海底熱水鉱床の採鉱・揚鉱パイロット試験のための稼働性評価

正会員 大坪和久*	正会員 渡邊充史*
正会員 石田圭*	正会員 荒木元輝*
正会員 長谷川賢太*	正会員 齊藤昌勝*
正会員 佐藤宏*	正会員 湯川和浩*
正会員 岩下遼**	川野誠矢***

On availability analysis for pilot test of excavating and ore lifting conducted for seafloor polymetallic sulphides

by Kazuhisa Otsubo, <i>Member</i>	Mitsushi Watanabe, <i>Member</i>
Kei Ishida, <i>Member</i>	Motoki Araki, <i>Member</i>
Kenta Hasegawa, <i>Member</i>	Masakatsu Saito, <i>Member</i>
Hiroshi Sato, <i>Member</i>	Kazuhiro Yukawa, <i>Member</i>
Ryo Iwashita, <i>Member</i>	Seiya Kawano,

Summary

Building the technologies to commercialize the mining of seafloor polymetallic sulfides which is promising mineral resource is necessary. Based on the both the Basic Plan on Ocean Policy (approved by the cabinet on April 26, 2013) and the Plan for the Development of Marine Energy and Mineral Resources (formulated by Ministry of Economy, Trade and Industry (METI)), METI and JOGMEC (Japan Oil, Gas and Metals National Corporation) started the national seafloor polymetallic sulfides developing project and planed to demonstrate the pilot test in actual sea to validate the technologies for especially excavating and ore lifting, which is the first test in the world. Usually testing in actual sea is not safety and economical because the marine condition is severe for the operation. Therefore three years studies to ensure both safe and availability were conducted which led the pilot test to succeed. This paper shows our procedure of the availability analysis for the pilot test with the results of numerical simulation, model experiments and operational window analysis. To investigate the accuracy of the numerical simulation and confirm the effectiveness of the operational window analysis, the comparison with the measurements in the actual sea is also shown.

1. 緒言

我が国の沖縄近海等の排他的経済水域で分布が確認されている海底熱水鉱床は、海底鉱物資源として開発が期待されている。経済産業省及び（独）石油天然ガス・金属鉱物資源機構は我が国の第二期海洋基本計画¹⁾（平成25年4月26日閣議決定）及び第二期の海洋エネルギー・鉱物資源開発計画²⁾（平成25年12月24日経済産業省策定）に基づき、連続採鉱及び揚鉱に関する技術確立を目指すため、2017年8月から9月に

かけて世界初となる連続的に洋上に揚げる採鉱・揚鉱パイロット試験を沖縄北西海域において実施した。

パイロット試験のためには、想定海域における揚鉱母船の安全かつ効率的な操業のための稼働性評価が不可欠となる。本プロジェクトでは対象海域の海気象データを詳細調査すると共に、使用する揚鉱母船の位置保持、波浪中動揺性能に関する基本性能を把握し、それら評価結果を使って揚鉱オペレーションが許容される海気象条件を求めた。最終的には、海気象データを使って航海期間内で連続作業が何回期待できるかを評価することによって稼働性評価を行った。本論文では採鉱・揚鉱パイロット試験に向けた稼働性評価の取り組みについて報告する。

* 国立研究開発法人 海上・港湾・航空技術研究所

** 深田サルベージ建設株式会社

*** 独立行政法人 石油天然ガス・金属鉱物資源機構

2. 稼働性評価の流れ

海底熱水鉱床の商業化段階においては揚鉱作業のみならず、

鉱石のシャトルタンカーへの払い出しなどの関連作業を含めた全体システムの稼働性評価を本来行う必要がある。しかしながら、本プロジェクトで実施されるパイロット試験は、揚鉱母船から懸下された水中ポンプを使った連続揚鉱に関する性能データを取得することを一番の目的としている。したがって、揚鉱母船に関する稼働性を中心に考える必要があると考え、Fig.1 に示すような揚鉱母船で行われる揚鉱オペレーションに対する稼働性評価のフローチャートを計画し、それを 3 年計画で実施した。初年度においては揚鉱母船に作用する環境外力を把握すると共に、波浪中動揺、位置保持性能を水槽試験及び数値計算によって調査した。二年目においては事前海域試験を通じた基本性能評価結果の再検証を行いながら、揚鉱オペレーションで許容される海気象の閾値（許容条件）を求め、オペレーションウィンドウ解析によって計画している航海期間内における連続作業可能回数を海気象データから求めた。最終年度にはパイロット試験を行い、実際に得られた作業実績を最終確認することによって、これまでに行ってきた稼働性評価手法の妥当性及び問題点を確認した。

Fig. 1 Flowchart of availability analysis and corresponding section number in this paper to show work conducted in detail

2. 1 座標系

本論文で採用する座標系について述べる。船体固定座標系には、船体中央の水線面位置に原点 O 、船首方向を X 軸、左舷方向を Y 軸、鉛直上向きを Z 軸の正方向とする右手系直交座標を用いた。また、グローバル座標系として、海面高さに原点 o 、鉛直上向きに z 軸の正方向をとる右手系直交座標系を採用し、後述する時間領域数値計算では、船体中央部のムーンプール中心がグローバル座標系の原点に位置し、船体固定座標系の各軸がグローバル座標系の軸方向と一致するように計算開始時の初期位置を設定した。入射波の進行方向については、計算開始時に船尾から船首方向へ到来する波を追波、右舷側から到来する波を横波、船首から船尾方向へ到来する波を向波とし、反時計回りに入射角 $0 \sim 360 \text{deg}$ を定義した。風と潮流についても波の入射角の定義に従う。Fig.2 に座標系を示す。

Fig. 2 Coordinate system

3. 揚鉱母船

揚鉱作業の中心的役割を担う揚鉱母船には深田サルベージ建設株式会社が所有する POSEIDON-1³⁾（水線間長:70.4m、幅:20.4m、型深:7.0m）を使用した。その概観写真を Fig.3 に示す。以後、本論文では POSEIDON-1 を揚鉱母船と呼ぶ。揚鉱母船は DP システムを装備しており、船首にトンネルスタスターを 2 基、船尾にアジマス型スタスターを 2 基搭載している。また、ミッドシップ付近にはムーンプールを有しており、そこから揚鉱オペレーション時には揚鉱管を吊り下げ、その最下端に水中ポンプ及び移送管を接続する。

パイロット試験におけるシステム全体図を Fig.4 に示す。揚鉱母船以外にも集鉱試験機を船上からコントロールする白嶺、揚鉱オペレーション時の鉱石分離の際に生じる処理水を陸上まで輸送する水運搬船、試験を水中監視、支援するために Remotely Operated Vehicle (ROV) を投入し、それを船上からコントロールする ROV 母船の計 3 隻の船舶を別途投入し、相互に連絡を密に取り合いながら船団を組んでパイロット試験を行った。なお、本論文ではこれら他船に関する稼働性については考慮しない。

Fig. 3 Ore-lifting support vessel (POSEIDON-1)

4. 揚鉱母船に作用する環境外力評価

位置保持や動揺性能を評価する際、風、波、潮流の 3 つの外力を考える必要がある。波漂流力、風、潮流力については位置保持（DP）性能に影響し、波強制力については波浪中動揺性

Fig. 4 Total system in pilot test

能に影響を与える。これらの外力について評価するため、本研究では風荷重及び潮流力については模型試験を行い、波力及び漂流力については数値計算及び模型試験を使って評価した。

4.1 風荷重評価

揚鉱母船に作用する風荷重評価のために国立研究開発法人 海上・港湾・航空技術研究所 海上技術安全研究所（以後、海技研と略）の変動風水洞において試験を行った。

Table 1 Principal dimension of wind tunnel model

Item	Actual Ship		Model Ship		Unit
	Operation	Ballast	Operation	Ballast	
L_{OA}		78.00		1.56	m
L_{pp}		73.31		1.47	m
B		20.40		0.41	m
D		7.00		0.14	m
d	5.24	3.44	0.10	0.07	m
A_T	407.73	438.33	0.16	0.18	m ²
A_L	944.98	1030.10	0.38	0.42	m ²
H_B	20.80	22.30	0.42	0.45	m
H_L	12.12	13.59	0.24	0.27	m

供試模型船の主要目を Table1 に示す。試験では縮尺 1/50 の模型（水線面上を模擬した模型）を用いた。表中の L_{OA} は全長、 L_{pp} は水線間長、 B は船幅、 D は型深、 d は喫水、 A_T は正面投影面積、 A_L は側面投影面積、 H_B 、 H_L は正面及び側面投影面積の平均高さである。

Fig.5 に使用した模型船を示す。風荷重に及ぼす影響が小さいと考えられる細かな艤装品を除き、主要な上部構造物については一般配置図（GA）から配置、代表形状や寸法を決定し、中央部のデリックについてはトラス構造も模擬した。また、本研究では稼働喫水に加えて軽荷喫水も計測対象とし、喫水変化に伴う増加乾舷分の船体模型を稼働喫水時の模型下に設置することで、軽荷状態を模擬できるようにした。

Fig. 5 Wind tunnel model

4.1.1 計測内容

本研究では、風向を 0~360deg まで 15deg 刻みで変化させ、模型船下に設置した検力計により風向毎に船体に働く荷重（前後力 F_X 、横力 F_Y 、回頭モーメント M_Z 、傾斜モーメント M_X の 4 分力）を計測した。計測結果は無次元係数（ C_X 、 C_Y 、 C_N 、 C_K ）として整理した。各荷重の無次元化は次式に従った。

$$\begin{cases} C_{X,Y} = F_{X,Y}/(\rho A_T U_A^2/2) \\ C_N = M_Z/(\rho A_L L_{OA} U_A^2/2) \\ C_K = M_X/(\rho A_L H_L U_A^2/2) \end{cases} \quad (1)$$

但し、 ρ は空気密度、 U_A は風速を表す。

試験を行う上で代表速度を決定する際は、レイノルズ数影響を確認した上で模型の艤装品の接着強度等を考慮した。本研究では 20m/s とした。

4.1.2 計測結果

風荷重係数の計測結果を Fig.6 に示す。各図は座標原点まわりの結果であり、横軸は風向、縦軸は荷重 4 分力を無次元した係数を表す。図中のプロットで赤色は稼働喫水時、青色は軽荷喫水時の結果を示す。

Fig.6 より 稼働状態と軽荷状態の結果を比べると 4 分力ともに大きな差を確認することは出来ず、計測値としては投影面積による力の差のみで、無次元係数は同程度である。前後力係数 C_X が風向 180deg（向かい風）の前後で傾向が異なっているが、これは上部構造物の形状と配置の X 軸に対する非対称性によるものである。その影響については各状態で 2 回ずつ計測を行ったが、4 分力ともにほぼ同じ値を示しており、再現性があることを確認した。

4.2 潮流力評価

位置保持性能を考える上で揚鉱母船に作用する潮流力は重要なパラメータとなる。その評価のため海技研中水槽において拘束曳航試験（斜航試験）を行った。供試模型船の主要目を Table2 に示す。試験ではムーンプールやビルジキール、船尾センタースケグを有する縮尺 1/30 の模型を用いた。船首部のトンネルスラスタ 2 基及び船尾部のアジマススラスタ 2 基も設置した状態で試験を行った。なお、プロペラは全て停止し

Fig. 6 Results of wind forces on ore-lifting support vessel

た状態とし、船尾部のアジマススラスタ 2 基の首振角はプロペラ面が船尾側に正対する角度で固定した。Fig.7 に使用した模型船を示す。本試験では稼働喫水に加えて軽荷喫水も計測対象とした。

Table 2 Principal dimension of model ship

	Actual Ship		Model Ship		
Item	Operation	Ballast	Operation	Ballast	Unit
L_{OA}	78.00		2.60		m
L_{pp}	73.31		2.44		m
B	20.40		0.68		m
D	7.00		0.23		m
d	5.24	3.44	0.18	0.12	m

Fig. 7 Setup of model ship for towing test

Fig.7 の下段に示すように中水槽の曳航台車に昇降及び模型船の曳航角を変化できる固定治具を設置し、治具の下端に検力計を取り付けた。また、計測対象模型の船体中心が検力計の中心に合うように模型船を設置した。本計測では模型船の運動は完全拘束して計測を行った。

4. 2. 1 計測内容

対象船の水面下形状が左右対称であることから、本試験では曳航角を 0~180deg まで 15deg 刻みで変化させ、模型船上の船体中央部に設置した検力計により、流向毎に船体に働く荷重（前後力 F_X 、横力 F_Y 、回頭モーメント M_Z の 3 分力）を計測した。計測結果は無次元係数（ C_X 、 C_Y 、 C_N ）として整理した。なお、各荷重の無次元化は次式に従った。

$$\begin{cases} C_X = F_X / (\rho B d U_C^2 / 2) \\ C_Y = F_Y / (\rho L_{pp} d U_C^2 / 2) \\ C_N = M_Z / (\rho L_{pp}^2 d U_C^2 / 2) \end{cases} \quad (2)$$

但し、 ρ は流体密度、 U_C は流速を表す。

本計測に入る前に、曳航速度を変化させた場合の前後力 F_X を幾つか計測し、曳航速度に対する前後力係数 C_X の変化を確認した。造波の影響を考慮して本計測での曳航速度は 0.5m/s に設定した。

4. 2. 2 計測結果

Fig.8 に潮流力係数の計測結果を示す。各図は座標原点まわりの結果であり、横軸は流向、縦軸は (2) 式により荷重 3 分力を無次元した係数を表す。図中の赤色のプロットは稼働喫水時、青色のプロットは軽荷喫水時の結果を示す。計測は再現性を取るために 1 走行中に 2 区間で計測を行った。

対象船の船尾形状がバトックフロー形状であり、船首尾で形状が大きく異なるため、喫水によって潮流力係数（特に回頭モーメント）に差が生じている。また、各状態で 2 回ずつ計測を行った結果は 3 分力ともにほぼ同じ値を示しており再現性があることを確認した。

Fig. 8 Results of current forces on ore-lifting support vessel

4. 3 波力評価

揚鉤母船に作用する 1 次波強制力及び定常波漂流力については数値計算を使って評価した。3 次元パネル法に基づく商用解析ツール WAMIT ver.7.063⁴⁾ を用い、揚鉤母船に作用する波力、定常波漂流力だけでなく流体力（付加質量、復原力）についての周波数解析を行った。

解析のために揚鉱母船の稼働喫水における水面下形状のメッシュデータを作成した。Fig.9 の左図に作成したメッシュ形状を示す。X 軸に対する対称性から作成したメッシュモデルは 1/2 モデルであるが図は全体モデルとして描画している。全体モデルの要素数は 4,736 とし、全て 4 節点の四角形パネルで構成した。船体中央部付近のムーンプール（但し、ムーンプール内部の多孔板は除く）と船尾センタースケグはモデルに含め、ビルジキールは無視してデータを作成した。

定常波漂流力については Chen によって提案された middle field 法⁵⁾を使って解析した。この解析方法は評価機能の一つとして WAMIT に組み込まれている。この方法は Fig.9 の右図に示すような浮体の hull からある距離だけ離れた control surface で囲まれる流体領域と hull で囲まれる流体領域、hull 水線と control surface の交線との間の自由表面を考慮して定式化することで、従来から定常波漂流力の推定に用いられてきた far field 法と同等の精度で、near field 法のように 6 成分の定常波漂流力が推定できる利点がある。

計算方法による結果の違いを確認するため、Fig.10 に定常波漂流力の Surge, Sway, Yaw 方向成分の比較を行った結果について示す。middle field 法による結果は、far field 法による結果と定性的にも定量的にも同等の精度である。波漂流力の結果については後節で実験結果と共に述べる。

Fig. 9 Calculation mesh and control surface around hull

Fig. 10 Comparison of calculation results between near, middle and far field method (surge, sway forces and yaw moment)

5. 波浪中動揺性能評価

揚鉱母船の動揺性能評価のために水槽試験と数値計算を行った。揚鉱オペレーション時には揚鉱管と水中ポンプを吊下状態で作業を行うため、これらの付加物が母船の動揺性能に及ぼす影響を確認することが目的である。

今回使用した模型全体を Fig.11 に示す。模型船は潮流力計測試験で使用した模型を利用した。揚鉱管模型重量は管内スラリー、管内のスラリー密度や差圧計測を計測する計装ライザー、計装ライザー及び水中ポンプ用アンビリカルを含めた全体の水中総重量を模擬し、揚鉱管模型全長は水槽の深さによる制限のため 31.2m とした。また、揚鉱管模型はワイヤー、分散ウェイト、挙動を計測するためのマーカーボールにより構成した。基本諸元を Table3 に示す。

Table 3 Principal dimension of ore-lifting riser pipe

	Actual	Model	Unit
Length	1,654	31.2	m
Mass in water	77,003	2.85	kg

揚鉱管と浮体との接続についてはユニバーサルジョイントを利用した。ユニバーサルジョイントと揚鉱管の間には張力計（定格荷重 200N）を取り付け、常に張力計の軸と揚鉱管の軸が同じ方向を向くようにし計測誤差を抑えた。水中ポンプについては大まかな外形と水中重量のみを模擬した。基本諸元を Table4 に示す。中央部には挙動計測のためにマーカーを巻いた。上部にはアイボルトが装着されており、揚鉱管模型とは圧着端子を使用して固着させた。

Table 4 Principal dimension of submersible pump

	Actual	Model	Unit
Length	3.00	0.10	m
Breadth	3.00	0.10	m
Depth	7.00	0.23	m
Mass in water	30,000	1.11	kg

模型船は Fig.12 に示すような係留状態で波浪中動揺計測を行った。係留ラインはワイヤー、コイルばね、張力計、ワイヤーの構成とした。コイルばねのばね定数の実測値（4 本の平均値）、初期張力（4 本の平均値）、ばね定数と初期張力から算出した係留の復元力係数を Table5 に示す。

5.1 試験条件

規則及び不規則波中での波浪中動揺試験を行った。その前に動揺における粘性減衰特性を把握するために自由動揺試験を行った。波浪中動揺試験の際、不規則波には JONSWAP 型の波スペクトル（有義波高 1.0m、ピーク周期 7.6sec、波向 0~180deg. (30deg. 刻み)）を用いた。試験目的は 6 自由度運動 RAO（Response Amplitude Operator）を求めることから、不規則波としては広い周波数帯にパワーを持たせ

Fig. 11 Model configuration in wave induced motion experiment

Fig. 12 Configuration of mooring system in experiment

Table 5 Characteristics of mooring system for experiment

	Value	Unit
Spring Constant	3.97	N/m
Initial Tension	2.32	N
Coefficient of restoring force/moment		
In surge	5.14	N/m
In sway	12.21	N/m
In yaw	24.04	N*m/rad

るためにピークネスパラメータ $\gamma = 1$ とした。規則波試験条件を Table6 に示す。入射角 90deg の時に Roll の最大傾斜が 10deg 以下となり, Heave, Roll, Pitch の固有周期付近で波が優位なパワーを持つように波周期を設定した。すべての試験は揚鉤管及び水中ポンプの有りの無しの両状態でを行い, それによる揚鉤母船への動揺影響を確認した。

5.2 自由動揺試験

自由動揺試験は, Surge, Sway, Yaw は係留状態, Roll, Pitch は無係留状態で実施した。(Heave の自由動揺試験は精度よく実施するのは困難と判断して除外。) 自由動揺試験の解析は次式に示す運動方程式をルング・クッタ・ギル法で解いた時系列と計測時系列の自乗誤差の総和が最小になるように方程式の係数を決定する方法(時系列フィッティング法)を用いた。なお, x_i は運動量 ($i = 1, 2, 4, 5, 6$), ζ は減衰率, ω_n は固有角周波数である。

$$\ddot{x}_i + 2\zeta\omega_n\dot{x}_i + \omega_n^2x_i = 0 \quad (3)$$

自由動揺試験より算出した固有周期を Table7 に, その中の Surge と Roll の自由動揺試験の時系列を Fig.13 に示す。縦軸が変位量, 横軸が経過時間であり, 図中の青線は計測値, 赤線はフィッティング結果である。

Table 6 Regular wave condition for experiment

Wave	Value	Unit
Height	1.00	m
Period	5.48, 6.02, 7.01, 8.00, 8.98, 10.20	sec
Direction	0, 30, 60, 90, 120, 150, 180	deg.

5.3 波浪中動揺試験

規則波中動揺試験解析は, 運動と入射波のクロススペクトルを入力のアートスペクトル(振幅)で除して得られた複素応

Table 7 Results of free oscillation test with/without ore-lifting riser pipe and submersible pump

	With		Without	
	ζ	Natural period	ζ	Natural period
	—	sec	—	sec
Surge	0.131	226.6	0.064	228.1
Sway	0.162	171.1	0.115	170.5
Roll	0.013	8.9	0.012	9.0
Pitch	0.228	6.5	0.186	6.7
Yaw	0.105	74.4	0.100	73.2

Surge

Roll

Fig. 13 Time histories of free oscillation test with/without ore-lifting riser pipe and submersible pump

答関数の絶対値を取ることでRAOを算出した。本研究では解析時間長は入射波の5波分とした。SurgeやSwayのように長周期運動を生じる運動モードについては、長周期の過渡応答中に波周期成分の解析を行うこととなるため、過渡応答を2次のトレンドと見なし、トレンド込みのフーリエ解析を最小二乗法で行った。不規則波中動揺試験の解析も規則波中と同様に応答と入力のカロス成分を入力の振幅で除して得られる。本研究では解析時間長は模型スケールで500sec（実機スケールで約45分）とした。

試験結果の一例として、Roll, Pitch, HeaveのRAOをFig.14に示す。ここで示す波向は実際のオペレーションで最も想定される180,150,120deg.とした。縦軸は変位量を入射波の片振幅で除した値、横軸は波周期であり、上段は揚鉱管及び水中ポンプが取り付けられた状態、下段は揚鉱母船のみの状態である。図中には数値計算結果についても併記している。これは前節において行った周波数領域解析結果を基に、揚鉱管及び水中ポンプをモデル化して時間領域解析プログラムOrcaFlex⁶⁾を使って時間領域計算を行い、それを改めて周波数解析したものである。なお、Heaveの実験結果の180deg.の場合はCoherencyが低かったために図中に記載していない。計

測値と計算値はよく一致している。ただ、揚鉱管が無い場合のHeaveの結果については少し差が生じている。自由動揺試験において固有周期の若干の違いは確認されていたが、周波数領域での応答特性として見た場合、揚鉱管の有無による顕著な差異は見られない。揚鉱管を装着することによる動揺の減衰効果も確認されない。しかし、揚鉱管や水中ポンプのスペックが変わった場合には違った性能になる可能性もあるため、水槽試験を実施して評価することは今後も重要である。

次に定常波漂流力の結果について示す。ここでは、Surge, Sway, Yawの3成分について計測結果と計算結果を比較したものをFig.15に示す。計算結果は前節で行ったものである。両結果の間には良い一致を確認できる。漂流力についても揚鉱管の有無による差異はほとんど見られないことが本計測を通じて確認出来た。この比較結果を踏まえて、本数値計算を後節において述べるDP性能評価（数値計算）における環境外力の中の波漂流力データとして使用した。

6. DP性能評価

揚鉱母船は揚鉱オペレーション中はDPによって位置保持が行われる。試験中にDPで位置保持出来ずにドリフトを起こすことは避ける必要がある。また、試験期間中のDPオフセット（制御目標位置からの偏差量）は移送管設計において重要な設計情報となる。本研究では数値計算及び水槽試験による揚鉱母船のDP性能評価を行った。

水槽試験において使用した供試模型は前節において述べた波浪中動揺試験で使用した模型を使用した。Fig.16に模型船の外観写真を示す。揚鉱母船の実機同様、模型船にアジマススラスタとトンネルスラスタを各2基搭載した。最大推力については試験データがないため、推進器出力からDNVの方法⁷⁾に従って求めた。すべての推進器は可変ピッチ制御で推力調整するが、それを小型推進器模型として実現するのは困難であるため、本水槽試験ではプロペラ回転数制御で代替した。但し、推進器の動特性を実機と相似にする必要があるため、可変ピッチにより実現される最大推力までの到達時間と回転数制御による到達時間が同じになるようにした。アジマススラスタの首振り回転速度については、半回転に要する時間が12秒であったため、それを基にして首振り回転速度を求めた。推進器性能に関する情報をTable8にまとめる。

Table 8 Specification of thruster system in ore-lifting support vessel

	Tunnel		Azimuth	
Number	2		2	
Maximum thrust	286.70	kN	147.10	kN
Rate of thrust	95.60	kN/s	49.00	kN/s
Rate of azimuth ang.	NA		0.26	rad/s

Fig. 14 Comparison of wave-induced motion RAO under with/without ore-lifting riser pipe and submersible pump between experiment and calculation

Fig. 15 Comparison of wave drift force under with/without ore-lifting riser pipe and submersible pump between experiment and calculation

Fig. 16 Model ship for DP experiments

DP 性能評価をするためには揚鉱母船に導入されている制御アルゴリズムが必要となる。揚鉱母船には Kongsberg Maritime AS 社¹⁰⁾ のシステムが導入されているが、そのアルゴリズム及び制御ゲインに関する情報を入手することは出来ない。そこで、本研究では一般的なビークルの制御で採用される制御システム構造⁸⁾を採用し、制御法は PID 制御とした。その制御パラメータを時間領域数値計算をベースに調整することで実際の揚鉱母船の DP 性能を再現することにした。その際、揚鉱母船の DP officer から得られた有義波高 1.0m の時に目標位置からのオフセットが 1.0 ~ 2.0m 程度という情報を得ていたので参考にした。

Fig. 17 DP control structure

本研究で採用した制御システム構造を Fig.17 に示す。波周期運動に反応しないようフィルタリング機能を持たせるため、ローパス型デジタルフィルタを設計して組み込んだ。カットオフ帯域は船体運動の固有周期とスラスタ時定数、波のスペクトル周期帯を考慮して 34.0 秒とした。推力配分アルゴリズムについては制約条件無しの疑似逆行列解 (Lagrange 未定乗数解) を採用した⁹⁾。また、風速変化に対する補償機能としてフィードフォワード制御が通常採用されることがあるが、アルゴリズムに関する確かな情報が無い中で同機能を組み込むことは避けるべきと考え、本研究では組み込まないことにした。したがって、風速変化については本研究では安全側の評価を行っている。

試験では制御プログラムを Fig.18 に示すような小型 PC に実装した上で模型船内に配置してリアルタイム制御を行った。水槽内部での模型船位置は室内 GPS を使って測位した。その室内 GPS 情報は一度計測室に集約させ、それを船内小型 PC

Fig. 18 Real-time control of thruster systems on model ship

に送信するようにした。若干の時間遅れが生じるが、船体運動のような比較的遅い運動の制御においては問題が生じることはなく、それによってリアルタイムで DP 性能の確認、緊急時の中断判断ができるというメリットがある。

小型 PC 内部では、揚鉱母船が位置保持するために必要な制御力と各スラスタに求められるスラストを演算する。その後、スラストから目標回転数信号に変換し、各スラスタへ回転数指令を行う。そして、各スラスタのプロペラ回転数制御を行うことで船体運動を位置保持する。したがって、目標推力を実現するための回転数 (ボラード状態) を把握しておく必要があるため、推進器模型を模型船に装備した状態での回転数と推力との関係曲線を本試験前に計測した。

6. 1 試験条件

揚鉱母船の船首を波、風に立てることがオペレーションの基本となる。そのような状況を想定して試験条件を設定した。波向、風向は船首、うねりの向きは波に対して直角方向 (揚鉱母船右舷からうねりを受ける) とした。さらに、トンネルスラスタ又はアジマススラスタ 1 基が故障した場合 (Single Failure)、風速が急激にアップした場合 (10%, 20% up) の揚鉱母船の異常時性能を確認した。試験条件をまとめたものを Table9 に示す。試験においては長時間造波させると反射波の影響が表れてくるため、不規則波中での試験については船級協会等が推奨しているオペレーション時間に相当する時間を確保するために 4 回に分けて試験をした。

6. 2 試験結果

本論文では、DP 性能の基本性能を評価する上で最も重要となるオフセット、推進器スラストと異常時性能についての試験結果を示す。

6. 2. 1 DP オフセット

Fig.19 は DP オフセットの結果を比較したものである。a) は規則波の場合について比較したものである。規則波については変動波漂流力が定常値となるためにオフセット変動は小さく、波周期が異なっても同程度のオフセットとなっている。b)

Table 9 Condition for DP experiments

Regular Wave		
Height	2.0	m
Period	8.0,9.0,10.0	s
Irregular Wave (jonswap, $\gamma = 1$)		
Height	1.0,2.0	m
Period	8.4,9.9,10.5	sec
Swell		
Height	1.0	m
Period	15.0,17.0	sec
Wind		
Velocity	10.8, 10.8 $\rightarrow$ 11.9, 10.8 $\rightarrow$ 13.0	m/s

は不規則波の場合について比較したもので、波高 2.0m でピーク周期が 8.4, 9.9, 10.5sec の時のオフセットを比較した結果である。規則波の場合と比較すると漂流力が非定常となるため位置保持の変動が激しくなる。短いピーク周期の結果においてオフセットが大きくなる傾向が確認される。これについては波漂流力が短い周期域で大きくなるため、その影響によって変動漂流力が幾分大きくなったことを反映しているものと考えられる。c) は同じピーク周期 (9.9sec) の下で波高影響を見るために波高 1.0, 2.0m の結果を比較したものである。波高が大きくなるほどオフセットが大きくなる傾向がある。波高 1.0m の時と比べて、2.0m の時はオフセットが 2 倍程度であり波高比程度になっている。一般的に DP は長周期運動を抑制しようとするようになっているため、オフセットは波高比の 2 乗に比例すると考えられるが、この結果を見る限りではオフセットは波高比に比例すると考えればよい。d) は風の有無の影響を確認した結果である。波高 2.0m, ピーク周期 9.9sec の不規則波に加えて、10.8m/sec の風が船首側から来る場合と無い場合を比較した結果である。この結果を見る限り、風の影響はほとんど確認出来ない。しかしながら、これは定常風であるために風速の急変化に対する影響は後節において考察する。e) は、風、不規則、うねりの環境下において、うねり周期のオフセットへ及ぼす影響を確認したものである。うねりは波浪中動揺では常に問題になるが、うねり周期は、風浪周期と比較すると長周期であるため、波漂流力として考えた場合には非常に小さい。したがって、実験結果においても、オフセットに対してうねり周期の影響はほとんど無い。

6. 2. 2 スラスト

本論文ではアジマススラスターのスラスト結果について考察する。Fig.20 にアジマススラスターの試験結果を示す。a) は波高 2.0m でピーク周期が 8.4, 9.9, 10.5sec の不規則波の下でのスラストを比較した結果である。規則波の場合と比較すると漂流力が非定常となるため、短いピーク周期の結果において、スラストが大きくなる傾向が確認されるが、アジマススラスターの最大推力が 15ton 程度であることを考慮すると無視できるレベルである。b) は同じピーク周期 (9.9sec) の下で、波高影響を見るために波高 1.0, 2.0m の結果を比較したものである。波

Fig. 19 Comparison of offset in DP experiments

高が大きくなるほどスラストが大きくなる傾向が確認できる。オフセット同様、スラストは波高比に比例すると考えればよい。c) は風の影響を確認した結果である。波高 2.0m, ピーク周期 9.9sec の不規則波に加えて、10.8m/sec の風が船首側から来る場合と無い場合の結果を比較したものである。風による荷重が加算された分、スラストが大きくなる結果を示している。d) は、風、不規則波、うねりの複合環境下において、うねり周期のスラストへ及ぼす影響を確認したものである。うねり周期は、波周期と比較すると長周期ではあるものの、本試験で使用したデジタルフィルターのカットオフ周期よりも短い周期帯である。したがって、うねりが船腹側から来ても制御コントロールはそれを認識しないため、スラスト増加には寄与していない。

6. 2. 3 異常時特性

スラスタ故障時の DP 性能への影響を確認するため、トンネルとアジマススラスタが各 1 基、稼働中に故障した場合を想定した試験を行った。これらの試験はオペレーション安全性を考慮する上で必要である。その時の航跡図とスラストの時系列を Fig.21 に示す。スラスタが故障した場合、損失したスラストを他のスラスタがカバーする (スラスト再配分) ことによって位置保持を継続させることが出来る。したがって、他のスラスタにそれをカバーするだけのスラスト余裕度があるか、それを迅速にカバーするために時定数は十分かを確認することが試験目的である。前者については、環境外力が船首から来るような場合には外力としては大きくないためスラスト余裕としては特に問題はない。時定数については、制御系の帯域に比べて揚鉤母船のスラスタはピッチ制御でスラスト制御されるために非常に短い。このような場合はスラスタ応答特

Fig. 20 Comparison of thrusts in DP experiments

性は無視することが出来る。今回、トンネルスラスタを途中停止した状態では航跡に影響は見られなかったが、アジマススラスタの場合には、一時的に船体が波上側に移動するという現象が確認された。これは、スラストの波形を見ても分かる通り、残されたアジマススラスタのスラスト変動が大きくなったこと、アジマススラスタが左右に配置されているため、船体の左右のバランスが崩れやすくなったことが要因として考えられる。しかしながら、浮体が漂流するというようなことは試験では確認されなかった。

ここで本試験では風速を急変化させた時の揚鉱母船の応答を確認した。風が増速した瞬間、揚鉱母船は一時的に風に押される。これはフィードバック制御系が外力変化（外力変化によって誘起されたオフセットの急変化）を一時的に認知できないことから引き起こされる現象である。今回の実験では風速を 10, 20% アップさせたが、いずれの場合においても、2.0m 程度、揚鉱母船が風下側に押される様子が確認された。ただ、オペレーションの安全性に深刻な影響を与えるようなインシデントは確認されなかった。

Fig. 22 DP performance under rapid change situation of wind velocity

6.3 数値計算

揚鉱母船の DP 位置保持性能について数値計算を行い、前節で述べた試験結果との総合比較を行った。本論文では紙面の都合から、DP オフセットについて比較した結果のみを示す。数値計算は波浪中動揺評価で使用した時間領域計算プログラム OrcaFlex⁶⁾ に Fig.17 に対応するプログラムを開発し組み込んで行った。揚鉱母船の運動に関する物理パラメータは波浪中動揺の時の値と同じで、PID ゲイン等の制御パラメータは試験時の値をスケール換算した値を使用した。ムーンプール中心位置におけるオフセットの有義値について、試験結果と計算値を比較した表を Fig.23 に示す。数値計算における環境条件は Table10 に示す通りである。

No.1 の波高 1.0m の結果を除いて、数値計算が試験結果のオフセットよりも安全側の評価をしている。また、風が加わった条件になるとより過大評価をする傾向が確認される。これについては幾つかの理由が考えられるが、DP 試験時に浮体の上部構造物模型に測位センサーを設置するために改造を施したりしているために、その影響による違いが出ているのではないかと考えている。Fig.24 に時間列データで直接比較した結果を示す。短い周期の運動を数値計算が捉え切れていないところもあるが、2,000 秒付近に発生している大きなオフセットを再現出来ている。このような大きな DP オフセットはオペレーションの安全性及び稼働性を大きく支配する要因である。その適切

Fig. 21 DP performance under single failure situation of thrusters

次に風速が急変化した時の航跡図を Fig.22 に示す。波浪中動揺などの短周期運動を DP で抑制しようとすると過度な負担を推進器に与えるため、通常、DP は浮体の長周期運動を抑制させることを目的に設計される。したがって、急変化する環境外力への対応は難しく、深刻なオフセットが生じることがある。風はオペレーションの際中に急変化する可能性がある。そ

な評価は位置保持性能に関する数値計算において最も重要であるため、本数値計算は本プロジェクトの稼働性評価で使用することは問題ないと判断した。

Table 10 Environmental condition for calculation

Calc.	Wind	Irregular wave		Swell	
	Velocity	Height	Peak Period	Height	Period
	(m/s)	(m)	(sec)	(m)	(sec)
1	—	1.0	9.9	—	—
2	—	2.0	8.4	—	—
3	—	2.0	9.9	—	—
4	—	2.0	10.5	—	—
5	—	2.0	9.9	1.0	15.0
6	—	2.0	9.9	1.0	17.0
7	10.8	2.0	9.9	—	—
8	10.8	2.0	9.9	1.0	15.0
9	10.8	2.0	9.9	1.0	17.0

Fig. 23 Comparison of significant offset between calculation and DP experiment

Fig. 24 Comparison of time histories of offset between calculation and DP experiment

7. 事前海域試験

パイロット試験では試験期間が限られているため、効率的なオペレーションが求められる。そのため、パイロット試験のオペレーション要領の確認、各オペレーションの所要時間の把握等のために事前海域試験を2016年9月29日～10月28日に

行った。この期間の内、9月29日～10月15日に母船性能評価検証を目的とした各種データ計測を行った。

7.1 センサー配置

Fig.25 に揚鉤母船内に設置した各センサー配置概略図を示す。船首にはマイクロ波式波高計を設置した。この波高計のデータは別途装備している専用加速度計を使って船体運動成分を除くリアルタイム処理を施した。ブリッジ内には小型計測ジャイロ（製品名：オクタンス）と DP システムに関連するデータをすべて統合集約するデータ収録システム（製品名：History Station, Kongsberg Maritime AS 社製¹⁰⁾）を設置した。ジャイロについては船体運動を解析する上で最も重要となるデータであるため、万が一の故障を想定してもう一台をムーンプール付近に設置した。ムーンプール内には容量式波高計を使って水位変動を計測した。

Fig. 25 General arrangement of some sensors in ore-lifting support vessel

7.2 計測結果と考察

本論文では揚鉤母船の波浪中動揺性能及び DP 性能に関連するデータの検証に焦点を当てる。事前海域試験を計画する際、安全な船上作業のために採鉤母船の船首及び船尾に装備されているアンチローリングタンク（以後、ARTs）を使用するため、船首側及び船尾側の両 ART を使用及び未使用時、船首側 ART（以後、ART Fore Tank）のみ使用した時の採鉤母船の動揺性能特性の計測及び解析を行った。計測結果を Fig.26 に示す。船首に対する波向を相対的に変えているため、幾つかの波向に応じた計測結果と数値計算の結果も示している。数値計算は単船に関する動揺解析結果をベースに ART タンク内挙動に関する運動を加え、(4) 式のような連立方程式を解く方法で求めた¹¹⁾¹²⁾。

$$\begin{cases} \ddot{\theta} + K(\omega)\dot{\theta} + \omega_s\theta - \mu\omega_s\tau = F(\omega) \\ \ddot{\tau} + k\dot{\tau} + \omega_t\tau = \omega_t^2\theta - (\omega_t^2h)\ddot{\theta}/g \end{cases} \quad (4)$$

ここで、 ω は波周波数、 τ はタンク内の水面傾斜角度、 k はタンク内のダンピング係数、 ω_t はタンク内水の Roll 固有周期、 h は回転中心（重心位置）からタンク上面までの距離、 θ は船体 Roll、 $K(\omega)$ は造波減衰係数、 ω_s は船体 Roll 固有周期、 μ はタンク内水の自由表面係数、 $F(\omega)$ は船体 Roll に関する 1 次波強

Fig. 26 Comparison of wave induced motion's RAOs under various ART situation between actual measurement and calculation

制モーメントである。 ω_t は Barr の方法, $K(\omega)$ と $F(\omega)$ については ART が無い場合の揚鉱母船の Radiation 問題を解いて求め, μ と k については参照値が無かった為に感度解析を行いながら適切な値を設定した。また, 波向の計測が必要であったが, 実海域での計測は困難であったため, 風浪が卓越しているものと仮定し, 計測した平均風向を使って波向を代表させた。

Fig.26 の結果から数値計算と計測結果を概ね良好に捉えている。また, ART 効果については無い場合に比べるとピークが半分以下に抑制されている。この結果から, 揚鉱オペレーションの際はすべての ART を使用することが良いが, ART を使用すると揚鉱オペレーション時に発生する処理水を揚鉱母船に貯えるためのスペースを失ってしまう。パイロット試験においては船内空間を有効に使う必要がある。そこで, 本結果より両 ART を使用する場合と ART Fore Tank のみを使う場合にはそれほど大きな差が見られないことから, 最終的には船首側 ART だけを使用してパイロット試験を行った。

次に DP 性能に関する計測結果を示す。Fig.27 は採鉱母船の航跡図である。数値計算結果も併せて示している。数値計算においてはすべての風, 波, 潮流に関する時系列データが本来必要になるが, 事前海域試験の都合上, すべてを計測することが出来なかったため, 採鉱母船の DPS 内部で別途演算されている外力データの時系列を環境外力として与えて計算した。

航跡結果を見ると, 計測値のオフセットは 0.5m 程度の範囲内で抑制されている一方, 数値計算については 1.0m を超えるところもある。数値計算は波周期成分を載せないように DPS 設計を行ったが, 揚鉱母船に実際に搭載されている DPS のコントロールシステムのカットオフ周期が短く設計されていることが一つの原因ではないかと考えている。そのため, 計測結果には波周期成分とも思われる運動が重畳している。次に, 波向毎にオフセット有義値をまとめたものを Fig.28 に示す。波向に応じて若干の違いはあるものの, 揚鉱母船のオフセットは 1.0m 程度である。また, 計算結果は計測値と比べて 0.3m 程度, 安全側の評価になっている。よって, 本数値計算は採鉱母

Fig. 27 DP trajectories of vessel between actual measurement and calculation

船のオフセット評価に援用できると判断した。

Fig. 28 Comparison of DP offset between actual measurement and calculation

次にスラストの結果について述べる。DPS コンソールには, 各スタスター定格電力に対するスラスタ使用電力の比率を利用率として各スタスターに対して表示している。そこで数値計算上で得られるスラスタのボラード状態での最大スラストに対する使用スラスト (コントローラからの指令推力ではなく実現推力) の比率で代替して評価を行った。Fig.29 にその結果を示す。計算値と計測値を併記しており, 計算値は平均と標準偏差をエラーバーとして表示している。計測値は瞬時値になる。全体を通じて揚鉱母船を波に立てるオペレーションに近づくほどにスラスタの使用率が小さくなり, 波を船腹から受けるようになると利用率が増加する傾向になることが分かる。計測値と数値計算については概ね良好な一致が見られるものの, 210, 250deg の Azimuth#2 の結果を見ると計測値が大きな値になっている。本数値計算の中では推力配分については Lagrange 未定乗数解を使用しており, スラストが最小になるように最適化している。アジマススラスタの首振角度に制約条件を付加するとスラストは大きくなるため⁹⁾, 採鉱母船の推力配分アルゴリズムの制約機能によってこの違いが生じた可能性もあるが, その場合には Azimuth#1 にも同様の傾向が

生じる。パイロット試験におけるスラスト評価は今後の課題である。しかしながら、パイロット試験においては波に揚鉤母船を立てるオペレーションが採用されるため、最も波向相対角が近い 200deg の結果では数値計算は計測値を良く再現できている。よって、本数値計算を使った想定海気象下での DP 成立性可否の判断は可能と考えた。

Fig. 29 Comparison of thrusts between calculation and measurement in some wave directions

8. オペレーションで許容される海気象条件

稼働性評価を行う場合、オペレーション全体から稼働性を阻害するボトルネックを見つけると共に、それを考慮した時に作業が許容される海気象条件を把握することがポイントになる。そこで、パイロット試験を実施する前に様々な分野の有識者参加の下、パイロット試験の作業安全性に関する HAZID/HAZOP 会議¹³⁾を行った。それらの結果等を総合的に判断し、ムーンプールの水位上昇と揚鉤管上端部強度が揚鉤オペレーションの中で大きな作業を阻害する要因になると考えた。

ムーンプールの水位上昇が大きい場合、ムーンプール付近で作業する船上作業員にとっては大きなリスクとなる。また、揚鉤母船の動揺によって揚降管上端部の設計強度を超えるような状況が発生すると最悪の場合、パイロット試験中、揚鉤管及び水中ポンプの海底落下という重大インシデントを引き起こす可能性がある。前者についてはムーンプール付近への作業員の侵入を防止することで対応できるが、後者については対策が非常に困難である。そこで、揚鉤管上端部の強度に重点を置き、それが安全上満たされるような動揺限界を別途求め、その条件を満足するような波高条件を求めた。本論文ではその波高を許容波高と呼ぶ。当然ながら、揚鉤母船の DP 性能を超えるような波高条件は避ける必要があるために許容波高を求める際に併せて考慮した。許容波高を求める際の解析手法の例を Fig.30 に示す。図中の値はこれまで述べた数値計算等を活用して評価しており、記載はないが風及び潮流については対象海域において最も頻度が高い値を考慮して解析している。この結果を参考に

しながら、最終的には関係者の合意を得ることで許容される海気象条件を求めた。

9. オペレーションウィンドウ解析

パイロット試験に入る前、前節において述べた許容波高未満の条件がどの位の期間、持続することが期待できるかを評価することは、試験準備、スケジュール策定の面からも非常に重要である。従来の頻度表をベースとして行われる稼働性評価では作業連続性を考慮できないため、評価結果と実績との間に大きな乖離が生じる。本論文では、許容波高が試験期間中にどの程度連続して期待できるかを過去数年間の波浪推算データを使って直接評価した。本論文ではこれをオペレーションウィンドウ解析と呼ぶ。

9.1 海気象データと評価手法

本論文では波浪推算データを使用した。波浪推算データは一般財団法人日本気象協会が、気象庁から 1 日 2 回配信される日本沿岸波浪 GPV (格子間隔 6 分) をもとに、地形による遮蔽影響と局所的な風波を考慮に入れて 2 分格子間隔の値に内挿・再計算を行ったものである。本論文では 20 年分のデータ (1994 年 2 月 ~ 2014 年 1 月, 6 時間間隔) を入手して整理した。調査対象海域は使用データ (2 分格子間隔の推算データ) における想定試験場所 (Hakurei サイト南部マウンド) の最近傍点及びそれに隣接する東西南北方向の 4ヶ所とした。

オペレーションウィンドウ解析においては幾つかの評価パラメータが既に提案されているが¹⁴⁾、計画している試験期間内に想定している連続作業が何回期待できるかという判断指標が依然として関係者の直感的理解が得やすいことから、Fig.31 に示すような形で連続作業可能回数をカウントして評価した。

9.2 評価結果

揚鉤管の設置・回収作業時の許容波高を 1.5m と設定した際の最近 8 年間分の 8 月 1 日から 31 日までの作業可能回数結果を Table11 に示す。表中の μ は平均、 σ は標準偏差を意味する。例えば、1ヵ月の試験期間内で 7 日のオペレーションウィンドウが確保できる最近 8 年間での平均回数は 1.4 回、標準偏差は 0.9 回ということがこの結果から分かる。また、オペレーションウィンドウ期間が短くなるほど平均回数は増えるため、その作業機会は増えることを意味する。しかしながら、揚鉤管や水中ポンプの揚収・回収には多大な時間を要するために、オペレーションウィンドウ期間をむやみに短くすることは出来ない。

参考までに半月ほどパイロット試験開始日を後ろにずらした場合の結果が Table12 である。オペレーションウィンドウが長い場合にその違いが顕著に表れてくる。これは冬場に近づくほど海気象条件が厳しくなることを意味する。これらの結果はパイロット試験関係者間で常に情報共有し、試験開始日、全体スケジュール等を定める際の判断材料として使用した。ただし、その際には作業可能回数の平均回数や標準偏差の結果だけではなく年傾向等も参考にした。

No.	Wave		Thrust of Thrusters				Motion of Vessel		
	Height (m)	Period (s)	Tunnel #1 (%)	Tunnel #2 (%)	Azimuth #1 (%)	Azimuth #2 (%)	Roll (deg)	Pitch (deg)	Heave (m)
33	1.5	15.2	44.21	43.91	18.98	18.98	0.21	1.11	0.77
34	1.5	16.3	44.21	43.91	18.98	18.98	0.21	1.03	0.79
35	1.5	17.3	44.21	43.91	18.98	18.98	0.21	0.96	0.81
36	2.0	4.7	44.21	43.91	21.86	22.11	0.27	0.45	0.33
37	2.0	5.8	44.21	43.91	21.25	21.48	0.27	0.89	0.32
38	2.0	6.8	44.21	43.91	21.06	21.28	0.28	1.43	0.39
39	2.0	7.9	44.21	43.91	20.31	20.50	0.28	1.74	0.50
40	2.0	8.9	44.21	43.91	19.70	19.84	0.28	1.90	0.62
41	2.0	10.0	44.21	43.91	19.33	19.43	0.28	1.92	0.73
42	2.0	11.0	44.21	43.91	19.13	19.20	0.28	1.88	0.82
43	2.0	12.1	44.21	43.91	19.04	19.09	0.28	1.79	0.89
44	2.0	13.1	44.21	43.91	19.00	19.03	0.28	1.69	0.94
45	2.0	14.2	44.21	43.91	18.98	19.00	0.28	1.58	0.99
46	2.0	15.2	44.21	43.91	18.98	18.99	0.28	1.48	1.02
47	2.0	16.3	44.21	43.91	18.98	18.98	0.28	1.38	1.05
48	2.0	17.3	44.21	43.91	18.98	18.98	0.28	1.28	1.07
49	2.5	5.8	44.21	43.91	24.17	24.48	0.34	1.09	0.39
50	2.5	6.8	44.21	43.91	24.32	24.64	0.34	1.87	0.47
51	2.5	7.9	44.21	43.91	22.34	22.60	0.35	2.19	0.63
52	2.5	8.9	44.21	43.91	20.90	21.11	0.35	2.37	0.78
53	2.5	10.0	44.21	43.91	19.96	20.13	0.35	2.40	0.91
⋮	⋮	⋮	⋮	⋮	⋮	⋮	⋮	⋮	⋮
80	3.5	16.3	44.21	43.91	19.04	19.09	0.48	2.41	1.84
81	3.5	17.3	44.21	43.91	19.01	19.04	0.48	2.24	1.88
82	4.0	6.8	44.21	43.91	46.35	46.81	0.55	3.16	0.73
83	4.0	8.9	44.21	43.91	27.93	28.30	0.57	3.98	1.28
84	4.0	10.0	44.21	43.91	25.58	25.92	0.56	3.85	1.46
85	4.0	11.0	44.21	43.91	22.64	22.92	0.56	3.76	1.63
86	4.0	12.1	44.21	43.91	20.93	21.15	0.56	3.59	1.78
87	4.0	13.1	44.21	43.91	20.01	20.17	0.56	3.38	1.89
88	4.0	14.2	44.21	43.91	19.52	19.64	0.56	3.17	1.98
89	4.0	15.2	44.21	43.91	19.76	19.35	0.55	2.96	2.05

Installation is OK
Ore Lifting Operation is OK

Installation is NG
Ore Lifting Operation is NG

Fig. 30 Calculational methodology for allowable wave height (sample)

Fig. 31 Counting of operational number considering continuous operational window

Table 11 Results of operational number during 8/1-8/31 in past 8 years

8/1-8/31 Year	Operational Windows [days]						
	1	2	3	4	5	6	7
2009	22	10	7	4	3	3	2
2010	20	9	6	4	3	2	2
2011	18	9	5	4	3	2	2
2012	7	3	2	1	0	0	0
2013	20	10	6	5	3	2	2
2014	19	9	4	3	2	2	2
2015	18	7	4	3	3	0	0
2016	17	7	4	3	2	1	1
μ	17.6	8.0	4.8	3.4	2.4	1.5	1.4
σ	4.3	2.2	1.5	1.1	1.0	1.0	0.9

10. パイロット試験

海底熱水鉱床の商業化を見据えた場合、これまで述べてきた

Table 12 Results of operational number during 8/15-9/14 in past 8 years

8/15-9/14 Year	Operation Windows [days]						
	1	2	3	4	5	6	7
2009	23	11	7	4	3	2	2
2010	21	9	6	3	2	2	1
2011	15	7	4	3	3	1	1
2012	19	9	6	4	3	2	2
2013	15	7	4	3	0	0	0
2014	27	13	8	4	3	3	2
2015	17	6	3	2	2	0	0
2016	18	7	4	1	1	1	1
μ	19.4	8.6	5.3	3.0	2.1	1.4	1.1
σ	3.9	2.2	1.6	1.0	1.1	1.0	0.8

稼働性評価法の妥当性及び問題点等を明らかにすることは重要である。特に作業実績が事前評価と乖離していないか検証することは有益である。

パイロット試験は2017年8月23日から9月22日にかけて実施された。悪天候、燃料及び食料積込等の理由から3航海に分けて行った。本論文では作業回数の実績について報告する。パイロット試験期間内で実際に確保できた作業回数と過去8年間のデータを使ったオペレーションウィンドウ解析結果の統計値を比較したものをFig.32に示す。なお、図中のエラーバーは標準偏差によるバラつきであり、その中央が平均値を意味する。Fig.32の結果は、作業回数が過去8年間の平均値以上であることを示す。よって、パイロット試験の期間中、例年以

Fig. 32 Comparison of operational number between statistical results from the past 8 years and the pilot test

上に海象が穏やかであったと言える。

今回のパイロット試験結果は、概ね、過去のオペレーションウィンドウ解析結果のバラつきの範囲内にあり、かつ安全側にあることが分かる。過去 8 年間という限られた期間に対する解析結果であるため、データ数が足りないことは否めないが、さらに長期間の波浪推算データを使用して解析すれば、有効なオペレーションの判断材料になり得るものと考ええる。しかしながら、オペレーションウィンドウが長くなるほど作業可能回数の平均値に対するバラつき（標準偏差）の割合が大きくなるため、バラつきが支配的になり作業可能回数の判断が難しくなることも考えられる。加えて、地球環境問題に起因する気候変動及び異常気象をデータとしてどう考慮するかも本手法の今後の課題であると考えている。

11. 結 言

海底熱水鉱床の採鉱・揚鉱パイロット試験に向けて行った稼働性評価について報告した。パイロット試験は海象が例年以上に恵まれた中で無事に実施することが出来た。

本論文を通じて次のような結論を得た。

- 採鉱母船の基本性能を把握することが必要となる。一部は数値計算によって代替することも可能だが、プロジェクトが大型化するほど対象システムが複雑化するため、評価精度の観点からも模型試験との併用が良い。
- プロジェクトの稼働性を阻害するボトルネックを早期に見つけ出すことが稼働性評価のカギとなる。ほとんどの場合は浮体以外の関連システムがそのボトルネックとなる。様々な分野の技術者との密接な連携が必要不可欠である。
- 頻度表を使った従来の稼働性評価では作業の連続性を考慮することが出来ないため実績と大きな乖離が生じる。オペレーションウィンドウ解析は一つの有効な手段であるが、ウィンドウが長くなるほどバラつきが支配的になるた

め判断が難しくなる。また、最近の地球環境問題に起因する気候変動及び異常気象の影響をどう考慮するかは今後の大きな課題である。

- 本論文で示した一連の稼働性評価法は、今後の海底熱水鉱床開発の商業化のみならず、実海域試験を伴う様々な大型海洋プロジェクトを計画する際に活用できる。

謝 辞

本研究は、経済産業省の委託を受けて独立行政法人石油天然ガス・金属鉱物資源機構が実施している海底熱水鉱床の開発に向けた全体システムの開発の一部として実施したものです。本業務に携わった関係各位に感謝します。

参 考 文 献

- 1) 海洋政策ホームページ内閣府：海洋基本計画,
- 2) 資源エネルギー庁：海洋エネルギー・鉱物資源開発計画
- 3) 深田サルベージ建設株式会社：<http://www.fukasal.co.jp/>
- 4) WAMIT, Inc. : <http://www.wamit.com/>
- 5) X.B.Chen : Hydrodynamics in Offshore and Naval Applications -Part 1, Keynote lecture at the 6th Intl Conference on Hydrodynamics, 2004
- 6) Orcina Ltd. : <http://www.orcina.com/>
- 7) DNVGL : Position Mooring, DNVGL-OS-E301, 2018
- 8) T.I.Fossen : Marine Control Systems, Marine Cybernetics, 2002
- 9) 大坪和久, 梶原宏之 : アジマススラスト首振角に制約がある場合の推力配分法について, 日本船舶海洋工学会論文集, 第 6 号, pp.177-182, 2007
- 10) Kongsberg Maritime AS : <https://www.km.kongsberg.com/>
- 11) R.Moaleji : On the development of ship anti-roll tanks, Ocean Engineering, Vo.34, Issue 1, pp.103-121, 2007
- 12) A.R.Barr and V.Ankudinov : Ship Rolling its prediction and reduction using roll stabilization, Marine Technology, Vol.14, No.1, pp.19-41, 1997
- 13) 石村恵以子, 伊藤博子, 高野慧 : 海底熱水鉱床の採鉱・揚鉱パイロット試験の安全性評価, 第 88 回マリンエンジニアリング学術講演会, 2018
- 14) 谷口友基, 石田茂資, 藤原敏文, 井上俊司 : 静穏海象発現特性の解析および評価法に関する検討, 第 25 回海洋工学シンポジウム, pp.549-556, 2015