

三井 造船 技報

平成 27 年 8 月 ■ 第 215 号

MITSUI ZOSEN TECHNICAL REVIEW No. 215 2015



三井造船の免震型岸壁クレーン



表紙説明

三井造船の免震型岸壁クレーン

三井造船では、1995年の阪神大震災を契機として、免震機能を有する岸壁コンテナクレーン（ポーターナ）を開発し、商品化してきた。その後、2007年には、法令改正（レベル2地震動）に適合したポーターナを我が国で初めて納入した。

最新のポーターナは大型化が進みアウトリーチが70mに達するものもある、一方で、物流のハブとなる大都市港湾では空港に隣接することも多く、高さ等寸法的な制約を受けることがある。

高さ制限と免震性能を同時に満たすため、当社では中折れboom式免震ポーターナを商品化し、更に厳しい制限に対応したシャトルboom式も開発した。

今後も使用される環境に適した港湾荷役機器製品を開発・商品化し、物流拠点の機能確保に貢献していきたい。

- ①レベル2対応の免震ポーターナ（清水港）
- ②中折れboom式免震ポーターナ（東京港大井埠頭）
- ③レベル2対応のシャトルboom式免震ポーターナ

Cover

Quayside Handling Crane with Seismic Isolated Function by MES

Since the Great Hanshin-Awaji Earthquake in 1995, Mitsui Engineering & Shipbuilding Co., Ltd. (MES) has developed a quayside container crane (PORTAINER®) with seismic isolated mechanism, and has provided such products in the market. In 2007, MES delivered the first PORTAINER® in Japan to cope with the revised law (level 2 seismic waves).

Meanwhile, the recent PORTAINER® becomes large, and outreach is getting up to 70 m, there is a height limitation at some logistics hub ports in large city because they are near to the airport.

To satisfy the height limitation and the seismic isolation requirement simultaneously, MES has delivered the articulated boom type seismic PORTAINER®. Moreover, MES has developed shuttle boom type one to meet stricter limitation.

MES is committed to contribute to the logistic function at the hub port by developing/providing material handling equipments that suit the circumstance of each port.

- ① Anti-seismic PORTAINER® for level 2 (Shimizu Port)
- ② Articulated boom type Anti-seismic PORTAINER® (Ooi, Tokyo Port)
- ③ Shuttle boom type Anti-seismic PORTAINER® for level 2

三井造船技報

2015年(平成27年)8月・第215号

目次

製品・技術解説

- 世界初“ロープロファイル免震クレーン” 1
機械・システム事業本部 安藤 和彰

技術論文・報告

- 地域循環型のCO₂削減を目的とした木炭スラリー燃料の開発 7
富田 康弘 石川 厚史 宮地 健 松尾 和芳
- 潮流の影響を考慮した2浮体の動揺特性評価手法の開発..... 14
大石 剛央 島田 潔 山口 弘志
- 沿岸型波力発電装置の開発 - 大洗港で実証試験を開始 - 21
中野 訓雄 川口 隆 前村 敏彦 宮島 省吾

製品・技術ニュース

- レーザ・アークハイブリッド溶接技術を開発
- 船舶建造へ適用 - 30
- 重要文化財の長寿命化工事
- 清洲橋長寿命化工事(その2) - 31
- 大釜谷川橋(仮称)PC上部工の建設
- 道南圏の高速交通ネットワークの形成 - 32

MITSUI ZOSEN TECHNICAL REVIEW

No. 215 AUGUST 2015

CONTENTS

Products and Technology Explanation	1
Technical Paper and Report	
Charcoal Slurry Fuel from Woody Biomass Feedstock for Reducing CO ₂ Emission in the Recycling Society	7
<i>Yasuhiro TOMITA, Atsushi ISHIKAWA, Ken MIYACHI, Kazuyoshi MATSUO</i>	
Influence of Current on Motion Characteristics of Two Floating Bodies	14
<i>Go OISHI, Kiyoshi SHIMADA, Hiroshi YAMAGUCHI</i>	
Development of the Wave Power Generation Device on the Coast	21
<i>Kunio NAKANO, Takashi KAWAGUCHI, Toshihiko MAEMURA, Shogo MIYAJIMA</i>	
Products and Technology News	30, 31, 32

世界初“ロープロファイル免震クレーン”

機械・システム事業本部 安藤和彰

1. はじめに

三井造船では、コンテナを荷役するためのガントリークレーン(商品名:ポーターナ,写真1)やトランスファークレーン(商品名:トランステーナ,写真2)など各種クレーンを広く取りそろえ市場に送り出してきた。また、当社はこれらを主力製品として開発,設計,製造及び販売に取り組んでいる。

近年,コンテナ船の大型化に伴い,当社のポーターナもこれに対応した取り組みを行っている。最新のコンテナ船は,積載するコンテナが横24列にもなっており,これに対応するポーターナは,揚程が50mを超え,岸壁から海側への張り出し長さは70mに迫ろうとしている。一方でコンテナ船入港時には,ポーターナとコンテナ船の衝突を避けるために,張り出し部,すなわちブームと呼ばれる部材を退避させる必要がある。従来のポーターナはブームを直立に起伏させるために,地上からブーム先端までの高さは100mを優に超えるものとなる。

そのような現状の中で,航空法による高さ制限があるエリア



写真1 ポーターナ



写真2 トランステーナ

向けに高い耐震性を備えたコンテナクレーンの需要が増加している。このようなエリアでは,当社はブームを起伏させても高さを抑えることができる,ブームの中間を折り曲げた“中折れ式”を採用していた。しかし,中折れ式でも対応できない最も厳しいエリアにおいてはブームを起伏させる必要のない“ロープロファイル免震クレーン(図1)”と呼ばれる低頭型シャトルブーム式コンテナクレーンで対応するべく開発を進めている。

2014年12月には,東京港埠頭株式会社から中央防波堤外側埋立処分場(中防外)コンテナ埠頭Y2バース向けのロープロファイル免震クレーンを3基受注した。

本報では,世界で初めてとなる免震装置を組み込んだロープロファイル免震クレーンについて紹介する。

2. 免震クレーンの開発動向

2.1 免震クレーン開発の背景

1995年1月の兵庫県南部地震では,神戸港コンテナターミナルにおいて土木構造物及びコンテナクレーンが大きな被害を受け,神戸港の港湾機能が麻痺し,阪神地域のみならず日本国内外の経済社会活動に多大な影響を及ぼす結果となった。この地震を教訓に,現在では社会性や経済性を考慮し,重要な港湾施設については,耐震強化施設と位置づけられ,高い耐震性能が求められている。

2006年の港湾法改正を受けて,港湾の技術上の基準を定める省令及び港湾の施設の技術上の基準の細目を定める告示が改正され,2007年4月より新しい技術基準が施行された。表1に港湾設備の設計に用いられる地震動の定義と要求性能を示す。この基準では,地震動をレベル1とレベル2に分けて,耐震強化施設を設計することが求められている。

これと同時に,耐震強化施設に搭載する荷役機械に対しても新基準が設けられた。新基準で荷役機械に要求される内容については,

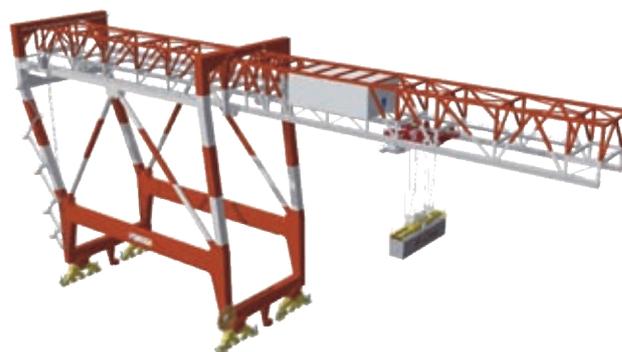


図1 ロープロファイル免震クレーン(イメージ図)

- ・確認対象施設に該当する港湾施設を建設、改良する場合、技術基準に適合しているか国土交通大臣または登録確認機関の確認を受ける必要がある。(港湾法 第56条の2の2)
- ・耐震強化施設の内、公共、安全、その他の公益影響が著しい施設を確認対象施設に指定する。(港湾法施行規則 第28条の2)
- ・レベル2地震動による損傷が軽微な修復によって回復できること。(港湾の施設の技術上の基準を定める省令15号第42条、平成19年3月26日)
- ・地震動入力波は地域性を考慮して設定する。

と定められている。
そのため、レベル2地震動に対して速やかな修復により継続的使用が可能なクレーンの設置が必要となり、照査方法の詳細及び新基準に対応したクレーンについて官民で検討がなされた。また、各港湾ごとに設計条件となる地震動入力波が設定された。

省令に従い、コンテナクレーンも表1に示す新基準である耐震強化施設としての耐震性が必要であり、“レベル2地震動による損傷が軽微な修復によって回復できること”が必須条件となる。

当社は、いち早くこの困難な技術課題に取り組み、改正港湾法施行後、国内初のレベル2対応の免震クレーンを開発した。地震動に対して後述するアイソレータ(積層ゴム)やダンパーなどの免震装置の仕様を設定し、コンピュータシミュレーションによる振動解析を行った。そして、レベル2地震動に対応した免震クレーンの初号機を鍋田港に納入した。その後も有事の際にも軽微な修復で機能を回復できるソリューションとして、重要港湾に様々なタイプの免震クレーンを納入している。

2.2 クレーンの地震対策

地震動に対してクレーンの強度、安全性を確保するには、大きく分けて三つの対策がある¹⁾。

一つ目は、「耐震設計」である。これは、クレーン自体の強度をアップさせることにより、外力である地震動に対して抵抗する方法である。しかし、重量アップに伴う岸壁への悪影響や、クレーンに大きな加速度が発生することによる脚部の浮上りや脱輪の発生といった問題点がある。

二つ目は、「制振設計」である。これは、地震のエネルギーを吸収してしまう方法である。この方法により、地震動に対してクレーンに発生する揺れを抑えて、構造物への影響を軽減することができる。

三つ目は「免震設計」である。これは、地震の揺れがクレー

ンに伝わりにくくする、すなわち遮断してしまう方法である。この方法は、上述した耐震設計や制振設計に比べると地震対策としての効果が大きく、構造物への影響を大幅に減らすことができる。

当社は上記の三つの対策の中で、地震対策として最も効果が大きい免震設計に着目し、加えて制振ダンパーを組み込むことでレベル2対応の免震クレーンを開発した。

2.3 免震装置の仕組み

写真3にクレーンの免震装置、図2に免震装置の構造を示す。免震装置は、主にアイソレータ(積層ゴム)、ダンパー、平行リンク、モーメント受ローラで構成され、クレーンのシルビームの下部に設置されている。写真4にアイソレータを示す。通常、コンテナ荷役作業時はせん断ピンによってアイソレータが固定されており、この時の免震クレーンの固有周期は、概ね2秒以下である。地震が発生するとせん断ピンが解放され、アイソレータが横行方向に揺動可能となり免震クレーンの固有周期が長くなる。この時の免震クレーンの固有周期を4秒程度にすることで、地震動の共振域を避け、クレーンに発生する加速度を低減することができる。また、免震装置にダンパーを組み込むことによって、クレーンに発生する揺れを抑えることができる。

2.4 高さ制限のあるコンテナクレーン

通常のコンテナクレーンは、船舶の離岸・着岸時における支障とならないように荷役作業時以外の休業時はブームを直立に起伏させている。しかし、港湾周辺に空港や航空基地が存在する場合、その進入表面や円錐表面などの制限表面によって建築物の高さが制限され、通常のコンテナクレーンでは、これを超える場合がある。国外のいくつかの港湾では、コンテナターミナルがこのようなエリアにあり、休業時においてブームを起伏させない低頭型のコンテナクレーンが採用されている。国内ではこれまで、高さ制限のあるエリアには休業時にブームを起伏させても中間で折り曲げて高さを抑える中折れ式(写真5)が用いられており、低頭型のコンテナクレーン、すなわち、ロープロファイルクレーンが導入された事例はない。しかしながら、船舶の大型化に伴ってコンテナクレーンも大型化しており、今後は中折れ式コンテナクレーンでは対応が困難となる場合も考えられる。

3. ロープロファイル免震クレーン開発の現状

当社は過去にロープロファイルクレーンを製作納入した実績はあるが、免震装置を組み込んだ実績はない。

表1 港湾設備の設計に用いられる地震動の定義と要求性能

地震動	定義	要求性能
レベル1	技術基準対象施設を設置する地点において発生するものと想定される地震動のうち、地震動の再現期間と当該施設の設計供用期間との関係から当該施設の設計供用期間中に発生する可能性の高いもの。	当該施設の機能を損なわず継続して使用することに影響を及ぼさないこと。
レベル2	技術基準対象施設を設置する地点において発生するものと想定される地震動のうち、最大規模の強さを有するもの。	当該施設の機能が損なわれた場合であっても、当該施設の構造の安定に重大な影響を及ぼさず、損傷等が軽微な修復による当該施設の機能の回復に影響を及ぼさないこと。

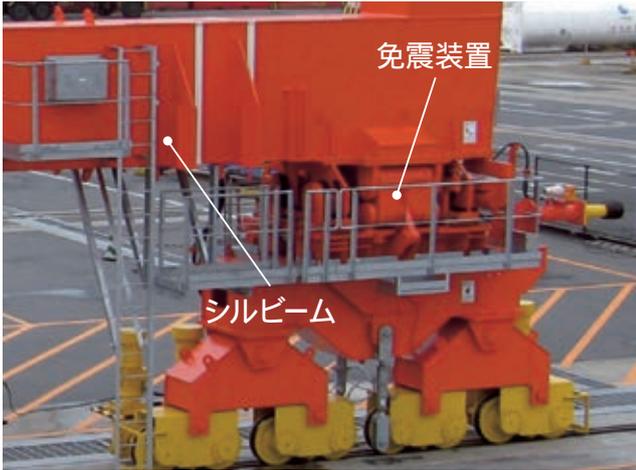


写真3 クレーンの免震装置



写真5 中折れ式コンテナクレーン

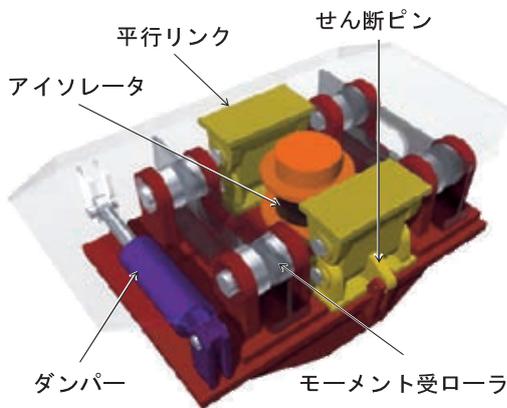


図2 免震装置の構造

表2 想定するクレーン諸元

対象船舶	8 000TEU クラス
コンテナ	18 列 × 6 段
クレーン総重量	約 2 000 t
レールスパン	43.5 m
クレーン高さ	50 m

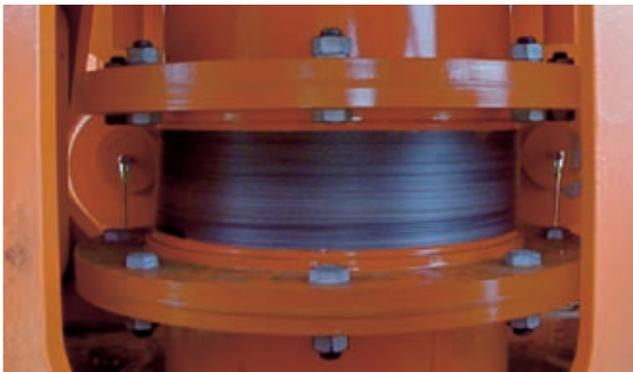


写真4 アイソレータ

そこで、国立研究開発法人港湾空港技術研究所との共同研究により、1/16 スケールのロープファイル免震クレーンモデルを作成し、模型振動実験によりレベル2地震動クラスの大規模地震時における動的挙動の把握と、免震装置の適用性について検討した。また、3次元フレームモデルを用いたコンピュータシミュレーションを行い、応答加速度及び免震装置部変位などを模型振動実験結果と比較し、3次元フレーム解析手法の妥当性を確認した。

3.1 模型振動実験

表2に実験で想定したクレーン諸元を示す。模型製作に当たっては、実物規模のロープファイルクレーンを想定した。

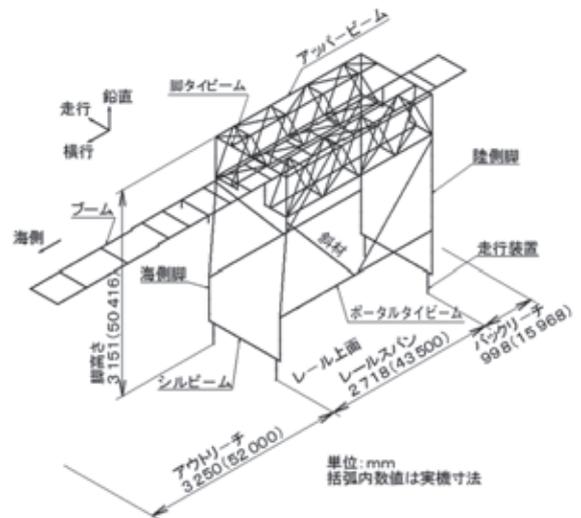


図3 模型寸法及び形状

図3に模型寸法及び形状と実機寸法の関係を示す。クレーン構造は、脚部、ブーム及び走行装置から構成される形状とした。脚部はアッパービーム、海・陸側脚、斜材、ポータルタイブーム、シリングで構成される。模型スケールは1/16とし、表3に示される相似則²⁾を考慮して寸法などを決定した。模型の部材の材質は、普通鋼材(SS400)を用いている。

写真6、写真7にクレーン模型(作業時、休業時)を示す。ブーム位置を海側及び陸側に移動できる構造とすることにより、作業時及び休業時の二種類のクレーン姿勢に変更できるようにした。

ロープファイルクレーンへの免震装置の適用性を検討することを目的として、模型シルビームと走行装置の間に免震

表3 適用相似則

物理量	実機 / モデル	縮尺比
長さ		16
時間	1/2	4
加速度	1	1
重量	3	4 096
曲げ剛性	5	1 048 576
ばね定数	2	256



写真6 クレーン模型(作業時)

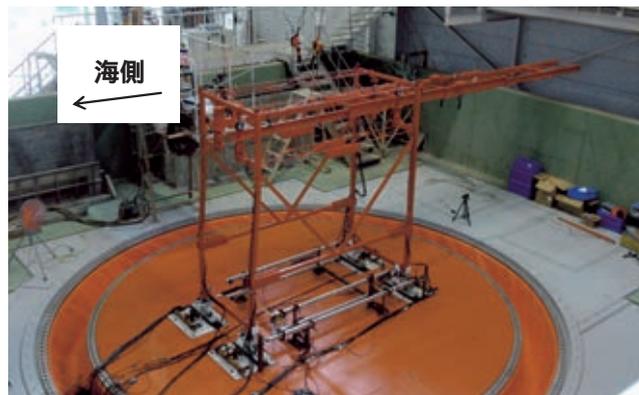
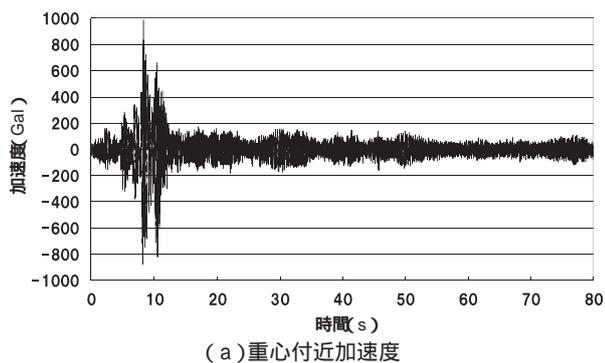
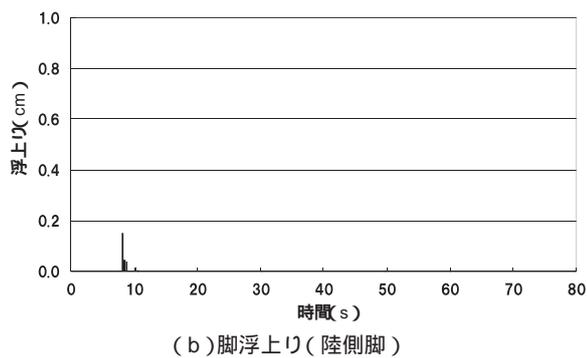


写真7 クレーン模型(休業時)



(a)重心付近加速度

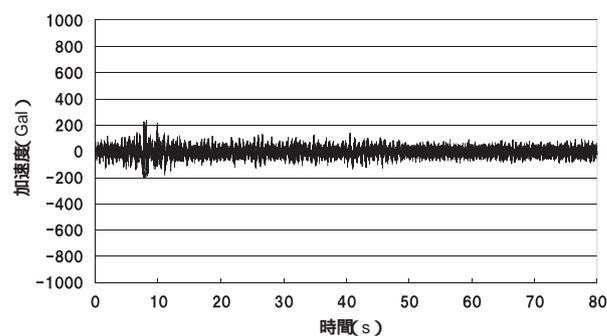


(b)脚浮上り(陸側脚)

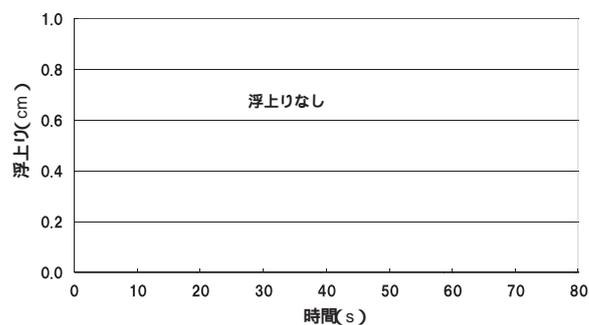
図4 非免震クレーンの時刻歴応答実験結果

装置を適用することとした。また、この免震装置模型は固定可能な構造としており、免震装置部が横行方向に揺動しない非免震クレーンとしての実験も行えるようにした。振動実験を行う前に、免震クレーン及び非免震クレーンともに模型と解析モデルの横行方向の固有周期を確認・調整し、模型と解析モデルの固有周期を一致させ実験を行った。

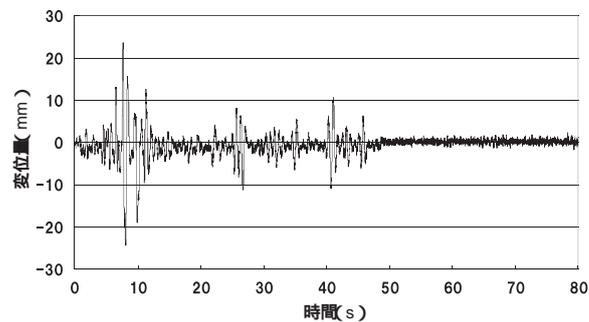
図4にレベル2地震動の一つであるM6.5直下型地震を模



(a)重心付近加速度



(b)脚浮上り(陸側脚)



(c)免震部変位

図5 免震クレーンの時刻歴応答実験結果

擬した実験における非免震クレーンの時刻歴応答を示す。免震装置が作動しない非免震クレーンとしたケースでは、重心位置付近の加速度振幅は最大で1000 Galに近い値となり、陸側脚においては浮上りも見られた。

図5にM6.5直下型地震を模擬した実験における免震ク

表4 部材の断面性能一覧

部材番号	断面形状	断面性能		極断面性能		せん断断面積		備考
		A (mm ²)	I ₁ (mm ⁴)	I ₂ (mm ⁴)	I _p (mm ⁴)	A _{s1} (mm ²)	A _{s2} (mm ²)	
1	BOX 50・50・1.6	310	121 071	121 071	184 842	138	138	ポータル
2	BOX 75・45・1.6	374	292 689	132 541	281 966	109	221	ポータル
3	BOX 75・45・2.3	531	407 355	182 688	392 611	155	316	ポータル
4	BOX 75・45・3.2	727	543 598	240 752	522 756	214	437	ポータル
5	BOX 40・40・1.6	246	60 503	60 503	92 668	110	110	ポータル
11	Round. Bar 10	79	491	491	981	70	70	ポータル
12	Round. Bar 12	113	1 018	1 018	2 034	100	100	ポータル
13	Round. Bar 13	133	1 402	1 402	2 802	118	118	ブーム
14	Pipe 21.7・t2	124	6067	6 067	12 130	67	67	ブーム
21	C100・40・3.2	556	818 587	81 120	1 947	163	277	ブーム
22	C150・50・3.2	780	2 513 938	170 349	2 702	192	429	ブーム
30	-	1.0 × 10 ⁴	1.0 × 10 ⁸	1.0 × 10 ⁸	1.0 × 10 ⁸	-	-	ポータル

鋼材の材料定数 ヤング率：E = 2.06 × 10⁵ N/mm²，せん断弾性係数：G = 7.94 × 10⁴ N/mm²

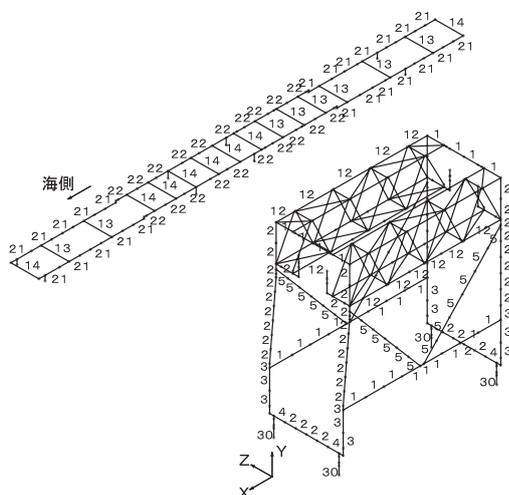


図6 解析モデル

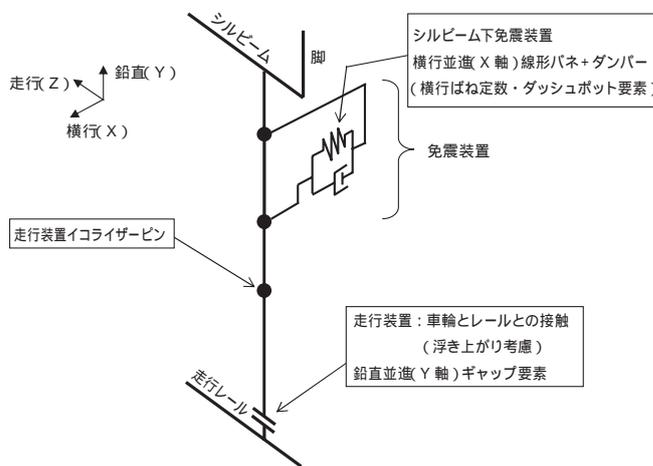


図7 免震装置・走行装置周りのモデル詳細

レーンの時刻歴応答を示す。シルビーム下免震装置が稼働するケースにおいては、重心位置付近加速度の最大値は240 Gal程度であり、脚の浮上りも生じていない。免震装置部での変位振幅の最大値は約24 mmであり、実スケールにおいて約39 cmとなる。

3.2 3次元フレームモデル

3次元フレーム解析手法を確立するため、1/16 ロープファイル免震クレーン模型を対象にした解析を行い、振動実験結果との比較、検証を行った。解析ソフトにはABAQUS (version 6.10.3, SIMULIA)を用い、直接時間積分法を用いた時刻歴応答解析を行った。

図6に解析モデル、表4に部材の断面性能を示す。ここで、図6中の数字は、表4に示した部材番号を表わしている。また、図7に免震装置・走行装置周りのモデル詳細を示す。走行装置下部にはギャップ要素を適用しており、クレーンの車輪の浮上りが表現できるものとした。

3.3 地震応答解析と模型振動実験の比較

3.3.1 非免震クレーン

図8に非免震クレーン(作業時)について、M6.5直下型地震

が横行方向に作用した際における重心付近加速度を示す。実験結果においては、計測ノイズなどの高周波成分が含まれており、加速度最大値だけで解析結果との整合を確認することは難しい。しかし、重心付近加速度の解析結果は、その波形や振幅の傾向において実験結果と整合していると判断できる。

3.3.2 免震クレーン

図9に免震クレーン(作業時)について、M6.5直下型地震が横行方向に作用した際における重心付近加速度を示す。免震装置の効果によって重心位置付近の加速度が非免震クレーンと比較して大きく低減されており、値が小さくなったことによって実験値での高周波のノイズがより強調されているが、その高周波成分を除くと、解析結果は実験結果と整合している。

図10に免震装置変位を示す。免震装置変位も同様に解析値は実験値と整合している。

以上のように、模型免震クレーンにおいて、非免震クレーンよりも重心位置加速度を大幅に低減し、脚浮上りを抑制できることを確認した。さらに、解析結果と実験結果は良く整合しており、3次元フレーム解析手法は妥当であることを確認した。

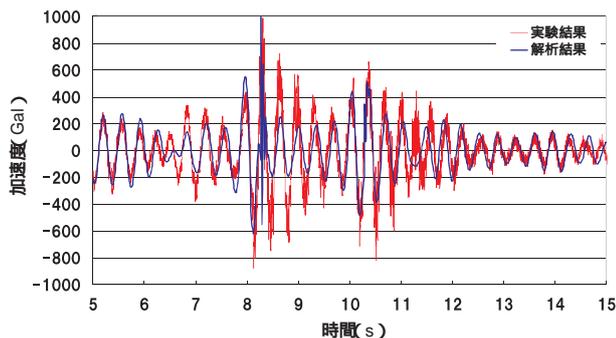


図8 非免震クレーンの重心付近加速度の比較結果

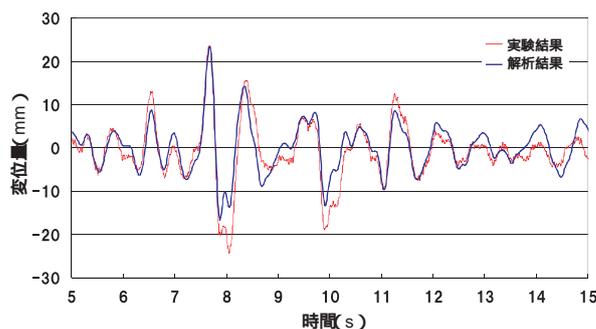


図10 免震装置変位量の比較結果

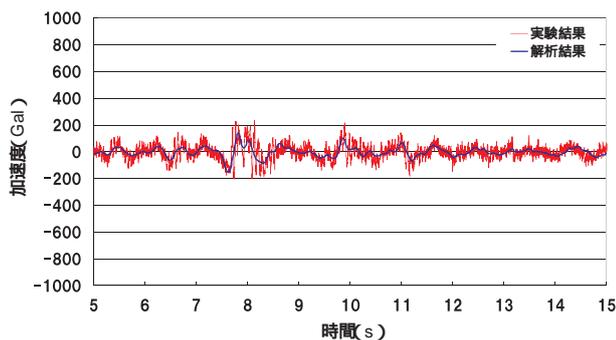


図9 免震クレーンの重心付近加速度の比較結果

表5 ロープファイルクレーンの仕様比較

項目	中防外 Y2	Massport	WHAMPOA
定格荷重	65.0 t	50.8 t	30.5 t
アウトリーチ	63.00 m	45.72 m	24.38 m
スパン	43.5 m	29.26 m	43.5 m
バックリーチ	7.5 m	9.75 m	27.89 m
揚程	40.00 m	30.80 m	24.69 m
対象船舶	22 列 14 段	16 列 10 段	8 列 8 段
制限高さ	海側レール面上	51.67 m	-
	岸壁法線上	AP+55.70 m	
地震対策	有り	無し	無し

4. ロープファイル免震クレーンの問題点とその対策

1. で述べたように、当社は 2014 年 12 月にロープファイル免震クレーンを受注した。表 5 に今回受注と当社納入実績のロープファイルクレーンの仕様比較を示す。今回受注したロープファイルクレーンが実績のものよりも大型かつ免震対応であることが分かる。一方、それによっていくつかの問題が発生することが考えられ、それらの対策を検討した。

一つ目は、「高さ制限の厳しいクレーンでの揚程確保」である。揚程が実績の Massport や WHAMPOA 向けクレーンよりも高いものとなっている。そこで、ブームを支持している位置を下弦材から上弦材に変更する。この方法により、下弦材の下にはブームの支持部材がないため、揚程を大きくとることができる。下弦材支持では、脚と連結しているブーム支持部の変位が増大することにより、ホイールゲージが広がってしまうという問題があるが、上弦材支持により、この脚の変形によるブーム支持部の変位を小さくできるというメリットもある。

二つ目は、「安定度の悪化」である。今回のクレーンは、アウトリーチが長く、ブームの張り出し部重量が大きいため、安定度が悪くなる。Massport や WHAMPOA 向けクレーンでは機械室はブーム内に配置されているが、今回はブームから機械室を取り除くことにより、ブームの張り出し部重量を軽減する。さらに、機械室をスパン内に配置することにより、クレーンの安定度を向上させる。

5. おわりに

免震クレーンは、大規模地震が起ころっても軽微な修復で機

能を回復できることにより、速やかに荷役作業を行うことができ、地震直後の緊急物資輸送などの復旧活動や国内外の経済活動を支える物流機能の維持といった重要な役割を担うものと期待されている。

本報では、免震装置を組み込んだロープファイル免震クレーンについて紹介した。当社は、今後も社会のニーズに合わせた新製品を開発し、顧客に選ばれる製品を提供していきたい。

最後に、ロープファイル免震クレーンの開発に当たり、ご指導、ご協力いただいた港湾空港技術研究所の関係各位に厚く感謝の意を表する。

参考文献

- 菅野．外：ガントリークレーンの耐震性向上に関する研究，土木学会地震工学論文集，27，(2003)p. 1
- 小濱．外：低頭型コンテナクレーンの大規模地震時挙動に関する模型振動実験及び数値解析，港湾空港技術研究所資料，1289，(2014)

共同執筆者：久保 博司
羽田 大作

〔問い合わせ先〕

機械・システム事業本部 運搬機工場 設計部
TEL 097 - 593 - 3135 安藤 和彰

地域循環型の CO₂ 削減を目的とした木炭スラリー燃料の開発

富田 康弘* 石川 厚史** 宮地 健*** 松尾 和 芳****

Charcoal Slurry Fuel from Woody Biomass Feedstock for Reducing CO₂ Emission in the Recycling Society

Yasuhiro TOMITA, Atsushi ISHIKAWA, Ken MIYACHI, Kazuyoshi MATSUO

Reduction of CO₂ emissions from the large-scale fixed discharge sources such as industrial combustion furnaces where heavy oils are consumed in large quantities is an urgent issue. Mitsui Engineering & Shipbuilding Co., Ltd. (MES) performed the technology development of producing the charcoal slurry fuel as a green bio-fuel from the woody biomass which is deemed to be carbon neutral in nature in order to substitute for the heavy oils as a fossil fuel. We established the production technology of charcoal slurry fuel by mixing and stirring the charcoal together with the heavy oils and the dispersant agent. This charcoal was generated by the pyrolysis of woody biomass such as forest residues under an oxygen-free atmosphere. In the current study, we produced two kinds of charcoal slurry fuels; one is "A grade" heavy oil slurry fuel containing 26wt% charcoal and another is "C grade" heavy oil slurry fuel containing 20wt% charcoal respectively, and conducted the combustion tests using the small sized furnace for greenhouse plantation heating use. These tests results showed no soot emissions and 20 to 30% less NO_x emissions as compared to heavy oils. Based on the estimation on CO₂ reduction by adopting the "C grade" heavy oil slurry fuel with 20wt% charcoal as a substitution of fossil "C grade" heavy oil in the local area, where 30 000 tons of woody biomass are consumed annually, we confirmed the estimation results of approximately 9 000 tons of CO₂ reduction annually.

重質油を多量に消費する工業用燃焼炉等の大規模固定発生源から排出される CO₂ 削減は喫緊の課題である。これを解決するために、カーボンニュートラルな木質バイオマスから重質油代替となる木炭スラリー燃料を製造する技術開発を行った。木質バイオマスを無酸素状態で熱分解して製造した木炭と、重質油及び分散剤を混合攪拌することで、木炭スラリー燃料の製造方法を確立した。本開発では、木炭濃度 26wt% の A 重油スラリー燃料と、木炭濃度 20wt% の C 重油スラリー燃料の 2 種類を試作し、燃焼試験を行った。その結果、ばいじんの発生はなく、重質油と比べて NO_x 濃度が 2 ~ 3 割低減される良好な結果を得た。さらに、年間 3 万トン規模の林地残材を原料として木炭濃度 20wt% の C 重油スラリー燃料を製造し、地域循環型社会で C 重油代替として使用した場合、年間約 9 千トンの CO₂ 削減効果が得られる試算結果となった。

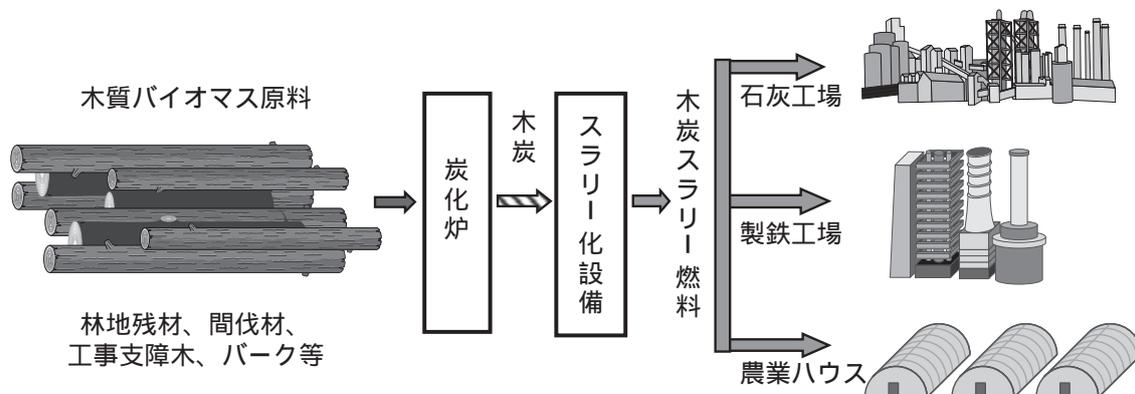


図1 木炭スラリー燃料の製造プロセスと CO₂ 排出量削減概念
Conceptual Schematic Diagram of CO₂ Emission Reduction by Charcoal Slurry Fuel

* エンジニアリング事業本部 プロジェクト部
** 三井造船環境エンジニアリング株式会社

*** 機械・システム事業本部 機械工場 技術開発部
**** 技術開発本部 千葉技術開発センター

1. はじめに

2011年3月11日の東日本大震災を起因とする福島第一原子力発電所の事故により、原子力に依存した従来の電源構成を見直し、最適なエネルギーミックスの構築と、地球温暖化対策として自然エネルギーの導入促進が求められている。その一環として再生可能エネルギー特別措置法が2012年7月1日に施行され、電力の固定価格買取制度(Feed-in Tariff: FIT)が始まった。太陽光、風力、バイオマス、地熱及び水力によって発電される電力がFITの買い取り対象となるが、地球温暖化対策としては、自動車や工業用燃焼炉などの移動及び固定発生源からのCO₂排出量削減も喫緊の課題である。

再生可能エネルギーの一つである木質バイオマスのエネルギー利用は、化石燃料使用量削減につながる地球温暖化対策や地産地消型のエネルギー確保の観点から注目されている。バイオマスの利活用は、再生資源のマテリアル利用とエネルギー利用(電気及び熱)に大別できる。エネルギー利用は、バイオマスの熱化学的変換技術と生物学的変換技術から成る。代表的な木質バイオマスの変換技術としては、直接燃焼、ガス化、固形燃料化、エタノール発酵及び炭化の五つが挙げられる。

しかし、これら五つのいずれの方法も、重油等の液体燃料を多量に消費している工業用燃焼炉等の固定発生源において、CO₂排出量削減対策として直接適用することは難しい。そこで、三井造船では、ロータリーキルン式炭化炉を用いて木質バイオマスから木炭を回収し、重質油と混合することにより木炭スラリー燃料を製造し、重質油代替燃料として使用するための技術開発を行った(図1)。

木炭スラリー燃料は、固形燃料である木炭を液体燃料化することで、既存の工業用燃焼炉に設置している重質油バーナ設備が軽微な改造で使用可能となることを特長とし、重質油燃料の代替として利用が期待できる。木炭スラリー燃料の利用先は、製鉄工場、石灰工場などの重質油を多量に消費している工場や、加温用としてA重油等を燃料とする温風ヒータを設置している農業ハウス等が想定される。また、バイオマス由来の木炭分がカーボンニュートラルのため、木炭スラリー燃料は、CO₂削減効果も期待でき、バイオマスの移動距離が短い地産地消型のバイオマスエネルギー源に適していると考えられる。

本報では、開発した木炭スラリー燃料の製造方法及び燃料特性並びにCO₂削減効果の試算結果について報告する。

2. 木質バイオマスのエネルギー利用の現状と課題

本章では1.で紹介した五つの木質バイオマスのエネルギー利用方法とその課題を述べる。

2.1 直接燃焼法

木質バイオマスの直接燃焼法は、ボイラ燃焼室等でバイオマスを完全燃焼させ、廃熱回収ボイラで発生した蒸気を用いてタービンを回転させ発電する方式(BTG発電)であり、国内外において広く一般に実用化されている。バイオマス発電の施設規模に応じて発電効率が大きく異なり、大規模になる

ほど高効率となる傾向がある。しかし、地産地消型としては5~20MWの中小規模施設が限界と考えられており、年間約7万トンから20数万トンの木質バイオマス原料が必要となる。BTG発電技術の信頼性は高く、この規模でもある程度高い発電効率が得られるが、集材範囲が県単位となるため、原料の安定確保の面から、施設の導入には限界がある。

なお、5MW以下の小規模プラントでは、集材は市単位で可能となるが、発電効率の低下により、事業採算性の成立が難しくなる。

2.2 ガス化技術による合成ガス利用法

ガス化技術は、原料を熱化学変換させてH₂やCOを主成分とする合成ガスに変換する技術である。ガス化炉には固定床、流動床などを用いる方式があり、ガス化剤には水蒸気、水蒸気・酸素、空気などが用いられる。合成ガスは、ガスエンジン等の内燃機関で発電利用される場合、又は触媒反応塔でメタノール等の合成に利用される場合があり、用途によって合成ガス精製プロセスが異なる。

木質バイオマスをガス化し、合成ガスを燃料としてガスエンジン等で発電するガス化発電は、2~10MWの中小規模プラントではBTG発電と比較してエネルギー変換効率が高く、20~30%程度の高い発電効率が得られる利点がある。なお、技術面では、ガス化プロセスで発生するタール対策が十分でない場合、長期の安定運転が実現できていない事例も見られるが、最近では欧州で商用プラントとして長期の運転実績が出てきているものもある。総じて、ガス化発電はBTG発電と比べて歴史が浅く、現時点では国内、海外ともに商用施設としての実績が少ないのが実情である。

2.3 木質燃料直接利用法

ペレット状の木質燃料は、おが屑、製材廃材などを粉砕、圧縮及び成型して製造される。木質バイオマスに限らず、油やしの空果房(Empty Fruit Bunch: EFB)、もみ殻などのペレット又はブリケットの製造技術は完成されており、商用化段階にある。また、これらの製品は、世界中で広く燃料として使われている。共通する製造プロセス上の課題は、乾燥、粉砕、圧縮及び成型工程の動力が大きいことである。また、木質ペレット燃料を使用するためには、専用の木質ペレットボイラ設備を新規に導入する必要があり、使用者側にも課題がある。

なお、木質ペレット燃料は、石炭火力発電所で石炭との混焼試験が実施されているが、既存設備を使用する場合、微粉炭ミルの容量制限と木質ペレットの粉砕性に課題があり、混焼率は3~5%程度と低く、本格的な利用には至っていない状況にある。

2.4 エタノール発酵法

サトウキビ、とうもろこしなどの糖質及び澱粉質原料を用いた第一世代バイオエタノール製造は実用化されており、E5、E10、E20などと呼ばれる自動車用エタノール混合ガソリンとして世界中で広く利用されている。ただし、サトウキビやとうもろこしは食糧等と競合し、食糧や飼料価格が高騰する大きな社会問題となっている。そのため、セルロース系のバイオマス原料を利用した第二世代バイオエタノール製造

技術の開発が進められており、米国では既に商用施設の建設が始まっている。しかし、第二世代バイオエタノール製造については、糖化に用いる酵素のコストが高く、エタノール収率が低いことも課題となっている。

2.5 炭化法

木質バイオマスの炭化技術は、酸素を遮断した状態で原料を熱分解又は乾留し、固形の木炭を回収する技術である。この技術は古くから種々の方法で実用化されているが、工業的に大規模で木炭を製造する例は少なかった。

炭素を多く含む木炭は、家庭用の暖房用燃料、土壌改良材又は住宅用調湿材の炭として利用されているが、使用量が少ないため大量の需要は見込めない。また、一部の工業用燃焼炉等で木炭を化石燃料代替として利用している例があるが、木炭の品質と燃料供給設備の制約から、木炭の使用は限定的であり、工業用燃料としての木炭の利用は進んでいなかった。

しかし、当社のロータリーキルン式炭化炉を用いれば、安定した品質の木炭を連続して大量に製造することが可能である。さらに、木炭をスラリー化できれば、燃料としての利用価値が高まり、工業用に使用されることが期待できる。

3. 木炭スラリー燃料の製造方法と燃料特性

3.1 木炭の製造と性状

木炭スラリー燃料製造に使用する木炭は、当社が保有するロータリーキルン式炭化炉を用いて、酸素を遮断した状態で木質バイオマス原料を約 450℃まで間接加熱することによって製造した。

表 1 に製造した木炭と石炭の物性値の比較を示す。また、写真 1 に製造した木炭の状態を示す。本木炭は、林地残材が原料であり、木炭の工業分析値を石炭と比較すると、木炭の方が水分と灰分は低く、可燃分が高いことが分かる。特に、可燃分のうち固定炭素の割合が高く、揮発分が少ないため、固定炭素を揮発分で除した燃料比は、木炭の方が約 2.0

～ 2.5 倍高い値となった。なお、ここに示した石炭の物性値は、オーストラリア産の 12 銘柄の値¹⁾を参考にした値である。

また、元素分析結果より、木炭の方が炭素含有量が 83 wt% と高く、低位発熱量も 31.1 MJ/kg と石炭より約 10 ～ 20% 高い。さらに、今回使用した木質バイオマス原料が自然木由来の林地残材であるため、木炭中の塩素、硫黄含有量は 0.01 wt% とほとんど含まれていない。一方、石炭等の粉碎性評価で一般的に用いられる粉碎性指数 (Hardgrove Grindability Index : HGI) は、木炭が 41.7 と石炭の 45 ～ 50 と比較してやや低い値となり、粉碎しにくい結果となったが、微粉炭ミルで粉碎は可能である。このように、木炭は石炭より炭化が進んだ良質な炭であり、燃料特性は粉碎性評価を除いて石炭より優れた性状を示している。

3.2 木炭スラリー燃料の製造

木炭スラリー燃料の製造プロセスは、図 2 に示すように前処理工程とスラリー化工程により構成される。

前処理工程では、微粉碎に適した乾式ボールミルにより木炭を粉碎する。直径の異なるボールを使用することで、より短時間で微細な粒子まで木炭を効率的に粉碎することができる。スラリー化工程では、粉碎した木炭、重質油 (A 重油又は C 重油) 及び分散剤を溶解槽に供給し、高速溶解機²⁾を攪拌に用いて木炭スラリー燃料を製造する。分散剤は、木炭が互いに凝集することを抑制し、木炭スラリー燃料の流動性を保つ役割がある³⁾。

表 2 に、木炭スラリー燃料の製造条件を示す。前処理工程での乾式ボールミルによる粉碎では、吉原らの文献⁴⁾を参考に、メディアン径を調整した。メディアン径 (d_{50}) は、相対粒子数の頻度が積算で 50% となる粒子径で、これを約 10 μm とした。このときの粒子分布は図 3 に示すとおりであり、今回製作した木炭粒子は、ブロードで分布幅が広い粒子径分布⁵⁾となっていることが分かる。粒子径分布をブロードとすることで、木炭粒子の充填率を高め⁶⁾、スラリー中の木炭濃度を上げることができる。

スラリー化工程で使用した高速溶解機の羽根は、回転羽根と固定羽根で構成されており、回転羽根から発生する高せん

表 1 ロータリーキルン式炭化炉で製造した木炭と石炭の物性値の比較
Property of Charcoal and Coal

項目		木炭	石炭
工業分析	水分 (wt%)	< 0.01	8 ~ 10
	灰分 (wt%, dry)	1.35	10 ~ 15
	可燃分 (wt%, dry)	98.65	75 ~ 82
	固定炭素 (wt%, dry)	77.86	50 ~ 55
	揮発分 (wt%, dry)	20.79	30 ~ 35
元素分析	C (wt%, dry)	83.0	70 ~ 74
	H (wt%, dry)	3.7	4 ~ 5
	N (wt%, dry)	0.21	1 ~ 2
	O (wt%, dry)	11.72	6 ~ 10
	T-S (wt%, dry)	0.01	0.3 ~ 1
T-Cl (wt%, dry)	0.01	-	
低位発熱量 (MJ/kg)	31.1	25 ~ 28	
燃料比	3.7	1.5 ~ 1.8	
粉碎性指数 (HGI)	41.7	45 ~ 50	



写真 1 粉碎前の木炭
Charcoal before Milling

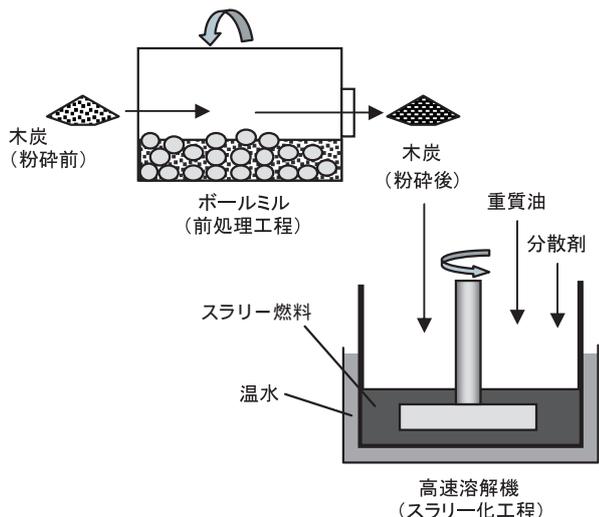


図2 木炭スラリー燃料製造プロセス
Production Process of Charcoal Slurry Fuel

表2 木炭スラリー燃料の製造プロセスデータ
Production Process Data of Charcoal Slurry Fuel

1. 前処理工程		
木炭平均粒径	10 μm	
機種	乾式ボールミル	
2. スラリー化工程		
機種	高速溶解機	
溶解槽	500 × H600(内容積 60)	
溶解機回転数	1200 min ⁻¹	
回転/固定羽根	150 mm / 250 mm	
規格	A 重油	JIS 1種 1号
	C 重油	JIS 3種 1号
分散剤	陰イオン系界面活性剤 (脂肪酸系)	
製造温度	A 重油スラリー	常温
	C 重油スラリー	50 加温

断力と分散剤の効果により、重質油中で木炭が互いに凝集せずに分散される。重質油には A 重油又は C 重油(いずれも JIS1 号)を、主な分散剤として陰イオン系界面活性剤(脂肪酸系)を使用した。A 重油スラリーの製造は常温で行なったが、C 重油スラリーの製造は、スラリー粘度が高いため、溶解槽を温水の入った容器内に設置し、製造時のスラリー温度を約 50 まで加温した。

3.3 木炭スラリー燃料の燃料特性

試作した 2 種類の木炭スラリー燃料の物性値を表 3 に示す。ここで、木炭濃度 26 wt% の A 重油スラリー燃料を“26%A 重油スラリー”、木炭濃度 20wt% の C 重油スラリー燃料を“20%C 重油スラリー”と呼称する。なお、この木炭濃度は、木炭スラリー燃料を 100 としたときの内割りである。

26%A 重油スラリーの低位発熱量は 37.0 MJ/kg である。スラリー粘度は 13 で 200 cp であり、約 7 cp の A 重油より大きく粘度が上がるが、通常のギャポンで移送可能である。

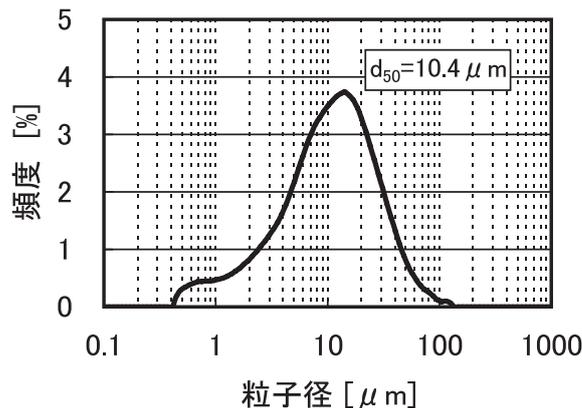


図3 粉碎後の木炭粒径分布
Particle Diameter Profile of Milled Charcoal

表3 木炭スラリー燃料の物性値
Property of Charcoal Slurry Fuel

項目	26%A 重油スラリー	20%C 重油スラリー	
元素分析	C (wt%, dry)	84.86	84.12
	H (wt%, dry)	10.29	9.95
	N (wt%, dry)	0.12	0.27
	S (wt%, dry)	< 0.01	0.4
低位発熱量 (上段: MJ/kg, 下段: MJ/)		37.0	37.1
		36.2	38.9
密度 (kg/)	0.978	1.049	
粘度 (cp)	200(13)	600(50)	

20%C 重油スラリーの低位発熱量は 37.1 MJ/kg である。C 重油には元々硫黄分が含まれているため、スラリー中の全硫黄含有量は 0.4 wt% であった。スラリー粘度は 50 で 600 cp と高く、通常のギャポンで移送するには温度を上げて粘度を下げる工夫が必要である。

なお、いずれの木炭スラリー燃料も、窒素含有量が 0.12 wt%、0.27 wt% と、一般的な A 重油の 0.03% より高く、C 重油 0.2% 並みの値となっているため⁷⁾、フューエル NOx の発生には注意が必要である。

4. 木炭スラリー燃料の燃焼特性

木炭スラリー燃料の燃焼特性を把握するために、農業ハウス又は園芸用ハウスの暖房用として使用されている温風ヒータを使用して燃焼試験を実施した。温風ヒータの燃料には通常灯油、A 重油などが用いられる。工業炉と比較すると、農業ハウス等で使用される温風ヒータ 1 個当たりの燃料量は少ないが、地域のバイオマスを活用した地産地消型のモデル例としては、木炭スラリー燃料の有望な使用先であると想定した。

4.1 燃焼試験装置

燃焼試験装置の全体構成を図 4 に示す。温風ヒータの外形状は長さ 2 000 mm、幅 800 mm、高さ 1 500 mm であり、温風ヒータの燃焼炉寸法は 440 mm、長さ 1 600 mm であ

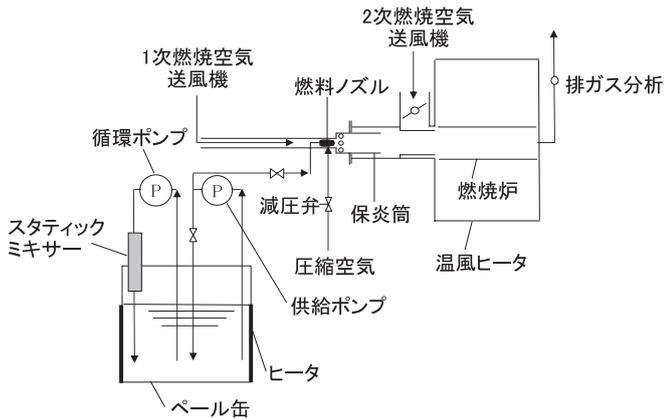


図4 燃焼試験装置の全体構成
Bench Scale Combustion Test Apparatus



写真2 燃料ノズル
Fuel Injection Nozzle

る。燃料ノズルの外観を写真2に示す。燃料ノズルは外部混合式の2流体ノズルを使用した。燃料ノズルの外形寸法は全長45mm、外径20mm、先端にある噴射孔の中心部が木炭スラリー燃料が流れる液体側で、外周部が噴霧空気側である。液体側の流路は3mmのストレートな穴だけであり、固形分を含んだ木炭スラリー燃料が詰まりにくい構造となっている。

木炭スラリー燃料は20ペール缶に貯留し、ペール缶外周に設置したヒータにより加熱することで、燃料温度を約60℃に維持することができる。木炭の分離沈降を防止するために循環ラインを設け、循環ラインにスタティックミキサも設置して、木炭スラリー燃料を攪拌した。木炭スラリー燃料は、燃料供給ポンプによりバーナに供給され、戻りバルブで流量を調整した。木炭スラリー燃料の循環と供給には、共にギヤ式ポンプを用いた。

4.2 燃焼試験条件

試験条件を表4に示す。燃焼試験に使用した木炭スラリー燃料は26%A重油スラリーと20%C重油スラリーであるが、A重油及びC重油のみの場合とも比較した。26%A重油スラリーとA重油の燃焼試験は、燃料を加熱せずに実施したが、20%C重油スラリーとC重油単体の燃焼試験は、粘度を

表4 各燃料の燃焼試験条件
Conditions of Combustion Test for Heavy Oil and Heavy Oil Slurry

項目	26%A重油スラリー	A重油	20%C重油スラリー	C重油
燃料供給量 (kg/h)	12	19	10	9
燃料供給圧力 (MPa G)	0.01	0.01	0.06	0.02
燃料温度 ()	26 ~ 32	6 ~ 13	54 ~ 66	62 ~ 63
噴霧空気圧力 (MPa G)	0.3	0.3	0.5	0.3
空気過剰率	1.2 ~ 1.6	1.2 ~ 1.6	1.2 ~ 1.6	1.2 ~ 1.6

表5 各燃料の性状
Property of Heavy Oil and Heavy Oil Slurry

項目	26%A重油スラリー	A重油	20%C重油スラリー	C重油
低位発熱量 (上段: MJ/kg, 下段: MJ/)	37.0 36.2	42.1 36.7	37.1 38.9	41.4 39.5
密度 (kg/)	0.978	0.872	1.049	0.954
粘度 (cp)	200(13)	7(15)	362(60)	80(60)

下げるためにヒータを使用して燃料温度を約60℃まで上昇させた。なお、表4で26%A重油スラリーの燃料温度が26~32℃とA重油より高くなっている原因は、循環ポンプで発生した熱によるものである。

試験状態での各燃料の性状を表5に示す。スラリー燃料の低位発熱量はA重油及びC重油に対し、単位重量当たりの値は若干下回っているが、単位容積あたりではほぼ同じ値である。

燃焼試験時には、炉出口の排ガス組成としてNO_x濃度、O₂濃度及びスモークテストによるばいじん濃度を計測した。温風ヒータは、ばい煙発生施設の液体燃料ボイラと想定し、NO_x濃度を換算する際に標準酸素濃度を液体燃焼ボイラの場合に用いる4%とした。

4.3 燃焼試験結果

燃焼試験は各条件で約90分間行い、空気過剰率を1.2~1.6に変化させて燃焼特性を把握した。

26%A重油スラリーとA重油のNO_x排出特性を図5に示す。ここに示したとおり、26%A重油スラリー燃焼時のNO_x濃度は約80ppmであり、A重油の約120ppmと比較して約3割低い結果となった。なお、炉出口のばいじん濃度はバッカラッハ社のスモークテスト⁸⁾を用いて計測したが、A重油と同様に26%A重油スラリー燃焼時においてもばいじんの排出がないことを確認した。

20%C重油スラリーとC重油のNO_x排出特性を図6に示す。ここに示したとおり、20%C重油スラリー燃焼時のNO_x濃度は約120~180ppmであり、C重油の約150~270ppmと比較して約2割低い結果となった。ばいじん濃度は、C重油、20%C重油スラリー燃焼においても、共に同じ濃度であり、ほとんどばいじんの発生はなかった。

なお、木炭スラリー燃料のNO_x排出が重質油単体と比較して低下する理由は明確には解明されていないが、スラリー燃料は木炭を含んでいるため、重質油単体と比較して、重質

油の噴霧燃焼領域の減少が影響していると考えられる。重質油単体の場合は、液滴表面から蒸発した可燃性気体が周囲の空気と拡散混合し、可燃領域で1500以上の高温となる。一方、スラリー燃料の場合は、全体の20 wt%以上を占める木炭が、木炭表面で周囲の空気と接触して比較的低温で表面燃焼するため、局所的な高温燃焼領域が少なくなる。このためNOx排出量が低下したと考えられる。

以上のように、温風ヒータを用いた燃焼試験結果から、木炭スラリー燃料の燃焼ではNOx排出が重質油単体と比較して約2～3割低下すると同時に、ばいじん濃度は重質油のみの場合と比較して同等であり、良好な燃焼特性を示すことを確認した。これによって、木炭スラリー燃料が実用性のある重質油代替燃料であることが分かった。

5. 木炭スラリー燃料によるCO₂削減効果

地産地消型の木質バイオマス燃料化事業を想定して、木炭スラリー燃料によるCO₂削減効果を検証した。木質原料の規模は、一つの自治体の範囲内で収集可能性のある3万t/

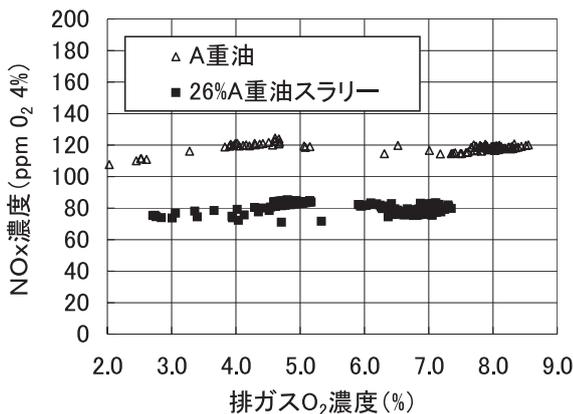


図5 A重油と26%A重油スラリーのNOx排出特性
NOx Emissions of "A grade" Heavy Oil and Heavy Oil Slurry with 26% Charcoal

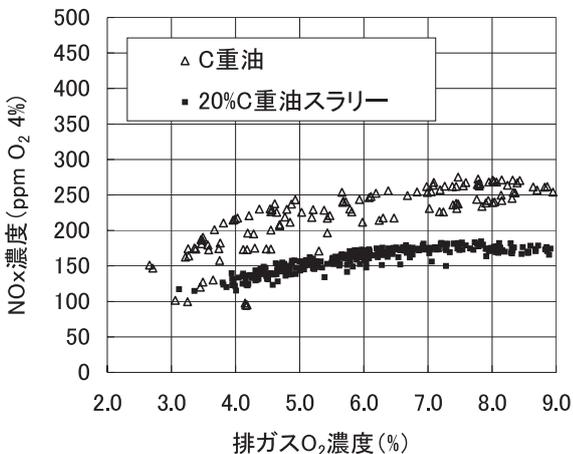


図6 C重油と20%C重油スラリーのNOx排出特性
NOx Emissions of "C grade" Heavy Oil and Heavy Oil Slurry with 20% Charcoal

年(含水率50%)とし、製造した木炭スラリー燃料は、近隣の重質油を使用している工業用燃焼炉等で重質油代替燃料として使用し、木炭製造に随伴して発生する乾留ガスは炭化炉の加熱用燃料として消費するモデルを想定した。

5.1 検証方法

表6に検証条件を示す。

林地残材木質バイオマスの収集量(M)を3万t/年(含水率50%)とすると、製造される木炭量は約4800t/年である。これから、木炭濃度(C)とスラリー密度(D)を考慮すると、製造される木炭スラリー燃料(L)は22880k /年となる。

木炭スラリー燃料の主要設備は、乾式ボールミル(1500mm×L3500mm)2基、高速溶解機(有効容積1.2m³)3基から構成される。なお、実機では貯留タンクでの木炭スラリー燃料の沈降対策として、ポンプ循環又は掻寄せレーキ等による攪拌が必要となる。

木炭スラリー燃料は20%C重油スラリーとし、カーボンニュートラルな木炭が保有する熱量からC重油削減量(RC)とCO₂削減量(CR)を算出した。算出方法は、温室効果ガス排出量の算定・報告・公表制度のマニュアル⁹⁾に基づき、木炭とC重油の発熱量は高位発熱量(HS, HC)を使用した。RC及びCRの計算式を以下に示す。

$$RC = (C/100 \cdot D \cdot L \cdot HS) / HC \dots\dots\dots(1)$$

$$CR = HC \cdot EC \cdot CF \cdot RC \dots\dots\dots(2)$$

実質的なCO₂削減量(AR)は、CRから木質バイオマス燃料化施設の事業運営に伴って発生するCO₂排出量(EX)を差し引いて求めた値とする。EXは、木質バイオマスの収集運搬、木質バイオマス燃料化施設の運転等によって発生したCO₂排出量の合計値とする。

$$AR = CR - EX \dots\dots\dots(3)$$

ここで、木質バイオマスの収集運搬に伴うCO₂排出量の算出条件は、車両の積載量を10t、輸送距離を往復100kmとする。また、木質バイオマス燃料化施設の運転で消費する電力量を約3200MWh/年と見積り、CO₂排出量は全電源平均の排出係数として0.551kg-CO₂/kWhを用いて算出した。

5.2 検証結果

表7に検証結果を示す。木質バイオマス収集量が年間3万t規模の木質バイオマス燃料化施設において、木炭スラ

表6 CO₂削減効果の検証条件
Evaluation Conditions of CO₂ Reduction Effect

項目	数量
林地残材原料収集量(M)	30000 t/年
木炭濃度(C)	20 wt%
スラリー密度(D)	1.049 t/k
スラリー燃料製造量(L)	22880 k /年
木炭高位発熱量(HS)	31.9 GJ/t
C重油高位発熱量(HC)	41.9 GJ/k
C重油排出係数(EC)	0.0195 t-C/GJ
換算係数(CF)	3.67 t-CO ₂ /t-C

表7 CO₂削減効果の検証結果
Estimation Results of CO₂ Reduction Effect

項目	数量
C重油削減量(RC)	3 650 k / 年
CO ₂ 削減量(CR)	10 950 t-CO ₂ / 年
事業運営に伴うCO ₂ 排出量(EX)	2 000 t-CO ₂ / 年
実質CO ₂ 削減量(AR)	8 950 t-CO ₂ / 年

リー燃料を製造し、近隣の工場等で重質油代替として利用することによって、年間約9000tのCO₂を削減できる検証結果を得た。これから、工業用燃焼炉等の重質油を多量に使用するCO₂固定発生源においても、大きな設備変更なく、木炭スラリー燃料に切り替えることによって、効果的にCO₂排出量を削減できることが分かった。

6. おわりに

木質バイオマスの地産地消型の利活用の促進及び重質油を多量に消費する固定発生源からのCO₂排出削減を目的に、木質バイオマスから木炭スラリー燃料を製造する方法を確立し、木炭スラリー燃料の燃料特性及び燃焼特性の把握を行った。

これまで、工業用燃焼炉等に適用できる重質油代替としてのバイオ燃料の開発はなされていなかった。しかし、本開発による木炭スラリー燃料は、燃料特性及び燃焼特性ともに実用上の問題はなく、軽微な設備改造で対応できるため、地球温暖化対策に貢献できる社会的意義の大きいバイオ燃料と言える。

木質バイオマス燃料化事業の実現により、林地残材等をバイオマス燃料の原料として安定的に利用することができれば、地域の林業活性化や森林保全等に貢献することができる。今後も、バイオマス利活用によるCO₂削減技術開発を継続して進める予定である。

参 考 文 献

1) 社団法人火力原子力発電技術協会：火力原子力発電必携，(2005-1-23)，p. 161

- 2) 株式会社マキノ：高速溶解機，
<http://www.makino-co.co.jp/products/other/other03.html>，
(2014-8-21)
- 3) 玉路．外：高濃度石炭-水スラリー技術の開発，特集，エネルギー新技術，日立評論 VOL. 66 NO. 2 (1984-2)，p. 34
- 4) Y. YOSHIHARA et al: The Development of a Bio-COM Fuel for Diesel Generation Systems, Proceedings of the 7th International Symposium on Marine Engineering, Tokyo, October 24th to 28th, 2005
- 5) 一般財団法人石炭エネルギーセンター：4C2．石炭スラリー製造技術(CWM)，Clean Cool Technologis in Japan, http://www.jcoal.or.jp/coaldb/shiryo/other/z_4C2.pdf, (2015-8-21)
- 6) 四元：高濃度石炭・水スラリーの低粘度化，公害資源研究所第74回例会特別講演資料(昭和60年6月19日)，p. 10
- 7) 社団法人化学工学会：化学工学便覧，(2001-4-25)，p. 972
- 8) Bachrach inc.：TRUE SPOT® SMOKE TESTER，
<http://www.mybacharach.com/true-spot.htm>，
(2015-4-13)
- 9) 環境省：温室効果ガス排出量算定・報告・公表制度，
<http://ghg-santeikohyo.env.go.jp/manual>, (2015-8-21)

〔問い合わせ先〕

エンジニアリング事業本部 プロジェクト部
TEL 043 - 351 - 9112 富田 康弘



富田 康弘 石川 厚史 宮地 健 松尾 和芳

潮流の影響を考慮した2浮体の動揺特性評価手法の開発

大石 剛 央* 島田 潔* 山口 弘 志*

Influence of Current on Motion Characteristics of Two Floating Bodies

Go OISHI, Kiyoshi SHIMADA, Hiroshi YAMAGUCHI

For the sake of operation safety of a Floating Production, Storage and Offloading system (FPSO), valid prediction of interactions between the FPSO and a shuttle tanker is crucially important. Akishima Laboratories (Mitsui Zosen) Inc. has been working toward upgrading simulation technique, utilizing tank tests.

Under condition of concurrent wave and current, a tank test has been conducted for two floating bodies equipped with pneumatic rubber fenders in between. Roll resonance has been found to be suppressed by current, which can be satisfactorily predicted using roll damping coefficients estimated in consideration of current effect. As for surging responses, accurate predictions are possible taking account of friction forces on pneumatic rubber fenders. This paper shows that behaviors of adjacent two floating bodies are precisely calculated even under actual environmental conditions of concurrent wave and current.

Present study has made it possible to accurately predict motions and mooring forces of the two floating bodies in close proximity, eventually to contribute to future ocean development.

浮体式海洋石油・ガス生産貯蔵積出設備(FPSO)での荷役時に、FPSOとタンカーとの相互作用の評価が安全上重要であり、三井造船昭島研究所は、これに対応するため水槽実験等によりシミュレーション評価技術の精度向上に努めている。

2浮体間の相互作用検討のため、まず波浪と潮流が併存する条件下において、空気式防舷材模型を用いた横付け係留方式の動揺試験を実施し、潮流の影響によってロールの同調振幅が減少することを確認した。次に、潮流の影響を考慮したロール減衰係数の算定式を用いることによって、精度の良い2浮体動揺計算ができることを示した。さらに、空気式防舷材の摩擦係数を考慮した減衰係数の算定式を用いることで、サージ応答についても理論計算の推定精度を高めることができることを、水槽試験結果との比較によって示した。

これらの検討により、近接する2浮体の運動に関わる動揺や係留力の精度の良い評価が可能となり、今後の海洋開発への更なる貢献が可能となった。

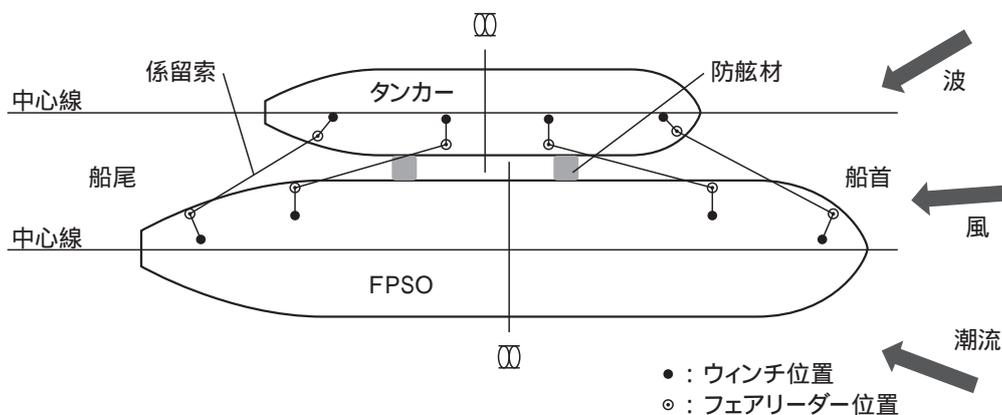


図1 2浮体動揺解析条件の概観
Overview of Analysis of Two Floating Bodies

* 株式会社三井造船昭島研究所

1. 緒言

海洋資源開発が世界的に活発化するにつれ、洋上液化天然ガス設備(FLNG)又は浮体式海洋石油・ガス生産貯蔵積出設備(FPSO)とシャトルタンカーのような2浮体間に生じる流体力干渉効果を考慮できる高精度な動揺解析技術^{1)~5)}の必要性が、海上作業の安全性確保や装置稼働率向上の観点から高まってきており、株式会社三井造船島崎研究所は、実験とコンピュータシミュレーションで評価能力の向上に努めている。

動揺する物体の自由度は六つであり、空間軸方向への三つの並進運動と軸回りの三つの回転運動で表わされる。浮体の往復運動である動揺を考える場合は、前後揺れ(Surge)、左右揺れ(Sway)及び上下揺れ(Heave)と呼ばれる三種類と、回転運動は横揺れ(Roll)縦揺れ(Pitch)及び船首揺れ(Yaw)と呼ばれる三種類がある。通常、2浮体動揺解析はポテンシャル理論に基づいて行われており、ポテンシャル理論では十分考慮できないRollやSurgeの減衰係数は、別途、推定して考慮する必要がある。Roll減衰係数は浮体断面コーナー部から発生する渦の強さに依存し、潮流の存在によって増大することが考えられる。また、横付けで係留された2浮体のSurge減衰係数には、2浮体間に設置される空気式防舷材の摩擦力が支配的な影響を及ぼすことが考えられる。

本報では、当社の潮流水槽で実施した波浪と潮流が併存する中での空気式防舷材模型を用いた2浮体動揺試験の結果を示す。また、Roll及びSurgeの減衰係数の推定結果を用いた2浮体動揺解析を実施し、波浪と潮流が併存する海象条件においても2浮体動揺が精度良く推定できることを水槽試験結果との比較によって実証した。

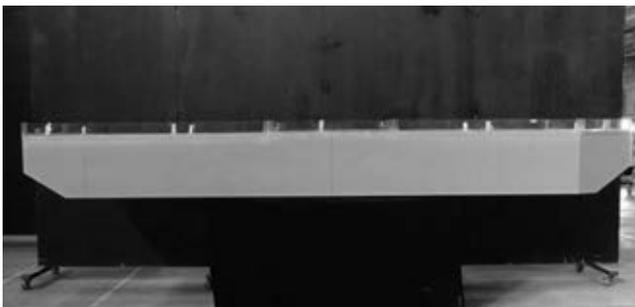


写真1 FPSO模型(モデルA)
FPSO Model(MODEL-A)

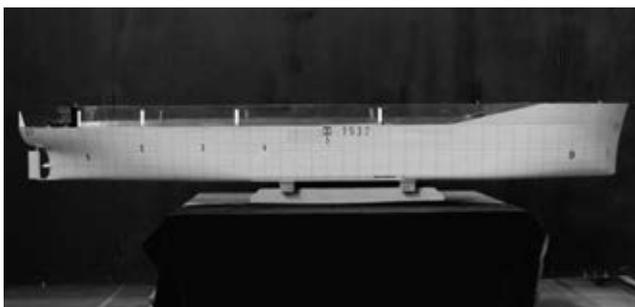


写真2 タンカー模型(モデルB)
Tanker Model(MODEL-B)

2. 2浮体動揺試験

波浪及び潮流中における浮体の動揺特性の把握と、計算結果の検証を行うために必要な、以下のデータ取得を目的として2浮体動揺試験を実施した。

Roll減衰係数に対する潮流の影響

Surge減衰係数に対する防舷材の影響

2.1 試験条件

本試験は、図1に示す状態で実施した。浮体模型として使用したものは、写真1に示すFPSO模型(モデルA)及び写真2に示すタンカー模型(モデルB)である。なお、模型の縮尺は、実機の1/90を想定しており、モデルA及びモデルBの主要目を表1に、模型の係留条件を表2に示す。

モデルAに関しては、浮体前後端に取り付けられた治具に各2本ずつ、合計4本のワイヤ及び線形バネを取り付け、入射波に対して浮体が所定の角度になるよう水平に係留した。また、モデルBに関しては、2本の線形バネと2基の水面に浮いた防舷材によりモデルAの左舷に係留し、所定の初

表1 供試模型主要目
Principal Particulars of Models

	モデルA	モデルB
浮体の種類	FPSO	タンカー
浮体の長さ	3.000 m (L _{OA})	2.210 m (L _{BP})
浮体の幅	0.600 m	0.340 m
型深さ	0.300 m	0.200 m
吃水	0.125 m	0.137 m
重心高さ	0.209 m	0.080 m
横メタセンタ高さ	0.100 m	0.062 m
縦メタセンタ高さ	6.387 m	2.718 m
Roll環動半径	0.238 m	0.076 m
Pitch環動半径	0.775 m	0.556 m
Yaw環動半径	0.775 m	0.556 m
排水量	0.209 t	0.080 t
Roll固有周期	1.7 s	0.9 s

表2 係留条件
Mooring Conditions

	項目	条件
モデルA	係留方式	線形バネ
	係留角度	60°/90°
	係留索本数	4本
	バネ定数	5786 N/m
	初期張力	2.5 N
モデルA/B	係留方式	線形バネ / 防舷材
	係留索本数	2本
	索バネ定数	0.147 N/mm
	索初期張力	4.9 N
	防舷材基数	2基
	防舷材初期反力	2.4 N
	防舷材高さ	0.048 m
2浮体間距離	0.043 m	

入射波に対する角度

期張力になるよう調整した。

2種類の係留角度に対応したモデルAの初期係留状態の概略配置を図2に、係留力の記号表示を図3に示す。なお、2浮体間に設置する防舷材としては、空気式を採用した。防舷材の内圧を圧力センサで計測し、あらかじめ計測された防舷材内圧と反力の関係から両浮体に作用する反力を求めた。ここで、使用した防舷材の写真及び圧縮量に対する圧力特性及び反力特性を図4に示す。

表3及び表4に、本試験の条件を示す。試験は「規則波中試験」、「不規則波中試験」の2種類とし、各試験において、それぞれ潮流が無い条件と、潮流が有る条件で実施した。なお、潮流速度に関しては、実機において2ktと3ktを想定しており、それぞれ縮尺1/90で換算した値としている。なお、不規則波の試験で用いた波スペクトルは、1964年に開催された第2回国際船舶海洋構造会議(International Ship and Offshore Structures Congress: ISSC)において提案されたものである。

本試験における計測項目を以下に示す。

- ・波高及び波周期
- ・潮流速度
- ・2浮体の動揺6モード
- ・モデルA係留力(バネ張力)

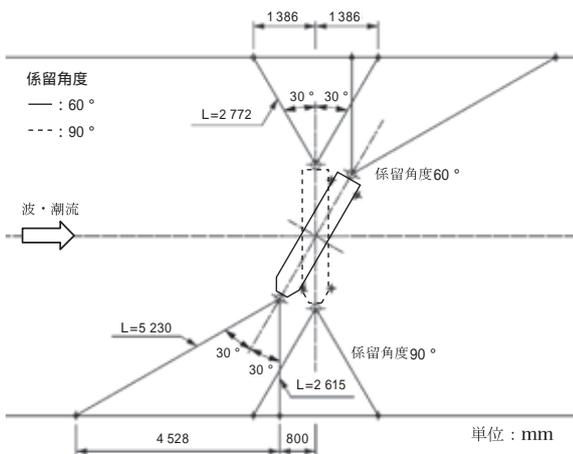
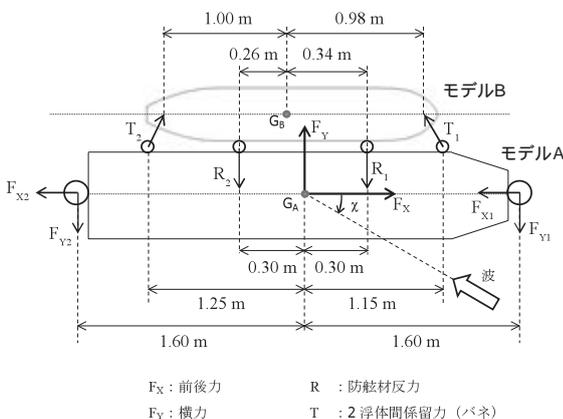


図2 モデルA 初期係留状態の概略配置
Overview of Initial Mooring Conditions of MODEL-A



F_x: 前後力 R: 防舷材反力
F_y: 横力 T: 2浮体間係留力(バネ)

図3 係留力の記号表示
Notation of Mooring Forces

・2浮体間係留力(バネ張力・防舷材反力)

ここで、浮体の動揺に関しては、3次元の画像処理式運動計測装置を用いて計測した。本装置は、各浮体に設置されたそれぞれ4個のターゲットをカメラで追跡することにより、対象浮体の動揺を算出するシステムである。

2.2 試験結果及び考察

2.2.1 規則波中試験

規則波単独による試験、規則波と潮流が併存した状況における試験を実施し、浮体の動揺及び係留力等を計測した。規則波中試験の状況を写真3に示す。

本試験において、モデルAのRollに関しては、波向き() 60°及び90°共に潮流の影響が顕著に現れており、潮流速度が速くなるに従ってRoll固有周期における振幅が減少することが確認された。潮流の影響が最も顕著に現れた、波向き90°におけるモデルAのRollの動揺応答を図5に示す。ここで、横軸は波周期 T_w とし、縦軸はRollのフーリエ一次振幅 ϕ を、波数 K と波振幅の積で表せる最大波傾斜によって無次元化した値で表している。一方、その他の動揺モード及び係留力の応答に関しては、潮流による影響はほとんど見られなかった。

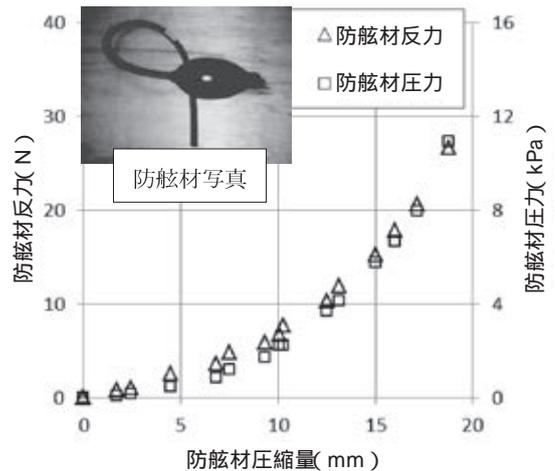


図4 試験に用いた防舷材の特性
Characteristics of Tested Fenders

表3 試験条件(規則波)
Test Conditions(Regular Wave)

項目	条件
波周期 T_w	0.74 s ~ 2.11 s
波高 H_w	20 mm ~ 49 mm
潮流速度 U	0 m/s, 0.11 m/s, 0.16 m/s

表4 試験条件(不規則波)
Test Conditions(Irregular Wave)

項目	条件
波スペクトル	ISSC ⁵⁾
平均波周期 T_{01}	0.95 s ~ 1.30 s
有義波高 $H_{1/3}$	29 mm ~ 44 mm
潮流速度 U	0 m/s, 0.11 m/s, 0.16 m/s



写真3 規則波中試験
Model Test in Regular Wave

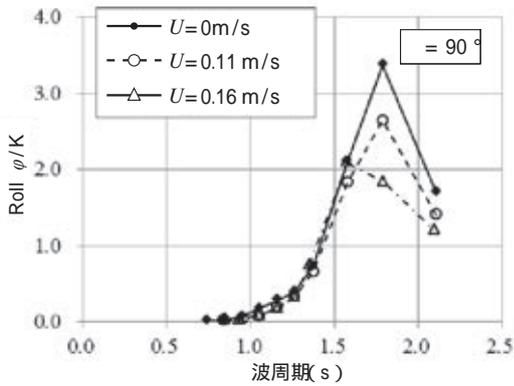


図5 規則波中試験におけるモデルAの動揺計測結果
Motion Measurements of Model A in Regular Waves

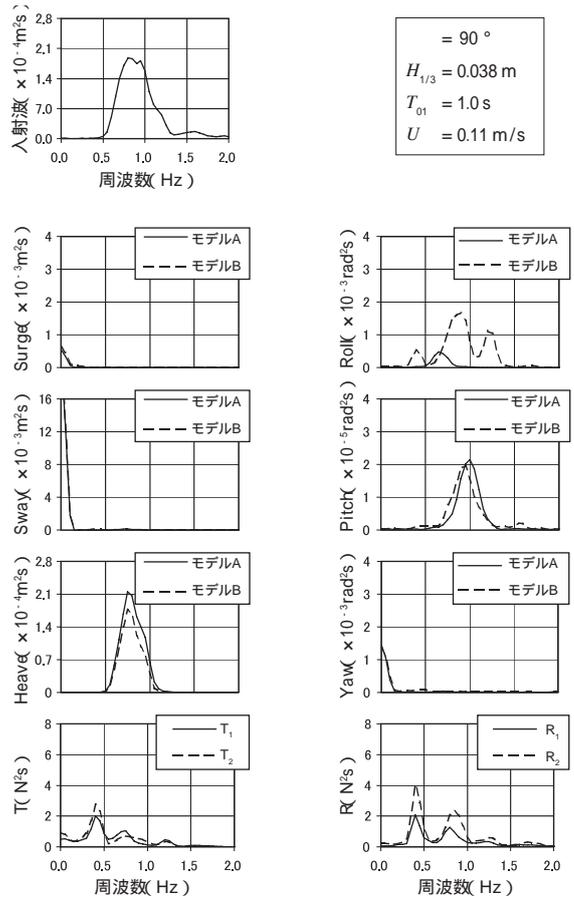


図6 不規則波中試験における動揺及び係留力の計測結果
Measurements of Motions and Mooring Forces in Irregular Waves

2.2.2 不規則波中試験

不規則波中試験を実施し、浮体の動揺及び係留力等を計測した。不規則波中試験の結果一例を図6に示す。図6より、モデルBのRollに3つの山が確認された。それぞれ、防舷材によるモデルBのSway固有周期及びRoll固有周期並びに入射波の主要周期に対応するものであり、同様な傾向が係留力(T)と防舷材反力(R)のスペクトルでも確認できる。ここで、2浮体間係留力と防舷材反力の添え字は、図3に示したとおり、船首側と船尾側を表わしている。

3. 2 浮体動揺計算

3.1 2 浮体動揺解析ツールの概要

本計算で使用した2浮体動揺解析ツール(2BMOOR⁵⁾)は、入力された浮体情報、係留情報、環境条件等を用いて波浪中の流体力を計算し、得られた流体力データファイルを用いて時系列計算を行うものである。

流体力(付加質量、造波減衰力、波強制力及び波漂流力)は、2浮体間の干渉影響を考慮した運動方程式を3次元境界要素法を用いて解くことにより求められる。また、風圧力及び潮流力に関しては、水平面内3成分(Surge, Sway及びYaw)が考慮可能である。なお、風圧力に関しては、今回は考慮していない。2BMOORの運動方程式を式(1)に、計算フローを図7に示す。

$$\begin{aligned}
 {}^{12}_j = & \{ (M_{ij} + m_{ij}) \ddot{X}_j(t) + {}_0 L_{ij} \dot{X}_j(t) + B_{ij} X_j(t) + C_{ij} X_j(t) \} + K_i = F_i^X(t) + F_i^Y(t) + F_i^Z(t) + F_i^R(t) \\
 & (i = 1 \sim 12) \dots \dots \dots (1)
 \end{aligned}$$

- ここで、 X_j : 2浮体の6自由度運動変位ベクトル
- M_{ij} : 質量マトリクス
- m_{ij} : 周波数無限大の付加質量マトリクス
- L_{ij} : 遅延関数マトリクス
- B_{ij} : 付加減衰力係数マトリクス
- C_{ij} : 復原力係数マトリクス
- K_i : 係留力ベクトル
- F_i : 外力ベクトル

(上付 E: 波強制力, D: 漂流力, W: 風抗力, C: 潮流力)

3.2 付加減衰力係数の算定

2BMOORの流体力計算は、ポテンシャル理論に基づいているため、流体の粘性及び防舷材の摩擦に関しては、付加減衰力として別途算定する必要がある。本項では、この付加減衰力として、Roll及びSurgeの付加減衰力係数の算定方法について記述する。

3.2.1 Roll 減衰係数に対する潮流の影響

Roll減衰特性は、浮体断面の底部コーナで発生する渦に大

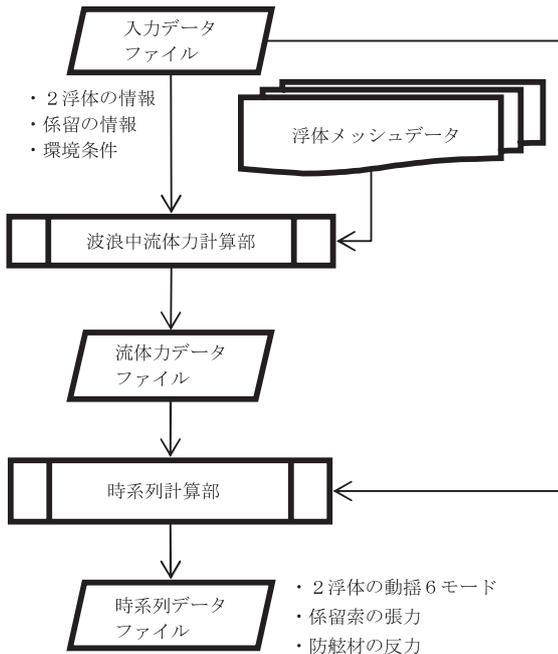


図7 計算フロー
Calculation Flow

大きく依存するため、Roll によるコーナ部の動揺速度に対する潮流速度の付加影響として、Roll 減衰特性を算定することとする。

まず、潮流がないときの Roll 変位角 ϕ_0 を、

$$\phi_0 = \phi_0 \sin t \dots\dots\dots (2)$$

ϕ_0 : 潮流が無いときにおける Roll 同調振幅
 ω : Roll の固有振動数
 t : 時間

とし、Roll 減衰モーメント M_0 を、浮体断面コーナ部における Roll の回転速度の2乗に比例するとして、

$$M_0 = C l \phi_0 \sin t / l \phi_0 \sin t \dots\dots\dots (3)$$

C : 流体密度等を含む比例定数
 l : 浮体重心から浮体底部コーナまでの距離

で表すこととする。ここで、Roll 減衰モーメントを Roll 回転速度について線形化して

$$M_{0L} = b_{\phi_0} \phi_0 \sin t \dots\dots\dots (4)$$

b_{ϕ_0} : 潮流がないときの Roll の線形減衰係数

と表し、それによる1周期分の減衰エネルギーを式(2)によるものと等置すると、浮体断面コーナ部の動揺速度を用いて Roll 減衰係数は、以下のように表すことができる。

$$b_{\phi_0} = (8/(3 \omega^2)) C (l \phi_0)^2 \dots\dots\dots (5)$$

次に、潮流があるときも同様にして

$$= \phi \sin t \dots\dots\dots (6)$$

$$M = C l \phi \sin t + U_C (l \phi \sin t + U_C) \dots\dots (7)$$

M : 潮流があるときの Roll 減衰モーメント

ϕ : 潮流があるときの Roll 振幅

U_C : 潮流速度の浮体中心軸法線方向成分 ($U \sin \alpha$)

U : 潮流速度

α : 潮流の入射角

で表し、等価線形化を行うと、

$$M_L = b_{\phi} \phi \sin t \dots\dots\dots (8)$$

$$b_{\phi} = b_{\phi_0} \times \sqrt{(3/8) \{ 4 a^2 + (3+4 a^2) \cos a - 2 \sin^2 a - (1/3) \cos^3 a \}} \dots\dots\dots (9)$$

$$U_C / (l \phi) = \sin a \dots\dots\dots (10)$$

M_L : 潮流があるときの線形化表示した Roll 減衰モーメント

b_{ϕ} : 潮流があるときの Roll 線形減衰係数

a : Roll による端部回転速度が0になる時間と潮流による相対速度が0になる時間との時間差

が得られ、潮流影響を含んだ形で Roll 減衰係数を表現できる。 ϕ を仮定して繰り返し計算によって式(9)から b_{ϕ} を求めることもできるが、 $\alpha \ll 1$ と仮定すると、式(9)は

$$b_{\phi} = b_{\phi_0} \{ 1 + (3/4) a^2 \} = b_{\phi_0} \{ 1 + (3/4) (U_C / (l \phi_0))^2 \} \dots\dots\dots (11)$$

$$\phi_0 U_C / (l \phi_0) \dots\dots\dots (12)$$

のように簡略化される。

3.2.2 Surge 減衰係数に対する防舷材の影響

浮体が動揺する際には、接している防舷材との摩擦力が減衰力として働くことが考えられる。ここでは、モデルBの Surge 減衰係数を、防舷材の影響を考慮して以下のように算出する。なお、本報では、モデルAの排水量はモデルBと比較して3倍程度であるため、モデルAに対する摩擦の影響は小さいとして無視している。

まず、防舷材との摩擦による減衰力 F_x と、減衰力と速度の積を一周期積分してから平均することで求められる減衰パワー P_x を、防舷材初期反力 F_0 と防舷材の摩擦係数 C_f 、モデルBの Surge 振幅 x_B を用いて以下のように表す。

$$F_x = F_0 C_f \dots\dots\dots (13)$$

$$P_x = \overline{|F_x| \dot{x}} dt = 4 F_x x_B = 4 F_0 C_f x_B \dots\dots\dots (14)$$

次に F_x を防舷材との摩擦による Surge 減衰係数 b_x を用いて、

$$F_x = b_x \dot{x} \dots\dots\dots (15)$$

と表すと、

$$P_x = b_x x_B^2 \dots\dots\dots (16)$$

となり、式(14)と式(16)より、Surge 減衰係数 b_x は、以下のように求めることができる。

$$b_x = 4 F_0 C_f / (x_B) \dots\dots\dots (17)$$

このように、防舷材の摩擦影響を考慮した Surge の減衰係数は、 F_0 と C_f を用いて式(17)で簡便に算定することができる。なお、 x_B は b_x に依存するため、繰り返し計算が必要となる。

3.3 計算結果

3.3.1 水槽試験と計算結果の比較(規則波)

水槽試験に対応させるため、規則波単独による計算及び規則波と潮流が併存した状況における計算を実施し、浮体の動揺及び係留力等を比較した。計算に使用したパネルの概観を図8に示す。

図9に、モデルAのRoll動揺応答の計算結果及び試験結

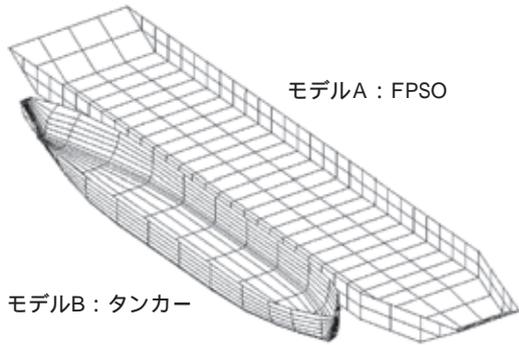


図8 計算用パネル概観
Overview of Calculation Panel

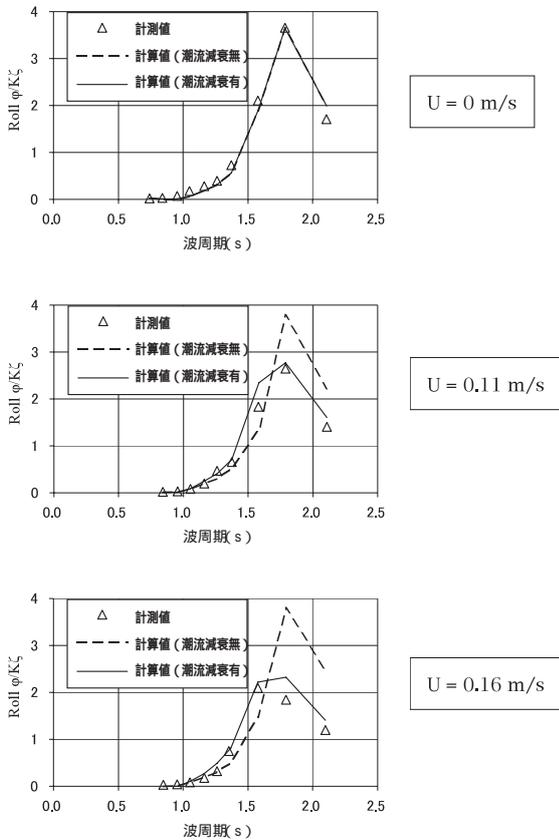


図9 規則波中におけるモデルAのRoll 応答の計算結果と計測結果の比較(波向き: 90°)
Comparison between Calculated and Measured Roll Motions of Model A in Regular Waves(= 90 deg)

果を示す。図9より、潮流影響を考慮した減衰係数を用いることにより、潮流速度の増大に伴って Roll の同調振幅が減少しており、波浪と潮流が併存する場合においても、2浮体の動揺応答が精度良く推定されていることが確認できる。

図10に、波向き 60°, 潮流速度 0.11 m/s におけるモデルA及びモデルBの動揺6モードと、2浮体間係留力の計算結果及び試験結果を示す。図10より、2浮体の動揺・係留力ともに計算結果と試験結果が良好に一致していることが確認できる。

3.3.2 水槽試験と計算結果の比較(不規則波)

水槽試験に対応させるため、不規則波単独による計算、不

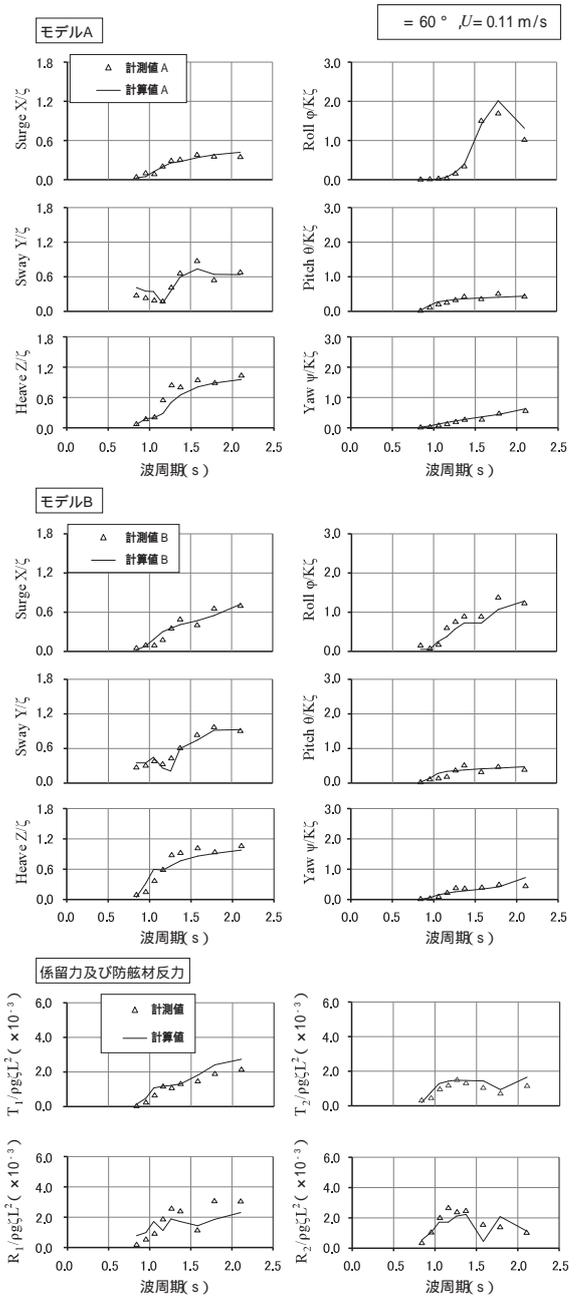


図10 規則波中における動揺及び係留力の計算結果と計測結果の比較
Comparison between Calculated and Measured Motions and Mooring Forces in Regular Waves

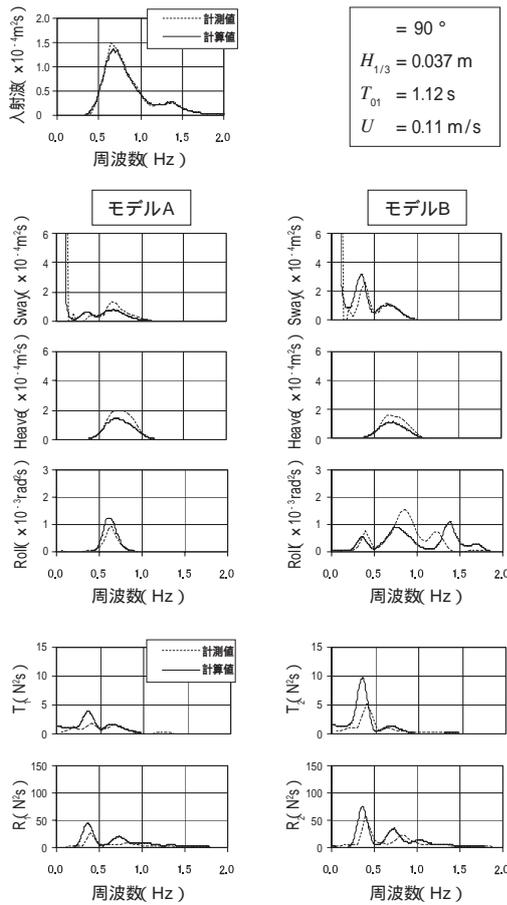


図11 不規則波中における動揺及び係留力の計算結果と計測結果の比較
Comparison between Calculated and Measured Motions and Mooring Forces in Irregular Waves

規則波と潮流が併存した状況における計算を実施し、浮体の動揺及び係留力等を比較した。

図11に、不規則波中における計算結果と試験結果のスペクトルを示す。図11より、スペクトルの形状に関して、両結果が良好に一致していることが確認できる。

図12に、不規則波中における計算結果及び試験結果(標準偏差)を示す。なお、図12の横軸は平均波周期 T_{01} で表し、縦軸に関してはモデルBの Surge 動揺の標準偏差 X_{st} を波振幅の標準偏差 σ_w で無次元化して表している。図12より、防舷材との摩擦を考慮することにより、Surge 方向の動揺応答の推定精度が向上していることが確認できる。

4. 結言

波浪と潮流が併存した場合における、近接する2浮体の動揺応答を精度良く推定するために、係留された2浮体を用いた水槽試験を実施し、潮流中における2浮体の動揺特性を明らかにした。また、潮流の影響及び防舷材との摩擦を考慮した付加減衰係数を使用して動揺解析を実施し、水槽試験との比較を行った。

その結果、潮流影響を含んだ Roll 減衰係数及び防舷材との摩擦を含んだ Surge 減衰係数を考慮することにより、2浮体の動揺応答を精度良く推定可能であることを示すことができた。

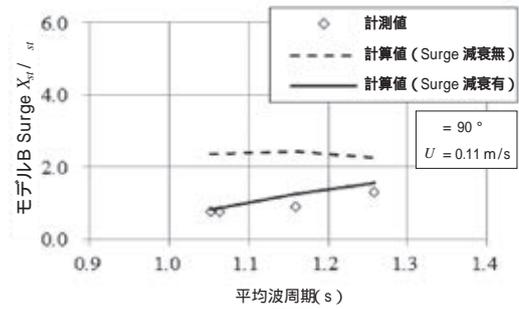


図12 不規則波中におけるモデルBの応答の計算結果と計測結果の比較
Comparison between Calculations and Experiments of Model B Responses in Irregular Waves

参考文献

- 1) M. Kashiwagi et al. : Wave-Induced Steady Force on Two Ships with Side-by-Side Arrangement, Proceedings of the 9th Symposium on Nonlinear and Free-Surface Flows, 2003
- 2) M. Kashiwagi et al. : Wave drift forces and moments on two ships arranged side-by-side in waves, Journal of Ocean Engineering 32(2005), p. 529
- 3) B. Buchner et al. : Numerical Multiple-Body Simulations of Side-by-Side Mooring to an FPSO, Proceedings of the Eleventh International Offshore and Polar Engineering Conference,(2001), p. 343
- 4) Y. Inoue et al. : A STUDY ON NUMERICAL ACCURACY FOR THE PREDICTION OF MOTION RESPONSES AND DRIFT FORCES OF MULTIPLE FLOATING BODIES, Journal of The Society of Naval Architects of Japan, 192(2002), p. 289
- 5) S. Sakakibara et al. : SIMULATION PROGRAM FOR BERTHING AND MOORING OF TWO VESSELS IN CONSIDERATION OF EXACT HYDRODYNAMIC INTERACTIONS, 24th International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering,(2005)
- 6) 日根野 . 外 : 海洋波のスペクトル, 日本造船学会誌, 609(1980), p. 160

[問い合わせ先]

株式会社三井造船昭島研究所 事業統括部
TEL 042 - 545 - 3115 大石 剛央



大石 剛央



島田 潔



山口 弘志

沿岸型波力発電装置の開発

- 大洗港で実証試験を開始 -

中野 訓雄* 川口 隆* 前村 敏彦* 宮島 省吾**

Development of the Wave Power Generation Device on the Coast

Kunio NAKANO, Takashi KAWAGUCHI, Toshihiko MAEMURA, Shogo MIYAJIMA

Since the Great East Japan Earthquake, there has been a strong demand for promoting the use of renewable energy while energy scheme is under review nationwide. As a nation surrounded by rich potential ocean energy, the use of ocean energy is getting momentum, and its technologies are now being developed with enthusiasm.

Mitsui Engineering & Shipbuilding (MES) was awarded for "Technical Development and Demonstration of Small, Efficient Wave-Power Device" by the Ministry of Environment in fiscal year 2013 (October, 2013), and has been developing new generation wave-power device while its actual demonstration test on the sea is scheduled within fiscal year 2015. Its research has revealed that the shifting the up-and-down movement phase of the float by $\pi/2$ for resonance control is very effective to improve recover wave energy ratio, and its satisfactory performance was confirmed at a water tank experiment.

This report shows status of the development for the new generation wave power device.

東日本大震災以降、わが国のエネルギー計画の見直しの中で、再生可能エネルギーの利用促進が強く求められている。そのような状況の中、海洋国家として海洋エネルギー利用の機運も高まり、現在、関連技術の開発が進められている。

三井造船は、平成 25 年度(平成 25 年 10 月)に環境省地球環境局から「小型で高効率な波力発電システムに関わる技術開発・実証事業」を受託し、平成 27 年度中の本格的な実海域実証試験を目指して開発を進めてきた。当社は、波力発電装置のフロートの波による上下運動の位相を $\pi/2$ 遅らせることにより、波のエネルギーを最も効率良く回収できる同調制御の方式を導き出した。これを水槽を用いた模型試験によりその効果を確認し、大洗港で実証試験を行うこととなった。

本報では、波力発電の理論的な考察と環境省事業として当社が実施している沿岸型波力発電装置の開発状況について報告する。

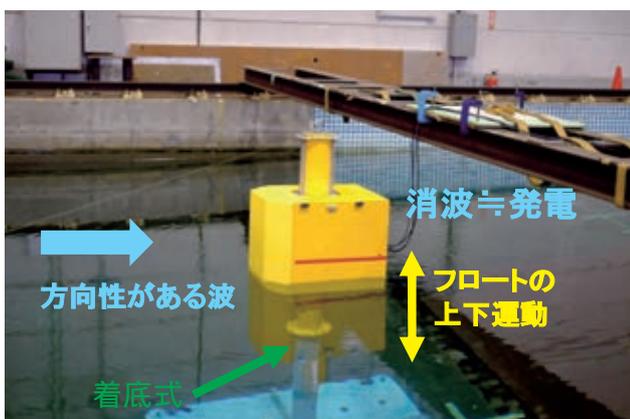


写真1 沿岸型波力発電の原理
Basis of Power Generation

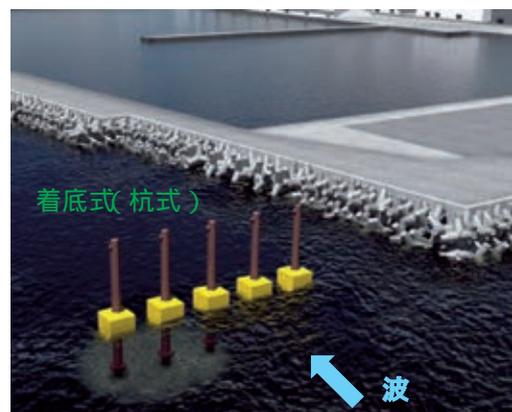


写真2 沿岸型発電所の将来構想
Future Design of Coast Type Power Generator

* 技術開発本部 技術総括部 再生可能エネルギープロジェクトグループ

** (株)三井造船昭島研究所

1. はじめに

地球温暖化防止対策として、自然エネルギーの活用が期待されており、海洋に囲まれている我が国では、海洋エネルギー利用の実現化に向けた技術開発が各方面で進められている。

三井造船は、水槽試験による実験的研究と理論的な研究を組み合わせ、この分野の研究開発に長年取り組んできた。造波装置を用いた水槽試験においては、発生させた波が対岸で反射して戻る現象を小さくする理論的研究が進められ、波の持つエネルギー（以下、波パワーと称す）を吸収する制御方法を開発した¹⁾。その後、更に検討を進めた結果、吸収した波パワーを発電に利用する沿岸型波力発電が、海洋エネルギー利用の有望な手段であることが分かった。

沿岸型波力発電装置は、海底に打ち込んだ杭にフロートを通して、上下する波にフロートを同期させ、波パワーを電力に変換するシステムである(写真1)。本装置で回収できる波パワーの理論上の最大値は、検討の結果、フロート部分を通過するエネルギーの2分の1になった。沿岸部の波パワーは沖合に比べて小さいが、電力を使用する陸上までの距離が短く、装置の設置も容易で発電機構も単純なため、その利用価値は高いと考えられる。本装置の利用先は種々考えられるが、外洋に面した港に複数基設置することにより、船舶の出入港時における波浪による影響を軽減させる効果も期待できる(写真2)。

当社は、2011年度から港湾等の沿岸域における固定式の波力発電装置の検討を開始した。2012年度は、小型模型を用いた造波機による水槽実験等を実施し、フロートの運動をコントロールすることにより波のエネルギーを効率的に吸収し、従来に比較して効率良く電力に変換できることを原理的に実証した。本報では、沿岸型波力発電装置の理論的検討結果及び模型を用いた水槽試験結果並びに実海域における実証試験状況を紹介する。

2. 波エネルギー利用の理論的アプローチ

海洋波からエネルギーを回収する海洋エネルギー利用においては、様々な方法が提案されている。これに関連して、筆者らは、速度制御を用いた反射波吸収(無反射)造波について考察したことがある¹⁾⁻³⁾。その結果、造波板の前面の波形を適切にフィードバックして、造波板の速度を制御すれば、造波板に向かって進行してくる波を吸収し、望ましい波だけを発生する造波機が実現できることを示した。これはまさに波パワー吸収装置の条件を備えたものと言える。

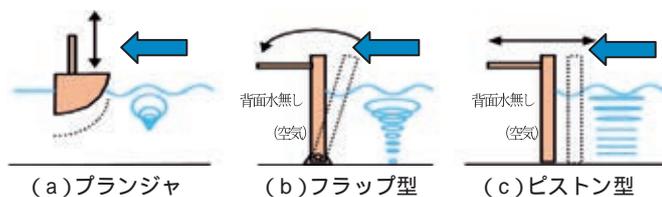


図1 背面波がない場合の吸収板の動き
Movement of the Absorbing Board without Back Waves

ここでは、「良い吸収機は、良い造波機である」⁴⁾の言にならない、模型試験の造波装置で使用される吸収制御方法を拡張して、波エネルギー吸収方法の原理について考える。特に、波エネルギー変換機として、現在、世界の主流と言える上下運動浮体によるエネルギー吸収を取り上げ、共振現象についても考察する⁵⁾。

通常、造波板として使用されることが多い方式は、プランジャ型、フラップ型及びピストン型の3種類があり、これらの形状を吸収板として議論することにする。これまでにこれらの運動評価に関し、速度ポテンシャル的アプローチによるものと、パネマス理論によるアプローチから検討を進めてきた¹⁾。今回これらの検討を更に進めた結果、両者から同じ結論を導くことができることが分かった。さらに、この考え方を発展させ、同調制御の検討を進め、最大のエネルギー回収が可能になることを導き出した。

2.1 波力発電の代表的なエネルギー回収方式

(1)背面波無し方式

波力発電用吸収板として、板の背面に波を作らない方式では、図1に示す3種類が使用されることが多い。

フラップ型とピストン型は背面が空気であり、形状的な工夫や水密構造によって、背面に波を作らないようにしている。

(2)背面波有り方式

背面に波を作らざるを得ない場合の方式を図2に示す。これらは効率は落ちるが、水密構造などが不要になり、建設コストは下がる。

2.2 速度ポテンシャル理論を用いた反射吸収板運動の検討

2.2.1 入射波と反射波の関係式

沖側から波が来るとき、岸側の海中に反射吸収板を設置して、波エネルギーを吸収する方法を考える。座標系は、沖側にx軸正方向を、鉛直方向上向きにz軸正方向をとり、x=0の位置にピストン型反射吸収板を置くものとする。振幅 a_I 、角周波数 ω 、波数 k 、初期位相 ϕ で、沖から来る入射波 I と、この波が、反射率 K_R の反射吸収板で反射して、振幅 a_R で沖に向かう反射波 R とは、それぞれ次のように表現できる。

$$\begin{aligned} I &= a_I \cos(\omega t + kx + \phi) \\ R &= a_R \cos(\omega t - kx + \phi) = K_R a_I \cos(\omega t - kx + \phi) \dots (1) \end{aligned}$$

さらに、吸収板の位置(x=0)での、それぞれの波形は、

$$\begin{aligned} I &= a_I \cos(\omega t + \phi) \\ R &= a_R \cos(\omega t + \phi) = K_R a_I \cos(\omega t + \phi) \dots (2) \end{aligned}$$

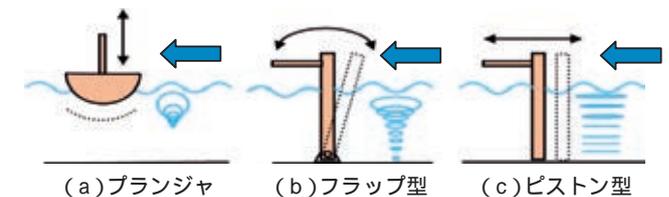


図2 背面波がある場合の吸収板の動き
Movement of the Absorbing Board with Back Waves

反射吸収板の変位 X によって、入射波 I を吸収し、同時に、反射波 R を造波することを考える。吸収板の変位を、吸収のための変位 X_I と、造波のための変位 X_R に分けて考えることとする。変位 X_I と変位 X_R の振幅をそれぞれ S_I 及び S_R とすると、反射率 K_R より、

$$S_R = K_R \cdot S_I \dots\dots\dots(3)$$

したがって、変位 X と速度 \dot{X} は、波の位相との関係で、以下ようになる。

$$X = X_R + X_I = S_R \sin(\omega t + \phi) - S_I \sin(\omega t + \phi)$$

$$= (K_R - 1) S_I \sin(\omega t + \phi) \dots\dots\dots(4)$$

$$\dot{X} = \dot{X}_R + \dot{X}_I = S_R \omega \cos(\omega t + \phi) - S_I \omega \cos(\omega t + \phi)$$

$$= (K_R - 1) S_I \omega \cos(\omega t + \phi) \dots\dots\dots(5)$$

微小振幅波理論から、 $x > 0$ の領域の速度ポテンシャルは、変位 X_R で正方向進行波を、また変位 X_I で負方向の進行波を吸収するという条件を与えることにより、重力加速度を g 、水深を h として、以下で表現できる⁶⁾。

$$\begin{aligned} \varphi = & \bar{A} S_R \frac{g}{\cosh kh} \frac{\cosh k(z+h)}{\cosh kh} \sin(\omega t - kx + \phi) \\ & + \bar{A} S_I \frac{g}{\cosh kh} \frac{\cosh k(z+h)}{\cosh kh} \sin(\omega t + kx + \phi) \\ & - \cos(\omega t + \phi) \sum_{n=1} \bar{C}_n S_R \frac{g}{\cos kh} \frac{\cos k(z+h)}{\cos kh} e^{-k_n x} \\ & + \cos(\omega t + \phi) \sum_{n=1} \bar{C}_n S_I \frac{g}{\cos kh} \frac{\cos k(z+h)}{\cos kh} e^{-k_n x} \dots\dots\dots(6) \end{aligned}$$

ここで、 k 及び k_n は以下の関係式より求まる定数である。

$$\frac{g}{\omega^2} = k \tanh kh = -k_n \tan k_n h \dots\dots\dots(7)$$

またピストン型の場合には、 \bar{A} 、 \bar{C}_n は以下で定義される。

$$\bar{A} = \frac{2 \sinh^2 kh}{kh + \sinh kh \cosh kh} \quad \bar{C}_n = \frac{2 \sin^2 k_n h}{k_n h + \sin k_n h \cos k_n h} \dots\dots\dots(8)$$

式(6)の右辺第1項は、 x 正方向への進行波を、第2項は、負方向への進行波を表し、第3項と第4項とは、吸収板前面 ($x=0$) で振幅が最大で波長が無限に長い定常波を表すことになる。この第1項が、 S_R に、また第2項が S_I に一致するためには、

$$\bar{A} \cdot S_R = a_R \quad \text{かつ} \quad \bar{A} \cdot S_I = a_I \dots\dots\dots(9)$$

でなければならない。

ここで \bar{A} は、制御工学では、伝達関数振幅特性、また、浮体型の場合には、船舶工学では発散波振幅比と呼ばれている。ピストン型やフラップ型では解析的に計算できるが、浮体式の場合には数値計算が必要である⁷⁾。

吸収板前面 ($x=0$) での波面変動は、

$$\begin{aligned} \varphi_0 &= \frac{1}{g} \left(\frac{\partial \varphi}{\partial t} \right)_{x=0} \\ &= \bar{A} S_R \cos(\omega t + \phi) + \bar{A} S_I \cos(\omega t + \phi) \\ &+ \sum_{n=1} \bar{C}_n (S_R \sin(\omega t + \phi) - S_I \sin(\omega t + \phi)) \dots\dots\dots(10) \end{aligned}$$

さらに、

$$\bar{C} = \sum_{n=1} \bar{C}_n \dots\dots\dots(11)$$

とおき、変位の式(4)と式(9)を用いて整理すると、

$$\varphi_0 = a_R \cos(\omega t + \phi) + a_I \cos(\omega t + \phi) + \bar{C} X \dots\dots\dots(12)$$

速度の式(5)の両辺に、 \bar{A} を乗じ、式(9)を用いて整理すると、

$$\bar{A} \dot{X} = a_R \cos(\omega t + \phi) - a_I \cos(\omega t + \phi) \dots\dots\dots(13)$$

式(12)と式(13)の辺々を加えて整理すると、

$$\begin{aligned} \bar{A} \dot{X} &= 2a_R \cos(\omega t + \phi) - \varphi_0 + \bar{C} X \\ \dot{X} &= \frac{1}{\bar{A}} (2a_R \cos(\omega t + \phi) - \varphi_0 + \bar{C} X) \\ &= \frac{1}{\bar{A}} (2K_R \cdot a_I \cos(\omega t + \phi) - \varphi_0 + \bar{C} X) \dots\dots\dots(14) \end{aligned}$$

吸収波パワーが最大になるのは、反射がゼロの場合なので、

$$\dot{X} = \frac{1}{\bar{A}} (-\varphi_0 + \bar{C} X) \dots\dots\dots(15)$$

さらに、 \bar{A} は、周波数に依存せずほぼ一定とみなせるので¹⁾、これを制御係数と定義して K_A とおくと、

$$K_A \approx \frac{1}{\bar{A}} \dots\dots\dots(16)$$

$$\dot{X} \approx K_A (-\varphi_0 + \bar{C} X) \dots\dots\dots(17)$$

これは、 φ_0 を波高計で検出して上記の速度で動かせば、最適吸収を達成できることを表している。

以上のことは、すでに吸収式造波機の理論においてすでに実証済みのことで、国内外の数多くの造波装置に適用されている。造波機の場合、配置の都合上造波板前面で波形を検出するため、上式が基本制御式になる。しかし、波吸収板の場合は、吸収板の側方に波形センサーを設置すれば、吸収板からの反射の影響を受けることなく通過する入射波 I のみを検出することができる。すなわち、

$$\begin{aligned} \bar{A} \dot{X} &= a_R \cos(\omega t + \phi) - a_I \cos(\omega t + \phi) = \varphi_{R, x=0} - \varphi_{I, x=0} \\ \dot{X} &= \frac{1}{\bar{A}} (\varphi_{R, x=0} - \varphi_{I, x=0}) \end{aligned}$$

$$= \frac{1}{A} (K_R - 1) \dot{X}_{x=0} \approx K_A (K_R - 1) \dot{X}_{x=0} \dots\dots\dots(18)$$

となる。

2.2.2 背面波がない場合の吸収波パワー

吸収波パワーの求め方として、二通りの方法がある。

一つは、吸収板の仕事量を計算する方法、もう一つは、吸収される波パワーから計算する方法である。吸収板の仕事(厳密には仕事率又はパワーに相当)は、速度ポテンシャルから吸収板の前面及び背面に働く流体圧を求めて、それに速度を乗ずれば計算できる。しかし、簡便のため波パワーから求めるものとする。

入射波、反射波の二種類の波の波高は、それぞれ以下のようになる。

$$\begin{aligned} \text{入射する波の波高} & H_I = 2a_I \\ \text{反射する波の波高} & H_R = 2a_R = 2K_R a_I \dots\dots\dots(19) \end{aligned}$$

一般に、規則波のパワーは、周期を T 、波高を H 、海水の密度を ρ とすると、

$$\begin{aligned} P &= \frac{1}{32} \rho g^2 H^2 T \\ &= 984 H^2 T (\text{w/m}) \approx H^2 T (\text{kW/m}) \dots\dots\dots(20) \end{aligned}$$

であるから、入射波を吸収しかつ反射がある場合の波パワーは、以下のようになる。

$$\begin{aligned} P &\approx H_I^2 T - H_R^2 T \\ &= 4T(1 - K_R^2) a_I^2 \dots\dots\dots(21) \end{aligned}$$

P が最大値となる場合は $K_R=0$ なので、式(18)は以下のとおり表すことができる。

$$\dot{X} \approx -K_A \dot{X}_{x=0} \dots\dots\dots(22)$$

この制御式に従って吸収板を動かせば、波パワーの最大吸収が実現することになる。

2.2.3 背面波がある場合の吸収波パワー

吸収板の背面に水がある場合には、吸収板が動くことによって背後に透過波が作られる。

$$\begin{aligned} \dot{X} &= \dot{X}_R + \dot{X}_T \\ &= S_R \cos(\omega t + \phi) - S_I \cos(\omega t + \phi) \\ &= (K_R - 1) S_I \cos(\omega t + \phi) \dots\dots\dots(23) \end{aligned}$$

この動作によって背後にできる波は T は、その振幅を a_T とすると、

$$\begin{aligned} T &= a_T \cos(\omega t + kx + \phi) \\ &= (K_R - 1) a_I \cos(\omega t + kx + \phi) \dots\dots\dots(24) \end{aligned}$$

である。

ちなみに、 $K_R=1$ のときには式(23)より、吸収板速度 $\dot{X}=0$ となり、吸収板は固定壁となる。この時、すべての入射波は、

完全反射され、透過波はゼロになる。速度がゼロであるから、吸収できる波パワーもゼロである。また、 $K_R=0$ のときには、式(23)より、透過波と入射波が等しくなってしまう。このときには、吸収板前面で得た波パワーは吸収板背面でそのまま放出されることが分かる。次に、背後に波を造る場合、反射率 K_R をどう取れば最大吸収となるのかを考える。

前項と同様に吸収波パワーを波パワーから求めるものとする、入射波、反射波及び透過波の三種類の波の波高は、以下のようになる。

$$\begin{aligned} \text{入射する波の波高} & H_I = 2a_I \\ \text{反射する波の波高} & H_R = 2a_R = 2K_R a_I \\ \text{透過する波の波高} & H_T = 2a_T = 2(K_R - 1)a_I \dots\dots(25) \end{aligned}$$

規則波のパワーの式(20)を用いると、入射波を吸収し、かつ反射と透過がある場合の波パワーは、以下のようになる。

$$\begin{aligned} P &\approx H_I^2 T - H_R^2 T - H_T^2 T \\ &= 4T(1 - K_R^2 - (1 - K_R)^2) a_I^2 \\ &= 8T(K_R - K_R^2) a_I^2 \dots\dots\dots(26) \end{aligned}$$

P の最大値を与える K_R は、 $K_R - K_R^2$ を微分して極値を求めると、

$$1 - 2K_R = 0 \quad K_R = 0.5 \dots\dots\dots(27)$$

のときであり、そのときの吸収波パワー P は、

$$\begin{aligned} P &\approx H_I^2 T - H_R^2 T - H_T^2 T \\ &= 4T(1 - 0.25 - 0.25) a_I^2 = 0.5 H_I^2 T \dots\dots\dots(28) \end{aligned}$$

となり、入射波パワーの最大 50% を吸収できることが、分かる。以上をまとめると、

- ・背面に波を造る場合、前面の反射率が K_R であると、透過率は $1 - K_R$ となる。
- ・このとき、吸収波パワーは入射波パワー $\times 2K_R(1 - K_R)$ となる。
- ・最大吸収は、反射率 $K_R=0.5$ のときで、(吸収板前面では入射波の半波高が反射し、背後で入射波の半波高が透過)、入射波パワーの 50% である。(入射波パワーの 1/4 を反射波で失い、1/4 を透過波で失う結果、吸収波パワーは 1/2 となる)

このときの制御式は、式(18)に $K_R=0.5$ を加味して、

$$\dot{X} \approx K_A (K_R - 1) \dot{X}_{x=0} = -0.5 K_A \dot{X}_{x=0} \dots\dots\dots(29)$$

式(22)及び式(29)は、ここで提案する制御方法の基本式であり、入射波の波形と振幅比についての知見があれば、理想的なエネルギー吸収が可能であることを示している。

2.3 パネマス理論を用いた浮体振動の検討

これまでの議論は、ピストン型の吸収板で行ってきたが、同じ議論が、フラップ型やブランチャ型の吸収板でも当てはまる。特に、波力エネルギー利用分野では、浮体型(ブランチャ型)の吸収板で計画されることが多く、浮体の上下方向

の共振によって最大吸収を得ようとする試みが、数多くなされている。この考え方は、浮体の運動を調和的強制力による強制振動と捉え、共振現象を利用してパワー吸収を行おうというものである。共振状態の一般的な周波数応答線図を図3に示す。

この図は、波振動数と浮体の固有振動数が一致する近傍で共振が起こる状況を示したものであり、振幅のピークは固有振動数よりやや低い側で出現していることが分かる⁸⁾。

ここではまず、パワー吸収が最大になる条件を確認するため、以下の強制振動の一般式を用いて検討を行う。

$$m\ddot{x} + 2m\dot{x} + m\omega_0^2 x = F_0 \cos t$$

$$\ddot{x} + 2\dot{x} + \omega_0^2 x = f \cos t \dots\dots\dots(30)$$

ここで m : 浮体質量, γ : 減衰率, f : F_0/m , F_0 : 強制外力(振幅), ω_0 : 浮体の固有振動数である。

浮体の変位 x_0 は、動揺振幅を S とすると、

$$x_0 = S \cos(\omega t - \varphi)$$

$$S = \frac{f}{\sqrt{(\omega^2 - \omega_0^2)^2 + (2\gamma\omega)^2}} \dots\dots\dots(31)$$

十分時間が経過した後、外力のする仕事と減衰力のする平均の仕事は等しくなる(各瞬間には変動がある)。この仕事を時間平均すると、エネルギー吸収(平均パワー)の共鳴曲線は、以下ようになる。

$$P(\omega) = m \cdot S^2 \omega^2 = \frac{m f^2 \omega^2}{(\omega^2 - \omega_0^2)^2 + (2\gamma\omega)^2} \dots\dots\dots(32)$$

これはローレンツ型の関数で、その極大値は、 $\omega = \omega_0$ のときに得られる。すなわち、

$$P(\omega)_{\max} = P(\omega_0) = \frac{m f^2}{4} \dots\dots\dots(33)$$

以上から、最大パワーが得られるのは、振幅がピークになる場合ではなく、固有振動数 ω_0 の場合であることが分かる。

2.4 同調(共振)制御

以上を踏まえ、図2の左端のような上下方向のみに動く

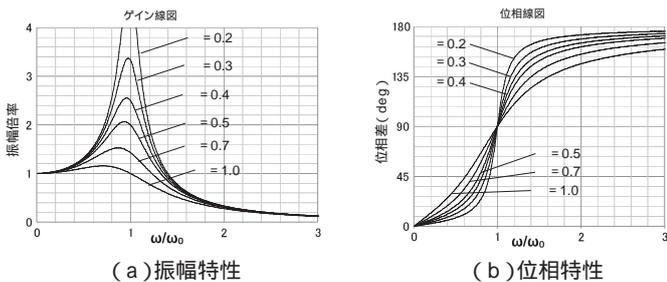


図3 共振状態の周波数応答
Frequency Response in Resonance Condition :
Amplitude Ratio (left) and Phase Difference (right)

左右対称浮体の運動方程式を表現すると、

$$(M + m_a + m_m)\ddot{Z}(t) + (N + C_m)\dot{Z}(t) + (gA_w + k_m)Z(t) = F_Z(t) \dots\dots\dots(34)$$

ここで、 Z : 浮体上下変位, M : 浮体質量, m_a : 付加質量, m_m : 発電機, フライホイール等の回転慣性質量, N : 浮体の造波減衰係数, C_m : 発電負荷, A_w : 浮体の水線面積, k_m : 発電機による付加ばね係数, F_Z : 波強制力である。

式(32)で、浮体が波強制力に対して同調する条件は以下である。

$$(M + m_a + m_m)\ddot{Z}(t) + (gA_w + k_m)Z(t) = 0 \dots\dots\dots(35)$$

式(35)を式(34)に代入すると、同調時の運動方程式は以下となる。

$$(N + C_m)\dot{Z}(t) = F_Z(t) \dots\dots\dots(36)$$

この時の固有振動数は以下の式で計算できる。

$$\omega_0 = \sqrt{\frac{gA_w + k_m}{M + m_a + m_m}} \dots\dots\dots(37)$$

波強制力 F_Z が与えられると、 m_m や k_m を変化させて、浮体の固有振動数 ω_0 を波振動数 ω に一致させる(=同調条件を満足させる)ことができる。このとき浮体の運動は、入射波に対して、 $\pi/2$ 位相が遅れ、共振状態となる。

式(35)の一般解から、浮体の運動振幅を S , 位相を φ とすると、

$$S = \frac{F_Z}{\sqrt{((gA_w + k_m) - (M + m_a + m_m)\omega^2)^2 + (N + C_m)^2 \omega^2}}$$

$$= \frac{1}{\sqrt{(1 - (\omega/\omega_0)^2)^2 + \{2(\gamma/\omega_0)\}^2}} \frac{F_Z}{gA_w + k_m}$$

$$= \frac{1}{\sqrt{(1 - (\omega/\omega_0)^2)^2 + \{2(\gamma/\omega_0)\}^2}} S_S$$

$$\tan \varphi = \frac{N + C_m}{(gA_w + k_m) - (M + m_a + m_m)\omega^2}$$

$$= \frac{2\gamma/\omega_0}{1 - (\omega/\omega_0)^2} \dots\dots\dots(38)$$

上記で、 S_S は、浮体に F_Z の静的外力を加えたときの静的変位量である。また、減衰比 γ は、

$$\gamma = \frac{N + C_m}{2\sqrt{(M + m_a + m_m)(gA_w + k_m)}} \dots\dots\dots(39)$$

同調時は、 $\omega = \omega_0$ であるので、式(38)は以下ようになる。

$$S = \frac{F_Z}{(N + C_m)} \quad \varphi = \frac{\pi}{2} \dots\dots\dots(40)$$

発電負荷 C_m の行う一周期の仕事率が、平均発電パワーであるので、

$$P = \frac{1}{2} C_m (S \dot{\gamma})^2 = \frac{1}{2} C_m \frac{F_Z^2}{(N + C_m)} \dots\dots\dots(41)$$

さらに、発電量 P が最大になるのは $C_m=N$ のときなので、

$$S = \frac{F_Z}{2N} \dots\dots\dots(42)$$

$$P_{max} = \frac{F_Z^2}{8N} \dots\dots\dots(43)$$

となる。

ここで、入射波の振幅を a_I とすると、2次元浮体の場合、造波減衰係数 N 、発散波振幅比 \bar{A} 及び波強制力 F_Z の関係は、以下で表現できる⁹⁾。

$$N = -\frac{g^2}{3} \bar{A}^2 \quad N = \left| \frac{F_Z}{g a_I} \right|^2 \dots\dots\dots(44)$$

これらを、式(42)に代入すると、最大発電時の振幅は、以下のように求められる。

$$S = \frac{F_Z}{2N} = 0.5 \cdot \frac{a_I}{A} \dots\dots\dots(45)$$

位相と振幅の二つの要件が定まったので、ピストン型と同様に、吸収板側部に設けた波高計で入射波を計測し、その波形で浮体の上下速度を制御することを考えると、制御式は以下で表現される。

$$\dot{Z} = -0.5 \frac{F_Z}{A} \dots\dots\dots(46)$$

この式は、前項のピストン型の吸収板で、得られた式(29)と等価であることが分かる。つまり、入射波の波面情報と振幅比の見えさえあれば、浮体式においても、ピストン型で示した方法と全く同じ方法が使用でき、それが共振条件を満足させることが分かった。これは、波高計の出力に速度を比例させることで位相条件を満足させ、さらに、振幅比を正確に見積もることで振幅条件も満足させるからである。また、ピストン型の場合には、背面波無しと背面波有りがあったように、浮体式にも同じ現象がある。ソルターダックの名で有名な図4に示す波吸収機は、前面でピッチングによる吸収動作を行うときに背面には一切波を作らない形状になっている。

図1(a)の場合でも同様であり、このような背面波無し形状の場合には、波の吸収動作に伴って背後に波を作ることが少ないため、式(22)と同様の式、

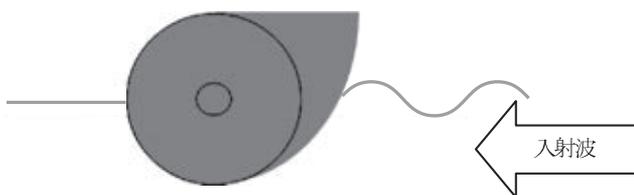


図4 ソルターダック¹⁰⁾
Salter's duck

$$\dot{Z} \approx -K_A \cdot \dots\dots\dots(47)$$

を使用することができる。このような背面波無し条件が成立する短い波周期においては、理論上の波吸収効率は100%となる。

以上は、2次元体系の場合について議論を進めてきた。3次元の場合は、1975年から1976年に、Budal, Falnes, Evans, Newmanが、ポイント・アブソーバ理論を見出している⁵⁾。これは、鉛直軸に対称な円形のフロートを使用すると、フロートの大きさとは無関係に、波長の2分の1の波パワーを吸収できるというものである。ポイント・アブソーバのフロートの水平断面形状は、重ね合わさって形成される波の成分を考えると円形であるべきとされているが、大洗の実証試験装置では矩形を選択した。これは、フロートが波長に対して十分小さい場合は円形と大差ないと考えたこと、及び製作コストを重視し実証試験を行うことを目的としたからである。1/2位相を遅らせて同調を起こすという意味では、当社の2次元理論でもポイント・アブソーバの3次元理論でも同様な制御方法である。回収できるエネルギーについては、今後ポイント・アブソーバとの比較検討を進めていきたい。

3. 水槽実験による実証と考察

世界で開発中の波力発電装置として、圧倒的に多いのは、浮体の上下運動を利用する方法である。係留方法や固定方法を考えると、この方法が経済性に優れると考えられた結果だと思われる。

ピストン型や図5に示すフラップ型のものについては、すでに数多くの造波装置において、きわめて高い消波性能を持つことが実証されているので、水槽実験は、浮体式モデルについて形状を何種類か変更して行った。代表的なモデルを写真3に示す。

ここでは、三井造船昭島研究所で実施した、大洗港に設置する実証試験装置の1/5スケールモデルによる性能確認試験について示す。モデルは、実証試験装置と同じ動力伝達にラック・アンド・ピニオン方式を採用し、フロート内部に駆動と回生を兼ねたサーボモータを内蔵している。同調制御は、フロート横に設置した波高計の情報を利用している。実証試験装置の動力伝達概念を図6に示す。

まず、規則波中で波パワー1次変換効率を計測した。

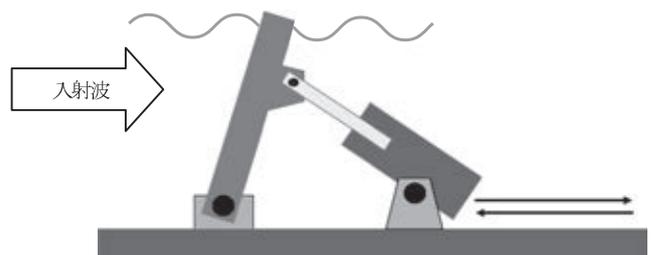


図5 フラップ式の波エネルギー変換機
(AQUAMARINE POWER社タイプ)
Flap-type Wave Energy Converter
(AQUAMARINE POWER Ltd.)



(a)背面波がない場合のモデル (b)背面波がある場合のモデル

写真3 水槽試験に用いた吸収板モデルの一例
Triangular Float, Cubic Float, Boat like Float etc.

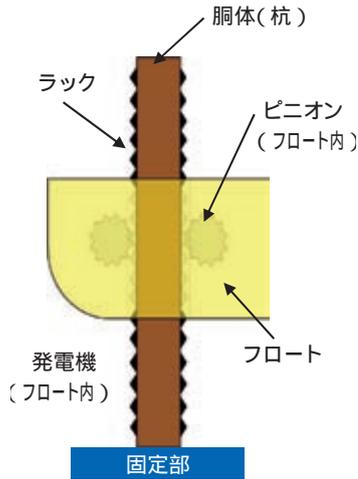


図6 波力発電装置の動力伝達概念
Power-transmitting Mechanism of the Power Generator

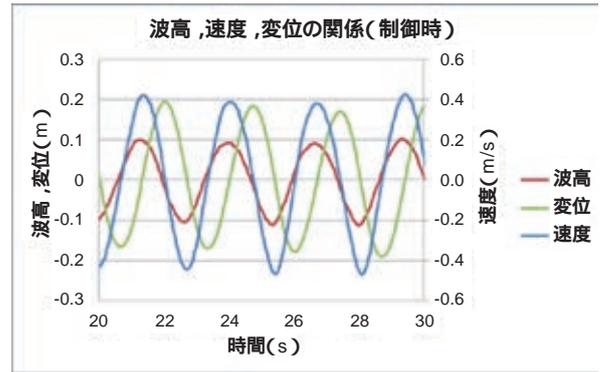


図7 入射波とフロートの速度、変位の関係
Relation of Incident Wave, Float Speed, and Displacement

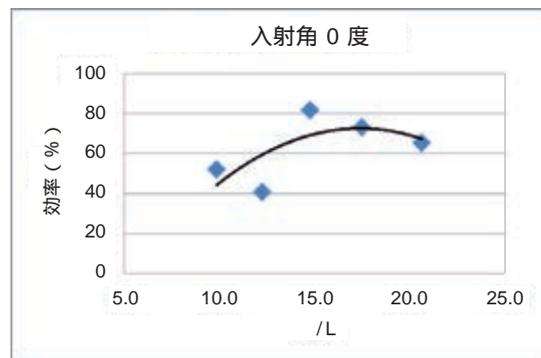


図8 正面規則波における1次変換効率
Primary Conversion Ratio in Regular Head Sea



写真4 正面波による同調制御試験
Resonance control test in head sea condition

写真4に、正面波による同調制御試験の状態を示す。赤線がフロートの喫水線であり、フロート上下と波面の位相がずれていることが分かる。

図7に、波周期 2.68 s (実証試験装置 6 s), 波高 0.2 m (実証試験装置 1 m) の規則波中同調制御試験における、波とフロート変位、フロート速度の時系列を示す。フロート横に設置した波高計の信号を利用した制御を行った場合、フロートに入射する波とフロート変位の位相が $\pi/2$ ずれて変位振幅も波振幅より大きくなっている。フロートの上下運動が入射

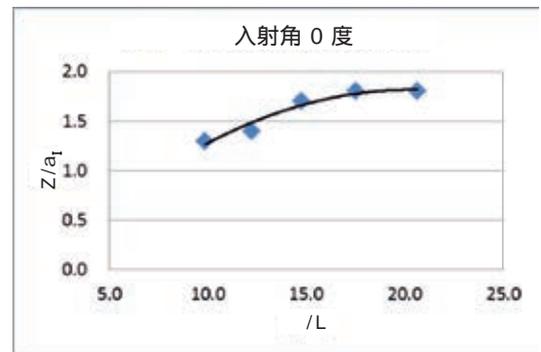


図9 正面規則波におけるフロート変位振幅比
Displacement Amplitude Ratio in Regular Head Sea

波に対して、同調状態になっていることが分かる。

図8に、波高 0.2 m (実証試験装置 1.0 m) の正面規則波における波パワー1次変換効率の結果を示す。1次変換効率は、1次変換パワーをフロート幅 0.5 m で求めた入射波パワーで除した効率である。図9に、その時のフロート変位振幅比 (Z/a_1) を示す。横軸は、入射波の波長をフロート長 L (0.64 m) で除した波長比であり、実証試験装置の周期で約 4.5 s から 6.5 s の範囲である。図中の線は結果の近似曲線である。

実証試験装置のフロート形状と波高計利用の同調制御を用いることにより、1次変換効率が最大 80% に達することが分かった。また、制御無し状態では、振幅比が 1 となるよう

な波長比 10 以上の長周期の波においても、同調制御を行うと振幅比は 1 より大きくなり、パワー吸収状態でも 1.5 以上になることが分かった。

有義波高 0.15 m (実証試験装置 0.75 m) の正面不規則波中試験も行った。図 10 に 1 次変換効率を示すが、不規則波の場合も、50% ~ 60% 程度の 1 次変換効率を示すことが分かった。横軸は、平均波周期相当の波長をフロート長で除した値である。

また、入射角 45 度の場合の試験も行ったが、正面波中の結果と大差ないことが確認できた。フロート長に比べて入射波の波長が 10 倍以上になるため、四角形フロートでも波向き影響が現れないことが分かった。

水槽実験を行って得られた主要な成果を以下に示す。

波高計の設置位置

フロートの前面と側面に設置する方法について検討した結果、制御式と比例係数が理論と一致することを確認した。設置場所は反射波の影響が小さい側面が有利である。

エネルギー回収モデル

背面波無し形状を用いて試験を行った結果、100% に近い波吸収効率が達成できた。しかし、波長が長くなるほど、透過波が増え、波無し形状の効果が薄れることが示された。実海域の波は、波長が数十 m から 100 m 以上になるため、浮体はある程度の大きさがないと、効果は現れない。した

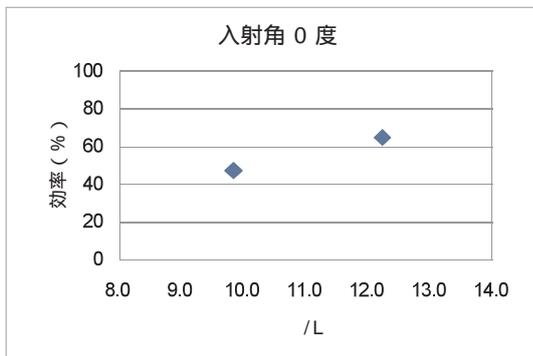


図 10 正面不規則波における 1 次変換効率
Primary Conversion Ratio in Irregular Head Sea



写真 5 大洗港における実証試験装置の設置場所
Location of Installation (Oarai Port)

がって、実証試験では背面波有りの形状を選択しても影響は小さいことが分かった。

復元力の影響

長周期波では、他の力に比べて、復元力項が卓越してくる。これに対抗するためには、式(35)に示されている回転慣性質量と付加バネ係数を適切に選定する必要がある。付加バネ係数は、発電機の力行により得られるが、水槽試験により発電機が過大にならないようなフライホイールのサイジングを行った。

4. 大洗港における実証試験

実証試験装置を 2014 年度に製造し、茨城県大洗町にある大洗港の防波堤外側に設置した(写真 5)。実証試験装置の仕様を表 1 に示す。

実証試験装置は、大洗港の南防波堤から約 50 m 沖合、水深 6.5 m のところに設置した。実証試験装置から海底ケーブルで電力を陸上へ送電し、大洗港の水産ふ頭地区に隣接する活魚場へ海水を供給する取水ポンプに電力を供給する。

本装置は、水深が浅い沿岸域に設置する小型の着底式波力発電装置である(図 11)。インフラ等が整備された沿岸域に設置するため、波パワーが減衰する不利な点もあるが、波力発電装置本体や海底ケーブル等の現地施工に加え、メンテナン

表 1 実証試験装置の仕様
Specification of Demonstration Unit

発電所名称	大洗港波力発電実証試験機	
形式	機械式	
発電所の位置	茨城県東茨城郡大洗町磯浜町	
発電所の出力	20 kW	
周波数	50 Hz	
発電機本体	種類	永久磁石式同期発電機
	台数	2
	容量	10 kVA
水深	6.5 m	
係留杭長	11 m	
設置方式	着底式(ブロック方式)	
フロート	幅	2.5 m
	奥行き	3.2 m
	高さ	3 m
動力伝達機構	ラック・アンド・ピニオン	

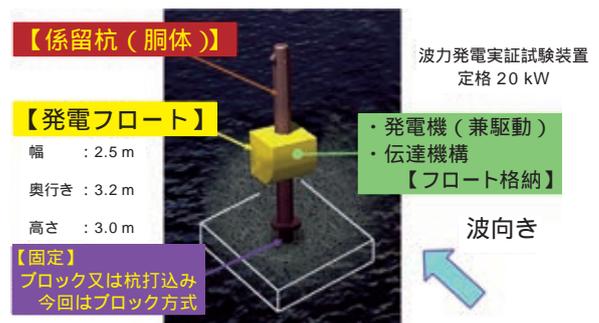


図 11 実証試験装置の構造
Structure of the Demonstration Unit



写真6 実証試験装置の製造状況
Assembling of the Demonstration Unit



写真7 実証試験装置の設置状況
Demonstration Unit after Installation

性についても比較的容易になり、多くのメリットが存在する。

実証試験装置の工場製作状況は写真6に示したとおりであり、2014年11月末に完成した。現地据え付け状況は写真7に示したとおりであり、2015年1月に完了した。

本実証試験では、活魚場へ供給する取水ポンプの実負荷に対して安定的に電力を供給することに加え、波パワーに対する発電効率を40%以上とすることを目標としている。また、荒天対策として、3mを超える大きな波が発生する場合に発電フロートを沈降させ、装置全体が受ける外力を減らすことで装置全体を守る対策の有効性についても確認する。本格的な実証試験は、2015年9月からスタートさせる予定である。

5. おわりに

本報では、吸収式(無反射式)造波装置の理論を基に、波エネルギー変換機の理論を考察した。その結果、消波を目的とした吸収制御と、共振を目的とした同調制御とが、同一の結果となることを示した。また、波形センサーをフロートの側方に設置することによって、極めて単純な制御式で対応可能であることが分かった。波形センサーの信号を速度指令にフィードバックすることにより、吸収板の位相を自動的に入射波に対して $1/2$ 遅らせることは容易である。また、式(16)で定義される制御係数 K_A は、本装置を設置する場所によって決定されるため、事前に計算可能であり、発電装置設置後速やかに性能確認が可能である。さらに、学習機能を付加することにより、波浪に対する周波数別の最適値を取得することも可能である。これらを実証試験期間中に同調条件に極力反映し、目標とするエネルギー変換効率を得られるかどうかを実証する。

本報は、環境省委託事業であるCO₂排出削減対策強化誘導型技術開発・実証事業再生可能エネルギー・自立分散型エネルギー低炭素化技術開発分野のうち、「小型で高効率な波力発電システムに関わる技術開発・実証事業(副題:大洗港における実証)」の成果の一部を掲載したものである。

現在、環境省地球環境局、国土交通省港湾局をはじめとする国等のご支援を頂いている。特に、実証試験場所である茨城県及び大洗町並びに大洗町漁業組合の皆様方に絶大なご協力を頂いている。ここに感謝の意を表する。

参考文献

- 1) 川口：波面検出及び速度制御を用いた無反射制御方式、三井造船技報、128(1986-6)、p. 21
- 2) S. H. Salter：Absorbing wave-makers and wide tanks, Proc. of the Conf. on Directional Wave Spectra Applications,(1981)、p. 185
- 3) 平口・外：水面波形制御方式による無反射造波機の不規則波実験への適用性、第35回海洋工学講演会論文集(1988)、p. 31
- 4) J. Falnes：Principles for Capture of Energy from Ocean Waves. Phase Control and Optimum Oscillation, Technical Report, Department of Physics, NTNU, N-7034 Trondheim, Norway(1995)、p. 2
- 5) J. Falnes：Ocean Waves and Oscillating Systems, Linear Interactions Including Wave-Energy Extraction, Cambridge University Press,(2002) p. 196
- 6) 井島：海岸工学、朝倉書店(1970)、p. 21
- 7) 小林・外：非対称断面をもつ柱状体に働く流体力、三井造船技報、87(1974-7)、p. 6
- 8) 柏木：浮体の動揺理論とストリップ法、日本船舶海洋工学会 性能・運動分野「夏の学校」講義資料(2007)、p. 3
- 9) 元良：改訂版 船体と海洋構造物の運動学、成山堂(1992)、p. 132
- 10) S. H. Salter：Wave power, Nature, 249(1974)、p. 720

〔問い合わせ先〕

技術開発本部 技術総括部
TEL 03 - 3544 - 3025 中野 訓雄



中野 訓雄



川口 隆



前村 敏彦



宮島 省吾

レーザ・アークハイブリッド溶接技術を開発 - 船舶建造へ適用 -



写真1 自社開発の開先做いシステムを搭載した溶接台車による溶接施工状況

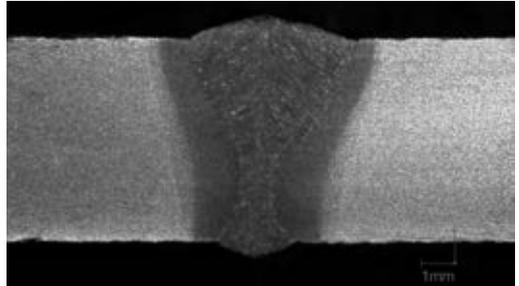


写真2 レーザ・アークハイブリッド溶接部の断面写真



写真3 溶接後の板継ぎパネル外観

三井造船は、商船における上部構造や、海上保安庁向け大型巡視船における一部の甲板の板継ぎ工程に、レーザ・アークハイブリッド溶接（以下、ハイブリッド溶接）法を適用した。

パワー密度の高いレーザ溶接は、低入熱、低ひずみ、高速溶接、深溶け込み溶接等の優れた特長がある半面、鋼材同士のすき間（ギャップ）をゼロ近くにして溶接を行う必要がある。一方、船舶建造で広く用いられているアーク溶接は、耐ギャップ性に優れるものの、溶接後のひずみ取りが必須工程となっており、工数増大の一因となっている。レーザ溶接とアーク溶接を併用するハイブリッド溶接法は、レーザ溶接とアーク溶接の長所を活かしつつ、欠点を補完しあう溶接法であり、船舶建造の生産性及び品質向上につながる技術として期待されている。

当社は、2011年度にハイブリッド溶接装置を導入するとともに、2012年度より大阪大学に開設された三井造船（高品位溶接・接合プロセス工学）共同研究講座の成果を活用しながら、ハイブリッド溶接法の開発を進めてきた。ここで培われた知見を基に、降伏点 32 kgf/mm² 級高張力鋼の下向き突合せ溶接について、NK（日本海事協会）船級の溶接施工法承認試験を実施した結果、レーザ・アークハイブリッド溶接ガイドラインで規定される非破壊検査及び機械試験の基準を全て満足し、溶接施工法承認を取得した。本承認を受け、商船の上部構造へハイブリッド溶接法を適用した結果、船舶建造時の溶接長に対しても、安定した溶接品質を確保できることを実証した。本実績を基に、国土交通省から溶接施工法承認を取得後、さらに、より高い品質管理が求められる海上保安庁から

施工許可を取得し、大型巡視船への適用を果たした（写真1）。今後も、船舶建造の生産性及び品質の向上を目指して、鋭意開発を進める予定である。

特長

- (1)裏当て材を用いない1パスの適正溶接条件を確立した（写真2）。
- (2)汎用レーザセンサによる自動溶接線（開先）做い機構を搭載した溶接台車を自社開発し、1回の溶接線長が10m以上の船舶建造工程に対応可能とした。
- (3)溶接後の板継ぎパネルは、余盛の小さい良好なビード外観であり、ひずみが極めて小さいことを確認した（写真3）。

設備構成及び承認取得範囲

レーザ発振器：ディスクレーザ（5.3 kW）
 伝送ファイバ：コア径 200 μm
 加工ヘッド：バックフォーカス 220 mm
 アーク溶接機：CO₂ 自動溶接機（350 A）
 承認取得鋼種：軟鋼（KA）、高張力鋼（KA32）
 承認取得板厚：公称 5.5 ~ 8.0 mm

（技術開発本部）

〔問い合わせ先〕

玉野技術開発センター
 TEL 0863 - 23 - 3103 小野 昇造

重要文化財の長寿命化工事 - 清洲橋長寿命化工事(その2) -



写真1 清洲橋の全景



写真2 1500kN ダンパー設置完了

東京都が管理する3橋の国指定重要文化財橋梁のうち、昭和3年に竣工した清洲橋は、橋長186.223m(中央径間91.440m、側径間26.108m)の我が国唯一の“鋼3径間連続吊鎖自碇式(ちょうさじていしき)補剛吊橋”である。東京都の橋梁長寿命化事業の一環として、三井造船鉄構エンジニアリングが受注した清洲橋を健全な形で次世代に継承するための長寿命化工事について報告する。

本工事は、隅田川両岸のA1、A2橋台にダンパー及び変位制限構造を設置し、P1主塔部の桁受支承補強を行う工事である。

本工事は、重要文化財対象となったため、安全性を保持しつつ外観変化の最小規模化といった重要文化財ならではの制約があった。

特長

(1) レベル2地震動対策補強工事による耐震性向上

都心で想定される地震動のうち、最大規模の強さを有するもの(レベル2地震動)が作用した場合においても、橋梁の構造の安定に重大な影響を及ぼさず、損傷等が軽微な修復により機能を回復できるように、以下の対策を施した。

- ・1500kN ダンパー設置による床版両端部の変位量抑制
- ・緩衝ピンを使用した変位制限構造による床版両端部の横揺れ防止
- ・P1主塔下部の桁受支承補強工による床版の変位量抑制

(2) 金属溶射等の表面処理工事による耐食性向上

施工前の腐食状況の確認と本体構造物の強度・健全度の検討を行った結果、腐食防止を考慮する必要性があり、現場塗装工に加え、防錆効果の高い金属溶射にて施工する方法が採用された。金属溶射の施工箇所は、主塔下の桁受支承部と、橋台下のペンデル支承部となった。

主要目

工事名：清洲橋長寿命化工事(その2)

工事場所：東京都中央区日本橋中洲地内から江東区清澄一丁目地内まで

発注者：東京都財務局(東京都第一建設事務所)

受注者：三井造船鉄構エンジニアリング株式会社

工期：平成26年2月19日～平成27年3月30日

工事範囲：工場製作 94.428t

ダンパー補強 上部工ブラケット取付8基
下部工ブラケット取付6基
控え部材取付1式
ダンパー取付16基

変位制限構造 変位制限構造取付8基
緩衝ピン32本

桁受支承補強工 2箇所(P1のみ)

現場塗装工 144m²(ダンパー)
13.8m²(ペンデル)

HTB工 8684本

アンカー工 85×2160×96本
90×1960×128本

台座コンクリート工 21m²

金属溶射 P1(2箇所)
A1(4箇所)

(三井造船鉄構エンジニアリング株式会社)

[問い合わせ先]

建設本部 東部工事部

TEL 0436-43-1853 村中 大助

大釜谷川橋(仮称)PC 上部工の建設
- 道南圏の高速交通ネットワークの形成 -



写真1 大釜谷川橋(仮称)

函館・江差自動車道は、函館新道に接続する函館 IC から北斗市、木古内町、上ノ国町を經由し、江差町に至る延長約 70km の一般国道の自動車専用道路である。本路線は函館新道、北海道縦貫自動車道、函館新外環状道路と連携して道南圏の高速交通ネットワークの形成を図り、函館空港、函館港及び平成 28 年開業の北海道新幹線との結節機能による生活、産業及び観光振興を担う重要路線である。

大釜谷川橋(仮称)は、函館から西へ約 20 km の場所に設置されたポストテンション方式の 3 径間連続 PC ラーメン箱桁橋で、張出し施工方式により架橋された。架橋の際には、環境保全に配慮しながら、構造的、施工性及び長期耐久性の向上を考慮した施工方法を採用した。

特長

(1) 寒中コンクリートの施工

脚頭部及び柱頭部の施工は 12 月から 3 月の厳冬期であったため、寒中コンクリートとして施工する必要があり、打設時にはコンクリート温度の低下を防ぐため圧送管に断熱カバーを取り付け、打設後は養生上屋内を給熱養生し、コンクリートの温度を基準値以上に維持する品質管理を行った。

(2) 片側張出し架設部の施工

江差町側の P2 橋脚からの張出しは、21 ブロックまで両側を同時に施工できるが、最終の 22 ブロックは A2 橋台側のみの施工となる。このために生じるアンバランスモーメントを低減させるため、P2 橋脚から中央閉合側の架設に用いた移動作業車をカウンターウェイトとして残す施工を行った。

(3) 変位管理システムによる精密施工

張出し施工で架設した主桁を中央で閉合するためには、橋梁上に設けた基準点を常時計測し、変位管理を行う必要がある。しかし、計測により得られた値には、設計公差、気温の周期的な変動などがあり、張出し架設長が最大で 66 m となる本橋はこの影響が顕著に大きくなる。

この対策として、本施工では各施工段階における主桁の変位計測に加え、橋脚の回転及び外気温を定期計測し、これらの影響を考慮する変位管理システムを構築し施工を行なった。

主要目

橋 名：大釜谷川橋(仮称)
所 在：北海道上磯郡木古内町
橋 長：298.0 m
支 間 長：77.0 m + 136.0 m + 83.0 m
構造型式：3 径間連続 PC 箱桁ラーメン橋
荷 重：B 活荷重
事 業 主：北海道開発局函館開発建設部
工期：平成 25 年 10 月～平成 27 年 11 月

(ドービー建設工業株式会社)

〔問い合わせ先〕

技術部 北海道グループ
TEL 011 - 221 - 1571 松井 敏二

三井造船技報編集委員会

委員長 中谷 龍 男
委員 木澤 厚 夫
神 永 肇
鎌田 勤 也
速水 礼
佐野 健 一
稲見 昭 一
穴倉 進
兼本 浩

三井造船技報

第215号

2015年(平成27年)8月31日発行

発行人 土井 宣 男
発行所 三井造船株式会社 技術開発本部
〒104-8439 東京都中央区築地5丁目6番4号
TEL 03-3544-3266
<http://www.mes.co.jp>
印刷 株式会社 三造ビジネスクリエイティブ
〒261-7128 千葉県千葉市美浜区中瀬2-6-1

三井造船技報に関するお問い合わせは、e-mail : gihojim@mes.co.jp まで。

万一、落丁・乱丁がありました節は、お取り替えます。

(非売品、無断転載を禁ず)

三井造船株式会社

<http://www.mes.co.jp/>

本社	〒104-8439	東京都中央区築地5丁目6番4号	TEL 03-3544-3147
幕張センター	〒261-7128	千葉県千葉市美浜区中瀬2丁目6番1	TEL 043-351-8000
北海道支社	〒060-0807	札幌市北区北七条西4丁目5番地1(伊藤110ビル)	TEL 011-736-0036
東北支社	〒980-0811	仙台市青葉区一番町2丁目7番17号(朝日生命仙台一番町ビル)	TEL 022-262-3481
中部支社	〒450-0003	名古屋市中区名駅南1丁目24番30号(名古屋三井ビル)	TEL 052-582-0145
関西支社	〒550-0004	大阪市西区靱本町1丁目11番7号(信濃橋三井ビル)	TEL 06-6447-2001
中国支社	〒730-0051	広島市中区大手町2丁目7番10号(広島三井ビル)	TEL 082-248-0311
呉営業所	〒737-0045	広島県呉市本通3丁目5番18号(メゾンロイヤル)	TEL 0823-25-7837
九州支社	〒812-0011	福岡市博多区博多駅前1丁目1番1号(博多新三井ビル)	TEL 092-411-8111
東九州支店	〒870-0027	大分県大分市末広町1丁目1番18号(ニッセイ大分駅前ビル)	TEL 097-537-9260
沖縄支店	〒900-0033	沖縄県那覇市久米2丁目4番16号(三井生命那覇ビル)	TEL 098-869-3135
玉野事業所	〒706-8651	岡山県玉野市玉3丁目1番1号	TEL 0863-23-2010
千葉事業所	〒290-8531	千葉県市原市八幡海岸通1番地	TEL 0436-41-1112
大分事業所	〒870-0395	大分県大分市日吉原3番地	TEL 097-593-3111

技術開発本部

玉野技術開発センター	〒706-0014	岡山県玉野市玉原3丁目16番1号	TEL 0863-23-3001
千葉技術開発センター	〒290-8531	千葉県市原市八幡海岸通1番地	TEL 0436-41-1110
昭島研究センター	〒196-0012	東京都昭島市つつじが丘1丁目1番50号	TEL 042-545-3111
つくば研究センター	〒104-8439	東京都中央区築地5丁目6番4号	TEL 03-3544-3266

海外事務所 北京, ジャカルタ, ハノイ, クアラルンプール

海外現地法人 三井造船ヨーロッパ株式会社(ロンドン)

三井造船(U.S.A.)株式会社

三井造船(上海)商貿有限公司

三井造船アジア株式会社(シンガポール)

三井造船技報 第 215 号の発行に当たって

「三井造船技報」をご高覧いただき、ありがとうございます。

本誌は、当社が平素ご指導いただいている方々へ、最近の当社の新製品や、それを支える技術についてご紹介するものです。本誌の内容につきましては、更に充実を図る所存ですので、忌憚のない御意見を賜りましたら、大変幸甚です。

送付先の貴組織名、ご担当部署、所在地などにつきましては正確を期しておりますが、変更などがございましたら、以下にご記入の上、FAX または e-mail でお知らせ頂きたいお願い申し上げます。

敬具

キ リ ト リ 線

FAX : 03 - 3544 - 3086

e-mail : gihojim@mes.co.jp

三井造船株式会社 技報編集委員会 事務局 行(TEL. 03 - 3544 - 3266)

三井造船技報 送付先の確認と第 215 号へのご意見等について

1. 送 付 先 : 従来通り 変更 削除 (いずれかに V を付けてください)

a) 旧送付先

所在地 〒 _____

組織名称 _____

担当部署 _____

旧送付先は、現在の宛先ラベルのコピーをここに貼付して
頂いても構いません。

b) 新送付先

所在地 〒 _____

組織名称 _____

担当部署 _____

ご担当者 _____

TEL No. _____

FAX No. _____

2. 今後の編集に反映させていただくため、下記アンケートにご協力をお願いします。

(1) 本号で興味のある記事をお知らせください。(最初のページ No. で可。複数回答可)

技術論文・報告では

製品・技術ニュースでは

その他の記事では

(2) その他、ご意見・ご要望あれば、お聞かせください。

キ
リ
ト
リ
線

主要営業品目

船舶・艦艇事業本部 TEL 03-3544-3318 FAX 03-3544-3031

液化天然ガス（LNG）運搬船，液化石油ガス（LPG）運搬船，原油輸送船，石油精製品運搬船，ばら積貨物船，オープンハッチ型貨物船，鉱石運搬船，石炭運搬船，コンテナ船，自動車運搬船，FSO，FPSO，超高速貨物船，超高速カーフェリー，各種特殊船
修繕船，各種改造船工事，M & R エンジニアリング
護衛艦（DD），潜水艦救難母艦（AS），潜水艦救難艦（ASR），音響測定艦（AOS），輸送艦（LST），補給艦（AOE），掃海母艦（MST），海洋観測艦（AGS），巡視船，練習船，海洋気象観測船，漁業調査船，漁業取締船，海洋調査船，研究調査船，物理探査船，環境整備船，視察船，測量船，交通艇，消防艇，高速旅客船，深海探査ロボット（AUV，ROV），小型水中ロボット，水道管点検ロボット
自動艦位保持装置（DPS），システム操船装置，艦橋情報表示装置（ABS / IBS），舵減揺装置，船体運動状態表示装置（SMACS），航海情報表示装置，フィンスタビライザー，中折式デッキクレーン，赤外線低減装置，弾薬搭載機材，補機制御表示装置，機関操縦装置，水中放射雑音シミュレータ，防火防水実習場，各種訓練水槽，操船シミュレータ
船舶運航支援のポータルサービス

機械・システム事業本部 TEL 03-3544-3950 FAX 03-3544-3055

船用ディーゼル機関
往復動圧縮機，バイナリー発電設備，蒸気タービン，炉頂圧回収タービン，軸流・遠心式圧縮機，ガスタービン，ガスエンジン
鍛造前誘導加熱装置（ピレットヒータ，パーヒータ，ピンヒータ 他），鉄鋼・非鉄分野向誘導加熱装置（薄板加熱装置，銅管焼鈍装置，線材加熱装置），高周波電源装置（PWM インバータ，サイリスタインバータ，トランジスタインバータ，ゾーンコントロール用電源）
遠隔操作マニピュレータおよびその周辺機器，センシング機器（地中埋設物・建築物探査レーダ，複合材剥離検査器），レーダ探査サービス，水理実験設備，塔，槽，熱交換器，回転式乾燥機
岸壁用コンテナクレーン，ヤード用コンテナクレーン，船用ガントリークレーン，ローダー，アンローダー（連続式，グラブバケット式），ジブクレーン，天井クレーン，コンテナターミナルマネジメントシステム
橋梁，ハイブリッド構造物（浮防波堤，浮消波堤，浮棧橋，浮体式係船岸，ケーソン），海洋構造物（シーバース，ケーソン，沈埋函，ジャケツト），浮体式海洋設備
LSS（ライフサイクルソリューションサービス：上記設備・機器の保守，改造用部品・機器の供給，性能改善・改造工事・延命工事などのエンジニアリング・サービスと施工），IT を活用した各種設備・機器のリモートモニタリングサービス・診断サービス・情報サービス，各種設備・機器の包括／一括メンテナンスサービス，各種技術サービス（運転及びメンテナンスにかかわる技術指導・工事指導・工事施工）

エンジニアリング事業本部 TEL 043-351-8000 FAX 043-351-8111

プラントのエンジニアリング及び建設工事（石油化学，化学繊維，合成樹脂，石油精製，ガス製造・精製，無機化学，化学肥料，石炭化学，発酵関連，ファインケミカル，代替エネルギー関連），プラント要素技術（加熱炉，分解炉，分解ガスクエンチャー，高粘度流体脱揮装置），エンジニアリング支援システム，フィージビリティスタディ，プラントメンテナンス，SDM 工事
海外土木・建築工事全般，特殊構造物，風力発電設備工事，海外橋梁
ディーゼルエンジン発電設備，太陽熱発電設備，バイオマス発電設備，各種コージェネレーションプラント，バイオエタノール設備
三井リサイクリング 21（キルン式ガス化溶解システム），廃棄物処理関連（流動床式焼却炉，粗大ごみ処理施設，リサイクルセンター，加熱脱塩素化装置，ダイオキシン分解触媒，炭化炉，PCB 処理），ガス処理関連（脱塩，集塵）
水処理関連（産業排水，汚泥），ガス処理関連（排煙脱硫，排煙脱硝，脱臭），廃棄物再資源化システム（焼酎廃液，有機性廃棄物からのメタン発酵，コンポスト及び乾燥装置），バイオガスプラント（生ごみ・汚泥バイオガスプラント，油温減圧乾燥式食品廃棄物再資源化システム，家畜糞尿再資源化システム）

