

(昭和 61 年 11 月 日本造船学会秋季講演会において講演)

半潜水式海洋構造物の波浪中全体構造応答特性

正員 米 家 卓 也*

Structural Response Characteristics of Semisubmersibles to Waves

by Takuya Yoneya, *Member*

Summary

Fundamental structural response characteristics of a typical semisubmersible in waves are investigated both by model tests and theoretical calculations.

A 1/50-scale structural dynamic model of 2-lowerhull and 8-column type was made of acryl and the wave tank tests were carefully carried out. The platform motion, mooring tension and the axial and bending stress of the braces and deck girders were measured in detail.

The measured wave-induced responses were compared with three-dimensional motion and frame structural calculations. In this paper stress is put on the axial force responses of major structural members. Structural response characteristics are also studied through simplified estimation of wave loads.

As a result, the experimental responses agree with the calculated ones fairly well except for a particular brace, and the fundamental structural dynamic response characteristics of this type of semisubmersibles are confirmed both experimentally and theoretically. The detailed experimental results presented in this paper are expected to be valuable for the study and design of similar types of semisubmersibles.

1 緒 言

半潜水式海洋構造物（以下、セミサブと略称する）は現在で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世界中で広く稼動しており、波浪中の運動・構造応答を推定する方法についてはすでに多くの解析的研究がなされ、実用的手法として Hooft 流の方法^{1),2)}が一般に用いられている。この波浪中の運動・構造解析を軸として最大応答の統計的予測あるいは疲労寿命予測に至るまでの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、海洋工学委員会構造分科会で比較計算が実機相当モデル（OS モデル）について行われている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あり、全体としてはまとまっているものの一部に必ずしも解析がすべて一致するといえない応答もあった。したがって、実測あるいは実験データが理論解析の検証のために重要と考えられる。しかし、数多くの流体力学的な解析的研究と比較

すると、これまでに公表されている実機計測・実験^{6)~9)}や波浪中構造応答に関する模型実験^{10)~12)}は極めて数が限られている。実機計測データは非常に貴重であるが、時間・労力・費用の点で簡単には実施し難く、一方、水槽模型試験の場合、流体力学的相似性と構造力学的相似性の両方を同時に満足させることが難しい点などが、波浪中構造応答に関する実験・実測データが十分でない原因の一つとなっているともいえる。

こうした点を背景として、日本海事協会技術研究所では、セミサブの小型構造模型を用いた系統的な水槽実験を実施することを計画し、前掲の OS モデルを参考にし、2ローハル 8 コラム型セミサブの 1/50 縮尺模型を製作した。以下、この縮尺模型を NK モデルと呼ぶものとする。NK モデルは幾何学的・運動学的だけでなく構造力学的にも可能な限り相似であるように設計したが、構造剛性は製作技術上実機相当よりも全体に高目となった。水槽試験の第 1 段階として、基本的な周波数応答特性を調べることを目的とした入念な規則波中の応答試験を実施し（昭和 56 年）、実験結果を OS モデルについての統一比較計算結果と合わせてみた¹³⁾ところ、未公表ではあったが、一部のブレースの軸応力において計算値が実験値よりも大幅に大きいという結果が生じた。

* 日本海事協会 技術研究所

前述したように、NK モデルが構造力学的には OS モデルと完全に相似ではないこともあり、その後 NK モデルについての全体解析を進めるとともに、実験的にも引き続いて行った第 2 期水槽実験（昭和 58 年）の一部に規則波中再試験を組み入れて前述の実験値の再現性を確認した。全体解析プログラムはいわゆる二段階解析法に属するもので、当初、NK モデルについての計算結果が実験値と食い違う点があったことから、別途、東大にて弾性構造解析法（一段階解析法）に属する解析プログラムにより NK モデルの全体応答解析が行われたり¹⁴⁾もした。以上のような検討に加えて、波力の簡易算定法¹⁵⁾に基づいて内力応答の考察を行うとともに、最終的に、

- コラムおよびローハルの質量力係数
- ローハルの曲げ剛性
- デッキの振り剛性

の 3 点に注目して計算値と実験値の相関を調べた。

結果として、特定の部材内力（外側の水平横ブレース）に関しては未だ説明し切れない計算値と実験値の差異が残っているものの、他の部材に関しては、計算値と実験値との対応がほぼ説明できた。また、この検証過程を通じて、幾つかの重要な内力応答特性が確認された。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結果および内力応答特性の考察について述べる。

2 模 型 実 験

2 ローハル 8 コラム型の典型的なセミサブの想定実験モデル（OS モデル）を参考にして、Fig. 1 に示す縮尺 1/50 の相似模型（NK モデル）を設計製作した。幾何学

的形状と重量分布はほぼ相似である。模型の排水量は約 255 kgf (2.50kN) であり、実機換算すると約 31,900 ton (313MN) となる。Fig. 1 に示されるように、模型は前後、左右対称の構造となっており、すべて外殻はアクリル製である。デッキ構造はアクリルパイプによる骨組構造としている。

模型は運動学的には重力と慣性力との比を合わせることで相似性を実現しており、これは通常よく行われているフルード数を合わせることに対応する。アクリル製パイプあるいは板を外殻要素として構造部材に用いたのに対して、鋼製あるいは黄銅製の丸棒や鋼板などを重量調整要素として使用し、ローハル、コラム、ブレース、デッキガダのアクリル外殻要素の中に剛性を受け持たないように挿入した。

部材内力の検出には、ひずみゲージを直接貼付して応力を測定する方法^{10),12)}と、部材断面力を検力計によって測定する方法¹¹⁾とがある。前者の場合、構造力学的相似性を直接実現することを前提としており、小型模型では測定可能なひずみを生じさせるために材料の選択から問題があるが、一方で多点計測が容易である。後者の場合、部材自体を直接相似なものにする必要がなくまた測定量も大きくとれる反面、検力部、結合部の調整や多点計測に難がある。ただし、スプリット力のようなローハル間の全体的な荷重を検出するために中心線で分割する¹¹⁾ことがよく行われるようであり、その場合には不静定度が低くなって剛性比の問題が緩和されと考えられる。もっとも、この方法では各部材の内力が直接には求まらないので、全体的な荷重が計算値と一致したとして

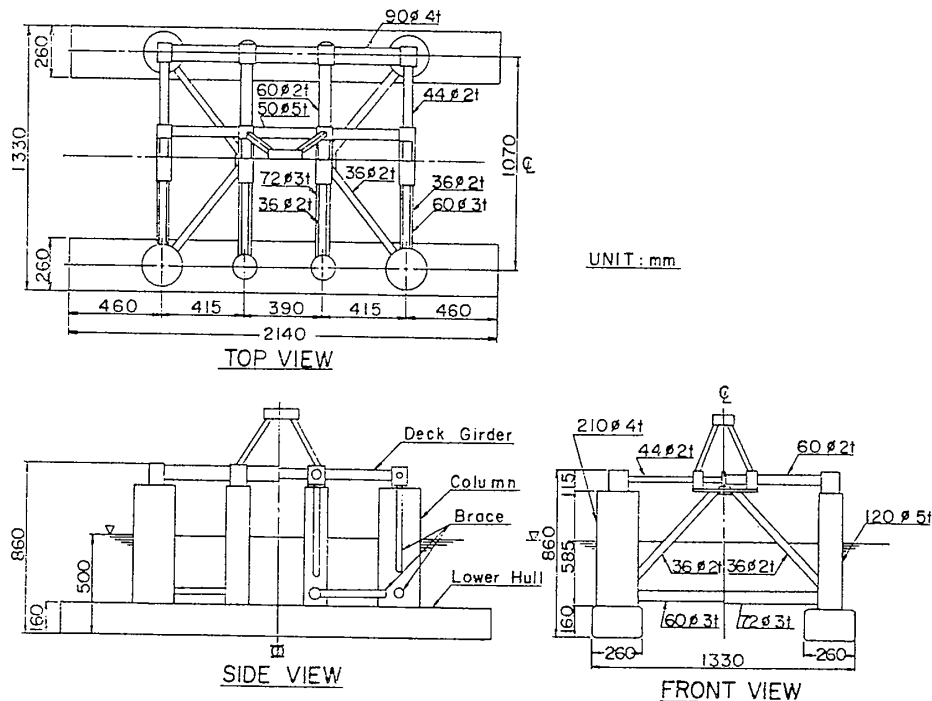


Fig. 1 A 1/50 scale tank test model of 2-lowerhull 8-column type of semisubmersibles

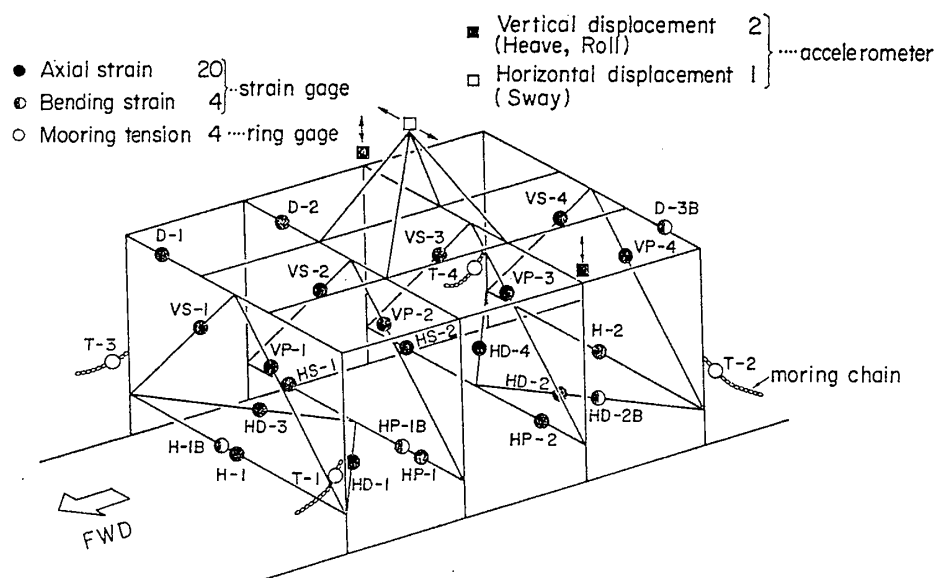


Fig. 2 Locations and codes of measurements

も各部材内力においてどうかは直接には分からない。

本実験では前者のひずみゲージを直接貼付する方法を採り、構造材料として剛性が鉄鋼材の約 1/70 と小さく、加工も比較的容易なアクリルを用いた。しかし、実際には構造的に完全に相似な 1/50 縮尺模型を作ることはまず不可能である。たとえば、25mm の実機鋼板に対して軸剛性を相似にした 1/50 縮尺模型のアクリル板厚は 0.7 mm になる。

模型の詳細設計に際しては、まず初めに、コラム、ローワーハル、ブレースの外殻寸法を幾何学的相似となるように決定し、次にアクリル材の板厚を構造剛性の相似性ができる限り損われぬように調整した。実際的には、ブレースとデッキ横方向部材の軸剛性の比を OS モデルとほぼ同じものとした。しかし、これらの軸剛性の絶対値は正確な 1/50 縮尺相似モデルの 2～3 倍高目となった。コラム、ローワーハル、デッキ縦方向部材などの他の部材の構造剛性は平均して 10 倍程度大きい。このように剛性を上げざるをえなかったのは、製作上および運搬上の理由からである。構造部材の寸法を決定した後、最終的に、重量分布を調整するために各外殻要素の中に挿入する鋼棒、黄銅棒などの寸法を決めた。

本報に示す規則波基本応答試験における計測点数は最大 33 であり、Fig. 2 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、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。これは多点

計測のための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増加のせいでブリッジボックスでは電圧平衡をとることが難しくなるためである。測定されるひずみが小さいのでリード線は多少重量増加の問題があるもののノイズを極力抑えるためにすべてシールド線とした。2 ゲージ法ではアクリル材の伝熱性が悪いので、ブリッジ電圧を 0.5 V に抑え 120 Ω のゲージを使ってもドリフトが生じやすく、また、熱源に対しても温度センサのように敏感に反応するので、計測時には細心の注意を払った。

本報に示す第 1 期水槽試験においては軸力応答の計測が主であり、本報でもこれに焦点を置いて述べる。曲げモーメントの計測は第 2 期水槽試験で重点的に行ったので、第 1 期試験の結果と合わせて別の機会に報告したい。係留張力についても同様である。運動応答はデッキ上に取り付けた金属ゲージ式加速度計により推定した。ただし、水平方向成分については加速度計が角度計として働くような結果となり、横揺成分を位相を考慮して除去することができなかった。この点も第 2 期水槽試験では改良して計測した。

波浪応答試験は、運輸省船舶技術研究所海洋構造物試験水槽 (40×28×2m) にて実施した。試験時の水深は 1.8 m (実機換算 90 m) であり、無係留状態と係留状態とで試験した。水深は使用した水槽の制限からセミサブとしては浅いものであるが、係留状態に関してはカテナリー係留特性が深海係留に対応するように初期張力を調整した。

試験に使用した波は、周期 3.5～23 s (実機換算値) の規則波であり、横波および斜波の 2 つの波向を選ん

Table 1 Measured natural periods of the test model

	Natural Period (sec)		Natural Frequency (rad/sec)	
	Free	Moored	Free	Moored
Heave	23	23	0.28	0.28
Roll	57	46	0.11	0.14
Pitch	56	45	0.11	0.14
Surge	—	120	—	0.052
Sway	—	127	—	0.049
Yaw	—	141	—	0.044

だ。波高/波長比は $1/40 \sim 1/10$ の間にあり、大部分は $1/30$ 以下の微小振幅波とみなしうる範囲のものとし、基本的な線形周波数応答特性を調べる目的に合わせた。

計測データは目視により peak-to-peak 値を読み取る方法と、デジタルサンプリングした後 10 周期程度のフーリエ係数の平均値を求める方法とによったが、両者の間に特に有意な差は見られなかった。Table 1 に計測された模型の固有周期を示しておく。

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、以下のような通常の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) 波は長波頂の線形微小振幅波である。
- (2) 構造物の各構成要素の断面寸法は波長に比して十分小さい。
- (3) 各構成要素に加わる流体力の相互干渉は無視できる。
- (4) 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畳によって算定できる。
- (5) 運動解析に際して、構造物を剛体とみなせる。
- (6) 構造解析に際して、構造物を線形弾性骨組構造にモデル化する。

この理論計算は、いわゆる二段階解析法に基づいて運動計算と全体構造計算を行う全体解析プログラムによって行った。運動解析モジュールは文献 3) に示される全体解析システムに含まれるものを用い、構造解析には NK の板梁静的構造解析プログラムを用いた。

運動計算に関しては、このプログラムの固有の機能として、コラムに働く水平方向の流体力係数を周波数依存性のない一定値として入力しモリソン流に流体力を算定するのに対して、ローハルの流体力係数はあらかじめポテンシャル理論によって計算したテーブルを用いてプログラム内部で自動的に算出するようになっている。したがって、逆に、コラムの流体力係数に周波数依存性を考慮することや、ローハルの流体力係数に一定値をデータとして与えることが難しいプログラムとなっている。

全体構造解析に関しては、骨組構造にモデル化する場合の剛性の評価、特に結合部の剛性の評価に注意が必要となる。本計算においては、ブレース間の結合部について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、ブレースとデッキとの間の結合部にはその部分に設けた要素の剛性を適当に大きくした値を用いた。アクリルパイプで置換え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くした。初期の計算においては、このデッキ部の剛性を低く評価していたために斜めブレースの応答を過大評価する結果となっていた。また、ローハル内に重量調整用に挿入した外径 38mm の鋼棒がローハルの曲げ剛性に及ぼす影響を初期の計算では無視していたが、このことが外側の水平横ブレースの軸力の大きさに多少影響していたようであり、後に示す計算結果ではこの鋼棒のローハル曲げ剛性への寄与を考慮している。

4 実験結果および計算結果

本節に示す実験結果および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) でプロットされ、計算値は 3 次曲線で補間され実線 (横波中応答) と破線 (斜波中応答) で示されている。計算は、上下揺の同調周波数近傍を除いて、すべて実機換算 $0.21 \sim 1.63 \text{ rad/s}$ の間の等間隔の周波数 21 点で行われている。実験点数は横波状態が計 103 点 (無係留 50 点, 係留 53 点), 斜波状態が計 92 点 (無係留 42 点, 係留 50 点) である。応答によっては必ずしもすべての実験点で計測が行われていないものもあるが、以下に示す実験結果はすべて 1 枚のグラフに総計 195 点の実験値がプロットされている。

4.1 運動応答

Fig. 3 は上下揺の周波数応答の結果であり、計算結果が実験値と非常に良く一致している。前述したように実験水深が実機換算 90m とセミサブとしては浅かったので、図中に付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 (波長 400m 以上) で水深影響がはっきりと現われており、応答が 20% 程度小さくなっている。Table 1 に示したように $\omega = 0.25 \text{ rad/s}$ 近傍に上下揺の固有周波数が存在し、実験的にも最大 3 倍程度の応答増幅比が確認された。計測された最大応答は実機スケールで、周期 23s, 波高 5.2m の波に

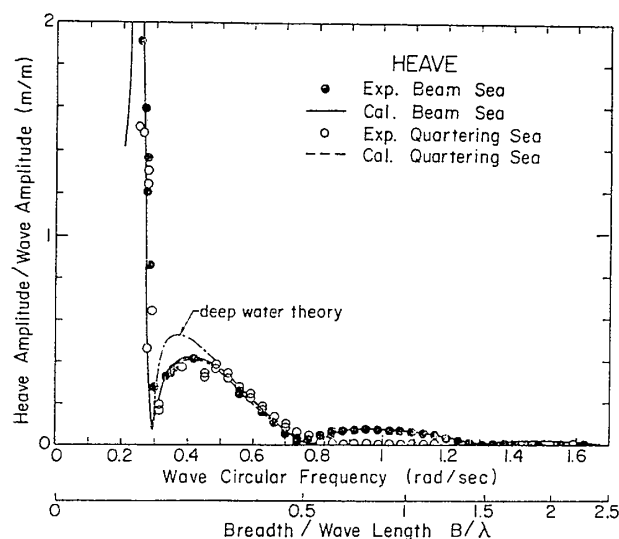


Fig. 3 Heave response (comparison between experiments and 3/D calculations)

対して上下揺両振幅が 15.4m, 応答増幅比にして 3.0 であった。また, その同調周波数に隣接する $\omega=0.3$ rad/s 付近にいわゆる波無し周波数が存在することが実験的にも明瞭に分かる。図にも示されるように上下揺の波向依存性はほとんどない。

Fig. 4 は横揺の周波数応答の結果であり, 縦軸は波傾斜で無次元化している。低周波数域で実験結果と計算結果に傾向の違いが見られる。同様の傾向の相違は前述した OS モデルの比較計算結果⁵⁾にも見られる。実験結果は, 低周波数になるに従って単調に増加する傾向の計算結果を支持していることになる。ただし, 波傾斜による無次元値で表示しているため, この低周波数領域では分母となる波傾斜の実験値がかなり小さく, 相対的に測定誤差が大きく表われるということも念頭に置く必要がある。縦軸に波振幅で除した応答関数をとると傾向の差は

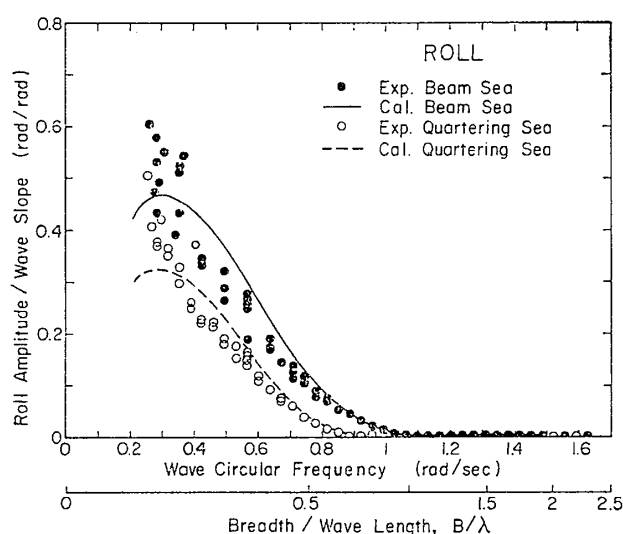


Fig. 4 Roll response (comparison between experiments and 3/D calculations)

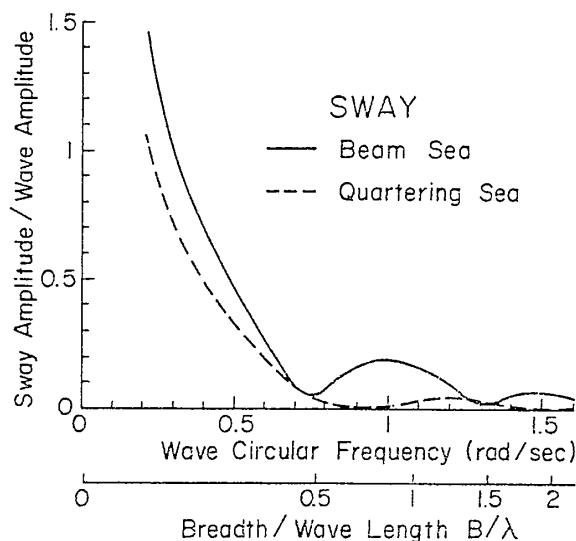


Fig. 5 Sway response (3/D calculations)

ほとんど分らない。応答の絶対値で見た場合, 最大応答は ω が 0.6rad/s 弱 (波周期 11s 近傍) のあたりで生じ, 波高 10.8m の波に対して両振幅で 11.1deg, 横揺振幅/波振幅にして実機換算最大 0.51 deg/m が計測された。横揺の場合粘性減衰力による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 (波長 190m) では波高非線形性を調べるために, 実機換算波高にして 5~12m の間で波高を変えた試験を行った。縦軸に横揺振幅/波振幅をとると Fig. 4 に示されている以上に $\omega=0.57$ rad/s での応答関数の広がり大きい。

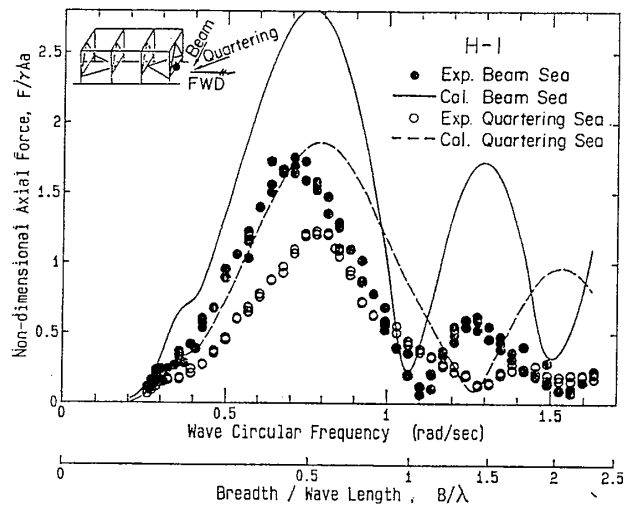
左右揺に関しては計測結果がないので計算値のみを Fig. 5 に示す。

なお, 実験は係留状態と無係留状態との 2つの状態で行っているが, Fig. 3, Fig. 4 に示した運動応答に関しても係留の有無による有意な差が見られなかったため, 図中ではいずれも区別なく同じ記号で表示している。これは後に示す内力応答についても同様である。係留の影響が見られなかったのは, 係留状態が深海係留に対応する比較的緩いものであったことによると考えられる。

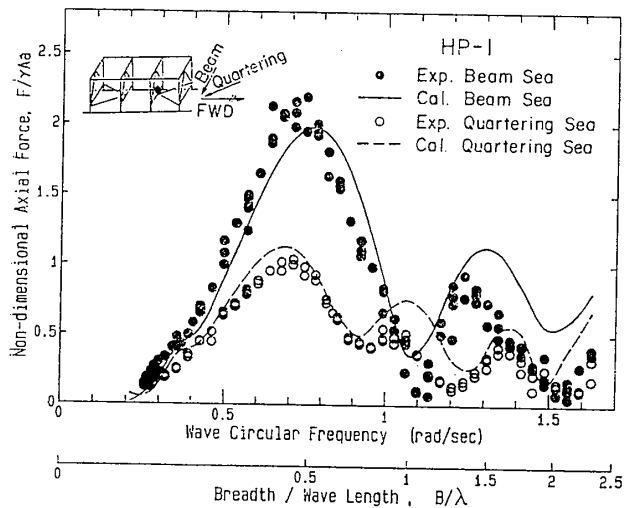
4.2 内力応答

Fig. 6~Fig. 8 に代表的なブレースとデッキトランスの軸力の周波数応答を示す。いずれも縦軸は 1本のコラム当たりの平均変動浮力振幅 rAa で無次元化されており, すべて同一スケールで表示されている。ここで, r は流体の比重, A は総水線面積 (A^*) 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。

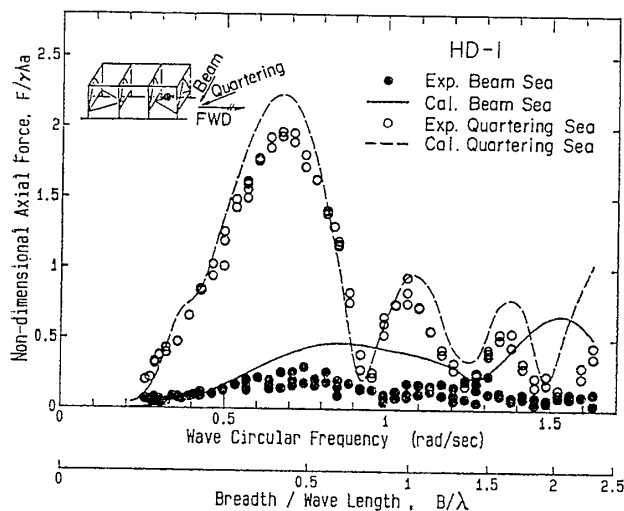
Fig. 6 は代表的な水平ブレースの 3つを示したもので, (a), (b), (c)それぞれ外側の水平横ブレース (H-1), 内側の水平横ブレース (HP-1), 水平斜めブレース (HD-1) の周波数応答である。H-1を除けば計算結果は



(a) Horizontal transverse outer brace (HTB outer)



(b) Horizontal transverse inner brace (HTB inner)



(c) Horizontal diagonal brace

Fig. 6 Axial force responses of horizontal braces (comparison between experiments and 3/D calculations)

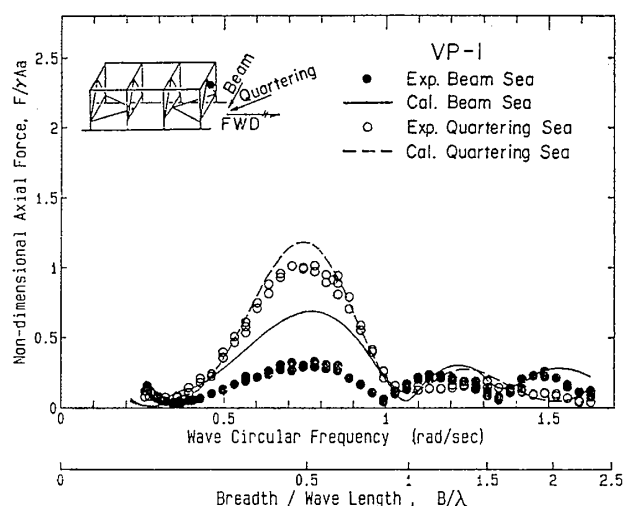
実験値と良く一致しているといえる。H-1が、緒言で触れたように計算値と実験値とで大きな相違のあった問題のブレースであり、いろいろと検討を加えたが、結論的に現時点では図に示されるだけの最大 50% 近い差が残っており、その原因は十分に説明し切れない。H-1に関して行った検討については、次節の考察の中でまとめて述べるものとする。実験結果から見ると、横波において内側の水平横ブレース (HP-1) の方が外側の水平横ブレースである H-1 よりもより大きな力を受け持っていることになり、計算結果と逆の傾向を示している。ただし、そのことは、後述するように水平横ブレースが全体として受け持っている力で比較すれば、実験値と計算値の差が小さくなることを意味する。よく知られているように、水平横ブレースは横方向のスプリット力 (次節参照) の大部分を受け持っている。水平横ブレースの場合、応答が最大となる横波の波長が、実験値の方が計算値より少し長いようであり、 $\omega=0.7$ rad/s (波長 126 m) 付近にある。これはローハル中心間幅の 2 倍より少し長く、全幅の 2 倍より少し短い長さである。斜波に対して水平横ブレースの外側と内側とで軸力応答の傾向が大分異なるのは、内側に対しては水平斜めブレースから力が入るためであり、実験、計算ともにその傾向は一致している。

Fig. 6(c) に示す水平斜めブレースの最大軸力応答は、実験・計算ともに斜波中で $\omega=0.68$ rad/s (波長 133 m) 付近にある。それと比べると横波中での応答は無視できるほどに小さい。

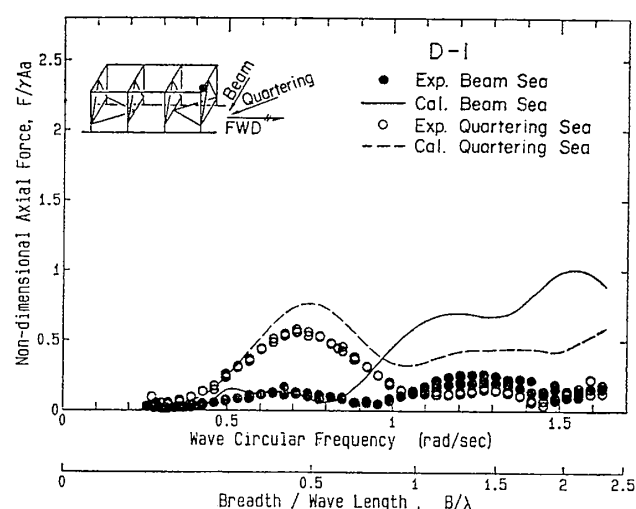
全般に実験値は横波に対して斜波よりもバラツキが少し大きい傾向がある。特に、水平横ブレースの最大応答付近でのバラツキが目につく。

Fig. 7, Fig. 8 と Fig. 6 を比べると明らかなように、水平ブレースの受け持つ力の方が、鉛直斜めブレースやデッキトランスのそれと比較して、はるかに大きいことが分かる。具体的にいえば、水平ブレースの最大軸力は無次元値で約 2 程度あり、波高 10 m に対して両振幅約 1,150 ton (11.3 MN) となる。これに対して、他の部材内力は半分以下であり、最も大きい外側の鉛直面内横方向ブレース (VP-1) でさえ、高々水平ブレースの 1/2 程度の大きさである。

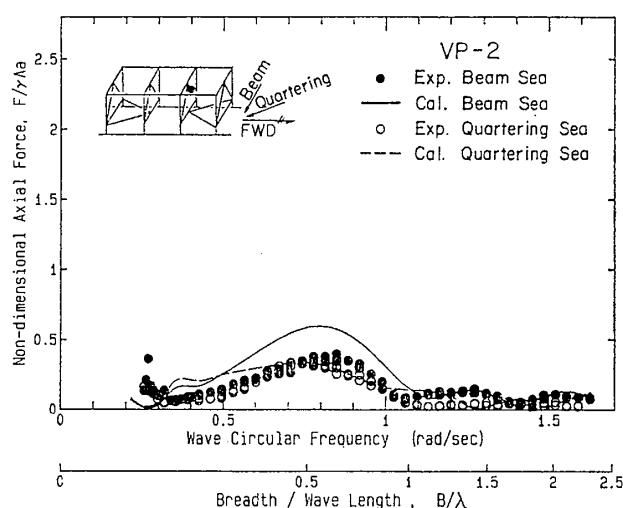
Fig. 7 に示す鉛直面内横方向斜めブレースの実験値と計算値の相関は、横波に対しては十分とはいえないものの、最大応答を示す斜波に対してはほぼ満足のゆくものである。最大応答は実験・計算ともに $\omega=0.75$ rad/s、波長 110 m の近傍で生じており、水平ブレースと比べて短波長側にある。このブレースの軸力は次節で述べる全体振りモーメント (Pitch connecting moment) を受け持っており、そのためにデッキの振り剛性に影響されや



(a) Transverse diagonal outer member

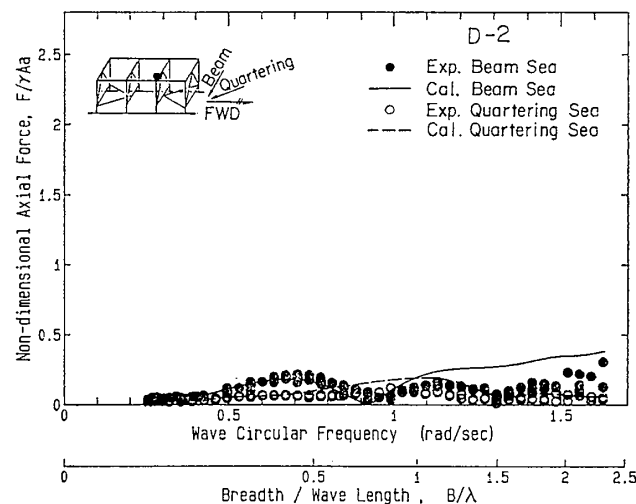


(a) Deck transverse outer member



(b) Transverse diagonal inner brace

Fig.7 Axial force responses of vertical braces (comparison between experiments and 3/D calculations)



(b) Deck transverse inner brace

Fig.8 Axial force responses of deck members (comparison between experiments and 3/D calculations)

すい。

Fig. 8 はデッキトランスの軸力周波数応答であり、全般に値がかなり小さい。最大応答は外側のデッキガードに斜波中で生じ、その大きさは実験値で見れば水平ブレースの $1/4$ 程度である。その時の波長は約 120m ($\omega = 0.72\text{ rad/s}$) である。鉛直斜めブレースと同様に比較的波長の短い斜波で最大応答が生じているのは、いずれも全体振りモーメントを主に受け持っているためである。これに対して、周知のように、水平横ブレースは横方向スプリット力、水平斜めブレースは水平面内縦方向せん断力（あるいは水平面内ラッキング変形力）をそれぞれ主に受け持っている。

全体として、実験値と計算値の相関を見ると、横波中の軸力応答、特に水平横ブレース（外側）の軸力応答、に関しては今後さらに検討すべき余地が残されているも

の、その他については、運動応答、軸力応答のいずれも計算値は良く実験値を説明しているといえよう。

5 内力応答特性の考察

前節に示した全体応答解析の計算値が当初、実験値と良い一致を見なかったために、様々な角度から内力応答を検討した。結果的に水平横ブレースについては未だ十分な説明ができていないが、この検討過程で得られたものは今後の内力応答特性の把握の上で十分参考になると考えられるので、以下にまとめて述べるものとする。

5.1 波力簡易算定式

問題のある水平横ブレースの横波中応答は、比較的単純な荷重形式で決まるということから、セミサブのコラム、ローハルという代表的な要素に加わる波力の検討を行った。パラメトリックに波力の特性を調べるという

目的で、簡易算定法^{2),15)}を用いた。波力の相互干渉を無視し、要素断面内での入射波ポテンシャルによる圧力勾配が一定であるとみなし、要素中心線上ですべての力を線形独立に評価するといった特徴を有する方法であるが、ここでは、さらに減衰力成分を無視し、質量力のみを考慮して Table 2 のように整理した。表中で座標系 $O-xyz$ は、 $x-y$ 平面が静水面内にあり z 軸の正の向きが鉛直上向きとなるように採られている。 x 軸はローハルに平行で、波向 χ は x 軸を基準として z 軸まわりに測られる。Table 2 を用いて波力を簡易算定する際に問題となるのは、ローハルとコラムの付加質量係数（あるいは質量力係数）の採り方であるが、それが決まれば極めて簡便に波力特性の大略を知ることができる。

5.2 2ローハル型セミサブの荷重形式と荷重算定式

セミサブの荷重形式については代表的なもの²⁰⁾がすでによく知られている。Fig. 9 は、この荷重形式を一般的に分類整理して表示したものである。すなわち、荷重成分の方向と、2つの荷重の差をとる際の荷重の着力点のずれの方向とによって概念的に分類したものであり、荷重が力である場合とモーメントとである場合に応じて、それぞれ9種類、計18種類の荷重形式が考えられる。簡単のため力とモーメントを同じ図に重ねて表示した。実際問題として重要となるのはこのうちの一部であり、さらに、波力が主となる形式は2つのローハル間に働

く力（モーメント）の差をとる“Yの列”の形式、特に図中で下線を引いたものである。しかし、この分類図により、従来直感的に示されてきた荷重形式の位置付けが明確になったと考えられる。

Fig. 9 の中で下線を引いた荷重は波力による代表的なものと考えられ、Table 3 にはこれらの簡易算定式を Table 2 に示した波力算定式をベースとして表記した。なお、Table 3 中の Pitch connecting moment に関しては、ローハル軸線方向（ x 方向）の力による成分、すなわち、

$$\left[\bar{f}_{x^i}(z_R - d) + 2(z_R - h/2) \sum_{j=1}^2 \bar{f}_{xj^c} \times \cos(\kappa l_j/2 \cos \chi) \right] \sin(\kappa B/2 \sin \chi) \cos \omega t$$

ここで、 z_R : モーメント参照点

も考えられるが、モーメントを z 方向のどの位置で考えるかによって変わり、形状だけで一意的に決まらない性質のものであり、また、実際問題として x 方向の力はほとんど水平面内のラッキング変形に流れ、水平斜めブレースの軸力に吸収されると考えられること、値もかりに重心位置で評価するとローハルの縦揺モーメント (m_y^i) と比べて非常に小さいこと、などの理由により表中から割愛した。

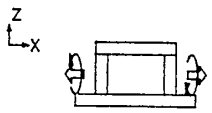
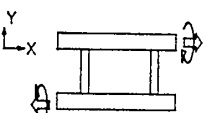
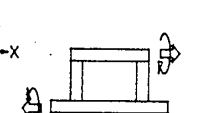
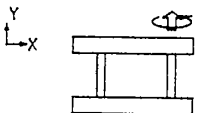
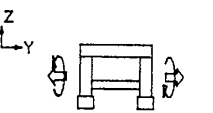
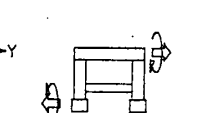
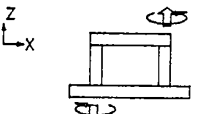
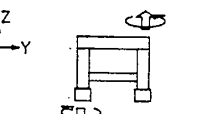
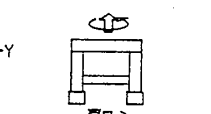
		Direction along Load acting points		
		X	Y	Z
Load Direction	X	 Longitudinal Split F. Longi. Torsional Mt.	 <u>Horizontal Racking F.</u> (Yaw Moment) Roll Connect Mt.	 Longitudinal Racking F. (Pitch Moment)
	Y	 Transverse Shearing F. (Yaw Moment)	 <u>Transverse Split F.</u> (Pitch Moment) <u>Pitch Connect Mt.</u>	 Transverse Racking F. (Roll Moment)
	Z	 Vertical Shearing F. (Pitch Moment)	 <u>Vertical Shearing F.</u> (Roll Moment) Yaw Connect Mt.	 Vertical Split F.

Fig. 9 Conceptual classification of global load pattern for semisubmersibles of two lowerhull type.

Table 2 Simplified wave forces acting to a lowerhull and a column

Lower-hull		Column
$f_x^1 = 2a\rho g A_1 e^{-\kappa d} \sin(\kappa L/2 \cdot \cos \chi) \sin(\kappa x_1 - \omega t)$		$f_x^C = a\rho g A_w (1+C_m^C) (1-e^{-\kappa h}) \cos \chi \sin(\kappa x_C - \omega t)$
$f_y^1 = \begin{cases} 2a\rho g A_1 (1+C_{my}^1) e^{-\kappa d} \tan \chi \sin(\kappa L/2 \cdot \cos \chi) \sin(\kappa x_1 - \omega t) & \text{for } \chi \neq (n+1/2)\pi \\ a\rho g A_1 (1+C_{my}^1) \kappa L e^{-\kappa d} \sin(\kappa x_1 - \omega t) & \text{for } \chi = (n+1/2)\pi \end{cases}$		$f_y^C = a\rho g A_w (1+C_m^C) (1-e^{-\kappa h}) \sin \chi \sin(\kappa x_C - \omega t)$
$f_z^1 = \begin{cases} 2a\rho g A_1 (1+C_{mz}^1) e^{-\kappa d} \sec \chi \sin(\kappa L/2 \cdot \cos \chi) \cos(\kappa x_1 - \omega t) & \text{for } \chi \neq (n+1/2)\pi \\ a\rho g A_1 (1+C_{mz}^1) \kappa L e^{-\kappa d} \cos(\kappa x_1 - \omega t) & \text{for } \chi = (n+1/2)\pi \end{cases}$		$f_z^C = a\rho g A_w e^{-\kappa h} \cos(\kappa x_C - \omega t)$
$m_x^1 = 0$		$m_x^C = a\rho g V_C (1+C_m^C) [1-(1+\kappa h/2)(1-e^{-\kappa h})/\kappa h] \times \sin \chi \sin(\kappa x_C - \omega t)$
$m_y^1 = \begin{cases} 2a\rho g V_1 (1+C_{my}^1) e^{-\kappa d} \sec^2 \chi / \kappa L & \text{for } \chi \neq (n+1/2)\pi \\ x [\sin(\kappa L/2 \cdot \cos \chi) - \kappa L/2 \cdot \cos \chi \cos(\kappa L/2 \cdot \cos \chi)] \sin(\kappa x_1 - \omega t) & \text{for } \chi = (n+1/2)\pi \end{cases}$		$m_y^C = -a\rho g V_C (1+C_m^C) [1-(1+\kappa h/2)(1-e^{-\kappa h})/\kappa h] \times \cos \chi \sin(\kappa x_C - \omega t)$
$m_z^1 = \begin{cases} 2a\rho g V_1 (1+C_{mz}^1) e^{-\kappa d} \tan \chi \sec \chi / \kappa L & \text{for } \chi \neq (n+1/2)\pi \\ x [\sin(\kappa L/2 \cdot \cos \chi) - \kappa L/2 \cdot \cos \chi \cos(\kappa L/2 \cdot \cos \chi)] \cos(\kappa x_1 - \omega t) & \text{for } \chi = (n+1/2)\pi \end{cases}$		$m_z^C = 0$

$x_1 = X_1 \cos \chi + Y_1 \sin \chi$, (X_1, Y_1) = Coordinates of lowerhull center
 $x_C = X_C \cos \chi + Y_C \sin \chi$, (X_C, Y_C) = Coordinates of column center
 a = wave amplitude, ρ = fluid density, g = gravitational acceleration
 κ = wave number, ω = wave circular frequency, χ = wave direction
 L = overall length of lowerhull, d = depth of lowerhull center, h = depth of immersed part of column
 A_1 = sectional area of lowerhull, A_w = water plane area of column
 $V_1 = A_1 L$ = nominal volume of lowerhull, $V_C = A_w h$ = nominal volume of column
 C_{my}^1 = added mass coefficient of lowerhull in horizontal transverse direction
 C_{mz}^1 = added mass coefficient of lowerhull in vertical direction
 C_m^C = added mass coefficient of column in transverse direction
 $n = 0, 1, 2, \dots$

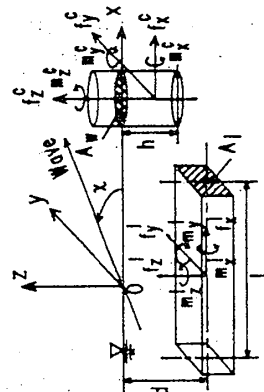
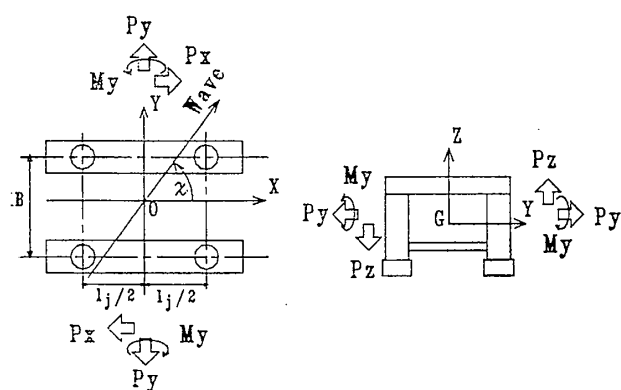


Table 3 Simplified wave loads acting between the lowerhulls of 2-lowerhull and 8-column type of semisubmersibles

Horizontal Racking force	$P_x = [\bar{F}_x^1 + 2 \sum_{j=1}^2 \bar{F}_{xj}^c \cos(\kappa l_j/2 \cdot \cos \chi)] \sin(\kappa B/2 \cdot \sin \chi) \cos \omega t$
Transverse Split force	$P_y = [\bar{F}_y^1 + 2 \sum_{j=1}^2 \bar{F}_{yj}^c \cos(\kappa l_j/2 \cdot \cos \chi)] \sin(\kappa B/2 \cdot \sin \chi) \cos \omega t$
Vertical Shearing force	$P_z = [\bar{F}_z^1 + 2 \sum_{j=1}^2 \bar{F}_{zj}^c \cos(\kappa l_j/2 \cdot \cos \chi)] \sin(\kappa B/2 \cdot \sin \chi) \sin \omega t$
Pitch connecting moment	$M_y = [\bar{m}_y^1 + \sum_{j=1}^2 \{ 2 \bar{m}_{yj}^c \cos(\kappa l_j/2 \cdot \cos \chi) + \bar{F}_{zj}^c l_j \sin(\kappa l_j/2 \cdot \cos \chi) \}] \sin(\kappa B/2 \cdot \sin \chi) \cos \omega t$

l_j : longitudinal distance between a pair of columns.

$\bar{}$: means amplitude of the wave force prescribed in Table 2.



5.3 ローハルおよびコラムの付加質量係数

セミサブの波力評価のパラメータの中で最も重要なものが、おそらく付加質量係数あるいは質量力係数であろう。本報で用いた全体解析プログラムは、ローハルに関してはプログラム内部で自動的に流体力係数を算出しており、これを DnV ルール¹⁹⁾による値、DnV Classification Note²⁰⁾による値、および NK で 2 次元特異点分布法によって計算した値と比較した。その結果、本 NK モデルについては、DnV ルールによる値が最も小さく、上下方向、左右方向の付加質量係数がそれぞれ 1.28, 0.49 となるのに対して、2 次元特異点分布法による計算値は上下方向が 1.55~1.85 とかなり周波数依存性があり、左右方向は 0.65~0.75 となった。DnV Classification Note による値はグラフからの読取りで正確ではないが上下方向、左右方向それぞれ約 1.7, 0.7 という値となり、2 次元特異点分布法による計算結果の間に入る。一方、全体解析プログラム内部の自動生成される係数は上下方向、左右方向 1.4~1.6, 0.6~0.7 であり、特異点分布法より少し小さい。以上のような結果から、DnV ルールによる値を用いたのと特異点分布法による計算値をそのまま用いたのでは 4 節に示した計算結果にある程度差が出ることが予想される。Table 2 に示した波力簡易算定式を用いればその差の概略を簡単に知ることができる。後に示す荷重の簡易計算においては、全体解析プログラムとの対応を考え、応答が最大となる $\omega=0.6\sim0.8$ rad/s での値として、上下方向、左右

方向それぞれ 1.45, 0.62 の一定値を用いている。

2 ローハル型セミサブにおいては、その没水体積の大きさからローハルに加わる流体力がコラムに加わる流体力と比べて圧倒的に大きいと考えられがちであるが、その判断は水平方向の力に関しては必ずしも正しいとはいえない。コラムに加わる波力はモリソンの周波数依存性のない一定値の質量力係数を用いて算定することが多く、DnV ルール¹⁹⁾によれば、本 NK モデルの場合、付加質量係数が外側と内側のコラムでそれぞれ 0.72, 0.88 となる。しかし、幾つかの公表されている数値計算結果^{16), 17)}や実験結果¹⁸⁾を外径が大きくコラムに加わる波力の大部分を占める外側のコラムに適用すると、実験波周波数の範囲でかなりの周波数依存性があることが分かる。別途、鉛直円柱の流体力解析プログラムにより NK モデルのコラムについて計算した結果によれば、付加質量係数は 0.4~0.97 という広い範囲で変化することが分かった。ただ、内力応答が最大となる周波数のあたりではちょうど付加質量係数が最大となり変化が小さい。具体的にその近傍での付加質量係数の値は、外側、内側のコラムいずれも 0.97 程度である。一方、実験結果¹⁹⁾によれば全体に低目であり、外側コラムについて 0.5~0.8 となる。計算結果、実験結果ともに最大となる周波数を越えるとかかなり下がる傾向にあり、周波数依存性のない一定値を用いて計算すると高周波数域での応答を過大評価することが予想される。以下に示す簡易荷重計算では、外側コラムに対して実験結果¹⁸⁾による周波数依存性のある値を用いている。

5.4 波浪荷重特性

5.2 に示した代表的な波浪荷重の算定式に 5.3 に述べたコラム、ローハルの付加質量係数を用いて、NK モデルの波浪荷重を波向をパラメータとして簡易計算し、その最大となる波向において、波浪荷重をローハルに加わる分とコラムに加わる分に分けて表示したものが Fig. 10 である。コラムに関してはさらに外側コラムに働く分がどの程度かも示している。縦軸はセミサブ全体の変動浮力で無次元化しており、 A^* は総水線面積で 4 節での A の 8 倍である。Fig. 10 を見れば明らかなよう

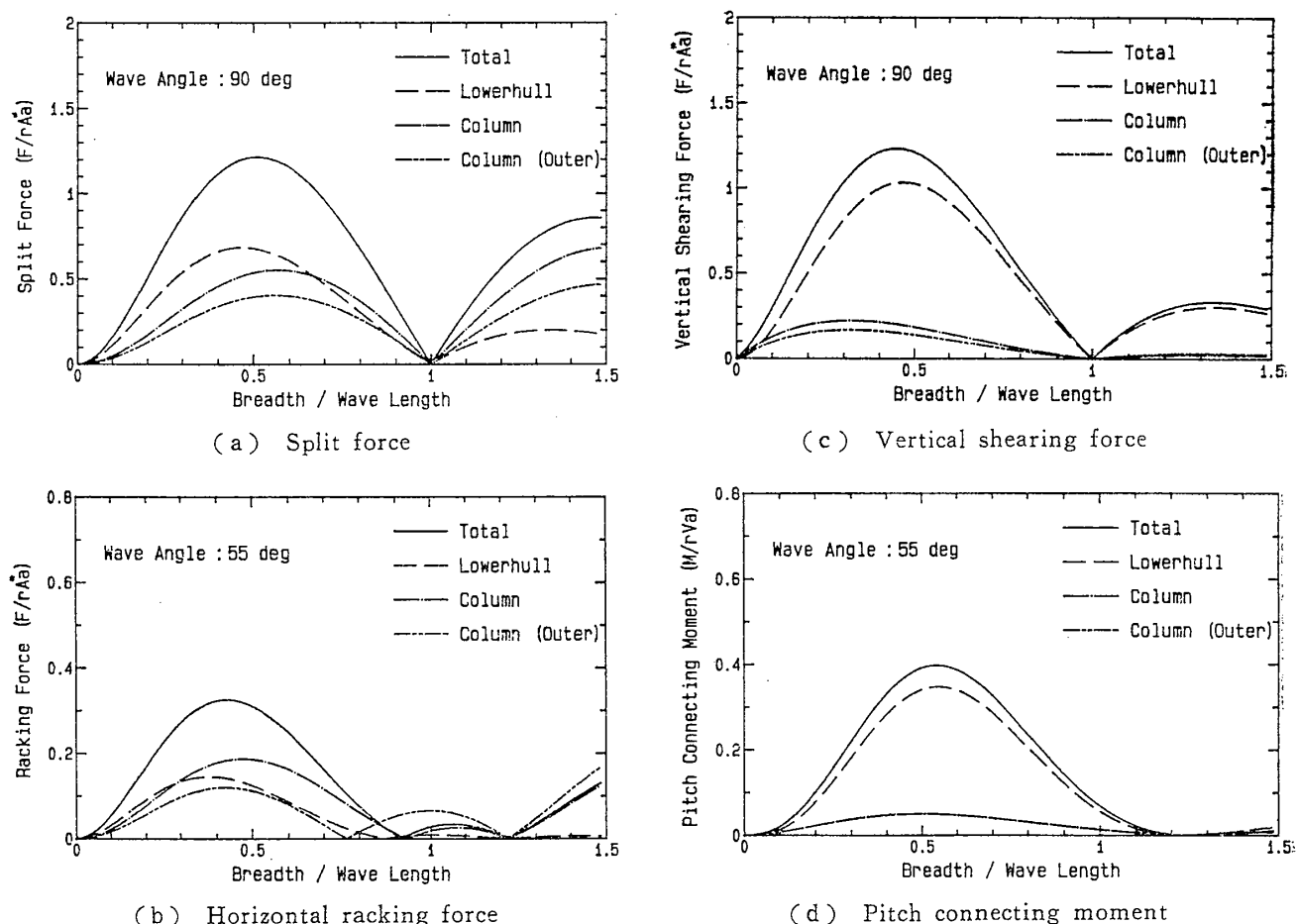


Fig.10 Major global loads on the experimental model (estimated from simplified wave forces)

に、上下方向波力に基づく鉛直面内せん断力 (Vertical shearing force) や全体振りモーメント (Pitch connecting moment) においてはローハルに加わる波力が圧倒的に大きいものの、水平方向波力に基づく横方向スプリット力や水平面内ラッキング力ではコラムに加わる波力がローハルに加わる波力と同程度かそれ以上の大きさとなっている。これはローハルに加わる波力が周波数の増大に対して $e^{-\omega^2 d/g}$ (d : ローハル中心の没水深度) で減少するのに対して、コラムは $1 - e^{-\omega^2 h/g}$ (h : コラム没水部深さ) で1に近づいて増大することによる。

波浪荷重が最大になる波向に関しては、スプリット力と鉛直せん断力は当然横波であり、水平ラッキング力と全体振りモーメントは 50~60 deg の間の斜波であり、幾何形状によって微妙に異なる。スプリット力は主に水平横ブレース、水平ラッキング力は主に水平斜めブレース、鉛直せん断力は主に鉛直斜めブレース、全体振りモーメントは主に鉛直斜めブレースと水平斜めブレースのそれぞれ軸力によって受け持たれることはよく知られている通りである。したがって、これらのブレース軸力応答特性は、Fig. 10 に示した波浪荷重特性からある程度推察できる。さらに直接的に部材内力を表現するにはブレースの幾何学的配置や剛性などの考慮が必要ではある

が、逆に個々のブレース配置や剛性に依存しない全体的な荷重特性を導き出すということで Table 3 に示した簡易算定式は有用であろう。

5.5 水平横ブレースの軸力

4 節に示した水平横ブレース (H-1) の実験値と計算値の相違に関しては様々な検討を行った。まず、実験値に関しては、計測装置、ゲージを一新して再度実験を行い、H-1を含めてすべての部材内力の実験値に再現性を確認し、少なくとも現 NK モデルに関しての実験値としては Fig. 6~Fig. 8 に示した結果は動かしがたいものとなった。次に、計算値に関しては、まず、参考として OS モデルの計算結果⁹⁾と比較すると、Fig. 6~Fig. 8 に示した最終的な計算値とはほぼ同様の結果が得られた。H-1 に関していえば、OS モデルの計算値の方が少し高目になっているが、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。また、別の計算値として、東大の弾性構造解析法 (一段階解析法) による NK モデルについての計算¹⁴⁾があり、この結果でも H-1 は実験値よりも 30~40% 高くなっている。ただし、ローハルの付加質量係数のとり方でかなり結果が異なることが示されている。

全体解析による計算値がいずれも実験値を十分説明し

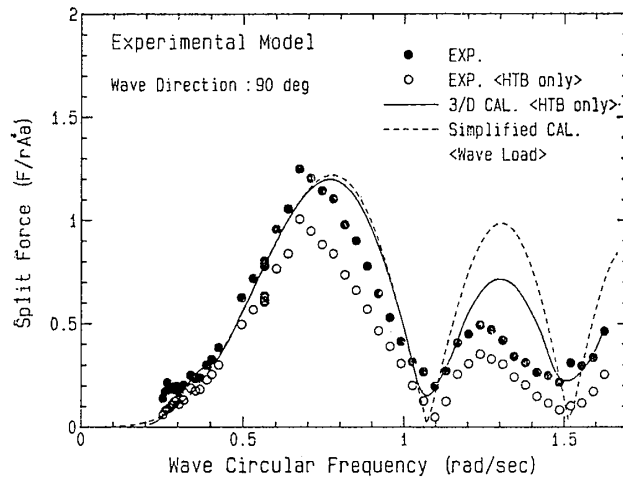


Fig. 11 Split force and total axial force of horizontal transverse braces (comparison of experiments, 3/D calculations and simplified calculations)

えないので、最後に、本節に示した簡易荷重算定法により検討を加えた。H-1の軸力はほとんど横方向スプリット力から入り、そのスプリット力にはコラムに加わる波力が無視できない大きさであることから、5.3に示したようにコラムの付加質量係数も慎重に決定する必要がある。個々の部材内力を足し合わせて全体的な荷重で見たグラフが Fig. 11 であり、応答である水平横ブレースの軸力の総和と外荷重であるスプリット力とを比較したものである。実験値は水平横ブレースの軸力の総和のみ（白丸）とさらにデッキトランス、鉛直斜めブレース、水平斜めブレースのすべての寄与を考慮したもの（黒丸）とを表示してあるが、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、全体解析結果の水平横ブレース軸力の総和が簡易波力算定によるスプリット力とほとんど等しく、白丸の実験値とそれほど変わらない結果となっている。このことは計算値も全体的な荷重レベルで見れば比較的良く実験値を抑えることができることを意味する。したがって、H-1の軸力評価で今後検討すべきものを挙げるとすれば、コラム、ローハルに加わる波力の実験的検証、スプリット力から水平横ブレース軸力への力の流れ方の実験的検証などであろう。

6 結 論

典型的な半潜水式海洋構造物について行った詳細な波浪応答実験を中心として、全体応答解析および簡易波力計算による考察を行った結果、この種の半潜水式海洋構造物の波浪応答特性について以下の点を指摘できる。

- (1) 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) 構造部材の内力応答は、線形全体骨組解析によりほぼ推定できる。本論に示された実験の範囲において

は、内力応答に波高非線形性および係留の影響はほとんど見られなかった。

- (3) 内力応答の推定精度は、波力の推定精度、特に、コラムおよびローハルの質量力係数にまず1次的に依存するため、これらの推定精度に十分注意を払う必要がある。

- (4) コラムに加わる波力は、ローハルに加わる波力と比べて必ずしも小さくない。水平横ブレースの軸力を支配する水平横方向のスプリット力や、水平斜めブレースの軸力に大きく作用する水平面内の縦方向ラッキング力については、コラムに加わる波力の推定精度がローハルと同程度に重要である。一方、鉛直面内のせん断力や振りモーメントによる変形モードでは、ローハルに加わる波力が支配的である。

- (5) デッキの振り剛性は鉛直面内横方向斜めブレースやデッキ横方向部材の軸力にかなり影響を及ぼす他、水平斜めブレースにも影響する。ローハルの曲げ剛性は、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。

- (6) 水平横方向のスプリット力は、流体質量力のみを考慮した簡易算定法により、最大値をほぼ推定できる。

- (7) 水平横方向のスプリット力と水平横ブレースの軸力の最大値は、3次元全体骨組計算や簡易波力計算によれば、横波中で波長がローハル中心間距離のほぼ2倍のところで与えられるが、実験結果では、それよりも少し波長の長いところにある。

- (8) 全般に、ブレース軸力の最大値は、波向のいかんによらず、波長が全幅からローハル対角線長さ程度の範囲で生ずることが実験的にも確認された。

- (9) 実験的に低周波数領域で高次応答が検出されたが、その大きさは、最大応答と比較すると無視しう程度である。

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。また、ローハル、コラムの流体力係数の計算には日本海事協会技術研究所日笠則明技師、運輸省船舶技術研究所影本浩氏に御協力願いました。ここに改めて御協力下された方々に深く感謝致します。

参考文献

- 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 Submersible 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 Swamidass, 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).
- 15) 日本造船学会海洋工学委員会構造分科会: 半潜式海洋構造物の骨組応力簡易推定法, 第7回海洋工学シンポジウム, 日本造船学会 (1984).
- 16) 佐尾邦久: 軸対称物体の左右揺および横揺, 日本造船学会論文集, 第140号 (1976).
- 17) 増田光一, 加藤 渉: 有限要素法による軸対称物体に働く流体力の研究, 日本建築学会関東支部研究報告集 (1977).
- 18) 柏原正紀: 半没水柱状体の左右揺流体力係数に関する実験的研究, 東京大学船舶工学科修士論文 (1977).
- 19) Det norske Veritas: Rules for Classification of Mobile Offshore Units, Part 3, Ch.1, Sec.4 "Design Loads" (1982).
- 20) Det norske Veritas: Strength Analysis of Main Structures of Column Stabilized Units. (Semisubmersible Platforms), Classification Notes, Note No.31.4 (1985).