

(昭和 57 年 11 月 日本造船学会秋季講演会において講演)

半潜水式海洋掘削装置の建造及び操業 実績から見た計画設計上の問題

正員 為 廣 正 起*

On Some Problems of the Basic Design Experienced through Construction
and Operation of Semi-Submersible Offshore Drilling Units

by Masayuki Tamehiro *Member*

Summary

In general, it may be said that semi-submersible offshore drilling units are designed under some conditions, such as design conditions and design criteria. The former include conditions of operation site, and the latter consist of requirements for operation and restriction of regulatory bodies, and both can be largely considered as a necessary conditions for initial designing of semi-submersibles.

However, it is necessary to work out some sufficient conditions for creating economical and reliable semi-submersibles. In this paper the author explain the above necessary and sufficient conditions obtained through fabrication and operation of Hakuryu series of semi-submersibles, and pick up some problems which we have to consider in the initial design stage for creating a new type of semi-submersibles.

1 緒 言

半潜水海洋掘削装置 (semi-submersible offshore drilling unit, 以下 S/S リグと略す) は荒海域での海底石油層の掘削活動の作業機器として広く利用されており波なし船型の具体化として波浪中における稼働率の優秀性は、海象、気象の厳しい北海で既に実証されている。

本機の計画設計に関しては基盤となるべき設定条件を必要とするが、これは一般に設計条件や評価基準の形で示される。前者は操業海域や関連の海洋環境条件の類であり、後者は船級協会や掘削業者の示す制限条件で、設計されたものの機能を評価する上での根拠となる。したがって、上記の設計条件と評価基準は S/S リグの計画設計上の必要条件といえることができる。これらを船舶と対比してみると、船舶が人や物を運搬するのを目的としているのに反して、S/S リグが稼働域を移動する時以外は一定海域に滞留して操業する特徴を持っているため、例えば次のように異った観点から条件が与えられている。

船 舶	S/S リグ
航 路	→ 操業海域
載荷重量 (D/W)	→ 変動甲板荷重 (V. D. L.)
速 力	→ 位置保持性能

* 三菱重工業(株)船舶鉄構事業本部海洋開発部

S/S リグが初めて出現した 1960 年代には、陸上の掘削活動を直接海に延長したため掘削に必要な諸機器は陸上のものをそのまま適用する結果となり、位置保持性能のみが特に強調された。しかし、その後多くの S/S リグが建造され操業の実績を重ねる間に Fig. 1 に示すごとく大きな変化を重ねていることは、S/S の計画設計に対し建造者と使用者双方が共に満足できる別の条件を必要としたことを示している。これは一種の十分条件であり、筆者は多数の S/S リグの建造と操業実績より次の 3 条件に集約することができると思われるに至った。即ち、

- (イ) 広義の意味で稼働率が優秀である。
- (ロ) 浮体の構造上の安全が確保されている。
- (ハ) 建造し易い構造形式である。

一般に船舶は長年月にわたる検証により必要にして十分な条件が比較的適確に把握されているが、S/S リグは未だ歴史が浅く必要条件も十分条件も完全に解明されているとはいえない。本論文はこのような計画設計上の諸条件を、三菱重工業(株)で設計した 3 隻の白竜シリーズ、3 隻の改白竜シリーズ (MD シリーズ) および外国コンサルタントによって設計された 8 隻の S/S リグの建造乃至操業実績より得られた資料を基に、吟味を加えて計画設計上の問題点を明らかにし、将来への示唆を得ようとするものである。

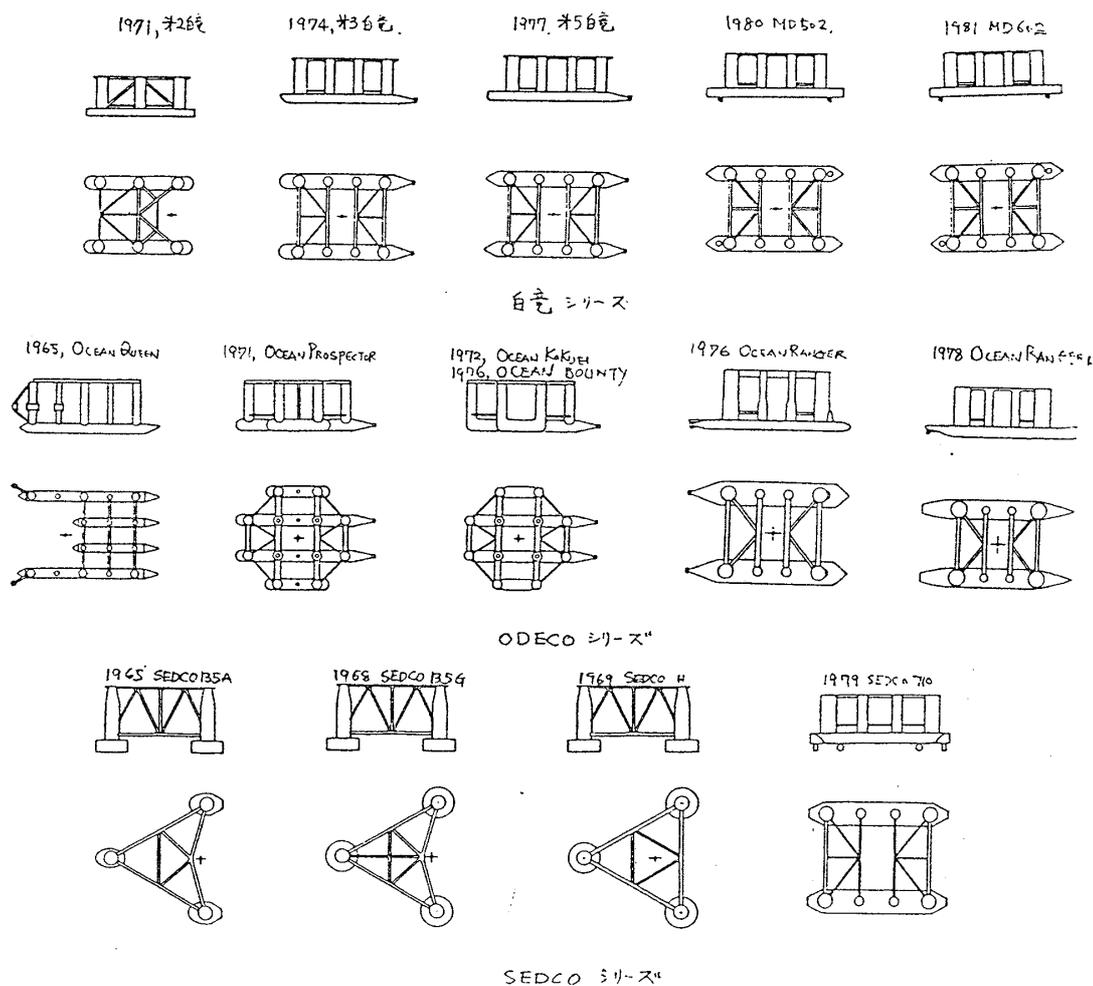


Fig.1 Historical change of typical semi-sub drilling units

なお、ここで述べた計画設計とは「半潜水」という新しい思想を基礎として上記2条件を満足する理想的 S/S リグを創造する作業であって、単なる基本設計を意味するものではない。

2 計画設計上の必要条件

2.1 設計条件

Table 1 は S/S リグの一般構造計画のフローを示すものである。①に示すごとく設計条件は総てに優先して与えられるが、右欄に示すオーナーの要求や実地計測資料などもその内容を構成する。②は与えられた海域条件に対し半潜水の概念のもとに最適構造形式を選定する過程であり、操業データや実験データの観察の成果を具体的に織り込むことができる。④においては②で選定した形状に対して波浪中の運動モードの確認が行われる。検討は波浪中の S/S リグを剛体と見做し波浪強制力として微小振幅波を与えて運動方程式を解く形で実施されるが、得られた運動モードは S/S リグの各種の検討の基本となる。⑤以下は一般の構造計画を示す。上記①の設計条件の中で、操業海域、波浪、風の条件は S/S リグの形状決定に影響を与えるので最も重要な要素であるが、潮流、

気温、海底土質なども構造計画や艤装計画に関わりをもつもので無視できない。ここでは形状決定に大きく影響する上述の3アイテムについて述べる。

(1) 操業海域

1970年代の初頭まで S/S リグは主として Table 2 にみるごとく限定海域指向型であったが、最近の S/S リグは氷海域を除く全世界指向型である。このような海域の不確定指向は海底石油を対象とする作業目的から当然であり、Fig. 2a, b の第2～第5白竜の操業実績からも理解されるが、必然的に海象、気象条件の厳しさに直面するものであり、しかも定位置に止って操業するという宿命から船舶に比べて可成り過酷な条件である^{1),2)}。即ち、船舶は経験航路を移動するので一般論として統計確率論的手段によって deck wetness, slamming, 応力変動値などの計画の諸アイテムを吟味できるのに対して S/S リグは長期にわたって地球上の不特定海域のある地点で操業するため機能に影響を及ぼす設計条件を容易に決定し難く、全体システムに対して長期統計確率論的な考え方による解析に無理があり、決定論的手段に頼らざるを得ない現状である、近年脚光を浴びてきた北極海域の開発はこの困難を助長している。

Table 1 Typical structural design procedure for semi-submersible offshore structure

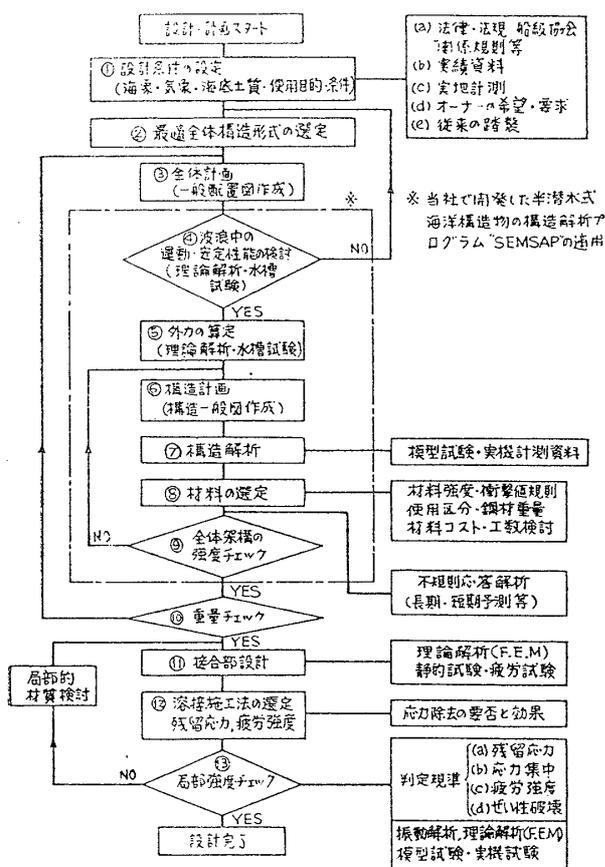


Table 2 Operation area and water depth of HAKURYU series

リグの名称	建造年	操業予定海域	水深 m	備考
第2白竜	1971	日本海及びインドネシア海域	6~200	
第3白竜	1974	大陸棚を超えて、大陸傾斜面まで	40~300	
第5白竜	1977	大陸傾斜面を超え海盆まで サハリン沖、日本近海、東支那海	500	
MD602	1980	全世界 (但し水海域を除く)	450	(STENA)
MD502	1980	全上	450	(PETRO BRAS)
MD202	(1980)	全上	450	計画のみ

しかし、たとえ全世界指向型であっても操業の実績を重ねる間に海域の条件も十分把握できるので、統計確率論的な手段で計画の再検討をするのも無意味ではない。このような思想で第2、第3白竜は非常時最大波高を見直し、計画設定値に修正を加えている (Table 3 参照)。

(2) 波浪と air gap (δ)

波浪は S/S リグの本質を決定する鍵であり、各国の船級協会でもその取り扱い方を示しているが、統計確率論的な手段による波浪の決め方はなお勧告の形でしか示されていない。高橋ら³⁾ はこれらを敷衍する形で考え方を示しているが S/S リグの波浪に対しては決定論的考え方

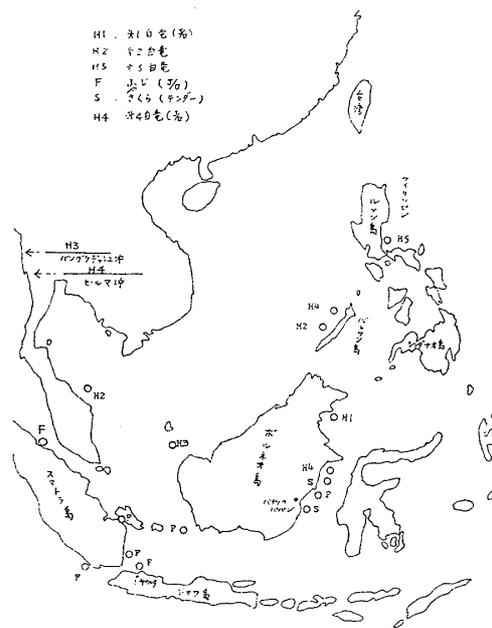


Fig. 2 a Locus of operation of HAKURYU series

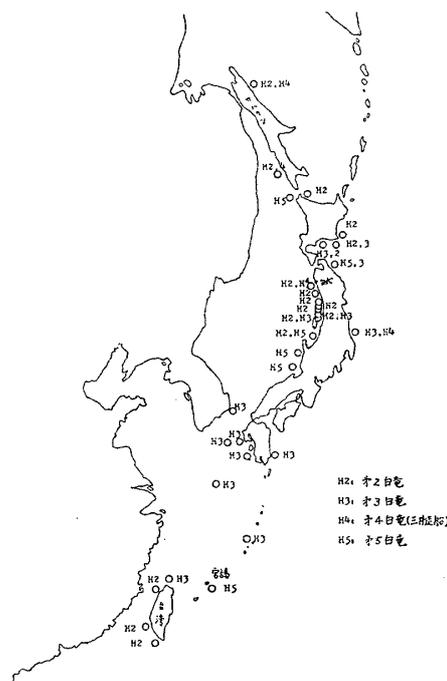


Fig. 2 b Locus of operation of HAKURYU series

が支配的である。Table 3 は白竜シリーズおよび MD シリーズの環境条件を決定論的に与えた例である。S/S リグの操業海域が次第に荒海域に進むに従い、第5白竜にみられるごとく、 $H_{max}=120$ フィート (36.6m) まで考えるに至ったが、操業実績より過大であるとの判断が一般的となり、1981年 DNV 規則では 100 年ストームに対応する波浪として 30m を超える必要のないことを示し、Hammet は 180 rig years において $H_{max}=98$ フィート (29.8m) を経験値として示している²⁾。ここで rig years とは SEDCO 社の保有する個々のリグに

Table 3 Environmental condition of HAKURYU series

設計条件		リグ名称	第2白竜	第3白竜	第5白竜	MD-202	MD-502	MD-602
曳航時	最大風速 (m/sec)		15/60*3	15/60*3	15/60*3	36	36	36
	最大波高 (m)		5/18.5*3	5/18.5*3	5/18.5*3	10	10	10
	波周期 (sec)*1		6 ~ 20	6 ~ 20	6 ~ 20			
作業時	最大風速 (m/sec)		15	15	15	36	36	36
	最大波高 (m)		6	6/10	6/10	12	12	12
	波周期 (sec)*1		6.5 ~ 15	9 ~ 20	9 ~ 20			
非常時	最大風速 (m/sec)		60	60	60	51.5	51.5	51.5
	最大波高 (m)		18.5*2	24*2	36.6	30.5	33.5	33.5
	波周期 (sec)*1		11-20	18-25	20-25			

*1 波周期は、波高に対応する実在のもの。
 *2 第2、第3白竜の非常時最大波高は、建造当時の設定値。
 その後、第2白竜は2.7m、第3白竜は3.6.6mに見直され、今日の操船要領書のベースとなっている。
 *3 曳航時条件の中、上段は浮上曳航、下段は半潜水曳航を示す。

対し、その時点までの稼働年数を乗じて集計した値である。現在はこれらを総合して全世界を対象とするS/Sリグの波浪として $H_{max}=110$ フィート (33.5m) を与えている (Table 3 参照)。このように決定論的に波浪を与えて規則波中の運動の応答計算をし、計画形状に対する運動性能を画一的に掴むことはできるが、不規則波としての海面に対して妥当性を欠くものであり、S/Sリグの安全の状態を正しく認識し得ない。特に Fig. 3のごとく波面上に作業甲板を有するS/Sリグの特色を生かすためには、air gap δ を不規則波中のリグの応答より吟味する方が妥当性がある。 δ に関しては船級規則により $\delta \geq 1.5m$ が評価基準として示されているが、その増減はS/Sリグの脚柱の高さに関係し、復原性やコストに影響を及ぼす重要な要素となる。確率論的手法に従わない場合は Fig. 4 に示すごとく δ の吟味に対して上下動の平均値 z_{mean} の位置における規則波の最大値 H_{max} からの避距離 δ を 1.5m 以上にする暫定的な考え方を適用するが、このような問題には不規則波応答解析が適しており、応答関数 $H(\omega)$ と波浪スペクトル $s(\omega)$ を用いて不規則波中のS/Sリグの応答スペクトル $\Phi(\omega)$ を (1) 式によって求め、波浪とS/Sリグの相対運動時の δ を吟味する方が合理的である。

$$\Phi(\omega) = |H(\omega)|^2 \cdot s(\omega) \quad (1)$$

近年海洋構造物の分野でもスペクトルの認識がたかまりS/Sリグに観測計器を積み込んで直接操業域での波及び応答スペクトル解析を行うようになったが、この結果は今後の海底石油の掘削および生産活動に役立つものである。全世界に通用するS/Sリグを設計するためには特定海域の波浪スペクトルを与えるのはあまり意味がないが、数種の海域スペクトルの中、最も応答の激しいもの

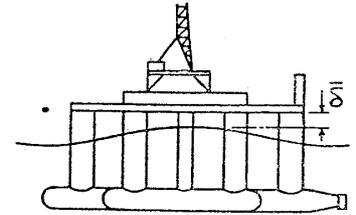


Fig. 3 Definitions of air gap

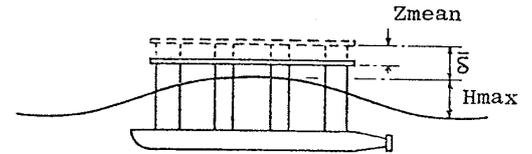


Fig. 4 Air gap of semi-sub in regular wave

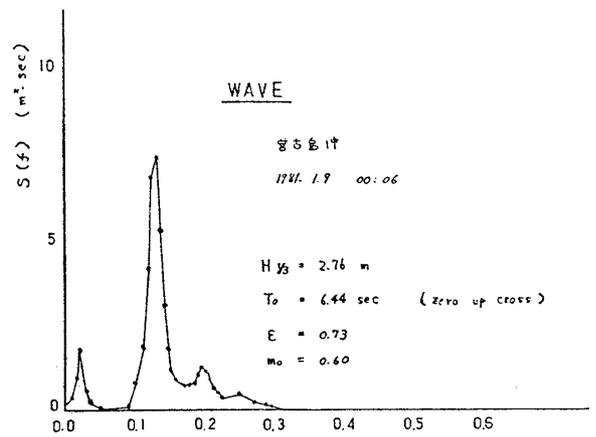


Fig. 5 Wave spectrum obtained by HAKURYU 5 off MIYAKO Island

を与えるのも一つの方法である (例えば船舶の諸計算に利用されている北大西洋スペクトル)。Fig. 5 は第5白竜の宮古島沖の水深 286m の海域での試錘作業時に得られた波浪スペクトルの一例である。

(3) 風

風速の条件はS/Sリグの復原性を吟味する際の転倒モーメントの計算基準となるものである。各国の船級協会もS/Sリグの海域移動時、あるいは非常時の環境に対して風速を与えている。Table 3 はその一例であるが、1970年代は風速 60m/sec (120kn) を採用してS/Sリグの復原性の強化が意図されたが、現在は 51.5m/sec (100kn) まで下げられている。第2白竜は台湾沖で台風 Vera に遭遇し、風速 68m/sec 以上を記録し Table 3 の計画設定値を超えた経験をもっており、余裕復原力が必要であることを示している。Fig. 6 は第2白竜の自記風速記録計の記録である。この台風通過時には乗組員全

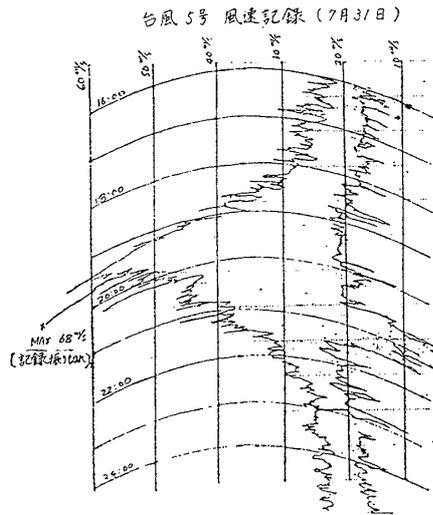


Fig. 6 Histogram of wind Velocity of Typhoon VERA experienced by HAKURYU 2, off CHI-LUNG

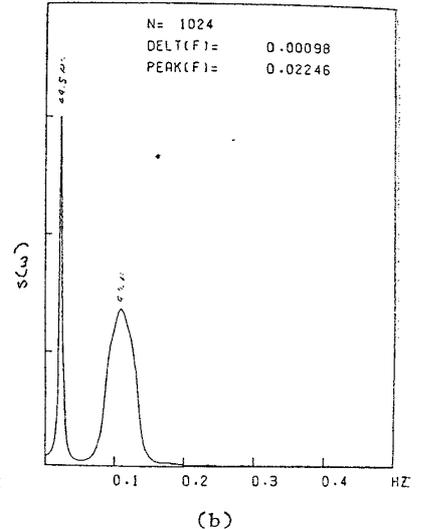
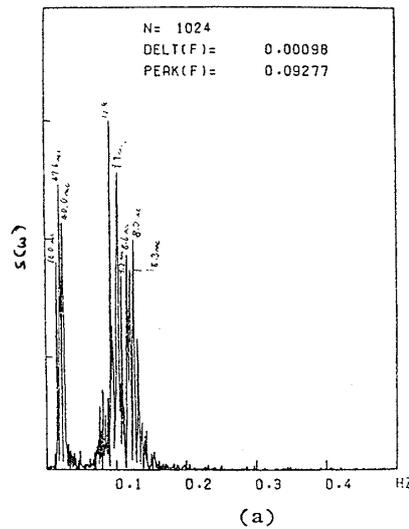


Fig. 7 Rolling angle spectrum obtained by HAKURYU 5, off MIYAKO Island

員が台北に避難して第2白竜は無人数であったが、当時の状況から最大波高は 15m 以上と判断されている。

風に対しては下面に air gap をもつ S/S リグの上部構造に当る風の作用によって生ずる揚力と暴風時の風の息による、動揺への影響を無視することができない。揚力については Bjerregaard ら⁴⁾によって研究され、ルールによって求めた風圧モーメントによる傾斜角が実状に合わない原因となっていることを 12 基の S/S リグの実験的検討によって確認し揚力を直接求める計算式と図表を示しているが、わが国における研究は十分でない。一方、暴風時の風は Fig. 6 に示すごとく明らかに息をしており、しかもその周期が S/S リグの横揺固有周期に近く、風のエネルギースペクトルの値もその周期の近傍で大きいため問題となってくる。

第5白竜の動揺波形データの中から 1,024 個の波形をスペクトル解析した結果によると Fig. 7a, b のごとく周期 47.6 秒, 44.5 秒にスペクトルの山が存在している。このピークは風の息によってもたらされた動揺運動によるものと判断される。一方、周期 50 秒前後の風の息が強いエネルギーをもっていることは超高煙突や大型クレーンなどの実風観測によって示されている^{5),6)}。これらの因果関係を示す資料および、水線面積が小さく復原力の絶対値が比較的小さい S/S リグの動揺周期が長いこと (Table 4) などを考えると同調動揺の可能性が大きいことが理解できる。しかし、この動揺は掘削作業時の条件下では動揺角も小さくまた動揺の原因が明瞭であるために一過性の現象として敢えて問題とされていないが、暴風時の環境下では波浪の影響も加わるので入念な吟味が必要であろう。

Table 4 Natural frequency of HAKURYU 2, 3, 5 (free floating condition)

リグ名称 アイテム	第2白竜	第3白竜	第5白竜
L×B×D	84×61×31 ^m	101×67×35 ^m	104.5×67×35 ^m
d	20 ^m	20 ^m	20 ^m
ローホール L _L ×B _L ×D _L	2× 84×11×5.8	2× 101×12×7	2×104.5× 12.6×7
固有 周期	T _h sec	18.7	20.1
	T _p sec	30.0	50.1
	T _y sec	32.3	49.0

2.2 評価基準

評価基準は設計されて出来上がった S/S リグの機能の良否の判断の資料となるものであり、使用者側にとっては逆に能力の象徴ともなる重要なアイテムである。前節で述べた air gap δ は一種の評価基準であるが、ここでは S/S リグを特徴づける V. D. L. と位置保持性能について言及する。

(1) 変動甲板荷重 (variable deck load=V. D. L.)

S/S リグの作業域が Table 2 に示すごとく次第に深海域へと指向したため、厳しい海域環境を余儀なくされ、掘削に必要な消耗品の補給基地より遠ざかり、小型の補給船の能力を超える結果となった。この対策として甲板上に搭載する V. D. L. を Fig. 8 のごとく大きく取るようになった。

S/S リグが全世界指向型となったため V. D. L. は益々拡大の傾向にあるが、一方、その大小はこれを支える脚柱の間隔や、直径とも密接な関係があり、それは即、S/S リグの運動性能にも影響を及ぼすため慎重に対処しなけ

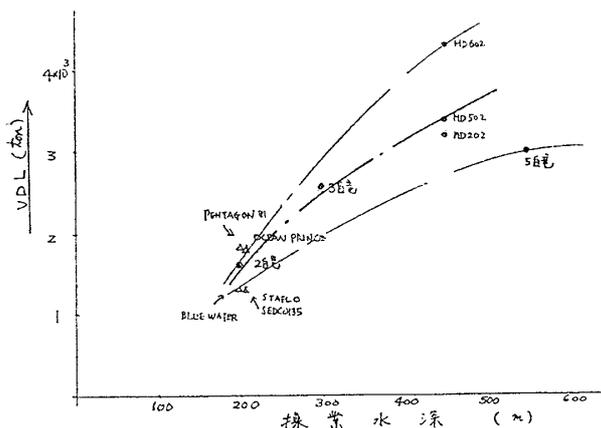


Fig. 8 Variable deck load of HAKURYU series

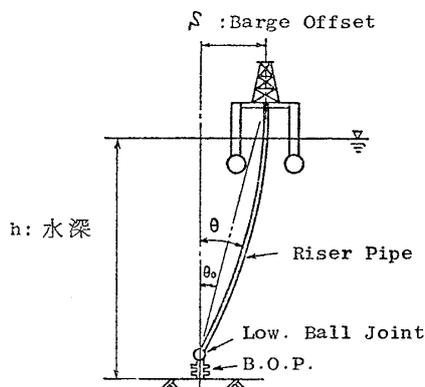


Fig. 9 Barge offset

ればならぬ問題である。

V. D. L. は船舶の D/W に相当するものであり、その変化は S/S リグの復原性に大きく影響するので、計画設計時点はもちろん、操業時においても Table 3 に示す各状態の V. D. L. の変動に対して喫水と \overline{KG}_0 の対応が、船級規則の制限範囲内におさまる必要がある。Table 5 は V. D. L. の 1 例を示す。このうち drilling と severe storm の V. D. L. の差は、それまでに消費されるであろう消耗量を推定したものであるが、severe storm が必ずこの状態で訪れるという保証はないので、経験的にしか設定できないが、今後共実績データの積み重ねを要する問題である。

(2) 位置保持機能

S/S リグの操業を安定させるに必要な制限条件であり、掘削作業時の荷役作業や揚降管作業などの諸作業ができる可能性を示す最大の許容変位量である。Table 6 は第 3 白竜の操業時の評価基準を示す。最近では motion compensator の発達により評価基準も次第に緩和の方向にある。S/S リグの水平変位は波浪による sway および surge を含むが、主として定常的な風、潮流、波浪による漂流によるもので、一般にその変位 S をバージオフセットと呼んでいる (Fig. 9 参照)。

Table 5 Example of V. D. L. (MD 502)

condition	V. D. L. (t)		
	transit	drilling, stand by	severe storm
drill pipe/collar	380	380	330
set back	0	150	0
riser pipe	120	120	120
casing pipe	300	300	200
liquid mud	0	500	500
bulk mud/cement (in column)	500	750	750
sack	330	330	100
B.O.P.	170	170	0
Misc.	300	700	600
total	2,100	3,400	2,600

Table 6 Restriction of movement in waves. (HAKURYU 3) (moored condition)

上下動	Z	$\pm 1.0 \text{ m} \sim 1.5 \text{ m}$
水平動	S	$\pm \text{水深の } 5 \sim 6 \%$
傾斜	ϕ	$\pm 2^\circ \sim 3^\circ$

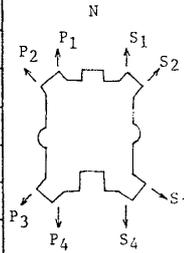
Table 6 で S を水深の 5% に抑えることは $\theta_0 = \tan^{-1}(5/100) \approx 3^\circ$ を保持することを意味し、潮流やパイプ内の影響によるライザーパイプの弾性変形を考慮すると、実際には θ 度の傾斜をしており、制限角度は 4° くらいとなる。

一般に $\theta > 4^\circ$ でライザー内のドリルパイプが、ライザー、ボールジョイントの内壁に当たって損傷し、 $\theta > 10^\circ$ でボールジョイントが破損するといわれている。Table 6 に相当する台風時の制限に関しては明確なものはないが、海外の S/S リグの例では暴風時の評価基準として S を水深の 9% に規定している¹⁾。第 2 白竜は能代沖での操作時に平均風速 30 m/sec、持続時間 15 h に及ぶ台風に遭遇している。Table 7 はその時の記録で、バージオフセットは水深の 10% 程度である。一般に台風時の変位に対する実測データは乏しく、このようなオフセットの状態における風速変動と動揺角との相関、風速と水平動との相関などについては今後とも観測を重ね、暴風時における評価基準を正しく設定すべきである。

以上に述べたごとく、設計条件に対し、操業を可能にする V. D. L., および Table 6 に示す Z, ϕ , (θ) , S の制限値と船級規則に定める air gap $\bar{\delta}$ の制限を満足する S/S リグの形状に関する構想が成立すれば計画設計の第一段階は終るが、それは S/S リグの必要条件を充足したに過ぎないことを認識すべきである。また、それらの

Table 7 Motion in rough sea of HAKURYU 2 off Noshiro city (moored condition)

月/日時	風速	風向	気圧	波高	左右動	ローリング	ピッチング	上下動
					γ	φ	θ	Z
12/1	14	W	997.8	7 ^m	2%	1°	1°20'	1.7 ^m
	16	W	998	8	2	1°30'	2°30'	2
	18	W	999.5	9	2	1°30'	2°30'	2.2
	20	W	1000	9	3.3	1°20'	2°	2.5
	22	NW	1000	10	3	2°	2°	3.2
	23	NW	1000	10	3	2°	2°	3.2
	24	NW	1001.5	11	-	3°	2°10'	4
12/2	1	NW	1003.2	8	-	2°10'	2°20'	4
	2	WNW	1003.8	9	-	2°10'	2°10'	4
	3	WNW	1004.5	9	-	2°10'	2°20'	3.5
	4	NW	1004.7	9.5	6.8	2°30'	2°	4
	5	NW	1005.8	10~13	10	2°50'	1°50'	4.5
	6	NW	1007.7	13	10	2°40'	2°	5
	7	NW	1008.8	12	10	2°30'	2°10'	6



注：左右動γはリグのオフセットの水深に対する比を示す。

条件や基準も未だ完全なものとはいえず、一つの方向として統計確率論的手段によって検討すべき段階にきているといっても過言ではない。

3 計画設計における十分条件

一般に十分条件は建造や操業の経験から演繹されるものであり、筆者は結論で述べたごとく、(イ) 広義の意味で稼働率が優秀である；(ロ) 浮体構造の安全性が確保されている；(ハ) 建造し易い構造形式であるという3要素を現在までに演繹された十分条件を考えている。以下にこれらの要素を選択した意義を述べ、操業実績から得た問題点を示す。

3.1 広義の意味での稼働率の吟味

広義の意味の稼働率を吟味する場合、S/S リグが次の2状態において優位性を認められなければならない。

(a) 操業状態 (operating condition)

- (イ) 運動が最小であること
- (ロ) 波浪中で十分なる復原性を有すること
- (ハ) 制限内で位置保持が可能であること

(b) 非常時 (severe storm condition)

- (イ) 十分な air gap を有すること
- (ロ) 波浪中で転覆しないこと
- (ハ) ある程度の位置保持が可能であること
- (ニ) 構造が崩壊しないこと

(a) の要因は S/S リグの操業原則であるが、(b) は 100 年級台風に遭遇した時の広義の操業を意味し、両者は稼働率の重要な吟味対象である。稼働率の評価が操業時の波浪中の運動性能の優秀性に大きく依存することはもちろんであるが、操業の lamp sum の概念から移動

時の推進性能や、全状態における復原性の問題も重要なアイテムである。また乗組員の質、塔載機器の配置や性能も看過し難いアイテムであるが、ここでは全世界指向型の S/S リグの計画に対して造船所側で処理できる波浪中の運動、復原性、推進性能、位置保持に関連して注目すべき点を操業実績より演繹してみる。

(1) 天候による不就業率 (weather down time)

波浪中の S/S リグの運動の優秀性は計算機シミュレーションや水槽試験によって十分検討されているが^{7),8)}、実機の計測実績との整合性についての検討は意外に少ない^{9),10)}。

これは計測装置の不備や S/S リグ自体がたとえば、survival condition

のような暴風に遭遇する機会が少く十分な資料が得られないためと考えられる。第5白竜が宮古島沖で操業中に MUSE システムを利用して得られた定時観測記録を計算と比較してみると Fig.10 のごとくであり、計算値との整合性が良いことを示している。ただし、 $T_1=2\pi \cdot m_2/m_1=3.86\sqrt{H_{1/3}}$ に相当する無次元値をプロットしてある。第2白竜の実績データ⁹⁾ もほぼ同一の傾向を示しており、S/S リグの波浪中の稼働率の優秀性を推察し得るものである。第5白竜の操業実績より weather down time を調査してみると Table 8 のごとく非常に少ないことが判る。この値は長期の down time の確率と見做すことができるが、SEDCO 社の Hamett も²⁾ カナダの西海岸における操業実績より、波、風、流氷、潮流による weather down time は 2% 以下または 1 年間に僅か 8 日であったことを示しており、第5白竜に対して選定した形状の妥当性を裏付けるものである。ちなみに Hogben & Lumb の南阿沖の波浪頻度分布チャートを利用し、波浪中における運動の応答値が Rayleigh 分布に従うものと仮定して $Z_0=1m$, $\phi_0=2^\circ$, $\theta_0=2^\circ$ を超える

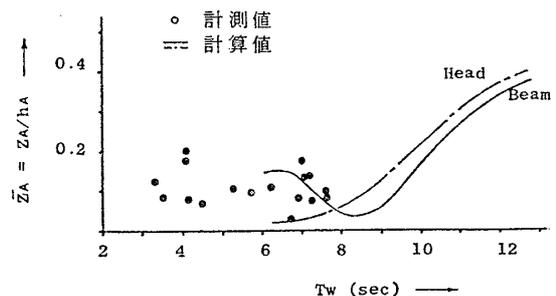


Fig.10 Heaving (HAKURYU-5)

Table 8 Weather downtime (HAKURYU 5)

海域	位置	掘削作業		操業日数	不就業日	%
		開始	終了			
宗谷沖	45°29'31" N 141°12'34" E	1979. 7. 1	1979. 9.19	81 日	5/24 日	0.3
福江沖	33°18'02" N 128°20'44" E	1979.11. 2	1980. 3.22	142	1	0.7
信濃川沖	38°00'36" N 139°02'44" E	1980. 3.28	1980.10. 7	194	0	0.0
新米山沖	37°22'27" N 138°23'50" E	1980.10. 8	1980.12. 4	58	3	5.2
宮古島沖	24°46'20" N 125°41'50" E	1980.12.15	1981. 3.13	89	3/24 日	0.1
Balesin	14°24'10" N 121°57'15" E	1981. 3.18	1981. 4.22	36	0	0.0
北米山沖	37°20'44" N 138°25'49" E	1981. 5. 7	1981. 6.21	46	5/24 日	0.5
				Σ 646 日	4-13/24 日	0.7%

Table 9 Probability of occurrence of weather downtime

(1) 上下動		(2) ピッチ		(3) ローラ	
Z ₀	p(Z>Z ₀)	θ ₀	p(θ>θ ₀)	φ ₀	p(φ>φ ₀)
0.8 ^m	3.3%	0.4°	9.7%	0.4°	14.3%
1.6	0.9	0.8°	1.2	0.8°	2.0
2.0	0.5	1.2°	0.2	1.2°	0.4
3.0	0.2				

規制値 Z₀=±1^m θ₀=±2° φ₀=±2°

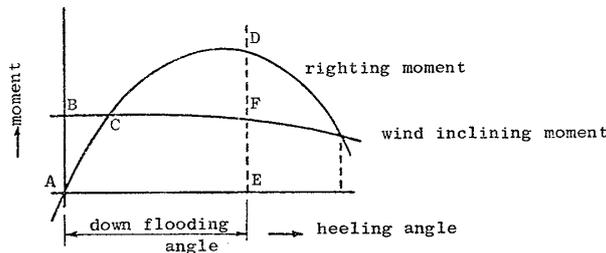


Fig. 11 Righting moment curve

確率を求めてみると、(2) 式より Table 9 が求まる。

$$\left. \begin{aligned} \text{上下動} : p[Z > Z_0] &= e^{-(Z_0^2/2\sigma_z^2, 2\sigma_\phi^2, 2\sigma_\theta^2)} \\ \text{ローラ} : p[\phi > \phi_0] &= e^{-(\phi_0^2/2\sigma_z^2, 2\sigma_\phi^2, 2\sigma_\theta^2)} \\ \text{ピッチ} : p[\theta > \theta_0] &= e^{-(\theta_0^2/2\sigma_z^2, 2\sigma_\phi^2, 2\sigma_\theta^2)} \end{aligned} \right\} (2)$$

ただし、σ_z、σ_φ、σ_θ はそれぞれ応答の標準偏差であり、

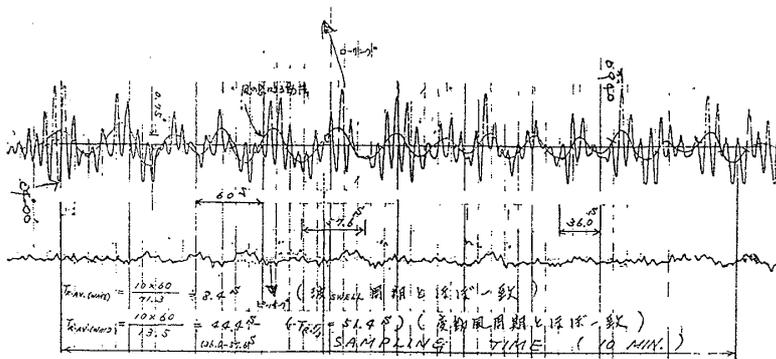


Fig. 12 Rolling histogram of HAKURYU 3 off NIIGATA city

波浪スペクトルは ISSC の記述に従った。Table 8, 9 を比較すると両者はほぼ同一のオーダーを示しており、計画設計時点に統計確率論的な考え方を一つの指針として導入することは意義があることを示唆している。

(2) 復原力曲線における \bar{k} 値の吟味

Drilling Unit に関する IMCO 統一規則では風圧モーメントに対する動的復原力を示す面積比、即ち Fig. 11 に示す復原力曲線において

$$\bar{k} = \frac{\text{面積 ACDFE}}{\text{面積 ABCFE}} \geq 1.3 \quad (3)$$

を与えているが、 $\bar{k} \geq 1.3$ の妥当性についてはアメリカ造船学会で議論の対象となっている^{11),12)}。 \bar{k} 値は風圧が作用している時の横動揺運動方程式 (4) より (5) 式の如く導びくことができる、即ち

$$I\ddot{\varphi} + C\dot{\varphi} + M_r(\varphi) = M_{\text{ext}}(t) \quad (4)$$

I : 浮体の見掛けの慣性モーメント

C : 単位角速度当りの減衰モーメント

M_r(φ) : 傾斜角 φ における復原モーメント

M_{ext}(t) : 風圧モーメント

(4) 式を φ=0 から φ₁ まで積分し、実際の動揺運動が原点を中心とする ±φ₁ までの周期運動であると仮定すれば、

$$\bar{k} - 1 = \frac{1/2 I \dot{\varphi}_0^2 - a}{A_e} \quad (5)$$

ただし、 $\bar{k} = A_r/A_e$ 、A_r は復原力曲線下の 0~φ₁ までの面積、A_e は風圧モーメントの 0~φ₁ までの面積、a は減衰エネルギーを示す。a は \bar{k} 値に対して有利に働くので省略して考える。第3白竜は新潟沖の操業時に Fig. 12 に示す動揺を記録しており、この波形より

$$\varphi = 0.013 + 0.026 \sin \frac{2\pi}{51.4} t \quad (\text{rad}) \quad (6)$$

を得ているので、この時点における排水量、復原力曲線より I、A_e を求めて (5) 式に代入すると $\bar{k} = 1.37$ を得る。同様に第2白竜の台湾沖の台風 Vera 遭遇時の記録より

$$\varphi = 0.02 + 0.11 \sin \frac{2\pi}{45} t \quad (\text{rad}) \quad (7)$$

の動揺を推定し、 $\bar{k} = 1.13$ を得る。これらの値はいずれも $\bar{k} \geq 1$ が必要であることを示すが、それで十分であるかどうかは明らかでない。特にこれらの結果が平均風速 20 m/sec、瞬間最大風速 70 m/sec 程度の台風記録にもとづいたものであるため、今後さらに実測データの積み重ねに

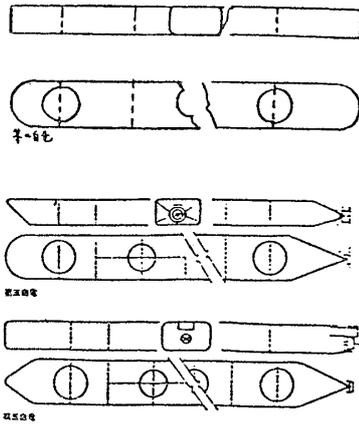


Fig. 13 Historical change of lower hull in HAKURYU series

よる吟味が必要であると考える。

(3) 推進性能

S/S リグの移動が世界的になるにつれ、海域移動の所要時間を短縮して早く掘削活動に従事する必要性と、競合する drilling vessel に対して優位にたつために、S/S リグの推進性能が強調されるようになった。その一対策としてパナマ運河通過可能な小型の S/S リグが意識的に計画されたが、S/S リグのもつ特性を殺す結果となり成功しなかった。このような経緯は S/S リグの没水部の形状を推進抵抗の見地から見直す動機を与えた。Fig. 13 は白竜シリーズの lower hull の形状の変遷を示すもので Fig. 1 の ODECO シリーズがすべて円断面であるのに対し、曳航抵抗を少なくしながらなお建造の容易さと継手の欠陥の防止をねらった形状となっている。これらは Table 10 の曳航実績よりその進歩の跡をうかがうことができる。なお本表の中 SEDCO 135 E, 第 2 白竜は単純曳航移動, 第 3, 第 5 白竜は propeller assist の状態での曳航移動である。

今後の問題として、造り易さのために矩形断面とした姿に対し、抵抗をさらに減らすためにどのように円断面に近づけ得るか、また部材の端部における抵抗増の要素を計画設計時点にどこまで排除できるかが、検討の焦点となろう。また水面上の上部構造に作用する風圧力の軽減や、曳航移動時の lower hull の乾舷が小さいことによって波浪中の脚柱の抵抗が大きくなる傾向の軽減など形状の改善が望まれる。

(4) 位置保持

波浪による S/S リグの上下方向の変動に対しては波無し船形を選択することにより解決できるが、潮流、風、波浪漂流力による水平変位に対してはチェーン(ワイヤ)とアンカー(シンカー)の組合せによる係留手段によるか、自動位置保持装置(dynamic positioning system=D.P.S.)により Table 6 に示す操業の規準を守る必要がある。係留ラインの安全を確保するためには動的解析

Table 10 Towing data of semi-sub.

代表的な S/S の曳航実績 (工費千円(円) 建造年(年))

名称	型式	曳航状態		曳航力 (馬力)	曳航距離 (海里)	曳航時間 (時間)
		速度 (ノット)	水深 (m)			
1 SEDCO 135 E 105.9 x 103.6 x 50.6	3 caisson Footing型	7.5 (10.4) /10900	4.12 ノット	9640 8HP	92	広島~九州 5,700 里 3.1 (6.3)
2 Ocean Prospector	4 Lower hull	7.2 (10.5) /13900	1.84 ノット	5400 + 3600 9HP	6	広島~津田 650 里 4.5
3 第 2 白竜	2 lower hull	5.4 (10.5) /9900	1.18 ノット	3600 4000 + 4000 9HP	9	広島~秋田 1200 里 5.4 (7.3)
4 Ocean KOKUEI	4 Lower hull	8.9 (10) /14450	LH 2.29 ノット 約 3/3	(目標) 7000 SHP 約 17000 15HP	100	広島~北海道 15000 里 10.0
5 第 3 白竜	2 Lower hull	6.7 (10.6) /14600	LH 1.50 ノット	4,750 5,000 + 5000 10HP 並列	4	広島~常陸沖 750 里 8.7 (13.5)
6 Ocean Bounty	2 Lower hull	10/ 18750	LH 4.20 ノット	14000 14HP	60	広島~津田 5,500 里 4.0
7 第 5 白竜	2 Lower hull	6.8/ 15600	LH 1.60 ノット	13000 13HP	6	広島~八戸沖 960 里 8.0

Table 11 Design condition of mooring system (MD 602)

S/S リグの 状態	喫水 (m)	風速(10分間) (m/sec)	潮流 速 (cm)	波高 (m)	波周期 (sec)
通常稼働時 (Normal operation)	20	15.0 (12.8)*	2.0	6.0 (3.0)**	10
操業時 (operation)	20	25.0 (21.3)*	2.0	12.0 (6.0)**	12
待機中 (stand by)	20	36.0 (30.6)*	2.0	18.5 (9.3)**	14
暴風時 (survival)	16	51.5 (43.8)*	1.0	33.5 (16.8)**	15

(注) * ()内 数値は 10分間平均値 (0.85 x 10分間平均値)
** ()内 数値は 有義波高 (0.5 x 設計最大波高)

Table 12 Some example of sea bed cond.

リグ名称	錨地	水深 m	土質状態	水中比重 γ (g/cm ³)	粘着力 C (kg/cm ²)	内部摩擦角 φ	一軸圧縮強度 qu (kg/cm ²)
第 3 白竜	柏崎沖 1977. 4月	134	粘土 砂質ローム	0.713 0.976	0.25 0.33	1° 2°30'	0.32 0.21
第 3 白竜	J.D.Z-W-1 1980	81	粘土質砂	0.83	0.03	2°50'	
第 5 白竜	寺泊沖 1978. 9月	126	粘土質 シルト	0.82	0.24	12.9°	
第 5 白竜	宮古島沖 1980. 5月	286	珊瑚礁砂	0.938	0.375	36.67°	

法によりラインの運動を正しく把握する必要がある、そのためには計画設計時点で海象、気象、海底土質などの吟味が重要となる。Table 11 は MD 602 の係留システムに関する設計条件、Table 12 は白竜シリーズの操業海域における海底土質の一例である。第 2 白竜は台湾沖の潮流の速い海域での操業に当り事前に慎重な対策をたてパイルアンカーまで取りつけたが、設計条件を超える台風 VERA に遭遇し、8 本のチェーンのうち 2 本のみを残して総て切断し現位置よりも 320° 方向へ約 2 マイル漂流した記録が残されている。このような事故例か

らの教訓として設計条件の選択のみならず、海象や気象、海底土質の変化に対し係留に関する操作マニュアルが十分吟味されたものでないと意味がないことを知ることができる。

3.2 浮体の構造の安全性の吟味

A. L. Kielland の崩壊事故以来とみに問題にされるようになったが、元来は survival condition において架構が崩壊しないことが基本命題である。それは前節(1)で述べた100%の不就業率を回避することにもなる。白竜シリーズの記録によると1坑当たり平均3,305mを掘進し79.8日を消費しており、その間定位置に留って波浪繰返し力にも耐える必要があり、浮遊構造物としては可成り過酷な条件である。したがってこのような環境の中で構造の安全を保証することは使用者に対しては操業に対する安心感を与え、間接的に操業の能率と促進するものである。

崩壊を防止する具体的検討事項としては、架構形式、外力、許容応力、材料、継手形状などが対象となるが、本節では架構形式とその取扱いについてのみ基本計画上の問題点を抽出してみる。

(1) 架構形式の評価

現在稼働中のS/Sリグの架構形式を大別するとTable 13のごとくである。基本的には、(イ)トラス構造、(ロ)ラーメン構造、(ハ)ブレースを付与したラーメン構造である。トラス構造は重量軽減に貢献し得る構造形

式であるが、一部材または継手の破壊に対して全損事故を招き易い。また継手が多いため接合が難しく波浪中で長期にわたって繰返し力を受けるS/Sリグにとって弱点を多く持つことになり好ましくない。ラーメン構造では縦横ともラーメンで組み立てた形式と横方向のみトラス構造とした形式とがある。いずれの場合も縦方向(S/Sリグの長手方向)はS/Sリグの特色を示す脚柱とlower hullが存在して剛性が大きい問題がないが、横方向に対しては所要の剛性が得難いため、第3、第5白竜のごとくトラスで補強している場合が多い。一般にトラス構造に比べて重量増加の傾向にある。ブレースを付したラーメン構造は、脚柱の剛度に対するトラスの剛度、所謂剛度比を大きくし、またトラス端部の固着条件を剛接合として回転に対して十分な剛性をもった構造型式で、特にブレースの存在によって崩壊荷重を増大することができるので¹³⁾、S/Sリグの構造の一部の損傷が全損に波及する可能性を減少し得る効果をもち、しかもトラス構造とはほぼ同等の鋼材重量で強度上十分な架構を組むことができる。Fig. 14 a, b に示す実際に使用された横断面(型式1)と縦断面(型式5)に対し、前者に対しては型式2~4、後者に対しては型式6の変化を与えて同一荷重条件で平面簡易解析をし、重量の増減傾向をみると

Table 13 Frame figure of semi-sub.

表13の構造形式別分類

LONG.	TRANS.	代表的 TYPE	基数	備考
1 2 3 4 5 6 7 RAHMEN		第3、第5白竜 SEDCO 700	18	ダブルラレン型
		AKER H-3 OCEAN RANGER	26	シングルラレン型
		AFORTUNADA BLUE WATER No. 3	5	Knee Brace 型
		MARGIE OCEAN SCOUT	5	TRUSS 型
		OCEAN PROSPECTOR SEDCO STATFLO BLUE WATER	12 2	RAHMEN 型
		PENROD 70 MARINER	8	RAHMEN 型
		OCEAN QUEEN	4	
8 RAHMEN with BRACE		FACESETTER 第2白竜	15	RAHMEN with Brace
9 10 11 TRUSS		SEDCO 135~135G (open well)	7	TRUSS 型
		SEDCO 135H~ (center well)	4	TRUSS 型
		PENTAGONE	10	TRUSS 型
12 船身 with outrigger		TRANSWORLD RIG 61	1	船身 型
13	他		2	
14	不明		10	

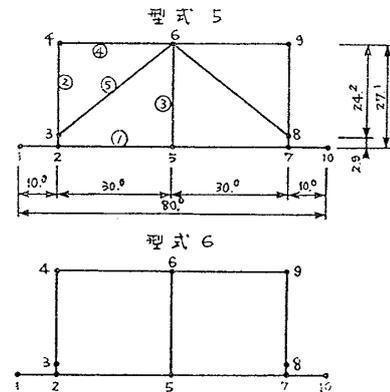


Fig. 14 a Longi. section of semi-sub.

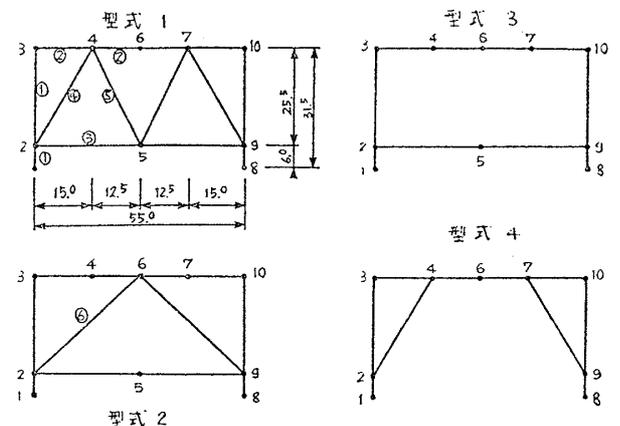


Fig. 14 b Trans. section of semi-sub.

Table 14 Weight comparison table of various kind of frames
(See Fig. 14)

STEEL WEIGHT 比較表

型式 LOCATION	1	2	3	4	5	6
MAIN DECK	A=1,233cm ² ℓ=25m A=618 cm ² ℓ=30m W = 39t	A=1,261cm ² ℓ=55m W = 54t	A=3,690cm ² ℓ=55m W = 159t	A=8,748cm ² ℓ=55m W = 378t	A=1,261cm ² ℓ=60m W = 59t	A=1,310cm ² ℓ=60m W = 62t
VERT. BRACE	A=1,028cm ² ℓ=29.6m×2 W = 48t	A=827cm ² ℓ= 37.5m×2 W = 49t	/	A=6,161cm ² ℓ=29.6m×2 W = 286t	A=863cm ² ℓ=38.5m×2 W = 52t	/
VERT. BRACE (IN)	A=532cm ² ℓ=28.4m×2 W = 24t	/	/	/	/	/
HORI. BRACE	A=1,259cm ² ℓ=55m W = 54t	A=1,492cm ² ℓ=55m W = 64t	A=3,627cm ² ℓ=55m W = 157t (111t)	/	/	/
CORNER COLUMN	A=4,816cm ² ℓ=31.5m×2 W = 238t	A=4,816cm ² ℓ=31.5m×2 W = 238t	A=6,094cm ² ℓ=31.5m×2 W = 301t	A=6,804cm ² ℓ=31.5m×2 W = 336t	A=4,248cm ² ℓ=27.1m×2 W = 181t	A=4,106cm ² ℓ=27.1m×2 W = 175t
INNER COLUMN	/	/	/	/	A=3,777cm ² ℓ=27.1m W = 80t	A=4,155cm ² ℓ=27.1m W = 88t
LOWER HULL	/	/	/	/	A=7,714cm ² ℓ=80m W = 484t	A=9,594cm ² ℓ=80m W = 602t
TOTAL	403t	405t	617t (571t)	1,000t	856t	927t

※ ()内はH. B. 外径1.800φ⇒2.700φに変更したものを。

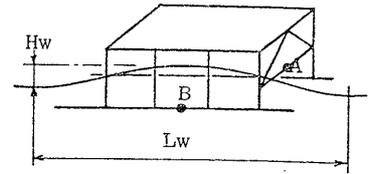


Fig. 15 c Modeling of semi-sub.

型式1の重量に対して、型式2, 3, 4はそれぞれ1.0, 1.52, 2.48倍、型式5の重量に対し型式6は1.08倍という結果を得た (Table 14)。これによりトラスを付与したラーメン構造の重量軽減効果を認識することができるが、正確な比較はS/SリグのL, B, Dをパラメーターとして鋼材重量のみならず、製造工数などを含めて総合的な評価を必要とする。縦断面についてのブレースの効果はここでは非常に小さい。しかし、脚柱の個数、間隔、径、高さに応じてブレースの水平力分担率が変わるので、計画設計時点の架構の形に応じて検討を要すると考える。

(2) 波浪中の架構の取扱い

筆者らは¹⁵⁾波浪中の部材応答の観察より構造体を擬剛体として取扱って運動応答の解析を行い、さらにその結果を使って部材力を求めるために全体構造を弾性体として取扱い、梁理論または板殻理論によって構造応答を求める計算手法を踏んでいる。

試みにMD-502のstand by conditionにおけるFig. 15a, bの各接点における変位を求めてみると、Table 15a, bのごとくである。節点37~68, 110はそれぞれFig. 15cのB, A点に相当するが、いずれも片振幅は小さく剛体仮定の根拠となるものである。

一般に波浪強制力を受ける浮体の運動方程式は(8)式によって示すことができる。3.1節で述べた不規則波中の移動率の計算やair gapの計算には、(8)式を線形化した(8)'式を用い、右辺に微小振幅波を与えて得られた周波数応答関数を利用するが、構造計算に当っては、最も過酷な波浪条件(survival condition)に対応することを狙って有限振幅波を導入する。

$$\begin{aligned}
 & \sum_{k=1}^6 \left[\underbrace{(M_{jk} + A_{jk}) \ddot{X}_k}_{\text{慣性力項}} + \underbrace{B_{jk}' \dot{X}_k}_{\text{粘性減衰力項}} + \underbrace{B_{jk}'' (\dot{X}_k - \dot{u}_k) |\dot{X}_k - \dot{u}_k|}_{\text{係留系反力項}} + \underbrace{C_j(X_1, X_2, \dots, X_6)}_{\text{復原力項}} \right] \\
 & + \underbrace{G_j(X_1, X_2, \dots, X_6)}_{\text{波浪強制力}} = F_{ej} \quad (8)
 \end{aligned}$$

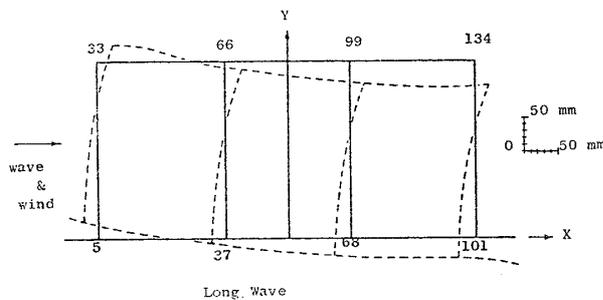


Fig. 15 a Deformation of longi. frame under stand by condition

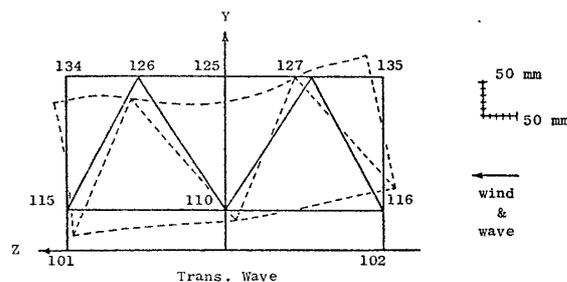


Fig. 15 b Deformation of trans. frame under stand by condition

Table 15 a Deformation of longi. frame at stand by cond. (mm) ($H_w=1.85\text{ m}$, $T_w=11\text{ sec}$)

節点	位相	$\psi=76^\circ$		$\psi=172^\circ$		$\psi=258^\circ$		$\psi=330^\circ$		波による変形	
		X	Y	X	Y	X	Y	X	Y	X	Y
縦 割 面	1	-22.1	60.5	-19.0	60.2	-16.8	61.5	-20.6	59.3	2.8	1.1
	5	-21.9	26.2	-19.0	28.0	-16.7	25.3	-20.4	23.5	2.8	-6.8
	33	28.6	23.4	18.3	24.0	18.4	20.7	21.6	19.8	-3.4	-3.7
	37	-21.6	-9.8	-18.8	-4.6	-16.2	-10.1	-19.4	-12.7	2.8	4.7
	66	26.0	-11.6	16.6	-7.3	15.8	-12.5	20.4	-14.5	-3.9	4.2
	68	-21.1	-25.5	-18.5	-23.2	-15.8	-28.5	-18.1	-28.0	2.6	3.1
	99	23.3	-27.9	15.0	-26.3	12.9	-30.7	20.0	-29.6	-4.9	2.3
	101	-20.7	-28.4	-18.3	-29.9	-15.3	-27.6	-17.0	-25.8	2.5	-2.0
	134	21.2	-31.2	13.7	-32.4	10.3	-29.1	20.1	-27.3	-6.1	-2.4
	138	-20.8	-31.3	-18.4	-40.3	-15.2	-33.3	-16.9	-34.3	2.6	3.0

※ 波による変形値は X, Y の平均値からの変動分を示す。(片振幅)

Table 15 b Deformation of trans. frame at stand by cond. (mm) ($H_w=18.5\text{ m}$, $T_w=11\text{ sec}$)

節点	位相	$\psi=74^\circ$		$\psi=169^\circ$		$\psi=260^\circ$		$\psi=339^\circ$		波による変形	
		Y	Z	Y	Z	Y	Z	Y	Z	Y	Z
後 部 横 断 面	101	-37.6	-12.4	-40.5	-20.9	-39.1	-7.2	-36.1	2.7	-2.9	-11.8
	102	35.2	-30.8	37.8	-18.4	36.6	-28.7	34.1	-43.4	2.3	11.0
	110	-16.2	-12.1	-11.1	-12.5	-17.3	-11.5	-22.4	-11.5	5.8	-0.6
	115	-38.1	-7.0	-41.0	-12.5	-39.3	-5.0	-36.2	3.6	-2.4	-7.3
	116	34.8	-18.2	37.0	-12.0	35.8	-17.8	33.5	-27.6	1.8	6.9
	125	-33.7	21.9	-29.0	18.8	-33.5	19.7	-39.8	21.2	5.0	-1.6
	126	-31.1	18.9	-29.3	17.4	-33.4	16.6	-36.0	19.1	-3.2	-1.4
	127	-1.7	23.5	4.6	19.8	-0.9	21.2	-8.0	22.4	6.1	-2.0
	134	-40.2	18.7	-43.2	18.0	-40.7	15.0	-37.5	19.6	-2.8	-2.8
	135	31.6	24.9	32.9	18.2	31.5	21.2	29.9	22.5	1.4	-3.5

※ 波による変形値は Y, Z の平均値からの変動分を示す。(片振幅)

S/S リグは他の運動要素との連成が弱いことに着目して簡単化し、上下動モードについて上式を線形化すると

$$(M+m)\ddot{Z} + (N+D)\dot{Z} + kZ = F^{FK} + (m\ddot{\xi}_w + N\xi_w)$$

(8)'

$M_{jk}, A_{jk}, (M, m)$; 広義(狭義)の浮体質量, 付加質量, B_{jk}', B_{jk}'' ; (N, D) ; 造波, 粘性減衰係数の一般形(狭義), $C_j, G_j, (k)$; 復原力, 係留系反力係数の一般形(狭義), $X_{i(1-6)}$; 浮体の重心変位, Z ; 上下動変位, \ddot{u}_k ; 波粒子速度成分の平均値, ξ ; 波粒子の軌道半径, F_{ej} ; 波浪強制力の一般形, F^{FK} ; Froude-Krillof の力
非線形な波に対する波浪中の運動に関し、直接有効な解法がないので (8)' 式の線形解を第 1 近似とし、時間領域 (time domain) で運動を収束させる手法をとって構造応答を検討する。このような手段で第 5 白竜の甲板下面主桁の下部フランジ (Fig. 16a ST₁, ST₂ の位置) における応力の計算値と、宮古島沖での操業時の定時の目視観測データおよび MEM (max. entropy method) によるスペクトル解析のための任意時刻観測データによって修正した MUSE-CDMT による離散観測データとを比較すると、前者において最大波高 H_w 当り応力 σ は

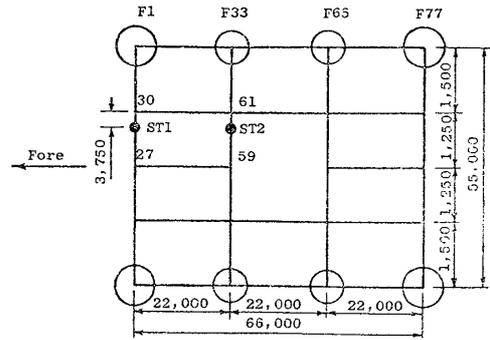


Fig. 16 a Schema of plan of HAKURYU

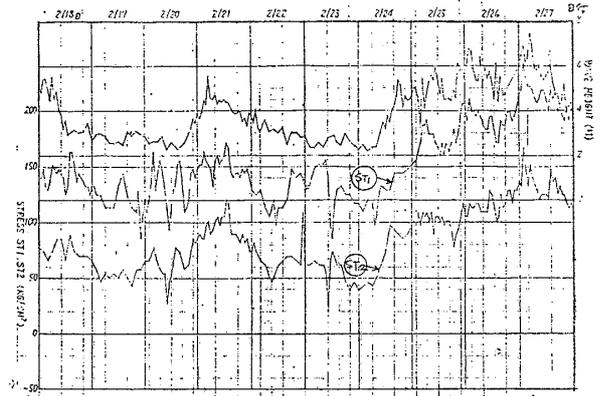


Fig. 16 b Histogram of stress obtained by MUSE system at ST₁/ST₂

(9) 式となる。

$$\sigma/H_w = 45\text{ kg/cm}^2/4.0\text{ m} = 11.25\text{ kg/cm}^2/\text{m} \quad (9)$$

後者においてそれぞれ 10.1 kg/cm²/m, 13.5 kg/cm²/m を得ており、擬剛体仮定の妥当性を裏付けると考えられる。この観測データでは波浪が Fig. 16b に示すごとくなお小さく、今後とも大波高下での観測データにより擬剛体仮定の検証努力を積み重ねるべきと考える。

3.3 建造し易い構造形式の吟味

1960年から1970年代の初めにおいて、反復経験した S/S リグの建造中のトラブルや原価低減思想から、リグの使用者および建造者が相互に満足できる条件として演繹されたものである。A. L. Kielland の事故検討委員会報告¹⁴⁾は全損事故につながる問題として、(イ) 架構の良否、(ロ) 継手部の応力集中、(ハ) 操業または建造中に発生するヘヤークラックの 3 点を指摘して、架構全体に余裕強度を保有すべきであることを指摘しているが、このアイテムは建造し易い構造形式をつくる具体策を述べたものであるともいえる。(イ) の架構に関する問題は、立体骨組構造の組立作業を行う時に位置決めをすること、形状を維持することの困難さに由来する。特に斜材を単独で取り付けることは不具合であるので面ブロック内に取組むか、他の立体ブロックに組めるように、また接合面の信頼性を得るために、接合面が 2 面以上に

わたることを避ける計画時の配慮が必要である。したがって建造面から求められる計画時の架構に対する基本的考え方は単純構造という言葉で表現できる。3.2節および Fig. 1 で示したごとく、3次元トラス構造からラーメン構造に変化した事実 (Sedco 135A→Sedco 710) や、open well の構造から center well の構造への変化 (第2白竜→第3白竜) は単純化の例である。

(ロ) の継手部の応力集中は、円柱同志の突合せ溶接や、full penetration welding の箇所にかかる問題であるが、同時に建造の困難さからの目違いによる疲労強度の低下や、極端な不連続による応力集中を計画設計時点にある程度回避し、操業時の安全に脅威を与える不安全要素を解消するねらいである。これには継手の形式や、材料の選択によって効果を得ることができる。第2白竜に採用した箱型仕口や⁹⁾ Fig. 13 に示した矩形断面の lower hull の採用、耐ラメラティヤ鋼板の挿入などはその具体策である。

一般にマイナーの累積被害則による damage factor は

$$\eta = \sum_{i=1}^S \left(\frac{n_i}{N_i} \right) \quad (10)$$

で示される。(10)式は長期間における応力分布を S 個のブロックに分割し、そのブロックにおける応力を σ_i 、応力変動サイクルを n_i と仮定し、 σ_i に対応する破壊変動サイクルを N_i とした値であるが、1981年 D. N. V. は20年相当の応力変動に対して $\eta=0.1$ を規定し余裕強度の概念を示している。もし応力の分布が2-parameter の Weibull 分布に従うと仮定する時は

$$\eta = n \cdot \frac{(2\sigma_{\max})^{k'}}{a} \cdot \frac{\Gamma(k'/h+1)}{(\ln n)^{k'/h}} \quad (11)$$

上式において、 n 、 h は Weibull のパラメーター； a 、 k' は AWS の $S-N$ 曲線から求まる値である。 $S-N$ 曲線が AWS の修正された X 曲線に従うとし、特に波の方向性の強い場合を考慮する時は (11) 式の η に対し、実際の波があらゆる方向から同一確率でくるものとして spreading factor α' を考慮する。したがって、最終の damage factor は η' となり $\eta' = \alpha' \eta$ で示される。 α' は波の進行方向に対する S/S リグの姿勢によっての 1/2 ~ 1/4 値を与える。また η の計算において使用する応力集中係数は継手形状により箱型仕口部に対して 2.0、ブレースとブレース、主甲板とブレースの単純継手に対しては 2.5 を採用している。このようなプロセスに従って求められた継手部の η' は D. N. V. の要求する値に近似する良い結果を得ている。なお $\eta=0.1$ が十分条件であるか否かは今後検討する必要がある。Fig. 1 に示す Sedco 135A は建造後既に16年を経過しているし、Ocean Prospector、第2白竜は10年を経過してなお優秀な稼働実績を示している現実を考えると計画設計上の

配慮により疲労破壊を相当程度に回避することができるかと判断される。

(ハ) の検査の問題は A. L. Kielland の全損事故以来頼りに脚光を浴びてきたが、多数の円柱構造によって組み立てられている S/S リグの継手部は人間が内部に入って検査し難いばかりでなく非破壊検査も容易でない。この作業を容易にするためには計画設計時における継手位置の選択や、形状が効果を及ぼすことは明らかであり、その意味で、白竜シリーズに採用した箱型仕口は形状も単純であり、接合部はすべて相手側の補強と連続しているので応力の流れが良く都合が良い。今後さらに定期的に内部点検が可能である単純化された信頼性の高い仕口を開発し、ヘヤークラック防止の一助とすべきである。

4 結 語

“半潜水”という概念を浮遊構造にあてはめ、波浪中でも陸域と殆んど変化のない稼働を可能にする海洋掘削装置の創造という命題をかかげ、その計画のために用いられる必要条件と十分条件に対し、その主な項目に対して背景を示すと共に三菱重工業^(株)で計画設計乃至建造した半潜式プラットフォームの建造実績や操業データより吟味を加えて問題点を示した。しかし S/S リグの歴史は短く、必要条件、十分条件ともなお多くの検討を行う必要があることが明らかとなった。特に十分条件は現段階で体得したものであり、将来強調すべきアイテムに変化があり得ることは十分予想される。しかし少なくともこのような必要条件と十分条件の基に慎重に計画せられた白竜シリーズが現在優秀な稼働実績を示していることは筆者の考え方の妥当性を示唆しているものとする。

S/S リグの計画設計の歴史の中で採用する手法について次のような概念が育成されつつある。

静的解析→動的解析；決定論的→統計確率論的
線形解析→非線形解析；安全強度論→余裕強度論

したがって合理的な S/S リグの完成までにさらに実海域の操業データの観察が必要であり、その結果を設計に再帰することによって計画設計法は進歩するものである。

本論文は東京大学に提出した学位論文「半潜式海洋掘削装置の計画設計法に関する研究」の中から計画設計時に考慮すべき条件について述べた部分の概要をまとめたものであることを付記する。

最後に学位論文の完成に当って御助言を賜った東京大学工学部船舶工学科の元良教授、竹鼻教授、小山教授、吉田助教授、藤野助教授に厚くお礼申し上げます。また第5白竜の操業データを初め多くの具体的資料をいただいた日本海洋掘削^(株)の御協力に対して深甚の謝意を表

する次第である。

参 考 文 献

- 1) J. S. Watta Jr : A performance review of the SEDCO 135F Semi-Sub drilling vessel, 19th annual technical meeting of petroleum society, 1968.
- 2) D. S. Hammet : Semi-submersible operating experience : rough seas and occasional icebergs symposium of production and transportation systems for the Hibernia discovery, 1981.
- 3) 高橋雄, 他 : 海洋構造物の設計と海象, 日本造船学会誌, 609, 1980.
- 4) Egon T. D. Bjerregaard et al : Wind overturning effects obtained from wind tunnel tests with various semi-submersible models, Danish ship research labo. O. T. C. 4124, 1981.
- 5) 日野幹雄 : スペクトル解析, 朝倉書店, 1977.
- 6) 塩谷正雄 : 暴風時における突風の横方向の構造 (中間報告), 日本大学物理研究室, 1967.
- 7) 元良誠三, 他 : 波による Heaving および Pitching の強制力を受けない船型について, 日本造船学会論文集, 第 117 号, 1965.
- 8) J. P. Hooft : A mathematical method of determining hydrodynamically induced force on semi-submersible. SNAME 1971.
- 9) Y. Arita et al : The Design, Construction, and Operation of the Column Stabilized Drilling Unit "Hakuryu II" NOR. Shipping Sym. 1973.
- 10) A. Starink et al : Various Types of Exploration Drilling rigs for Non Shallow Water Depth (50'~600'), Symposium on offshore drilling rigs R. I. N. A. 1970.
- 11) L. Bechwith et al : Assessment of Stability of Floating Platform NECIE 1975.
- 12) E. Numata et al : Experimental Study of Stability Limits for Semi-submersible Drilling Platform O. T. C. 1974, 1975.
- 13) 藤田 譲, 他 : 構造物の塑性設計 (その 3), 日本造船学会論文集, 第 114 号, 1963.
- 14) ノルウェー領大陸棚における海底石油採掘に関する規定, 手続き, 安全措置及び緊急時の措置の遂行のためのコーディネート委員会報告, 1980.
- 15) 佐竹 優, 他 : 半潜水式海洋構造物の設計及び建造, 三菱重工技報, Vol. 13, No. 4, 1976.