

# 船用炉の横揺れ時自然循環特性

村田 裕幸\*・小林 道幸\*\*

## Study on the Natural Circulation Characteristics of a Marine Reactor during Rolling Motion

By

Hiroyuki MURATA and Michiyuki KOBAYASHI

### Abstract

A series of natural circulation tests with a physical model of a marine reactor mounted on a rolling apparatus were performed in order to clarify the natural circulation characteristics during rolling motion. Prior to the tests, two types of preliminary tests were conducted to investigate two factors, natural circulation driving force and cyclic acceleration change derived from rolling motion, which affect on the thermohydraulic behavior of the natural circulation during rolling motion.

It was observed that the flow rates at hot legs and cold legs fluctuate with the change of rolling angle. The manners of these flow rate fluctuations change with the rolling period. It was found that the loop flow rate fluctuations are mainly caused by the acceleration change due to rolling motion

The core flow rate does not change with time, while it changes with the rolling period. Its change is well correlated with the Reynolds number for rolling motion.

A simple analytical model was proposed, and the numerical calculation was performed. The computed result agrees well with the experimental result, and it was verified that the change of the core flow rate with rolling period is induced by the change of the natural circulation driving force and flow resistance due to rolling motion.

### 目 次

1. 緒 言	26	2.2 実験条件	28
2. 実験装置と実験条件	27	2.3 横揺れ条件の検討	29
2.1 実験装置	27	3. 予備実験の結果と考察	30
		3.1 定傾斜自然循環実験	30
		3.2 非加熱横揺れ実験	31
		4. 実験結果と考察	32
		4.1 各レグの循環流量の挙動	32
		4.2 炉心部における1次冷却水の流れ	34
		4.3 SG部における一次冷却水の流れ	35

\* 原子力技術部

\*\* 推進性能部

原稿受付：昭和63年11月1日

4.4 炉心流量の横揺れ周期による変化 .....	36
5. 解析モデルによる検討 .....	37
5.1 解析モデルの構成 .....	37
5.2 計算結果と実験結果との比較 .....	38
6. 結 論 .....	39
謝 辞 .....	39
参考文献 .....	39

## 記号表

a	加速度 [m/sec <sup>2</sup> ]
B	垂線幅 [m]
c	比例定数
c <sub>r</sub>	伝熱管の配置に関係した係数 (式 (4.6))
e	伝達関数の入力・出力信号 (式 (4.1))
G (j $\omega$ )	伝達関数
g	重力の加速度 [m/sec <sup>2</sup> ]
GM	船体中心線面上における重心からのメタセンタ 高さ [m]
h	鉛直方向の高さ [m]
k <sub>xx</sub>	重心を通る縦軸回りの見かけの環動半径 [m]
L <sub>CORE</sub>	炉心発熱部の長さ (=1500mm)
L <sub>DP</sub>	垂線間長さ [m]
l	炉心発熱部下端より上向きに測った距離 [mm]
n	伝熱管の配置に関係した係数 (式 (4.6))
$\Delta P$	自然循環の駆動力 [kg/m <sup>2</sup> ]
$\Delta P_{LOSS}$	碁盤目配置の管群に直角に流れる流体に生 ずる圧力損失 [kg/m <sup>2</sup> ]
$\Delta P_{ROLL}$	横揺れ運動によるループの圧力損失の増加 [kg/m <sup>2</sup> ]
Q <sub>SCR</sub>	ヒーター出力 [kW]
R	動揺中心から動揺台盤面までの距離 (=3.0m)
r	半径方向の距離 [m]
Re	動揺のレイノルズ数 (=2 $\pi R^2/\tau\nu$ )
t	時刻 [sec]
T	一次冷却水の温度 [°C]
T <sub>1</sub>	二次冷却水の SG 部入口における温度 [°C]
u	流速 [m/sec]
V	体積流量 [m <sup>3</sup> /h]
W	質量流量 [kg/h]
W <sub>0</sub>	正立静止時の炉心流量 [kg/h]
z	SG 部上端から下向きに測った距離 [mm]
$\zeta$	圧力損失係数
$\theta$	横揺れ角度 [deg または rad]
$\nu$	動粘性係数 [m <sup>2</sup> /sec]

(26) :

$\tau$	横揺れ周期 [sec]
$\phi$	相関関数 (式 (4.1))
$\omega$	横揺れ角の角速度 (=2 $\pi/\tau$ ) [rad/sec]

## 添 字

AC	コールド・レグ A
AH	ホット・レグ A
BC	コールド・レグ B
BH	ホット・レグ B
cold	コールド・レグ
CORE	炉心部
hot	ホット・レグ
i	入力
lat	横方向
lp	下部プレナム
o	出力
r	半径方向
SEC	二次冷却水
SG	SG 部
up	上部プレナム
$\theta$	接線方向

## 1. 緒 言

自然循環による炉心冷却は原子炉事故が起きた場合に炉心部を健全に保つための有力な手段である。船用炉の場合、このようなときにも横揺れ・上下動などの船体運動の影響を受けることが考えられる。さらに、循環流量の多い正常時よりも循環流量が少ない自然循環時の方が、その影響は顕著であると予想される。このため、船体運動の自然循環炉心冷却に及ぼす影響を評価することは船用炉の安全性にとって重要である。

このうち横揺れは、左右のループの循環流量のアンバランスや脈動を引き起こすことが考えられるため、こうした変化が炉心流量・ヒーター表面温度にどの様に影響するかを予測・評価することが必要になってくる。

船用炉の横揺れ時自然循環においては、横揺れ運動によって流体に外力が作用する。この外力は周期的に変化し、かつ大きさが位置の関数であるため、現象は三次元的で複雑な性質を持つ。

ところが、自然対流（循環）に及ぼす動揺運動の影響を研究した例は殆どなく、わずかに動揺するタンク内の自然対流を二次元的に取り扱った研究<sup>1), 2), 3)</sup>

が見られる程度であり、これらの結果を船用炉の横揺れ時自然循環にそのまま適用することはできない。

また、現在その計算結果に信頼性があるとされている RELAP などの熱水力学解析コードの中に動揺問題を扱えるものはなく、現状では船用炉の横揺れ時自然循環解析を行うプログラムは見あたらない。

このため、船用炉の横揺れ時自然循環に関して確かな見通しを得るためには、現状ではどうしても模擬装置を用いた実験を行う必要がある。また、現在使用されている熱水力学解析コードを動揺問題も扱えるように改造する場合にも、改造コードの信頼性を確認するための実験データが必要である。

こうした観点から、本報では船用炉を模擬した実験装置を用いて横揺れ時自然循環実験を行い、船用炉の横揺れ時自然循環の特徴と横揺れ周期の及ぼす影響について明らかにしたので報告する。

## 2. 実験装置と実験条件

### 2.1 実験装置

Fig. 1 に本実験に用いた実験装置の概略図を示す。本実験装置は日本造船研究協会で概念設計がなされた一体型船用炉 NSR-7<sup>4)</sup> を高さ方向は実寸大で、断面積は実機と実験装置との熱出力の比に合わせて縮小したものである。装置は炉心部、蒸気発生器を模擬した熱交換器（以降、SG と略記する）とホット・レグ、

コールド・レグ配管からなっている。

炉心部は先の定傾斜自然循環実験<sup>5)</sup> に用いたものを流用しており、下部プレナム、炉心発熱部、上部プレナムからなっている。炉心発熱部には直径 10.5mm、発熱長さ 1500mm のシース・ヒーターがピッチ 15mm、5（奥行）×24（幅）の配列で並んでおり、グリッド・スペーサーが 360mm 間隔で 4 段設けられている。これは実機とほぼ同じ寸法である。また、上、下部プレナムには流体の攪はんを促進する目的でタイ・プレートが設置されている。なお今回は、横揺れ運動に耐えるよう炉心部の剛性を高める必要性から、炉心部前面・後面のガラス板をステンレス板に換装したので、流れを目視観察することはできない。

SG 部は幅 1686mm、高さ 1616mm、奥行き 303mm のシェル・アンド・チューブ型熱交換器であり、中には外径 1 インチの伝熱管が 6 列、ピッチ 100mm で 12 段入っている。また、上部チャンバーには一次冷却水の分散を促進する多孔板が入っている。SG 部は動揺台に搭載するための寸法的制約から平板型になっているが、先の定傾斜自然循環<sup>5)</sup> に用いた円筒型 SG とは高さ方向・横方向の寸法、体積、伝熱面積、炉心部との相対高さなどの熱水力的特徴は同一である。

ホット・レグ、コールド・レグ配管はそれぞれ装置の左右に 1 本ずつ設けられ、すべて 2 インチ管である。配管の途中には同一口径の電磁流量計が設置されている。電磁流量計は測定精度が測定限度（本実験では  $3\text{ m}^3/\text{h}$ ）の 1 パーセント以下と非常に高く<sup>6)</sup>、また測定断面の速度分布に対する補正にも優れている。

実験装置を搭載している動揺台は、電気モーターによって駆動される可変偏心クランク方式の動揺装置であり、動揺角度、動揺周期が可変の構造となっている。動揺台盤面の寸法は  $2000\text{ mm} \times 2500\text{ mm}$ 、動揺の中心軸から動揺台盤面までの距離は  $3000\text{ mm}$  である。

本実験においては、Fig. 1 のように炉心部から SG 部をみるような位置で左側を実験装置の A 側、右側を B 側と呼んで区別することにする。また、この位置において鉛直軸から時計方向の角度を正の横揺れ角、反時計方向を負の横揺れ角と呼ぶことにする。

Fig. 2 に炉心部における一次冷却水温度測定点の位置を示す。測定点はレベル 1～5 の 5 つの位置に設けられ、それぞれの A 側、中央、B 側に外径 1mm の C-C 熱電対が取り付けられている。ここで、レベル 1～5 はそれぞれ下部プレナム、下部タイ・プレート ( $l=85\text{ mm}$ )、炉心発熱部中央 ( $l=750\text{ mm}$ )、炉心発熱

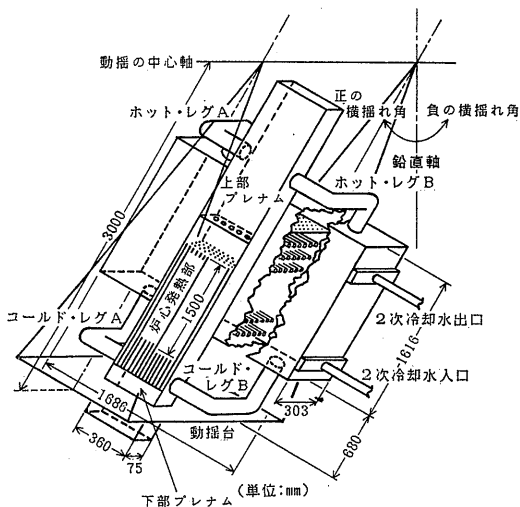


Fig. 1 実験装置概略

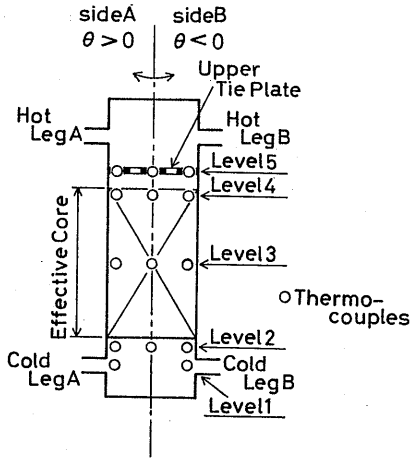


Fig. 2 炉心部の温度測定点

部上端付近 ( $l=1435\text{mm}$ ), 上部タイ・プレートに対応している。ただし, 1 は炉心発熱部下端より上向きに測った距離である。なお, 熱電対の測定精度は  $\pm 0.3^\circ\text{C}$  である。

Fig. 3 に SG 部の一次冷却水温度測定位置を示す。図中,  $z$  は SG 上端から下向きに測った距離を表す。熱電対は全て外径  $1\text{mm}$  の C-C 熱電対で, SG 部の A 側, 中央, B 側に取り付けられている。レベル 1, 2 は SG 上部チャンバー, レベル 3 ~ 6 は伝熱管のある部分, レベル 7 は SG 下部チャンバーに対応する。

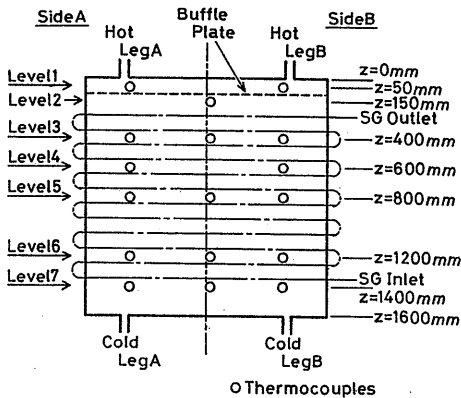


Fig. 3 SG 部の温度測定点

## 2.2 実験条件

横揺れ時自然循環における一次冷却水には, ①横揺れ運動によって生じる加速度変化による外力と, ②一次冷却水の温度差によって生じる自然循環力の 2 つが作用する。この 2 つの力のうち横揺れ運動による外力は, 横揺れ角に対応して加速度も変化するので, その大きさも方向も横揺れ角により変化する。また自然循環においても循環流量・温度分布は傾斜角によって変化する<sup>5)</sup>。このため, 横揺れ角が時間的に変化する横揺れ時自然循環において, その実験結果だけから上記 2 つの力のうちどちらが系に支配的に作用しているのか判別することは困難である。

横揺れ時自然循環に及ぼす 2 つの力の影響を分離するため, 以下の予備実験を行った。

### (1) 定傾斜自然循環実験 (5 ケース)

ヒーター出力:  $60\text{kW}$   
 二次冷却水流量:  $3\text{ m}^3/\text{h}$   
 傾斜角:  $0^\circ, \pm 15^\circ, \pm 22.5^\circ$

### (2) 非加熱横揺れ実験 (5 ケース)

ヒーター出力:  $0\text{kW}$   
 二次冷却水流量:  $0\text{ m}^3/\text{h}$   
 横揺れ角:  $-22.5^\circ \sim +22.5^\circ$   
 横揺れ周期:  $5, 7.5, 10, 15, 20\text{sec}$

定傾斜自然循環実験では一次冷却水には自然循環力だけが作用し, 非加熱横揺れ実験では横揺れ運動による外力だけが作用する。

また, 上記 2 つの力が同時に作用する横揺れ時自然循環実験については上記(2)で設定した 5 つの横揺れ周期における実験を行った。

### (3) 横揺れ時自然循環実験 (5 ケース)

ヒーター出力:  $60\text{kW}$   
 二次冷却水流量:  $3\text{ m}^3/\text{h}$   
 横揺れ角:  $-22.5^\circ \sim +22.5^\circ$   
 横揺れ周期:  $5, 7.5, 10, 15, 20\text{sec}$

ここでヒーター出力と二次冷却水流量は先の定傾斜自然循環実験の場合<sup>5)</sup>と同じであり, ヒーター表面の熱流束は実機の定格値の 3 パーセントである。横揺れ角度は日本海事協会が舶用品について定めた基準<sup>7)</sup>に基づいて決定した。また, 横揺れ周期は動揺台の稼働範囲より決定した。

実験は大気圧の条件で行った。測定は事前に確かめた, 横揺れによって周期的に変化しない測定点 (例えば, 炉心下部プレナムなど) の温度を十分長い時間モニターし, その温度が安定していることを確かめたう

えで行った。測定には64chの高速A-D変換器を用い、スペクトラム・アナライザで求めた横揺れ周期の1/64のサンプリング間隔で20周期分(但し、過渡変化を調べる場合には1/128の間隔で50周期分)データを収録した。なお、正確な横揺れ周期は測定した横揺れ角度のデータから改めて決定した。

### 2.3 横揺れ条件の検討

本実験で得られた結果を実機的设计等に役立てるために、実験の横揺れ条件と実機の横揺れ条件とを比較・検討する。

船の横揺れに対する固有周期は次式により計算できる<sup>9)</sup>。

$$\tau = 2\pi k_{xx} / \sqrt{g \cdot GM} \quad (2.1)$$

ただし、 $k_{xx}$  は重心を通る縦軸回りの見かけの環動半径、 $GM$  は船体中心線面上における重心からのメタセンタ高さである。Table1にNSR-7炉を搭載するとして計画された原子力コテナ船の主要寸法を示す<sup>9)</sup>。Tableより式(2.1)の各項を計算する。多くの実船の諸寸法を検討し、それらの間に成り立つ相関を見いだした井上らの研究<sup>10)</sup>によれば、コテナ船に関して次の関係が成り立つ。

$$GM/B = -2.5 \times 10^{-4} L_{pp} + 0.0821 \quad (2.2)$$

$$k_{xx}/B = 0.38 \quad (2.3)$$

以上の式にTable1の値を代入し、式(2.1)で計算すると、コテナ船の固有の横揺れ周期は約35.2秒となる。

本実験装置では動揺中心から動揺台盤面(炉心下部プレナムの位置に相当する)までの距離は3.0mである。一方、実船における正確な距離についての情報は

Table1 NSR-7を搭載するコテナ船の主要寸法

全長(垂線間長)	268.0m
幅(垂線幅)	32.2m
深さ/満載吃水	19.5m/9.1m
満載排水量	42,700ト

見あたらないが、船の断面図を参照すると動揺中心から圧力容器底部まで約4.5mと推定される。本実験装置は実機との寸法比が1:1であるが、横揺れ条件に関しては動揺台の寸法上の制限により幾何学的相似性は成り立っていない。

以上の点を踏まえて、動揺のレイノルズ数によって実験装置と実機との比較を行う。動揺のレイノルズ数は動揺運動(横揺れ・縦揺れ)によって生ずる慣性力と流体の粘性力との比を表すパラメータであり、

$$Re = 2\pi R^2 / \tau \nu \quad (2.4)$$

と定義される<sup>9)</sup>。本実験では代表長さ $R$ は動揺中心から動揺台盤面までの距離、 $\nu$ は炉心下部プレナムにおける物性値をとる。このとき、動揺のレイノルズ数は  
本実験： $Re = 4 \times 10^6 \sim 1.7 \times 10^7$

$$\text{実船}：Re = 2.8 \times 10^7$$

となる。但し、実船に対しては $R$ に相当するものとして動揺中心から圧力容器底部までの距離を取り、下部プレナム温度はNSR-7の仕様から300°Cとした。これより、本実験範囲は実船よりも横揺れ運動による外力の効果が弱いことが分かる。

Fig.4に各横揺れ周期における横揺れ角の信号 $\theta(t)$ を示す。横軸は横揺れ周期 $\tau$ で無次元化した時刻である。 $\tau = 19.36$ 秒のときは若干波形の歪みがみられるが、その他の横揺れ周期では横揺れ角の波形はほぼ正弦波状である。これより、

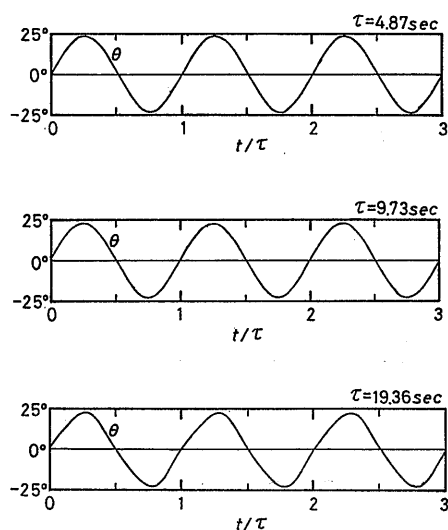


Fig.4 横揺れ角の波形

$$\theta(t) = \frac{\pi}{8} \cdot \sin \omega t \quad (\omega = 2\pi/\tau) \quad (2.5)$$

と近似できる。このとき横揺れ運動による加速度は、動揺中心から  $r$  離れた点で

$$a_r = -r \dot{\theta}^2 = -r \omega^2 \left\{ \left(\frac{\pi}{8}\right)^2 - \theta^2(t) \right\} \quad (2.6)$$

$$a_\theta = r \ddot{\theta} = -r \omega^2 \cdot \theta(t) \quad (2.7)$$

となる。なお、装置内部の一次冷却水にはその反作用として  $(-a_r, -a_\theta)$  なる加速度が作用する。

### 3. 予備実験の結果と考察

#### 3.1 定傾斜自然循環実験

本実験の横揺れ角範囲において、静的な横揺れ角 (= 傾斜角) が自然循環流量に及ぼす影響を調べるため、定傾斜自然循環実験を行った。

Fig. 5 に各レグにおける循環流量を示す。横軸は傾斜角である。各レグの流量は傾斜角が小さいためそれほど大きくは変化しないものの、従来の定傾斜自然循環実験<sup>5)</sup>と同様に流量の不釣り合いを起こし、 $\theta > 0$  では  $W_{AH} > W_{BH}$ ,  $W_{AC} < W_{BC}$  となり、 $\theta < 0$  では  $W_{AH} < W_{BH}$ ,  $W_{AC} > W_{BC}$  となる。(Fig. 6参照)。また鉛直軸に関して対称の位置にあるホット(コールド)・レグ A 側, B 側の流量変化は、グラフ上  $\theta = 0^\circ$  の軸に関して対称であり、本実験装置が左右対称であることが分かる。さらに

$$W_{CORE} = \{(W_{AH} + W_{BH}) + (W_{AC} + W_{BC})\} / 2 \quad (3.1)$$

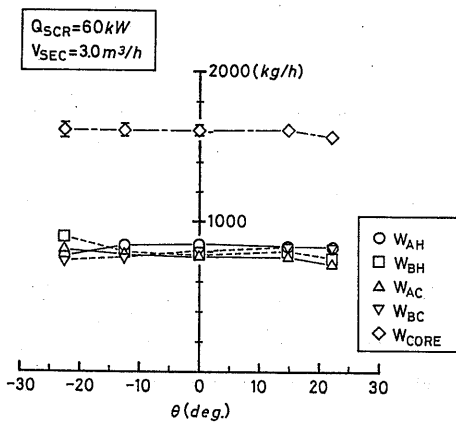


Fig. 5 定傾斜自然循環実験における循環流量

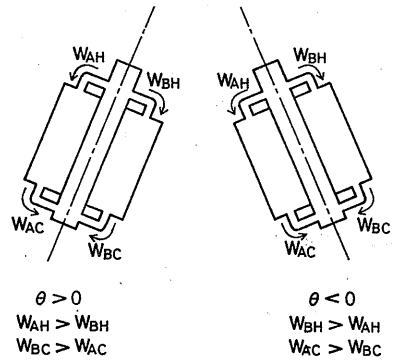


Fig. 6 定傾斜自然循環実験における一次冷却水の流れ (模式図)

で定義される炉心流量は、この傾斜角範囲ではほぼ一定値を取る。なお、炉心流量の測定誤差 (バーで示す) はせいぜい 100kg/h であり、これは前出の資料<sup>6)</sup>の記述を裏付けている。以後、炉心流量の測定誤差は  $\pm 50$ kg/h とする。

Fig. 7 に  $\theta = 0^\circ, \pm 22.5^\circ$  のときの炉心部における一次冷却水温度を示す。横軸は炉心部の横方向の位置を示し、縦軸は各点の測定温度を外気温の影響を除外するため、二次冷却水入口温度  $T_1$  との差によって示す。レベル 2, 3, 4 における一次冷却水温度は傾斜角によって若干変化するものの明瞭な傾向は示さず、ほぼ同一と見なすことができる。これは先の自然循環実験<sup>5)</sup>の結果と同じであり、炉心発熱部における一次冷却水は中心軸にほぼ平行に流れるものと考えられる。

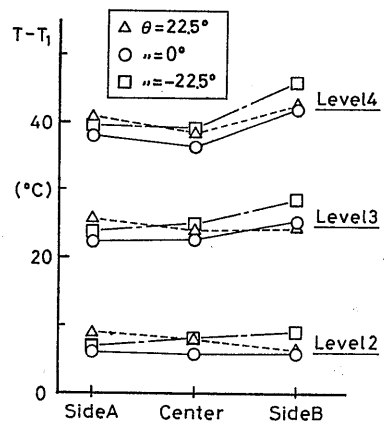


Fig. 7 定傾斜自然循環実験における炉心部の一次冷却水温度

Fig. 8 に SG 部における一次冷却水温度の傾斜角による変化を示す。正立状態では各レベルとも同一レベルの一次冷却水温度はほぼ等しいが、傾斜状態では左右の温度差はかなり拡大し、 $\theta = 22.5^\circ$  のときには A 側の温度が、 $\theta = -22.5^\circ$  のときには B 側の温度が高くなる。これは、SG 部の伝熱管で冷却された一次冷却水が重力の作用で、例えば  $\theta = 22.5^\circ$  のときには A 側から B 側へ斜めに流れるために起きる。SG 部では一次冷却水の流速が炉心部に比べてはるかに小さく（約30分の1）、また横幅もかなり大きいので、自然循環による傾斜の影響を炉心部より強く受けるものと考えられる。

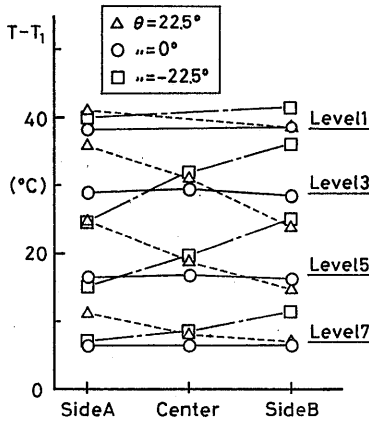


Fig. 8 定傾斜自然循環実験における SG 部の一次冷却水温度

### 3.2 非加熱横揺れ実験

横揺れ運動による加速度変化だけによって装置内の一次冷却水がどのような影響を受けるかを調べるために、非加熱横揺れ実験を行った。

Fig. 9 (a)~(c) に各レグの循環流量の横揺れ角に対する変化を示す。これは19周期分のデータを同一位相について平均した結果である。図中のバーは炉心流量の測定誤差を表す。いずれの横揺れ周期においても、各レグの循環流量は横揺れ角に対応して脈動している。

$\tau = 4.87$  秒のときの循環流量の変化を模式的に Fig. 10 に示す。 $\theta = 0^\circ$  のとき全てのレグの循環流量はほぼゼロであるが（各レグの順方向の流れを破線の矢印で示す）、 $\theta > 0$  では A 側の循環流量（ $=W_{AH}, W_{AC}$ ）が正となり、B 側の循環流量（ $=W_{BH}, W_{BC}$ ）が負となる。逆に  $\theta < 0$  では A 側の流量が負となり、B 側の

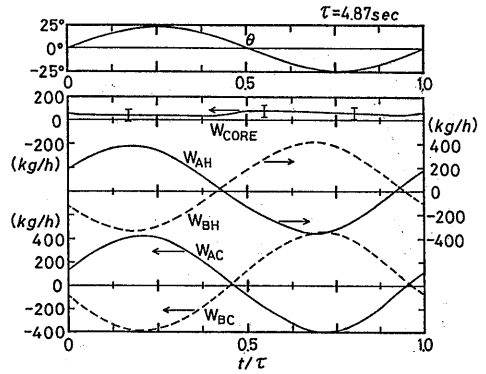


Fig. 9(a) 非加熱横揺れ実験における循環流量 ( $\tau = 4.87$  秒のとき)

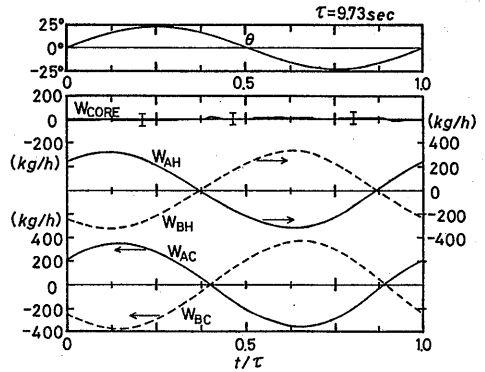


Fig. 9(b) 非加熱横揺れ実験における循環流量 ( $\tau = 9.73$  秒のとき)

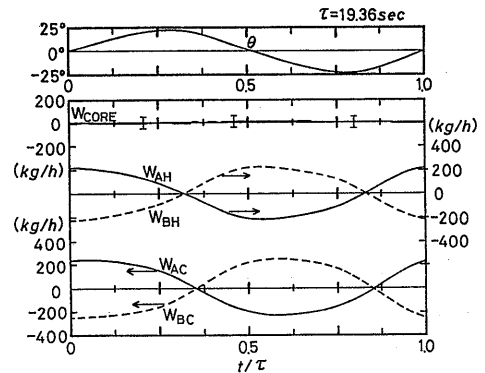


Fig. 9(c) 非加熱横揺れ実験における循環流量 ( $\tau = 19.36$  秒のとき)

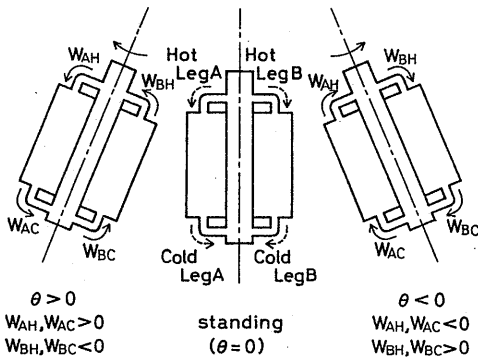


Fig. 10 非加熱横揺れ実験における一次冷却水の流れ ( $\tau = 4.87$ 秒のとき)

流量が正となる。

他の横揺れ周期の結果と比較すると、各レグの循環流量は横揺れ周期が短くなるにつれて流量変動の振幅が大きくなり、横揺れ角に対する位相遅れが大きくなることがわかる。また、どの横揺れ周期においてもホット・レグの流量変動の方がコールド・レグの流量変動よりも小さい。これは動揺中心からコールド・レグまでの距離の方が、ホット・レグまでの距離より約3.7倍長いため、コールド・レグの流体の受ける加速度の方が大きい(式(2.6), (2.7)参照)ためと考えられる。なお、炉心流量は $\tau = 4.87$ 秒の時に若干プラスとなるが、他の横揺れ周期ではほぼゼロである。

#### 4. 実験結果と考察

##### 4.1 各レグの循環流量の挙動

実験装置を正立に静止させてヒーター電源を投入し、自然循環を定常状態にしておいてから実験装置に横揺れ運動を加えると、各レグの循環流量は変動するようになる。このような横揺れ運動を加えたときの各レグの循環流量の過渡変化を、横揺れ角と対応させてFig. 11に示す( $\tau = 9.73$ 秒の場合)。横軸は横揺れ周期で無次元化した時刻であり、 $t/\tau = 0$ は横揺れ開始の時刻である。正立静止状態の時はFig. 5に示すように各レグの流量はA側、B側でほぼ同じである。横揺れ開始と同時にホット・レグAの流量は大きく減少し、ついには逆流となる。また、コールド・レグA、Bの流量も大きく減少する。しかし、横揺れ角の波形の安定する $t/\tau \geq 1.2$ から各レグの流量は脈動を開始し、次第に流量も増加して、 $t/\tau \geq 4$ ではほぼ安定し

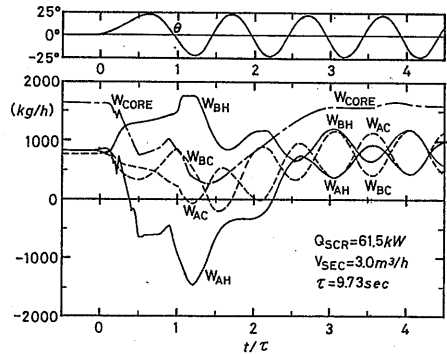


Fig. 11 横揺れによる循環流量の過渡変化

た脈動を繰り返すようになる。また、炉心流量は $t/\tau = 1.4$ までは一旦大きく減少するが、その後徐々に増加し始め、 $t/\tau \geq 4$ ではほぼ安定した値を取る。以上述べた各レグの過渡変化は $\tau = 9.73$ 秒のときの結果であるが、他の横揺れ周期においても定性的に同様であった。

横揺れ開始後、2~3時間経過すると系内の一次冷却水温度も十分安定する。Fig. 12(a)~(c)に、系が安定した状態における各レグの循環流量の周期的変化を横揺れ角と対応させて示す。この循環流量のデータは19周期分のデータを同一位相角に関して平均した結果である。全ての横揺れ周期において、各レグの循環流量は約800kg/h(正立静止時の循環流量に等しい)を中心にして周期的に増減する。各レグの循環流量は、横揺れ周期が短くなるにつれて流量変動の振幅が次第に大きくなり、横揺れ角の波形に対する位相の遅れが

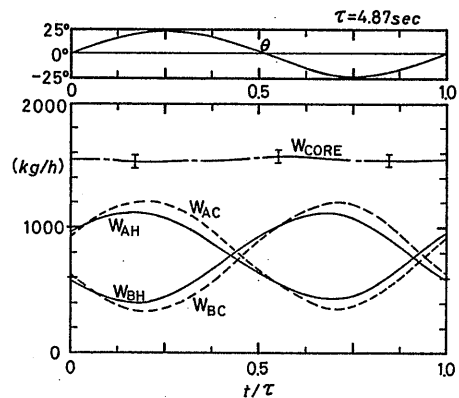


Fig. 12(a) 横揺れ時自然循環実験における循環流量 ( $\tau = 4.87$ 秒のとき)



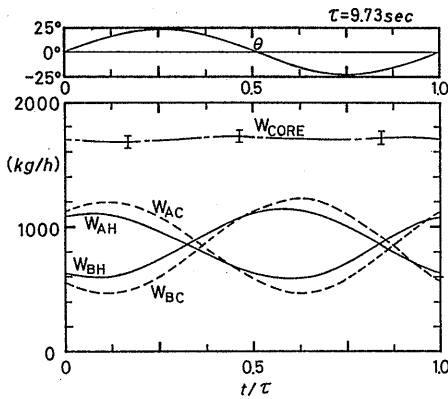


Fig. 12(b) 横揺れ時自然循環実験における循環流量 ( $\tau = 9.73$ 秒のとき)

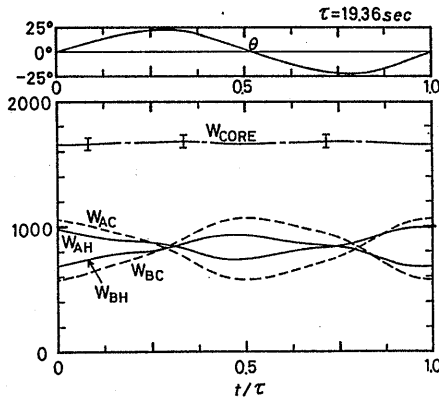


Fig. 12(c) 横揺れ時自然循環実験における循環流量 ( $\tau = 19.36$ 秒のとき)

大きくなる。また、どの横揺れ周期においてもホット・レグの流量変動の方がコールド・レグの流量変動よりも小さい。これは、非加熱横揺れ実験における循環流量の特徴と同じである。一方、炉心流量  $W_{CORE}$  はどの横揺れ周期においても測定誤差 (図中、バーで示す) を考慮するとほぼ一定と言える。これより、炉心部、SG 部への流入流量は横揺れ角によらず、時間的にほぼ一定であることがわかる。

横揺れ時自然循環における循環流量の脈動波形は同一横揺れ周期の非加熱横揺れ実験の流量波形と似ており、かつ横揺れ周期に対する変化も両者で定性的に一致する。これより、横揺れ時自然循環では横揺れ運動の加速度変化によって生ずる外力が支配的に作用する

と判断される。

各レグの循環流量の脈動の様態を定量的に把握するため、横揺れ角  $\theta(t)$  を入力、各レグの循環体積流量 ( $V_{AH}, V_{BH}, V_{AC}, V_{BC}$ ) を出力とする伝達関数  $G(j\omega)$  をスペクトラム・アナライザによって求めた。このとき伝達関数は、出力信号を  $e_o(t)$  として、次のように定義される。

$$G(j\omega) = \int_{-\infty}^{\infty} \phi_{io}(t') [\exp(-j\omega t')] dt' / \int_{-\infty}^{\infty} \phi_{ii}(t') \cos \omega t' dt' \quad (4.1)$$

ただし、 $\phi_{ii}(t') = \lim_{T \rightarrow \infty} \frac{1}{2T} \int_{-T}^T \theta(t) \theta(t+t') dt$

$$\phi_{io}(t') = \lim_{T \rightarrow \infty} \frac{1}{2T} \int_{-T}^T \theta(t) e_o(t+t') dt$$

上式における出力信号  $e_o(t)$  は各レグの電磁流量計の測定信号である。こうして求めた各レグの循環流量に対する伝達関数をボード線図の形で Fig. 13 に示す。横軸は横揺れ角の角速度  $\omega = 2\pi/\tau$  [rad/sec] であり、図中ホット・レグ流量の伝達関数は実線で、コールド・レグ流量は破線で示す。また伝達関数の利得は白ヌキのシンボルで、位相角は黒く塗りつぶしたシンボルで示す。

循環流量の変動の大きさを示す伝達関数の利得は各レグの A 側、B 側ではほぼ等しい。コールド・レグの伝達関数の利得は常にホット・レグの利得より大きいものの、 $\omega = 0.33$  [rad/sec] のとき 6.4dB 違ったも

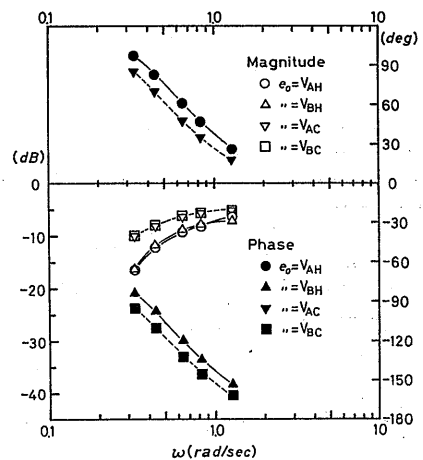


Fig. 13 伝達関数の横揺れ周期による変化

のが  $\omega = 1.29$  [rad/sec] では 1.57dB まで減少し、横揺れ周期が短くなるにつれて循環流量の変動の差は次第に減少してゆくことがわかる。また伝達関数の位相に関しては、ホット・レグとコールド・レグの間で常に位相差があるものの (例えば、 $V_{AH}$  と  $V_{AC}$  の間には約  $12^\circ$  の位相差がある)、それぞれの A 側、B 側の位相差は全ての横揺れ周期において  $180^\circ$  である。これは、横揺れ周期に関係なく炉心部への流入 (流出) 流量が時間的に一定であることを示しており、Fig. 12 において炉心流量が変動しないことと対応している。

4.2 炉心部における一次冷却水の流れ

本実験の炉心部は実験装置の剛性を高めるためガラスによる可視部がなく、流れの目視観察は出来ない。しかし、炉心各部における一次冷却水温度の時間変化から、一次冷却水の挙動の概略が推定できる。

Fig. 14 に  $\tau = 9.73$  秒のときの炉心部一次冷却水の温度変化を横揺れ角と対応させて示す。この結果は Fig. 12 と同様、19 周期分のデータを同一位相に関して平均したものである。横軸は横揺れ周期で無次元化した時刻である。一次冷却水温度は各レベルとも A 側のデータを実線で、B 側のデータを破線で示すことにしたが、レベル 1、5 では A 側、B 側で差がなかったので、まとめて一点鎖線で示す。一次冷却水温度は下部プレナム (レベル 1) ではほぼ一定であるものの、炉心発熱部 (レベル 3、4) では横揺れ角に対応して周期的に変化する。この変化は、横揺れ角が正のときには A 側の温度が上昇し、負のときには B 側の温度が上昇すると言うように A 側と B 側では位相が  $180^\circ$  ずれている。またレベル 5 (上部タイ・プレート) では A 側、B 側で差はなく、ほぼ一定である。こうした一

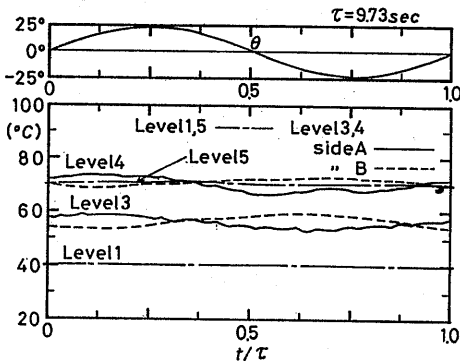


Fig. 14 炉心部における一次冷却水温度

次冷却水の温度の変化は横揺れ周期によらず共通している。

一次冷却水の流れは、①温度変動が炉心発熱部のみで起こる②温度変動の周期が横揺れ周期と一致している③炉心部 A 側と B 側で温度変動の位相が  $180^\circ$  ずれていることから、Fig. 15 のようになると考えられる。

Fig. 15 は  $\theta = 22.5^\circ$  の瞬間における一次冷却水の流れを実線の矢印で示している。横揺れ角が正のとき横揺れ運動による接線方向の加速度  $a_\theta$  は負である (式 (2.7) 参照)。このため、炉心部の一次冷却水には反作用として  $-a_\theta$  が図に示すように作用する。この加速度によって炉心部の一次冷却水の流れは実線の矢印に示すように A 側に偏る。このため、炉心下部プレナムから炉心発熱部への一次冷却水流入量は A 側で抑制され、B 側の流入量が増加する。これによって A 側ではヒーター・ピンを斜めに横切ってきた高温の一次冷却水の割合が B 側に比べて多く、逆に B 側は下部プレナムから流入する低温一次冷却水が相対的に多いため、A 側の一次冷却水温度は B 側より高くなる。一方、横揺れ角が負のときには一次冷却水の流れは破線のようになり、A 側の一次冷却水温度は B 側の温度に比べて低くなる。

このように一次冷却水は横揺れ角に対応して炉心発熱部をジクザクに流れるため、一次冷却水温度が周期的に変動するものと考えられる。また炉心発熱部を出ると流路断面積が拡大するため、一次冷却水は上部プレナムで攪はんされる。このためレベル 5 では A 側、B 側で温度差がなく、ほぼ一定になるものと考えられ

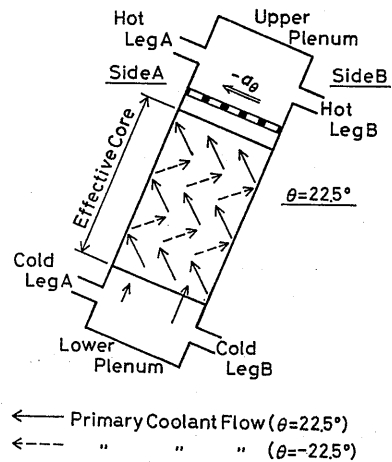


Fig. 15 炉心部における一次冷却水の流れ (概念図)

る。

なお、ここには示さなかったが、炉心発熱部中央の一次冷却水温度は時間的に一定で、A側、B側のほぼ平均値を示し、横揺れ周期によらず

$$T(1) = (T_{up} - T_{lp}) \cdot \frac{1}{L_{CORE}} + T_{lp} \quad (4.2)$$

と表される。

### 4.3 SG部における一次冷却水の流れ

SG部も炉心部と同様、流れの目視観察ができない構造なので、一次冷却水温度によって流れを推定することにする。

Fig. 16 に  $\tau=9.73$ 秒のときのSG部A側、B側の一次冷却水温度を横揺れ角と対応させて示す。Fig. 14と同様、レベル1, 3, 5ではA側の温度を実線で、B側の温度を破線で示し、レベル7ではA側、B側の差がなかったので、まとめて一点鎖線で示す。一次冷却水温度はレベル7を除いて横揺れ角が正の時にはA側の温度が上昇し、横揺れ角が負のときにはB側の温度が上昇する。この挙動は実験範囲内の横揺れ周期の結果に共通していた。温度変動の振幅はレベル3, 5では横揺れ周期によって変化しないが、レベル1の温度変動は横揺れ周期が短くなるにつれて振幅が大きくなる。また、ここには示さないがSG部中央 (Fig. 3参照) における一次冷却水温度は横揺れ角によってほとんど変化せず、A側、B側の温度の平均値とほぼ等しい。

SG部における一次冷却水温度分布の横揺れ周期による変化を調べるため、各横揺れ周期における時間平

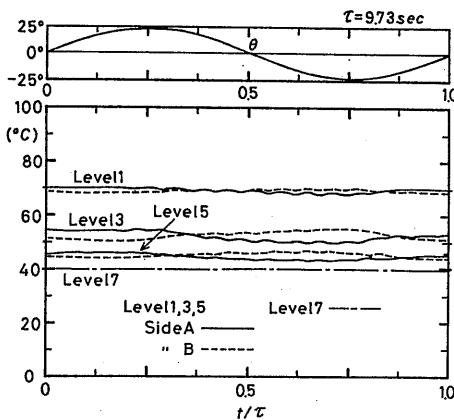


Fig. 16 SG部における一次冷却水温度

均した一次冷却水温度分布 (SG部中央) をFig. 17に示す。横軸はSG上端から下向きに測った距離zであり、下のバーは伝熱管が存在する範囲を示す。また、縦軸はSG入口、出口温度で無次元化した一次冷却水温度を示す。SG部中央に測定点の無いレベル1, 4については、A側、B側の平均値で代用した。また、黒く塗りつぶしたシンボルは正立静止時の温度分布である。

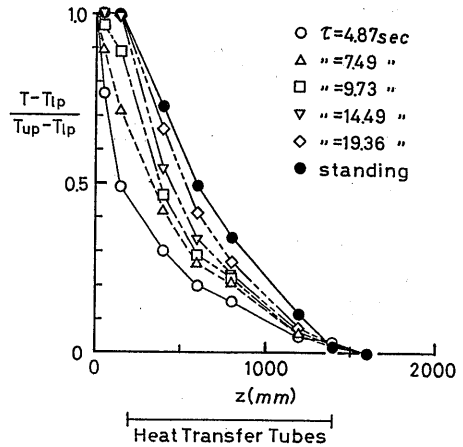


Fig. 17 SG部における一次冷却水温度分布の横揺れ周期による変化

SG部の一次冷却水温度分布は横揺れ周期によって大きく変化し、横揺れ周期が短くなるにつれてSG上部での温度降下が大きくなっていく。特に横揺れ周期が  $\tau=9.73$ 秒より短くなると、伝熱管の存在しないレベル1, 2の無次元温度も1.0より小さい値となる。これは、横揺れ周期が短くなるにつれてSG内部で大規模な一次冷却水の攪はんが起こるため、SG上部チャンバーでホット・レグから流入する高温の一次冷却水と、SG部伝熱管で冷却された低温の一次冷却水とが混合する結果、無次元温度が1.0より小さくなるものと考えられる。

以上の結果から、 $\theta=22.5^\circ$ のときのSG部における一次冷却水の流れはFig. 18のようになると考えられる。図中の実線は一次冷却水の流れを表す。横揺れ角が正のとき、①ホット (コールド)・レグにおける循環流量はA側の方がB側に比べて大きい②SG部の一次冷却水は図に示すように、横揺れ運動による接線方向加速度の反作用  $-a_\theta$  を受ける。このため、SG上部チャンバーに流入したホット・レグA, Bからの高

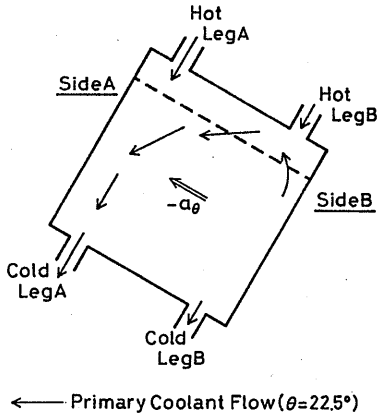


Fig. 18 SG部における一次冷却水の流れ (概念図)

温の一次冷却水はA側に流れをそらされ、高温の一次冷却水の割合はA側の方がB側より相対的に多くなり、温度が上昇する。一方、SG上部チャンバーB側ではホット・レグB側から流入した一次冷却水がA側に向かって流れるので、その減少分を補うためSG伝熱管で冷却された低温の一次冷却水が上部チャンバーB側に流入するため、一次冷却水温度は低下する。横揺れ角が負になると流れは逆転し、一次冷却水温度はB側がA側より高くなる。

Fig. 18に示したSGにおける一次冷却水の流れは目視観察による結果ではないため、個々の部分における一次冷却水の流速・方向は正確ではない。しかし、流れの概略は横揺れ運動の加速度・各レグの循環流量・SG部の一次冷却水温度から合理的に説明され、これで正しいと考えられる。

4.4 炉心流量の横揺れ周期による変化

炉心流量は Fig. 12 で示したように時間的にほぼ一定の値をとるが、その値は横揺れ周期によって変化する。Fig. 19 は炉心流量の横揺れ周期による変化を示したものである。なお、炉心流量は Fig. 12 における最大値と最小値の平均値をとる。横軸は動揺のレイノルズ数であり、縦軸は炉心流量を正立静止時の炉心流量  $W_0$  で無次元化したものである。バーは測定誤差を表す。無次元炉心流量は本実験のレイノルズ数範囲で最大1.05、最小0.96の範囲に収まっており、ほぼ1.0に等しいが、この変化の幅は測定誤差 (= ±0.03) よりも大きく、実験結果は明瞭な傾向を持つ。図中の曲線は実験結果の整理式であり、

(36)

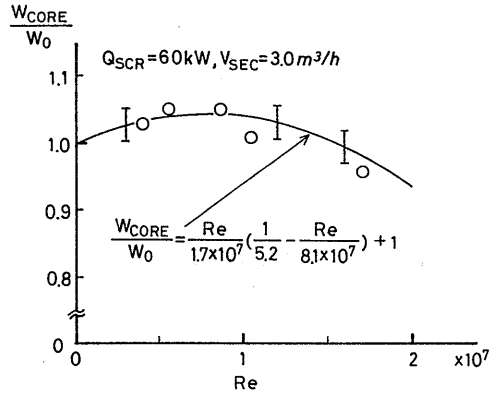


Fig. 19 炉心流量の横揺れ周期による変化

$$\frac{W_{CORE}}{W_0} = \frac{Re}{1.7 \times 10^7} \left( \frac{1}{5.2} - \frac{Re}{8.1 \times 10^7} \right) + 1 \quad (4.3)$$

と表される。式 (4.3) は測定結果とよく一致しており、炉心流量の変化の傾向をよく示している。無次元炉心流量は  $Re \leq 8.6 \times 10^6$  の範囲ではレイノルズ数の増加につれて増大するが、 $Re > 8.6 \times 10^6$  ではレイノルズ数の増加につれて次第に減少し、 $Re = 1.7 \times 10^7$  では1.0よりも小さくなる。このような傾向は非加熱横揺れ実験における傾向 (Fig. 9 参照) とは違うものであり、炉心流量の変化は横揺れ運動による外力の直接的作用によってではなく、横揺れによって自然循環駆動力とループの圧力損失とが変化するという間接作用により起こると考えられる。

自然循環駆動力の横揺れ周期による変化を Fig. 20 に示す。自然循環の駆動力は

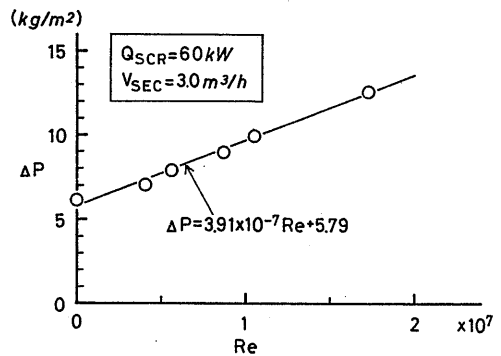


Fig. 20 自然循環駆動力の横揺れ周期による変化

$$\Delta P = \oint \gamma(h) dh \quad (4.4)$$

と定義される。ここでは、各横揺れ周期における炉心部、SG部中央での一次冷却水温度（式（4.2）、Fig. 17 参照）から各部の比重量を求め、それを数値積分した値を自然循環の駆動力とした。自然循環の駆動力は横揺れ周期が短くなるにつれて増加し、その変化は

$$\Delta P = 3.91 \times 10^{-7} Re + 5.79 \quad (4.5)$$

と近似され、動揺のレイノルズ数に比例することがわかる。

一方、ループの圧力損失は横揺れ周期が短くなるにつれて増加すると考えられる。なぜなら、横揺れ運動によって炉心部では一次冷却水がヒーター・ピンをジグザグに横切るが、その頻度は横揺れ周期が短くなるにつれて増加するからである。基盤目に配置されたヒーター・ピンを直角に横切る流体に生ずる圧力損失  $\Delta P_{loss}$  は、横方向速度を  $u_{lat}$  とすると

$$\Delta P_{loss} = 0.334 c_f n u_{lat}^2 \gamma / 2g \quad (4.6)$$

ただし、 $c_f$ 、 $n$  は形状に関係した係数と表される<sup>11)</sup>。横方向速度は横揺れ運動によって生ずるから、動揺のレイノルズ数に比例すると考えられる。

以上の検討から、横揺れ周期による炉心流量の変化は次のように考えられる。①レイノルズ数が小さい場合には、自然循環駆動力の増加が圧力損失の増加よりも大であるため、炉心流量は正立静止時の値よりも大きくなる。②しかし、レイノルズ数の増加につれて圧力損失の増加が駆動力の増加を上回るようになり、炉心流量が減少する。この考え方の妥当性は、次章で述べる解析モデルによる解析の結果と実験結果との比較により明らかにする。

## 5. 解析モデルによる検討

実験結果より、横揺れ時自然循環における炉心流量は時間的にほぼ一定であることがわかった。また、各レグの循環流量、炉心部、SG部の一次冷却水温度もA側、B側で位相が180°ずれているものの、それぞれの変動の振幅、中央値はほぼ同じであることも明らかになった。これより、炉心流量の横揺れ周期による変化を予測する一次元・定常の解析モデルを作成したので、その妥当性について考察する。

### 5.1 解析モデルの構成

Fig. 21 に示すような、正立でA側、B側の流量が対称な定常状態にある系を考える。このとき、一巡するループについて次の関係が成り立つ。

$$\begin{aligned} \Delta P = & \zeta_{CORE} \gamma_{CORE} u_{CORE}^2 / 2g \\ & + \zeta_{HOT} \gamma_{HOT} u_{HOT}^2 / 2g \\ & + \zeta_{SG} \gamma_{SG} u_{SG}^2 / 2g \\ & + \zeta_{COLD} \gamma_{COLD} u_{COLD}^2 / 2g \end{aligned} \quad (5.1)$$

ここで、左辺の  $\Delta P$  は自然循環の駆動力であり、右辺の第1～4項は炉心部、ホット・レグ、SG部、コールド・レグにおける圧力損失である。なお、炉心部・SG部における比重量はそれぞれの平均温度によって評価する。

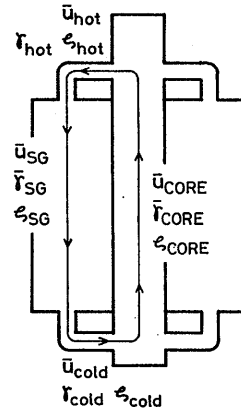


Fig. 21 解析モデルの構成

横揺れ時自然循環における炉心流量を計算するため、変動する各レグの循環流量の時間平均値に対しても式（5.1）と同様な関係が成り立つとし、横揺れ運動による圧力損失の補正項  $\Delta P_{roll}$  を加えて次のように表す。

$$\begin{aligned} \Delta P = & \zeta_{CORE} \gamma_{CORE} u_{CORE}^2 / 2g \\ & + \zeta_{HOT} \gamma_{HOT} u_{HOT}^2 / 2g \\ & + \zeta_{SG} \gamma_{SG} u_{SG}^2 / 2g \\ & + \zeta_{COLD} \gamma_{COLD} u_{COLD}^2 / 2g \\ & + \Delta P_{roll} \end{aligned} \quad (5.2)$$

$\Delta P_{roll}$  は横揺れ周期の関数であり、具体的には①炉心発熱部で一次冷却水がヒーター・ピンをジグザグに横切るために生じる圧力損失②SG部で一次冷却水が横揺れを起こすために生じる圧力損失③レグ部の流量

が時間的に一定と仮定したために生ずる評価誤差の和である。

式 (5.2) において左辺の駆動力  $\Delta P$  は各横揺れ周期の炉心部、SG 部中央における時間平均温度に基づいて計算する。なお、炉心部の時間平均温度は、式 (4.2) に示すように横揺れ周期に無関係であり、SG 部の時間平均温度は横揺れ周期によって Fig. 17 に示すように変化する。また、各部の圧力損失係数は公表された種々の実験結果<sup>12)</sup> から計算した。計算の結果、各部の圧力損失係数として次の値が得られた。

$$\begin{aligned} \zeta_{\text{CORE}} &= 28.4, \quad \zeta_{\text{hot}} = 3.1 \\ \zeta_{\text{SG}} &= 436.5, \quad \zeta_{\text{cold}} = 5.7 \end{aligned} \quad (5.3)$$

SG 部の圧力損失係数が非常に大きいのが、係数は各部の流速に対して定めているので、実際には炉心部、レグ部における圧力損失の方がはるかに大きい。式 (5.1), (5.3) より正立静止状態の炉心流量を求めた計算結果は、実験結果より約 3 パーセント大きい (Fig. 22 参照)。これは式 (5.3) の圧力損失係数の値が実際の値よりも小さめであることを示す。

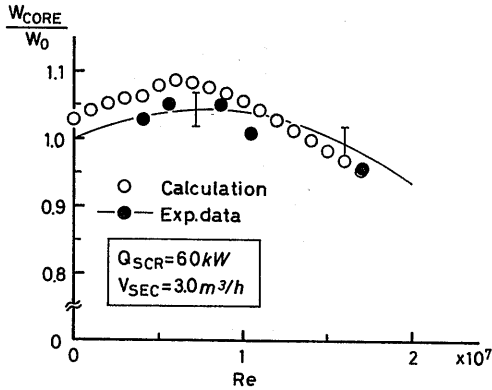


Fig. 22 計算結果と実験結果の比較

横揺れ時自然循環時には、Fig. 15 に示したような横方向の流れによって圧力損失が増加する。 $\Delta P_{\text{ROI}}$  は式 (4.6) のアナロジーから横方向の流速  $u_{\text{lat}}$  の 2 乗に比例すると考えられる。

$$\Delta P_{\text{ROI}} \propto u_{\text{lat}}^2 \quad (5.4)$$

また、横方向速度は接線方向の加速度によって生ずると考えられるので、次元考察により横揺れ角の角速度  $\omega$  に比例する。

$$(38)$$

$$u_{\text{lat}} \propto \omega = 2\pi/\tau \quad (5.5)$$

さらに、動揺のレイノルズ数は動揺の角速度と同じく動揺周期に反比例するから、結局、

$$u_{\text{lat}} \propto \text{Re} \quad (5.6)$$

となる。式 (5.4) より、横揺れ運動による圧力損失を係数  $c$  を用いて次の形で表す。

$$\begin{aligned} \Delta P_{\text{ROI}} &= c \gamma' u_{\text{lat}}^2 / 2g \\ &= c \left( \frac{u_{\text{lat}}}{u_{\text{CORE}}} \right)^2 \left( \frac{\gamma'}{\gamma_{\text{CORE}}} \right) \cdot \gamma_{\text{CORE}} u_{\text{CORE}}^2 / 2g \\ &= c' \gamma_{\text{CORE}} u_{\text{CORE}}^2 / 2g \end{aligned} \quad (5.7)$$

実験結果より、炉心部の流速の横揺れ周期に対する変化は小さく、また比重量の変化も小さいことがわかるから、

$$c' \propto u_{\text{lat}}^2 \propto \text{Re}^2 \quad (5.8)$$

と見なすことができる。よって、比例定数  $c''$  を用いて

$$\Delta P_{\text{ROI}} = c'' \text{Re}^2 \gamma_{\text{CORE}} u_{\text{CORE}}^2 / 2g \quad (5.7')$$

と表すことができる。式 (5.7)' の比例定数が決まれば、式 (5.2), (5.3), (5.7)' と SG 部の温度分布とによって炉心流量を計算することができる。

このモデルでは、自然循環の駆動力が Fig. 20 に示したように動揺のレイノルズ数に比例し、圧力損失の増加が式 (5.7)' に示したように動揺のレイノルズ数の 2 乗に比例する。このため、横揺れ周期が長いときには自然循環の駆動力の増加が圧力損失の増加よりも大であるが、横揺れ周期が短くなるにつれて次第に圧力損失の増加が自然循環駆動力の増加を上回るようなモデルの構造になっている。

## 5.2 計算結果と実験結果との比較

式 (5.7)' 中の比例定数を考察だけで決定するのは困難である。そこで、本実験の動揺のレイノルズ数のほぼ中央値にあたる  $\tau = 7.49$  秒 ( $\text{Re} = 1.05 \times 10^7$ ) のときの実験結果より比例定数を求め、その計算結果と実験結果とを比較することにした。

式 (5.2), (5.7)' より自然循環の基礎式は次の式で表される。

## 6. 結 論

$$\begin{aligned}
2g \cdot \frac{\Delta P}{u_{\text{CORE}}^2} &= \zeta_{\text{CORE}} \gamma_{\text{CORE}} \\
&+ \zeta_{\text{hot}} \gamma_{\text{hot}} \left( \frac{u_{\text{hot}}}{u_{\text{CORE}}} \right)^2 + \zeta_{\text{SG}} \gamma_{\text{SG}} \\
&+ \zeta_{\text{cold}} \gamma_{\text{cold}} \left( \frac{u_{\text{cold}}}{u_{\text{CORE}}} \right)^2 + c'' \text{Re}^2 \gamma_{\text{CORE}} \quad (5.9)
\end{aligned}$$

上式の左辺と右辺第1～4項に計算値を代入すれば比例定数は決定できるが、圧力損失係数の計算値の持つ誤差の影響を避けるため、以下のようにして比例定数を求めた。

式(5.9)は、正立静止時と $\tau=7.49$ 秒のときの実験結果について成り立つ(ただし、正立静止時では右辺第5項はゼロ)。ここで、横揺れ周期が変化しても①SG部以外の温度分布は大きく変化せず、②また $\gamma_{\text{SG}}$ も温度変化によって大きく変化しないので、右辺の第1～4項は横揺れ周期によらずほぼ一定と見なすことができる。これより、この2つの実験結果から比例定数を次のように表すことができる(但し、添字1, 2はそれぞれ正立静止状態、 $\tau=7.49$ 秒のときの実験結果を表す)。

$$\begin{aligned}
2g \left\{ \frac{\Delta P_2}{(u_{\text{CORE}})_2^2} - \frac{\Delta P_1}{(u_{\text{CORE}})_1^2} \right\} \\
= c'' \text{Re}^2 \cdot (\gamma_{\text{CORE}})_2 \quad (5.9)'
\end{aligned}$$

上式を計算した結果、横揺れ運動による圧力損失の補正項は

$$\begin{aligned}
\Delta P_{\text{ROI}} &= 75.1 \left( \frac{\text{Re}}{10^7} \right)^2 \\
&\cdot \gamma_{\text{CORE}} u_{\text{CORE}}^2 / 2g \quad (5.10)
\end{aligned}$$

と表される。

式(5.2), (5.3), (5.10)とSGの温度分布より炉心流量の横揺れ周期による変化を計算した結果をFig. 22に示す。計算結果は、動揺のレイノルズ数の増加につれて一旦増加し、その後減少する実験結果の傾向をよく表している。また、定量的にも実験結果とよく一致している。これより、自然循環駆動力と圧力損失とを横揺れ周期の関数として記述・評価することにより、横揺れ時自然循環における炉心流量を精度よく予測できることが明らかとなった。

一体型船用炉を模擬した実験装置を動揺台上に搭載し、船用炉の横揺れ時自然循環実験を行い、その特徴を明らかにした。また、実験結果をもとに解析モデルを構成し、それをを用いた流量特性の数値解析を行い、実験結果と比較してモデルの妥当性を示した。本研究で得られた結論は次の通りである。

(1) 横揺れ時自然循環において、ホット・レグ、コールド・レグの循環流量は横揺れ角と対応して周期的に増減する。しかし、炉心流量は時間的に一定である。

(2) ホット・レグ、コールド・レグの流量変動は横揺れ運動による加速度変化によって起こる。横揺れ周期が短くなるにつれて流量変動の振幅は大きくなり、横揺れ角に対する位相遅れが増大する。

(3) 炉心部・SG部への一次冷却水流入量は時間的に一定であるが、内部の一次冷却水の流れは横揺れ運動による加速度変化によって時間的に変化する。

(4) 炉心流量は横揺れ周期によって変化し、横揺れの強さを表す無次元数、すなわち動揺のレイノルズ数によって整理できる。

(5) 自然循環駆動力と圧力損失とを横揺れ周期によって変化させる簡単な次元モデルを構成した。このモデルを用いた数値解析の結果は実験結果と良い一致を示す。これにより、横揺れ周期に伴う炉心流量の変化は自然循環駆動力と圧力損失の変化とによって起こり、動揺のレイノルズ数と関係しているはずであると考えるの妥当性が確かめられた。

## 謝 辞

本報告をまとめるにあたって、原子力技術部伊従功部長より貴重な御助言を頂きました。また、船体運動に関して運動性能部上野道雄研究官より御教示頂きました。ここに記して謝意を表します。

## 参考文献

- 1) 赤木新介ほか2名：動揺を伴うタンク内の流動と熱伝達、第21回日本伝熱シンポジウム講演論文集、1984、K216
- 2) 赤木新介ほか1名：動揺を伴うタンク内の流動と

- 熱伝達 (続報), 第22回日本伝熱シンポジウム講演論文集, 1985, C315
- 3) 加藤洋治: タンカー荷油の放熱に関する動揺の影響, 日本造船学会論文集, 第126号, 1969, pp. 421-430
  - 4) 入江正彦: 一体型舶用炉の概念設計, 日本舶用機関学会誌, 第7巻 12号, 1972, pp. 877-882
  - 5) 村田裕幸ほか2名: 一体型舶用炉の定傾斜時自然循環特性, 船舶技術研究所報告, 第25巻 3号, 1988, pp. 251-274
  - 6) 日本機械学会編: 流体計測法, 1985, pp. 202-207
  - 7) 竹村数男: 原子力船工学, 成山堂, 1975, p. 239
  - 8) 関西造船協会編: 造船設計便覧 第4版, 海文堂, 1983, p. 414
  - 9) 井上啓次郎, 開発記録 原子力船「むつ」, 1986, p. 286
  - 10) 井上義行ほか4名: 各種貨物船の船型要素と波浪中動揺性能, 関西造船協会誌, 第208号, 1988, pp. 11-25
  - 11) 日本機械学会編: 伝熱工学資料 第3版, 1975, p. 40
  - 12) 日本機械学会編: 管路・ダクトの流体抵抗, 1979
  - 13) 村田裕幸ほか1名: 舶用炉の横揺れ時自然循環特性, 第51回船舶技術研究所研究発表会, 1988, 24
  - 14) 村田裕幸ほか1名: 舶用炉の横揺れ時自然循環, 日本原子力学会 秋の大会, 1988, D43