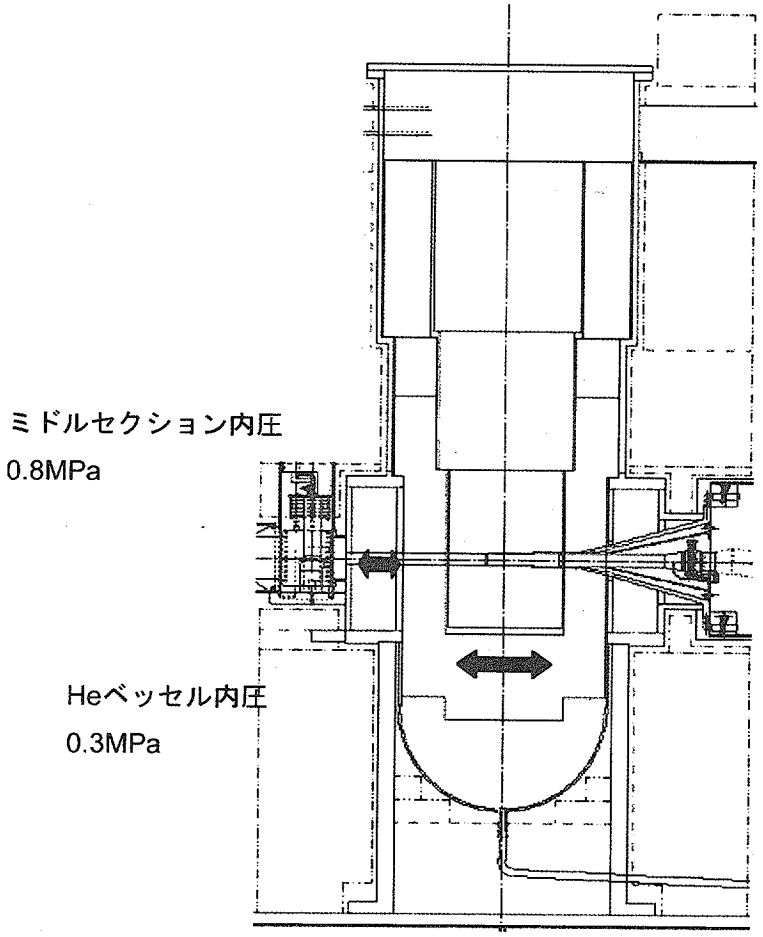


Fig.2.4.3.1-18 Analytical results of displacement and stress distribution caused by acceleration of 0.4G in -X direction



（解析条件）

1．モデル

・ヘリウムベッセル、サポートシリンダをモデル化

・ミドルセクション部はターゲット挿入口、
陽子ビームダクトのみモデル化

→3次元シェル要素

2．固定方法

・サポートシリンダ下面を完全固定

・ミドルセクション下面とサポートシリンダ上面は完全固定

3．負荷荷重

内圧

a. Heベッセル内Heガス圧力　0.3MPa

b. ミドルセクション内水圧　0.8MPa

Fig.2.4.3.1-19　Analytical model of helium vessel for internal pressure.

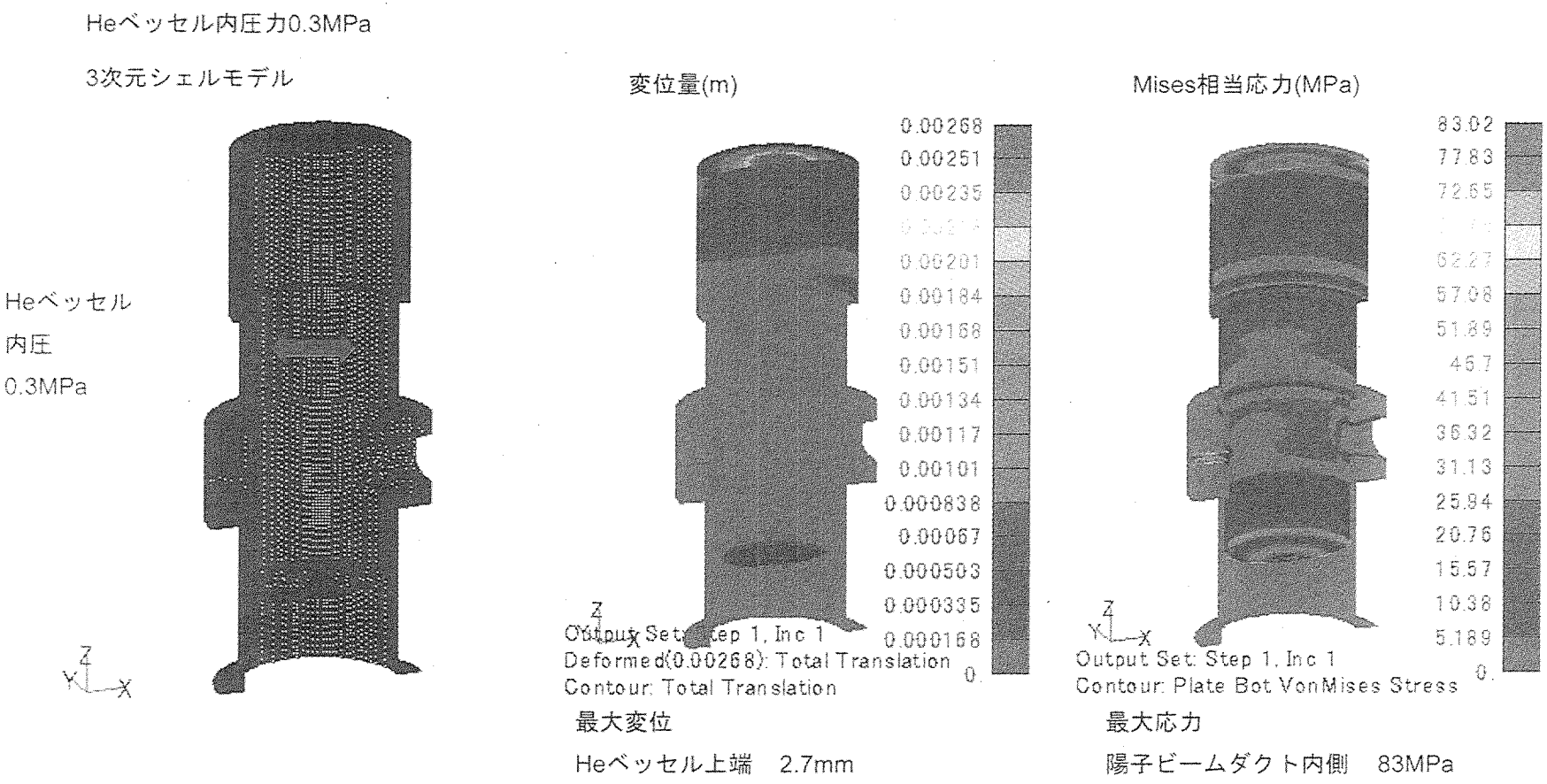


Fig.2.4.3.1-20 Analytical results of displacement and stress distribution caused by internal pressure of 0.3MPa .

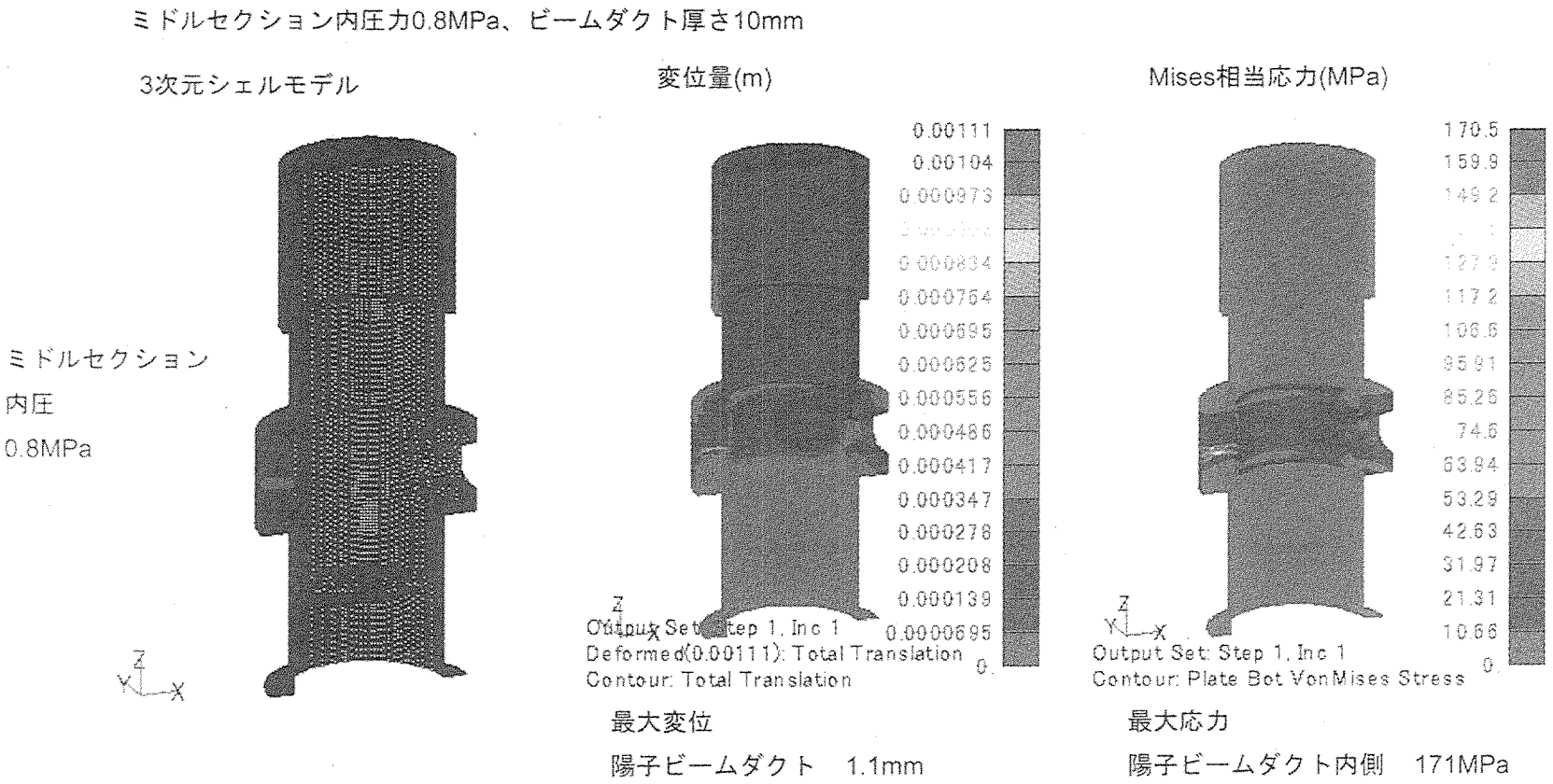


Fig.2.4.3.1-21　Analytical results of displacement and stress distribution caused by internal pressure of 0.8MPa(1).

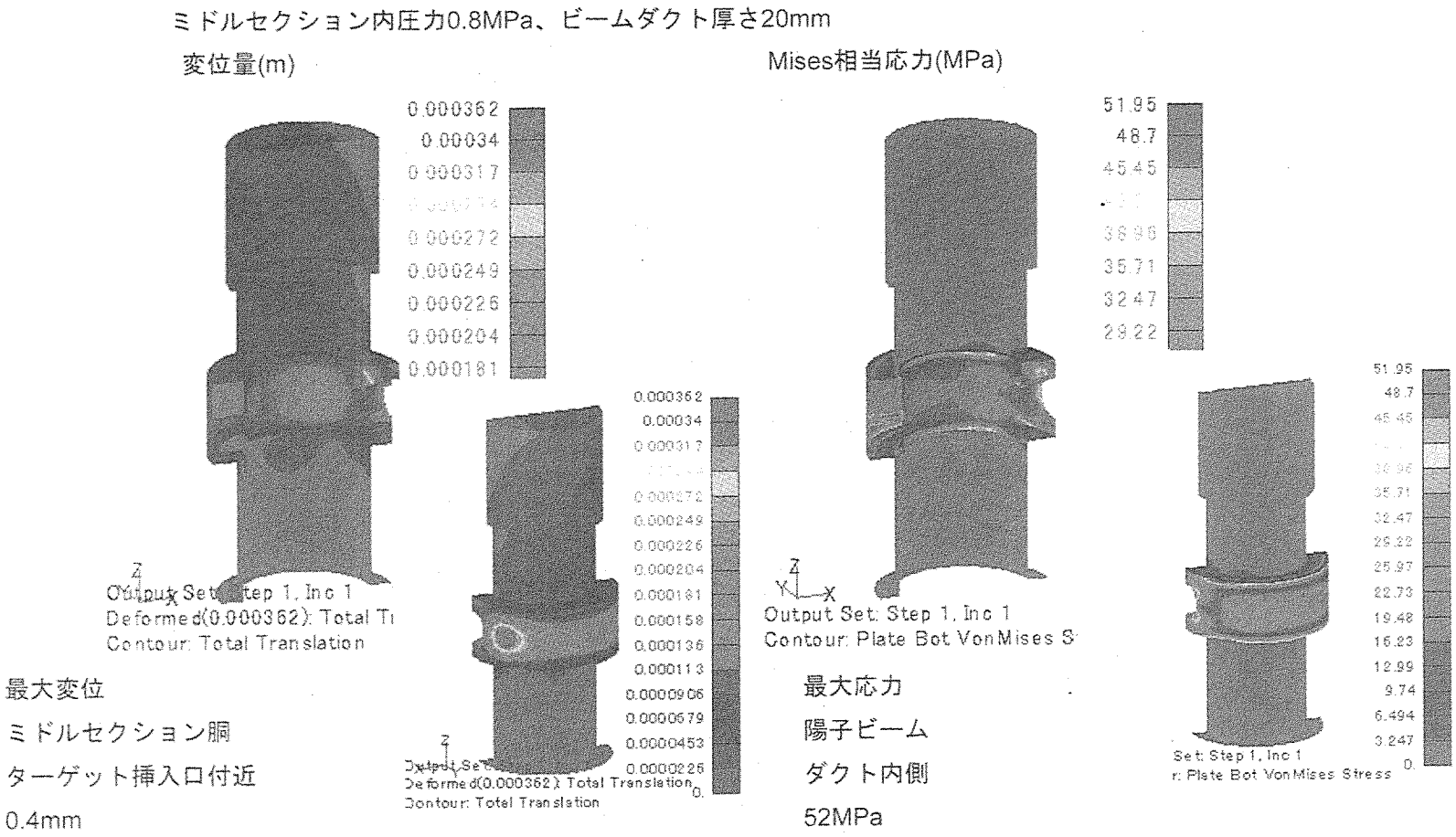
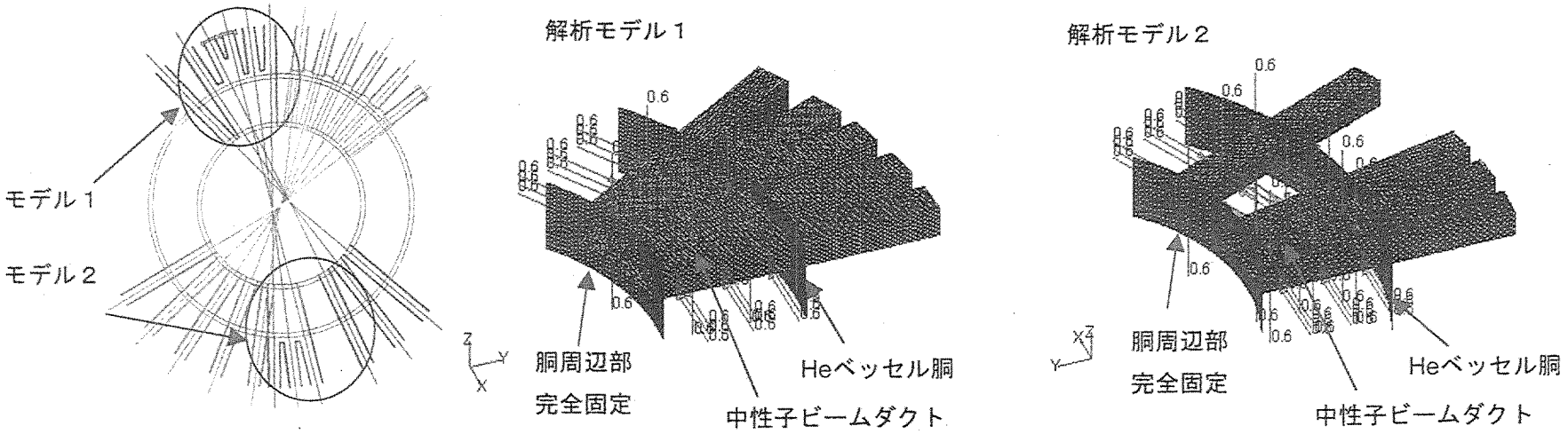


Fig.2.4.3.1-22 Analytical results of displacement and stress distribution caused by internal pressure of 0.8MPa for duct thickness of 20mm.



（解析条件）

１．モデル (解析コード：ABAQUS)

・Heベッセルミドルセクション部

中性子ビームダクト多数本部

→3次元シェル要素

２．物性値

・SUSヤング率　　190GPa (at 100℃：JIS)

３．境界条件

・Heベッセル胴完全固定

４．荷重条件

・内圧0.6MPa

５．パラメータ

ミドルセクション内中性子ビームダクト板厚

・10mm & 25mm

Fig.2.4.3.1-23　Analytical 3-D parts model of middle section of helium vessel.

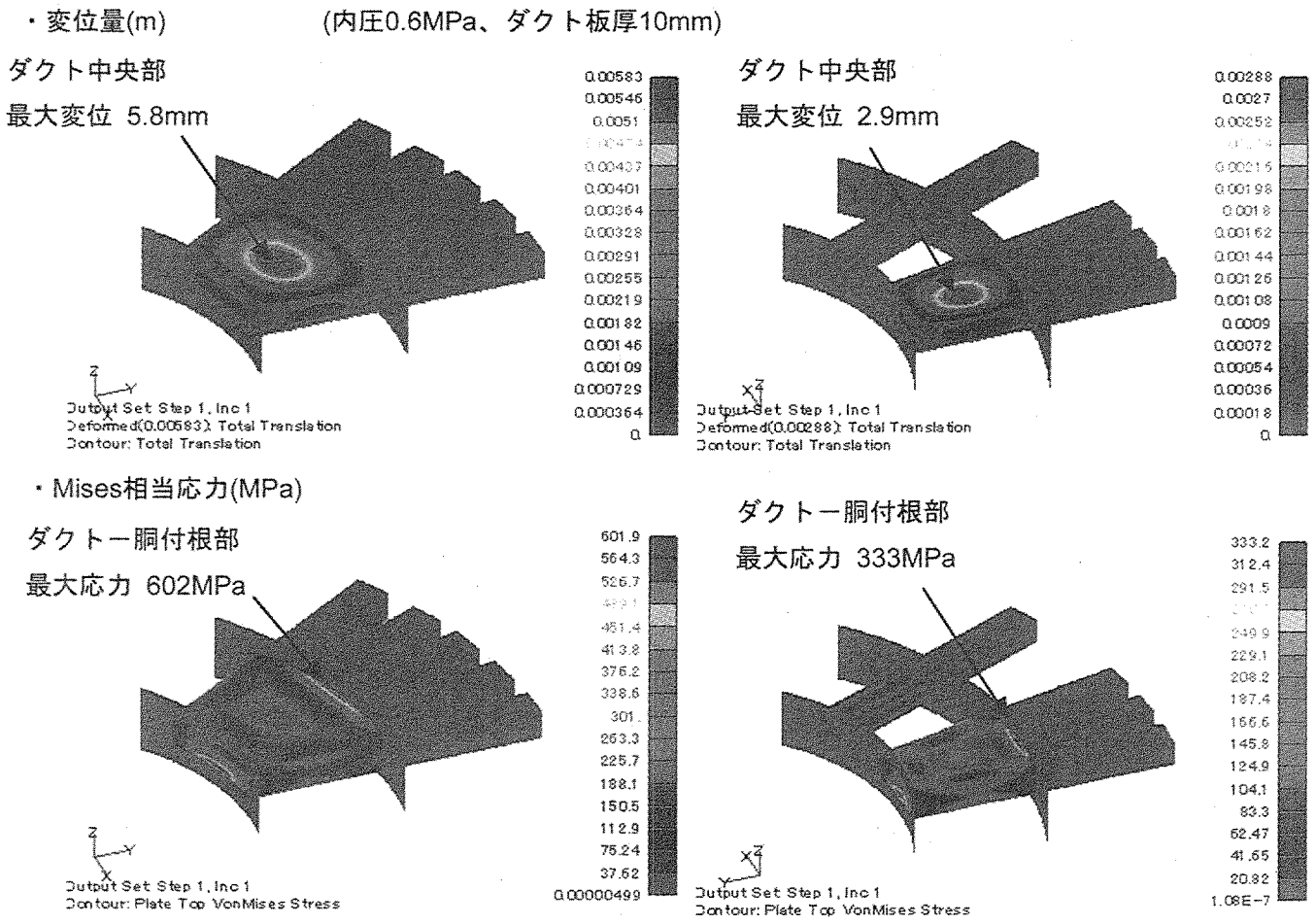


Fig.2.4.3.1-24 Analytical results of displacement and stress distribution caused by inner pressure of 0.6MPa for duct plate thickness of 10mm.

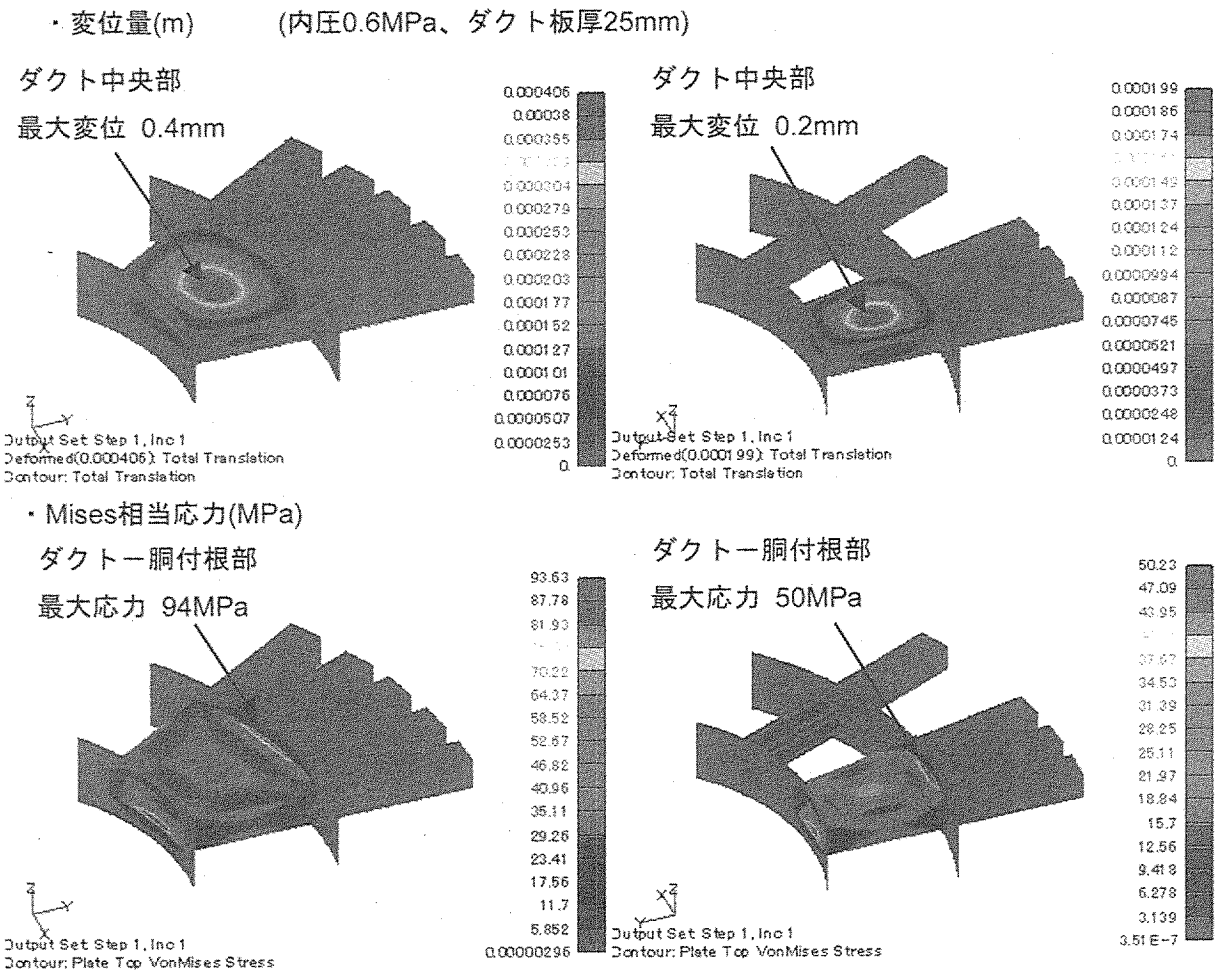
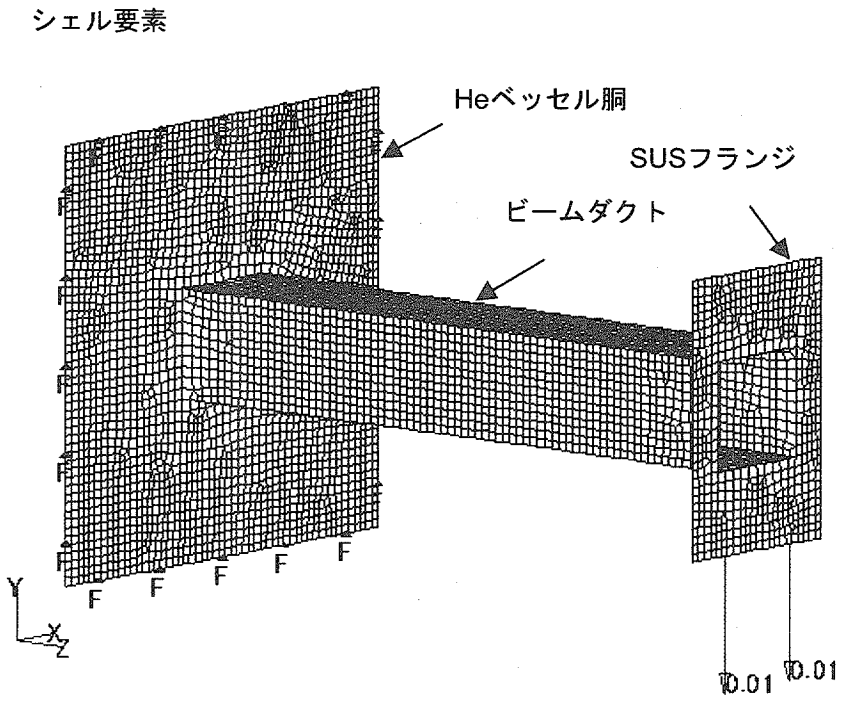


Fig.2.4.3.1-25 Analytical results of displacement and stress distribution caused by inner pressure of 0.6MPa for duct plate thickness of 25mm.



f=200 (kg)×9.8E-6 (MN) / 0.208 (m)
=0.01 MN/m

（解析条件）

1．モデル (解析コード：ABAQUS)
- 3次元シェル要素
- 材質：SUS304
- Heベッセル胴　□400 × t50 mm (一部)
- ビームダクト　□144 × L770 mm
- SUSフランジ　□208 × 340 × t70 mm

2．物性値
- SUSヤング率　190GPa

3．重量
- ビームダクト(SUS304)　70 kg
- 挿入管(Al)　20 kg
- コリメータ(鉄)　84 kg

→合計 200 kgとしてフランジ部に負荷

4．境界条件
- Heベッセル胴周辺完全固定

5．パラメータ
- ビームダクト板厚 10mm、5mm

Fig.2.4.3.1-26 Analytical 3-D parts model of beam duct of helium vessel.

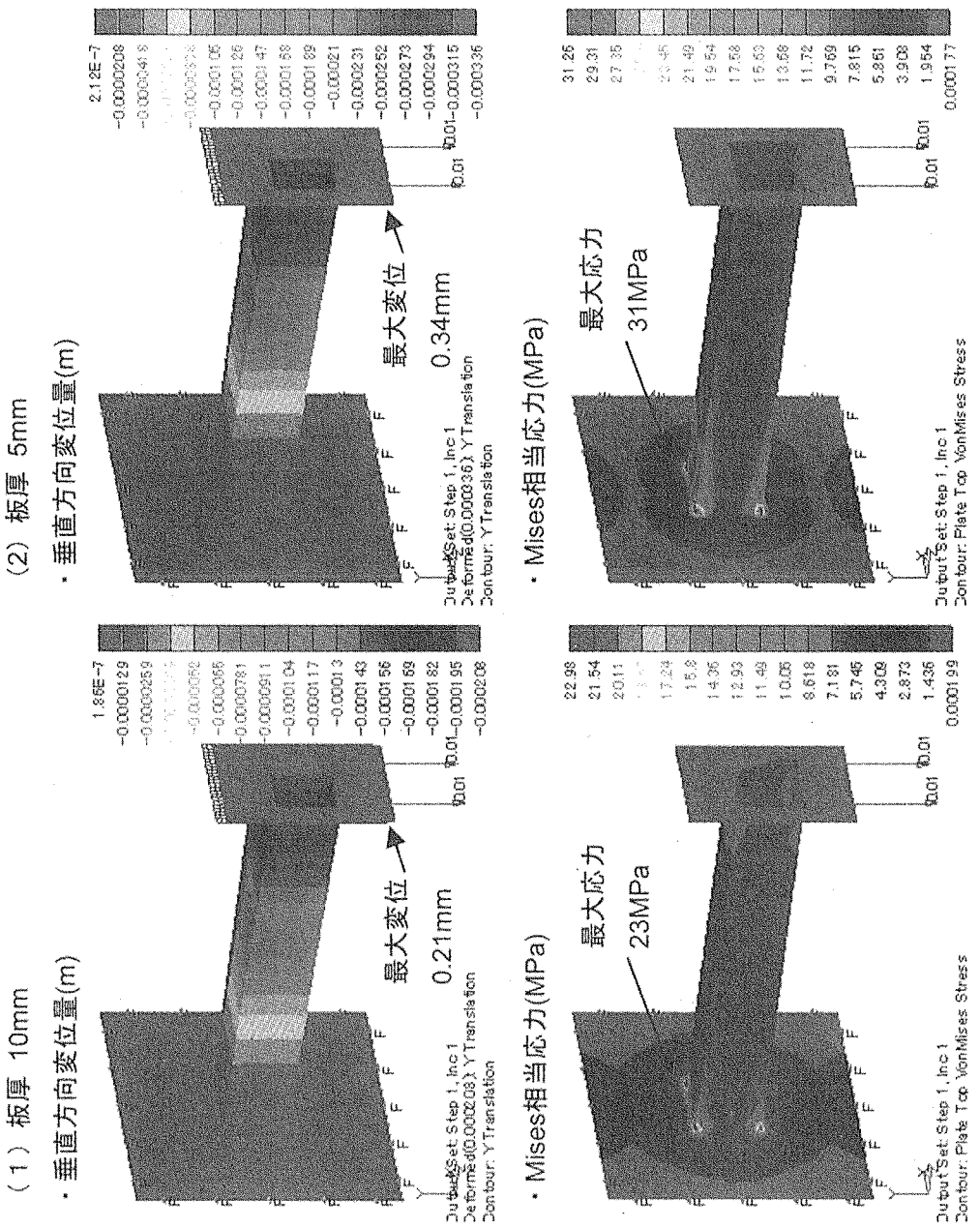
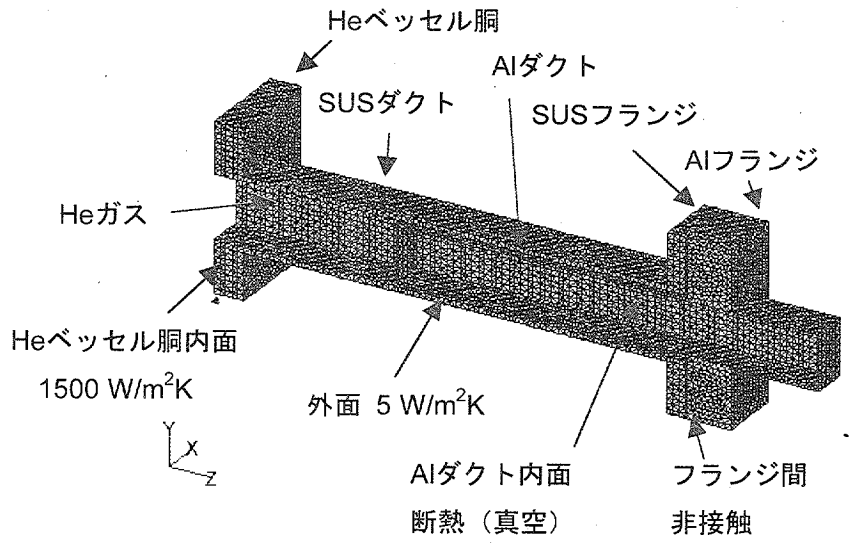


Fig.2.4.3.1-27 Analytical results of displacement and stress distribution caused by dead load.



物性値 (伝熱工学資料)

- SUS熱伝導率 16 W/mK (at 300K)
- SUS熱膨張係数 13.6×10^{-6} /K (at 300K)
- Al合金熱伝導率 120 W/mK
- Al合金熱膨張係数 24×10^{-6} /K
- Heガス熱伝導率 0.15 W/mK (at 300K)

（解析条件）

1．モデル(3次元ソリッド要素)

(1) Heベッセル胴 (一部)

(2) 枝管、フランジ

- 材質：SUS304
- SUSダクト □144 × L700 × t10 mm

(3) 中性子ビームダクト

- Alダクト □112 × L700 × t5 mm
- Alフランジ □208 × 340 × t75 mm

2．発熱密度 (前川氏データ)

- Heベッセル 5000 W/m3
- SUSダクト 7790 ～ 1530 W/m3
- SUSフランジ 705 W/m3
- Alダクト(1) 350 W/m3
- Alフランジ 182 W/m3

(鉄コリメータ発熱密度と比重比から算出)

4．熱的境界条件

- Heベッセル胴内面 1500 W/m2K
- Heベッセル胴外面
- SUSダクト外面 5 W/m2K、40℃
- SUSフランジ表面

Fig.2.4.3.1-28 Analytical model of beam duct for temperature and thermal expansion distribution.

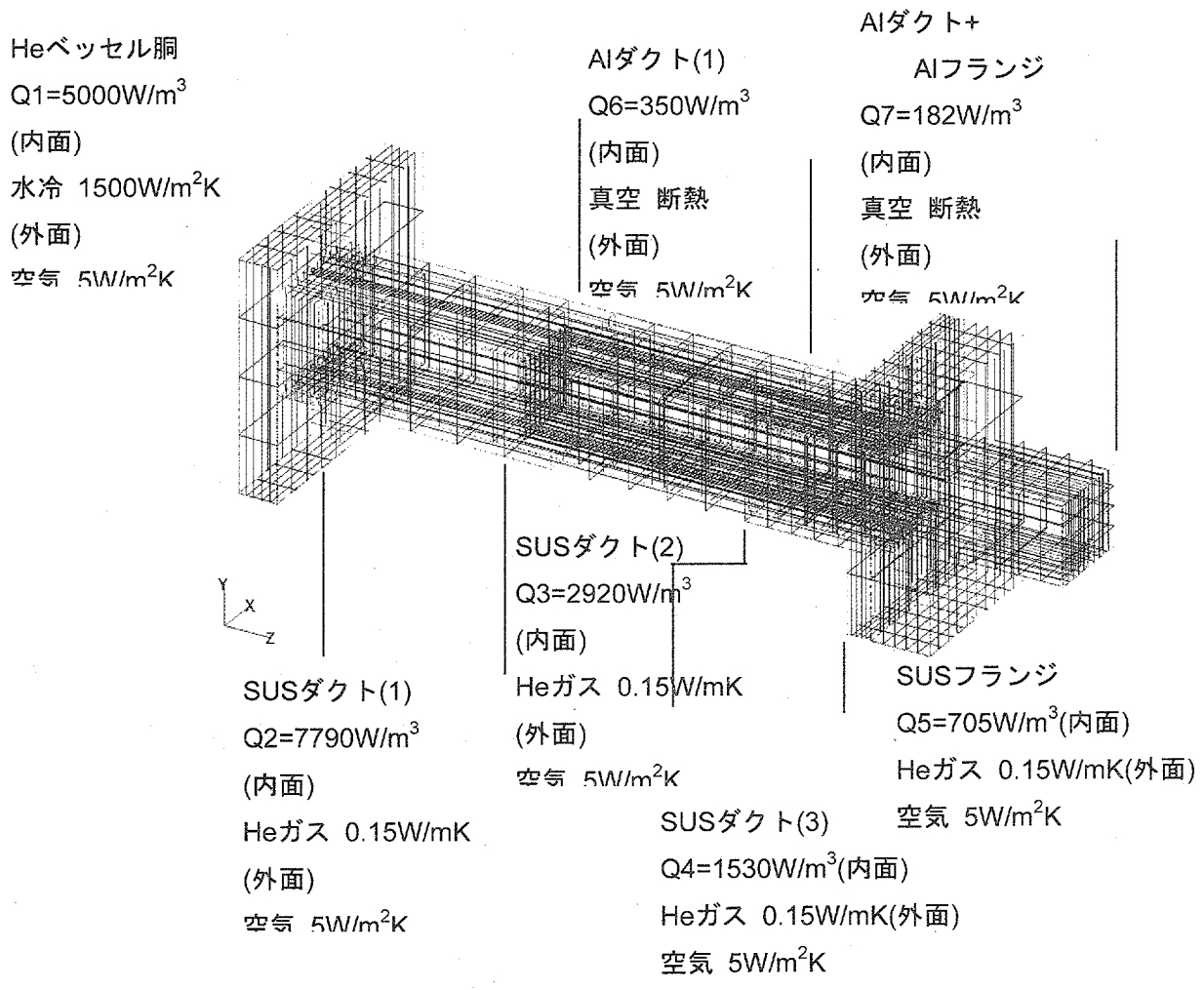


Fig.2.4.3.1-29 Analytical condition of beam duct for temperature distribution and thermal expansion.

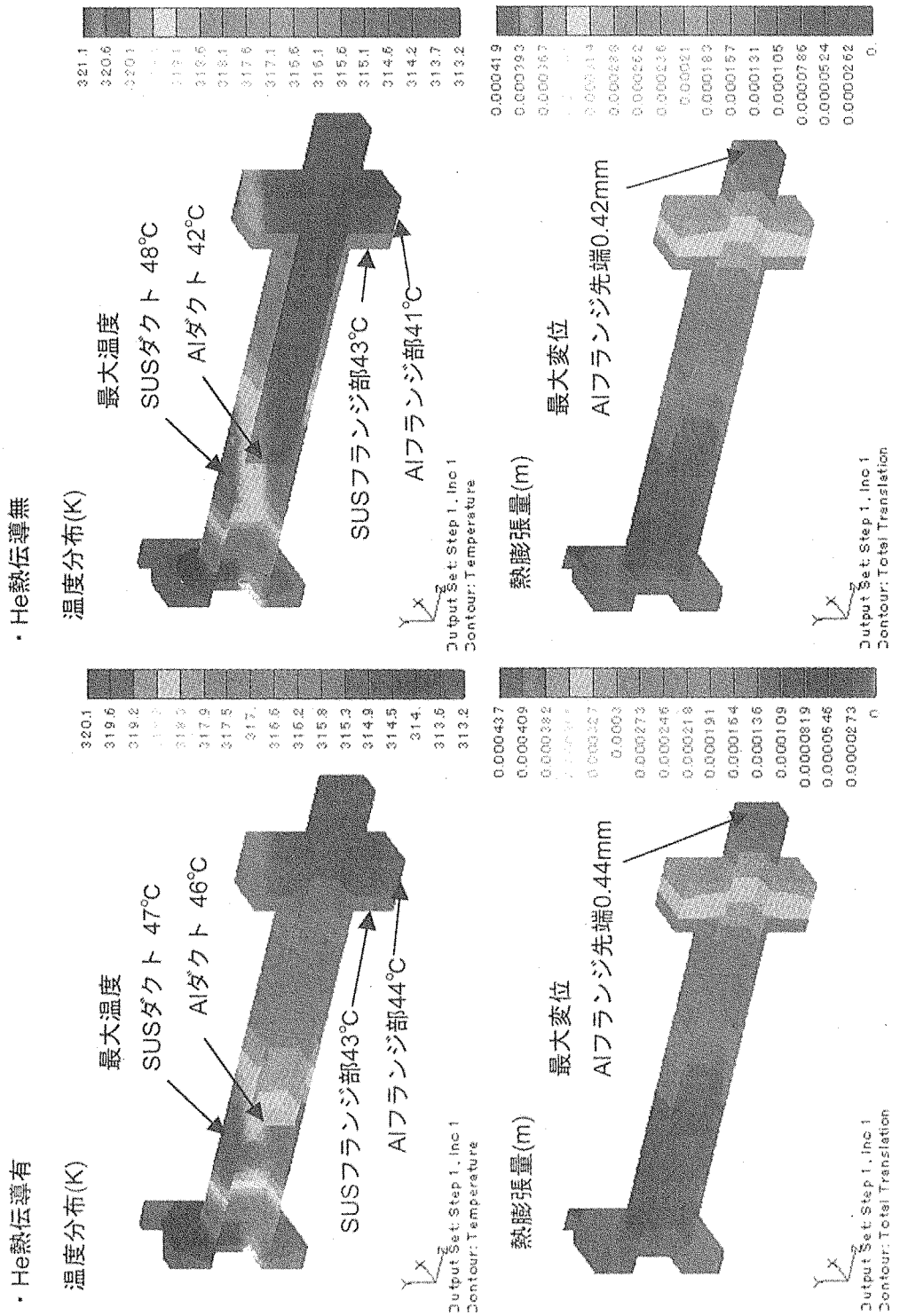
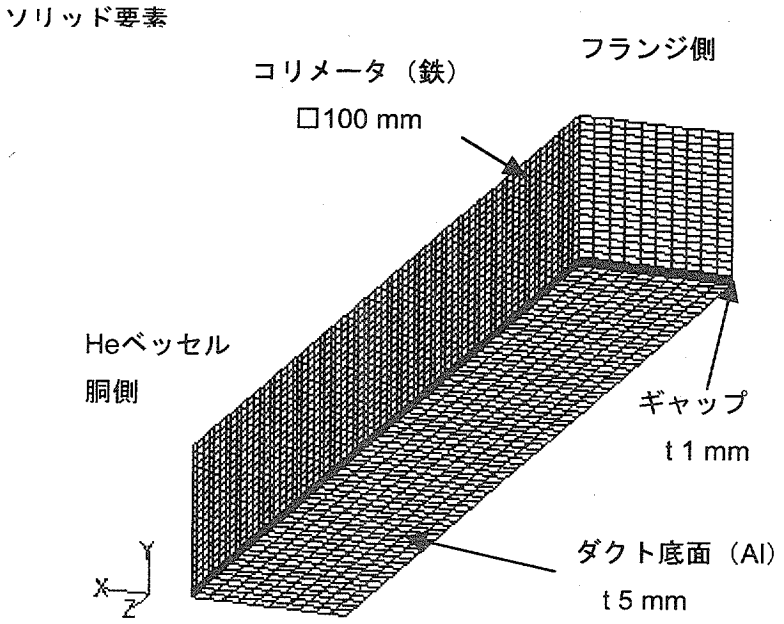


Fig.2.4.3.1-30 Analytical results of temperature distribution and thermal expansion.



対象機器: 核管(アルミ合金)と内部コリメータ(鉄)
考え方: 固体同士の接触部分と介在気体を考慮した接触熱抵抗
(固体同士の接触部と介在気体を熱が並列に通過)

物性値						
核管(アルミ合金)	熱伝導率	W/mK	120			
	凹凸高さ	m	5.00E-05			
内部コリメータ(鉄)	熱伝導率	W/mK	40			
	凹凸高さ	m	1.00E-04			
介在気体(窒素)	熱伝導率	W/mK	0.026			
	接触面積比	-	0.1	0.01	0.001	0.0001
	接触熱抵抗	m2K/W	2.49E-05	2.40E-04	1.74E-03	4.69E-03
	ギャップコンダクタンス	W/m2K	4.02E+04	4.17E+03	5.73E+02	2.13E+02
介在気体(ヘリウム)	熱伝導率	W/mK	0.144			
	接触面積比	-	0.1	0.01	0.001	0.0001
	接触熱抵抗	m2K/W	2.45E-05	2.02E-04	7.36E-04	1.00E-03
	ギャップコンダクタンス	W/m2K	4.09E+04	4.95E+03	1.36E+03	1.00E+03
介在気体(なし)	熱伝導率	W/mK	0			
	接触面積比	-	0.1	0.01	0.001	0.0001
	接触熱抵抗	m2K/W	2.50E-05	2.50E-04	2.50E-03	2.50E-02
	ギャップコンダクタンス	W/m2K	4.00E+04	4.00E+03	4.00E+02	4.00E+01
	熱伝導率(gap 1mm)	W/mK	40	4	0.4	0.04

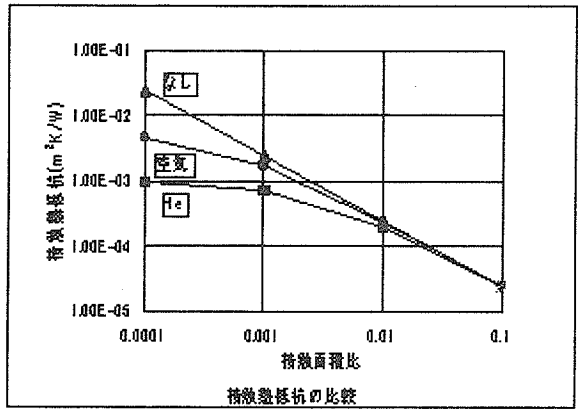


Fig.2.4.3.1-31 Analytical model of collimator in vessel insert for temperature distribution estimation.

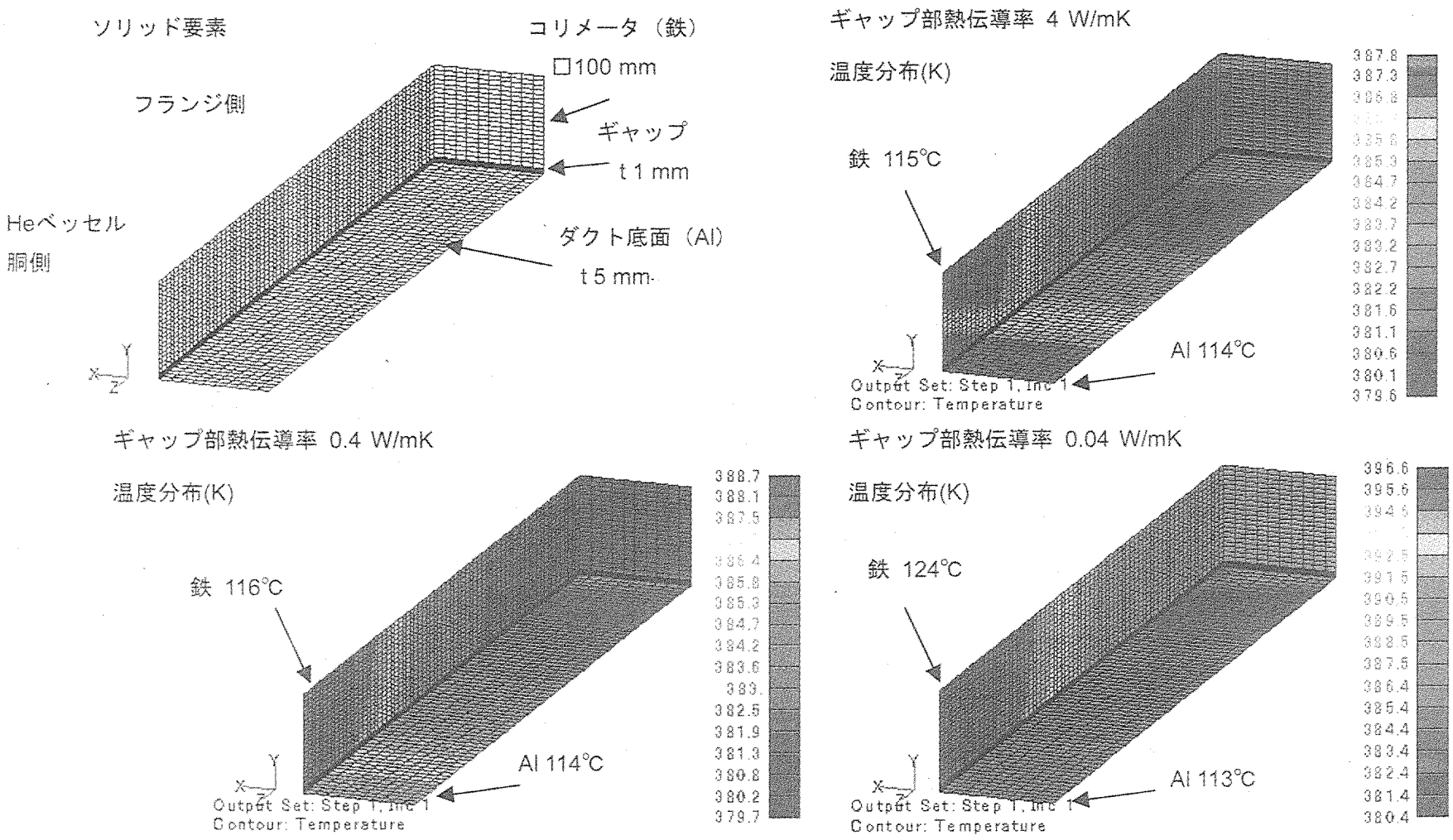
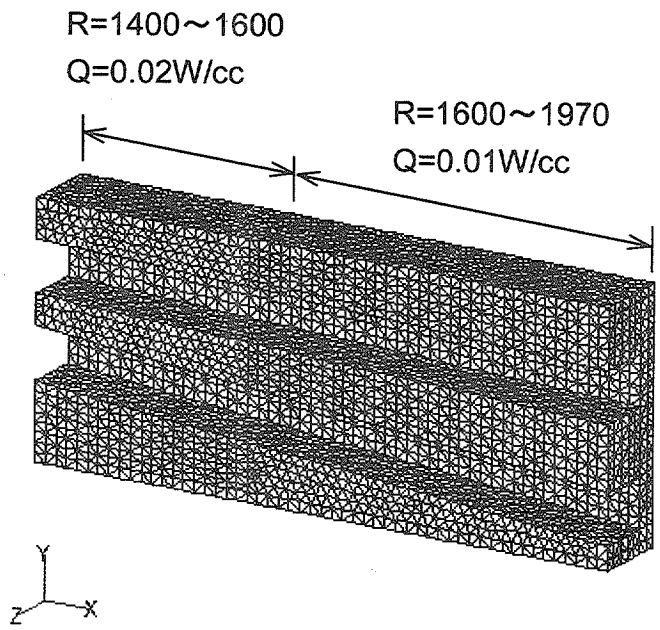


Fig.2.4.3.1-32 Analytical results of temperature distribution of collimator in vessel insert.

ソリッドモデル



1．解析モデル（3次元ソリッド要素）

ダクト　　：縦 246.4mm、横 147mm、板厚 10mm

コリメータ：縦 226.4mm、横 127mm、長さ 570mm

2．物性値（伝熱工学資料）

・SUS（ダクト部）熱伝導率　　16 W/mK

・SS（コリメータ部）熱伝導率　40 W/mK

3．発熱密度（原田氏資料）

・R=1400～1600mm ・・・ 0.02 W/cc

・R=1600～1970mm ・・・ 0.01 W/cc

4．温度解析境界条件

（1）ギャップ部熱伝導

SUS及びHeガス熱伝導率から熱抵抗を算出

（2）熱伝達率

・中性子ビーム穴部 ・・・ 5 W/m^{2}K

・ダクト外面部 R=1400～1600mm ・・・ 400 W/m^{2}K

・ダクト外面部 R=1600～1970mm ・・・ 5 W/m^{2}K

Fig.2.4.3.1-33 Analytical model of collimator in No.16 neutron beam duct on helium vessel for temperature distribution estimation.

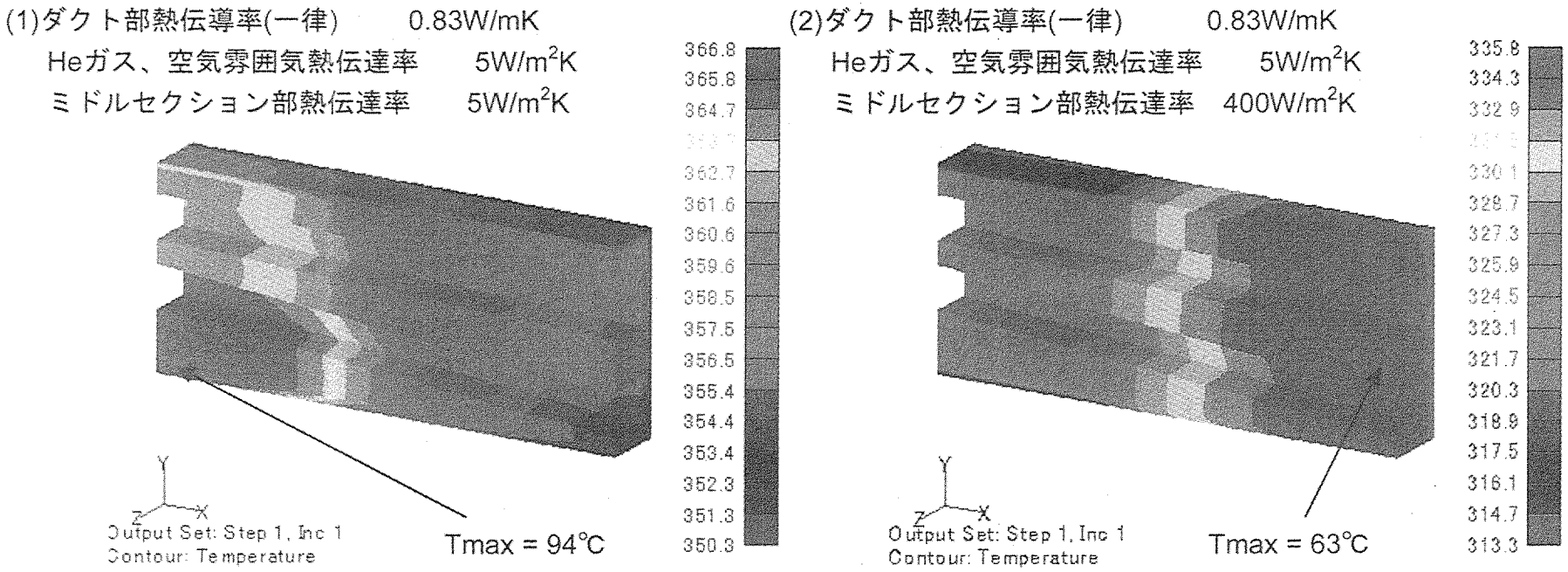
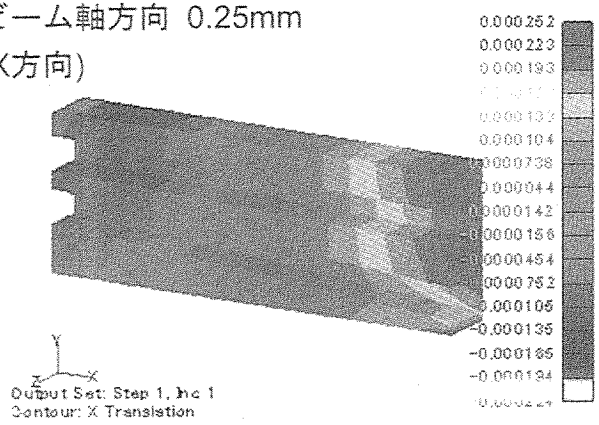


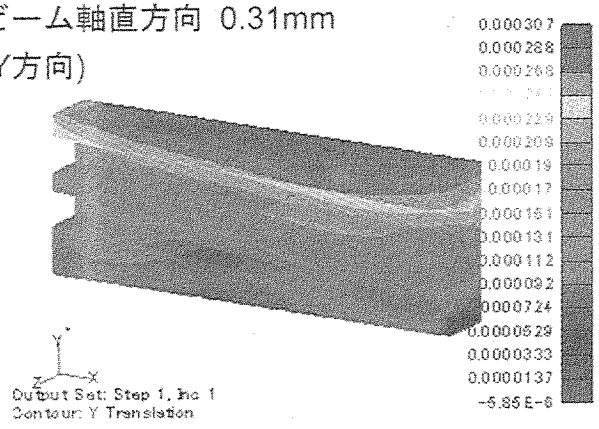
Fig.2.4.3.1-34 Analytical results of temperature distribution in collimeter of No.16 neutron beam duct on helium vessel.

(1)ダクト部熱伝導率(一律)　0.83W/mK
Heガス、空気雰囲気熱伝達率　5W/m^{2}K
ミドルセクション部熱伝達率　5W/m^{2}K

ビーム軸方向 0.25mm
(X方向)

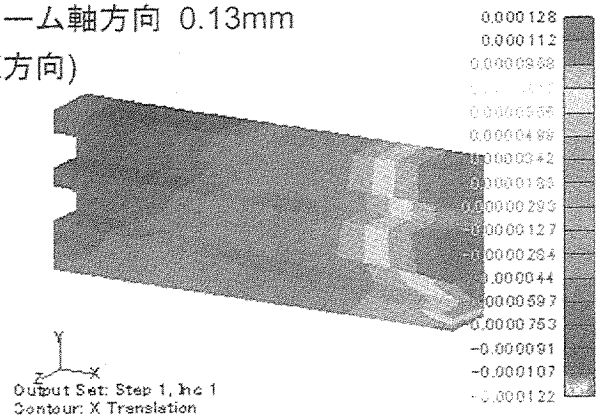


ビーム軸直方向 0.31mm
(Y方向)



(2)ダクト部熱伝導率(一律)　0.83W/mK
Heガス、空気雰囲気熱伝達率　5W/m^{2}K
ミドルセクション部熱伝達率　400W/m^{2}K

ビーム軸方向 0.13mm
(X方向)



ビーム軸直方向 0.19mm
(Y方向)

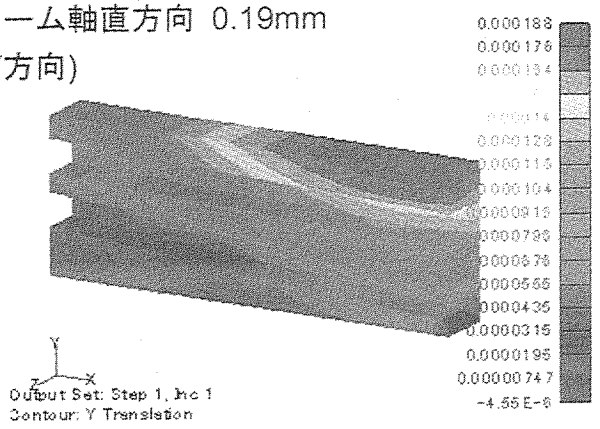
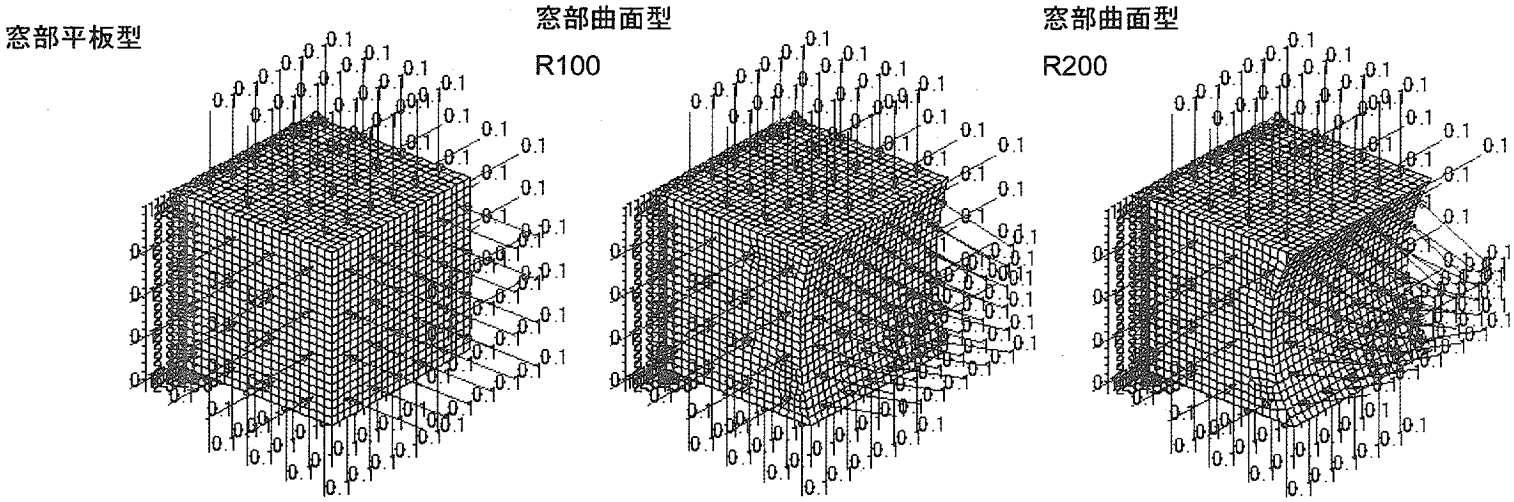


Fig.2.4.3.1-35 Analytical results of thermal expansion of collimeter in No.16 neutron beam duct on helium vessel.



（解析条件）

1．モデル（解析コード：ABAQUS、 3次元シェル要素）

・アルミダクト部（□112mm × 長さ100mm、板厚5mm）

・アルミ窓部（□112mm、板厚1mm）

モデル1 ・・・ 窓部平板型

モデル2 ・・・ 窓部曲面型（R100mm）

モデル3 ・・・ 窓部曲面型（R200mm）

2．物性値

・アルミ合金ヤング率　　65GPa (at 100℃：JIS)

3．境界条件

・アルミダクト付根部完全固定

4．荷重条件

・ダクト及び窓部に以下の圧力を負荷する。

(1) P= 0.1MPa （真空条件）

(2) P= 0.3MPa （真空＋Heガス）

Fig.2.4.3.1-36 Analytical model of neutron beam duct for outer pressure.

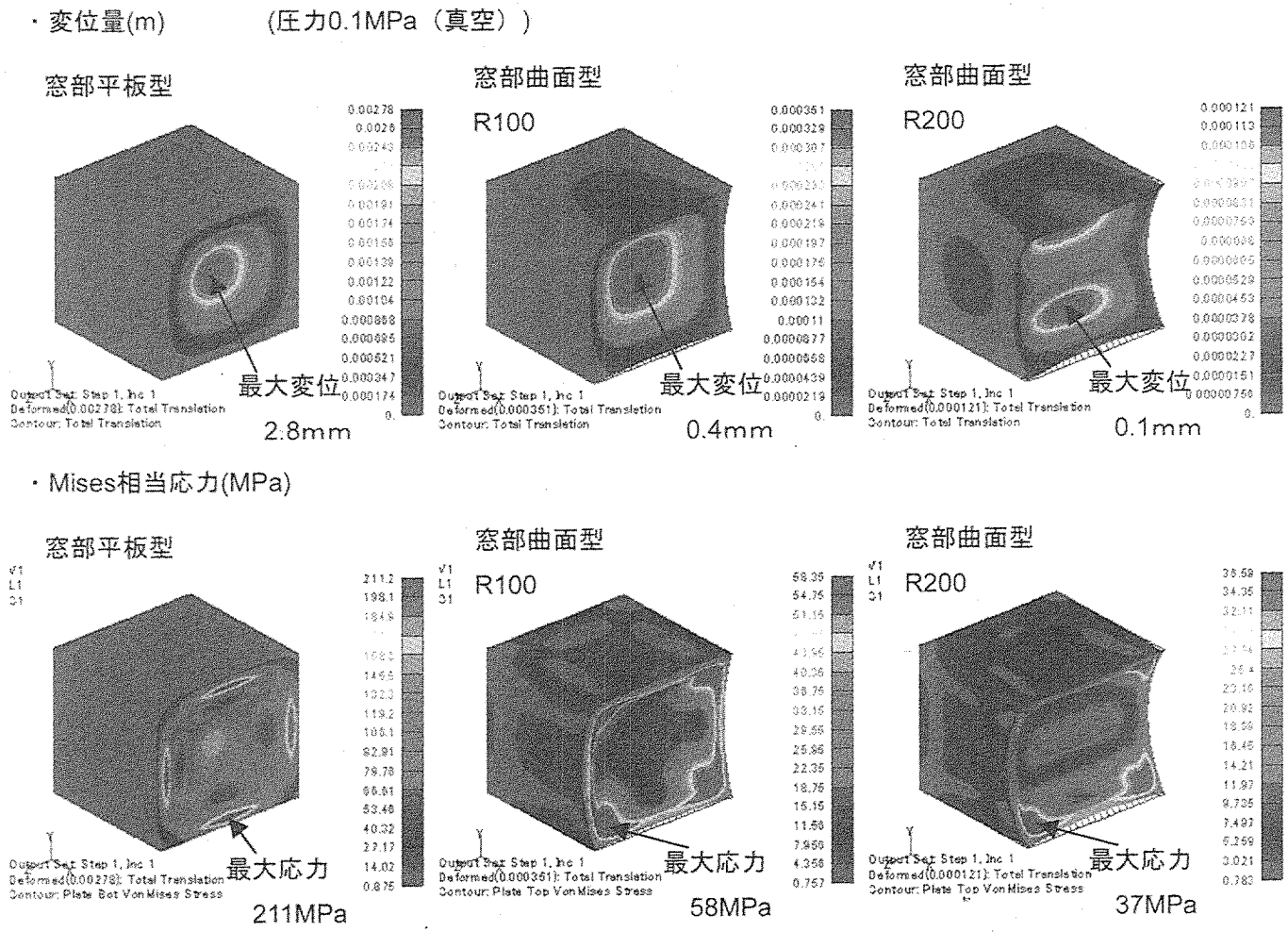


Fig.2.4.3.1-37 Analytical results of displacement and stress distribution of vessel insert caused by outer pressure of 0.1Mpa

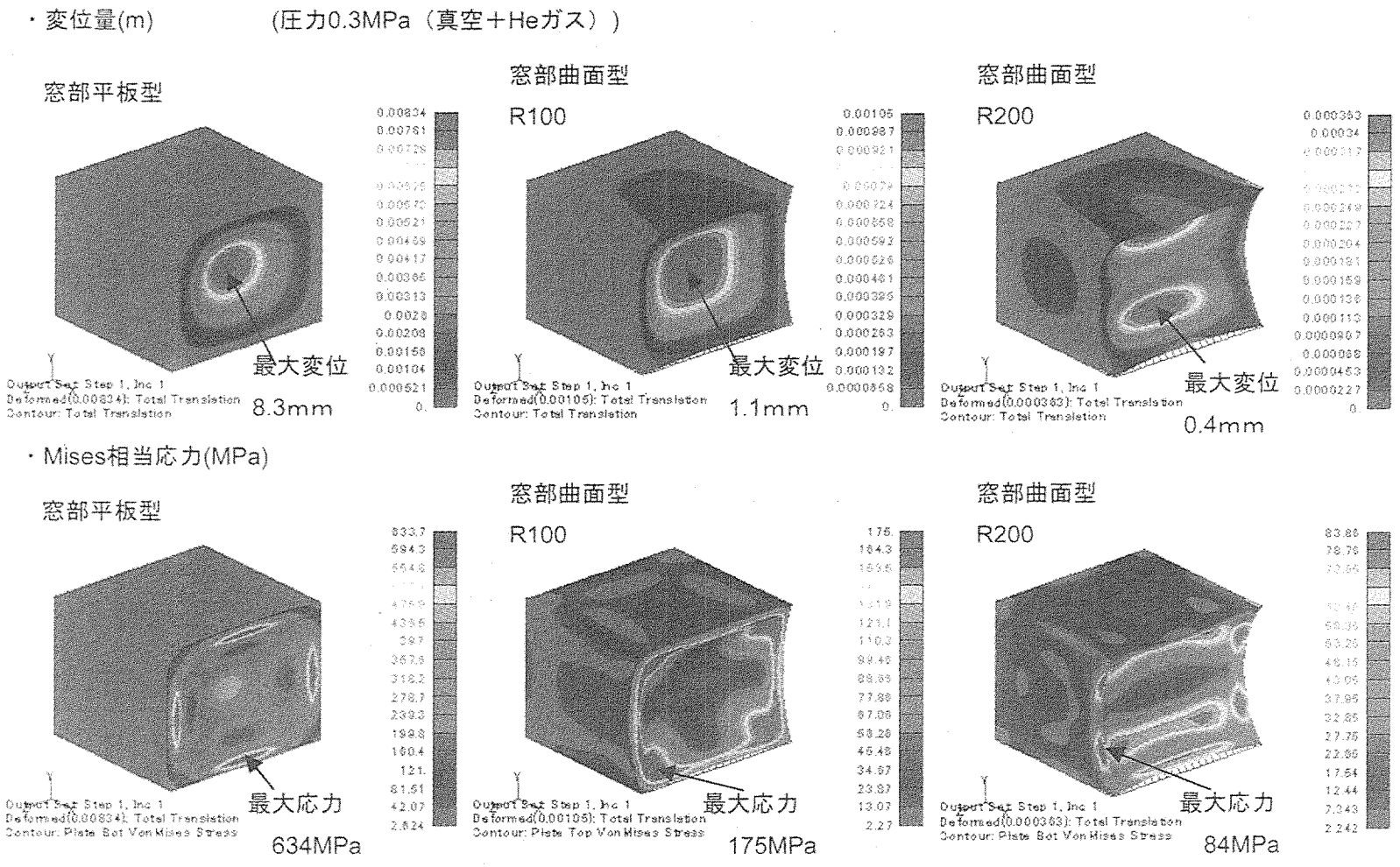


Fig.2.4.3.1-38 Analytical results of displacement and stress distribution of vessel insert caused by outer pressure of 0.3MPa

２．４．３．２　水冷遮蔽体

２．４．３．２．１　機能及び目的

本機器は、反射体・反射体プラグとヘリウムベッセルの間の空隙を埋め、中性子及びガンマ線を遮蔽する目的で、ヘリウムベッセル内に設置する。上部からは、反射体・反射体プラグ及びモデレータを一体化して挿入し、側部からはターゲットを挿入する。また、側部には陽子ビーム及び中性子取出孔（5 ヶ）を有する。本機器はヘリウムベッセルのミドルセクション上に設置し、上部の非水冷遮蔽体、内部の反射体プラグ等の荷重を支持する。本機器は、ステンレス容器内にステンレス製ブロックを充填、固定した構造であり、ブロック間の空隙に冷却水を流すことにより、放射線による本機器自身の発熱（約 120 kW）を除去する。概念構造を Fig. 2.4.3.2-1 に、外形寸法を Fig. 2.4.3.2-2 に示した。

２．４．３．２．２　仕様

水冷遮蔽体は以下の仕様とした。

(1) 外　形　　部分中空円筒形状（Fig. 2.4.3.2-1 参照）
φ1780 mm（下部）、φ1980 mm（上部）、高さ 2990 mm

(2) 重　量　　約 42 トン

(3) 材　質　　SUS316L

(4) 基本構造

ステンレス鋼製容器内部に、厚さ 50～200 mm 程度のステンレス鋼製ブロックを充填した構造である。内側容器の肉厚は 30 mm、外側容器の肉厚は 20～50 mm 程度とする。
冷却水流路となるステンレスブロック間及び、容器とステンレスブロック間の空隙は約 5 mm とする。

(5) 貫通孔

水冷遮蔽体には以下の貫通孔を各 1 箇所設ける。

・ターゲット挿入孔:　内側幅　556.8 mm、外側幅 607.3 mm、内側高さ 182.3 mm、外側高さ 334.0 mm の楕円錐に似た形状
（ターゲット外形に対し、10 mm のクリアランスを設けた形状とする。）

・陽子ビーム入射孔:　幅 250 mm、高さ 100 mm の直ダクト形状

・中性子取出孔 1:　内側幅 304 mm、外側幅 564 mm、高さ 104 mm の扇型

・中性子取出孔 2:　内側幅 311 mm、外側幅 459 mm、高さ 104 mm の扇型

・中性子取出孔 3:　内側幅 221 mm、外側幅 303 mm、高さ 104 mm の扇型

・中性子取出孔 4:　内側幅 488 mm、外側幅 758 mm、高さ 104 mm の扇型

・中性子取出孔 5:　内側幅 535 mm、外側幅 837 mm、高さ 104 mm の扇型
幅 100 mm、下向き 5.71° の溝付き（水平型反射率計用）

＊中性子取出孔 4 及び 5 の内面は、中性子の反射を期待してバフ仕上げとする。

・ドレン孔 (遮蔽体内側底部より鉛直下向き):　φ100mm

(6) 配管用溝

反射体の外側を通る配管や水冷遮蔽体の外周に配管を設けるため、以下の配管用溝を設ける。

・配管用溝-1　　結合型モデレータ配管用
・配管用溝-2　　反射体の上部-中間部連結配管、及び中間部-下部連結配管用
・配管用溝-3　　反射体の下部-上部フランジ連結配管用
・配管用溝-4　　ガス供給配管、ヘリウムサンプリング配管、熱電対用

(7) 熱電対

最も発熱密度の高いターゲット挿入孔に合計 12 本の熱電対を設けて温度を測定する。熱電対は SK 型（クロメル・アルメル）とし、シース材は SUS316、絶縁材は MgO とする。

２．４．３．２．３　設計条件

• 冷却材	軽水（H_2O）
• 冷却水圧力	最高圧力　0.6 MPa
• 冷却水の入口温度	35 ℃
• 冷却水流量	15 m^3/hr 以下
• 発熱密度	最大で約 0.8W/cm^3
• 総発熱量	約 120 kW
• 外部雰囲気	ほぼ大気圧のヘリウム及び空気
• 荷重	反射体・反射体プラグ、３台のモデレータ重量（合計１トン以下）が加わる。
• 地震時の水平加振力	0.25 G
• 構成要素最高温度	100 ℃以下
• 冷却水の圧力損失	0.2 MPa 以下
• 運転圧力時の最大変位	±1 mm 以下

２．４．３．２．４　水冷遮蔽体容器の構造・強度検討

(1) 水冷遮蔽体容器（ダクト部無し）

水冷遮蔽体容器自体は内胴、外胴、中性子取出孔、陽子ビームダクト及びターゲット挿入孔で構成されているが、ここでは、容器内胴及び外胴のみを三次元シェル要素によりモデル化し、冷却水内圧による変位及び応力を求めた。また、垂直、水平地震力による応力も求め、健全性を確認した。解析モデル及び解析条件を Fig. 2.4.3.2-3 に示す。Fig. 2.4.3.2-4 に内圧による変位、応力及び耐震解析結果を示す。いずれも制限値を満足することを確認した。

(2) 水冷遮蔽体ダクト部

水冷遮蔽体容器のうち、ここでは中性子取出孔周りの部分モデルにより冷却水内圧による変位及び応力を求めた。解析モデル及び解析条件を Fig. 2.4.3.2-5 に示す。中性子ビームダクト板厚を 10mm 及び 20mm とした解析結果を Fig. 2.4.3.2-6 及び Fig. 2.4.3.2-7 に示す。本結果からダクト板厚 10mm では制限値を満足せず、板厚 20mm とする必要があることを確認した。

(3) 水冷遮蔽体内胴部

水冷遮蔽体容器のうち、ここでは、液体水素配管用切り欠きを考慮した内胴をモデル化し、冷却水内圧による変位及び応力を求めた。Fig.2.4.3.2-8 に解析モデル及び解析条件を示す。Fig. 2.4.3.2-9 に内圧による変位及び応力を示す。内胴部においても板厚 10mm では厳しく、板厚 20mm 以上とする必要があることを確認した。

２．４．３．２．５　課題

現段階では、ステンレスの応力腐食割れにより冷却水漏れ等が起こる可能性を否定できない。そのため、水冷遮蔽体の交換シナリオが必要となる。水冷遮蔽体を収めることが出来る遮蔽キャスクを施設のクレーンにより吊上げられない場合、水冷遮蔽の分割を含めた構造の変更が必要となる。

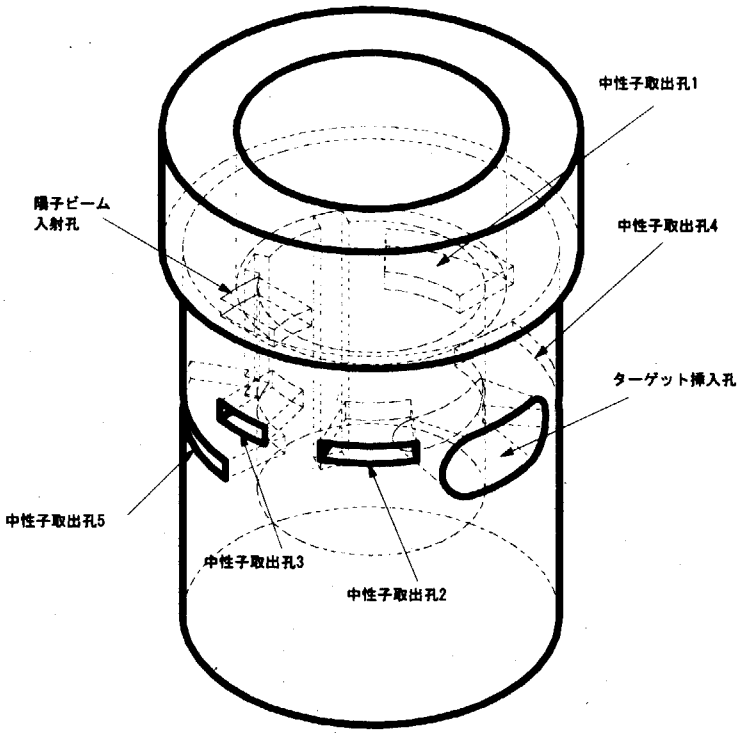


Fig. 2.4.3.2-1 A concept of water-cooled steel shielding block

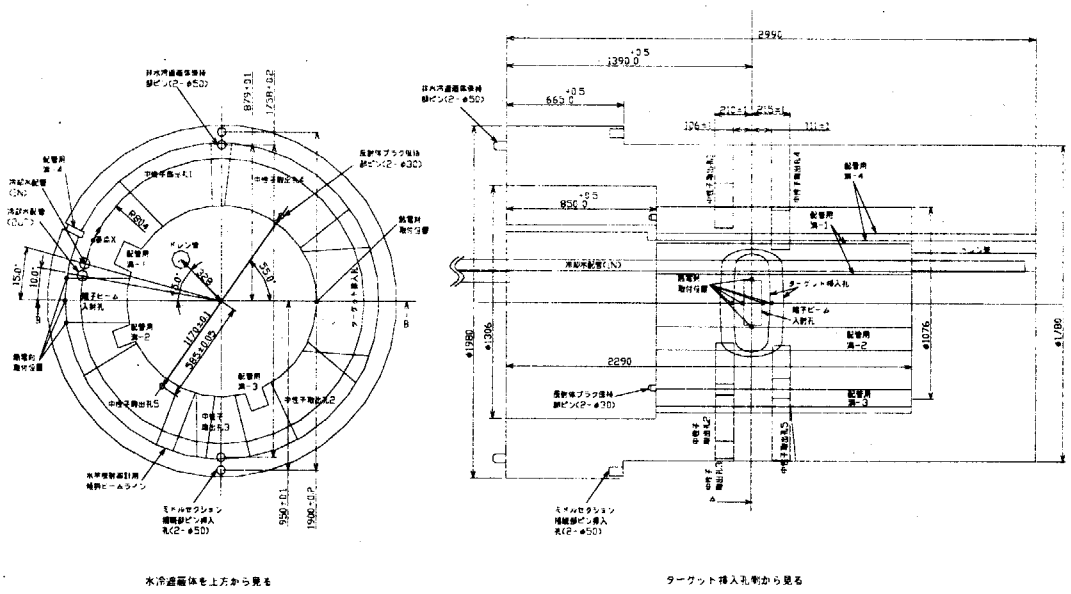
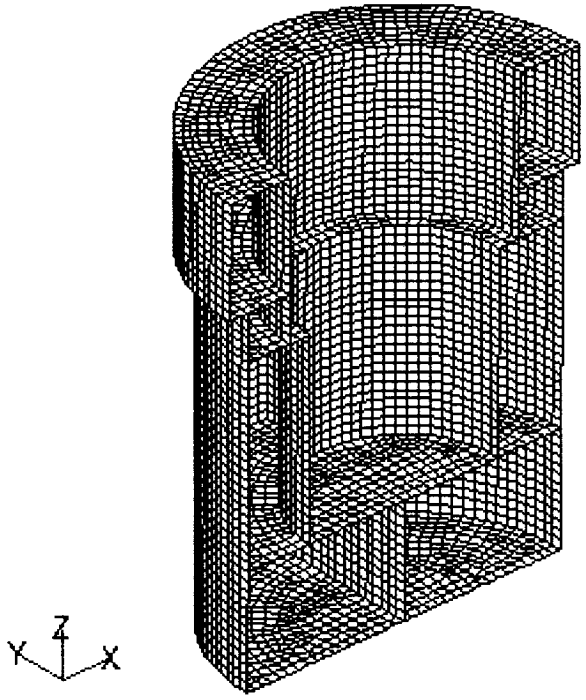


Fig. 2.4.3.2-2 Dimension of water-cooled steel shielding

水冷遮蔽体容器解析モデル（シェル要素）



（解析条件）

1．モデル（解析コード：ABAQUS)

・水冷遮蔽体容器（SUS）

→3次元シェル要素

2．物性値

・SUSヤング率　　190GPa (at 100℃：JIS)

3．境界条件

・上面フランジ周辺完全固定

4．荷重条件

（1）内圧0.6MPa

（2）自重1G(96ton)

Fig.2.4.3.2-3 Analytical 3-D model of water-cooling steel shielding vessel.

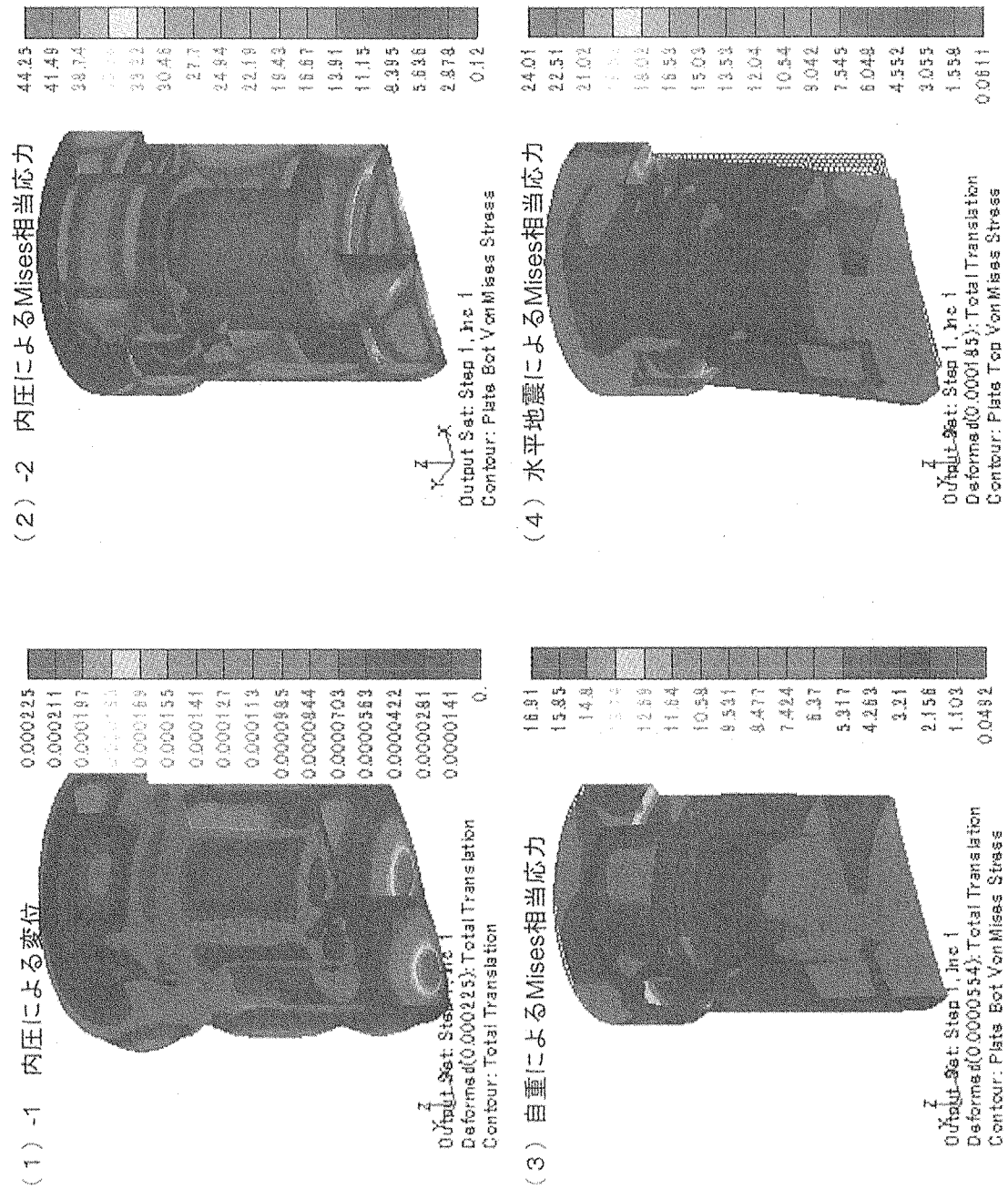
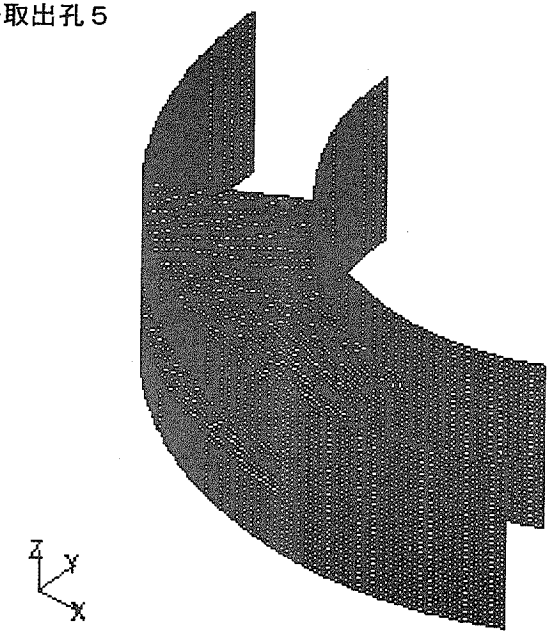


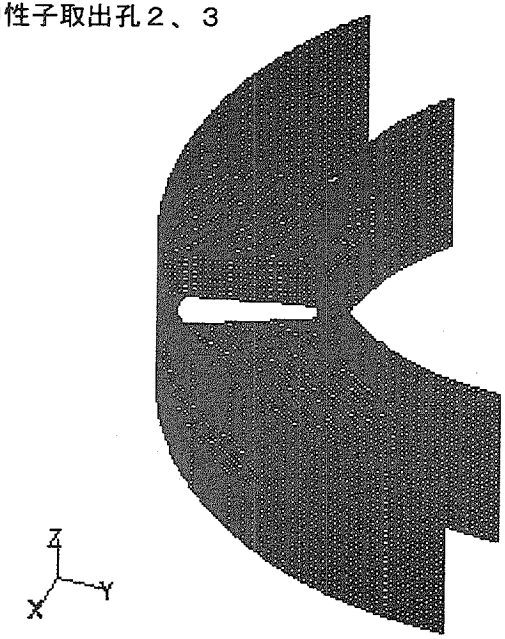
Fig.2.4.3.2-4 Analytical results of displacement and stress distribution caused by inner pressure of 0.6MPa.

水冷遮蔽体容器解析モデル（シェル要素）

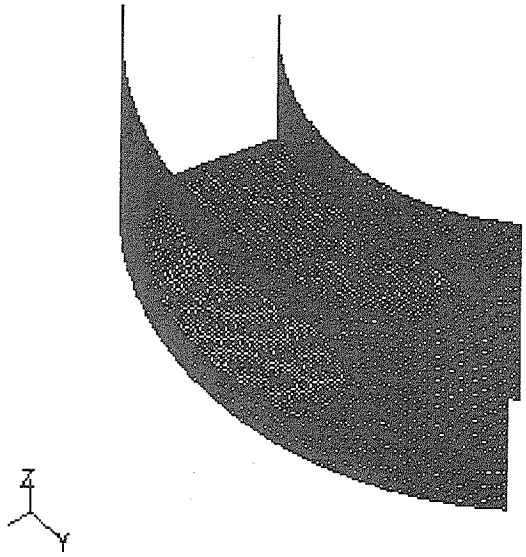
中性子取出孔５



中性子取出孔２、３



ターゲット挿入孔



（解析条件）

１．モデル（解析コード：ABAQUS）

・水冷遮蔽体容器（SUS）

→3次元シェル要素

２．物性値

・SUSヤング率　　190GPa (at 100℃：JIS)

３．境界条件

・胴周辺完全固定

４．荷重条件

・内圧0.6MPa

Fig.2.4.3.2-5 Analytical 3-D parts model of water-cooling steel shielding vessel.

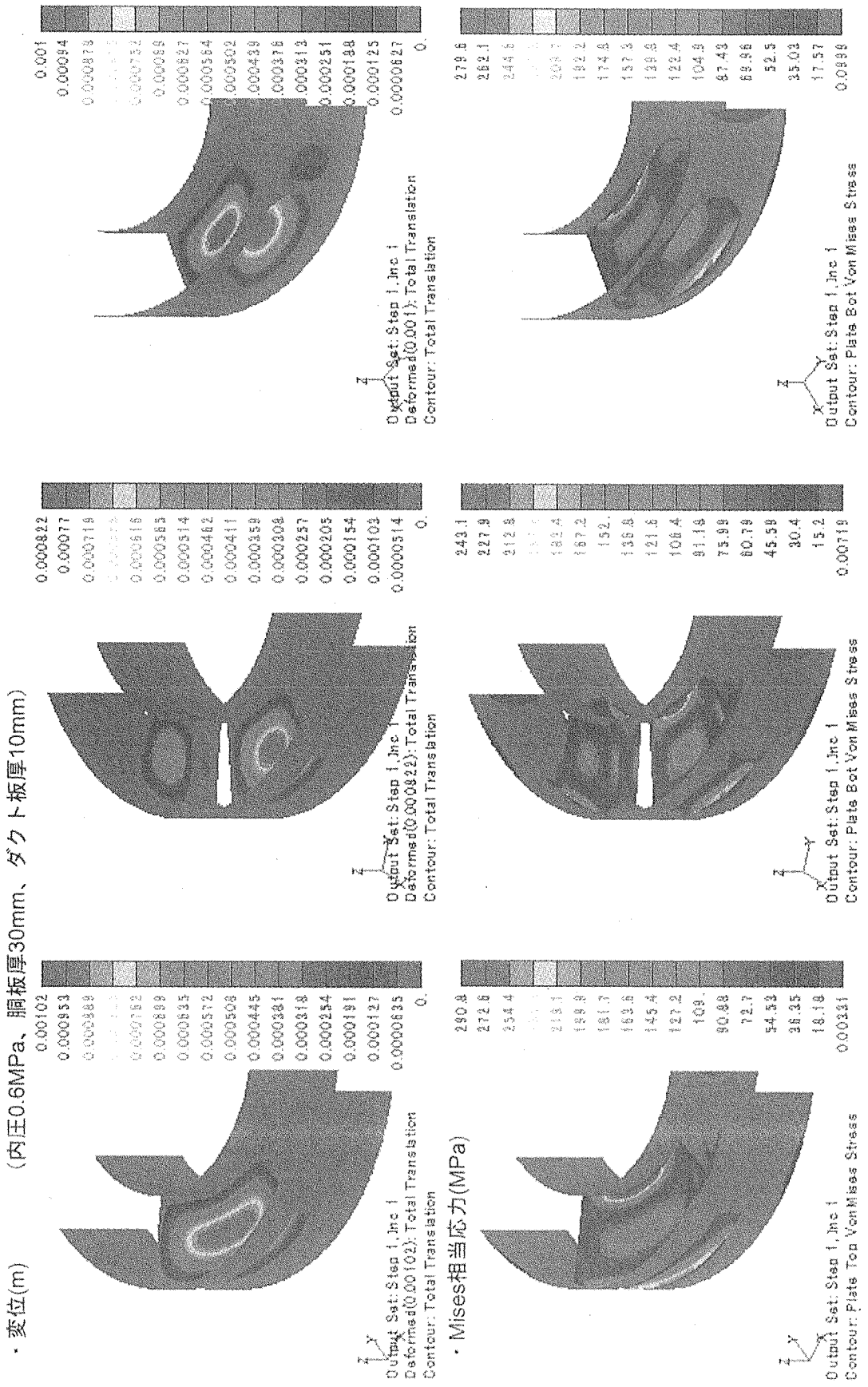


Fig.2.4.3.2-6 Analytical results of displacement and stress distribution caused by inner pressure of 0.6MPa for duct plate thickness of 10mm.

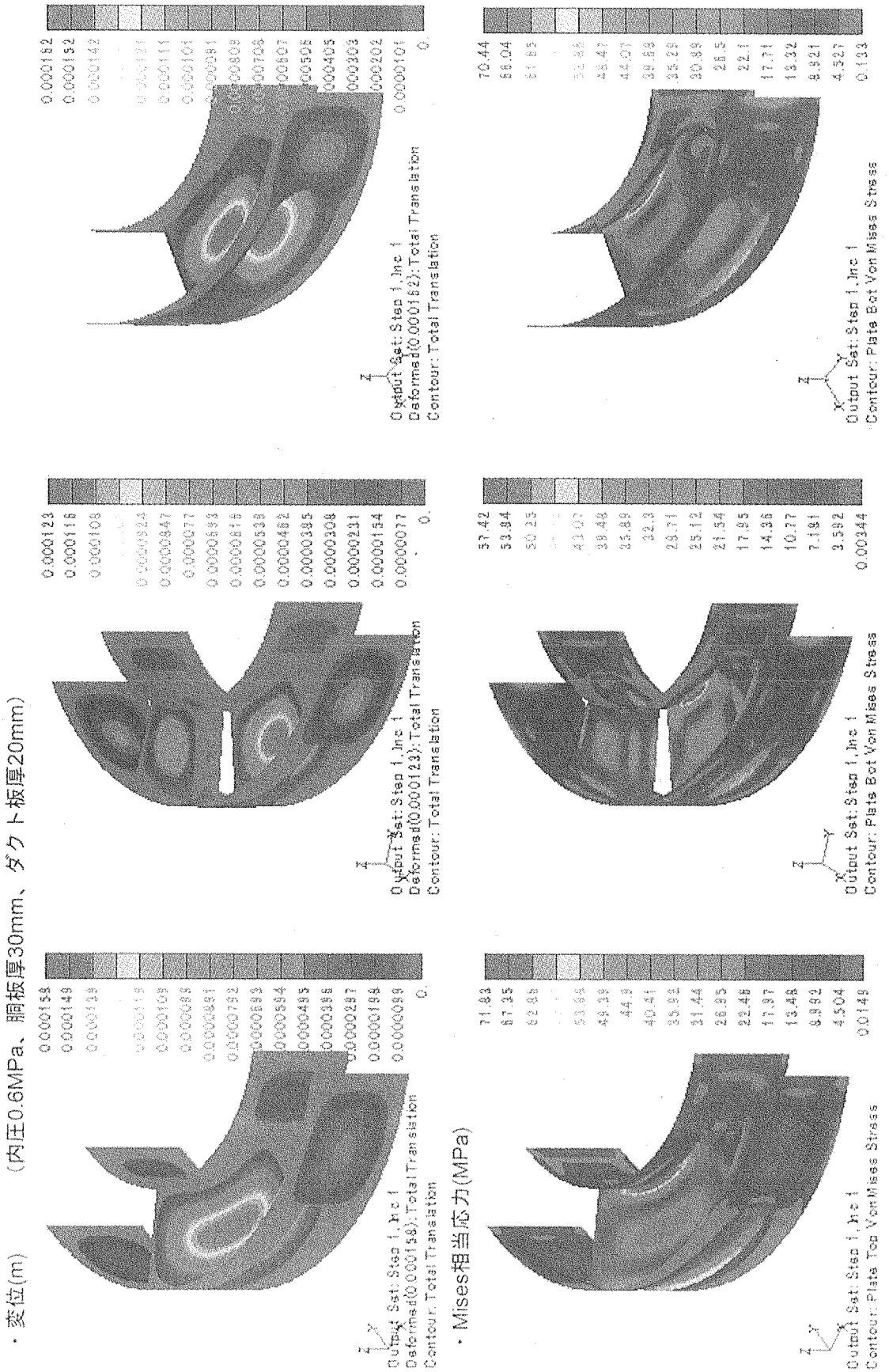
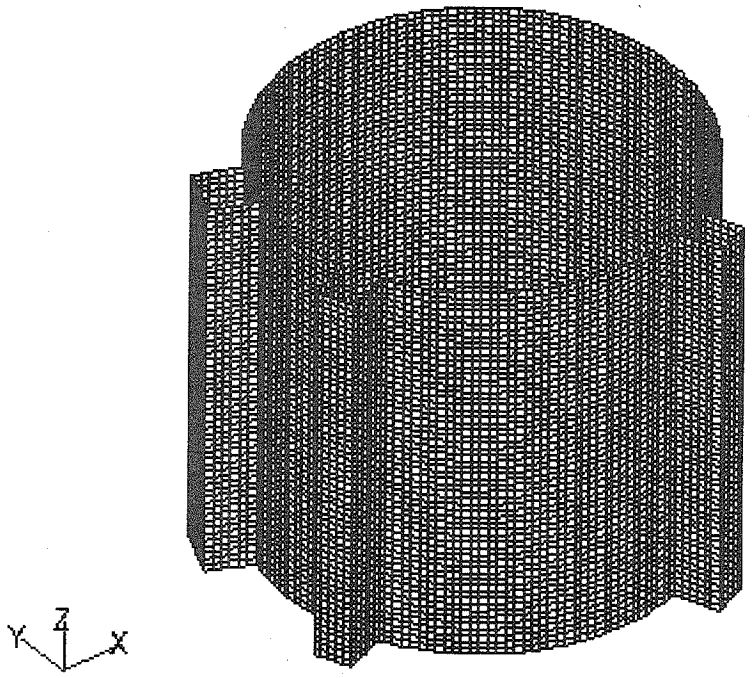


Fig.2.4.3.2-7 Analytical results of displacement and stress distribution caused by inner pressure of 0.6MPa for duct plate thickness of 20mm.

水冷遮蔽体容器解析モデル（シェル要素）



（解析条件）

1．モデル（解析コード：ABAQUS）

・水冷遮蔽体容器（SUS）

→3次元シェル要素

2．物性値

・SUSヤング率　　190GPa (at 100℃：JIS)

3．境界条件

・上下端部完全固定

4．荷重条件

・内圧0.6MPa

Fig.2.4.3.2-8 Analytical 3-D model of inner wall of water-cooling steel shielding vessel.

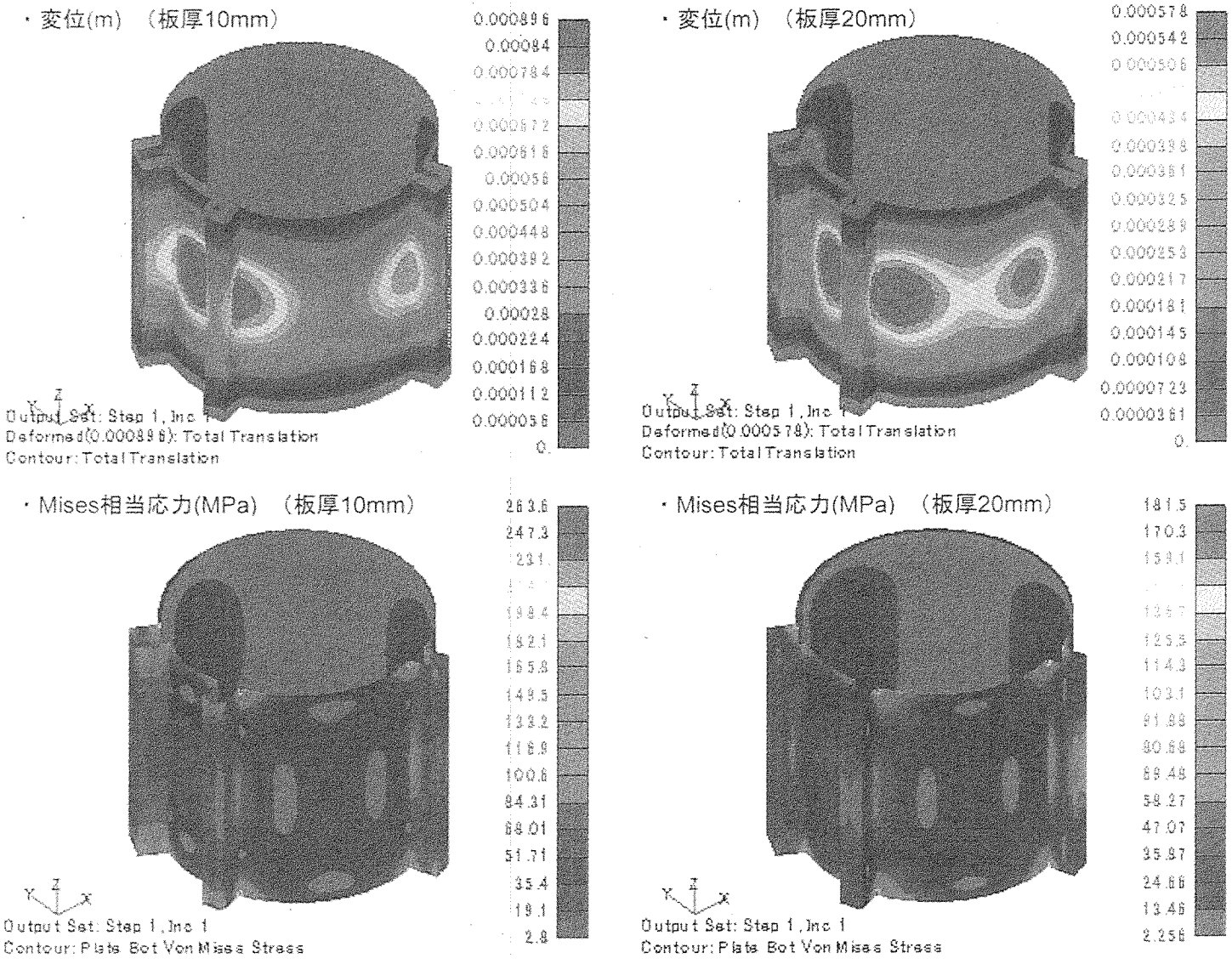


Fig.2.4.3.2-9 Analytical Results of Displacement and Stress Distribution caused by inner pressure for plate thickness of 10mm and 20mm.

２．４．３．３　ベッセル窓遠隔操作機器

２．４．３．３．１　機能及び目的

前節に記述したように、ヘリウムベッセルのミドルセクション部の枝管には両端を薄窓で仕切ったフランジ付き角形ダクトをヘリウムベッセルの枝管部に取付け、ベッセルに封入したヘリウムのバウンダリを構成する。角形ダクトにはコリメータ、スーパーミラーなどのデバイスを挿入することを前提としている。中性子ビームラインの用途により、デバイスを交換する必要がある。ベッセル窓遠隔操作機器はこの角形ダクトの取付け、取り外しに使用するものである。本装置に要求される機能は以下のとおりである。

(1) 遠隔操作により、ヘリウムベッセル枝管にアルミニウム合金製のフランジ付き角形ダクトを取付け、枝管部フランジ（SUS 316 製、長さ 350mm, 幅 208mm、厚さ 30mm ）の４本のボルトにナットを締結し、シールすること。

(2) 長さ 350mm, 幅 208mm、厚さ 75mm のフランジ付きの外形□112 mm、長さ 695 mm のアルミニウム合金製角形ダクトを搭載し、幅 225 ～ 325 mm、長さ 2000 mm、深さ 4370 mm のシャッター駆動空間を昇降できること。

(3) シャッター駆動空間からヘリウムベッセル枝管フランジ部の位置決めピンを目標として位置決めする機構を有する。フランジ部を始点としたシャッター駆動空間の間隔は 230 ～ 2270 mm の範囲となる。

(4) 本装置の位置調整機能を有すること。設置場所はシャッター間構造体上面またはシャッター上部遮蔽ブロック上面の両方とする。

２．４．３．３．２　設計の基本方針

ベッセル窓遠隔操作機機の設計に際して、以下の基本方針とした。

(1) 施設運転後に、ミドルセクション部の枝管に挿入した角形ダクトを交換するため、枝管へのアクセスは、シャッターブロックを取り出した後、シャッター間構造体が形成する溝状の空間を限ることとした。

(2) ２．４．２節に記した条件に従い、枝管に挿入した角形ダクトのシールにはメタル O リングを用いることとする。

２．４．３．３．３　設計条件

(1) 環境条件

(a) 温　度　；　50℃以下

(b) 圧　力　；　大気圧

(c) その他　；　初期装荷時は非放射線雰囲気下

運転後、放射線雰囲気下

(2) 荷重条件

(a) 通常時荷重　；

搭載角形ダクト；70　[kgf]　以下

(b) 異常時荷重　；

水平震度　；　0.25G

(3) 駆動に係る条件

(a) 駆動空間段面積　；　225／325ｍｍW×各 1000 ｍｍL

(c) 駆動範囲（高さ方向）　；　Table 2.4.3.3-1 参照

(b) 駆動時間　；　特に規定せず。

(c) 停止精度　：　0.1 mm

(d) 装置の据付時調整機構　；

○　手　動

○　水準器モニターをみて、水準器の２軸レベルが水平になるよう作業架台上で調整する。

○　調整範囲

・縦方向（中性子ビーム軸方向）　：±10 mm

・横方向（中性子ビーム軸方向と直角方向：±10 mm

・　水平面内回転角　：　±5 mrad

・　高さ方向　：±4 mm

(4) 角形ダクトの挿入・引き抜きに係る条件

(a) 搭載角形ダクト寸法　：Fig. 2.4.3.3-1、2.4.3.3-2 参照

(b) 角形ダクト挿入・引抜きのストローク：800 mm 以上

(c) 角形ダクト取付

○ 遠隔操作

○ ヘリウムベッセル枝管の位置決めピン検出機能

○ 枝管の４本ボルトへのナット締め付け

(5) その他

(a) 装置据付け位置：シャッター間構造体上部またはシャッター上部遮蔽体

(b) 枝管の寸法及び精度：

○ 枝管側開口部：　□124 mm（22 本分）：　ビームライン No.16 を除く

172.2 mm x 113 mm（１本分）：ビームライン No.16

○ 枝管精度：２．４．３．１節の Table 2.4.3.1-5b 参照

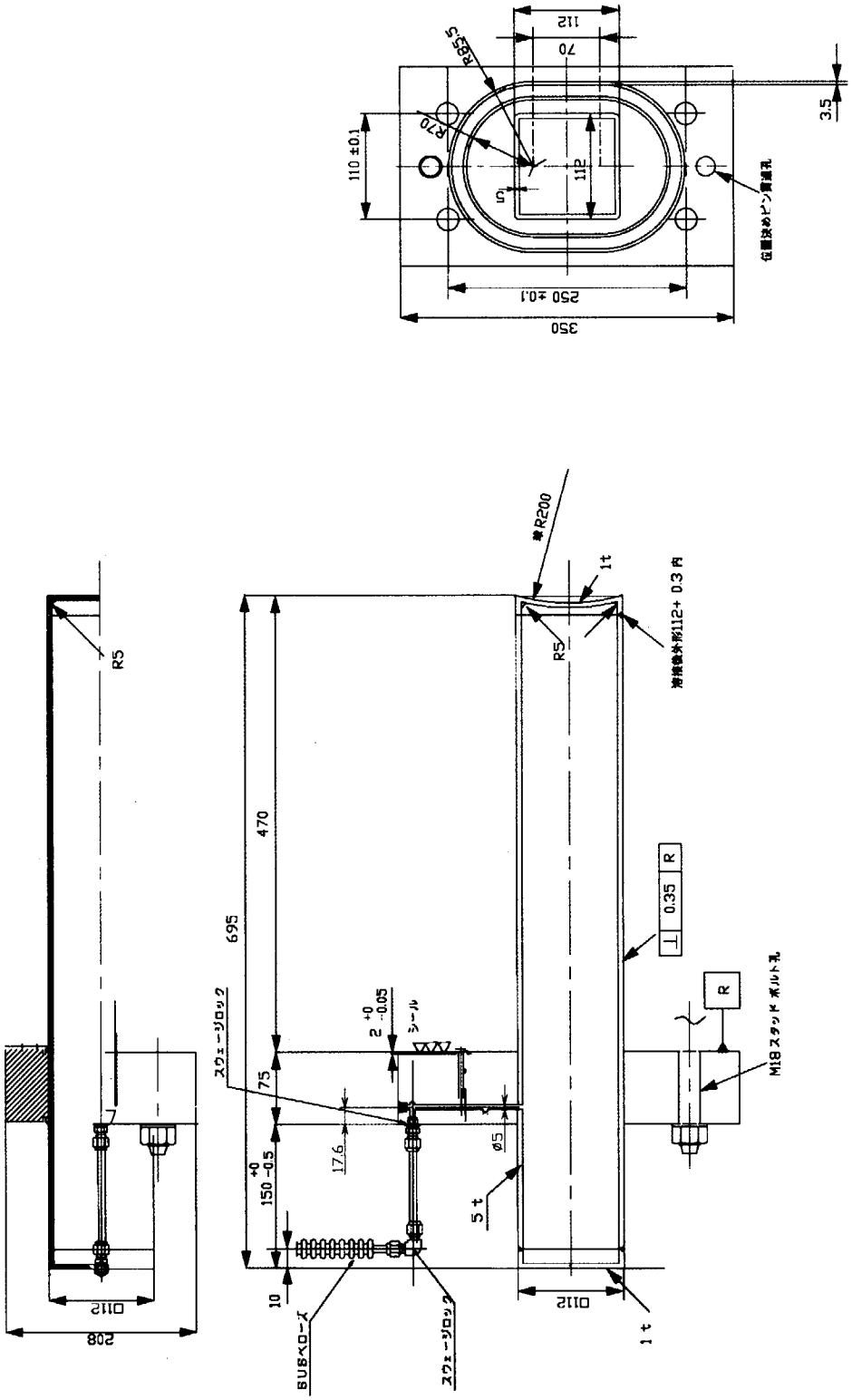


Fig. 2.4.3.3-1 Vessel insert for neutron beam ducts except for No.16. The right-hand side of the duct is inserted in helium vessel.

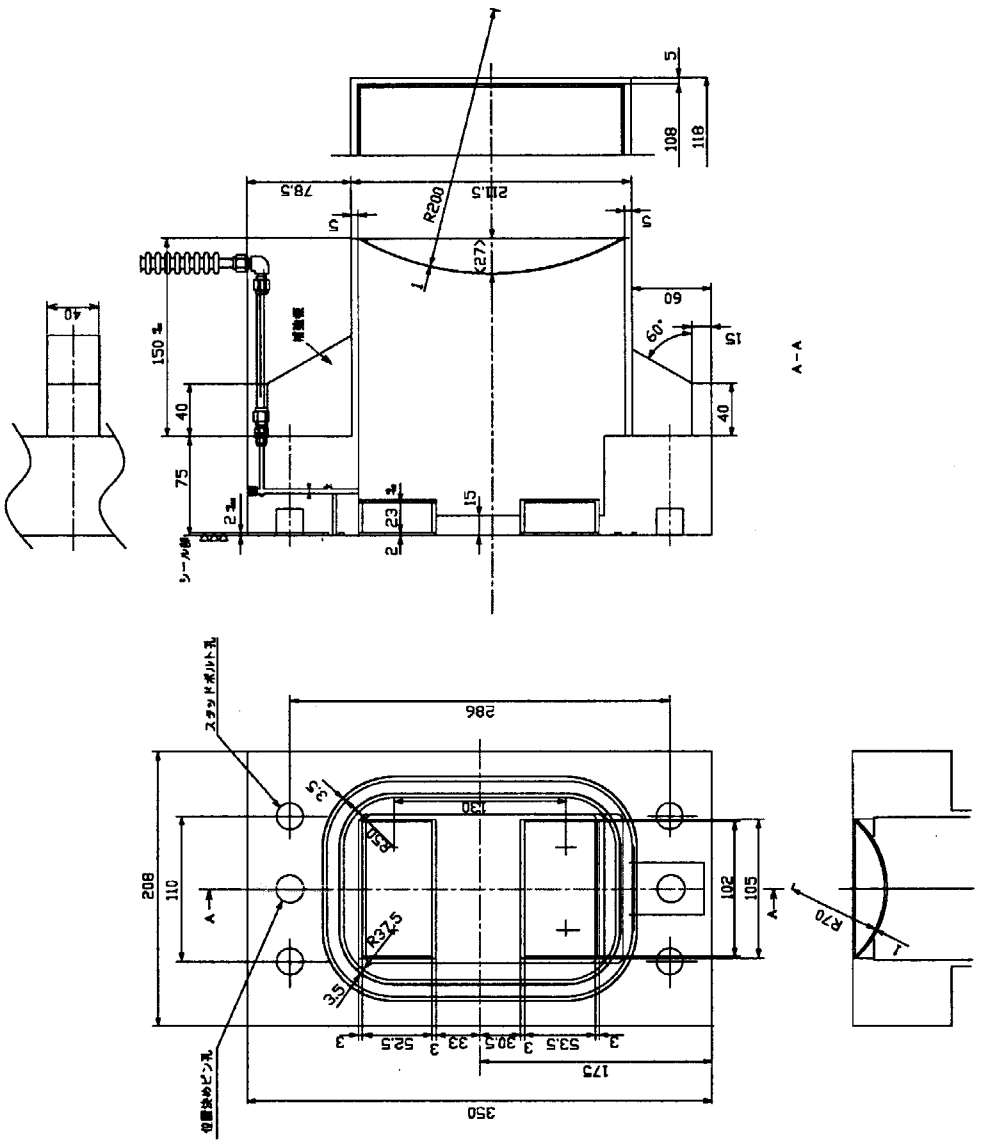


Fig. 2.4.3.3-2 Vessel insert for neutron beam duct No.16 for horizontal reflectometer. The left-hand side of the duct is fitted on the flange of the neutron beam duct of helium vessel.

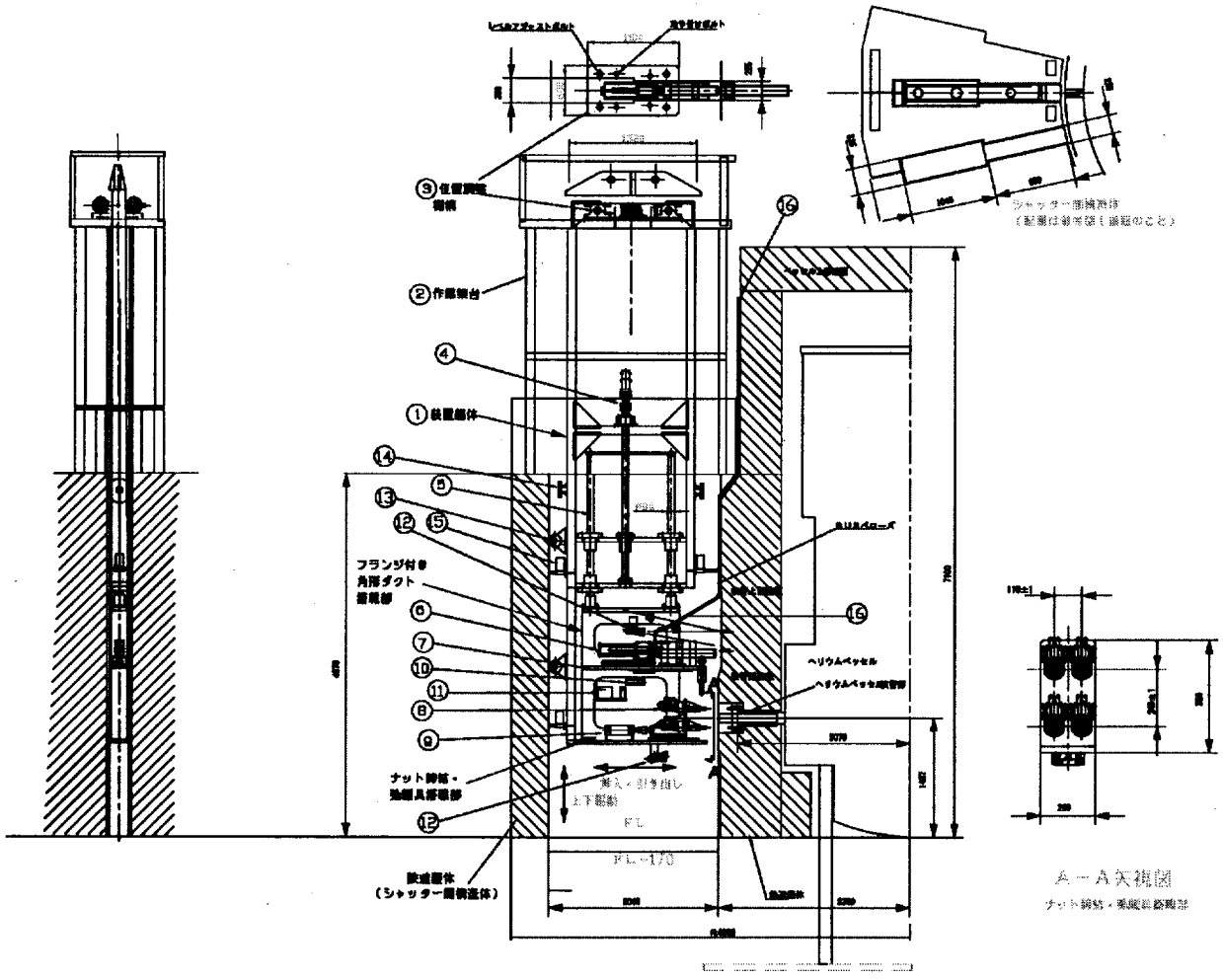


Fig. 2.4.3.3-3 Sketch of vessel window handling device installed in shutter gate space between a pair of interstitial blocks . The shaded area indicates interstitial blocks and shielding surrounding the helium vessel. The number with circle represents component of the vessel window handling device.

Table 2.4.3.3-1 Movement range of vessel window handling device.

位置	床面からの高さ	動　作	備　考
ベッセル上部遮蔽上面	7100 mm	フランジ付き角形ダクトの装着	キャスクへの収納
上部モデレータ中心	1753 mm	フランジ付き角形ダクトの装着 ナット締付・弛緩	ヘリウムベッセル枝管との接合
下部モデレータ中心	1437 mm	フランジ付き角形ダクトの装着 ナット締付・弛緩	ヘリウムベッセル枝管との接合
ビームライン No.16	1323.1 mm	フランジ付き角形ダクトの装着 ナット締付・弛緩	ヘリウムベッセル枝管との接合
シャッター溝底面	-170 mm	－	－

２．４．３．３．４　構造の概念検討

Fig. 2.4.3.3-3 にベッセル窓遠隔操作機器をシャッター間構造体に据え付けた場合の概念図を示す。図中に○囲みで示した番号はベッセル窓遠隔操作機器の構成部品番号を意味し、部品と番号の対応表を Table 2.4.3.3-2 に示す。

ベッセル窓遠隔操作機器は角形ダクトを搭載し、これをヘリウムベッセルの枝管に挿入または引き出すためのフランジ付き角形ダクト搭載部、枝管の４本のボルトにナットを弛緩するためのナットランナーを搭載する。ナット締付・弛緩具搭載部を有する。これの搭載部は電動モータにより昇降駆動する方式を選定した。

角形ダクト搭載部の構造は以下のとおりである。

a) 挿入・引抜きはエアシリンダ駆動方式による。

b) 装置の昇降時及びシリンダによる前後への移動に対して、フランジ付き角形ダクトを保持する機能を有する。

c) CCD カメラを配置し、動作監視機能を有している。作業架台に画像出力モニタを置き、カメラからの出力をモニターで観測できる配置とする。

ナット締付・弛緩具搭載部の構造は以下のとおりである。

a) ナット締付・弛緩具はメタルOリングを用いて、枝管フランジ部とフランジ付き角形ダクトとをシール接合できる締付トルク力を発生できるものを選定する。

b) トルクコントローラにより４台分のナットのトルクを制御する。

c) トルク設定値に達したら動作を停止する自動停止機能を有する。

d) ナット締付・弛緩具を移動させる際、フランジ付き角形ダクトの端部（150mm 部）と干渉しないこと。

e) ナット締付・弛緩具の動作は CCD カメラで監視する。

f) 組立精度： ナット締付・弛緩具搭載部下面を基準面とし、これに対するフランジ付き角形ダクト搭載部底板の平行度を 0.1 mm 以内とする。

ベッセル窓遠隔操作装置の昇降駆動に係る仕様は以下のとおりの考えである。

a) 電動モーター（ステッピングモーター）駆動方式とする。

b) スライドシャフトによる案内方式とする。駆動に際して、ガイド機構、姿勢維持機構を設けることとする。

c) 位置はエンコーダー読みとり方式とする。

d) 基準位置出し機能を有する。（常に同一方向からの位置だし）

e) オーバーラン用リミットスイッチを上方と下方に設けること。

f) ストローク：表 2 に示した駆動範囲を参考に決定のこと。

g) 停電時はリセットスイッチにより復帰させること。

ベッセル窓遠隔操作機器の基本動作をまとめる

（フランジ付き角形ダクト取付時）

1）CCD カメラによるヘリウムベッセル枝管に対する位置決め

2）フランジ付き角形ダクト搭載部を枝管部高さに移動させ、ダクトの装着

3）ナット締付・弛緩具を枝管部高さに移動させ、ナット締付け

（フランジ付き角形ダクト取外し時）

1）CCD カメラによるヘリウムベッセル枝管に対する位置決め

2）ナット締付・弛緩具を枝管部高さに移動させ、ナット弛緩

3）フランジ付き角形ダクト搭載部を枝管部高さに移動させ、角形ダクトの回収

4）真空排気パイプを切断、回収

5）フランジ付き角形ダクト搭載部をベッセル上部遮蔽上面位置まで上昇させ、角形ダクトをキャスクへ挿入

Table 2.4.3.3-2 Component list of vessel window handling device.

番号	品名	材質	数量	備　考
①	装置躯体	SS	1式	
②	作業架台	SS	1式	
③	位置調整機構		1式	ボルト等
④	ステッピングモーター		1式	
⑤	スライドシャフト		1式	
⑥	エアシリンダ		1式	
⑦	フランジ付き角形ダクト搭載台	SS またはアルミニウム合金	1式	
⑧	ナット締付・弛緩具		4台	締付トルクコントローラを含む
⑨	ナット締付・弛緩具搭載台	SS またはアルミニウム合金	1式	
⑩	位置決め用ＣＣＤカメラ		1台	画像表示モニターを含む
⑪	水準器		1式	
⑫	動作監視用ＣＣＤカメラ		2台	
⑬	ガイド用車輪		1式	
⑭	横方向姿勢維持機構		1式	
⑮	ビームライン方向姿勢維持機構		1式	
⑯	真空排気系パイプ		1式	

２．４．３．３．５　ヘリウムベッセル枝管と角形ダクトのシール性の検討

ナット締付・弛緩具を用いてヘリウムベッセル枝管部フランジの４本のボルトにアルミニウム合金製角形ダクトを取り付け、メタルＯリングを用いてシールする際、枝管及び角形ダクトのフランジの変形の評価を行い、シール確保に必要なナット締付・弛緩具のトルクとボルトサイズの検討を行った。定性的に、メタルＯリングの必要締め付け力が大きいほど、フランジの変形が生じやすいので、変形を抑制するには、できるだけ締め付け力の低いメタルＯリングが適している。この観点からメタルＯリングは、三菱電線工業（株）製の線径：φ3.5mm、肉厚 0.25mm、SUS321、銀メッキ、締付圧力 490 N/cm を選定し、枝管（SUS316 製）及び角形ダクト（A5083）のフランジの厚さをパラメータとし、有限要素法による評価計算を行った。

(1) 中性子ビームダクト枝管と角形ダクトとのシール解析

中性子ビームダクト枝管のフランジのシール縮み量を求めるために、アルミ合金側フランジ及び SUS 側ダクト付きフランジを三次元シェル要素でモデル化し、その間に三次元ソリッド要素でモデル化した Ｏ リングシールを挟む。両フランジとシールの間には面接触し相対変位

を 0 として解析する。シール性能を満たすためには、0.4mm 以上のひずみ（カタログ値）が必要なことから、フランジ厚さ及びボルト締付力をパラメータとして、フランジ部及びシール部の変形量及びひずみ量を求めた。解析モデル及び解析条件を Fig. 2.4.3.3-4 に示す。フランジの４隅に相当する部分にボルトが配置され、その対称性からひずみ量の代表点として図中に丸囲み数字で示した４点を選定した。各代表点におけるひずみ量をプロットした結果を Fig. 2.4.3.3-5 に示す。

シール性能を得るための縮み量 0.4mm を満足する条件としては、枝管のフランジ厚さと角形ダクトのフランジ厚さを各々70 mm 及び 75 mm、ボルト１本あたり 2.4 トン程度の締付力を必要とする。この締付力はボルトの強度から見て問題ない荷重である。しかしながら、枝管のフランジ厚さと角形ダクトのフランジ厚さを各々30 mm 及び 75 mm、ボルト１本あたり 2 トン程度の締付力とすれば、ボルトから離れた部分で若干必要縮みが不足するが、実際には力が伝達されてリングが変位するため、シール性能を達成できると考えられる。また、アルミ合金フランジを 75 mm から 50 mm とした場合には、シール位置によるひずみ量のばらつきが非常に大きくなりシール性能に及ぶ影響が大きくなるという解析結果が得られた。解析結果を Fig. 2.4.3.3-6～2.4.3.3-10 に示す。この解析の結果を参考として、枝管のフランジ厚さと角形ダクトのフランジ厚さは各々30 mm 及び 75 mm を選定したが、今後シール試験を実施することにより妥当性を確認することが必要である。

(2) 水平反射率計用中性子ビームダクト枝管と角形ダクトとのシール解析

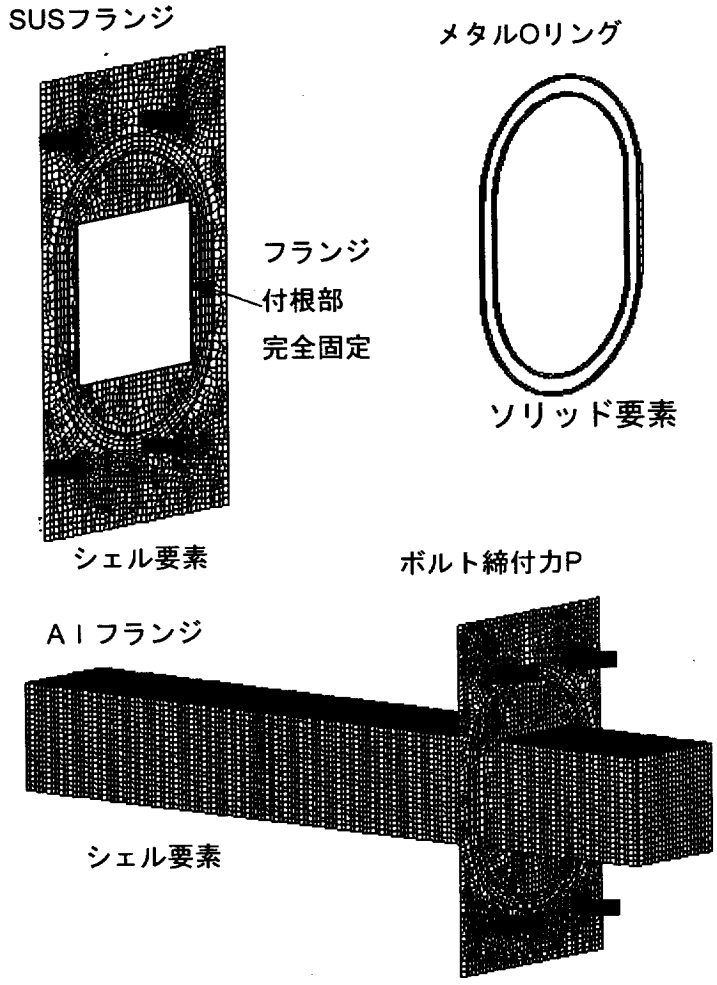
２．４．３．１節で述べたとおり、水平反射率計用中性子ビームダクトには中性子を鉛直方向斜めに取りだすためのコリメータを装着している。このため、角形ダクトは枝管フランジの対して Fig.2.4.3.3-2 に示すような蓋状の形状である。枝管 SUS 側フランジ厚さを 30mm、アルミ合金側フランジ厚さを 75mm に固定し、ボルト締付力をパラメータとして、シール部分のひずみ量を求めた。解析モデル及び解析条件を Fig.2.4.3.3-11 に示し、解析結果を図 Fig.2.4.3.3-12～2.4.3.3-15 に示す。本解析結果から、前項(1)の角型ダクト形状と比較して、本形状が直方体でボルト間隔が広くなるためフランジ部の変形を押さえるための補強を必要とするが、必要な縮み量が得られると考えられる。

２．４．３．３．６　今後の課題

中性子ビームダクト枝管と角形ダクトとを４本ボルトで締付け、シールを確保することに関して、ナットランナーを用いた実際の試験により確認することが重要な課題である。SNS 計画でも、当計画よりも寸法が大きいダクトを同様に枝管に装着する計画であるが、４本ボルトによるシール確保を実験により確認している。

カメラによる枝管の位置決めピン位置確認精度についても試験により確認することが課題である。また、角形ダクトには真空引き用の配管をつけて、これを上部まで引くため、角形ダクト搭載時の配管の取り扱いなど、装置の動作全般について試験による確認が必要である。

このため、本装置については本節に示す概念を基に詳細設計を行い、課題を解決しながら実機の製作につなげる工程を予定している。



（解析条件）

1．モデル (3次元シェル＆ソリッド要素)

・SUS304フランジ部（200 × 350mm、板厚70mm）

・アルミ合金フランジ部（200 × 350mm、板厚75mm）

・メタルOリングシール（接触幅1.8mm、高さ2.4mm）

2．物性値

・SUS304ヤング率　190GPa (at 100℃ : JIS)

・アルミ合金ヤング率　65GPa (at 100℃ : JIS)

・メタルOリングヤング率　0.17GPa

3．境界条件

・上面フランジとシール上面
　下面フランジとシール下面　接触(ギャップ0mm)

・SUSフランジ付根部完全固定

4．荷重条件

(1) P= 50MPa × 4本 （圧縮量0.4mmに相当）

(2) P= 62MPa × 4本 （圧縮量0.5mmに相当）

(3) P= 75MPa × 4本 （圧縮量0.6mmに相当）

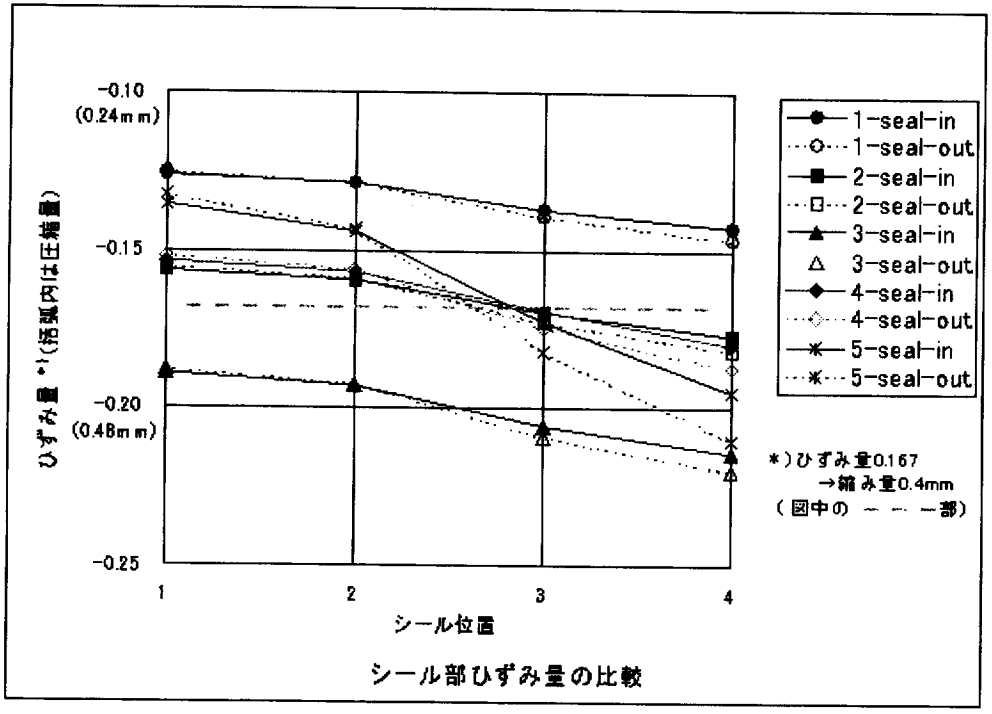
(4) SUSフランジ厚さ70→30mm、他(2)と同様

(5) Alフランジ厚さ75→50mm、他(4)と同様

Fig.2.4.3.3-4 Analytical model of neutron beam flange for seal strength.

ひずみ量

	ケース1		ケース2		ケース3		ケース4		ケース5	
	締付(ton/本)	SUS/Al厚さ	締付(ton/本)	SUS/Al厚さ	締付(ton/本)	SUS/Al厚さ	締付(ton/本)	SUS/Al厚さ	締付(ton/本)	SUS/Al厚さ
	1.6	70,75	2.0	70,75	2.4	70,75	2.0	30,75	2.0	30,50
シール位置	1−seal−in	1−seal−out	2−seal−in	2−seal−out	3−seal−in	3−seal−out	4−seal−in	4−seal−out	5−seal−in	5−seal−out
①	−0.1261	−0.1252	−0.1564	−0.1553	−0.1891	−0.1879	−0.1535	−0.1520	−0.1357	−0.1327
②	−0.1288	−0.1285	−0.1597	−0.1593	−0.1932	−0.1927	−0.1569	−0.1562	−0.1440	−0.1431
③	−0.1371	−0.1395	−0.1700	−0.1730	−0.2057	−0.2092	−0.1696	−0.1746	−0.1728	−0.1823
④	−0.1430	−0.1466	−0.1773	−0.1818	−0.2145	−0.2199	−0.1801	−0.1876	−0.1953	−0.2101
ひずみ差	0.0169	0.0214	0.0209	0.0265	0.0254	0.0320	0.0266	0.0356	0.0596	0.0774
変位差(mm)	0.04	0.05	0.05	0.06	0.06	0.08	0.06	0.09	0.14	0.19



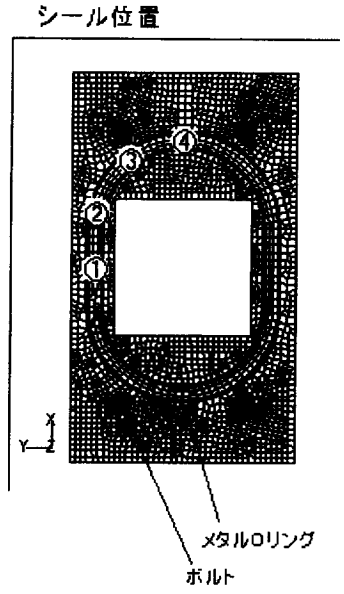


Fig.2.4.3.3-5 Comparison of analytical results of seal strength.

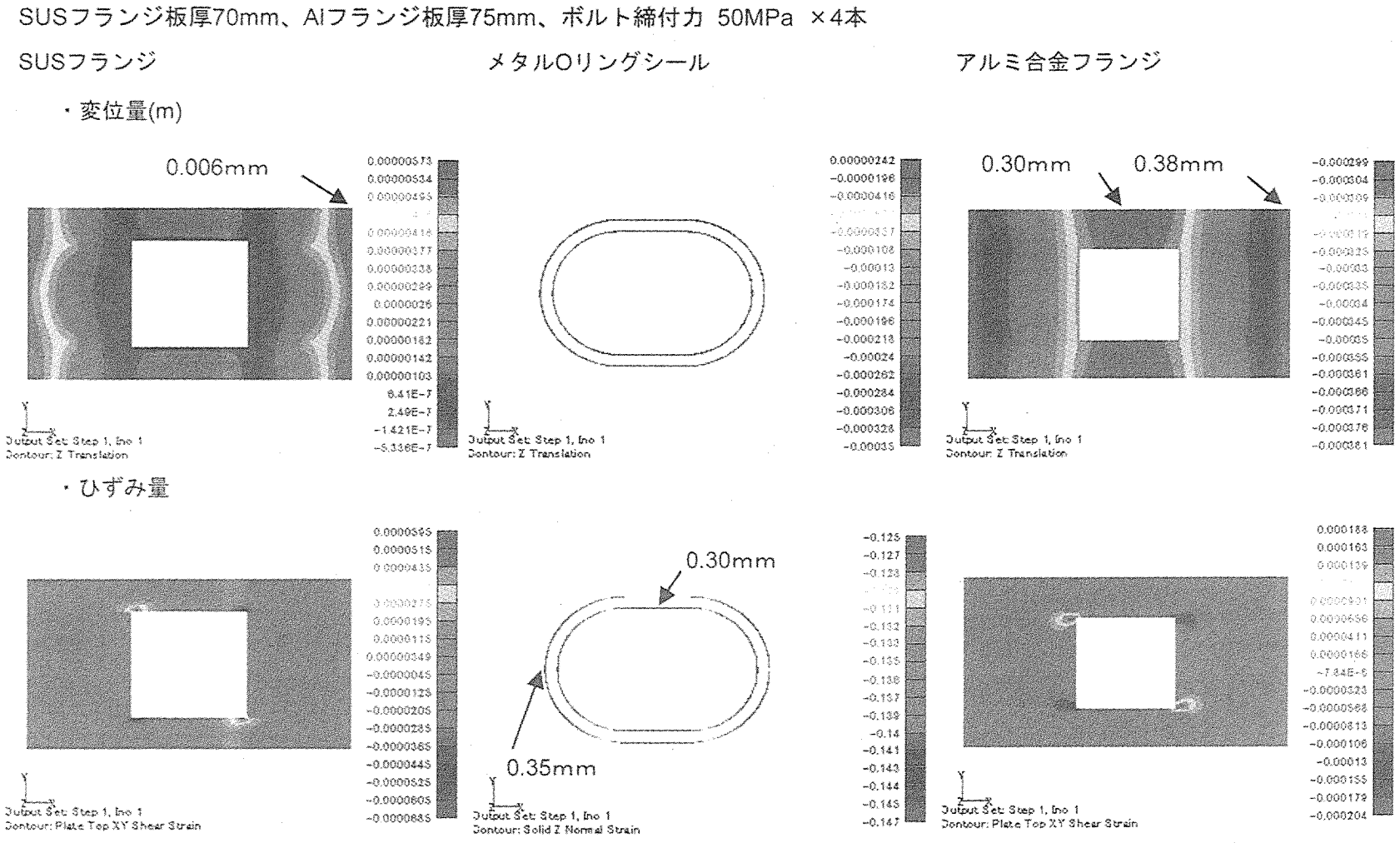


Fig.2.4.3.3-6 Analytical results of displacement and strain distribution caused by seal strength of 50MPa×4 for SS flange thickness of 70mm.

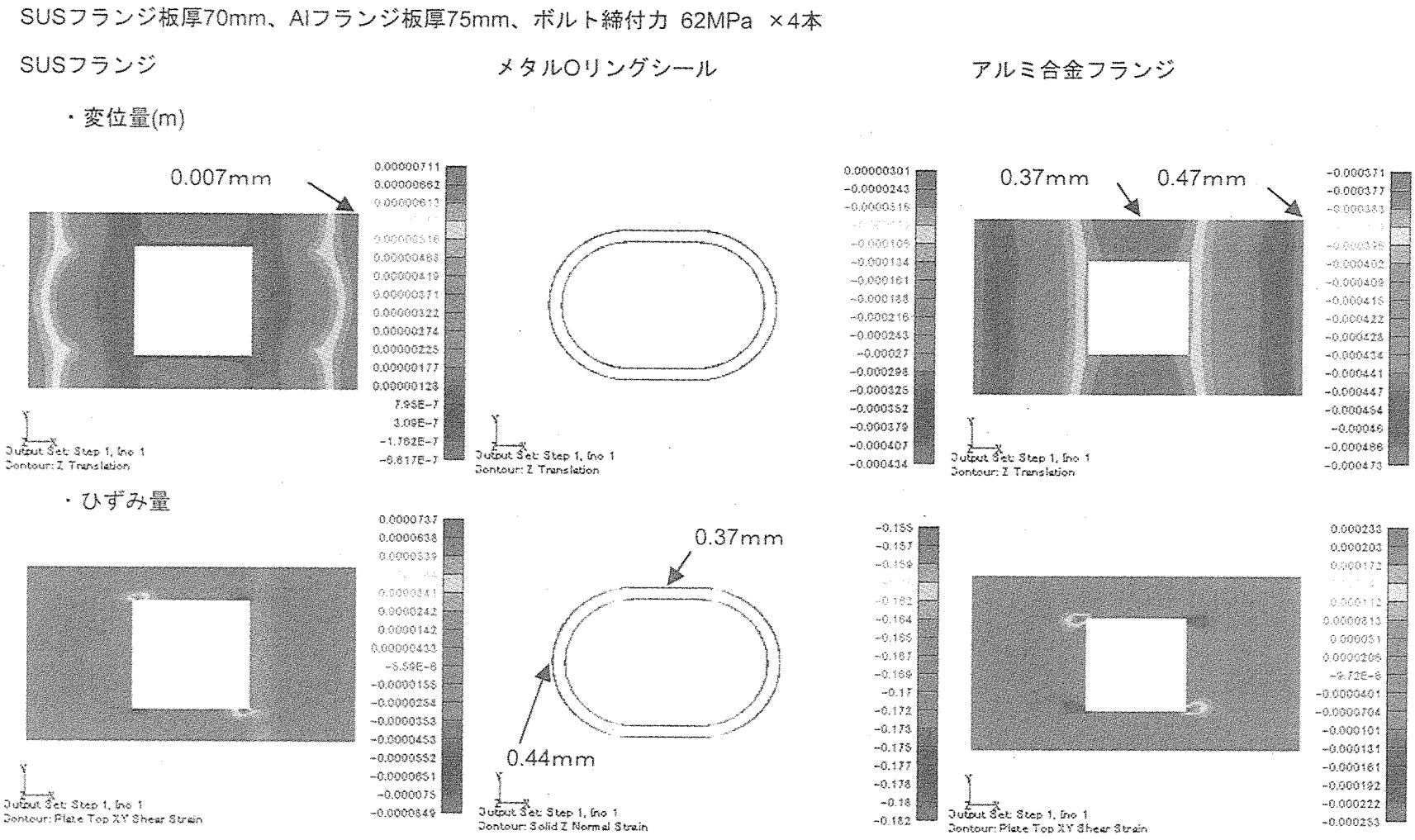


Fig.2.4.3.3-7 Analytical results of displacement and strain distribution caused by seal strength of 62MPa×4 for SS flange thickness of 70mm.

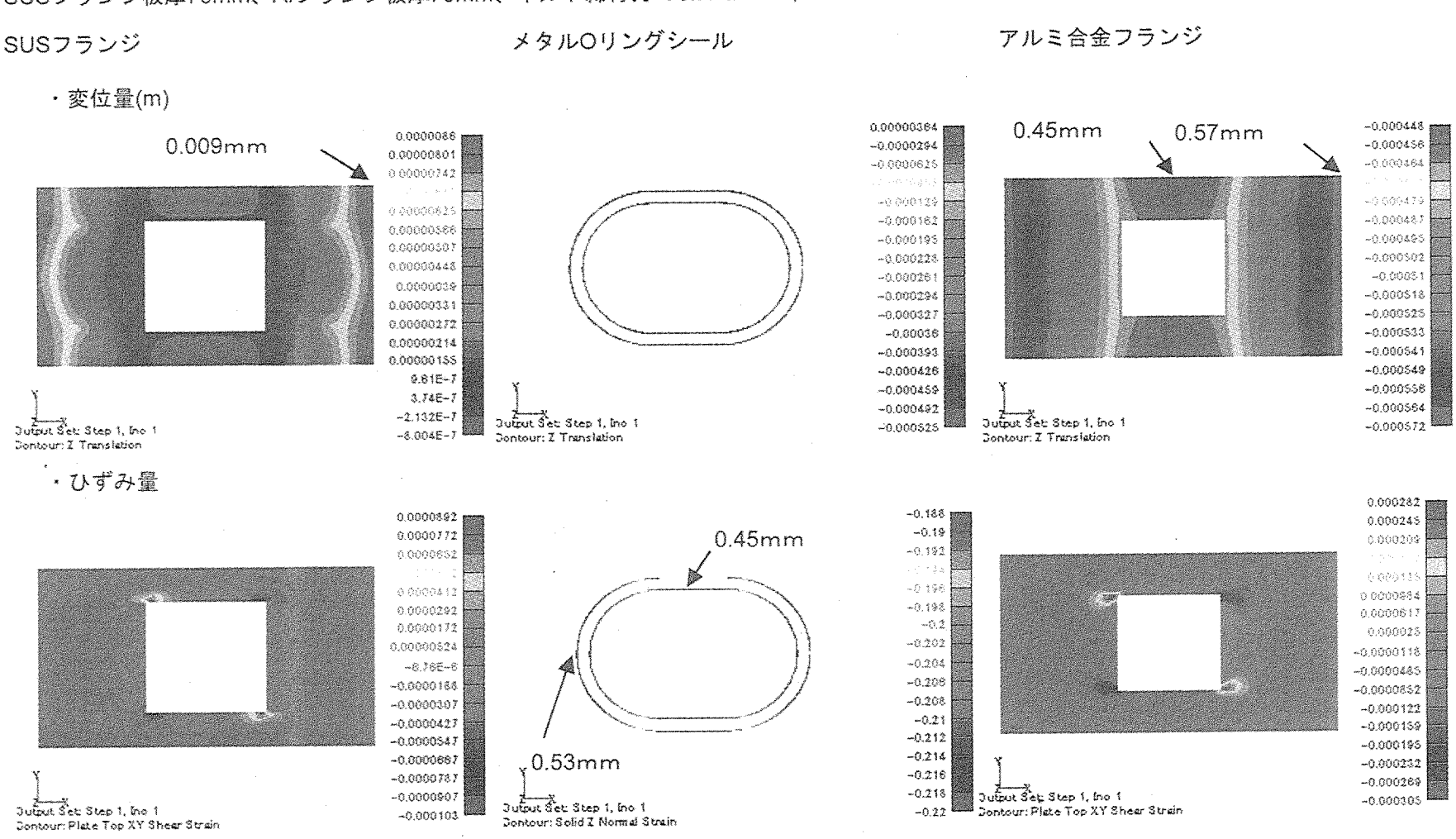


Fig.2.4.3.3-8 Analytical results of displacement and strain distribution caused by seal strength of 75MPa×4 for SS flange thickness of 70mm.

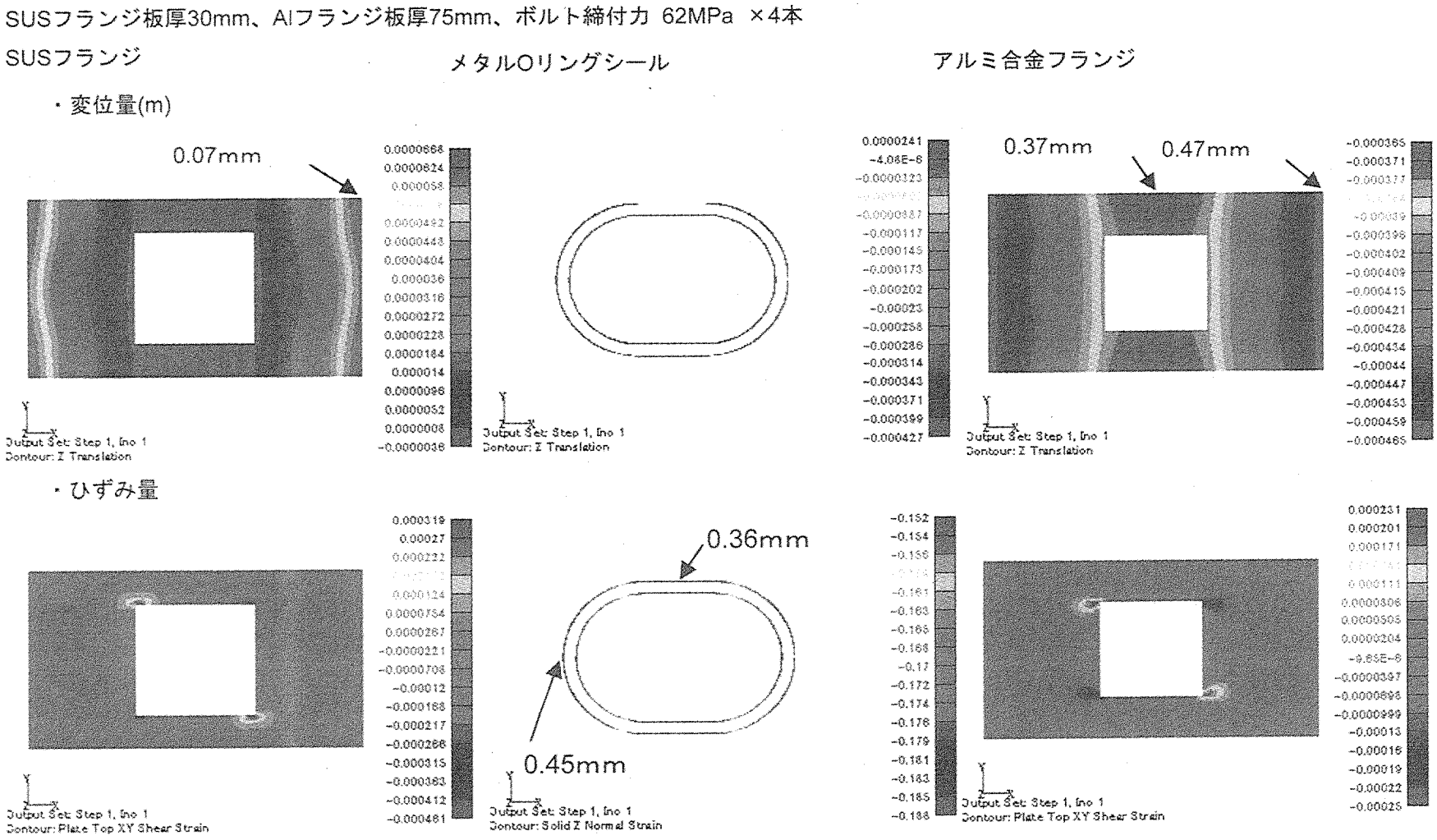


Fig.2.4.3.3-9 Analytical results of displacement and strain distribution caused by seal strength of 62MPa×4 for SS flange thickness of 30mm.

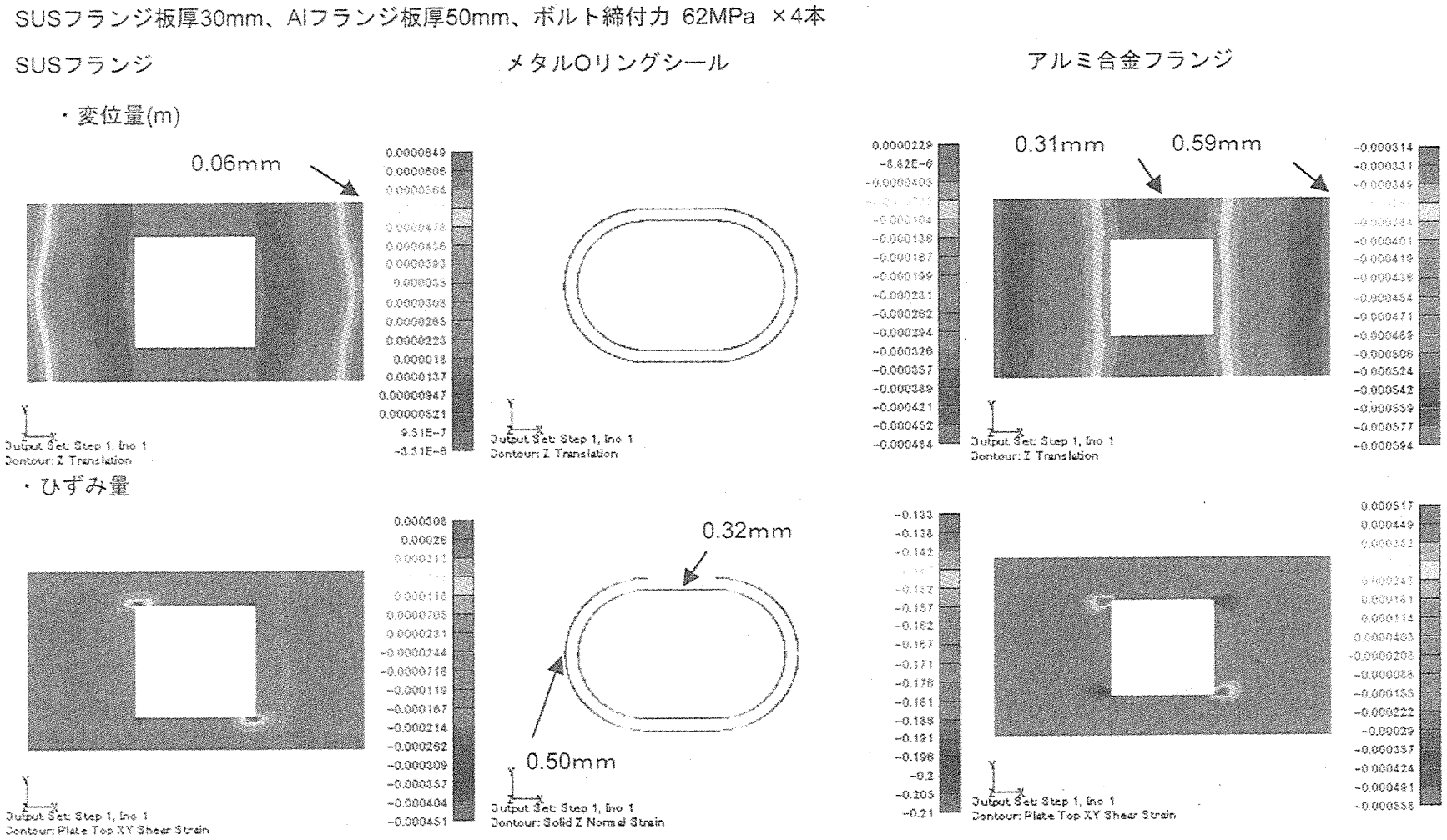
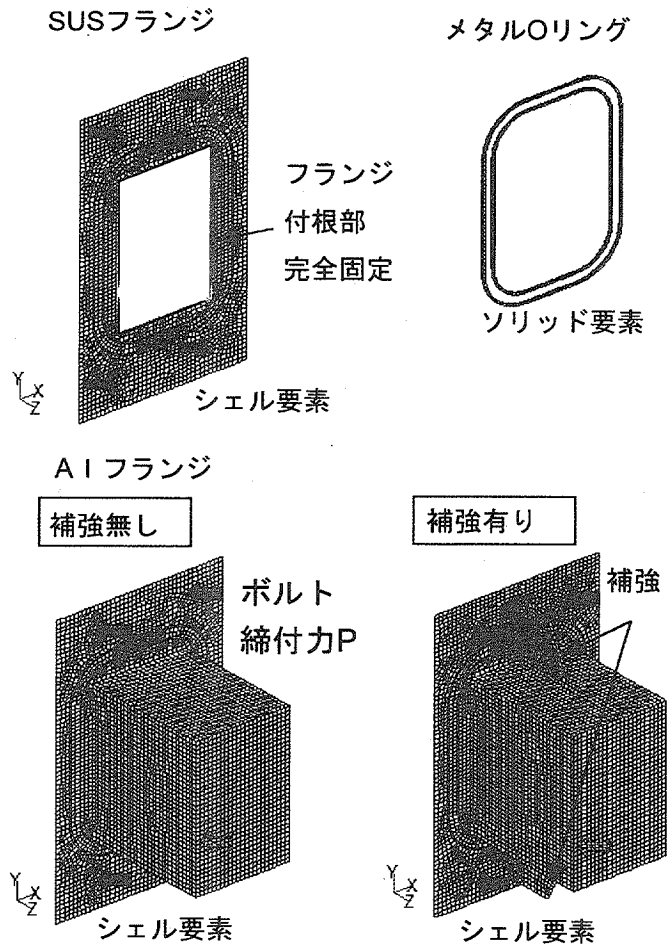


Fig.2.4.3.3-10 Analytical results of displacement and strain distribution caused by seal strength of 62MPa×4 for Al flange thickness of 50mm.



（解析条件）

1．モデル (3次元シェル＆ソリッド要素)

・SUS304フランジ部（200 × 350mm、板厚30mm）

・アルミ合金フランジ部（200 × 350mm、板厚75mm）

補強（75 × 75mm、板厚40mm）

・メタルOリングシール（接触幅1.8mm、高さ2.4mm）

2．物性値

・SUS304ヤング率　190GPa (at 100℃ : JIS)

・アルミ合金ヤング率　65GPa (at 100℃ : JIS)

・メタルOリングヤング率　0.17GPa

3．境界条件

・上面フランジとシール上面

下面フランジとシール下面　接触(ギャップ0mm)

・SUSフランジ付根部完全固定

4．荷重条件

・補強無し

(1) P= 55MPa × 4本 （圧縮量0.4mmに相当）

・補強有り

(2) P= 55MPa × 4本 （圧縮量0.4mmに相当）

(3) P= 70MPa × 4本 （圧縮量0.5mmに相当）

(4) P= 85MPa × 4本 （圧縮量0.6mmに相当）

Fig.2.4.3.3-11 Analytical model of neutron beam flange No.16 for seal strength.

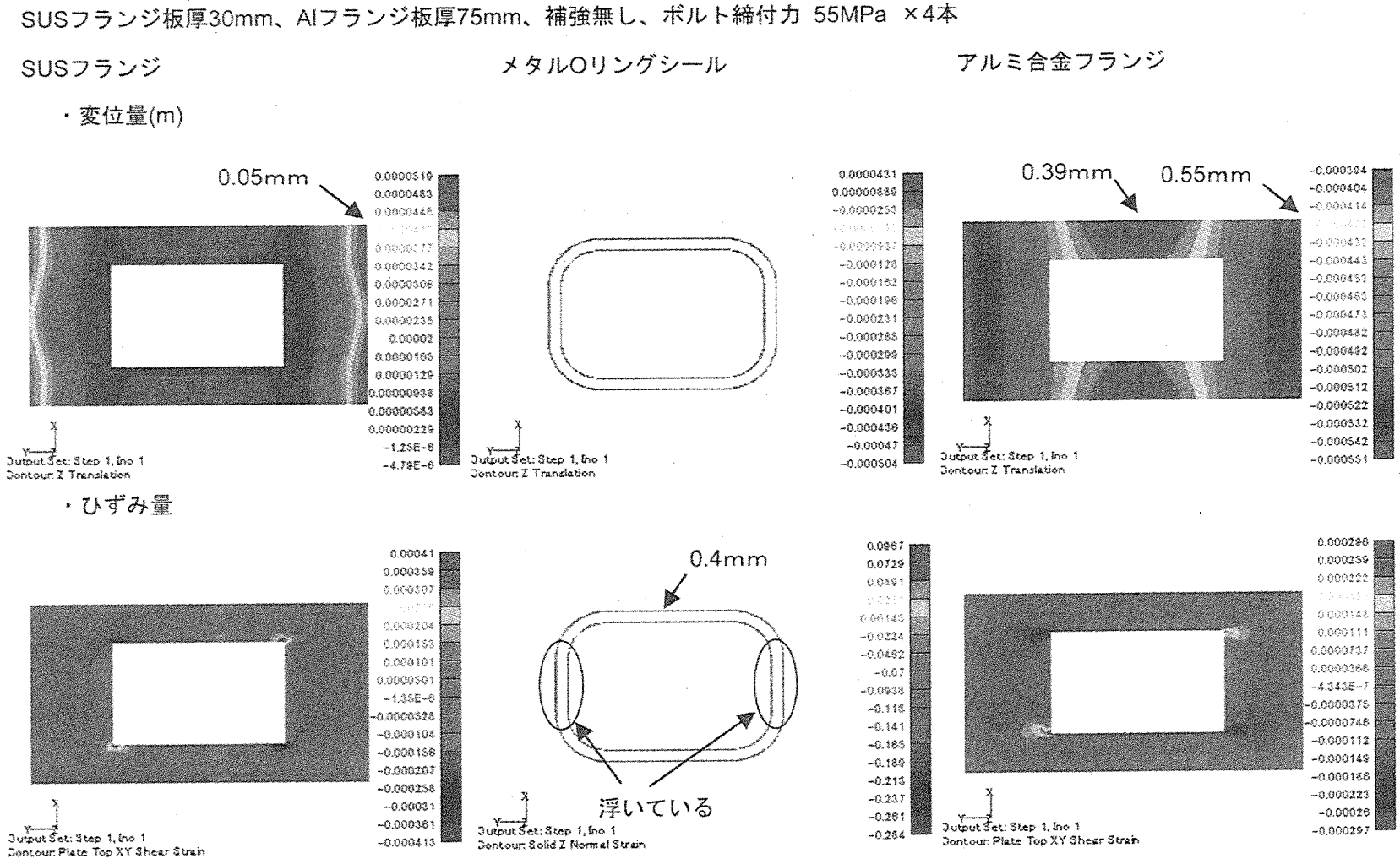


Fig.2.4.3.3-12 Analytical results of displacement and strain distribution caused by seal strength of 55MPa×4 for duct no.16 with flange thickness of 75mm.

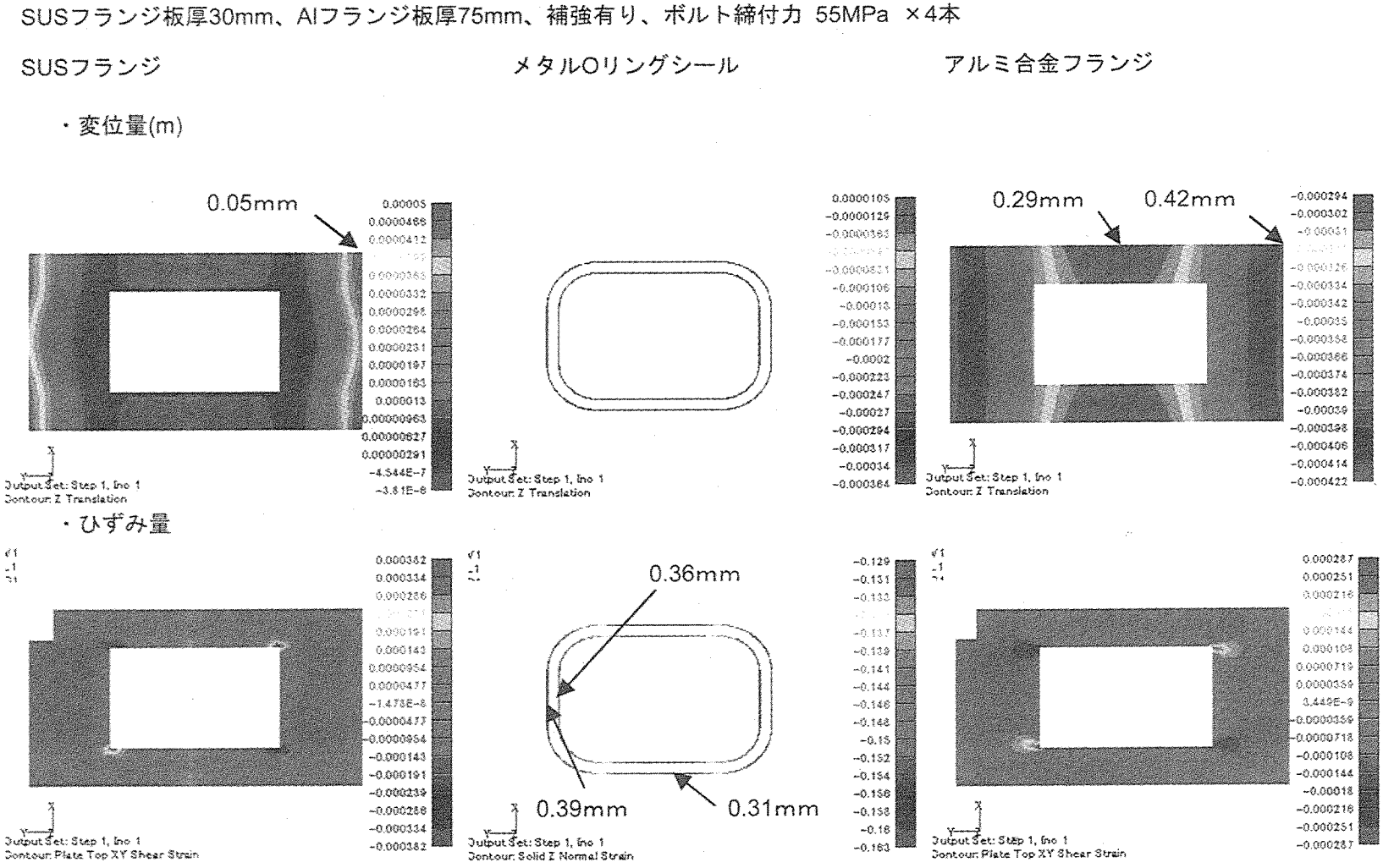


Fig.2.4.3.3-13 Analytical results of displacement and strain distribution caused by seal strength of 55MPa×4 for duct No.16 with reinforce beam.

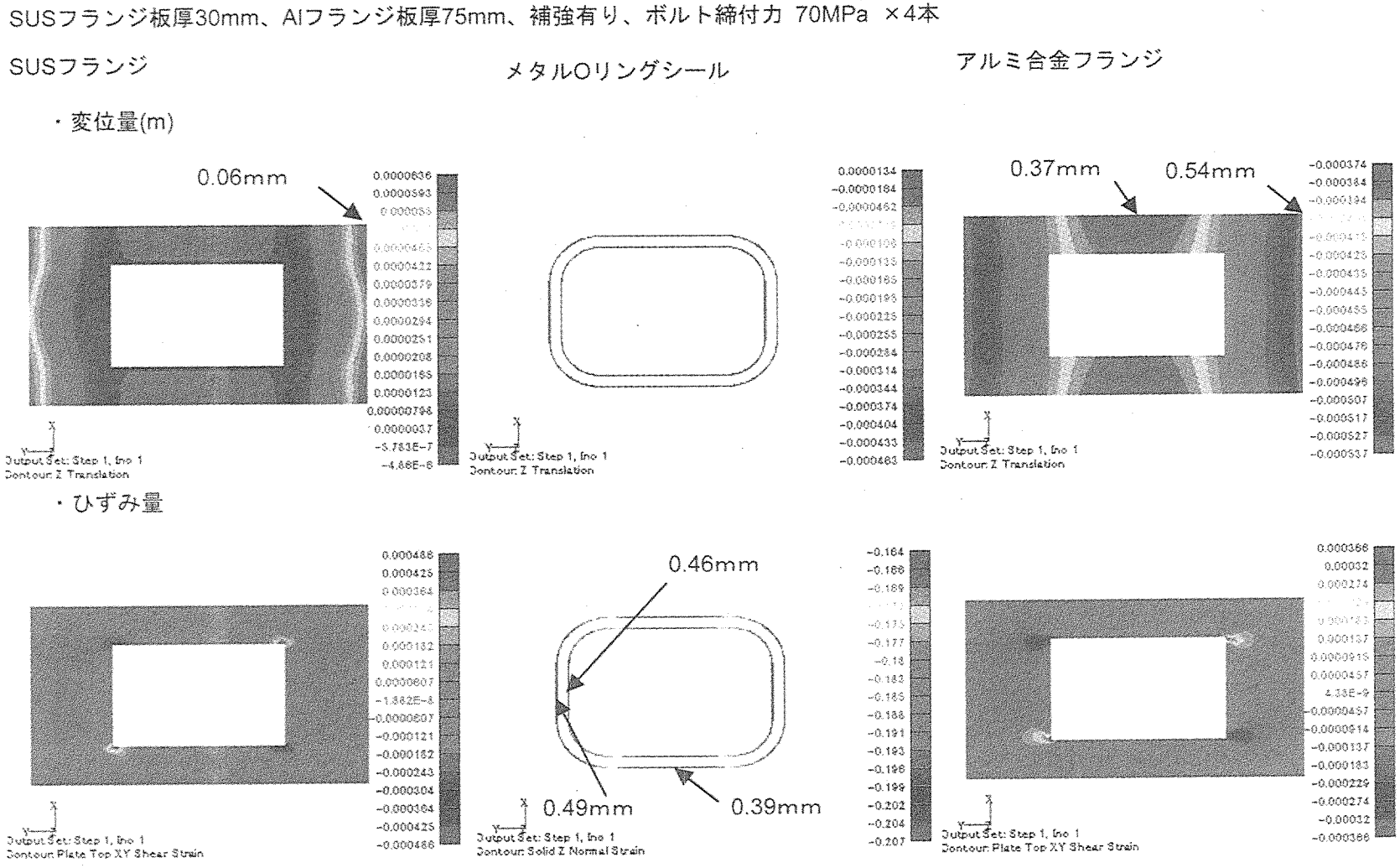


Fig.2.4.3.3-14 Analytical results of displacement and strain distribution caused by seal strength of 70MPa×4 for duct No.16 with reinforce beam

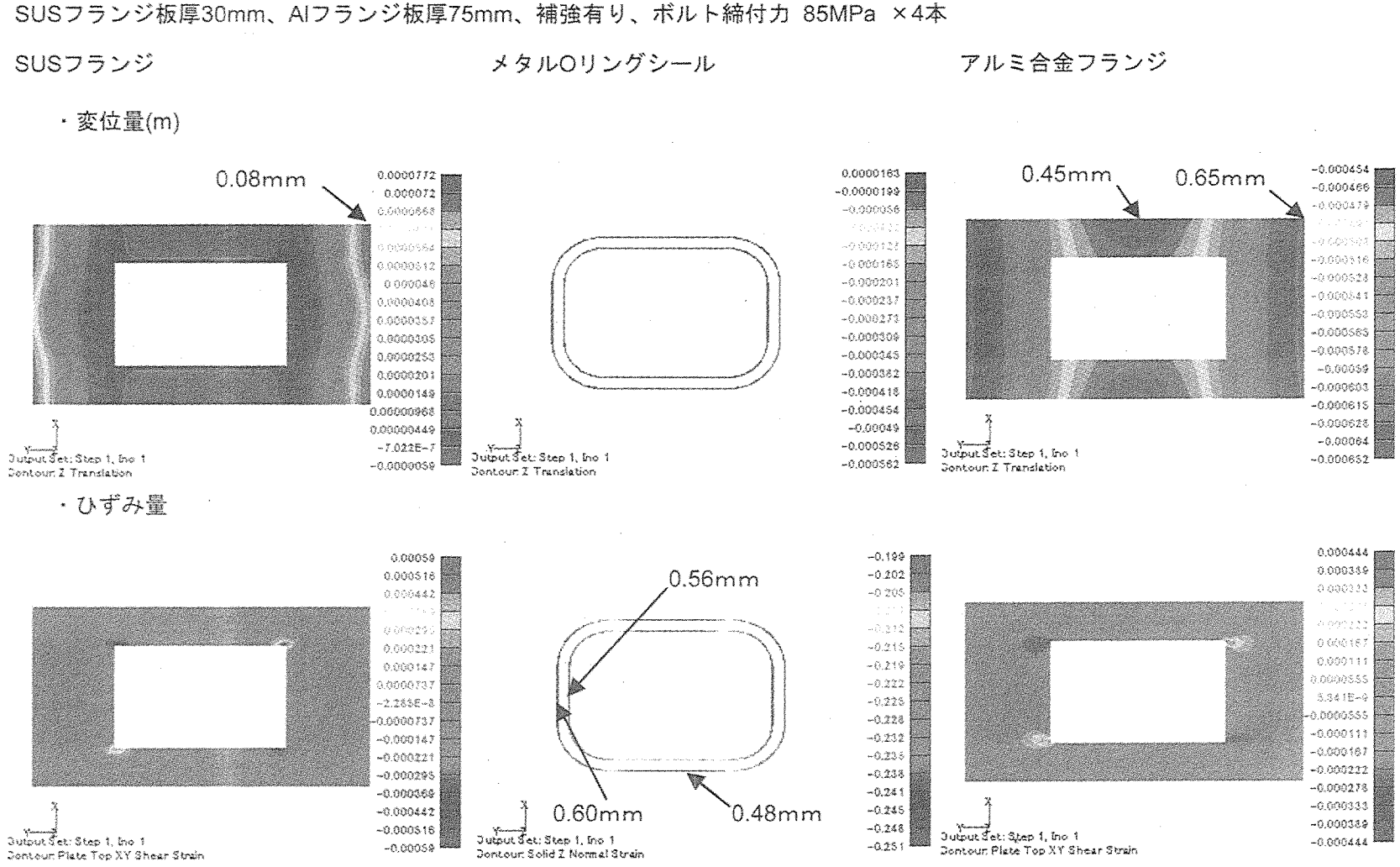


Fig.2.4.3.3-15 Analytical results of displacement and strain distribution caused by seal strength of , 85MPa×4 for duct No.16 with reinforce beam.

２．４．３．４　ヘリウムベッセルサポートシリンダ

(ｉ) 諸　元

(1) 使用条件・目的

本サポートシリンダは、ヘリウムベッセルを載架・支持するためのものである。ヘリウムベッセルの上部には、地震時水平力及びターゲット台車押付けによる水平力を分担、支持するための振れ止め梁が設けられている。

(2) 環境条件

(a) 温　度；－5 ～ 100[℃]

(b) 圧　力；大気圧

(c) その他；放射線雰囲気下（最大 1 [MGy／年])

(3) 荷重条件

(a) 通常時荷重；

・ 載架物重量　；　157 トン

(ヘリウムベッセル；63 トン、ベッセル内機器；94 トン)

・ ターゲット台車からの横荷重；30 トン

(b) 異常時荷重；

水平震度；0.25G

(ⅱ)強度検討

(1) サポートシリンダの構造および材質

サポートシリンダの構造は、Fig. 2.4.3.4-1 に示すものとし、材質は SS400 相当とする。

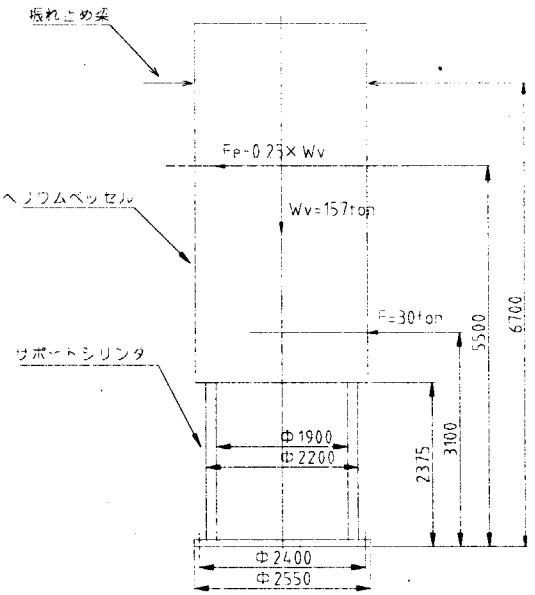


Fig. 2.4.3.4-1　Structure of vessel support cylinder.

(2) 座屈強度

ヘリウムベッセル及びベッセル内機器の重量がサポートシリンダに載架される。このときのサポートシリンダの許容座屈荷重と載架物重量の関係は、

$Wv／Wcr=3.08\times10^{-7}$

であるため問題ない。

許容座屈荷重　；　$Wcr=\pi2\times E\times Iz／L'$　$=4.69\times10^{9}$　[kgf]

長　さ	；	$L = 2,375$ [mm]
内　径	；	$d_i = 1,900$ [mm]
外　径	；	$d_o = 2,200$ [mm]
断面二次モーメント	；	$Iz = 5.1\times10^{11}$ [mm^4]
断面係数	；	$Z = 4.64\times10^{8}$ [mm^4]
座屈換算長さ	；	$L' = L／\sqrt{n} = 4,750$ [mm]
端末条件	；	$n = 0.25$ [－]
ヤング率	；	$E = 2.1\times10^{4}$ [kg/mm^2]

(3) せん断応力

ターゲット台車の押付け方向と地震による水平力の方向が同一の時について考える。地震による水平力；Ｆｅとターゲット台車押付け力；Ｆによる水平力は、ヘリウムベッ

セル上部の振れ止め梁とサポートシリンダ下面で支持され、それぞれの水平力は、

サポートシリンダ　　；　　23,150　[kgf]

上部サポート　　；　　46,100　[kgf]

である。サポートシリンダの下部取付部に上記水平力を支持し、位置決めを行うためのブロック（□50×200）を設けており、そのせん断応力は、

$\tau = 2.31$　[kgf/mm^2]

であり、またサポートシリンダに生じるせん断応力は、

$\tau = 0.08$　[kgf/mm^2]

であるため問題ないものと考えられる。

地震による水平力　　；　　Fe＝0.25×Wv＝39,250　[kgf]

ターゲット台車による水平力　　；　　F＝30,000[kgf]

断面積　　；　　$A = 3.08 \times 10^5$　[mm^2]

(4) 転倒モーメント

ターゲット台車の押付け方向と地震による水平力の方向が同一の時について考える。地震による水平力；Feとターゲット台車押付け力；Fが同一方向にヘリウムベッセルおよびサポートシリンダを転倒させようと作用し、自重が逆方向に作用するとともに上部サポートが支持することになる。従って、このときの転倒モーメントは、

$M = 2.00 \times 10^8$　[kgf･mm]　＞　0

であり、転倒しないものと考えられる。

サポートシリンダに生じる最大曲げモーメントは、サポートシリンダ上面に生じ、その値は

$M = 5.50 \times 10^7$　[kgf･mm]

であり、最大曲げ応力は、

$\sigma = 0.12$　[kgf/mm^2]

であるため問題ないと考えられる。

２．４．３．５　ライナー機器

ライナー機器について、内部に据付るヘリウムベッセル、遮蔽体、シャッターなどの機器を含めた組立図を Fig.2.4.3.5-1 および Fig.2.4.3.5-2 に示す。

２．４．３．５．１　ベースプレート／ボトムライナー

(ｉ) 諸　元

(1) 使用条件・目的

ベースプレートは、コンクリート基礎と上部機器を所定のエレベーション、アライメントで固着させるとともに、核破砕中性子源ステーションの密閉構造を構成するためのものである。ベースプレートの上部機器としては、ヘリウムベッセルを支持するサポートシリンダ、ベッセル周り遮蔽体等である。

ボトムライナーは、コンクリート基礎と上部機器を所定のエレベーション、アライメントで固着、ならびにベースプレートの転倒モーメントに対して支持するとともに、核破砕中性子源ステーションの密閉構造を構成するためのものである。またボトムライナーの上部機器としては、ターゲット台車関連機器及び、重コンクリートを介してシャッターシステム関連機器及び、陽子ビーム関連機器等である。

(2) 環境条件

(a) 温　度；60℃以下

(b) 圧　力；大気圧

(c) その他；放射線雰囲気下（最大１MGy／年）

(3) 荷重条件

荷重条件に関しては不明点が多いが、下記を仮値とする。

(a) 通常時荷重；

○垂直方向

・ ベースプレート載架荷重　；　1300　[ton]

・ ボトムライナー載架荷重　；　2500　[ton]

○水平方向

・ ターゲット台車押付け力　；　30　[ton]　(EL+3200)

・ ターゲット台車(125ton)に対する停止時反力及び地震時水平力は、ターゲット台車の駆動、停止機構が明らかでないので、現時点では見込まないものとする。

(b) 異常時荷重；

水平震度；K_H＝0.4G

鉛直震度；K_V＝0.2G

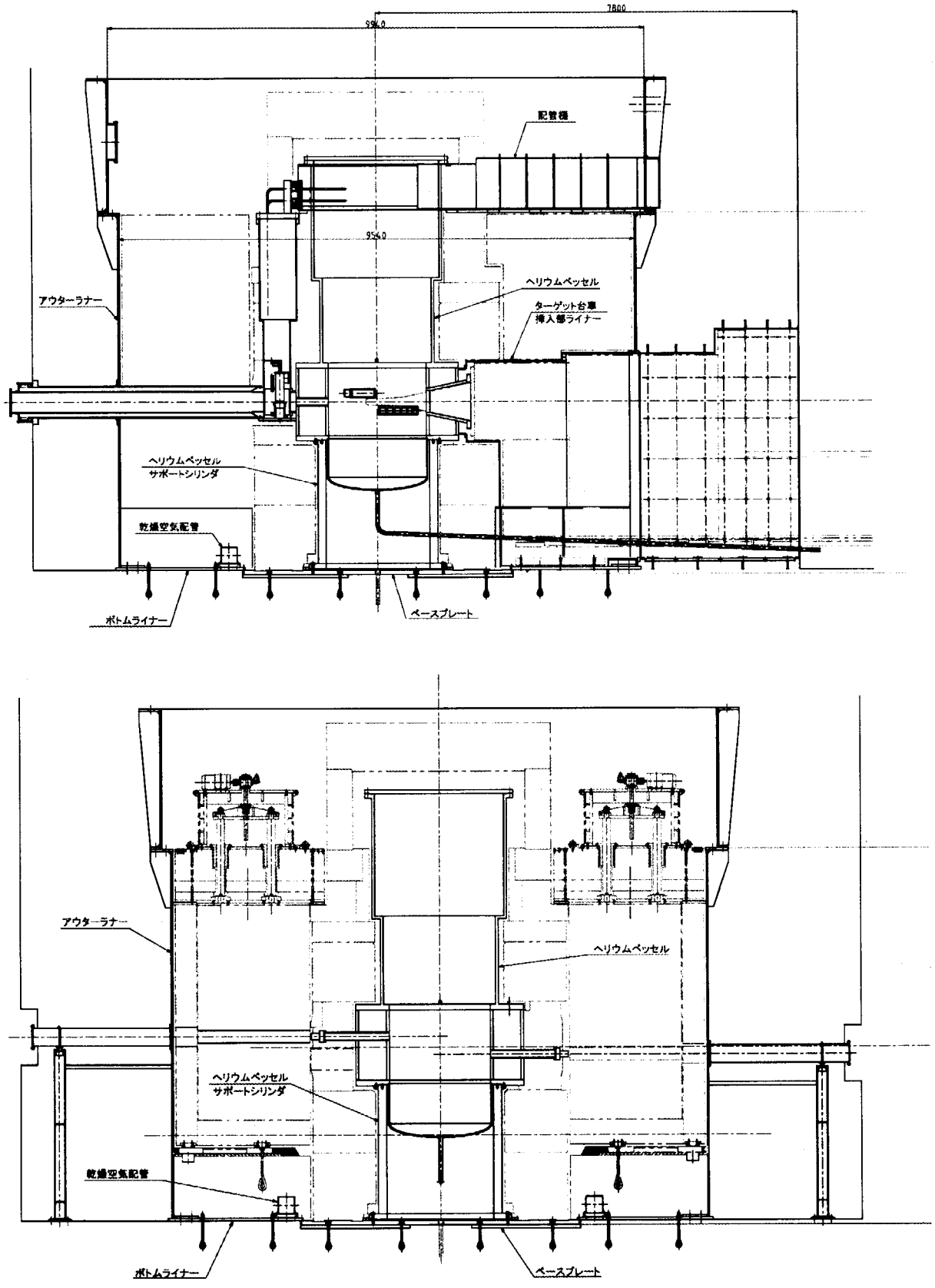


Fig. 2.4.3.5-1 Elevation view of liners, vessel, support cylinder and piping pan. Views on the plane including proton beam-line (upper) and that on the plane including neutron beam line are displayed.

(c) メンテナンス時；

○垂直方向

・移送キャスク（140ton）等が予想されるが詳細不明。

(4) その他

(a) ベースプレート中央部にドレンパイプを付設のこと。

(b) 基礎ボルト穴、エア抜き穴等、貫通穴はシール溶接により気密のこと。

(ⅱ)据付方法の検討

ベースプレート及びボトムライナーを基礎コンクリート上に載せる方法として、グラウト工法とライナー工法が考えられ、それぞれ Table 2.4.3.5-1 に示す特徴を有する。今回の場合、大きな直径で大重量物である大型設備のため、グラウトされたモルタルで上部荷重を載架・支持するグラウト工法とした。また、受金の形式としては、ベースプレート及びボトムライナーは大きな面積を有し、気密構造にする必要があるため開口部が設けられないので、レベリングを行う際、プレート中央部のアクセスが困難なことからジャッキボルトを用い、各プレートの上部から調整するものとした。

Table 2.4.3.5-1 Comparison of base-plate installation methods.

項　　目		グラウト工法	ライナー工法
特　徴	受圧面	グラウティングされたモルタル	受金
	グラウト後の受金の処置	抜取る、または緩める	そのまま残す
	受圧面の大きさ	大きい	小さい
	受金の位置	アンカーボルトから少し離す	アンカーボルトに近づける
	グラウト材の初期収縮	無収縮または、微小収縮	少ない方が望ましい
	受金の当り面擦り合せ	不要	要
	ベースプレート下面の加工精度	不要	要

(ⅲ)強度検討

(a) ベースプレート／転倒モーメント検討

現状、機器の設計を実施中であり、十分な設計条件が決まっていないため、仮の荷重条件で、稼動中に地震が発生した場合を考え、ターゲット台車押付け方向と同一方向に

地震水平力が作用した場合について検討する。

転倒モーメント； $M_F=K_H\times W\times H+F\times h-(1-K_V)\times W\times L=$
$0.4\times1300\times5+30\times3.2-(1-0.2)\times1300\times2.5$
$=96$ [ton･m]

上部機器荷重	；	W=1300 [ton]
上部機器重心位置	；	H=5 [m]（ベースプレート下面から）
台車押付け力	；	F＝30 [ton]
押付け位置	；	h＝3.2 [m]
支点から機器重心位置	；	L=2.5 [m]
水平震度	；	K_H=0.4 [-]
鉛直震度	；	K_V=0.2 [-]

なお今後、詳細設計に当っては、上部機器の重量、重心位置ならびに水平震度,鉛直震度等その他荷重条件を明確にして再度、検討する必要がある。

(b) ベースプレート／引抜き力及び基礎ボルト引張応力の検討

上記転倒モーメントの結果から、基礎ボルトにかかる引抜き力は、

モーメントの釣り合い

$2R_1\times X_1+2R_2\times X_2+2R_3\times X_3+2R_4\times X_4+2R_5\times X_5+2R_6\times X_6=M_F$

$R_1:R_2:R_3:R_4:R_5:R_6=652:1735:2042:2958:3265:4348$

から

$R_1=652$ [kgf]
$R_2=1735$ [kgf]
$R_3=2042$ [kgf]
$R_4=2958$ [kgf]
$R_5=3265$ [kgf]
$R_6=4545$ [kgf]

が発生する。

(c) ベースプレート／基礎ボルト引張応力の検討

基礎ボルトは、M30(谷断面積；519[mm^2])であり、その引張応力は、

$\sigma=8.8$ [kgf/mm^2]

であり、問題ないと考える。

(d) ベースプレート／水平力の検討

ベースプレート部に生じる水平力は、

水平力 ； $K_H\times W+F=0.4\times1300+30=550$ [ton]

上部機器荷重　　；　W=1300　[ton]
台車押付け力　　；　F＝30　[ton]
水平震度　　；　K_H=0.4　[-]

であり、ベースプレートの側面及び、ベースプレート下部に 60H×1950L×2 のプレートを設け、水平力を受け持たせるものとする。そのときのモルタルの支圧応力は、

τ ＝550000÷（8×500＋6×195×2）＝86　[kgf/cm2]

であり、異常時短期荷重であるので問題ないものと考えられる。

(e) ベースプレート板厚の検討

ベースプレートの板厚は、80[mm]であり、そのときの曲げ応力は、

$\sigma = M_F / Z = 18$　[kgf/mm2]

であり、異常時短期荷重であるので問題ないものと考えられる。
また、サポートシリンダの固定ボルト(M36)のネジ穴をベースプレートを貫通しないで加工すること、基礎ボルト／ナット、ジャッキボルト、ドレンパイプ等をベースプレート上面から突出させないで処理するなどの注意が必要である。

(f) ボトムライナー／転倒モーメント検討

現状、機器の設計を実施中であり、十分な設計条件が決まっていないため、仮の荷重条件で、地震水平力が作用した場合について検討する。また、構想段階の後、ボトムライナー上部には、重コンクリートが打設されることになったが、ここでの検討は、ボトムライナーと重コンクリートの間において十分な付着力があり、引抜き力が伝達されるという前提で行う。

転倒モーメント；　$K_H \times W \times H - (1 - K_V) \times W \times L =$
$0.4 \times 2500 \times 5 - (1 - 0.2) \times 2500 \times 4.8$
＝－4600　[ton･m]

上部機器荷重　　；　W=2500　[ton]
上部機器重心位置　　；　H=5　[m]（ベースプレート下面から）
支点から機器重心位置　；　L=4.8　[m]
水平震度　　；　K_H=0.4　[-]
鉛直震度　　；　K_V=0.2　[-]

上記計算結果によれば、転倒モーメントが負であるため転倒しないものと考えられる。
今後、詳細設計に当っては、上部機器の重量、重心位置ならびに水平震度,鉛直震度等その他荷重条件を明確にして再度、検討する必要がある。

(g) ボトムライナー／引抜き力及び基礎ボルト引張応力の検討

上記転倒モーメントの検討では、基礎ボルトに引抜き力が発生しないため、異なる観点から基礎ボルト配置を検討した。ここでは据付作業に注意し、ジャッキボルトでベースプレートを支持したとき、支持間において 0.05ｍｍ以内の撓みになるように半径；1100mm に収まるような配置とした。

なお今後の詳細設計において、上記転倒モーメントが生じる場合には、基礎ボルト本数、サイズを再考する必要がある。

(h) ボトムライナー／水平力の検討

ボトムライナー部に生じる水平力は、

水平力 ； $K_H \times W = 0.4 \times 2500 = 1000$ [ton]

上部機器荷重 ； W=2500 [ton]

水平震度 ； K_H=0.4 [-]

であり、ボトムライナーと上部重コンクリート及びアウターライナーとは十分固着しているものとすると、アウターライナーの下部外周部は、コンクリートで覆われており、この部分で水平力を受け持つものと考えると、コンクリート支圧応力は、

$\tau = 1000000 \div (160 \times 980) = 6.37$ [kgf/cm2]

であり、問題ないものと考えられる。

(i) ボトムライナー板厚の検討

当初、核破砕中性子源ステーションの構想段階で、本プレートの板厚は、50ｍｍと設定された。アウターライナーの固定ボルト(M30)のネジ穴をボトムライナーを貫通しないで加工すること、ターゲット台車受け部のネジ穴、ノックピンを考慮する必要があるであろうこと等の考えから、板厚；50mm 程度は必要であると考えられる。

今後、ボトムライナー～重コンクリート～アウターライナー部分が十分固着できるよう設計する必要があると考えられる。

２．４．３．５．２　アウターライナーおよび中性子ビームダクト

(i) アウターライナー諸元

(1) 使用条件・目的

アウターライナーはベースプレート、ボトムライナー及び天井遮蔽ブロックと共に気密構造を構成し、内部を循環する乾燥空気を閉じこめるためのライニング機器である。

(2) 環境条件

(a) 温　度；60℃以下

(b) 圧　力；大気圧空気環境下

その他；放射線雰囲気下（最大１MGy／年）

(3) その他

(a) 材　質

SS400

(b) 構　造

自立する構造とし、上下２分割し、下部アウターライナーはボトムライナーと上部アウターライナーは下部アウターライナーとボルト固定し、シール溶接する構造とした。分割の条件としては、機器搬入時の経路上にある橋の耐加重条件より、下部アウターライナーの最大重量が 70 トンとなるように寸法を設定した

下部アウターライナー：φ9600mm×6570mmH×30mmt、

上部アウターライナー：φ9940mm×2700mmH×30mmt

各アウターライナーには以下の開口部処理を施す構造とした。

①下部アウターライナー(Fig. 2.4.3.5-2a 参照)

- ターゲット台車挿入口：1790 mm x 3780 mm の開口部を設けること。
- 中性子ビームダクト設置孔：23 個所

  中性子ビームダクトＡ及びＢを取り付ける孔を中性子ビームライン上の位置、23 個所に設け、中性子ビームダクトを設置後、シールキャップを被せ現地溶接のこと。
- 下部本体陽子ビーム入射部ライナー挿入穴：内法□640mm穴、開口のままで可。
- 下部本体ドレンパイプ穴：

  50A 配管用穴φ80mm を設け、配管敷設時にシールする。
- 下部本体乾燥空気給気配管穴：

  250A 配管用穴φ290mm 穴を設け、配管敷設時にシールする。

②上部アウターライナー(Fig. 2.4.3.5-2b 参照)

・上面φ9940mm は開口のままとする。
・上部本体配管樋穴：内径寸法 1800mm(W)×900mm(H)の窓を設ける。
・上部本体ケーブル配線穴：穴内法 □650 mm、フランジ構造とし、閉止板を設ける。フランジ寸法は 800mm x 800mm とし、シール材用（Oリング）溝を設ける。フランジ部面位置は中心からの距離 4770 mm より外側にあること。

(ii) 中性子ビームダクト諸元

(1) 使用条件・目的

中性子ビームダクトはアウターライナーの外部に取り付け、コリメータ、スーパーミラーなどのデバイスを外側の中性子ビームライン側から挿入する。端面ではライナー内部の乾燥空気と境界を構成する。

(2) 構 造

中性子ビームライン No.16 は斜め鉛直下方への取り出しを、コリメータを挿入して達成するため、中性子ビームダクトとして角型の管（内法 160 mm x 570 mm、厚さ 10 mm）を選択し、残りは丸型の配管 STPG 300A x Sch 40 を採用することとした。実験ホール側の端部は、下流側の中性子ビームライン機器の接続を想定し、フランジ構造とした。アウターライナー側は内部の乾燥空気との境界を形成するため、ライナーと溶接構造とする。

(3) その他

(a) 材 質 ：SS400

(b) シール材：EPDM

(c) 中性子ビームダクト長さ

ビームダクト始点からビームダクトフランジ面までの距離を Table 2.4.3.5-2 のようにした。精度は±10 mm とした。

Table 2.4.3.5-2 Length of neutron beam duct on the outer-liner.

中性子ビームダクトA 長さ (mm)	数 量 (本)	ビームライン番号	ビームライン始点からビームダクトフランジ面までの距離 (mm)
2500	1	1	7300
2400	3	2, 22, 23	7200
2300	2	3, 21	7100
2200	2	4, 20	7000
2100	2	5, 19	6900
2000	12	6, 7, 8, 9, 10, 11, 12, 13, 14, 15, 16,17, 18	6800

(d) 中性子ビームダクトサポート、

各々の中性子ビームダクトはサポートにより、Table 2.4.3.5-3 に示す中心軸高さに調整・支持することとした。

Table 2.4.3.5-3 Height of neutron beam ducts.

名　称	取付中心軸 高さ(mm)	ビームライン番号
中性子ビームダクト	FL+1437	1, 2, 3, 4, 5, 6, 13, 14, 15, 17
中性子ビームダクト	FL+1758	7, 8, 9, 10, 11, 12, 18, 19, 20, 21, 22,23
水平型反射率計用中性子ビームダクト	FL+1052.7	16

(iii) アウタライナー強度設計

(a) 重コンクリートによる側圧による変位および応力の評価

アウターライナー胴外側には重コンクリート打設時に側圧が作用するため、その変位および応力に対する強度評価を行った。アウターライナー胴外側にはターゲット取扱室との間にターゲット台車挿入部ライナーが取り付けられるので、この部位のコンクリート打設時の変位および応力も評価した。アウターライナー下端から高さ 1.5m までを打設した解析結果を Fig.2.4.3.5-3 に、高さ 1.5m から 3m までを打設した解析結果を Fig.2.4.3.5-4 に示す。共に変位量は 1mm 以下で、発生応力も許容応力を十分下回る。Fig.2.4.3.5-5 には、ターゲットライナー厚さを 50mm とした場合の解析結果を示す。変位量は 0.6mm、応力は 22MPa と低減する。

Fig.2.4.3.5-6 にターゲット台車挿入部ライナー部にコンクリート打設した場合の解析結果を示す。ターゲット台車挿入部ライナーの構造については、第 2.4.3.5.4 節に記述する。本解析による変位量 2.5mm から判断すると、打設時にはライナー内側の補強が必要である。

(b) ライナー機器類の熱膨張

据付時温度条件：-5～30℃、運転時、第 2.8 節の空気循環の項に示す解析計算より、乾燥空気を循環させた状態でベースプレートとボトムライナーの最高温度は各々40℃、アウターライナーの最高温度は 50℃と評価し、20℃を基準とした場合の熱膨張量を評価した。ここで、SS 材の熱膨張係数 α として 11×10^{-6} /℃を用いた。結果を Table 2.4.3.5-4 に示す。

ライナーはコンクリートと接して据付けられる。上記の熱膨張に対しては、施工段階において、コンクリート硬化前は問題ならず、コンクリートと SS の熱膨張率はほぼ等しいため、硬化後はライナーとコンクリートは一体で挙動するので、コンクリートへの熱膨張の影響は無視できると考えられる。運転時は、内側の最高温度が 50℃で極端な高温にはならないので、コンクリート部へのスラストはさほど生じないと考えられる。

Table 2.4.3.5-4 Estimated thermal expansion of base-plate, bottom liner and outer-liner.

機器	据付時		運転時
ﾍﾞｰｽﾌﾟﾚｰﾄ	-0.8 mm (-5 ℃)	0.3 mm (30℃)	0.6mm (40℃)
ﾎﾞﾄﾑﾗｲﾅｰ	-1.4 mm (-5 ℃)	0.6 mm (30℃)	1.1 mm (40℃)
ｱｳﾀｰﾗｲﾅｰ（径方向）	-1.4 mm (-5 ℃)	2.5 mm (30℃)	0.6～1.6mm（30～50℃）
ｱｳﾀｰﾗｲﾅｰ（高さ方向）	-2.5 mm (-5 ℃)	1.0 mm (30℃)	3.0 mm（50℃一様）

(c) コンクリート打設時の変位

中性子ビームダクトについては、アウターライナー側を溶接し、実験ホール側はサポートにより支持した状態で、位置決め、据付けを行った後、重コンクリートが打設される。ビームダクト鋼管を直径 300 mm、厚さ 5 mm として重コンクリート打設時の変形量を評価した。中性子ビームダクトの長さを 2500 mm とし、両端の単純支持として評価する。

重コンクリート（比重 3.4 g/cm^3）による力は上向きに、$3.4 \times 0.15^2 \times \pi = 0.24$ tonf/m.

中性子ビームダクト中央部の最大たわみ量は

$$\delta \max = 5 \times 0.24 \times 2.5^4/(384 \times 2.1 \times 10^7 \times 5.04 \times 10^{-5}) = 1.16 \times 10^{-4} \text{ m}$$

以上より、0.12 mm 程度のたわみ量と予想され、構造上問題にならないと考えられる。

なお、据付時には配管部を避けて重コンクリートを打設し、衝撃的過重がかかるのを防ぐよう配慮する必要がある。

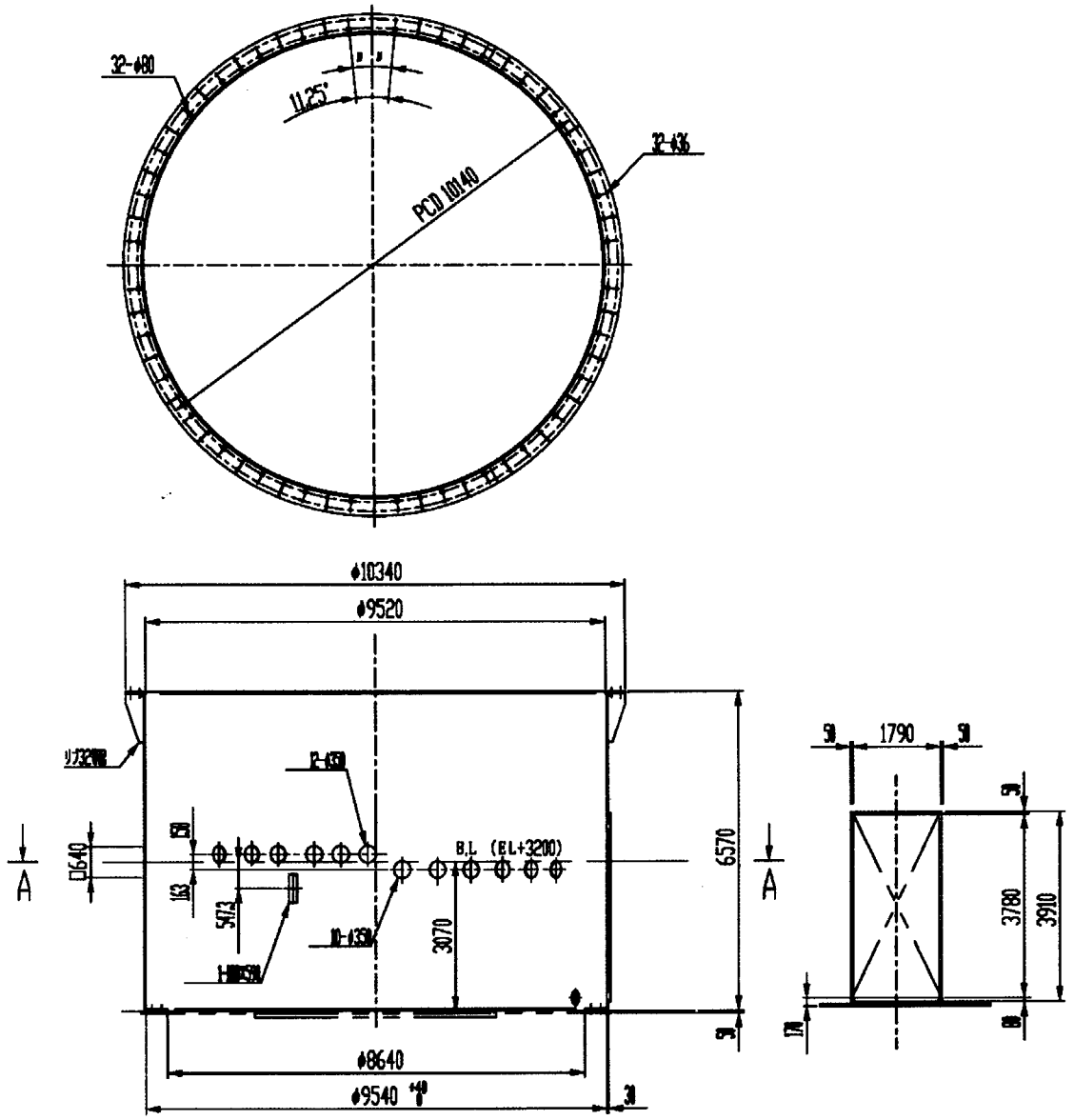


Fig. 2.4.3.5-2a View of lower part of the outer liner.

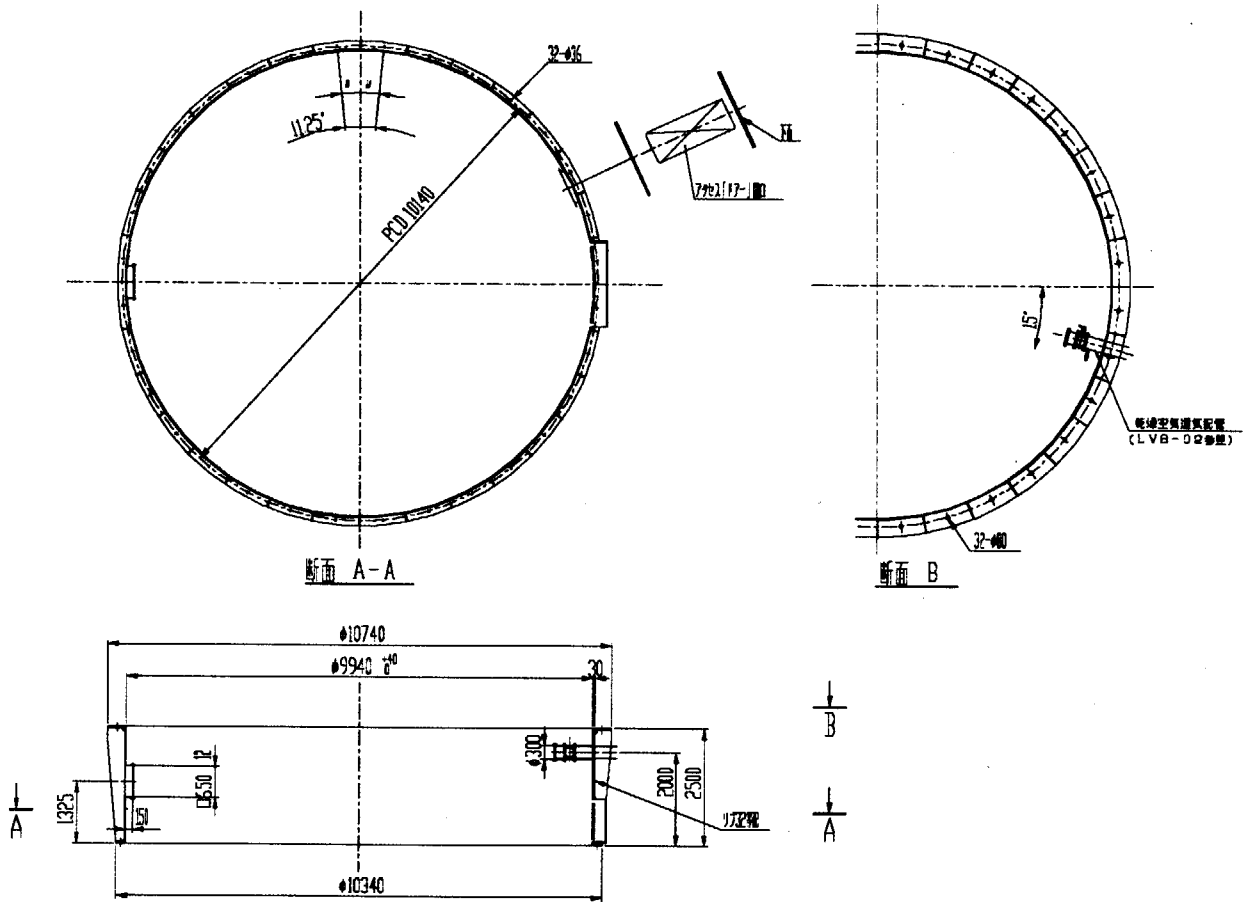
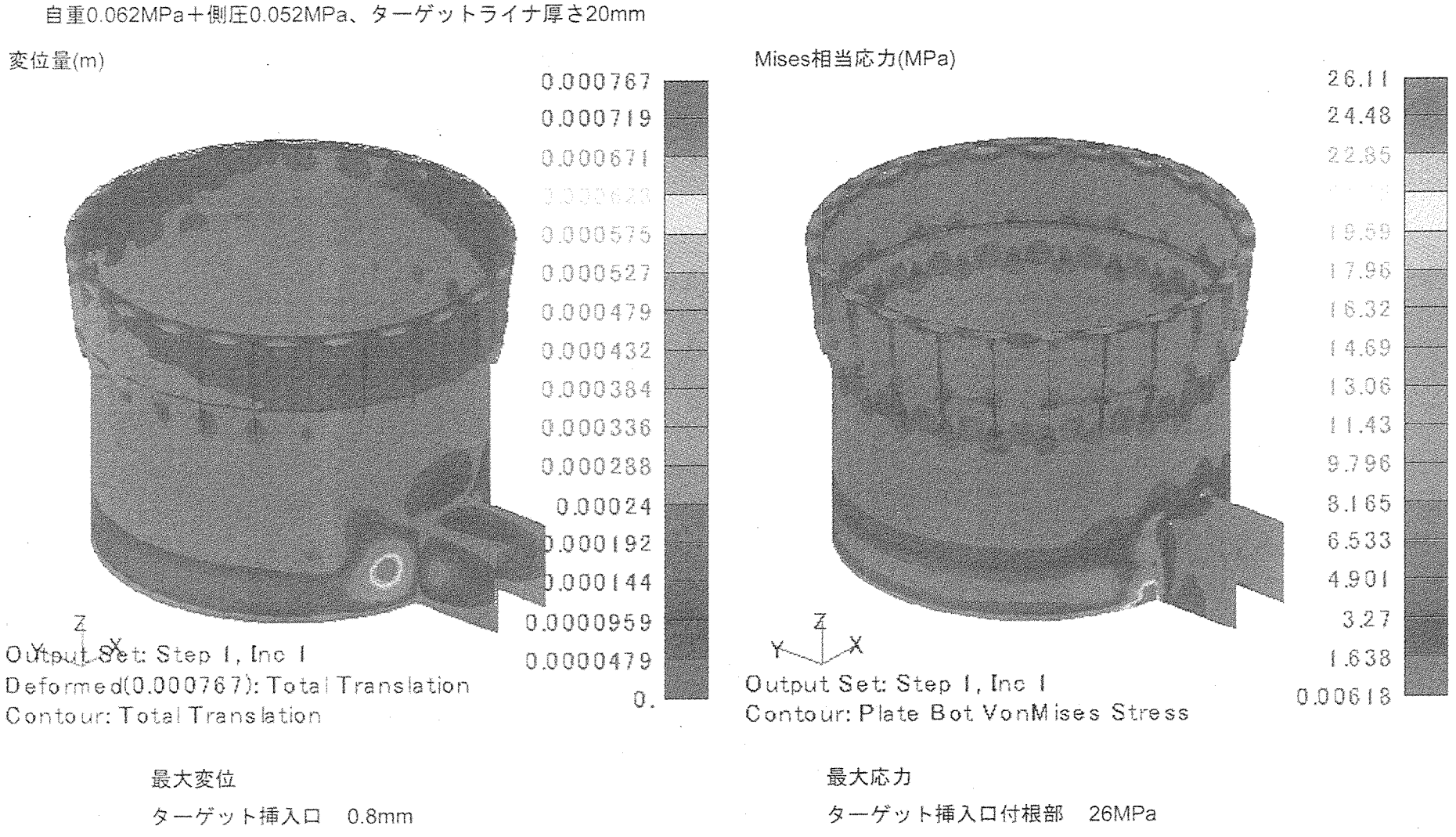


Fig. 2.4.3.5-2b View of upper part of the outer liner.



最大変位

ターゲット挿入口　0.8mm

最大応力

ターゲット挿入口付根部　26MPa

Fig.2.4.3.5-3 Analytical results of displacement and stress distribution caused by outer pressure of heavy concrete up to height of 1.5m.

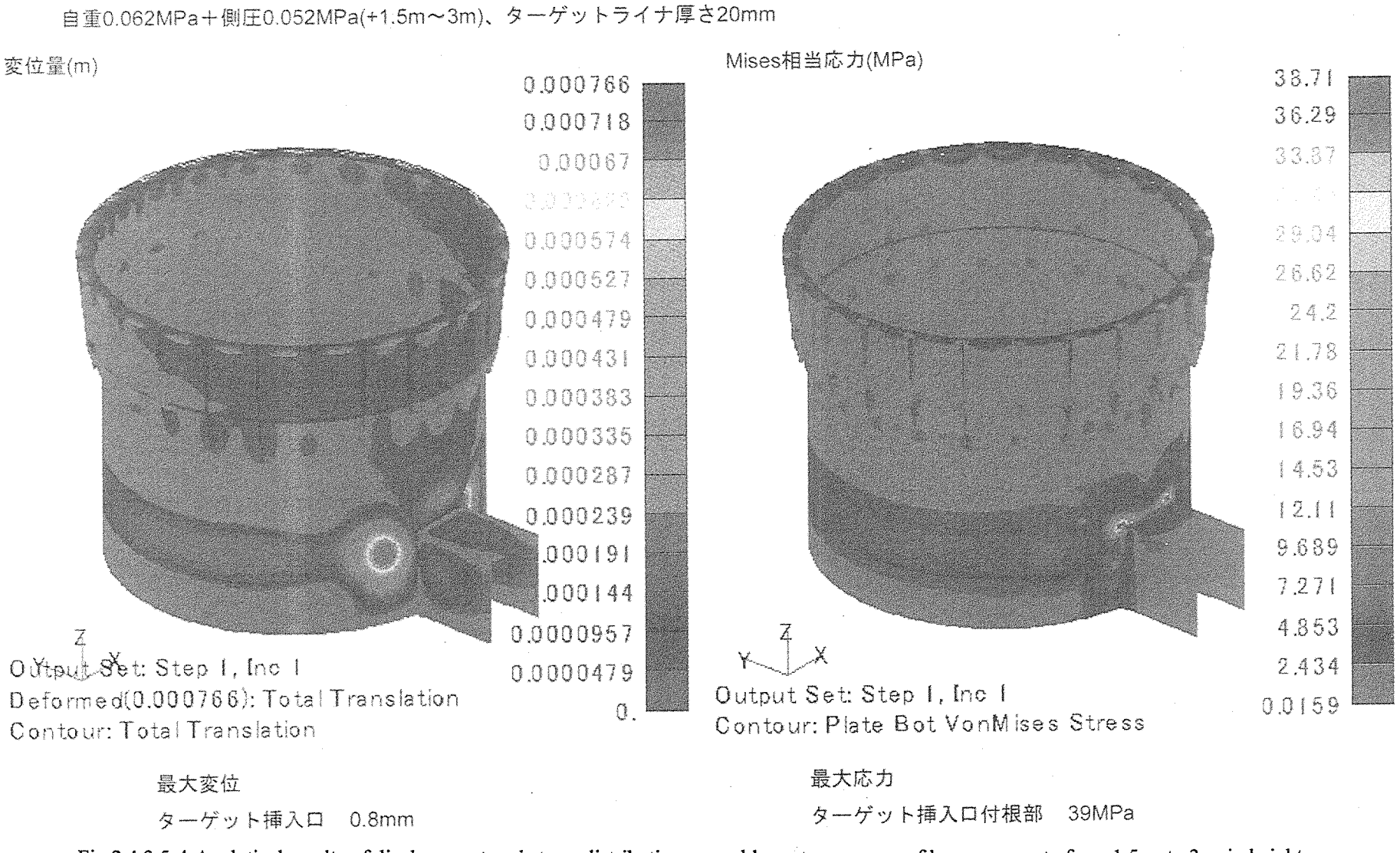
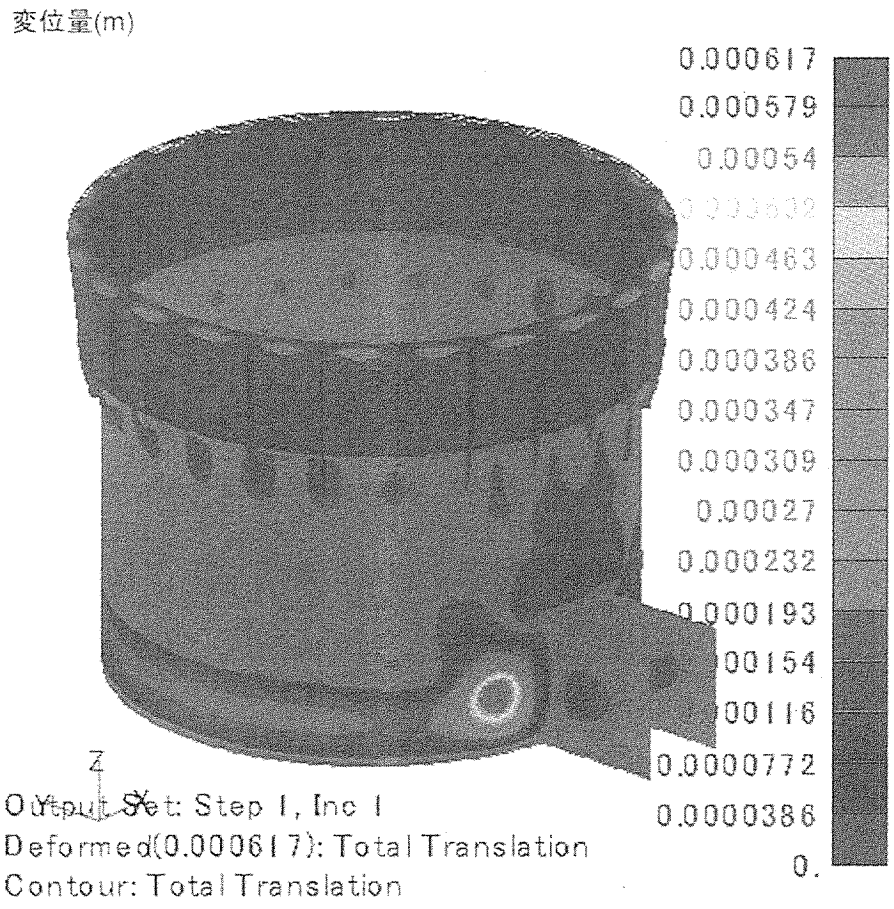
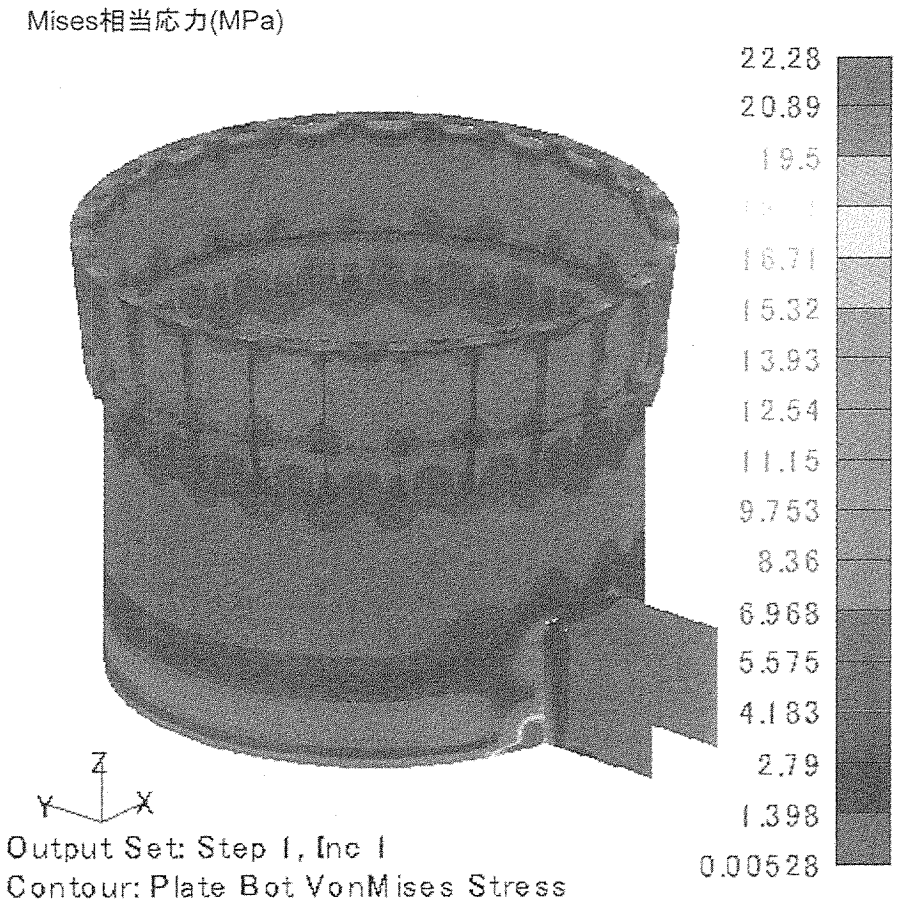


Fig.2.4.3.5-4 Analytical results of displacement and stress distribution caused by outer pressure of heavy concrete from 1.5m. to 3 m in height.

自重0.062MPa＋側圧0.052MPa、ターゲットライナ厚さ50mm





最大変位

ターゲット挿入口　0.6mm

最大応力

ターゲット挿入口付根部　22MPa

Fig.2.4.3.5-5 Analytical results of displacement and stress distribution caused by outer pressure for target liner thickness of 50mm..

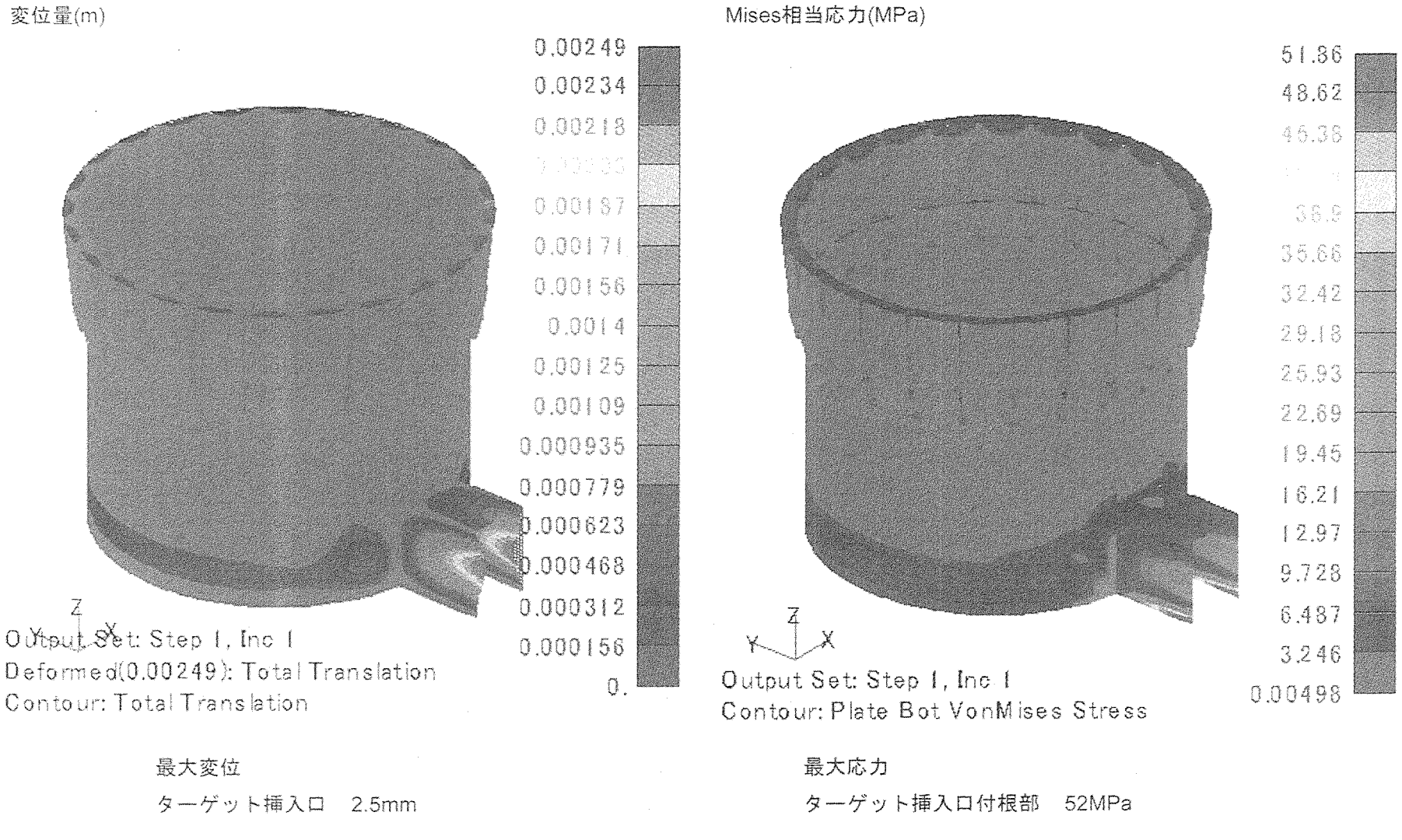


Fig.2.4.3.5-6 Analytical results of displacement and stress distribution caused by outer pressure.

２．４．３．５．３　陽子ビーム入射部ライナー

（ｉ）諸　元

(1) 使用条件・目的

本機器は、陽子ビーム入射部ライナー及び真空側陽子ビームパイプから構成される。陽子ビーム入射部ライナーは、内部にある真空側陽子ビームパイプの真空シールサポート用のストッパー機能を有し、内圧バウンダリを構成するために本パイプとの取り合い面でシール機能を有する。さらに本パイプとの熱膨張差を吸収する機能をもつ構造となっている。

(2) 環境条件

①陽子ビーム入射部ライナー

内部圧力：＋0.1MPa（外部圧力：大気圧）

設計温度：150℃（使用時の最高温部の温度、参考値）

②真空側陽子ビームパイプ

内部圧力：－0.1MPa

外部圧力：＋0.1MPa

設計温度：200℃（使用時の最高温部の温度、参考値）

③入射部ライナー用換気ダクト

内部圧力：＋0.1MPa（外部圧力：大気圧）

設計温度：150℃（使用時の最高温部の温度、参考値）

(3) 荷重条件

前項に記した内外圧および陽子ビーム窓ピローシール反力 3.5ton

(4) その他

（ア）材質

①陽子ビーム入射部ライナー：　炭素鋼または SS400

②真空側陽子ビームパイプ：　SUS304 もしくは SUS304L

③入射部ライナー用換気ダクト：　SUS304 もしくは SUS304L

(イ)構造

(a) 陽子ビーム入射部ライナー

ベローズにより真空ライン側陽子ビームパイプの熱膨張を吸収する構造とし、もう一方の片端部には真空ライン側陽子ビームパイプを固定するストッパーを設け、パイプを回転させることにより固定できる構造とする。パイプの交換頻度は数十年に 1 回程度である。ベローズの変位吸収量は±5mm とする。

また、現地据付後にアウタライナーと溶接するが、本部位に作用する自重及び陽子ビーム窓本体のシール反力（3.5 トン）に耐えうる溶接とすること。

(b) 真空側陽子ビームパイプ

陽子ビーム入射部ライナーと切り離し交換できる構造とする。

(c) 入射部ライナー用換気ダクト

入射部ライナー内の乾燥空気を循環させるために、25A×Sch10S の配管をライナー上部に設置する。ライナー内部の配管は工場組み立て時に設置し、現地据付後に外部配管と溶接により接続する。

(ウ)シール面カバー

陽子ビーム入射部ライナー及びヘリウムベッセルが据え付けられた後、その周辺では遮蔽ブロック等多くの機器の据付けが行われる。その期間中における陽子ビーム入射部ライナー及びヘリウムベッセルのピローシール面保護のためのものである。

1）陽子ビーム入射部ライナー及びヘリウムベッセルのピローシール面を完全に覆う。

2）周辺の遮蔽ブロックの据付が FL+3500 高さまで終了し、陽子ビーム窓ハウジングの据付けを行う直前に、FL+3500 の高さから遮蔽ブロックに設けられた陽子ビーム窓ハウジング挿入用の穴を通して、本シール面カバーを撤去する。

(ii) 構造強度評価

(1)自重による変位及び応力

陽子入射部ライナーは、内部に陽子ビームパイプを設置することから、自重による変形量から板厚を決めた。解析モデルは三次元シェル要素でモデル化し、ライナー中央部 4 辺を固定した。Fig.2.4.3.5-7 に自重による変位及び応力の解析結果を示す。陽子ビームパイプを含む自重を考えた場合、ライナー板厚は 15mm 以上必要であることを確認した。

(2)シール反力による変位及び応力

陽子入射部ライナーには、陽子ビームパイプフランジ部に作用するピローシール反力が間接的にかかる。Fig.2.4.3.5-8 にシール反力による変位及び応力の解析結果を示す。本荷重を考慮した場合はライナー板厚を 20mm 以上必要であることを確認した。前項の結果を含めていずれの場合でも変位については 0.1mm 以下であり問題ないことを確認した。

(3)温度、熱膨張及び熱応力

陽子入射部ライナー及び陽子ビームパイプの発熱による温度分布、熱膨張量及び熱応力を求める。解析は、下流側先端から 1700mm を二次元軸対称要素によりモデル化する。解析結果を Fig.2.4.3.5-9 ～2.4.3.5-12 に示す。総発熱量を計算値の 1.5 倍を考慮しても温度、熱応力ともに問題ないことを確認した。

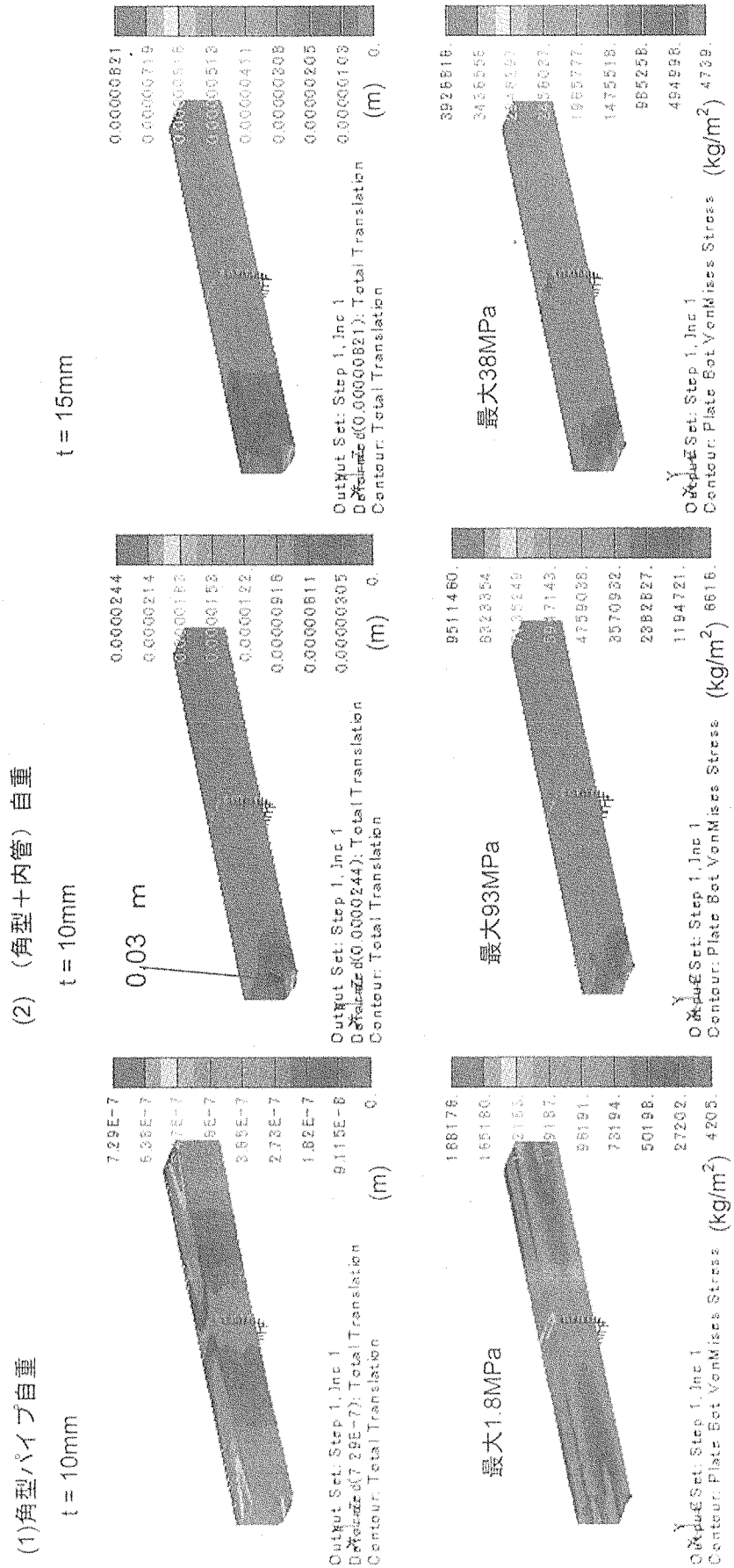


Fig.2.4.3.5-7 Analytical results of displacement and stress distribution on proton beam liner caused by dead load.

(3)ピローシール反力

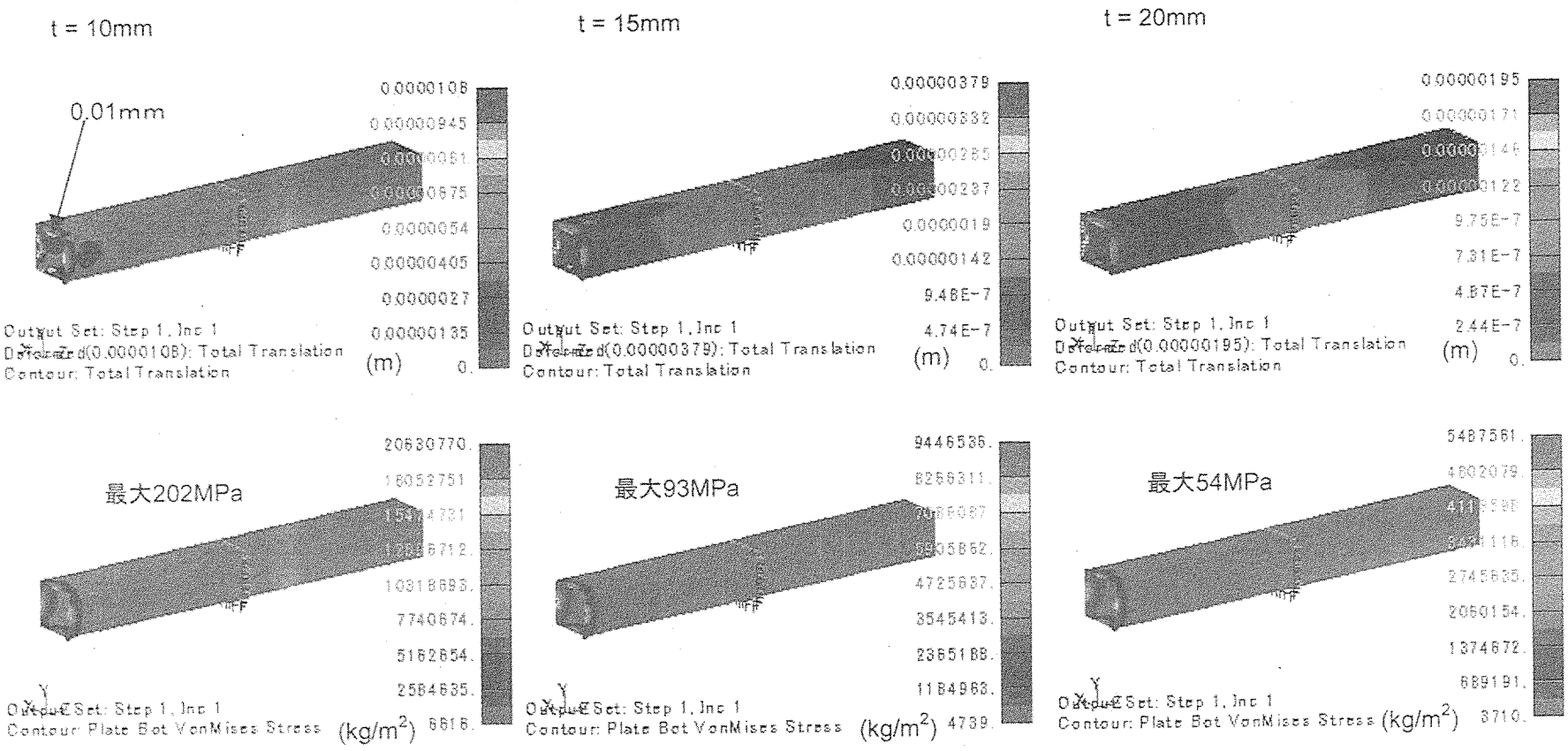


Fig.2.4.3.5-8 Analytical results of displacement and stress distribution on proton beam liner caused by seal strength.

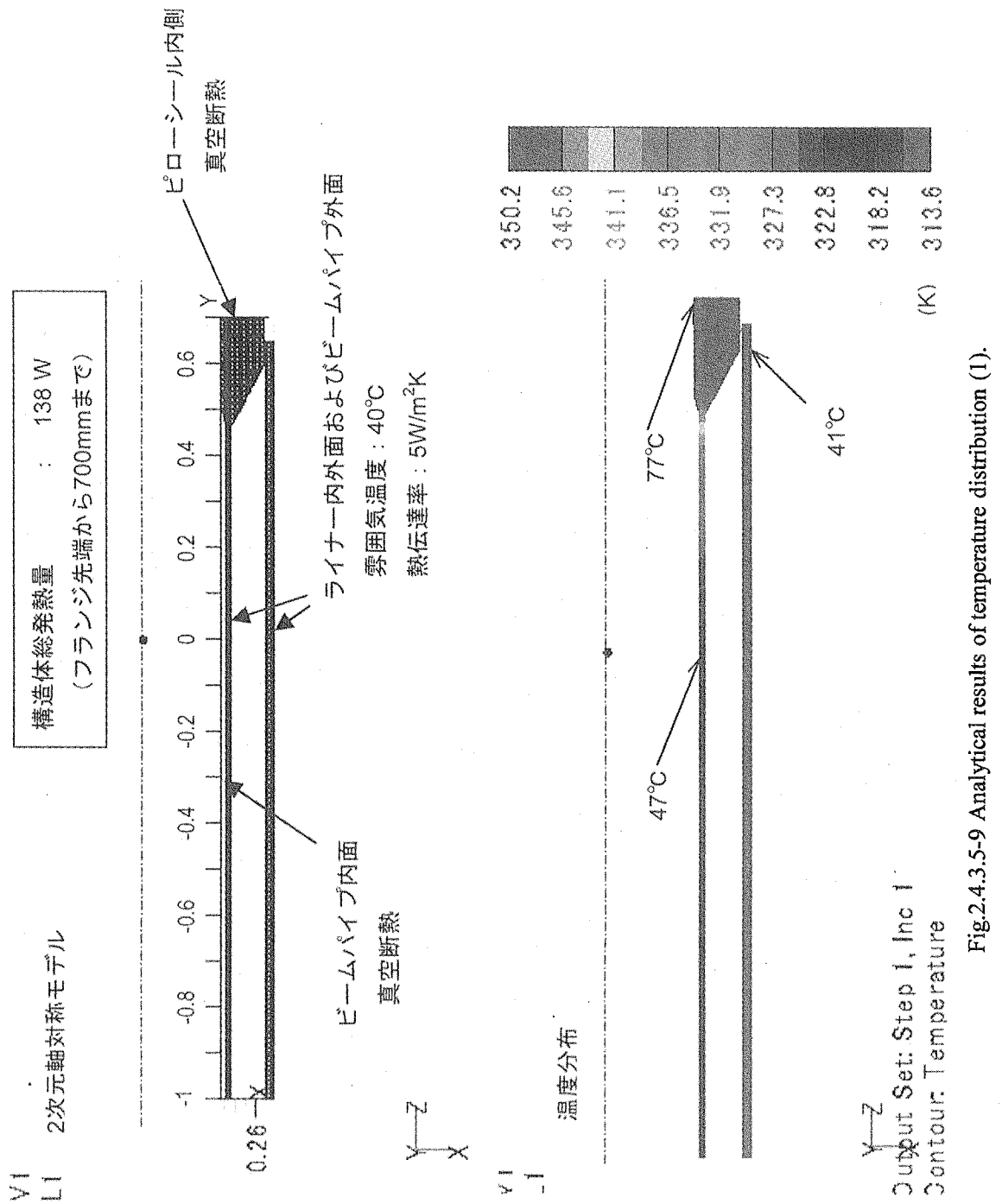


Fig.2.4.3.5-9 Analytical results of temperature distribution (1).

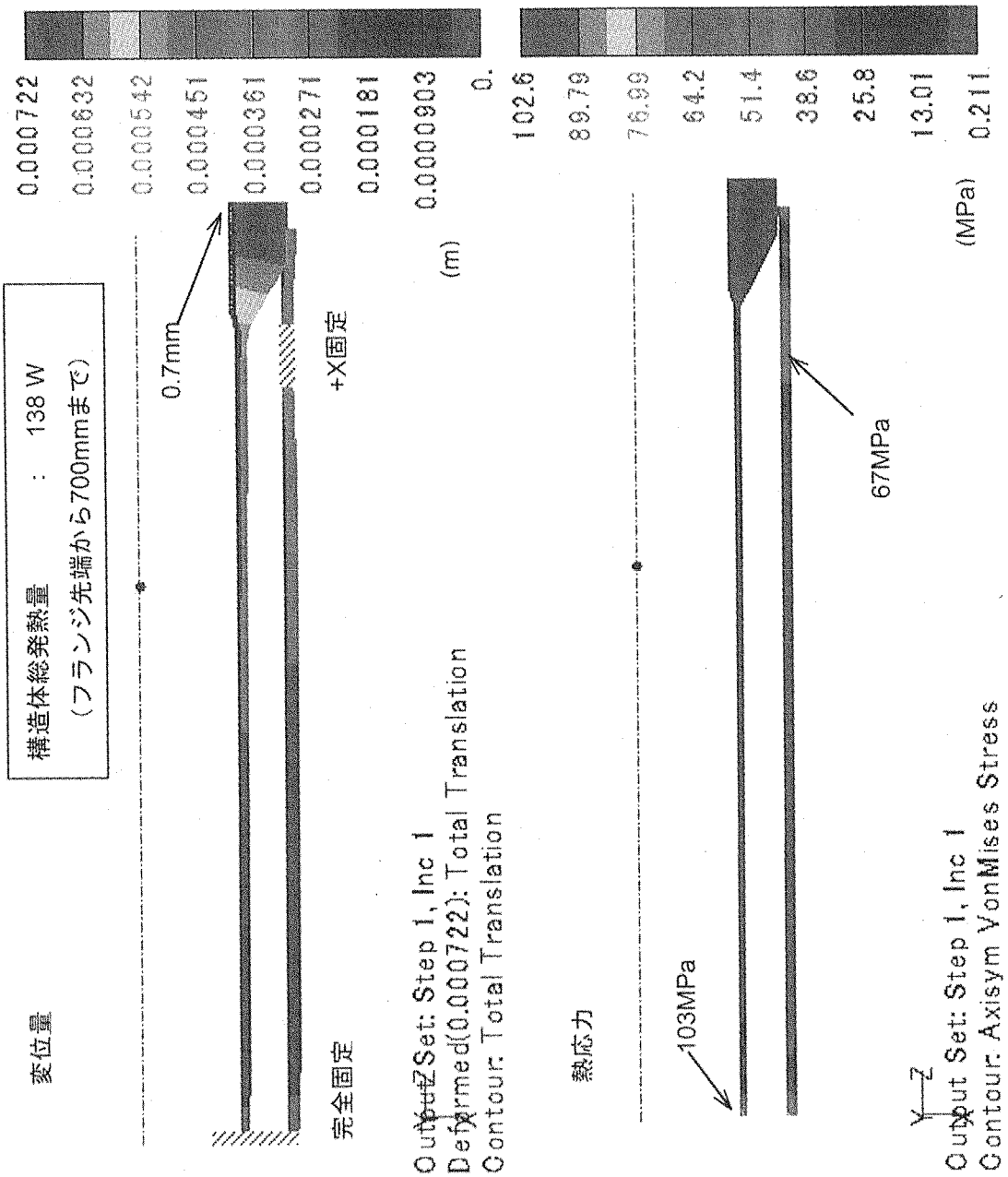


Fig.2.4.3.5-10 Analytical results of thermal expansion and thermal stress distribution (1).

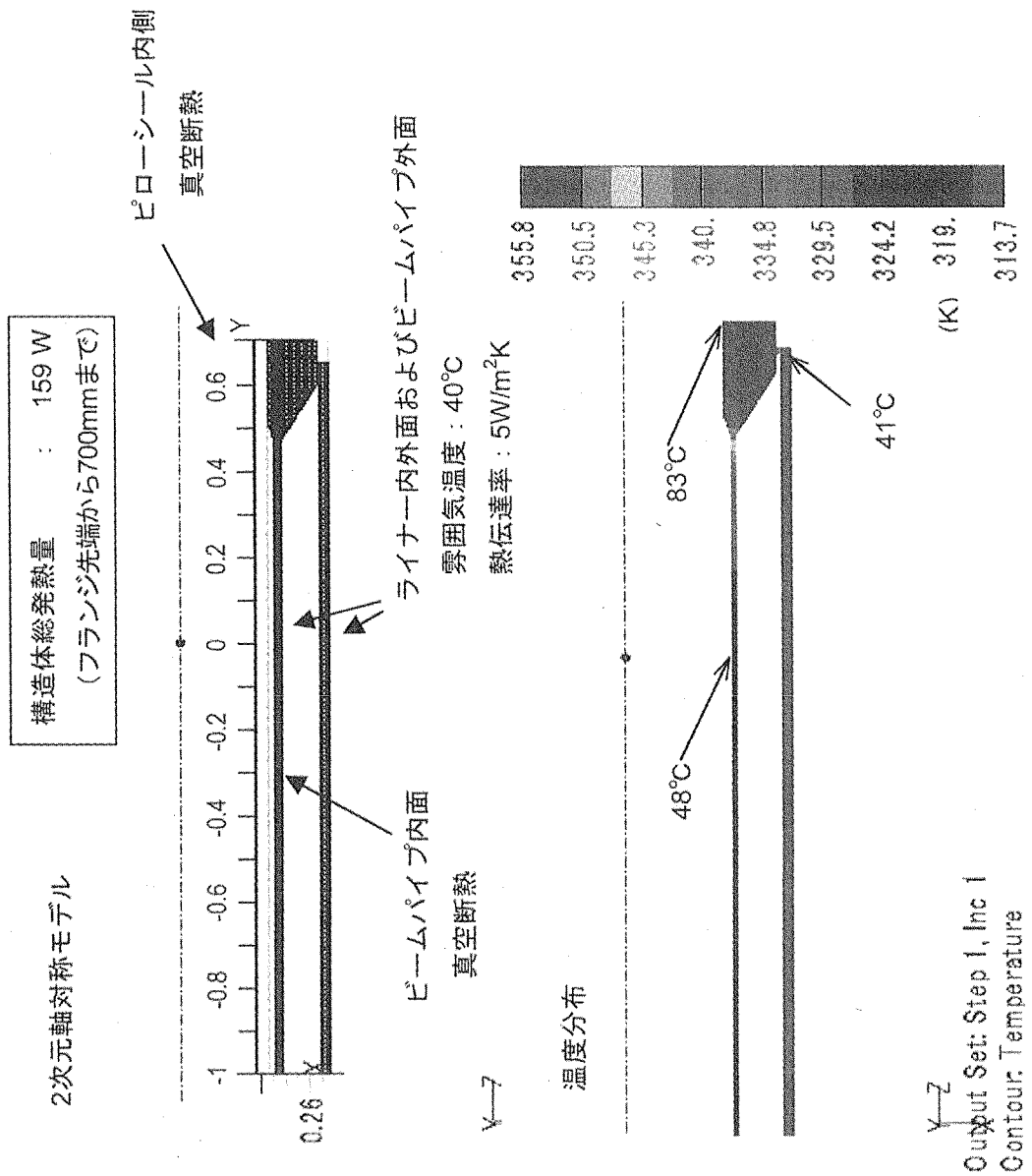


Fig.2.4.3.5-11 Analytical results of temperature distribution on proton beam duct liner.

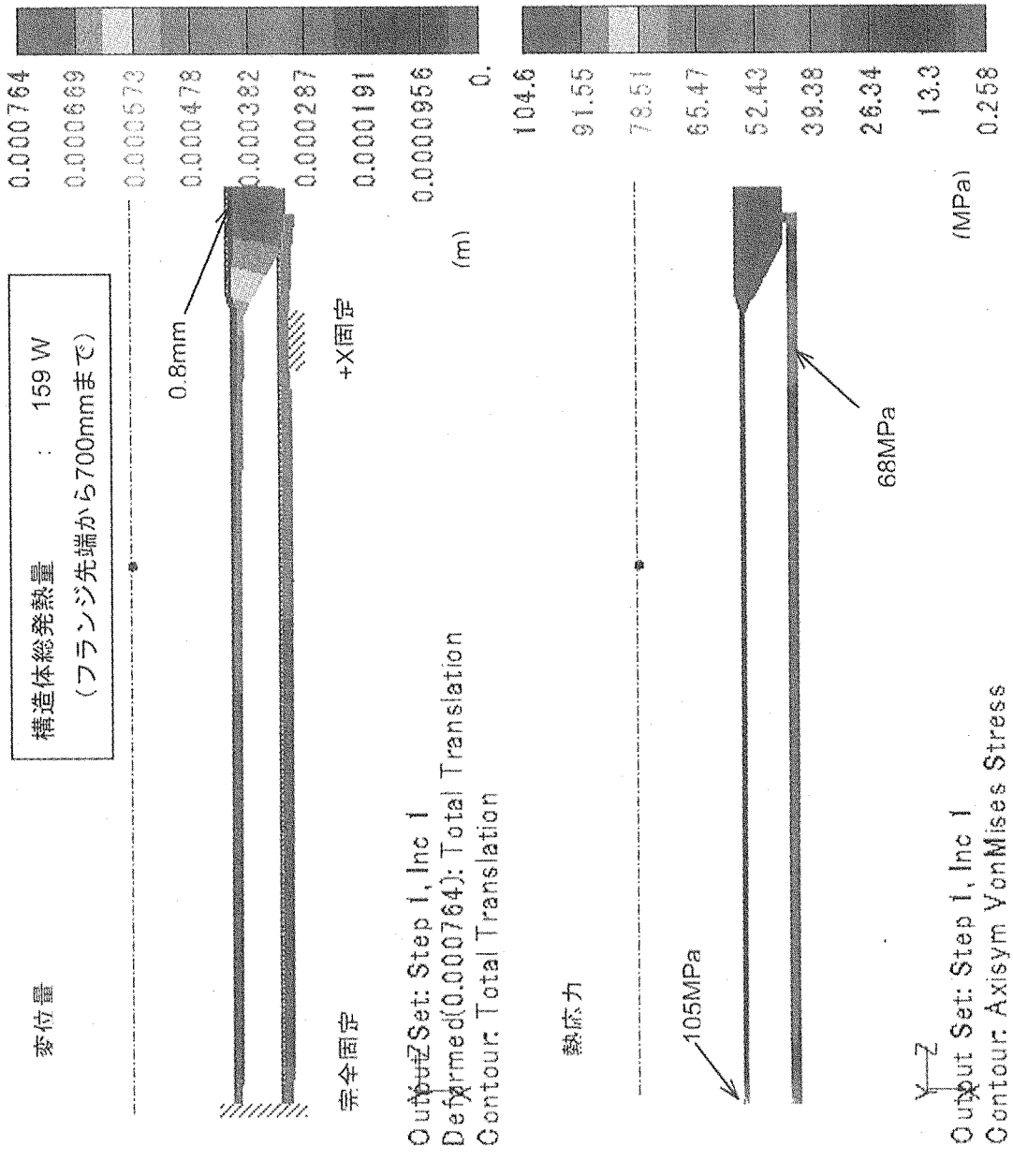


Fig.2.4.3.5-12 Analytical results of thermal expansion and thermal stress distribution on.proton beam duct liner.

２．４．３．５．４　ターゲット台車挿入部ライナー

（ｉ）諸　元

(1) 使用条件・目的

本ターゲット台車挿入部ライナーは、核破砕中性子源ステーション内の乾燥空気雰囲気とターゲット取扱室の雰囲気を遮断するとともに、ストリーミングを考慮し、最小隙間を確保してターゲット台車の移動空間を形成するためのものである。

(2) 環境条件

(a) 温　度；60℃以下

(b) 圧　力；大気圧

(c) その他；放射線雰囲気下（最大１MGy／年）

(3) 荷重条件

(a) 通常時荷重；

(b) ターゲット台車重量：260　[ton]

(c) 異常時荷重；

水平震度；０．２５Ｇ

(4) その他

(a) 隙　間　；

① ターゲット台車とターゲット台車挿入部ライナーとの周方向隙間

；25　[mm]

② ターゲット台車とターゲット台車挿入部ライナーとの進路方向隙間

；50　[mm]

（ターゲット台車側では、ターゲット台車とターゲット台車挿入部ライナーとの隙間；10　[mm]と記載されている。）

(b) 材　質　；　316L

(c) 据　付　；　ヘリウムベッセル、ベッセル周り遮蔽体、陽子ビーム入射部遮蔽体、シャッター間遮蔽体、ターゲット台車挿入部遮蔽体（下部）等を据付けた後に行うこと。

(d) 気密構造のこと。

２．４．３．５．５　配管樋

(i) 諸　元

(1) 機能・目的

Fig.2.4.3.5-13 及び Fig.2.4.3.5.14 に示すように，モデレータ，反射体，反射体プラグ，水冷遮蔽体，ヘリウムベッセル及び陽子ビームの 6 機器の運転に必要とされる冷却水，液体水素及びガスは，中性子源ステーション下流側の２階高さに位置する冷却系分配室を経由して生体遮蔽体のコンクリート壁を貫通してヘリウムベッセル上部胴回りに至る配管によって供給する。

配管樋はこれら配管の敷設に関わる機器であり，以下を目的とする。

(a) アウターライナー内側空間における配管の敷設ルートを形成する。

(b) 放射性物質を内包する軽水または重水等が漏洩した場合，漏洩水の流失を防護する受皿として働き，放射能源の拡散を防止する。

(2) 設計条件

配管樋の設計条件を以下に示す。

(a) 設置環境

・雰囲気　　：ほぼ大気圧の乾燥空気

・温度　　：60 ℃以下

(b) 配管敷設条件

・Table.2.4.3.5-3 に示す 45 本の配管を敷設対象とする

・液体水素用配管（3 本）はヘリウムベッセル側が下、冷却系分配室側が上になるように、1/100 程度の勾配をつける

・冷却水配管はヘリウムベッセル側が上、冷却系分配室側が下になるように、1/100 程度の勾配をつける

(c) 冷却水の想定漏洩量

・最大 80 リットル（最大容量冷却材系サージタンクの液位低下 50mm に相当する容積に 2 倍の安全余裕を見込んだ量）

(d) 密閉性

・配管群の周囲を覆うことにより漏洩水の流失を防止する程度で可とする

(e) 材質

SS400,塗装

(3) 構 造

Figs.2.4.3.5.15～.2.4.3.5.17 にそれぞれ配管樋の正面図，側面図及び断面図を示す。配管樋は配管を敷設する空間を囲う構造とし，配管樋－Ａ及び配管樋－Ｂ，配管樋－Ｃ，配管樋－Ｄの４つ

のセクションから構成した。設置環境及び強度上も特に問題になる事項はないので，コスト重視の観点から材質には SS400 を採用し，塗装を施し使用することにした。配管樋－Ａは断面図に示すように中央に 0.8m 幅のメンテナンススペースを設け，取外し式の上蓋から作業員がアクセスできるようにした。配管樋－Ｂはヘリウムベッセル外周回りに敷設する配管が直線部になめらかにつながるように末広がりの形状とし，配管樋－Ａと同様に取外し式の上蓋から作業員がアクセスできるようにした。配管樋－Ｃ及び配管樋－Ｄはヘリウムベッセル上部胴の外周を囲う構造であり，断面図に示すように取外し式の側蓋から人手がアクセスできるものとした。

配管樋はターゲット台車挿入部鉄遮蔽鉄及び枝管上部遮蔽鉄の最上面に設置するが，配管樋底板と各遮蔽鉄との間に乾燥空気が循環できるように約 50mm の空隙を設けた。

アウターライナーの配管樋の入口にあたる箇所には，配管樋仕切り板を設置し，配管を貫通させ，開口部を塞いで気密を保つものとした。

(ii)今後の課題

(1) Fig.2.4.3.5.1 及び Fig.2.4.3.5.2 に示す配管敷設レイアウトは概念段階であり，最適化検討を必要とする。

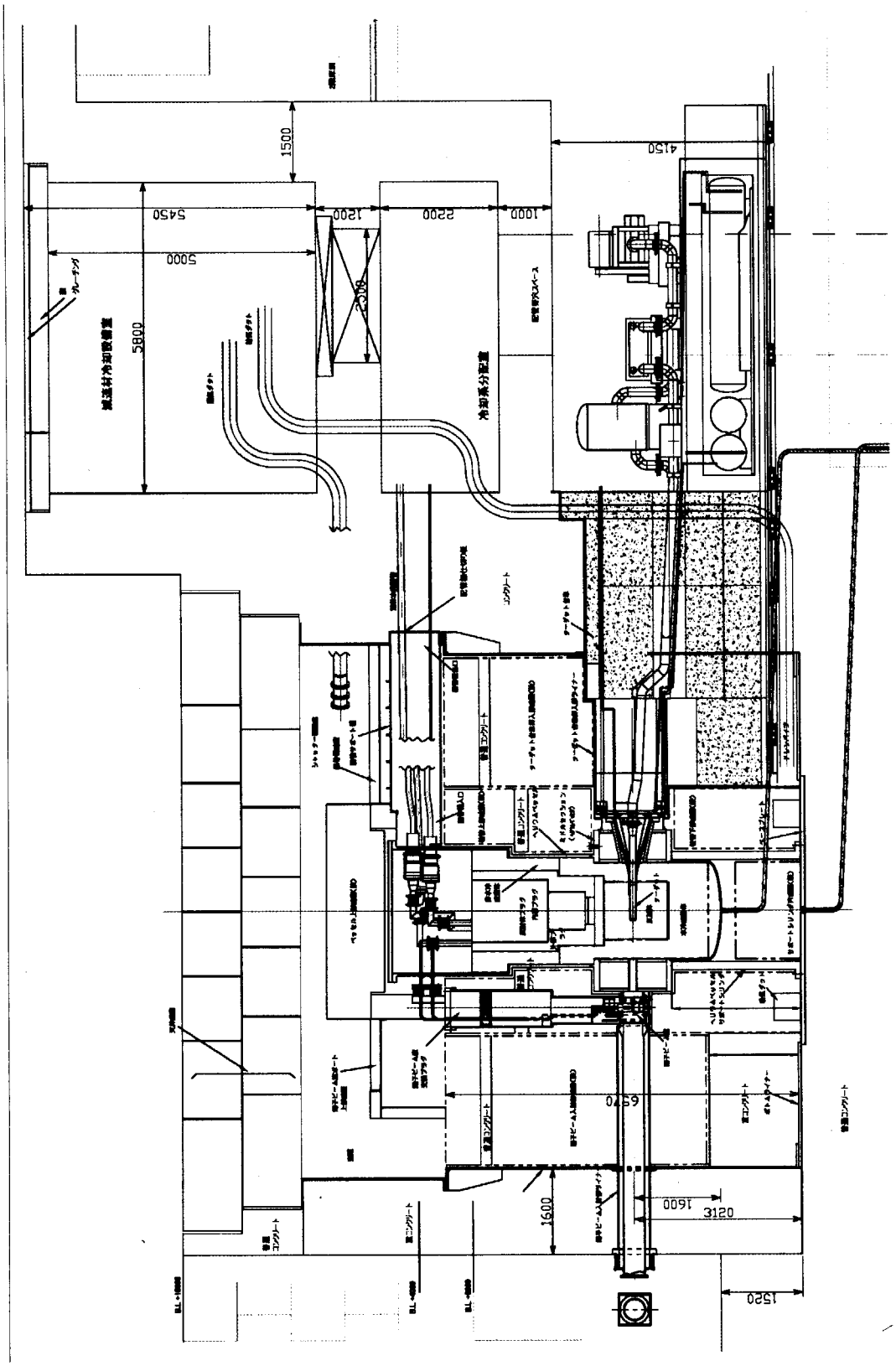


Fig. 2.4.3.5-13 Plan of piping route (Vertical plane)

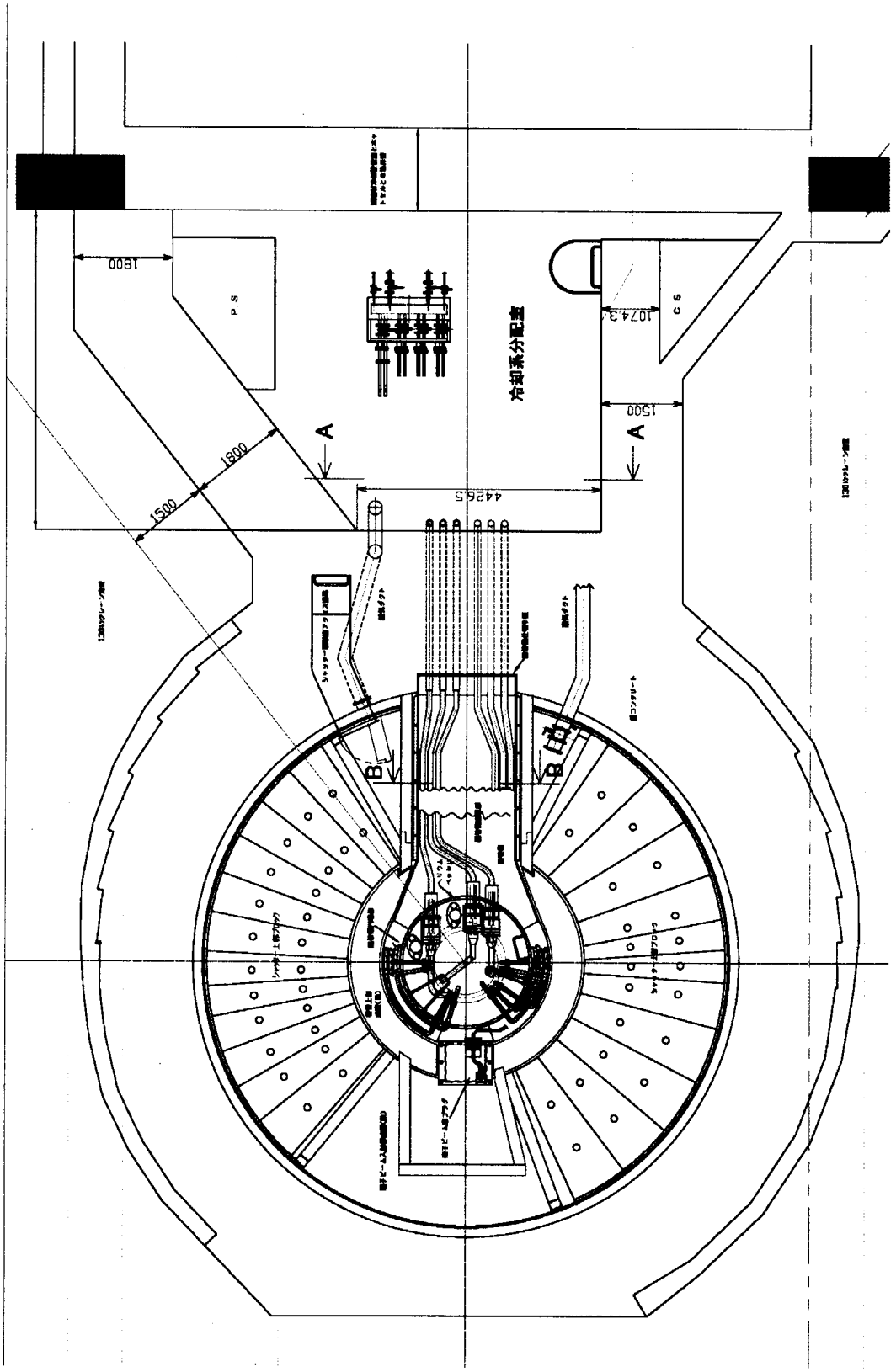


Fig. 2.4.3.5-14 Plan of piping route (Horizontal plane)

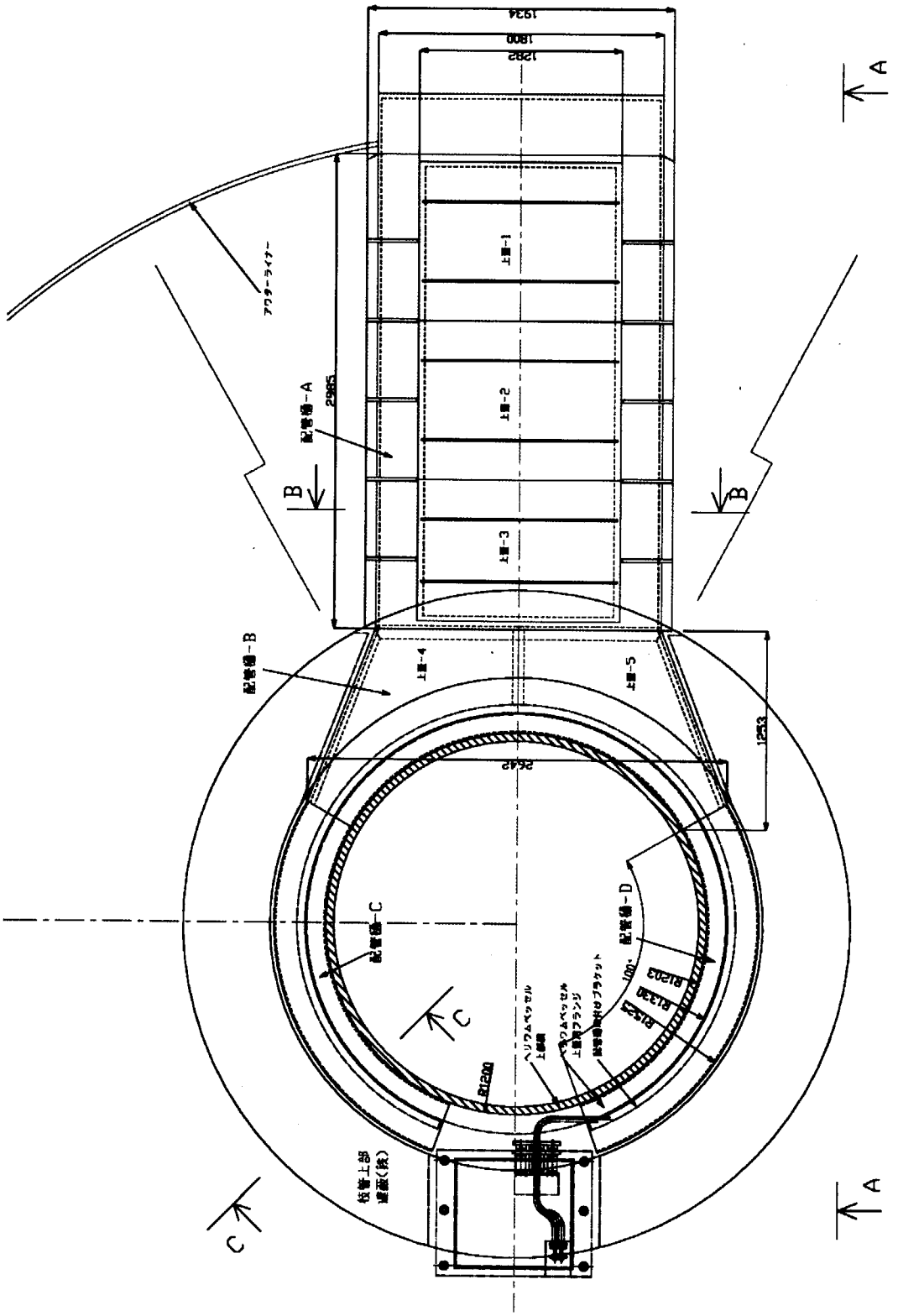


Fig. 2.4.3.5-15 Top view of piping chase pan

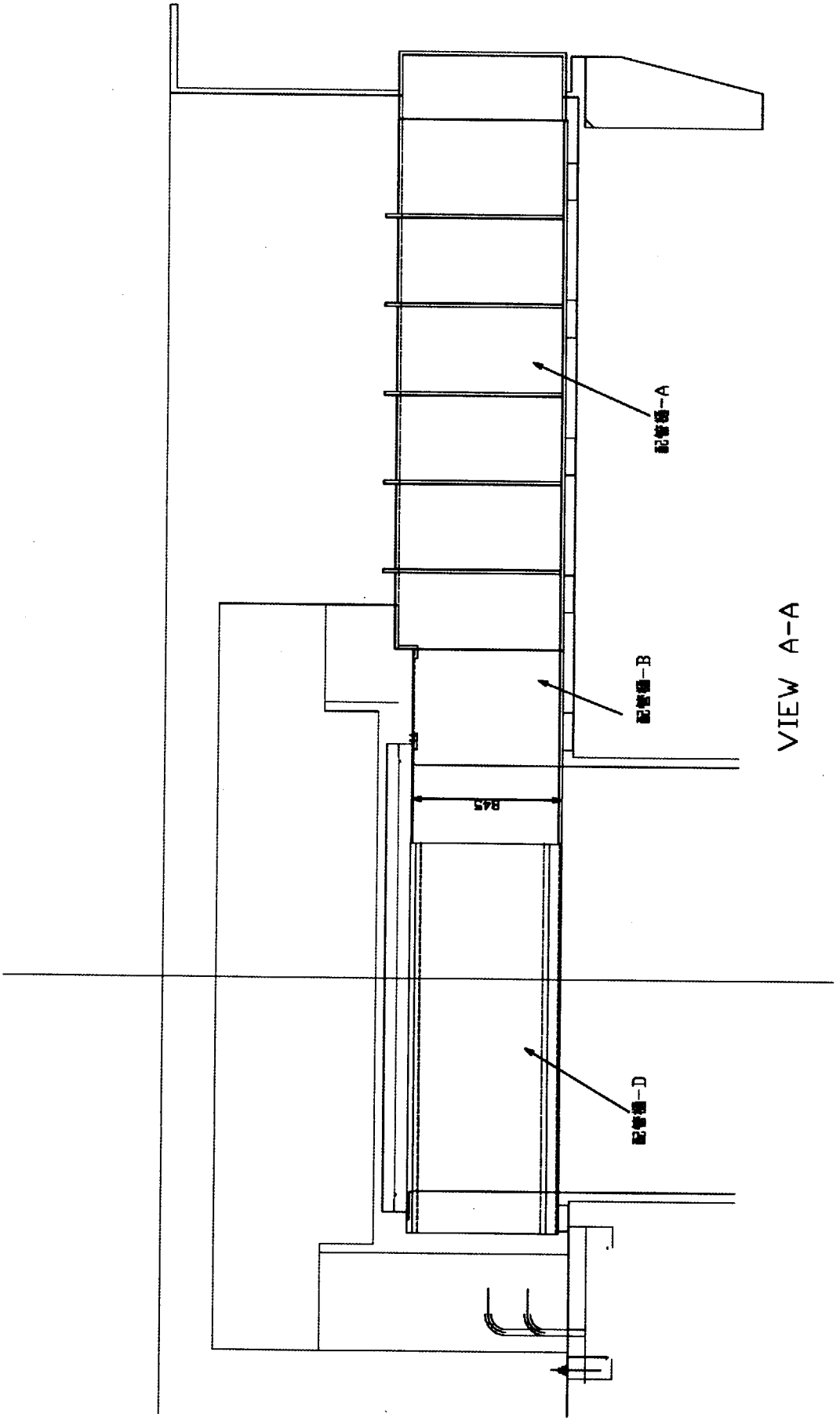


Fig. 2.4.3.5-16 Front view of piping chase pan.

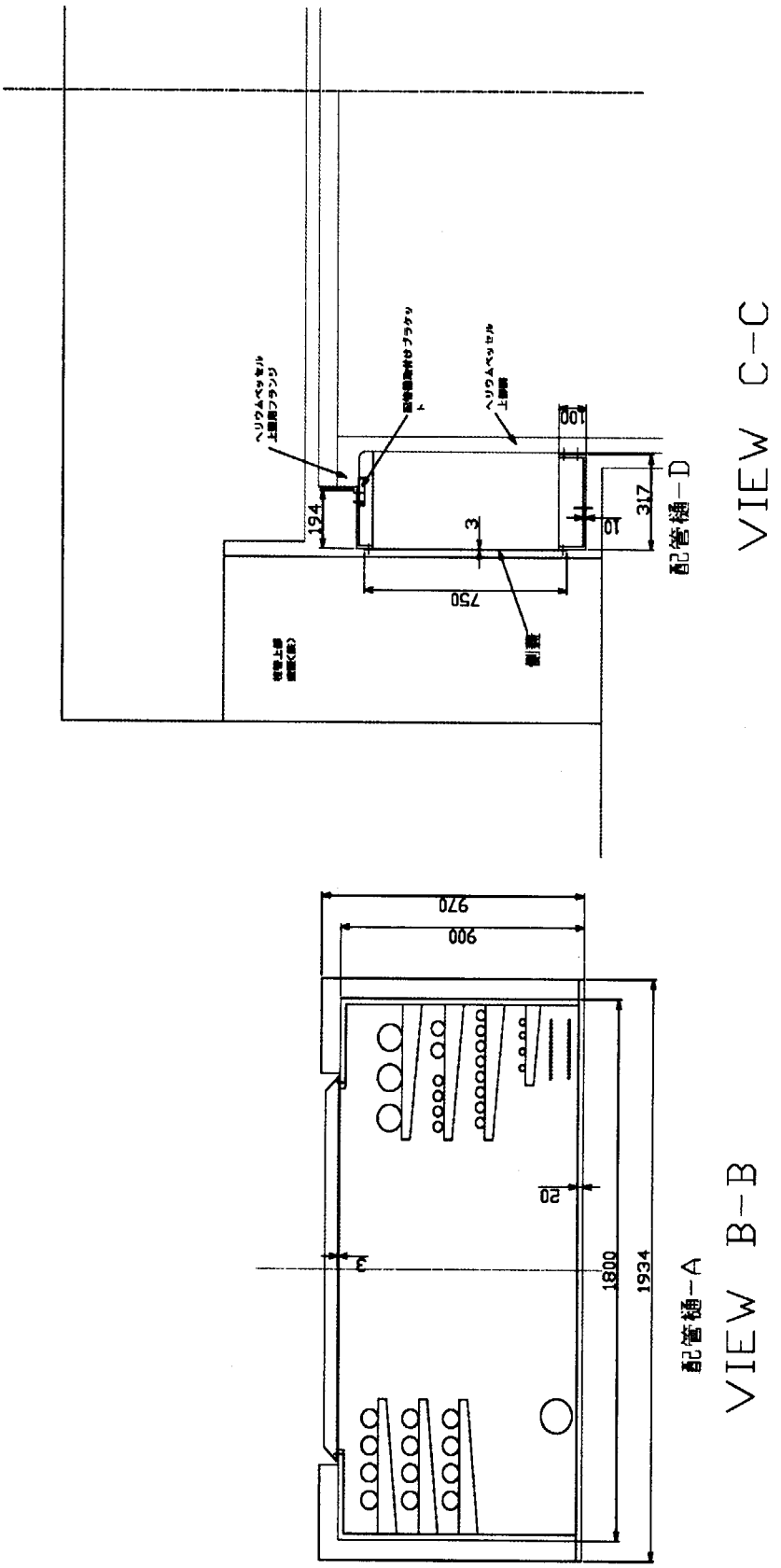


Fig. 2.4.3.5-17 Cross sectional view of piping chase pan.

Table 2.4.3.5-3 List of piping installed on the piping pan.

機器名称	配管名称	本数	区分	配管径	供給先取合位置
陽子ビーム窓	冷却水配管	2	軽水	25A_Sch40	陽子ビーム窓交換プラグ上部
	水抜き配管	2	軽水	1/4″(0.71mm厚)	陽子ビーム窓交換プラグ上部
	加圧ガス配管	2	空気	1/4″(0.71mm厚)	陽子ビーム窓交換プラグ上部
	中間排気配管	4	真空	15A_Sch40	陽子ビーム窓交換プラグ上部
	多目的配管	1	真空	40A_Sch40	陽子ビーム窓交換プラグ上部
モデレータ	PM液体水素輸送管	1	液体水素	80A多重管	配管貫通蓋(C-1)
	DM液体水素輸送管	1	液体水素	80A多重管	配管貫通蓋(C-2)
	CM液体水素輸送管	1	液体水素	80A多重管	配管貫通蓋(B-1)
	PM冷却水配管	2	軽水	25A_Sch40	配管貫通蓋(E-4, E-8)
	DM冷却水配管	2	軽水	25A_Sch40	配管貫通蓋(E-2, E-3)
	CM冷却水配管	2	軽水	25A_Sch40	配管貫通蓋(A-5, A-6)
反射体	冷却水配管	2	重水	50A_Sch40	配管貫通蓋(D-6, D-7)
反射体プラグ	内部プラグ冷却水配管	2	軽水	25A_Sch40	配管貫通蓋(E-6, E-7)
	外部プラグ冷却水配管	2	軽水	25A_Sch40	配管貫通蓋(D-2, D-3)
水冷遮蔽体	冷却水配管	2	軽水	50A_Sch40	配管貫通蓋(A-3, A-4)
ヘリウムベッセル本体	ミドルセクション冷却水配管	2	軽水	50A_Sch40	ヘリウムベッセル上部胴外周に沿い下方へ
	真空引き配管	1	真空	40A_Sch40	配管貫通蓋(B-2)
	水素逃がし配管	1	ガス	80A_Sch40	配管貫通蓋(B-3)
	ガス供給配管	1	ガス	10A_Sch10s	配管貫通蓋(A-7)
	ヘリウムサンプル配管	1	ガス	8A_Sch10s	配管貫通蓋(A-8)
局所排気ポート[1]	局所排気ポート	2	ガス	100A_Sch40	ヘリウムベッセル中心より2m付近へ
予　備[2]		1	---	100A_Sch40	
		4	---	50A_Sch40	
		4	---	25A_Sch40	
合計		45			

注：1）配管端に延長ダクト着脱用のコネクタを設置

2）両端をフランジ構造とし、封止蓋取付

表中のCM, PM, DMは、3台あるモデレータの種類を表す

２．４．３．６　中性子源ステーション遮蔽体

２．４．３．６．１　はじめに

中性子源ステーションの遮蔽体の寸法及び構造は、遮蔽設計の章で述べる３次元モンテカルロ計算により決定された。本項では、製作・据付・コスト等を念頭に置きながら、遮蔽体の分割方法ならびに強度面から設計検討を行った結果について述べる。なお、本検討の詳細については、参考文献 [7] にまとめられている。

Fig. 2.4.3.6-1 に、遮蔽体の全体図を示す。ベッセル周り遮蔽体（ブロック番号 2～9)、陽子ビーム入射部遮蔽体（ブロック番号 10～17)、ターゲット台車挿入部遮蔽体（ブロック番号 18～24）は、それぞれ遮蔽ブロックを垂直に積み上げる構造である。また、最上部には天井遮蔽体を配置する。

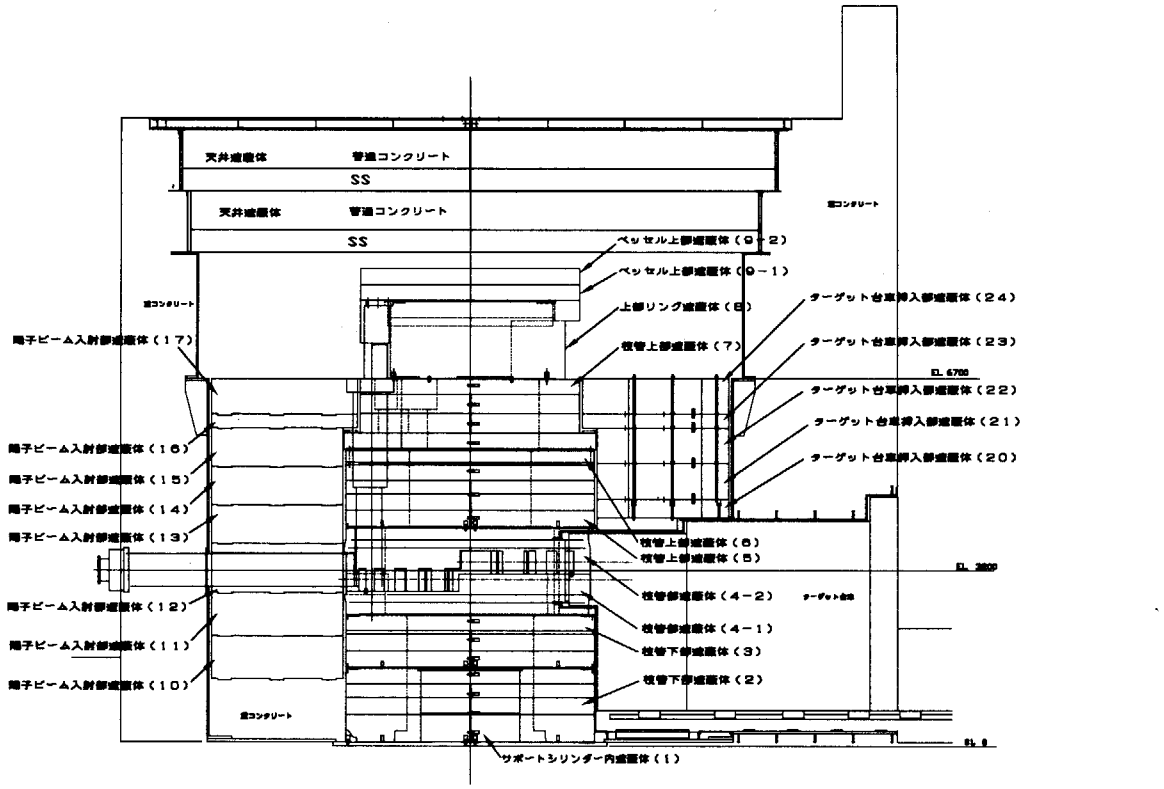


Fig. 2.4.3.6-1　Shielding blocks for the neutron source.

２．４．３．６．２　ブロック分割

天井遮蔽体以外の遮蔽体のブロック分割に関しては、周辺機器との取り合い、コスト、付帯機器の制限等から検討を行った。周辺機器との取り合い部分で各ブロックの直径が種々変化するが、ブロック分けにおいてはブロック直径をできるだけ一様にすることにより形状の単純化を計り、さらにブロック点数を可能な限り削減していくことが、製作費、据付費等のコスト面から有利であると考えた。また据付前のブロックの仮置き場所である中性子実験ホールのクレーン容量が 50 トンであるため、ブロックの最大重量を原則として 50 トンと設定した。天井遮蔽体については、輸送の観点からブロックの最大重量を 70 トンと設定した。

ヘリウムベッセル、ベッセル周り遮蔽体、陽子ビーム入射部遮蔽体、ターゲット台車挿入部遮蔽体、シャッター間構造体、アウターライナー等の機器間の隙間については、50mm を標準とした。これは、大重量かつ多数の遮蔽体を効率的に搬入・据付し、またこの隙間を積極的に利用して冷却用の乾燥空気を循環させるためである。なお、この隙間による放射線のストリーミング効果は検討されており、問題ないことが確認されている。

２．４．３．６．３　圧縮量の算出

遮蔽ブロックを垂直方向に積層するベッセル周り遮蔽体、陽子ビーム入射部遮蔽体、ターゲット台車挿入部遮蔽体について、圧縮量を算出した。なお、考慮したのは各ブロックの弾性歪みのみであり、各ブロックを構成する鉄鋼板間の隙間の変動は考慮していない。なお受圧面積は、枝管部遮蔽体（ブロック番号 4-2）は、ヘリウムベッセル枝管が貫通する部分を取り除いた水平断面積を採用し、またその他の遮蔽ブロックは、水平断面全体で上方にある遮蔽ブロックの荷重を支持するものとした。

a. ベッセル周り遮蔽体
   自重による圧縮量： 0.038 mm
   ベッセル内機器交換時のキャスク、床上遮蔽体（総重量を 150 トンとした）を載荷した場合： 0.044 mm
b. 陽子ビーム入射部遮蔽体
   自重による圧縮量： 0.022 mm
c. ターゲット台車挿入部遮蔽体
   自重による圧縮量： 0.025 mm

以上により、圧縮量は 0.05 mm にも満たず、十分に小さいと考えられる。

２．４．３．６．４　地震時における転倒モーメントの検討

ベッセル周り遮蔽体、陽子ビーム入射部遮蔽体、ターゲット台車挿入部遮蔽体につき、震度 5.5 の地震時（水平加振力 0.25 G）における転倒モーメントを計算した。その結果、３つの遮蔽体すべてにつき、転倒しないという結果を得た。

２．４．３．６．５　地震時における水平力の検討

震度 5.5 の地震時（水平加振力 0.25 G）における、各遮蔽体の下面取付部において発生する水平力ならびに受け部材に生じるせん断応力を検討した。本検討においては、取付部に地震による水平力と遮蔽体自重による摩擦力を考慮した場合、さらに遮蔽体を固定するボルトの締め付け力を加算した３種類の場合について検討を行った。なお、軟鋼－軟鋼の乾燥摩擦係数は 0.4 であるが、本計算では余裕をみて 0.2 を採用した。

その結果、ボルトの締め付け力を考慮しない場合にはブロックは水平方向に移動するが、ボルトの締め付け力まで考慮すればブロックは移動しないという結果が得られた。これは、水平力＝０となる摩擦係数（＜0.2）が存在することを表しており、従って、受け部にはせん断力は生じないものと考えられる。

２．４．３．６．６　天井遮蔽体の強度検討

天井遮蔽体は、厚さ 400mm の鉄鋼板の上に厚さ 700mm のコンクリート層を載せた構造を基本とする。最大スパンの天井遮蔽ブロック（長さ；11.6m×幅；1.18m×高さ；1.1m）に関して、

・鉄板とコンクリートの複合梁とした場合

・鉄板の上にコンクリートが載荷するとした場合

の２ケースについて、自重が等分布荷重でかかる時の最大曲げモーメント、最大曲げ応力、および最大撓み量の計算した結果を Table 2.4.3.6-1 に示す。

本計算結果によると、鉄板の厚みが十分にあるため強度的には問題ないものと考えられる。最大撓みについては、梁中央部に複合梁で 2.14 mm、鉄板の単純梁で 10.00 mm であり、問題にするレベルでないと考えられる。

ただし、鋼材の調達等の関係で下部鋼板を厚さ方向にｎ枚に分割し、十分な緊締を施さずに各鋼板を単に積み重ねた場合、負担できる曲げモーメントは１／ｎ、撓み量は、ｎ^{2}倍になり、全体として同じ厚さの鋼板であっても構造の違いによって生じる現象が異なることに注意する必要がある。従って、実際の設計・製作に当たり構造等の変化が生じた場合には、再度見直しを行う必要がある。

Table 2.4.3.6-1　Results for a ceiling shielding block.

	幅	高さ	長さ	等分布荷重	断面二次モーメント	最大曲げモーメント	最大曲げ応力(下面)	最大曲げ応力(上面)	最大撓み量
	mm	mm	mm	kgf/mm	mm^4	kgf･mm	kgf/mm^2	kgf/mm^2	mm
鉄板とｺﾝｸﾘｰﾄの複合梁	1,180	1,100	11,600	5.61	2.94×10^{10}	9.43×10^{7}	0.89	0.23	2.14
鉄板にｺﾝｸﾘｰﾄが載荷	1,180	400	11,600	5.61	6.29×10^{9}	9.43×10^{7}	3.00	3.00	10.00

２．４．３．７　中性子ビームシャッター

２．４．３．７．１　シャッター駆動装置選定・架台構造

（ｉ）諸　元

(1) 使用条件・目的

本シャッター駆動装置は、核破砕中性子源から放出される中性子を分光器に入射あるいは、遮断するために中性子ビームライン上に設けられたシャッターブロックを上下移動させるためのものである。

(2) 環境条件

(a) 温　度　；　50℃以下

(b) 圧　力　；　大気圧

(c) その他　；　放射線雰囲気下（最大１MGy／年）

(3) 荷重条件

(a) 通常時荷重　；

シャッター重量；15,500　[kgf]

(b) 異常時荷重　；

水平震度　；　0.25G

(4) その他

(a) シャッターシステム数量　；　合計　23 基

(b) シャッターブロックサイズ　；　2000ｍｍL×200／300ｍｍW×3500ｍｍH

(c) 有効移動ストローク　；　400[mm]

(d) タクトタイム　；　１分以内

(e) 位置決め再現精度　；　±0.5[mm]

(f) ビーム軸調整機構　；

○　手　動

○　組立後にビームを流しながら軸調整を行う。

○　調整範囲

・　水平軸方向　；　±5　[mm]

・　水平径方向　；　±5　[mm]

・　高さ方向　；　±10　[mm]

(g) 使用頻度　；　2　[回／H]

(ⅱ)構造検討

シャッター駆動装置の懸架構造・方式についてその剛性、耐衝撃性、位置決め精度、コスト等種々の観点から検討した。(表1参照)

その結果、剛性、耐衝撃性等では劣るものの、核破砕中性子源での使用ならびに組立後ビームを流しながら軸調整する必要がある特殊性からシャッターブロックを 2 本ロッドで吊り下げる方式を採用することを決定した。

シャッター駆動装置は、ブレーキ付きギヤモートルを駆動源としてスクリュージャッキを介して回転運動を直線運動に変換することにより、シャッターブロックの昇降を行うものとした。(Fig.2.4.3.7-1 参照)

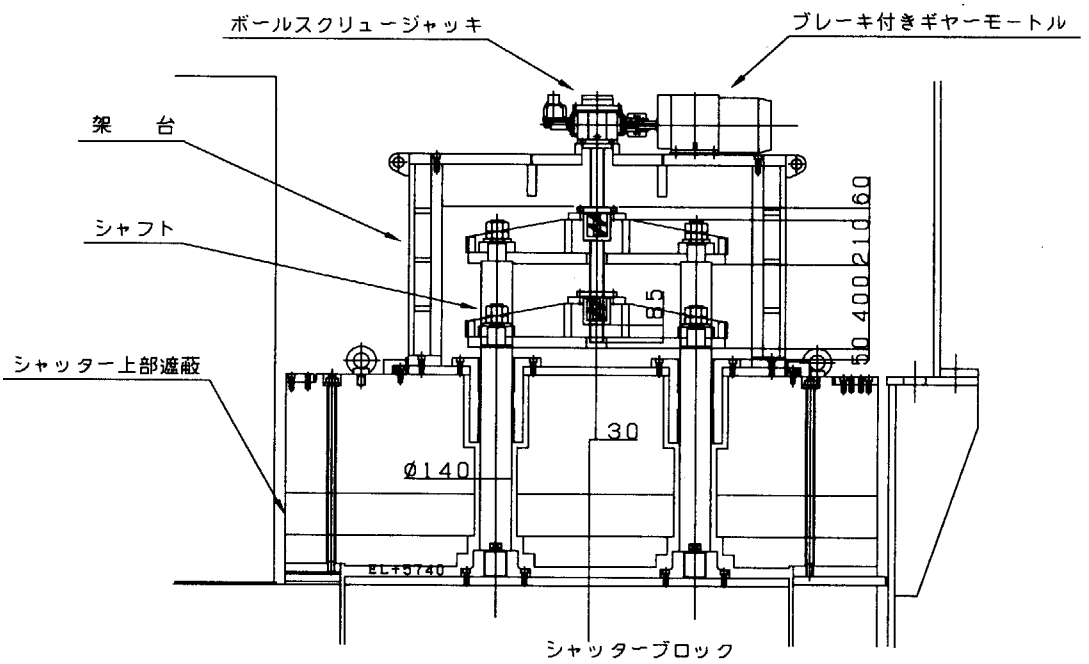


Fig.2.4.3.7-1 Sketch of shutter driving device.

(ⅲ)容量検討

(1) スクリュージャッキ

合計 23 基のシャッターシステムが林立し、十分なスペースがないため、効率の高いボールスクリュージャッキを採用することとし、シャッターブロックの重量が 15.5 トン、タクトタイムが 1 分以内であることから、下記仕様のジャッキを選定した。

○名　称	;	ボールスクリュージャッキ	
○基本容量	;	20,000	[kgf]
○ネジ外径	;	63	[mm]
○ネジリード	;	16	[mm]
○ウォーム減速比	;	8	[－]
○総合効率	;	62	[%]
○無負荷空転トルク	;	0.4	[kgf･m]

○最大ストローク　　；　　500　　[mm]
○移動速度　　；　　500　　[mm/min]

(2) ブレーキ付きギヤーモートル

コンパクト化を計る目的から選定したボールスクリュージャッキには自己保持機能が期待できないので、消磁時作動形のブレーキをギヤーモートルに付帯することにした。
ジャッキの必要入力トルク；T=9.95[kgf･m]　からブレーキモータ容量は、
P＝T×N／974＝2.55　[kW]
以上必要であることから、下記仕様のブレーキ付きギヤーモートルを選定した。

○モータ容量　　；　　三相 3.7　[kW]
○減速比　　；　　１／５
○電源　　；　　200V　4P

(iv)強度検討

(1) シャフト

地震が発生したときシャッターブロックは水平方向に移動しようとするため、シャッターブロックを懸架しているシャフトに水平力が発生する。
そこでシャッター間遮蔽体とシャッターブロックの隙間が理想的な 12.5[mm]で、シャッターブロックが開位置及び閉位置にある場合に、それぞれシャフトに生じる曲げ応力を種々のシャフト径に対して

- シャッター間遮蔽体がないとした場合。
- シャッターブロック下部がシャッター間遮蔽体に衝突時。
- シャッターブロック下部がシャッター間遮蔽体に衝突後。
- 衝突時＋衝突後（前＋後）＝０．２５G 相当の水平力。

の４ケースについて、算出した結果を Table 2.4.3.7-1 及び Fig. 2.4.3.7-2 に示す。
また、シャッター間遮蔽体とシャッターブロックの隙間が最大でも 20[mm]以内であると想定し、シャッターブロックが開位置及び閉位置にある場合に、それぞれシャフトに生じる曲げ応力を種々のシャフト径に対して

- シャッター間遮蔽体がないとした場合。
- シャッターブロック下部がシャッター間遮蔽体に衝突時。
- シャッターブロック下部がシャッター間遮蔽体に衝突後。
- 衝突時＋衝突後（前＋後）＝０．２５G 相当の水平力。

の４ケースについて、算出した結果を Table 2.4.3.7-2 及び Fig. 2.4.3.7-3 に示す。

本結果からシャフト径が 100mm 前後に曲げ応力がピークを示すことがわかる。シャフト径の選定においては、細いシャフト径の“柔”とするか太いシャフト径の“剛”とするかの選択において“柔”とした場合、シャフト曲げ応力はシャッター間遮蔽体とシャッターブロックの隙間に影響され、その隙間が大きくなると曲げ応力が大きくなることから、“剛”にする方針を立て、シャフト径は 140[mm]を採用した。

Table 2.4.3.7-1 Stress induced in shaft.

シャフト径	開				閉			
	遮蔽体なし	下部衝突	下部衝突後	前＋後	遮蔽体なし	下部衝突	下部衝突後	前＋後
50	399.54	2.62	9.28	11.90	460.66	3.03	5.76	8.79
60	231.22	3.15	11.20	14.35	266.58	3.63	6.95	10.58
70	145.61	3.67	13.17	16.84	167.88	4.23	8.18	12.41
80	97.54	4.20	15.27	19.47	112.47	4.84	9.48	14.32
90	68.51	4.72	17.56	22.28	78.99	5.44	10.90	16.34
100	49.94	5.24	20.22	25.46	57.58	6.04	12.56	18.60
110	37.52	5.76	17.90	23.66	43.26	6.64	14.66	21.30
120	28.90	6.28	11.94	18.22	33.32	7.24	14.47	21.71
130	22.73	6.80	7.54	14.34	26.21	7.83	9.24	17.07
140	18.20	7.31	4.17	11.48	20.98	8.43	5.24	13.67
150	14.80	7.82	1.51	9.33	17.06	9.01	2.10	11.11

（シャッターブロック～シャッター間遮蔽体隙間；12.5mm）

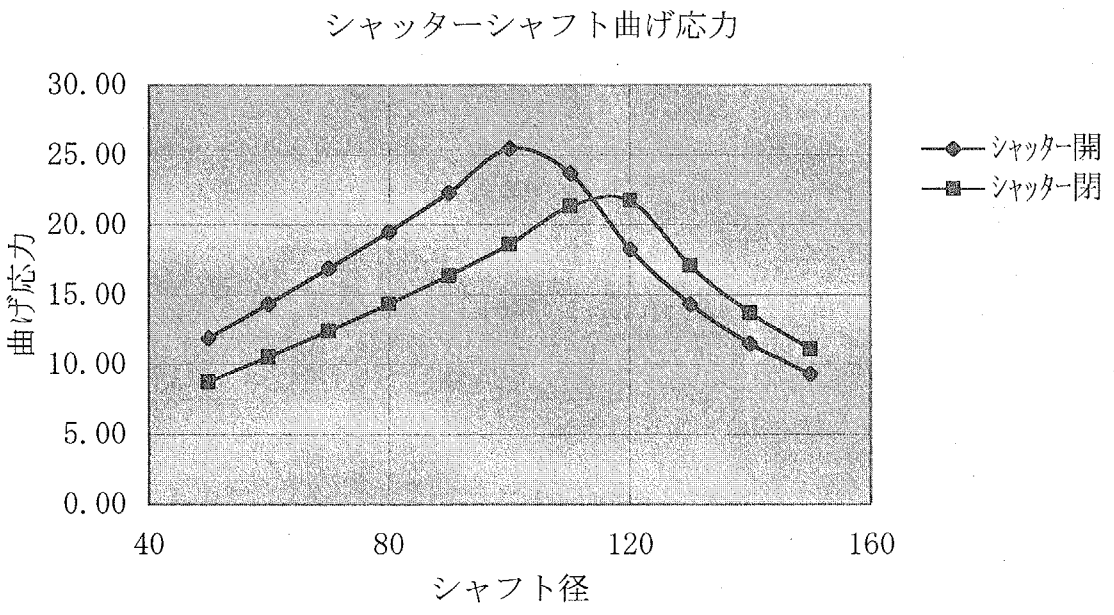


Fig. 2.4.3.7-2 Stress induced in shaft as a function of shaft radius.
Gap between a shutter gate and an Interstitial block Is 12.5mm.

Table 2.4.3.7-2 Stress induced in shaft.

シャフト径	開				閉			
	ウェッジ なし	下部衝突	下部衝突後	前＋後	ウェッジ なし	下部衝突	下部衝突後	前＋後
50	399.54	4.20	14.89	19.09	460.66	4.84	9.24	14.08
60	231.22	5.04	18.02	23.06	266.58	5.81	11.18	16.99
70	145.61	5.88	21.33	27.21	167.88	6.78	13.24	20.02
80	97.54	6.71	24.97	31.68	112.47	7.74	15.51	23.25
90	68.51	7.55	29.28	36.83	78.99	8.71	18.19	26.90
100	49.94	8.39	23.10	31.49	57.58	9.67	21.77	31.44
110	37.52	9.22	14.44	23.66	43.26	10.63	17.55	28.18
120	28.90	10.05	8.18	18.23	33.32	11.58	10.12	21.70
130	22.73	10.87	3.46	14.33	26.21	12.54	4.54	17.08
140	18.20	11.69	-0.22	11.47	20.98	13.48	0.19	13.67
150	14.80	12.51	-3.18	9.33	17.06	14.42	-3.31	11.11

（シャッターブロック～シャッター間遮蔽体隙間；20mm）

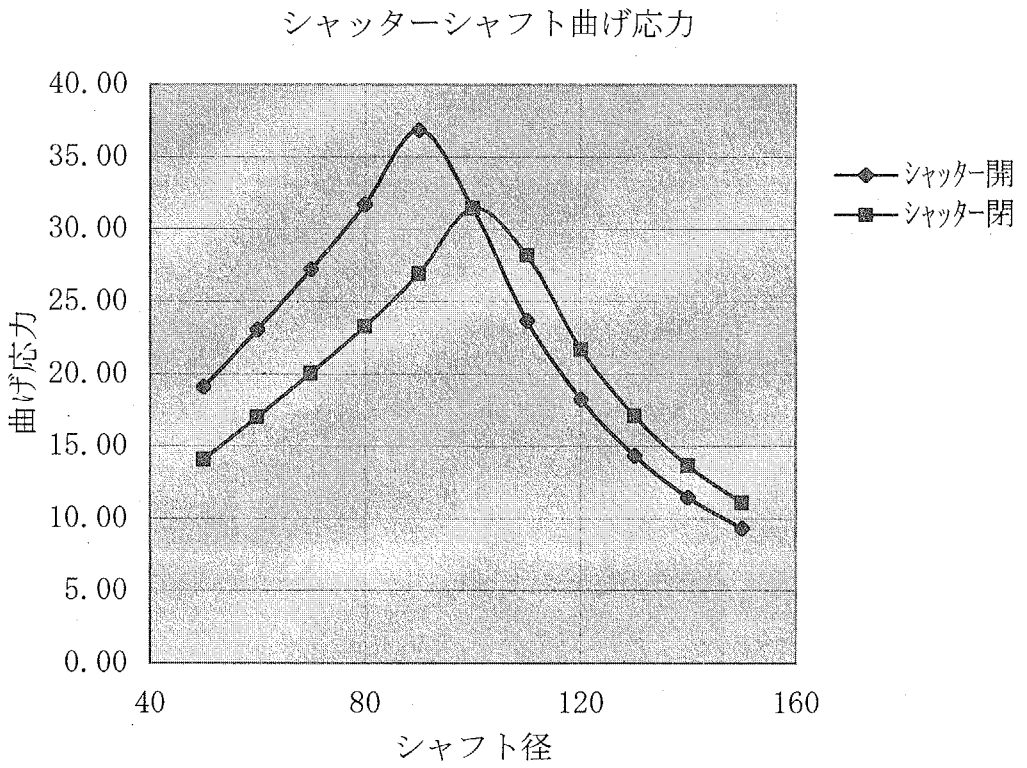


Fig. 2.4.3.7-3 Stress induced in shaft as a function of shaft radius.
Gap between a shutter gate and an Interstitial block Is 20 mm.

(2) 架　台

シャッター駆動装置の架台は、シャッターブロックを昇降させるためのシャフトを連接した支持プレートを跨ぐ門形構造で、架台の上板上面に駆動源であるブレーキ付きギヤーモートル及びボールスクリュージャッキを搭載したものである。

(a)架台上板の強度検討

架台上板中央部には、シャッターブロック；15.5 トンの吊下げ荷重が作用する。架台上板は、幅；310mm、板厚；50mm のプレートの下部両サイドに幅；40mm、高さ；200mm　の補強プレートを有する構造とした。なお、支持間距離は 1400mm である。このときのせん断応力、及び曲げ応力は、

$\tau = 0.32$　[kgf/mm^2]

$\sigma = 3.15$　[kgf/mm^2]

であり、問題ないものと考えられる。

(b)架台側板の強度検討

架台側板には、架台上板の両端に生じた曲げモーメントが偶力として作用する。架台側板は、幅；300mm、板厚；50mm のプレートの外側に幅；25mm、長さ；75mm　の補強プレートが 2 枚ならびにその 2 枚の補強プレートの蓋のように幅；190mm、板厚；25mmのプレートからなる箱型構造とした。なお、支持間距離は 820mm である。このときの曲げ応力は、

$\sigma = 5.90$　[kgf/mm^2]

であり、問題ないものと考えられる。

(c)支持プレートの強度検討

支持プレートの中央部は、ボールスクリュージャッキの出力軸が、また両サイドにはシャッターブロックを吊下げる 2 本のシャフトが連接されている。支持プレートの中央部は、幅；240mm、板厚；50mm のプレートの上部両サイドに幅；32mm、高さ；150mm　の補強プレートを有し、補強プレートの上部は幅；210mm、板厚；32mm のプレートにより蓋をされた箱型構造とした。なお、支持間距離は 900mm である。このときのせん断応力、及び曲げ応力は、

$\tau = 0.35$　[kgf/mm^2]

$\sigma = 3.12$　[kgf/mm^2]

であり、問題ないものと考えられる。

２．４．３．７．２　シャッター上部遮蔽ブロック

（ｉ）諸　元

(1) 使用条件・目的

ヘリウムベッセル垂直軸から半径;2050～4720mm、ベースプレート下面から高さ;5800～6700mm のシャッターブロック上部の遮蔽。

(2) 環境条件

(a) 温　度；60℃以下

(b) 圧　力；大気圧

(c) その他；放射線雰囲気下（最大１MGy／年）

(3) 荷重条件

(a) 通常時荷重；自重のみ

(b) 異常時荷重；

水平震度；0.25G

(4) その他

(a) 遮蔽体重量；約 50 トン/個以下

(b) 遮蔽体比重；

・ 鉄　　部　；7.85g/cm^3(見かけ比重；7.6g/cm^3 以上)

・ コンクリート部；2.30g/cm^3(見かけ比重；2.2g/cm^3 以上)

(c) シャッター上部遮蔽ブロック上部においてシャッター駆動装置を支持すること。

(d) 遮蔽体と隣接機器との標準隙間

・ シャッター上部遮蔽ブロック間周方向隙間；20ｍｍ以下

・ ベッセル周り遮蔽体～シャッター上部遮蔽ブロック径方向隙間；50ｍｍ以下

・ シャッター上部遮蔽ブロック～アウターライナー径方向隙間；50ｍｍ以下

(ii) 分割方法の検討

(1) 分割サイズ・数量の検討

分割サイズ及び、数量に関しては、メンテナンス時、個々のシャッターブロックが独立して交換等できることが必要であるため、各ビームラインにシャッター上部遮蔽ブロックを設置する必要がある。従って、シャッター上部遮蔽ブロックの総数は、23 個である。また、高さに関しては、遮蔽性能の観点から全高；900mm で、下面から 100mm～300mm をコンクリート層（200mm 厚）とし、その他は鉄製と決められている。

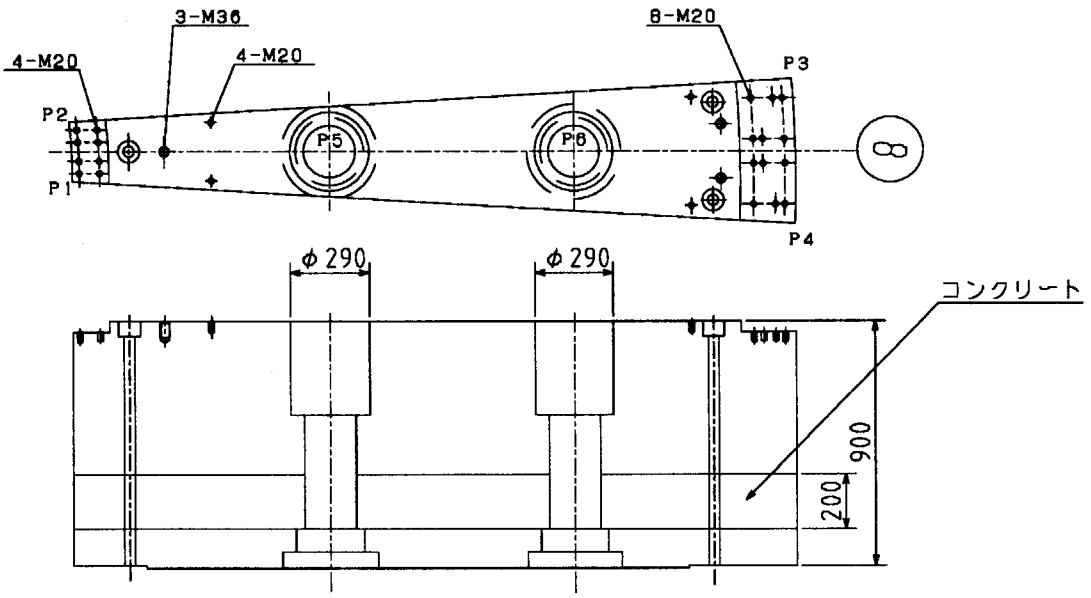


Fig.2.4.3.7-4 View of a piece of shielding block above shutter gates.

(2) 分割中心の検討

核破砕中性子源の中心垂直軸から半径；2050～4720mm のリング状部分をターゲット挿入部遮蔽体、陽子ビーム入射部遮蔽体、及び 23 個のシャッター上部遮蔽体に分割しようとするものである。このとき、分割中心としては、下記の 2 点が考えられる。

- 核破砕中性子源中心　（x，y）＝（0，0）
- 6 個のビーム中心　（x，y）＝（-99.4，-27.5）、（-95.5，-57.2）、
（88.3，54.2）、（106.6，30.4）、
（11.5，22.2）、（-13.4，-21.1）

核破砕中性子源中心の場合、製作、据付の観点からすると好都合であるが、シャッター上部遮蔽ブロックの下部に、ビーム中心を基準としてシャッター間遮蔽体により形成されたシャッターブロックが挿入、昇降される間隙部分が林立しており、その間隙部分と整合性をもってシャーター上部遮蔽ブロックを製作、配置できないことが明らかになった。したがって、製作・据付面でのデメリットはあるが、シャッター上部遮蔽ブロックの分割中心として、6 個のビーム中心を基準にすることを決定した。すなわち、同一のビーム中心を持つビームラインの内側に分割ラインを持つものに関しては、シャッターブロックの前面が外接する半径；2320ｍｍの円とビームラインの交点（Table 2.4.3.7-3 参照）を求め、ビーム中心と隣接する交点の中点を通る線分を分割ラインの基準線とした。また、異なるビーム中心を持つビームラインの内側に分割ラインを持つものに関しては、それぞれのビームラインと半径；2320mm 及び、半径；4720mm の円との交点を結ぶ線分を分割ラインの基準線とした。ターゲット台車挿入部遮蔽体、陽子ビーム入射部遮蔽体に接するシャッター上部遮蔽ブロックの分割ラインに関しては、他方の分割ラインをビームラインに対して対称なものとした。

Table 2.4.3.7-3 Intersection coordinates between neutron beam-line and reference circle with radius of 2320 mm.

ビームライン	ﾓﾃﾞﾚｰﾀ種類	ビーム中心		高さ	角度	交点座標	
No.		X	Y	h	θ	X	Y
		mm	mm	mm	°	mm	mm
1	CM	11.5	22.2	-163	38.5	1809.27	1452.21
2	CM	11.5	22.2	-163	47.5	1562.56	1714.88
3	CM	11.5	22.2	-163	56.5	1278.27	1936.08
4	CM	11.5	22.2	-163	65.5	963.23	2110.59
5	CM	11.5	22.2	-163	74.5	624.95	2234.24
6	CM	11.5	22.2	-163	83.5	271.49	2304.06
7	PM	-99.4	-27.5	158	90.8	-132.13	2316.23
8	PM	-99.4	-27.5	158	97.5	-403.79	2284.59
9	PM	-99.4	-27.5	158	104.2	-668.51	2221.60
10	DM	88.3	54.2	158	116.2	-930.72	2125.13
11	DM	88.3	54.2	158	123.7	-1199.82	1985.66
12	DM	88.3	54.2	158	134.0	-1537.30	1737.56
13	CM	-13.4	-21.1	-163	-149.0	-1982.84	-1204.46
14	CM	-13.4	-21.1	-163	-136.3	-1673.14	-1607.18
15	CM	-13.4	-21.1	-163	-123.6	-1283.44	-1932.66
16	CM	-13.4	-21.1	-163	-110.9	-832.29	-2165.57
17	CM	-13.4	-21.1	-163	-98.2	-341.04	-2294.80
18	PM	-95.5	-57.2	158	-89.3	-67.87	-2319.01
19	PM	-95.5	-57.2	158	-82.5	201.25	-2311.25
20	PM	-95.5	-57.2	158	-75.7	469.07	-2272.09
21	DM	106.6	30.4	158	-64.6	1092.79	-2046.51
22	DM	106.6	30.4	158	-52.4	1495.75	-1773.45
23	DM	106.6	30.4	158	-40.2	1830.01	-1425.99

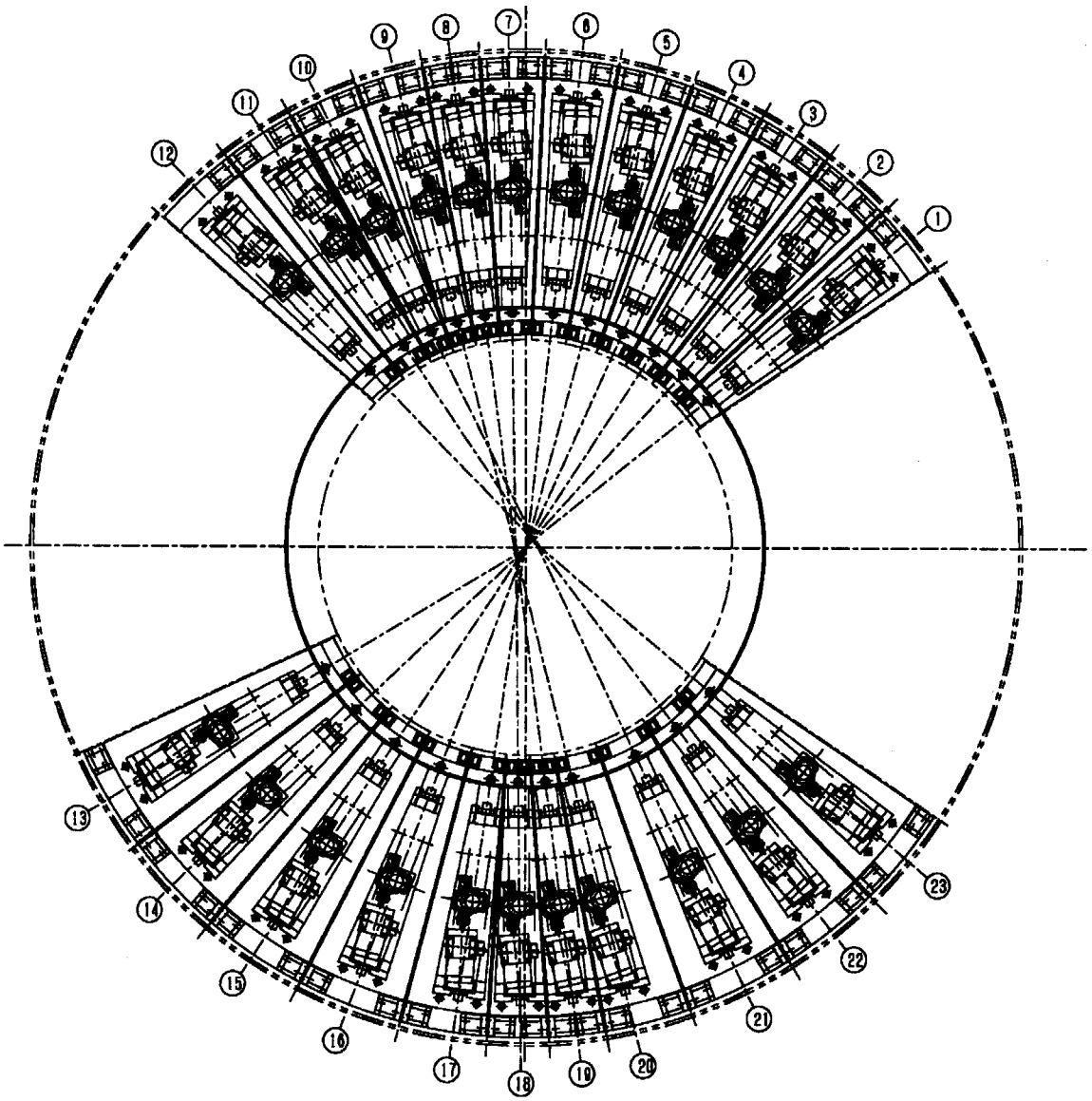


Fig.2.4.3.7-4 Layout of shielding blocks with shutter driving components in the target station. Proton beam comes from left-hand side.

２．４．３．７．３　シャッターブロック/ブロック内挿入ダクト

１）シャッターブロック

(1) 使用条件・目的

シャッターブロックはその一部に、貫通孔を有する直方体の機器であり、遮蔽機能を果たす。貫通孔は上流側に配置したヘリウムベッセルの中性子ビームダクト枝管部から実験ホールへの中性子ビーム取出し孔の役目を果たす。この貫通孔には、中性子ビーム成形のためのコリメータ、スパーミラー等のデバイスを角形ダクトに装着する。シャッターブロックにはこの貫通孔位置の異なるA、B及びCの３種類がある。

(2) 環境条件

(a) 温　度；60℃以下

(b) 圧　力；大気圧

(c) その他；放射線雰囲気下

(3) 荷重条件

(a) 通常時荷重；自重のみ

(b) 異常時荷重；

水平震度；0.25G

(4) その他

(a) 比重；

・ 鉄　　部　；7.85g/cm^3(見かけ比重；7.6g/cm^{3}以上)

・ ポリエチレン部；高密度ポリエチレン

(b) 標準隙間

・ 挿入用角形ダクトとシャッターブロック構成角形ダクト側板との隙間：2.0±0.5 mm

・ シャッターブロックとシャッター間構造体

中性子ビームライン方向、内側枝幹部遮蔽体と 20mm、

シャッター間構造体と 20 mm

横方向、シャッター間構造体と 12.5 mm

(c) 種類

・下部モデレータ用、上部モデレータ用、及び下部モデレータを見る水平型反射率計(No.16)用で貫通孔位置が異なる。(Fig. 2.4.3.7-5, 6 参照)また、上部モデレータ用のうち、挿入用角型ダクト形状が異なるものがある。Table.2.4.3.7-4 に各シャッターブロックと挿入する角形ダクトの組合せ、及び配置するビームライン番号を示す。

Table 2.4.3.7-4 Combination of shutter gates and shutter Inserts

名　称	挿入用角形ダクト種類	角形ダクト取付中心高さ (mm)	ビームライン番号
シャッターブロックA	D	1157±1	1, 2, 3, 4, 5, 6, 13, 14, 15, 17
シャッターブロックB	D	1478±1	10, 11, 12, 21, 22, 23
シャッターブロックB	E	1478±1	7, 8, 9 18, 19, 20
シャッターブロックC	D F	1356±1 857.5±1	16

(d) 構　造 (Fig. 2.4.3.7-7 参照)

・シャッターブロックA及びBの300 mm 幅部分の端部の角形ダクト挿入孔上部にはポリエチレンブロックを取付る構造とする。

・シャッターブロック天板にはシャッター駆動機構と接続する吊下げシャフトを取付た厚さ50mmの板をボルト固定するためのタップ穴を設けること。

・ シャッターブロックには下流側（厚さ300mm 側の背面）から角形ダクトを装着し、これに真空排気口のパイプを取付けた閉止フランジを接合する。シャッターブロック貫通孔の角形ダクト受け面にはベアリング等、滑りを確保する案内具を取付ること。

・ シャッターブロック背面には角形ダクト着脱の際の案内板を取付ける。

・ シャッターブロックには下流側（厚さ300mm 側の背面）には、真空排気用パイプ（外形 1/4 インチ）をシャッターの背面から上部を経由し、吊下げシャフトの中を通し、シャフト上端から取り出す。

・ ボルトによる鋼板の張合わせ時にはボルトの頭は鋼板面より外側に出さないこと。

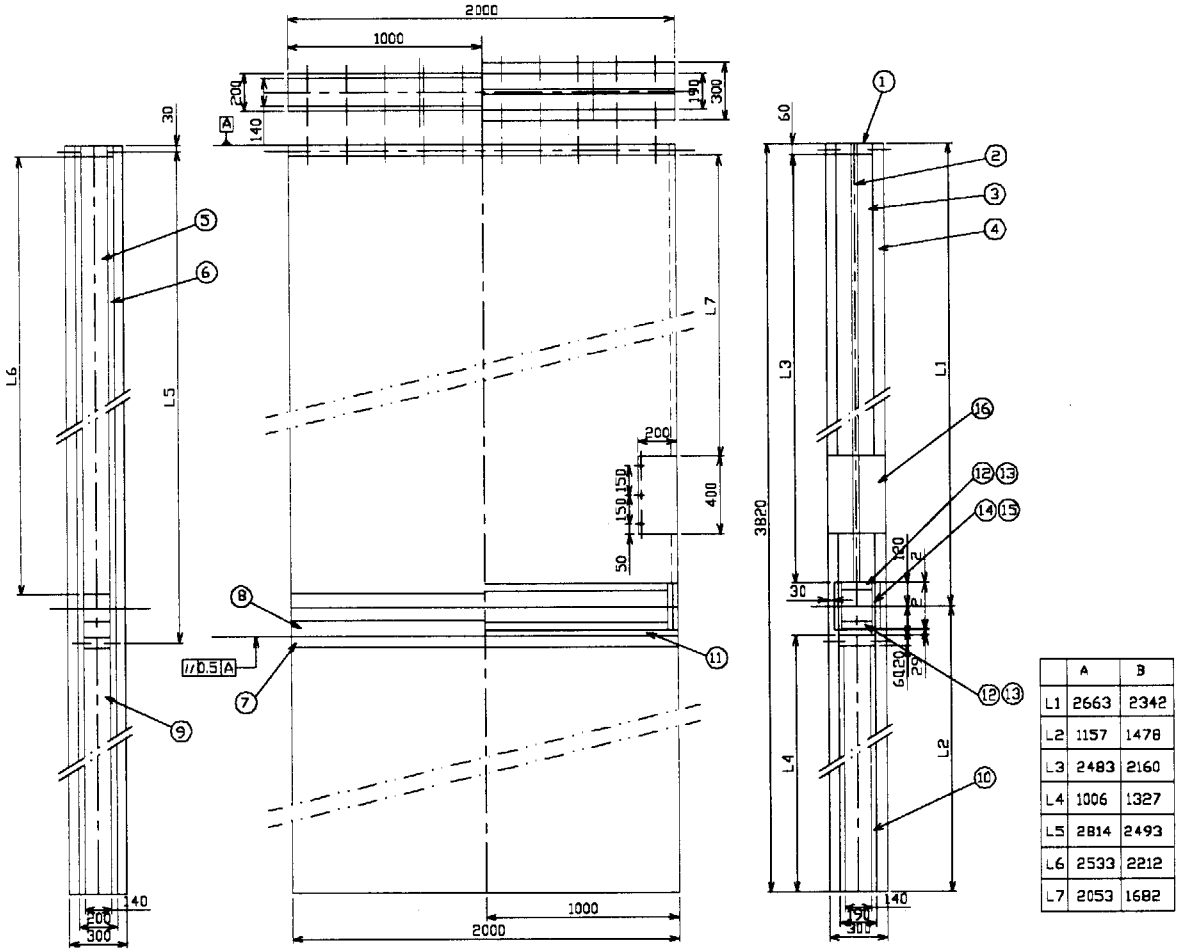


Fig. 2.4.3.7-5 Drawing of a shutter gate. The number in circle indicates the components of the shutter gate.

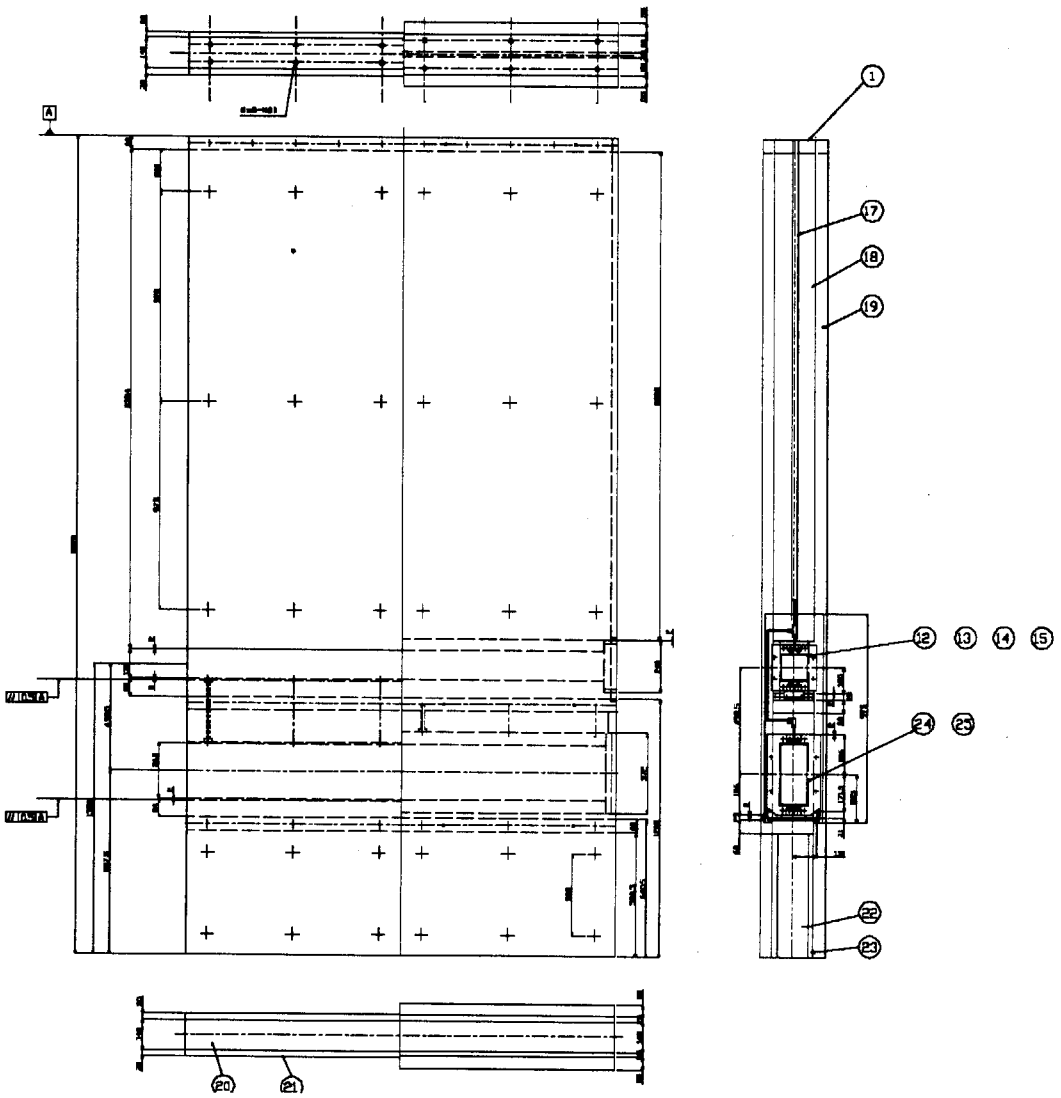


Fig. 2.4.3.7-6 Drawing of a shutter gate for horizontal reflectometer, beam-line No.16. The number in circle indicates the components of the shutter gate.

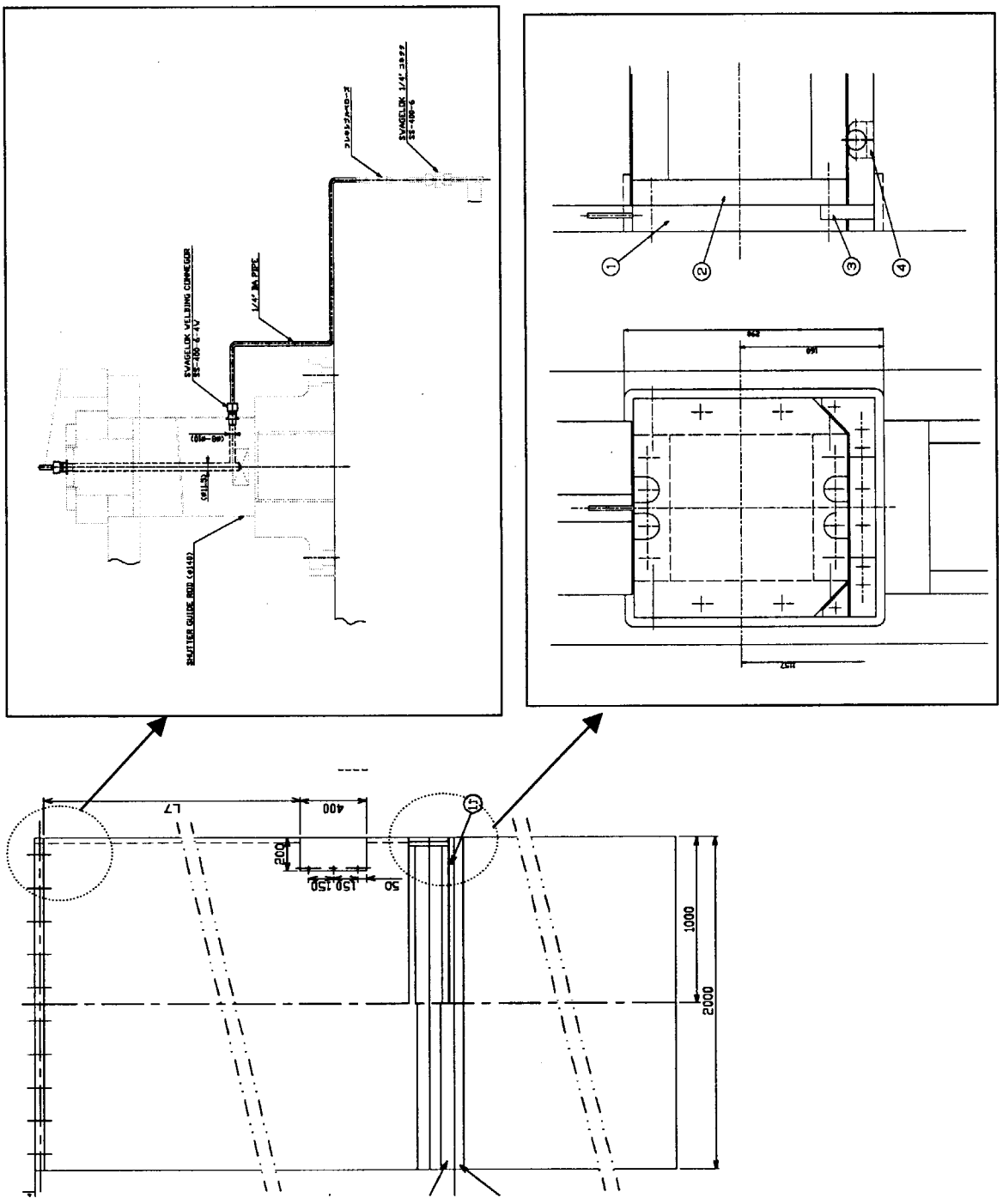


Fig. 2.4.3.7-7 Vacuum piping from shutter insert (upward) and fixture of shutter insert (downward) on backside of a shutter gate.

2） ブロック内挿入ダクト

(1) 機能

シャッターブロックに挿入するダクトは中性子透過効率を上げるために、1torr 程度に真空引きされるので、この真空雰囲気を保つ。また、減速材で発生した熱・冷中性子が透過する面では中性子の散乱等によるロスをできるだけ低下することが要求される。

(2) 環境条件

(a) 温　度；60℃以下

(b) 圧　力；ダクト内部：1 torr、　外部：大気圧

(c) その他；放射線雰囲気下（最大 1 MGy／年）

(3) 荷重条件

(a) 通常時荷重；挿入物の荷重

(b) 異常時荷重；水平震度；0.25G

(4) その他

(a)　材質　アルミニウム合金（A5083）：

熱・冷中性子の透過効率がもっとも良い材質として選定した。

上流側端面の薄窓形成にあたって、異材溶接等の処理で窓部をアルミニウム合金、管部をステンレス等の鋼材とすることも考えられるが、アルミニウム合金

(b) 種類

正方断面の直管形状(Type D)、フランジ側の開口部の寸法を広げた形状(Type E)、及び 5.17° の斜め取出しを形成するコリメータを挿入する大口径の直管形状(Type F)の３種類。Fig.2.4.3.7-8～10 に図示する。

(c) 構造

片方の端部は薄窓構造、もう一方はフランジ構造とし、閉止フランジにて閉じる構造とする。シール材はメタル O リングを用いる。

(5) 課題

シャッターブロックに挿入するダクトは、分光器ユーザーが製作し、挿入する内装物とのインターフェースであるが、現時点で利用系の装置仕様が明確でない。ユーザーが求める仕様と製作時の精度、挿入物の挿入方法、挿入時期、場所など早急に条件を確定し、調整しなければならない点が課題である。

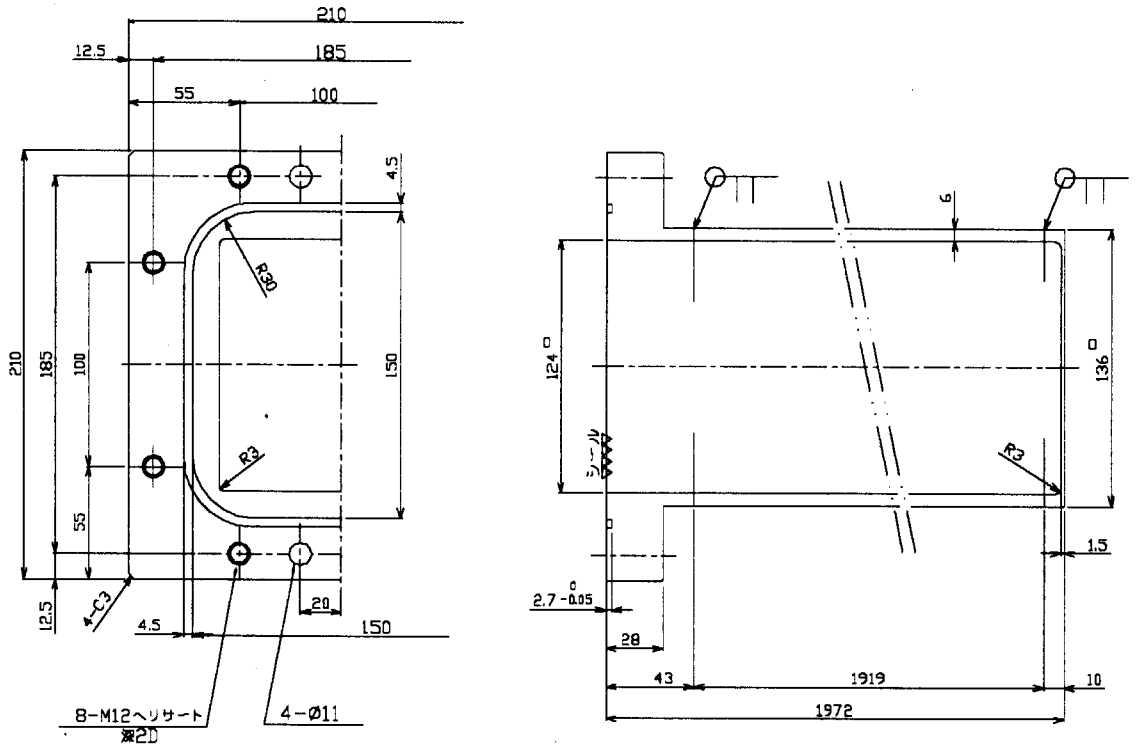


Fig. 2.4.3.7-8 Drawing of a shutter insert “type D”.

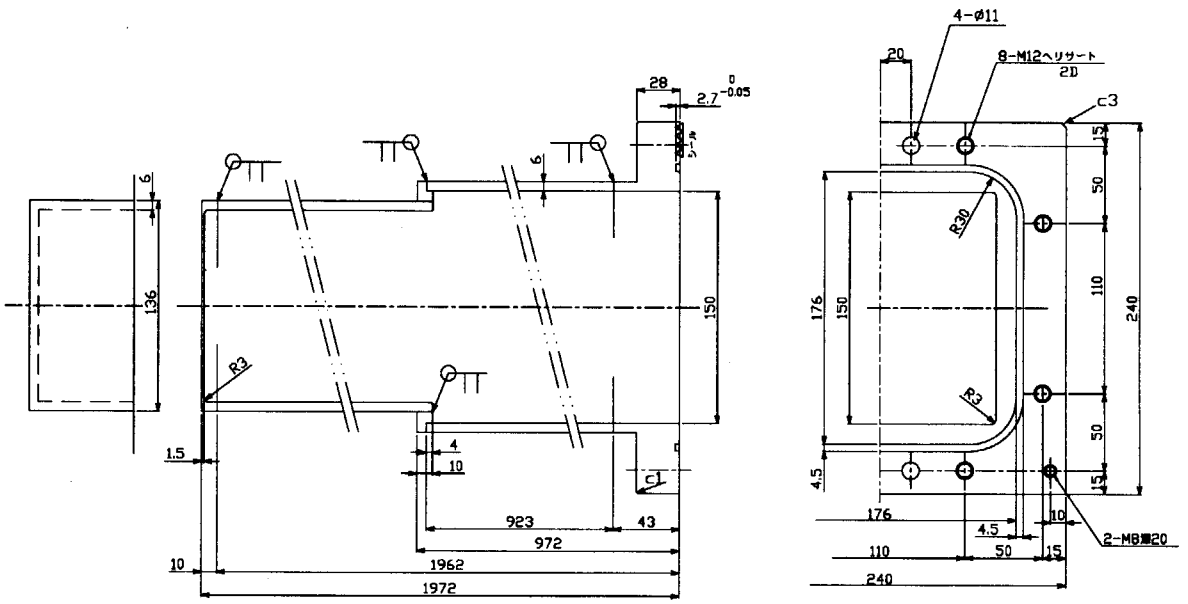


Fig. 2.4.3.7-9 Drawing of a shutter insert “type E”.

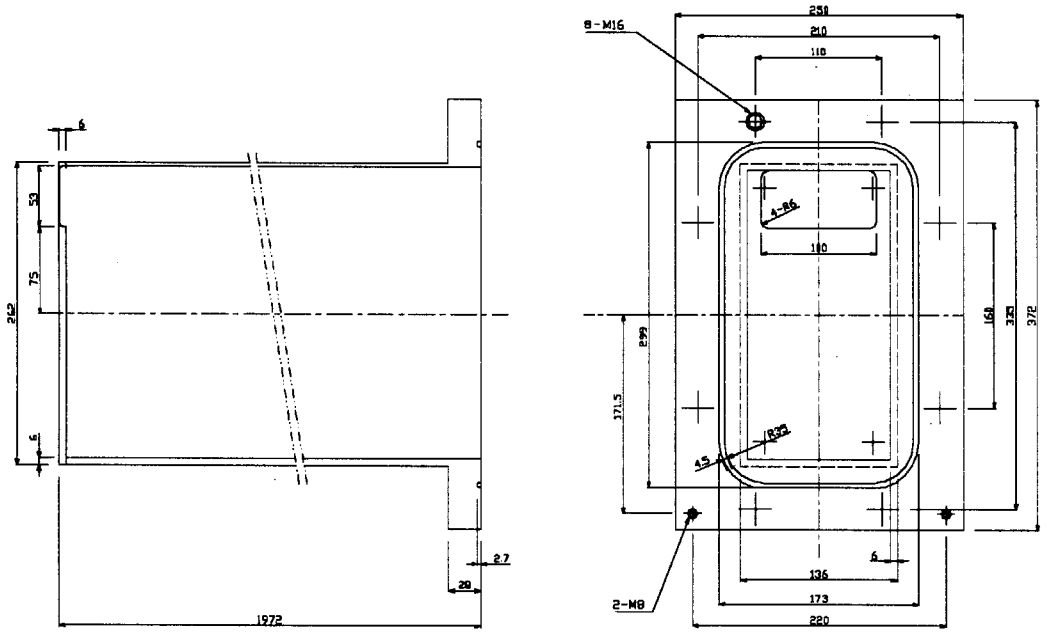


Fig. 2.4.3.7-10 Drawing of a shutter insert “type F”.

２．４．３．７．４ 中性子ビームシャッターの制御系概念

１） シャッター駆動装置制御系

(1) 構成

シャッター操作は加速器運転中または保守期間の据付・調整とに大別される。前者の場合は実験ホールから分光器ユーザーがビームを利用するためのシャッター開閉操作に限定されるといってもよい。また、物質・生命科学実験施設の種種の機器の制御状態を制御室で監視・管理する予定である。さらに、保守時には、シャッターの状態を見ながら、据付時の位置調整等の運転を行う。このことから、シャッターの制御系は、シャッター駆動装置エリア上部の大型機器取扱作業室に制御盤（LOCAL)、３階の制御室内の制御盤（REMOTE)、及び各中性子ビームラインにシャッター操作盤を各々配置し、必要な情報を伝送する構成を選定した。シャッター−制御系の構成概念を Fig. 2.4.3.7-11 に示す。

(2) 機能

各制御盤または操作盤に有すべき主な機能は以下のとおりである。

a. LOCAL 制御盤及び REMOTE 制御盤及び

- 主電源 ON/OFF
- LOCAL/REMOTE 選定
- シャッター開閉（OPEN/CLOSE ）
- シャッター位置任意設定機能：位置の値として絶対値で 0.1mm ステップで 0-400mm の指定が出来ること。
- シャッター駆動速度調整設定機能
- 原点復帰スイッチ
- シャッター位置出力エンコーダ信号処理（入出力）
- シャッター位置検出マイクロスイッチ信号処理（入出力）
- シャッター駆動モーター過負荷電流処理（入出力）
- 上記、各種状態の表示。異常状態も含む。

ここで、LOCAL/REMOTE 選定については、作業者が状態把握する優先させる観点から、LOCAL 制御に持たせる。

b．分光器シャッター操作盤

- 主電源 ON/OFF
- シャッター開閉（OPEN/CLOSE ）
- 分光器室状態（退避確認、分光器室扉開閉）
- 上記、各種状態の表示。異常状態も含む。

(3)課題

運転時、保守時及び停電等の異常時の具体的作業シーケンスを明確にし、制御盤構成の仕様を詰めることが課題である。この際、物質・生命科学実験施設の制御の方針とも整合性を取らなけ

ればならない。

(a)情報伝送系仕様の確定

制御盤及び操作盤間の情報の伝達については、他の機器も含めた物質・生命科学実験施設の統一的な方法に従う必要がある。制御系として別途検討中である。図中には EPICS を用いることを想定しているが、MELSEC 使用も検討されている。

(b)PPS システムとの整合性

PPS(Personnel Protection System) と整合をとったシステム仕様を構築することが課題である。特に、分光器室とシャッター開閉の関係は密接であり、分光器室内に人が残っていたり、分光器室の扉が開いている場合にシャッターを開ける事象は PPS の対象となる。

(c) 優位度

LOCAL 側と REMOTE 側の機能を整理し、操作するものと情報を受ければよいものを分類し、役割を明確に分け、合理化を図ることが必要である。

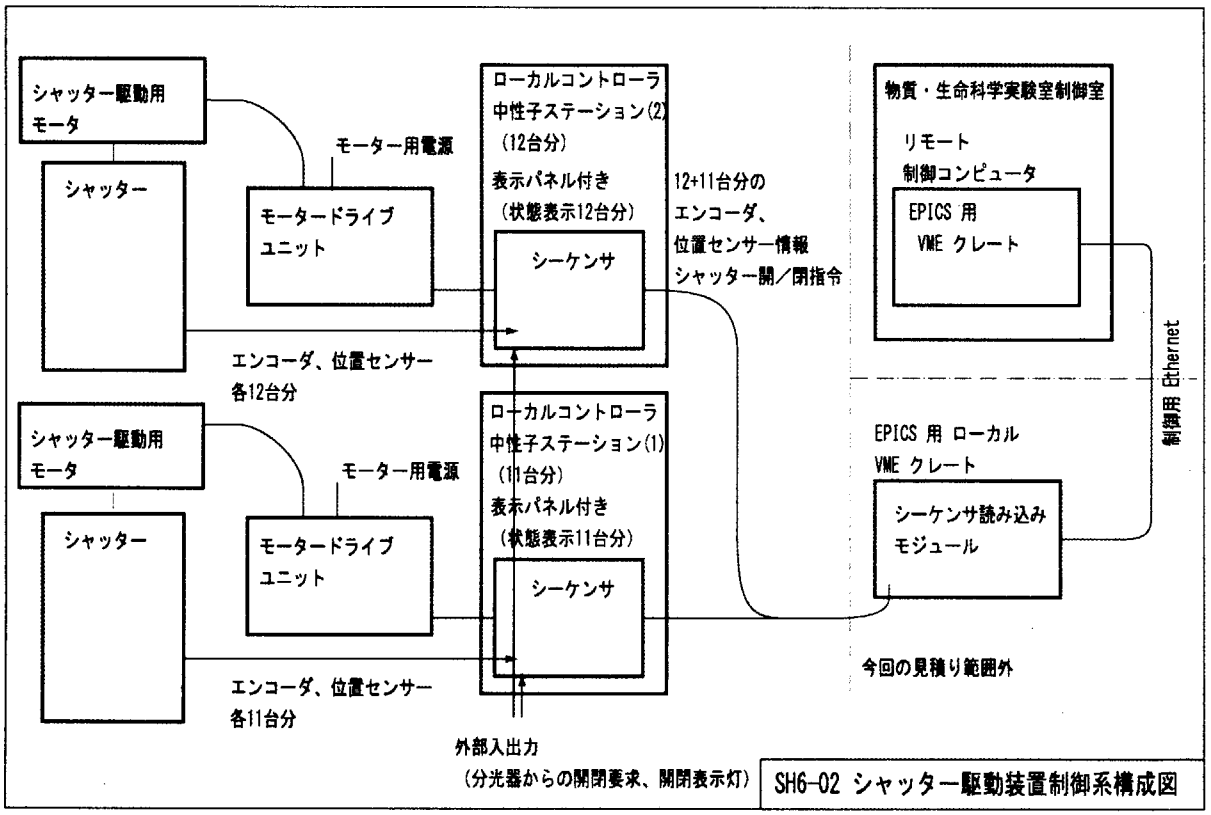


Fig. 2.4.3.7-11 Concept of shutter control system.

2）シャッター内挿入ダクト真空排気系の制御

(1) 構成

シャッター内挿入ダクトは 1torr 程度に真空排気して使用するために、真空排気系の制御を行う。２３台の各シャッター毎に真空排気系を有するが、１本ごとに真空ポンプをつけるのではなく、数台をまとめて管理する方式を採用した。コントローラとして、６台を扱うものを選定した。

シャッター内挿入ダクトから真空排気用の配管をシャッター駆動装置エリア上部の大型機器取扱作業室に敷設し、これらはマニホールドに接続する。接続口には真空ゲージ及びバルブを設ける。挿入ダクトが２m長さであることを考慮し、配管にはシャッターブロックから駆動装置部までの区間は 1/4"配管、その後、シャッター駆動装置エリアから大型機器取扱作業室までは 3/8"配管を接続する構成とした。真空ポンプはマニホールドに接続し、これを真空引きする構成とした。シャッター内挿入ダクト真空排気系の構成概念図を Fig. 2.4.3.7-12 に示す。また、運転中の真空度、バルブの開閉状態については、３階の制御室へ情報を伝達する構成とする。

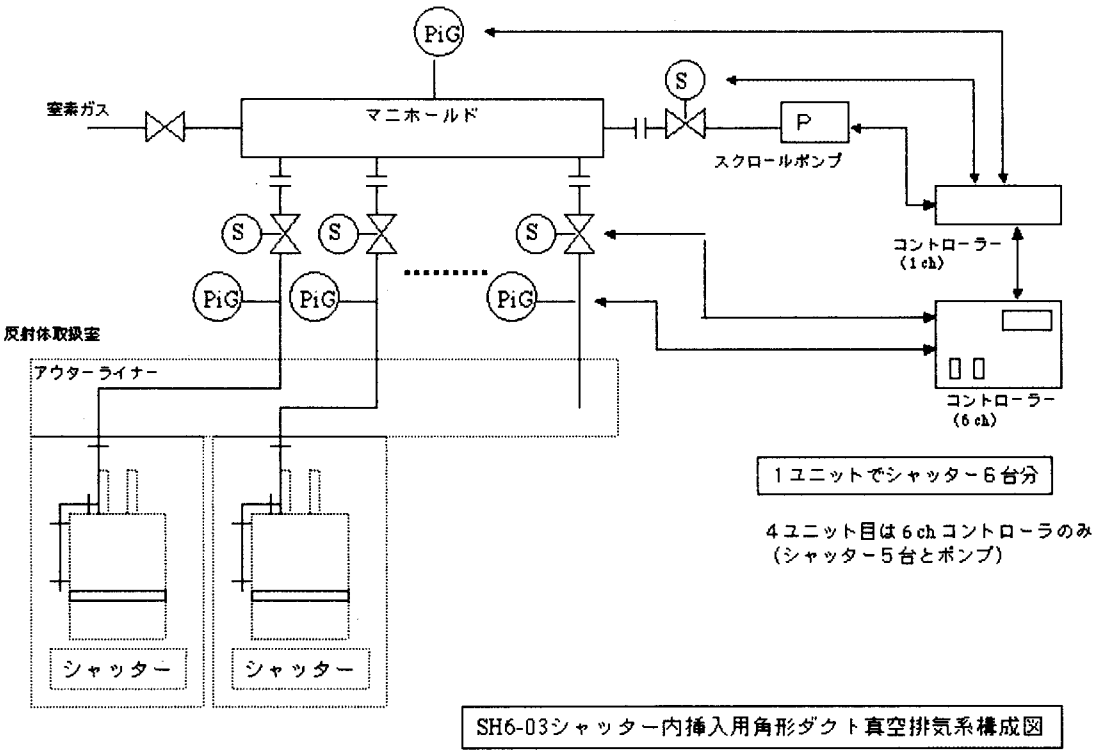


Fig. 2.4.3.7-12 Concept of vacuum system for shutter inserts.

(2) 制御

シャッター内挿入ダクトは真空の管理は、設定値よりも真空度が悪化した場合に、ポンプを起動して真空排気を行うことを基本的な考え方とした。Fig. 2.4.3.7-13 に真空排気のシーケンスを示す。起動時には真空ポンプを起動し、各バルブを開いて真空排気する。所定の真空度に到達した後は、各バルブの真空度をモニターし、真空度が悪化した場合には、バルブを開け、真空排気運転を行う。真空度、真空度に到達しない異常については、制御室で表示し、運転員等に知らせ

ることとする。

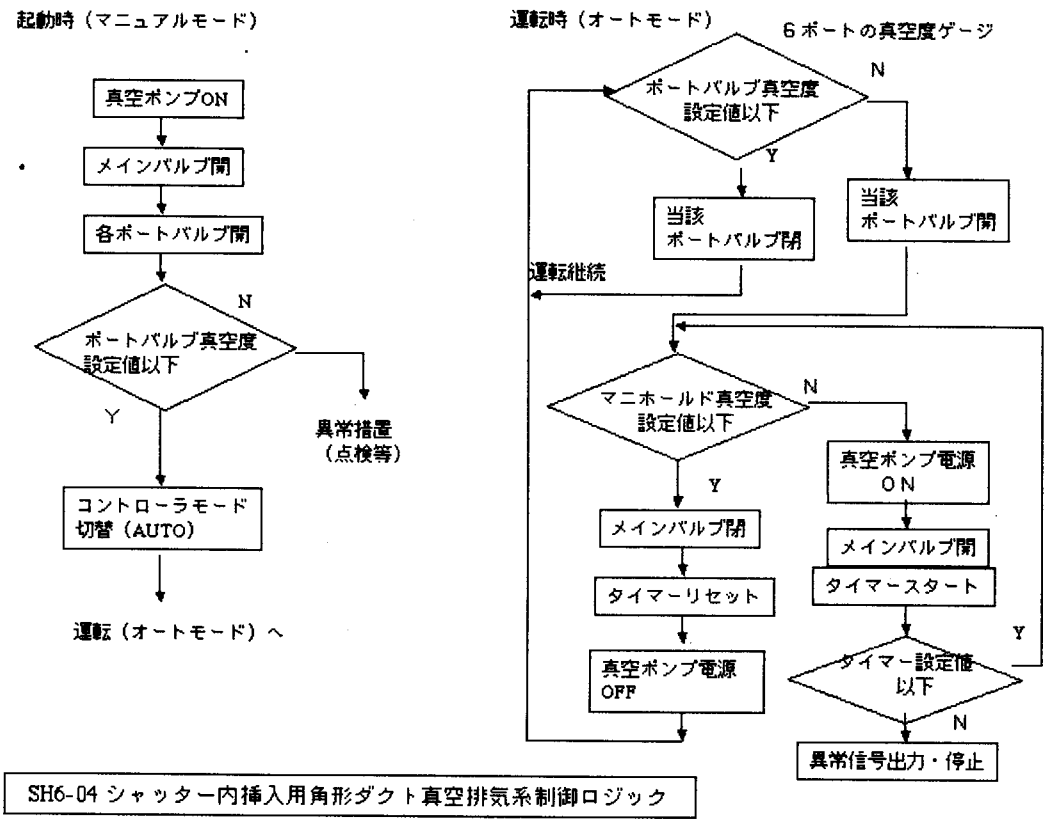


Fig. 2.4.3.7-13 Flow of vacuum control system for shutter inserts.

２．４．３．７．５　配線経路

（１）設計条件

配線ルートを下記の範囲に区分する。

A　制御盤（コントローラ含む、大型機器取扱室）～配管・配線用縦穴（Fig. 2.4.3.7-14、Fig. 2.4.3.7.4-15 参照）

B　配管・配線用縦穴内（650×650）　（Fig. 2.4.3. 7-16 参照）

C　電力・計測・真空パイプ取出フランジ～各機器（モータ、エンコーダ、リミットスイッチ）（Fig. 2.4.3.7.17、Fig. 2.4.3.7-18 参照）

D　制御盤（コントローラ含む、大型機器取扱室）～その他（制御室など）

（２）ケーブル仕様の想定（配線ボリュームの算出に当たって）

(a)　電動機用ケーブル

□　範囲・・・A,B,C

電動機の定格電流値が連続供給可能なケーブルを選定した。モータ定格は 7.5[kW]と仮定し、EM-CE　5.5mm2-3C（仕上り外径 15[mm]）を選定する（EM-CE は 600V 架橋ポリエチレン絶縁耐燃性ポリエチレンシース電力ケーブルを表す)。

(b)　ブレーキモータ用ケーブル

□　範囲・・・A,B

ブレーキモータの定格を DC90[V]、1.8[A]と仮定し、耐電圧及び許容電流を考慮した。また、配線ボリューム軽減のため多芯ケーブルとし、EM-CCE-S　1.25mm2-30C（仕上り外径 23[mm]）を 2 条とする（EM-CCE-S は制御用架橋ポリエチレン絶縁耐燃性ポリエチレンシースケーブル銅テープ遮蔽付きを表す)。

□　範囲・・・C

フランジより取り出した多芯ケーブルを端子にて 2 芯ケーブルに分岐する。分岐後のケーブルは EM-CCE-S　1.25mm2-2C（仕上り外径 9.7[mm]）を 23 条とする。

(c)　エンコーダ用信号ケーブル

□　範囲・・・A,B

シャッター位置入力用のエンコーダ配線を 1 台あたり 6 芯（3 対）と想定する。フィードスルーフランジのプラグ割り当てが 3×48PIN なので、EM-SPEE(Cu)　0.75mm2-25P（仕上り外径 26[mm]）を 3 条とする（EM-SPEE(Cu)は弱電計装用対形ポリエチレン絶縁耐燃性ポリエチレンシースケーブル軟銅テープ遮蔽付きを表す)。

□　範囲・・・C

プラグより取り出した多芯ケーブルを端子にて 3 対ケーブルに分岐する。分岐後のケーブルは EM-SPEE(Cu)　0.75mm2-3P（仕上り外径 11mm）を 23 条とする。

(d)　リミットスイッチ用信号ケーブル

□　範囲・・・A,B

シャッター位置入力用のリミットスイッチ配線を 1 台あたり 12 芯（6 対）と想定する。フィードスルーフランジのプラグ割り当てが 6×48PIN なので、EM-SPEE(Cu)

0.75mm2-25P（仕上り外径 26[mm]）を 6 条とする。

□ 範囲・・・C

プラグより取り出した多芯ケーブルを端子にて 6 対ケーブルに分岐する。分岐後のケーブルは EM-SPEE(Cu) 0.75mm2-7P（仕上り外径 14mm）を 23 条とする（規格にて 6P ケーブルがないので 7P を選択）。

(e) 制御盤一次側電源ケーブル

□ 範囲・・・D

制御盤近傍の電源盤（3φ200V、1φ：別途工事）より、制御盤に電力供給を行う。電源盤には分岐回路用のブレーカが設置されるものと仮定し、制御盤内での電源分岐を考慮しない。モータドライブ用配線は負荷であるモータの定格電流が連続供給可能であることを考慮し、EM-CE 5.5mm2-3C（仕上り外径 15[mm]）を 23 条とする。さらに、モータドライブ制御電源として 1φ100[V]、2[kVA]を供給するため、EM-CE 3.5mm2-2C（仕上り外径 12[mm]）を 1 条見込む。

また、直流電源ユニット（ブレーキモータ用、1 台あたり 162[VA]）の入力用配線は 23 台全てに連続供給可能であることを前提とし、EM-CE 3.5mm2-2C（仕上り外径 12[mm]）を 2 条とする（1φ100[V]、分岐ブレーカを 50AF／20AT と仮定している）。

さらに、ローカルコントローラ（2 面）用の電源として各々に 1φ100[V]、2[kVA]を供給するため、EM-CE 3.5mm2-2C（仕上り外径 12[mm]）を 2 条見込む。

（3）配線経路

(f) 範囲 A

ケーブル敷設方法として(a)ケーブルピットによる敷設、(b)床上露出ケーブルラックによる敷設の 2 案を検討した。

□ (a)ケーブルピットによる敷設のメリットは、敷設後もフロア面の障害物とならないことであるが、トンネル天井遮蔽ブロックとの干渉が避けられず、不採用とした。

□ (b)露出ケーブルラックによる敷設方法を採用とした。ケーブルラック幅の選定に当たっては、国土交通大臣官房官庁営繕部監修建設設備設計基準を参考とし、幅 600[mm]を 2 段とする。1 段は電動機用電力ケーブル専有とし、もう 1 段は各信号ケーブルと兼用とする。電動機用電力ケーブルと信号ケーブルは誘導ノイズによる障害を防止するため、セパレータにより隔離することも必要となる。

(g) 範囲 B

□ 縦穴内のケーブルは入域による結束作業が困難であるので、大型機器取扱室のケーブル入線部にて支持を行う。ケーブル垂直部の支持間隔に関しては、『内線規定 JEAC8001-2000』3165-2 節を参考とし、クリート等を使用して最大支持間隔を 6[m]と見込めると判断した。

実際には垂直部が約 3[m]、水平部が約 3[m]のケーブル長となる。

(h) 範囲 C

□ 真空シール用のフィードスルーフランジからコネクタにて取出したケーブルは、アウ

ターライナーの内側をケーブル取付用フックにより各シャッター駆動部まで敷設する。ケーブルラックによる敷設は、ケーブルラックの規格最小寸法 200[mm]であり、シャッターの保守時引上げの際に干渉してしまうため、不採用とする。

- ブレーキモータ、エンコーダ、リミットスイッチ用の分岐端子台をアウターライナー内に設置するものとする。

(i) 範囲 D

- 電源盤から制御盤までの電力ケーブルに関しては、必要に応じてケーブルラックなどにて配線を行う。
- ローカルコントローラ（制御盤）から制御室までの信号ケーブルは、建設室所掌のケーブルラックを他設備と共用する。

（4）課題

- モータドライブにインバータを使用する場合、モータドライブから電動機までのケーブルには高調波を多く含んだ電流が流れるため、特に信号ケーブルへのノイズ重畳が問題となる。縦穴内のケーブルにおいて、電動機電力用ケーブルとエンコーダなどの信号ケーブルを離隔するためのセパレータなどが必要になる可能性がある。
- 中性子シャッター駆動装置エリア内で使用するケーブルの絶縁材・シース材である架橋ポリエチレンは 5[MGy]程度の耐放射線性を有しているが、フックへの取付による張力で劣化を促進してしまう可能性も考えられる。

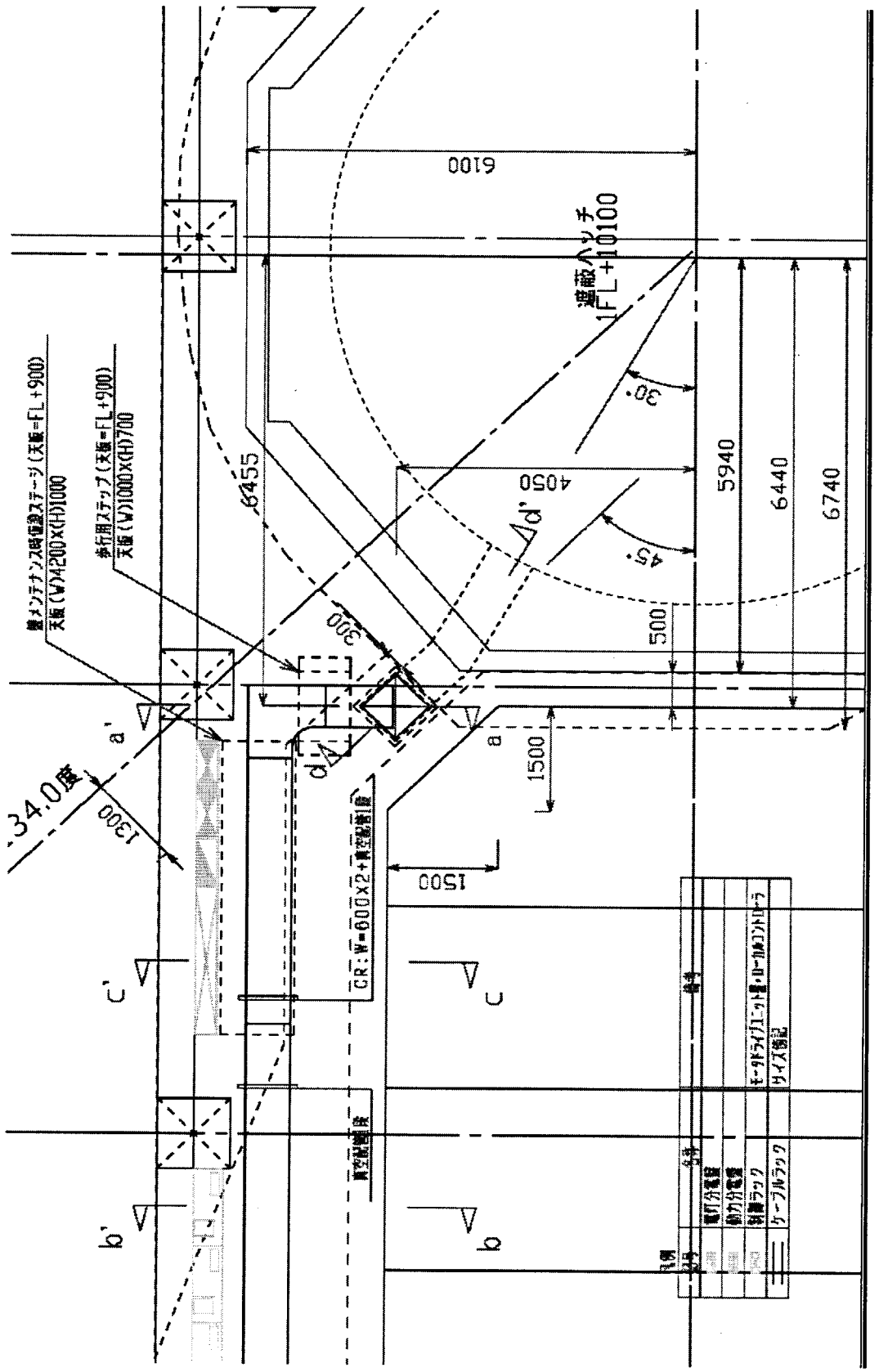


Fig. 2.4.3.7-14 Cable route from shutter area to high bay on 3 rd floor.

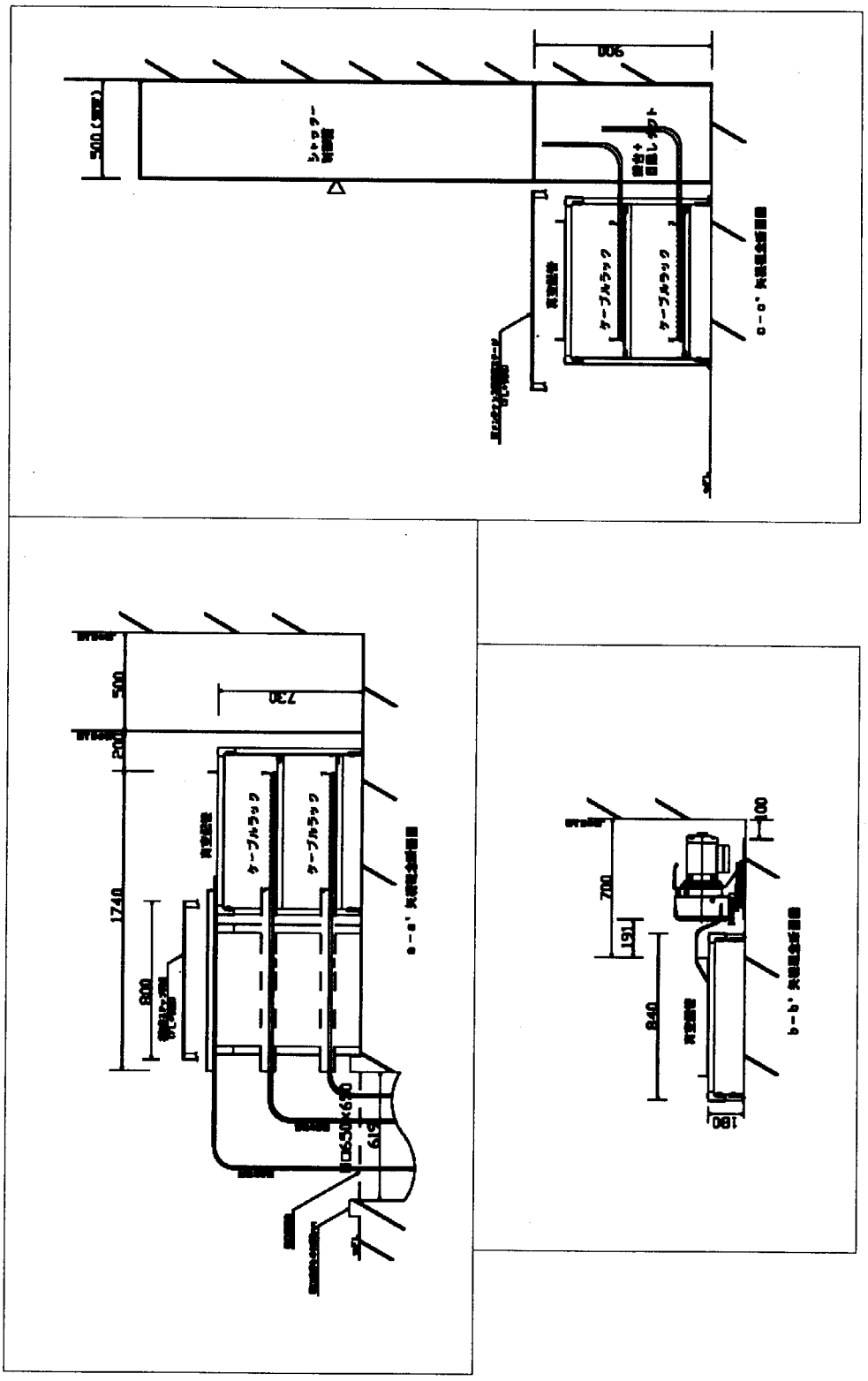


Fig. 2.4.3.7-15 Cable treatment on high-bay on the 3 rd floar. Upper left-hand side shows the cable extraction from penetration hole to shutter area. Lower left-hand side shows cables to vacuum pump on the high-bay floor. Right-hand side shows cable connection to shutter control panels on the high-bay.

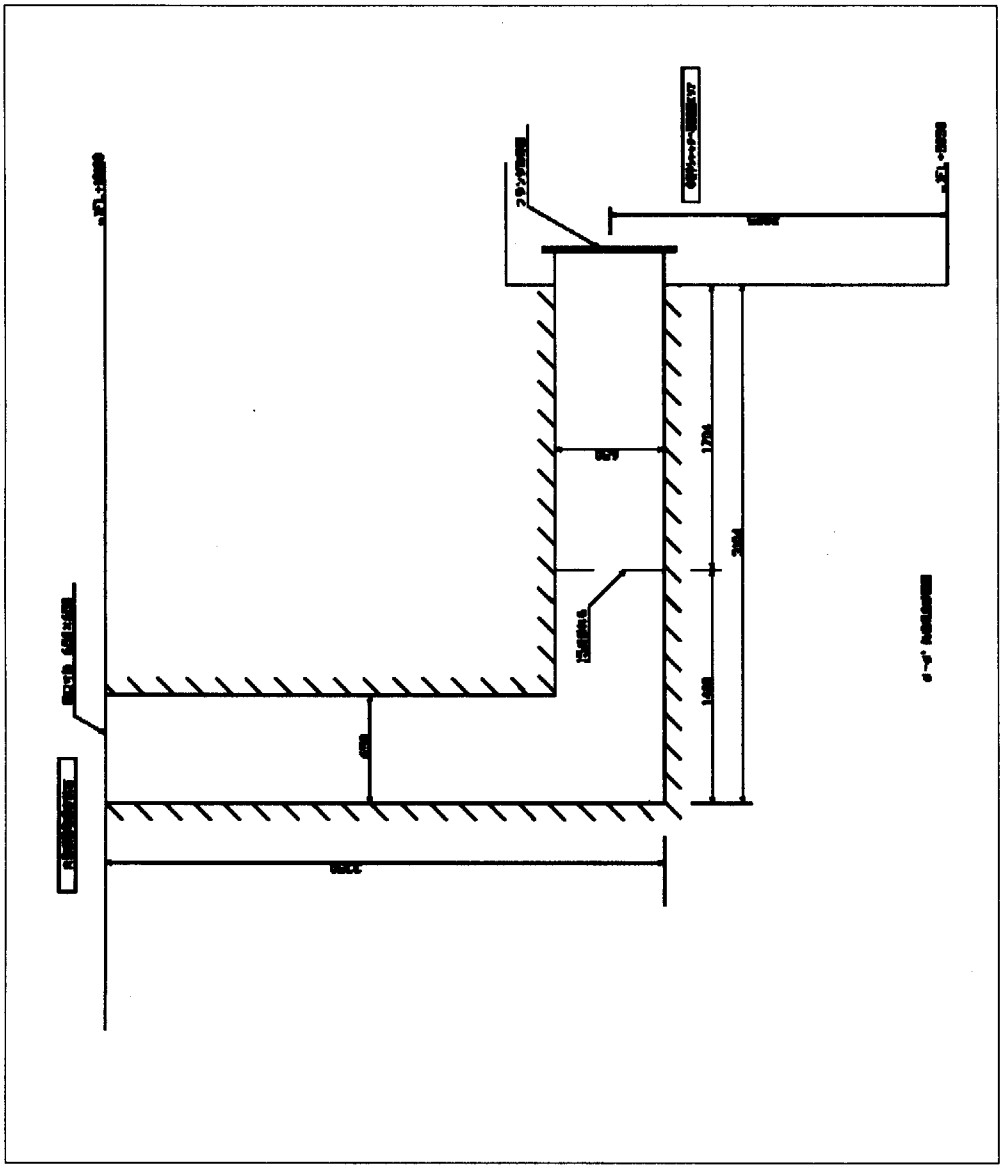


Fig. 2.4.3.7-16 Cross sectional view of cabling hole from shutter area to the floor of high-bay. ..

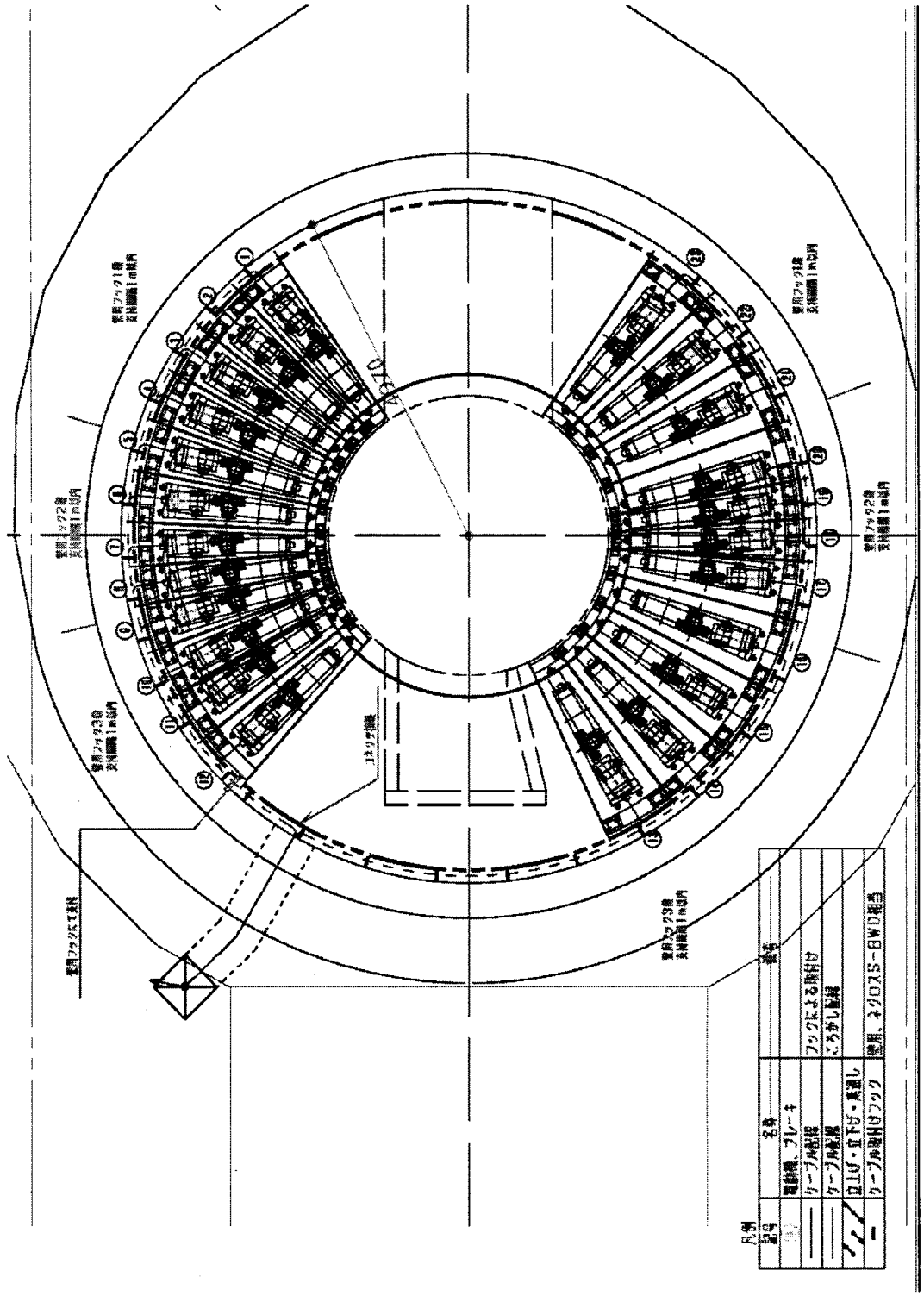


Fig. 2.4.3.7-17 Cabling of power cables for shutter drive motor in shutter area . .

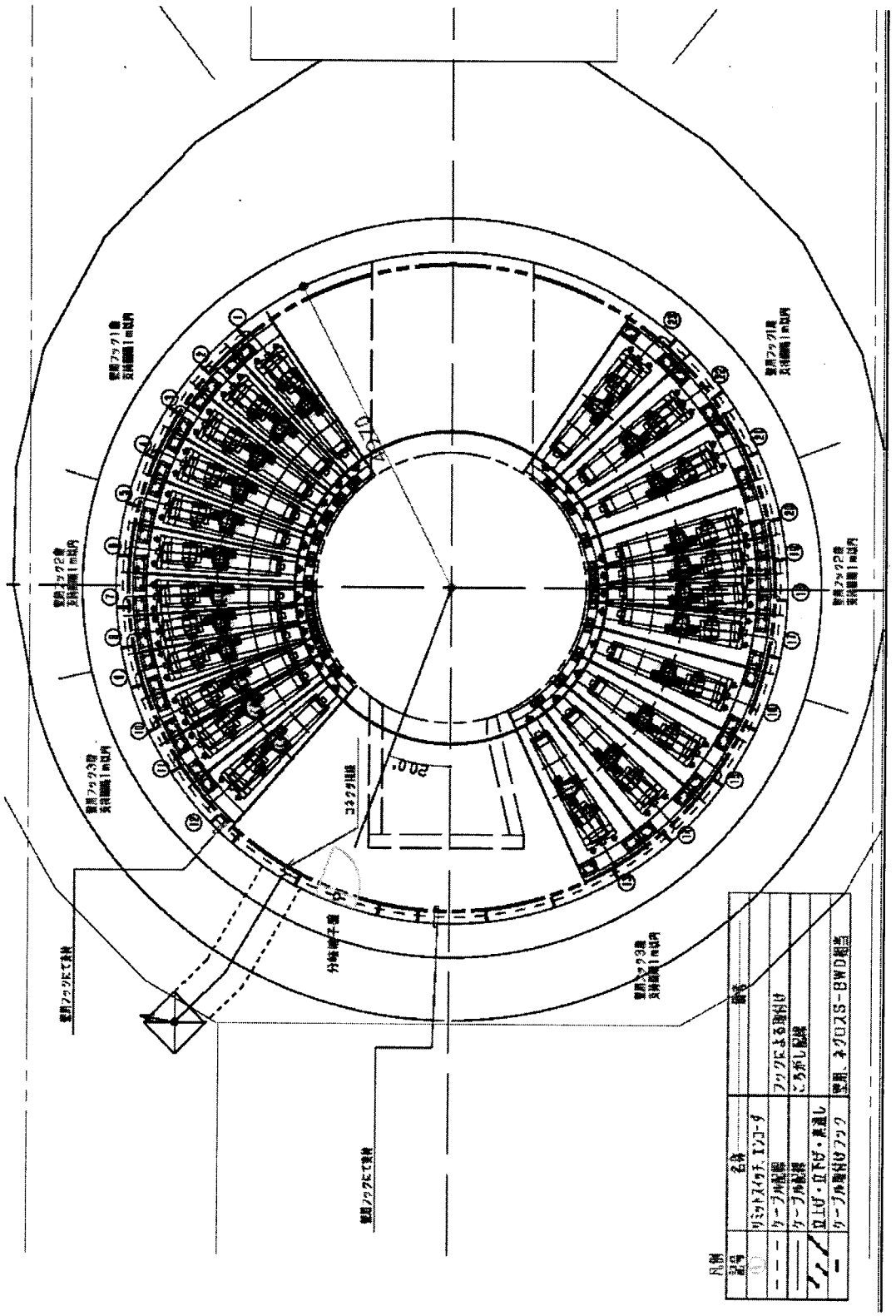


Fig. 2.4.3.7-18 Cabling of shutter positioning sensors in shutter area .

２．４．３．７．６　シャッターキャスク

(1) 使用条件及び目的

シャッター交換用キャスクは、シャッターブロックをターゲットステーションから取り外し、内装するコリメータ、スーパーミラー等のデバイスを交換若しくは新規挿入する際に放射化したシャッターブロックを収納・移動するために用いるものである。運転後、シャッターブロックは放射化するので、遮蔽性能を有する構造とする。また使用範囲は、大型機器取扱作業室からシャッター駆動エリアの範囲とする。

(2) 環境条件

温　度：室温

圧　力：大気圧

(3) キャスク遮蔽の遮蔽厚さ検討

シャッターブロックにおける放射能の生成は以下の３通りに分類できる。

成分-１：バルクの鉄遮蔽中を透過してきた中性子による放射化

大部分が、eV～keV エネルギー領域の中性子の捕獲に伴うものであり、鉄製シャッター全領域にわたって分布する。シャッターブロック材料が SS 相当であるので、$^{58}Fe(n,\gamma)^{59}Fe$ 反応が主要因となる。

成分-２：シャッター閉時にモデレータからヘリウムベッセルの中性子ビームダクトを通過した中性子による放射化

モデレータからビームダクトを取り抜けてきた中性子がシャッターブロックのベッセル側端面端面にあたりことによるもので、局所的に存在する。大部分が、熱中性子の捕獲による　$^{58}Fe(n,\gamma)^{59}Fe$ 反応で生成する。

成分-３：シャッター開時にモデレータからビームダクトを通過した中性子による放射化

シャッター内に挿入機器（アルミダクト，ガラス製ミラー，鉄製コリメータ，等）に沿って分布する。主に熱中性子の捕獲反応に伴う以下の反応による。

鉄：　大部分が $^{58}Fe(n,\gamma)^{59}Fe$ 反応

ガラス：大部分が $^{23}Na(n,\gamma)^{24}Na$ 反応．Mg, Si, Al からもしきい反応により ^{24}Na は生成するが、$^{23}Na(n,\gamma)^{24}Na$ 反応と比較して生成量はかなり少ない．

アルミ：$^{27}Al(n,\gamma)^{28}Al$ 反応による ^{28}Al は半減期が 2.24 分と短く、問題にはならない．$^{27}Al(n,x)^{24}Na$ 反応による ^{24}Na が最も有害な放射能と考えられるが、ガラス中に生成する ^{24}Na の量と比較すれば格段に少ない．

生成する主要放射能データは以下のとおり。

^{59}Fe　　半減期：44.5 日　γ線：1.099MeV (56.5%), 1.292 (43.2%)

^{24}Na　　半減期：15 時間　γ線：1.369MeV (100%), 2.754 (99.9%)

どちらの核種も生成量が多く、またγ線のエネルギー及び放出確率が高い．

上記の結果を基に生成放射能と線量率の評価を行う。

【成分-１】　バルク透過成分

^{59}Fe 放射能：　1×10^{6}～2×10^{2} Bq/cm^3

表面線量率：　2×10^{4}～5×10^{0} μSv/h

【成分-２】　シャッター閉時ビーム成分

シャッターに入射する 10×10cm の中性子ビーム：3×10^{-3} n/p（Fig.2.4.3.7-19 より）

1 MW の時、2×10^{15} p/s なので、全中性子束 ϕ は

$\phi = (3\times10^{-3}) \times (2\times10^{15}) \times (1/10^{2}) = 6\times10^{10}$ n/s･cm^2

全中性子束のうち熱中性子束は約 1/2 であるが、ここでは簡単のためにすべて熱中性子束と仮定する。^{58}Fe(n, γ)^{59}Fe 反応の巨視的断面積は、

$\Sigma = 1.3$ [b] × (2.37×10^{-4} [10^{-24}･atoms/cm^3]) = 3.1×10^{-4} [1/cm]

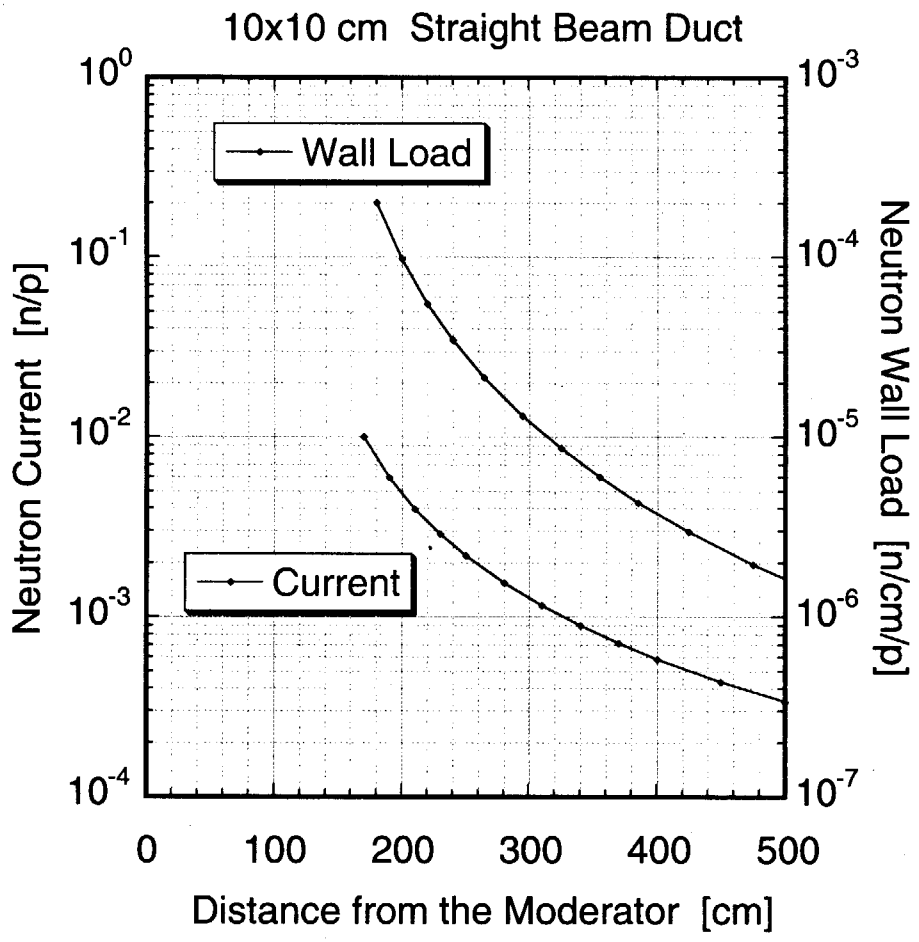


Fig. 2.4.3.7-19 Neutron current and neutron wall load on the inner wall of a neutron beam duct have a hole of 10x10 cm^2 as a function of distance from the moderator.

よって、反応率 R は

$R = (6\times10^{10}\ n/s\cdot cm^2) \times (3.1\times10^{-4}\ [1/cm]) = 1.9\times10^{7}\ [1/s\cdot cm^3]$

放射能が飽和に達していると仮定すると、 ^{59}Fe 放射能： $1.9\times10^{7}\ Bq/cm^3$

$1\ Bq/cm^3$ の時に $0.037\ \mu Sv/h$ であるとすると、表面線量率： $7\times10^{5}\ \mu Sv/h$

【成分-３】 シャッター開時ビーム成分

シャッター中の 10×10cm 断面のダクト壁 1cm あたりに入射する中性子ビーム（Fig.2.4.3.7-19 より）：

ダクト入口 $6\times10^{-5}\ n/p\cdot cm$

ダクト出口 $3\times10^{-6}\ n/p\cdot cm$

１辺 10cm、４辺で 40cm なので 40 で除し、さらに 1 MW の時、全中性子束 ϕ は

ダクト入口で、$\phi = (6\times10^{-5}) \times (1/40) \times (2\times10^{15}) = 3\times10^{9}\ n/s\cdot cm^2$

ダクト出口で、$\phi = (3\times10^{-6}) \times (1/40) \times (2\times10^{15}) = 1.5\times10^{8}\ n/s\cdot cm^2$

すべての中性子を熱中性子と仮定すると、鉄の場合、$^{58}Fe(n,\gamma)^{59}Fe$ 反応の巨視的断面積 $\Sigma = 3.1\times10^{-4}\ [1/cm]$ を乗じて、反応率 R（$=^{59}Fe$ の飽和放射能）は

ダクト入口 ^{59}Fe の飽和放射能： $1\times10^{6}\ Bq/cm^3$

ダクト出口 ^{59}Fe の飽和放射能： $5\times10^{4}\ Bq/cm^3$

$1\ Bq/cm^3$ の時に $0.037\ \mu Sv/h$ であるとすると、

ダクト入口 表面線量率： $3.4\times10^{4}\ \mu Sv/h$

ダクト出口 表面線量率： $1.7\times10^{3}\ \mu Sv/h$

ガラスの場合、Na の含有量

ガラスの密度： $2.5\ g/cm^3$、Na_2O の含有量：15 wt% として、

$2.5 \times 0.15 \times (23+23)/(23+23+16) = 0.278\ g/cm^3$。

Na の原子数密度 $0.278 \times 0.602 \times (1/23) = 7.28\times10^{-3}\ [10^{-24}\cdot atoms/cm^3]$

$^{23}Na(n,\gamma)^{24}Na$ 反応の巨視的断面積

$\Sigma = 0.53\ [b] \times (7.28\times10^{-3}) = 3.86\times10^{-3}\ [1/cm]$

鉄の場合と同様に、

ダクト入口 ^{24}Na の飽和放射能： $1.2\times10^{7}\ Bq/cm^3$

ダクト出口 ^{24}Na の飽和放射能： $5.8\times10^{5}\ Bq/cm^3$

厚さ 1 cm の１次元平板ガラスに ^{24}Na が $1\ Bq/cm^3$ の密度で存在するとき、ガラス外側の空間における線量は、輸送計算により 0.06 $\mu Sv/h$ であるので、

ダクト入口 表面線量率： $7.2\times10^{5}\ \mu Sv/h$

ダクト出口 表面線量率： $3.5\times10^{4}\ \mu Sv/h$

ただし、これらの値は運転停止後の冷却時間を０とした場合である.

以上により推定した飽和放射能分布及び表面線量率分布をそれぞれ Fig.2.4.3.7-20、21 に示す。

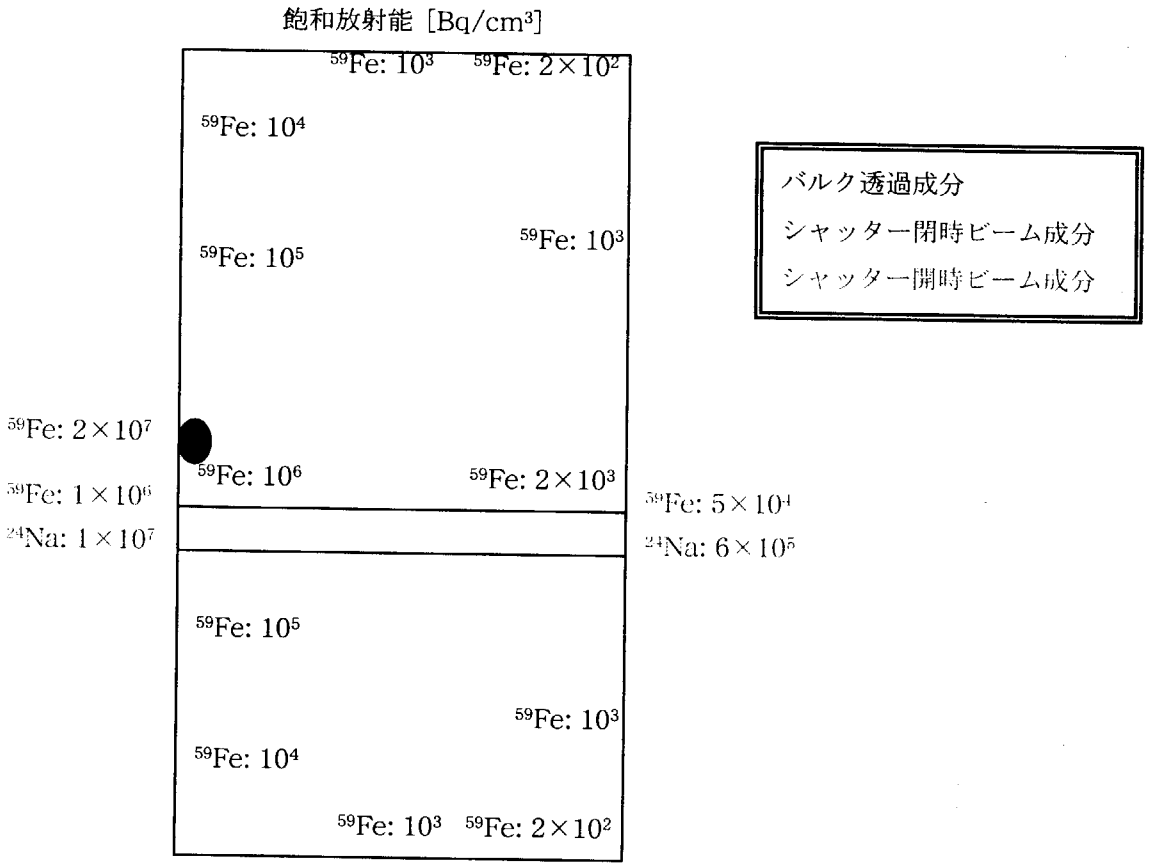


Fig. 2.4.3.7–20 Induced activity distribution on a shutter gate for 1-MW JSNS.

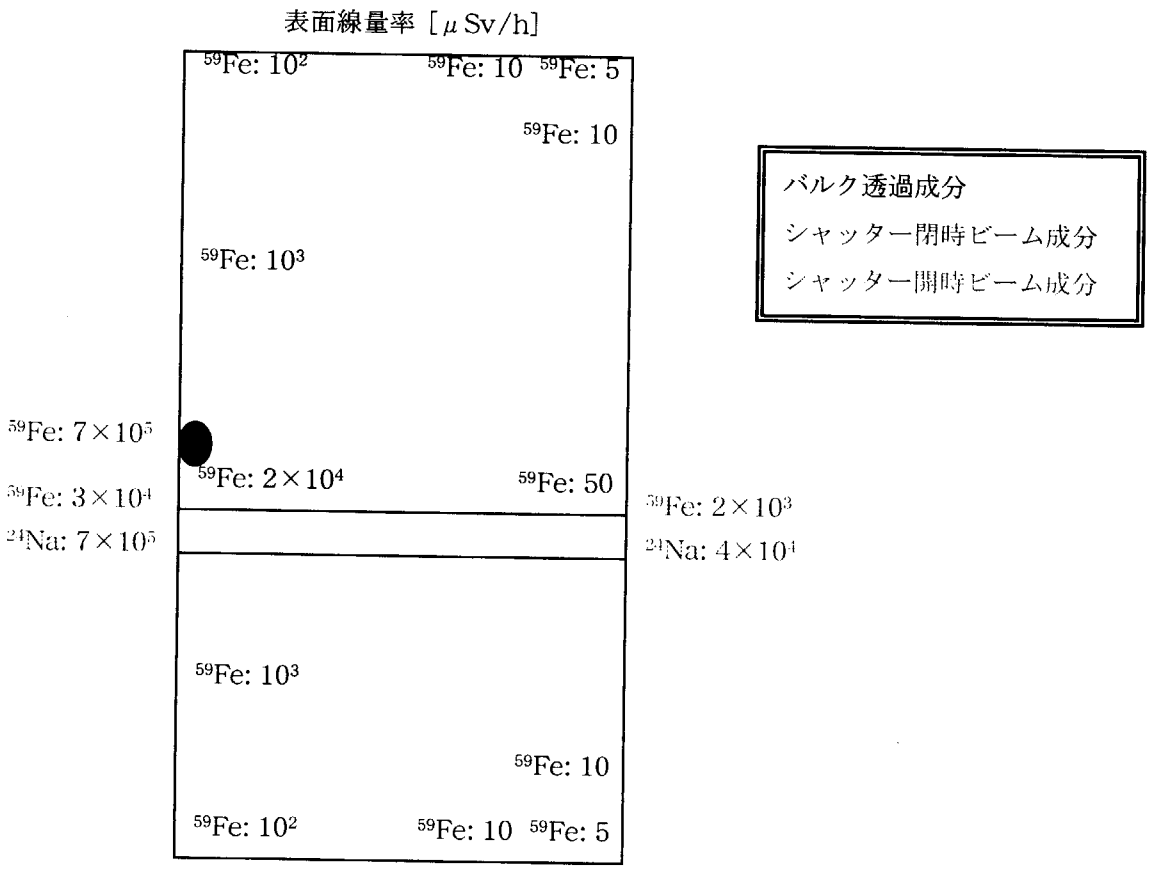


Fig. 2.4.3.7-21 Dose rate distribution on the surface of a shutter gate.

^{59}Fe 及び ^{24}Na による線量率の減衰を、1次元平板モデルにより計算した。鉄の場合は、無限に厚い放射化した鉄材に 1 Bq/cm^3 の ^{59}Fe が一様に分布していると仮定し、その鉄材の片面に接するように置いた鉄遮蔽体中における線量率を計算し、遮蔽厚さに対する線量率の減衰を計算した。一方 ^{24}Na の場合には、典型的なガイド管の厚さを 1 cm と考え、厚さ 1cm の放射化したガラス材に 1 Bq/cm^3 の ^{24}Na が一様に分布していると仮定し、そのガラス材の片面に接するように置いた鉄遮蔽体中における線量率を計算し、遮蔽厚さに対する線量率の減衰を計算した。結果を 2.4.3.7-21 に示す。計算で使用した幾何形状が1次元平板であるため、この減衰率には距離による減衰は考慮されていない。このため、比較的点線源に近いシャッター閉時及び開示のビーム成分に対しては、線量の減衰を実際よりも小さく見積もった安全側の評価となっている。

Fig. 2.4.3.7-21 及び 2.4.3.7-22 に基づき、キャスクの必要鉄遮蔽厚さを Fig. 2.4.3.7-23 のとおり決定した。Fig. 2.4.3.7-24 には、キャスク設置後のキャスク外表面における線量率分布を示す。なお、この評価では冷却時間を全く考慮していないため、冷却を考慮すれば ^{24}Na による線量は Fig. 2.4.3.7-24 に示した値よりも下がる。減衰の目安としては、4日冷却で1桁としてよい。この寸法の場合、キャスクの自重は約 20 トンとなる。

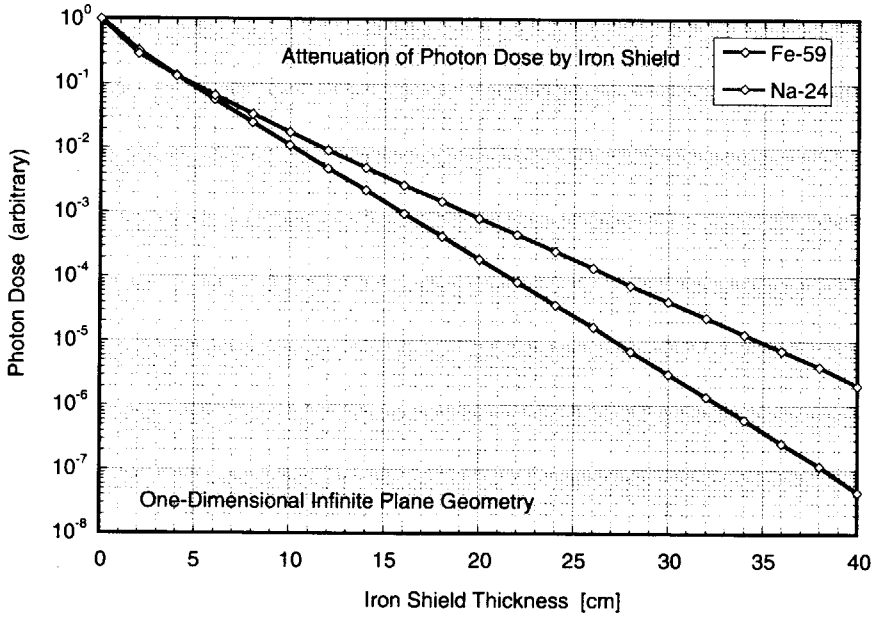


Fig. 2.4.3.7–22 Attenuation of photon dose induced by ^{59}Fe and ^{24}Na as a function of iron shield thickness.

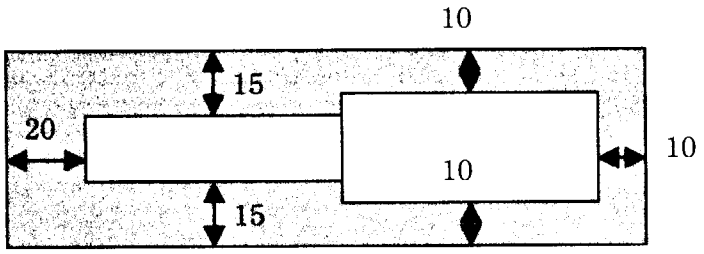


Fig. 2.4.3.7-23 Thickness of shutter cask. The unit is in cm.

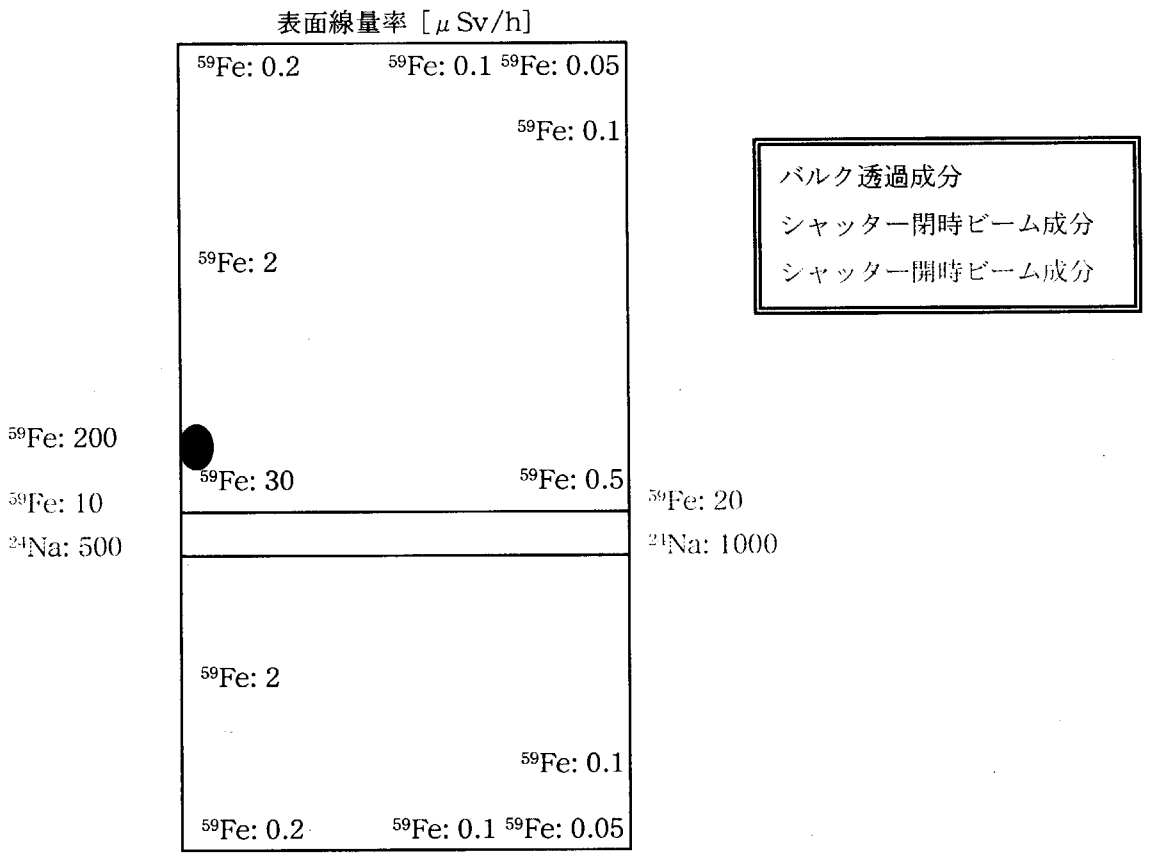


Fig. 2.4.3.7-24 Estimated dose rate distribution on the surface of shutter cask containing irradiated shutter gate.

(5)シャッター内挿入ダクトの取扱

シャッター内挿入ダクトを交換する必要が生じた場合、放射化したシャッターブロックをシャッターキャスクに装着した状態で、下流側よりアクセスする。前述したとおり、シャッターブロックの下流側の線量はそれほど高くないので、キャスクには挿入用ダクトをシャッターブロックに固定したボルトにアクセスする窓を取付け、ここからダクトの取付け・取外しを行う考えである。

この作業に際しては、挿入用ダクトを搭載し、前後方向に駆動する架台を用意し、これをシャッターキャスクと並べて配置して作業を行う。作業は大型機器取扱作業室の床上で行。概念図を Fig.2.4.3.7-25 に示す。

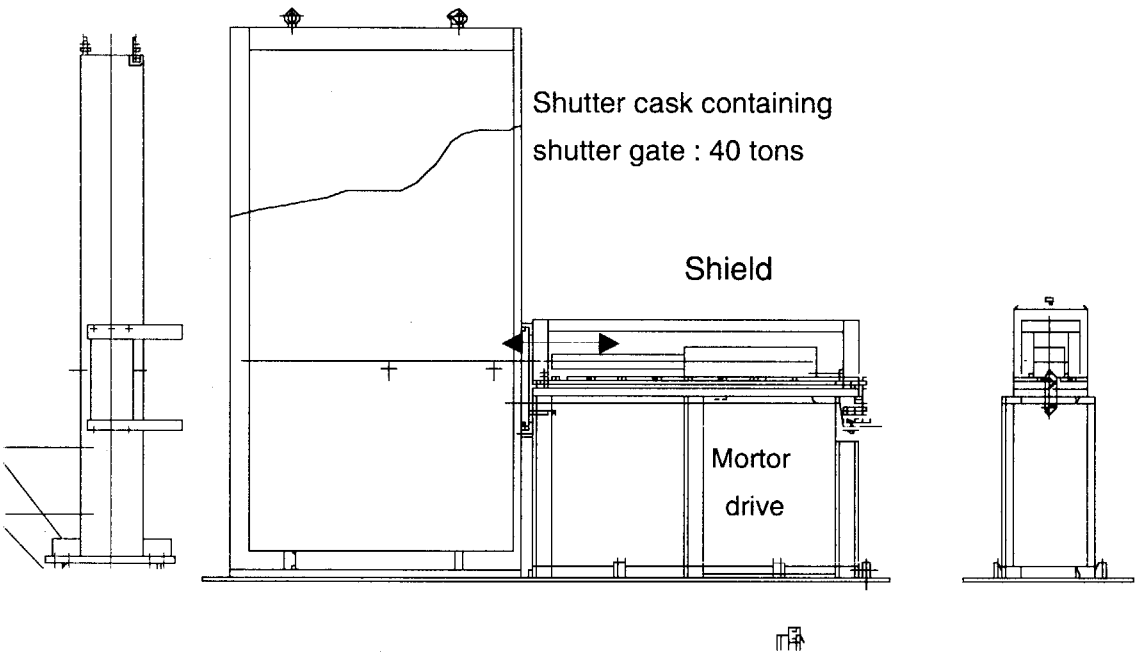


Fig. 2.4.3.7-25 Concept of shutter insert exchange work on the high-bay.

２．４．３．８　空気循環系

２．４．３．８．１　ステーション内の温度分布評価

(1) 発熱分布

発熱評価計算結果によると、ターゲットステーション内において、水銀ターゲット、モデレータ、反射体、反射体プラグ、水冷遮蔽体、ヘリウムベッセルの大部分の発熱はおよそ0.001W/cc 以上である。これらの機器は水冷することとした。ヘリウムベッセルの外側に配置される遮蔽ブロック、シャッター等の発熱はおよそ 0.001W/cc 以下であり、これらの機器について水冷は要しないと判断した。しかし、機器の全体積で積分した総発熱量は無視できない量になると考えられるため、発熱量の評価及び冷却方法の検討を行った。

発熱量の計算は、２．４．２ (4) 項で述べた計算と全く同一である。ここでも Fig. 2.4.2.1 の結果がそのまま適用できる。ヘリウムベッセル外の非水冷領域の発熱量を積算した結果、陽子ビーム出力 1 MW 時で 8.1 kW となった。なお、本評価では計算の不確定性として、30 % の裕度を見込み、総発熱量 11 kW として以降の検討を行った。

(2) 温度・熱膨張量の評価

1) 発熱による温度及び熱膨張解析　—ケース１－

本解析は、ヘリウムベッセルの外周にシャッターサポートシリンダを配置し、これにシャッター駆動部を乗せたシャッター上部遮蔽体を乗せる構造とする概念の検討過程で実施したものである。ヘリウムベッセル、シャッターサポートシリンダ及びアウターライナーを含む遮蔽体を二次元軸対称要素によりモデル化し、発熱による温度分布及び熱膨張量を求めた。尚、この時点では、発熱量を算出する際のメッシュ間隔の荒さにより発熱量を若干大きく取ったため、13.2 kW という値を用いた。

解析結果及び解析条件を Fig.2.4.3.8-1 に示す。協会条件として、底部のコンクリートの温度は地下５ｍで 13℃とした。ステーション内の空気の温度をパラメータとして解析を行いヘリウムベッセルミドルセクション部（①）、シャッター上部遮蔽体の内側（②＝ベッセル側）及びベースプレート（③）の温度、及び熱膨張量を求めた。結果を Fig.2.4.3.8-2 に示す。ここで、熱膨張量についてはベースプレートの代わりにシャッター上部遮蔽体の外側（アウターライナー側）を測定点に選定した。空気温度が 30、40 及び 50℃の３通りに対応する温度分布解析結果を Fig. 2.4.3.8-3～ 2.4.3.8-8 に示す。ここで、積層する遮蔽体の当たり面は全面機械加工したもの同志の密着ではなく、印籠構造概念としたので、遮蔽体材料（ＳＳ）の熱伝導率を物性値どおりの 41.4 W/m・ K とした場合と、積層高さ１ｍあたり 10mm の空隙が生じることを考慮し、熱抵抗があると仮定した場合の値 4.14 W/m・ K の２通りについて評価を行った。この解析から得た知見を以下にまとめる。

a) 熱膨張量

熱伝導率に SS そのものを用いた場合と、1/10 の値を用いた場合を比較すると、シャッター上部遮蔽体内側の熱膨張量は 0.2mm 程度前者のほうが小さいが、ヘリウムベッセル部、シャッター上部外側共に両者の差は 0.1mm 未満の違いでシャッター上部外側

では違いがほとんど見られない。

熱伝導率の違いによる影響をほとんど受けないシャッター外側上部の熱膨張量は、空気側温度 30℃、40℃及び 50℃で各々0.6mm、1.2mm 及び 1.8mm と温度の上昇に従い増加する。

シャッター内側上部の熱膨張量は、熱伝導率に SS そのものを用いた場合、空気側温度 30℃、40℃及び 50℃で各々1.1mm、1.6mm 及び 2.1mm と相加するので、シャッター外側上部との熱膨張差は各々0.5mm、0.4mm 及び 0.3mm となる。

シャッター内側上部と外側上部との熱膨張差は、1/10 の熱伝導率を用いた場合に最大となり、空気側温度 30℃、40℃及び 50℃で各々0.7mm、0.6mm 及び 0.5mm となる。つまり、空気側温度及び遮蔽体の熱伝導率に関わらずシャッター上部の熱膨張差は 1mm 以内であると考えられる。

従来のミドルセクションの半径を 1.4 m とした場合とこれを 1.5m とした場合の熱膨張量を比較すると、He ベッセル部とシャッター上部外側ではほとんど差が無く、シャッター上部内側では半径 1.4m の場合の方が 0.1mm 程度大きく 2.4mm となる。

b) 温度分布

各部位の温度は、空気側温度を 30℃とし熱伝導率に SS そのものを用いた場合に、ヘリウムベッセル部で 49℃、シャッター内側コンクリート部で 39℃、ベースプレート部で 35℃となる。空気側温度を 40℃、50℃とすると、その温度上昇分が各部温度に加算された値となる。

ヘリウムベッセル部において熱伝導率に SS そのものを用いた場合と 1/10 の値を用いた場合の温度を比較すると、後者が 82℃となり、前者よりも 30℃程度高くなる。他部位での温度を比較すると傾向は逆になり、後者に比べ前者の温度が高い。この理由は、ヘリウムベッセル部付近の遮蔽体では空気側への熱伝達に比べ自身の発熱量が大きく、遮蔽体間の熱伝導が大きいほど熱が逃げて温度が下がるが、自身の発熱が小さく空気側への熱伝達の影響が大きい部位では、遮蔽体間の熱伝導が大きいほど入熱量が大きくなり、その結果温度が上がる現象が起こるためと考えられる。

2) 発熱による温度及び熱膨張解析　−ケース２−

ケース１の解析モデルからシャッターサポートシリンダを除いた最終構造案で同様の解析を実施した。解析モデル及び解析条件を Fig.2.4.3.8-9 に、空気温度が 30、40 及び 50℃の３通りに対応する。温度及び熱膨張量解析結果を Fig. 2.4.3.8-10 に示す。本ケースにおいてもケース１解析結果は前項と同様の傾向があり、コンクリート部の最高温度、熱膨張の差について機器の構造に対して問題ないことを確認した。空気温度が 30、40 及び 50℃の３通りに対応する温度分布解析結果を Fig.2.4.3.8-11～2.4.3.8-19 に示す。このケースについても、前述した１）の理由により、遮蔽体（SS）自身の値と積層時の空隙を考慮し、1/10 の値を用いた評価を行った。

本ケースについては、中性子ビームダクト部周りの遮蔽体に強制的に空気を流した時の解析を実施した。解析結果を Fig.2.4.3.8-20 及び 2.4.3.8-21 に示す。

3) ＳＮＳ計画における温度分布解析との比較

本設計で実施した温度解析の妥当性を確認するため、米国 SNS 計画で実施された遮蔽体温度解析との解析条件を比較するとともに SNS 計画の遮蔽体をモデル化し同様の解析を実施した。本設計と SNS 計画の温度分布解析条件を Fig. 2.4.3.8-22 に比較する。

本設計では、地中への熱移動として、深さ 5m で 13℃となる温度境界を設定しており、また、遮蔽体部の熱伝導を遮蔽体ブロック及び間隙部の空気層を含めた熱抵抗としてモデル化している。

一方 SNS では、地中への熱移動として、地中深さ約 5m 及び中心軸から約 5m の地中側面を温度境界（13.33℃）としており、また、遮蔽体部の熱伝導は、遮蔽体ブロック及び空気層をそれぞれモデル化している。

SNS の温度分布を本設計で用いた解析方法で解析した結果を Fig.2.4.3.8-23 に示す。SNS の解析結果とほぼ同等の結果が得られ、本設計での解析方法の妥当性が確認できた。

構造体総発熱量	: 13.2 kW		
コンクリート底面温度	: 13℃	SS熱伝導率	: 41.4 W/mK
コンクリート熱伝導率	: 2 W/mK	空気側熱伝達率	: 5 W/m^{2}K
HeVes.Mid.熱伝達率	: 1500 W/m^{2}K	空気側温度	: 40℃

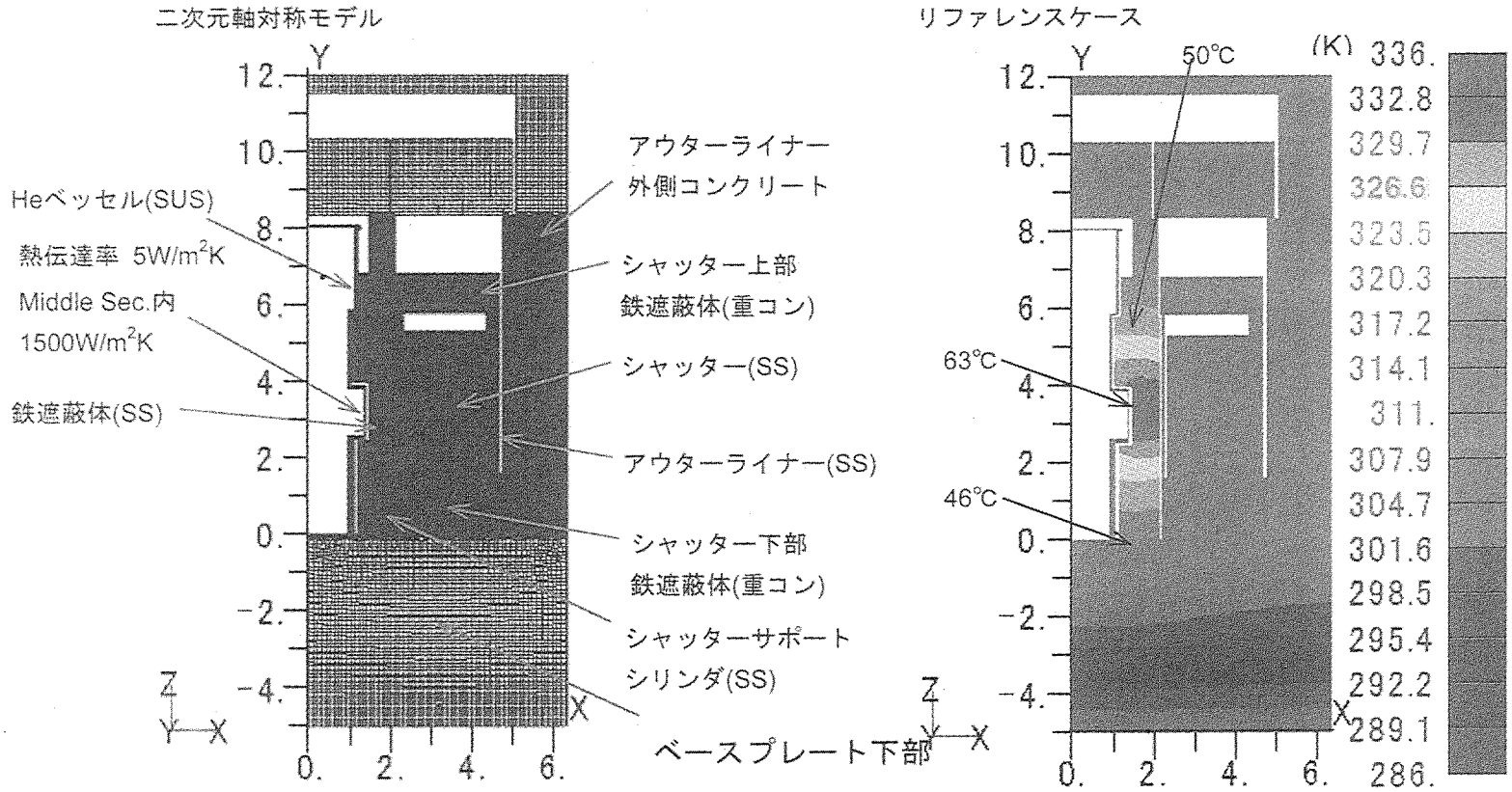


Fig.2.4.3.8-1 Analytical model of shielding block for temperature and thermal expansion distribution.

熱膨張量(mm)

熱伝導率&位置 *1		41.4*3-①	4.1*4-①	41.4-②	4.1-②	41.4-③	4.1-③
空気側温度 (℃)	30	0.51	0.54	1.07	1.26	0.62	0.63
	40	0.77	0.79	1.57	1.77	1.22	1.23
	50	1.02	1.05	2.08	2.28	1.82	1.82

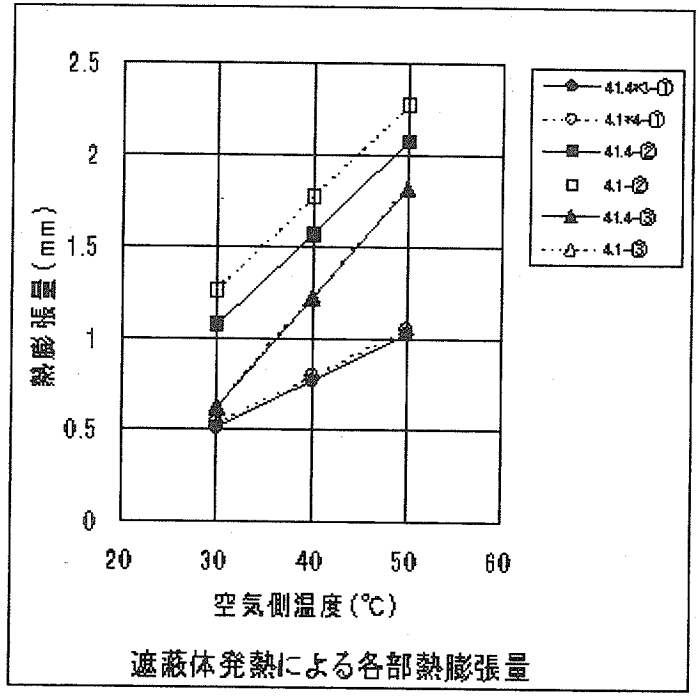
*1) 位置①ーミドルセクション部、②ーシャッター内側上部遮蔽体部、③ーシャッター外側上部

*3) SS熱伝導率 41.4 W/mK (at 100℃:伝熱工学資料)
*4) SS(2m)+Air(10mm)相当の熱伝導率 4.1 W/mK

温度(℃)

熱伝導率&位置 *2		41.4-①	4.1-①	41.4-②	4.1-②	41.4-③	4.1-③
空気側温度 (℃)	30	49	82	39	37	35	28
	40	59	92	49	47	45	38
	50	69	102	59	57	54	48

*2) 位置①ーミドルセクション部、②ーシャッター内側コンクリート部、③ーベースプレート部



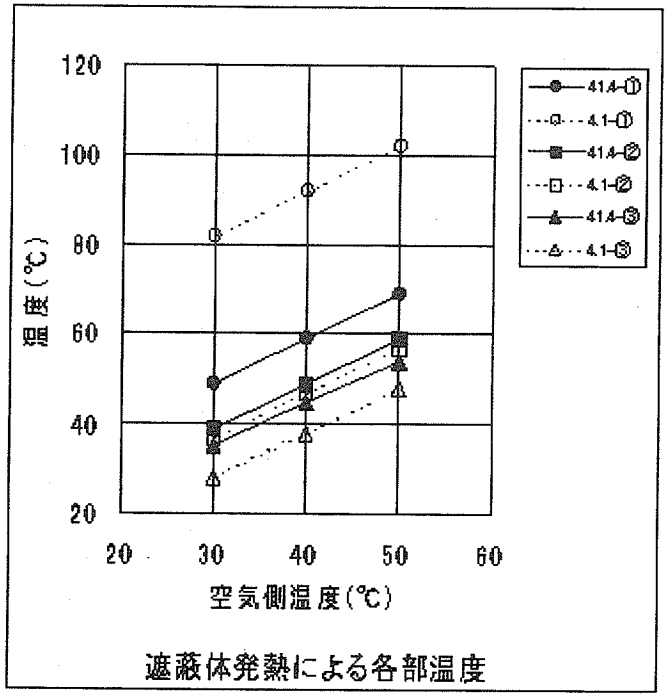


Fig.2.4.3.8-2 Comparison of analytical results of temperature and thermal expansion distribution.

構造体総発熱量	: 13.2 kW −1.5kW	SS熱伝導率	: 41.4 W/mK
(ミドルセクションR1.5を想定)		空気側温度	: 30℃
コンクリート底面温度	: 13℃	空気側熱伝達率	: 5 W/m^{2}K
コンクリート熱伝導率	: 2 W/mK	HeVes.Mid.熱伝達率	: 1500 W/m^{2}K

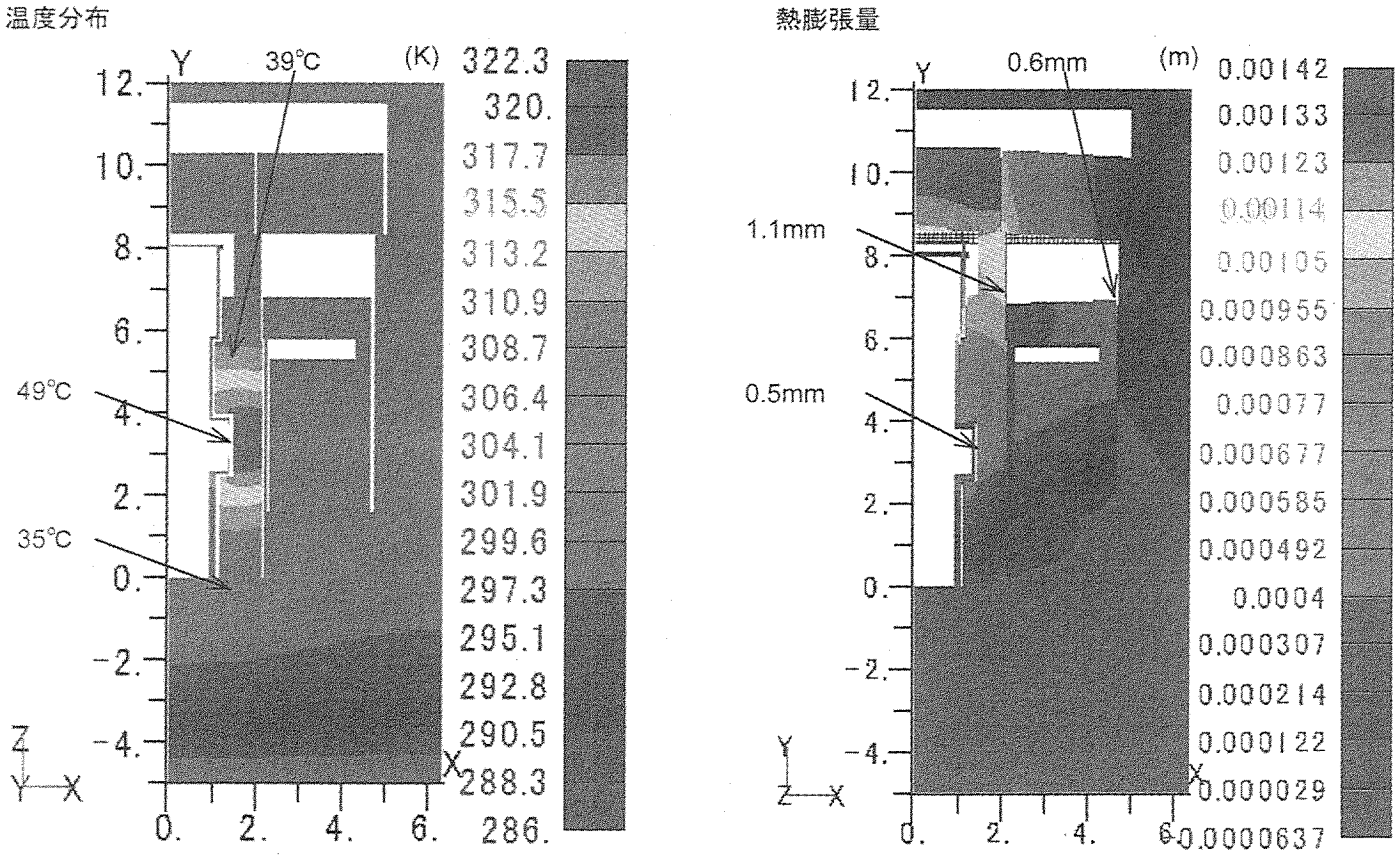


Fig.2.4.3.8-3 Analytical results of temperature and thermal expansion distribution(1).

構造体総発熱量	: 13.2 kW –1.5kW	SS熱伝導率	: 4.1 W/mK
(ミドルセクションR1.5を想定)		空気側温度	: 30℃
コンクリート底面温度	: 13℃	空気側熱伝達率	: 5 W/m^{2}K
コンクリート熱伝導率	: 2 W/mK	HeVes.Mid.熱伝達率	: 1500 W/m^{2}K

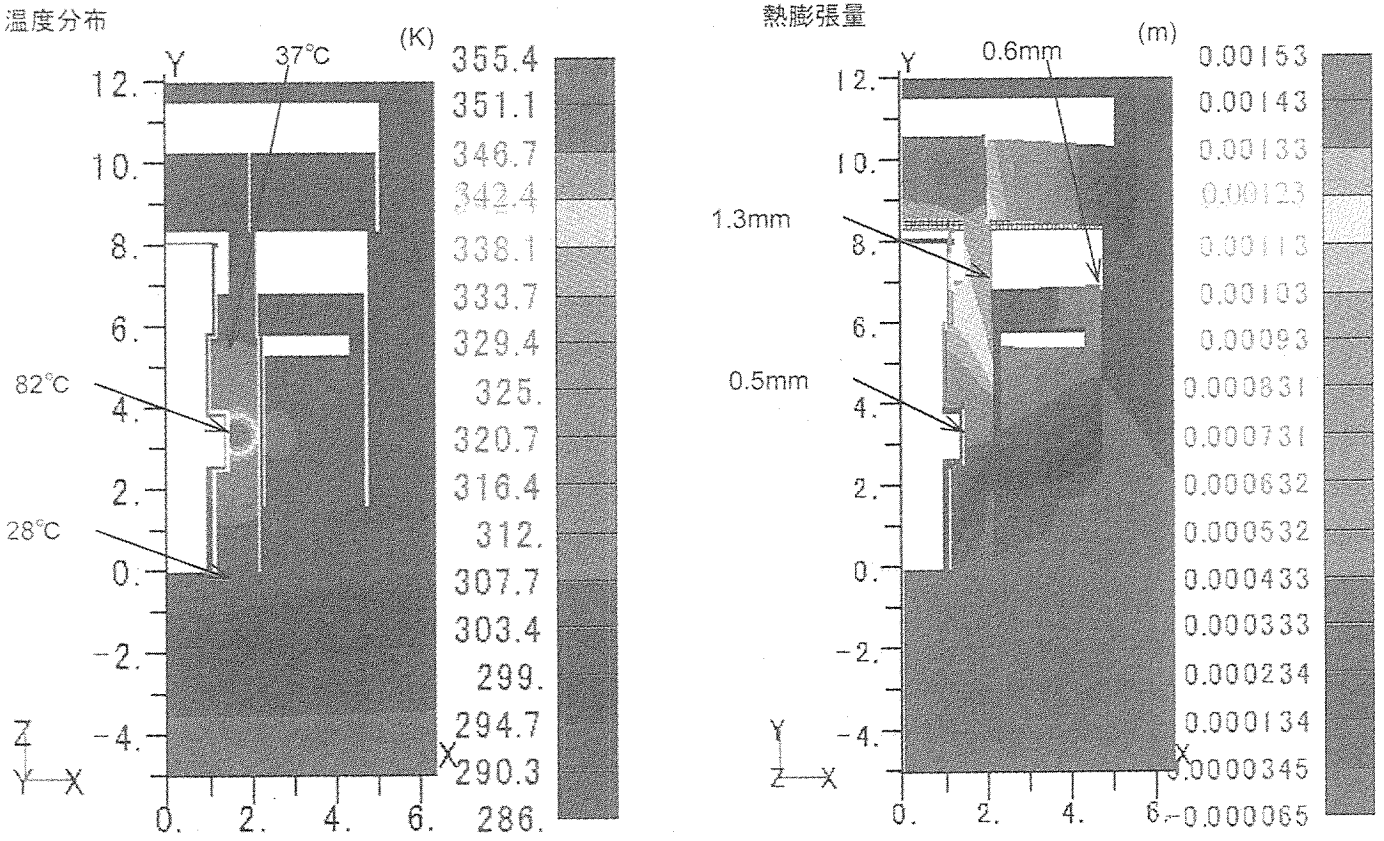


Fig.2.4.3.8-4 Analytical results of temperature and thermal expansion distribution(2).

構造体総発熱量	: 13.2 kW −1.5kW	SS熱伝導率	: 41.4 W/mK
(ミドルセクションR1.5を想定)		空気側温度	: 40℃
コンクリート底面温度	: 13℃	空気側熱伝達率	: 5 W/m^{2}K
コンクリート熱伝導率	: 2 W/mK	HeVes.Mid.熱伝達率	: 1500 W/m^{2}K

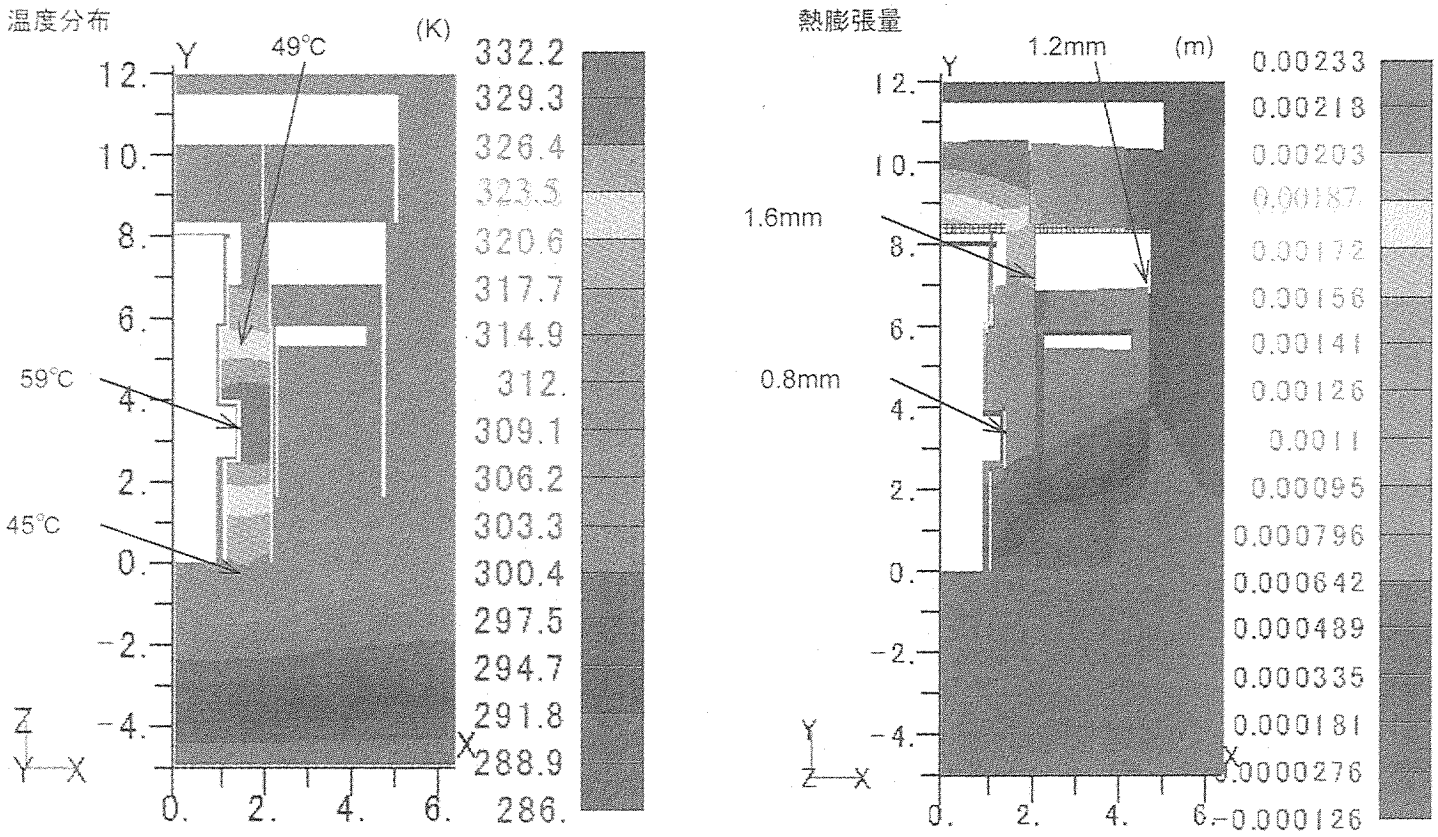


Fig.2.4.3.8-5 Analytical results of temperature and thermal expansion distribution(3).

構造体総発熱量	: 13.2 kW－1.5kW	SS熱伝導率	: 4.1 W/mK
(ミドルセクションR1.5を想定)		空気側温度	: 40℃
コンクリート底面温度	: 13℃	空気側熱伝達率	: 5 W/m^{2}K
コンクリート熱伝導率	: 2 W/mK	HeVes.Mid.熱伝達率	: 1500 W/m^{2}K

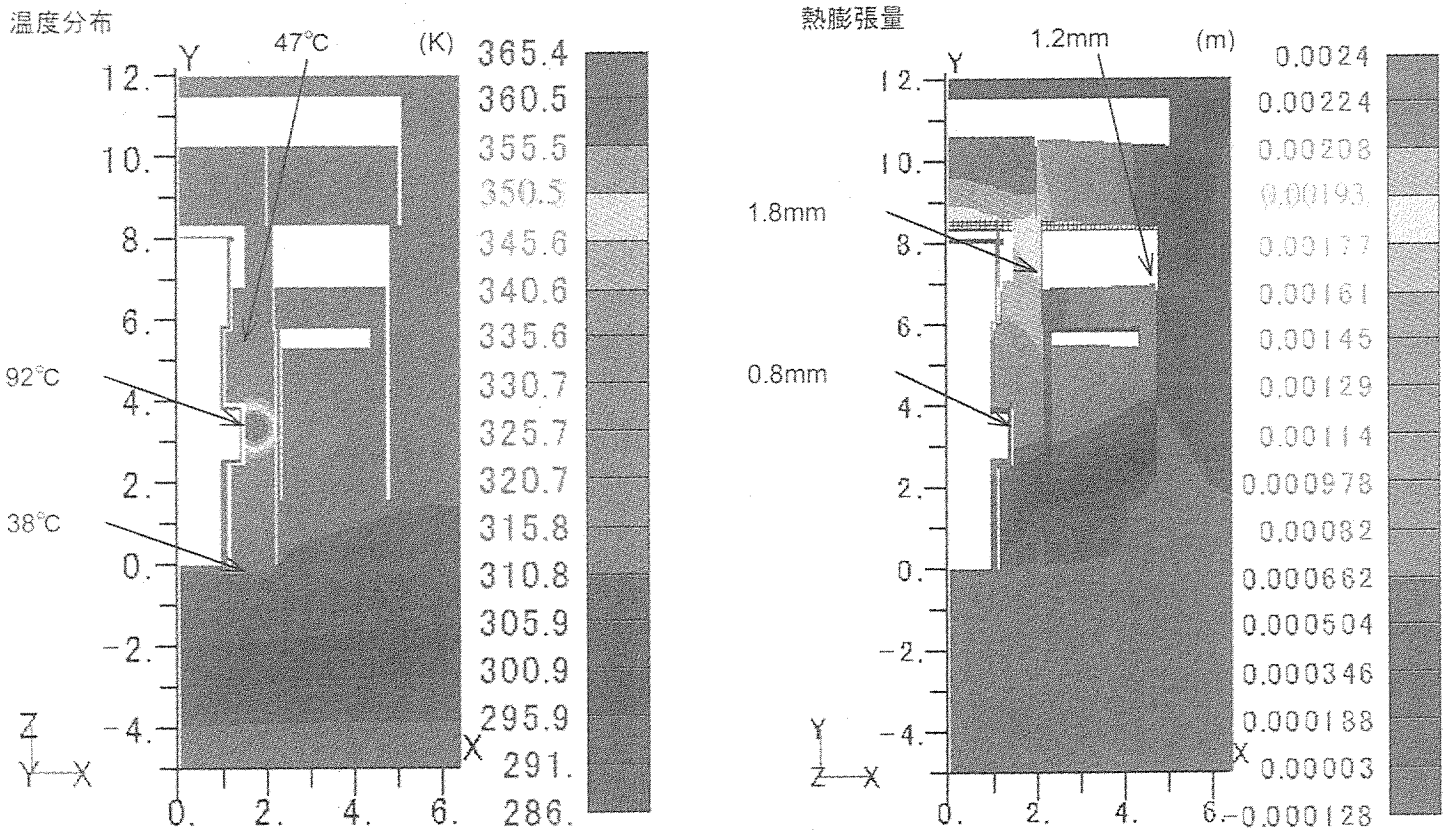


Fig.2.4.3.8-6 Analytical results of temperature and thermal expansion distribution(4).

構造体総発熱量	: 13.2 kW −1.5kW	SS熱伝導率	: 41.4 W/mK
(ミドルセクションR1.5を想定)		空気側温度	: 50℃
コンクリート底面温度	: 13℃	空気側熱伝達率	: 5 W/m^{2}K
コンクリート熱伝導率	: 2 W/mK	HeVes.Mid.熱伝達率	: 1500 W/m^{2}K

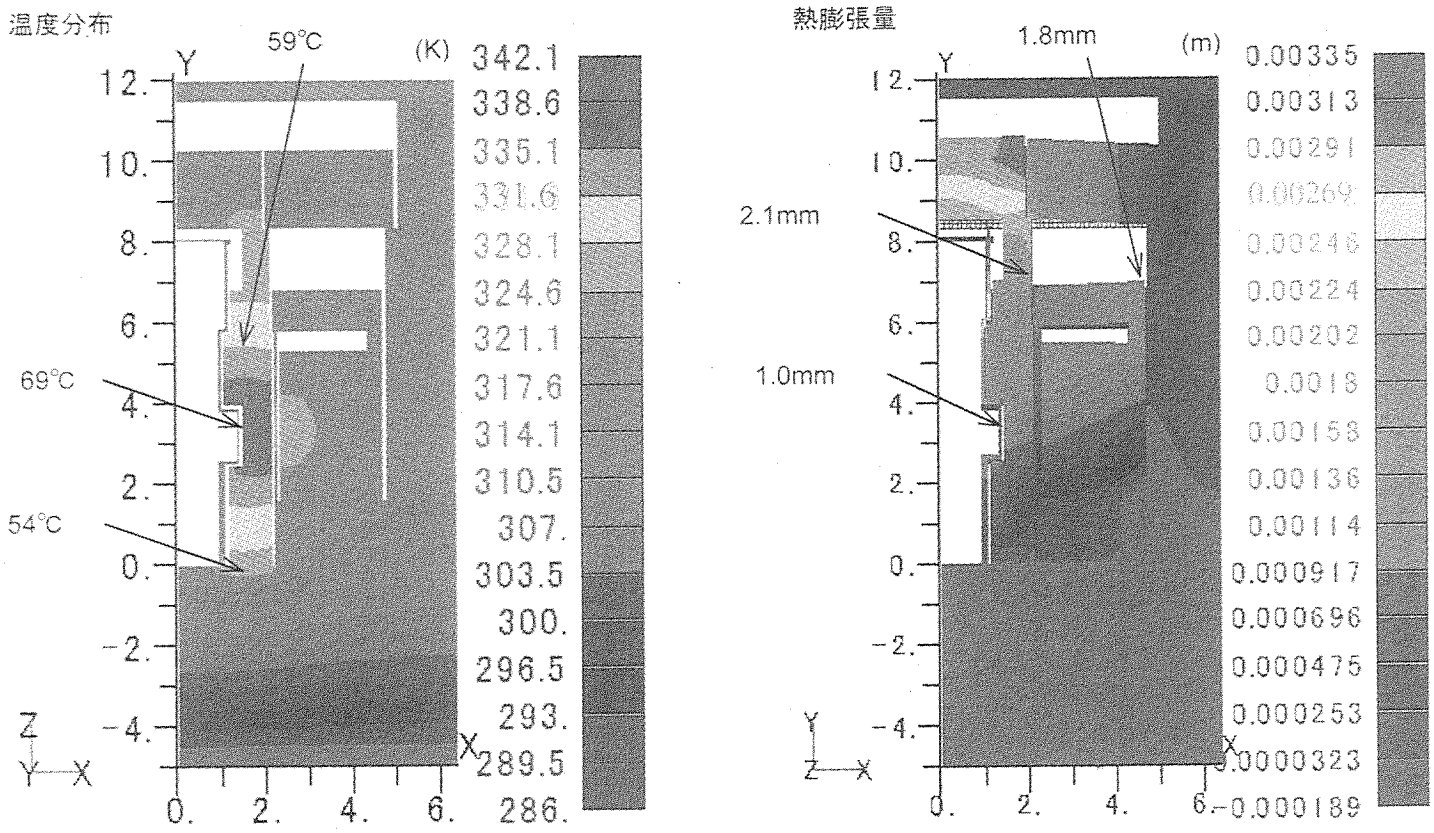


Fig.2.4.3.8-7 Analytical results of temperature and thermal expansion distribution(5).

構造体総発熱量	: 13.2 kW –1.5kW	SS熱伝導率	: 4.1 W/mK
(ミドルセクションR1.5を想定)		空気側温度	: 50℃
コンクリート底面温度	: 13℃	空気側熱伝達率	: 5 W/m^{2}K
コンクリート熱伝導率	: 2 W/mK	HeVes.Mid.熱伝達率	: 1500 W/m^{2}K

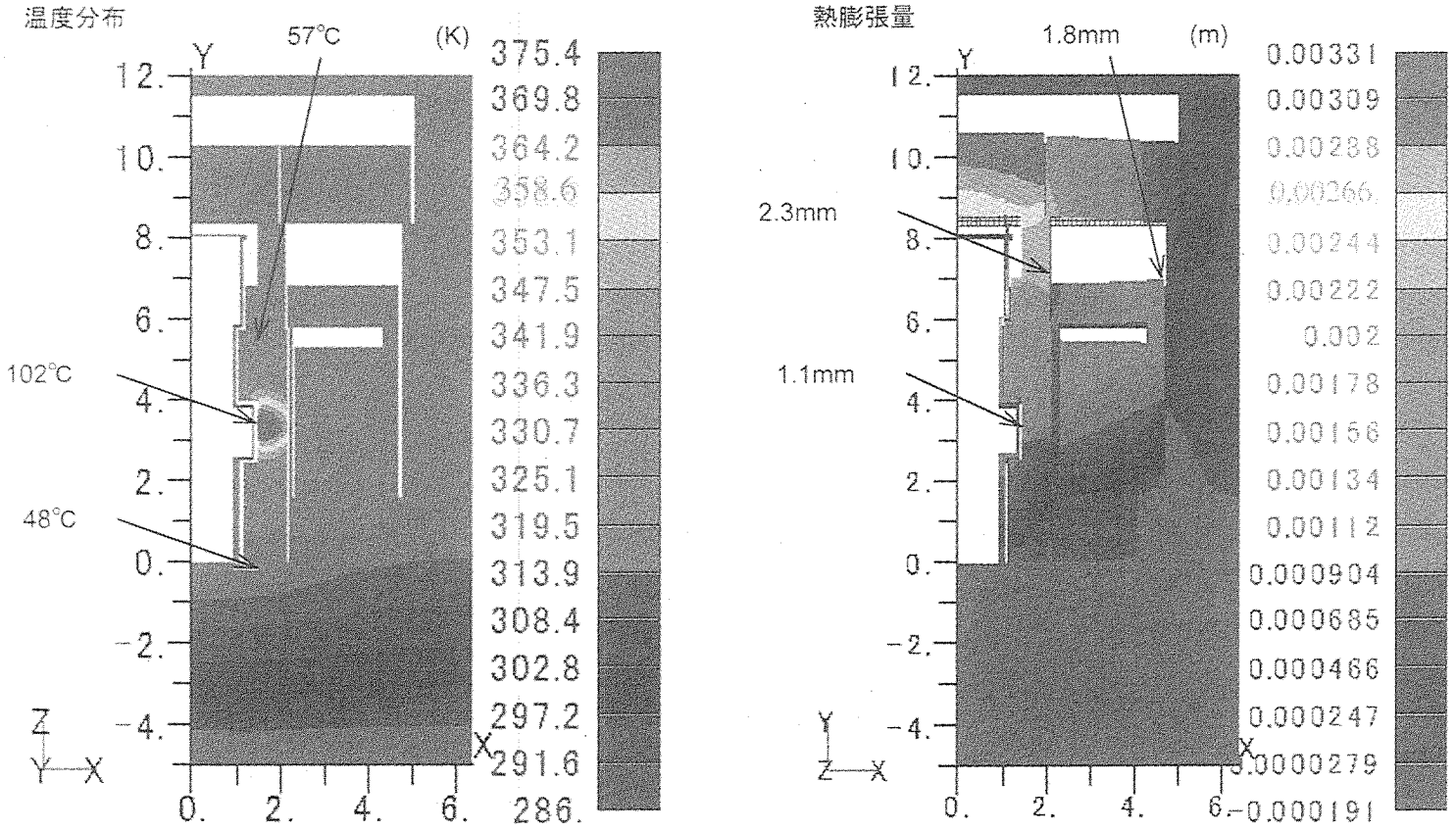


Fig.2.4.3.8-8 Analytical results of temperature and thermal expansion distribution(6).

構造体総発熱量	: 11 kW	SS熱伝導率	: 2.4 W/mK
コンクリート底面温度	: 286K (13℃)	SS熱膨張係数	: 12E-6 /K
コンクリート熱伝導率	: 2 W/mK	空気側温度	: 313K (40℃)
コンクリート熱膨張係数	: 10E-6 /K	空気側熱伝達率	: 5 W/m^{2}K

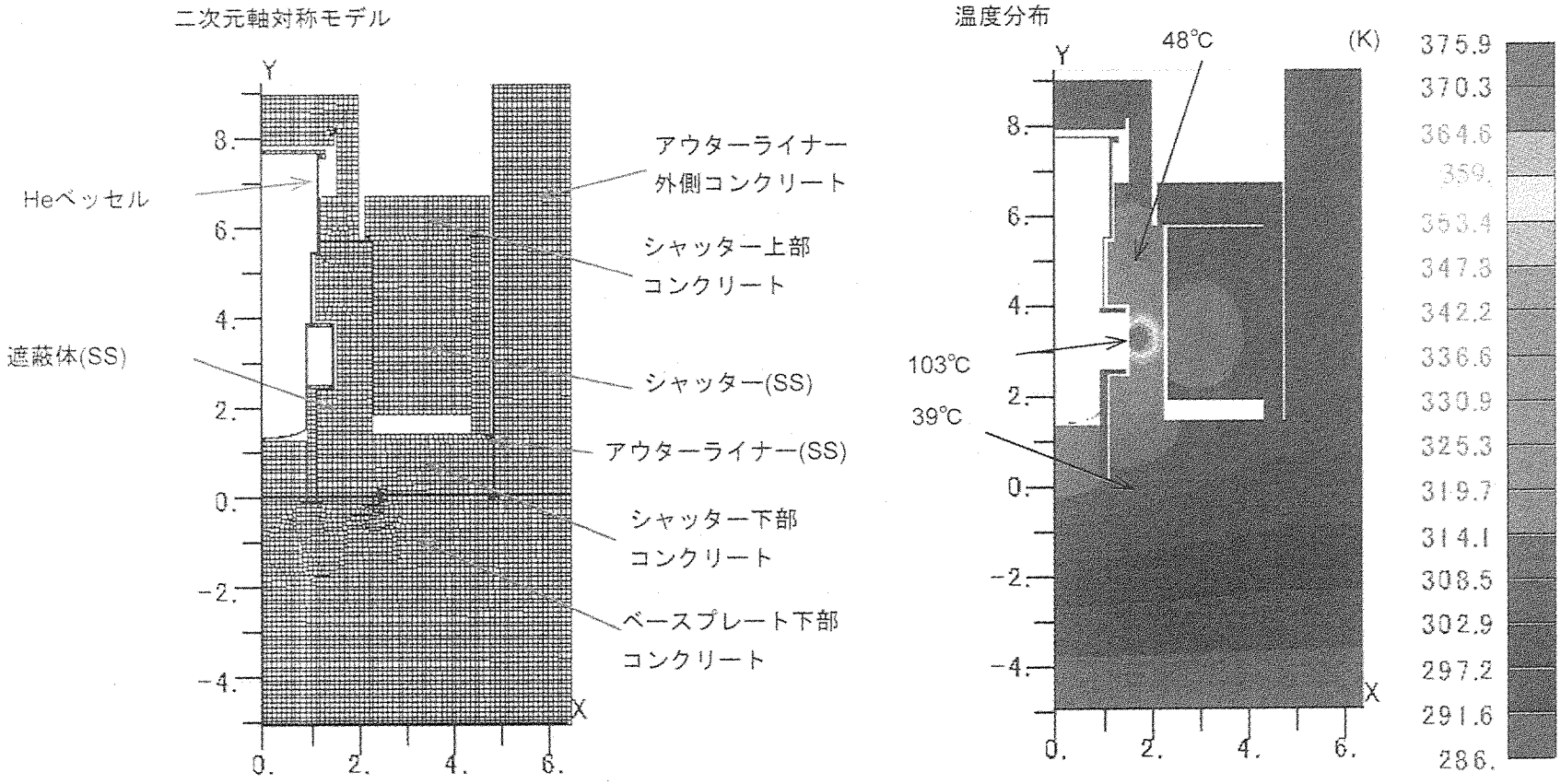


Fig.2.4.3.8-9 Analytical model of shielding block for temperature and thermal expansion distribution.

		41.4-①	2.4-①	41.4-②	2.4-②	41.4-③	2.4-③
Air Temperature (℃)	30	49	93	42	38	37	31
	40	59	103	52	48	46	39
	50	69	113	62	58	55	47

＊1) 位置①－ミドルセクション部、②－シャッター内側上部遮蔽体部、③－シャッター外側上部

＊3) SS熱伝導率 41.4 W/mK (at 100℃：伝熱工学資料)
＊4) SS(1m)+Air(10mm)相当の熱伝導率 2.4 W/mK

		41.4-①	2.4-①	41.4-②	2.4-②	41.4-③	2.4-③
Air Temperature (℃)	30	0.9	1	1.5	1.9	0.8	0.8
	40	1.4	1.5	2.3	2.6	1.5	1.5
	50	1.9	2	3.1	3.4	2.3	2.2

＊2) 位置①－ミドルセクション部、②－シャッター内側コンクリート部、③－ベースプレート部

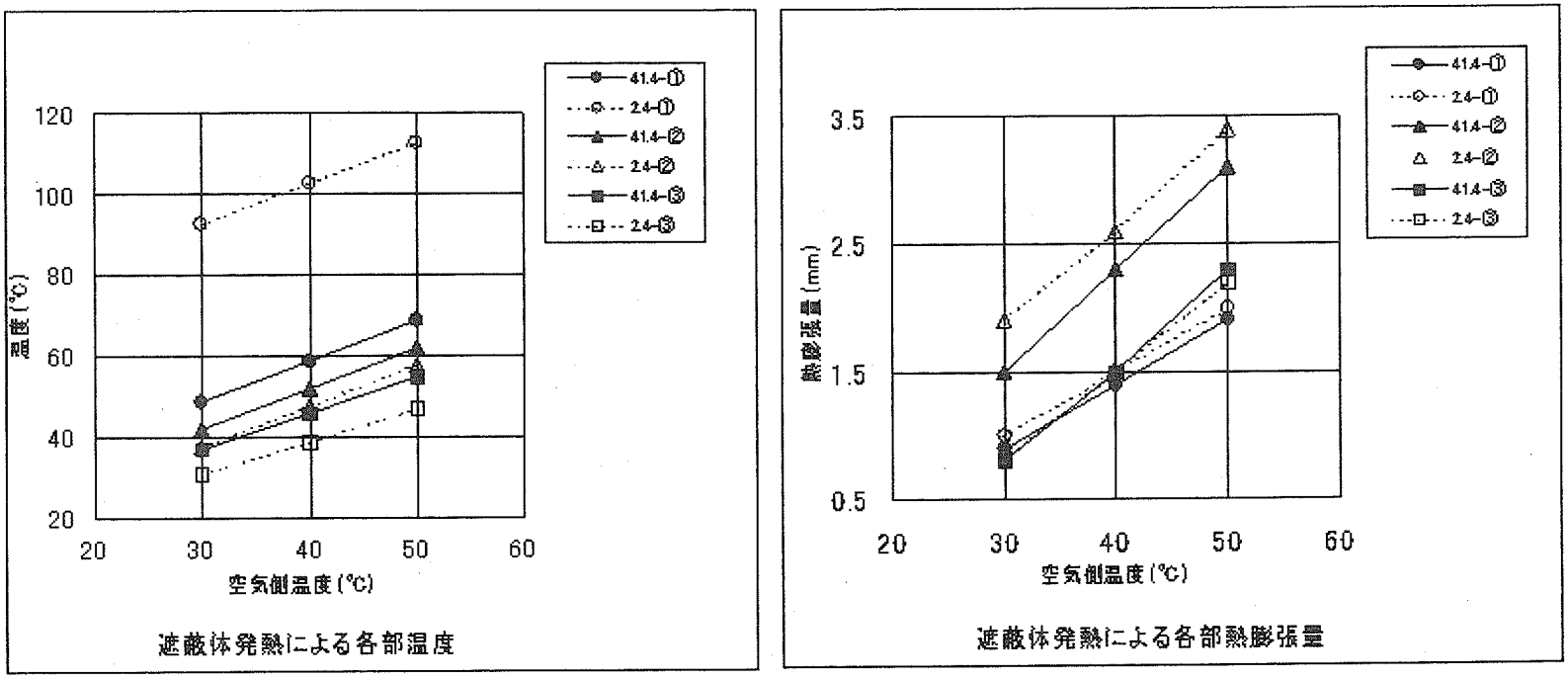


Fig.2.4.3.8-10 Comparison of analytical results of temperature and thermal expansion distribution.

構造体総発熱量	:	11 kW	SS熱伝導率	:	41.4 W/mK
コンクリート底面温度	:	286K (13℃)	SS熱膨張係数	:	12E-6 /K
コンクリート熱伝導率	:	2 W/mK	空気側温度	:	303K (30℃)
コンクリート熱膨張係数	:	10E-6 /K	空気側熱伝達率	:	5 W/m^{2}K

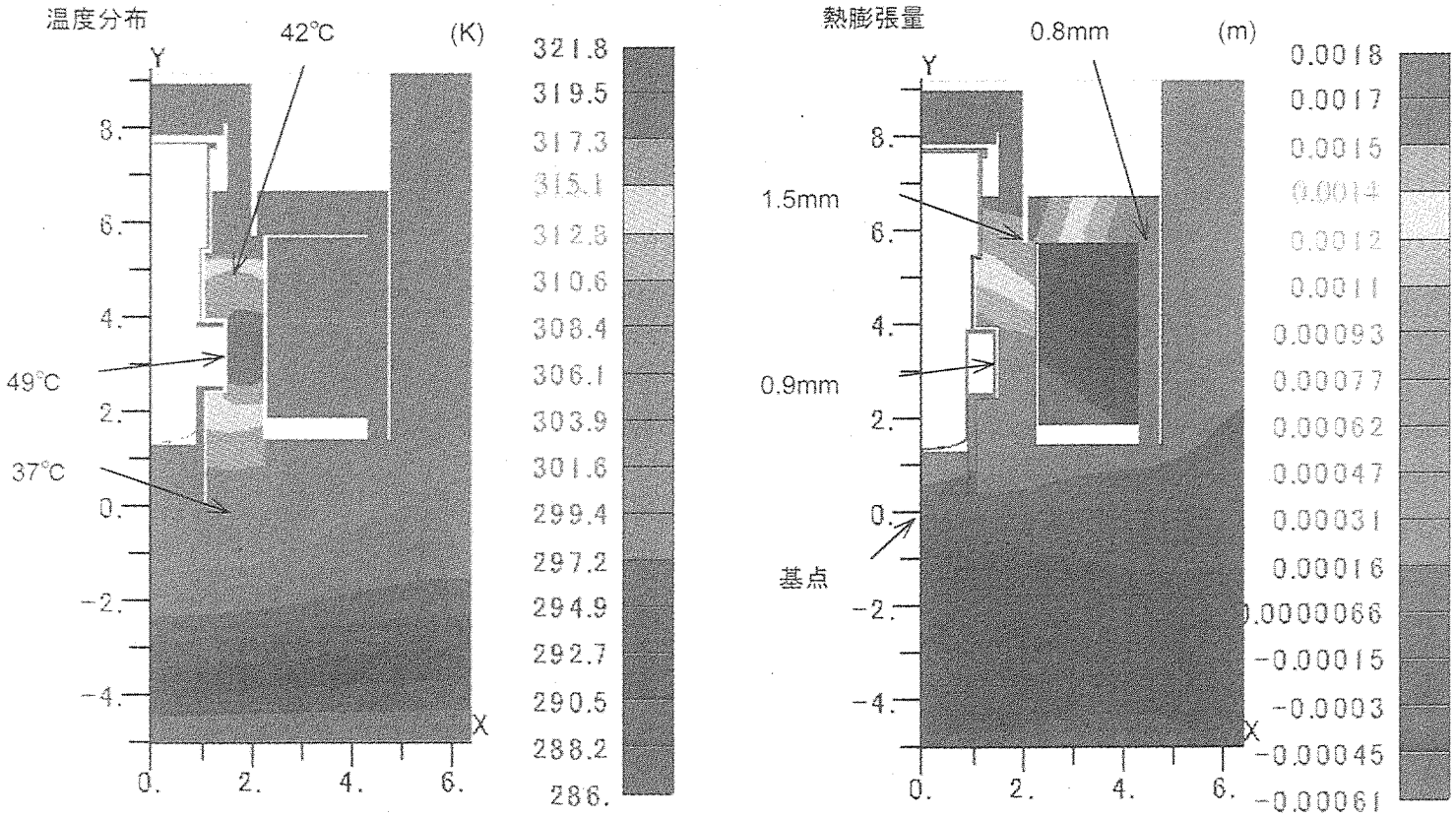


Fig.2.4.3.8-11 Analytical results of temperature and thermal expansion distribution(1).

構造体総発熱量	:	11 kW	SS熱伝導率	:	4.1 W/mK
コンクリート底面温度	:	286K (13℃)	SS熱膨張係数	:	12E-6 /K
コンクリート熱伝導率	:	2 W/mK	空気側温度	:	303K (30℃)
コンクリート熱膨張係数	:	10E-6 /K	空気側熱伝達率	:	5 W/m^{2}K

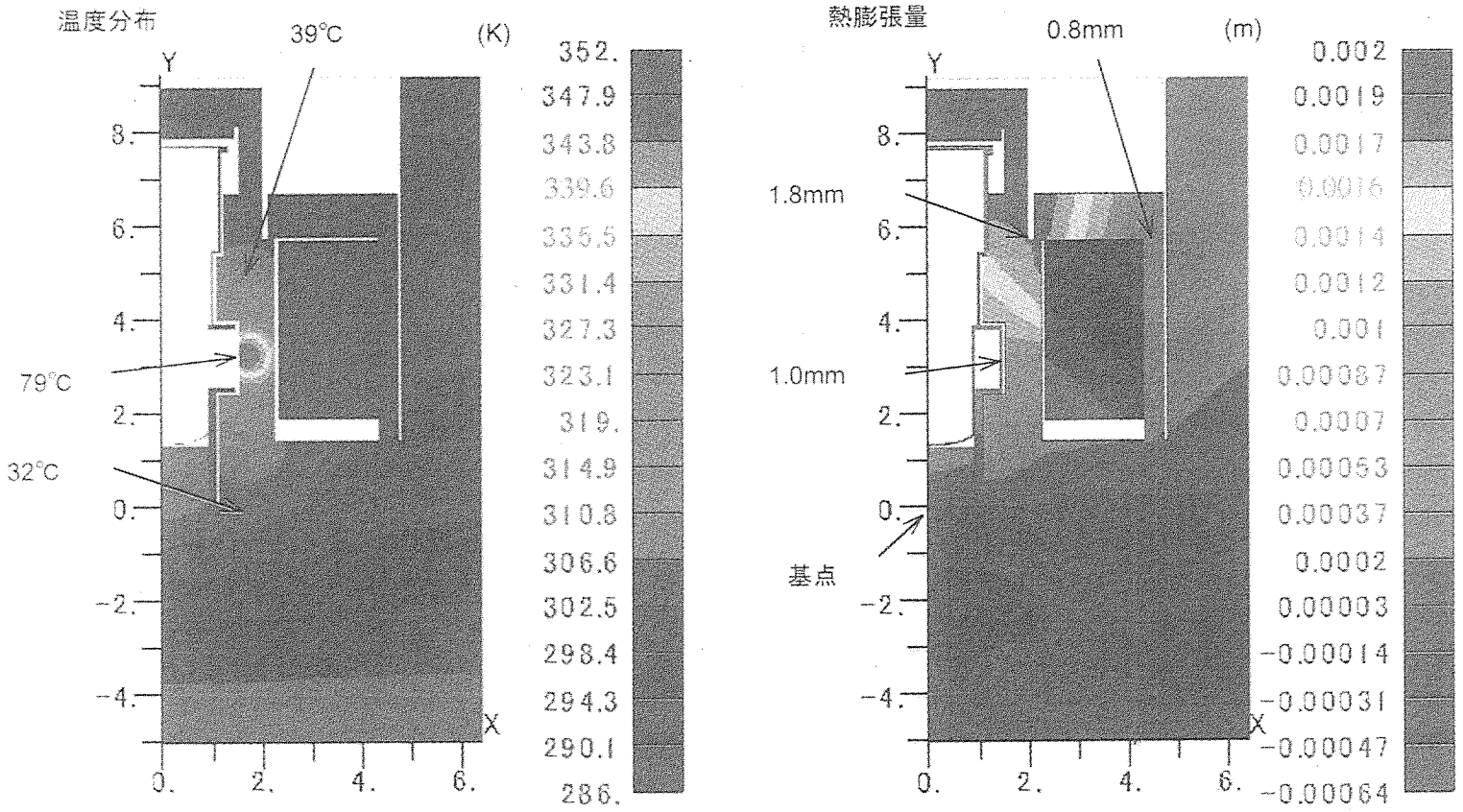


Fig.2.4.3.8-12 Analytical results of temperature and thermal expansion distribution(2).

構造体総発熱量	:	11 kW	SS熱伝導率	:	2.4 W/mK
コンクリート底面温度	:	286K (13℃)	SS熱膨張係数	:	12E-6 /K
コンクリート熱伝導率	:	2 W/mK	空気側温度	:	303K (30℃)
コンクリート熱膨張係数	:	10E-6 /K	空気側熱伝達率	:	5 W/m^{2}K

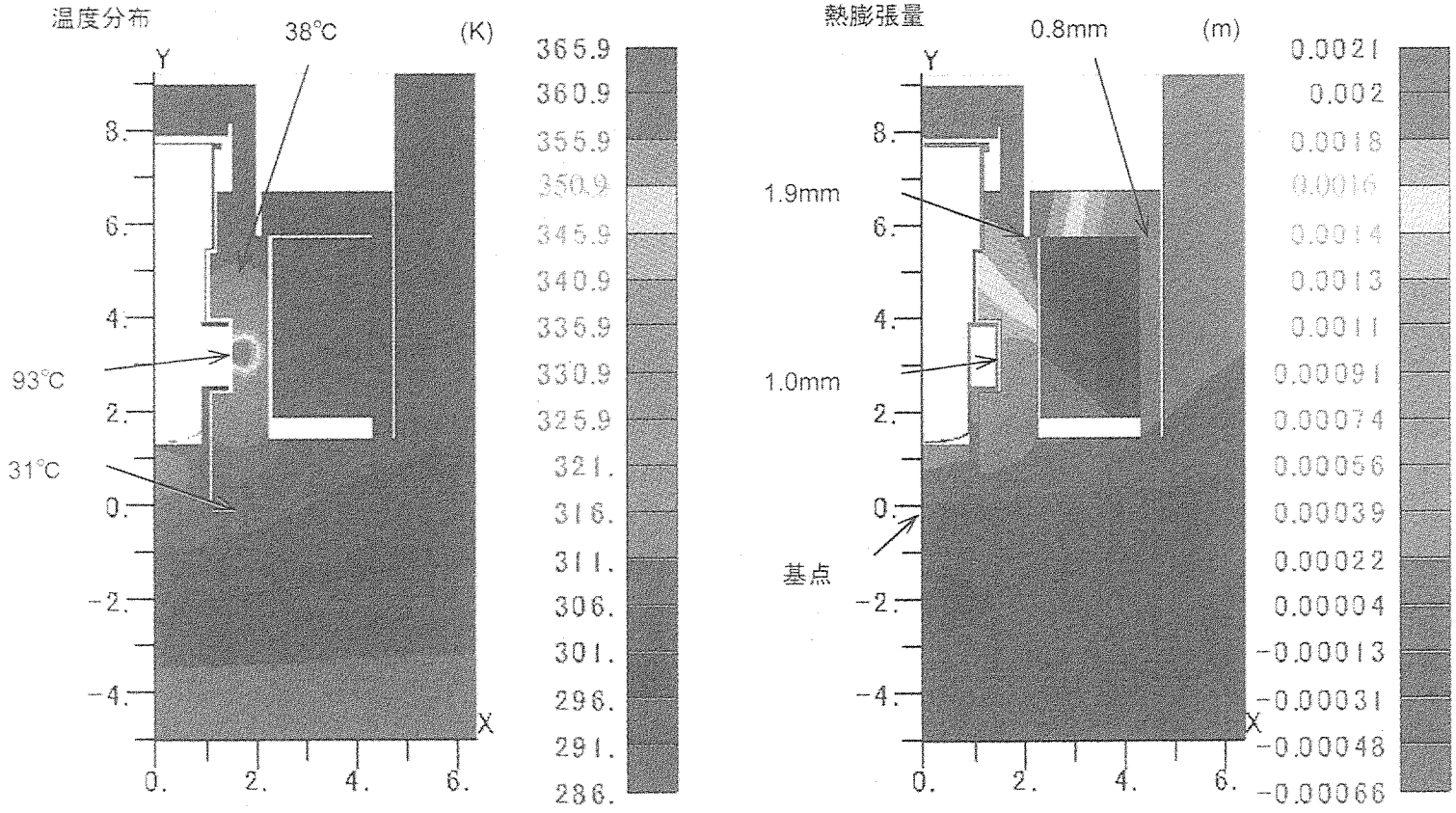


Fig.2.4.3.8-13 Analytical results of temperature and thermal expansion distribution(3).

構造体総発熱量	:	11 kW	SS熱伝導率	:	41.4 W/mK
コンクリート底面温度	:	286K (13℃)	SS熱膨張係数	:	12E-6 /K
コンクリート熱伝導率	:	2 W/mK	空気側温度	:	313K (40℃)
コンクリート熱膨張係数	:	10E-6 /K	空気側熱伝達率	:	5 W/m^{2}K

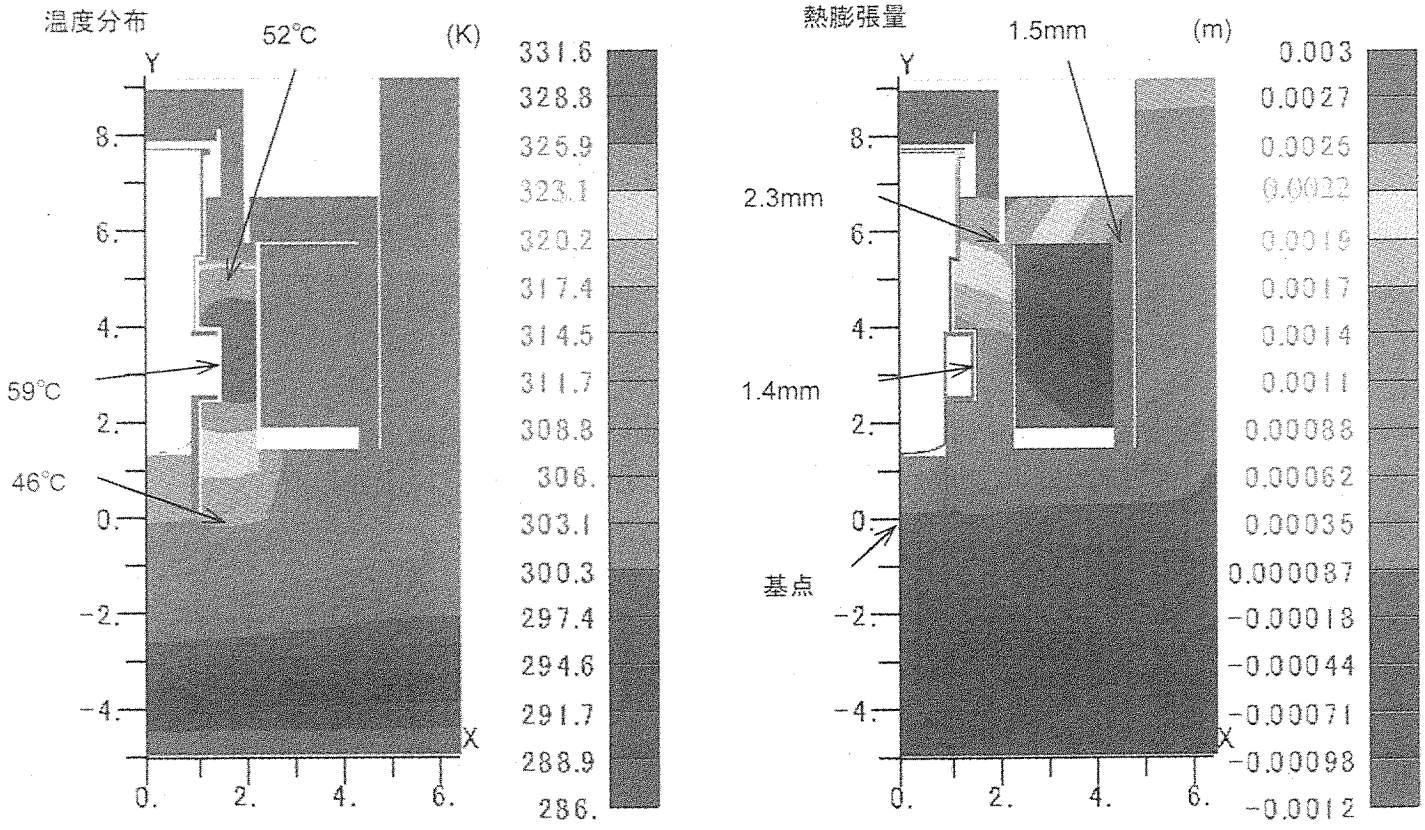


Fig.2.4.3.8-14 Analytical results of temperature and thermal expansion distribution(4).

構造体総発熱量	:	11 kW	SS熱伝導率	:	4.1 W/mK
コンクリート底面温度	:	286K (13℃)	SS熱膨張係数	:	12E-6 /K
コンクリート熱伝導率	:	2 W/mK	空気側温度	:	313K (40℃)
コンクリート熱膨張係数	:	10E-6 /K	空気側熱伝達率	:	5 W/m^{2}K

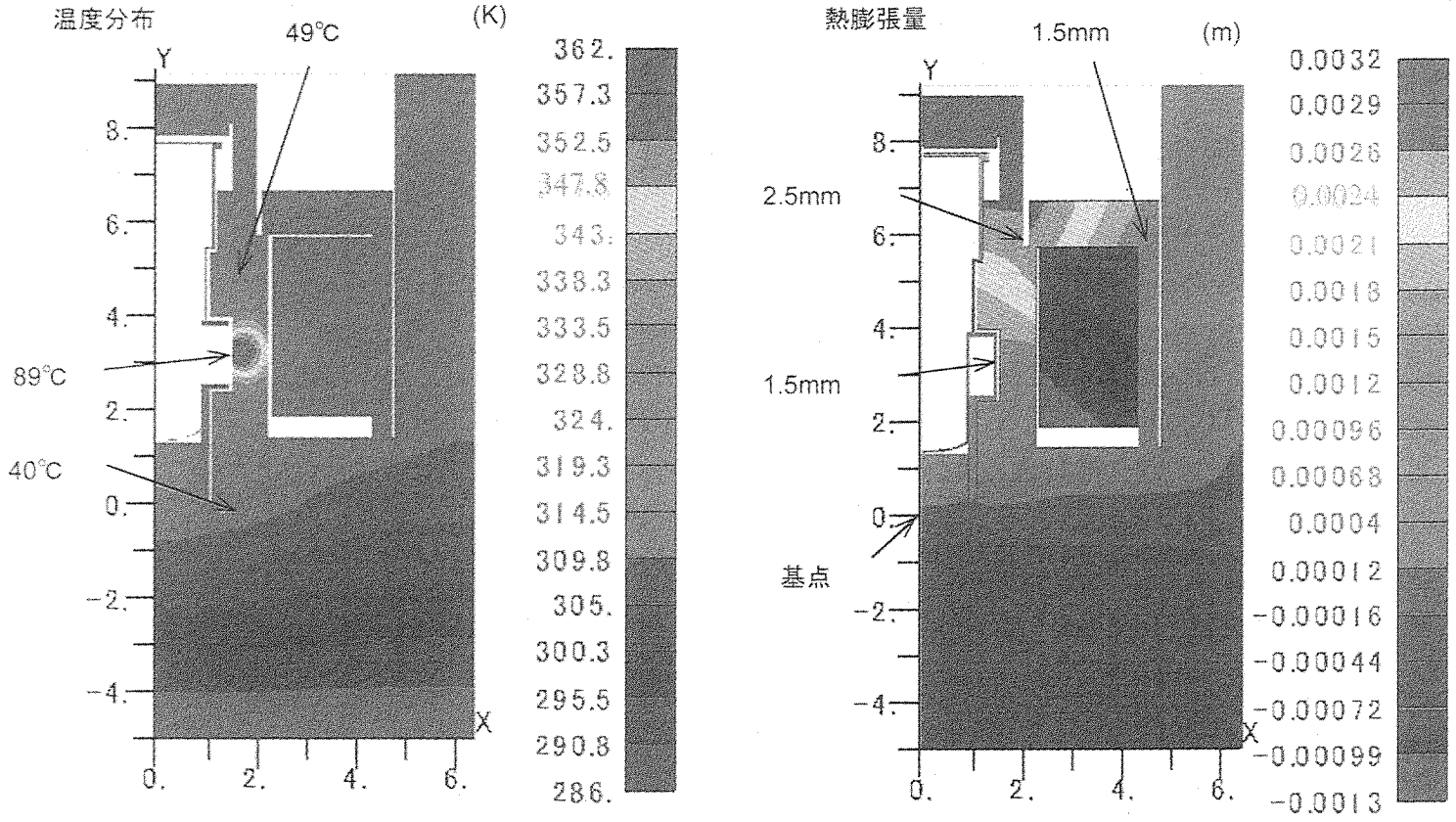


Fig.2.4.3.8-15 Analytical results of temperature and thermal expansion distribution(5).

構造体総発熱量	:	11 kW	SS熱伝導率	:	2.4 W/mK
コンクリート底面温度	:	286K (13℃)	SS熱膨張係数	:	12E-6 /K
コンクリート熱伝導率	:	2 W/mK	空気側温度	:	313K (40℃)
コンクリート熱膨張係数	:	10E-6 /K	空気側熱伝達率	:	5 W/m^{2}K

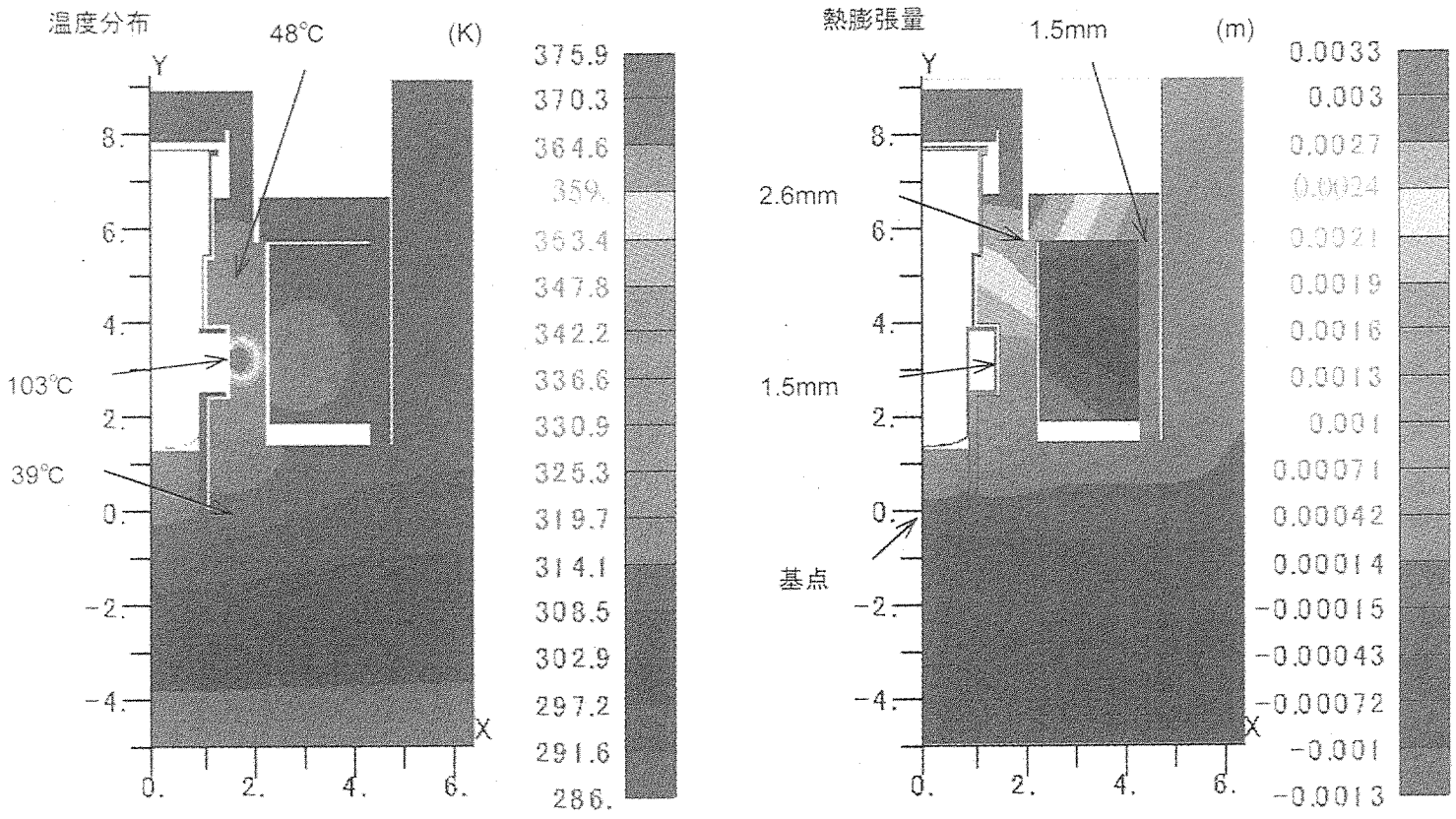


Fig.2.4.3.8-16 Analytical results of temperature and thermal expansion distribution(6).

構造体総発熱量	:	11 kW	SS熱伝導率	:	41.4 W/mK
コンクリート底面温度	:	286K (13℃)	SS熱膨張係数	:	12E-6 /K
コンクリート熱伝導率	:	2 W/mK	空気側温度	:	323K (50℃)
コンクリート熱膨張係数	:	10E-6 /K	空気側熱伝達率	:	5 W/m^{2}K

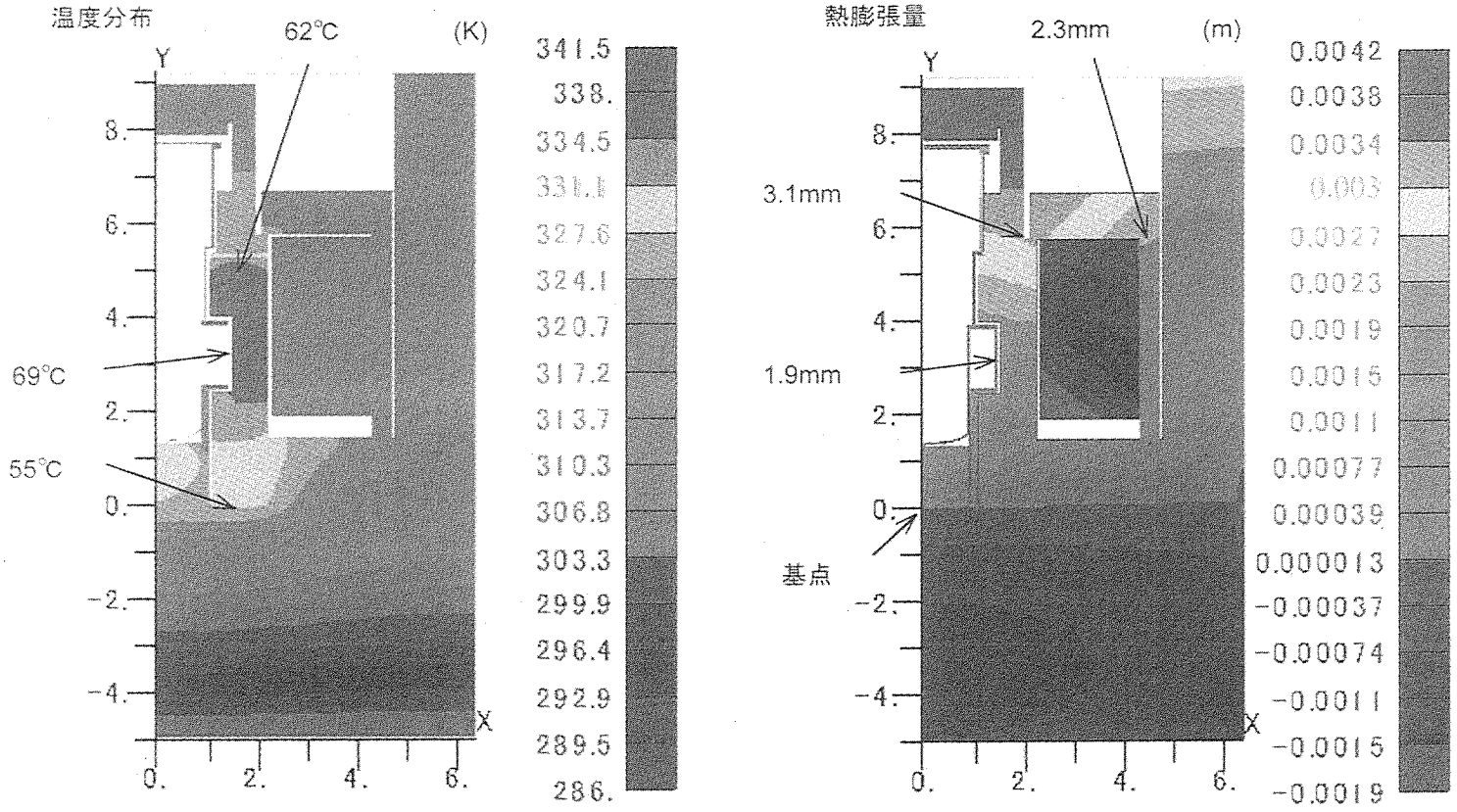


Fig.2.4.3.8-17 Analytical results of temperature and thermal expansion distribution(7).

構造体総発熱量	:	11 kW	SS熱伝導率	:	4.1 W/mK
コンクリート底面温度	:	286K (13℃)	SS熱膨張係数	:	12E-6 /K
コンクリート熱伝導率	:	2 W/mK	空気側温度	:	323K (50℃)
コンクリート熱膨張係数	:	10E-6 /K	空気側熱伝達率	:	5 W/m^{2}K

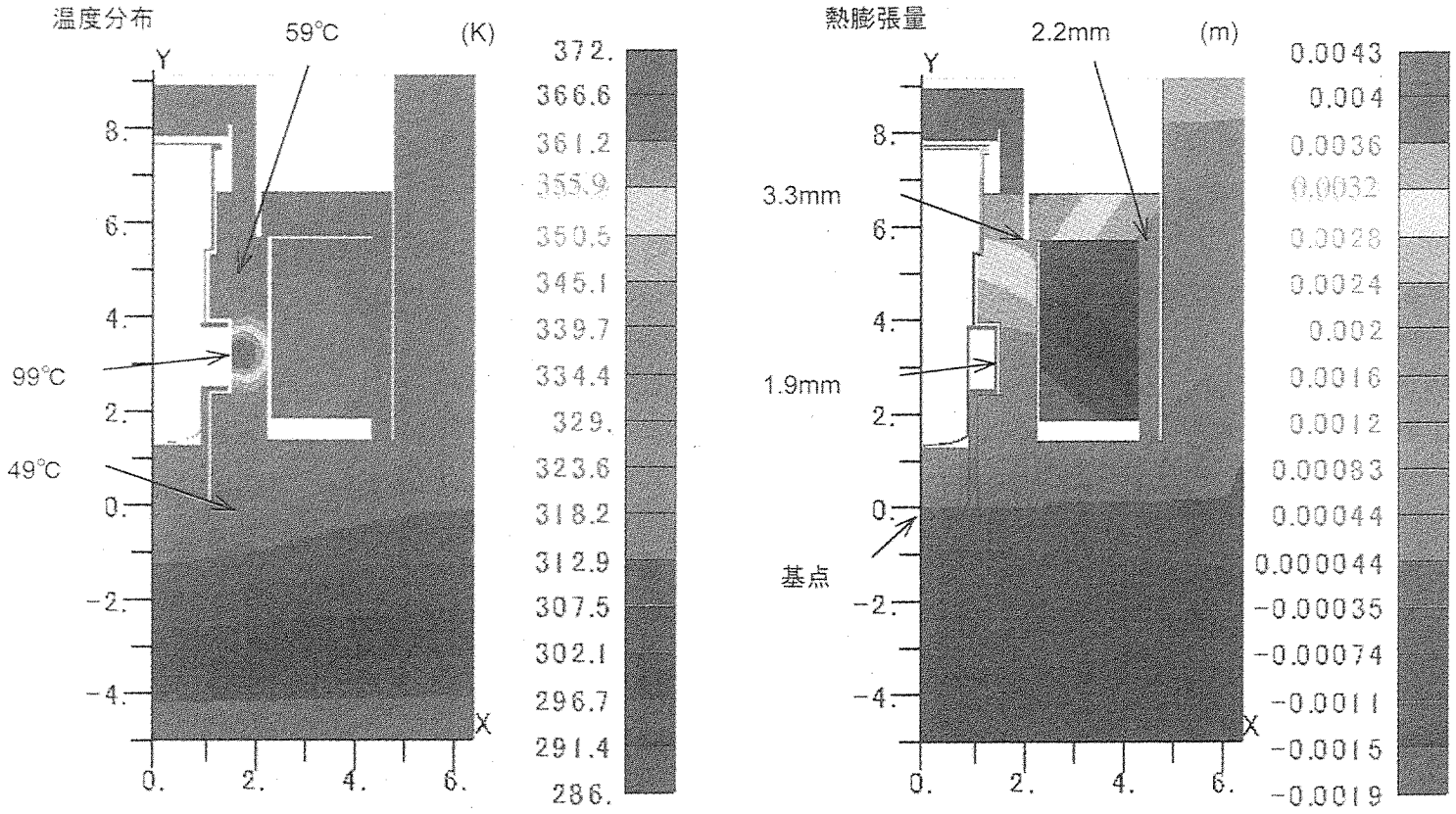


Fig.2.4.3.8-18 Analytical results of temperature and thermal expansion distribution(8).

構造体総発熱量	:	11 kW	SS熱伝導率	:	2.4 W/mK
コンクリート底面温度	:	286K (13℃)	SS熱膨張係数	:	12E-6 /K
コンクリート熱伝導率	:	2 W/mK	空気側温度	:	323K (50℃)
コンクリート熱膨張係数	:	10E-6 /K	空気側熱伝達率	:	5 W/m^{2}K

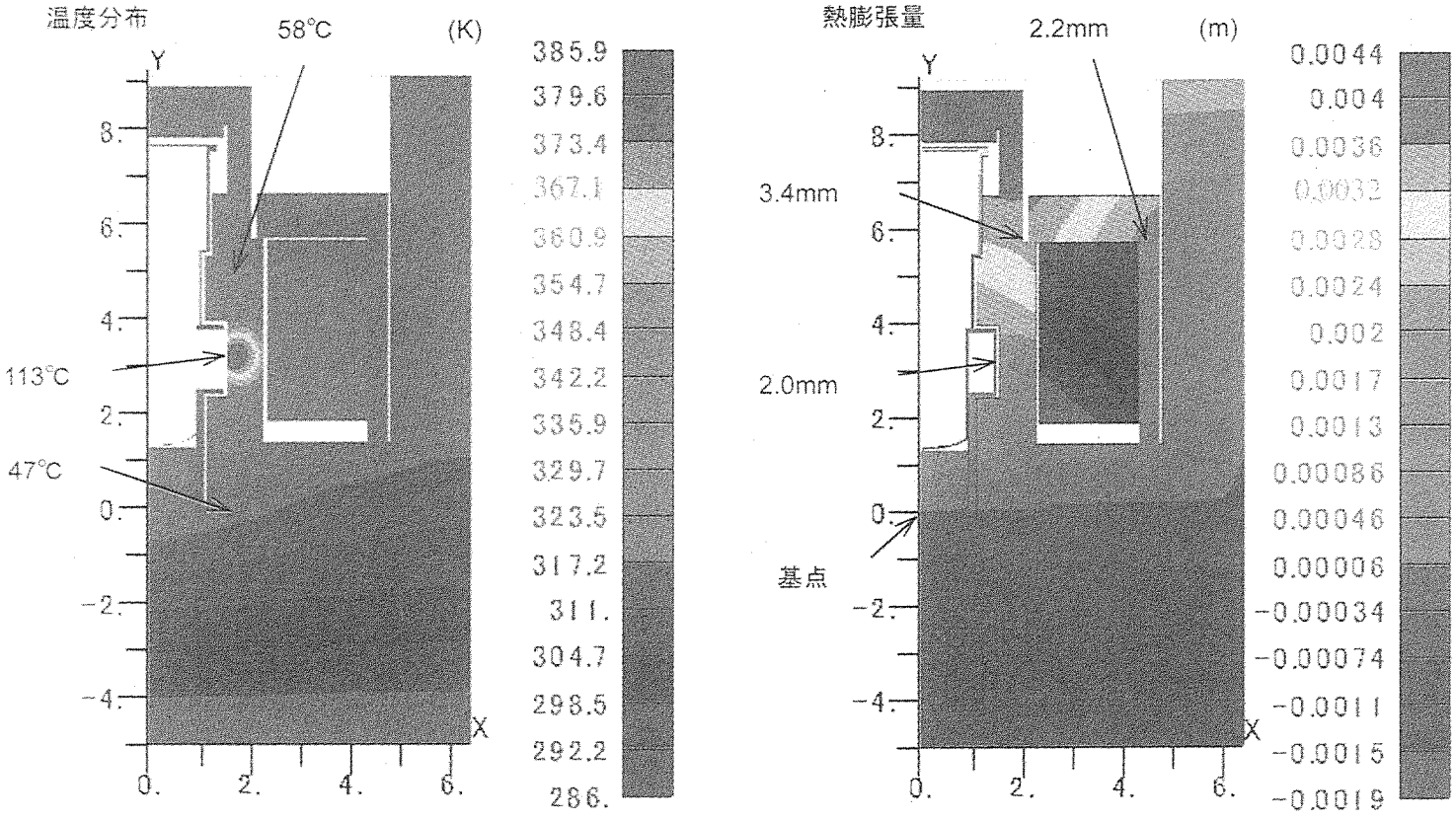


Fig.2.4.3.8-19 Analytical results of temperature and thermal expansion distribution(9).

構造体総発熱量	:	11 kW			
コンクリート底面温度	:	286K (13℃)	空気側温度	:	313K (40℃)
コンクリート熱伝導率	:	2 W/mK	空気側熱伝達率	:	5 W/m^{2}K

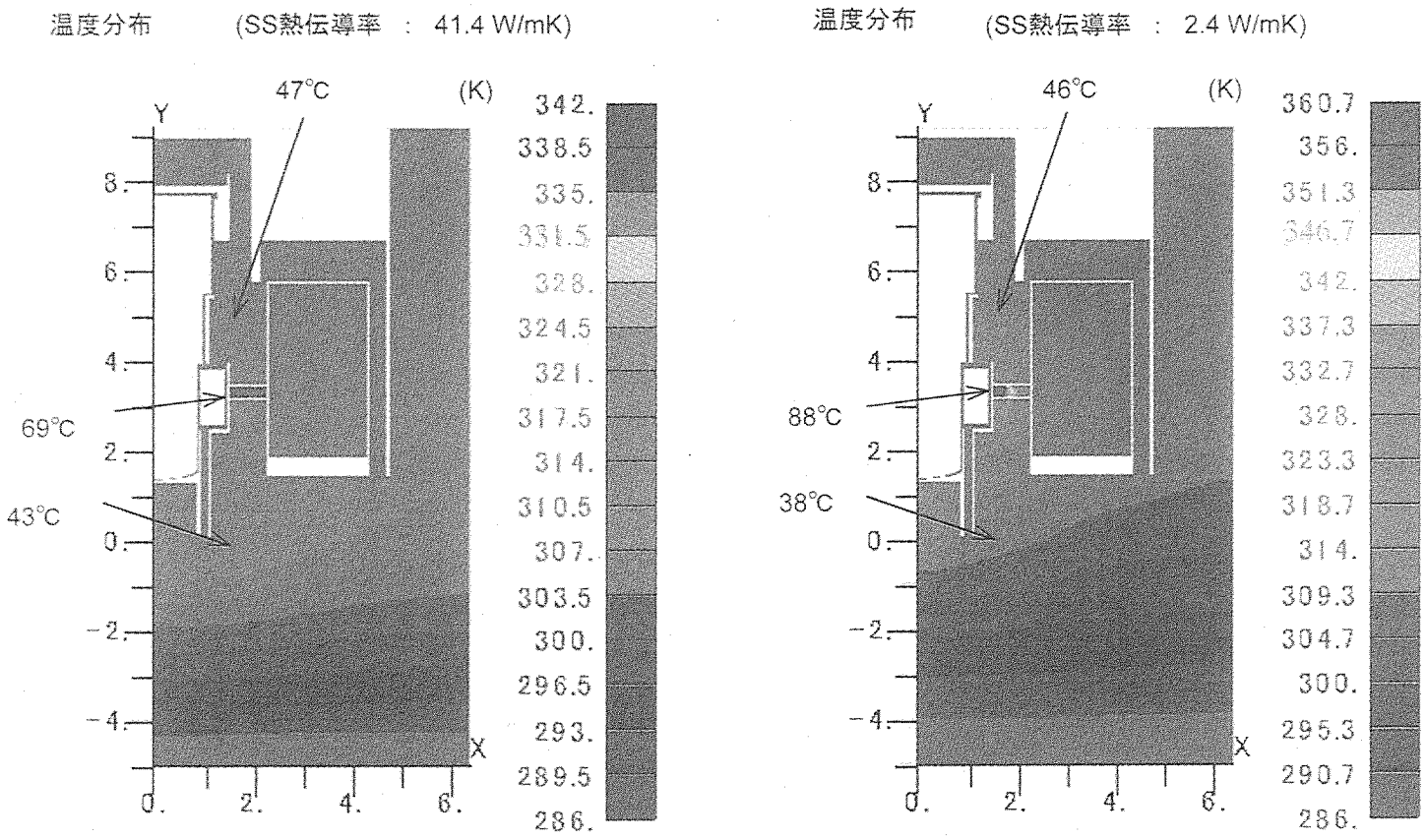
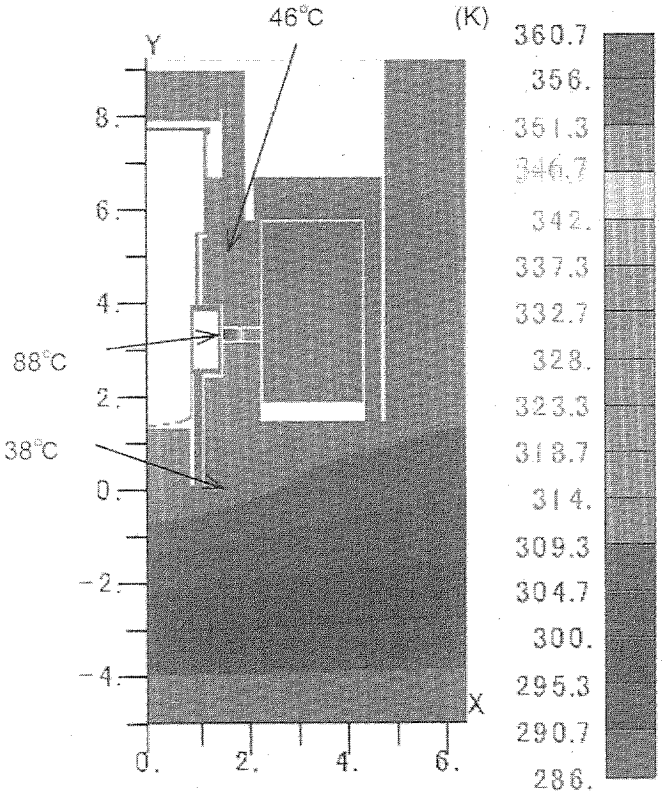


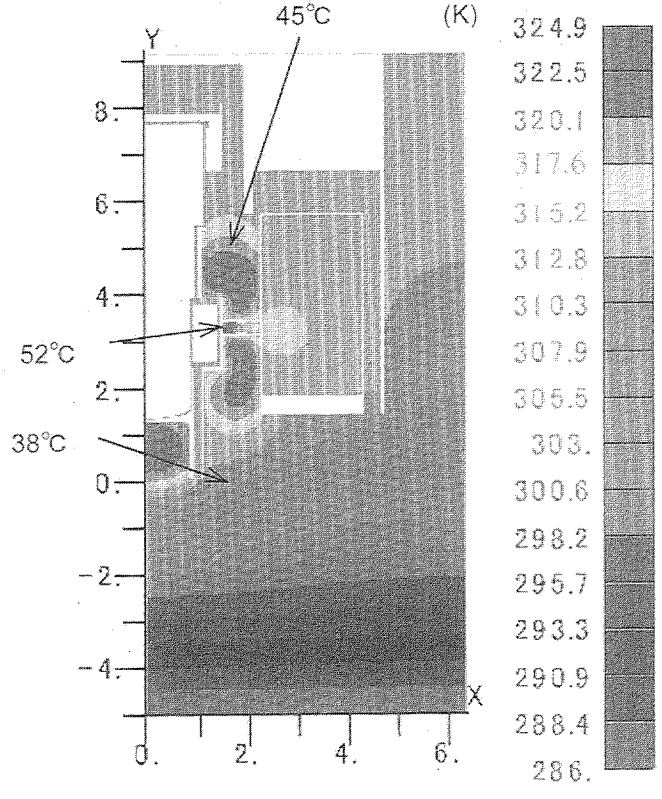
Fig.2.4.3.8-20 Analytical results of temperature and thermal expansion distribution(10).

構造体総発熱量	:	11 kW			
コンクリート底面温度	:	286K (13℃)	空気側温度	:	313K (40℃)
コンクリート熱伝導率	:	2 W/mK	空気側熱伝達率	:	5 W/m^{2}K

温度分布　(空気側熱伝達率 : 5 W/m^{2}K)



温度分布　(空気側熱伝達率 : 50 W/m^{2}K)
(サポートシリンダ外側及びダクト部のみ)



364 Fig.2.4.3.8-21 Analytical results of temperature and thermal expansion distribution(11).

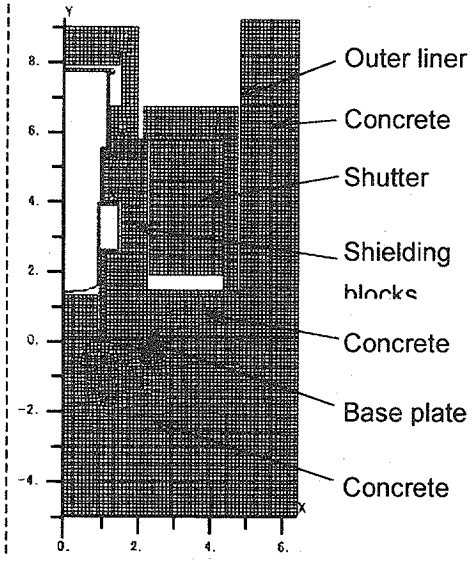
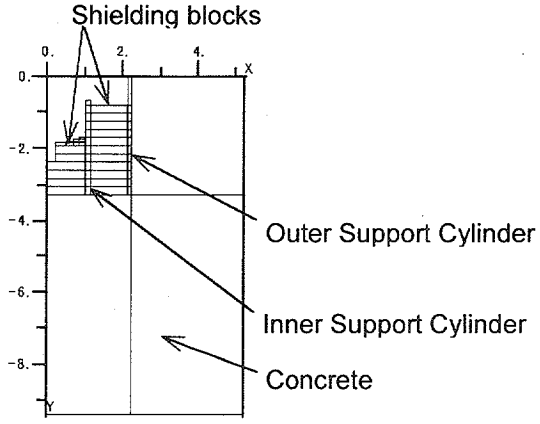
	JSNS	SNS
(1) Nuclear heating of the structures	11 kW (Q total of SNS area = 1.7kW)	Q=21.6 exp(-0.067r)· ρ /8 (W/cc) (Q total = 1.5kW)
(2) Outer boundaries of concrete	286K (13℃) ・・・ bottom of concrete	56° F (13.33℃) ・・・ bottom and side of concrete
(3) Conductivity of concrete	2 W/mK	1.37 W/mK
(4) Conductivity of Carbon steel	41.4 W/mK	71.1 W/mK (at 25℃) ～ 29.3 W/mK (at 800℃)
(5) Conductivity of air	0.025 W/mK	0.0305 W/mK
(6) Conductivity of shielding blocks	2.4 W/mK (Carbon steel 1m + air gap 10mm)	49.62 W/mK (at 25℃) ～ 24.92 W/mK (at 800℃) (Carbon steel 8.875in(225mm) + Paint 1mm + air gap 0.0625in (1.6mm))
(7) Heat transfer coefficient of air	5 W/m^{2}K, 313K (40℃) (natural convection currents)	4.81 W/m^{2}K (0.250in - in gap (6.35mm)) (Gap conductance through air) 90.1 W/m^{2}K, 120° F (48.89℃)
(8) Cooled portion of the He-Vessel	—	
(9) Axisymmetric Thermal Model		

Fig.2.4.3.8-22 Comparison of analytical models of JSNS and SNS.

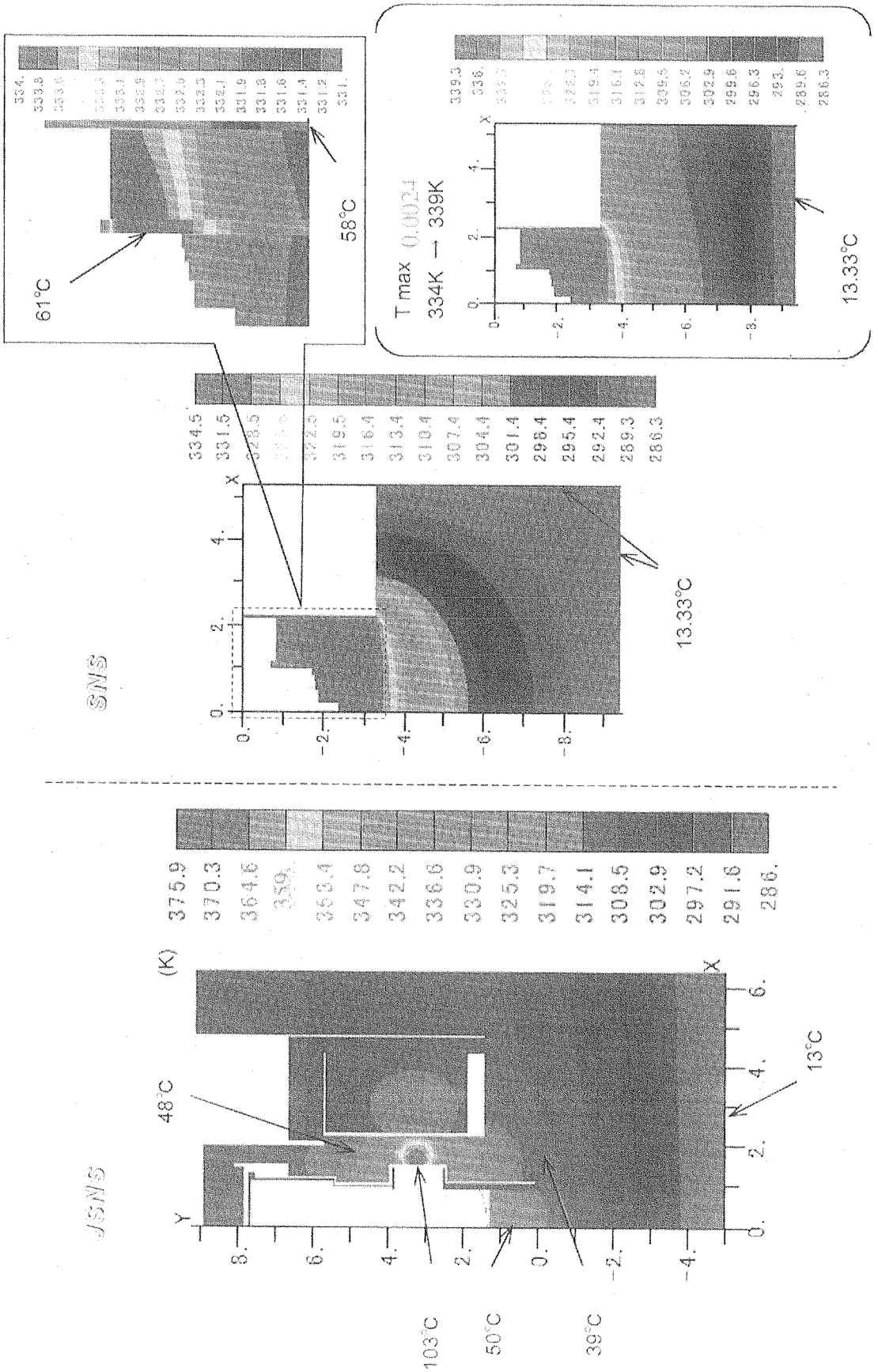


Fig.2.4.3.8-23 Analytical results of temperature distribution of JSNS and SNS.

２．４．３．８．２　空気循環ダクトの設計

１）　設計条件

熱負荷		11.5 kW
設計温度		50 ℃　（シャッター駆動装置からの要求仕様）
循環方法	給気	ヘリウムベッセル底部外周に配置された給気ヘッダの各給気口より均一に給気する。
	還気	ステーション最上部のシャッター駆動装置エリア内に配置された還気口より還気する。

２）　構造，仕様

①循環空気量の算出

熱負荷：q (kW)	設計温度 (℃)	給気温度 (℃)	⊿ t (℃)	循環風量：G (m3/h)
11.5	50	35	15	2400

循環空気量　G　= q x 1000 /(0.33 x ⊿t)　= 2,323 →　2,400 m3/h

ここで，循環風量は設計温度に対する給気温度の差（⊿ t ）が 15℃以上確保されることを前提に算出した。

②循環ダクトの選定

〈選定条件〉

・ステーション内，外において，配置設計上納まり得る形状，サイズであること。

・遮蔽体埋設部においては，遮蔽体の機能，構造強度を損なうことのない形状，サイズであること。

・循環空気冷却装置（搬送機器）に対しての負担が過大とならないこと。

・施設寿命中は回収不可能であることから，腐食しにくい材料であること。

・冷却装置からステーション間で循環空気が外部へ漏洩しないこと。

上記選定条件及び循環空気量等を総合的に勘案し，循環ダクトの仕様は下記とした。

	サイズ	材質
循環ダクト（給気・還気）	250A sch20S	SUS 304
給気ヘッダダクト	300 x 300 x 4.5t	SUS 304

なお，遮蔽コンクリートに埋設される給気ヘッダダクトは，コンクリート打設時の荷重に対して十分な強度が保証できないため，コンクリート打設時は打込み鋼板を敷設するものとする。

③給気口の配置

主たる発熱源である枝管部の配置を考慮し，これらに対して均一に給気できるよう，給気ヘッダダクトに給気口（全８ヶ所）を配置した。

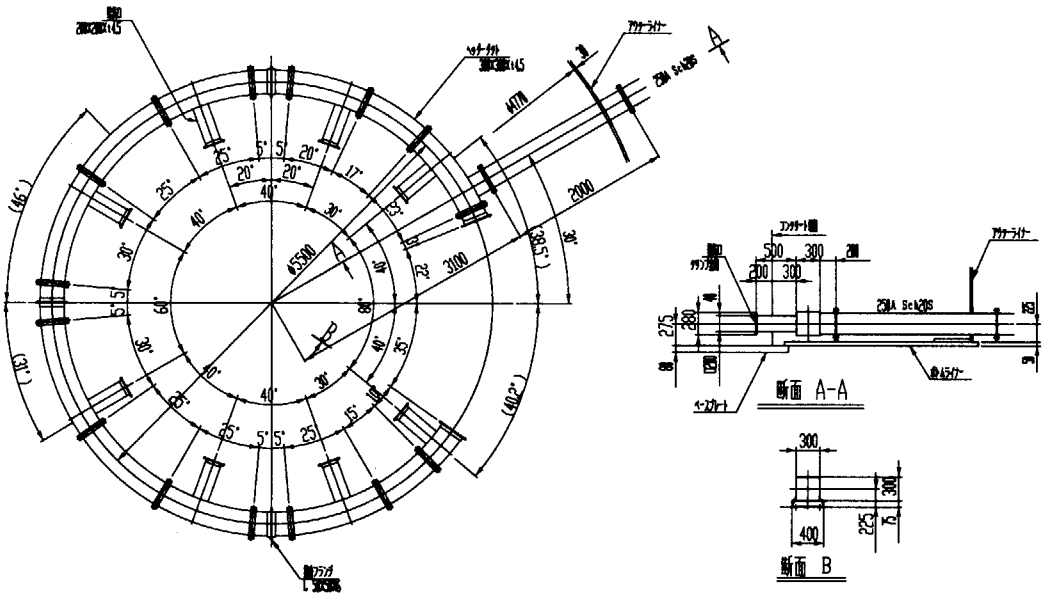


Fig.2.4.3.8-24 Drawing of dry air supply duct

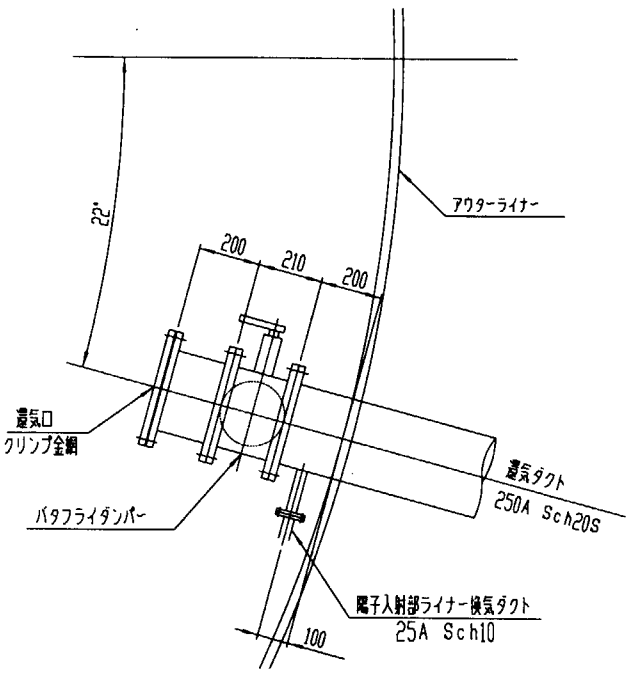


Fig.2.4.3.8-25 Drawing of dry air return duct.

④循環ダクト系の圧力損失

選定ダクト仕様によるダクト系の圧力損失値は確認計算の結果，下表に示すように循環系 Total で 200mmAq 程度となった。本値は，冷却装置の設計に過大な負担とならない範囲と考えられる。

循環空気量 (m3/h)	給気ヘッダダクト			循環ダクト（給気・還気）			ダクト系圧力損失		
	ｻｲｽﾞ (mm)	内径 (mm)	風速 (m/s)	ｻｲｽﾞ (mm)	内径 (mm)	風速 (m/s)	給気 (mmAq)	還気*1 (mmAq)	Total *2 (mmAq)
2400	□300	□291	7.87	250A	254.6	13.1	109	94	203

*.1 入射部ライナー還気ダクトの圧力損失（3mmAq 程度）は含まず。

*.2 給気口から還気口までの経路（ベッセルと遮蔽体の隙間）における圧力損失は見込んでいない。

*.3 計算条件 給気ダクト：直管 62m，エルボ 90° x8，エルボ 45° x2，ヘッダダクト直径 5500

還気ダクト：直管 54m，エルボ 90° x6，エルボ 45° x1，ダンパ x1

⑤陽子ビーム入射部ライナー換気ダクト

陽子入射部ライナー内の NOx 濃度が上がるのを防止する目的で，換気ダクトを設置

するものとした。

ライナー内の換気は，換気用ダクトを空気循環系還気ダクトに接続することにより行う。即ち，ライナーは陽子ビーム下流側開口から周辺空気を導入し，上流側に設置された換気口より換気される。ライナー内に装着される換気ダクトは，ライナーの部品として予め工場製作されるものとし，ライナーの仕様に反映されている。

a．ダクトサイズの選定

<選定条件>

ライナー内換気回数　：　１回以上（陽子輸送系の要求仕様）

<圧力損失による選定>

ライナー換気ダクトの圧力損失が，空気循環系の設計に影響を与えない範囲でサイズを選定するものとした。但し，ライナー内の換気回数は余裕を考慮し，１～３回/h の範囲としている。

下表は各サイズ毎の圧力損失計算値である。下表より，圧力損失が空気循環系の設計に殆ど影響せず，且つ，ライナー内に装着可能な２５Ａsch４０を換気ダクトとして採用した。

換気ダクト (配管)		入射ﾗｲﾅ空間容積 (m^3)	換気回数：１回/h			換気回数：２回/h			換気回数：３回/h		
呼び径	断面積 (mm^2)		風量 (m^3/h)	風速 (m/s)	圧損値 (mmAq)	風量 (m^3/h)	風速 (m/s)	圧損値 (mmAq)	風量 (m^3/h)	風速 (m/s)	圧損値 (mmAq)
10A	127	1	1	2.19	14	2	4.38	49	3	6.57	104
15A	204	1	1	1.37	5	2	2.73	16	3	4.09	32
20A	360	1	1	0.78	2	2	1.55	4	3	2.32	8
25A	**581**	**1**	**1**	**0.48**	**1**	**2**	**0.96**	**2**	**3**	**1.44**	**3**
32A	990	1	1	0.29	1	2	0.57	1	3	0.85	1

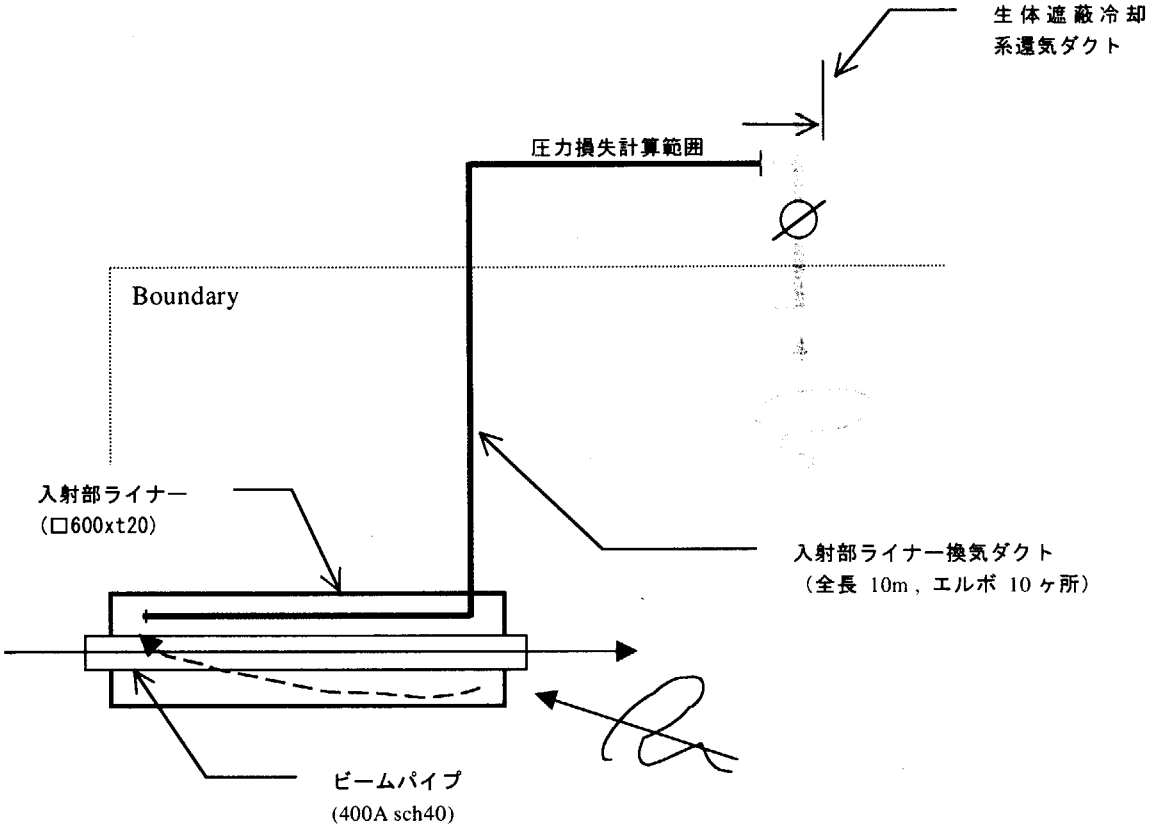


Fig.2.4.3.8-26 Calculation model of pressure drop of piping between proton beam duct liner and dry air return duct

b．換気ダクトの仕様

換気ダクトの仕様は下記とした。

２５Ａ sch１０S　ＳＵＳ３０４

２．４．４　機器据付手順と据付精度

ターゲットステーションの構成機器の据付け手順について検討した。建設工程の項にも述べるが、平成１９年度末にビームを受け入れることができように、限られた期間内に機器の据付けを終えることが必要な条件となる。米国 SNS 計画の手順を参考にし、据付手順を決めた。Table 2.4.4-1 に結果をまとめる。基本的に、ベースプレート等の底部の機器の据付に始まり、中心部のベッセルを据え、次にその外周の遮蔽体を配置する手順とした。ヘリウムベッセルは中性子発生の基準となり、水銀ターゲット容器、陽子ビーム窓とのシールをするため、水平方向、垂直方向とも高い据付精度を要求している。

ベッセル周囲に配置する遮蔽体で枝管上部は、シャッターを搭載する上部遮蔽ブロックを乗せ、かつ上部のリング遮蔽を搭載して、変位が±１mm にとどまるようにもとめている。これは、中性子ビームシャッターが２本のシャフトでの懸垂式であるため、摺動する際の摩擦による負荷の発生を防ぐためである。

シャッター間構造体についても、4.3m の高さにおいて傾きが生じ、シャッターブロックが上下する空間を狭めることがないよう精度を要求している。最小限でも 220mm の幅を確保し、ベッセル窓遠隔操作機器の挿入・駆動スペースを確保することも目的としている。

ヘリウムベッセル上部は、反射体や減速材の冷却水、液体水素など配管がベッセル周囲から配管樋に多数配置される。ベッセル周りにリング遮蔽が配置されること。このリング遮蔽から数十 cm の範囲の距離をおいて、放射状にシャッター駆動機構が据え付けられることを考えると、必ずしも十分な空間があるとはいえない。配管と遮蔽体、シャッター駆動装置との間で、据付け順を調整する必要があるかもしれない。

Table 2.4.4-1 Outline of device install procedure at Materials and Life science experimental facility (1/4)

基準線（X、Y方向、X‘、Y方向）の定義は参考図参照のこと

手順	機器名	据付方法	据付前提条件	位置決め精度	位置決め基準	作業の範囲
1	ベースプレート ドレンパイプ		配管ルート 手順 18 の重コン打設前に別工区分接続			支持
2	据付基準点				中心原点 １Ｆ床ベンチマーク４点 原点をはさみ、陽子ビーム入射方向２点（X軸）とX軸と直交方向２点（Y軸）	測量、(設置)
3	ベースプレート	野外クレーンで設置 グラウト工法	Z 方向は高さ方向（ヘリウムベッセル中心軸高さ方向とする） グラウト工法の基礎ボルト孔	(X 方向) ±3mm (Y 方向) ±3mm (中心位置) ±3mm (Z 方向) ±3mm (水平度) 0.5/1000	水平X軸 水平Y軸 中心原点 高さ方向 プレート機械加工面	・グラウト施工 ・位置決め調整 ・ボルト穴シール溶接 ・エア抜き孔シール ・ドレンパイプ溶接、等
4	ボトムライナー	野外クレーンで設置 グラウト工法	グラウト工法の基礎ボルト孔	(X 方向) (Y 方向) (Z 方向) (水平度) アウターライナーが所定の精度で据付られる範囲とする。	X、Y方向はベースプレートに合わせる	・グラウト施工 ・位置決め調整 ・ベースライナーとの当たり面シール溶接 ・ボルト穴等のシール溶接 ・エア抜き孔シール
5	アウターライナー （下段）	野外クレーンで設置		(X 方向) ±10 mm (Y 方向) ±10 mm (Z 方向) ±15 mm (垂直度) 1/1000	X、Y方向基準線 下段本体上面位置	ボトムライナーとボルト締結、シール溶接
6	アウターライナー （上段）	野外クレーンで設置		(X 方向) ±10 mm (Y 方向) ±10 mm (Z 方向) ±20 mm (垂直度) 1/1000	X、Y方向は基準線 下段本体上面位置	下段アウターライナーとボルト締結、シール溶接
7	ヘリウムベッセルサポートシリンダ	野外クレーンで設置		(X 方向) ±1 mm (Y 方向) ±1 mm (Z 方向) ±0.5 mm	水平X軸（シリンダ中心） 水平Y軸（シリンダ中心） シリンダ上面	

詳細は別途指示する。

Table 2.4.4-1 Outline of device install procedure at Materials and Life science experimental facility (2/4)

手順	機器名	据付方法	据付前提条件	位置決め精度	位置決め基準	作業の範囲
8	中性子ビームライン マーキング	測量機器 角度原器	ステーション1F床(表面仕上げなし)		ヘリウムベッセルサポートシリンダ中心 ビーム配置角度(23本)	測量、マーク設置 ベンチマーク設置(床) ケガキ線(ベースプレート、ボトムライナー、アウターライナー内面等)
9	サポートシリンダー内遮蔽	野外クレーン	サポートシリンダーが既設			位置決め、固定
10	ドレンパイプ	野外クレーン				
11	ヘリウムベッセル	野外クレーン			ヘリウムベッセルサポートシリンダで規定	ドレンパイプ溶接
12	ドレンパイプ	野外クレーン				
13	中性子ビームダクト (アウターライナー)	野外クレーン	手順8により決定したビームライン方向をX'方向とし右手直交座標系でY'方向を規定	(X' 方向) ±10mm (Y' 方向) ±3mm (目標) (Z 方向) ±3mm (目標)	ビームダクトフランジ端面 ビームダクトフランジ端面 ビームダクトフランジ端面	中性子ビームダクトサポート設置 中性子ビームダクトのレベル調整
14	乾燥空気配管(給気側)	野外クレーン		特に規定せず		配管 アウターライナーとシール溶接 重コン打設(手順18)のための養生
15	枝管下部遮蔽	野外クレーン		特に規定せず		位置決め、固定
16	陽子入射部ライナー	野外クレーン		(X方向) ±3 mm (Y方向) ±3 mm (Z方向) ±3 mm	ベッセルステージ部、本機器の上流側端部 本機器の上流側端部 本機器の上流側端部	位置合わせ後、現場合わせで、アウターライナー外面に溶接固定
17	ターゲット台車挿入部ライナー(アウターライナー外)	野外クレーン	アウターライナーに開口部			アウターライナー外面、ベース部と溶接
18	重コン打設工事		(本仕様範囲外)			
19	枝管部遮蔽	室内仮設クレーン	下部重コン遮蔽打設済	R2300 ±3 mm	ヘリウムベッセル中心軸	位置決め、固定
20	枝管上部遮蔽の肩部	室内仮設クレーン	枝管部遮蔽据付済	R2300 ±3 mm (Z方向) 5700 ± 8 mm (水平度) 1/1000	ヘリウムベッセル中心軸 ベースプレート上面 遮蔽型部上面	位置決め、固定
21	陽子ビーム入射部遮蔽	室内仮設クレーン	下部重コン遮蔽打設済	R4720 mm 以上	ヘリウムベッセル中心軸	位置決め、固定

Table 2.4.4-1 Outline of device install procedure at Materials and Life science experimental facility (3/4)

手順	機器名	据付方法	据付前提条件	位置決め精度	位置決め基準	作業の範囲
２２	シャッター間 構造体支持台座	屋内仮設クレーン ライナー工法	下部重コン遮蔽との取合い部加工	(X'方向) (Y'方向) (Z方向) 別途指示	台座基準位置 ビームライン配置角度方向に対する支持台座中心線： 支持台座の基準面Y‘：配置角度に垂直方向	レベル出し、位置決め グラウト施工
２３	シャッター間 構造体	屋内仮設クレーン	・陽子入射部ライナー周り遮蔽ブロック設置済み（EL+5700±8mm） ・枝管上部遮蔽設置済み(EL+5700 mm レベルで±15 mm のシム調整代)	(X'方向) (Y'方向) (Z方向) ±7 mm 水平度：1/1000 垂直度：0.5/1000 枝管上部遮蔽との段差 ±1 mm 内	X'、Y'方向は構造体支持台座受け面に合わせ範囲で可 EL+5700 mm に対する構造体上面 構造体上面	・搬入 ・吊りこみ ・固定 枝管上部遮蔽 隣接する構造体 アウターライナー
２４	ターゲット台車挿入部遮蔽	屋内仮設クレーン	シャッター間構造体据付済み	R4720 mm 以上	ヘリウムベッセル中心軸	アウターライナー外面、ベース部と溶接
２５	ターゲット台車挿入部 ライナー （台車レールベース部）			(X方向) ±3 mm (Y方向) ±3 mm (水平度) 1/1000	ベース基準位置 ベース基準位置 ベース上面	固定
２６	ターゲット台車挿入部 ライナー （アウターライナ内）	屋内仮設クレーン				ヘリウムベッセル、台車ベース、アウターライナーと内側から溶接
２７	ベッセル窓取付用遠隔操作装置）	屋内仮設クレーン	シャッター間構造体据付済み		ヘリウムベッセル枝管フランジ部位置決めピン（目標）	遠隔操作により、ヘリウムベッセル枝管部に、角形ダクトを挿入、ボルト締め
２８	シャッターブロック	屋内仮設クレーン	シャッター間構造体据付済み			つり込み
２９	シャッター上部遮蔽ブロック	屋内仮設クレーン	枝管上部遮蔽側とシャッター間構造体を固定した状態	水平度：1/1000		シャッターの吊り下げシャフトを通す。 固定。水平度シム調整

Table 2.4.4-1 Outline of device install procedure at Materials and Life science experimental facility (4/4)

手順	機器名	据付方法	据付前提条件	位置決め精度	位置決め基準	作業の範囲
３０	シャッター駆動機構	屋内仮設クレーン				架台、モーター、ジャッキ等の組立、配線、配管架台シム調整
３１	陽子ビーム窓機器	屋内仮設クレーン	枝管上部遮蔽に挿入口 信号線配線要			陽子ビーム窓、陽子ビーム窓ハウジング、陽子ビーム窓交換プラグと組立
３２	ベッセル内機器（仮据付） 水冷遮蔽体 非水冷遮蔽体 減速材 反射体 反射体プラグ	屋内仮設クレーン／本設クレーン				ベッセル内仮据付 次項の反射体等遠隔操作装置を用いた試験・調整後、本据付
３３	反射体等遠隔操作装置	屋内仮設クレーン／本設クレーン				ベッセル内機器操作試験
３４	陽子ビーム入射部遮蔽	本設クレーン				固定
３５	ターゲット台車挿入部遮蔽（上面）	本設クレーン				固定
３６	ベッセルふれ止め梁	本設クレーン				
３７	配管樋	本設クレーン	次項作業完了後に蓋			
３８	ベッセル上部外周配管					配管 溶接検査、気密検査
３９	上部リング遮蔽	本設クレーン		（中心位置）±2 mm （Z 方向）±2 mm 水平度　1/1000	ヘリウムベッセル中心軸 上部リング遮蔽上面位置決めピン位置と陽子ビーム窓ポート上部遮蔽のキャスク設置面の高さ 上部リング遮蔽上面	固定
４０	配管樋遮蔽	本設クレーン				固定
４１	乾燥空気配管 （還気側）	本設クレーン	必要配管工事要			アウターライナー側シール 外側は別途配管
４２	陽子ビーム窓ポート上部遮蔽	本設クレーン				固定
４３	ベッセル上部遮蔽	本設クレーン				固定
４４	天井遮蔽	本設クレーン				設置

参考文献

[1] “伝熱工学資料　改訂第４版”、日本機械学会 (1996).

[2] Habitt, Karlsson & Sorensen Inc.,: “ABAQUS User's Manual Version 5.2”

[3] “発電用原子力設備に関する構造等の技術基準”、平成７年通商産業省告示 501 号

[4] Waters, L. S.: ”MCNPX User's Manual”, TPO-E83-G-UG-X-00001, Los Alamos National Laboratory (1999).

[5] Chadwick, M.B., Young, P.G., Chiba, S., et al.: Nucl. Sci. Eng. 131, 293 (1999).

[6] Lee,G.:”Radiation RESISTANCE OF ELASTMERS”, IEEE Trans. Nucl. Sci., Vol.NS-32, No5, (1985).

[7] 吉田勝彦、前川藤夫、高田弘：“大強度陽子加速器計画における核破砕中性子源遮蔽体の基本設計”、JAERI-Tech2003-019 (2003).

国際単位系（SI）と換算表

表1　SI基本単位および補助単位

量	名称	記号
長さ	メートル	m
質量	キログラム	kg
時間	秒	s
電流	アンペア	A
熱力学温度	ケルビン	K
物質量	モル	mol
光度	カンデラ	cd
平面角	ラジアン	rad
立体角	ステラジアン	sr

表2　SIと併用される単位

名称	記号
分，時，日	min, h, d
度，分，秒	°, ′, ″
リットル	l, L
トン	t
電子ボルト	eV
原子質量単位	u

1 eV=1.60218×10^{-19}J

1 u=1.66054×10^{-27}kg

表3　固有の名称をもつSI組立単位

量	名称	記号	他のSI単位による表現
周波数	ヘルツ	Hz	s^{-1}
力	ニュートン	N	$m\cdot kg/s^2$
圧力，応力	パスカル	Pa	N/m^2
エネルギー,仕事,熱量	ジュール	J	N·m
工率，放射束	ワット	W	J/s
電気量，電荷	クーロン	C	A·s
電位，電圧，起電力	ボルト	V	W/A
静電容量	ファラド	F	C/V
電気抵抗	オーム	Ω	V/A
コンダクタンス	ジーメンス	S	A/V
磁束	ウェーバ	Wb	V·s
磁束密度	テスラ	T	Wb/m^2
インダクタンス	ヘンリー	H	Wb/A
セルシウス温度	セルシウス度	℃	
光束	ルーメン	lm	cd·sr
照度	ルクス	lx	lm/m^2
放射能	ベクレル	Bq	s^{-1}
吸収線量	グレイ	Gy	J/kg
線量等量	シーベルト	Sv	J/kg

表4　SIと共に暫定的に維持される単位

名称	記号
オングストローム	Å
バーン	b
バール	bar
ガル	Gal
キュリー	Ci
レントゲン	R
ラド	rad
レム	rem

1 Å=0.1nm=10^{-10}m

1 b=100fm^2=10^{-28}m^2

1 bar=0.1MPa=10^{5}Pa

1 Gal=1cm/s^2=10^{-2}m/s^2

1 Ci=3.7×10^{10}Bq

1 R=2.58×10^{-4}C/kg

1 rad=1cGy=10^{-2}Gy

1 rem=1cSv=10^{-2}Sv

表5　SI接頭語

倍数	接頭語	記号
10^{18}	エクサ	E
10^{15}	ペタ	P
10^{12}	テラ	T
10^{9}	ギガ	G
10^{6}	メガ	M
10^{3}	キロ	k
10^{2}	ヘクト	h
10^{1}	デカ	da
10^{-1}	デシ	d
10^{-2}	センチ	c
10^{-3}	ミリ	m
10^{-6}	マイクロ	μ
10^{-9}	ナノ	n
10^{-12}	ピコ	p
10^{-15}	フェムト	f
10^{-18}	アト	a

（注）

1．表1－5は「国際単位系」第5版，国際度量衡局 1985年刊行による。ただし,1 eVおよび1 uの値はCODATAの1986年推奨値によった。

2．表4には海里，ノット，アール，ヘクタールも含まれているが日常の単位なのでここでは省略した。

3．barは，JISでは流体の圧力を表わす場合に限り表2のカテゴリーに分類されている。

4．EC閣僚理事会指令ではbar，barnおよび「血圧の単位」mmHgを表2のカテゴリーに入れている。

換算表

力	N(=10^{5}dyn)	kgf	lbf
	1	0.101972	0.224809
	9.80665	1	2.20462
	4.44822	0.453592	1

粘度　1 Pa·s(N·s/m^2)=10 P(ポアズ)(g/(cm·s))

動粘度　1m^2/s=10^{4}St(ストークス)(cm^2/s)

圧力	MPa(=10bar)	kgf/cm^2	atm	mmHg(Torr)	lbf/in^2(psi)
	1	10.1972	9.86923	7.50062×10^3	145.038
	0.0980665	1	0.967841	735.559	14.2233
	0.101325	1.03323	1	760	14.6959
	1.33322×10^{-4}	1.35951×10^{-3}	1.31579×10^{-3}	1	1.93368×10^{-2}
	6.89476×10^{-3}	7.03070×10^{-2}	6.80460×10^{-2}	51.7149	1

エネルギー・仕事・熱量	J(=10^7 erg)	kgf·m	kW·h	cal(計量法)	Btu	ft·lbf	eV
	1	0.101972	2.77778×10^{-7}	0.238889	9.47813×10^{-4}	0.737562	6.24150×10^{18}
	9.80665	1	2.72407×10^{-6}	2.34270	9.29487×10^{-3}	7.23301	6.12082×10^{19}
	3.6×10^6	3.67098×10^5	1	8.59999×10^5	3412.13	2.65522×10^6	2.24694×10^{25}
	4.18605	0.426858	1.16279×10^{-6}	1	3.96759×10^{-3}	3.08747	2.61272×10^{19}
	1055.06	107.586	2.93072×10^{-4}	252.042	1	778.172	6.58515×10^{21}
	1.35582	0.138255	3.76616×10^{-7}	0.323890	1.28506×10^{-3}	1	8.46233×10^{18}
	1.60218×10^{-19}	1.63377×10^{-20}	4.45050×10^{-26}	3.82743×10^{-20}	1.51857×10^{-22}	1.18171×10^{-19}	1

1 cal= 4.18605J（計量法）

= 4.184J（熱化学）

= 4.1855J（15℃）

= 4.1868J（国際蒸気表）

仕事率　1 PS(仏馬力)

= 75 kgf·m/s

= 735.499W

放射能	Bq	Ci
	1	2.70270×10^{-11}
	3.7×10^{10}	1

吸収線量	Gy	rad
	1	100
	0.01	1

照射線量	C/kg	R
	1	3876
	2.58×10^{-4}	1

線量当量	Sv	rem
	1	100
	0.01	1

（86年12月26日現在）

大強度陽子加速器プロジェクト　物質・生命科学実験施設機器技術設計書

R100
古紙配合率100%
白色度70%再生紙を使用しています