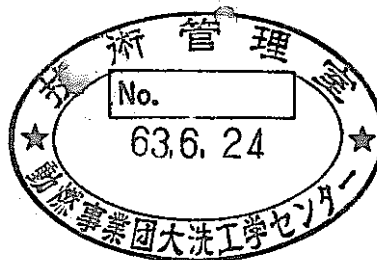


「常陽」燃料取扱設備稼働率向上の検討

(動力炉・核燃料開発事業団 契約業務報告書)



1988年3月

技術資料コード	
開示区分	レポート No.
T	J9068 88-002
この資料は 図書室保存資料です 閲覧には技術資料閲覧票が必要です 動力炉・核燃料開発事業団大洗工学センター技術管理室	

富士電機株式会社

複製又はこの資料の入手については、下記にお問い合わせください。

〒311-13 茨城県東茨城郡大洗町成田町4002

動力炉・核燃料開発事業団

大洗工学センター システム開発推進部・技術管理室

Enquires about copyright and reproduction should be addressed to: Technology Management Section O-arai Engineering Center, Power Reactor and Nuclear Fuel Development Corporation 4002 Narita-cho, O-arai-machi, Higashi-Ibaraki, Ibaraki-ken, 311-13, Japan

動力炉・核燃料開発事業団 (Power Reactor and Nuclear Fuel Development Corporation)

1988年3月

「常陽」燃料取扱設備稼働率向上の検討

井 上 隆^{※1}， 守 田 靖 弘^{※1}
遠 藤 茂 樹^{※2}， 田 中 修^{※2}

要 旨

本報告書は、「常陽」の照射ベッドとしての効率的運用のために、燃料取扱工程の短縮を図ること、及び工程遅延に至る不具合事象の発生の抑制を図ることを目的として、以下の項目について検討した結果をまとめたものである。

- ① トランスファロータのバッファ貯蔵容量増加の検討
- ② 冷却用ポットを廃止し、燃料移送ポットに置換える検討
- ③ 案内スリーブの必要性の検討及びホールドダウン機構下降不能防止対策の検討
- ④ グリップの回転可能な燃料交換機の検討
- ⑤ 燃料出入機接続部ガス置換時間短縮の検討
- ⑥ 燃料洗浄設備、燃料缶詰設備操作所要時間短縮の検討

検討の結果、トランスファロータが燃料移送のバッファ機能を有することが可能であり、格内作業と格外作業を分離することの見通しが得られた。

また、原子炉停止中に行う格内の燃料交換作業の短縮期間を検討した結果は、以下のとおりである。

- ① 冷却用ポットを廃止し、その分を移送用ポットに置換えた場合には、約2.5日／燃交が短縮となる見通しが得られた。
- ② 案内スリーブを廃止した場合には、約2日／燃交が短縮となる見通しが得られた。
- ③ 炉上部での燃料出入機接合部のパージ所要時間は、燃料出入案内筒をドアバルブ付きとすることにより半減できる見通しが得られた。

本報告書は、富士電機株式会社が動力炉・核燃料開発事業団との契約により実施した業務の成果である。

契 約 番 号 ： 62C5128

事業団担当者 ： 佐 橋 実 (大洗工学センター実験炉部 原子炉第一課)

※1：富士電機株式会社 原子力統括部 技術部

※2：富士電機株式会社 原子力統括部 設計部

Study on Improvement of Availability for Fuel Handling System of JOYO

Takashi Inoue^{※ 1}, Yasuhiro Morita^{※ 1}

Shigeki Endo^{※ 2}, Osamu Tanaka^{※ 2}

Abstract

With a purpose of operating effectively JOYO as a fuel irradiation bed, studies have been conducted for reduction of fuel handling time and prevention of troubles resulted in delay of fuel handling time.

This report describes of results of following studies.

- (1) Increase of numbers of fuel assembly received in the transfer rotor tank as a buffer storage
- (2) Abandonment of fuel cooling pot and addition of fuel transfer pot in the in-vessel storage rack
- (3) Necessity of the guide sleeve and maintainability of the hold-down mechanism of in-core charge machine
- (4) Addition of rotating function to the gripper of in-core charge machine
- (5) Reduction of gas-purge time of the guide sleeve connected with ex-vessel transfer machine
- (6) Reduction of spent fuel cleaning time and spent fuel canning time

As a result of the above-mentioned studies, the feasibility of increasing numbers of fuel assembly received in the transfer rotor tank was proved and the refueling time undetr reactor shutdown was prospected to reduce as follows;

- (1) Abandonment of fuel cooling pot reduces about 2.5days per one refueling period.
- (2) Abandonment of the guide sleeve of in-core charge machine reduces about 2days per one refueling period.
- (3) Gas-purge time of the guide sleeve connected with ex-vessel transfer machine reduces one half as compared with the present gas-purge time by means of the ex-vessel transfer guide sleeve attached door-valve.

Work performed by Fuji Electric Co., Ltd. under contract with Power Reactor and Nuclear Fuel Development Corporation.

PNC Liaison : Minoru Sahashi, Experimental Reactor Division

※ 1 : Fuji Electric Co.,Ltd. Nuclear Power Division, Engineering Department

※ 2 : Fuji Electric Co.,Ltd. Nuclear Power Division, Design Department

目 次

1. まえがき	1
2. 個別検討	3
2.1 トランスファロータに関する検討	3
2.1.1 目 的	3
2.1.2 トランスファロータ貯蔵容量の検討	3
2.1.3 トランスファロータ構造検討	6
2.1.4 トランスファロータの熱検討	18
2.2 燃料移送・冷却用ポットに関する検討	26
2.2.1 目 的	26
2.2.2 中性子吸収体付ポットの検討	26
2.2.3 ポットの処理方法の検討	30
2.3 回転プラグに関する検討	46
2.3.1 目 的	46
2.3.2 案内スリーブを廃止した場合の成立性	47
2.3.3 案内スリーブを廃止する方策の検討	50
2.3.4 孔プラグ等保守装置の改造案	54
2.3.5 ホールドダウン軸下降不能に対する恒久対策	58
2.4 燃料交換機に関する検討	62
2.4.1 目 的	62
2.4.2 機能条件	62
2.4.3 改造計画	62
2.5 燃料出入機に関する検討	65
2.5.1 目 的	65
2.5.2 検討条件	65
2.5.3 燃料出入案内筒の改造	65

2.6	格外設備に関する検討	68
2.6.1	燃料洗浄時間の短縮化	68
2.6.2	燃料缶詰操作時間の短縮化	74
3.	燃交時間短縮に関する検討	79
4.	改造工事に関する工期の検討	89
5.	結 論	92
6.	あとがき	94
7.	謝 辞	94
8.	付 録	95
付録-1	原子炉格納容器トランスファロータ収納部強度検討	95
付録-2	トランスファロータ・タンク壁面の熱通過率	111
付録-3	トランスファロータ・ラック内におけるポット温度	114
付録-4	燃料の曲がりを考慮したポット内径の検討	117
付録-5	案内スリーブ廃止案の検討	121
付録-6	孔プラグ等保守装置改造案の検討	124
付録-7	ホールドダウン機構下降不能に対する恒久対策の検討	127
付録-8	回転機能を有する燃料交換機概念の検討	130
付録-9	燃料出入機の検討	140
付録-10	燃料洗浄設備シーケンス改良の効果について	147
付録-11	燃料洗浄設備追加循環ラインについて	149

1. まえがき

本報告書は、「常陽」の照射ベッドとしての効率的運用のために、燃料取扱工程の短縮を図ること、及び工程遅延に至る不具合事象発生抑制を図ることを目的として検討した結果をまとめたものである。

検討対象設備及び検討項目は、図1－1に示すとおりである。

2. 個別検討

2.1 トランスファロータに関する検討

2.1.1 目的

バッファ（燃料一時滞留）機能を追加する。

現在の燃料交換（燃料移送）は、格内作業と格外作業がトランスファロータ（以下T/Rと略す）を介してシーケンシャルに行われている。原子炉運転工程のクリティカルパスとなる格内作業を分離するため、トランスファロータにバッファ機能をもたせる。

2.1.2 トランスファロータ貯蔵容量の検討

燃料交換の格内作業と格外作業を分離可能とするために必要なトランスファロータ（T/R）の貯蔵容量を検討する。

(1) 検討条件

- ① 1回当りの燃料交換本数は最大15本とする。
- ② 格内作業と格外作業を分離可能とする。
- ③ 臨界貯蔵ピッチ 370mm *を確保する。

*（「常陽」設工認申請書47動燃（高速）116新燃料貯蔵設備）

- ④ 既設案内管の改造は行わない。（収納ラック配列径は変えない）

(2) 燃料交換作業要領

燃交時のトランスファロータに関する格内及び格外作業を表2.1-1に示す。

貯蔵容量を16体（1回の燃交本数+1体）とすることにより格内、格外作業を分離できる。

(3) 臨界上の安全性

現状のラック収納径は、変わらないので収納ピッチは、

$$813\text{mm} > 370\text{mm} \quad (\text{臨界ピッチ})$$

となり、（図2.1-1）、臨界安全上問題ない。

(4) 貯蔵容量

貯蔵容量は、以上の検討により、16体とする。

表2.1.1-1 燃料交換作業要領

	原子炉運転	原子炉停止（燃交）
格内作業	_____	① ポット入り使用済燃料をR/Vから取出し、T/Rへ装荷する。 （燃料出入機） ② ポット入り新燃料をT/Rから取出し、R/Vへ装荷する。 （燃料出入機） ③ 炉心と炉内燃料貯蔵ラックとの間で燃料の交換をする。 （燃料交換機）
格外作業	① 使用済燃料（15体）をT/Rから取出し、洗浄・缶詰し貯蔵ラックへ装荷する。 ② 新燃料（15体）を予熱し、T/Rへ装荷する。	_____
T/Rから1体取出し、1体装荷すれば（上表の①と②を交互に行う）T/Rの貯蔵容量を（1回の燃料交換体数15体）+1体=16体分 ^{*1} とすることで、格内及び格外の作業は並行作業とはならない。		

T/R：トランスファロータ

R/V：原子炉容器

*1 T/Rへの燃料の収納は、T/Rの回転及び耐震上のアンバランスが生じないよう、軸対称にラックへ収納することとする。

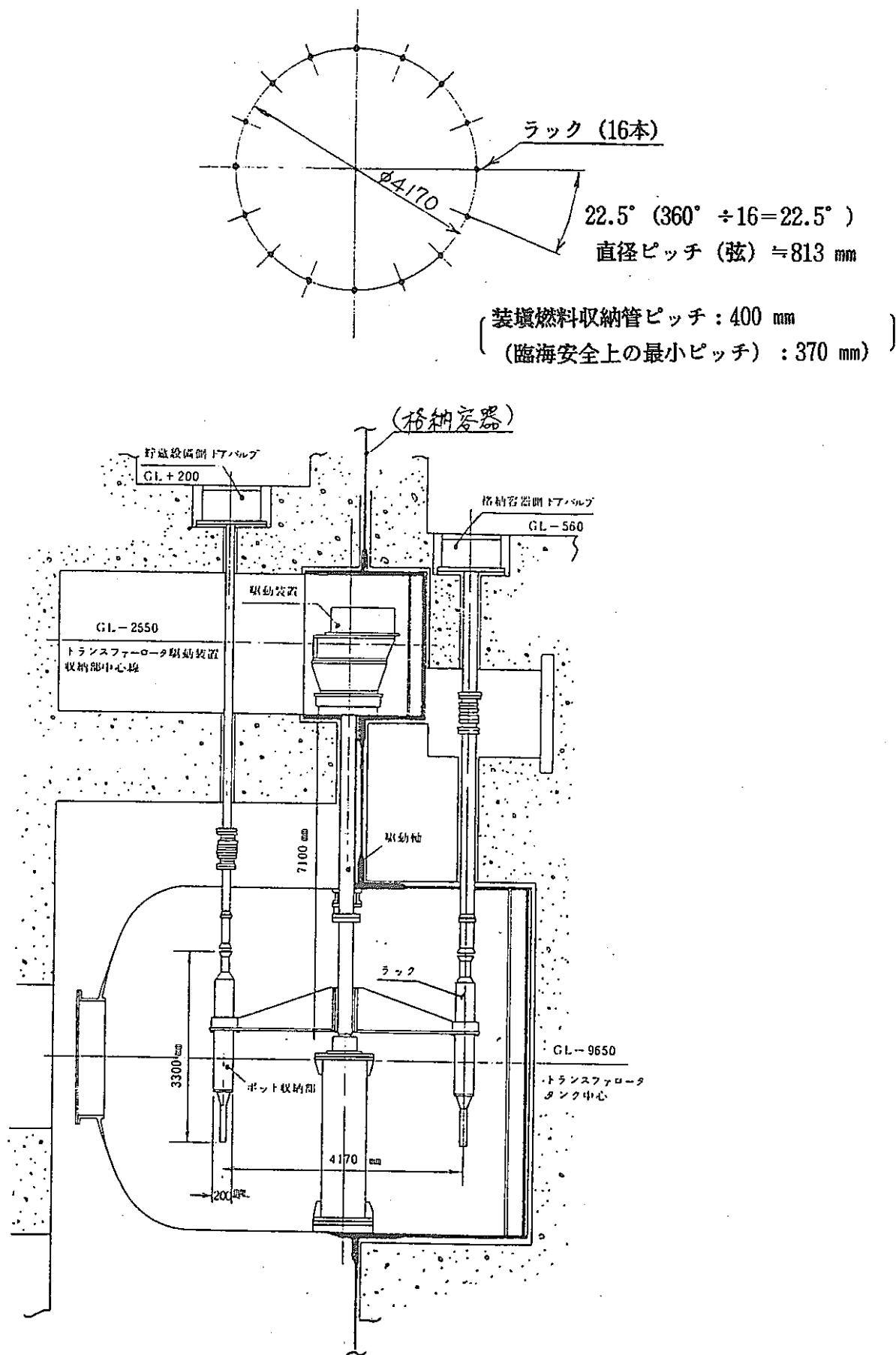


図 2. 1-1 トランスファロータに関する検討 ラック基本寸法検討図

2.1.3 トランスファロータ構造検討

トランスファロータの貯蔵容量を16体とした場合の構造計画及び耐震成立性（許認可性）について検討する。

(1) 検討条件

- ① T/Rタンクの改造は行わないので、各部材が、T/Rタンクのマンホール径（ $\phi 2000$ ）から入ること及びタンク内で組立てができること。
- ② ラック本数 : 16体
- ③ 耐震設計条件
 - (i) 耐震クラス : Aクラス
 - (ii) 静的震度 : $C_H = 0.745G$
 : $C_V = 0.324G$
 - (iii) 動的震度 : GL. 2550 硬地盤及び
 GL. 9650 硬地盤の包絡床応答曲線（図2.1－2）
 - (iv) 設計温度 : 150℃（ただし、ラック部 300℃）

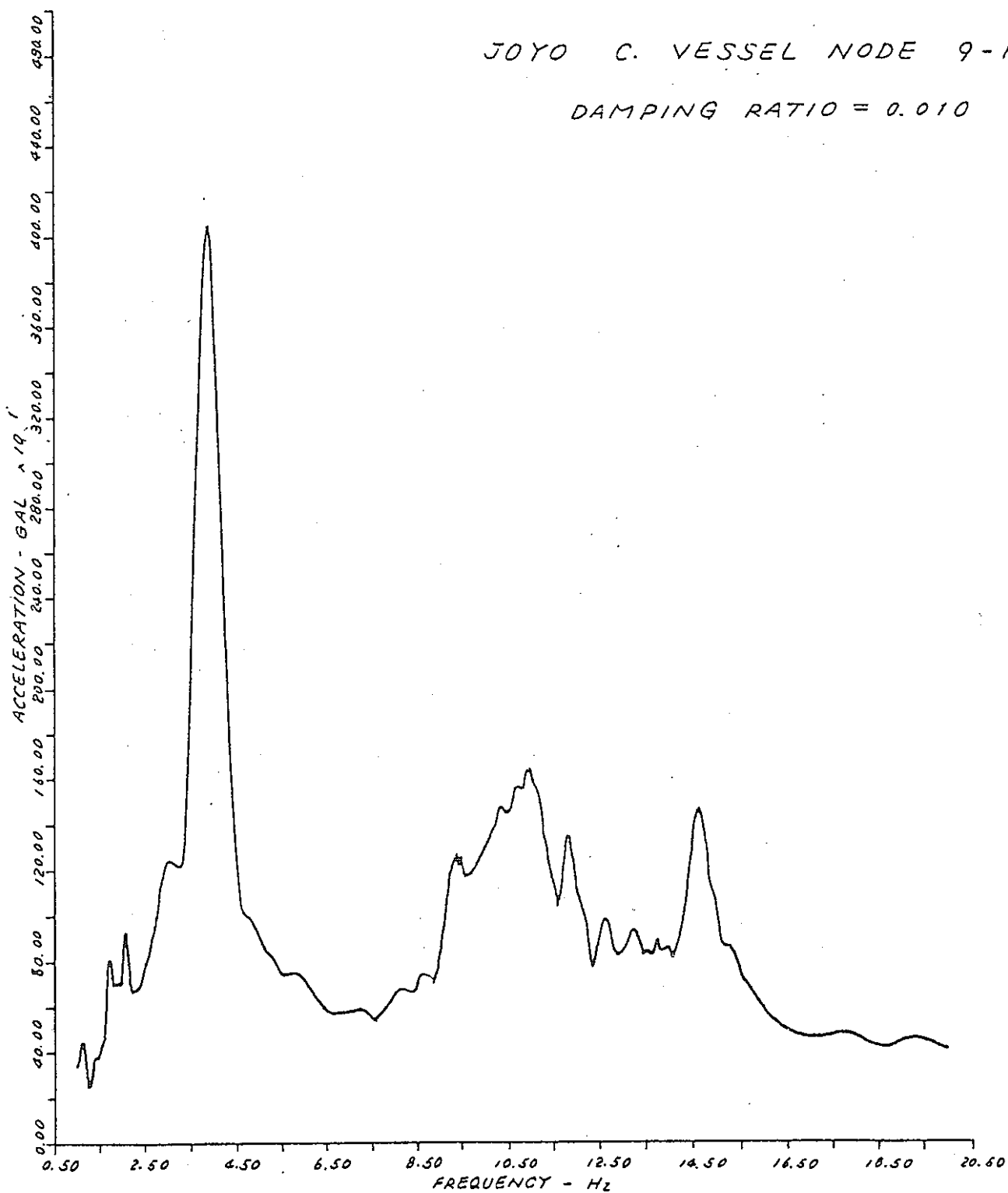


図 2. 1-2 GL-2550レベル及びGL-9650の包絡の床応答曲線

(加速度) 硬地盤

(2) 構造計画

T/Rの構造計画を以下に示す。構造計画図を図2.1-3に示す。

① 新設のT/Rの範囲は、図2.1-3の実線の部分とし、既設範囲（軸(1)、上部架台）とフランジ取合いとする。

② 分解組立手順を図2.1-4、5に示す。T/R支持円板は、図2.1-5に示すように3分割構造とし、T/Rタンク内部でボルト締めにて組立てる。

③ 軸受は、既設と同様とする。

〔 上部の駆動装置内にラジアルとスラスト軸受、
下部の上部架台上のラジアル軸受にて支持する 〕

④ 駆動装置は、位置検出器（アブソリュートエンコーダ）を設置し、燃料の挿入・取出し位置決め制御をする。

⑤ 機器主要目（改造部分）

(i) 主要材料

(a) ラック : SUS316TP

(b) 支持円板及び補強リブ : SS41

(ii) 概略重量（増設分）

(a) SUS316TP : 1.6ton (100kg/1本・ラック×16)

(b) 炭素鋼 : 7.8ton

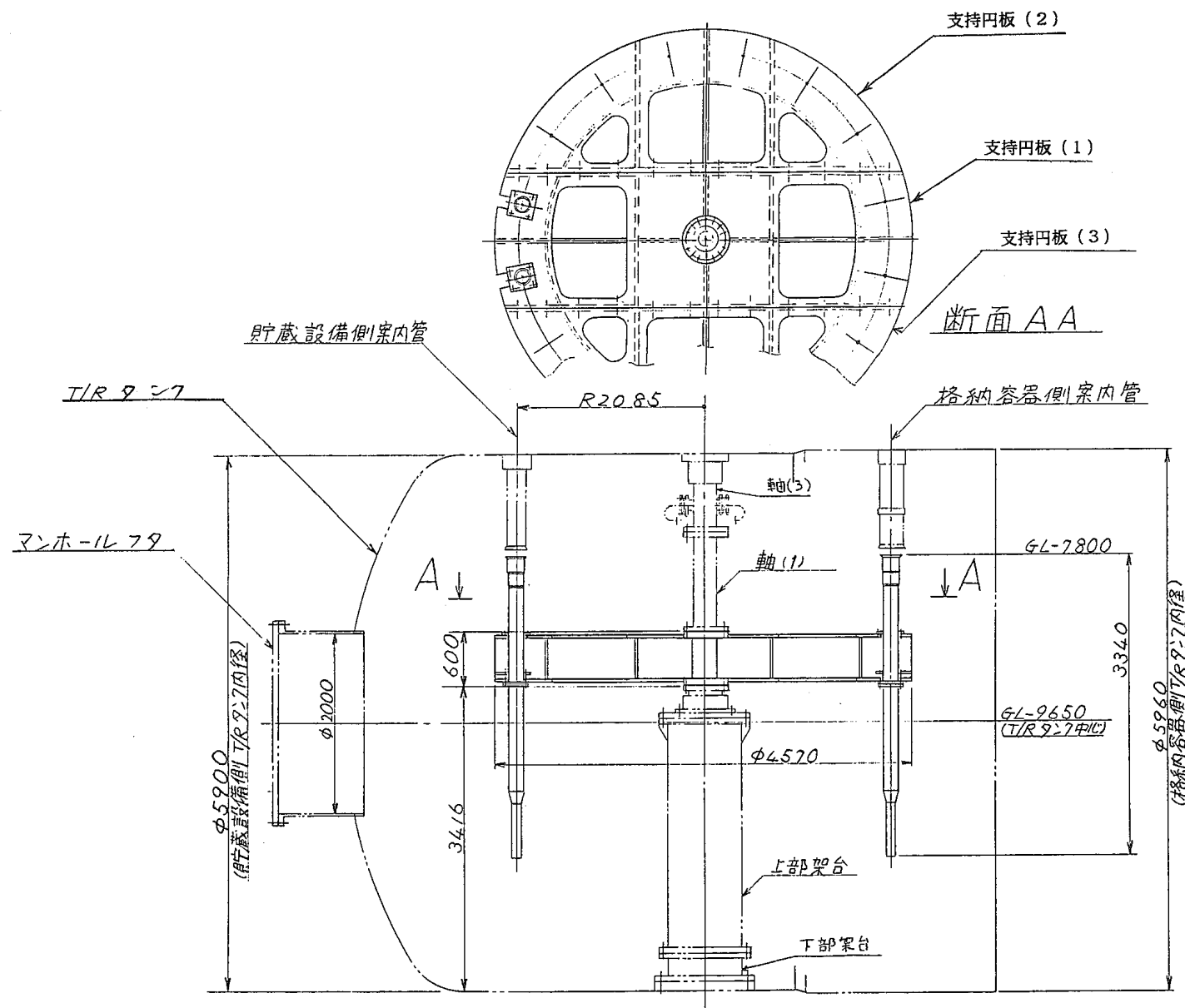
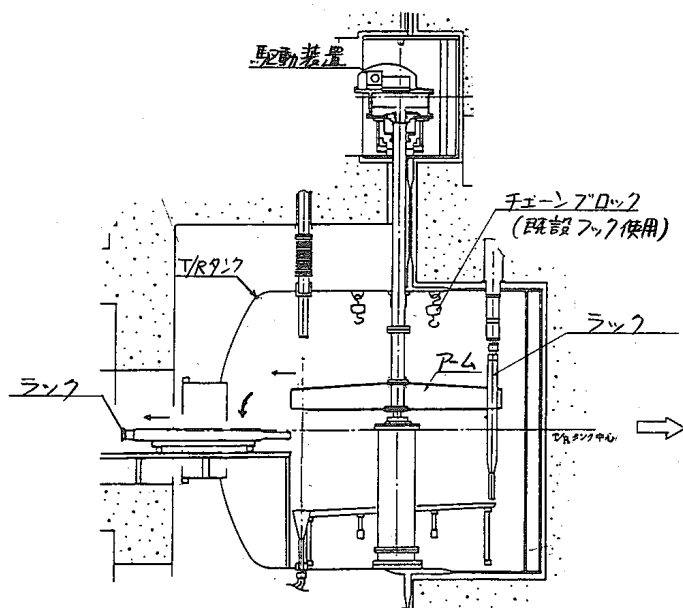
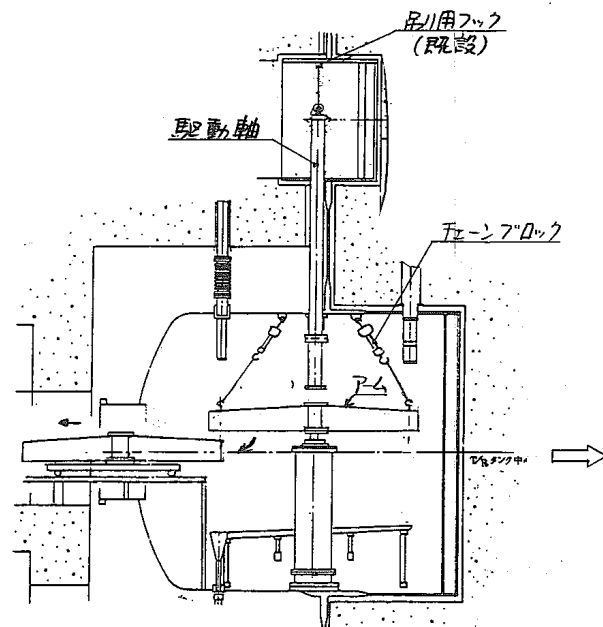


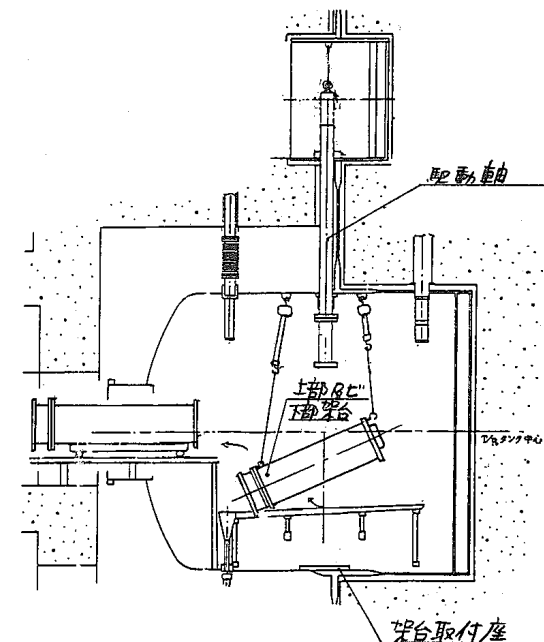
図 2. 1-3 トランスファロータ構造概念図



- ① T/Rタンク内ノ洗浄、ガス置換 (Ar→Air) スル。
- ② ラック予熱ヒータヲ取外ス。
- ③ ラックヲアームカラ取外シ、T/Rカラ搬出スル。

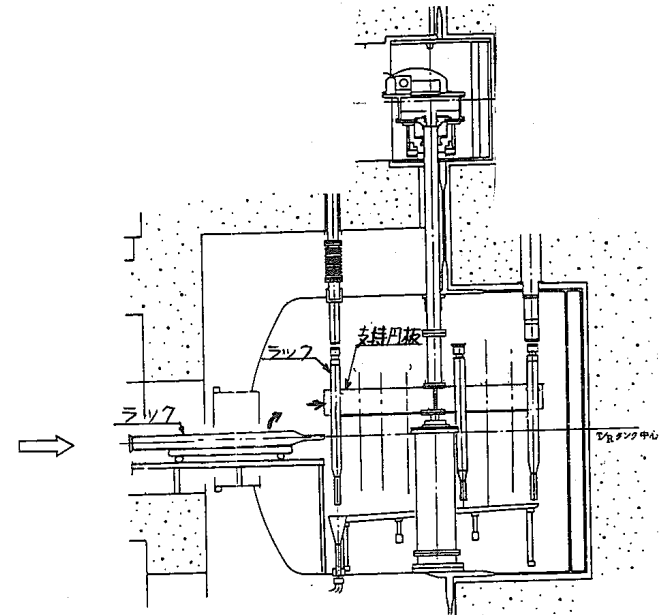
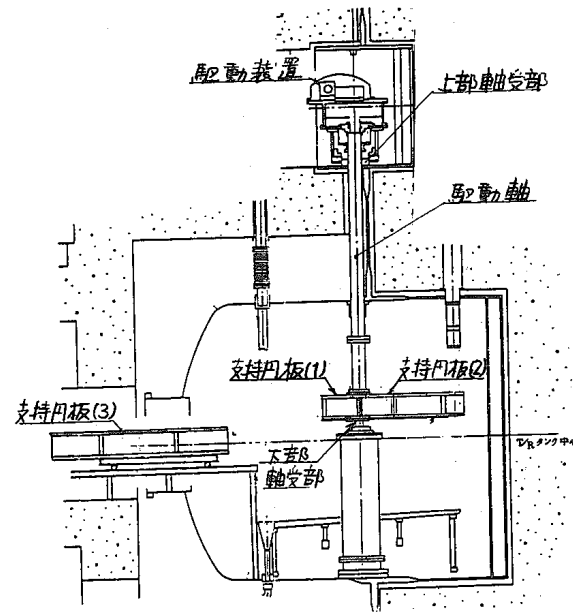
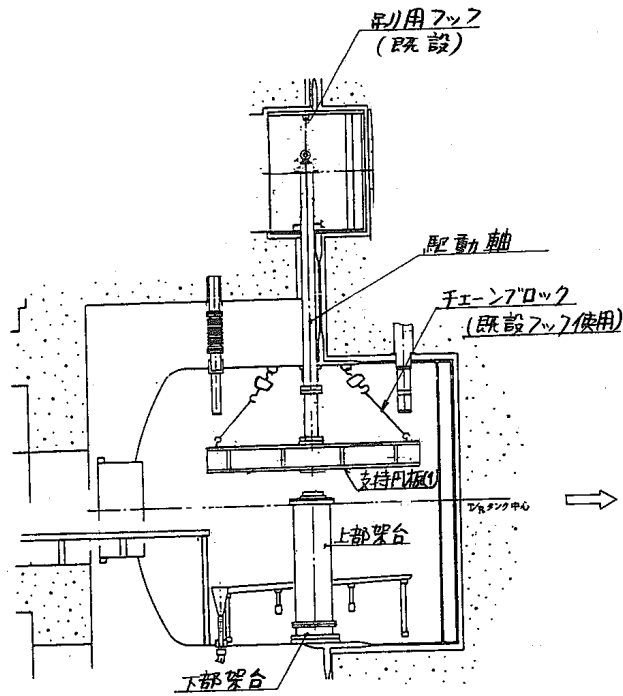
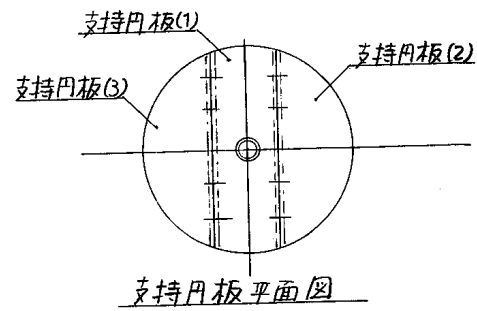


- ④ 駆動装置ヲ分解スル。
- ⑤ 駆動軸ヲ吊リ上げル。
- ⑥ アームヲ駆動軸カラ取外シ、搬出スル。



- ⑦ 上部及び下部架台ヲ取外シ搬出シ、
ホルト穴加工スル。
- ⑧ 架台取付座、M24 ヒッチ、肉ニ M20 ターボボルト (計10本)
- ⑨ 分解シタ駆動装置、駆動軸、各部品、
点検、交換ヲ行フ。

図 2.1-4 T/R既設品の分解・撤去作業手順



- ① 上部及び下部架台ヲ搬入シ、据付ケル。
- ② 支持円板(1)ヲ搬入シ、チェーンブロックデ吊リ上げ、駆動軸下部ニ接続スル。

- ③ 駆動装置ヲ組立テル。
- ④ 上部及び下部軸受部ヲ組立テル。
- ⑤ 駆動軸ヲ吊リ降ラス。
- ⑥ 支持円板(2)、(3)ヲ搬入シ、支持円板(1)ト接続スル。

- ⑦ ラックヲ搬入シ、支持円板ニ取付ケル。
- ⑧ ヒ-9、T/Cヲラックニ取付ケル。

図 2.1-5 T/R改造部分の組立手順

(3) T/R本体の耐震成立性

① モデル化条件

T/Rの解析モデル図を図2.1-6に示す。モデル化条件を以下に示す。

- (i) 既設部分を含めて（T/R軸の上部軸受から下部架台固定部まで）、
T/R全体を多質点2次元はりモデルに置き換える。
- (ii) ラック及びラックに収納するポット入燃料は、1本のはりモデルに置き換える（重量及び剛性を本数倍する）。
- (iii) 剛性は、軸、架台、ラックについてモデル化し、支持円板及び補強リブは、剛として扱う。その他については、質量のみ考慮する。
- (iv) 重量は、軸、架台、支持円板、ラック、燃料入りポット等トランスファロータ本体重量を各質点に集中質量として与える。

- (a) ラック : 100kg/1本
- (b) ポット重量 : 75kg/1本
- (c) ポット内Na重量 : 19kg/1本
- (d) 燃料棒重量 : 71kg/1本
- (e) 支持円板 : 7.8ton
- (f) 全体重量 : 約16ton $\left\{ \begin{array}{l} \text{既設 全体 (含アーム) 約 6.1ton} \\ \text{" アーム部 約 1.1ton} \end{array} \right\}$

(v) 境界条件

- (a) 軸上部の軸受部にて水平方向支持とする。（質点13）
- (b) 軸下部の軸受部にて回転フリー結合とする（ " 6）
- (c) 格納容器据付部は、固定とする。（ " 1）

(vi) 解析コード

NASTRAN

ENTER ST1 ST2 OR GO.

7 -

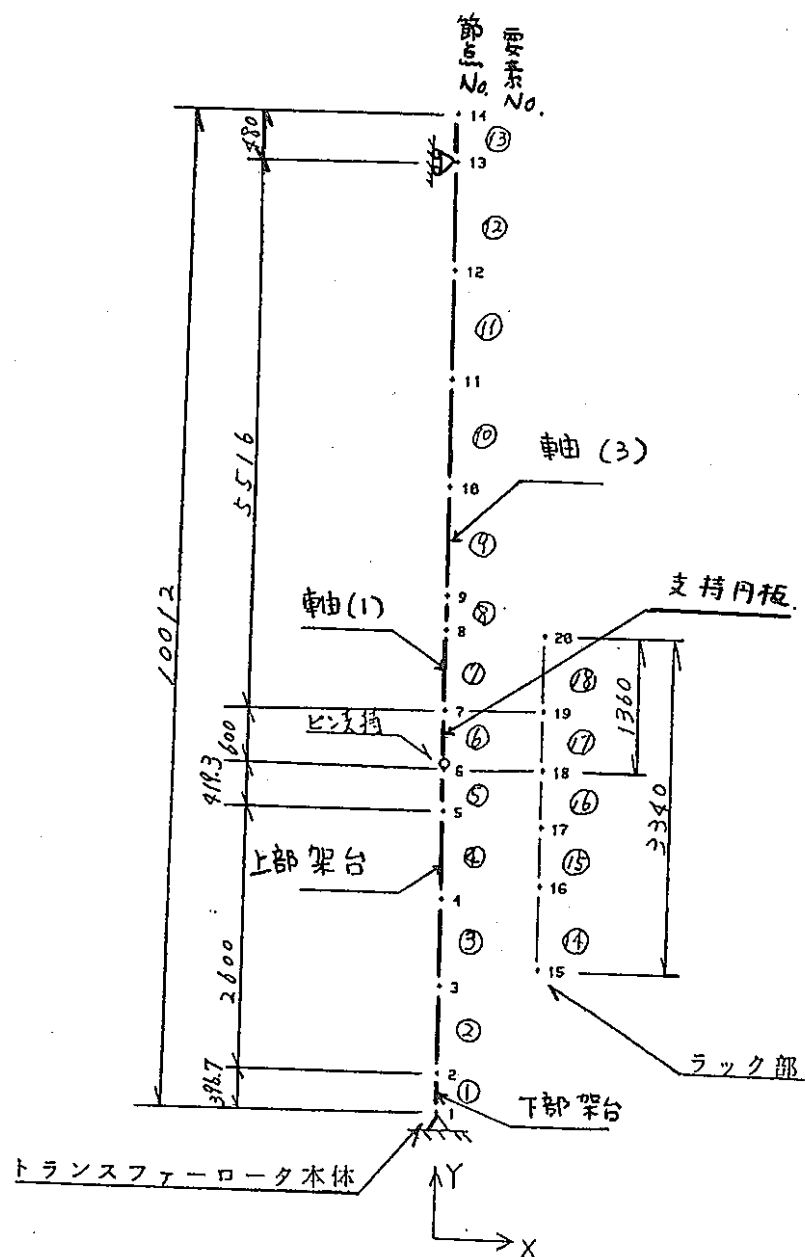


図 2. 1-6 トランスファロータ 計算モデル

② 解析結果

(i) 固有振動数

次 数	固有振動数 (Hz)
1	5.5
2	10.6
3	22.3

(ii) 解析結果

(a) 各拘束点反力 (格納容器への荷重条件)

位 置	動 的 解 析		静 的 解 析 (水平)		静 的 解 析 (垂直)
	せん断力 (kg)	曲げモーメント (kg・mm)	せん断力 (kg)	曲げモーメント (kg・mm)	軸 力 (kg)
下部架台 固 定 部	20.4×10^3	6.9×10^7	10.0×10^3	3.2×10^7	4.9×10^3
上部軸受	0.8×10^3	0	1.3×10^3	0	0

(b) 応力評価

部材	材料	応 力	算出応力 (kg/mm ²)	* 許容応力 (kg/mm ²)
下部架台	SS41	組合せ引張	7.8	18.5
ラ ッ ク	SUS316TP	〃	3.0	13.4
取付 ボルト (M24)	SCM435	引 張	31.5	45.3

* 原子炉発電所
耐震設計指針
(S59年4月通
産省原子力発
電安全審査課)

全て許容応力以内であり安全である。

但し、取付ボルトについては、既設 (M24) ピッチの間にM20を10本 (片側5本) 追加する。

③ 設工認計算書との比較検討

「常陽」設工認計算書との比較を表2.1－2、2.1－3に示す。

比較結果の概要は、下記のとおりである。

- (i) 支持円板、ラック等の重量増加に伴い、水平地震力を支持する下部架台のモーメントが約7倍、せん断力は、約5倍となる。
- (ii) 上記により、下部架台の取付ボルトの改造を要す。
- (iii) また、上部及び下部架台の応力が大きくなるが、許容値内に入る。
- (iv) T/R本体及びラックの応力は大差ない。

表2.1－2 既設T／Rと改造案との解析結果（部材力）の比較

部 位	質点番号 (図2.1－6)	荷 重	「常陽」設工認	改 造 案
下 部 架 台 取 付 部	1	曲げモーメント kg・mm	9.85×10^6	6.9×10^7
		せん断力 kg	4.11×10^3	20.4×10^3

表2.1－3 既設T／Rと改造案との解析結果（各部応力）の比較

(単位：kg/mm²)

部 位	要素番号	応 力	「常陽」設工認	改 造 案
トランスファロータ 本体 (軸(t)の支持 円板付根部)	7	曲 げ 応 力	3.1	2.0
		せん断応力	1.8	0.1
ラ ッ ク	16	曲 げ 応 力	2.0	2.3
		せん断応力	1.0	1.3
下 部 架 台	1	曲 げ 応 力	0.9	6.0
		せん断応力	0.1	0.4
下 部 架 台 取付ボルト	1	引 張 応 力	13.3 (M24)	31.5 (M24, M20)

(4) トランスファロータ収納部の強度検討

T/Rの耐震成立性の検討に関連して、原子炉格納容器T/R収納部の耐震成立性を見通しについて、設工認申請書に基づいて概略検討する。

ただし、最終的な評価については、格納容器側にて、格納容器全体への耐震性の影響（格納容器全体モデルの質点加速度の変化）等も含めて検討することが必要である。

① 設計条件

(i) 内 圧 : 1.35kg/cm²

(ii) 外 圧 : 0.05kg/cm²

(iii) 死荷重 : 78ton + 11ton(改造案にて増加する重量) = 89ton

(iv) 地震力

(a) 設計水平震度 : 0.745G

(b) 設計垂直震度 : 0.324G

(c) T/R全体解析による各拘束点反力 ((3)項の②(iii)(a))

地震荷重については、T/R収納部の全体重量に対する静解析（上記
(a)、(b)）とT/R本体の地震力（上記(c)）の2ケースを検討する。

② 検討内容

詳細な検討内容については、付録-1に示す。

検討結果の概要を以下に示す。

(a) T/R本体の重量増加（約11ton）に伴うT/R収納部の全体重量に対する格納容器の強度検討結果は、十分安全となる見通しを得た。

(b) T/R本体のみによる地震力 ((3)②(iii)(a)) に対するT/R収納部の応力も許容応力に対して十分小さく問題ないと考えられる。

(c) T/R駆動装置収納部については、改造による重量増加は少なく、T/R本体のみによる地震力も駆動装置収納部の全体重量に対する地震力より十分小さいので問題ないと考えられる。

2.1.4 トランスファロータの熱検討

(1) 目的

トランスファロータの燃料収容本数は第2.1.1項にて検討したとおり15体（ただし、燃料移送ポットの収容本数は16体）とすることで、格納容器内、外の作業が分割可能であることが示されている。

本項では、トランスファロータに15本の燃料が収容された場合の、

- ① トランスファロータ・タンク内壁の温度
- ② トランスファロータ・ラック内におけるポット温度
- ③ トランスファロータ・タンク圧力変動

について検討を行い、現状のトランスファロータ・タンク及び原子炉格納容器の設計条件に対して温度及び圧力の面でのインパクトの有無について評価を行う。

(2) 検討内容

本検討の内容は、以下のとおりである。

(i) トランスファロータ・タンク内壁の温度の検討

- (a) 収容本数の増加に伴う熱負荷条件を設定する。
- (b) 上記熱負荷条件に基づき、トランスファロータ及び周囲の部屋とのヒートバランスを検討し、トランスファロータ・タンク内壁の温度を検討する。

(ii) トランスファロータ・ラック内におけるポット温度の検討

トランスファロータ・ラック1体に着目して、燃料から放出される熱量をふく射及び伝導で放散した場合のポットの表面温度を検討する。

(iii) トランスファロータ・タンク内圧力変動の検討

- (a) 気温による温度変化に伴う変動
 - (イ) トランスファロータ・タンクの周囲の気温の変動を設定する。
 - (イ) 上記気温の変動条件及びトランスファロータ・タンク内外の温度差から、圧力バランスを検討し、トランスファロータ・タンク圧力変動を検討する。
- (b) キャスクカーの非常冷却系Arガス流入による影響
 - (イ) 収容本数の増加に伴う熱負荷条件及びキャスクカーからのArガス流入に伴う熱負荷を設定する。

(イ) 上記熱負荷条件に基づき、トランスファロータ・タンク内外の温度差を検討する。

(ウ) 上記温度差から圧力バランスを検討し、トランスファロータ・タンク圧力変動を検討する。

(エ) 初期圧力を変えないように圧力調整した場合の排ガス量を検討する。

(3) 検討結果

(i) トランスファロータ・タンク内壁の温度検討

(a) 概要

トランスファロータの使用済燃料収容本数が1体から15体増加することに伴う、トランスファロータ・タンク内壁の温度を評価した。

評価した結果、以下のような結論を得た。

① 設定した熱負荷22.5kWの条件下で、トランスファロータ・タンク内壁温度は97.1℃となる。

② トランスファロータ・タンクの設計温度は 150℃であり、燃料の発熱条件を 1.5kW/体として計算した結果、上記内壁温度は、これを下まわっており、原子炉格納容器バウンダリの設計温度に対し、特にインパクトとはならない見通しを得た。

(b) 検討条件

- | | |
|------------------------|------------|
| ① 使用済燃料崩壊熱 | : 22.5kW/体 |
| ② トランスファロータ・タンク周囲の部屋温度 | : 40℃ |
| ③ トランスファロータ・タンク伝熱面積 | : 170㎡ |

(c) 検討結果

(7) 平衡時のトランスファロータ内Arガス温度と周囲の部屋温度の差は次式で与えられる。

$$\begin{aligned} (\text{Arガス温度}) - (\text{部屋温度}) &= \frac{(\text{熱負荷条件})}{(\text{伝熱面積}) \times (\text{熱通過率}) *} \\ &= \frac{22.5 \text{ (kW)} \times 860 \text{ (Kcal/kW} \cdot \text{h)}}{170 \text{ (㎡)} \times 1 \text{ (kcal/㎡} \cdot \text{h} \cdot \text{℃)}} \\ &= 154^\circ\text{C} \end{aligned}$$

< * : 付録-2 参照 >

(イ) ヒートバランスの検討

平衡時のトランスファロータ・タンク内壁温度は次式で与えられる。

$$\begin{aligned}(\text{タンク内壁温度}) &= (\text{タンク内Arガス温度}) - \frac{(\text{熱負荷条件})}{(\text{伝熱面積}) \times (\text{熱伝達率}) *} \\&= 154 [^{\circ}\text{C}] - \frac{22.5 [\text{kW}] \times 860 [\text{kcal}/\text{kW} \cdot \text{h}]}{170 [\text{m}^2] \times 2 [\text{kcal}/\text{m}^2 \cdot \text{h}]} \\&= 97.1^{\circ}\text{C}\end{aligned}$$

(d) 評価

トランスファロータ・タンク内壁の温度は97.1℃であり、トランスファロータ・タンクの設計温度 150℃を下まわっており、原子炉格納容器バウナダリの設計温度に対し特にインパクトとはならない見通しを得た。

(ii) トランスファロータ・ラック内におけるポット温度検討

(a) 概要

トランスファロータ・ラック1体に着目して、燃料から放出される熱量をふく射及び伝導で放散した場合のポット表面温度を評価した。

評価した結果、以下のような結論を得た。

- ① 熱負荷条件 1.5kW/体及びトランスファロータ・ラック壁面温度 190℃の条件下で、ポット温度は、ふく射率が 0.4の場合で 267℃、ふく射率が 0.1の場合で 300℃となる。
- ② ポットの設計温度は、550℃であり、熱負荷条件を 1.5kW/体として計算した結果、上記ポット温度はこれを下まわっており、ポットの設計温度に対し、特にインパクトとはならない見通しを得た。

(b) 検討条件

- ① 使用済燃料崩壊熱 : 1.5kW/体
- ② トランスファロータ・ラック壁面温度 : 190℃
- ③ ポット外面ふく射率 : 0.4又は0.1
- ④ トランスファロータ・ラック内面ふく射率 : 0.4又は0.1

(c) 検討結果

熱負荷条件と(b)項の検討条件に基づいて検討した結果を図2.1-7、8に示す。

詳細は、付録－３「トランスファロータ・ラック内におけるポット温度」参照。

(d) 評価

トランスファロータ・ラック内におけるポット温度検討の結果、ポット温度は、ふく射率が 0.1 の場合でも 300℃であり、ポットの設計温度 550℃に対し、特にインパクトとはならない見通しを得た。

(iii) トランスファロータ・タンク圧力変動検討

(a) 概要

気温による温度変化及びキャスクカーの非常冷却 Ar ガス流入に伴う温度変化に伴うトランスファロータ・タンク内圧力変動を評価した。

評価した結果、以下のような結論を得た。

- ① 気温による温度変化に伴う圧力変動は、初期圧力を 0.3kg/cm²G とした場合0.49kg/cm²となる。(最大圧力0.79kg/cm²G)
- ② キャスクカーの非常冷却 Ar ガス流入に伴う圧力変動は、①と同様の場合、0.505kg/cm²となる。(最大圧力 0.805kg/cm²G)
- ③ トランスファロータ・タンクの設計圧力は、1.35kg/cm²G であり、上記①及び②のいずれの場合にもこれを下まわっており、トランスファロータ・タンクの設計圧力に対し、特にインパクトとはならない見通しを得た。
- ④ 上記①項、②項の場合、初期圧力を変えないように圧力調整を行った時には、気体廃棄物系への排ガス量は、それぞれ25.7m³及び27.7m³となる。

(b) 検討条件

- | | |
|-----------------------|---------------------------|
| ① トランスファロータ・タンク内初期圧力 | : 0.3kg/cm ² G |
| ② 気温変化 | : 36℃ |
| ③ トランスファロータ・タンク内熱負荷 | : 22.5kW |
| ④ キャスクカーからの流入 Ar ガス熱量 | : 1.5kW |
| ⑤ 最低気温 | : -15℃ |

(c) 検討結果

(7) 気温による変化に伴う圧力変動は次式で与えられる。

$$\begin{aligned}(\text{気温による変動}) &= \frac{(\text{初期圧力})}{(\text{初期温度})} \times \{ (\text{気温変化}) + (\text{タンク内外の温度差}) \} \\&= \frac{(10330 \text{ [kg/m}^3\text{)} + 3000 \text{ [kg/m}^3\text{)}}{(273 \text{ (}^\circ\text{)} - 15 \text{ (}^\circ\text{)} + 36 \text{ (}^\circ\text{)} + 114 \text{ (}^\circ\text{)})} \times (36 \text{ (}^\circ\text{)} + 114 \text{ (}^\circ\text{)}) \\&= 4900 \text{ kg/m}^3 \\&= 0.49 \text{ kg/cm}^2\end{aligned}$$

(i) キャスクカーの非常冷却Arガス流入に伴うトランスファロータ・タンク内・外の温度差は次式で与えられる。

$$\begin{aligned}(\text{Arガス温度}) - (\text{部屋温度}) &= \frac{(\text{燃料発熱量}) + (\text{流入ガス熱量})}{(\text{伝熱面積}) \times (\text{熱通過率})} \\&= \frac{(22.5 \text{ (kW)} + 1.5 \text{ (kW)}) \times 860 \text{ [kcal/kWh]}}{170 \text{ [m}^2\text{]} \times 1 \text{ [kcal/m}^2\text{h}^\circ\text{C]}} \\&= 121.4^\circ\end{aligned}$$

(9) 上記(i)項の温度差に伴う圧力変動は(7)と同様の式による。

$$\begin{aligned}(\text{流入ガスによる変動}) &= \frac{(10330 \text{ [kg/m}^3\text{)} + 3000 \text{ [kg/m}^3\text{)}}{(273 \text{ (}^\circ\text{)} - 15 \text{ (}^\circ\text{)} + 36 \text{ (}^\circ\text{)} + 121.4 \text{ (}^\circ\text{)})} \times (36 \text{ (}^\circ\text{)} + 121.4 \text{ (}^\circ\text{)}) \\&= 5050 \text{ kg/m}^3 \\&= 0.505 \text{ kg/cm}^2\end{aligned}$$

(x) 初期圧力を変えないように圧力調整した場合の排ガス量は次式で与えられる。

$$(\text{排ガス量}) = \left\{ \frac{(\text{変動後圧力})}{(\text{初期圧力})} - 1 \right\} \times (\text{トランスファロータ・タンク容積})$$

① 気温による圧力変動

$$\begin{aligned}(\text{排ガス量}) &= \left\{ \frac{(10330 \text{ [kg/m}^3\text{)} + 4900 \text{ [kg/m}^3\text{)}}{(10330 \text{ [kg/m}^3\text{)} + 3000 \text{ [kg/m}^3\text{)}} - 1 \right\} \times 180 \text{ (m}^3\text{)} \\&= 25.7 \text{ m}^3\end{aligned}$$

② 流入ガスによる変動

$$\begin{aligned} \text{(排ガス量)} &= \left\{ \frac{(10330 \text{ (kg/m}^3\text{)} + 5050 \text{ (kg/m}^3\text{)})}{(10330 \text{ (kg/m}^3\text{)} + 3000 \text{ (kg/m}^3\text{)})} - 1 \right\} \times 180 \text{ (m}^3\text{)} \\ &= 27.7 \text{ m}^3 \end{aligned}$$

- (d) トランスファロータ・タンク内の圧力変動の検討結果、圧力変動は各々、
0.49kg/cmG 及び 0.505kg/cmG となり、最大圧力は、0.805kg/cmG
であり、トランスファロータ・タンクの設計圧力1.35kg/cmG を下まわ
っており、原子炉格納容器バウンダリの設計圧力に対し特にインパクト
とはならない見通しを得た。

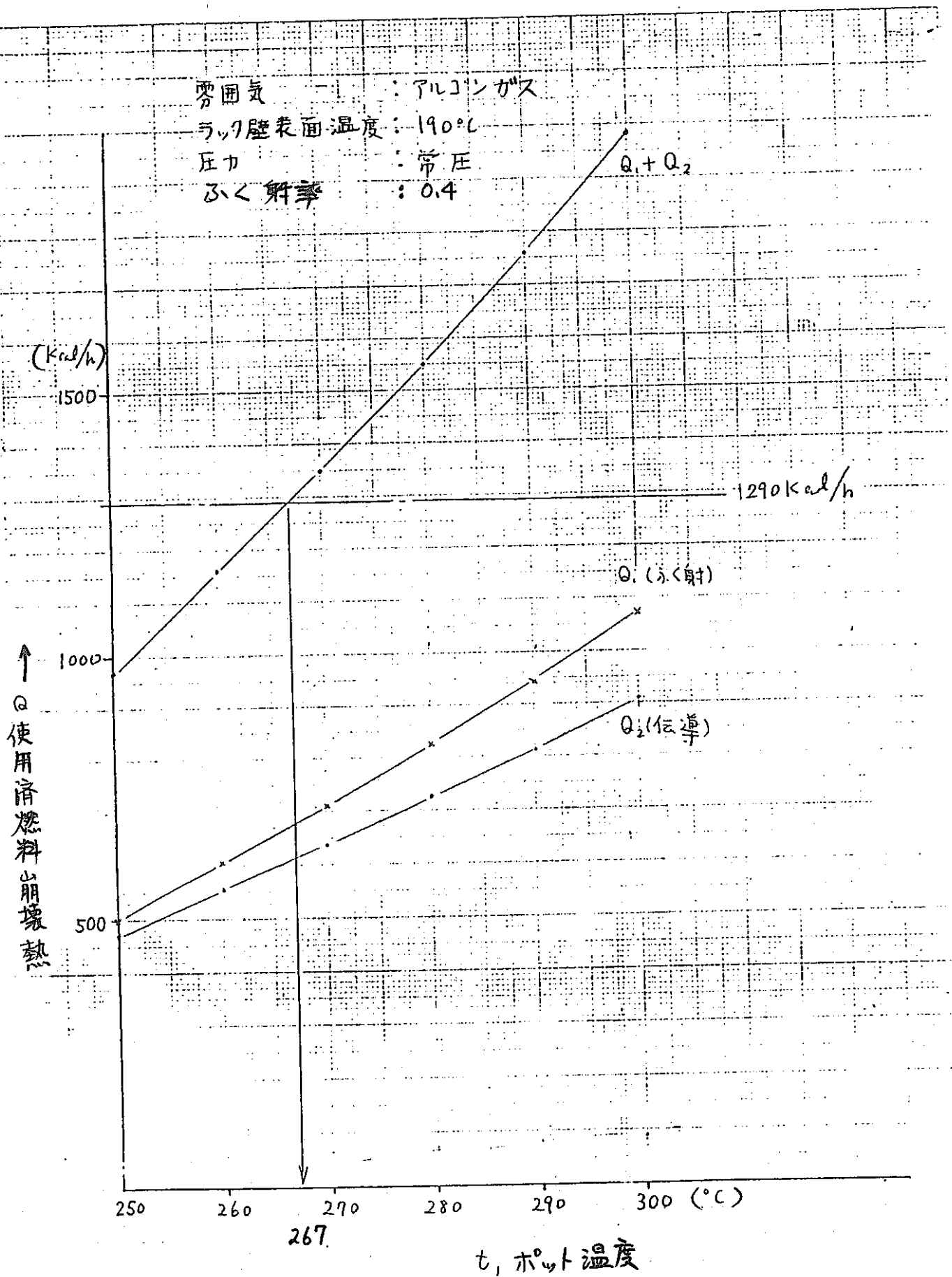


図 2. 1-7 トランスファロータ・ラック内におけるポット温度 (反射率 0.4)

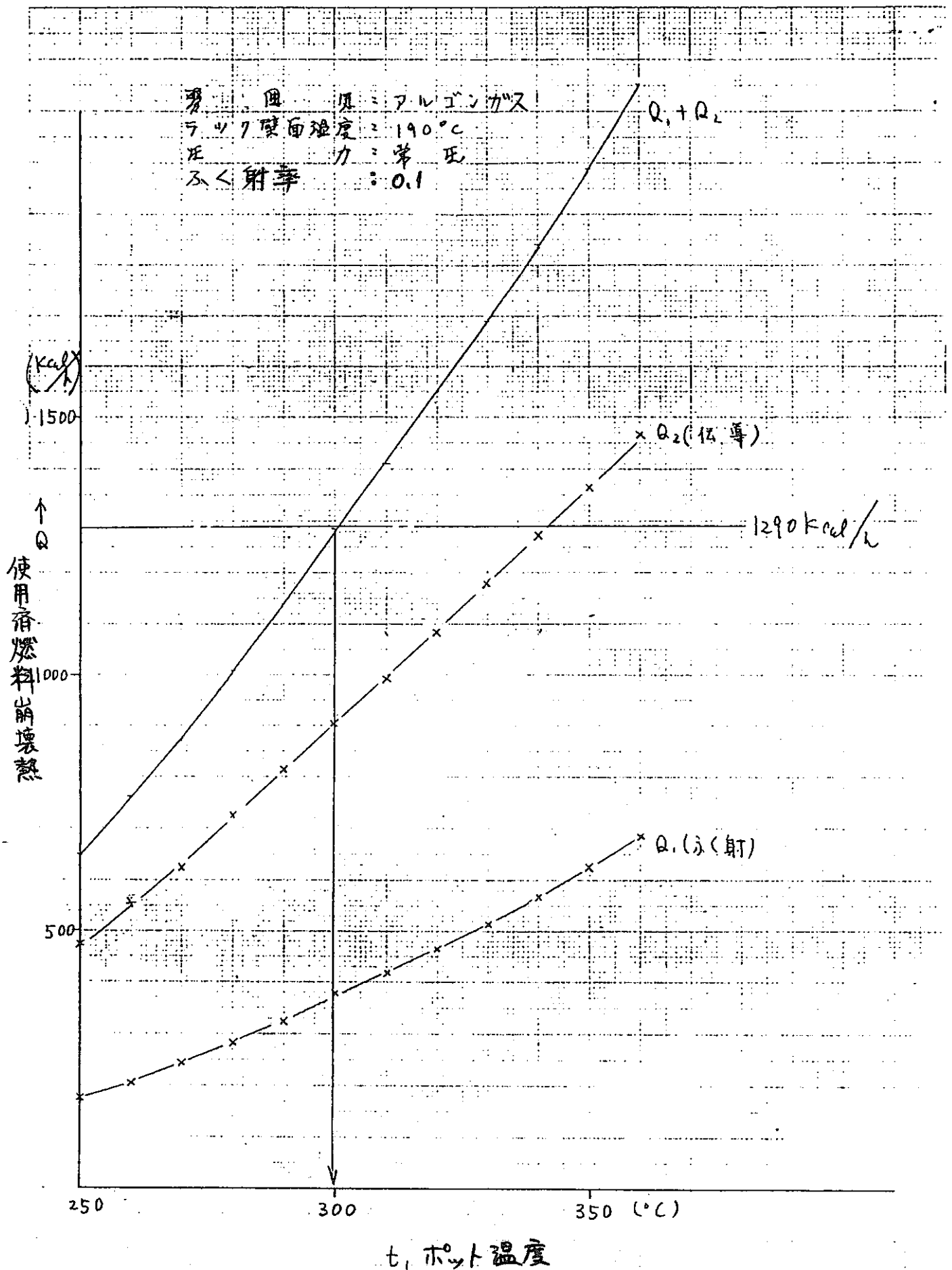


図 2. 1-8 トランスファロータ・ラック内におけるポット温度 (反射率 0.1)

2.2 燃料移送・冷却用ポットに関する検討

2.2.1 目的

現在、使用済燃料は冷却用ポットで1サイクル崩壊熱除去を行っている。実際には炉心からの漏洩中性子による核分裂発熱量が大きいため、冷却用ポットは下部に冷却材流入孔をもつ穴あきポットとなっている。炉心からの漏洩中性子を低減し、ポットを全数移送用（穴なし）とするために、反射体又はポットに何らかの中性子吸収機能をもたせることを検討する。

2.2.2 中性子吸収体付ポットの検討

炉心からの漏洩中性子を約1/5に低減するために必要な中性子吸収体の天然ボロン (B_4C) の厚さ及び構造上確保できる厚さについて検討する。

(1) 検討条件

- ① 中性子束を約1/5に減衰する。（目標値）
- ② 使用済燃料の湾曲量 : 20mm（付録－4 参照）
- ③ 燃料棒寸法条件 : Mk－II 炉心燃料集合体
 $\left[\begin{array}{l} \text{発熱部長さ: 550mm} \\ \text{〃 中心: 下端より 1296mm} \end{array} \right]$
- ④ 移送用ポット構造、寸法 : 図2.2－1

(2) 中性子吸収体付ポットの構造検討

中性子吸収体付ポットの構造説明及び構造上期待できる中性子吸収体の厚さについて以下に示す。

- ① 中性子吸収体付ポットの計画図を図2.2－2に示す。中性子吸収体入りスリーブ部分以外の寸法形状は、現状の移送用ポット（図2.2－1）と同じである。
- ② 中性子吸収材としては、効果の大きい B_4C 粉末を用い、2つ割りのリング状の円筒容器に収納して、ポットの外側にはめこみ、溶接する。

中性子吸収体部分の長さは、発熱部長さ(550mm)に余裕をみて、650mmとする。

③ ポットの肉厚

B_4C スリーブ部分のポットの肉厚（耐圧部材、SUS316）は、耐圧性、耐震性、落下に対する強度等を考慮して、現状の移送用ポットと同じ5mmとする。

④ B₄Cスリーブ部分のボット内径

燃料の曲がりを考慮して、B₄Cスリーブ位置のボット内径はφ107とする。

(付録-4 参照)

⑤ B₄C厚さ

B₄C粉末容器の厚さを1mmとすると、構造上可能なB₄C厚さは以下となる。

$$t_B = \frac{1}{2} (155 - 107 - 2 \times 5 - 4 \times 1) = 17 \text{ (mm)}$$

(3) 中性子束の減衰に必要なB₄C厚さの検討

① 中性子束を1/5にする場合

・「常陽」炉内燃料ラックの位置の中性子スペクトルは1/Eスペクトルと考えられる。この場合、全中性子束、高速中性子束を1ケタ減衰させるのに必要なB₄Cの厚さは^{*}18cm。

従って、中性子束を1/5とするには、

$$1/5 = \left(\frac{1}{10} \right)^{\frac{t}{18}}$$

$$\underline{\underline{t = 12.6 \text{ cm}}}$$

② B₄C厚さ17mmの場合

$$\left(\frac{1}{10} \right)^{\frac{t}{18}} = \left(\frac{1}{10} \right)^{\frac{1.7}{18}} = 0.8$$

従って、17mm厚さのB₄Cでは、4/5にしか減衰しない。

* : 出典 : PNC N241 84-02 高速炉基本領域の放射線減衰評価

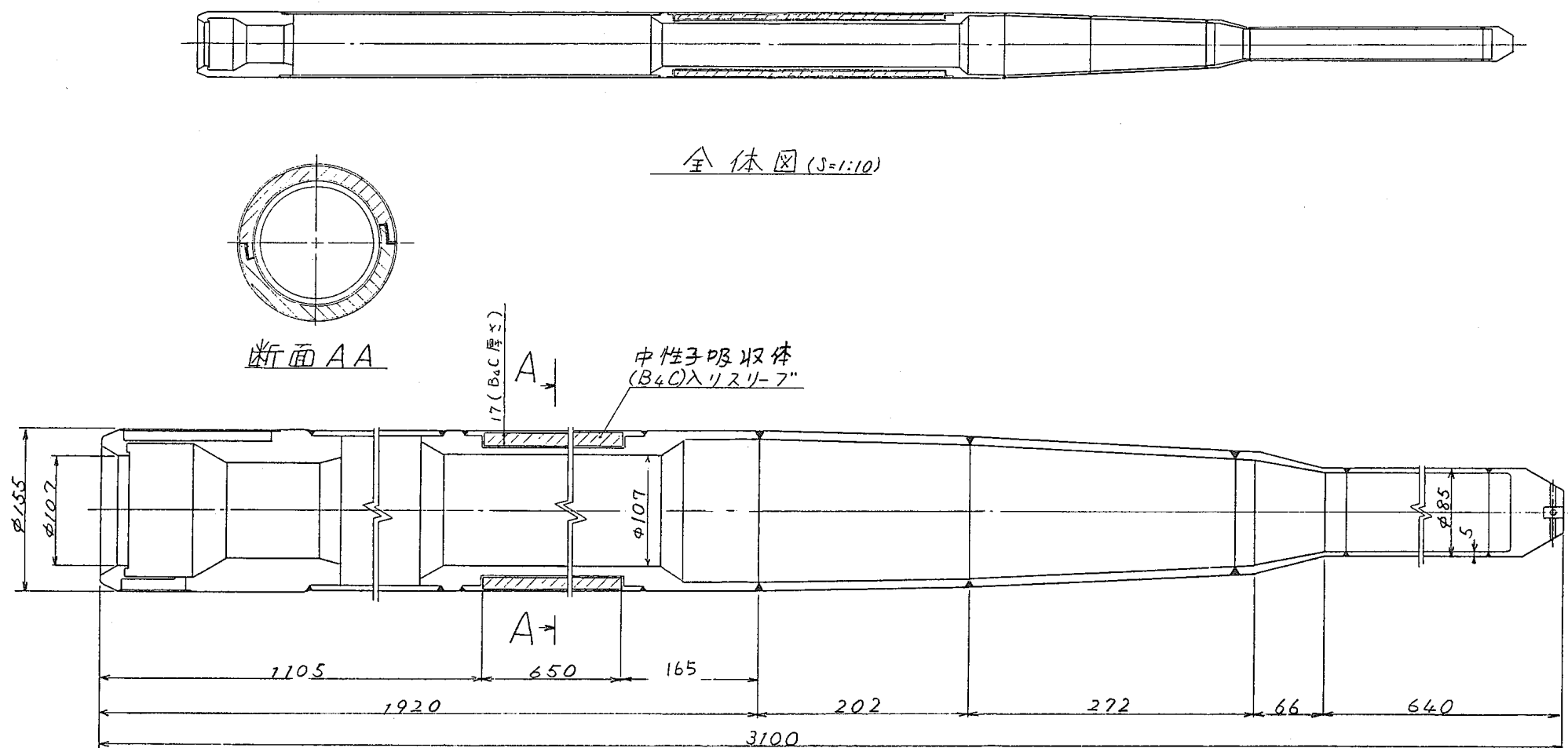


図 2.2-2 中性子吸収体 (B₄C) 入リスリーブ付ポット概要図

2.2.3 ポットの処理方法の検討

(1) 検討内容

反射体又はポットに何らかの中性子吸収機能をもたせるために不要となる反射体又はポットの処理方法及び処理ルートについて検討する。

本検討では、

- ① 反射体の処理方法及び処理ルート
- ② 冷却用ポットの処理方法及び処理ルート
- ③ 移送用ポットの処理方法及び処理ルート

について評価を行い、その成立性の可否の見通しを得ることを目的とする。

(2) 検討条件

- ① 中性子束の低減に必要な B_4C の厚さ : 12.6cm
- ② 移送用ポット (16体) 構造、寸法 : 図2.2-1
- ③ 冷却用ポット (12体) 構造、寸法 : 図2.2-3
- ④ 中性子吸収体寸法 (暫定) : 図2.2-4
- ⑤ 炉心構成平面図 : 図2.2-5

(3) 検討結果

(i) 反射体の処理方法及び処理ルート

(a) 交換が必要な反射体の本数

反射体と交換する中性子吸収体の断面を図2.2-4とすると、中性子吸収体 (B_4C) の期待できる厚さは、図に示すとおり4.57cm/1体となる。

この時、 B_4C の必要な厚さ12.6cmから、交換を要する反射体の層数は、

$$\begin{aligned}\text{層数} &= \frac{(\text{必要な } B_4C \text{ の厚さ})}{(\text{期待できる } B_4C \text{ の厚さ})} \\ &= \frac{12.6 \text{ (cm)}}{4.57 \text{ (cm)}} = 2.76 \text{ (層)}\end{aligned}$$

となり、3層交換すれば、良いことになる。3層を中性子吸収体と交換する場合、図2.2-6のとおりとなり、外側反射体を162体取出す必要がある。

(b) 反射体の処理方法及び処理ルート

反射体の外形寸法・形状は、燃料集合体とほぼ同一であり、格内作業の燃料交換機及び燃料出入機、格内作業の燃料洗浄設備、燃料缶詰設備、キャスクカーでの取扱・処理については問題点はない。

従って、使用済反射体の処理方法及び処理ルートは、使用済燃料と同一とすることで、搬出することが可能である。

(c) 反射体の貯蔵方法、場所

常陽の貯蔵ラック及びSFFの貯蔵計画は既に定まっていると思われるので、ここに使用済反射体を貯蔵することは出来ない。

従って、炉心から取出した反射体の発生本数に見合った貯蔵設備が必要となる。

(d) 中性子吸収体の搬入ルート、手順

新燃料と同一の搬入ルート、手順で炉内への搬入が可能であり、特に問題点はない。

(ii) 冷却用ポットの処理方法及び処理ルート

(a) 冷却用ポットの搬出ルート、手順

冷却用ポットの搬出ルート、手順を表2.2-1に示す。また、冷却用ポット搬出手順上の問題点を表2.2-2に示す。表2.2-2に記載のうち、主な問題点は原子炉から取出した冷却用ポットの廃棄方法であり、これは廃棄先のWDFに対して廃棄物計画に反映してもらう必要がある。

(b) 新冷却用ポットの搬入ルート、手順

新冷却用ポットの搬入ルート、手順を表2.2-3に示す。

特に問題点はない。

(iii) 移送用ポットの処理方法及び処理ルート

(a) 移送用ポットの搬出ルート、手順

移送用ポットの搬出ルート、手順を表2.2-1及び表2.2-4に示す。

また、移送用ポット搬出手順上の問題点を表2.2-5に示す。

表2.2-5に記載のうち、主な問題点は、ポット内Naの排出と、移送用ポットの廃棄方法である。

ポット内Naの排出についての検討、評価を表2.2-6及び図2.2-7

に示す。このうち、№5が最も構造が簡単な方法である。

移送用ポットの廃棄については、冷却用ポットの場合と同様である。

(iv) 新設のキャスクについて

ポット（冷却用、移送用）の搬出、搬入に使用する新設のキャスクの設計条件を表2.2-7に示す。

また、キャスクの概念図を図2.2-8に示す

(4) 評 価

(i) 使用済反射体の処理方法及び処理ルート

使用済反射体の発生本数（要交換本数）に見合った貯蔵設備が必要となる。

(ii) 冷却用ポットの処理方法及び処理ルート

固体廃棄物の貯蔵計画に反映を要する。

(iii) 移送用ポットの処理方法及び処理ルート

① 移送用ポット内のNa排出方法に困難さが残る。

② 固体廃棄物の貯蔵計画に反映を要する。

部番	名 称	材 料	個数	備 考
1	ハンドリングヘッド	SUS316	/	
2	カバー板 (1)	"	/	
3	カバー板 (2)	"	/	
4	カバー板 (3)	"	/	
5	ボットチューブ (1)	"	/	
6	リング	"	/	
7	ボットチューブ (2)	"	/	
8	ボットチューブ (3)	"	/	
9	コーン	"	/	
10	ノズル	"	/	
11	ボトムフラク	"	/	

使用本数 12本

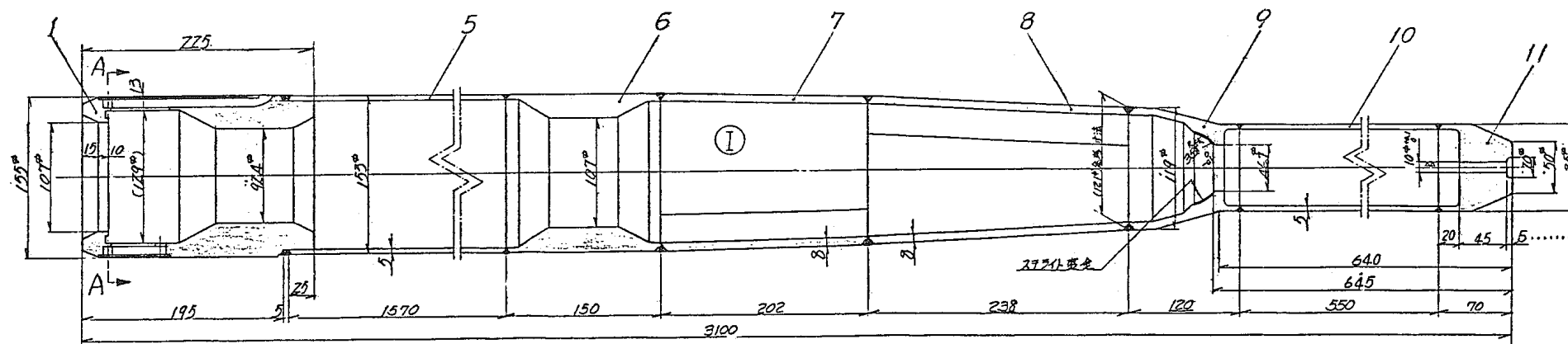
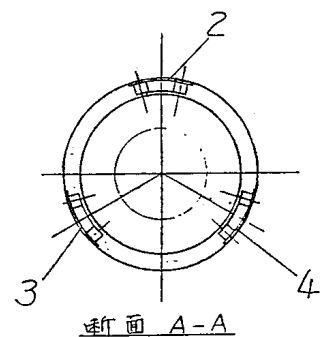
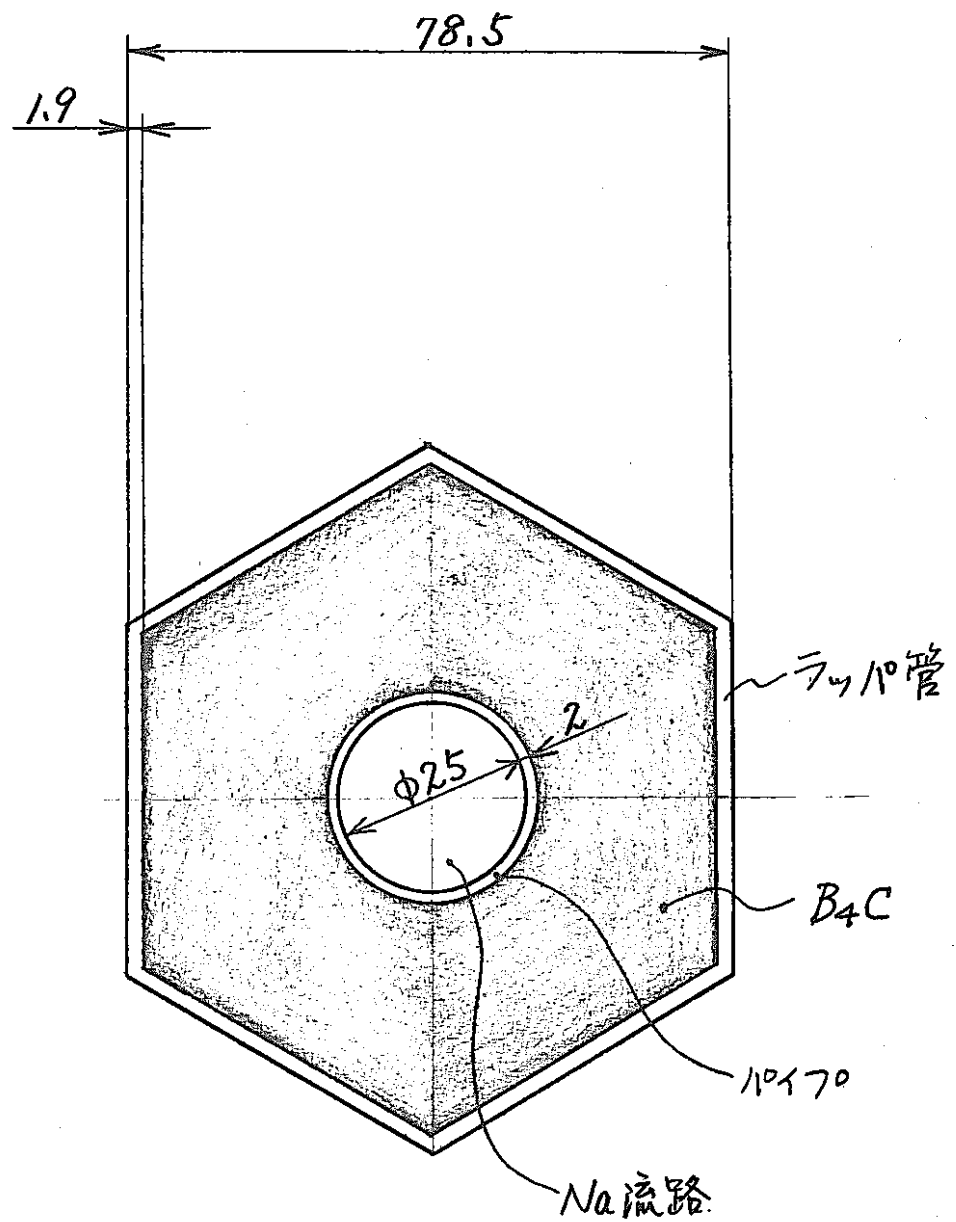


図 2.2-3 冷却用ポット



$$B_4C \text{ 寸法} = 78.5 - (1.9 \times 2 - 2 \times 2 - 25) = 45.7 \text{ mm.}$$

図 2. 2 - 4 中性子吸収体の寸法 (暫定)

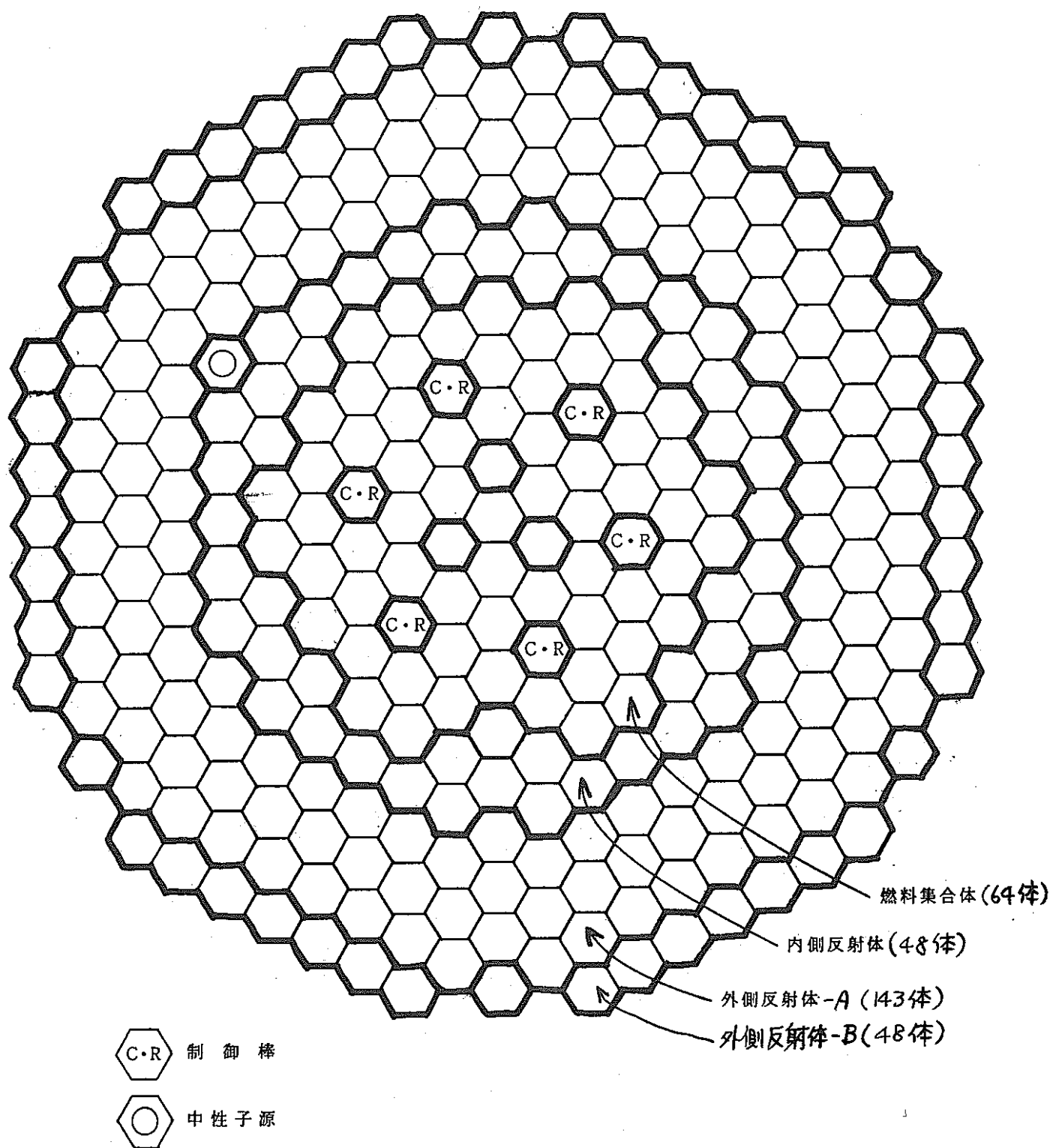


图 2. 2 - 5 炉心構成平面図

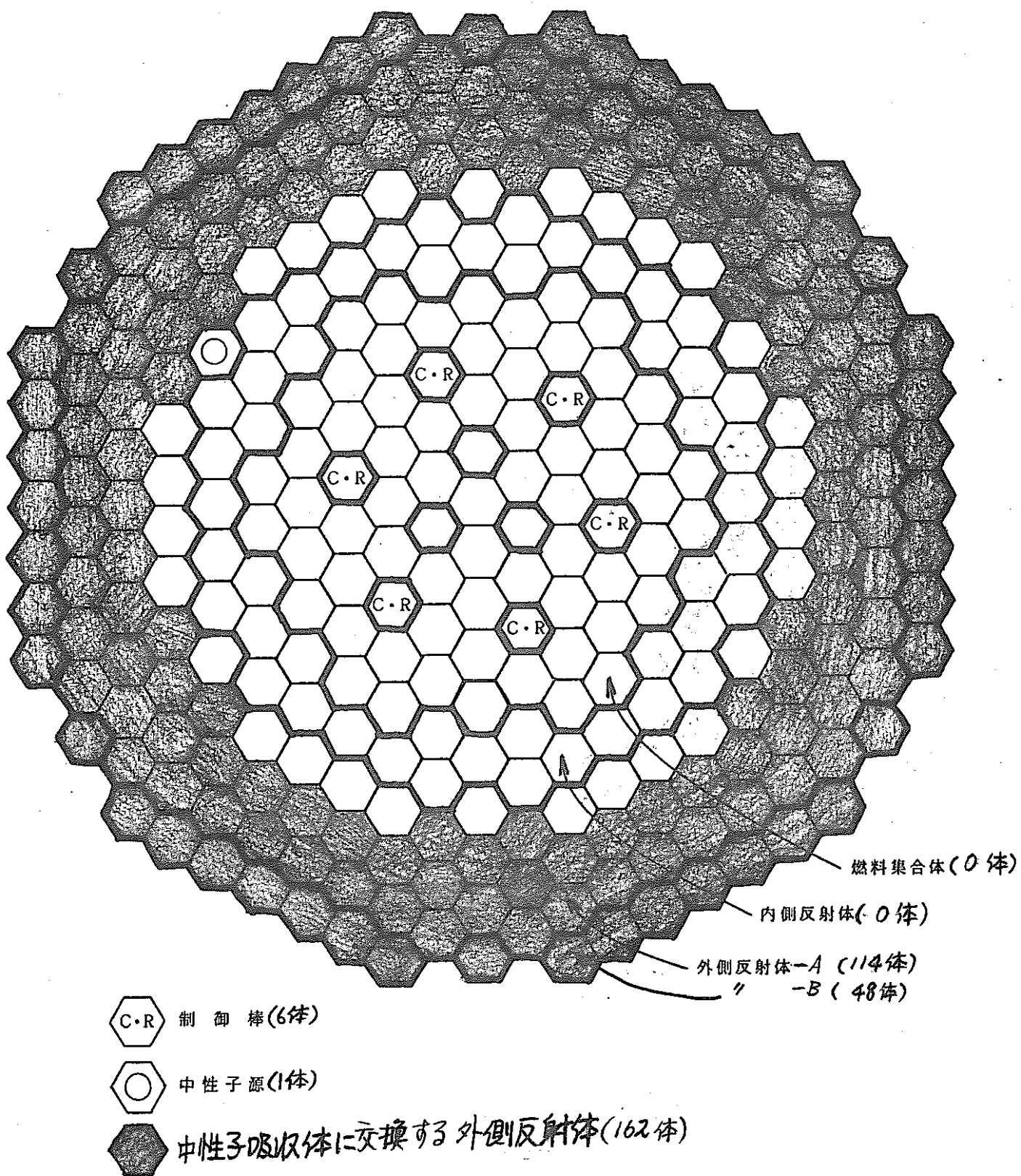


図 2. 2-6 中性子吸収体に交換する外側反射体の本数

表2.2-1 ポットの搬出ルート、手順(1)〔Na固化、ポット穴あけのケース〕

No.	取扱ルート、手順<注>	雰囲気	場所	備考
1.	<pre> graph TD A[炉内燃料貯蔵ラック] --> B(燃料出入機) </pre>	Na	C/V内	<注>表中の記号 : 貯蔵・処理設備 : 移送用設備
	<pre> graph TD B(燃料出入機) -- "冷却用ポット" --> C[トランスファロータ] C -- "移送用ポット" --> D(キャスク 新設) </pre>	Arガス		
2.	<pre> graph TD D(キャスク 新設) --> E[ポット加工治具 ・冷却(Na固化) ・加工(穴あけ)] E --> F(キャスク 新設) F --> G[プラグ置場] </pre>	Arガス	M/B	
	<pre> graph TD G[プラグ置場] --> H(燃料出入機) </pre>	Arガス		
3.	<pre> graph TD H(燃料出入機) --> I[炉内燃料貯蔵ラック] I --> J(燃料出入機) J --> K[トランスファロータ] </pre>	Arガス	C/V内	
	<pre> graph TD K[トランスファロータ] --> L(キャスク 新設) </pre>	Na		
4.	<pre> graph TD L(キャスク 新設) --> M[メンテナンス設備 洗浄槽] M --> N(*) N --> O[W D F] </pre>	Arガス	M/B	
	<pre> graph TD M[メンテナンス設備 洗浄槽] --> N(*) </pre>	Arガス ↓ 水 ↓ 空気		
5.	<pre> graph TD N(*) --> O[W D F] </pre>			* : 未定

表2.2-2 冷却用ボット搬出手順上の問題点（12体）

No	項 目	方 法	問 題 点	備 考
1.	洗 浄	(1) メンテナンス設備 高レベル洗浄槽又は、ポンプ洗 浄槽にて洗浄	① いずれの洗浄槽もボットには、大きすぎ るため、廃液発生量が多い。	廃液発生量を減らすための物が必要
2.	廃 棄	(1) WDFで保管	① 廃棄物貯蔵計画に反映要	
3.	移 送	(1) キャスク新設 (移送用ボットと兼用可)		

表2.2-3 新ボットの搬入ルート、手順

No.	取扱ルート、手順 <注>	雰囲気	場所	備	考
1	〔ガス置換〕 プラグ置場	空 気 空 気 ↓ Arガス	C/V内		
2	〔予熱〕 トランスファロータ	Arガス Arガス			
3	炉内燃料貯蔵ラック	Arガス			
		Na			

表2.2-4 ポットの搬出ルート、手順(2) (ダミー挿入、T/Rで抜くケース)

No.	取扱ルート、手順<注>	雰囲気	場所	備考
1.	新燃料受入室 ダミー 新燃料移送台車 キャスクカー	空気 空気→Arガス Arガス	C/V外	
2.	炉内燃料貯蔵ラック 燃料出入機	Na Arガス		
3.	[ダミー準備] トランスファロータ 燃料出入機	Arガス Arガス		
4.	[ダミー炉内へ] 炉内燃料貯蔵ラック 燃料交換機	Na	C/V内	
5.	[ダミー移送用ポットへ] 炉内燃料貯蔵ラック 燃料出入機 トランスファロータ キャスク(新設)	Na Arガス Arガス Arガス		
6.	[洗浄] メンテナンス設備 洗浄槽 *	Arガス 水 空気	M/B	
7.	[廃棄] W D F			
8.	[ダミー処理] 燃料洗浄設備	Arガス	C/V外	
	以下燃料に同じ			

*: 未定

表2.2-5 移送用ポット搬出手順上の問題点（16体）

No.	項 目	方 法	問 題 点	備 考
1.	ポット内Naの排出	(1) 炉内Na液位を下げ、ダミーを挿入する。	① 炉内Naの液位を下げることに問題有？ ② ポット内残存Na量が多い*1	ダミーの製作要 *1：約21ℓ（移送用ポット内容積約37ℓ）
		(2) 炉内でポット内にダミーを挿入し、T/Rでダミーを抜く。 （表2.2-4の方法）	① ポット内残存Na量が多い *1 ② ダミーは廃棄物になる。	ダミーの製作要（炉心構成要素で代用可？ 更にNa量が増える）
		(3) ポット内Naを固化し、ポットの底に穴をあけ、炉内で再溶融し搬出する。（表2.2-1の方法）	① 切削粉を完全に除去できないと、炉内にこれを持込むことになる。 ② 設備が大がかりになる。	ポット加工設備が必要 （しゃへい、冷却機能付）
2.	洗 浄	(1) メンテナンス設備 高レベル洗浄槽または、ポンプ 洗浄槽にて洗浄	① いずれの洗浄槽も、ポットには大きすぎるため、廃液発生量が多い。 ② ポット内排水に設備要	ダミーまたは排水用治具要
3.	廃 棄	(1) WDFで保管	① 廃棄物貯蔵計画に反映要	
4.	移 送	(1) キャスク新設	① ポット（残存Na入り）を移送する。	キャスク要

表2.2-6 ポット内Naの排出についての検討

No.	項 目	内 容	評 価
1.	ポットを転倒させる。	ポットを転倒装置内へ引込み、転倒させてNaを排出する。	① 転倒装置（しゃへい付）が大がかりとなる。 ② 排出Naを戻す為の設備も必要となる。
2.	ポット内にダミーを挿入する。	炉内Naの液位を下げ、ダミーを挿入し、Naを排出する。	① 炉内Naの液位を下げることに問題？ ② ポット内残存Naが多い（約21ℓ） ③ ダミーは廃棄物になる。
3.	炉内でポット内にダミーを挿入し、T/Rでダミーを抜く。	冷却用ポットをT/Rに移送しこれにダミーを受入れ、炉内で移送用ポットに移す。 (表2.2-4参照)	上記No.2の②、③と同じ
4.	ポット底に穴をあける	ポット内Naを固化しポット加工設備に搬入し、ポットの底に穴をあけ、炉内で再溶融し、搬出する。(表2.2-1参照)	① 切削粉を完全に除去できないと、これを炉内に持込むことになる。 ② 設備が大がかりになる。 (ポット加工設備)
5.	炉内で、ポット内を加圧し、Naを排出する	炉内Na液位を下げ、ポット内を加圧し、Naを搬出する。 (図2.2-7参照)	① 炉内Naの液位を下げることに問題？ ② 構造は最も簡単
6.	炉内で、電磁ポンプにてNaを排出する。	炉内でNa液位を下げ、ポット内に電磁ポンプを挿入してNaを排出する。	① 炉内Naの液位を下げることに問題？ ② 高温Na中で電磁ポンプを使用するため、構成が複雑（冷却、ケーブル）

表2.2-7 キャスク（新設）の設計条件

1. 型 式	ボトムローディングしゃへい付キャスク
2. 収 容 物	ポット (+Na)
3. 内部雰囲気	Arガス+Na蒸気
4. 設計圧力	0.5 kg/cm ² G(トランスファロータに合わせる)
5. 設計温度	～常温
6. 接続相手	トランスファロータ（格納容器側ドアバルブ）及びプラグ置場

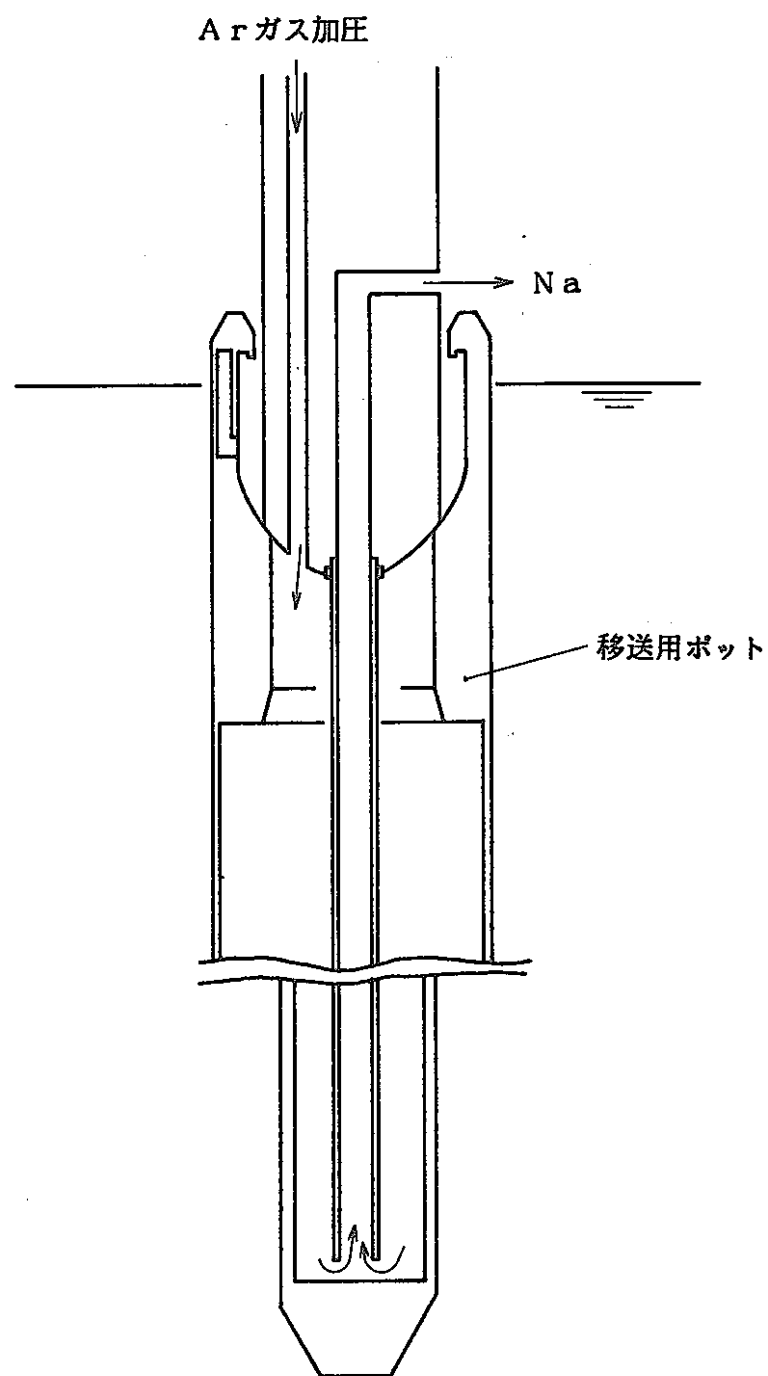
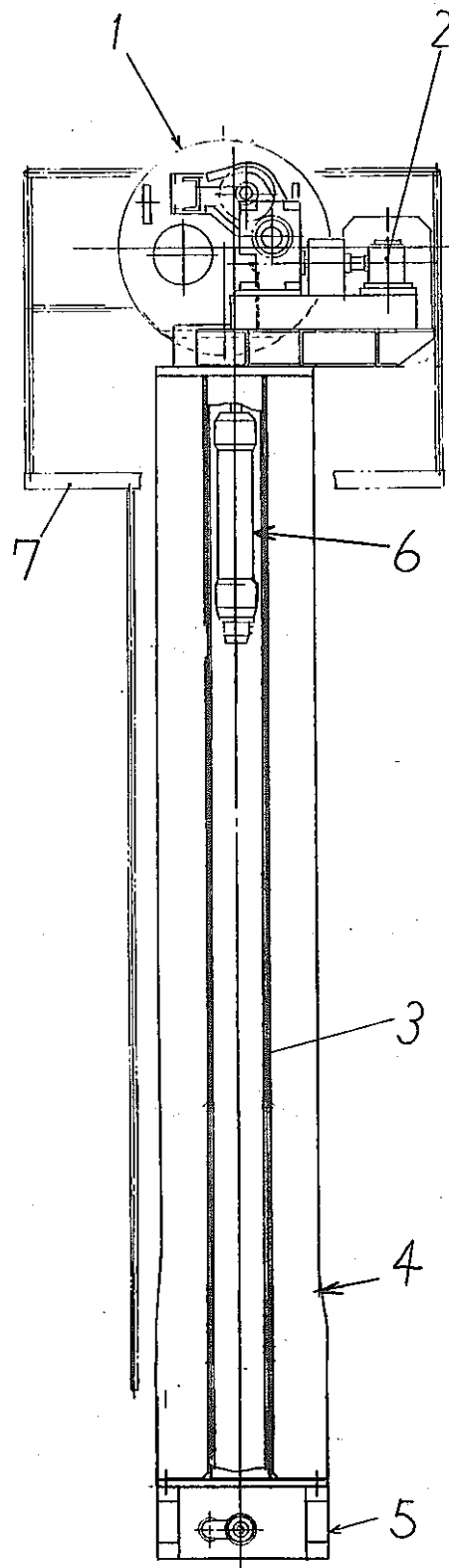


図 2. 2 - 7 ポット内Naの排出方法 (一例)



部 名 称	個数	主要材料	備 考
1 駆動装置ケーシング	1	SUS304	
2 駆動装置	1	〃	
3 案内筒	1	〃	
4 本 体	1	〃	
5 ドアバルブ	1	〃	
6 グリップ	1	〃	
7 プラットホーム	1	炭素鋼	

図 2. 2-8 キヤスク概念図

2.3 回転プラグに関する検討

2.3.1 目的

現在、燃料交換時には、燃料出入機にてホールドダウン軸内に案内スリーブを装荷し、燃料交換機グリッパのガイドをするが、燃料出入機にてポット入燃料を取扱う前には、燃料出入機又は孔プラグ等保守装置により案内スリーブを取出し、移送している。この作業の合理化を計るため、燃料交換孔に案内スリーブを装荷・引抜しないで燃料交換を実施する方策について検討する。

また、炉心から燃料を引抜く際、ホールドダウン（H/D）軸を下降させて、他の燃料の浮上りを防止しているが、そのH/D軸の下降不能に対する方策を検討する。

2.3.2 案内スリーブを廃止した場合の成立性

案内スリーブを廃止した場合、燃料集合体のハンドリングヘッドに対するグリッパヘッドのアクセスの成立性及び隣接する燃料集合体を誤ってつかむ可能性を検討する。

更に、案内スリーブなしの場合の耐震成立性について検討する。

(1) 検討条件

①グリッパヘッドの先端径	d_h	: $\phi 30 \text{ mm}$	$\left. \begin{array}{l} \text{図 2.3-1} \\ \text{参 照} \end{array} \right\}$
②燃料集合体ハンドリングヘッド入口径	D_e	: $\phi 66.3 \pm 0.1 \text{ mm}$	
③ホールドダウン軸の最小内径	D_{hin}	: $\phi 164 \begin{smallmatrix} +0.5 \\ -0 \end{smallmatrix} \text{ mm}$	
④案内スリーブ内径	D_{sin}	: $\phi 105 \pm 0.3 \text{ mm}$	
⑤グリッパ外径	d_{go}	: $\phi 100 \pm 0.3 \text{ mm}$	
⑥現状での燃料交換機可能芯ずれ	δ_1	: 15.3 mm	$\left. \begin{array}{l} * \\ \end{array} \right\}$
⑦ " グリッパとホールドダウン 軸のずれ	δ_2	: 5.0 mm	
⑧燃料集合体上部パッド間距離	B_f	: 80.3 mm	
⑨ " 2 体間距離	P_f	: 80.3 mm	
⑩燃料のつかみ、引抜きの許容偏芯量	δ_{all}	: 15.5 mm	
(「常陽」運転技術便覧No.5 燃取編)			
⑪ホールドダウン軸と燃料の芯ずれ	δ_3	$= \delta_1 - \delta_2 = 10.3 \text{ mm}$	
⑫グリッパガイドローラ間の距離	ℓ_{GR}	: 450 mm (図 2.3-3)	
⑬グリッパガイドローラから燃料頂部までの距離	ℓ_{RF}	: 9790 mm (図 2.3-3)	
⑭ローラとレールのがた	δ_{GAP}	: 0.2 mm	

* : 常陽-3386「炉体の総合据付手順・精度の件」

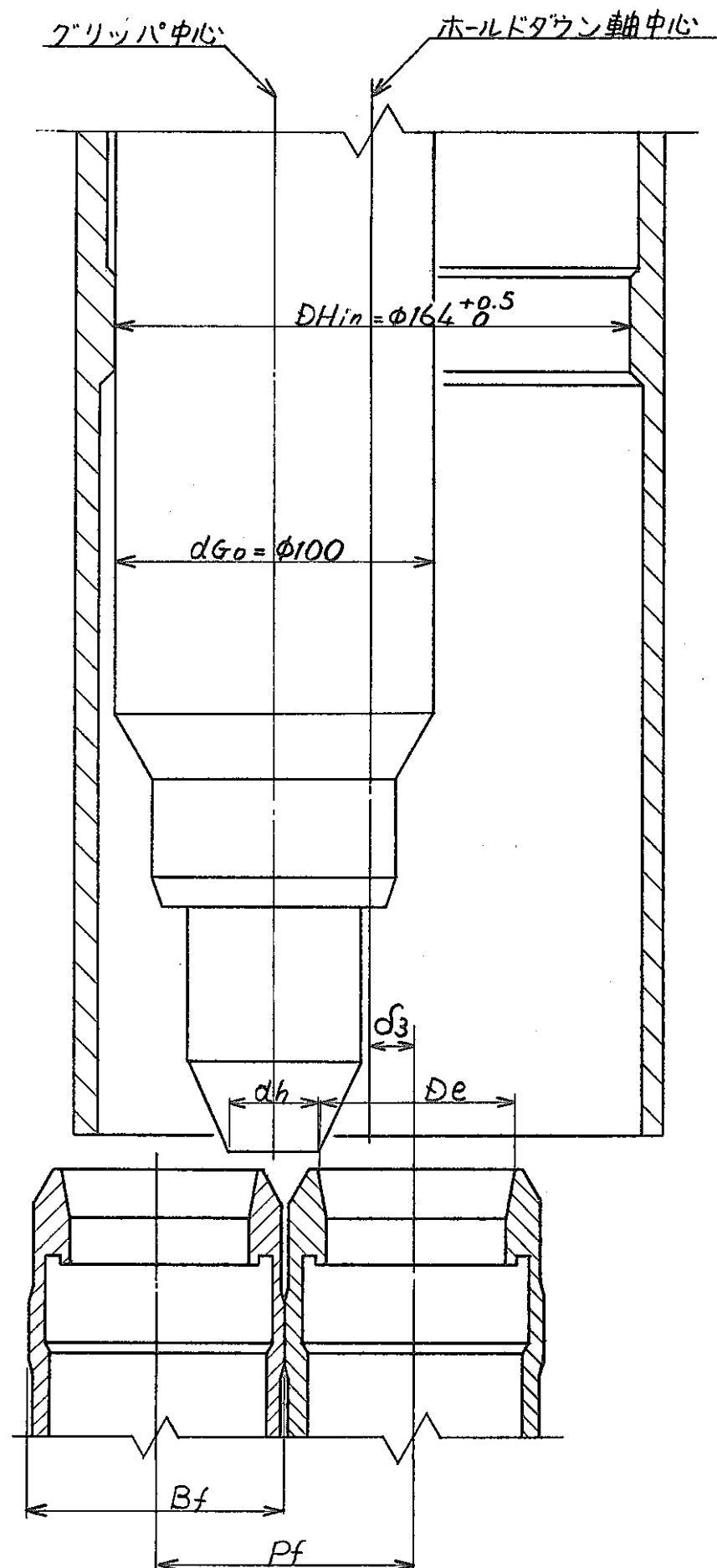


図 2. 3 - 1 燃料とグリッパとの相対位置図

(2) 案内スリーブなしの場合の成立性

① ホールドダウン軸内面にグリッパが接触するとした場合

案内スリーブを除去した場合の最悪ケースとしてグリッパがホールドダウン軸内面に接触する場合を考慮すると（図2.3-1）、グリッパの燃料に対する芯ずれは、以下となる。

(i) アクセスする燃料に対する芯ずれ

$$\begin{aligned}\delta_{\text{MAX}} &= \delta_3 + (D_{\text{Min}} - d_{\text{Go}}) / 2 \\ &= 10.3 + (164 + 0.5 - 100 + 0.3) / 2 \\ &= 42.7 > \delta_{\text{all}} = 15.5\end{aligned}$$

(ii) となりの燃料に対する芯ずれ

$$\begin{aligned}\delta_{\text{Min}} &= P_f - \delta_{\text{MAX}} \\ &= 80.3 - 42.7 \\ &= 37.6 > \delta_{\text{all}}\end{aligned}$$

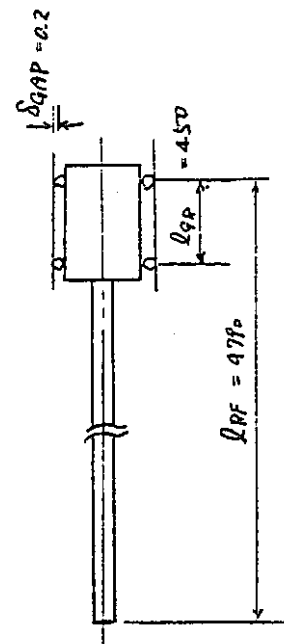
従って、最悪の場合でも、となりの燃料をつかむ可能性はないが、当該燃料の取扱が不能となるケースが生じ得る。

② グリッパレールによるガイドを考慮した場合

実際には、上部のレールによりグリッパがガイドされているのでローラのがた、グリッパの曲り、レールの真直度等を考慮したグリッパ先端の芯ずれ量（ δ_3 ）は以下となる。

$$\begin{aligned}\delta_{\text{GL}} &= \frac{2 \times \delta_{\text{GAP}}}{\ell_{\text{GR}}} \times \ell_{\text{RF}} \quad (\text{ローラのがたによるグリッパ先端の振れ}) \\ &= \frac{0.4}{450} \times 9790 \\ &= 8.7 \text{ (mm)} \\ \delta_4 &= \delta_3 + \delta_{\text{GL}} \\ &= 10.3 + 8.7 \\ &= 19.0 > \delta_{\text{all}}\end{aligned}$$

となり、ローラのがたのみ着目しても燃料取扱いが不能となる場合があり得る。



(3) 案内スリーブなしの場合の耐震成立性

案内スリーブなしで燃料交換機グリッパをホールドダウン軸で支持する場合、更に燃料をホールドダウン軸内に吊り上げた場合の耐震成立性について検討する。

① 設工認計算書での評価

設工認計算書では、図2.3-2にて示すようにグリッパ軸は、案内スリーブの上部及び下部の2点で支持された評価である。従ってこの場合、グリッパと案内スリーブとのギャップは(1)より2.5mmであり、この程度のガタは無視できると判断している。

② 案内スリーブなしでの耐震成立性

案内スリーブなしでグリッパを挿入し、燃料をつかんだ場合には以下の理由により耐震成立性を確保できない。

(i) グリッパ軸とホールドダウン軸とのギャップは、(1)より34mmとなり、この場合には、ガタを無視できないので、常陽設工認と同様、グリッパ軸を両端支持条件とみなし、ホールドダウン軸、予熱スリーブ等との連成モデルによる床応答解析はできない。

(ii) 案内スリーブなしの交換機グリッパは、上部のガイドローラと軸封装置で支持され、先端フリーの片持ちばりとなり、地震時、H/D軸内面に衝突した場合には、グリッパ軸、燃料の曲がり等の恐れがあり、耐震構造上好ましくない。

(iii) 更に燃料をH/D軸内にまで吊り上げた場合には、燃料とH/D軸とのギャップが案内スリーブとのギャップより拡がり、振り子振動による衝突の評価が必要である。(許認可上は実績なし。)

2.3.3 案内スリーブを廃止する方策の検討

交換機グリッパ等を改造することにより、案内スリーブを廃止する方策について検討する。

(1) 機能条件

- ① 燃料のつかみ、吊り上げ吊り下ろしができる。
- ② 交換機のパウンダリ機能が維持できる。
- ③ 耐Na 性がある。

- ④ 交換機の耐震成立性が確保できる。
- ⑤ ホールドダウン軸は改造しない。(最小内径: $\phi 164$)
- ⑥ 燃料交換機のしゃへいプラグ平面寸法 ($1\text{ m} \times 1\text{ m}$) の範囲内とする。

(2) 燃料交換機グリッパの改造案 (構造計画)

案内スリーブを廃止する方策として、交換機グリッパ等の改造案を図2.3-3に示す。構造内容及び改造範囲について下記に示す。

改造案の選定にあたっての経緯は、付録-5に示す。

- ① 燃料のつかみ、はなしの保証を確保するためグリッパ外筒の径を燃料出入機グリッパと同じ $\phi 160$ とし、ホールドダウン軸を燃料交換時のガイドとする。ただし、燃料をH/D軸内に吊り上げた後、再度炉心へ挿入する場合には、燃料のガイドがないため、隣りの燃料の上に乗る可能性が生じる。
- ② グリッパ外筒とホールドダウン軸の最小内径 $\phi 164$ との公差は 2 mm となり、案内スリーブとの現状の公差 2.5 mm を確保できるので、耐震上の振れ止めとして期待できる。

ただし、燃料をH/D軸内に吊り上げた後、再度、炉心へ挿入する場合には、燃料のガイドがないため、隣りの燃料の上に乗る可能性が生じる。

- ③ 耐震性については、現状の外筒径 $\phi 100$ から $\phi 160$ になることからグリッパ外筒の剛性は上がり、問題ない(支持点は、軸封部及びホールドダウン軸の両端支持となり、現状と変わらない)。

ただし、燃料を吊り上げて、H/D軸に入った場合、燃料とH/Dのギャップは、現状の案内スリーブとのギャップより拡がり、2.3.2 (3) ②と同様、衝突の評価が必要となる。

- ④ 改造による構造変更は、グリッパ外筒、交換機D/V及び軸封装置である。
- ⑤ グリッパは、外筒を太くするだけなので構造的に成立する。
- ⑥ 交換機ドアバルブ及び軸封装置は、穴径を大きくすることに伴い、全面変更とする。
- ⑦ グリッパ外筒の重量アップ約 120 kg 、軸封部の摩擦力アップ約 100 kg に対し、駆動部の負荷増となるが、現状の駆動部能力でカバーできる。
- ⑧ 軸封装置の外径は、6 B部を8 B部 ($\phi 216.3$) に変更するが、駆動装置類の配置スペースは、現状のままで確保できる。

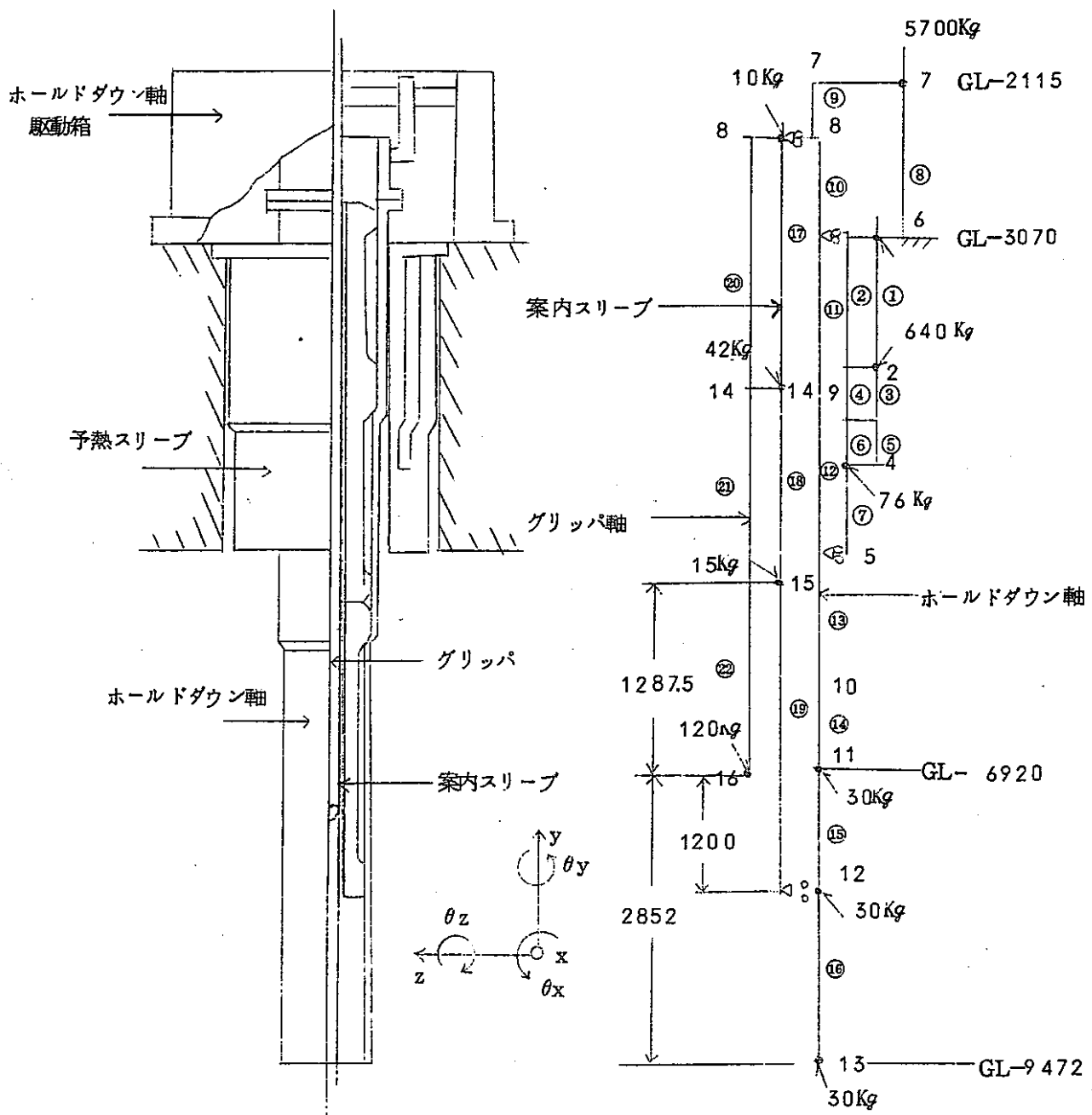


図 2.3-2 燃料交換機・炉内捜入部交換時ケース3の計算モデル

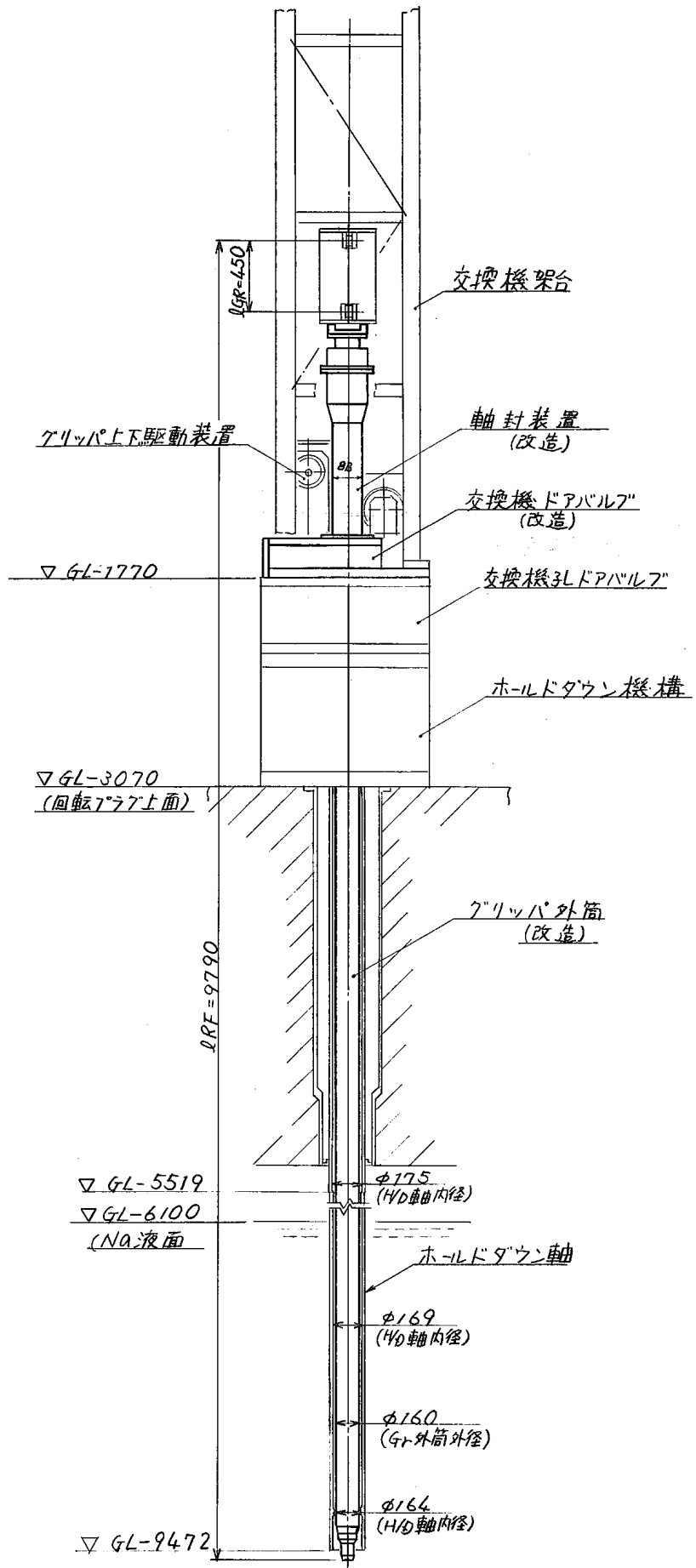


図 2. 3-3

交換機グリッパ改造案
(案内スリーヴァ使用シナリ)

2.3.4 孔プラグ等保守装置の改造案

案内スリーブを廃止する案としては、前項のグリッパ軸径を太くするのが有望であるが、一方、代案として、案内スリーブは廃止せず案内スリーブの取扱時間を短縮する方法として、交換機の改造ほど大がかりにならない孔プラグ等保守装置の改造を提案する。

(1) 機能条件

① 現状の機能

- (i) 交換機孔プラグ及び炉内検査孔プラグの保守が行える。
- (ii) 回転プラグ各孔プラグを引抜ける。(収納・移送は燃料出入機で行っている)
- (iii) 案内スリーブを引抜き、収納・移送できる。
- (iv) 耐震機能、耐圧バウンダリ機能を有すること。

② 改造案の機能

- (i) 上記機能(ii)に関し、各孔プラグの収納、移送機能を追加する。
- (ii) シャヘイ機能を有すること。
- (iii) その他の機能は、上記①と同じ。

(2) 設計条件

- (i) 孔プラグの最大長さ (交換機孔プラグ) : L_{PMAX} 3166
- (ii) 案内スリーブの長さ : L_{SMAX} 2800
- (iii) グリッパ必要ストローク (現状)、案内スリーブ : ℓ_s 6775
- (iv) グリッパ必要ストローク (現状)、孔プラグ : ℓ_P 5480
- (v) 現状の保守装置の最大ストローク : ℓ_{MAX} 7000
- (vi) 現状の保守装置の収納長さ : L_c 2812
- (vii) シャヘイ線源条件

r 線を20~30mrem/hを1ケタ落とす。

(viii) 耐震設計条件

C (A) クラス

設計震度 水平 0.26 (0.778) G

(ix) 設計圧力 : 1 kg/cm² (内・外圧)

(x) 設計温度 40℃

(3) 改造計画案

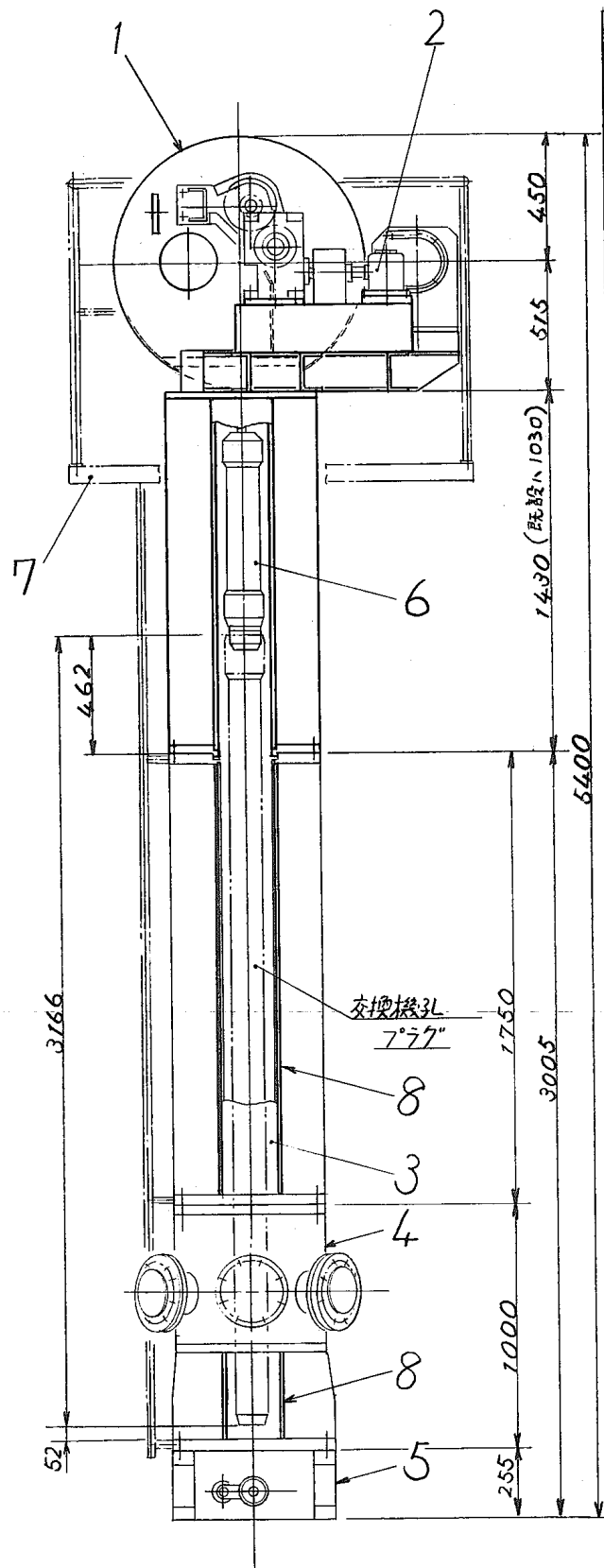
孔プラグ等保守装置の改造計画案（構造計画案）を図2.3－4に示す。

改造計画案の選定にあたっての改造案比較検討は、付録－6に示す。

改造案の保守装置にて各孔プラグを取扱うのに必要なストロークを図2.3－5に示す。

改造内容を下記に示す。

- ① 各孔プラグを炉上部及び置場で引上げ、収納及び移動するのに必要なストロークは、最大 8.6mであり、余裕をみて、MAX.ストロークを 9.0mとなるよう駆動装置を一部改造する（チェーンを2 m長くする）。
- ② チェーンが長くなることに伴い、駆動装置ケーシングの改造が必要となるが、更に、交換機孔プラグが収納できるために案内筒を 400mm長くする必要があるので、駆動装置ケーシングは、全面改造とし、チェーン収納部を大きくするとともに、駆動装置ケーシングの案内筒部分を 400mm長くする。
- ③ 交換機孔プラグを収納するため、付着Naに対するしゃへい機能として、しゃへい筒（約10mm）を案内筒の外側に追加し、同時に、耐震支持機能を持たせる。



部 名 称	個数	主要材料	備 考
1 駆動装置ケーシング	1	SUS304	全面改造
2 駆動装置	1	"	1部改造
3 案内筒	1	"	既設
4 本体	1	"	"
5 ドアバルブ	1	"	"
6 7"リッパ	1	"	既設
7 プラットホーム	1式	炭素鋼	1部改造
8 追加遮蔽	1式	SUS304	新設

図 2.3-4 孔プラグ等保守装置改造案

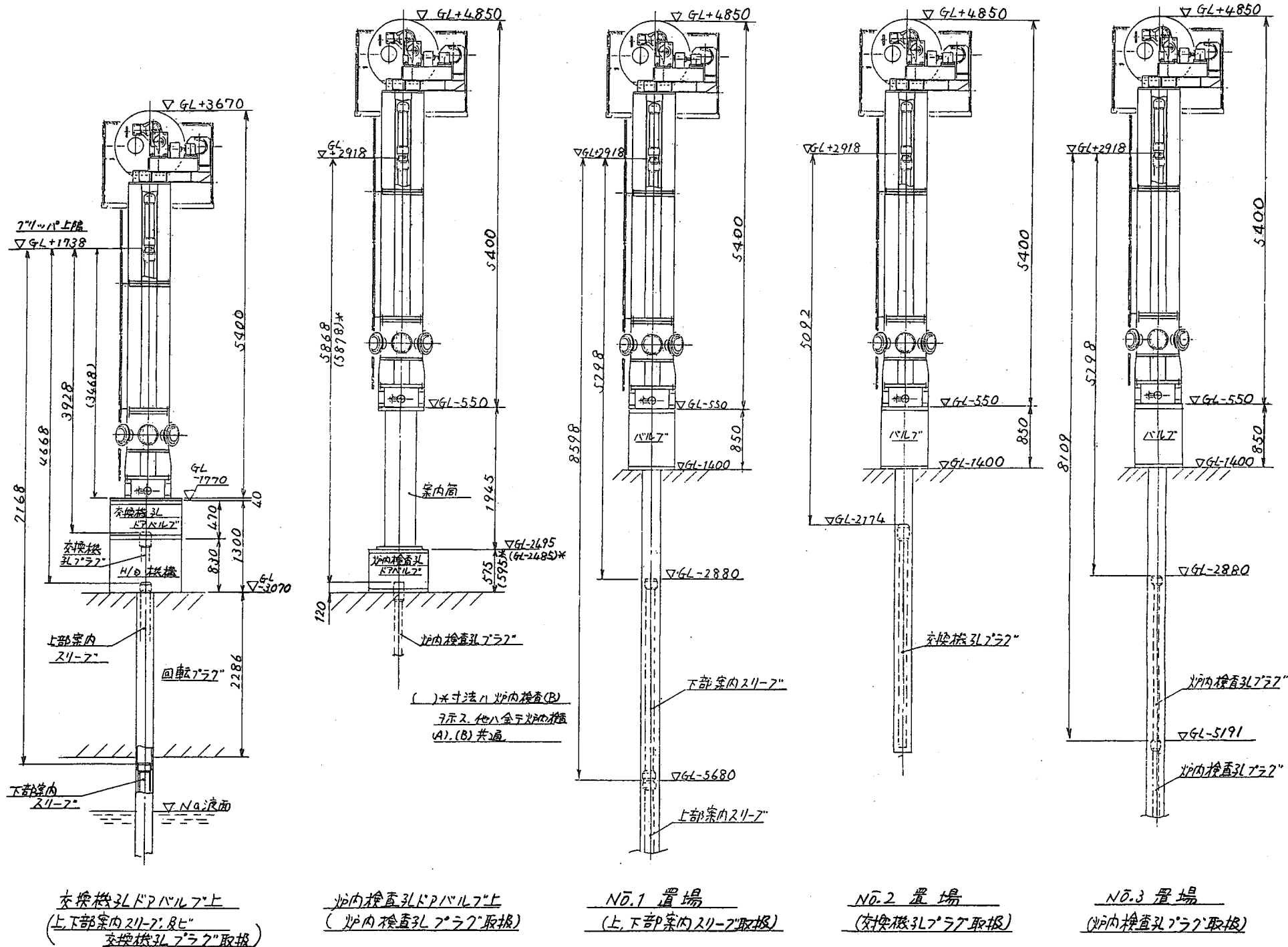


図 2. 3-5 各プラグ等取扱時ノ必要ストローク

2.3.5 ホールドダウン軸下降不能に対する恒久対策案

ホールドダウン軸外周と予熱スリーブ下面との間にナトリウムが付着し、ホールドダウン軸が下降不能となることを防止するための恒久対策としてNa除去装置を設置する方式を提案する。本方式の選定の経緯については、付録－7に示す。なお、本方式は、応急対策案としても提案するものであるが、採用にあたっては、Na除去性能、機構の成立性等について事前に十分な検証が必要である。

(1) 機能条件

- ① ホールドダウン軸と回転プラグの間に付着しているNaを除去できる。
- ② 炉内のNa液面あるいは、熱しゃへい板に接触しないこと。
- ③ 耐熱性、耐放射線性がある。
- ④ バウンダリ機能を維持できる。
- ⑤ 隣接する炉内検査孔から挿入、取出しができる。

(2) 設計条件

- ① 検査孔ガイドチューブ内径 : ϕ 110 mm
- ② 回転プラグ下面からNa液面までの距離 : 744 mm
- ③ 炉内検査孔ドアバルブ（A）から回転プラグ
下面までの距離 : 2881 mm
- ④ 隣接する検査孔からホールドダウン軸までの中心軸間距離 : 最大1600 mm

(3) 構造説明及び取扱い方法

Na除去装置概要図を図2.3－6に示す。構造説明、取扱い方法について下記に示す。

- ① 本方式は、新たにNa除去装置を新設し、定検時等を利用して定期的に蒸着Naを高温、高速Arガス噴射にて除去する方法である。
- ② 従って、既設設備の改造は、特に不要である。
- ③ 本装置は、リンク機構、案内管（本体）、本体回転駆動部、リンク駆動部、Arガス供給管、本体支持架台より構成されている。

本装置の主な機能は、リンク機構の昇降・屈曲、本体回転及びガス噴射である。

- ④ 案内管（本体）は、本体回転駆動部により回転駆動される（リンク作動領域のみ）。

⑤ バウンダリは、ドアバルブ上部の軸封装置で案内管を軸シールする。

⑥ リンク機構は、Naに接液しないように3つ折りになっており、それぞれ90°屈曲できる。

⑦ 取扱手順

(i) あらかじめ、検査孔プラグを孔プラグ等保守装置にて引抜いておく。

(ii) 本装置全体をクレーンにて吊り下ろし、検査孔ドアバルブ上に取り付ける。(孔プラグ等保守装置の取付ボルト穴を利用する)

(iii) 検査孔ドアバルブを開いてリンク機構を炉内に挿入する。

(iv) 隣接する検査孔あるいは、炉心上部機構中央の開口からボアスコープ等を入れて、炉内の装置を観察できる状態にしておく。

(v) 第1リンクをしゃへいプラグから下までおろし、90°曲げる。

(vi) 第2リンクをおろし、第1リンクを元に戻しながら第2リンクを90°曲げる。

(vii) 同様に第3リンクをおろし、ホールドダウン軸へ到達させる。

(viii) Arガスを噴射させながら、リンク機構を水平、垂直に回転させ、更に、小回転プラグの回転を組み合わせ、ホールドダウン軸まわりのNaを高速Arガスで吹き飛ばす。

(ix) 同様の作業を検査孔(A)及び(B)にて行い、ホールドダウン軸まわり360°の付着Naを除去できる。(図2.3-7)

検査孔(B)からホールドダウン軸までの距離は、1600mmよりも短いので、リンクを多少折り曲げた状態でホールドダウン軸に接近できる。

⑧ リンク機構が炉内で故障が生じた場合でもクレーンにて引き抜くことは可能であり、大きな事故には到らない。

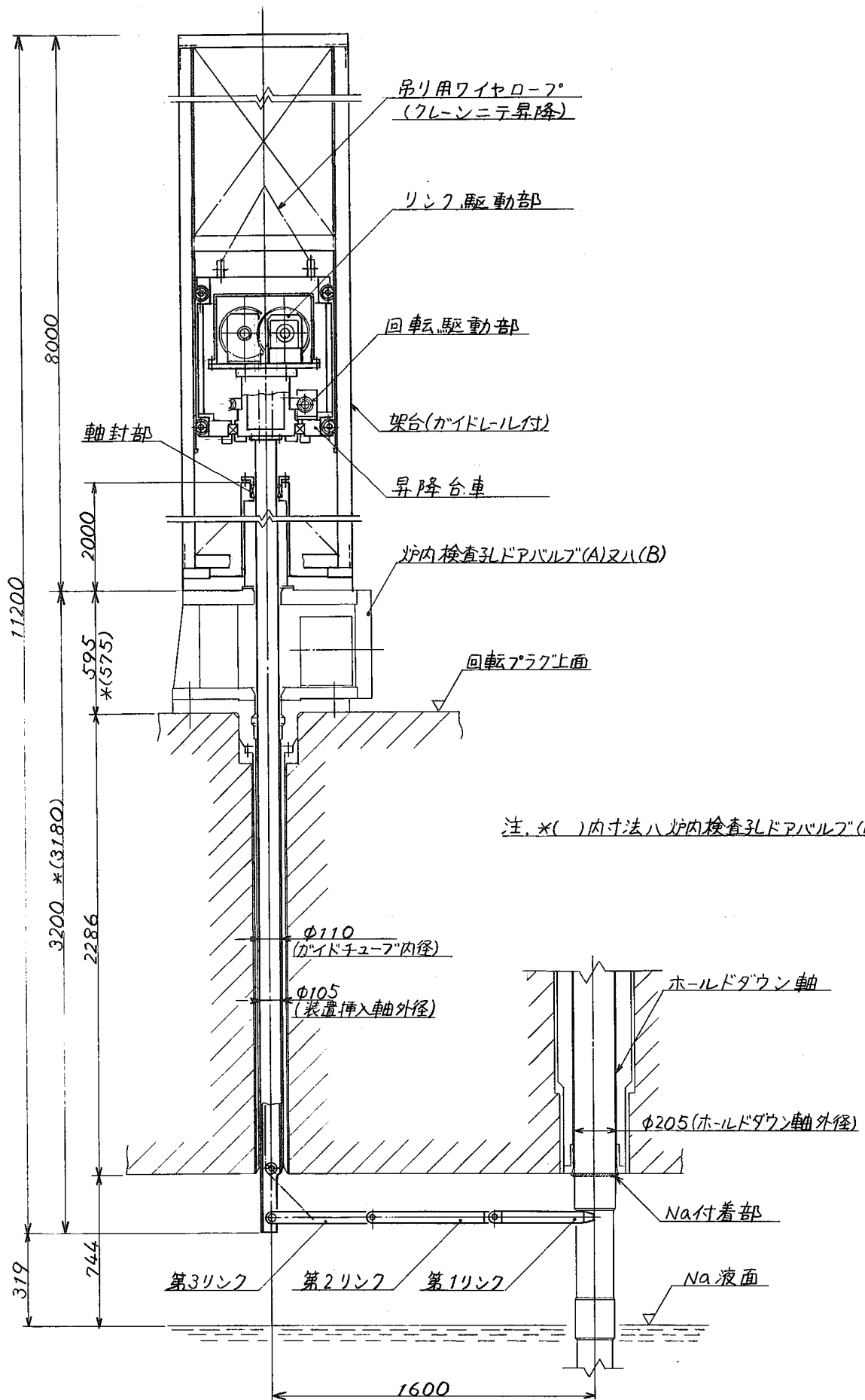


図 2.3-6 Na 除去装置概要図

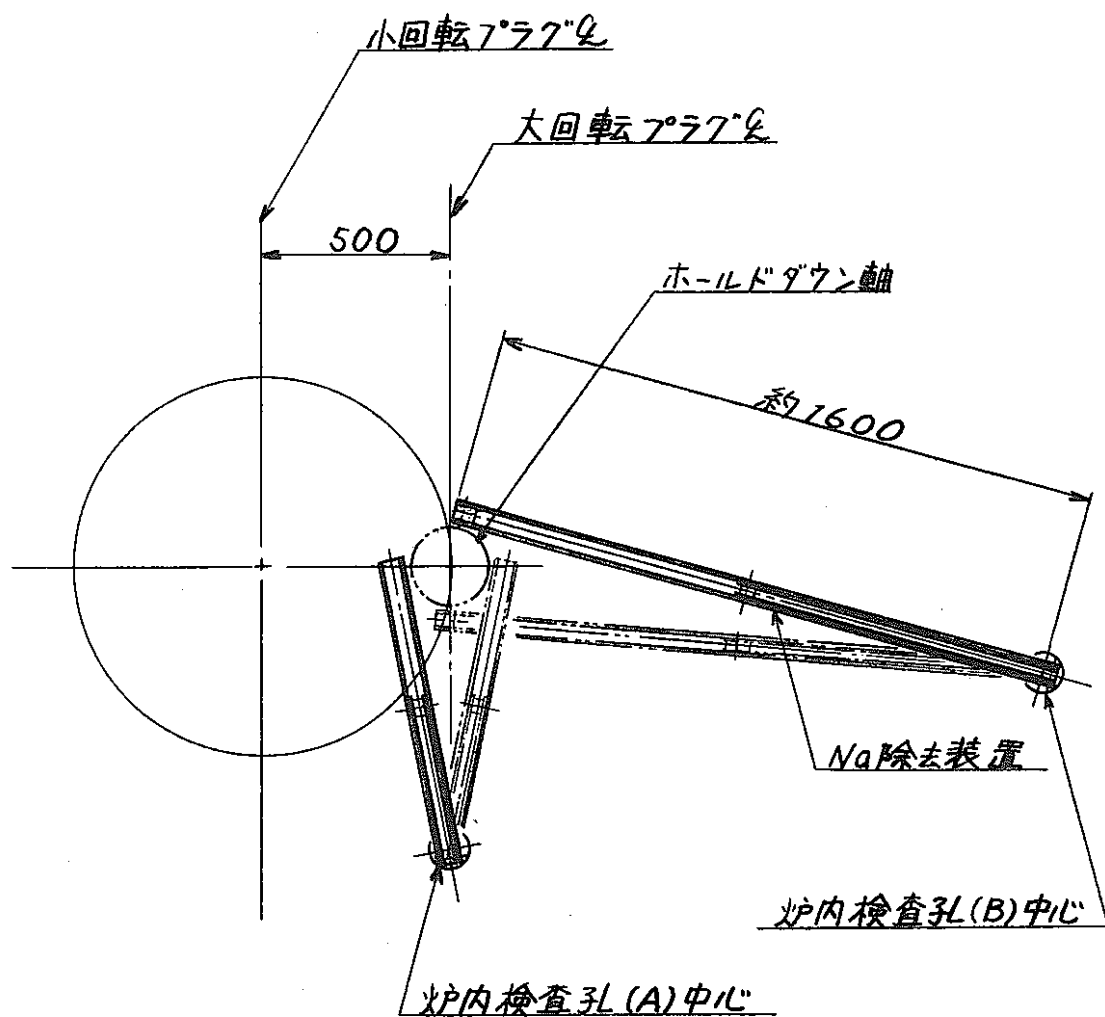


図 2.3-7 接近性検討図

2.4 燃料交換機に関する検討

2.4.1 目的

炉心内の燃料のシャフリング時間の短縮を目的として、グリッパの回転可能な燃料交換機について検討する。

2.4.2 機能条件

- (1) グリッパにMAX.30°の燃料回転機能がある。
- (2) 上記以外は、従来の燃料交換機と同様な機能を有すること。

2.4.3 改造計画

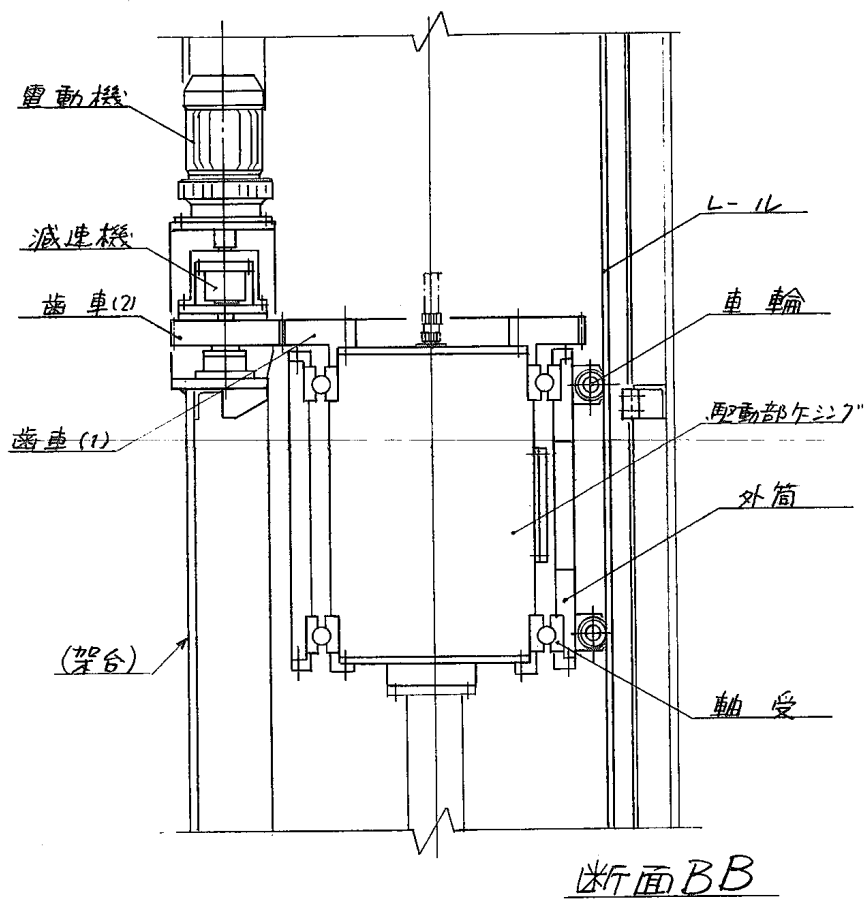
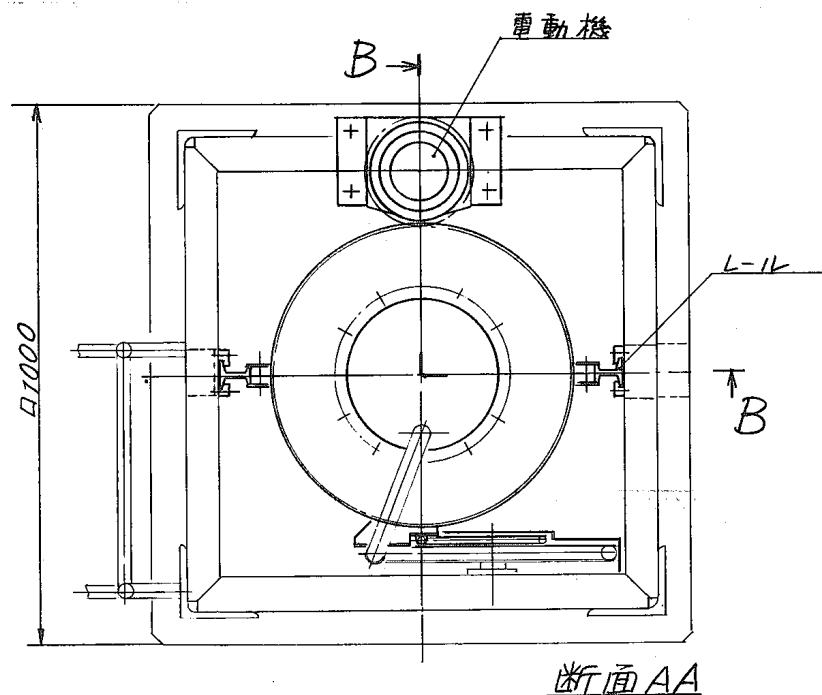
回転機能を有する燃料交換機概念図を図2.4-1に示す

構造選定にあたっての概念比較を付録-8に示す。本案としては、バウンダリ部の改造とはならないグリッパ全体を回転する案を採用した。以下にその構造及び改造範囲を説明する。なお、前節の回転プラグの検討にて提案したグリッパ外筒を太くする案を採用する場合には、バウンダリ部の改造となるため、その際、付録-8の②案であるグリッパ外筒を回転する改造をセットで行うことも有望である。（外筒を太くすれば、回転機能を追加できる可能性は高くなる）。

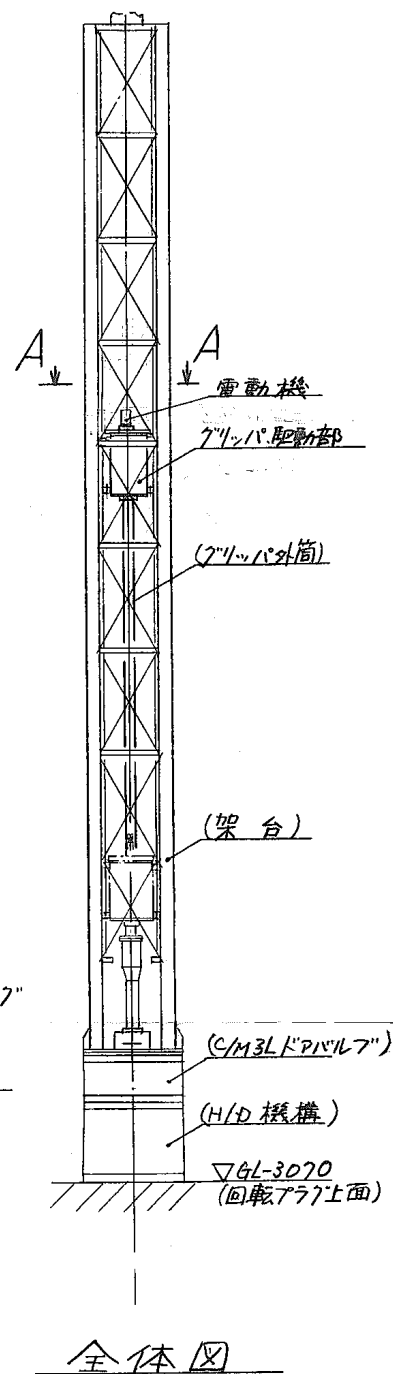
- (1) 駆動ケーシングを改造し、ケーシングと車輪の間に軸受（円すいころ軸受）を設け、駆動部ケーシングを回転させる。
- (2) 回転用の駆動装置は、架台上に固定する。燃料を所定の位置まで持ち上げた時、グリッパ頂部に設けた歯車と回転駆動装置歯車が、かみ合い、モータの回転を伝達させる。
- (3) 回転駆動装置には、エンコーダを設け、回転角を検出する。
- (4) 回転は、グリッパケーブル、ワイヤのねじれ等を考慮して0°～30°間往復とする。
- (5) 図中、改造あるいは、追加設備については、（ ）無しとし、改造のないものを（ ）付きで示す。
- (6) 車輪と駆動部ケーシングの間に軸受を設けるため、レールスパンを広げる。
- (7) グリッパを炉内から引抜き交換機に収納する際には、グリッパ駆動部が回転駆動装置部を通過して、さらに上まで上がるが、ギヤと駆動部が干渉しないよう配置する。

せておく。

- (8) 燃料を吊り上げ時、グリッパが回転駆動部とかみ合う前にひとりでに回転した場合、元の位置がわからなくなるので駆動部ケーシングと外筒の間に位置ずれ検出器を設け、位置ずれが起きた場合は、ギヤとかみ合せて、元の位置へもどす。



クリッパ駆動部詳細



2.5 燃料出入機に関する検討

2.5.1 目的

燃料出入機を燃料交換機ドアバルブを介して炉容器バウンダリと接続する場合には、その間に燃料出入案内筒を取り付け、接続部をガス置換して浄化している。そのガスパージ時間の短縮に関して検討する。

2.5.2 検討条件

(1) 接続部パージガス圧力	: 30mmHg以下
(2) 現状のパージ時間	: 20分 (3回パージ)
(3) 真空ポンプ (現状) 到達真空度	: 10^{-1} Torr
(4) " 排気速度 (S o)	: $600\text{ l/min} = 10\text{ l/s}$
(5) 可動ブロックから燃料交換機孔 D/Vまでの接続時長さ	: 1220 mm
(6) ガスパージ体積 (現状)	
① 燃料出入り機D/V体積	: 0.0025 m ³
② 可動ブロック体積	: 0.026 m ³
③ 燃料出入案内筒体積	: 0.036 m ³
④ 燃料交換機孔D/V	: 0.0035 m ³
Total 0.068 m ³	

2.5.3 燃料出入案内筒の改造

燃料出入機のガスパージ時間の短縮案として、燃料出入案内筒を新設し、取替えることを検討する。

ガスパージ時間の高速化案の選定に到る経緯、各方式の比較検討は、付録－9に示す。燃料出入案内筒の構造、取扱説明及びガスパージ時間について下記に示す。

- (1) 燃料出入案内筒の構造概要図及び既設との比較を図2.5－1に示す。

既設の構造に対し、以下とする。

- ① 全長、外径及びスリーブ径は変更しない。
- ② 上側に上シール式のD/Vを設ける。

(2) 取扱方法及びガス置換量

① 燃料出入機を接続する場合、1 回目のガス置換は、燃料出入案内筒の D / V を開けた状態で行う。すなわち、ガス置換量は、現状と変わらない。

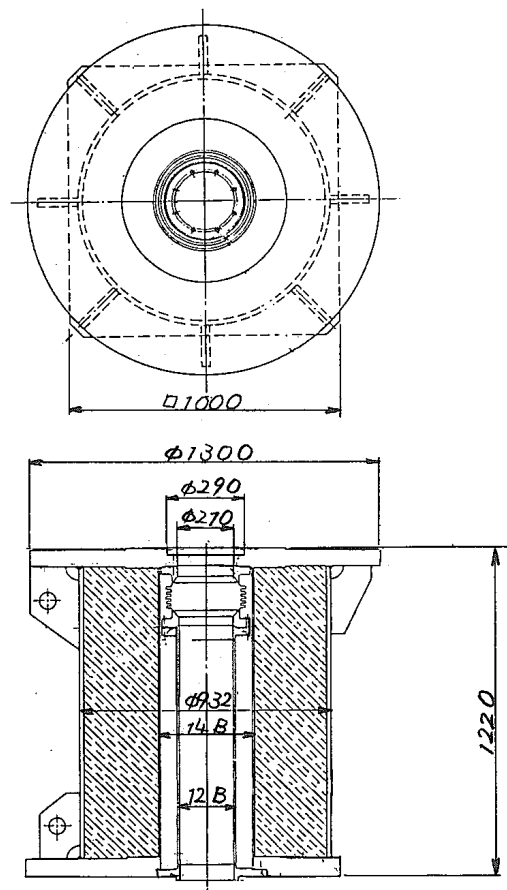
② 燃料出入機を切離す前に、燃料出入案内筒の D / V を閉める。

従って、燃料出入案内筒を取り去らないかぎり、2 回目以降のガス置換量は、主として、可動ブロック部のみで良い。(ガス置換量は従来の $1/2$ になる。)

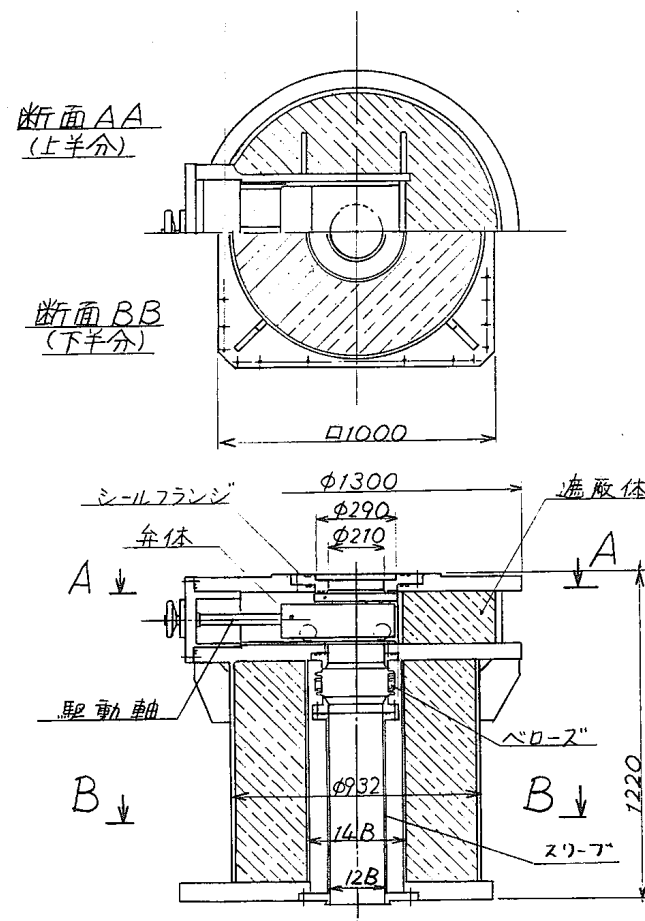
(3) ガスパージ時間

現状のガスパージ時間が、1 回の接続で 20 分 (3 回パージ) であるのに対し、約 10 分程度に短縮できる (3 分 / 1 回パージ、付録 - 9 参照)

更に、真空ポンプを容量の高いものに変更する事も可能であるが、配管系のコンダクタンスが大きいため、あまり効果はなく、その必要はない。



既設



改造

図 2.5-1 燃料出入案内筒改造概要図

2.6 格外設備に関する検討

2.6.1 燃料洗浄時間の短縮化

(1) 検討内容

燃料洗浄設備の洗浄時間の短縮及び洗浄性の向上を目的として下記について検討する。

- ① 洗浄工程中のうち現工程において効果の薄い工程を削除する。
- ② 洗浄槽近傍に循環ポンプを増設する。

(2) 検討条件

- ① 洗浄槽架台に循環ポンプを設置する。
- ② 循環ラインは、正、逆循環可能なものとする。
- ③ 燃料洗浄設備シーケンスフロー図（既設）：図2.6－1による。
- ④ 脱塩水洗浄を1回以上とし、1回毎に工程歩進の選択を行うこととする。

(3) 検討結果

(i) 洗浄工程のうち現工程において効果の薄い次の工程を削除する。

- ① Arガス循環系の冷却器内の水滴除去
- ② 廃液排出時の放置ドレン（加圧ドレンだけにする）
- ③ 脱塩水に放置浸漬する工程

その結果シーケンスフロー図は、図2.6－2のように変更となる。

(v) 詳細は付録－10「シーケンス改良の効果について」を参照のこと。

(i) 燃料洗浄時間の短縮

現状の約86分が改良後は約63分となり、約23分の短縮となる。

(v) 廃液発生量の低減

現状の約 750 ℓ が改良後約 300 ℓ となり、約 450 ℓ の低減となる。

（洗浄槽約 150 ℓ、配管他約 150 ℓ）

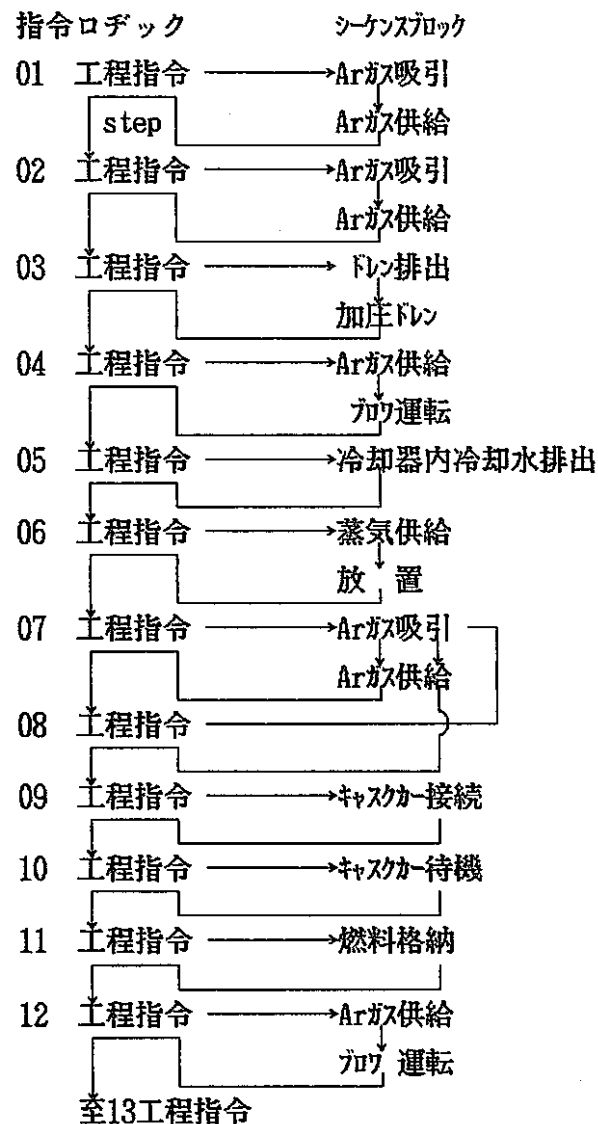
(ii) 洗浄槽近傍に循環ラインを設置する。

(7) 循環ラインの概念フローを図2.6－3に、概略配管配置を図2.6－4に示す。詳細は付録－11「追加循環ラインについて」参照のこと。

(イ) 廃液発生量の低減

洗浄槽近傍に循環ラインを設置することにより、(ii)項の改良後、廃液発生量約 300 ℓ は約 180 ℓ となり、更に低減が可能である。

(洗浄槽約 150 ℓ、配管他約30 ℓ)



(手動および連動運転での
燃料洗浄)

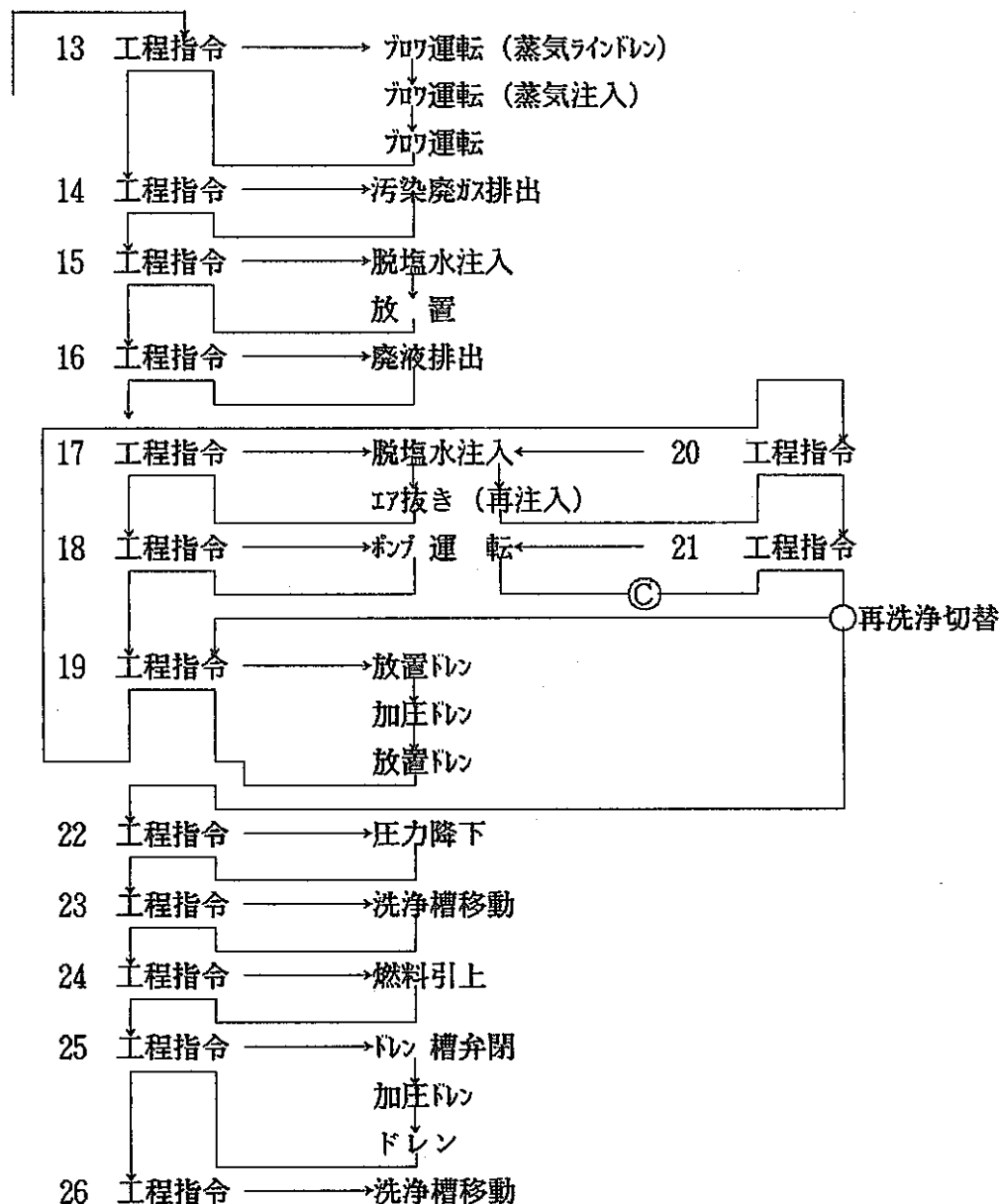


図2.6-1 燃料洗浄設備 シーケンスフロー図 (既設)

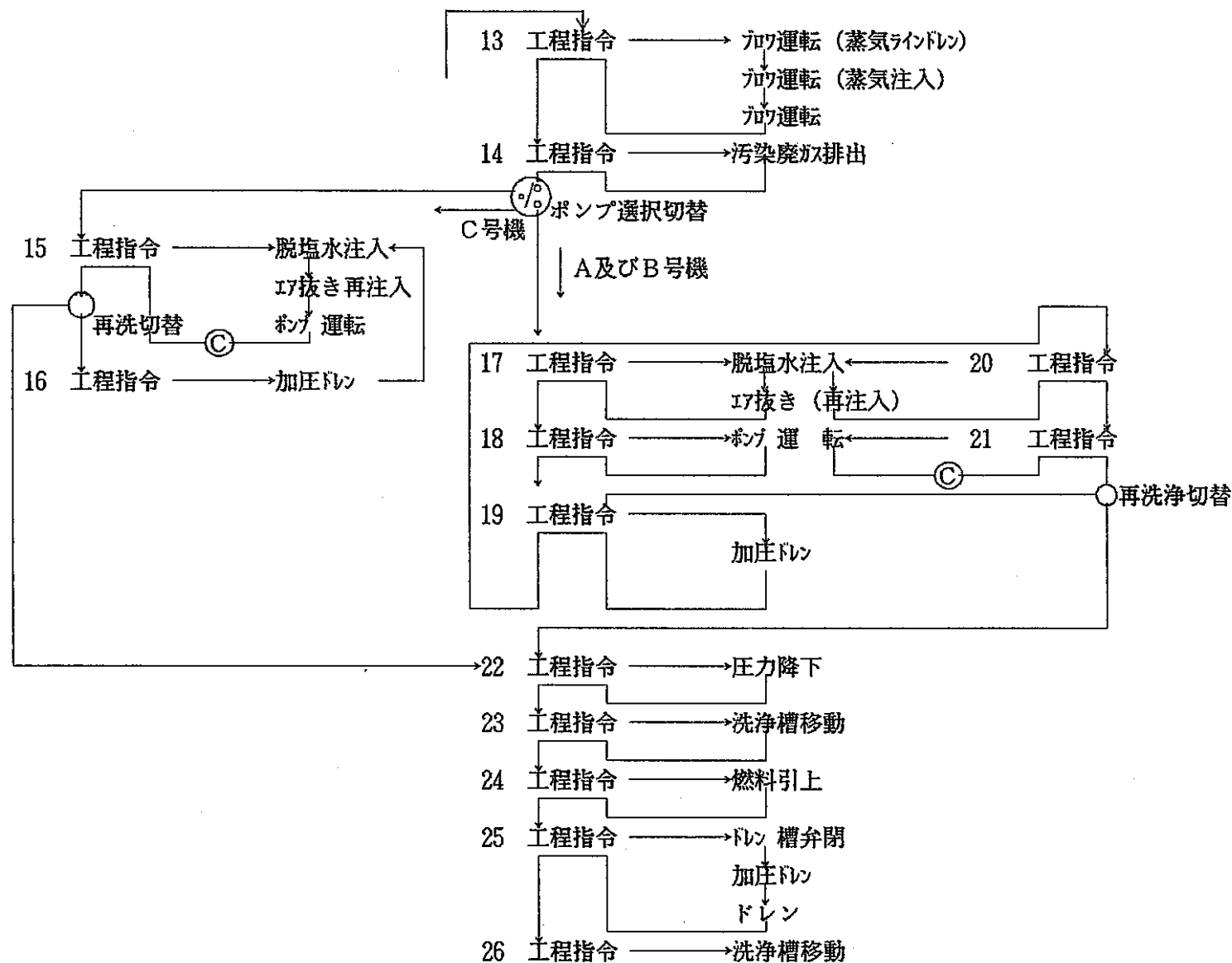
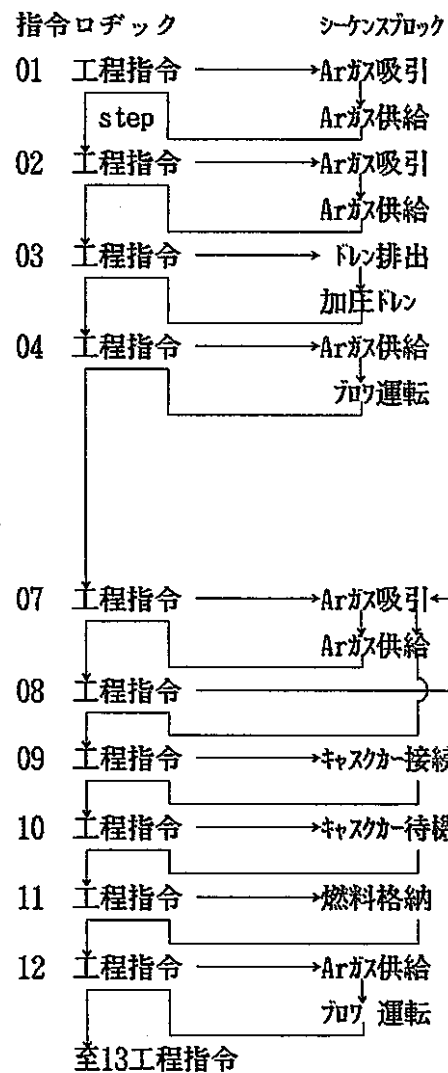


図2.6-2 燃料洗浄設備 シーケンスフロー図 (改造)

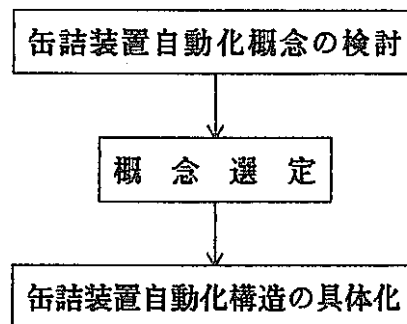
2.6.2 燃料缶詰操作時間の短縮化

(1) 目的

現在、燃料缶詰作業は、燃料缶詰装置によりすべて手動操作で行っている。本作業は熟練を要することから作業時間が長くなり、その間熟練操作員を拘束することになる。本検討は、この燃料缶詰操作を可能な限り自動化することにより、缶詰作業時間の短縮と操作員の負担軽減を図ることを目的とする。

(2) 検討方法

以下の検討フローに従って缶詰装置の自動化検討を行う。



(3) 検討条件

- ① 燃料及び缶詰缶の構造・寸法は従来と同じとする。
- ② 缶詰操作場所は、従来と同様とする。
- ③ 缶詰位置への燃料及び缶詰缶の搬入・搬出方法は、従来と同様とする。
- ④ 自動化機器に不具合が生じた時の対応がとれること。
- ⑤ 現状の配置スペースの許容範囲内に収まること。

(4) 缶詰装置自動化概念の検討

缶詰装置の自動化には、大きく次の2通りの方法が考えられる。

- a 現在の燃料缶詰装置を一式更新して完全自動化する。
- b 現在のセル内装置部はそのままにしてセル外の手動装置を電動化して作業のスピードアップと負担軽減を計る。

aについては、完全自動化されるため実現した場合には缶詰作業上は最も望ましい姿となるが、改造が大掛かりになること及び本プラントのように燃料交換本数が比較的少ない場合には、その効果がそれ程顕著にはならないと考えられることから、本検討ではより現実性の高いbの方式に着目して具体化を計ることとした。

本方策を採用する場合のメリットは、以下のとおりである。

- ① 従来からの実績のあるボルト締め機構部をそのまま使用できる。
 - ② セル内機構部の改造が不要である。
 - ③ 手動ハンドル部はセル外であるので、この部分の改造は比較的容易である。
 - ④ 手動ハンドル部の電動化のみでも缶詰作業中のかなりの部分の自動化が可能と考えられ、作業性の改善が期待できる。
- (5) 缶詰装置自動化構造の具体化検討

手動ハンドル部電動化の基本概念を図2.6－5に示す。本図の基本的な考え方は以下の通りである。

- ① 缶詰操作のうち、微妙な感覚を要するもの及び簡単な操作で手動でもあまり負担を感じないものは、従来通り手動操作とする。
- ② 缶詰操作のうち、主に位置決めに係わるものは電動化する。
- ③ ボルト締め（ボルト回転）操作は、本数が多いので電動化する。

上記から、次の系統について電動化した。

- a. ボルト締め部（水平方向）移動系
- b. 缶詰缶回転系
- c. ボルト締め（回転）系

また、以下は従来通り手動のままとした。

ア. 缶詰缶固定系

イ. ボルト締め部上下動系

上述のとおり、本方式では一部に手動操作が残るが、位置決め操作等は自動化可能なため、従来に比して作業性の改善が期待できる。

上記改造概念を基に構造の具体化を行った。その結果を図2.6－6に示す。図に示す通り、既設のセル貫通軸と接続するセル外の手動操作を新設の電動装置と交換する計画であり、改造部分が最小限となるよう考慮している。また、従来通り手動操作も可能である。配置上は、セル前面の張出しがやや大きくなる程度である。

本電動機構に不具合が生じた場合には、上記手動装置により従来と同様に缶詰操作が行えるため、十分対応が可能である。

(6) 検討結果

前項までの検討結果により、缶詰操作自動化概念の具体化を行い、缶詰操作時間短縮の見通しを得た。

今後は、燃取系全体の改造計画との整合をとりながら、缶詰操作自動化範囲の最適化を計っていくことが望まれる。

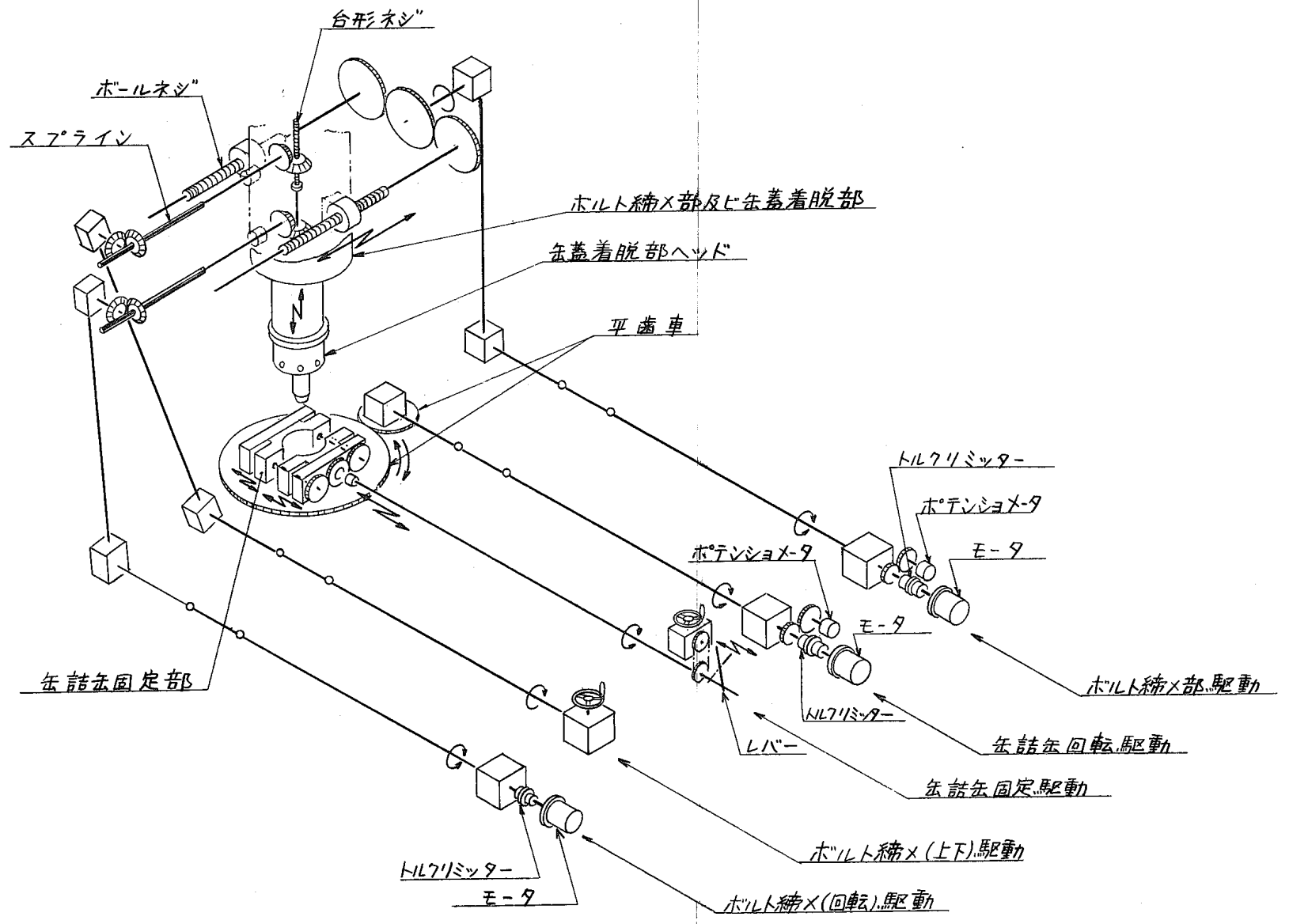


図 2. 6-5 缶詰装置駆動原理図

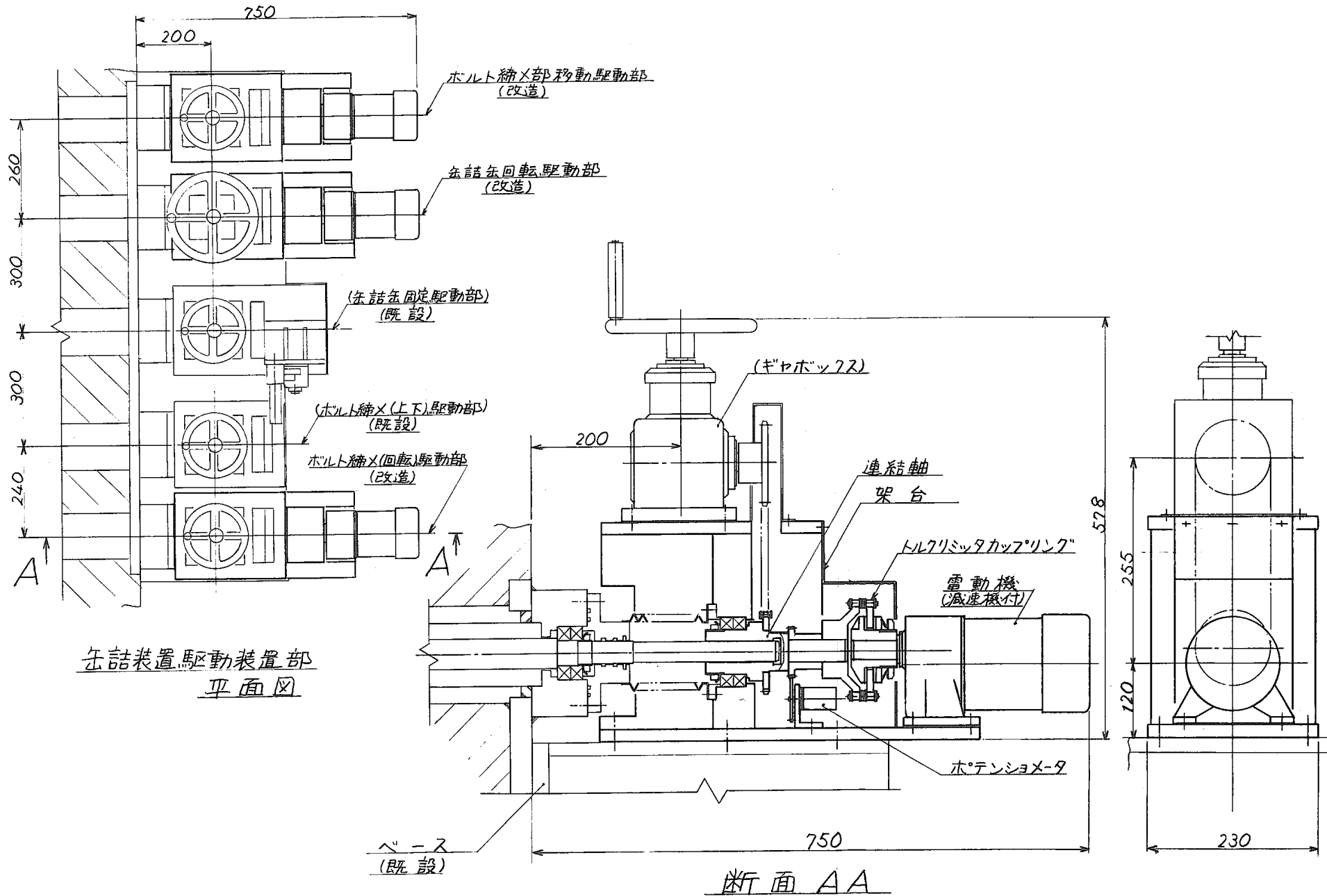


図 2.6-6 缶詰装置改造概要図

3. 燃交時間短縮に関する検討

(1) 目的

第2章の個別検討において、技術的な成立性が見通しが得られた項目のうち、燃交時間短縮に寄与する項目は次のとおりである。

- ① トランスファロータの改造
- ② 反射対及び冷却用ポットの交換
- ③ 案内スリーブ廃止
- ④ 燃料出入機の改造

また、燃交時間短縮に寄与しないが、単独設備としてその作業時間が短縮される項目は次のとおりである。

- ① 燃料交換機の改造
- ② 燃料洗浄設備の改造

本章では、これらの項目について、燃交時間、作業時間の短縮に関する検討を行う。

(2) 検討方法

第2章の個別検討に基き、(1)項の各項目について、現状の作業項目及び作業時間をベースに、低減可能な作業項目及び、作業時間を検討する。

(3) 検討結果

(1) 燃交時間短縮に寄与する項目

(a) トランスファロータの改造

トランスファロータのラック数を16体にするにより、燃料出入機との新及び使用済燃料の受渡しのためにラックの回転する角度が減少する。これに伴い、所要時間が短縮となる。

- ① 改造前の本体の回転角度 : 180° / 回
- ② 改造後の本体の回転角度 : 22.5° / 回
- ③ 回転速度 : 約0.192 r.p.m.

従って短縮時間は、1体当たり

$$\left\{ \frac{180 (^{\circ} / \text{回})}{360 (^{\circ} / \text{回})} - \frac{22.5 (^{\circ} / \text{回})}{360 (^{\circ})} \right\} \times \frac{1}{0.192 (\text{r.p.m.})} = 2.3 \text{ [分/体]}$$

の短縮となり、従来2.6分/体が0.3分/体となる。

(b) 反射体及び冷却用ボットの交換

反射体を中性子吸収体に、冷却用ボットを移送用ボットに交換することにより、炉内燃料取扱〔Ⅰ〕（冷却用ボットに挿入されて炉内貯蔵していた使用済燃料を移送用ボットに移す作業）及びこれに付随した作業が不要になる。

この時の作業項目の減少及び作業時間の短縮結果を表 3-1 及び表 3-2 に示す。表に示すように作業時間短縮は約 2.5 日／燃交となる。

(c) 案内スリーブ廃止

案内スリーブを廃止することにより、案内スリーブを取扱う作業が不要になる。

この時の作業項目の減少及び作業時間の短縮結果を表 3-3 及び表 3-4 に示す。表に示すように作業時間短縮は約 2 日／燃交となる。

(d) 燃料出入機の改造

炉上部での燃料出入機接合部のパージ所要時間は、燃料出入案内筒をドアバルブ付きとすることにより半減できる見通しが得られた。（表 3-5 から 7 参照）

(ii) 燃交時間短縮に直接寄与しない項目

(a) 燃料交換機の改造

燃料交換機グリッパを回転可能な構造に改造することにより、炉心での燃料のシャフリングに要する時間が大巾に低減可能となる。

現状では、燃料を装荷角度の異なる位置に装荷する為に、燃料のセルフオリエンテーション機構を利用している。セルフオリエンテーションの限界は 30° であるが、余裕を見て 10° を限度としており、 30° 近く装荷角度の違う移動には差が 10° 以内の位置を経由する為、最低 9 体の燃料取扱が必要となる。（図 3-1 参照）

一方、回転可能なグリッパに改造した場合は 3 体の取扱となる。従って、1 体当たり取扱実工程時間は 30 分であるので、現状の所要時間 4 時間 30 分から 1 時間 30 分となり、1 体のシャフリングで 3 時間の短縮となる。

(b) 燃料洗浄設備の改造

トランスファロータの改造により、格内外の作業が分離されるため、燃料洗浄時間は直接燃交時間に寄与しない。ただし、格外作業に着目した場合、燃料洗浄時間の短縮は、作業時間の短縮となる。

燃料洗浄時間は、2.6.1 項にて検討したとおり、約 23 分／体短縮できる見通しであり、年間では、約 34.5 時間の短縮となる。

表 3-1 反射体及び冷却用ボットの交換に伴う作業項目の減少

 : 減少する作業項目

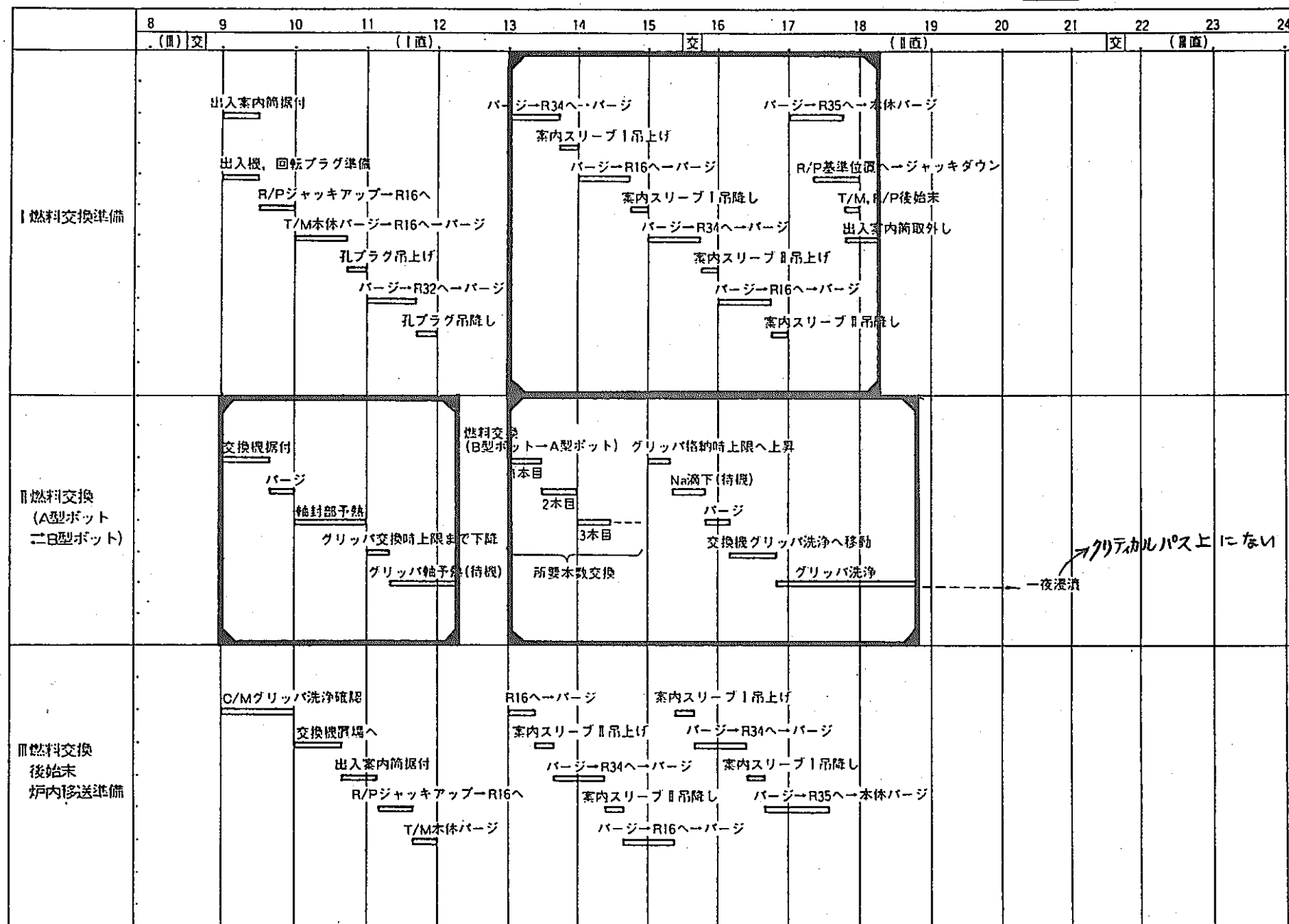


表 3-2 反射体及び冷却用ボットの交換に伴う作業時間の短縮



: 減少する作業項目

	炉内燃料取扱準備	炉内燃料取扱(I)	炉内燃料取扱後始末	燃料移送準備	燃料移送	燃料移送後始末	炉内燃料取扱準備	炉内燃料取扱(II)	炉内燃料取扱後始末
操 作 内 容	燃料出入案内筒据付 燃料交換機孔上部・下部案内スリーブ装荷 燃料交換機孔プラグ引抜き	燃料交換機本体据付・準備 燃料出入案内筒撤去 燃料交換機孔上部・下部案内スリーブ装荷 燃料交換機孔プラグ引抜き	燃料交換機本体移動 燃料交換機グリッパ洗浄 燃料交換機本体撤去	燃料交換機孔上部・下部案内スリーブ引抜き 燃料出入案内筒据付	燃料移送 燃料移送後始末	燃料移送後始末 燃料出入案内筒据付 燃料交換機グリッパ洗浄	燃料交換機本体据付・準備 燃料出入案内筒撤去 燃料交換機孔上部・下部案内スリーブ装荷	燃料交換機本体移動 燃料交換機グリッパ洗浄 燃料交換機本体撤去	燃料出入案内筒撤去 燃料交換機孔プラグ装荷 燃料交換機孔上部・下部案内スリーブ引抜き 燃料交換機本体移動 燃料交換機グリッパ洗浄 燃料交換機本体撤去
移動場所	置場→炉上	置場→炉上 炉上→置場	置場→炉上 炉上→置場 置場→炉上 炉上→置場	置場→炉上 炉上→置場	置場→炉上 炉上→置場	置場→炉上 炉上→置場	置場→炉上 炉上→置場	置場→炉上 炉上→置場	置場→炉上 炉上→置場 置場→炉上 炉上→置場

3時間/回
 ↓
 0.5日/回
 0.5時間/回
 ↓
 1日/回
 4時間+1日/回
 ↓
 1.5日/回
 4時間/回
 ↓
 0.5日/回

合計 約 2.5 日/燃交

：減少する作業項目

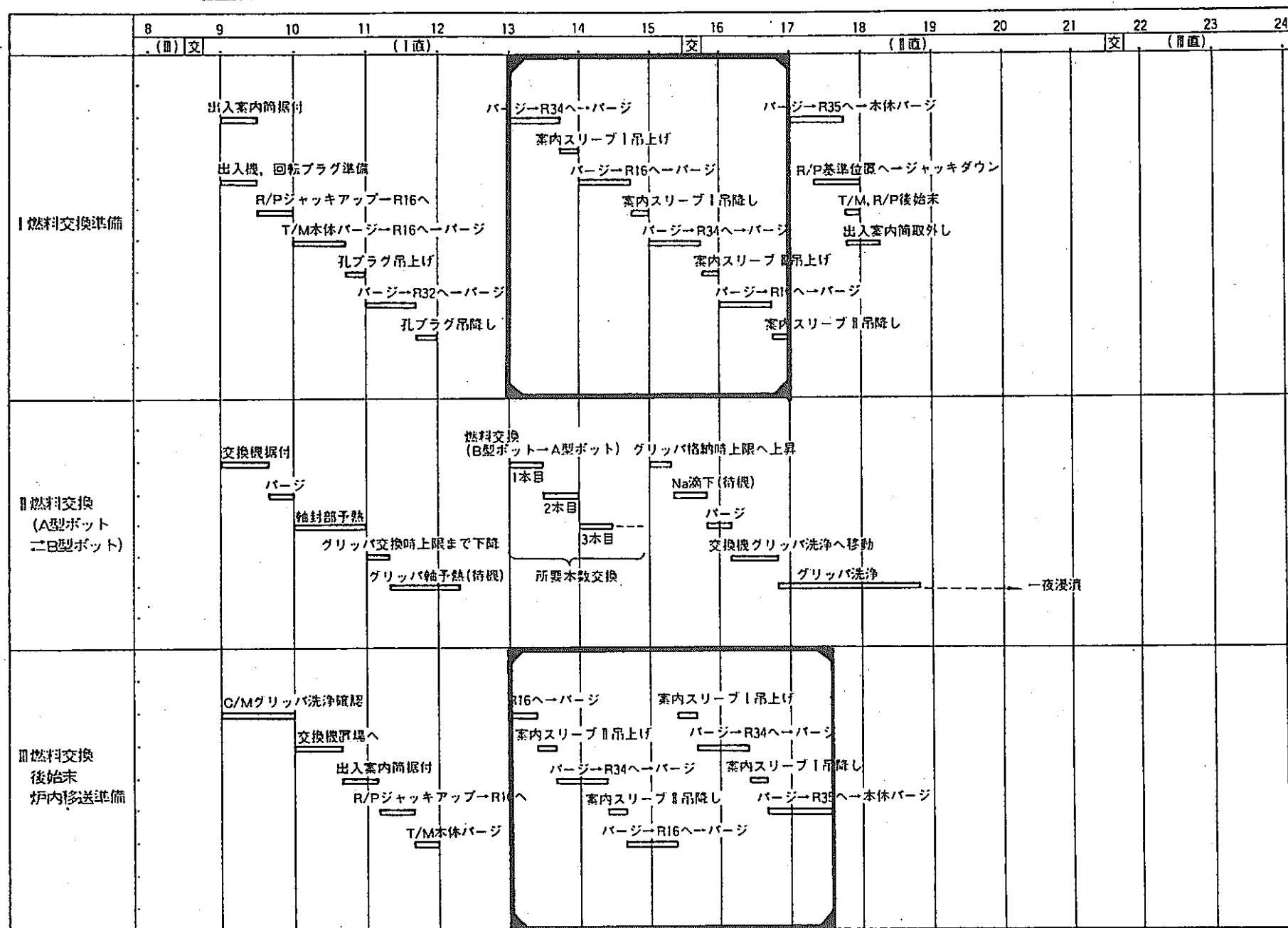


表 3-4 案内スリーブ廃止に伴う作業時間の短縮

□ : 減少する作業項目

	案内燃料取扱準備	案内燃料取扱(I)	案内燃料取扱後始末	燃料移送準備	燃料移送	燃料移送後始末	案内燃料取扱準備	案内燃料取扱(II)	案内燃料取扱後始末
操 作 内 容	燃料出入案内筒据付 燃料交換機孔プラグ引抜き 燃料交換機孔上部・下部案内スリーブ装荷	燃料交換機本体据付・準備 燃料出入案内筒撤去	燃料交換機本体移動 燃料交換機グリッパ洗浄 燃料交換機本体撤去	燃料交換機孔上部・下部案内スリーブ引抜き	燃料交換機孔上部・下部案内スリーブ装荷	燃料交換機グリッパ洗浄	燃料交換機本体据付・準備 燃料出入案内筒撤去	燃料交換機孔上部・下部案内スリーブ装荷	燃料交換機孔上部・下部案内スリーブ引抜き 燃料交換機本体移動 燃料交換機グリッパ洗浄 燃料交換機本体撤去
移動場所	置場→炉上	置場→炉上 置場→炉上	置場→炉上 置場→炉上 置場→炉上	置場→炉上	置場→炉上 置場→炉上	置場→炉上	置場→炉上 置場→炉上	置場→炉上 置場→炉上	置場→炉上 置場→炉上 置場→炉上 置場→炉上

→ 4時間/回
↓
0.5日/回

→ 4.5時間
↓
0.5日/回

→ 4時間
↓
0.5日/回

→ 4.5時間
↓
0.5日/回

合計 約2日/燃文

表 3-5 燃料出入機の接続部バージ時期

●：燃料出入機接続部バージ（炉上部）

●：燃料出入機接続部バージ（置場）

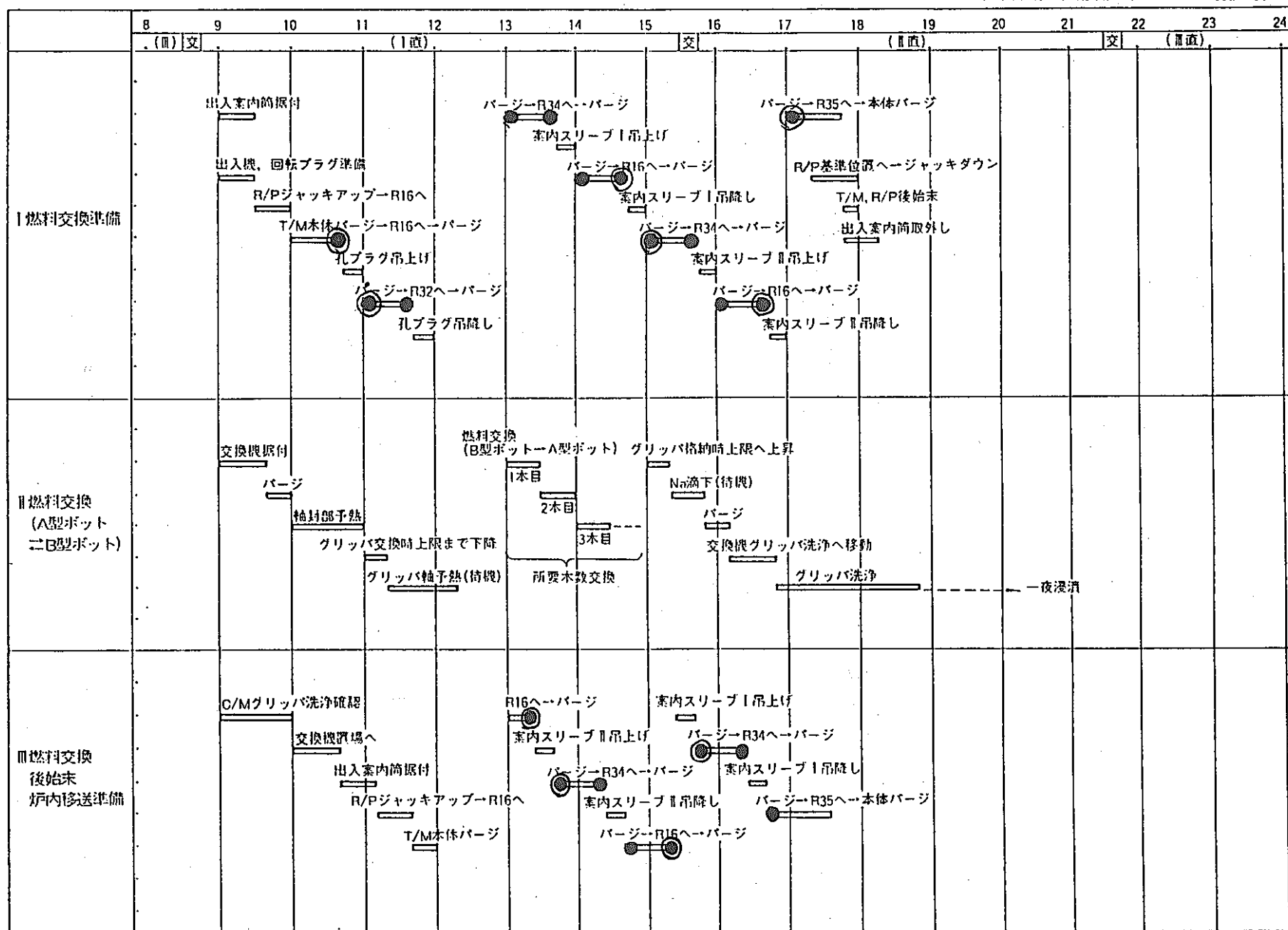
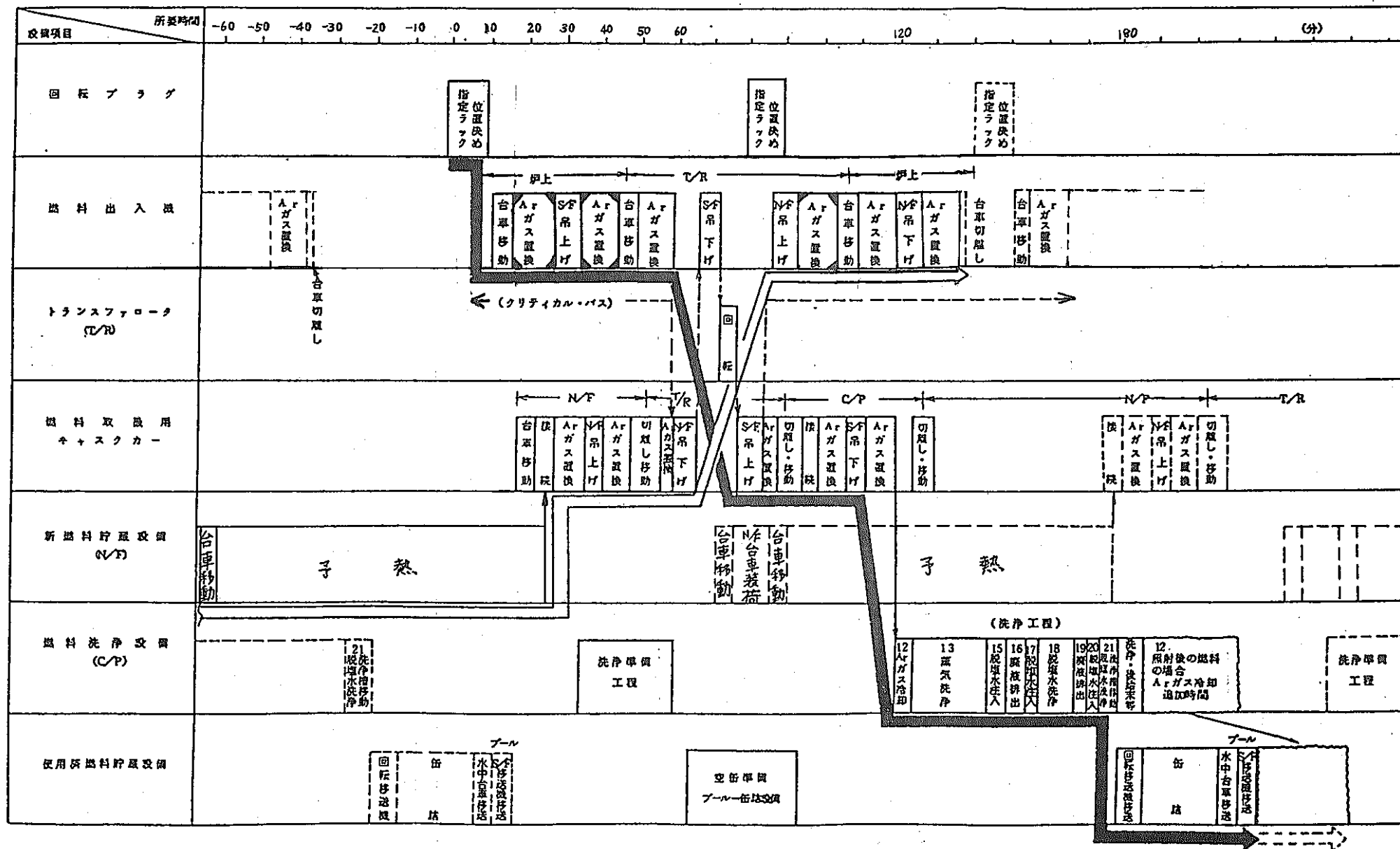


表 3-6 燃料移送時燃料出入機等の動作時間



 新燃料 (N/F) の流れ
 使用済燃料 (S/F) の流れ (未照射)
 クリティカル・パス

表3-7 燃料出入機の接続部のパージ回数

- 87 -

	炉内燃料取扱準備					炉内燃料取扱 (I)	炉内燃料取扱後始末			燃料移送準備	燃料移送	燃料移送後始末	炉内燃料取扱準備			炉内燃料取扱 (II)	炉内燃料取扱後始末																								
	操 作 内 容					⇒	燃料交換機本体据付・準備	燃料交換機本体据付・準備	燃料交換機本体据付・準備	燃料交換機本体据付・準備	⇒	燃料交換機本体据付・準備	燃料交換機本体据付・準備	燃料交換機本体据付・準備	⇒	燃料交換機本体据付・準備	燃料交換機本体据付・準備	燃料交換機本体据付・準備	燃料交換機本体据付・準備	燃料交換機本体据付・準備	燃料交換機本体据付・準備	燃料交換機本体据付・準備	燃料交換機本体据付・準備																		
燃料出入機接続部 パージ回数	移動場所					⇒	S/F ポットB ↓ ポットA	炉上 ↓ 洗浄	洗浄 ↓ 置場	置場 ↓ 炉上	炉上 ↓ 置場	S/F N/F T/R 炉内ラック ↓ T/R	炉上 ↓ 置場	置場 ↓ 炉上	炉上 ↓ 置場	S/F N/F ポットA ↓ 炉心 ポットB	炉上 ↓ 洗浄	洗浄	洗浄 ↓ 置場	置場 ↓ 炉上	炉上 ↓ 置場	置場 ↓ 炉上	炉上 ↓ 置場																		
	炉上部																																								
	置場																																								
	合計																																								
	0	2	4	0	0	0	0	0	0	0	4	* 1	1	4	0	0	0	0	0	0	4	2	0	21																	
	0	1	5	0	0	0	0	0	0	0	4	* 1	1	4	0	0	0	0	0	0	4	1	0	20																	
	0	3	9	0	0	0	0	0	0	0	8	* 1	2	8	0	0	0	0	0	0	8	3	0	41																	

*1 : 表3-6にて評価済

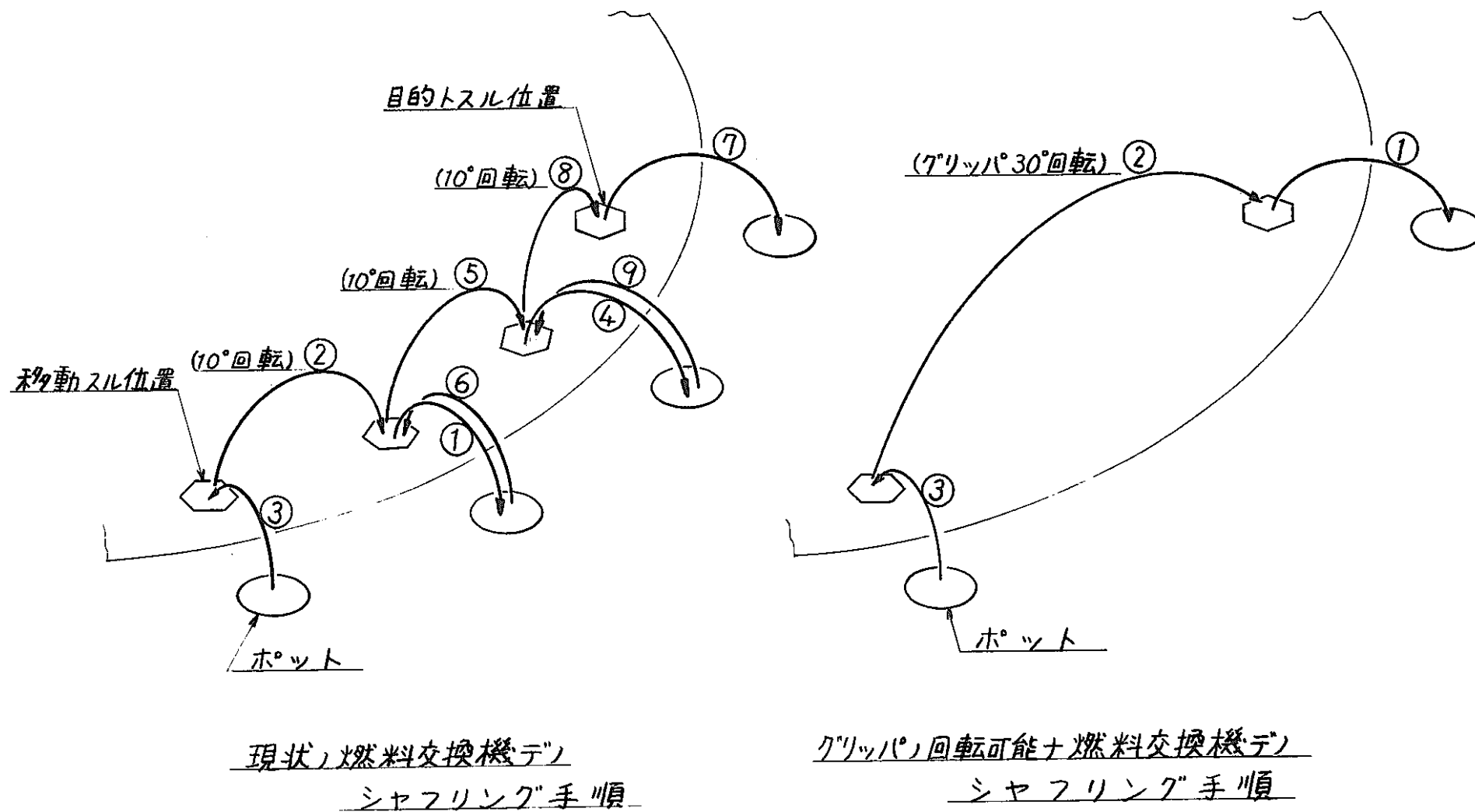


図3-1 シャフリング時の燃料取扱手順

4. 改造工事に関する工期の検討

(1) 目 的

第2章の個別検討において、技術的な成立性の見通しの得られた項目のうち、改造工事に長期間を要する項目は次の2件である。

- ① トランスファロータの改造
- ② 反射体及び冷却用ボットの交換

本章では、この2件について改造に関する検討を行う。

(2) 検討方法

① トランスファロータの改造

第2.1節の検討結果に示す図2.1-4「T/R既設品の分解・撤去作業手順」及び図2.1-5「T/R改造部分の組立手順」に基づいて、各作業項目毎の必要期間を算出する。

② 反射体及び冷却用ボットの交換

第2.2節の検討結果に示す表2.2-4「ボットの搬出ルート・手順」及び表2.2-3「新ボットの搬入ルート・手順」に基づいて、各作業項目毎の必要期間を算出する。

尚、反射体の交換作業は、通常の燃料取扱ルートによるものとし、これまでの燃料取扱所要期間の実績に基づいて必要期間を算出する。

(3) 検討結果

① トランスファロータの改造

表4-1にトランスファロータの改造工事工程を示す。

改造工事に要する延月数は約2.5ヵ月である。

② 反射体及び冷却用ボットの交換

表4-2に反射体及び冷却用ボットの交換に関する工程を示す。

交換に要する延月数は約5.2ヵ月である。

%/s

表 4-1 トランスファロータ改造現地工事工程 (案)

(延 日 数)

準備作業(ハッチ開, 養生)

タンク内立入検査(PNC殿所掌) 線量, 汚染, O₂ 検査

タンク内清掃, 除染

タンク内作業準備

ラック取外し

駆動装置取外し(準備: ハッチ開等を含む)

アーム, 上部及び下部架台取外し

架台及び架台取付座の加工

駆動装置その他点検

上部及び下部架台仮取付

支持円板(1)取付

駆動装置仮組立

上・下軸受部組立

支持円板(2), (3)取付

調整(センタリング他), 駆動装置組立, 架台締付

ラック据付

試験(1) - 7フェック, 駆動装置)

後始末(タンク内清掃, 養生撤去, 除染, マンホール・ハッチ開他)

条件

1. 立入作業時間は, 1日10時間とする。
2. タンク内の清掃, 除染は, 作業に支障ない程度までとする。
3. アーム及びラックの処置は, ビニール困包タンク外搬出までとする。
4. 作業エリアは, 必要分確保出来るものとする。
5. 作動試験は, 本工程に含まない。

%S

Step	作業内容	所要時間	タイムスケジュール				
			項目	時間	2	4	6
Step 1	冷却用ポット(12体)取出し	6日間 (2体/日)					
	(炉内貯蔵ラック～メンテナンス設備洗浄槽)						
Step 2	新規移送用ポット(12体)炉内据付	6日間 (2体/日)					
	(プラグ置場仮置～炉内貯蔵ラック)						
Step 3	反射体取出しと中性子吸収体交換 (162体)	157日間					
	格外～貯蔵ラック(27体)	7日間					
	準備作業	2日間					
	貯蔵ラック～炉心(27体交換)	2日間					
	貯蔵ラック～プール(27体)	14日間					
	交換機軸封交換, 出入機ドリフトポンプ交換	7日間					

5. 結 論

本検討の結果、得られた結論は次のとおりである。

(1) トランスファロータに関する検討

- ① 1 燃料交換当りの交換本数を15体とすると、トランスファロータのラックの数は16あれば良い。
- ② ラック数16とした場合の構造計画を行い、トランスファロータの耐震成立性及び設工認計算書との比較を行った結果、十分安全となる見通しを得た。
- ③ 熱負荷条件22.5kW(1.5kW/体の15体分)の場合、トランスファロータ・タンク内壁温度は97.1℃となり、トランスファロータ・タンクの設計温度 150℃を下まわる。
- ④ 以上①～③の結果、トランスファロータが燃料移送のバッファ機能を有することが可能であり、格内作業と格外作業を分離することの見通しが得られた。

(2) 燃料移送・冷却用ポットに関する検討

- ① B₄C シャヘイ付ポットの構造計画を行い、ポットの寸法上から B₄Cの厚さは、17mmとなる。
- ② 炉内貯蔵ラック位置での中性子束を1/5とするには、B₄C厚さは12.6cm必要となる。
- ③ 17mm厚さの B₄Cでは、中性子束は4/5にしか減衰しない。
- ④ 炉心に中性子吸収機能を持たせる場合には、交換が必要な反射体の本数は、162体(3層)となる。
- ⑤ 反射体の処理方法及び処理ルートは、燃料と同一であり、特に問題点はない。
- ⑥ 炉心から取出した反射体の本数(162体)に見合った貯蔵設備が必要となる。
- ⑦ 移送用・冷却用ポットの廃棄に関しては、固体廃棄物の貯蔵計画に反映を要する。
- ⑧ 移送用ポット内のNa 排出方法に困難さが残る。

(3) 回転プラグに関する検討

- ① 現状の燃料交換機グリッパを変更しないで案内スリーブを廃止した場合には、燃料交換の再現性及び耐震成立性を確保できない。
- ② 燃料交換機グリッパの外筒の外径を 160mmとした場合には案内スリーブを廃止しても燃料交換の再現性は確保できる。また、耐震成立性の見通しは得られた。
- ③ 案内スリーブの取扱時間を短縮する方法の代案として、孔プラグ等保守装置にて孔プラグ、案内スリーブを取扱う為の改造構造について検討した。

④ ホールドダウン軸外周のNa除去装置について恒久対策としての構造を検討した。

(4) 燃料交換機に関する検討

① グリッパが回転可能な燃料交換機について構造を検討した。

(5) 燃料出入機に関する検討

① 燃料出入機接合部のパージ容積の減少、パージ経路のコンダクタンス減少、真空引能力増大の各項目について炉上部での燃料出入機接合部のパージ所要時間の短縮効果を検討し、燃料出入案内筒をドアバルブ付きとすることにより所要時間が半減できる見通しが得られた。

(6) 格外設備に関する検討

- ① 燃料洗浄設備の洗浄工程のうち、効果の薄い工程を削除することにより約23分の時間短縮となる見通しが得られた。
- ② 洗浄槽近傍に循環ラインを設置することにより、廃液発生量は約 180 ℓ となる見通しが得られた。
- ③ 缶詰操作自動化概念の具体化を行い、缶詰操作時間短縮の見通しを得た。

(7) 燃交時間短縮に関する評価

(1)項から(6)項までの検討項目のうち、原子炉停止中に行う作業に直接関連する項目について、その短縮期間を検討した結果は以下のとおりである。

- ① トランスファロータのラック数を16体にするにより、ラックの回転角度が減少することに伴い2.3分/体の短縮となり、0.3分/体となる見通しが得られた。
- ② 冷却用ポットを廃止し、その分を移送用ポットに置換えた場合には、約2.5日/燃交の短縮となる見通しが得られた。
- ③ 案内スリーブを廃止した場合には約2日/燃交の短縮となる見通しが得られた。
- ④ 炉上部での燃料出入機接合部のパージ所要時間は、燃料出入案内筒をドアバルブ付きとすることにより半減できる見通しが得られた。

(8) 改造工事に関する工期の検討

- ① トランスファロータの改造工事に要する延月数は約2.5ヵ月である。
- ② 反射体及び冷却用ポットの交換に要する延月数は約5.2ヵ月である。

6. あとがき

本検討では、「常陽」の照射ベッドとしての効率的運用のために、燃料取扱工程の短縮を図ること、及び工程遅延に至る不具合事象の発生の抑制を図ることを目的として、以下の項目について検討を行った。

- ①トランスファロータのバッファ貯蔵容量増加の検討
- ②冷却陽ポットを廃止し、燃料移送ポットに置換える検討
- ③案内スリーブの必要性の検討及びホールダウン機構下降不能防止対策の検討
- ④グリッパの回転可能な燃料交換機の検討
- ⑤燃料出入機接続部ガス置換時間短縮の検討
- ⑥燃料洗浄設備、燃料缶詰設備操作所要時間短縮の検討

7. 謝 辞

本検討にあたり、動力炉・核燃料開発事業団大洗工学センター実験炉部 原子炉第一課（燃取グループ）各位に多大な御指導と御援助をいただきました。

ここに厚く御礼申し上げます。

付録－1 原子炉格納容器トランスファロータ収納部強度検討

報告書本文2.1.3項にて求めたT/R（改造案）の耐震計算結果（格納容器への荷重条件）に対して、設工認申請書をもとに格納容器のT/R収納部の強度検討を行う。

1.1 T/R収納部設計条件（S46年4月10日 変更申請、46動燃（高速）003）

① 内 圧 1.35kg/cm²G 於 150℃

② 内 圧 0.05kg/cm²G

③ 死荷重

(i) トランスファロータ収納部の自重はインサートまで含めて、 78,000kg

(ii) 改造案にて増加する重量 +11,000kg

計 89,000kg

④ 地 震

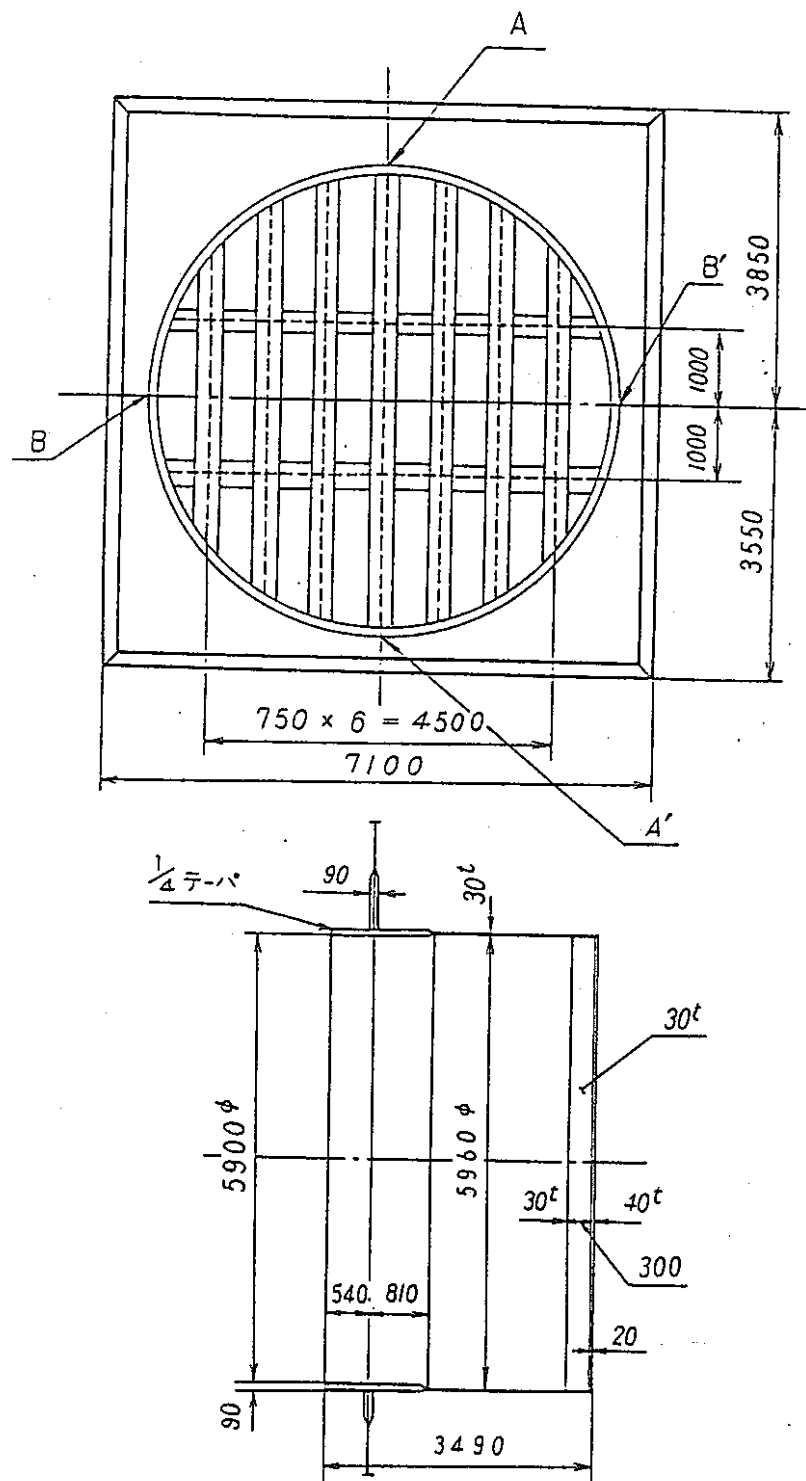
設計垂直震度 0.324

設計水平震度 0.745

⑤ 仮想的大地震

動的解析結果にもとづく設計震度を1.5倍した値を設計震度とする。

⑥ 形状および主要寸法



⑦ 荷重の組合せと応力強さの限界

条件	運 転 時	事 故 時	地 震 時		
	A	B	C	D	E
荷重の組合せ	運転時荷重	事故時荷重	設計地震 *2 + 運転時荷重	設計地震 *2 + 事故時荷重	1.5 × 設計地震 + 運転時荷重
容器および 付属機器重量	○	○	○	○	○
活 荷 重	○	○	○	○	○
内 圧 力		○		○	
熱 荷 重		○		○	
設計地震荷重			○	○	
1.5 × 設計地震 荷 重					○
応 力 強 さ の 限 界	一次一般膜応力強さ : S_m 一次局部膜応力強さ : $1.5 S_m$ (一次膜応力+一次曲げ 応力) の応力強さ : $1.5 S_m$ (一次応力+二次応力) の応力強さのサイクルの : $3 S_m$ 最大値、最小値の差			機能損傷なし *1	

*1 今回申請分格納容器のDに関し、一次応力は降伏応力 S_y 以下。

*2 T/R収納部の全体重量に対する地震荷重（静解析）とT/R本体の地震力の
2ケースを考慮する。

⑧ 材料の応力強さ

使用材料の S_m および S_y の値は以下のとおりである。

	S_m	S_y
SA516 Gr. 60	10.55 (kg/mm^2)	22.5 (kg/mm^2)

1.2 トランスファロータ収納部取付部の応力

① 内圧による応力

内圧 $1.35\text{kg}/\text{cm}^2$ によるインサートプレートの円周方向膜応力は、

$$\begin{aligned} f D. R &= \frac{P \cdot R m}{t} \\ &= \frac{1.35 \times 10^{-2} \times 14012.5}{90} \\ &= 2.102 \text{kg}/\text{mm}^2 \end{aligned}$$

同じく、軸方向膜応力は

$$\begin{aligned} f D. T &= \frac{P \cdot R m}{2 t} \\ &= \frac{1.35 \times 10^{-2} \times 14012.5}{2 \times 90} \\ &= 1.051 \text{kg}/\text{mm}^2 \end{aligned}$$

② 外圧による応力

外圧 $0.05\text{kg}/\text{cm}^2$ によるインサートプレートの円周方向膜応力は、

$$\begin{aligned} f D. R &= \frac{-P \cdot R m}{t} \\ &= \frac{-0.05 \times 10^{-2} \times 14012.5}{90} \\ &= -0.078 \text{kg}/\text{mm}^2 \end{aligned}$$

同じく、軸方向膜応力は

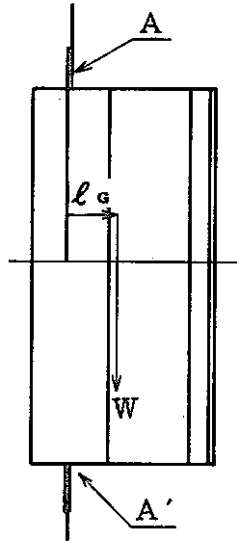
$$\begin{aligned} f D. T &= \frac{-P \cdot R m}{2 t} \\ &= \frac{-0.05 \times 10^{-2} \times 14012.5}{2 \times 90} \\ &= -0.039 \text{kg}/\text{mm}^2 \end{aligned}$$

③ 死荷重による応力

トランスファロータ収納部の取付部の外力による応力計算は文献(1)に従って行う。
また記号は全て文献(1)に同じとする。

$$r_o = 3040 \quad r_m = 2995 \quad R_m = 14012.5$$

$$T = 90 \quad t = 9.0$$



$$W = 89,000 \text{ kg}$$

$$\ell G = 240 \text{ mm}$$

$$M = W \times \ell G$$

$$= 89,000 \times 240$$

$$= 2.136 \times 10^7 \text{ kg} \cdot \text{mm}$$

従って地震を考えない場合のトランスファロータ収納部取付部の最大曲げモーメントは $2.136 \times 10^7 \text{ kg} \cdot \text{mm}$ になる。

AA' 点での応力

トランスファロータ収納部胴部を剛なノズルとみなせば

$$r = \frac{R_m}{T} = \frac{14012.5}{90} = 155.69$$

$$\begin{aligned} \beta &= (0.875) \frac{r_0}{R_m} \\ &= \frac{0.875 \times 3040}{14012.5} = 0.190 \end{aligned}$$

Fig. 3 Bより

$$\frac{N \phi}{ML/R_m \beta} = 10.0$$

Fig. 1 Bより

$$\frac{M \phi}{ML/R_m \beta} = 0.009$$

Fig. 4 Bより

$$\frac{N_x}{ML/R_m^2 \beta} = 4.58$$

Fig. 2 Bより

$$\frac{M_x}{ML/R_m \beta} = 0.012$$

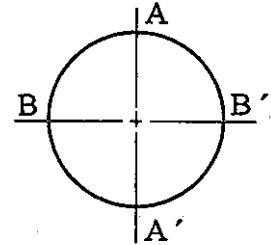
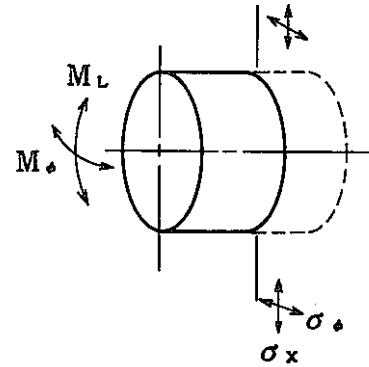
一方

$$\begin{aligned} \frac{ML}{R_m^2 \beta T} &= \frac{2.136 \times 10^7}{(1.40125 \times 10^4)^2 \times 0.19 \times 90} \\ &= 0.0064 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \frac{6 ML}{R_m^2 \beta T^2} &= \frac{6 \times 2.136 \times 10^7}{1.40125 \times 10^4 \times 0.19 \times (90)^2} \\ &= 5.94 \end{aligned}$$

以上より円周方向膜応力は、

$$f D. R = \frac{N \phi}{T} = \frac{N \phi}{ML/R_m^2 \beta} \cdot \frac{ML}{R_m^2 \beta T}$$



$$=10.0 \times 0.0064$$

$$=0.064 \text{ kg/mm}^2$$

同様に円周方向曲げ応力は、

$$\begin{aligned} f D. R B &= \frac{6 M \phi}{T^2} = \frac{M \phi}{ML/Rm\beta} \cdot \frac{6 ML}{Rm\beta T^2} \\ &= 0.009 \times 5.94 \\ &= 0.053 \text{ kg/mm}^2 \end{aligned}$$

軸方向膜応力は、

$$\begin{aligned} f D. T &= \frac{N_x}{T} = \frac{N_x}{ML/Rm^2\beta} \cdot \frac{ML}{Rm^2\beta T} \\ &= 4.58 \times 0.0064 \\ &= 0.029 \text{ kg/mm}^2 \end{aligned}$$

軸方向曲げ応力は、

$$\begin{aligned} f D. T B &= \frac{6 M_x}{T^2} = \frac{M_x}{ML/Rm\beta} \cdot \frac{6 ML}{Rm\beta T^2} \\ &= 0.012 \times 5.94 \\ &= 0.071 \text{ kg/mm}^2 \end{aligned}$$

④ 垂直方向地震による応力

扱いは4.3.3死荷重による応力に同じとする。

垂直方向地震時の応力は、死荷重による応力に係数1.324 を乗ずれば得られることは、自明である。

従って、結果は次のようになる。

AA' 点での応力

死荷重を考える時

$$f D. R. V S = 0.085 \text{ kg/mm}^2$$

$$f D. R B. V S = 0.070 \text{ kg/mm}^2$$

$$f D. T. V S = 0.038 \text{ kg/mm}^2$$

$$f D. T B. V S = 0.094 \text{ kg/mm}^2$$

⑤ 垂直方向仮想的大地震による応力

扱いは4.3.3死荷重による応力に同じとする。

仮想的大地震時の応力は、死荷重による応力に係数 1.486 を乗ずれば得られることは自明である。

従って、結果は次のようになる。

AA' 点での応力

死荷重を考える時

$$f D. R. V S = 0.095 \text{ kg/mm}^2$$

$$f D. R B. V S = 0.079 \text{ kg/mm}^2$$

$$f D. T. V S = 0.043 \text{ kg/mm}^2$$

$$f D. T B. V S = 0.106 \text{ kg/mm}^2$$

⑥ 水平方向地震による応力

扱いは 4.3.3 死荷重による応力に同じとする。

水平方向地震による応力は、地震力がトランスファロータ収納部胴部の中心軸に対して、軸方向に働く場合と、軸と直角な方向に働く場合とがあるが、最大の応力値が得られている内圧による応力と重ね合わせた時に応力値が大きくなる場合について考慮すれば充分である。

死荷重による応力

AA' 点での応力

Fig. 3 C より

$$\frac{N \phi}{P/Rm} = 6.4$$

Fig. 1 C-1 より

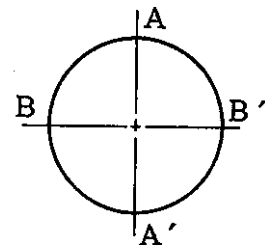
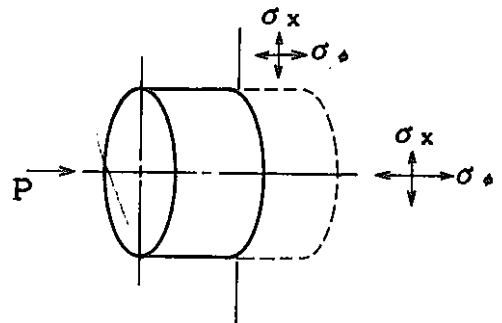
$$\frac{M \phi}{P} = 0.036$$

Fig. 4 C より

$$\frac{N x}{P/Rm} = 18.0$$

Fig. 2 C-1 より

$$\frac{M x}{P} = 0.014$$



一方

$$\frac{P}{R_m T} = \frac{89000 \times 0.745}{14012.5 \times 90} = 0.053$$

$$\frac{6 P}{T^2} = \frac{6 \times (89000 \times 0.745)}{(90)^2} = 49.11$$

従って応力は

$$\begin{aligned} f D. R. H S &= \frac{N \phi}{P / R_m} \cdot \frac{P}{R_m T} \\ &= 6.4 \times 0.053 \\ &= 0.339 \text{ kg/mm}^2 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} f D. R B. H S &= \frac{M \phi}{P} \cdot \frac{6 P}{T^2} \\ &= 0.036 \times 49.11 \\ &= 1.768 \text{ kg/mm}^2 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} f D. T. H S &= \frac{N x}{P / R_m} \cdot \frac{P}{R_m T} \\ &= 18.0 \times 0.053 \\ &= 0.954 \text{ kg/mm}^2 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} f D. T B. H S &= \frac{M x}{P} - \frac{6 P}{T^2} \\ &= 0.014 \times 49.11 \\ &= 0.688 \text{ kg/mm}^2 \end{aligned}$$

BB' 点での応力

Fig. 1 Cより

$$\frac{M \phi}{P} = 0.043$$

Fig. 2 Cより

$$\frac{M x}{P} = 0.018$$

従って各応力は

$$f D. R. HS = 0.339 \text{ kg/mm}^2$$

$$f D. RB. HS = 0.043 \times 49.11 = 2.112 \text{ kg/mm}^2$$

$$f D. T. HS = 0.954 \text{ kg/mm}^2$$

$$f D. TB. HS = 0.018 \times 49.11 = 0.884 \text{ kg/mm}^2$$

⑦ 水平方向仮想的大地震による応力

1.2⑥水平方向地震による応力の各値を 1.5倍したものである。

死荷重による応力

AA' 点での応力

BB' 点での応力

$$f D. R. HS = 0.509 \text{ kg/mm}^2$$

$$f D. R. HS = 0.509 \text{ kg/mm}^2$$

$$f D. RB. HS = 2.652 \text{ kg/mm}^2$$

$$f D. RB. HS = 3.168 \text{ kg/mm}^2$$

$$f D. T. HS = 1.431 \text{ kg/mm}^2$$

$$f D. T. HS = 1.431 \text{ kg/mm}^2$$

$$f D. TB. HS = 1.032 \text{ kg/mm}^2$$

$$f D. TB. HS = 1.326 \text{ kg/mm}^2$$

⑧ T/R本体のみの地震力による応力

改造案の耐震検討 (JOY0-6338) にて求まったT/R本体のみによる格納容器への荷重条件により検討する。

(i) 荷重条件

報告書本文2.1.3 (3) ②(iii)解析結果に示す各拘束点反力による。

(ii) 水平方向地震による応力

前項までと同様にT/Rタンクを剛なノズルとみなして検討する。

形状係数は1.2.③項と同じ。

水平動的地震による応力は、以下となる。

(a) 曲げモーメントによる応力

$$\frac{ML}{Rm^2ST} = \frac{6.9 \times 10^7}{(14012.5 \times 10^4)^2 \times 0.19 \times 90} \\ = 0.021$$

$$\frac{6ML}{Rm\beta T^2} = \frac{6 \times 6.9 \times 10^7}{14012.5 \times 10^4 \times 0.19 \times (90)^2} \\ = 19.2$$

以上より円周方向膜応力は

$$\begin{aligned} f D. R &= \frac{N \phi}{T} = \frac{N \phi}{ML/Rm^2 \beta} \cdot \frac{ML}{Rm^2 \beta T} \\ &= 10.0 \times 0.021 \\ &= 0.21 \text{ kg/mm}^2 \end{aligned}$$

同様に円周方向曲げ応力は

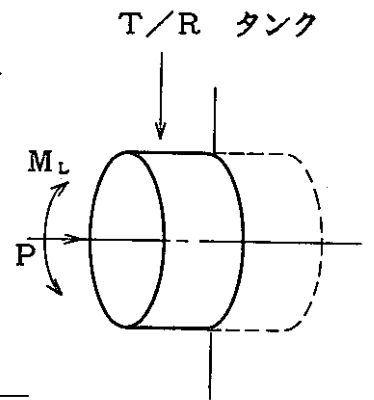
$$\begin{aligned} f D. RB &= \frac{6 M \phi}{T^2} = \frac{M \phi}{ML/Rm \beta} \cdot \frac{6 ML}{Rm \beta T^2} \\ &= 0.009 \times 19.2 \\ &= 0.173 \text{ kg/mm}^2 \end{aligned}$$

軸方向膜応力は

$$\begin{aligned} f D. T &= \frac{N x}{T} = \frac{N x}{ML/Rm^2 \beta} \cdot \frac{ML}{Rm^2 \beta T} \\ &= 4.58 \times 0.021 \\ &= 0.096 \text{ kg/mm}^2 \end{aligned}$$

軸方向曲げ応力は

$$\begin{aligned} f D. TB &= \frac{6 M x}{T^2} = \frac{M x}{ML/Rm \beta} \cdot \frac{6 ML}{Rm \beta T^2} \\ &= 0.012 \times 19.2 \\ &= 0.230 \text{ kg/mm}^2 \end{aligned}$$



(b) せん断力による応力

せん断力がT/Rタンク軸方向に作用する場合について示す。

A-A'

$$\begin{aligned} \frac{P}{Rm T} &= \frac{20400}{14012.5 \times 90} = 0.016 \\ \frac{6 P}{T^2} &= \frac{6 \times 20400}{(90)^2} = 15.11 \end{aligned}$$

従って応力は

$$\begin{aligned} f D. R. H S &= \frac{N \phi}{P / R_m} \cdot \frac{P}{R_m T} \\ &= 6.4 \times 0.016 \\ &= 0.102 \text{ kg/mm}^2 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} f D. R B. H S &= \frac{M \phi}{P} \cdot \frac{6 P}{T^2} \\ &= 0.036 \times 15.11 \\ &= 0.544 \text{ kg/mm}^2 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} f D. T. H S &= \frac{N x}{P / R_m} \cdot \frac{P}{R_m T} \\ &= 18.0 \times 0.016 \\ &= 0.288 \text{ kg/mm}^2 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} f D. T B. H S &= \frac{M x}{P} \cdot \frac{6 P}{T^2} \\ &= 0.014 \times 15.11 \\ &= 0.212 \text{ kg/mm}^2 \end{aligned}$$

BB' 点での応力

Fig. 1 Cより

$$\frac{M \phi}{P} = 0.043$$

Fig. 2 Cより

$$\frac{M x}{P} = 0.018$$

従って各応力は

$$f D. R. HS = 0.294 \text{ kg/mm}^2$$

$$f D. RB. HS = 0.043 \times 15.11 \\ = 0.650 \text{ kg/mm}^2$$

$$f D. T. HS = 0.828 \text{ kg/mm}^2$$

$$f D. TB. HS = 0.018 \times 15.11 \\ = 0.272 \text{ kg/mm}^2$$

(iii) 垂直方向地震による応力

垂直地震によるモーメントは、

$$ML = V \cdot \ell \\ = 20.4 \times 10^3 \times 240 \\ = 4.90 \times 10^6 \text{ kg/mm}^2$$

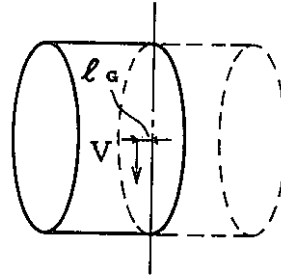
(ii)項と同様にして

$$f D. R = 10.0 \times 0.0015 \\ = 0.015 \text{ kg/mm}^2$$

$$f D. RB = 0.009 \times 1.363 \\ = 0.012 \text{ kg/mm}^2$$

$$f D. T = 4.58 \times 0.0015 \\ = 0.007 \text{ kg/mm}^2$$

$$f D. TB = 0.012 \times 1.363 \\ = 0.016 \text{ kg/mm}^2$$



- 108 -

*1 荷重条件 ↘ *2 応力		P _L			P _L + P _b + Q			備 考
		常 陽 設工認	改 造 案	許 容 応 力	常 陽 設工認	改 造 案	許 容 応 力	
1	C 地 震 時 (設計地震+運転時荷重)	0.9	1.0	1.5Sm =15.8	2.1	2.5	3Sm =31.6	A、A'、B、B' 点の 内面、外面の各々の算出 応力のうち、最大応力に ついて記載する。
2	D 地 震 時 (設計地震+事故時荷重)	2.5	2.5	Sy =22.5	4.2	4.6	—	
3	E 地 震 時 (1.5×設計地震+運転時荷重)	1.3	1.5	—	3.2	3.7	—	
4	C 地 震 時 *3 (設計地震+運転時荷重)	0.9	0.4	1.5Sm =15.8	2.0	1.1	3Sm =31.6	
5	D 地 震 時 *3 (設計地震+事故時荷重)	2.5	2.5	Sy =22.5	4.1	3.3	—	

※1 通常運転時及び事故時荷重については、常陽設工認と同じなので省略する。

*2 P_m は、常陽設工認と同じなので省略する。 $P_L + P_b$ は、 P_L と同じ値なので省略する。

*3 T/R本体解析結果（本文2.1.3(3)②）のみによる荷重。

1.3 応力評価

1.2 項のトランスファロータ収納部取付部について応力計算により求めた各荷重による各点の応力に対する応力評価の結果を付表 1 - 1 に常陽設工認計算書と比較して示す。

結果はすべて許容応力内にあり強度は十分である。

また、常陽設工認計算書と比べても大差ない。

1.4 参考文献

1. K.R. Wichman A.G. Hopper and J.L. Mershon
Local Stress in Spherical and Cylindrical
Shells due to External Loading
(WELDING RESEARCH COUNCIL BULLETIN #107/Aug. 1965)

T/R駆動装置収納部の強度検討

3. 設計条件

3.1 内 圧 $1.35\text{kg}/\text{cm}^2$ 於 150°C

3.2 内 圧 $0.05\text{kg}/\text{cm}^2$ 於 150°C

3.3 死荷重

トランスファロータ駆動装置収納部の自重は、インサート駆動機およびベッドまで含めて $25,000\text{kg}$

3.4 地震

設計垂直震度 0.324

設計水平震度 0.778

3.5 仮想的大地震

動的解析結果にもとづく設計震度を1.5倍した値を仮想的大地震の震度とする。

3.6 地震力

(1) 水平方向地震力

$$P = 0.778 \times 25 \times 10^3 = 19.45 \times 10^3 \quad \text{kg}$$

(2) T/R本体解析による水平地震力

$$P_{\text{TR}} = 1.3 \times 10^3 \quad \text{kg}$$

従って $P > P_{\text{TR}}$ より T/R本体のみによる地震力が作用した場合は、収納部全体重量に対する地震力より十分小さく問題ない。

付録-2 トランスファロータ・タンク壁面の熱通過率

1. トランスファロータ・タンクデータ

伝熱面積：ケーシング部胴	62.6m ²	} ⇒ 115m ² 水平円筒
収納部胴	47.6m ²	
ノズル部胴	4.4m ²	
ケーシング鎖板	27.5m ²	} ⇒ 55m ² 平板
収納部平板	27.5m ²	
計 169.6m ² → 170m ² とする。		

径 : 5.9m

胴板厚さ : $15 \times 10^{-3} \text{m}$ (平均)

容 積 : 178.75 m³ → 約 180m³とする。

2. タンク外面の熱伝達率 α_{co}

1) 胴部-管外自然対流熱伝達率

$$Gr = g \beta d^3 \Delta t / \nu^2$$

$$g = 9.8 \text{m/s}^2$$

$$\beta = \frac{1}{T} = \frac{1}{273+40} = \frac{1}{313}$$

$$\alpha = 5.9 \text{m}$$

$$\nu = 1.8 \times 10^{-5} \text{ m}^2/\text{s} \quad (\text{for Air})$$

$$\Delta t = t_{\omega} - t_o$$

$$Gr = \frac{9.8 \times 5.9^3 \times \Delta t}{313 \times (1.8 \times 10^{-5})^2} = 1.982 \times 10^{10} \Delta t$$

$$Pr = 0.71 \quad (\text{for Air})$$

$$Gr \times Pr = 1.407 \times 10^{10} \Delta t > 10^4$$

$$\text{ここで } \Delta t > 1$$

故に

$$Nu = 0.53 (Gr \times Pr)^{1/4}$$

$$= 0.53 \times 3.44 \times 10^2 \cdot (\Delta t)^{1/4} = 182.5 \cdot (\Delta t)^{1/4}$$

$$\alpha_m = \frac{Nu \lambda}{d} = \frac{182.5 \times 0.0235}{5.9} (\Delta t)^{1/4} = 0.727 (\Delta t)^{1/4}$$

$$\lambda = 0.0235 \text{ kcal/m}^2\text{hr}^\circ\text{C} \quad \text{for Air}$$

(参 考)	Δt ($^\circ\text{C}$)	α_m kcal/m ² hr $^\circ\text{C}$
	5	1.09
	20	1.54

2) 平板部—垂直平板自然対流熱伝達

$$Gr = g \beta L^3 \Delta t / \nu^2$$

$$L = \sqrt{27.5} = 5.25$$

$$L^3 = 144$$

$$L^3/d^3 = \frac{144}{205} = 0.702$$

$$Gr = 0.702 \times 1.982 \times 10^{10} \Delta t$$

$$= 1.39 \times 10^{10} \Delta t$$

$$Gr \times Pr = 9.9 \times 10^9 \Delta t$$

$$Nu = 0.129 \times (9.9 \times 10^9 \Delta t)^{1/3}$$

$$= 0.129 \times 2.15 \times 10^3 \Delta t^{1/3}$$

$$= 277 \Delta t^{1/3}$$

$$\alpha_m = \frac{277 \times 0.0235}{5.25} \cdot \Delta t^{1/3} = 1.24 \Delta t^{1/3}$$

(参 考)	Δt ($^\circ\text{C}$)	α_m (kcal/m ² hr $^\circ\text{C}$)
	5	2.12
	20	3.37

3) 1)、2)の参考値、および通常空気調和負荷計算に使用される $\alpha = 22 \sim 30 \text{ kcal/m}^2\text{hr}^\circ\text{C}$

<機械工学便覧による>より類推して、タンク外面よりの平均熱伝達率 α_{co} を

$$\alpha_{co} = 2 \text{ kcal/m}^2\text{hr}^\circ\text{C}$$

とする。

Δt が小さい場合においても、換気の流れを若干期待できるため、十分、安全なものである。<例、原子炉格納容器 $10 \text{ kcal/m}^2\text{hr}^\circ\text{C}$ >

3. タンク内面の熱伝達率 α_{ci}

第2項と同様に $\alpha_{ci} = 2 \text{ kcal/m}^2\text{hr}^\circ\text{C}$ とする。

4. 熱通過率K

$$\frac{1}{K} = \frac{1}{\alpha_{co}} + \frac{1}{\alpha_{ci}} + \frac{\delta_e}{\lambda}$$

$$\alpha_{co} = 2 \text{ kcal/m}^2\text{hr}^\circ\text{C}$$

$$\alpha_{ci} = 2 \text{ kcal/m}^2\text{hr}^\circ\text{C}$$

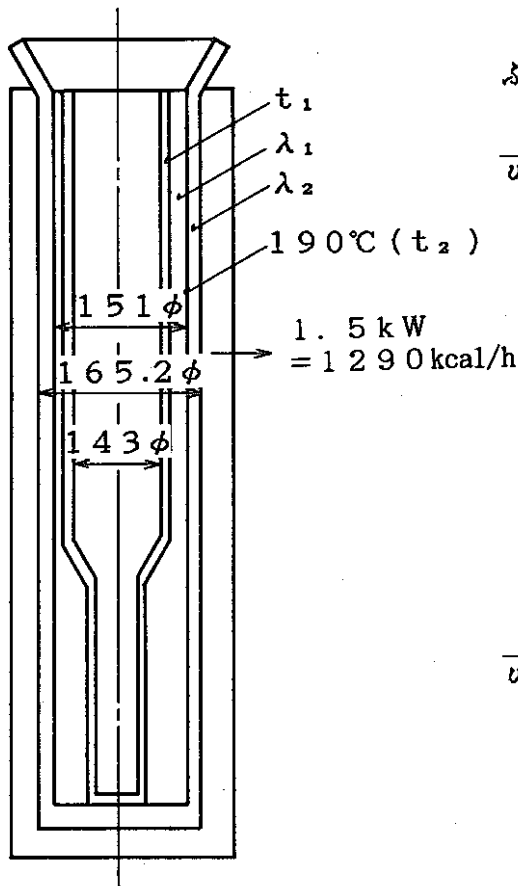
$$\delta_e = 15 \times 10^{-3} \text{ m}$$

$$\lambda = 46 \text{ kcal/mh}^\circ\text{C}$$

故に $K = 1 \text{ kcal/m}^2\text{h}^\circ\text{C}$ となる。

付録-3 トランスファロータ・ラック内におけるポット温度

1) ケース(1); ポットふく射率 $\varepsilon_1 = 0.4$ 、ラック壁面温度 190°C



ふく射伝熱の総括吸収率の計算

$$\bar{v}_{12} = \frac{1}{\frac{1}{\varepsilon_1} + \frac{A_1}{A_2} \left(\frac{1}{\varepsilon_2} - 1 \right)}$$

$$A_1 : \text{ポット外表面積} \\ 0.143\pi \times 3.1 = 1.39 \text{ m}^2$$

$$A_2 : \text{ラック内壁面積} \\ 0.151\pi \times 3.1 = 1.47 \text{ m}^2$$

$$\varepsilon_1 : \text{ポット外面ふく射率 } 0.4$$

$$\varepsilon_2 : \text{ポット内面ふく射率 } 0.4$$

$$\begin{aligned} \bar{v}_{12} &= \frac{1}{\frac{1}{0.4} + \frac{1.39}{1.47} \left(\frac{1}{0.4} - 1 \right)} \\ &= \frac{1}{2.5 + 0.945 \times 1.5} = \frac{1}{3.92} = 0.256 \end{aligned}$$

(1) ふく射伝熱量は

$t_1 = 400^\circ\text{C}$ のとき

$$\begin{aligned} Q_1 &= A_1 \bar{v}_{12} \sigma \left[\left(\frac{T_1}{100} \right)^4 - \left(\frac{T_2}{100} \right)^4 \right] \\ &= 1.39 \times 0.256 \times 4.88 (6.73^4 - 4.63^4) = 2670 \text{ kcal/h} \end{aligned}$$

$t_1 = 350^\circ\text{C}$ のとき

$$Q_1 = 1.39 \times 0.256 \times 4.88 (6.23^4 - 4.63^4) = 1480 \text{ kcal/h}$$

$t_1 = 300^\circ\text{C}$ のとき

$$Q_1 = 1.39 \times 0.256 \times 4.88 (5.73^4 - 4.63^4) = 1075 \text{ kcal/h}$$

$t_1 = 250^\circ\text{C}$ のとき

$$Q_1 = 1.39 \times 0.256 \times 4.88 (5.23^4 - 4.63^4) = 500 \text{ kcal/h}$$

$t_1 = 260\text{ }^{\circ}\text{C}$ のとき

$$Q_1 = 1.39 \times 0.256 \times 4.88 (5.33^4 - 4.63^4) = 604 \text{ kcal/h}$$

$t_1 = 270\text{ }^{\circ}\text{C}$ のとき

$$Q_1 = 1.39 \times 0.256 \times 4.88 (5.43^4 - 4.63^4) = 711 \text{ kcal/h}$$

$t_1 = 280\text{ }^{\circ}\text{C}$ のとき

$$Q_1 = 1.39 \times 0.256 \times 4.88 (5.53^4 - 4.63^4) = 825 \text{ kcal/h}$$

$t_1 = 290\text{ }^{\circ}\text{C}$ のとき

$$Q_1 = 1.39 \times 0.256 \times 4.88 (5.63^4 - 4.63^4) = 946 \text{ kcal/h}$$

(2) 熱伝導

λ の値

$t_1 (^{\circ}\text{C})$	$t_2 (^{\circ}\text{C})$	$t_{\text{mean}} (^{\circ}\text{C})$	$\lambda (t_{\text{mean}}) (\text{kcal/m}^2\text{h}^{\circ}\text{C})$	$t_1 - t_2 (^{\circ}\text{C})$
			$\times 10^{-3}$	
250	190	220	22.74	60
260	190	225	22.925	70
270	190	230	23.11	80
280	190	235	23.295	90
290	190	240	23.48	100
300	190	245	23.665	110

$$Q_2 = \frac{\lambda}{d} A_1 (t_1 - t_2) \quad \text{ここで } d = 4 \times 10^{-3} \text{ m, } A_1 = 1.39 \text{ m}^2$$

$t_1 = 250\text{ }^{\circ}\text{C}$	$Q_2 = 474.1 \text{ kcal/h}$
260	557.7
270	642.4
280	728.6
290	815.9
300	904.6

(1)、(2)の計算の結果をグラフにし、 1290 kcal/h の放熱ができる t_1 を読むと $267\text{ }^{\circ}\text{C}$ となる。(図2.1-7 参照)

2) ケース(2)

$\varepsilon_1 = 0.1$ とした場合は次の通り、ただしラック壁面温度 $190\text{ }^{\circ}\text{C}$

$$(1) \quad \overline{v}_{12} = \frac{1}{\frac{1}{0.1} + 0.945 \times 1.5} = 0.088$$

t_1	Q_1
250	172.3
260	207.4
270	244.6
280	283.9
290	325.4
300	369
310	415
320	463.8
330	514.9
340	568.5
350	624.9
360	684
370	746.1
380	811.0
390	879.0
400	950.2

(2) 伝導

$t_1(^{\circ}\text{C})$	$t_2(^{\circ}\text{C})$	$t_{\text{mean}}(^{\circ}\text{C})$	$\lambda(t_{\text{mean}})(\text{kcal/m}^2\text{h}^{\circ}\text{C})$	$t_1 - t_2(^{\circ})$	$Q(\text{kcal/h})$
270	190	230	23.11×10^{-3}	80	624.2
280		235	23.295	90	728.6
290		240	23.48	100	815.9
300		245	23.665	110	904.6
310		250	23.85	120	995
320		255	24.035	130	1085
330		260	24.22	140	1180
340		265	24.405	150	1272
350		270	24.59	160	1365
360		275	24.775	170	1465

(1)、(2)の結果をグラフにし、 1290kcal/h の放熱ができる t_1 を読むと 300°C となる。(図2.1-8参照)

付録－４ 燃料の曲がりを考慮したポット内径の検討

ポット内での燃料の収納状態を付図４－１に示す。検討結果を以下に示す。

- (i) 付図４－２より、燃料の曲がり位置は、下端より約1060mmであり、現状の移送用ポットの中間サポート部（φ107）より下側である。

従って、B₄C スリーブ位置では、燃料の曲がりによる最大偏芯量より小さくなるので、B₄C スリーブ位置の内径をφ 107程度にすることは可能である。

- (ii) B₄C スリーブ付ポット内での燃料の接触位置は、付図４－１に示すとおり最もギャップの小さい δ_1 と δ_5 である。

燃料の曲がりを考慮すると、ポットに収納可能な内径は、 δ_2 の位置で接触しないことである。

B₄C スリーブ位置（ポット下端から1300mmとする）ので許容偏芯量は以下となる。

（下図参照）

$$\delta_a = \delta_1 + \frac{\delta_5 - \delta_1}{2} + \delta_2 \quad \cdots \cdots (1)$$

それに対し、燃料の曲がりによる偏芯量は

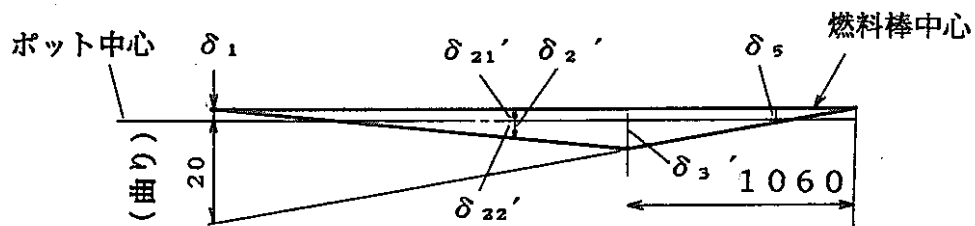
δ_3 の位置にて

$$\delta_3' = 20 \times \frac{1060}{2970} = 7.2 \quad (\text{mm})$$

δ_2 の位置では

$$\delta_2' = 7.2 \times \frac{2970 - 1300}{2970 - 1060} = 6.3 \quad (\text{mm})$$

δ_2 の位置でのポット中心からの偏芯量は、



$$\delta_{21}' + \delta_{22}' = \delta_2'$$

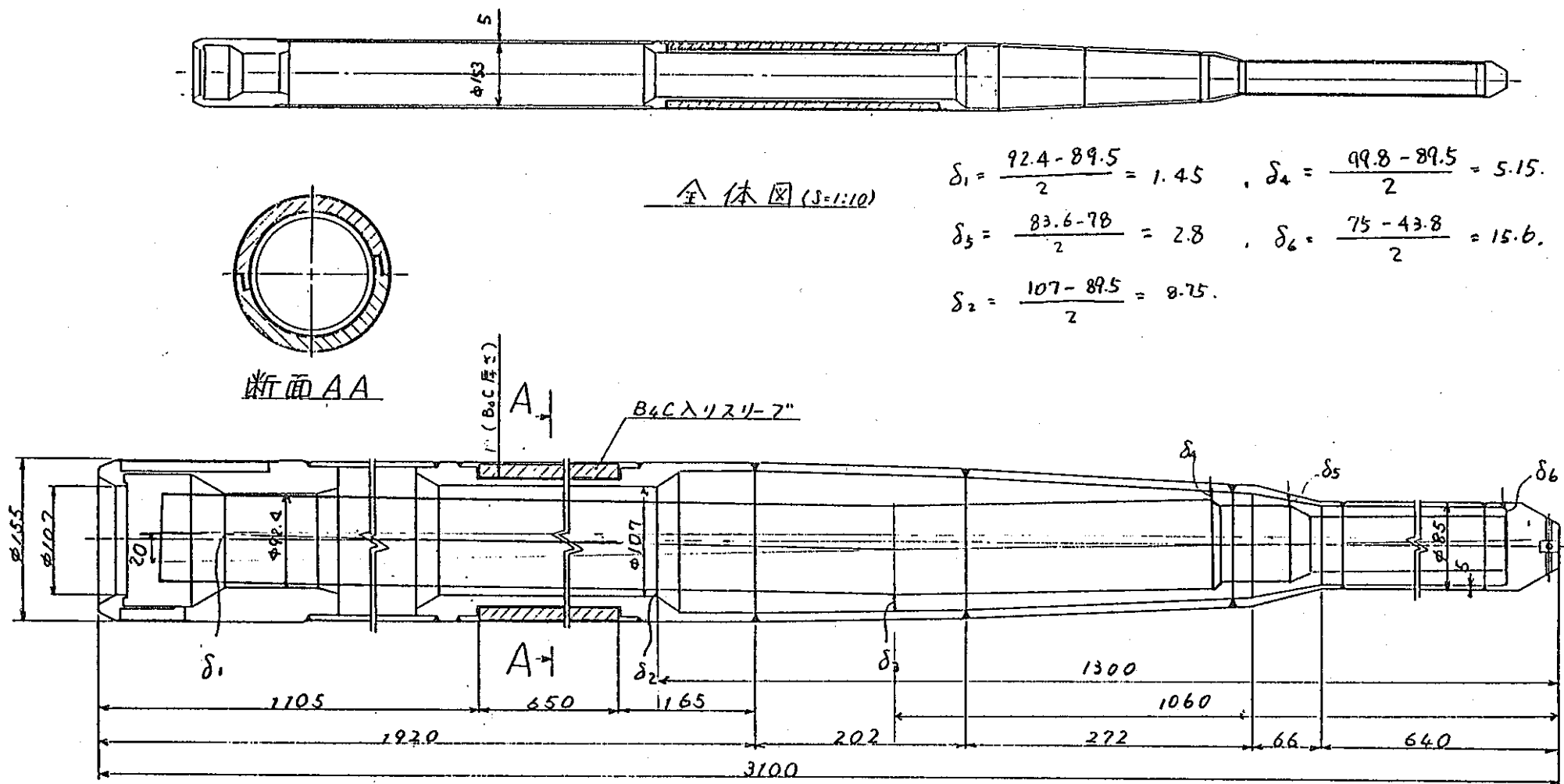
$$\begin{aligned}
\delta_{22}' &= \delta_{2'} - \delta_{21}' \\
&= 6.3 - \left(\delta_1 + \frac{\delta_5 - \delta_1}{2} \right) \\
&= 6.3 - \left(1.45 + \frac{2.8 - 1.45}{2} \right) \\
&= 4.2 \quad (\text{mm}) \quad \dots\dots (2)
\end{aligned}$$

偏芯量 (δ_a) には、 δ_{22}' の倍の余裕をみて

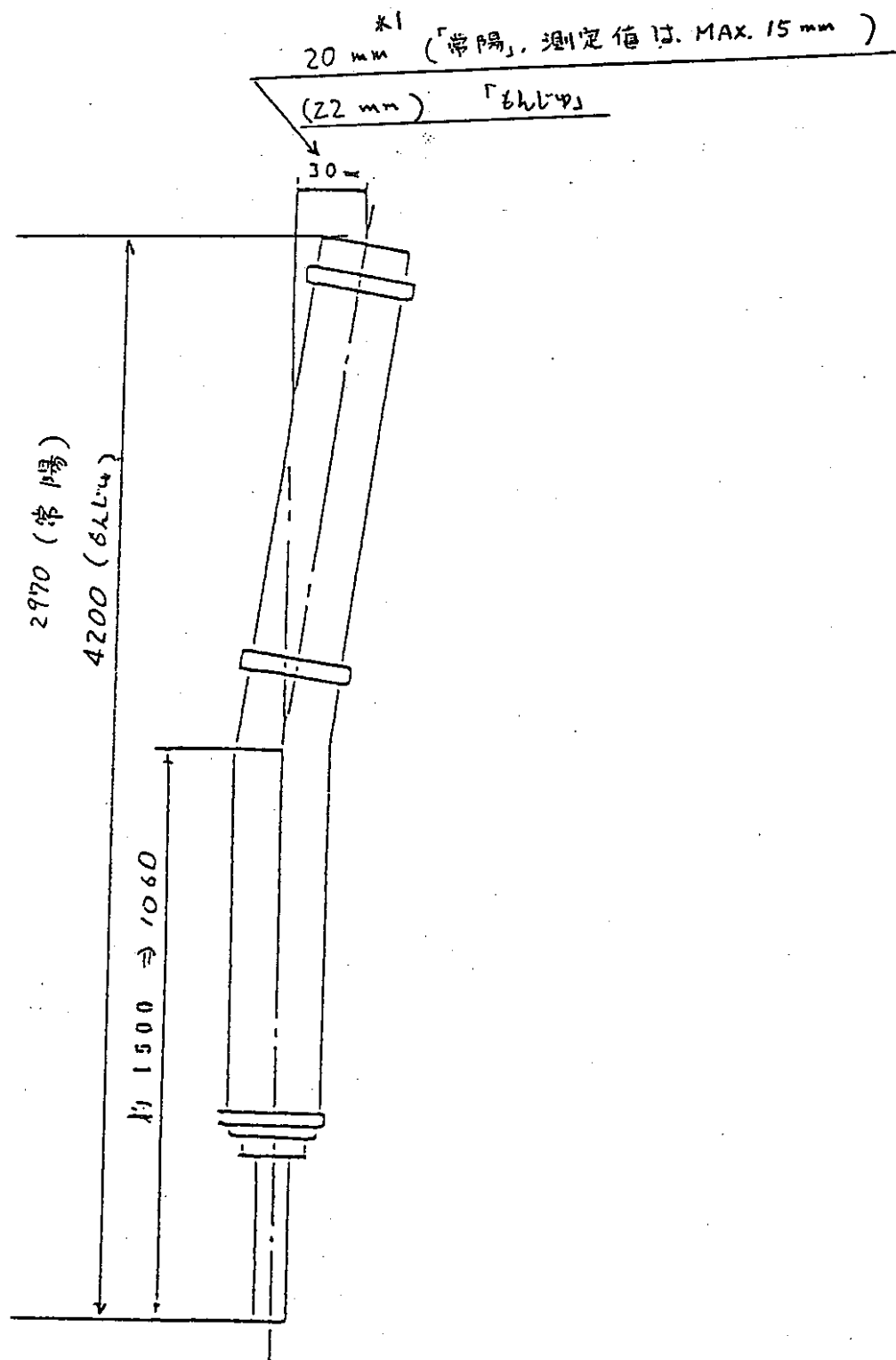
$$\delta_2 = 2 \delta_{22}' = 2 \times 4.2 = 8.4 \quad (\text{mm})$$

とする。従って、B₄C スリーブ位置の内径は

$$\begin{aligned}
d_{in, min} &= 89.5 + 2 \times 8.4 = 106.3 \\
&= \underline{107 \text{ (mm) として。}}
\end{aligned}$$



付図 4-1. 中性子吸収体 (B₄C) 入リスリーブ付ポット概要図



注) *1 「もんじゅ」の燃料棒の曲げ変形制限(計算値)より
 比例換算により、「常陽」の燃料棒の曲がり量を推定する。

付図 4-2. 取扱対象の炉外取出し時の炉心構成要素の変形制限(もんじゅ)

付録－5 案内スリーブ廃止案の検討

1. 概 要

燃料交換孔に案内スリーブを装荷・引抜きしないで燃料交換を実施する方策のうち、案内スリーブを廃止する方案について比較検討を行った。

2. 検討内容

次葉の表に、種々の案内スリーブ廃止案の比較を示す。

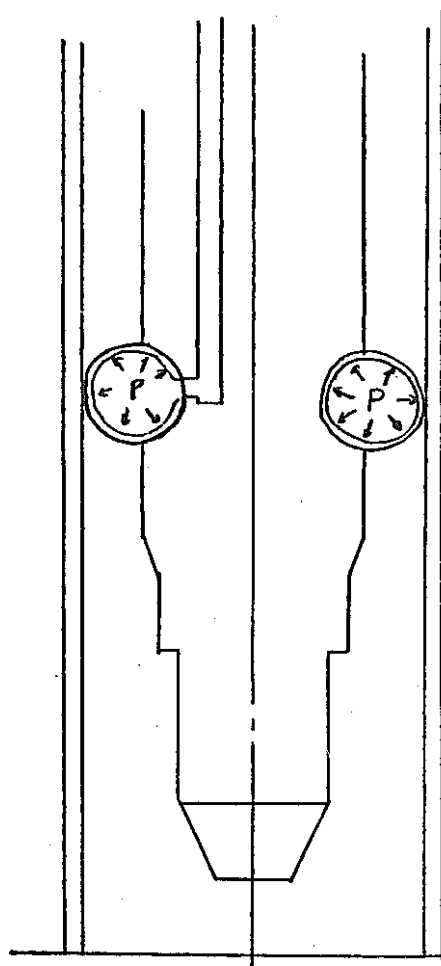
3. 検討結果

上表の比較から、以下の理由により燃料交換機グリップ先端を太くする方策が最も有望であるとの結論を得た。

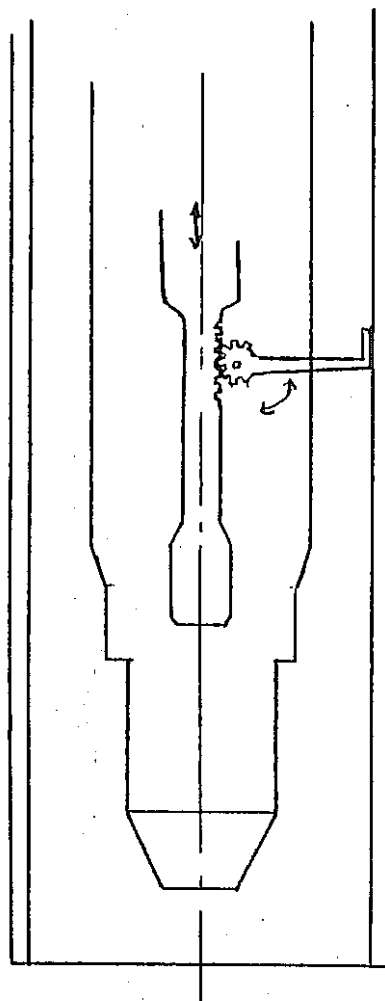
- ① 従来構造の延長線上にあり、特に技術的課題はない。
- ② 耐震成立性がある。

付表5-1 案内スリーブ廃止案の比較

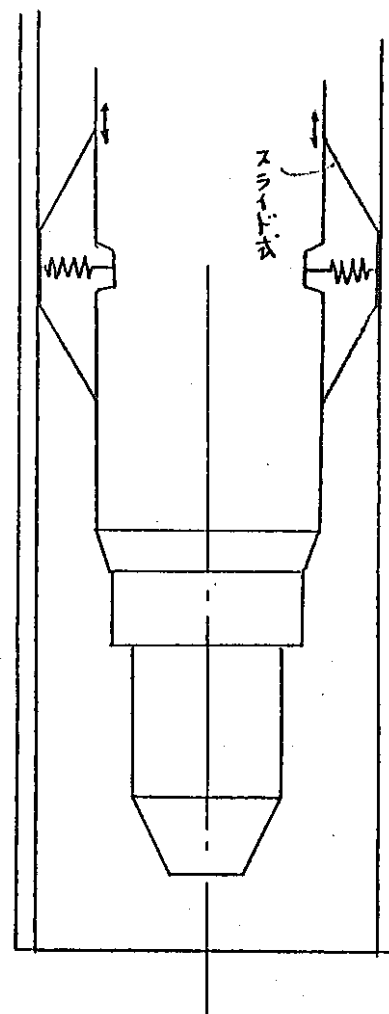
No	項 目	内 容	評 価
1	燃料交換機グリッパ先端を太くする。	グリッパ先端をφ 100→φ 170にする。 〔現状の案内スリーブ内径とグリッパ外径の公差と同じにする。〕	・ 軸シール部、交換機ドアバルブ孔（φ 120）等、グリッパ通過部の改造、新設が必要である。 ・ 耐震成立性がある。
2	交換機グリッパ先端に伸縮式のガイドをつける。	バネ式のガイドにし、シール部、ドアバルブ孔通過時は、押されてガイドが引っ込み、通過後は復元する（付図5-1-C）	・ シール部通過時、シール損傷、ガイドの耐久性、ガイドの引っかかり等の問題あり。 ・ 実績なし ・ 耐震成立性が難しい。
3	同 上	機械式の伸縮ガイドにし、シール通過時はガイドを引っ込めておき、燃料をつかむ時のみガイドを伸ばす（付図5-1-B）	・ グリッパ駆動部を含めて全体の見直し要。 ・ 実績なし
4	同 上	グリッパ先端部に風せんをつけておき、燃料をつかむ時のみガスでふくらませてガイドにする。（付図5-1-A）	・ 耐熱性のゴム材要（耐Na性） ・ 再現性の実績なし ・ ガス供給管をグリッパ内に通す必要有り



(A) (風船式)



(B) (機械式)



(C) (バネ式)

付録－6 孔プラグ等保守装置改造案の検討

1. 概 要

燃料交換孔への案内スリーブの装荷・引抜き作業の合理化を目的として、孔プラグ等保守装置で燃料交換孔プラグの収納・移送を可能とする改造案について検討を行った。

2. 検討内容

現状で最も有望と考えられる次の2案についての比較を付表6－1に示す。

- ① 案内筒追加案
- ② 駆動装置ケーシング及び駆動装置改造案

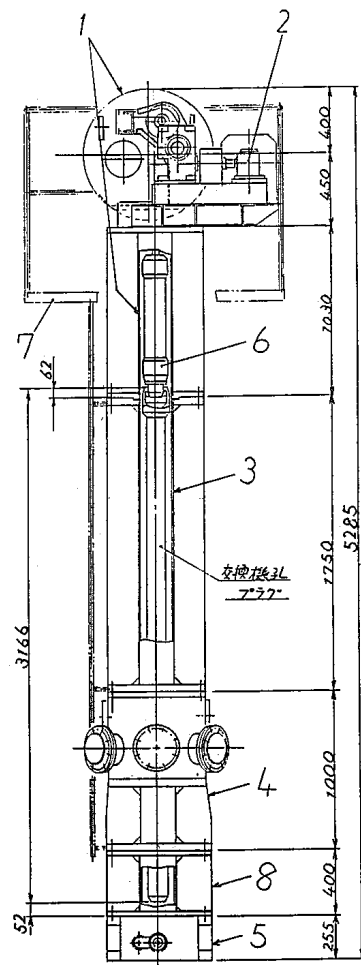
3. 検討結果

以下の理由から、駆動装置ケーシング及び駆動装置改造案が良いとの結論を得た。

- ① すべての孔プラグの収納・移送が可能となる。
- ② 改造は多少大がかりとなるが、燃料時間の短縮効果大きい。

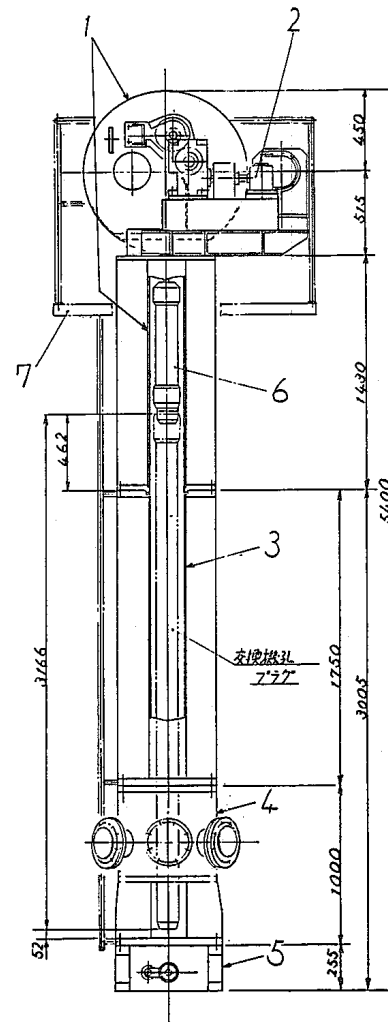
付表 6-1 孔プラグ等保守装置改造案の比較

	I 案内筒追加案 (付図 6-1) (改造案 I)	II 駆動装置ケーシング及び駆動装置改造 (付図 6-1、改造案 II)
内容	1. 現状の保守装置では、孔プラグを収納できないので、 $(L_c = 2812 < L_{PMAX} = 3166)$ 上下フランジ付案内筒を新設し、装置下部に追加する。 $(案内筒長さ L_c = L_{PMAX} - L_{SMAX} = 400)$ 2. シャヘい機能を追加する。(厚さ 8 mm)	1. 案内筒を新設する(同左)。 2. グリッパ駆動装置を改造する。 (1) チェーンを長くする。チェーンボックス改造。 $(\ell_{MAX} = 7000 \rightarrow 9000、図 2.3-6)$ (2) L.S.の追加等 3. シャヘい機能を追加する。
運用方法	1. 孔プラグの引抜き、収納、移送時には下部に取付けて、D/Vを接続して移送する。 2. 案内スリーブ取扱時には、グリッパストロークが不足するので、 $(\ell_{MAX} < \ell_s + L_P = 7175)$ 元の状態に戻して使用する。	1. 孔プラグ及び案内スリーブの両方が、下部の追加案内筒の取付け、取外しなしに取扱い(引抜き、収納、移送)ができる。
評価	1. 改造コストは安い。 2. 燃交時の追加案内筒の交換時間がロス	1. 駆動装置の改造費がかかる。 2. 燃交時間は、短縮できる。 3. 全ての孔プラグが収納・移送できる。



改造案①

部 名 称	個数	主材料	備 考
1 駆動装置ケーシング	1	SUS304	既設
2 駆動装置	1	〃	〃
3 案内筒	1	〃	〃
4 本体	1	〃	〃
5 ドアバルブ	1	〃	〃
6 クリッパ	1	〃	〃
7 フラットホ-ム	1	炭素鋼	既設
8 案内筒	1	SUS304	追加



改造案②

部 名 称	個数	主材料	備 考
1 駆動装置ケーシング	1	SUS304	全面改造
2 駆動装置	1	〃	1部改造
3 案内筒	1	〃	既設
4 本体	1	〃	〃
5 ドアバルブ	1	〃	〃
6 クリッパ	1	〃	既設
7 フラットホ-ム	1式	炭素鋼	1部改造

付録－7 ホールドダウン機構下降不能に対する恒久対策の検討

(1) 概 要

ボールドダウン軸外周と予熱スリーブ下面との間にナトリウムが蒸着し、ホールドダウン軸が下降不能となることを防止するための恒久対策について検討を行った。

(2) 検討結果

恒久対策として、現段階で想定し得る以下の4案について比較検討を行った。その結果を付表7－1に示す。

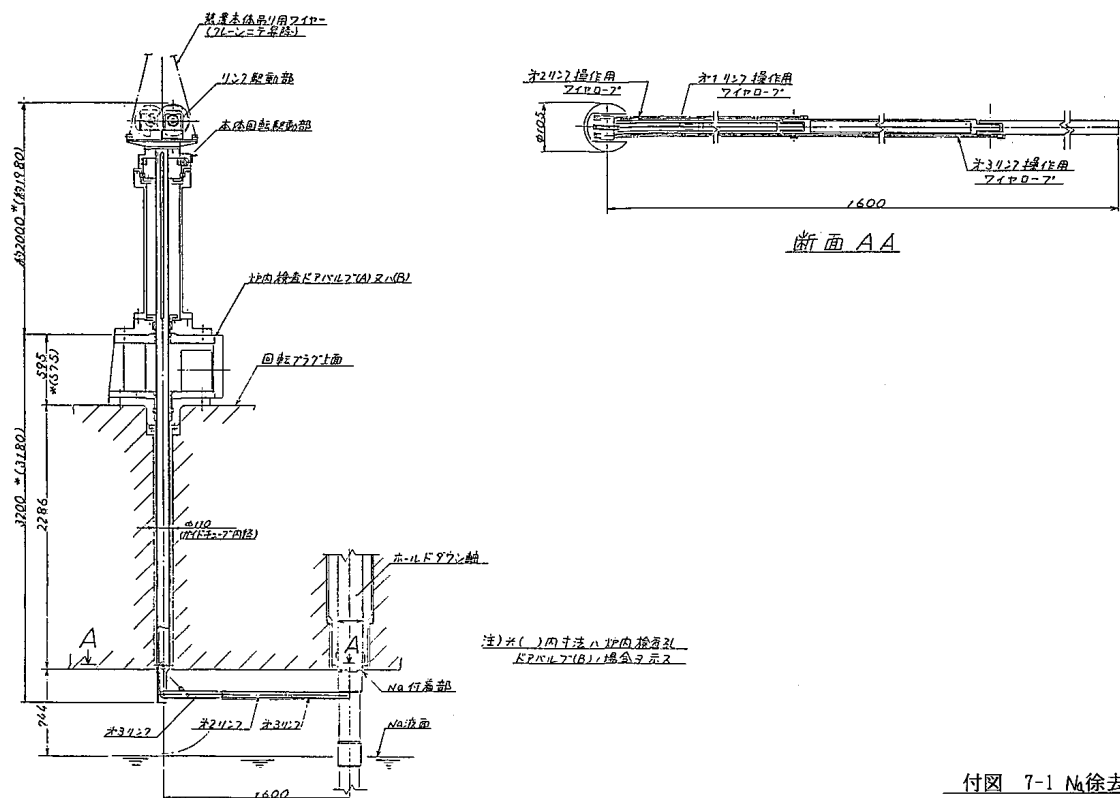
- ① Na 蒸着防止板設置方式
- ② Na かき落とし機構設置方式
- ③ ガスブローダウン方式
- ④ Na 除去装置別置方式

上記各方式の比較検討の結果、Na 除去装置別置方式が最も有効であるとの結論を得た。

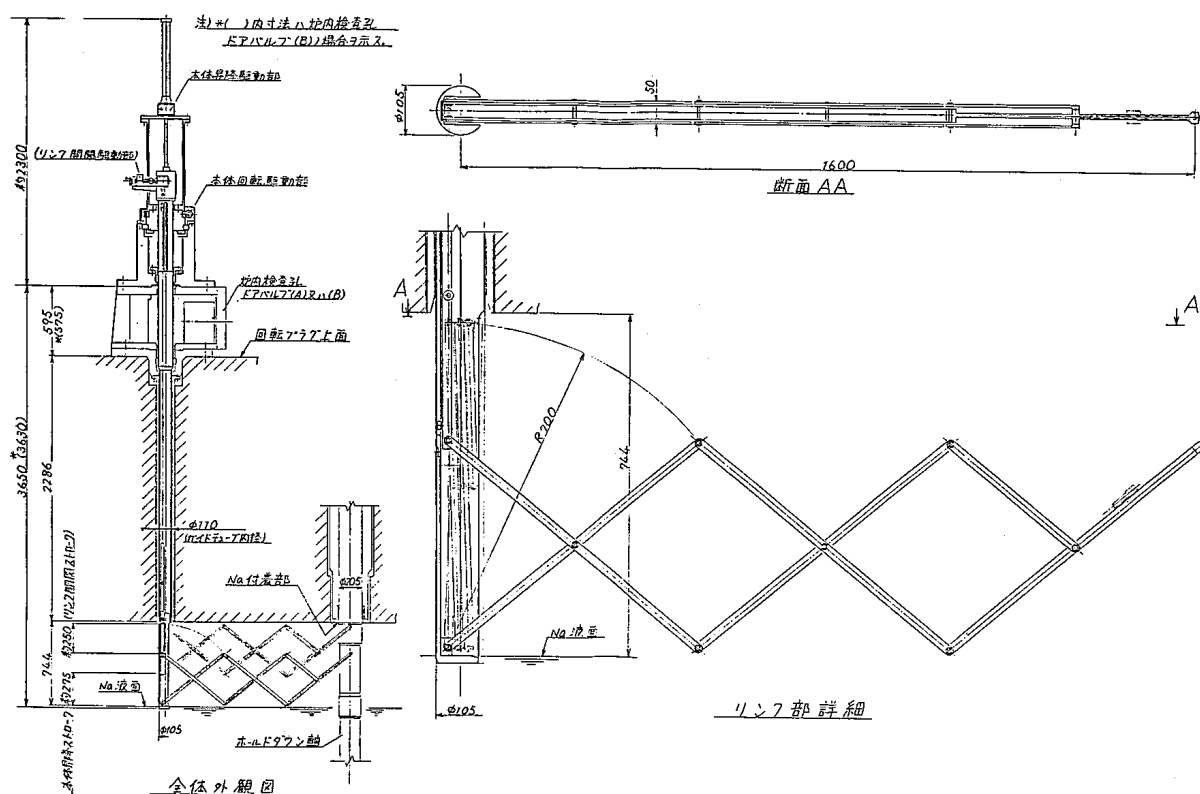
Na 除去装置の構造例を付図7－1、付図7－2に示す。これらについては、いずれもその性能に関して事前に十分な検証を行う必要がある。

付表7-1 ホールドダウン機構下降不能対策比較表

方式 項目	Na 蒸着防止板設置方式	Na かき落とし機構設置方式	ガスブローダウン方式	Na 除去装置別置方式
概念図				
概要説明	ホールドダウン軸外周にNa蒸着防止板を取付け、ホールドダウン軸と予熱スリーブとの間隙へのNa蒸着を防止する。	予熱スリーブを通してNaかき落とし機構を設置し（周上4ヶ所）、蒸着Naをしゃへいプラグ上からの操作により機械的にかき落とす。	原始炉運転中常時ホールドダウン軸と予熱スリーブとの間にブローダウンガスを流し、間隙部へのNa蒸着を防止する。 (流量：約0.1 m ³ /hr)	隣接の炉内検査孔から別個のNa除去装置を挿入し、ホールドダウン軸外周の蒸着Naを定期的に除去する。
改造内容	(1) ホールドダウン軸外周（炉内）にNa蒸着防止板を取付ける。 (2) 必要な場合、予熱スリーブ側にもNa蒸着防止（補助）板を取付ける。	(1) 予熱スリーブに貫通孔を設け、Naかき落とし機構を取付ける。 (2) ホールドダウン駆動機構に新たに外部からの操作機構を設ける。	(1) ホールドダウン駆動機構にArガス供給ラインを設ける。 (2) 交換孔プラグにホールドダウン軸内面との間のシールを追加する。	(1) 別のNa除去装置を新製する。 (応急対策用として製作予定) (2) 既設設備の改造は特に不要。
評価	(1) 炉内部分への防止板の新規取付けは、作業上困難。 (2) 防止板部へのNa蒸着の影響及び防止板の破損対策について考慮要。	(1) 予熱スリーブの取外し・改造は作業上困難 (2) Naかき落とし機構の信頼性について確認要。	(1) ホールドダウン駆動装置の改造に手間を要するが実現性はある。 (2) 炉内ガス流入量増加の確認要。 (3) Arガス供給ラインは、原始炉運転時カバーガスバウンダリとなる。	(1) Na除去装置の除去性能について検証要。 (2) 既設設備の改造を要さないので実現性は高い。
結論	その性能についての検証は要するが、既に応急対策用として製作の予定があること及び既設設備の大幅な改造が不要であること、また、従来の実績からそれ程頻繁に使用しないでも良いと考えられることから、Na除去装置別置方式が良い。			



付図 7-1 Na除去装置概要図 (例 1)



付図 7-2, Na除去装置概要図 (例 2)

付録－８ 回転機能を有する燃料交換機概念の検討

1. 概 要

燃料のシャフリングを短時間で行うことを可能とするために、燃料交換機に回転機能を付加する方策について検討を行う。

2. 検討内容

付表８－１に各種回転機能付交換機概念の比較を示す。また付図－１～８にそれらの各概念の概要を示す。

3. 検討結果

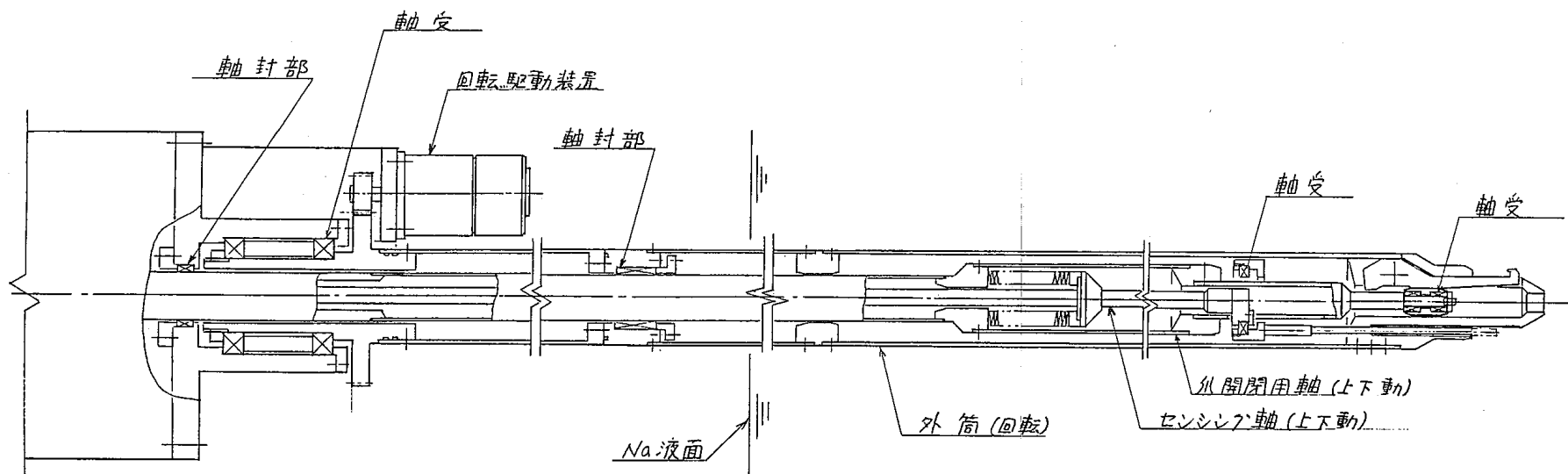
上表の比較検討結果から、次の理由によりグリッパ全体を回転させる方式が最も有望であるとの結論を得た。

- ① カバーガス・バウンダリ構成部分の改造がない。
- ② 構造が簡単である。
- ③ シャヘイプラグ上部分のみの改造のため、改造が比較的容易である。

なお、他の合理化項目（案内スリーブを廃止する方策）において燃料交換機グリッパ軸（外筒）が改造される場合には、それとのセットとしてグリッパ軸を回転させる案が代案として有望となる。

付表8-1 回転機能を有する燃料交換機概念の比較検討

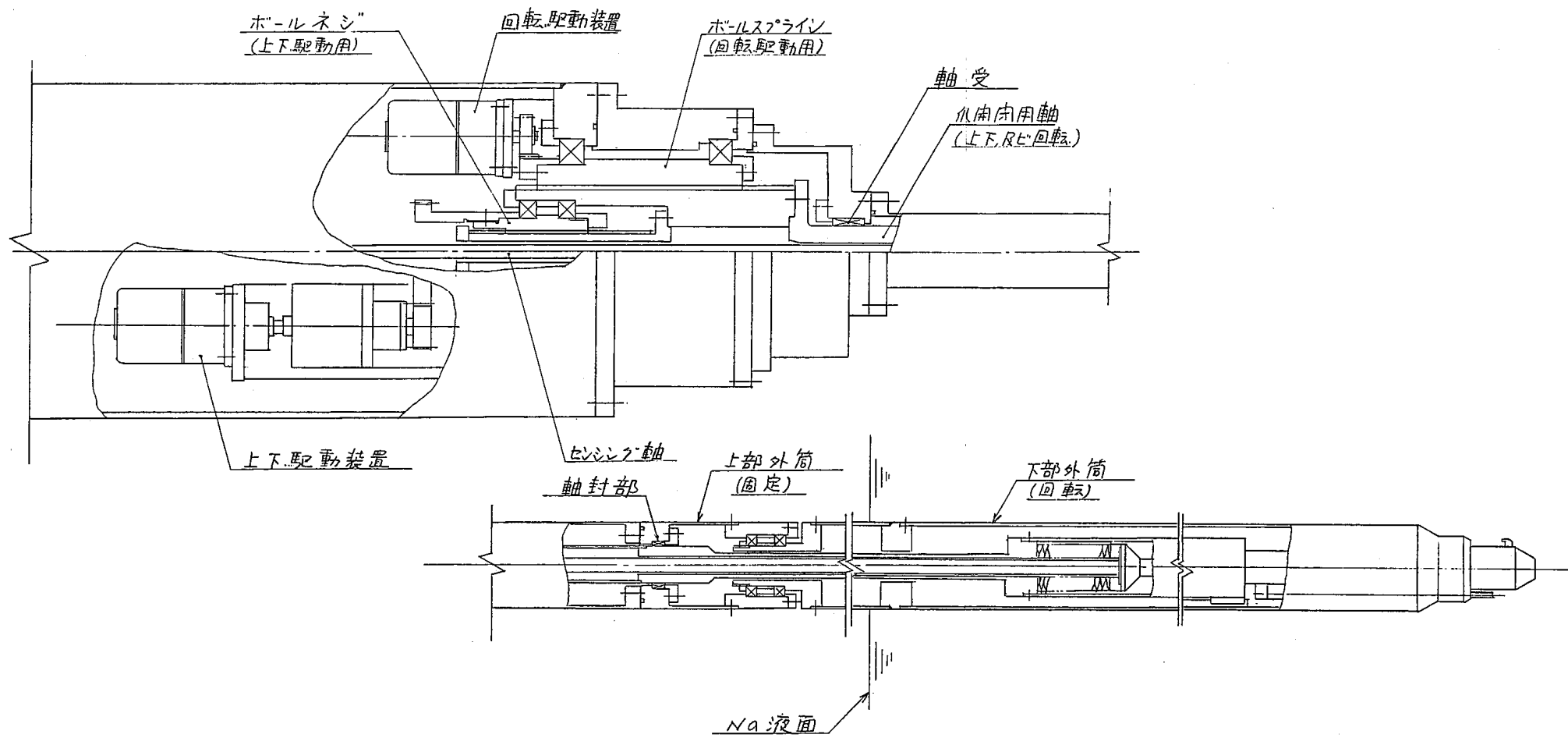
検討項目 基本概念		内 容 (駆 動 原 理)	バ ウ ン ダ リ	軸 受	回 転 方 式	耐 震 性	改 造 範 囲	評 価	
①-1	グリッパ先端 (外筒) を回す	1. グリッパ駆動装置内あるいは外部にモータを設け、爪操作軸を回転させ、外筒を回す。 (付図8-1(1))	Arガスシール (回転軸シール要す)	Arガス中	爪操作軸の回転をボールスプラインで行う。	問題なし	付図8-7 (1)	・ 回転シールの信頼性要。 駆動部が大、複雑 (コンパクトなものが必要)	△
①-2		2. センシング軸を上下することにより、Gr. 先端 (外筒及び爪) を回す。 (付図8-1(2))	現状どおり、容易	Na中軸受	センシング軸の上下をボールネジにて行う	同 上	同 上	・ Na中での構造が複雑 ・ 駆動部が大	△
②	グリッパ軸を 回転 (軸封部の上側)	モータをグリッパ駆動装置外部に設け、外筒付根から下を回転する 付図8-2	1. 軸封部をグリッパ外筒が、上下、回転する 2. 爪操作軸と外筒の間に回転軸シール必要 (Arガスシール)	・ Arガス中軸受 ・ Na中軸受 (爪とセンシング軸)	1. 外筒をギヤ駆動する 2. 爪操作軸は回転しないので外筒との間に軸受が必要。	同 上	同 上	1. 構造がシンプル 2. 回転シール信頼性 Na中軸受の信頼性 } 要	○
③	グリッパ全体 (駆動装置含む) を回転	グリッパの上下スライド用ローラの内側にラジアル軸受を設け、架台にモータを取付けて、グリッパ全体を回す。 付図8-3	1. 軸封部をグリッパ外筒が、上下、回転する	大 気 中	・ ケーブル類、ワイヤの引廻しの変更要す。 ・ グリッパ頂部にギヤを設けて、架台モータ位置にてかみ合わせる。	同 上	付図8-7 (2)	・ バウンダリ部分の改造ではないので比較的容易 ・ 構造が簡単	◎
④	グリッパ全体と 架台を回転	交換機D/V上にスラスト軸受を設け、外部のモータを架台に接続して回す。 付図8-4	同 上	同 上	・ ケーブル、ワイヤロープの引き廻し変更要 ・ 駆動装置を回転プラグ上に置く。	架台の支持が難しい	付図8-7 (3)	・ 改造が大大かり (駆動部大)	×
⑤	交換機D/Vから上全体を回転	交換機D/V下面にスラスト軸受を設けて、外部から交換機全体を回す。 付図8-5	D/Vの回転面上のシールが難しい。	同 上	・ 駆動装置を回転プラグ上に置く。	同 上	同 上	同 上 D/Vの回転シールの実績なし。	×
⑥	回転装置を新設する。	炉心の燃料をいったん炉内貯蔵ラックへ交換機で移し、回転装置 (新設) を検査孔から入れて、燃料だけ吊り上げてポット内で回し、再び交換機で元へもどす。 付図8-6	D/Vで接続	———	・ 新たに、検査孔から入れる装置を設計する必要あり。	回転装置の耐震機能を要す。	———	1. 交換機の改造は不要 2. 回転装置の新設が大大かり。 3. シャフリング時間が他の案より長い。	△



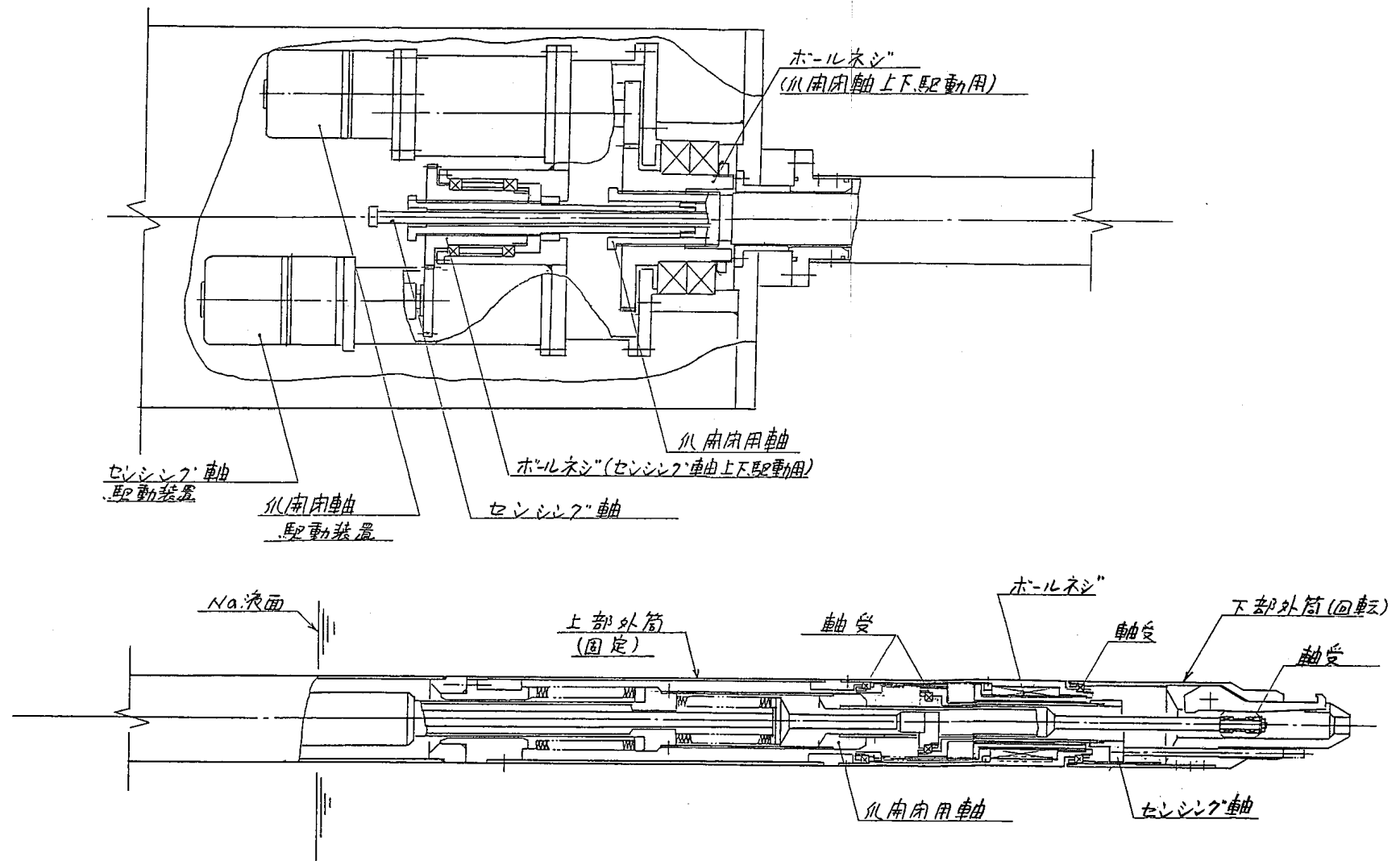
付図 8-2. グリツバ外筒の回転

付表8-1 回転機能を有する燃料交換機概念の比較検討

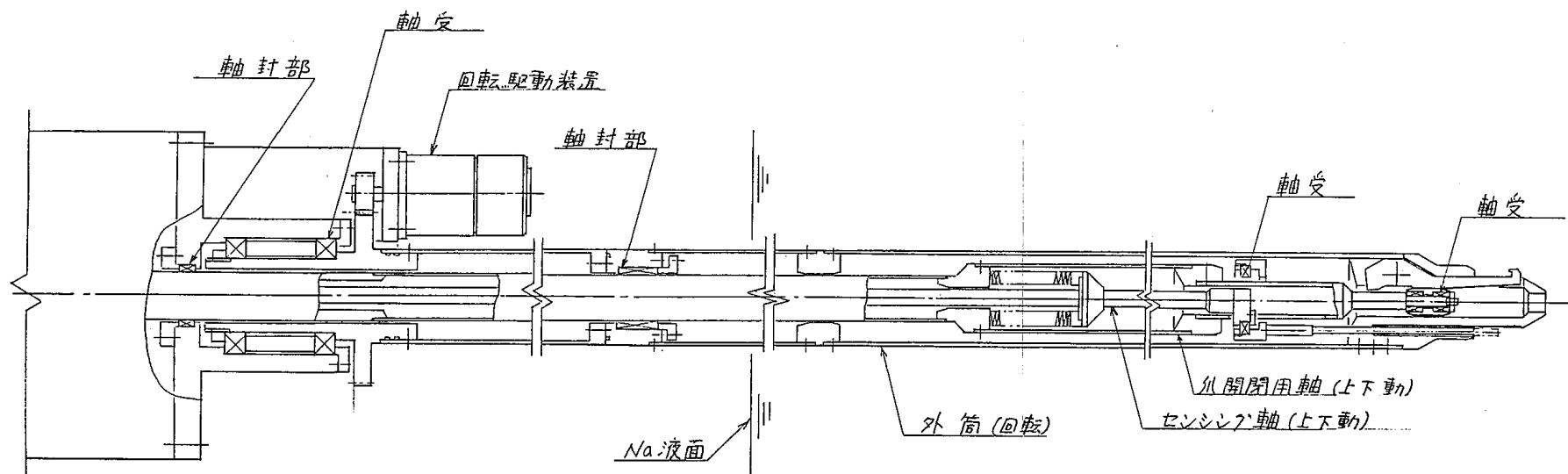
検討項目 基本概念		内 容 (駆 動 原 理)	バ ウ ン ダ リ	軸 受	回 転 方 式	耐 震 性	改 造 範 囲	評 価	
①-1	グリップ先端 (外筒) を回す	1. グリップ駆動装置内あるいは外部にモータを設け、爪操作軸を回転させ、外筒を回す。 (付図8-1(1))	Arガスシール (回転軸シール要す)	Arガス中	爪操作軸の回転をボールスプラインで行う。	問題なし	付図8-7 (1)	・ 回転シールの信頼性要。 駆動部が大、複雑 (コンパクトなものが必要)	△
①-2		2. センシング軸を上下することにより、Gr. 先端 (外筒及び爪) を回す。 (付図8-1(2))	現状どおり、容易	Na中軸受	センシング軸の上下をボールネジにて行う	同 上	同 上	・ Na中での構造が複雑 ・ 駆動部が大	△
②	グリップ軸を 回転 (軸封部の上側)	モータをグリップ駆動装置外部に設け、外筒付根から下を回転する 付図8-2	1. 軸封部をグリップ外筒が、上下、回転する 2. 爪操作軸と外筒の間に回転軸シール必要 (Arガスシール)	・ Arガス中軸受 ・ Na中軸受 (爪とセンシング軸)	1. 外筒をギヤ駆動する 2. 爪操作軸は回転しないので外筒との間に軸受が必要。	同 上	同 上	1. 構造がシンプル 2. 回転シール信頼性 Na中軸受の信頼性	要 ○
③	グリップ全体 (駆動装置含む) を回転	グリップの上下スライド用ローラの内側にラジアル軸受を設け、架台にモータを取付けて、グリップ全体を回す。 付図8-3	1. 軸封部をグリップ外筒が、上下、回転する	大 気 中	・ ケーブル類、ワイヤの引廻しの変更要す。 ・ グリップ頂部にギヤを設けて、架台モータ位置にて噛み合わせる。	同 上	付図8-7 (2)	・ バウンダリ部分の改造ではないので比較的容易 ・ 構造が簡単	◎
④	グリップ全体と 架台を回転	交換機D/V上にスラスト軸受を設け、外部のモータを架台に接続して回す。 付図8-4	同 上	同 上	・ ケーブル、ワイヤロープの引き廻し変更要 ・ 駆動装置を回転プラグ上に置く。	架台の支持が難しい	付図8-7 (3)	・ 改造が大がかり (駆動部大)	×
⑤	交換機D/Vから上全体を回転	交換機D/V下面にスラスト軸受を設けて、外部から交換機全体を回す。 付図8-5	D/Vの回転面上のシールが難しい。	同 上	・ 駆動装置を回転プラグ上に置く。	同 上	同 上	同 上 D/Vの回転シールの実績なし。	×
⑥	回転装置を新設する。	炉心の燃料をいったん炉内貯蔵ラックへ交換機で移し、回転装置 (新設) を検査孔から入れて、燃料だけ吊り上げてポット内で回し、再び交換機で元へもどす。 付図8-6	D/Vで接続	—————	・ 新たに、検査孔から入れる装置を設計する必要あり。	回転装置の耐震機能を要す。	———	1. 交換機の改造は不要 2. 回転装置の新設が大がかり。 3. シャフリング時間が他の案より長い。	△



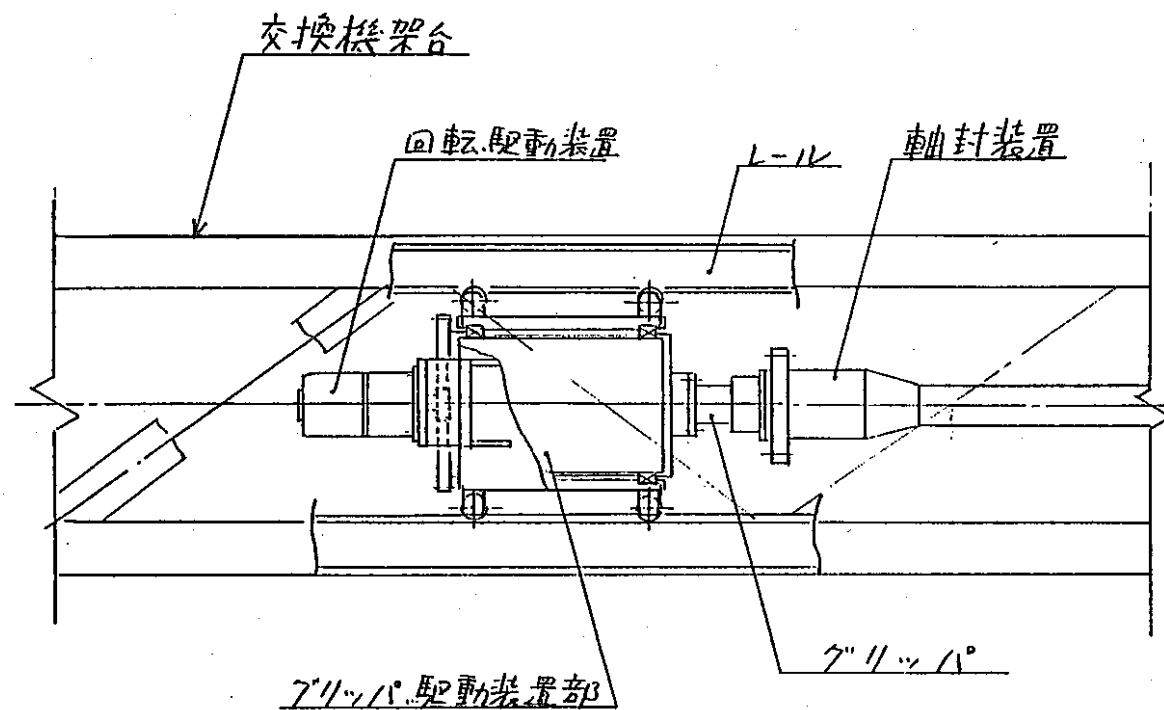
付図 8-1-(1) グリッパ先端ヲ回転



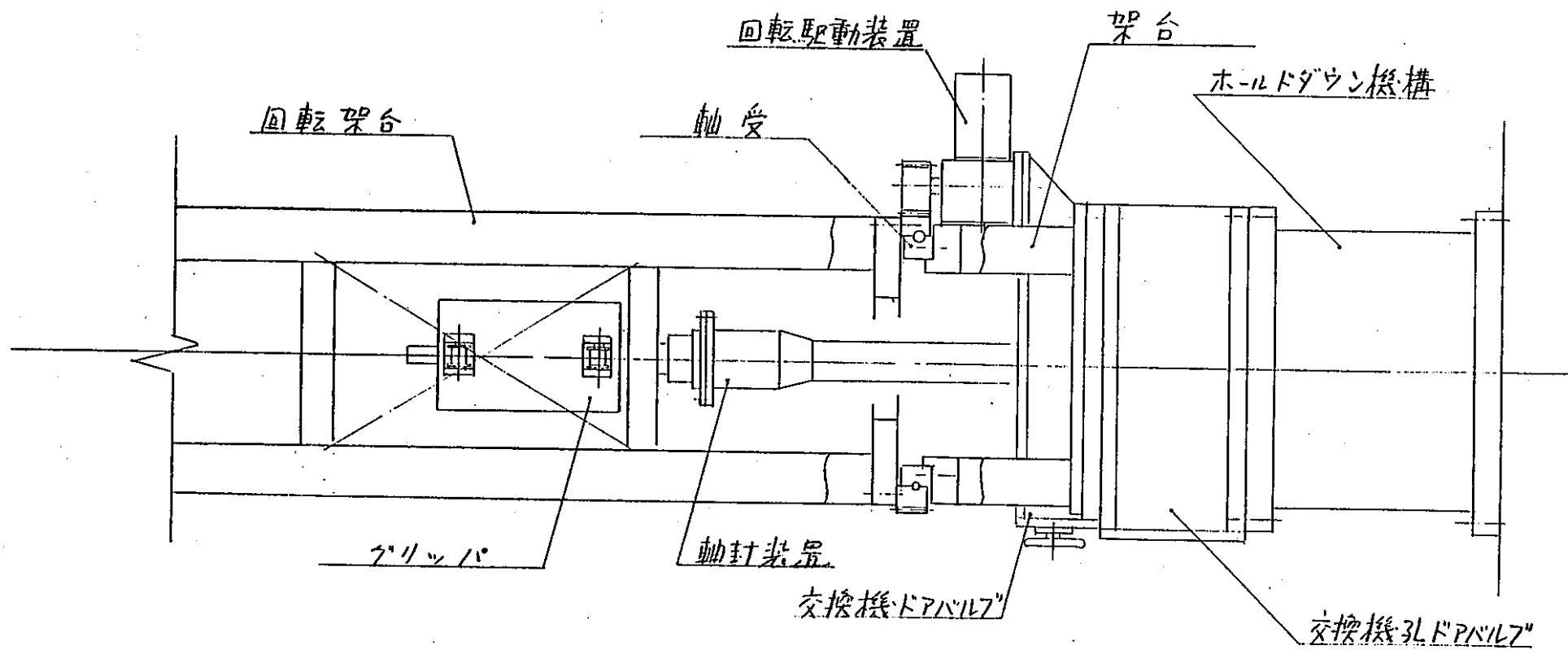
付図 8-1- (2) グリツバ先端ヲ回転



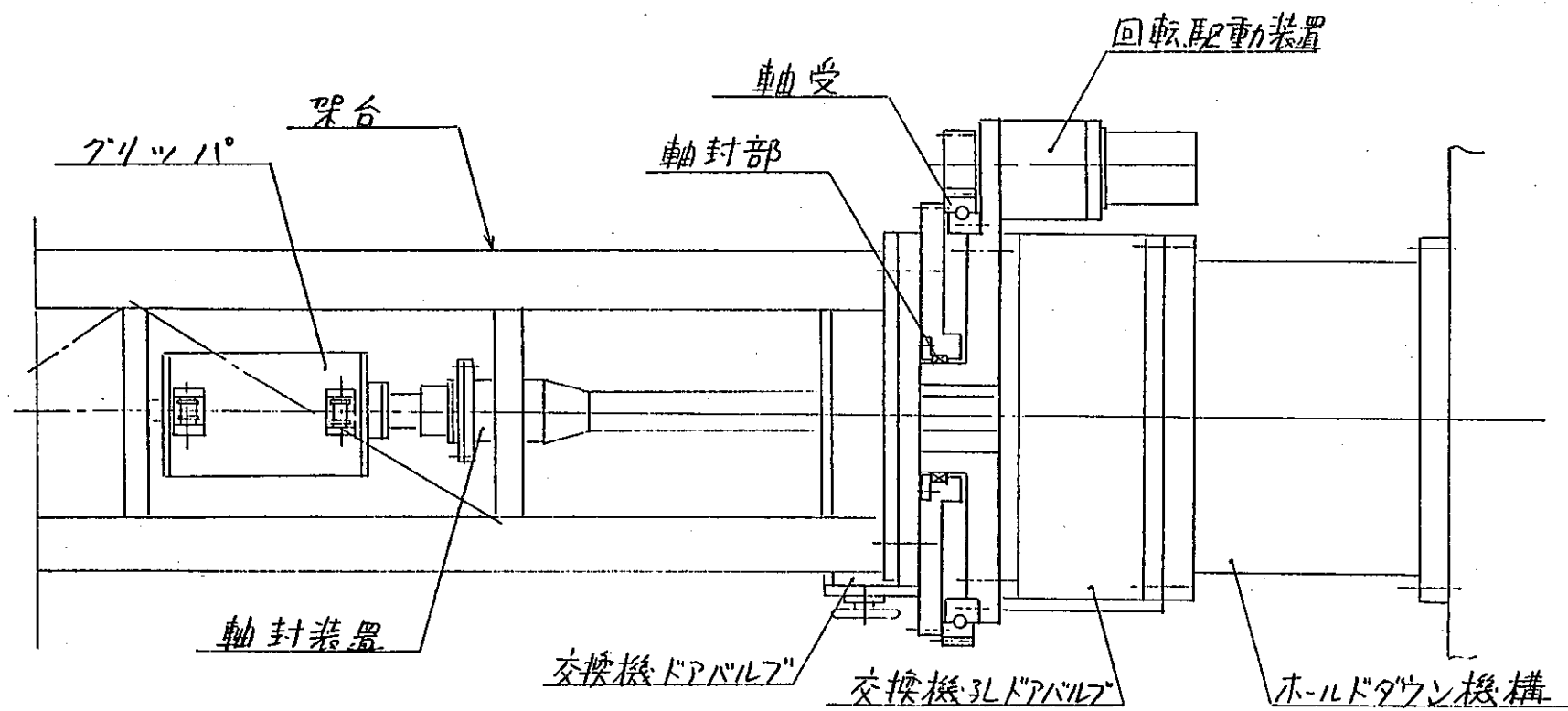
付図 8-2. グリツバ外筒の回転



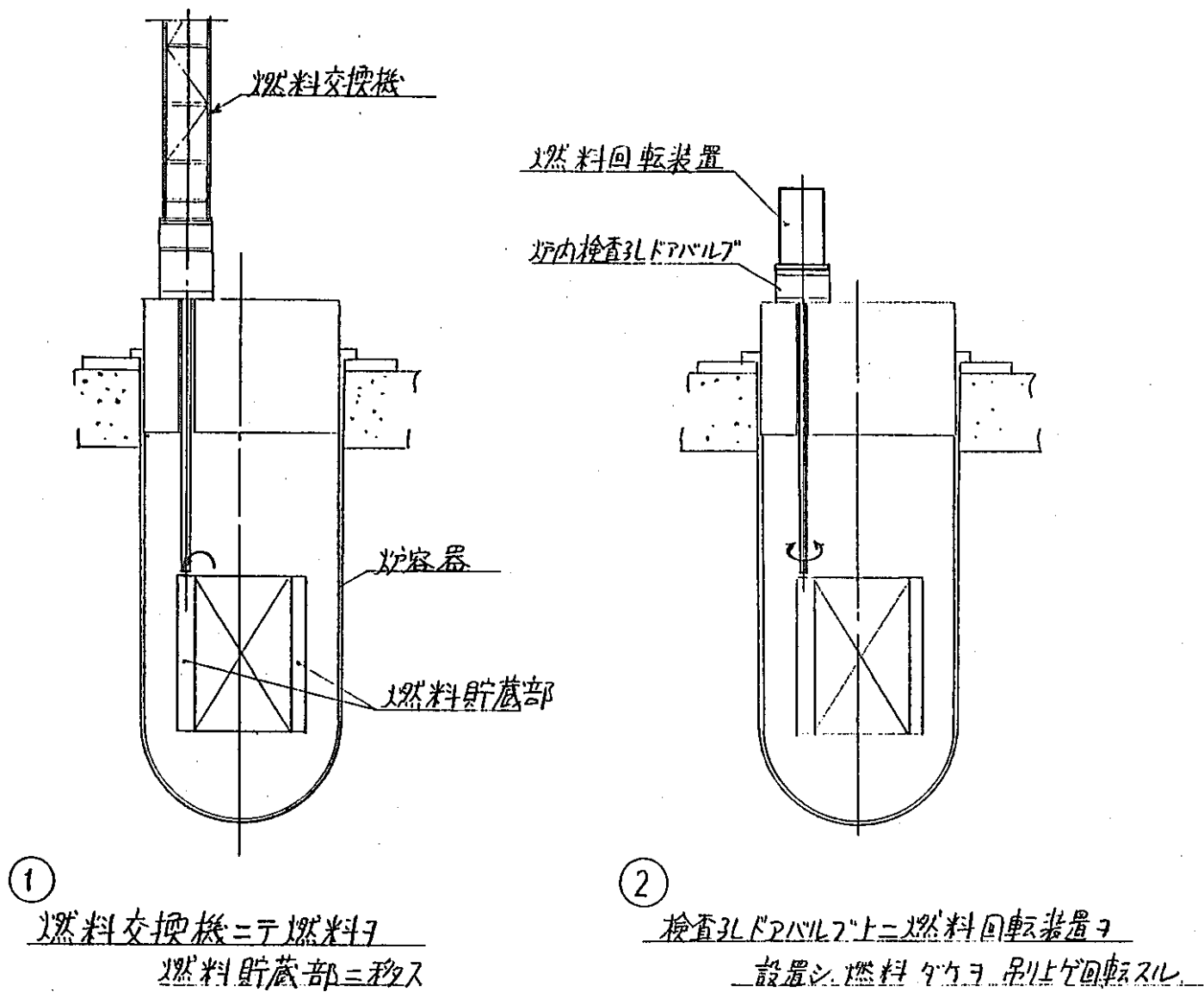
付図 8-3. グリップ全体ヲ回転



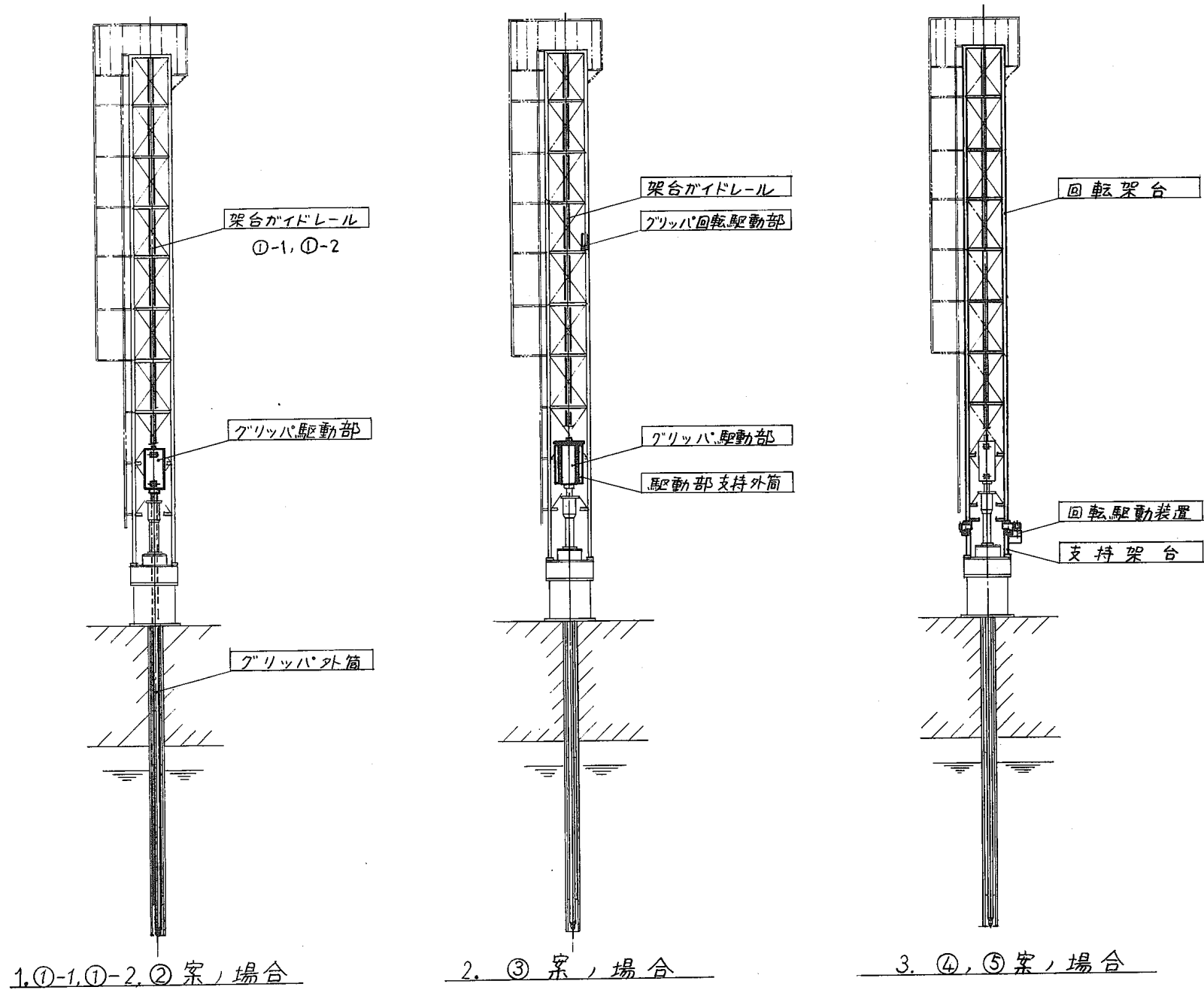
付図 8-4, グリッパ全体ヲ架台ゴト回転



付図 8-5. 交換機ドアバルブカラ上全体ヲ回転



付図 8-6. 回転装置ヲ新設



付図 8-7. 回転機能ヲ有スル交換機グリップ改造範囲ノ比較図

(太イ実線図示部(□内ニ名称記載)ハ改造又ハ新設部ヲ示シマス。)

付録－9 燃料出入機の検討

1. 概 要

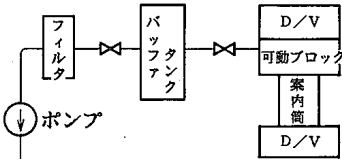
現状の燃取工程において、1回のガスパーズ時間に20分程度かかっていることから、ガスパーズ時間を高速化する方策について検討する。

2. 要 旨

ガスパーズ時間を高速化する方策として、付表9－1に示す種々の方策について比較検討した結果、以下の理由により、燃料出入案内筒をドアバルブ付に改造（交換）する案が有望である。

- ① 2回目以降のガスパーズ時間が約1／2に短縮できる。
- ② 既設の改造は不要であり、大がかりとならない。
- ③ 燃料出入機あるいは、回転プラグ上に新たな機器を設置するのは、配置上難しい。

付表9-1 燃料出入機ガスバージ時間の短縮に関する比較検討

方式 項目	① バージ容積減少化案	② バージ経路のコンダクタンス減少案	③ 真空ポンプの増設案	④ 真空引用バッファタンク設置	備 考
概 要	燃料出入案内筒の上側にD/Vを追加し、バージ容積を減少させる。 案内筒接続後、最初の1回は、可動ブロック及び、案内筒のガス置換が必要だが、2回目からは、可動ブロックのみで良い。 図2.5-1	バージ経路の配管口径、機器ノズル口径の変更(拡大)により真空引きのコンダクタンスを減少させる。	真空ポンプを1台追加し、バージラインを燃料出入案内筒に設けて、2台で同時に真空引きする。 付図9-1	燃料出入案内筒への配管の手前に真空用のバッファタンクを設置する。 	
改 造 内 容	1. 上側にD/Vを持つ燃料出入案内筒を新設し、現在のものと交換する。 (案内筒の全長は変えない)	1. バージ用のノズルを燃料出入案内筒に設ける。 2. 可動ブロックのノズル口径を拡げる 3. 配管口径を1$\frac{1}{2}$B→2Bに変更する	1. 燃料出入案内筒にノズルを追加加工する。 2. 真空ポンプ及び真空引ラインを新設する。	1. 真空タンクを新設する。 2. 配管の途中にタンクを入れるので、配管系を一部改造	
評 価	1. 上側にD/Vをつけた案内筒を新設することは可能。 2. 既設部分の改造は不要である。 3. 2回目以降のバージ時間が約1/2になる。(添付計算書) *1 (6分/1回→3分/1回)	1. 案内筒の改造は可能 2. 可動ブロックノズルは、フランジに設けてあり、改造は難しい。 3. 配管口径を変えると系統の機器が全て変更になり、大がかりになる。	1. 新たな真空ラインの増設が大がかりになる。 2. 機器、配管の引き廻し及び設置スペースの確保が難しい。(回転プラグ上面) 3. バージ時間が約1/2になる。 (添付計算書)(6分/1回→3分/1回)	1. タンクの設置場所の確保が難しい。 (出入機台上あるいは、回転プラグ上面) 2. 30Torrの真空度を瞬時に達成するには、直径1m、長さ1.7m以上のタンク3ヶが必要。 (添付計算書)	*1 3回バージで約20分
廃 ガ ス 量	0.032m ³	0.068m ³	0.068m ³	0.068m ³	
結 論	燃料出入案内筒を上側にD/Vのついた案内筒に取り替えて、バージ容積を減少させる案(上記①)とする。理由は、以下のとおりである。 1. 上側D/Vのついた案内筒の製作については、製作上及び出入機との取合い上、技術的に特に問題なく、既設部の改造も要さない。一方バージ経路の改造あるいは新設は、改造が大がかりとなるとともに、設置場所の確保が難しい。 3. バージ時間は、バージ容積の減少により従来の1/2にでき、これはバージ経路を増やす案③と同じである。 4. ①案に更に真空ポンプの能力を2倍する案(添付計算書 第6項)を組み合わせることも可能だが、結果は大差ない。				

燃料出入機的气体パージ時間の検討

1. 計算条件

- (1) 真空ポンプ 到達真空度 : 10^{-1} Torr
 (2) 真空ポンプ 排気速度 : $S_o = 600 \text{ l/min (at. 760 Torr)} = 10 \text{ l/s}$
 (3) 接続部パージガス圧力 : $30 \text{ mmHg} = 30 \text{ Torr}$
 (4) 現状のパージ時間 : $20/3 \approx 6 \text{ 分 (1 回)}$

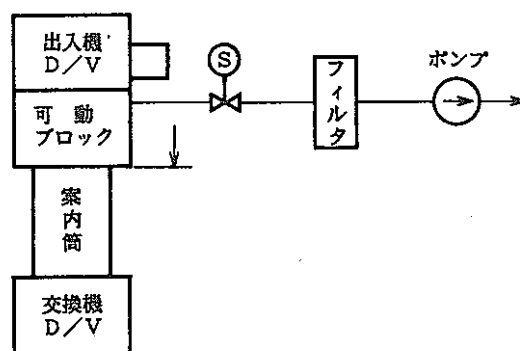
(Ar ガス供給時間は、ほぼ 0 とみなす)

- (5) 排気系は、予め、止め弁まで 1 Torr 以下に引かれているものとする。

(6) ガスパージ体積

- ① 出入機 D/V 体積 : 0.0025 m^3
 ② 可動ブロック体積 : 0.026 m^3
 ③ 燃料出入案内筒体積 : 0.036 m^3
 ④ 交換機孔 D/V 体積 : 0.0035 m^3

$$V_o = 0.068 \text{ m}^3$$



(7) 排気側 (配管系) 体積

$$V_p = \frac{\pi}{4} \times d^2 \ell = \frac{\pi}{4} \times 0.0412^2 \times 6.0 = 0.008 (\text{m}^3)$$

2. 合成コンダクタンスの計算

パージ時間の測定値 ($\Delta t \approx 360 \text{ S}$) より有効排気速度 (S_1) を逆算する。

$$\Delta t_1 = 2.3 \frac{V_o}{S_1} \log \frac{P_o}{P_1} = 360 \quad \text{より}$$

$$S_1 = \frac{2.3 V_o \log P_o / P_1}{\Delta t}$$

$$= \frac{2.3 \times 68 \log 760 / 30}{360} = 0.61 \quad (\text{l/S})$$

合成コンダクタンス (C_{TS}) は

$$S_1 = \frac{1}{\frac{1}{C_{TS}} + \frac{1}{S_0}}$$

より

$$\begin{aligned} C_{TS} &= \frac{1}{\frac{1}{S_1} - \frac{1}{S_0}} \\ &= \frac{1}{\frac{1}{0.61} - \frac{1}{10}} \\ &= 0.65 \quad (\ell/S) \end{aligned}$$

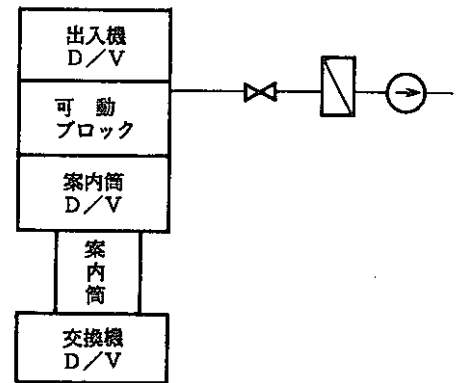
3. 燃料出入案内筒にドアバルブを設けた場合の真空引時間

(1) ガスパージ体積

$$\begin{aligned} V_{o'} &= 0.0025 + 0.026 + 0.0035 \\ &= 0.032 \text{ m}^3 \end{aligned}$$

(2) パージ時間

$$\begin{aligned} \Delta t_z &= 2.3 \frac{V_{o'}}{S_1} \log \frac{P_0}{P_1} \\ &= 2.3 \frac{32}{0.61} \log \frac{760}{30} \\ &= 169 \text{ (S)} \end{aligned}$$



従って、多少、余裕を見込んだとしても、案内筒にドアバルブをつけてガスパージ体積を減らした場合、パージ時間は、従来の約 $1/2$ の 3 分となる。

4. バッファタンクを設けて瞬時に30 Torr にする場合のタンク容量

等温変化を仮定すると、弁開後の真空度 P_3 は、

$$P_3 = \frac{P_1 V_1 + P_2 V_2}{V_1 + V_2} = 30 \quad \text{とおくと}$$

$$P_1 V_1 + P_2 V_2 = 30 V_3$$

$$760 \times 0.068 + 1 \times V_2 = 30 (0.068 + V_2)$$

$$V_2 = \frac{760 \times 0.068 - 30 \times 0.068}{29}$$

$$= 1.712 \text{ (m}^3\text{)}$$

従って、直径1 mと仮定すれば、以下のタンク寸法以上必要となる。

$$\phi D \times H = \phi 1.0 \text{ m} \times 2.2 \text{ m}$$

5. 真空ポンプを増設した場合の真空引時間

同一容量の真空ポンプをもう一台追加した場合

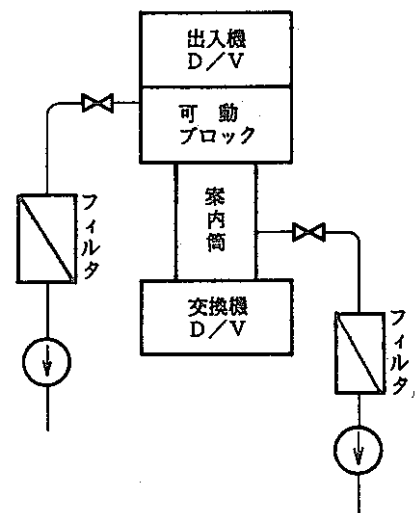
並列のコンダクタンスとなるので

$$C_{TP} = C_{TS} \times 2 = 2 \times 0.61$$

$$= 1.30 \quad (\ell/S)$$

有効排気速度 (S_2)

$$\begin{aligned} S_2 &= \frac{1}{\frac{1}{C_{TP}} + \frac{1}{2 S_0}} \\ &= \frac{1}{\frac{1}{1.30} + \frac{1}{2 \times 10}} \\ &= 1.22 \quad (\ell/S) \end{aligned}$$



パージ時間 (Δt_3) は、

$$\begin{aligned}\Delta t_3 &= 2.3 \frac{V_0}{S_2} \log \frac{P_0}{P_1} \\ &= 2.3 \frac{68}{1.22} \log \frac{760}{30} \\ &= 180 \text{ (S)}\end{aligned}$$

従って、案内筒を改造する場合とほぼ同様、パージ時間は $1/2$ になる。

6. 燃料出入案内筒及び真空ポンプを新設する場合

D/V 付案内筒にするとともに真空ポンプの能力を 2 倍にした場合 ($S_0 = 20 \text{ l/s}$)

$$\begin{aligned}S_5 &= \frac{1}{\frac{1}{C_{TS}} + \frac{1}{S_0}} \\ &= \frac{1}{\frac{1}{0.65} + \frac{1}{20}} = 0.63\end{aligned}$$

パージ時間 (Δt_5) は、

$$\begin{aligned}\Delta t_5 &= 2.3 \frac{V_0}{S_5} \log \frac{P_0}{P_1} \\ &= 2.3 \frac{32}{0.63} \log \frac{760}{30} \\ &= 164 \text{ (S)}\end{aligned}$$

従って、真空ポンプ容量を倍にしても配管系のコンダクタンスが大きいので 3 項の結果とほぼ同じである。

付録－10 燃料洗浄設備シーケンス改良の効果について

1. 目 的

洗浄工程のうち、現工程において効果の薄い工程を削除し、これに伴うシーケンス改良を行った場合の燃料洗浄時間及び廃液低減効果についての見通しを得ることを目的とする。

2. 検討内容

(1) シーケンス改良の内容

図2.6－1 に示す。

変更の主な内容は次の通りである。

(i) 脱塩水洗浄を1回以上とし、1回毎に工程歩進の選択を行うこととする。

① 1回の洗浄にて、90%以上の洗浄効果が期待できる。

② 1回洗浄後に残存するNaは、燃料ピンの取付部等の隙間であり、現洗浄方式（数分間の洗浄）で、1～2回洗浄した程度では、殆んど洗浄効果が期待できないことが、現状までの洗浄経験にてわかっている。

③ 缶詰缶に収納して、プール内に貯蔵された燃料から、残存（未洗浄分）Naが溶出しても、缶内水のpHは高々12程度であり、燃料に対し、悪影響を与えないことがわかっている。

(ii) その他、あまり効果が期待されない次の工程を削除する。

① 放置ドレンを削除し、加圧ドレンのみとする。（19、25工程）

② 冷却器内冷却水排出、蒸気供給（05、06工程）削除

(2) 燃料洗浄時間の短縮効果

現 状 約 86 分

改良後 約 63 分

(3) 廃液発生量の低減

現 状 約 750 ℓ

改良後 約 300 ℓ

但し、洗浄槽 150 ℓ

配管他 150 ℓ

として算出

3. 評 価

- ① 2項の検討内容に示すように、シーケンス改良のみ（現状の機械設備は改造せず）で、燃料洗浄時間の短縮及び廃液低減の効果は得られる。
- ② シーケンス改良の中味は、現状の洗浄の各工程のうち、不要と判断される工程を削除することに止めるため、シーケンス改造そのものは小規模なものとなる。

1. 目 的

本項は、燃料洗浄槽廻りに循環ラインを増設する場合のポンプ仕様等について検討するものである。

2. 検討内容

(1) 循環ラインの構成

図2.6－3に示す。

(2) ポンプ仕様

(a) 要求機能

- ① 既設洗浄槽回転機構上に設置できること。
- ② 流量が $18\text{m}^3/\text{H}$ 以上であること。
 - ・既設循環ポンプの流量保存
- ③ 揚程が 40mAq 以上であること。
 - ・既設循環ポンプの吐出、吸込圧力差を確保する。

既設ポンプは揚程 60mAq であるが、模擬燃料の洗浄試験(PNC ZN941 78-02) 結果では、

吐出圧力 3.2atg 、吸込圧力 -0.75atg

であること及び今回の増設ポンプは、洗浄槽近傍に設置するため、既設ポンプに比べ設置レベル差(約 6m)分の負荷が少なくなることから、 40mAq とする。

(b) ポンプ仕様

① ポンプ型式

流量($18\text{m}^3/\text{h}$)に比べ揚程が大きいこと及びコンパクトなポンプとした場合、うず巻式が最適である。

次の型式とする。

エバラ IFW型片吸込渦巻ポンプ

電動機直結型

② ポンプ寸法等

ベース : W 320mm × L 725mm

ポンプ : W 320mm × L 815mm × H 430mm

重 量 : 約 180kg

③ ポンプ仕様

流 量 : $21\text{m}^3/\text{H}$

揚 程 : 40mAq

(c) ポンプ設置位置

基本的には、既設タラップに張出しを設け（補強は駆動軸アームより設ける）設置する。

詳細は、現場測定を実施した後に、設置計画を行う。

(3) 基本運転方法

(a) 洗浄運転（自動、手動）

図2.6－2に示す。

(b) 単独運転

次のスイッチを設ける。

① 洗浄槽隔離弁（循環ライン）開

増設循環ラインの洗浄槽隔離弁（図2.6－3：AV－1～AV－4）の開閉操作を行う。

② 増設循環ポンプ運転

増設循環ポンプの単独運転を実施するために、洗浄槽及び増設循環ラインに水張をし、循環ポンプを起動する。