

パッシブ型装置を用いた作業船の減揺方法に関する研究

小林 昭 男*・山口 雄 己**・東 江 隆 夫***・伊 藤 一 教****

海洋工事で用いられる土運船は、係留による拘束力が弱くグラブ浚渫船等に比して動揺量が大きい、工事の稼働率を下げる一要因となっている。そこで、土運船の動揺量を低減し工事の稼働率を向上させるために、船体に簡易に装着可能な減揺装置を検討した。本研究では、「振り子型減揺装置」、「水平板型減揺装置」、「逆 T 字型減揺装置」の 3 種類を検討し、その減揺効果を水理模型実験及び数値計算によって解析した。その結果、浮体の surge について、逆 T 字型減揺装置で高い減揺効果が得られた。さらに、逆 T 字型の諸元をパラメータにして数値計算により減揺効果を解析し、高い減揺効果が得られる形状が示された。

1. はじめに

海洋工事は沖合の大水深かつ波浪条件の厳しい海域において実施されている。海洋工事は気象・海象の影響を大きく受け、特に作業船の船体動揺は建設海域の波浪条件に大きく依存するため、厳しい波浪条件下では、比較的静穏な沿岸海域と比べて作業の稼働率が低下する。海洋工事においては、複数の作業船が同時に使用されることが多く、例えば、浚渫工で用いられる船団における土運船のように、係留による拘束が弱く、相対的に小規模な従作業の作業船は、グラブ船のような主作業の作業船よりも動揺量が大きくなり、稼働率を低下させる要因の一つとなる。従って、従作業の作業船の動揺量を、少なくとも主作業の作業船の動揺量と同程度まで低減できれば、工事の稼働率は向上する。そこで本研究では、船上の作業に支障が少なく、簡易に装着可能な減揺装置を検討対象とし、その効果を水理模型実験および数値計算により検証する。

2. 減揺装置の概要

対象船舶は、グラブ浚渫船（規模：長さ×幅×喫水＝80 m×32 m×3.5 m）に対する土運船（規模：長さ×幅×喫水＝50 m×15 m×4.0 m）を想定して検討した。heave と pitch の動揺については、グラブ浚渫船と土運船の動揺量に大差はなく（川崎ら, 2001）、さらに、広範囲の周期帯での減揺は簡易な装置では困難であるため、surge の減揺に主に着目した。検討した減揺装置はいずれもパッシブ型の減揺装置（谷田ら, 1997）である。各種減揺装置の諸元および浮体模型の諸元を表-1、表-2、図-1、図-2 に示す。図-2 の (a)、(b)、(c) はそれぞれ振り子型減揺装置、水平板型減揺装置、逆 T 字型減揺装置を示す。

振り子型減揺装置は、船底から船体のチェーンホール

などを利用して船体の隅に独立した振り子の錘を吊るし、船体の動揺の周期と振り子の動揺の周期をずらすことによって、減揺させることをねらった装置である。

また、水平板型減揺装置は、振り子型減揺装置の代替として流体抵抗の効果を期待し、船体の幅と等しい水平板を、常に船底と平行になるように装着した減揺装置である。

これに対し、逆 T 字型減揺装置は、浮体の surge に対して一層の流体抵抗を持たせるため、水平板に鉛直板を取り付けた減揺装置である。ただし、この減揺装置は浮体模型と水平板との距離が一定となるように剛な構造でヒンジ結合とした。

3. 水理模型実験による動揺特性

川崎ら（2001）の行った実験によると、水理模型実験

表-1 減揺装置の質量

振り子型	0.34 kg×4 基
水平板型	0.66 kg×2 基
逆 T 字型	0.66 kg×2 基

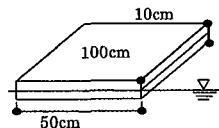


図-1 浮体模型の諸元

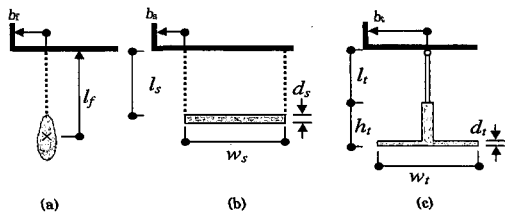


図-2 各種減揺装置の形状

表-2 各種減揺装置の寸法

l_f	10.8~60.5	l_t	5, 10, 15	b_f	1.5
l_s	5, 10, 15	W_t	5.0	b_s	1.5
W_s	5.0	d_t	0.3	b_t	5.0
d_s	0.5	h_t	2.5		

* 正会員 工博 日本大学 専任講師 理工学部海洋建築工学科

** 日本大学 大学院海洋建築工学専攻

*** 正会員 M.S. 大成建設株式会社 技術センター

**** 正会員 工修 大成建設株式会社 技術センター

は水深 1 m の断面二次元実験とし、実験水槽には日本大学理工学部海洋建築工学科総合水槽棟内の二次元造波水槽 (縦×横×水深=30 m×1.4 m×1.55 m) を使用した。規則波中の動揺実験を実施し、ポジションセンサーにより動揺量を計測した。振り子型減揺装置の実験条件を表-3 に、水平板型減揺装置及び逆 T 字型減揺装置の実験条件を表-4 に示す。なお、浮体の係留には、バネ定数 $k=0.4191$ (kN/m) のバネを利用し、主に surge に対して復原力が作用するように係留した。

表-3 振り子型減揺装置の実験条件

		実海域	模型実験
水深		80(m)	80(cm)
喫水		2.76(m)	2.76(cm)
波浪	波高	3(m)	3(cm)
	周期	6~13(s)	0.6~1.3(s)

表-4 水平板型減揺装置と振り子型減揺装置の実験条件

		実海域	模型実験
水深		100(m)	100(cm)
喫水		2.76, 3.26, 3.76(m)	2.76, 3.26, 3.76(cm)
波浪	波高	2(m)	2(cm)
	周期	5~19(s)	0.5~1.9(s)

3.1 振り子型減揺装置

図-3 に振り子型減揺装置における surge の実験結果を示す。図-3 に示されるように、振り子型減揺装置を装着した場合では、全周期帯で減揺効果は得られず、動揺を助長する結果となった。これは、本実験で用いた振り子型減揺装置は、図-2(a) に示すようにそれぞれ独立して装着してあるため、十分な流体抵抗を得られず、振り子の慣性力のみでは浮体の減揺効果が生じないためであると考えられる。また、heave と pitch に関しても減揺効果は得られなかった。

3.2 水平板型減揺装置

水平板型減揺装置における実験結果を図-4~図-8 に示す。長周期帯において動揺量が増加しているが、喫水 2.76 (cm) の場合は、 $\lambda/L=4\sim5$ の範囲で減揺効果が得られた。吊下長さ 15 (cm) において、浮体単体の場合の 55% まで動揺を抑制する結果を得た。他の吊下長さでも減揺効果が得られ、 $\lambda/L=4$ において浮体の動揺を 50% 低減する結果となった。同様に、図-5 および図-6 が示すように、喫水 3.26 (cm) において $\lambda/L=4\sim7$ の範囲で浮体単体の場合の 75% まで、喫水 3.76 (cm) では $\lambda/L=5\sim7$ の範囲で、浮体単体の動揺量の 65% まで減揺効果が確認できた。水平板型減揺装置は、浮体模型に対

し常に平行に動揺するため、浮体の pitch による減揺装置の傾斜が、水平方向の流体抵抗となり減揺効果を生じたと考えられる。また、これらの図から、吊下長さが長いほうが効果が高いことが示された。

図-7 に heave の実験結果を示す。heave に関しては、喫水の違いによる動揺量の差異が見られなかったため、喫水 3.26 (cm) の実験結果のみを示す。水平板は、その構造上、heave に対して流体抵抗をもち減揺効果があると考えられたが、図に示すように減揺効果は得られず、吊下長さの違いによる差異も確認できなかった。

pitch については、図-8 (喫水 2.76 (cm)) に示すように、動揺量を増加させる結果となった。吊下長さによる減揺効果の差異も見られない。他に実施した、喫水 3.26 (cm) の場合についても、図-8 と比べて浮体のみの動揺量に近づいただけであり、減揺効果は得られなかった。

3.3 逆 T 字型減揺装置

図-9~図-10 に逆 T 字型減揺装置を装着した場合の surge の実験結果を示す。この二つの図より、逆 T 字型減揺装置は、surge について広い周期帯で減揺効果を得られることが示された。特に、浮体の動揺の同調点付近において高い減揺効果が表れている。なお、吊下長さが短い場合は浮体動揺の同調点を抑制する効果があり、最大で、浮体単体の動揺量に比べて 70% 減揺している。一方、吊下長さが長い場合は長周期帯における減揺効果が確認された。これは、鉛直板の流体抵抗の効果により、浮体動揺と減揺装置の動揺の位相差が増加し、浮体の動揺を抑制したものと考えられる。また、吊下長さが短い場合においては、長周期帯で浮体動揺と減揺装置の動揺が同位相に近づくために、減揺効果が小さくなる。また、短周期側では、浮体模型のみの場合よりも動揺量が増加している個所が見られる。浮体の動揺を抑制するためには、減揺装置の逆位相の動揺が効果的である。即ち、この周期帯では、減揺装置はまだ浮体と同位相で動揺しており、減揺装置の動揺の位相が減揺効果を得るほどずれていないためであると考えられる。

また、heave と pitch については、減揺効果は得られず、喫水や吊下長さによる差異も見られなかった。

以上のことから、逆 T 字型減揺装置は三種類の減揺装置の中で最も減揺効果があり、その効果は、同調点付近で最大 70% に至ることが示された。さらに、逆 T 字型減揺装置の吊下長さは短いほうが減揺効果が高いことも示された。本実験により、逆 T 字型減揺装置の浮体の surge に関する高い減揺効果が確認されたため、作業船に逆 T 字型減揺装置を装着することにより、動揺を低減し、工事の稼働率向上を期待できることが示された。

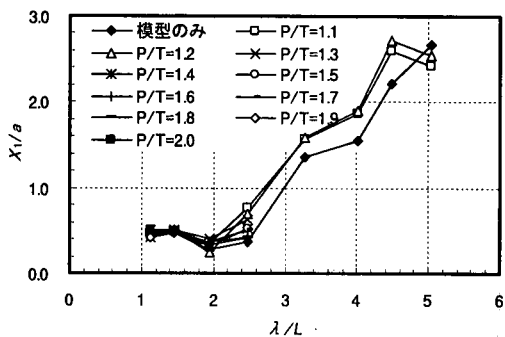


図-3 振り子型減揺装置の surge の実験値

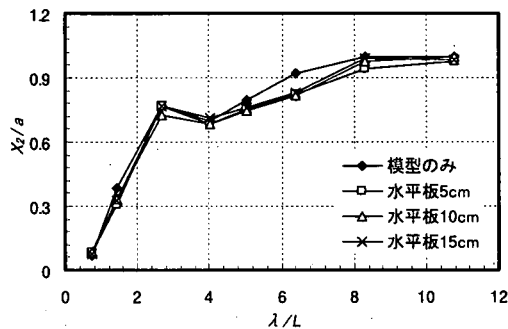


図-7 水平板型減揺装置の heave の実験値 (喫水 3.26 cm)

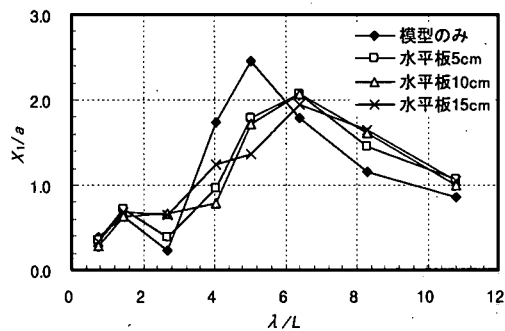


図-4 水平板型減揺装置の surge の実験値 (喫水 2.76 cm)

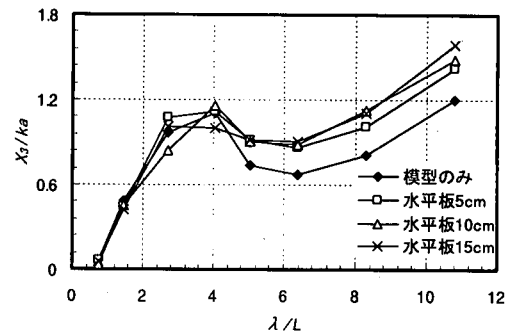


図-8 水平板型減揺装置の pitch の実験値 (喫水 2.76 cm)

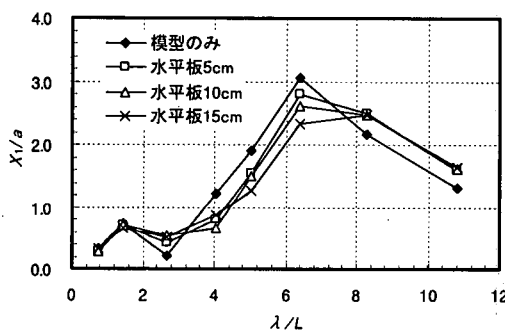


図-5 水平板型減揺装置の surge の実験値 (喫水 3.26 cm)

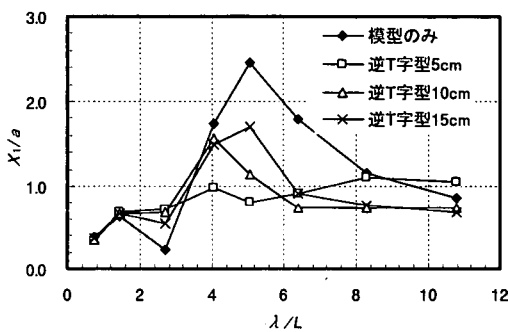


図-9 逆 T 字型減揺装置の surge の実験値 (喫水 2.76 cm)

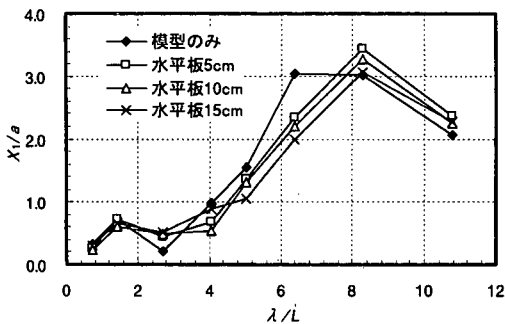


図-6 水平板型減揺装置の surge の実験値 (喫水 3.76 cm)

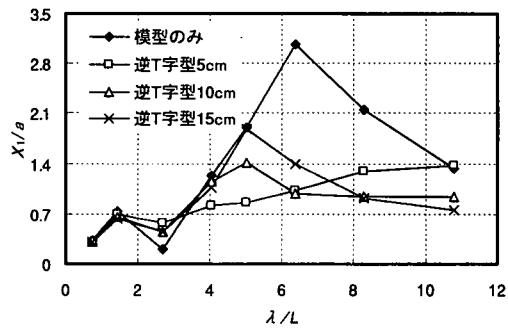


図-10 逆 T 字型減揺装置の surge の実験値 (喫水 3.26 cm)

4. 数値計算結果と実験結果の比較

水理模型実験での物理現象の考察に基づき、浮体と減揺装置の運動方程式を構成し、減揺効果が得られた水平板型減揺装置と逆 T 字型減揺装置の形状特性を考察するために数値計算を行った。動揺量の算定にあたり必要な浮体の流体力と波強制力の解析は、境界要素法により算定した。

4.1 運動方程式

野尻・三田 (1979) による連成運動方程式を参考にし、運動方程式を検討した。浮体と減揺装置の連成運動方程式を以下に示す。ただし運動は断面二次元問題として解析した。ここで、(1) 式中の $x_j(j=1\sim3)$ は、1: surge, 2: heave, 3: pitch の動揺量を示しており、 ϕ_1, ϕ_2 は前後の減揺装置の振れ角、 ma, mb は前後の減揺装置の質量、 ma_{ij}, mb_{ij} は前後の減揺装置の付加質量、 M_{ij} は浮体の質量、 M_{ij} は浮体の付加質量、 N_{ij} は浮体の減衰力係数、 na_{ij}, nb_{ij} は減揺装置の減衰力係数、 C_{ij} は浮体の復元力係数を表し、その他の記号は図-11 に示す。

$$\left. \begin{aligned} \sum_{j=1}^3 (\bar{M}_{1j} \ddot{x}_j + \bar{N}_{1j} \dot{x}_j + C_{1j} x_j) - \bar{ma}_{14} l_a \ddot{\phi}_1 - \bar{mb}_{15} l_b \ddot{\phi}_2 \\ + na_{14} \dot{\phi}_1 + nb_{15} \dot{\phi}_2 = F_1 \\ \sum_{j=1}^3 (\bar{M}_{2j} \ddot{x}_j + \bar{N}_{2j} \dot{x}_j + C_{2j} x_j) + na \dot{\phi}_1 + nb \dot{\phi}_2 = F_2 \\ \sum_{j=1}^3 (\bar{M}_{3j} \ddot{x}_j + \bar{N}_{3j} \dot{x}_j + C_{3j} x_j) - \bar{ma}_{34} l_a l_0 \ddot{\phi}_1 - \bar{mb}_{35} l_b l_0 \ddot{\phi}_2 \\ + na_{34} \dot{\phi}_1 + nb_{35} \dot{\phi}_2 = F_3 \\ \bar{ma}_{44} l_a g \phi_1 - \bar{ma}_{41} l_a \ddot{x}_1 - \bar{ma}_{43} l_a l_0 \ddot{x}_3 + \bar{ma}_{44} l_a^2 \ddot{\phi}_1 = F_4 \\ \bar{ma}_{55} l_b g \phi_2 - \bar{ma}_{51} l_b \ddot{x}_1 - \bar{mb}_{53} l_b l_0 \ddot{x}_3 + \bar{mb}_{55} l_b^2 \ddot{\phi}_2 = F_5 \\ \dots\dots\dots (1) \end{aligned} \right\}$$

$$\left. \begin{aligned} \bar{M}_{11} &= M + M'_{11} + \bar{ma}_{11} + \bar{mb}_{11} \\ \bar{M}_{22} &= M + M'_{22} + \bar{ma}_{22} + \bar{mb}_{22} \\ \bar{M}_{33} &= I + I'_{33} + \bar{ma}_{33} (l_a^2 + L_a^2) + \bar{mb}_{33} (l_b^2 + L_b^2) \\ \bar{M}_{13} &= \bar{M}_{31} = M'_{13} + (\bar{ma}_{13} + \bar{mb}_{13}) l_0 \\ \bar{N}_1 &= N_1 + na + nb \\ \bar{N}_2 &= N_2 + na + nb \\ \bar{N}_3 &= N_3 + na + nb \\ \bar{ma}_{ij} &= ma + ma_{ij}, \bar{mb}_{ij} = mb + mb_{ij} \end{aligned} \right\} \dots\dots (2)$$

式(1)において、減揺装置の動揺が浮体の surge に作

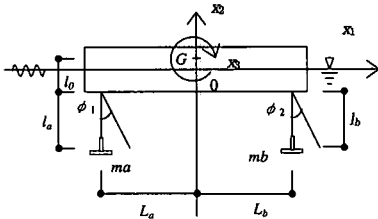


図-11 (1), (2) 式中の記号

用して連成し、heave は、全体の質量が減揺装置の質量分増加するだけで、動揺について連成しないこととしている。pitch に関しては、減揺装置の慣性モーメントが浮体に作用して連成する。

4.2 計算値と実験値の比較

数値計算を行う際、浮体の減衰マトリクスのうち、浮体のみの場合における動揺の同調点が合致するように surge の減衰項に減衰定数 0.02 を加え、pitch の減衰項に造渦減衰定数 0.001 をそれぞれ加えた。また、式(1)の ma, mb, na, nb には、減揺装置の動揺に応じたモリソン式で計算される慣性力と減衰力を用いた。モリソン式における抗力係数 C_D は、高橋(1998)によれば、 C_D は板の縦横比に線形なことから (表-5)、ここでは減揺装置の鉛直部分の面積から C_D を決定した。

水平板型減揺装置を装着した場合の喫水 2.76 (cm) における surge の数値計算値と実験結果の比較を図-12 に示す。水平板型減揺装置の場合は、慣性力係数には $C_M=1.0$ を与え、抗力係数に関しては、減揺装置の厚さが十分に薄いことを考慮し、 $C_D=0.0$ を与えた。水平板型減揺装置においては、図-12 によれば、短周期側で若干のずれは見られるが、同調点、傾向ともに一致しており、本数値計算が水平板型減揺装置の実験結果を再現できたことが示された。

つぎに、喫水 2.76 (cm) における逆 T 字型減揺装置を装着した場合の数値計算結果と計算結果の比較を図-13 に示す。水平板型減揺装置と同様、波力の算定にはモリソン式を用いた。逆 T 字型減揺装置の場合には、慣性力係数 $C_M=1.0$ 、抗力係数 $C_D=1.77$ として解析を行った。逆 T 字型減揺装置の場合においては、同調点付近に若干のずれがあるものの、本数値計算が実験結果をほぼ再現

表-5 鉛直平面板における C_D 値

鉛直平面板の縦横比	C_D
1	1.12
4	1.19
10	1.29
18	1.40

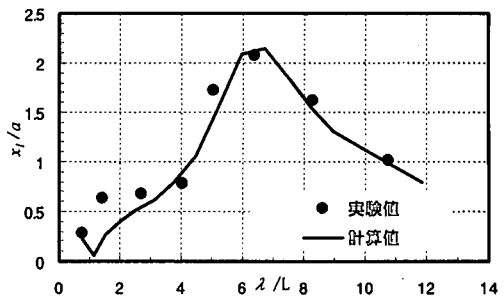
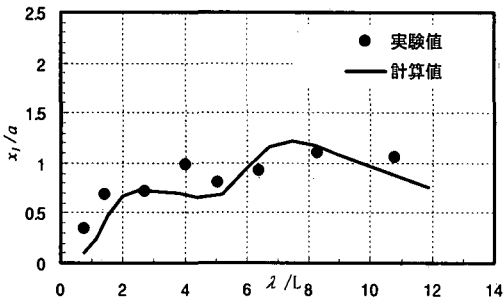


図-12 計算値と実験値の比較 (水平板型減揺装置)



図一13 計算値と実験値の比較 (逆 T 字型減揺装置)

していると考えられる。

4.3 逆 T 字型減揺装置における形状検討

逆 T 字型減揺装置において、より減揺効果の高い形状を検討するために、逆 T 字型減揺装置の形状による減揺効果について数値計算を実施した。検討した逆 T 字型減揺装置の形状別の諸元を表一六に示す。表中の記号は表一二に準ずるものとし、 d は喫水 (2.76 cm)、 L は浮体幅 (50 cm) を示す。なお、type 0 は図一13における計算値とする。計算条件は吊下長さ 5 cm、喫水 2.76 cm とした。また、減揺装置の質量は形状に関わらず type 0 と同等とした。浮体の surge についての検証のため、装置を平板とみなし、慣性力係数は $C_M=1.0$ とし、type 0, 1, 2, 3 の抗力係数には $C_D=1.77, 0.0, 1.44, 1.29$ をそれぞれ与えた。

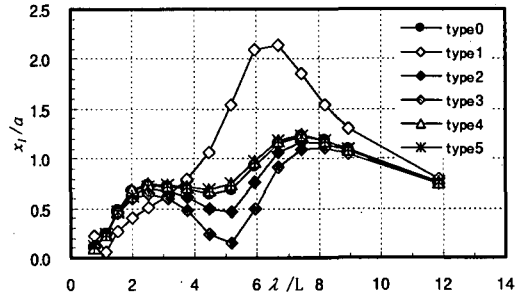
表一六に示す形状別の surge による計算結果を図一14に示す。この図からわかるように、鉛直板の高さ h_t を高くした type 2 および type 3 では、type 0 に比べて大きく減揺する結果となった。特に、type 3 においては、type 0 の動揺量の 20% まで低減する結果を得た。これは、 h_t を大きくすることにより、水平方向に対する流体抵抗が増加したためである。鉛直部分の面積の増加に伴い、動揺を増幅させる波力も大きくなることが推測されたが、減揺装置はヒンジ結合で装着されているため、装置の回転により、相互の動揺に位相を生じさせ、減揺効果をもたらしていると考えられる。type 1 が動揺を増幅させる結果となったのは水平方向の流体抵抗が小さいためである。

一方、水平板部分の幅を変化させた type 4 と type 5 については両者共に、動揺量に type 0 との差異はなく、surge についての減揺効果は得られない。ただし、図は省略したが、heave において若干の減揺効果が確認できた。

以上の数値計算から、逆 T 字型減揺装置を装着した場合の surge の減揺効果は、装置の寸法形状に依存し、効果的に浮体動揺との位相をずらすことが必要であることが示された。従って、実船に対する効果を検討する場合には、本計算方法により有効な形状寸法の選定が可能であると考えられる。

表一六 逆 T 字型減揺装置の形状別の諸元

type	h_t (cm)	h_t/d	W_t (cm)	W_t/L
0	2.5	0.91	5.0	0.10
1	0.0	0.0	5.0	0.10
2	5.0	1.81	5.0	0.10
3	10.0	3.62	5.0	0.10
4	2.5	0.91	2.0	0.04
5	2.5	0.91	10.0	0.20



図一14 形状別の動揺特性

5. 結 言

本研究では、海洋工事の稼働率を向上させるために、作業船の動揺の低減を目的とし、水理模型実験及び数値計算により減揺装置の検討を実施した。本研究で得られた結果は以下の通りである。

- (1) 水理模型実験により、三種類の減揺装置の減揺効果を検討した結果、逆 T 字型減揺装置は surge について最も高い減揺効果を示した。
- (2) 浮体に対して減揺装置を装着した場合の動揺特性を検証するための数値計算プログラムを開発し、実験結果との比較により、減揺効果の検討に有効であることが示された。
- (3) 逆 T 字型減揺装置について、その諸元をパラメータにした形状別の動揺特性を検証した。その結果、浮体の surge の減揺効果は、鉛直部分の面積に依存し、また、抵抗を増加させて浮体動揺との位相をずらすことが有効であることが示された。

参 考 文 献

- 川崎正従・小林昭男・加留部亮太・東江隆夫 (2001): 作業船の簡易な減揺方法に関する研究 その 1, 学術講演梗概集, 日本建築学会, pp. 327-328.
- 谷田宏次 (1997): 各種分野における動揺制御装置の適用例, 日本造船学会誌, No. 815, vol. 5, pp. 29-35.
- 野尻信弘・三田重雄 (1979): クレーンバージと吊荷の連成運動について, 西部造船学会会報, No. 59, pp. 43-55.
- 高橋重雄 (1988): 海洋構造物の振動問題, 第 3 章波浪荷重, 社団法人 国際海洋科学技術協会, 振動部会, pp. 211-212.