

2 ロワーハル型半潜水式海洋構造物の波浪応答

(その1: 規則波中における運動および部材軸力応答)

米 家 卓 也*

1. まえがき

全世界の海洋石油掘削リグの累積建造件数は図1に示すように推移している。これは約3年前までの統計であり、その後の極端なリグ不況を反映していないが、この図を見る限りにおいては、明らかに海洋掘削リグの建造件数は数年単位の浮沈があるものの確実に増加の傾向にある。最近の著しい建造数の減少も1983年頃の急増に対する反動と見られなくもない。図1には、さらに、リグの形式別の推移も示してあり、近年におけるセミサブ型(半潜水式)あるいはジャッキアップ型(甲板昇降式)の掘削リグの占める割合の増大が顕著である。

一方、図2は掘削リグも含めた日本の主な海洋構造物の累積建造件数を示している。ほとんどが石油関係の輸送用であるが、掘削リグに限らず全体としてここ10年の間に非常に数が増えていることがよく分かる。長期的に見れば世界的に海洋構造物の需要は伸びるというのが大方の予想のようである。

半潜水式海洋構造物(以下、セミサブと略称する)は、ジャッキアップリグと並んで典型的な移動式海洋構造物として、すでに世界中で広く稼動しており、その波浪中の運動あるいは構造応答を推定する方法は基本的にはほぼ固まっているといえる。応答解析の実用的手法として Hooft 流の方法^{1),2)} が一般に用いられ、それに基づいて全体骨組構造計算を行い、最大応答の統計的予測や疲労寿命予測に至る筋道は一応でき上っており、その全体解析システムの電算プログラム^{3),4)} も今や珍しいものではなくなった。

全体解析プログラムの精度に関しては、日本造船学会海洋工学委員会構造分科会が、2ローワーハル型セミサブの実機相当モデル(OSモデルと略称する)について運動応答および全体骨組応力の比較計算を実施している⁵⁾。その結果によれば、全体骨組応力の解析結果にある程度のバラツキが見られ、最大で2~3割の最大値の差がある。ところで、こうした理論解析的な研究と比較する

と、実験的研究は、特に波浪中構造応答に関しては、必ずしも十分といえず、これまでに公表されている実機計測^{6)~9)} や波浪中構造応答に関する模型実験^{10)~12)} の数は限られている。

こうした点を背景として、技術研究所ではセミサブの小型構造模型を用いた詳細な波浪応答実験を実施することを計画し、前掲のOSモデルを参考として2ローワーハル8コラム型セミサブの1/50縮尺模型を製作した。以下、この模型をNKモデルと呼ぶものとする。水槽実験は大きく分けて2回行い、それぞれ以下の内容の試験を実施した。

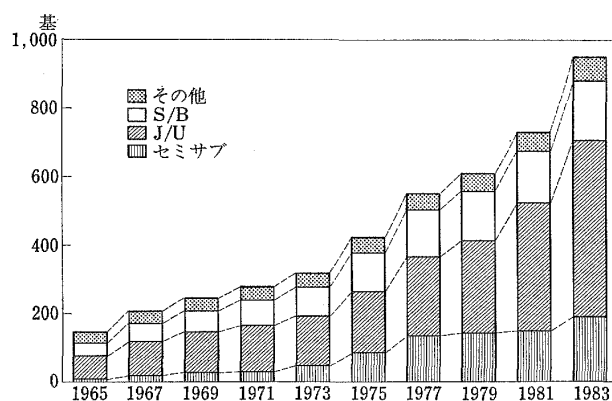


図1 世界の海洋石油掘削リグの累積建造件数の推移

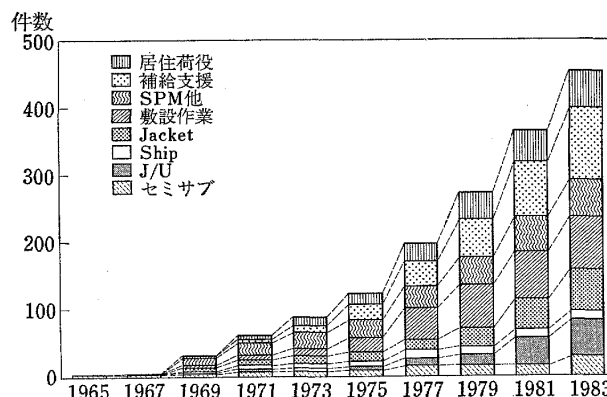


図2 日本の主な海洋構造物の累積建造件数の推移

* 技術研究所

○第1期水槽実験（昭和56年秋）

- ・規則波中における基本波浪応答試験（運動応答，係留張力，部材軸力）

○第2期水槽実験（昭和58年秋）

- ・規則波中における基本波浪応答試験（部材曲げモーメント，部材軸力の一部，係留張力，水平漂流変位，上下方向加速度，波圧）
- ・不規則波中における基本波浪応答試験（同上）
- ・損傷時シミュレーション試験（ブレース欠損，係留鎖破断）
- ・暴風時シミュレーション試験（波，流れ，風を同時に受ける状態）

第1期水槽実験の後に同じ形式のセミサブの転覆事故が発生したこともあり，第2期には損傷時，暴風時のシミュレーション試験を重点的に実施した。

本報では，このうち第1期水槽実験の結果とそれと比較するために行った運動解析および全体骨組解析の結果について述べる。運動応答については計算結果がかなり良く実験結果と一致したものの，ブレース内力に関しては良く説明のできない結果を得た。そこで，実験値の確認を第2期試験の一部で実施するとともに，計算値について OS モデルの結果や別の解析プログラムによる計算値などを参考として検討し，また，簡易波力算定法により内力応答の推定も行った。

結果として，特定の部材内力に関しては未だ十分に説

明しきれない差異が計算値と実験値との間に残っているものの，運動応答および他の部材内力に関しては計算値が良く実験値に対応した。以下において，この規則波中基本応答試験の結果と全体応答解析の結果および波浪応答特性の考察について，特に内力応答に焦点を置いて述べる。

2. 模型実験（第1期水槽実験）

2.1 供試模型

2 ロワーハル8コラム型セミサブの想定実機（OS モデル）⁵⁾ は排水量が約 30,000 ton の典型的な石油掘削リグであり，これを参考として縮尺約 1/50 の相似模型である NK モデルを設計製作した。図3に NK モデルの全体寸法図を示す。幾何学的形状と重量分布は OS モデルとはほぼ相似であり，排水量は約 255 kgf (2.50 kN)，実機換算にして約 31,900 ton (325 MN) である。図3に示されるように，模型は前後・左右対称の形状に単純化されており，甲板構造はパイプによる骨組構造に置き換えられている。これは計算との比較を容易にするためである。後に行った第2期水槽実験の暴風時シミュレーション試験においては甲板構造を板殻模型に置き換えている。写真1は規則波中の第1期水槽実験における模型の概観を示している。表1は模型の主要目と実測された固有周期をまとめたものである。

実験模型は運動学的だけでなく構造力学的にもできる

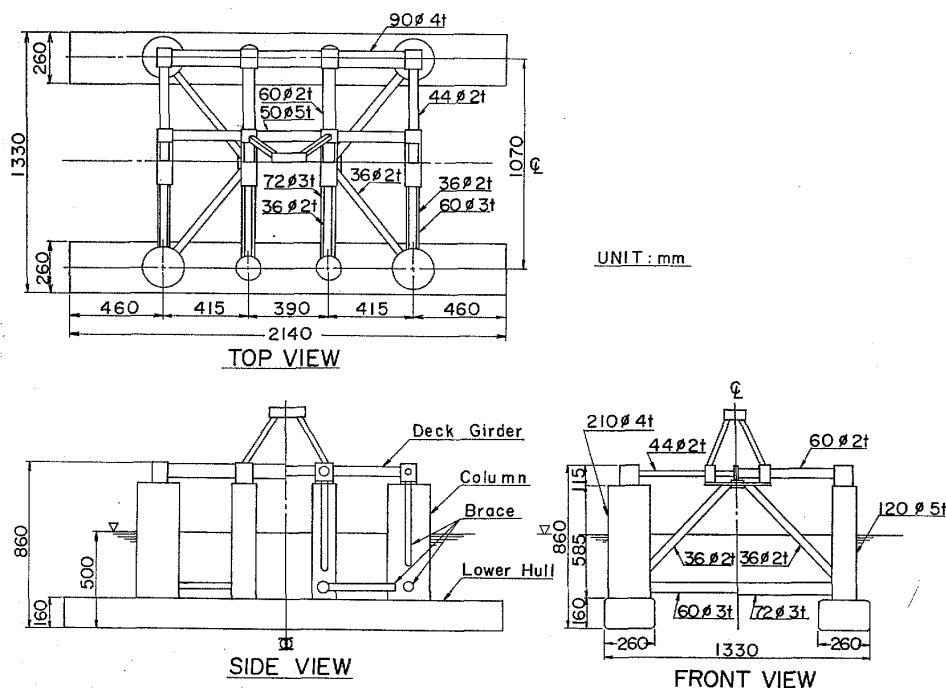


図3 縮尺1/50のセミサブ水槽実験模型の全体寸法図

限り相似性が失なわれないように設計した。そのためにアクリル製のパイプおよび板を外殻の構造部材として使用し、重量分布の調整には鋼製あるいは黄銅製の丸棒、

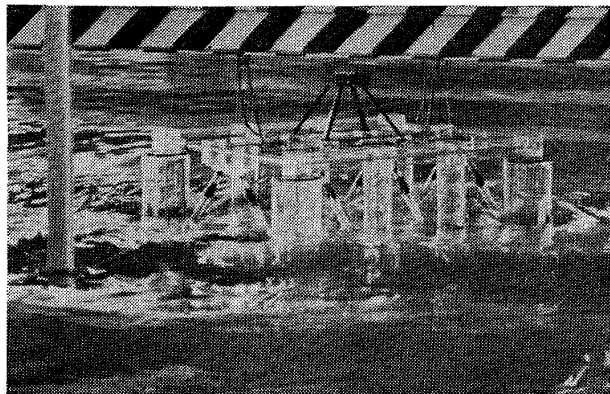


写真1 規則波中水槽実験における模型の概観

表1 供試模型の主要目と実測固有周期

Dimensions		
Overall length	2.14	m
Length between column centers	1.22	m
Overall breadth	1.33	m
Breadth between column centers (B)	1.07	m
Lower hull		
Height	0.16	m
Width	0.26	m
Corner radius	0.02	m
Column diameter		
4 corners	0.21	m
4 inners	0.12	m
Draught	0.50	m
C.G. height from keel	0.32	m
Water plane area (8×A)	0.184	m ²
Displacement	2.50×10 ³ N	
	(0.255 ton)	
GM _L	0.04	m
GM _T	0.04	m
Radius of gyration		
Pitch	0.62	m
Roll	0.58	m
Yaw	0.71	m
Natural periods (measured)		
Heave	3.2 sec	3.2 sec
Roll	8.0 sec	6.5 sec
Pitch	7.9 sec	6.5 sec
Surge		17 sec
Sway		18 sec
Yaw		20 sec

円盤、平板を用いた。これらの重量部材は構造剛性に寄与しないようにロワーハル、コラム、ブレース、デッキ部材の中に挿入された。ロワーハルを除き上記の主要構造部材はすべてパイプを用いている。水平ブレースはすべて非水密として完全に水を注入している。そのためこの部分の重量調整材として黄銅製丸棒を用いた。

運動学的な相似性は重力と慣性力との比を合わせて実現しており、これはフルード数による相似則に対応する。構造力学的にはひずみを一定とすることにより相似性が得られるが、縮尺1/50の模型でこれを直接的に実現することは実際の製作上極めて難しい。本模型ではヤング率が鉄鋼の約1/70と小さいアクリル材を使用した。完全に構造剛性の相似な模型を作ることはできなかった。たとえば、板厚25mmの実機の鋼板に対して単純に軸剛性の相似性を保とうとすれば、模型のアクリル板の板厚は0.7mmとなり、実際上加工は不可能である。結果として、構造剛性は正確な1/50縮尺模型と比べて少なくとも数倍高いものとせざるを得なかった。構造剛性の相似性をより忠実に実現しようとする試みはその後El-Tahan¹²⁾らによって行われ、氷塊の衝突のシミュレーションをするために、1/75縮尺のセミサブ模型を厚さ1mm以下のポリスチレン板と板厚1.58mmのセルロースアセテートバテライト(CAB)製パイプによって製作している。

ところで、セミサブの波浪中の構造応答模型実験には、上述のように直接的に部材ひずみを検出する方法²⁾、¹⁰⁾、¹²⁾の他に、分割模型によってマクロ的な部材断面力をロードセルによって検出する方法¹¹⁾がある。この場合、ロワーハル間に働く波力、すなわち、それを受け持つ各部材内力の総和、を求めようとするものであり、構造剛性のモデル化は行われない。この方法の利点は測定量が大きく安定していること、構造剛性の相似性を得るための困難が伴わないことであるが、反面、構造内の力の分配を調べることは使用できない。また、分割模型の製作にもやや難がある。本実験では構造内部での各部材に生じる内力を詳細に調べることを目的として直接的に部材ひずみを検出する方法を採った。

模型の詳細な設計に際しては、まず、コラム、ロワーハル、ブレースの外形寸法を、幾何学的に相似となるように決定した。粘性抗力を除けば、これによって流体力の相似性が保たれる。粘性抗力はセミサブのように主に大径部材で構成される構造物では2次的な大きさであり、問題となるのは固有周期近傍での共振応答の大きさに粘性減衰が大きく寄与する点であるが、本研究では同調時の応答は基本的に対象外としている。また、1次同

調が問題となりうるのは上下揺のみであり、他の固有周期は波領域を大きく外れているとみなせる。

部材の外形寸法を決めた後、アクリル材の板厚を構造剛性の相似性ができる限り損なわれないように調整した。実際には、ブレースとデッキ横方向部材の軸剛性の比が OS モデルとほぼ同じになるようにした。しかし、これらの軸剛性の絶対値は正確な相似模型に対して 2～3 倍高くせざるを得なかった。コラム、ローハル、デッキ縦方向部材などの剛性は 10 倍程度大きい。このように剛性を上げざるを得なかったのは、アクリル模型の製作上の技術、費用、時間の制限と運搬上の強度確保のためである。

構造部材の主要寸法を決定した後、部材結合部の詳細を設計した。セミサブの実機では結合部は複雑な構造となっており、通常、ブレースはコラムに貫入され、また、結合部内部では様々な補強が施される。1/50 縮尺模型でこれを忠実にモデル化することは困難であり、また、全体構造応答の把握が目的であることから、結合部が十分剛であるときとみなせる範囲で単純化した結合方法を探った。具体的には、すべてブレースの貫入構造は避けて、ブレースとコラムおよびブレースとの結合部は最小板厚 10 mm のアクリル当て板を介して結合した。ブレースを変更した実験やブレースが欠損した実験を想定して、ブレースは図 4 に示すように幾つかのブロックに分けて、それぞれコラムあるいはデッキにネジ止めする方式とした。写真 2 はブレースとコラムとの結合部の様子を示したものである。デッキガーダの結合部には板厚 8 mm のアクリル板からなるボックスを用いた。コラムは板厚 4 mm のローハル上板に直接接着し、コラム直下のローハル内に一つのコラムにつきそれぞれ板厚 5 mm のアクリル横隔壁板を 2 枚 1 組で当てて、コラムとローハルは十分剛に結合されているものとみなした。

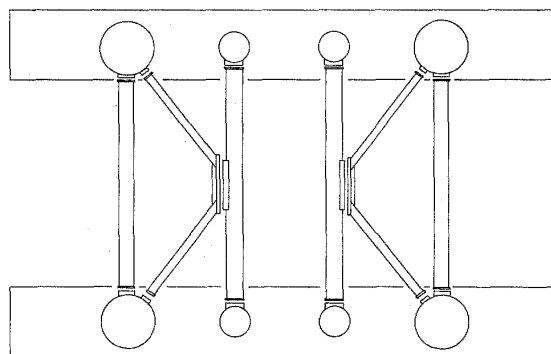
構造形式の詳細がほぼ決定された後、最終的に重量分布の相似性をほぼ確保できるよう各構造要素の中に挿入される重量調整用の鋼棒、黄銅棒などの寸法を決定した。これらの重量調整材はローハル、コラム、ブレース、デッキガーダのすべての内部に挿入された。

2.2 計測

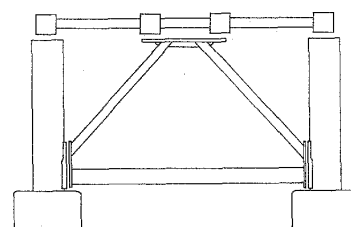
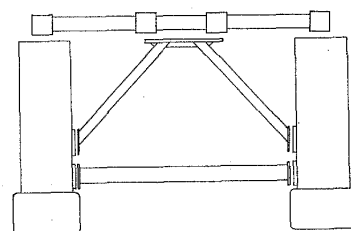
本報に示す第 1 期水槽実験における計測点数は最大 33 点であり、図 5 に示すように、ブレース軸ひずみ 18 点、デッキガーダ軸ひずみ 2 点、ブレース曲げひずみ 3 点、デッキガーダ曲げひずみ 1 点、デッキ部鉛直方向加速度 2 点、水平方向加速度 1 点、係留張力 4 点、および波高 2 点である。

軸ひずみおよび曲げひずみはそれぞれ 2 ゲージ法、4

ゲージ法によりプラスチック用ゲージを用いて測定し、2 ゲージに関しては超精密抵抗を用いてゲージ貼付部にてブリッジ回路を組んだ。これは多数本のリード線が浮体に及ぼす影響を極力小さくするためにリード線をできる限り細くする必要があり、それによるリード線の抵抗



平面図（水平ブレース）



立面図（鉛直斜めブレースと水平ブレース）

図 4 ブレースの結合方法の模式図

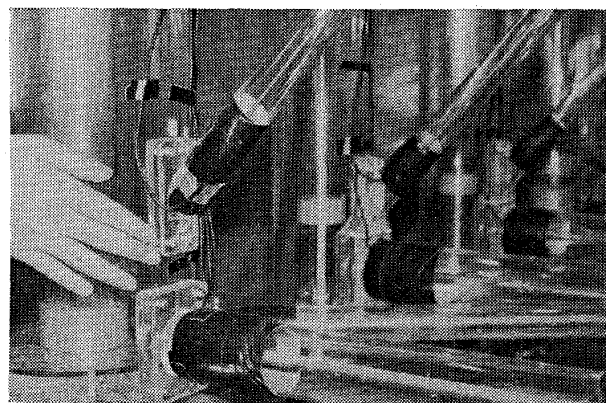


写真 2 模型の結合部の様子

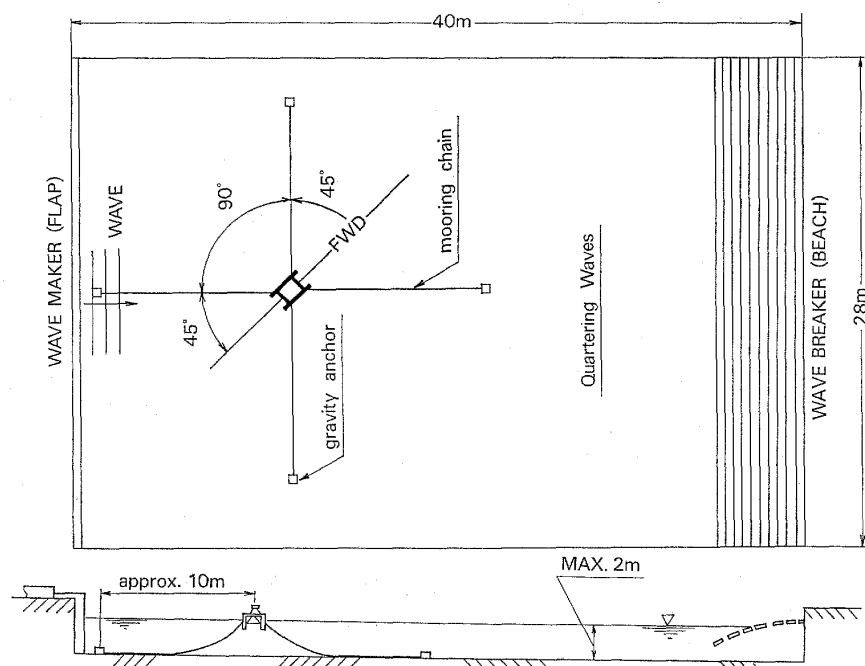


図6 波浪水槽実験の配置

しうる $1/30$ 以下に大部分が抑えられた。ただし、一部の波周期においては波高非線形性を調べるために波高/波長比を $1/10$ 程度まで高くした。

3. 全体応答解析

基本的な周波数領域での実験結果と比較するために、以下のような基本仮定に基づく運動および全体構造応答の理論計算を実施した。

- (1) 入射波は長波頂の線形微小振幅波である。
- (2) 構造物に加わる流体力は構造物の変形に依存しない。
- (3) 構造物の没水部の各構成要素の断面寸法は波長と比べて十分小さい。
- (4) 没水部の各構成要素に加わる流体力の相互干渉は無視できる。
- (5) したがって、流体力は各構成要素の微小長さ部分に働く力の線形重合せによって算定できるものとする。
- (6) 運動解析に際して、構造物は剛体とみなす。
- (7) 構造解析に際して、構造物は線形弾性骨組構造とみなす。

これらの仮定は浮遊式海洋構造物の全体解析プログラムにおいて通常用いられているものである⁴⁾。仮定(6)と(7)はいわゆる二段階解析法を意味する。

3.1 運動解析

運動解析は NK の浮遊式海洋構造物解析プログラム

(MOS) モジュール 2 によった。このプログラムは、コラムとブレースに働く流体力についてはモリソン式で取扱い、質量力係数と抗力係数をデータとして与えるのに対して、ローハルに加わる流体力については 2 次元ポテンシャル理論で取扱い、2 次元流体解析プログラムによって予めパラメトリックに計算された付加質量係数と造波減衰係数をファイルから読み込み補間値を用いる方法を採用している。

基本仮定(5)に基づき流体力はストリップ断面に加わる力の積分として算定する。ローハルについては両端および各コラム直下の計 6 断面に分割し、コラムおよびブレースは水線下をそれぞれ 5 等分、3 等分したストリップを用いた。コラムの質量力係数と抗力係数は、210 mmφ の外側コラムについてそれぞれ 1.71, 0.7, 120 mmφ の内側コラムについてそれぞれ 1.83, 0.7 の値を用い、ブレースの質量力係数と抗力係数にはすべて 2.0 と 0.7 の値を用いた。抗力は 1 次成分のみを考慮し等価線形化による非線形抗力の反復計算は行っていない。

重量はすべて分布荷重で取扱われ、重量分布より求めた重心位置と慣動半径を使って運動計算を行った。計算は波円周波数ベースで実機換算 0.21 rad/s から 1.63 rad/s まで 0.07 rad/s 刻みで行い、上下揺に関しては同調周波数近傍で細かい刻みで計算した。

3.2 全体構造解析

二段階解析法に基づき、運動解析を通じて得られた波浪荷重と慣性力を外力として、全体骨組構造解析を NK

の板梁静的構造解析プログラム (BARSHL) によって行った。

模型は図7に示すようにすべて梁要素からなる骨組構造にモデル化され、要素数 192, 節点数 162 で解析された。結合部のモデル化に際して、ブレースとブレースとの結合部は結合部に設けた要素に補強材の剛性を評価した値をそのまま用い、コラムとローハル、コラムとブレース、ブレースとデッキの結合部はその部分に剛性を 50 倍程度高くした要素を設けた。デッキガード間の結合部はアクリルボックスとなっているが、この部分に別に要素を設けると非常に数が多くなるので、一様な要素で結ぶこととし、その平均的な剛性を結合部を考慮して高めた。

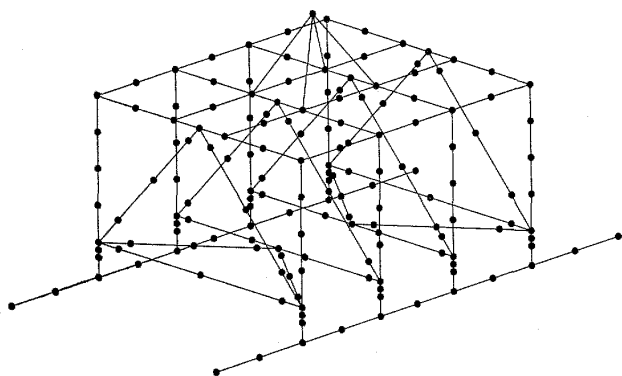


図7 骨組構造解析モデル

4. 実験結果および計算結果

以下に示す実験結果と計算結果はすべて無次元化した周波数応答であり、いずれも横軸に実機換算した波円周波数 (ω) をとり、副表示としてローハル中心間距離 (B) を微小振幅深海波の波長 (λ) で除した無次元周波数パラメータを付している。実験値は黒丸 (横波中応答) と白丸 (斜波中応答) で表示し、計算値は3次曲線で補間して実線 (横波中応答) と破線 (斜波中応答) で示されている。応答によっては必ずしもすべての実験で計測が行われていない場合があり、以下に示す実験結果の応答の幾つかについても実験点数が少ないものがあるが大部分は1枚のグラフに計 195 点の実験値がプロットされている。

4.1 運動応答

上下揺および横揺について実験値と計算値を比較する。左右揺については計測結果がないので計算値のみを示す。

図8は上下揺の周波数応答の結果であり、計算結果が実験結果と非常に良く一致している。前述したように水

深が 1.8 m, 実機換算 90 m とセミサブとしては浅かったので、図中に参考として一点鎖線で示した無限水深での計算結果と比較すると、 ω が 0.4 rad/s 近傍より低い周波数で水深影響がはっきりと現われており、最大 20 % 程度の差が見られる。 $\omega=0.25$ rad/s 付近に上下揺の固有周波数が存在するため、実験的にも鋭い立上りが見られ、計測された最大応答は、実機換算で波周期 23 s, 波高 5.2 m に対して上下揺両振幅が 15.4 m, 応答増幅比にして 3.0 であった。これは設計上見過ごし難い大きさといえる。 $\omega=0.3$ rad/s での応答の落ち込みはいわゆる波無し周波数に対応するものであり、上下揺の同調に伴う応答の増大をすその方で抑える効果が働いている。この波無し周波数の存在により、 $\omega=0.3$ rad/s 以上 (波周期 2/s, 波長約 540 m 以下) の領域での応答増幅比の最大値が $\omega=0.4$ rad/s (波周期約 15 s) 付近での約 0.4 に抑えられている。無限水深では最大応答増幅比は約 0.5 強に上がり、対応する波周期は約 17 s である。図8から上下揺の波向依存性は設計上無視できるといえる。

図9は横揺の周波数応答の結果であり、(a)は縦軸を波傾斜で無次元化して表示したもの、(b)は単位波振幅あたりの横揺振幅を degree で有次元表示したものである。無次元表示の場合低周波数領域で実験値と計算値との間に傾向の違いが見られるが、これは低周波数領域では横揺振幅の絶対値が(b)に示されるようになりに小さいにもかかわらずさらに小さい波傾斜で除しているためにわずかな誤差も強調されていると解釈される。有次元表示をした(b)の場合にはこの領域での相違はあまり気にならない大きさであり、むしろ、 $\omega=0.5\sim0.6$ rad/s (波周期 10~13 s) あたりの最大値に注意すべきであ

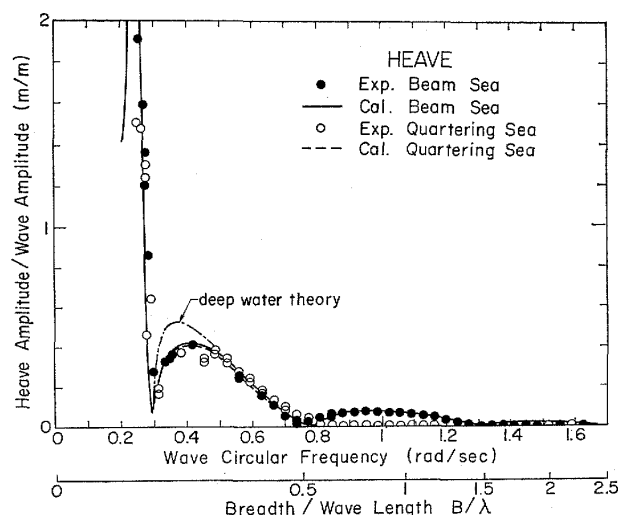


図8 上下揺の周波数応答

る。このあたりの波は実際にも比較的大きな波高が生じやすいと予想される。実験的には実機換算で波周期約 11 s, 波高 10.8 m の波に対して横揺の最大応答が計測され、両振幅で 11.1 deg, 単位波高あたり 0.51 deg/m であった。

横揺の場合には粘性減衰力の影響で波高非線形性を伴いやすく、実験結果にもそれが確認される。 $\omega=0.57$ rad/s (波周期 11 s, 波長約 190 m) では波高非線形性を調べるために実機換算波高にして 5~12 m の間で波高を変えた試験を行った。図 9 (b) に見るようにこの周波数での応答関数は図 8 に示した上下揺と比較してかなりバラツキがある。

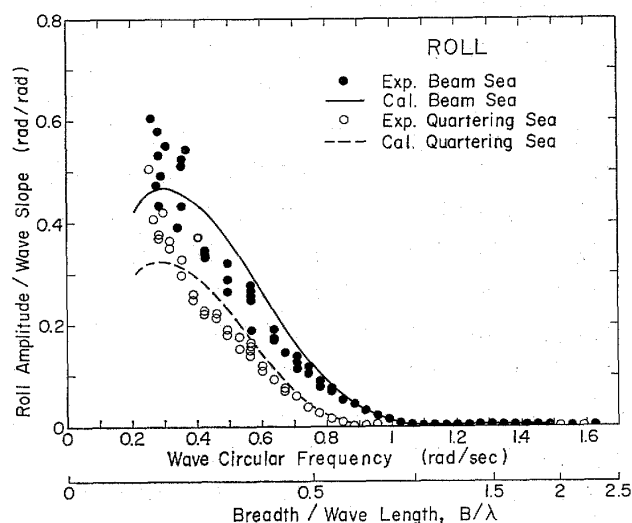
左右揺に関しては計算結果のみを参考として図 10 に示す。実験的には実機換算波周期約 8 s 前後、全長/波長比が約 1 の付近で無係留の場合かなりの波漂流が生じた。係留状態の場合にはそれが張力のオフセットとして計測されており、この結果については次の機会にまとめて報告する。

4.2 部材軸力応答

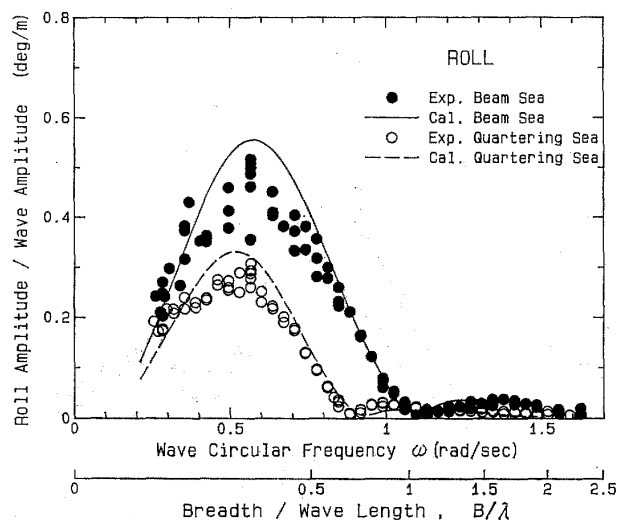
構造応答に関しては、本報では最も基本的なブレースの軸力応答に焦点を絞って述べる。図 11~図 13 は代表的なブレースとデッキ横方向部材の軸力の周波数応答を示したものである。いずれも縦軸はコラム 1 本当りの平均変動浮力振幅 γAa で無次元化し、すべての図を同一スケールで表示している。ここで、 γ は流体比重量、 A は総水線面積の 1/8、 a は波振幅であり、図中の F は軸力振幅を意味する。

図 11 の (a)~(d) は水平ブレースの軸力応答であり、水平横ブレース (HTB; Horizontal Transverse Brace) の 3 部材と水平斜めブレースの 1 部材についての結果を示している。図 11 (a) は外側の水平横ブレース (H-1) の結果であるが、計算値が実験値よりも全般にかなり高目であり、まえがきでも触れたように結論的に未だ十分に説明しきれないだけの差異が残っている。この点に関しては後でまとめて説明するものとする。

H-1 の結果を除けば計算値は実験値と比較的良く対応しているといえる。内側の水平横ブレース (HP-1, HP-2) の結果を示した図 11 (b), (c) を見ると、横波に対して実験値が計算値よりやや高目であり H-1 の場合と逆である。実験結果では横波において外側の水平横ブレースよりも内側の水平横ブレースの方がより大きな力を受け持っていることになり、計算結果と逆の傾向を示している。ただし、そのことは、後述するように水平横ブレースが全体として受け持っている力で比較すれば実験値と計算値の差が小さくなることを示唆する。よく



(a) 無次元表示



(b) 有次元表示

図 9 横揺の周波数応答

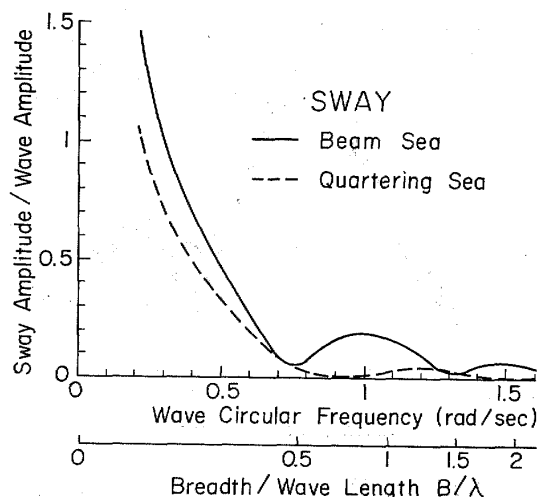


図 10 左右揺の周波数応答

知られているように水平横ブレースは横方向スプリット力の大部分を受け持っている。

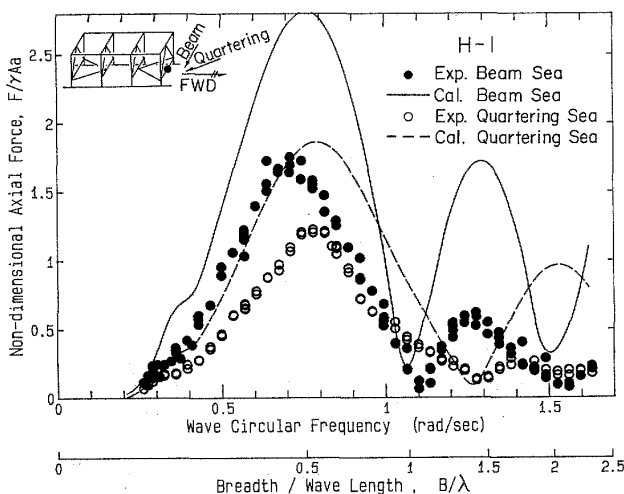
内側の水平横ブレースの右舷側と左舷側とで比較すると横波と斜波に対する最大値の大小関係が逆になっており、左舷斜め前方からの斜波に対して、右舷側の HS-1 の軸力は横波に対してよりも大きくなっている。これは斜波中では横方向スプリット力だけでなく縦方向の水平面内ラッキング力も水平斜めブレースを介して受け持っており、両者の位相が右舷側と左舷側とで 180 deg ずれるためと解釈される。いずれにしても水平斜めブレースが結合されている水平横ブレースには斜波中で最大応力が発生するという事実が設計上重要といえよう。

水平横ブレースの場合、応答が最大となる横波の波周期が、計算値よりも実験値の方が少し長いようであり、

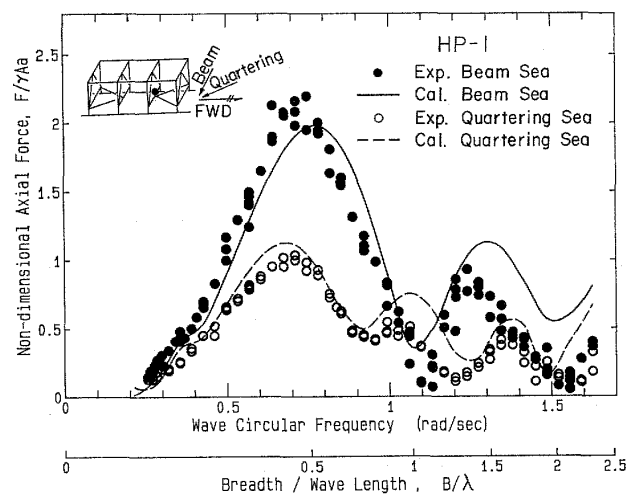
$\omega=0.7 \text{ rad/s}$ (波周期 9.3 s, 波長 126 m) 付近で最大となる。これは波長がローハル中心間幅の 2 倍より少し長く、全幅の 2 倍よりも少し短い長さである。

水平斜めブレースはほとんど水平面内のラッキング変形を抑えるために用いられており、そのために図 11(d) に示されるように斜波中で圧倒的に軸力が高い。斜波中では計算値は実験値とよく一致しているといえる。この場合、水平横ブレースの場合と異なり、応答の最大値に対応する波周期は実験と計算とでほとんど差がなく、 $\omega=0.68 \text{ rad/s}$ (9.2 s, 波長 133 m) 付近で最大となる。

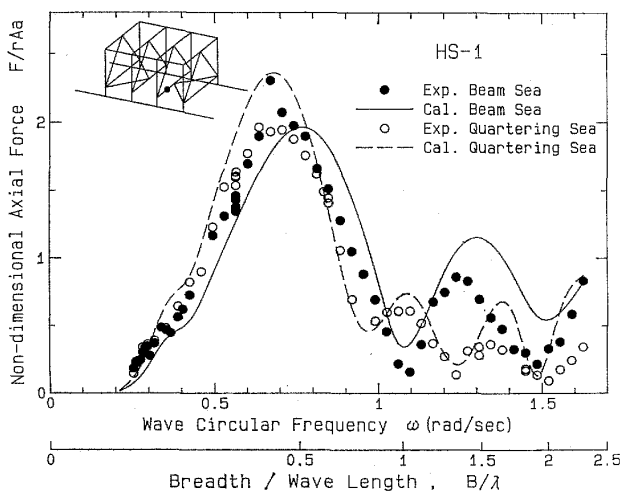
全般に水平ブレースの実験値は斜波よりもむしろ横波に対して結果にバラツキがあり、現時点ではこの原因は不明のままである。特に計算上は最も安定した結果を与える水平横ブレースにおいて、しかもその最大応答付近



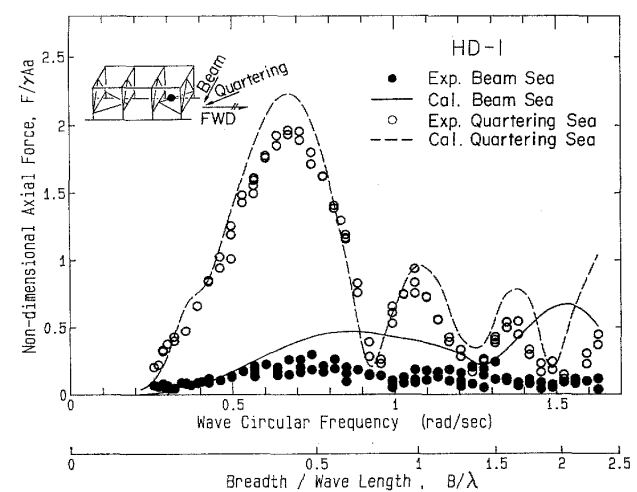
(a) 水平横ブレース (外側)



(b) 水平横ブレース (内側, 左舷)



(c) 水平横ブレース (内側, 右舷)



(d) 水平斜めブレース

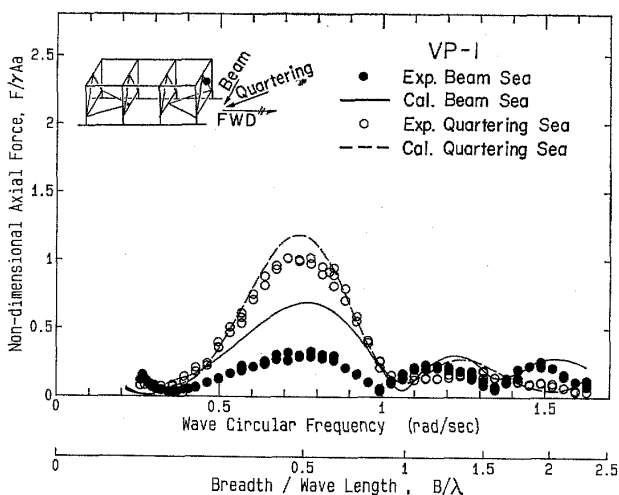
図 11 水平ブレース軸力の周波数応答

で実験値にバラツキがある。このことは実験中に気がついたので何度か繰り返してこの最大応答付近を試験してみたが定量的に十分な再現性のある結果を得ることができなかった。生波形は高次成分が現われた長周期側の応答波形と異なり、かなり振幅の安定した単一周波数成分のみのきれいな正弦応答波形であった。

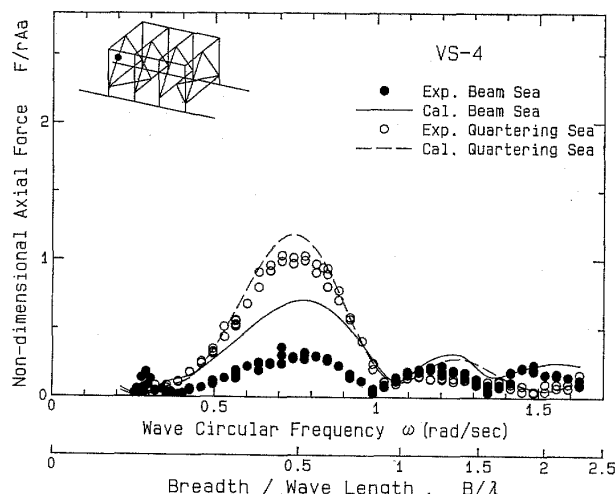
図12、図13に示す鉛直面内斜めブレース、デッキ横方向部材と比較すると図11に示した水平ブレースの軸力がかなり大きいことが明らかである。水平ブレースの最大軸力は無次元値で約2余りであり、これは実機換算すると波高10mに対して両振幅で約1,150 ton (11.3 MN) となる。

図12(a), (b), (c), (d)は鉛直面内横方向斜めブレースの軸力を示したものであり、それぞれ外側左舷、

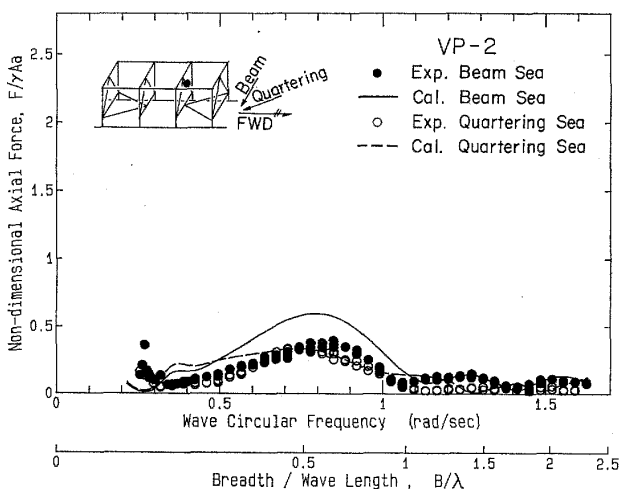
外側右舷、内側左舷、内側右舷の軸力応答である。この場合左舷と右舷とはあまり差がない。全般に横波に対する計算結果よりもかなり大きくなっているが、最大軸力を示す外側鉛直斜めブレースの斜波中応答はほぼ満足のゆく結果が得られている。この斜波中応答にはデッキの振り剛性がかなり影響し、そのために計算の当初、デッキ結合部の剛性を低く評価していたことが高目の計算結果を生じていた。全体に鉛直斜めブレースの最大応答に対応する波周波数は水平ブレースのそれと比べて高目であり、外側鉛直斜めブレースの斜波中最大応答は実験、計算ともに $\omega=0.75$ rad/s (波周期8.4 s, 波長110 m) の近傍で生じている。鉛直斜めブレースは主に全体振りモーメント (Pitch connecting moment) を受け持っており、その他に上下揺、横揺に伴う慣性力を変動荷



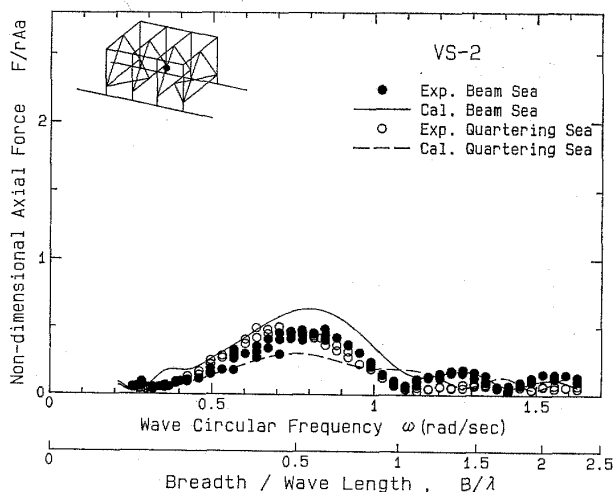
(a) 外側左舷



(b) 外側右舷



(c) 内側左舷



(d) 内側右舷

図12 鉛直斜めブレースの軸力の周波数応答

重として受ける。設計的には加えてデッキの静荷重が重要である。

図 13(a), (b)はデッキ横方向部材(デッキトランス)の軸力応答を示したものであり、それぞれ外側、内側の右舷側の軸力である。全般に値は小さく、定性的傾向は鉛直斜めブレースに近い。ただし、高周波数側では横揺慣性力に影響されているのかやや高目である。横波中の計算値は高周波数域で非常に高くなっているが、実験値はそれほどでもない。デッキ横方向部材は鉛直斜めブレースと同様に波浪荷重としては主に全体振りモーメントを受け持っていて、横方向スプリット力はさほど影響していないことが図 13(a)から推察される。斜波中での最大応答は $\omega=0.72$ rad/s (波周期8.7s, 波長約120m) 近傍で生じており、鉛直斜めブレースと同様に水平

ブレースと比べて少し短波長側にある。

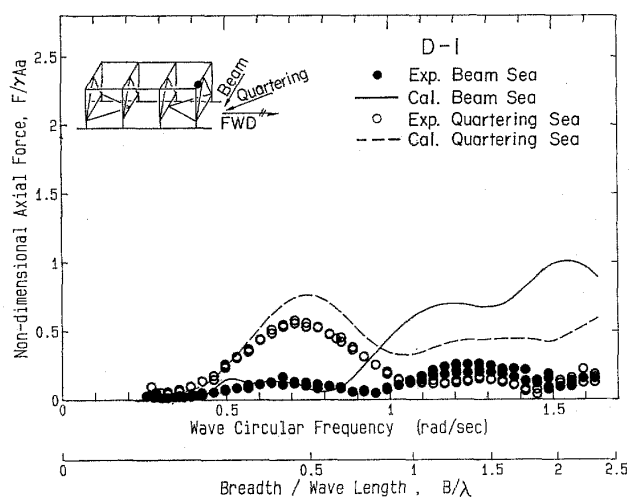
部材軸力応答全般を見て、実験値と計算値の相関は、横波に対して概して良くないが、外側の水平横ブレースを除けば最大応答に関してはほぼ満足のゆく結果が得られている。これはストリップ法的取扱いに基づく線形運動および骨組構造解析が設計的な観点からは一応有効であることを裏付けているといえる。ただし、解析に際しては特に付加質量係数の選定と骨組モデル化の剛性の評価に十分留意する必要がある。

最後に、前述した外側の水平横ブレースの実験と計算との間の説明しきれない差異に関して、これまでに行った検討について簡単に述べる。簡易波力算定に基づくより詳細な内力応答特性の考慮は次報にて述べるものとする。

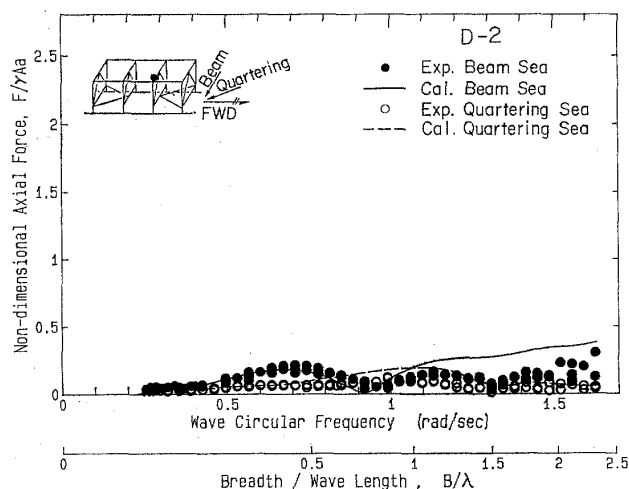
水平横ブレース(H-1)の軸力の実験値に関しては、計測装置、ゲージを一新した再試験を実施し、H-1を含めてすべての部材の内力に再現性を確認した。したがって、少なくとも現 NK モデルに関しての実験値としては、図 11~図 13 に示した結果はあまり変わりそうにない。

次に計算値に関して、まずは参考として OS モデルの計算結果⁵⁾と比較すると、図 11~図 13 に示した計算値と全体にほぼ同様となっている。H-1 に関していえば、OS モデルの計算値の方がさらに高くなっているが、これは NK モデルのローハルの曲げ剛性が OS モデルよりも高いことによると考えられる。当初の本計算ではローハル内の重量調整用鋼棒の曲げ剛性への寄与を無視してきたが、これを考慮するとH-1の軸力が若干低くなる。また、別の解析プログラム(一段階解析法)により NK モデルの計算が行われたが⁴⁾、この結果でもH-1の計算値は実験値より30~40%高い。この中でローハルの付加質量係数が結果に大きく影響することが指摘されている。

このように水平横ブレース H-1 に関する全体解析による計算値に十分満足できないので、次に、簡易波浪荷重算定に基づきマクロ的な荷重特性の面から検討した。H-1の横波中軸力はほとんど横方向スプリット力によると考えられ、したがって、個々のブレースの軸力の比較ではなく、その総和として考えられるローハル間の断面力のレベルで比較してみた。図 14 は応答である水平横ブレースの軸力の総和を実験と計算とで比較し、さらに外荷重である横方向スプリット力を簡易計算したものと比較したグラフである。実験値は水平横ブレースの軸力の総和のみ(白丸)のほか、鉛直斜めブレース、水平斜めブレース、デッキ横方向部材の寄与もすべて同



(a) 外側のデッキ横方向部材



(b) 内側のデッキ横方向部材

図 13 デッキ横方向部材の軸力の周波数応答

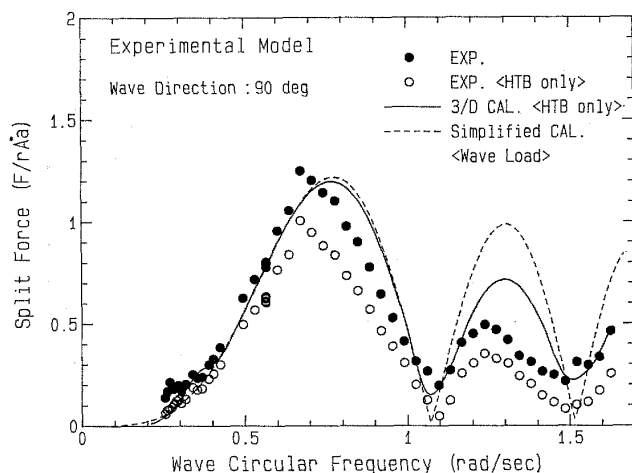


図14 スプリット力の周波数応答の比較

位相とみなして考慮したもの（黒丸）とを表示している。圧倒的に水平横ブレースの寄与が大きいことが分かる。そして全体解析による水平横ブレースの軸力の総和（実線）が簡易計算によるスプリット力（破線）とほとんど最大値では差がなく、また、対応する白丸の実験値と大差ない結果となっている。このことは全体的な荷重で見れば計算値も比較的良く実験値を説明できることを意味する。なお、ここで用いた簡易荷重算定法については次報で詳しく述べる。

5. 結 論

- (1) セミサブの運動応答はストリップ法的取扱いによりかなり良く推定できる。
- (2) 構造部材の軸力応答は線形全体骨組構造解析により、設計上はほぼ満足のゆく精度で推定できる。
- (3) 本実験の範囲においては、部材内力応答に波高非線形性や係留の影響は見られなかった。
- (4) 水平斜めブレースの結合されている水平横ブレースの軸力の最大値は斜波中で生じる。
- (5) デッキ横方向部材の軸力は主に全体振りモーメントによって生じ、その大きさはデッキ振り剛性に依存する。
- (6) デッキ振り剛性は鉛直面内横方向斜めブレースの軸力にもかなり影響する他、水平斜めブレースにも若干影響する。
- (7) ロワーハルの曲げ剛性が水平横ブレースの軸力の大きさにある程度まで影響する。
- (8) 水平横方向のスプリット力は、質量力のみを考慮した簡易波浪荷重算定法により最大値をほぼ推定できる。

- (9) 実験的に、ブレース軸力の最大値は、波向にあまり関係なく波長が全幅からローワーハル対角線長さ程度の範囲で生じることが確認された。
- (10) 実験的に長周期領域で高次応答が検出されたが、設計上は無視しうる程度である。
- (11) 内力の推定精度はコラム、ローワーハルの質量力係数に特に強く依存するためその評価は慎重に行うべきである。

参 考 文 献

本研究に当たり、当初より種々の助言を載き、また、貴重な御討論・御検討を賜りました東京大学吉田宏一郎教授に深く謝意を表します。水槽実験の実施、全体解析プログラムの整備と数値計算のデータ作成および図面作成に際しては、それぞれ日本海事協会技術研究所渡辺富雄技師と在原豊副技師、コンピュータ室三浦広史技師と技術研究所薬師正人副技師、および堀善彰副技師の各氏に御協力いただきました。ここに改めて御協力下された方々に深く感謝致します。

- 1) Hooft, J.P.: A Mathematical Method of Determining Hydrodynamically Induced forces on a Semisubmersible, Proc. of Annual Meeting, SNAME (1971).
- 2) Yoshida, K. and Ishikawa, K.: Elastic Structural Response of Semi-submersibles in Regular Waves, 11th Symp. on Naval Hydrodynamics, London (1976).
- 3) 秋田好雄他：浮遊式海洋構造物の設計システムについて、日本造船学会論文集，第143号（1978）。
- 4) 日本造船学会海洋工学委員会構造分科会：半潜水式海洋構造物解析プログラムによる波浪中応答計算の比較，日本造船学会誌，第599号（1979）。
- 5) 日本造船学会海洋工学委員会構造分科会：半潜水式海洋構造物の実機相当モデルについての波浪応答比較計算，日本造船学会誌，第646号（1983）。
- 6) Bell, A.O. and Walker, R.C.: Stress Experienced by an Offshore Mobile Unit, OTC 1440 (1971).
- 7) 有田行雄他：半潜水形ドリリングユニットの波浪中における実機の動揺および強度試験，三菱重工技報，Vol. 10, No. 2 (1973)。
- 8) Langfeldt, J.N. et al.: Measurement in the Offshore Industry, BSSM-RINA JOINT CONFERENCE (1975).
- 9) Tamaki, I. et al.: Full-Scale Measurement Tests

- on the New Ssmisubmersible Polycastle, OTC 4731 (1984).
- 10) Chao, J.C.: Dynamic Responses of Floating Structures, Proc. ASCE, Vol. 104, No. WW 2 (1978).
- 11) 片山正敏他: 半潜水式海洋構造物の波浪中構造応答解析, 三菱重工技報, Vol. 15, No. 1 (1978).
- 12) El-Tahan, H., Arockiasamy, M. and Swamidas, A.S.J.: Motion and Structural Response of a Hydroelastic Semi-submersible Model to Waves and Ice Impacts, Proc. of 4th OMAE Symp., Dallas (1985).
- 13) Yoneya, T.: Experimental Study on Wave-induced Structural Responses of Semisubmersibles, Proc. of 3rd OMAE Symp., New Orleans (1984).
- 14) 堀川義治: 不規則波中における半潜水式海洋構造物の内力応答とその統計的予測法に関する研究, 東京大学船舶工学科修士論文 (1985).