

浮体構造物の定点保持に関する研究

古川, 芳孝
九州大学工学研究科造船学専攻

<https://doi.org/10.11501/3070045>

出版情報 : 九州大学, 1993, 博士 (工学), 課程博士
バージョン :
権利関係 :

浮体構造物の定点保持に関する研究

古 川 芳 孝

①

浮体構造物の定点保持に関する研究

平成 5 年 2 月

古 川 芳 孝

目 次

第 1 章 緒 論	1
第 2 章 浮体構造物の運動	9
2.1 緒言	9
2.2 外乱として作用する潮流, 風および波浪の影響	10
2.2.1 潮流の影響	11
2.2.2 風の影響	13
2.2.3 波浪の影響	15
2.3 浮体構造物の運動方程式	18
2.4 結言	20
第 3 章 最適レギュレータを適用した定点保持のための制御系	21
3.1 緒言	21
3.2 運動方程式の線形化ならびに離散化	23
3.3 最適レギュレータ問題	29
3.4 浮体構造物の定点保持のシミュレーション計算例および考察	31
3.5 結言	39
第 4 章 スラスタが発生する制御力の推定	40
4.1 緒言	40
4.2 スラスタが噴出する噴流の径路の推定	42
4.3 Jetを有する流場において浮体構造物のローハルに作用する流 体力	45
4.4 スラスタが発生する制御力の数値計算例および考察	51
4.5 結言	61
第 5 章 制御性能に影響を与える要素	62
5.1 緒言	62
5.2 スラスタの形式およびその配置が制御性能に与える影響	64

5.3	非定常な外乱が制御性能に与える影響	73
5.3.1	変動風の影響下における浮体構造物の運動のシミュレーション計算例および考察	73
5.3.2	潮流の流速が変化する場合の浮体構造物の運動のシミュレーション計算例および考察	78
5.4	スラスターの応答の遅れが制御性能に与える影響	82
5.4.1	応答の遅れを考慮するためのスラスターのモデル化	82
5.4.2	スラスターの応答の遅れを考慮した場合の浮体構造物の運動のシミュレーション計算例および考察	84
5.5	前進速度影響によるスラスターの制御力減少が制御性能に与える影響	92
5.6	結言	96
第 6 章	結 論	98
	謝 辞	102
	記号一覧	103
	参考文献	110

第1章 緒論

海洋空間の有効利用をはかるために、海上空港や洋上原油備蓄タンク等の様々な海洋構造物の計画、建設が行なわれている。また、1970年代のオイルショック以降、エネルギー源として重要な地位を占める石油資源を確保するために海底油田の掘削の重要性が高まり、海底油田掘削のために多くの海洋構造物が建造され、稼働している。

海底油田掘削のための海洋構造物は、その構造によって Fig.1-1 (a) に示すような固定プラットフォーム型と Fig.1-1 (b) ~ (d) に示すような移動型の二つに大きく分類される [1]。固定プラットフォーム型は、海底に打ち込んだパイルの上にプラットフォームを設置して海底油田の掘削を行なう形式の構造物であり、比較的水深の浅い海域を対象として稼働する。これに対して、移動型の海洋構造物は掘削装置を搭載し、作業海域まで曳航され、または自航して移動した後、海底油田の掘削を行なうものであり、海底着底型、甲板昇降型、船舶型、半潜水型等の種類がある [2]。Fig.1-1 (b),(c) に示した海底着底型と甲板昇降型はその構造上適用可能な水深に限度があるため、固定プラットフォーム型と同様

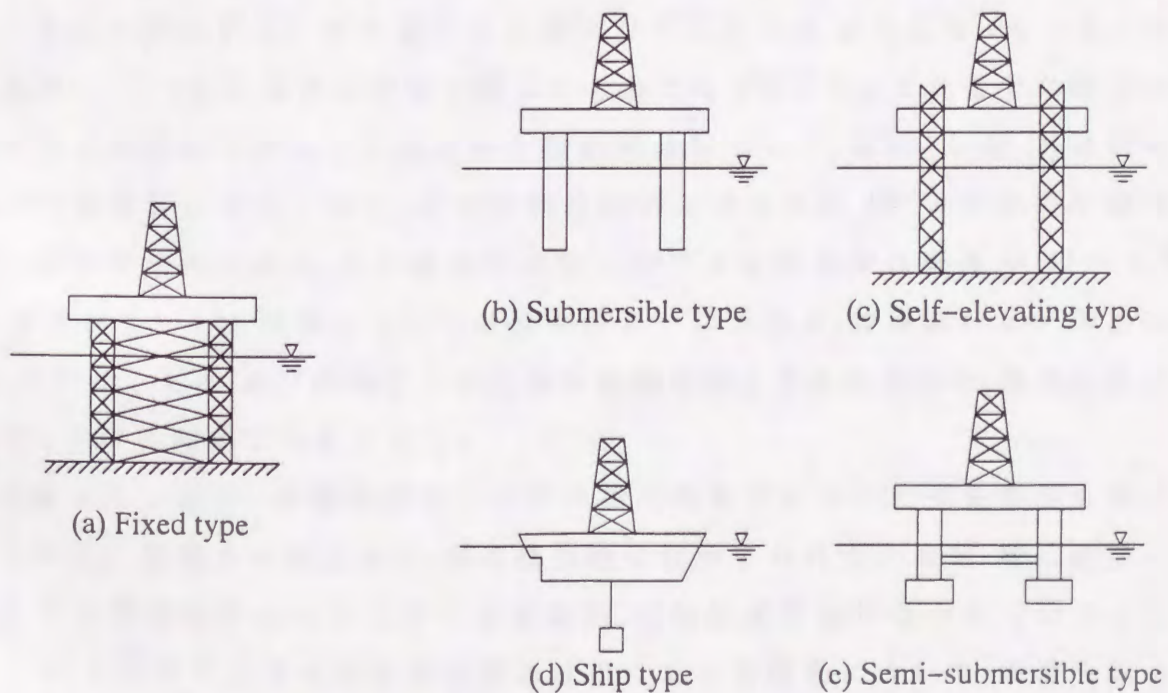


Fig.1-1 Types of offshore platform

に比較的水深の浅い海域において使用される。Fig.1-1 (d) に示した船舶型は先の二つの型よりも水深の深い海域における稼働に適しているが、潮流や風、波浪等の外乱の影響を受けやすいため、作業海域の海象・気象条件によりその稼働率が大きく左右される。従って、船舶型よりも動揺が小さく、さらに深水域においても稼働可能な海洋構造物として、Fig.1-1 (e) に示したような半潜水型の浮体構造物が考案された。半潜水型の浮体構造物は 1962 年に初めて建造され、我が国では 1965 年に Sedco 135 型が初めて実用化された。その後、浮体構造物の構造は Fig.1-2 に示すような変遷をたどっている。即ち、浮体構造物が最初に考案されてから Fig.1-2 (a) のような複数のフーティングを組み合わせた型、Fig.1-2 (b) のような四つのローハルを組み合わせた型、Fig.1-2 (c) のような 2 ローハル型と呼ばれる二つのローハルを組み合わせた型等が建造されたが、次第に推進抵抗が小さい 2 ローハル型の浮体構造物が多く建造されるようになった。

浮体構造物は特定の海域において長期間にわたって稼働し、船舶のように荒天避航ができないため、その設計段階において稼働海域の海象・気象条件から設定される設計条件を十分に考慮しなければならない。近年、浮体構造物の稼働範囲はメキシコ湾等においては水深の深い海域へと広がっており、また北海やアラスカ湾等では一年を通しての掘削が行なわれるようになっている。それに伴い、その設計条件はかなり厳しいものとなっている。これまでに建造された浮体構造物に対して設定された設計条件について、高橋・佐尾 [3] は例を挙げて具体的に示しており、北海を稼働海域とする全長 100 m 前後の半潜水型の浮体構造物の場合、その掘削作業時における設計条件は風速が 30 ~ 100 kt, 潮流が 2 ~ 3 kt, 波浪については波高が 3 ~ 15 m 程度, 波周期が 6 ~ 20 秒となっている。また、瀬戸内海や日本沿海を稼働海域とする場合には、潮流の条件は 4 ~ 8 kt と極めて大きくなる。

さまざまな海象・気象条件の下で浮体構造物を定められた作業条件を満足するように稼働させるために、浮体構造物に作用する外力の推定、特に波浪中における運動特性について多くの実験的、理論的研究が行なわれている。田才ら [4] は双胴型半没水作業船の規則波中における運動について、水槽実験と Strip 法に基づく近似計算との比較を行なっている。Hooft [5] は水面下の構造

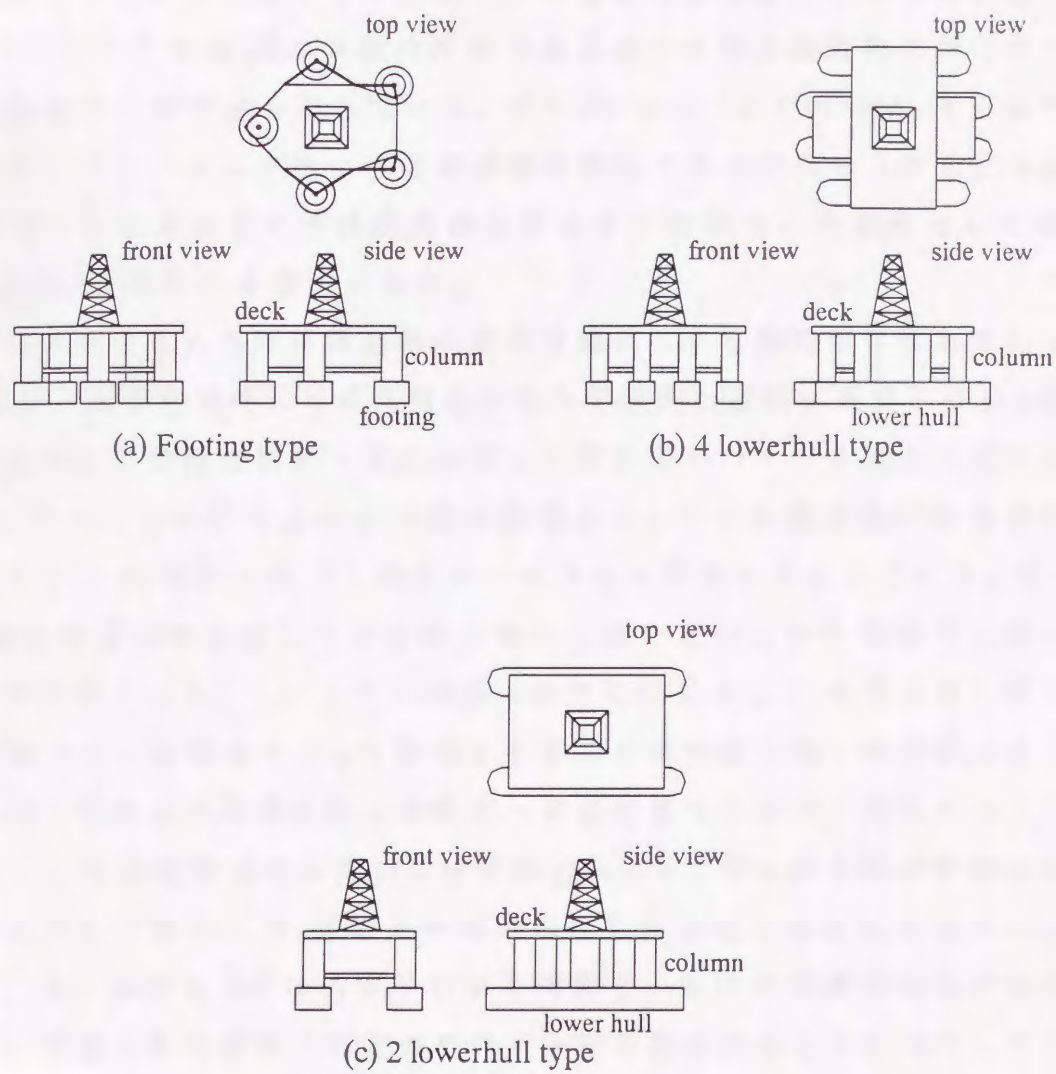


Fig.1-2 Historical transformations of the structure of offshore platform

物を球・円柱等の付加質量および減衰係数が既知である要素に分割して、半潜水型の浮体構造物の運動を推定する方法を示しているが、各要素間の干渉については考慮されていない。大楠 [6], 大楠・高木 [7] は浮体構造物の二つのローハル間に作用する干渉力を考慮に入れた運動の推定法について検討を行なっている。さらに大楠 [8] は多数の浮体で支持された浮体構造物に作用する波による流体力の推定法も示している。また、ローハルやコラム、さらにそれらをつなぐブレーシング等の浮体構造物を構成する部材間の3次元的な流体力学的な干渉を考慮した浮体構造物に作用する流体力の計算法としては、杉浦 [9], 高木ら [10] による方法がある。

以上の研究は主として浮体構造物の動揺問題について検討がなされているが、海底油田の掘削作業時には浮体構造物の水平面内の運動が重要となる。海底油田の掘削は浮体構造物の下方に伸ばした掘削用のパイプを通して行なわれるが、外乱として作用する潮流や風の影響によって浮体構造物が作業位置から流されると、掘削用パイプに曲げモーメントが作用することになる。従って、水平面内の運動を抑制して浮体構造物の位置を定められた範囲内に保持することが必要となる。このような問題に対する対策として、水深が浅い場合には係留索あるいは錨鎖によって係留する方法が適用される。係留索による張力の影響を受ける浮体構造物の運動については多くの研究が行なわれており、高木ら [11] は非定常な力あるいは波漂流力によって浮体構造物が平衡点から大きくはずれた場合には、係留索の張力の非線形影響が非常に大きいことを示している。経塚ら [12] は係留索の固有周期と入射波の周期の組み合わせによっては、係留された浮体の左右揺れに不安定現象が生じることを示しており、また、新井ら [13] は不規則波中において係留された浮体構造物の運動について検討を行なっている。さらに、外乱として潮流や風、波浪等の影響を受ける半潜水型の浮体構造物の運動の模型実験および計算方法については、松浦ら [14], 竹沢ら [15], [16] の研究がある。

しかしながら、近年、海底油田の掘削の対象となる海域はますます深海へと及んでおり、最近では稼働水深が 1000 ~ 3000 m 程度の半潜水型の浮体構造物が建造されるようになっている [17] [18]。ところが水深が 500 m 程度より深くなると、錨鎖が自重に耐えられなくなる等の理由により、係留索あるいは錨鎖

によって係留する方法は技術的, 経済的に困難となる。従って, このような深水域においては, 浮体構造物の位置を作業海域の定められた場所に保持する定点保持のための新しい手段として, Dynamic Positioning System (DPS) が採用されることが多くなっている。DPSとは外乱として作用する潮流, 風および波浪等の影響によって引き起こされる浮体構造物の設定位置と設定方位からの変位を計測し, 浮体構造物に取り付けられたスラスター等の推進器を制御することによって, 所定の位置に浮体構造物を保持させるためのシステムである。DPSは制御に必要な情報を得るための位置検出装置, 位置保持のための制御力を発生する推進装置, および推進装置の制御を行なう制御装置の三つの要素より構成される。浮体構造物の稼働時の設定位置からの変位の許容限界は通常水深の5%程度とされ, DPSのための位置検出装置は高い精度が要求される。現在用いられている装置としては, 定められた位置との相対的な位置を精度良く検出する超音波式の位置検出装置であるビーコン発信機あるいはトランスポンダがある [19]。また, 超音波式の位置検出装置に対するバックアップ用の装置として, 機械式のトートワイヤの角度から位置を知る方法も用いられている [20]。

浮体構造物の DPS に関する研究は, 浮体構造物の係留に関する研究と比較するとこれまでそれほど数多くは行なわれてはいないが, 松井・杉浦 [21] は任意の数のフーティングを同一円周上に等間隔に配置した半潜水型の浮体構造物に対して, 推力の方向を任意の方向に向けることが可能な首振り型のスラスターを装備した場合について, 単純な数学モデルを設定することによりその位置制御について検討を行なっている。Tamehiro・Kasai [22], 葛西ら [19] は模型実験によって浮体構造物に作用する流体力の特性を調査し, これらの特性を考慮して, 外乱として潮流, 風および波浪が作用している場合の浮体構造物の運動のシミュレーション計算ならびに模型実験を行なっている。また, 末光・松本 [23] は拘束模型試験で計測した流体力を用いて, 水平面内の運動を予測する方法を提案し, スラスターの操作に対する閉ループ系周波数応答特性の予測結果と模型実験の結果との比較より, DPSによる定点保持運動の予測に有効であることを示しており, さらに, 松本ら [24] は DPS の基本設計のための設計法を提案している。以上の研究においては, 浮体構造物の運動を制御するた

めの制御力を求める方法として、いずれも古典制御理論の Proportional Integral Derivative (PID) 制御を用いている。しかしながら、浮体構造物の運動は 6 自由度であり、これらの運動は互いに連成している。その中でもサージング、スウェーイング、ヨーイングの水平面内の運動によって生じる設定位置や方位からの変位を小さくすることが定点保持を行なう上で重要であると考えられる。従って、サージング、スウェーイング、ヨーイングの運動の連成による影響を考慮するために、多入力多出力系として取り扱うことが必要になると考えられる。

また、DPS において制御力を発生するスラスターの出力の設定に対しては、横町 [25] が外乱として作用する潮流と風の影響下において、調査船の定点保持を行なうために必要なサイドスラスターの所用出力を簡便なチャートとして示している。しかしながら、スラスターから噴出される噴流と浮体構造物のローハルとの間に流体力学的な干渉が生じ、浮体構造物に装備されたスラスターが発生する制御力はその影響を受けることが考えられる。定点保持のための制御系の設計段階においては、このようなスラスターが発生する制御力に対して浮体構造物の運動が与える影響を考慮して、十分な制御力が常に得られるようにスラスターの出力を決定することが重要である。従って、スラスターが発生する制御力に対する浮体構造物の運動の影響について検討を行なうことが極めて必要となる。

スラスターが発生する制御力に対する動的な影響については、通常の排水量型の船舶に対してはいくつか研究がなされているが、浮体構造物を対象とした検討はほとんどない。浮体構造物に装備されたスラスターに関しては、Nienhuis [26] がスラスターが発生する流れと浮体との干渉について研究を行なっているが、前進速度の影響については考慮されていない。船舶に装備されたスラスターが発生する制御力については、岡本・玉井 [27]、貴島・井上 [28] が船舶の前進速度が増加するに伴ってその制御力が減少することを模型実験によって示している。従って、DPS におけるスラスターの出力の決定に際して、このようなスラスターが発生する制御力に対する動的な影響を考慮する必要があると考えられる。また、スラスターの形式やその配置、あるいはスラスターが作動し始めてから実際に制御力を発生するまでに生じる応答の遅れも、制御系の定点保持性能に対して大きな影響を与えるものと考えられるが、この

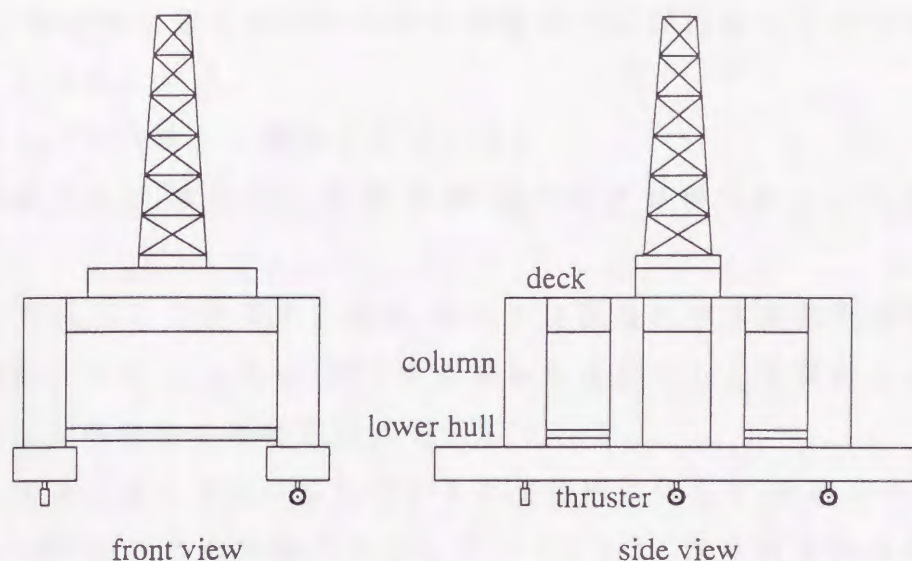


Fig.1-3 Geometry of the offshore platform for investigation

Table 1-1 Principal particulars of the offshore platform for investigation

Length	115.0 m
Breadth	75.0 m
Draft	20.0 m
Height (main deck)	38.0 m
Displacement	35000.0 ton
Column number	4

ような影響を検討した研究はほとんどみられない。

そこで、本論文においては Fig.1-3 および Table 1-1 に示す石油掘削用の 2 ロワーハル型の半潜水型の浮体構造物を対象として、浮体構造物の定点保持を行なうために使用される DPS の制御系について検討を行なう。Fig.1-3 に示すように、検討の対象とする浮体構造物はそのローワーハルの下部に推力の方向を固定した方向固定型のスラスタを 6 基、あるいはスラスタの方向を 360° 旋回することが可能であり、任意の方向に推力を発生できる首振り型のスラスタを 4 基装備してしているものとする。このような浮体構造物を対象として、制御方法、制御力を発生するスラスタの形式やその配置、スラスタの性能に影響を与える浮体構造物の前進速度、スラスタの応答の遅れ等の影

響を考慮して、浮体構造物の定点保持を効率良く行なうための DPS の制御系を提案し、浮体構造物の定点保持のための制御系の設計に際して一つの指針を与えることを目的とする。

本論文は次の六つの章から構成されている。

第 1 章は緒論であり、本研究の背景、概要、目的および構成について述べている。

第 2 章では、外乱として作用する潮流、風および波浪が浮体構造物の運動に及ぼす影響を明らかにし、さらに、DPS の制御系を設計する上で基礎となる外乱下における浮体構造物の運動方程式を示している。

第 3 章では、従来主として用いられている PID 制御に代えて、最適レギュレータを適用した DPS のための制御系を示している。また、浮体構造物の定点保持運動のシミュレーション計算を行なうことにより、PID 制御と最適レギュレータ制御を適用した場合の定点保持性能の比較を行なっている。

第 4 章では、DPS の制御系の定点保持性能に対して影響を与えると考えられるスラスタが発生する制御力を理論的に推定する方法を示し、浮体構造物の運動がスラスタの発生する制御力へ及ぼす影響について検討を行なっている。

第 5 章では、制御力を発生するスラスタの形式や配置、非定常な外乱、スラスタの応答の遅れ、スラスタが発生する制御力への前進速度影響等が制御系の定点保持性能に与える影響について検討を行ない、効率良く定点保持を行なうための方法を提案している。

第 6 章は本研究で得られた結果のまとめと結論を示している。

第2章 浮体構造物の運動

2.1 緒言

洋上に浮かんで石油掘削作業等を行なう半潜水型の浮体構造物は、外乱として作用する潮流や風および波浪の影響を受け、サージング、スウェイング、ヒーピング、ローリング、ピッチング、ヨーイングの6自由度の運動を行なう。その結果、作業海域として定められた位置や設定方位からの変位を生じる。従って、定点保持を行なうためのDPSの制御系を設計するに際しては、まず浮体構造物に作用して以上のような運動を誘起する原因となる外乱の特性を正確に知る必要がある。

本章においては Fig.1-3 に示した石油掘削用の2ローハル型の半潜水型の浮体構造物を対象として、浮体構造物に作用する外乱の特性について検討を行ない、浮体構造物の運動へ与える影響を明らかにする。また、定点保持のためのDPSの制御系設計の基礎となる、外乱下における浮体構造物の運動方程式を示している。

第2節においては、外乱として作用する潮流、風および波浪が浮体構造物の運動に与える影響を示している。

第3節においては、第2節で明らかにした外乱の影響を踏まえて、定点保持のためのDPSの制御系設計のための基礎となる、外乱下における浮体構造物の運動方程式を示している。

第4節は本章で得られた結果をまとめている。

2.2 外乱として作用する潮流, 風および波浪の影響

Fig.2-1 に示す座標系において, 外乱の影響下における浮体構造物の運動を考える。Fig.2-1 において, 点線で示した四角形は浮体構造物のデッキ, その左右の実線で囲んだ部分がローハルを表わすものとする。定点保持を行なう際に制御力を発生するスラスタは, Fig.1-3 に示したようにローハルの下部に取り付けられているものとする。ここで, $o_0 - x_0 y_0 z_0$ は空間固定座標系, $o - xyz$ は浮体構造物の重心位置に固定した座標系であり, x 軸は浮体構造物の前進方向を正, y 軸は浮体構造物の右舷方向を正とし, z_0 軸, z 軸はそれぞれ鉛直下向きとして右手系とする。浮体構造物の速度は V とし, その x, y 軸方向成分を u, v , 回頭角速度を r , 回頭角を ψ とする。また, 外乱として作用する潮流の絶対流速を V_C , 潮流が x_0 軸となす角度を絶対流向 α , 浮体構造物に対する流入角を μ_C とする。風については絶対風速を V_W , 風が x_0 軸となす角度を絶対風向 ν とする。波浪については, 浮体構造物に対する入射波の方向を μ とする。

浮体構造物の定点保持においては, 水平面内における設定位置と設定方位を保持することが重要である。これらの変位は主としてサージング, スウェイ

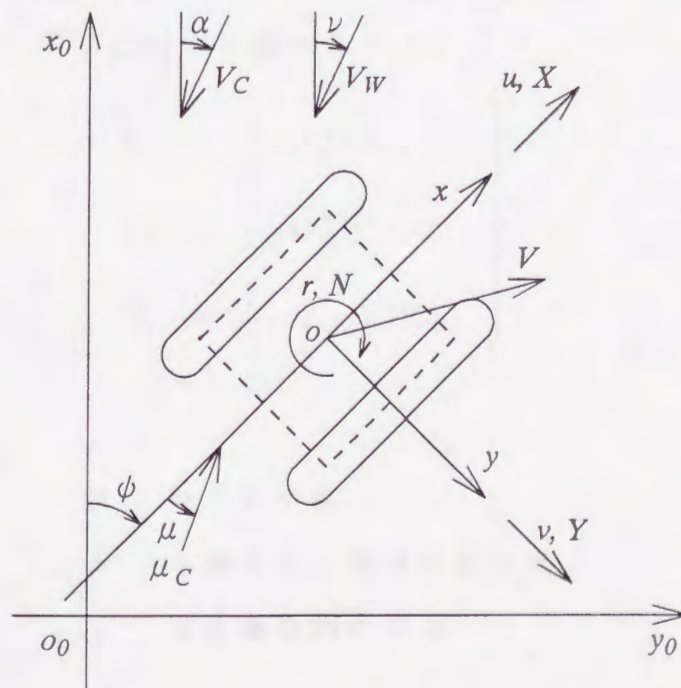


Fig.2-1 Coordinate systems

ング,ヨーイングといった浮体構造物の水平面内の運動によって生じ,ヒービング,ピッチング,ローリングの各運動によって生じる水平面内の変位は比較的小さいものと考えられる。従って,外乱として作用する潮流,風および波浪が浮体構造物の水平面内の運動に対して与える影響について検討を行なう。

2.2.1 潮流の影響

潮流は海域によりその流速および流向が大きく異なるため,浮体構造物の設計段階においては,稼働対象となる海域における潮流の状態を知ることが重要である。潮流の影響下において浮体構造物が稼働する場合には,浮体構造物には潮流の方向に流されるような漂流力が定常的に作用し,作業海域として定められた位置からの変位および設定方位からのずれを生じることになる。北海やアラスカ湾等を稼働海域とする浮体構造物の場合,設計段階において設定される潮流の流速は最大3kt程度と大きいため,定点保持を考える上で外乱として作用する潮流による漂流力の影響はかなり大きいものと考えられる。従って,外乱として作用する潮流の影響を正確に推定することが重要となる。

潮流の影響による定常的な漂流力の x, y 軸方向成分 X_C, Y_C および z 軸まわりのモーメント N_C は,通常,漂流力係数 C_{CX}, C_{CY} ならびにモーメント係数 C_{CN} を用いて,次のような式で近似的に表わされる。

$$\left. \begin{aligned} X_C &= \frac{1}{2} \rho A V_C^2 C_{CX} \\ Y_C &= \frac{1}{2} \rho A V_C^2 C_{CY} \\ N_C &= \frac{1}{2} \rho A L_{OA} V_C^2 C_{CN} \end{aligned} \right\} \quad (2.1)$$

ここで,

ρ : 海水の密度

A : 水面下の正面の投影面積

L_{OA} : 浮体構造物の全長

$V_C^*(u_C^*, v_C^*)$ は対水速度, α^* は対水偏角であり, それぞれ次式のように表わせる。

$$\left. \begin{aligned} V_C^* &= \sqrt{u_C^{*2} + v_C^{*2}} \\ u_C^* &= u + V_C \cos(\psi - \alpha) \\ v_C^* &= v - V_C \sin(\psi - \alpha) \\ \alpha^* &= \tan^{-1} \left(\frac{u_C^*}{v_C^*} \right) \end{aligned} \right\} \quad (2.2)$$

C_{CX}, C_{CY}, C_{CN} を求める方法としては, 浮体構造物を構成する部材を抗力係数が既知である要素に分割して近似的に計算する方法があるが, その場合には浮体構造物を構成する部材間の3次元的な干渉力を考慮することは極めて困難である。また, 浮体構造物は稼働対象となる海域の海象・気象条件, あるいはその作業の目的に対して最適になるように設計され, その構造および形状は各浮体構造物ごとに異なるため, 潮流の影響によって浮体構造物に作用する流体

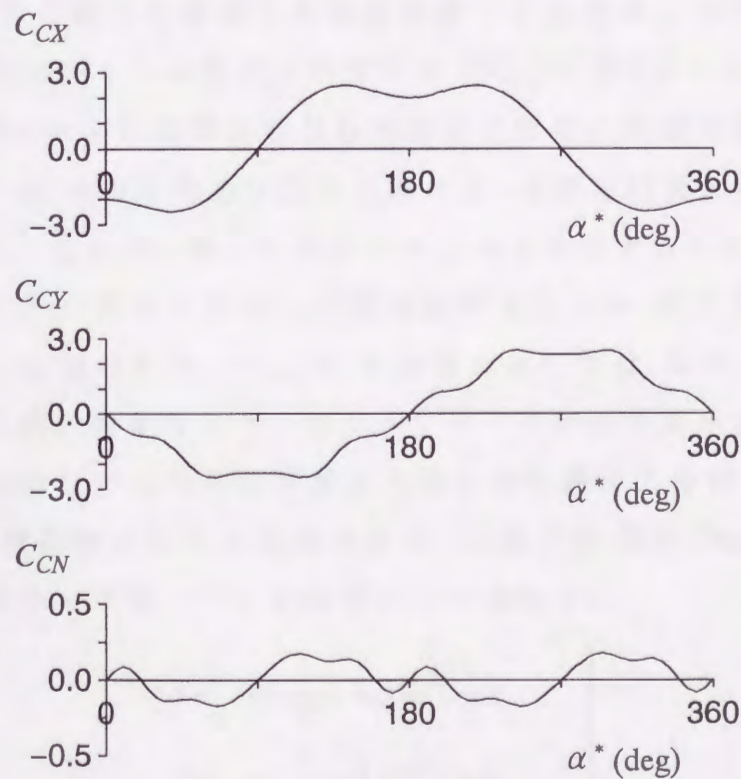


Fig.2-2 Force and moment coefficients for current

力の特性もその構造物特有なものになると考えられる。以上より、浮体構造物に作用する潮流による漂流力を正確に推定するには、水槽において浮体構造物の模型を任意の角度に設置して曳航し、その抵抗を計測して C_{CX}, C_{CY}, C_{CN} を求める方法が有用である。従って、本論文においては、文献 [29] において本論文で制御系の設計対象としている 2 ロワーハル型の半潜水型浮体構造物の模型に対して行なわれた水槽における曳航実験から得られた C_{CX}, C_{CY}, C_{CN} を用いるものとした。また、その値を Fig.2-2 に示す。

2.2.2 風の影響

石油掘削用の浮体構造物はローワーハルとデッキをつなぐコラムが水面上に露出しており、さらにデッキ上には石油掘削のための設備を装備しているため、その風圧面積はかなり大きくなる。風圧力はその風圧面積に比例して大きくなるため、外乱として作用する風圧力による影響も潮流による漂流力と同様に、定点保持を考える上で無視できないものと思われる。

風圧力に関しては、各国船級協会や政府機関がその推定計算法を示しているが、浮体構造物の模型を使用した風洞実験による結果とやや異なる結果となるという報告がいくつか発表されている [30], [31], [32]。この原因としては、浮体構造物のデッキ上に設置された石油掘削のための設備の形状やその配置が複雑であるため、その流体力学的な干渉によって推定結果との間に差を生じているものと考えられる。従って、風圧力を正確に推定するためには、浮体構造物の水面上の構造の模型を使用して風洞試験を行ない、風圧力を測定する方法が有用であると思われる。そこで、本論文においては、文献 [29] において本論文で制御系の設計対象としている 2 ロワーハル型の半潜水型の浮体構造物の模型に対して行なわれた風洞試験より得られた風圧力係数 C_{WX}, C_{WY}, C_{WN} を用いて、浮体構造物に作用する風圧力の x, y 軸方向成分 X_W, Y_W ならびに z 軸まわりの風圧モーメント N_W を次のように表わす。

$$\left. \begin{aligned} X_W &= \frac{1}{2} \rho_a A_a V_W^{*2} C_{WX} \\ Y_W &= \frac{1}{2} \rho_a A_a V_W^{*2} C_{WY} \\ N_W &= \frac{1}{2} \rho_a A_a L_{OA} V_W^{*2} C_{WN} \end{aligned} \right\} \quad (2.3)$$

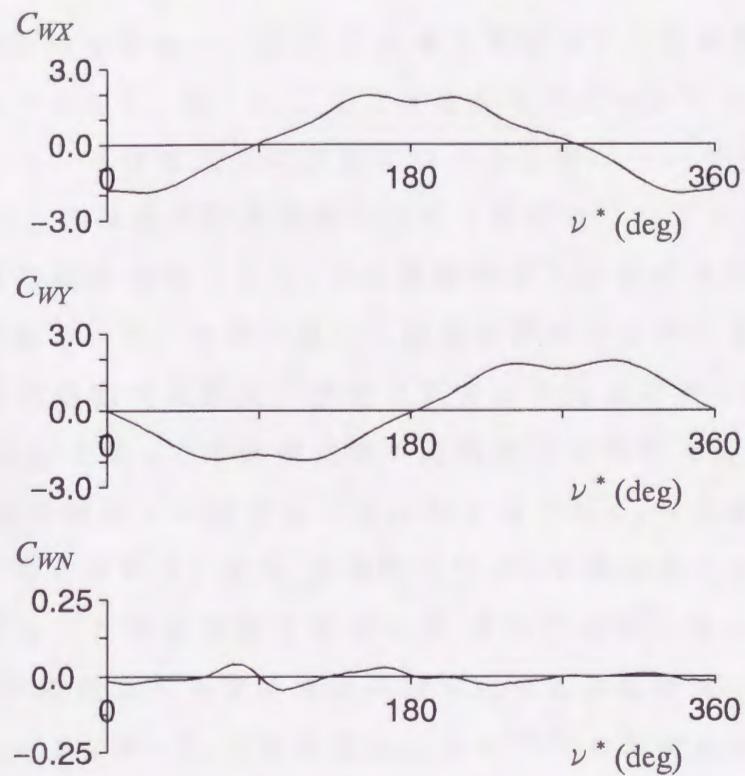


Fig.2-3 Force and moment coefficients for wind

ここで,

ρ_a : 空気の密度

A_a : 水面上の正面の投影面積

$V_W^*(u_W^*, v_W^*)$ は相対風速, ν^* は相対風向であり, それぞれ次式のように表わせる。

$$\left. \begin{aligned} V_W^* &= \sqrt{u_W^{*2} + v_W^{*2}} \\ u_W^* &= u + V_W \cos(\psi - \nu) \\ v_W^* &= v - V_W \sin(\psi - \nu) \\ \nu^* &= \tan^{-1} \left(\frac{u_W^*}{v_W^*} \right) \end{aligned} \right\} (2.4)$$

また, C_{WX}, C_{WY}, C_{WN} の値を Fig.2-3 に示す。

2.2.3 波浪の影響

波浪外力は周期的な強制力の成分,いわゆる波強制力と定常的に作用する漂流力の成分に分けられる。従って,ここでは波浪外力については,この二つの成分に対してそれぞれ浮体構造物の運動に与える影響について検討を行なう。

まず,波強制力が浮体構造物の運動に与える影響について検討を行なう。波強制力が浮体構造物に作用すると,浮体構造物は入射波の周期に対応した周期的な運動を誘起される。比較的厳しい稼働条件が要求される北海等を稼働海域とする浮体構造物の設計時に想定される波の周期は最大約 20 秒程度であるが,一般の船舶と違って浮体構造物の運動の固有周期は長く通常 20 秒以上であるため,波の周期と同調することはほとんどなく,その影響による運動も小さいものと考えられる。また,波強制力によって誘起される運動は主として平衡点を中心とした動揺運動であるので,掘削作業時において波強制力によって生じる設定位置からの変位が定点保持に与える影響はさほど大きくないものと考えられる。従って,定点保持のための DPS の制御系の設計に際しては,波強制力は考慮しないものとする。

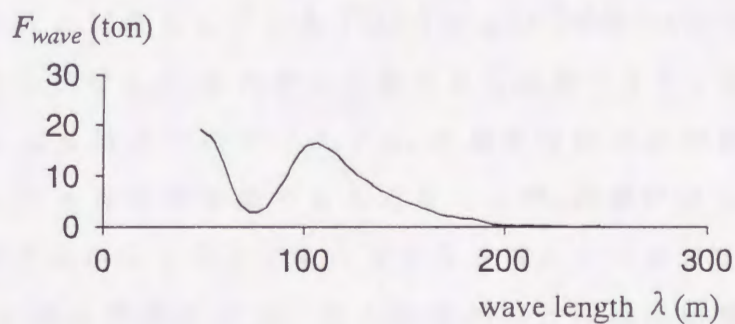
次に,波による漂流力が浮体構造物の運動に与える影響について検討を行なう。波による漂流力は,波浪中において運動する浮体構造物の表面の圧力を積分し,時間平均をとって得られる定常的な力として求められる。波による漂流力については,その推定方法について理論的,実験的研究が多くなされており [33], [34], その大きさは浮体構造物に入射した波が浮体構造物によって反射されて生じる波の波高の 2 乗に比例することが知られている。また,同一浮体構造物であっても,漂流力は入射波の波長によって変化することが知られており,波長が短いほど漂流力は大きくなる。しかしながら,3次元の物体につい

Table 2-1 Principal particulars of the offshore platform in reference [35]

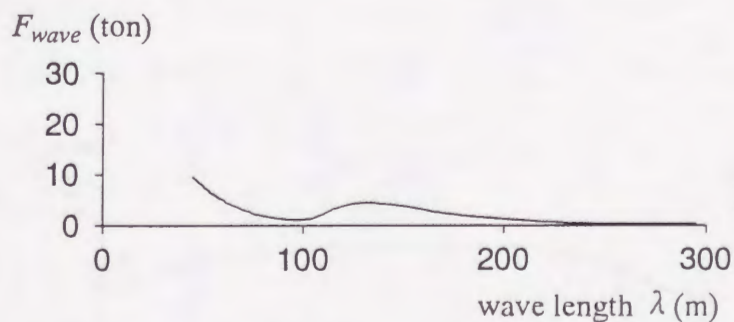
Length	113.0 m
Breadth	68.5 m
Draft	22.0 m
Displacement	26104.0 ton
Column number	4

て波による漂流力を理論的に実用的な精度で推定することは困難である。このような背景の下で、朝長・畠中 [35] は Table 2-1 に示す半潜水型の浮体構造物の模型について波による漂流力の計測を行ない、実機に換算した漂流力の値を示し、同時に潮流による漂流力も示している。Fig.2-4 (a), (b) に浮体構造物に対して真横 ($\mu = 90^\circ$) および正面 ($\mu = 180^\circ$) から波高 3 m の波が入射している場合の漂流力 F_{wave} を示す。この図によると、横波については波長 λ が浮体構造物の全長とほぼ等しくなる $\lambda = 100$ m と全長の約半分の $\lambda = 50$ m 付近で漂流力は最大となり約 20 ton となっている。また、正面からの波については $\lambda = 50$ m 付近で漂流力は最大 10 ton 程度となっている。これに対して、Fig.2-5 には、次式で定義される潮流による漂流力係数 $C_{current}$ を示している。

$$C_{current} = \frac{F_{current}}{\frac{1}{2}\rho\nabla^{2/3}V_C^2} \quad (2.5)$$



(a) $\mu = 90$ (deg)



(b) $\mu = 180$ (deg)

Fig.2-4 Wave drifting force [35]

ただし,

$F_{current}$: 潮流による漂流力

∇ : 排水量

横軸は浮体構造物に対する潮流の流入角 μ_C を示している。この係数を用いて潮流による漂流力を計算すると、潮流の流速が 2 m/sec (約 4 kt) の場合、漂流力がもっとも小さくなる正面からの潮流の場合について、約 180 ton 程度となる。これに対して、波による漂流力については、波長が浮体構造物の全長と同程度でその値が最大となる状態において、横波の場合は約 20 ton 程度、向かい波の場合には約 10 ton 程度である。入射波の波長が浮体構造物の全長よりも長い場合については、漂流力はさらに小さな値となっている。従って、波による漂流力は潮流による漂流力と比較してかなり小さな値である。以上の結果は Table 2-1 に示した半潜水型の浮体構造物に対する計測結果であるが、本論文で制御系の設計の対象としている Fig.1-3 および Table 1-1 に示した浮体構造物と同様な構造形式であり、またその主要目も同程度である。従って、潮流による漂流力と波による漂流力のオーダーは、本論文で検討の対象としている浮体構造物に対してもほぼ同程度であると考えられ、潮流による漂流力に比べて波による漂流力はかなり小さいものであると考えられる。以上より、本論文においては、波による漂流力についても波強制力と同様に影響が極めて小さいものと考えられるため、制御系の設計に際しては考慮しないものとする。

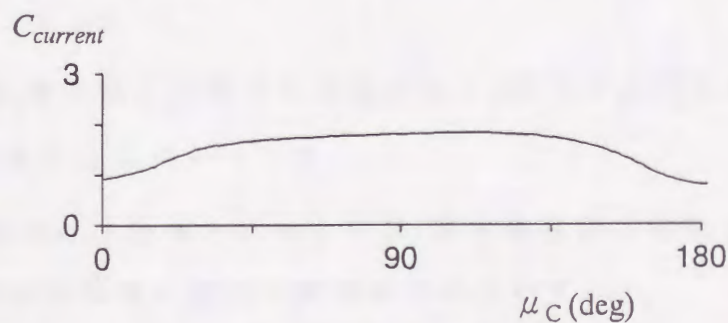


Fig.2-5 Drifting force coefficient for current [35]

2.3 浮体構造物の運動方程式

前節で示したように、定点保持を考える上で考慮すべき外乱として潮流と風による影響を考え、波浪による影響は無視できるものと仮定する。また、浮体構造物の定点保持においては、サージング、スウェイング、ヨーイングの水平面内の運動によって生じる設定位置と設定方位からの変位を修正し、設定された位置と方位を保持することが重要である。この時、浮体構造物のヒーピング、ピッチング、ローリングの各運動によって生じる水平面内の変位は、サージング、スウェイング、ヨーイングといった水平面内の運動によって生じる変位と比較して小さいものと考えられる。従って、浮体構造物は $o_0-x_0y_0$ 平面内を運動するものとし、浮体構造物の運動としてサージング、スウェイング、ヨーイングの水平面内の運動のみを考え、2次元的に取り扱う。以上の仮定の下で、船舶の操縦運動において通常使用される運動方程式に基づいて、浮体構造物の重心回りの運動方程式を次式のように表わす。

$$\left. \begin{aligned} (m+m_x)\dot{u} - (m+m_y)vr - (m_x-m_y)V_C r \sin(\psi-\alpha) &= X \\ (m+m_y)\dot{v} + (m+m_x)ur - (m_y-m_x)V_C r \cos(\psi-\alpha) &= Y \\ (I_{zz}+i_{zz})\dot{r} &= N \end{aligned} \right\} \quad (2.6)$$

ここで、

u, v, r : 浮体構造物の速度の x, y 軸方向成分および重心まわりの回頭角速度

ψ : 浮体構造物の回頭角

m, m_x, m_y : 浮体構造物の質量および x, y 軸方向の付加質量

I_{zz}, i_{zz} : 浮体構造物の z 軸まわりの慣性モーメントおよび付加慣性モーメント

X, Y, N : 浮体構造物に作用する流体力の x, y 軸方向成分および z 軸まわりのモーメント

(2.6) 式の右辺における流体力については、浮体構造物に作用する外力とスラスタが発生する制御力に分けて次のように表わす。

$$\left. \begin{aligned} X &= X_E + \tau_x \\ Y &= Y_E + \tau_y \\ N &= N_E + \tau_z \end{aligned} \right\} \quad (2.7)$$

ここで,

X_E, Y_E, N_E : x, y 軸方向の外力および z 軸まわりの外力によるモーメント

τ_x, τ_y, τ_z : x, y 軸方向の制御力および z 軸まわりの制御力モーメント

さらに, x, y 軸方向の外力および z 軸まわりの外力によるモーメント X_E, Y_E, N_E については, 潮流による漂流力と風圧力の間における流体力学的な干渉力は小さいと考えられるので, 潮流による漂流力と風圧力の各成分に分けて次式のように表わす。

$$\left. \begin{aligned} X_E &= X_C + X_W \\ Y_E &= Y_C + Y_W \\ N_E &= N_C + N_W \end{aligned} \right\} \quad (2.8)$$

ここで, 添字の C, W は潮流, 風の項を表わす。また, その表現はそれぞれ (2.1) 式, (2.3) 式に示したように, 潮流の流速と流向および風の風速および風向の関数として表わし, 運動の変化に対応した任意の状態における外力を考慮できるようにする。

2.4 結言

本章においては、浮体構造物に作用する外乱の特性について検討を行ない、浮体構造物の運動へ与える影響について検討を行なった。その結果、浮体構造物が実際に稼働する場合に作用する外乱としては、潮流、風および波浪が考えられるが、潮流による漂流力の影響が大きく、また浮体構造物は複雑な形状の上部構造を有し風圧面積が大きいため、風による風圧力も考慮する必要があることを明らかにした。これに対して、波浪の影響によって生じる波強制力については、その影響によって誘起される浮体構造物の運動によって生じる設定位置からの水平面内の変位は小さいものと考えられ、また定常力として作用する波による漂流力は潮流による漂流力に比べて小さいため、浮体構造物の定点保持を考える上で影響が小さいものとして無視できることを示した。

さらに、以上の外乱が浮体構造物の運動に与える影響を踏まえて、制御系設計に際して基礎となる外乱下における浮体構造物の運動方程式を示した。

第3章 最適レギュレータを適用した定点保持のための制御系

3.1 緒言

DPSを使用して定点保持を行なうための制御系として、現在は浮体構造物のサージング、スウェイング、ヨーイングの水平面内の運動をそれぞれ独立した1入力1出力系として取り扱う古典制御理論のPID制御が主として適用されている。DPSにPID制御を適用した例としては、松本ら[24]、佐伯・松井[36]の研究がある。しかしながら、実際の浮体構造物の運動はこれらの三つの運動が連成した運動であるため、互いの影響を考慮した多入力多出力系として取り扱う必要がある。このような観点から、Tamehiroら[37]、赤坂ら[38]は最適レギュレータ理論を使って浮体構造物の定点保持のためのPID型の制御系のゲインを決定する方法を示している。また、作業船や特殊船に対する針路保持や定点保持のための制御系として最適レギュレータを適用した研究もいくつか行なわれている。南・小山[39]はdrill shipの定点保持に対して最適レギュレータを適用し、良好な制御性能が得られることを示しており、赤坂ら[40]、磯崎ら[41]はケーブル敷設船の針路保持に対して最適レギュレータを適用し、その有効性を示している。一方、適応制御を適用した研究が飯田[42]によって行なわれている。飯田はDPSの制御系に対して、オンラインで任意の時間における数学モデルのパラメータを決定する適応制御のセルフ・チューニングレギュレータを適用した方法を示し、平水中においてはPID制御と同程度の定点保持性能が期待できることを示しているが、外乱による影響は考慮されていない。また、適応制御の場合、各時間におけるパラメータを推定し制御ゲインを決定するため、外乱や運動状態の変化に応じた制御ができ、運動方程式の流体力係数に関する知識が不要という利点がある反面、システム自体が複雑になるということが考えられる。この他にも制御系としてニューラルネットワークやファジィ制御等の適用が考えられるが、ニューラルネットワークについては学習のためのアルゴリズムによってその制御性能および学習速度が大きく左右され、また入出力の関係が複雑でありモデルの作成に関して自由度が大きいため、かえって最適な制御系の設計が難しくなることが考えられる。ファジィ

制御系に関しては、まず人間の経験や知識に基づく情報を得ることが必要であり、さらにこの情報を推論のアルゴリズムに組み込む過程において試行錯誤が必要なため、制御系の設計が容易ではない。

従って、本章においては前章に示した外乱として作用する潮流と風の影響下にある浮体構造物の運動方程式を基礎として、浮体構造物の定点保持のための制御系に連成運動の影響を考慮するために多入力多出力系の最適レギュレータを適用した制御系を提案する。また、従来主として用いられている PID 制御と比較することによって、その定点保持性能について検討を行なう。

第 2 節においては、最適レギュレータを浮体構造物の定点保持のための制御系に適用するための準備として、第 2 章において示した浮体構造物の運動方程式を線形化ならびに離散化する方法を示している。

第 3 節においては、線形化、離散化を行なった運動方程式に対して最適レギュレータ理論を適用し、最適な制御力を求める方法を示している。

第 4 節においては、本章で示した制御系を適用して浮体構造物の定点保持運動のシミュレーション計算を行ない、従来主として適用されている PID 制御を使用した場合の浮体構造物の運動のシミュレーション計算との比較により、制御系の定点保持性能について検討を行なう。

第 5 節は本章で得られた結果をまとめている。

3.2 運動方程式の線形化ならびに離散化

第2章で示したように、外乱の影響下にある浮体構造物の運動は非線形の運動方程式で表わせるが、制御系の設計に際しては運動方程式を線形化すると同時に離散化する必要がある。定点保持を行なう場合の浮体構造物の運動は設定された位置と方位のまわりにおける微小な運動であると考えられるので、本節においては浮体構造物の運動方程式の線形化を行ない、さらに線形化した運動方程式の離散化を行なう。

(2.6)式で表わされる浮体構造物の運動方程式を $\dot{u}, \dot{v}, \dot{r}$ について解くと次式のようなになる。

$$\left. \begin{aligned} \dot{u} &= \frac{1}{m+m_x} \left\{ (m_x - m_y) V_C r \sin(\psi - \alpha) + (m + m_y) vr + X_E + \tau_x \right\} \\ \dot{v} &= \frac{1}{m+m_y} \left\{ (m_y - m_x) V_C r \cos(\psi - \alpha) - (m + m_x) ur + Y_E + \tau_y \right\} \\ \dot{r} &= \frac{1}{I_{zz} + i_{zz}} \left\{ N_E + \tau_z \right\} \end{aligned} \right\} \quad (3.1)$$

さらに $\dot{x}_0, \dot{y}_0, \dot{\psi}$ と u, v, r, ψ の間には次の関係が成り立つ。

$$\left. \begin{aligned} \dot{x}_0 &= u \cos \psi - v \sin \psi \\ \dot{y}_0 &= v \cos \psi + u \sin \psi \\ \dot{\psi} &= r \end{aligned} \right\} \quad (3.2)$$

以上の (3.1) 式, (3.2) 式をあわせて得られる6元の連立一次微分方程式の線形化を行なう。まず、制御力の項を除いてベクトル表示する。

$$\dot{\vec{x}} = \mathbf{f}(\vec{x}) \quad (3.3)$$

ここで、 \mathbf{f} は $\dot{\vec{x}}$ が \vec{x} の関数として表わせることを示し、 \vec{x} の成分は次のように表わせるものとする。

$$\begin{aligned} \vec{x} &= [x_1, x_2, x_3, x_4, x_5, x_6]^T \\ &= [u, v, r, x_0, y_0, \psi]^T \end{aligned} \quad (3.4)$$

また、外乱の影響下において運動している浮体構造物を、空間固定座標系の原点において定点保持させることを目標として制御を行なうものとし、制御の

目標点を \vec{a} として次のように表わす。

$$\begin{aligned}\vec{a} &= [a_1, a_2, a_3, a_4, a_5, a_6]^T \\ &= [0, 0, 0, 0, 0, 0]^T\end{aligned}\quad (3.5)$$

ここで、制御の目標点からの変位 Δx_i を新しい未知数として導入し、目標点まわりの系の挙動を考える。

$$x_i = a_i + \Delta x_i \quad (i = 1, 2, \dots, 6) \quad (3.6)$$

(3.6) 式を (3.3) 式に代入し、 Δx_i に関して Taylor 展開すると、次の関係式が得られる。

$$\begin{aligned}\Delta \dot{x}_i &\simeq f_i(\vec{a}) + \sum_{j=1}^6 \frac{\partial f_i(\vec{a})}{\partial x_j} \Delta x_j + R_i \\ &= \sum_{j=1}^6 \frac{\partial f_i(\vec{a})}{\partial x_j} \Delta x_j + R_i \\ &= \sum_{j=1}^6 a_{ij} \Delta x_j + R_i \quad (i = 1, 2, \dots, 6)\end{aligned}\quad (3.7)$$

ただし、

$$a_{ij} = \frac{\partial f_i(\vec{a})}{\partial x_j} \quad (3.8)$$

ここで、 R_i は Δx_i に関する 2 次以上の高次の項であり、その影響は小さいと考えられるので、これらを見捨ると Δx_i に関して次のように書くことができる。

$$\Delta \dot{x}_i = \sum_{j=1}^6 a_{ij} \Delta x_j \quad (i = 1, 2, \dots, 6) \quad (3.9)$$

また、制御力を次のようにベクトル表示する。

$$\vec{u} = \left[\frac{\tau_x}{m + m_x}, \frac{\tau_y}{m + m_y}, \frac{\tau_z}{I_{zz} + i_{zz}} \right]^T \quad (3.10)$$

以上の関係を用いると、最終的に制御の目標点のまわりで線形化された浮体構造物の運動方程式は次のように表わされる。

$$\dot{\vec{x}} = \mathbf{A}\vec{x} + \mathbf{B}\vec{u} \quad (3.11)$$

ただし、行列 \mathbf{A} の成分は次式のようになる。

$$\begin{aligned}
 a_{11} &= \frac{1}{m+m_x} \left[2 \{ X_{C0}(\alpha^*) V_C \cos \alpha + X_{W0}(\nu^*) V_W \cos \nu \} \right. \\
 &\quad \left. - \frac{1}{2} \left\{ \rho A V_C \frac{\partial C_{CX}(\alpha^*)}{\partial \alpha^*} \sin \alpha + \rho_a A_a V_W \frac{\partial C_{WX}(\nu^*)}{\partial \nu^*} \sin \nu \right\} \right] \\
 a_{12} &= \frac{1}{m+m_x} \left[2 \{ X_{C0}(\alpha^*) V_C \sin \alpha + X_{W0}(\nu^*) V_W \sin \nu \} \right. \\
 &\quad \left. + \frac{1}{2} \left\{ \rho A V_C \frac{\partial C_{CX}(\alpha^*)}{\partial \alpha^*} \cos \alpha + \rho_a A_a V_W \frac{\partial C_{WX}(\nu^*)}{\partial \nu^*} \cos \nu \right\} \right] \\
 a_{13} &= -\frac{m_x - m_y}{m+m_x} V_C \sin \alpha \\
 a_{14} &= a_{15} = 0 \\
 a_{16} &= -\frac{1}{m+m_x} \left\{ \frac{1}{2} \rho A V_C^2 \frac{\partial C_{CX}(\alpha^*)}{\partial \alpha^*} + \frac{1}{2} \rho_a A_a V_W^2 \frac{\partial C_{WX}(\nu^*)}{\partial \nu^*} \right\} \\
 a_{21} &= \frac{1}{m+m_y} \left[2 \{ Y_{C0}(\alpha^*) V_C \cos \alpha + Y_{W0}(\nu^*) V_W \cos \nu \} \right. \\
 &\quad \left. - \frac{1}{2} \left\{ \rho A V_C \frac{\partial C_{CY}(\alpha^*)}{\partial \alpha^*} \sin \alpha + \rho_a A_a V_W \frac{\partial C_{WY}(\nu^*)}{\partial \nu^*} \sin \nu \right\} \right] \\
 a_{22} &= \frac{1}{m+m_y} \left[2 \{ Y_{C0}(\alpha^*) V_C \sin \alpha + Y_{W0}(\nu^*) V_W \sin \nu \} \right. \\
 &\quad \left. + \frac{1}{2} \left\{ \rho A V_C \frac{\partial C_{CY}(\alpha^*)}{\partial \alpha^*} \cos \alpha + \rho_a A_a V_W \frac{\partial C_{WY}(\nu^*)}{\partial \nu^*} \cos \nu \right\} \right] \\
 a_{23} &= -\frac{m_x - m_y}{m+m_y} V_C \cos \alpha \\
 a_{24} &= a_{25} = 0 \\
 a_{26} &= -\frac{1}{m+m_y} \left\{ \frac{1}{2} \rho A V_C^2 \frac{\partial C_{CY}(\alpha^*)}{\partial \alpha^*} + \frac{1}{2} \rho_a A_a V_W^2 \frac{\partial C_{WY}(\nu^*)}{\partial \nu^*} \right\} \\
 a_{31} &= \frac{1}{I_{zz} + i_{zz}} \left[2 \{ N_{C0}(\alpha^*) V_C \cos \alpha + N_{W0}(\nu^*) V_W \cos \nu \} \right. \\
 &\quad \left. - \frac{1}{2} \left\{ \rho A L_{OA} V_C \frac{\partial C_{CN}(\alpha^*)}{\partial \alpha^*} \sin \alpha + \rho_a A_a L_{OA} V_W \frac{\partial C_{WN}(\nu^*)}{\partial \nu^*} \sin \nu \right\} \right]
 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
a_{32} &= \frac{1}{I_{zz} + i_{zz}} \left[2 \{ N_{C0}(\alpha^*) V_C \sin \alpha + N_{W0}(\nu^*) V_W \sin \nu \} \right. \\
&\quad \left. + \frac{1}{2} \left\{ \rho A L_{OA} V_C \frac{\partial C_{CN}(\alpha^*)}{\partial \alpha^*} \cos \alpha + \rho_a A_a L_{OA} V_W \frac{\partial C_{WN}(\nu^*)}{\partial \nu^*} \cos \nu \right\} \right] \\
a_{33} &= a_{34} = a_{35} = 0 \\
a_{36} &= -\frac{1}{I_{zz} + i_{zz}} \left\{ \frac{1}{2} \rho A L_{OA} V_C^2 \frac{\partial C_{CN}(\alpha^*)}{\partial \alpha^*} + \frac{1}{2} \rho_a A_a L_{OA} V_W^2 \frac{\partial C_{WN}(\nu^*)}{\partial \nu^*} \right\} \\
a_{41} &= 1 \\
a_{42} &= a_{43} = a_{44} = a_{45} = a_{46} = 0 \\
a_{51} &= 0 \\
a_{52} &= 1 \\
a_{53} &= a_{54} = a_{55} = a_{56} = 0 \\
a_{61} &= a_{62} = 0 \\
a_{63} &= 1 \\
a_{64} &= a_{65} = a_{66} = 0
\end{aligned} \tag{3.12}$$

ここで,

$$\left. \begin{aligned}
X_{C0}(\alpha^*) &= \frac{1}{2} \rho A C_{CX}(\alpha^*) \\
Y_{C0}(\alpha^*) &= \frac{1}{2} \rho A C_{CY}(\alpha^*) \\
N_{C0}(\alpha^*) &= \frac{1}{2} \rho A L_{OA} C_{CN}(\alpha^*) \\
X_{W0}(\nu^*) &= \frac{1}{2} \rho_a A_a C_{WX}(\nu^*) \\
Y_{W0}(\nu^*) &= \frac{1}{2} \rho_a A_a C_{WY}(\nu^*) \\
N_{W0}(\nu^*) &= \frac{1}{2} \rho_a A_a L_{OA} C_{WN}(\nu^*)
\end{aligned} \right\} \tag{3.13}$$

また、行列 B は次のような行列である。

$$B = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (3.14)$$

実システムにおいては、速度や位置等の観測値は離散時間系で得られるため、系をデジタル制御するためには (3.11) 式を離散化しなければならない。従って、次に (3.11) 式を離散化する方法について述べる。離散化のサンプリング間隔を Δ とし、 $k\Delta < t < (k+1)\Delta$ の間の制御入力ベクトル $\vec{u}(k)$ は一定であると仮定すると、離散化した線形運動方程式は次式のように表わすことができる。

$$\vec{x}(k+1) = P'\vec{x}(k) + Q'\vec{u}(k) \quad (3.15)$$

ここで、 P' 、 Q' は次式で表わされる。

$$\left. \begin{aligned} P' &= e^{A\Delta} \\ &= I + A\Delta + \frac{1}{2}A^2\Delta^2 + \dots + \frac{1}{\ell!}A^\ell\Delta^\ell + \dots \\ Q' &= \int_0^\Delta e^{A(\Delta-\eta)}Bd\eta \\ &= \Delta \left(I + \frac{1}{2}A\Delta + \dots + \frac{1}{\ell!}A^{(\ell-1)}\Delta^{(\ell-1)} + \dots \right) B \end{aligned} \right\} \quad (3.16)$$

ここで、 I は単位行列である。以上が厳密な意味での離散化であるが、ここで考える運動は定常的に作用する潮流による漂流力や風による風圧力によって、浮体構造物が設定された位置から流されるというような比較的長周期な運動を対象としているので、数学的に表現が簡単である次のようなオイラーの離散化を行なう。

$$\dot{\vec{x}} = \frac{\vec{x}(k+1) - \vec{x}(k)}{\Delta} \quad (3.17)$$

この関係を (3.11) 式に代入して整理すると、離散化した線形の運動方程式は次式のように表わすことができる。

$$\vec{x}(k+1) = P\vec{x}(k) + Q\vec{u}(k) \quad (3.18)$$

ここで, P, Q は次式で表わされる。

$$P = \begin{bmatrix} a_{11}\Delta + 1 & a_{12}\Delta & a_{13}\Delta & a_{14}\Delta & a_{15}\Delta & a_{16}\Delta \\ a_{21}\Delta & a_{22}\Delta + 1 & a_{23}\Delta & a_{24}\Delta & a_{25}\Delta & a_{26}\Delta \\ a_{31}\Delta & a_{32}\Delta & a_{33}\Delta + 1 & a_{34}\Delta & a_{35}\Delta & a_{36}\Delta \\ a_{41}\Delta & a_{42}\Delta & a_{43}\Delta & a_{44}\Delta + 1 & a_{45}\Delta & a_{46}\Delta \\ a_{51}\Delta & a_{52}\Delta & a_{53}\Delta & a_{54}\Delta & a_{55}\Delta + 1 & a_{56}\Delta \\ a_{61}\Delta & a_{62}\Delta & a_{63}\Delta & a_{64}\Delta & a_{65}\Delta & a_{66}\Delta + 1 \end{bmatrix} \quad (3.19)$$

$$Q = \begin{bmatrix} \Delta & 0 & 0 \\ 0 & \Delta & 0 \\ 0 & 0 & \Delta \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (3.20)$$

3.3 最適レギュレータ問題

前節で示した (3.18) 式で示される系について、最適レギュレータ問題を考える。まず、次式のような評価関数を考える。

$$J = \sum_{k=0}^{\infty} (\vec{x}^T(k) \mathbf{R}_1 \vec{x}(k) + \vec{u}^T(k) \mathbf{R}_2 \vec{u}(k)) \quad (3.21)$$

$\mathbf{R}_1, \mathbf{R}_2$ は状態変数と制御入力変数の評価に対して重みをつけるための重み行列であり、 \mathbf{R}_1 は 6×6 の非負定対称行列、 \mathbf{R}_2 は 3×3 の正定対称行列である。ここでは重み行列 $\mathbf{R}_1, \mathbf{R}_2$ は対角成分のみを考え、その要素を次のように表わす。

$$\mathbf{R}_1 = \begin{bmatrix} w_1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & w_2 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & w_3 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & w_4 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & w_5 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & w_6 \end{bmatrix}, \quad \mathbf{R}_2 = \begin{bmatrix} w_7 & 0 & 0 \\ 0 & w_8 & 0 \\ 0 & 0 & w_9 \end{bmatrix} \quad (3.22)$$

ただし、 $w_1 \sim w_3$ は x, y 軸方向の速度 u, v , および回頭角速度 r , $w_4 \sim w_6$ は目標点からの変位 x_0, y_0 および回頭角 ψ , $w_7 \sim w_9$ はそれぞれ制御力の各方向成分 τ_x, τ_y, τ_z に対する重みの項である。

状態方程式 (3.18) 式に対して評価関数 (3.21) 式を最小にする最適制御則 \vec{u}^o を求めるためには、次式で示される Riccati の離散型非線形行列方程式を解く必要がある。

$$\mathbf{H} = \mathbf{P}^T \mathbf{H} \mathbf{P} - \mathbf{P}^T \mathbf{H} \mathbf{Q} (\mathbf{R}_2 + \mathbf{Q}^T \mathbf{H} \mathbf{Q})^{-1} \mathbf{Q}^T \mathbf{H} \mathbf{P} + \mathbf{R}_1 \quad (3.23)$$

(3.23) 式の解を $\mathbf{H} = \mathbf{H}^o$ とすると、フィードバックゲイン行列 \mathbf{G} は次式のように与えられる。

$$\mathbf{G} = (\mathbf{R}_2 + \mathbf{Q}^T \mathbf{H}^o \mathbf{Q})^{-1} \mathbf{Q}^T \mathbf{H}^o \mathbf{P} \quad (3.24)$$

(3.24) 式から得られるフィードバックゲイン行列を用いることにより、最適制御則 \vec{u}^o は次式によって求めることができる。

$$\vec{u}^o(k) = -\mathbf{G} \vec{x}(k) \quad (3.25)$$

(3.25)式で求められた最適制御入力量の各方向成分は以下のように表わす。

$$\vec{u}^o = \left[\frac{\tau_x^o}{m + m_x}, \frac{\tau_y^o}{m + m_y}, \frac{\tau_z^o}{I_{zz} + i_{zz}} \right]^T \quad (3.26)$$

ここで、 τ_x^o, τ_y^o はスラスタが発生する x, y 軸方向の制御力の最適値および τ_z^o は z 軸まわりの制御力モーメントの最適値である。

3.4 浮体構造物の定点保持のシミュレーション計算例および考察

前節までに示した最適レギュレータを適用した制御系を使用し、外乱として潮流と風を受ける浮体構造物の定点保持の運動のシミュレーション計算を行なう。この時、従来主として用いられているPID制御を適用した場合についても、同じコンディションの下で浮体構造物の運動のシミュレーション計算を行ない、その比較検討を行なうことによって、本章で示した最適レギュレータを適用した制御系の定点保持性能の確認を行なう。

まず、PID制御によって制御力を求める方法について述べる。PID制御においては各方向の制御力は次式で与えられる [23]。

$$\left. \begin{aligned} \tau_x &= -K_{x_0} \left(\Delta x + T_{Dx} \frac{d}{dt} \Delta x + \frac{1}{T_{Ix}} \sum \Delta x dt \right) \\ \tau_y &= -K_{y_0} \left(\Delta y + T_{Dy} \frac{d}{dt} \Delta y + \frac{1}{T_{Iy}} \sum \Delta y dt \right) \\ \tau_\psi &= -K_\psi \left(\Delta \psi + T_{D\psi} \frac{d}{dt} \Delta \psi + \frac{1}{T_{I\psi}} \sum \Delta \psi dt \right) \end{aligned} \right\} \quad (3.27)$$

ここで、

K_{x_0}, K_{y_0}, K_ψ : 比例ゲイン

$T_{Dx}, T_{Dy}, T_{D\psi}$: 微分時間

$T_{Ix}, T_{Iy}, T_{I\psi}$: 積分時間

また、 $\Delta x, \Delta y, \Delta \psi$ は制御の目標値 x_s, y_s, ψ_s と任意の時刻における位置 x_0, y_0 および回頭角 ψ との偏差であり、次式のように表わされる。

$$\left. \begin{aligned} \Delta x &= (x_0 - x_s) \cos \psi + (y_0 - y_s) \sin \psi \\ \Delta y &= -(x_0 - x_s) \sin \psi + (y_0 - y_s) \cos \psi \\ \Delta \psi &= \psi - \psi_s \end{aligned} \right\} \quad (3.28)$$

以上のPID制御を適用した場合と本章で示した最適レギュレータを適用した制御系を使用した場合の浮体構造物の運動のシミュレーション計算を行なう。計算の対象とした浮体構造物は Fig.1-3 に示した2ローハル型の半潜水型の浮体構造物である。また、浮体構造物には Fig.3-1 に示すような推力の方向

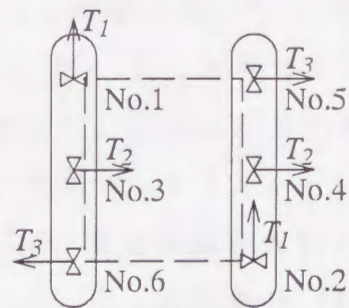


Fig.3-1 Arrangement of thrusters equipped with the platform

を固定した方向固定型のスラスタを x, y 軸方向の制御力および z 軸まわりの制御力モーメントに対して 2 基ずつ、計 6 基装備しているものとする。この時、最適レギュレータを適用した場合に (3.25) 式から求められる最適制御力と PID 制御の場合に (3.27) 式より求められる制御力は、各方向に対して全スラスタが発生する推力を全て合わせた形で表わされているため、以下のような方法で各スラスタが発生する推力を決定する。 x 軸方向に制御力を発生する No.1, No.2 のスラスタの推力をそれぞれ T_1 、 y 軸方向に制御力を発生する No.3, No.4 のスラスタの推力をそれぞれ T_2 、 z 軸まわりの制御力モーメントを発生する No.5, No.6 のスラスタの推力をそれぞれ T_3 とすると、各方向の制御力はそれぞれ 2 基ずつのスラスタで受け持つため、スラスタ一基が発生する推力は以下のように決定される。

$$\left. \begin{aligned} T_1 &= \frac{1}{2}\tau_x^o, & T_2 &= \frac{1}{2}\tau_y^o, & T_3 &= \frac{1}{2}\frac{\tau_z^o}{x_T} & \text{for Regulator control} \\ T_1 &= \frac{1}{2}\tau_x, & T_2 &= \frac{1}{2}\tau_y, & T_3 &= \frac{1}{2}\frac{\tau_z}{x_T} & \text{for PID control} \end{aligned} \right\} \quad (3.29)$$

ここで、 x_T は浮体構造物の重心から No.5, No.6 のスラスタまでの距離の x 軸方向成分である。(3.29) 式より求められた推力がスラスタの最大推力をこえる場合には、スラスタは最大推力をそのまま維持するものとする。

シミュレーション計算は、空間固定座標系の原点に停止している浮体構造物に対して、計算開始と同時に外乱として潮流と風を与え、浮体構造物が外乱によって原点から流され始めてから一定時間経過した後、再び原点に戻って停止するように制御を開始する。この時、スラスタが発生する制御力については

速度影響による減少はないものと仮定する。(3.22)式に示した重み行列 R_1, R_2 の各要素の値は, シミュレーション計算を繰り返し行ない, 外乱を受けた時の浮体構造物の原点からの変位が小さく, かつ制御の目標点に戻って停止するまでの時間が短くなるように決定した。以下に示す計算は, $w_1 \sim w_3 = 1.0 \times 10^2, w_4 \sim w_9 = 1.0$ として行なったものである。シミュレーション計算時間は, 浮体構造物の運動を制御して目標点において定点保持を行なうために十分であると考えられる 500 秒とした。シミュレーション計算は, (3.26) 式により制御力を決定するために必要な速度や位置等が全て正確に観測されるという仮定の下で行なうが, 実際の状態を考えた場合には速度や位置の観測値には測定誤差やノイズが含まれ, その正確な値を推定する必要があるため, 制御系の離散時間は余裕を含めて 1 秒とした。また, スラスタ 1 基あたりの最大推力は実機で使用されている程度の 30 ton とした。

制御系の評価にあたっては, 浮体構造物の目標点からの変位に加えて, コストや運用面, スラスタのエネルギー消費量等を全て考慮して評価することが必要であるが, ここでは外乱を受けた時の浮体構造物の目標点からの変位に着目して検討を行なった。従って, 目標点からの水平面内における変位の許容限界を, 浮体構造物の制御仕様において通常目安とされている水深の 5% 程度と設定し, その許容限界内において早く運動が停止するということに重点をおいて制御系の評価を行なった。ここでは, 水深を錨鎖による係留が困難になる 500 m 程度と設定し, 水平面内の変位の許容限界を 25 m とした。

まず, 浮体構造物の定点保持に対して, 本章で示した最適レギュレータによる制御系を適用した場合の浮体構造物の運動のシミュレーション計算例を示す。Fig.3-2 は外乱として絶対流速, 絶対流向がそれぞれ $V_C = 1.5 \text{ m/sec}, \alpha = 45^\circ$ の潮流と絶対風速, 絶対風向がそれぞれ $V_W = 10.0 \text{ m/sec}, \nu = 45^\circ$ の風が浮体構造物に作用している時のシミュレーション計算結果である。この時, 制御を開始する時間は, 浮体構造物が潮流と風の影響によって原点から流され始め, その変位が初期条件として十分に大きく発達したと考えられるシミュレーション計算開始より 60 秒後とした。Fig.3-2 において, (a) 図は速度および回頭角速度の時系列, (b) 図は位置および回頭角の時系列, (c) 図は x, y 軸方向および z 軸まわりの制御力の時系列を示している。(d) 図における実線は浮体構造物の重

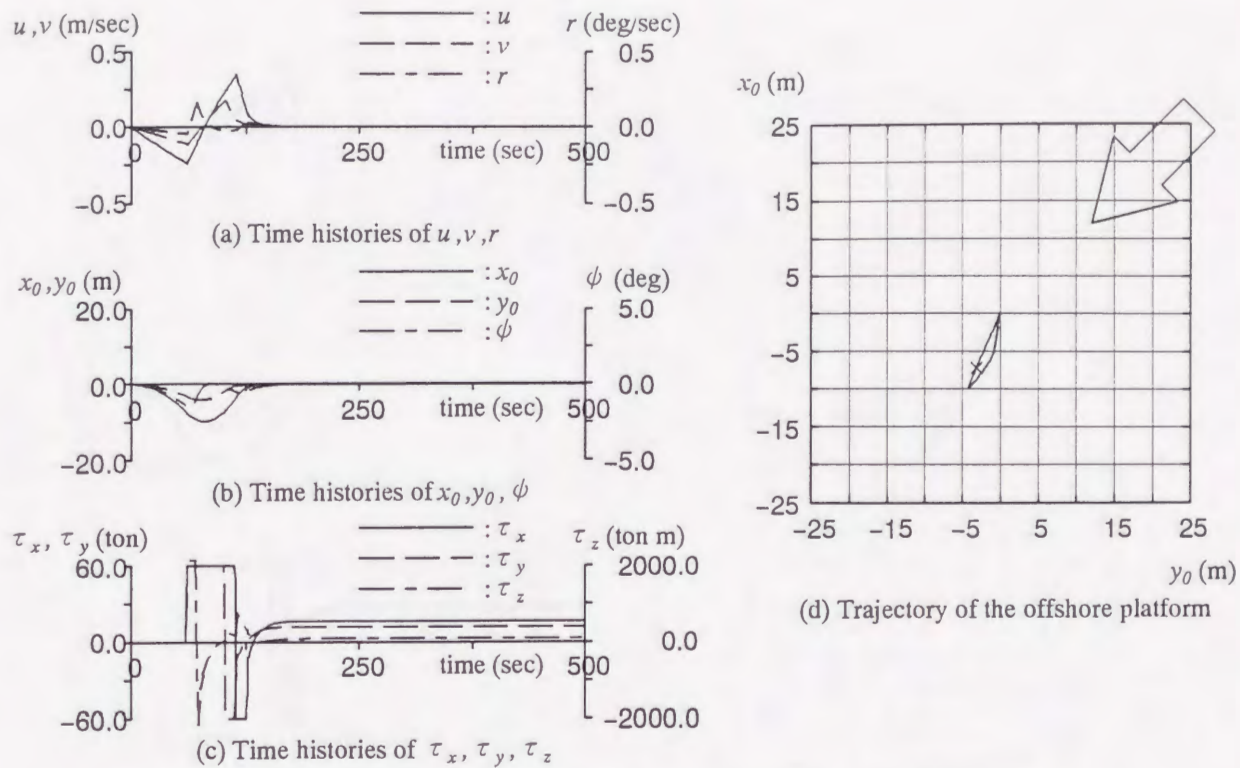


Fig.3-2 Time histories and trajectory of the offshore platform
($V_C = 1.5$ m/sec, $V_W = 10.0$ m/sec)

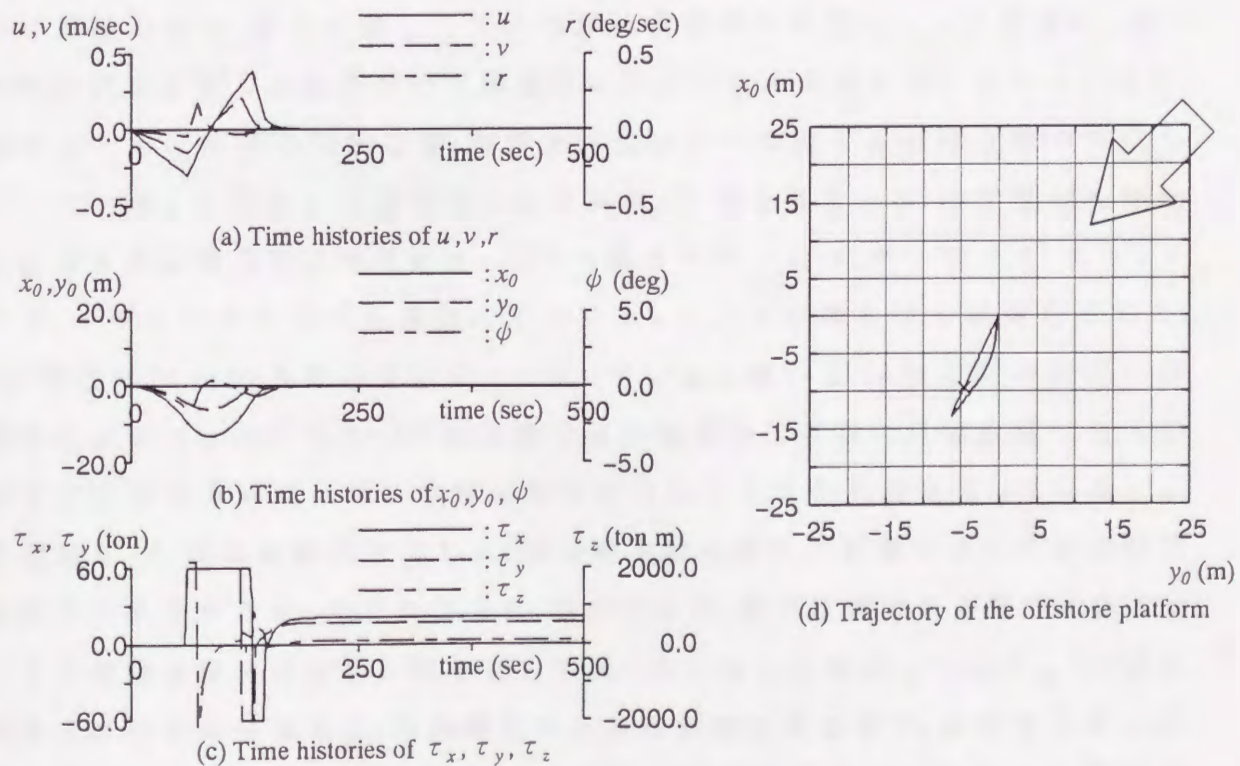


Fig.3-3 Time histories and trajectory of the offshore platform
($V_C = 1.5$ m/sec, $V_W = 20.0$ m/sec)

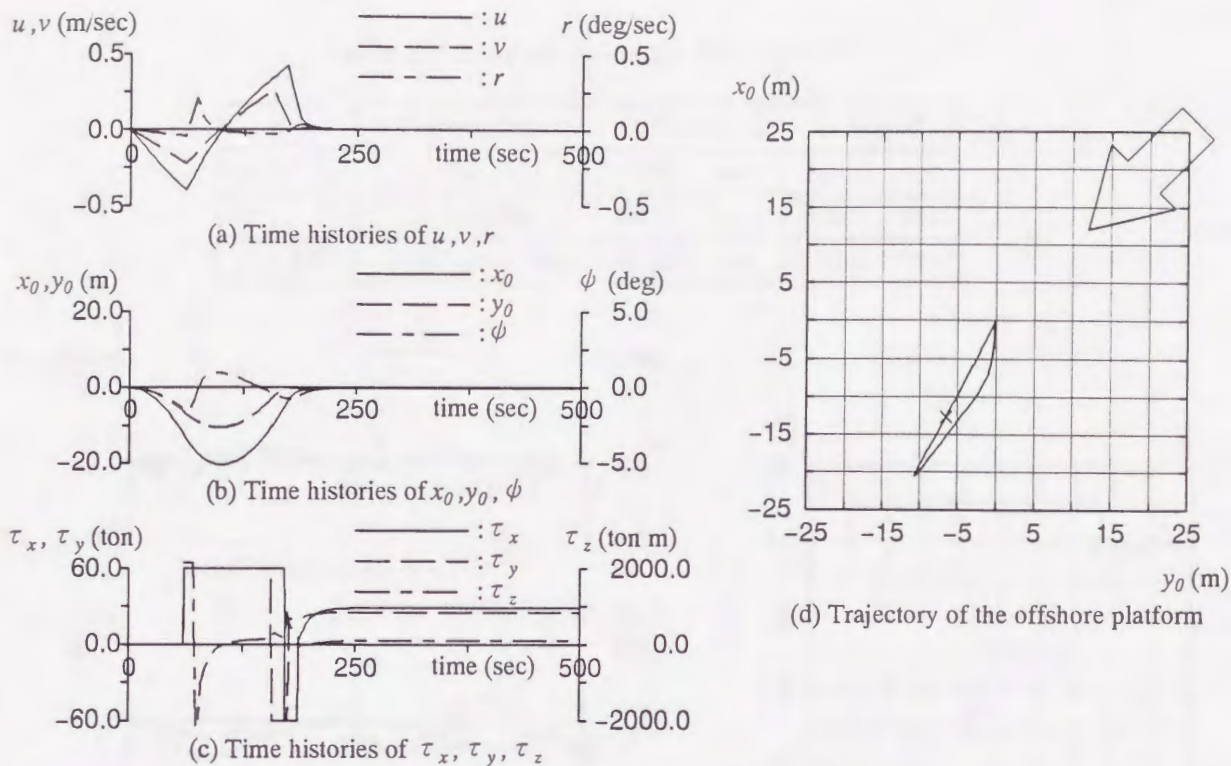


Fig.3-4 Time histories and trajectory of the offshore platform
($V_C = 1.5$ m/sec, $V_W = 30.0$ m/sec)

心の航跡であり、原点に静止していた浮体構造物が外乱によって流され、再び制御の目標位置である空間固定座標系の原点に戻る過程を示している。また、図中の×印は制御の開始位置、矢印は外乱として作用する潮流と風の方向を示している。位置および回頭角の時系列の (b) 図を見ると 60 秒で制御を開始した後も浮体構造物は外乱によってやや流されているが、サージング、スウェイング、ヨーイングの三つの運動の中でスウェイングが最も早く収束しており、120 秒程度で y_0 軸方向の変位は 0 となっている。続いて x_0 軸方向の変位と回頭角も次第に小さくなり、180 秒程度で浮体構造物は制御の目標位置である空間固定座標系の原点において定点保持を行なうことが可能となっている。この運動を (d) 図の航跡図で見ると、浮体構造物は外乱の影響によって空間固定座標系の原点からまっすぐに流され、制御開始後、目標位置である原点に向かってその航跡は反時計回りに弧を描いて戻っていることを示している。(c) 図の制御力の時系列を見ると、浮体構造物の運動が停止するまで、各スラスタはその最大推力を発生しているが、最終的には潮流による漂流力および風圧力とつり合うように一定の制御力が作用している。

Table 3-1 Control gains for PID control

	Proportional		Differential		Integral
x	5.0	ton/m	60.0	sec	240.0 sec
y	7.5	ton/m	60.0	sec	240.0 sec
ψ	100.0	ton · m / deg.	90.0	sec	360.0 sec

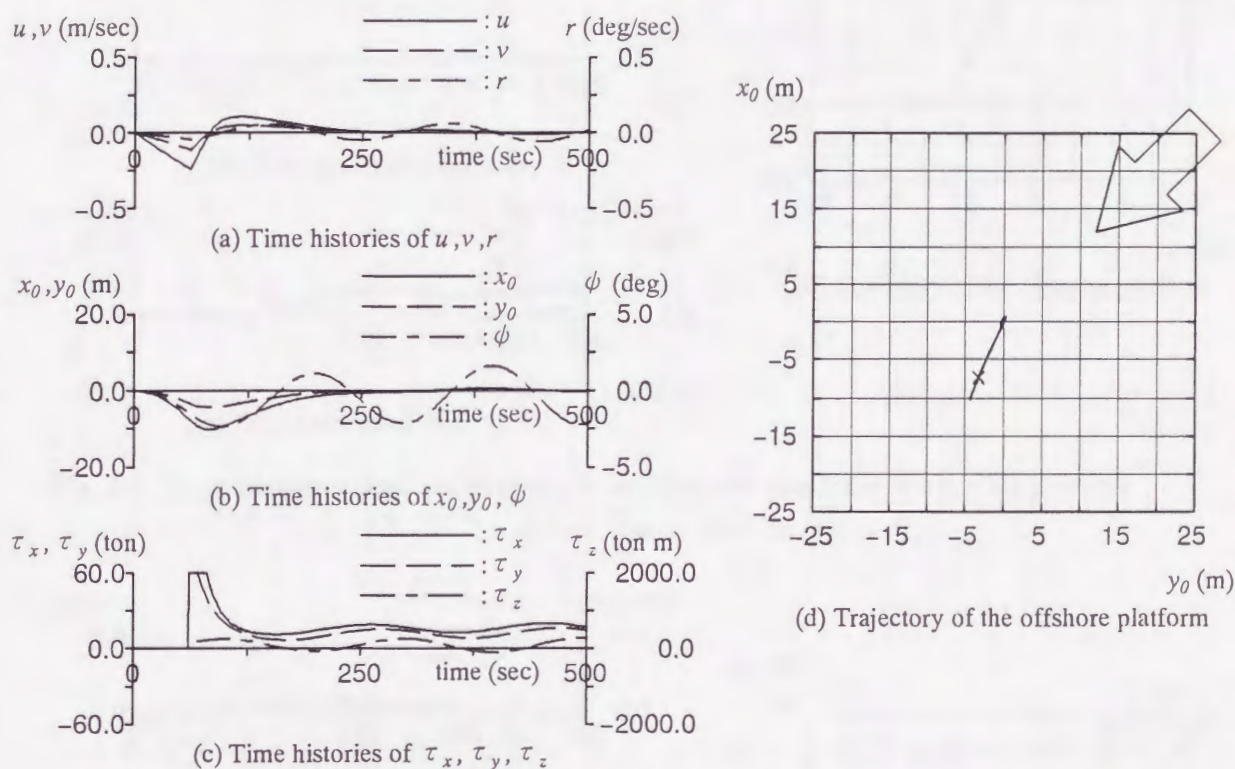


Fig.3-5 Time histories and trajectory of the offshore platform with PID control
 ($V_C = 1.5$ m/sec, $V_W = 10.0$ m/sec)

Fig.3-3, Fig.3-4 には, Fig.3-2 に示したシミュレーション計算例のコンディションにおいて, 絶対風速だけをそれぞれ $V_W = 20.0, 30.0$ m/sec と変化させた場合のシミュレーション計算結果を示している。絶対風速が大きくなると制御開始までの 60 秒間に原点から流される変位が大きくなるため, 制御の目標位置に戻るまでの時間が $V_W = 10.0$ m/sec の場合よりやや長くなっているが, 原点に戻って位置を保持することが可能となっている。

次に, 外乱として潮流と風の影響下にある浮体構造物に対して, PID 制御を適用した場合の浮体構造物のシミュレーション計算結果を示す。まず, この時用いた各ゲインの値を Table 3-1 に示すが, これらはほぼ実機で用いられている

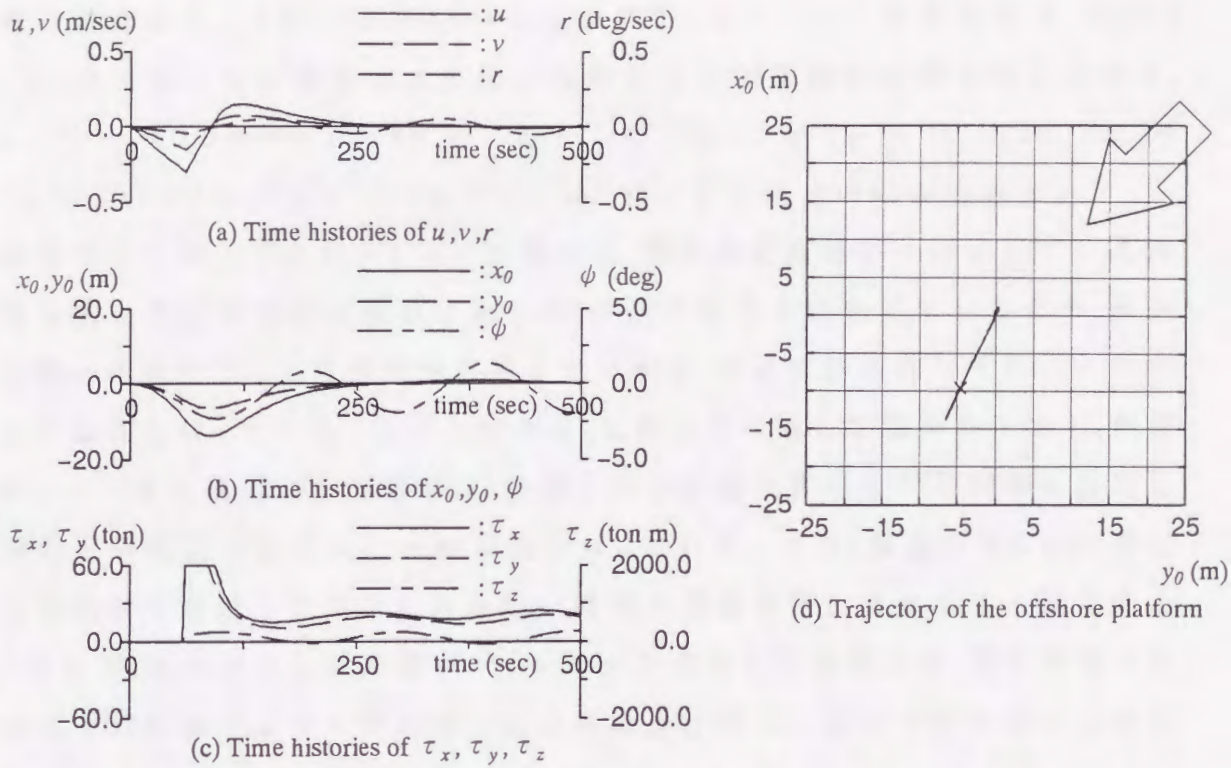


Fig.3-6 Time histories and trajectory of the offshore platform with PID control
($V_C = 1.5$ m/sec, $V_W = 20.0$ m/sec)

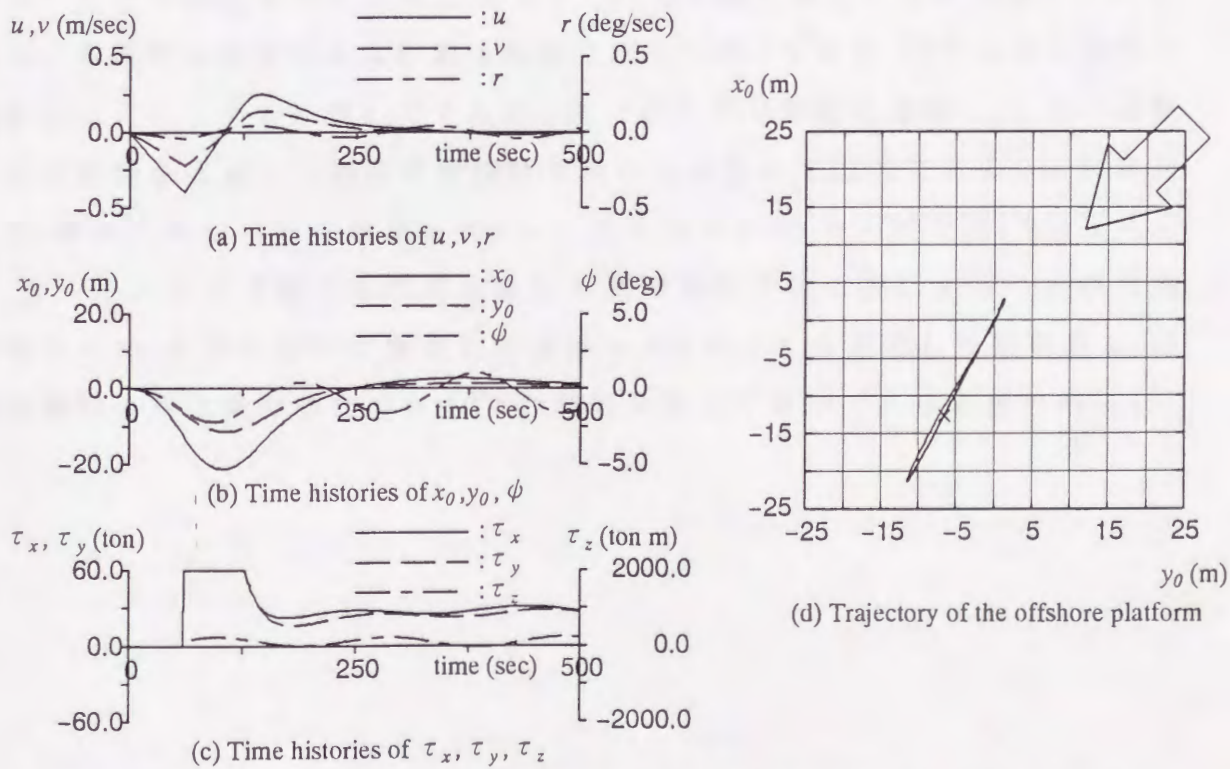


Fig.3-7 Time histories and trajectory of the offshore platform with PID control
($V_C = 1.5$ m/sec, $V_W = 30.0$ m/sec)

程度の値である。Fig.3-5～Fig.3-7に示すシミュレーション計算結果は、Fig.3-2～Fig.3-4に示した計算結果と外乱の条件および制御開始時間は同じであり、 $\alpha = 45^\circ$, $V_C = 1.5$ m/sec, $\nu = 45^\circ$ を一定として、Fig.3-5が $V_W = 10.0$ m/sec, Fig.3-6が $V_W = 20.0$ m/sec, Fig.3-7が $V_W = 30.0$ m/secとした場合の結果である。

本節で示したシミュレーション計算例は、空間固定座標系に停止している浮体構造物に外乱が作用し始めてから60秒後に制御を開始しているため、浮体構造物は外乱によって目標点から流されており、定点保持を行なうにはかなり厳しい条件となっている。しかしながら、このような厳しい条件の下でも、最適レギュレータを適用した制御系は、目標点からの最大変位をPID制御を適用した場合と同程度に抑えることが可能となっている。また、最適レギュレータによる制御系を適用した場合の方が短い時間で運動を停止させることが可能となっており、本章で示した最適レギュレータを適用した制御系は、従来使用されているPID制御系よりも効率良く定点保持を行なうことができるものと考えられる。

さらに、ここで示したPID制御系は浮体構造物のサージング、スウェイング、ヨーイングの運動をそれぞれ独立した1入力1出力系として取り扱っており、お互いの運動の連成による影響は考慮されていない。また、DPSのような多入力多出力のシステムに対して1入力1出力系のPID制御を適用し、三つの運動の連成影響を考慮して制御系を設計することは極めて困難である。これに対して、多入力多出力系の最適レギュレータの場合には、サージング、スウェイング、ヨーイングの運動の連成を考慮して制御系を容易に設計することが可能であるため、本章において提案した最適レギュレータを適用した制御系は、浮体構造物の定点保持のためのDPSの制御系として有効であると思われる。

3.5 結言

本章においては、錨鎖等による係留が困難となる深水域において、外乱として作用する潮流と風の影響下で浮体構造物を所定の位置に保持するために使用される DPS のための制御系として、従来用いられている PID 制御に代えて、最適レギュレータを適用した制御系を提案した。また、この制御系を適用した浮体構造物に対して、外乱として潮流と風が作用する場合の運動のシミュレーション計算を行ない、PID 制御を適用した場合に対する同じ外乱の条件下での浮体構造物の運動のシミュレーション計算との比較検討を行なった。その結果、最適レギュレータによる制御系を適用した場合には、浮体構造物の目標点からの最大変位を PID 制御を適用した場合と同程度に抑え、短い時間で運動を停止して目標点において定点保持を行なうことが可能であることを示した。従って、本章で提案した最適レギュレータを適用した制御系は、PID 制御系よりも効率良く定点保持を行なうことができるものと考えられる。また、DPS のような多入力多出力のシステムに対して 1 入力 1 出力系の PID 制御を適用し、サージング、スウェイング、ヨーイング等の連成を考慮して制御系を設計することは極めて困難であるのに対し、多入力多出力系の最適レギュレータの場合には、これらの運動の連成を考慮して制御系を容易に設計することが可能であるため、本章において提案した最適レギュレータを適用した制御系は、浮体構造物の定点保持のための DPS の制御系として有効であると思われる。

第4章 スラスタが発生する制御力の推定

4.1 緒言

前章においては、浮体構造物の定点保持を行なうためのDPSの制御系に対して最適レギュレータを適用した制御系を示し、PID制御と比較することによりその定点保持性能の有効性を確認した。しかしながら、制御系の定点保持性能は、実際に制御力を発生するスラスタの性能によって大きな影響を受けることが考えられる。船舶に装備されたバウ・スラスタについては、船舶の前進速度が増加するにつれてその性能が低下することが知られている。従って、DPSにおいて制御力を発生するスラスタの性能が浮体構造物の運動によって生じる前進速度の影響によって低下すると、運動を制御するための十分な制御力を得ることができず、その結果として制御系として期待通りの制御性能を得ることができなくなることが考えられる。

スラスタが発生する制御力に対するこのような前進速度影響については、通常の排水量型の船舶に装備されたスラスタに関しては、今日までいくつかの実験的、理論的な研究がなされている。English [43]は模型船の船首部に取り付けられたスラスタが発生する横力の計測を行ない、前進速度の増加とともに横力が大きく減少すること示している。岡本・玉井 [27]、貴島・井上 [28]らもバウ・スラスタに関して同様な実験を行っており、特に貴島・井上はスラスタが発生する横力は前進速度の増加とともに減少するが、さらに速度が増加して船速がある値以上になると、横力および回頭モーメントは減少しなくなるか、あるいは回復することを示している。また、藤野ら [44]はスターン・スラスタについても実験を行ない、やはりスラスタが発生する横力は前進速度によって大きな影響を受けることを示している。

以上は全て船舶に装備されたスラスタの性能に関する研究例であり、浮体構造物を対象とした研究はほとんど見あたらない。また、船舶の場合にはその船体を貫通するように船首部または船尾部にスラスタが装備されるが、浮体構造物の場合にはローハルの下方に外部から取り付けられるため、船舶に装備されたスラスタ性能の推定法はそのままでは適用できない。従っ

て、本章においては船舶に装備されたスラスタが発生する制御力の推定法を応用して、浮体構造物のローハルに取り付けられたスラスタが発生する制御力を推定する方法を提案する。

スラスタが発生する制御力の推定に関する研究例としては、貴島ら [28], [45], [46] がスラスタを装備した船舶の船体を矩形平板翼に置き換えることにより、スラスタ稼働時に船体に作用する流体力に対する船舶の前進速度、偏角および水深の影響について検討を行なっている。しかしながら、実際には船体は厚みをもつ物体であるため、平板翼で置き換えた場合にはスラスタから噴出される噴流との相対的な位置関係を含めた船体周囲の流場が異なっていると考えられる。従って、このような3次元的な形状の違いによる船体に作用する流体力への影響を考慮することが必要である。以上のような観点から、本章においては、貴島らの方法を応用して浮体構造物のローハルの形状を考慮してスラスタが発生する制御力を推定する方法を提案し、スラスタが発生する制御力が前進速度によってどのような影響を受けるか検討を行なっている。

第2節においては、スラスタが発生する制御力へ大きな影響を与えると考えられるスラスタから噴出される噴流の経路およびその発達過程を推定する方法を示している。

第3節においては、第2節に示した方法によって求められる噴流の経路を用いてローハルの周囲の誘導速度場を計算し、ローハルの形状を考慮してスラスタが発生する制御力を推定する計算法を示している。

第4節においては、第3節までに示した計算法を用いて、スラスタが発生する横力および回頭モーメントの推定を行ない、浮体構造物の前進速度がスラスタの発生する制御力に与える影響を明らかにする。

第5節は本章で得られた結果をまとめている。

4.2 スラスタが噴出する噴流の径路の推定

前進速度を伴って運動している浮体構造体に装備されたスラスタから噴出される噴流（以下 jet と呼ぶ）は、周囲の流れによって押し流され、その径路は後方へ向かって湾曲することになる。このように前進速度の影響によって浮体構造体とスラスタから噴出された jet の径路の相対的な位置関係が変化することにより、ローハルに作用する横力に対して何らかの影響を及ぼすことが考えられる。従って、まず一様流中においてスラスタより噴出される jet の湾曲径路を求める。jet の径路の湾曲および発達過程の推定に関する研究としては、Wooler ら [47] による研究がある。ここではこの Wooler らの方法に従って、スラスタから噴出された jet の径路の推定を行なうものとする。

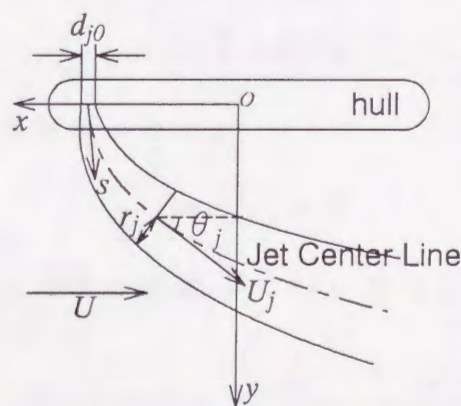


Fig.4-1 Coordinate system for calculation of jet path

Fig.4-1 に示す座標系において、一様流の流速を U 、スラスタから噴出される jet の中心線上における流速を U_j 、一様流と jet 流管がなす局所傾斜角を θ_j 、任意の位置における流管の半径を r_j とする。また、 r_{j0} 、 d_{j0} はそれぞれスラスタの噴出口の半径および直径とする。湾曲径路の計算にあたっては、遠藤他 [48] の方法に従い、便宜上次のような仮定を設ける。

1. スラスタによる jet はある仮想的な界面で囲まれた流管内を流れ、この界面は局所的には円形断面を持つ。

2. jet 流管内部では速度は一定とする。
3. jet 流管内での運動量の増加は、この界面を通して外部の流体が吸い込まれる過程によって代表される。
4. jet 流管の断面積の増加率は小さい。

Fig.4-1 に示した座標系において、jet の径路の任意の点における長さ ds の体積要素について考える。界面を通しての吸い込みの効果を代表させるために流管内に分布させた sink の総和を E とし、単位長さ ds の流管について jet の軸に垂直な方向の力のつり合いを考えると、次式が得られる。

$$-\rho\pi r_j^2 U_j^2 \frac{d\theta_j}{ds} = EU \sin \theta_j + C_d \rho r_j U^2 \sin^2 \theta_j \quad (4.1)$$

ここで、 C_d は jet 流管の抗力係数、 ρ は流体の密度である。次に、流管内を流れる運動量の変化について次式が得られる。

$$\frac{d}{ds} (\rho\pi r_j^2 U_j^2) = EU \cos \theta_j \quad (4.2)$$

また、質量流について次式が得られる。

$$\frac{d}{ds} (\rho\pi r_j^2 U_j) = E \quad (4.3)$$

(4.1) 式～(4.3) 式における sink の総和 E については次の Wooler らによる仮定を用いる。

$$E = \rho E_1 U d_j \sin \theta_j + \frac{\rho E_2 (U_j - U \cos \theta_j) C}{1 + E_3 U \sin \theta_j / U_j} \quad (4.4)$$

ただし、 d_j は jet 流管の直径、 C は jet 流管の周囲の長さ、 E_1, E_2, E_3 は実験定数である。 C については先の仮定に従い、jet の流管は円形断面を有するものとして取り扱う。

以上の (4.1) 式～(4.4) 式より、最終的に次の 3 元の連立微分方程式が得られる。

$$\left. \begin{aligned} \frac{dU_j'}{dx'} &= \frac{\cos \theta_j - U_j'}{\pi r_j' U_j' \cos \theta_j} \left[2E_1 \sin \theta_j + \frac{2\pi E_2 (U_j' - \cos \theta_j)}{1 + E_3 \sin \theta_j / U_j'} \right] \\ \frac{dr_j'}{dx'} &= \frac{2U_j' - \cos \theta_j}{\pi U_j'^2 \cos \theta_j} \left[E_1 \sin \theta_j + \frac{\pi E_2 (U_j' - \cos \theta_j)}{1 + E_3 \sin \theta_j / U_j'} \right] \\ \frac{d\theta_j}{dx'} &= -\frac{\tan \theta_j}{\pi r_j' U_j'^2} \left[2E_1 \sin \theta_j + \frac{2\pi E_2 (U_j' - \cos \theta_j)}{1 + E_3 \sin \theta_j / U_j'} \right] - \frac{C_d \sin^2 \theta_j}{\pi r_j' U_j'^2 \cos \theta_j} \end{aligned} \right\} \quad (4.5)$$

ここで,

$$\left. \begin{aligned} U'_j &= U_j/U, & r'_j &= r_j/r_{j0}, \\ x' &= x/r_{j0}, & dx &= ds \cos \theta_j \end{aligned} \right\} \quad (4.6)$$

(4.5) 式に示した連立微分方程式を解くことにより, スラスターの流速, jet の流管半径および湾曲径路を求めることができる。

4.3 Jet を有する流場において浮体構造物のローハルに作用する流体力

前節に示した方法により、スラスタから噴出された jet の径路および発達過程が求められると、jet の径路に沿って jet の mass に比例する sink と jet の blockage effect を表す doublet を分布させることにより、jet の周囲の誘導速度場を計算することができる。この方法を応用することにより、浮体構造物のローハルに作用する流体力の計算を行なう。

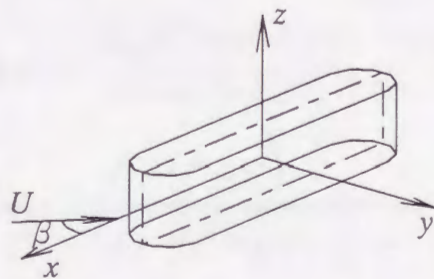


Fig.4-2 Coordinate system for calculation of hydrodynamic force

Fig.4-2 に示す座標系において、浮体構造物のローハルの x 軸に対して斜航角 β を持つ一様流の流速を U とする。まず、浮体構造物のローハルの形状を表現するために、ローハルの表面を面要素に分割し、その面内において強さ σ が一様である吹き出しを分布させる [49]。また、浮体構造物のローハルはその長さに比べて、幅は十分に小さいと考えられるので、ローハルに作用する揚力はローハル中央の縦断面によって代表させるものと仮定する。従って、ローハルを矩形平板翼で置き換え、吃水方向には強さが一定で長さ方向に強さが変化する馬蹄型渦を分布させる。この時、自由渦はローハルを置き換えた矩形平板翼の上下端から翼面に対して $\Theta = \beta/2$ の角度をなして流出するものと仮定する [50]。以上のようにスラスタが jet を噴出している場合のローハルの周囲の流れ場を表した時、ローハルの表面においては、面に垂直な方向の速度成分が 0 にならなければならない。この境界条件より、吹き出

しの強さ σ に関して次式が成立する。

$$\left. \begin{aligned} -2\pi\sigma(x, y, z) + \iint_S \frac{\partial}{\partial n} \frac{1}{r_s} \sigma(\xi, \eta, \zeta) dS &= -(\vec{U} + \vec{V}_j + \vec{V}_v) \cdot \vec{n} \\ r_s &= \sqrt{(x - \xi)^2 + (y - \eta)^2 + (z - \zeta)^2} \end{aligned} \right\} \quad (4.7)$$

ここで、 \vec{n} はローハルの表面における外向き単位法線ベクトルであり、 S はローハル表面を表わす。 \vec{V}_j はスラスタから噴出された jet の径路上の点 (ξ, η, ζ) に分布させた sink および doublet によって任意の点 (x, y, z) に誘導される速度であり、その x, y, z 軸方向成分を一様流の流速 U で無次元化した値はそれぞれ次式のように表わされる。

$$\begin{aligned} V'_{jx} &= \frac{1}{4\pi} \int_{x'_T}^{\infty} \left[E_1 \sin \theta_j + \frac{E_2 (U'_j - \cos \theta_j) \pi}{1 + E_3 \sin \theta_j / U'_j} \right] \frac{(x' - \xi') \sec \theta_j}{(x' - \xi')^2 + (y' - \eta')^2} \\ &\quad \times \left[\frac{z' - (\zeta' - r'_j)}{\sqrt{(x' - \xi')^2 + (y' - \eta')^2 + \{z' - (\zeta' - r'_j)\}^2}} \right. \\ &\quad \left. - \frac{z' - (\zeta' + r'_j)}{\sqrt{(x' - \xi')^2 + (y' - \eta')^2 + \{z' - (\zeta' + r'_j)\}^2}} \right] d\xi' \\ &\quad + \frac{1}{4\pi} \int_{x'_T}^{\infty} \frac{3\pi r_j'^2 \sin \theta_j}{\{(x' - \xi')^2 + (y' - \eta')^2 + (z' - \zeta')^2\}^{\frac{5}{2}}} \\ &\quad \times \left[\{(x' - \xi')^2 + (y' - \eta')^2\} \sin 2\theta_j + 2(x' - \xi')(y' - \eta') \cos 2\theta_j \right] d\xi' \\ &\quad - \frac{1}{4\pi} \int_{x'_T}^{\infty} \frac{2\pi r_j'^2 \tan \theta_j \sin \theta_j}{\{(x' - \xi')^2 + (y' - \eta')^2 + (z' - \zeta')^2\}^{\frac{3}{2}}} \\ &\quad \times \left[1 - \frac{3\{(x' - \xi') \sin \theta_j + (y' - \eta') \cos \theta_j\}^2}{(x' - \xi')^2 + (y' - \eta')^2 + (z' - \zeta')^2} \right] d\xi' \\ V'_{jy} &= -\frac{1}{4\pi} \int_{x'_T}^{\infty} \left[E_1 \sin \theta_j + \frac{E_2 (U'_j - \cos \theta_j) \pi}{1 + E_3 \sin \theta_j / U'_j} \right] \frac{(y' - \eta') \sec \theta_j}{(x' - \xi')^2 + (y' - \eta')^2} \\ &\quad \times \left[\frac{z' - (\zeta' - r'_j)}{\sqrt{(x' - \xi')^2 + (y' - \eta')^2 + \{z' - (\zeta' - r'_j)\}^2}} \right. \end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
& - \frac{z' - (\zeta' + r'_j)}{\sqrt{(x' - \xi')^2 + (y' - \eta')^2 + \{z' - (\zeta' + r'_j)\}^2}} d\xi' \\
& - \frac{1}{4\pi} \int_{x'_T}^{\infty} \frac{3\pi r_j'^2 \tan \theta_j \sin \theta_j}{\{(x' - \xi')^2 + (y' - \eta')^2 + (z' - \zeta')^2\}^{\frac{5}{2}}} \\
& \quad \times \left[\{(x' - \xi')^2 + (y' - \eta')^2\} \sin 2\theta_j + 2(x' - \xi')(y' - \eta') \cos 2\theta_j \right] d\xi' \\
& - \frac{1}{4\pi} \int_{x'_T}^{\infty} \frac{2\pi r_j'^2 \sin \theta_j}{\{(x' - \xi')^2 + (y' - \eta')^2 + (z' - \zeta')^2\}^{\frac{5}{2}}} \\
& \quad \times \left[1 - \frac{3\{(x' - \xi') \sin \theta_j + (y' - \eta') \cos \theta_j\}^2}{(x' - \xi')^2 + (y' - \eta')^2 + (z' - \zeta')^2} \right] d\xi' \\
V'_{jz} = & \frac{1}{4\pi} \int_{x'_T}^{\infty} \left[E_1 \sin \theta_j + \frac{E_2 (U'_j - \cos \theta_j) \pi}{1 + E_3 \sin \theta_j / U'_j} \right] \sec \theta_j \\
& \times \left[\frac{1}{\sqrt{(x' - \xi')^2 + (y' - \eta')^2 + \{z' - (\zeta' - r'_j)\}^2}} \right. \\
& \quad \left. - \frac{1}{\sqrt{(x' - \xi')^2 + (y' - \eta')^2 + \{z' - (\zeta' + r'_j)\}^2}} \right] d\xi' \\
& + \frac{1}{4\pi} \int_{x'_T}^{\infty} \frac{6\pi r_j'^2 \tan \theta_j (z' - \zeta')}{\{(x' - \xi')^2 + (y' - \eta')^2 + (z' - \zeta')^2\}^{\frac{5}{2}}} \\
& \quad \times \{(x' - \xi') \sin \theta_j + (y' - \eta') \cos \theta_j\} d\xi'
\end{aligned} \tag{4.8}$$

ただし,

$$x', y', z', \xi', \eta', \zeta' = x, y, z, \xi, \eta, \zeta / (L/2)$$

$$r'_j = r_j / (L/2)$$

x'_T : スラスタ - 位置の x 座標の無次元値 ($= x_T / (L/2)$)

L : ロワーハルの全長

\vec{V}_v はローハルの中央縦断面上の点 $(\xi, 0, \zeta)$ に存在する束縛渦と翼の両端から流出される自由渦によって任意の点 (x, y, z) に誘導される速度である。渦の強さを γ とすると、渦による誘導速度の x, y, z 軸方向成分を一様流の流速 U によって無次元化した値はそれぞれ次式のように表わされる。

$$\left. \begin{aligned} V'_{vx} &= \frac{k}{4\pi} \int_{-1}^1 \frac{\gamma(\xi')}{x' - \xi'} K_x d\xi' \\ V'_{vy} &= \frac{k}{4\pi} \int_{-1}^1 \frac{\gamma(\xi')}{x' - \xi'} K_y d\xi' \\ V'_{vz} &= \frac{k}{4\pi} \int_{-1}^1 \frac{\gamma(\xi')}{x' - \xi'} K_z d\xi' \end{aligned} \right\} \quad (4.9)$$

ここで、 K_x, K_y, K_z は核関数であり、それぞれ次式で表わされる。

$$\begin{aligned} K_x &= \frac{x' - \xi'}{\sqrt{(x' - \xi')^2 + y'^2}} \sin \theta \\ &\times \left\{ \frac{z' - \zeta'_1}{\sqrt{(x' - \xi')^2 + y'^2 + k^2 (z' - \zeta'_1)^2}} - \frac{z' - \zeta'_2}{\sqrt{(x' - \xi')^2 + y'^2 + k^2 (z' - \zeta'_2)^2}} \right\} \\ &+ \frac{(x' - \xi')(z' - \zeta'_1) \sin \Theta}{\{(x' - \xi')^2 + y'^2\} \sin^2 (\Theta - \theta) + k^2 (z' - \zeta'_1)^2} \\ &\times \left\{ \frac{\sqrt{(x' - \xi')^2 + y'^2} \cos (\Theta - \theta)}{\sqrt{(x' - \xi')^2 + y'^2 + k^2 (z' - \zeta'_1)^2}} + 1 \right\} \\ &- \frac{(x' - \xi')(z' - \zeta'_2) \sin \Theta}{\{(x' - \xi')^2 + y'^2\} \sin^2 (\Theta - \theta) + k^2 (z' - \zeta'_2)^2} \\ &\times \left\{ \frac{\sqrt{(x' - \xi')^2 + y'^2} \cos (\Theta - \theta)}{\sqrt{(x' - \xi')^2 + y'^2 + k^2 (z' - \zeta'_2)^2}} + 1 \right\} \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} K_y &= \frac{x' - \xi'}{\sqrt{(x' - \xi')^2 + y'^2}} \cos \theta \\ &\times \left\{ \frac{z' - \zeta'_1}{\sqrt{(x' - \xi')^2 + y'^2 + k^2 (z' - \zeta'_1)^2}} - \frac{z' - \zeta'_2}{\sqrt{(x' - \xi')^2 + y'^2 + k^2 (z' - \zeta'_2)^2}} \right\} \\ &+ \frac{(x' - \xi')(z' - \zeta'_1) \cos \Theta}{\{(x' - \xi')^2 + y'^2\} \sin^2 (\Theta - \theta) + k^2 (z' - \zeta'_1)^2} \end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
& \times \left\{ \frac{\sqrt{(x' - \xi')^2 + y'^2} \cos(\Theta - \theta)}{\sqrt{(x' - \xi')^2 + y'^2 + k^2(z' - \zeta_1')^2}} + 1 \right\} \\
& - \frac{(x' - \xi')(z' - \zeta_2) \cos \Theta}{\{(x' - \xi')^2 + y'^2\} \sin^2(\Theta - \theta) + k^2(z' - \zeta_2)^2} \\
& \times \left\{ \frac{\sqrt{(x' - \xi')^2 + y'^2} \cos(\Theta - \theta)}{\sqrt{(x' - \xi')^2 + y'^2 + k^2(z' - \zeta_2')^2}} + 1 \right\} \\
K_z = & \frac{(x' - \xi') \sqrt{(x' - \xi')^2 + y'^2} \sin(\Theta - \theta)}{\{(x' - \xi')^2 + y'^2\} \sin^2(\Theta - \theta) + k^2(z' - \zeta_1)^2} \\
& \times \frac{1}{k} \left\{ \frac{\sqrt{(x' - \xi')^2 + y'^2} \cos(\Theta - \theta)}{\sqrt{(x' - \xi')^2 + y'^2 + k^2(z' - \zeta_1')^2}} + 1 \right\} \\
& - \frac{(x' - \xi') \sqrt{(x' - \xi')^2 + y'^2} \sin(\Theta - \theta)}{\{(x' - \xi')^2 + y'^2\} \sin^2(\Theta - \theta) + k^2(z' - \zeta_2)^2} \\
& \times \frac{1}{k} \left\{ \frac{\sqrt{(x' - \xi')^2 + y'^2} \cos(\Theta - \theta)}{\sqrt{(x' - \xi')^2 + y'^2 + k^2(z' - \zeta_2')^2}} + 1 \right\}
\end{aligned} \tag{4.10}$$

ただし,

$$\theta = \tan^{-1} \{y' / (x' - \xi')\}$$

$$x', y', \xi' = x, y, \xi / (L/2)$$

$$z', \zeta_1', \zeta_2' = z, \zeta_1, \zeta_2 / (d/2)$$

k : ロワーハルの中央縦断面の縦横比 ($= d/L$)

ζ_1, ζ_2 : ロワーハルの中央断面を表す翼の下端, 上端の z 座標

d : ロワーハルの深さ

次に, ロワーハルに作用する揚力はロワーハルを矩形平板翼に置き換えて表わしているため, ロワーハルの中央縦断面の中心線上においては, 一様流の流速ならびに jet, 吹き出しによる誘導速度の各々の y 軸方向成分と, 矩形平板翼上の束縛渦と翼の両端から流出する自由渦による誘導速度の y 軸方向成分

との間に次の関係が成り立つ。

$$\sin \beta + V'_{jy} + V'_{sy} = -\frac{k}{4\pi} \int_{-1}^1 \frac{\gamma(\xi')}{x' - \xi'} K_y d\xi' \quad (4.11)$$

ここで、 V'_{sy} はローハルの表面に分布した吹き出しによって任意の点 (x, y, z) に誘導される速度の y 軸方向成分を一様流の流速 U で無次元化した値であり、次式で求められる。

$$V'_{sy} = \iint_S \frac{\sigma(\xi, \eta, \zeta)(y - \eta)}{U \{(x - \xi)^2 + (y - \eta)^2 + (z - \zeta)^2\}^{\frac{3}{2}}} dS \quad (4.12)$$

以上より、ローハルに働く揚力を表わすために置き換えた矩形平板翼に分布させた渦の強さ γ と、ローハルの形状を表わすためにその表面に分布させた吹き出しの強さ σ を (4.7) 式と (4.11) 式を同時に満足するように求める。この γ と σ を用いてローハルまわりの誘導速度場を計算し、Bernoulli の定理によって圧力 p を求めてローハルの周囲で積分することにより、ローハルに作用するスラスターの jet による干渉力の x, y 軸方向成分 F_x, F_y および干渉モーメント M は次式のように求められる。

$$\left. \begin{aligned} F_x &= -\iint_S p \cdot n_x dS \\ F_y &= -\iint_S p \cdot n_y dS \\ M &= \iint_S p(x \cdot n_y - y \cdot n_x) dS \end{aligned} \right\} \quad (4.13)$$

ここで、 n_x, n_y はそれぞれローハルの表面における外向き単位法線ベクトル \vec{n} の x, y 軸方向成分である。

4.4 スラスタが発生する制御力の数値計算例および考察

前節に示した方法を用いて、浮体構造物が前進速度を伴って運動している時にスラスタを稼働した場合に、スラスタが発生する制御力の計算を行なった。計算の対象とした浮体構造物のローハルの形状ならびにスラスタの取り付け位置を Fig.4-3 に、ローハルの主要目を Table 4-1 にそれぞれ示す。ローハルの全長は 115.0 m、スラスタの噴出口の半径 r_{j0} は 1.155 m である。スラスタの中心位置の座標はローハルの中心線上において midship より前方に 36.0 m、ローハルの底面よりスラスタの噴出口の半径 r_{j0} の 2 倍下方の位置とする。また、ローハルに作用する流体力の数値計算においては、Fig.4-3 に示したようにローハルの前後端の上下面をそれぞれ 5 個の三角形要素に分割し、中央の平行部については幅方向に 4 分割、長さ方向に 8 分割、深さ方向に 2 分割の四辺形要素に分割し、計 136 個の面要素でローハルを表わした。要素数については、要素数をさらに増加しても数値計算結果に差がないことを確認して決定した。スラスタから噴出される jet の湾曲径路の計算

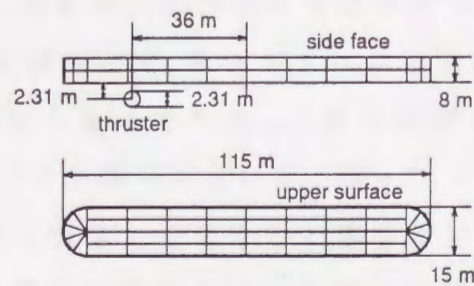


Fig.4-3 Thruster location and geometry of lower hull of the offshore platform

Table 4-1 Principal particulars of lower hull of the offshore platform

Length of lower hull	115.0 m
Breadth of lower hull	15.0 m
Depth of lower hull	8.0 m

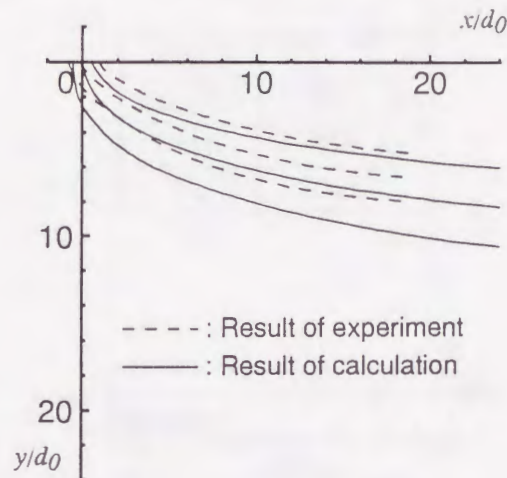


Fig.4-4 Comparison of jet path

においては、(4.4) 式中の実験定数 E_1, E_2, E_3 の値を決定する必要があるが、スラスタから噴出される jet の発達に関してはその測定が困難であることから、浮体構造物に装備されたスラスタを対象とした実験は見あたらない。しかしながら、船舶に装備されたバウ・スラスタから噴出される jet に関しては、九州大学においてその経路の発達過程の可視化実験が行なわれている。この実験はバウ・スラスタを装備した模型船の運動を拘束して曳航し、可視化用の tracer をスラスタに流入させ、スラスタから噴出された jet の湾曲径路とその発達過程を観測したものである。この実験結果より、実験定数として $E_1 = 0.4, E_2 = 0.112, E_3 = 0.8$ が得られている。従って、ここでは E_1, E_2, E_3 の値として、この模型船に関する実験から得られた値を用いる。また、スラスタから噴出される jet の流出角の初期値も同じ実験より得られた値 $\theta_{j0} = 1.471 \text{ rad}$ とする。jet 流管の抗力係数 C_d の値については、簡単のため一様流中に置かれた円柱の抗力係数を用いた。これらの実験定数を用いて計算した jet の径路と実験によって得られた jet の径路を比較した結果を Fig.4-4 に示す。この図を見ると、jet 噴出直後の湾曲率や jet 流管の半径に多少差異が見られるが、定性的には jet の湾曲径路やその発達過程をよく表わしていると考えられる。従って、以後、これらの値を用いて行なった数値計算結果を示す。

まず最初に、本章で示したローハルに作用する流体力の計算法の妥当性

Table 4-2 Principal particulars of the model ship

Length	3.0	m
Breadth	0.4461	m
Draft	0.1078	m
C_b	0.7069	

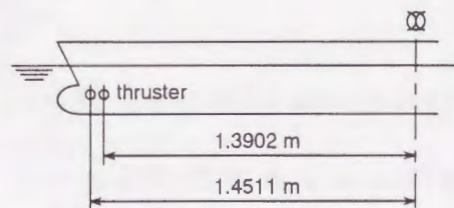


Fig.4-5 Bowthruuster location of model ship

の検証を行なう。計算法の妥当性の検証のためには、計算対象と同一浮体構造物に対する実験結果と比較することが望ましいが、浮体構造物を対象とした実験例はほとんどない。従って、ここでは貴島ら [46] がバウ・スラスターを装備した模型船を対象として制御力の測定を行なった実験の結果ならびに船体を矩形平板翼のみで置き換えた場合の数値計算結果との比較を行なった。文献 [46] に示された結果は、船長 3.0 m、吃水 0.1078 m の模型船に対するものであり、その模型船の主要目を Table 4-2 に、スラスターの取り付け位置を Fig.4-5 に示す。また、船体を矩形平板翼で置き換えた場合の数値計算は水面を固定壁とみなして船体の二重模型を考え、Fig.4-6 (a) に示すようにスラスターが翼中心線上の前縁部に取り付けられているという仮定の下で行なわれている。従って、比較のために行なった本章で示した計算法による数値計算においても、Fig.4-6 (b) に示すようにスラスターの x 軸方向の取り付け位置は同様にローハルの先端部とした。 y 軸方向の取り付け位置については、スラスターの jet の噴出位置をローハルの中央縦断面と一致させた場合、湾曲し拡散した jet がローハルを貫通することになる。従って、Fig.4-6 (b) に示すように、jet がローハルを貫通しないように jet の噴出口を y 軸の正方向にずらして数値計算を行なった。以上の条件の下で行なった数値計算の結果と文献 [46] の結果については、計算対象の船型が異なるため定量的には直接比較することはできない

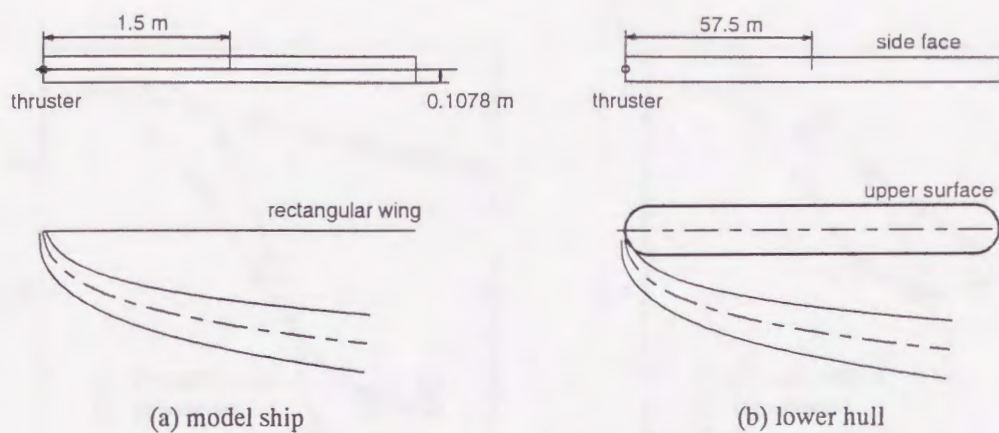


Fig.4-6 Thruster location for numerical calculation

が、スラスタとローハルあるいは船体との相対的な位置関係はほぼ等しいので、定性的な傾向については比較が可能であると考えられる。また、実験との比較は次式で定義されるパラメータ C_Y, C_M を用いて行なった。

$$\left. \begin{aligned} C_Y &= \frac{T - F_y}{T - F_{y0}} \\ C_M &= \frac{T \cdot x_T - M}{T \cdot x_T - M_0} \end{aligned} \right\} \quad (4.14)$$

C_Y, C_M はそれぞれ前進速度が 0 m/sec の場合のスラスタが発生する横力およびモーメントに対して任意の前進速度においてスラスタが発生する横力およびモーメントの割合を表わすものである。ここで、 T はスラスタの設定推力、 F_{y0}, M_0 は前進速度が 0 m/sec の場合に浮体構造物のローハルに作用する横方向の干渉力および干渉モーメント、 x_T はスラスタの位置の x 座標である。ただし、前進速度 0 m/sec における計算は、微小速度を有する場合の値で代用している。

Fig.4-7 (a),(b) に横軸に前進速度 U 、縦軸にそれぞれ C_Y, C_M をとって実験結果と数値計算結果を比較した図を示す。図中の □ 印は実験によって得られた結果、◇ 印は船体を矩形平板翼だけで置き換えた場合の数値計算結果をそれぞれ示している。○ 印は本章で示したローハルの形状を考慮した場合の数値計算結果を示しているが、前進速度 U が 3.0 m/sec をこえるとスラスタから噴出された jet の湾曲が大きくなり jet がローハルを貫通することになるため、ここでは前進速度 U が 2.5 m/sec までの結果を示している。また、図中の実線は実験結果ならびに数値計算結果を補間したものである。

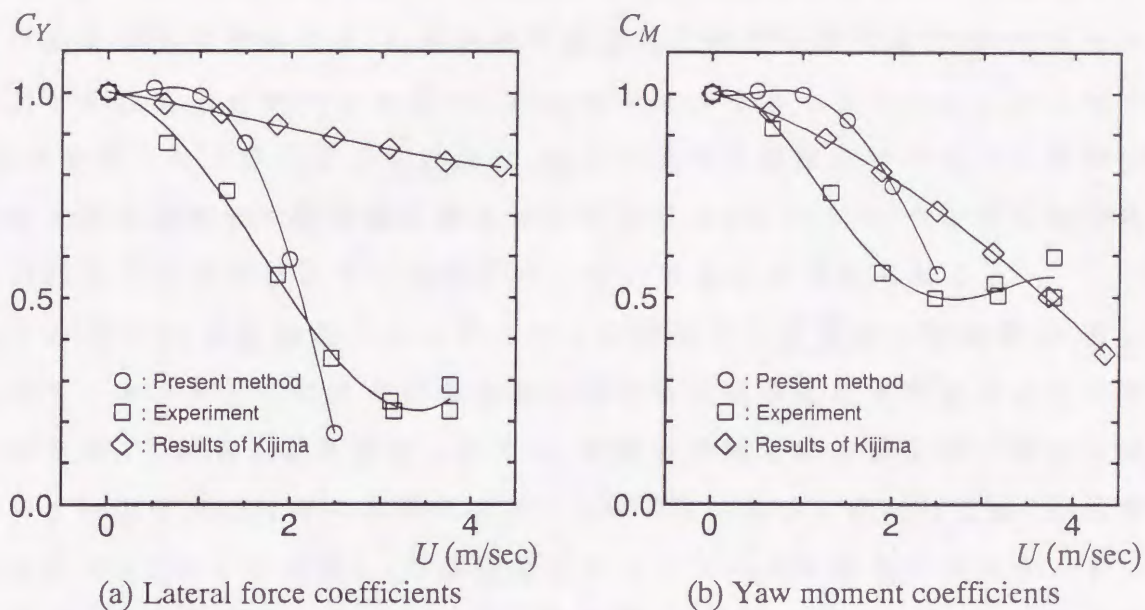


Fig.4-7 Lateral force coefficients and yaw moment coefficients ($U_j = 5.334$ m/sec)

まず, Fig.4-7 (a) に示した C_Y について見ると, \square 印で示した実験によって得られた結果は, 前進速度が増加するにつれてスラスタが発生する横力はかなり低下し, ある程度船速が大きくなると横力が回復する傾向を示している。 \diamond 印で示した船体を矩形平板翼だけで置き換えた場合の数値計算結果は, 横力が常に減少し続ける傾向を示しており, その低下率も小さくなっている。これに対して \circ 印の本章で示したローハルの形状を考慮した場合の数値計算結果は, 横力が減少し始める前進速度がやや実験結果よりも大きくなっているが, その後の減少率は実験結果とほぼ同じような傾向を示している。また, 二つの数値計算法による結果を比較すると, 前進速度が 1.5 m/sec 以下の範囲においては船体を矩形平板翼で置き換えた場合の結果の方が横力の減少率が大きくなっている。船体を矩形平板翼で置き換えた場合, その翼面上に分布させた渦の強さは jet による誘導速度を考慮した境界条件により求めるため, jet が湾曲し船体を表わす矩形平板翼との距離が近づけば近づくほど干渉力が増加し, 横力が減少することになる。しかしながら, 本章で示した数値計算法においては, jet による誘導速度に加えてローハル表面に分布させた吹き出しによる誘導速度を含む境界条件によって渦の強さを求めているため, 干渉力は単調に減少することにはならず, 上述のような差が現れているものと考えられる。

次に Fig.4-7 (b) に示した C_M については、本論文で計算対象としているローハルは前後対称な形状であり、実験の対象とした模型と異なるため、ローハルまわりの圧力分布がかなり異なったものになると考えられる。しかしながら、本章で示した計算法による結果は、横力の場合と同様にモーメントが減少し始める前進速度がやや実験結果よりも大きくなっているが、その後の減少率は実験結果とほぼ同じような傾向を示しているものと考えられる。

以上のように、浮体構造物のローハルを対象とした数値計算結果は、横力およびモーメントともにその値が減少し始める前進速度が実験結果よりもやや大きくなっている。この原因としては、実験に使用された模型船の場合にはスラスターの噴出口付近の船幅は小さく、midship に近づくにつれて徐々に船幅が大きくなっていくのに対し、浮体構造物のローハルの場合にはスラスターの噴出口のすぐ後方からローハルの幅が広がっているため、このようなスラスターの噴出口付近における船体形状の違いによる影響が現れているものと考えられる。しかしながら、横力およびモーメントが減少し始めた後の減少率は実験と同様な傾向を示しているため、本章で示した計算法を用いてローハルに作用する流体力の特性の定性的な傾向について検討を行なうことは妥当であると考えられる。

以下、Fig.4-3 に示したローハルの下部にスラスターを装備した浮体構造物に対して、正面 ($\beta = 0^\circ$) より流速 U の一様流が流れている場合、即ち浮体構造物が前進速度 U で運動している場合について、ローハルの形状を考慮して計算した任意の前進速度 U に対する C_Y, C_M の値を示す。この時、スラスターの設定推力は浮体構造物の定点保持に際して実機で使用される最大推力程度の 30 ton、およびその半分の 15 ton とした。さらに、比較のため、各計算コンディションについて、ここで計算対象としている Fig.4-3 に示した浮体構造物のローハルに対して、貴島ら [46] が示している船体を矩形平板翼で置き換える計算法を適用して求めた結果も同時に示す。また、スラスターの設定推力 T とスラスター噴出口における jet の流速の初期値 U_{j0} の間には、次の関係が成り立つものと仮定し、設定推力に対するスラスター噴出口における jet の流速の初期値 U_{j0} を求める。

$$T = \frac{1}{2} \rho C_T A_T U_{j0}^2 \quad (4.15)$$

ここで、 A_T はスラスタ噴出口の面積である。 C_T はスラスタの噴出口の形状によって決定される係数であり、ここでは1.0とした。

Fig.4-8 (a)は、スラスタの設定推力が30 ton (スラスタ噴出口におけるjetの初期流速 $U_{j0} = 11.699$ m/sec) の場合について C_Y の値を示しているが、前進速度が1.5 m/secまではローハルの形状を考慮した場合と矩形平板翼で置き換えた場合の結果には大差はなく、前進速度の影響によるスラスタが発生する横力の減少は見られない。しかしながら、前進速度が1.5 m/secをこえると、本章で示した計算法による結果は横力の急激な低下を示しており、その減少率は最大で約50%程度となっている。Fig.4-8 (b)にはスラスタの設定推力が15 ton ($U_{j0} = 8.272$ m/sec) の場合に対する C_Y の値を示しているが、この場合もスラスタが発生する横力は前進速度が1.0 m/secをこえた付近から急激に約50%にまで減少している。しかしながら、前進速度が3.0 m/secをこえると再び横力が増加する傾向を示している。このように横力が急激に減少し、またある程度の船速をこえると横力が回復してくる原因としては次のことが考えられる。

まず、Fig.4-9 (a), (b) にそれぞれ、スラスタの設定推力が30 ton, 15 ton の場合についてjetの湾曲径路のcenter lineを示しているが、当然のことながら、前進速度が大きくなるにつれてjetの湾曲径路も大きくなっており、このように

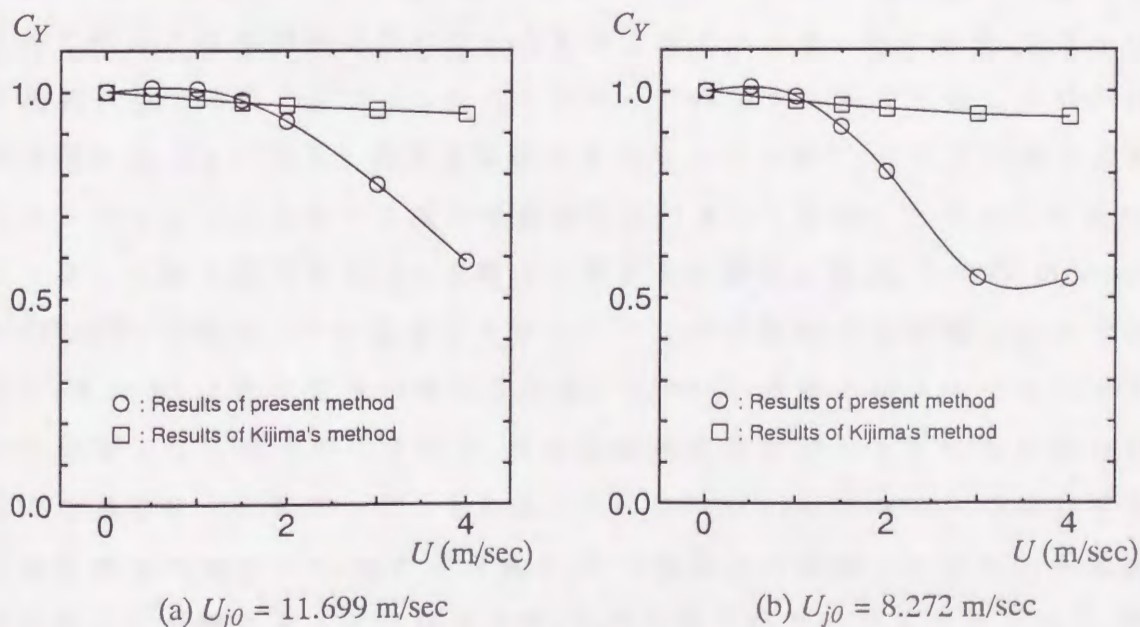


Fig.4-8 Lateral force coefficients

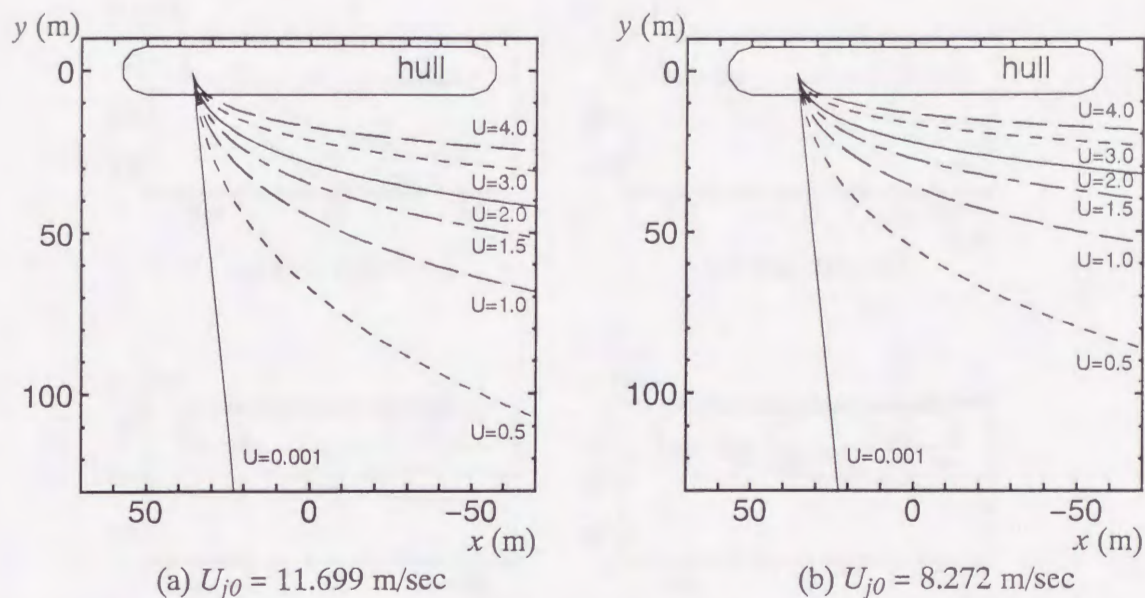


Fig.4-9 Jet center line

jetの湾曲がスラスタが発生する横力に大きな影響を与えているものと考えられる。

Fig.4-10には、スラスタの設定推力が15 tonの場合について、各前進速度に対するjetのcenter lineとその拡散状態を示している。jetが湾曲して後方に流され、さらその直径が大きくなるにつれてローハルとjetの流管との間にはさまれて低圧となる領域が生じているものと考えられる。その結果、ローハルの両舷に生じる圧力差によってスラスタが発生する横力を減じる方向に力が作用することになる。前進速度が大きくなるにつれて、この圧力差が大きくなりスラスタが発生する横力の減少率が大きくなるものと考えられるが、スラスタの設定推力が15 tonの場合に対する計算例の場合、 $U = 3.0$ m/secと $U = 4.0$ m/secの場合、jetの流管とローハルとの相対的な位置関係には大差はなく、またjet流管の直径の増加も少ないため、jet流管とローハルにはさまれて低圧となる領域がなくなり、ある程度前進速度が大きくなると横力が回復する傾向を示すものと考えられる。これに対して、ローハルを矩形平板翼で置き換えた場合には、矩形平板翼とjetの流管との距離がローハル表面との距離よりも離れることになるため、圧力の低下がそれほど大きくなく、横力の低下率が小さくなっているものと考えられる。

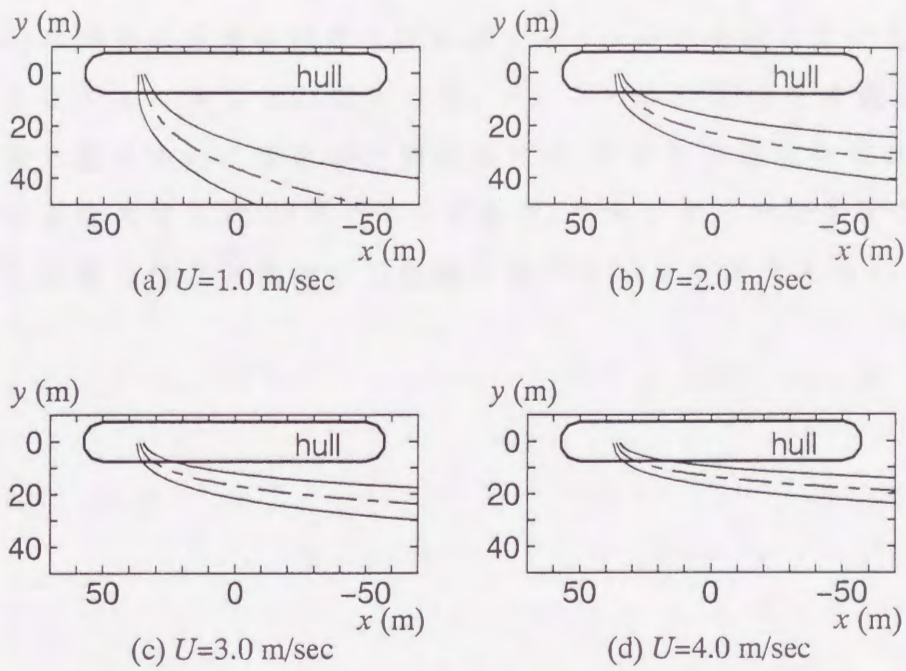


Fig.4-10 Jet path

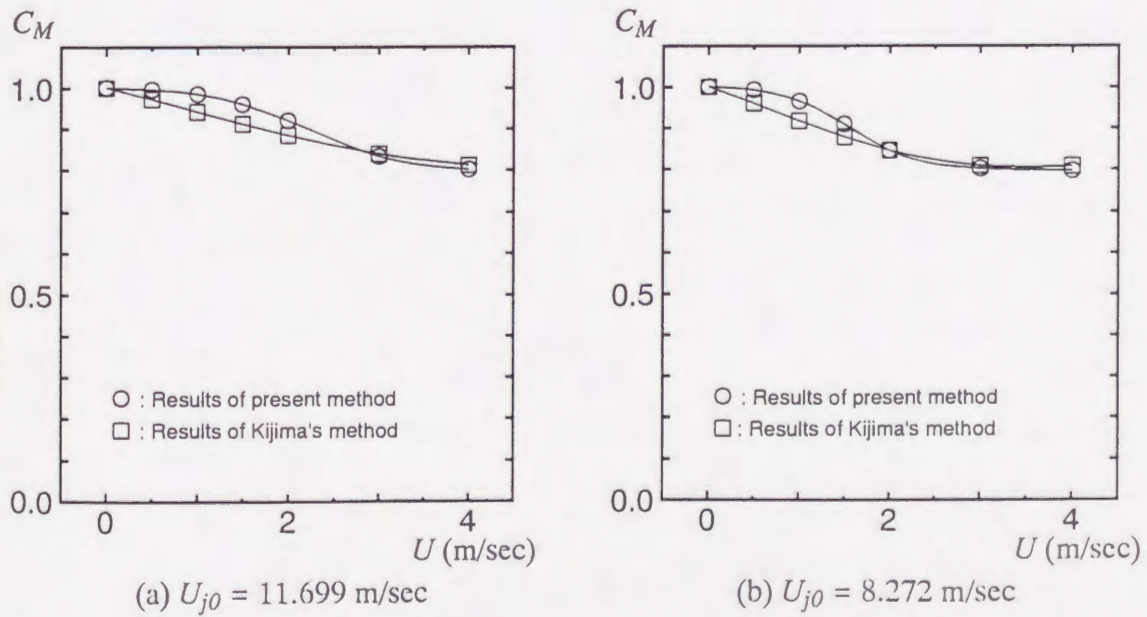


Fig.4-11 Yaw moment coefficients

Fig.4-11 (a), (b) には同じくスラスターの設定推力が 30, 15 ton ($U_{j0} = 11.699, 8.272$ m/sec) の場合の任意の前進速度に対する C_M の値を示しているが、スラスターが発生するモーメントに関しては、ローハルの形状を考慮した場合と矩形平板翼で置き換えた場合の計算結果には、大きな差は現れておらず、またその減少率も最大でも約 20% となっており、スラスターが発生するモーメントに関しては横力ほど前進速度の影響は受けないものと考えられる。

4.5 結言

本章においては、スラスタを装備した浮体構造物の形状を考慮して、スラスタが発生する制御力を推定する方法を示した。さらに、実際にこの推定法を用いてスラスタが発生する横力および回頭モーメントの推定を行なった数値計算例を示し、バウ・スラスタを装備した模型船に対する実験結果と比較することにより、計算法の妥当性を確かめるとともに、浮体構造物の定点保持に使用されるスラスタの性能に及ぼす前進速度の影響について検討を行なった。その結果、浮体構造物に装備されたスラスタに関して、前進速度が増加するにつれてスラスタが発生する横力は減少し、ある程度の速度をこえると横力は再び増加すること、また、スラスタが発生する回頭モーメントも前進速度が増すにつれて徐々に減少するが、その影響は横力ほど大きくないことを数値計算によって示した。また、本章で示した数値計算例においては、スラスタが発生する横力は前進速度が 2.0 m/sec をこえると急激に減少し、最大で約 50% 程度減少する傾向が見られた。浮体構造物の定点保持において制御力としてスラスタを使用する場合、その前進速度が 2.0 m/sec 程度以下であれば、前進速度がスラスタが発生する横力に与える影響はさほどないものと考えられる。しかしながら、潮流中において浮体構造物が稼働する場合のように、浮体構造物の運動によって対水船速が 2.0 m/sec をこえるような状況が想定される場合には、このような浮体構造物が運動することによって生じる前進速度の影響によるスラスタの性能の低下を、その設計段階において十分考慮に入れることが必要であると思われる。

第5章 制御性能に影響を与える要素

5.1 緒言

第3章においては、潮流と風の影響下において浮体構造物の定点保持を行なうための最適レギュレータを適用した制御系を提案した。また、浮体構造物の定点保持に対して、最適レギュレータを適用した制御系を使用した場合と従来主として使用されているPID制御を使用した場合について、同一条件の外乱下において浮体構造物の運動のシミュレーション計算を行ない、最適レギュレータを適用した制御系は、PID制御系と同程度の制御性能を有することを示した。以上の結果は制御方法のみに着目した制御系としての性能の評価であるが、実際に浮体構造物の定点保持を行なうことを考えた場合、制御系としての性能の評価に際して考慮に入れるべき要素が種々考えられる。

浮体構造物の運動は制御系の指令に従って、最終的にはスラスタが発生する制御力によって制御される。従って、同じ制御方法を使用したとしても、浮体構造物に装備されるスラスタの形式やその配置方法の違いによって、定点保持性能は大きな影響を受けるものと考えられる。実用的な観点からは、できるだけ簡便な制御法により、しかも少ない制御力でより効率良く定点保持が行なわれることが望ましいと思われる。また、浮体構造物が海洋調査、石油掘削等の作業海域において実際に稼働する場合、浮体構造物に外乱として作用する潮流と風は非定常なものとなる。従って、このような非定常な外乱下における制御系としての性能を検討することが必要である。さらに、実際のスラスタを考えた場合には、スラスタを稼働し始めてから推力が設定推力を発生するまでには一定の時間が必要となる。スラスタのjetの噴出方向を 360° 旋回させることが可能であり、推力の方向を任意の方向に向けることができる首振り型のスラスタの場合には、スラスタが指定した方向へ旋回するまでの運動についてもその旋回角速度によって制限されることになる。その結果、制御系の指令から実際にスラスタが必要な制御力を発生する過程において応答の遅れが生じることになり、制御系の定点保持性能への影響が考えられる。また、第4章において示したように、浮体構造物が前進速度を伴って

運動している場合には、その影響によりスラスタが発生する制御力が減少するため、期待通りの制御力を得ることができず、制御系の定点保持性能へ影響を及ぼすことが考えられる。

以上のように、実際に運動している浮体構造物を考えた場合、制御系の定点保持性能を考える上で考慮すべき要素が数多く存在する。従って、本章においては、このような制御系の性能に大きく影響を与えると思われる要素を考慮して浮体構造物の運動のシミュレーション計算を行ない、制御性能に影響を与える要素を明らかにするとともに、定点保持をより効率的に行なうための方法を提案し、浮体構造物の定点保持のための制御系の設計に際して一つの指針を与えることを目的とする。

第2節においては、浮体構造物に装備するスラスタの形式として三つのtypeを考え、スラスタの形式と配置の違いによる浮体構造物の運動への影響を示している。

第3節においては、第3章に示した最適レギュレータを適用した制御系を使用して、外乱として変動風および流速が変化する潮流が作用する場合の浮体構造物の定点保持運動のシミュレーション計算例を示している。

第4節においては、首振り型のスラスタに対して応答の遅れを考慮するための簡便なモデルを示すとともに、このモデルを用いて行なったスラスタの応答の遅れを考慮した浮体構造物の運動のシミュレーション計算例を示し、制御性能に大きな影響を与える要素を明らかにしている。

第5節においては、前進速度の影響によるスラスタが発生する制御力の減少を考慮した浮体構造物の運動のシミュレーション計算を行ない、制御力の減少が制御性能に与える影響について示している。

第6節は本章で得られた結果をまとめている。

5.2 スラスターの形式およびその配置が制御性能に与える影響

スラスターの形式や配置については、その構造やコスト等の違いによってさまざまな組み合わせが考えられるが、実用的な観点からは、少ない制御力で効率的に定点保持を行なうことが望ましいと考えられる。従って、本節においては Fig.5-1 に示す三つの type のスラスターを Fig.1-3 に示したようにローハルの下部に装備した場合について、外乱下における浮体構造物の運動のシミュレーション計算を行ない、スラスターの形式と配置の違いが制御系の定点保持性能へ与える影響について検討する。

1. Type A

Fig.5-1 (a) に示した Type A は x, y 軸方向および z 軸まわりのモーメントに対して推力の方向を固定した方向固定型のスラスターを 2 基ずつ、計 6 基、各ローハルの下部に設置した場合である。この type はスラスターの方向を固定しているため、スラスターの出力のみを加減することにより制御力を調整することが可能であり、また、構造的にもスラスターの方向が固定されているため、比較的簡単なものとなっている。ここでは、 x, y 軸方向の制御力を発生する No.1, No.2 および No.3, No.4 のスラスターの配置は Fig.5-1 (a) に示すように偶力を発生しないように選び、No.5, No.6

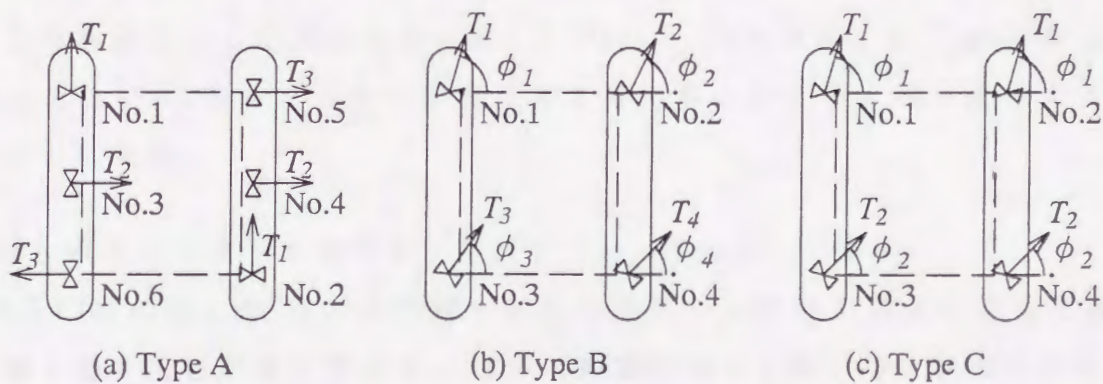


Fig.5-1 Types of thruster arrangement

のスラスターのみによって z 軸まわりの制御力モーメントを受け持つようにした。

2. Type B

Fig.5-1 (b) に示した Type B はスラスターの jet の噴出方向を 360° 旋回させることが可能であり、推力を任意の方向に発生することができる首振り型スラスターを 4 基、各ローハルの下部に設置した場合である。この type は制御力を設定する際に、パラメータとしてスラスターの推力およびその方向を指定する必要があるため、スラスターの構造、制御系ともにやや複雑になるとと思われる。しかしながら、スラスターの方向の組み合わせによっては、Type A の場合よりも大きな制御力を発生することが期待できる。

3. Type C

Fig.5-1 (c) に示した Type C は首振り型のスラスターを 4 基、Type B と同様に配置しているが、前部 2 基、後部 2 基のスラスターの推力および推力の方向を等しくすることにより、操作の必要なパラメータの数を Type B よりも少なくし、制御系を簡略化したものである。

(3.25) 式で求められる最適制御力は全スラスターが発生する推力を全て合わせた形で表わされているため、1 基のスラスターが発生する推力を決定する必要がある。また、推力の方向を任意の方向に向けることが可能な首振り型のスラスターを装備した Type B, Type C の場合には、各スラスターが推力を発生する方向を決定する必要がある。従って、Type A, Type B および Type C の三つの type について、各スラスターが発生する推力およびその方向を決定する方法を以下に示す。

[Type A のスラスターの場合]

Fig.5-1 (a) に示した Type A に対する各スラスターの推力の決定方法は第 3 章の第 4 節に示した通りである。Type A の場合は x, y 軸方向の制御力ならびに z 軸まわりの制御力モーメントを各々 2 基ずつのスラスターで受け持つため、スラスター一基が発生する推力は (3.29) 式より求められ、それぞれの方向の最適制御力の半分となる。また、(3.29) 式より求められた推力がスラスター

の最大推力をこえる場合には、スラスタは最大推力をそのまま維持するものとする。

[Type B のスラスタの場合]

Fig.5-1 (b) に示した Type B のスラスタは任意の方向にその推力を発生することが可能な首振り型であるため、(3.25) 式によって求められた制御力を実現する各スラスタの推力とその方向の組み合わせは無数に考えられ、その組み合わせの中から最適な 4 基のスラスタの方向と推力を決定する必要がある。従って、ここでは Lagrange の未定乗数法 [23] を用いて、4 基のスラスタが発生する推力の 2 乗和が最小になるという条件の下で各スラスタの推力とその方向を決定し、(3.25) 式によって求められた最適制御力を実現する。No.1 ~ No.4 の各スラスタの推力および推力の方向を $T_i, \phi_i (i=1 \sim 4)$ とすると、Lagrange の未定乗数法を用いて、各スラスタの推力およびその方向は次式で与えられる。

$$\left. \begin{aligned} T_i &= \sqrt{T_{xi}^2 + T_{yi}^2} \\ T_{xi} &= \frac{1}{4} \tau_x^o - y_{Ti} \frac{\tau_z^o}{\sum_{j=1}^4 (x_{Tj}^2 + y_{Tj}^2)} \\ T_{yi} &= \frac{1}{4} \tau_y^o + x_{Ti} \frac{\tau_z^o}{\sum_{j=1}^4 (x_{Tj}^2 + y_{Tj}^2)} \\ \phi_i &= \tan^{-1} \left(\frac{T_{xi}}{T_{yi}} \right) \end{aligned} \right\} \quad (5.1)$$

for $i = 1 \sim 4$

ここで、

x_{Ti} : No.i のスラスタの位置の x 座標 ($i = 1 \sim 4$)

y_{Ti} : No.i のスラスタの位置の y 座標 ($i = 1 \sim 4$)

(5.1) 式より求められる推力がスラスタの最大推力をこえる場合には、4 基のスラスタの推力のバランスを保ったまま、1 基のスラスタが発生する推力が最大推力内におさまるように各スラスタの推力を減じるものとする。

[Type C のスラスターの場合]

Fig.5-1 (c) に示した Type C のスラスターに対しても、スラスターが発生する推力とその方向の組み合わせは無数に考えられるため、Type B と同様に Lagrange の未定乗数法を用いて各スラスターが発生する推力とその方向を決定する。No.1, No.2 のスラスターの推力および推力の方向をそれぞれ T_1, ϕ_1 , No.3, No.4 のスラスターの推力および推力の方向をそれぞれ T_2, ϕ_2 とすると、各スラスターの推力およびその方向は次式で与えられる。

$$\left. \begin{aligned} T_i &= \sqrt{T_{xi}^2 + T_{yi}^2} \\ T_{xi} &= \frac{1}{4} \tau_x^o \\ T_{yi} &= \frac{1}{4} \tau_y^o + (x_{T2i-1} + x_{T2i}) \frac{\tau_z^o}{\sum_{j=1}^2 (x_{T2j-1} + x_{T2j})^2} \\ \phi_i &= \tan^{-1} \left(\frac{T_{xi}}{T_{yi}} \right) \end{aligned} \right\} \quad (5.2)$$

for $i = 1, 2$

(5.2) 式より求められる推力がスラスターの最大推力をこえる場合には、4基のスラスターの推力のバランスを保ったまま、1基のスラスターが発生する推力が最大推力内におさまるように各スラスターの推力を減じるものとする。

浮体構造物の運動のシミュレーション計算は、Type A, Type B および Type C の三つの場合について、空間固定座標系の原点に停止している浮体構造物に対して、計算開始と同時に外乱として潮流と風を与え、浮体構造物が外乱によって原点から流され始めてから一定時間経過した後、再び原点に戻って停止するように制御を開始する。この時、スラスターが発生する制御力に対して速度影響による制御力の減少はないものと仮定する。シミュレーション計算時間は500秒までとし、制御系の離散時間は1秒とした。この時、外乱として絶対流速 $V_C = 2.0$ m/sec, 絶対流向 $\alpha = 45^\circ$ の潮流と、絶対風速 $V_W = 10.0$ m/sec, 絶対風向 $\nu = 45^\circ$ の風が定常的に作用しているものとした。また、スラスター1基あたりの最大推力は実機で使用されている程度の30 tonとした。制御を開始する時間は、浮体構造物が潮流と風の影響によって原点から流され始め、その変位

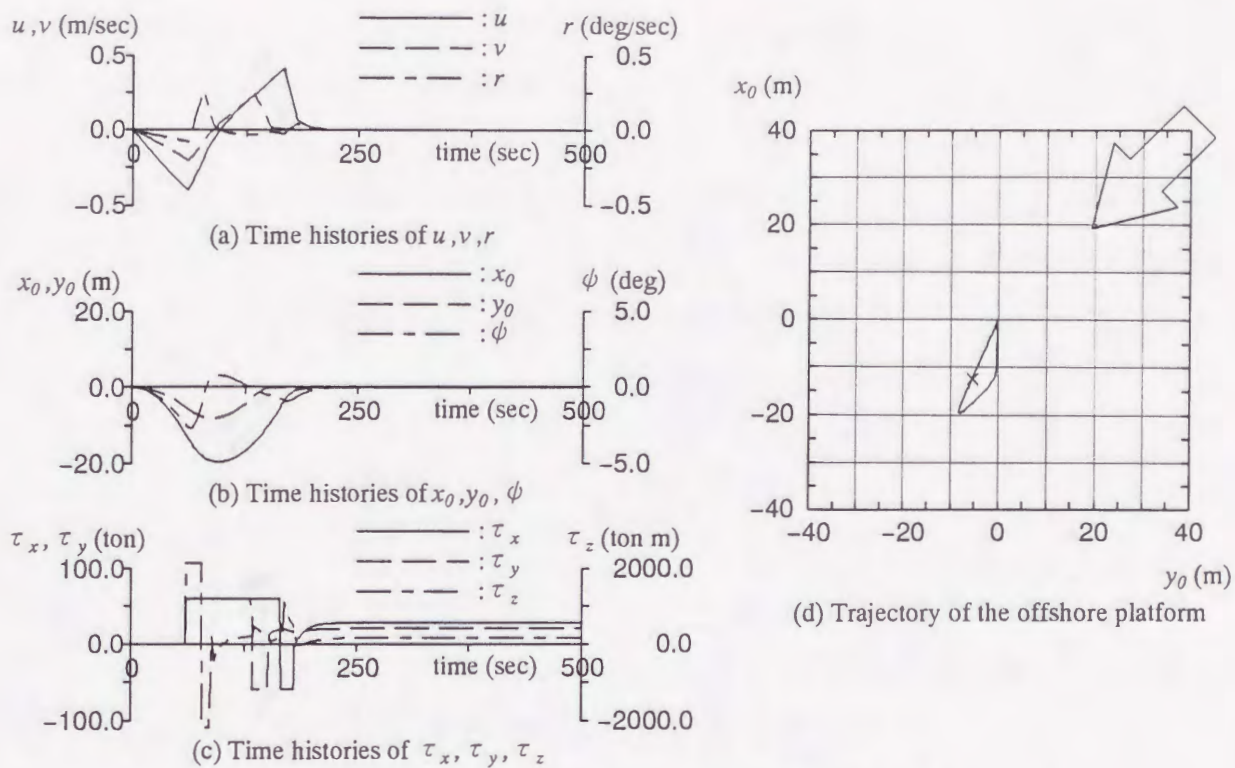
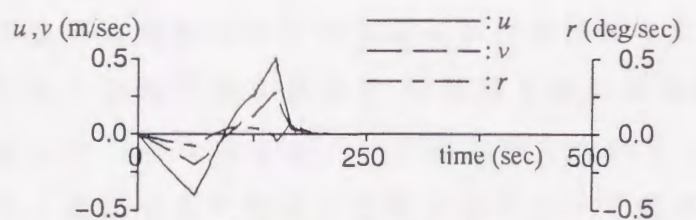


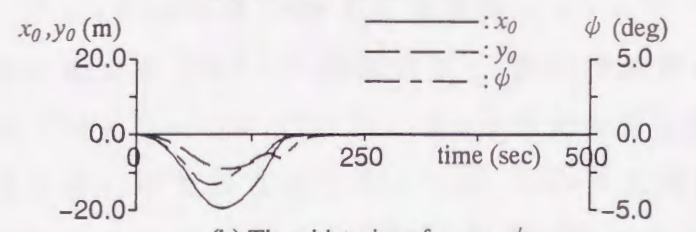
Fig.5-2 Time histories and trajectory of the offshore platform
 (Type A : $V_C = 2.0$ m/sec, $V_W = 10.0$ m/sec)

が初期条件として十分に大きく発達したと考えられるシミュレーション計算開始より 60 秒後からとした。シミュレーション計算に際しては、水深を錨鎖による係留が困難になる 500 m と設定し、その目標点からの変位の許容限界を水深の 5% の 25 m とした。従って、この許容限界を大きくこえた場合には、制御が不可能であるとみなして計算を打ち切った。

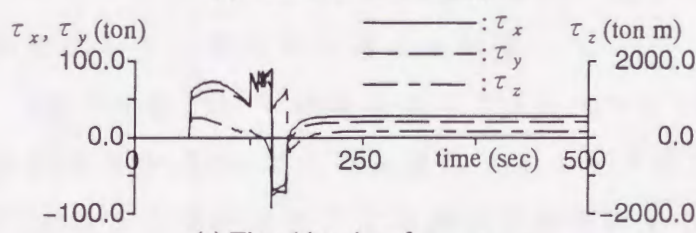
まず、Fig.5-2 に Type A の場合に対するシミュレーション計算結果を示す。(a) 図は速度および回頭角速度の時系列、(b) 図は位置および回頭角の時系列、(c) 図は x, y 軸方向および z 軸まわりの制御力の時系列を示している。また、(d) 図における矢印は外乱として作用する潮流と風の方角、実線は浮体構造物の重心の航跡、 \times 印は制御開始位置をそれぞれ示しており、制御開始後も浮体構造物は外乱によってやや流され、その後制御の目標点である原点に戻っていることを示している。(b) 図の変位の時系列を見ると、サージング、スウェイング、ヨーイングの三つの運動の中でスウェイングが最も早く収束しており、制御開始より約 150 秒程度で y_0 軸方向の運動は停止している。続いて約 200 秒までに x_0 軸方向の運動と回頭運動もおさまり、浮体構造物は制御の目標点である



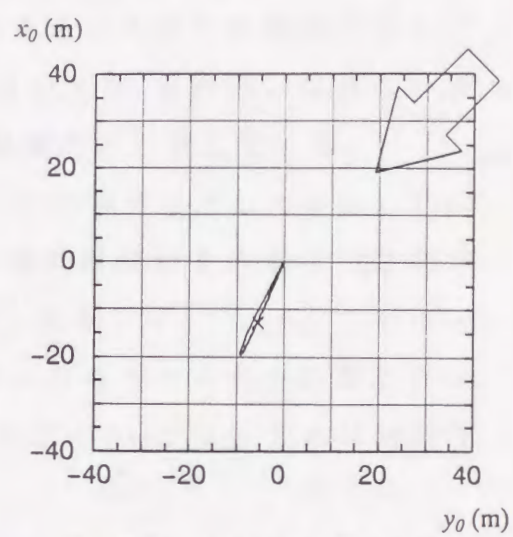
(a) Time histories of u, v, r



(b) Time histories of x_0, y_0, ϕ

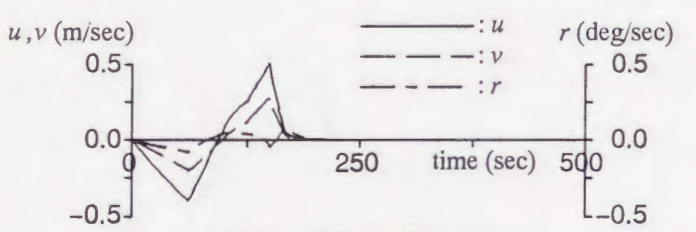


(c) Time histories of τ_x, τ_y, τ_z

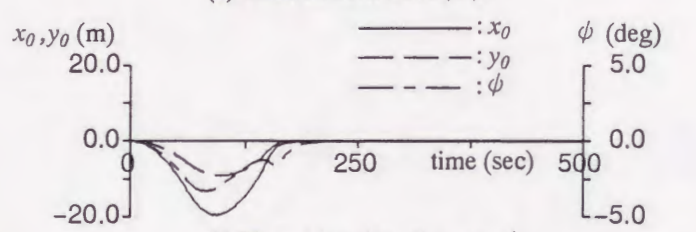


(d) Trajectory of the offshore platform

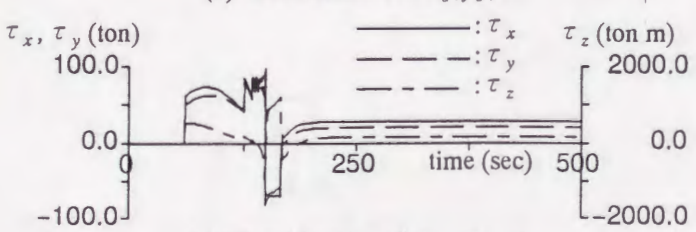
Fig.5-3 Time histories and trajectory of the offshore platform
(Type B : $V_C = 2.0$ m/sec, $V_W = 10.0$ m/sec)



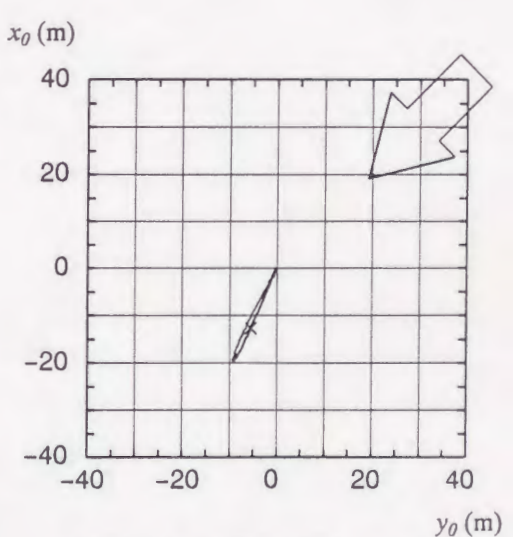
(a) Time histories of u, v, r



(b) Time histories of x_0, y_0, ϕ



(c) Time histories of τ_x, τ_y, τ_z



(d) Trajectory of the offshore platform

Fig.5-4 Time histories and trajectory of the offshore platform
(Type C : $V_C = 2.0$ m/sec, $V_W = 10.0$ m/sec)

空間固定座標系の原点で定点保持を行なうことが可能となっている。(c) 図の制御力の時系列を見ると、浮体構造物の運動が停止するまでは制御力として常に各方向のスラスターが最大推力を発生しているが、最終的には外乱の潮流と風による外力とつり合うための一定値の制御力が作用している。

次に、Fig.5-3 は Type B の場合のシミュレーション計算例を示している。Type A の場合の Fig.5-2 と比較すると、浮体構造物の運動が停止するまでの時間がやや短くなっており、これに伴って速度の変化量が大きくなっている。これはスラスターが首振り型であるため、Type A の場合よりもスラスターの数が少ないにもかかわらず、スラスターの方向の組み合わせによってより大きな制御力を発生しているためと考えられる。

Fig.5-4 は Type C の場合のシミュレーション計算例を示している。Fig.5-3 と比較すると、Type B よりも操作パラメータを少なくしているにもかかわらず、Type B とほぼ同程度の定点保持性能を有するものと思われる。

次に、Fig.5-5 ~ Fig.5-7 には絶対風速だけを $V_W = 20.0$ m/sec と大きくした場合のシミュレーション計算例を示している。絶対風速が大きくなることによ

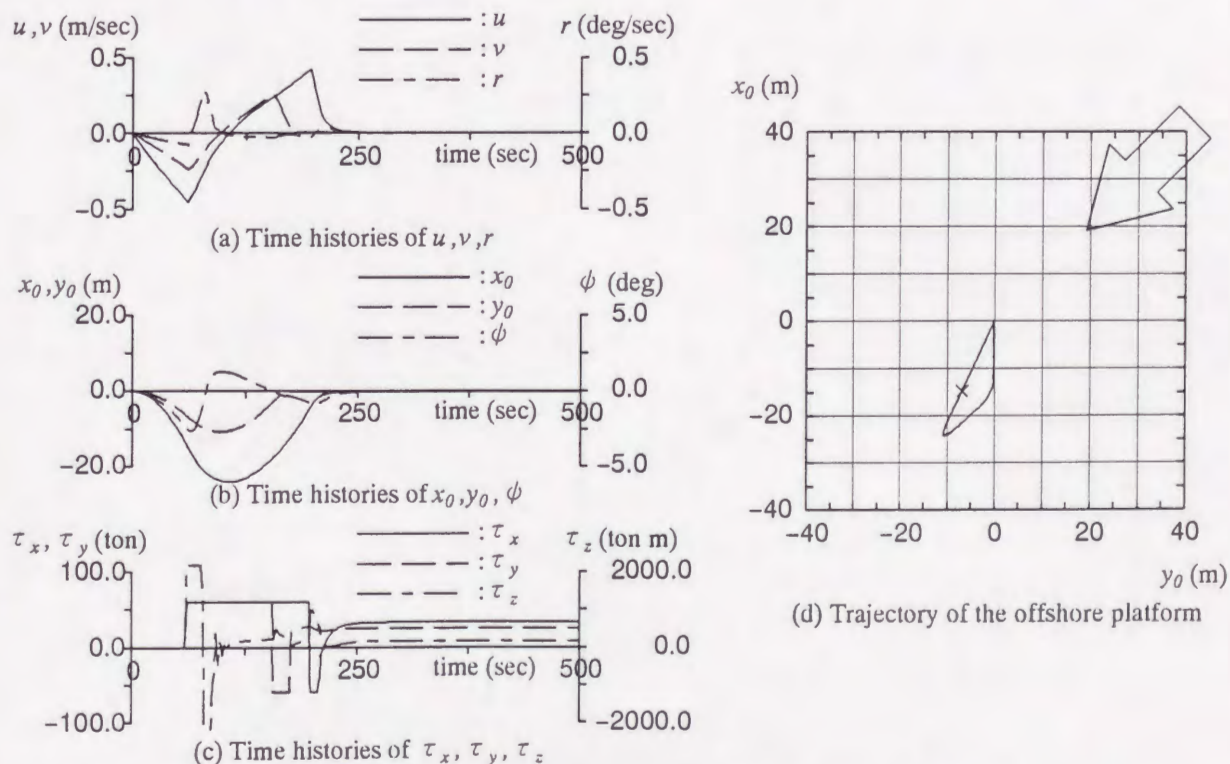


Fig.5-5 Time histories and trajectory of the offshore platform
(Type A : $V_C = 2.0$ m/sec, $V_W = 20.0$ m/sec)

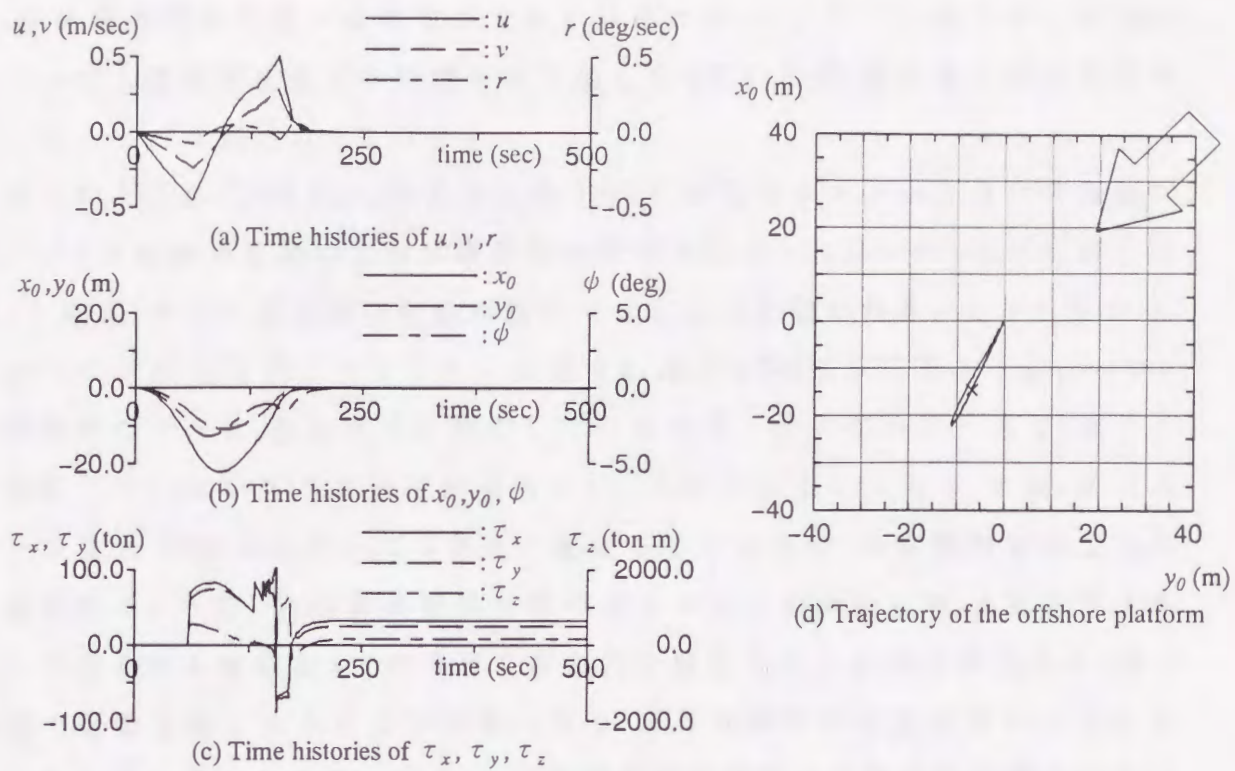


Fig.5-6 Time histories and trajectory of the offshore platform
(Type B : $V_C = 2.0$ m/sec, $V_W = 20.0$ m/sec)

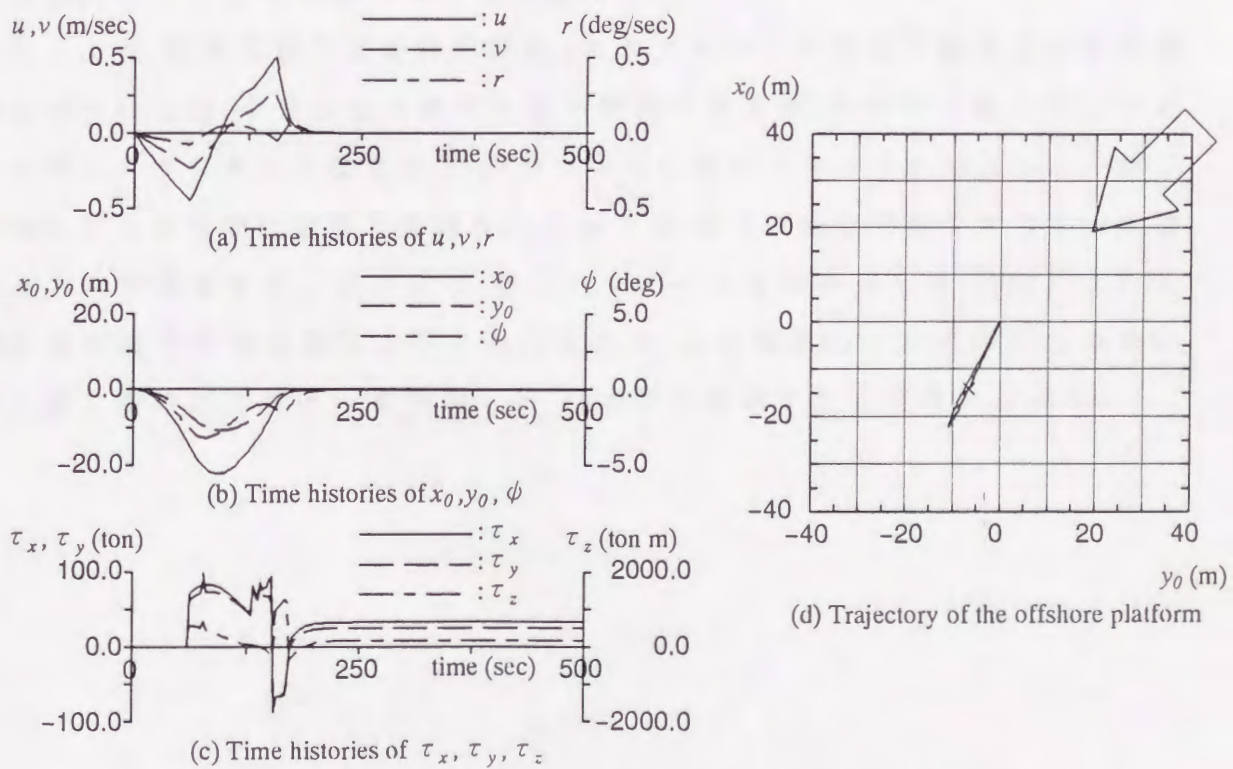


Fig.5-7 Time histories and trajectory of the offshore platform
(Type C : $V_C = 2.0$ m/sec, $V_W = 20.0$ m/sec)

り、浮体構造物に作用する外力が大きくなるため、いずれのスラスターの type についても運動停止までの時間が若干長くなっているが、問題なく定点保持を行なうことが可能となっている。

以上のように Type A, Type B および Type C の各スラスターについて最適レギュレータ制御系を用いて浮体構造物の定点保持のシミュレーション計算を行なった結果、十分な定点保持性能が期待できるものと思われる。しかしながら、Type A の方向固定型のスラスターの場合には、Fig.5-2 に示したシミュレーション計算例のように、最大推力を発生しているスラスターがある一方で、ほとんど稼働していないスラスターがあるといった状況が生じており、また、スラスターの数も Type B に比べて 2 基多く配置しているため、やや非効率的であると思われる。一方、Type B の首振り型のスラスターの場合には、4 基のスラスターの組み合わせによって効率良く制御力を発生することができるため、短い時間で運動を停止することが可能となり、より効率的な位置制御が行なわれているものと考えられる。さらに、浮体構造物に作用する外乱の影響が小さい場合には、Type C のように操作パラメータを減らして制御系を簡略化し、定点保持を行なうことも可能であると考えられる。

以上より、本章において検討を行なったスラスターの形式や配置を有する制御系については、十分な定点保持性能が期待できるが、実用的な観点からは首振り型のスラスターを備えた Type B が少ない数のスラスターによって Type A の場合よりも有効な制御力を得ることができ、また 4 基全てのスラスターの推力と方向を調整することにより、操作パラメータを簡略化した Type C よりも細かな制御が可能であると考えられるため、より効率的な定点保持のためには首振り型のスラスターを装備した Type B が有効であると考えられる。

5.3 非定常な外乱が制御性能に与える影響

本節においては、非定常な外乱として時間とともに風速が変動する風および流速が変化する潮流が浮体構造物に作用する場合について、定点保持運動のシミュレーション計算を行なう。この時、浮体構造物に装備するスラスタとしては、前節で行なった検討から定点保持に対して有効であると考えられる首振り型のスラスタを4基装備した Fig.5-1 (b) に示した Type B を想定し、制御系に最適レギュレータを適用した場合の非定常な外乱下における定点保持性能について検討を行なう。

5.3.1 変動風の影響下における浮体構造物の運動のシミュレーション計算例および考察

風速が変動する非定常な外乱の下で、最適レギュレータを適用した制御系を用いた場合の浮体構造物の定点保持運動のシミュレーション計算を行なう。外乱として作用する変動風の表現には Davenport のスペクトルを用いるものとする。この時、変動風のスペクトル $S_u(f)$ は次式のように表わされる。

$$\left. \begin{aligned} S_u(f) &= \frac{1}{f} 4KV_{W10}^2 \frac{X_D^2}{(1+X_D^2)^{4/3}} \\ X_D &= 1200 \frac{f}{V_{W10}} \end{aligned} \right\} \quad (5.3)$$

ただし、

V_{W10} : 基準高度 10m における平均風速

K : 地表面摩擦係数 (水上: $K = 0.003$)

f : 変動風の周波数

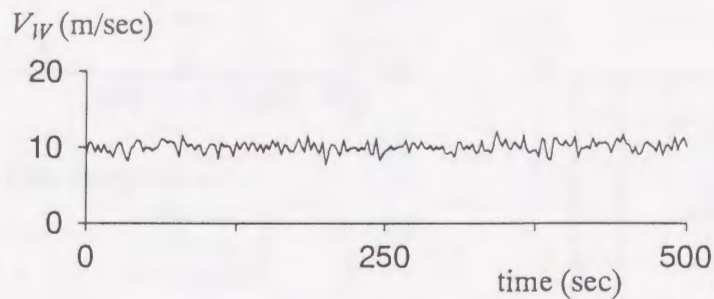


Fig.5-8 Example of time history of wind velocity

この時, 任意の時刻 t における変動風の平均風速からの変動成分 $\Delta V_W(t)$ は, 次式のようにして求めることができる。

$$\left. \begin{aligned} \Delta V_W(t) &= \sum_{k=1}^N \sqrt{2S_u(\bar{f}_k)} \Delta f_k \cos(2\pi \bar{f}_k t + \theta_k) \\ \Delta f_k &= f_k - f_{k-1} \\ \bar{f}_k &= \frac{f_k + f_{k-1}}{2} \end{aligned} \right\} \quad (5.4)$$

ただし, θ_k は $0 < \theta_k < 2\pi$ であるような一様乱数である。Fig.5-8 に風速の変動の一例として, 平均風速 \bar{V}_W が 10.0 m/sec の場合の風速の時系列を示す。

浮体構造物の運動のシミュレーション計算は, 空間固定座標系の原点に停止している浮体構造物に対して, 計算開始と同時に外乱として潮流と風を与え, 浮体構造物が外乱によって原点から流され始めてから一定時間経過後, 再び原点に戻って停止するように運動の制御を開始するものとした。また, スラスタが発生する制御力に対しては, 前進速度の影響による制御力の減少はないものと仮定する。(3.22)式に示した重み行列 $\mathbf{R}_1, \mathbf{R}_2$ の各要素の値は, シミュレーション計算を繰り返し行ない, 外乱を受けた時の浮体構造物の原点からの変位が小さく, かつ原点に戻って停止するまでの時間が短くなるように決定した。以下に示す計算は, $w_1 \sim w_3 = 1.0 \times 10^2, w_4 \sim w_9 = 1.0$ として行なったものである。シミュレーション計算時間は 500 秒までとし, 制御系の離散時間は 1 秒である。スラスタ 1 基あたりの最大推力は実機で使用されている程度の 30 ton とした。

まず, Fig.5-9 に Type B のスラスタを装備した場合の浮体構造物の速度, 位

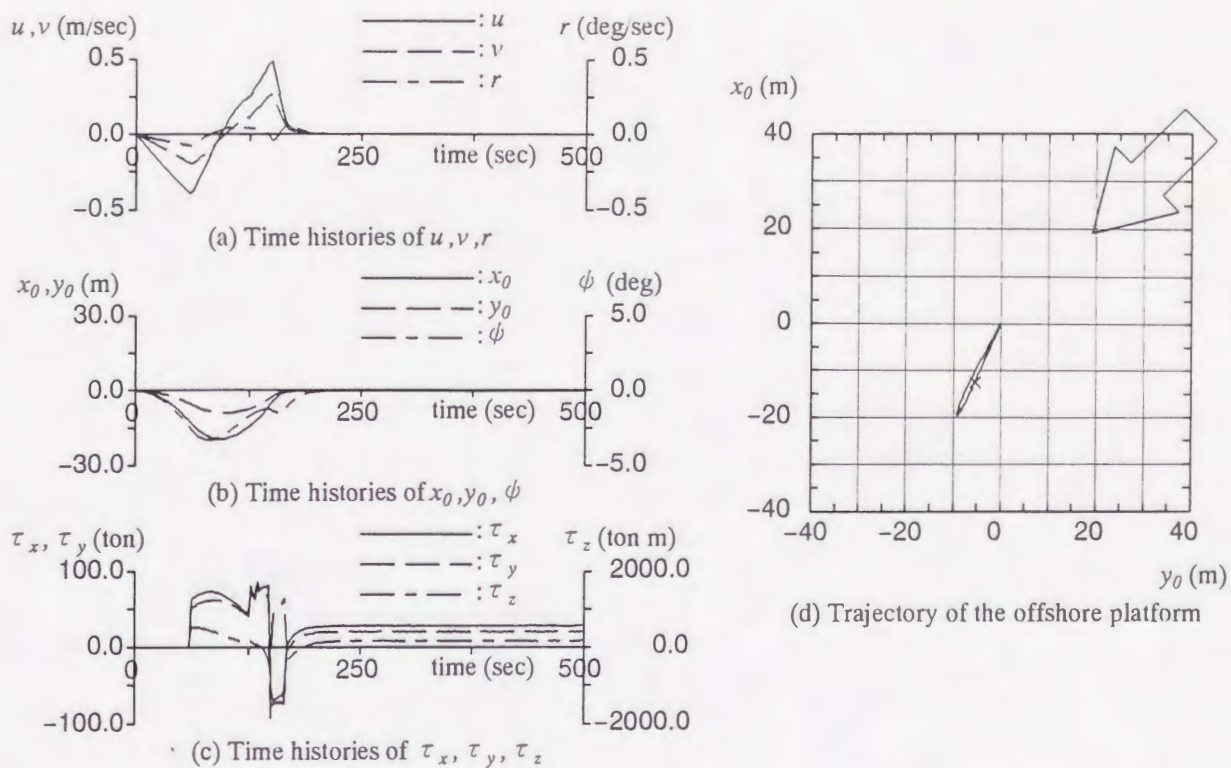


Fig.5-9 Time histories and trajectory of the offshore platform under unsteady wind
(Type B : $V_C = 2.0$ m/sec, $\bar{V}_W = 10.0$ m/sec)

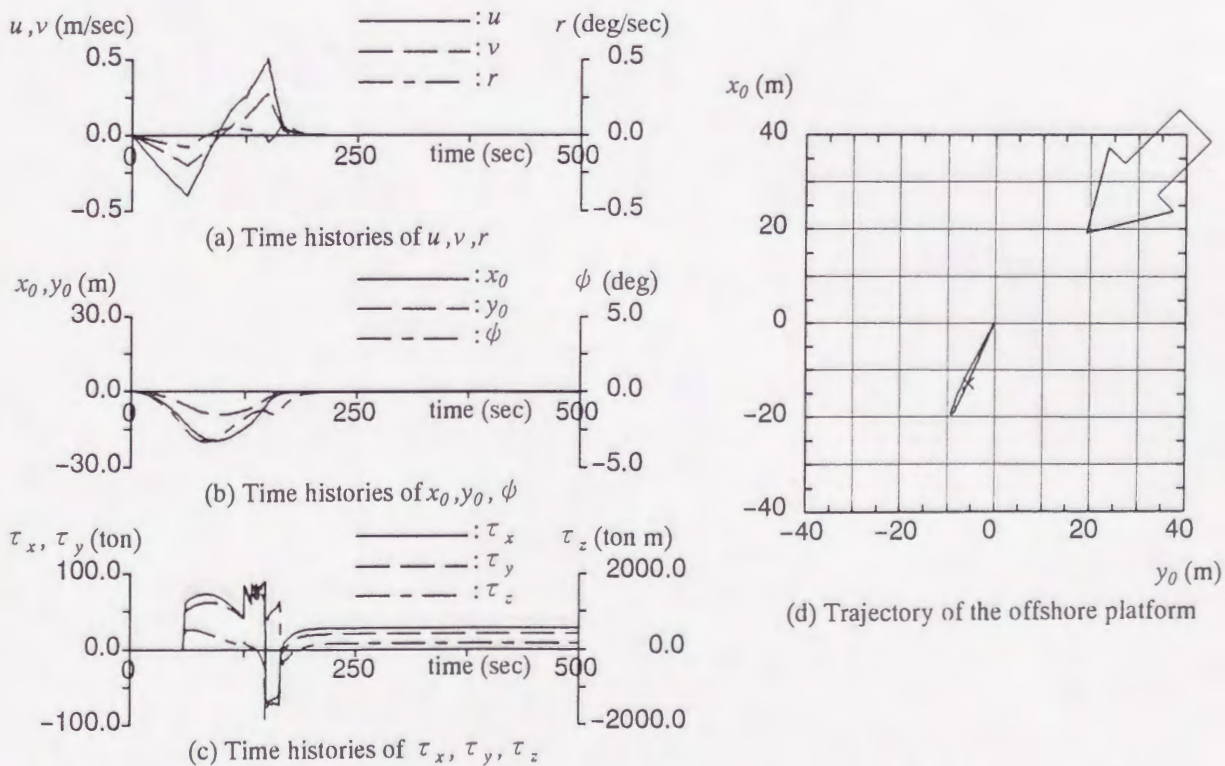


Fig.5-10 Time histories and trajectory of the offshore platform under steady wind
(Type B : $V_C = 2.0$ m/sec, $V_W = 10.0$ m/sec)

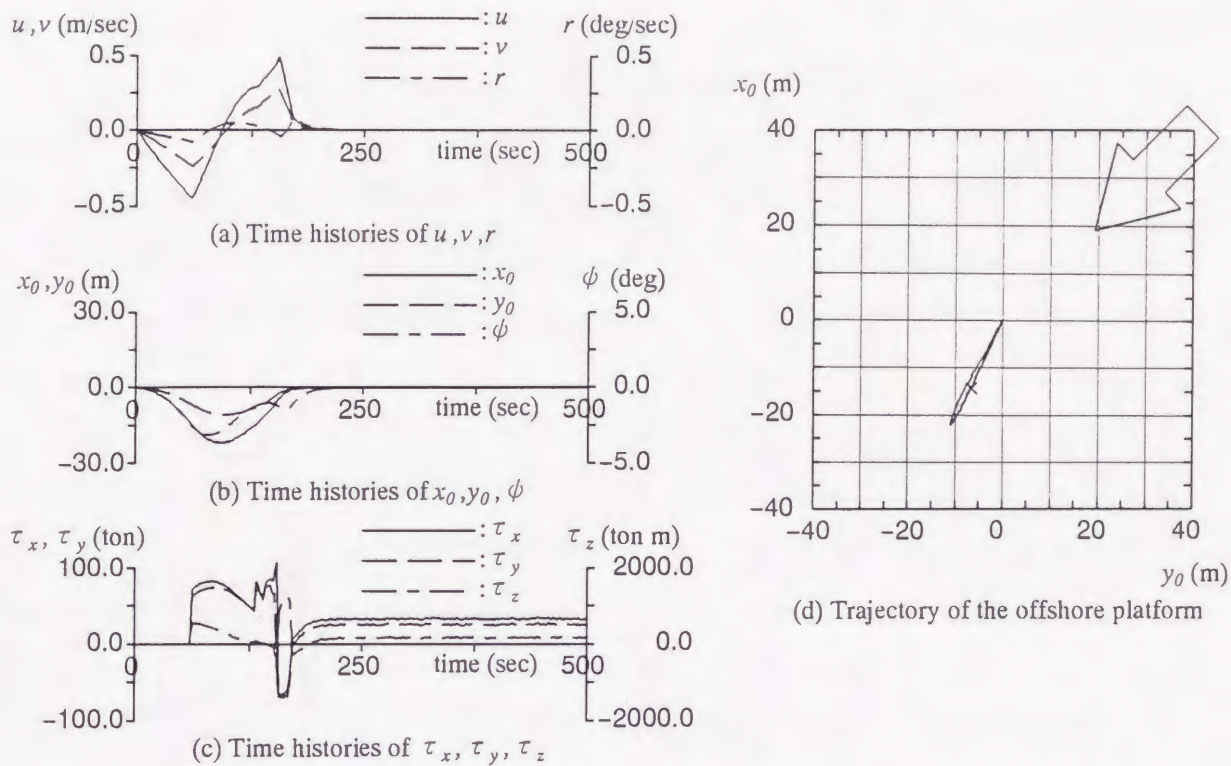


Fig.5-11 Time histories and trajectory of the offshore platform under unsteady wind
(Type B : $V_C = 2.0$ m/sec, $\bar{V}_W = 20.0$ m/sec)

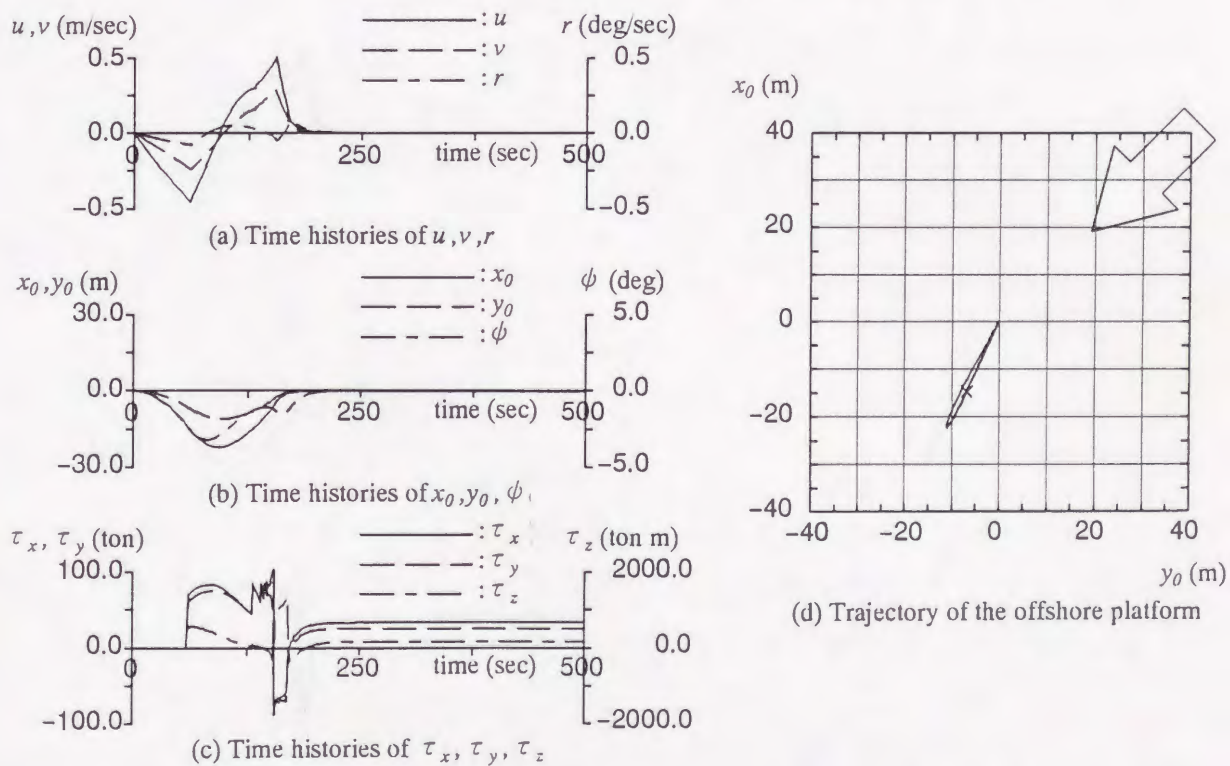
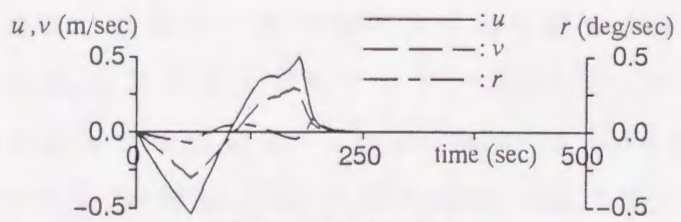
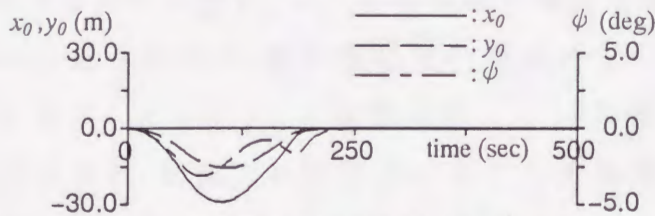


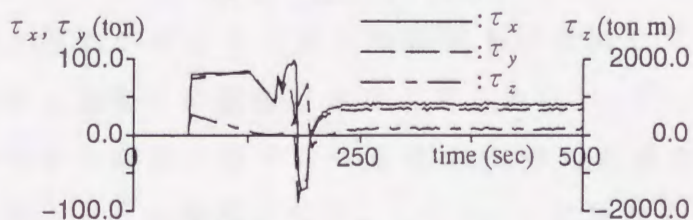
Fig.5-12 Time histories and trajectory of the offshore platform under steady wind
(Type B : $V_C = 2.0$ m/sec, $V_W = 20.0$ m/sec)



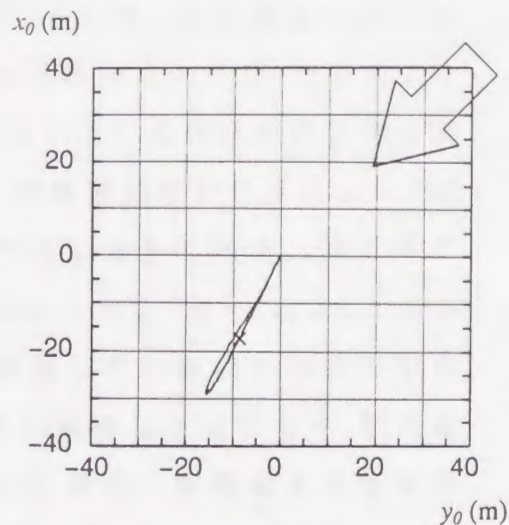
(a) Time histories of u, v, r



(b) Time histories of x_0, y_0, ϕ

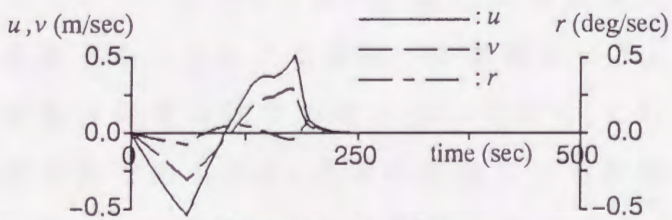


(c) Time histories of τ_x, τ_y, τ_z

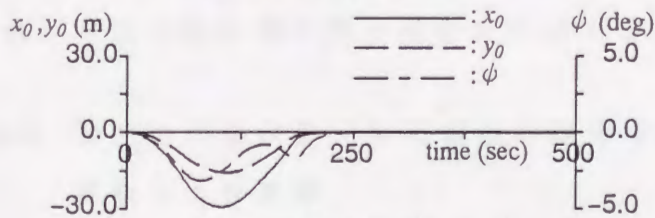


(d) Trajectory of the offshore platform

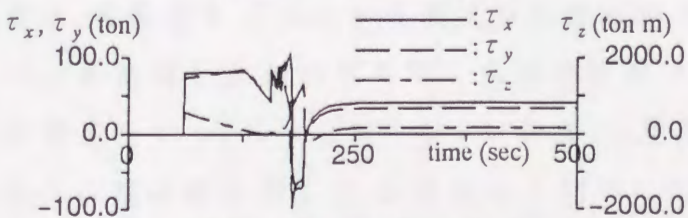
Fig.5-13 Time histories and trajectory of the offshore platform under unsteady wind
(Type B : $V_C = 2.0$ m/sec, $\bar{V}_W = 30.0$ m/sec)



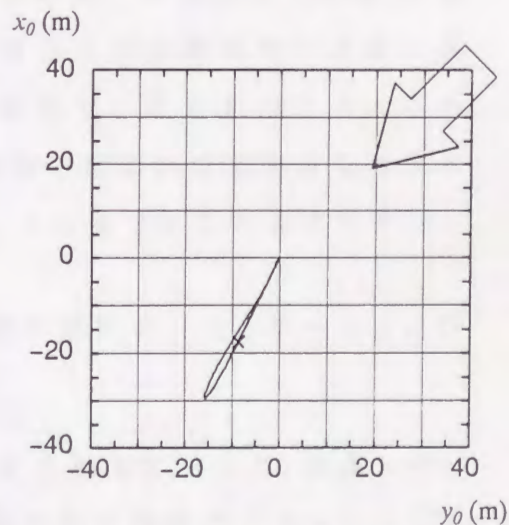
(a) Time histories of u, v, r



(b) Time histories of x_0, y_0, ϕ



(c) Time histories of τ_x, τ_y, τ_z



(d) Trajectory of the offshore platform

Fig.5-14 Time histories and trajectory of the offshore platform under steady wind
(Type B : $V_C = 2.0$ m/sec, $V_W = 30.0$ m/sec)

置および制御力の各時系列とその航跡を示す。外乱として作用する潮流の絶対流速, 絶対流向はそれぞれ $V_C = 2.0$ m/sec, $\alpha = 45^\circ$ とした。また風については絶対風速の平均値を $\bar{V}_W = 10.0$ m/sec とし, その絶対風向は $\nu = 45^\circ$ とした。比較のため, 絶対風速 $V_W = 10.0$ m/sec の定常風が作用している場合の計算例を同時に Fig.5-10 に示す。ここでの制御の開始時間は, 浮体構造物が外乱によって原点から流され始め, その変位が初期条件として十分に大きく発達したと考えられるシミュレーション計算開始より 60 秒後からとした。Fig.5-9 と Fig.5-10 を比較すると, 制御力の時系列において変動風が作用している場合の方が制御力がわずかに変動しているが, 浮体構造物の運動に差はほとんどなく, 最大変位と運動が停止するまでの時間もほぼ同じであり, 風速の変動による浮体構造物の運動への影響はさほど見られない。Fig.5-11 ~ Fig.5-14 には, 外乱として作用する潮流の条件は一定のまま, 絶対風速のみを $\bar{V}_W = V_W = 20.0, 30.0$ m/sec と大きくした場合のシミュレーション計算結果を示している。絶対風速が大きくなるにつれて, 制御力の変動がやや大きくなるが, 浮体構造物を目標通りに原点において定点保持させることが可能となっている。

以上のシミュレーション計算より, 本計算例に示した条件下においては, 風速が変動することによる運動への影響はほとんど現われていない。これは, 風速の変動は非常に周期の短いものであり, これに対して浮体構造物の運動は長周期運動であるため, 風速の変動による影響が現れていないものと考えられる。従って, 本報告で示した制御系は, 変動風の影響下においても定常な外乱の場合と同様に浮体構造物の運動を制御することが可能であると考えられる。

5.3.2 潮流の流速が変化する場合の浮体構造物の運動のシミュレーション計算例および考察

次に, 外乱として作用する潮流の流速が変化する場合について, 最適レギュレータを適用した制御系を用いた場合の浮体構造物の運動のシミュレーション計算を行なう。シミュレーション計算は, 空間固定座標系の原点に停止している浮体構造物に対して, 計算開始と同時に外乱として潮流と風を与え, 浮体構造物が外乱によって原点から流され始めてから一定時間経過後, 再び原点に戻って停止するように運動の制御を開始するものとした。また, スラスタが

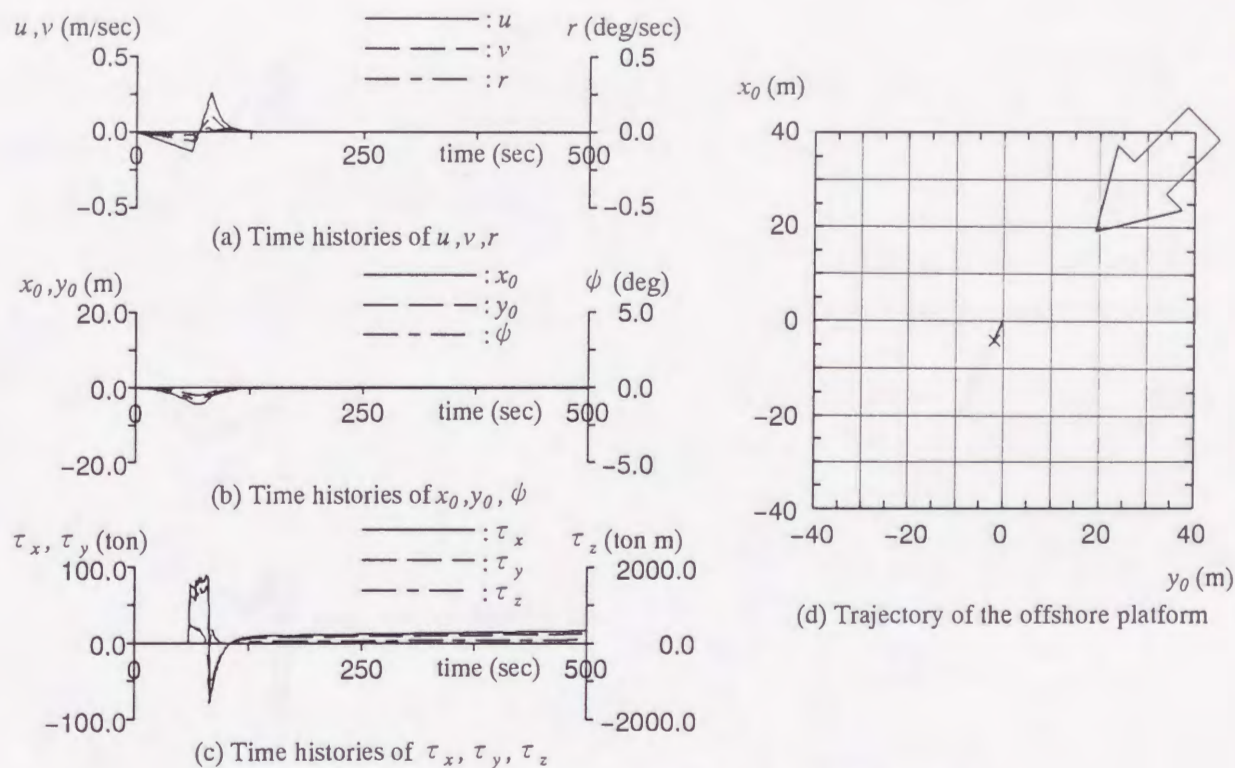


Fig.5-15 Time histories and trajectory of the offshore platform
(Type B : $V_C = 1.0 \sim 1.5$ m/sec, $V_W = 10.0$ m/sec)

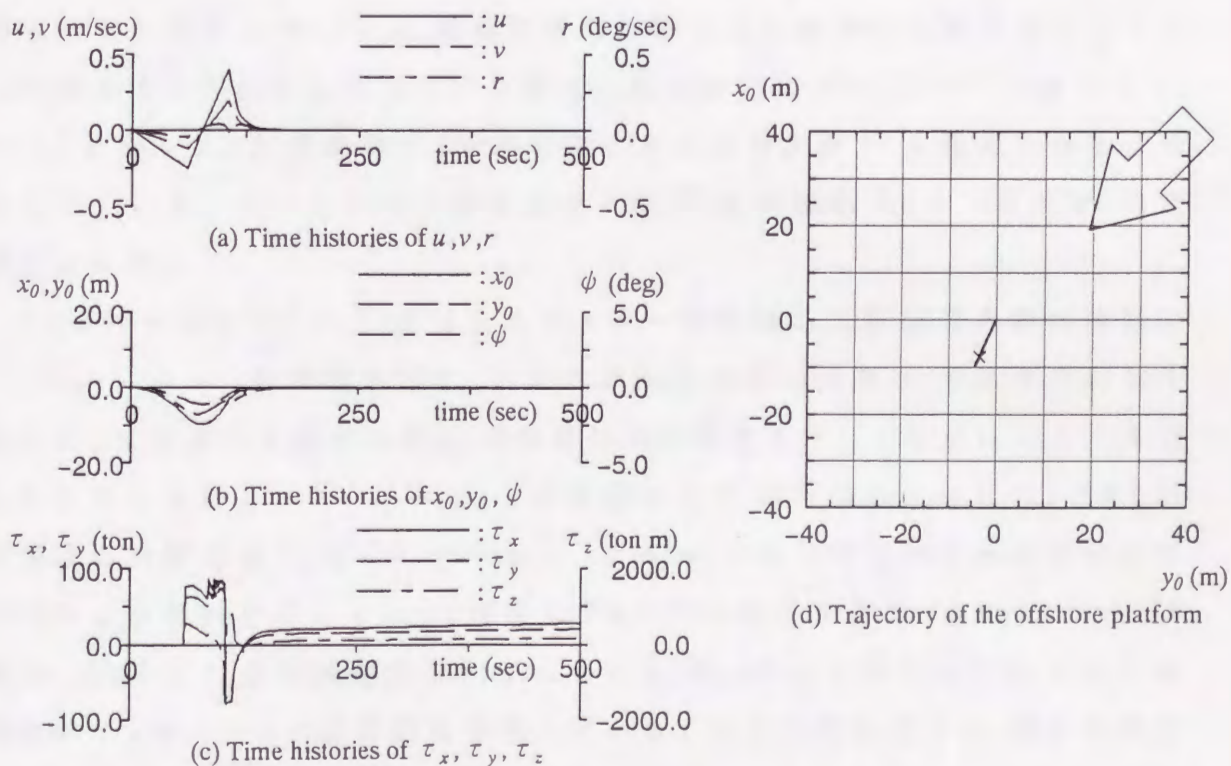


Fig.5-16 Time histories and trajectory of the offshore platform
(Type B : $V_C = 1.5 \sim 2.0$ m/sec, $V_W = 10.0$ m/sec)

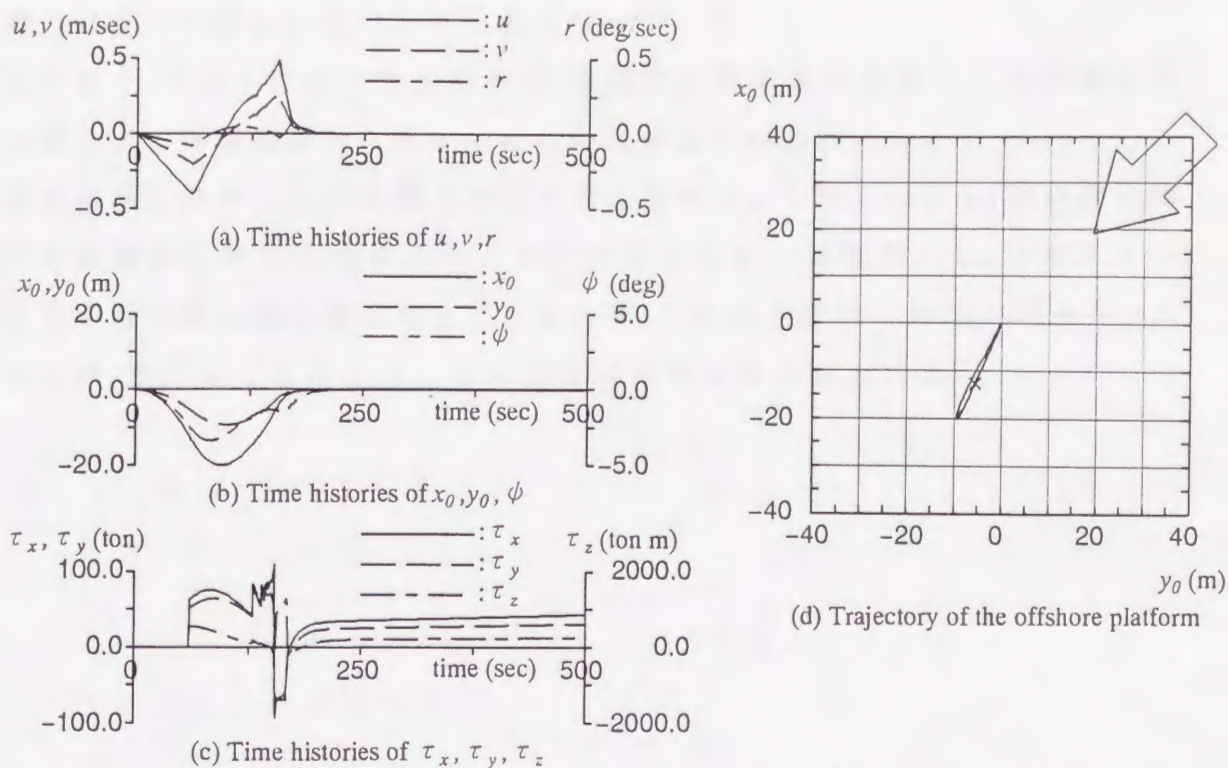


Fig.5-17 Time histories and trajectory of the offshore platform
 (Type B : $V_C = 2.0 \sim 2.5$ m/sec, $V_W = 10.0$ m/sec)

発生する制御力に対しては、前進速度の影響による制御力の減少はないものと仮定する。外乱として作用する潮流の絶対流向は $\alpha = 45^\circ$ の一定値として、シミュレーション計算時間の 500 秒の間にその絶対流速 V_C を線形に増加させるものとした。風については絶対風向 $\nu = 45^\circ$ 、絶対風速 $V_W = 10.0$ m/sec の定常風とした。

Fig.5-15 ~ Fig.5-17 に Type B のスラスタを装備した浮体構造物の運動のシミュレーション計算例を示す。ここでの制御の開始時間は、浮体構造物が外乱によって原点から流され始め、その変位が初期条件として十分に大きく発達したと考えられるシミュレーション計算開始より 60 秒後からとした。Fig.5-15 は潮流の絶対流速 V_C を 1.0 m/sec から 1.5 m/sec へ線形に増加させた場合の時系列および航跡を示しており、同様に Fig.5-16 は絶対流速を 1.5 m/sec から 2.0 m/sec, Fig.5-17 は絶対流速を 2.0 m/sec から 2.5 m/sec へと線形に変化させた場合のシミュレーション計算結果を示している。以上の図を見ると、潮流の絶対流速の増加につれて浮体構造物の変位は大きくなっており、それに伴って浮体構造物が目標点に戻るまでの時間も長くなっているが、2.5 m/sec 程度の流速で

は原点に戻って停止することが可能となっている。

以上より、本論文で示した制御系は、稼働時の海象条件が厳しい北海等を稼働海域とする浮体構造物に課せられる潮流の条件の範囲内においては、十分に定点保持を行なうことが可能であると考えられる。しかしながら、浮体構造物が原点に停止している時にスラスタが発生している制御力は、スラスタの出力の最大値に近い値となっているため、これ以上潮流の流速が速くなった場合には、定点保持を行なうことは困難になるものと思われる。

5.4 スラスターの応答の遅れが制御性能に与える影響

5.4.1 応答の遅れを考慮するためのスラスターのモデル化

浮体構造物の定点保持の運動を考えた場合、運動の状態によっては離散系における 1 step の間に制御系が指令するスラスターの推力が大きく変動したり、その方向が反転したりするといった状況が生じる。実際のスラスターの動作を考えた場合、このような急激な状態の変化には追従することができないため、制御系の指令に対してスラスターの応答の遅れが生じることになる。このようなスラスターの応答の遅れの要因としては、次の二点が考えられる。

1. スラスターが稼働し始めてから、必要な大きさの推力を発生するまでに一定時間を要する。
2. 首振り型のスラスターの場合には、スラスターの旋回運動がその旋回角速度によって制限される。

以上のようなスラスターの応答の遅れをシミュレーション計算において考慮するためには、これらの要素の変動に制限を含めてスラスターをモデル化する必要がある。従って、まず、今回の検討で使用したスラスターのモデルについて示す。

スラスターの推力の変動については、厳密にはスラスターの性能曲線等を参照して、任意の翼ピッチ比における推力を推定する必要があると思われる。しかしながら、本節における検討においては要求される推力に達するまでに生ずる時間遅れが浮体構造物の運動に与える影響を見ることに重点をおき、推力は線形に増減するものと仮定し、単位時間あたりの推力の増減の上限値 ΔT (ton/sec) を与えることによって、スラスターの推力の急激な変動を制限するものとした。従って、制御系からの指令が単位時間あたり ΔT よりも大きな推力の変動を要求する場合についても、単位時間あたりのスラスターの推力の増減は最大でも ΔT をこえないものとした。また、スラスターの旋回運動に対しては旋回角速度の最大値を ω (deg/sec) とし、離散時間 Δt 秒で離散化した制御系の 1 step 内でスラスターが旋回可能な範囲が最大でも $\pm\omega \times \Delta t$ (deg)

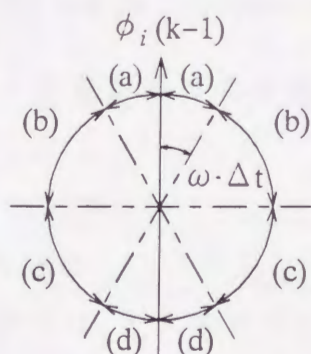


Fig.5-18 Direction of the thruster for applying $\Delta\phi_i$

となるように制限した。以上の制限の下で、スラスターの方法は次のような方法によって決定した。

まず、離散化した制御系の任意の k 番目の step において制御系が要求するスラスターの方法 $\phi_{is}(k)$ と、一つ前の $k-1$ 番目の step におけるスラスターの方法 $\phi_i(k-1)$ との差の絶対値を $\Delta\phi_i$ (deg) として次式のように定義する。

$$\Delta\phi_i = |\phi_{is}(k) - \phi_i(k-1)| \quad (5.5)$$

Fig.5-18 に示す (a) ~ (d) の四つの範囲のうち、この $\Delta\phi_i$ の値が属する範囲によって、スラスターの方法を次のように決定する。

(a) $0^\circ < \Delta\phi_i \leq \omega \times \Delta t$ の場合

$\Delta\phi_i$ の値がスラスターが Δt 時間内で旋回可能な範囲内であるので、スラスターは制御系の要求する方向 ϕ_{is} に旋回するものとする。

$$\phi_i(k) = \phi_{is}(k) \quad (5.6)$$

(b) $\omega \times \Delta t < \Delta\phi_i \leq 90^\circ$ の場合

$\Delta\phi_i$ の値がスラスターが Δt 時間内で旋回可能な範囲をこえているため、ス

ラスタは一つ前の step の方向 $\phi_i(k-1)$ から $\pm\omega \times \Delta t$ だけ旋回し、徐々に制御系の要求する方向 ϕ_{is} に近づいていくものとする。

$$\phi_i(k) = \phi_i(k-1) \pm \omega \times \Delta t \quad (5.7)$$

ここで、右辺の \pm はラスタが左旋回をする場合を $+$ 、右旋回をする場合を $-$ とする。

(c) $90^\circ < \Delta\phi_i < 180^\circ - \omega \times \Delta t$ の場合

$\Delta\phi_i$ の値が 90° をこえた場合には、ラスタの推力を逆方向に発生させることによって、旋回角度を 90° 以内に抑えることが可能である。従って、この場合には推力を ΔT の割合で逆方向に反転させると同時に、ラスタは一つ前の step の方向 $\phi_i(k-1)$ から $\pm\omega \times \Delta t$ だけ旋回し、徐々に制御系の要求する方向 ϕ_{is} に近づいていくものとする。

$$\phi_i(k) = \phi_i(k-1) \pm \omega \times \Delta t \quad (5.8)$$

ここで、右辺の \pm は (b) の場合と同様である。

(d) $180^\circ - \omega \times \Delta t \leq \Delta\phi_i \leq 180^\circ$ の場合

ラスタの推力の方向を逆転した場合、 $\Delta\phi_i$ の値はラスタが Δt 内で旋回可能な範囲内となるので、(c) の場合と同様に推力を ΔT の割合で反転させると同時に、制御系が要求する方向 ϕ_{is} にラスタは旋回するものとする。

$$\phi_i(k) = \phi_{is}(k) \quad (5.9)$$

5.4.2 ラスタの応答の遅れを考慮した場合の浮体構造物の運動のシミュレーション計算例および考察

外乱として潮流と風を受ける浮体構造物の定点保持に対して、最適レギュレータを適用した制御系を使用し、さらに、ラスタの推力の増減および旋回運動における応答の遅れを考慮した場合のシミュレーション計算を行なう。計算の対象とした浮体構造物は Type B の首振り型ラスタを 4 基備えているものとし、ラスタ一基あたりの最大推力は 30 ton とした。また、ラスタが発生する制御力に及ぼす前進速度による影響はないものと仮定する。

シミュレーション計算においては、原点に停止している浮体構造物に対して、外乱として絶対流向 $\alpha = 45^\circ$ 、絶対流速 $V_C = 1.5 \text{ m/sec}$ の潮流および絶対風向 $\nu = 45^\circ$ 、絶対風速 $V_W = 10.0 \text{ m/sec}$ の風を与えた。この時、座標系の原点を目標点として運動の制御を行ない、スラスターの推力の増減率 ΔT および旋回角速度 ω をパラメータとして種々変化させた。まず、推力の増減率 ΔT については、スラスターの翼が最大ピッチ角に到達するまでの時間が約 30 秒程度であるようなスラスターを想定して、推力が線形に増減するという仮定の下でスラスターの推力は単位時間あたり $\Delta T = (\text{最大推力}/30) \text{ ton/sec}$ の割合で増減するものとした。従って、本計算において設定したスラスター一基あたりの最大推力が 30 ton の場合には、 $\Delta T = 1.0 \text{ ton/sec}$ となる。また、 $\Delta T = 1.5, 2.0, 3.0 \text{ ton/sec}$ の場合についても検討を行なった。これらはそれぞれ最大推力が 45, 60, 90 ton の場合に相当するが、浮体構造物の運動に対する推力の増減率 ΔT の変化による影響を見るために、シミュレーション計算においては 30 ton 以上の推力は発生しないものとした。旋回角速度 ω については、実際に使用されているスラスターを想定して、 $\omega = 1.0, 2.0, 3.0 \text{ deg/sec}$ の場合について検討を行なった。

シミュレーション計算時間は 1000 秒とし、シミュレーション計算開始とともに制御を始めた。ただし、スラスターが推力を発生し始めるのは浮体構造物が外乱を受け始めてから t_s 秒経過した後からとし、推力を 0 から ΔT の割合で増加していくものとした。前述したように、スラスターの旋回範囲は $\pm 90^\circ$ の範囲内となるので、最大でも $(90^\circ/\omega)$ 秒の時間があれば、スラスターを任意の方向に向けることが可能となる。従って、 t_s の値は $\omega = 1.0, 2.0, 3.0 \text{ deg/sec}$ の場合についてそれぞれ 90, 45, 30 秒とした。また、以下に示す計算例は重み行列の各要素の値をそれぞれ、 $w_1 = w_2 = 1.0 \times 10^3, w_3 = 1.0 \times 10^5, w_4 = w_5 = 1.0, w_6 = 1.0 \times 10^2, w_7 = w_8 = w_9 = 1.0$ として行なったものである。水深は錨鎖による係留が困難になる 500 m と設定し、その目標点からの変位の許容限界を水深の 5% の 25 m とした。従って、この許容限界を大きくこえた場合には、制御が不可能であるとみなして計算を打ち切った。

まず、推力の増減率 ΔT の変化による影響を見るために、スラスターの旋回角速度 ω を 1.0 deg/sec の一定値として、 ΔT を 1.0, 1.5, 2.0, 3.0 ton/sec とした場合の浮体構造物の速度、位置および制御力の時系列と航跡をそれぞれ Fig.5-19

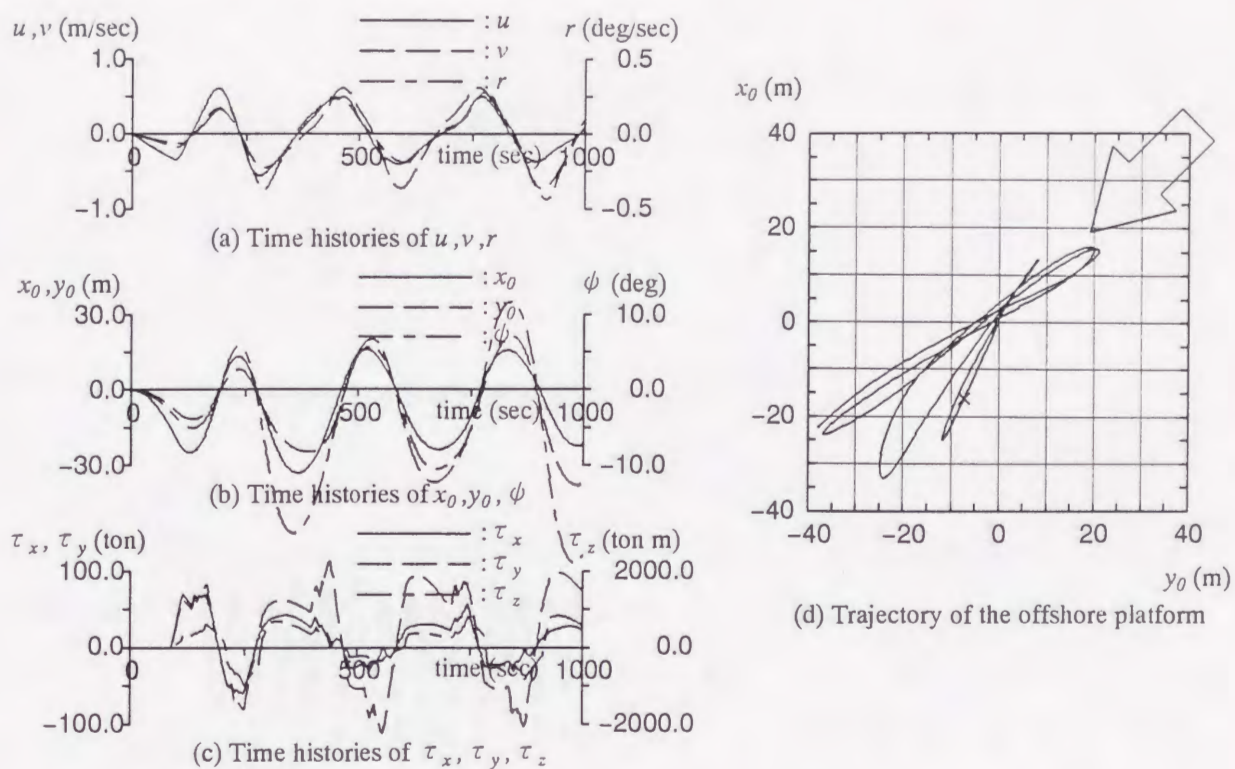


Fig.5-19 Time histories and trajectory of the offshore platform in consideration of thruster response (Type B : $\omega = 1.0$ deg/sec, $\Delta T = 1.0$ ton/sec)

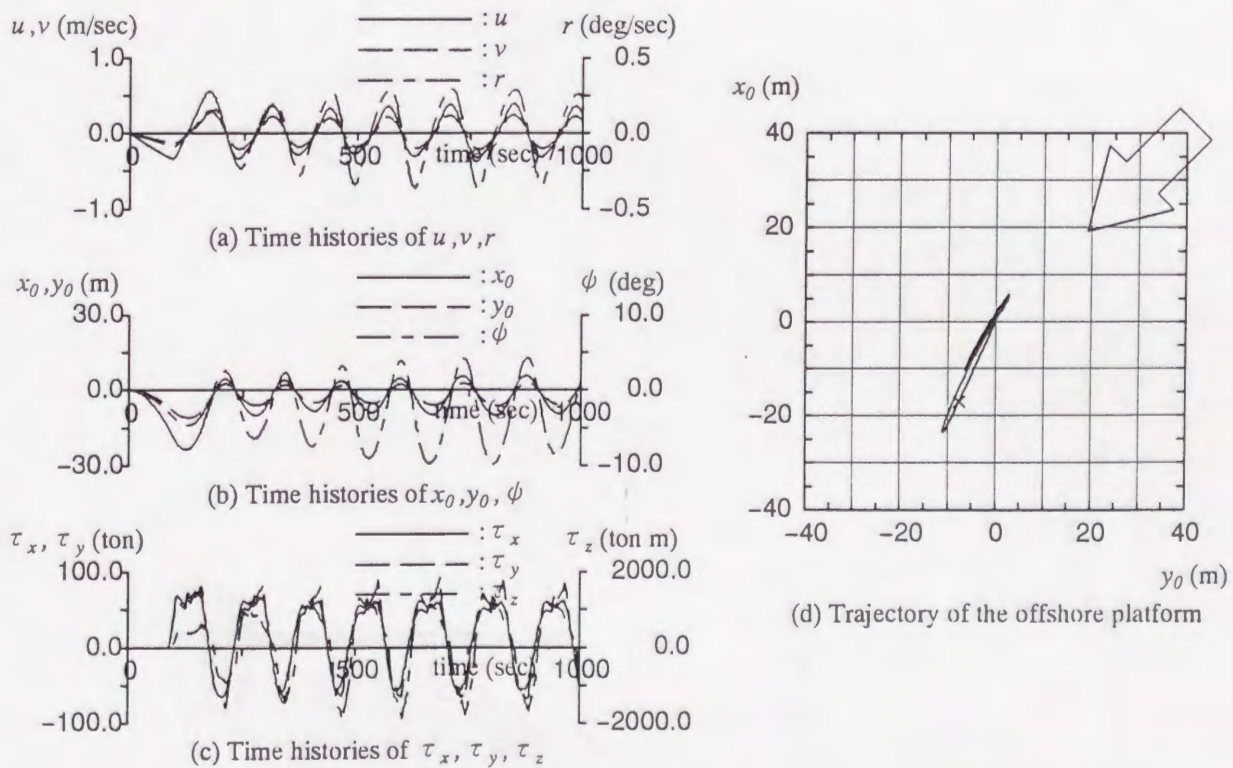


Fig.5-20 Time histories and trajectory of the offshore platform in consideration of thruster response (Type B : $\omega = 1.0$ deg/sec, $\Delta T = 1.5$ ton/sec)

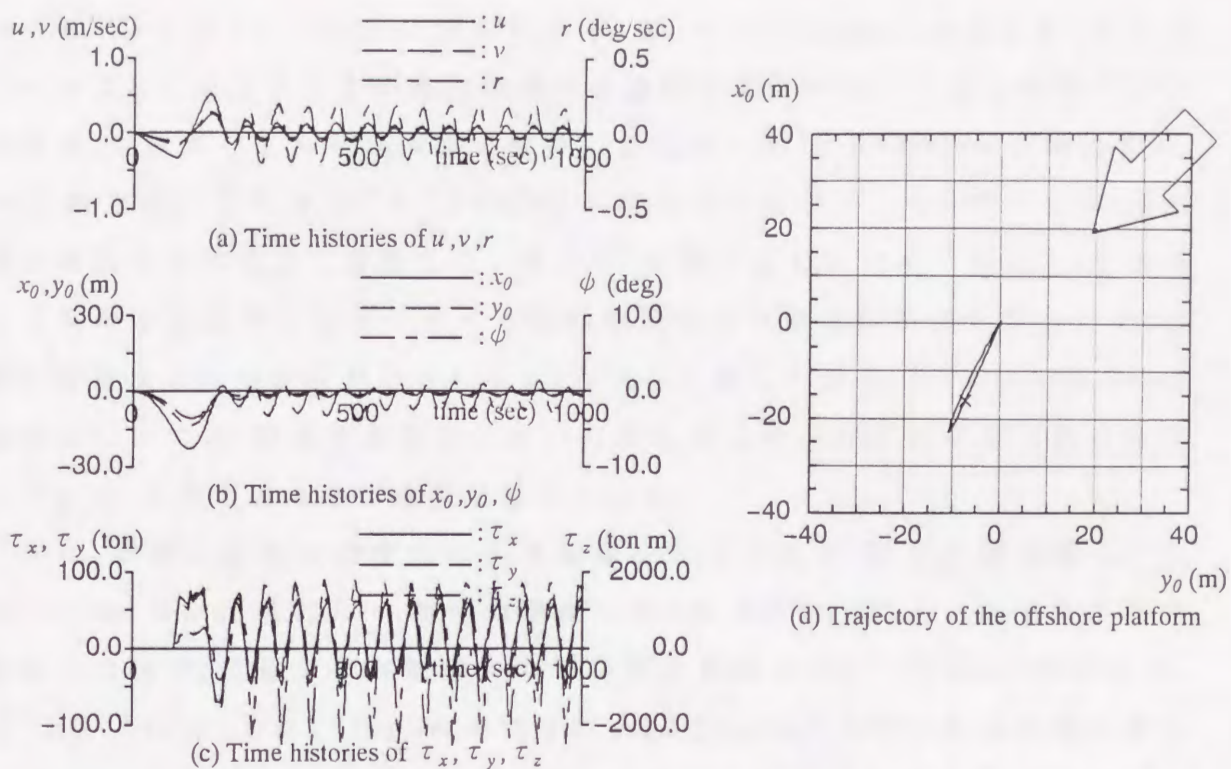


Fig.5-21 Time histories and trajectory of the offshore platform in consideration of thruster response (Type B : $\omega = 1.0$ deg/sec, $\Delta T = 2.0$ ton/sec)

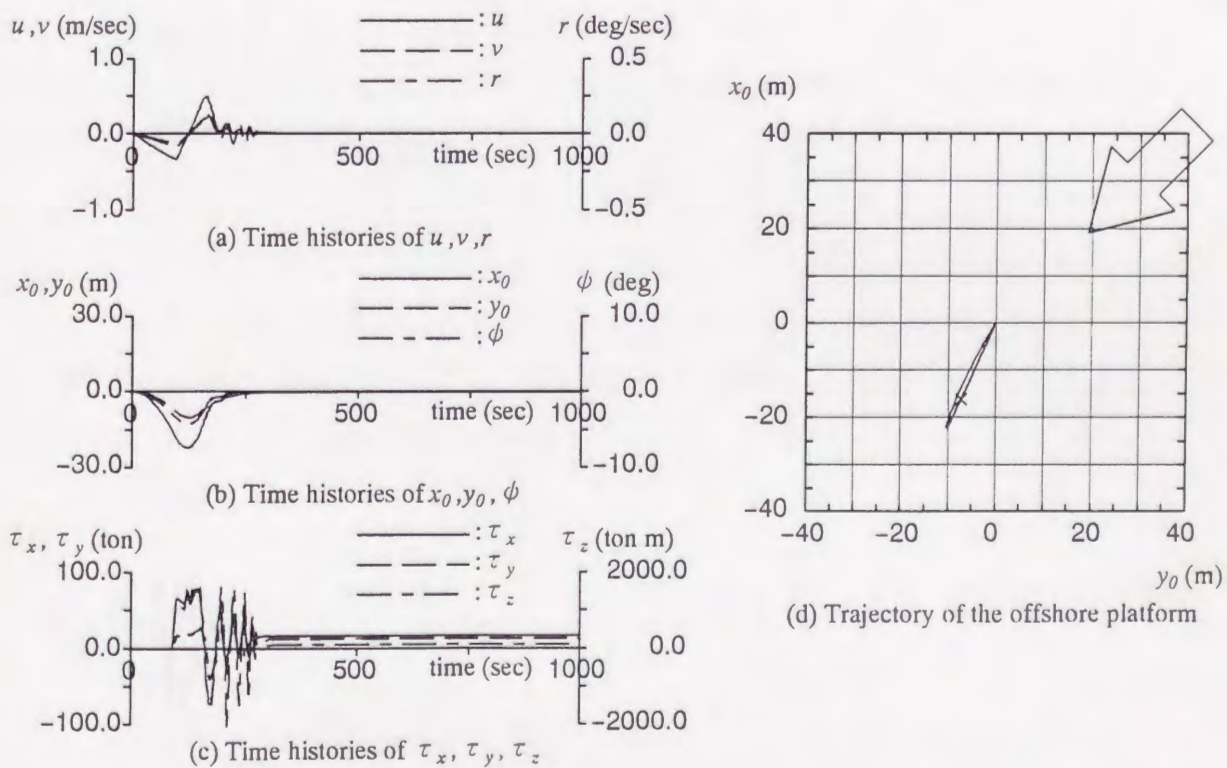


Fig.5-22 Time histories and trajectory of the offshore platform in consideration of thruster response (Type B : $\omega = 1.0$ deg/sec, $\Delta T = 3.0$ ton/sec)

～ Fig.5-22 に示す。これらの図を見ると、 $\Delta T = 1.0 \text{ ton/sec}$ の場合には、スラスタによって発生される制御力が浮体構造物の運動に対して追従することができず、目標点のまわりで大きく運動している。 $\Delta T = 1.5 \text{ ton/sec}$ の場合には、 x_0, y_0 軸方向の変位は $\Delta T = 1.0 \text{ ton/sec}$ の場合よりも小さくなっているが、回頭角は依然として大きく変動している。 ΔT の値がさらに大きくなると、当然のことながら制御系の指令に対する実際の制御力の追従性が良くなるため、制御の目標点からの変位が小さくなっている。しかしながら、 $\Delta T = 2.0 \text{ ton/sec}$ の場合については、旋回角速度が小さいためスラスタの応答に多少遅れが生じており、目標点まわりで運動を続けている。

次に、旋回角速度 ω の変化による影響を見るために、推力の増減率 ΔT を 3.0 ton/sec の一定値として、旋回角速度 ω を $2.0, 3.0 \text{ deg/sec}$ とした場合の浮体構造物の速度、位置および制御力の時系列と航跡を Fig.5-23, Fig.5-24 に示す。 $\Delta T = 3.0 \text{ ton/sec}$, $\omega = 1.0 \text{ deg/sec}$ の場合の Fig.5-22 とあわせてこれらの図を見ると、前述したようにスラスタが制御力を発生し始める時間 t_s がスラスタの旋回角速度 ω の値によって異なるため、スラスタが制御力を発生し始める

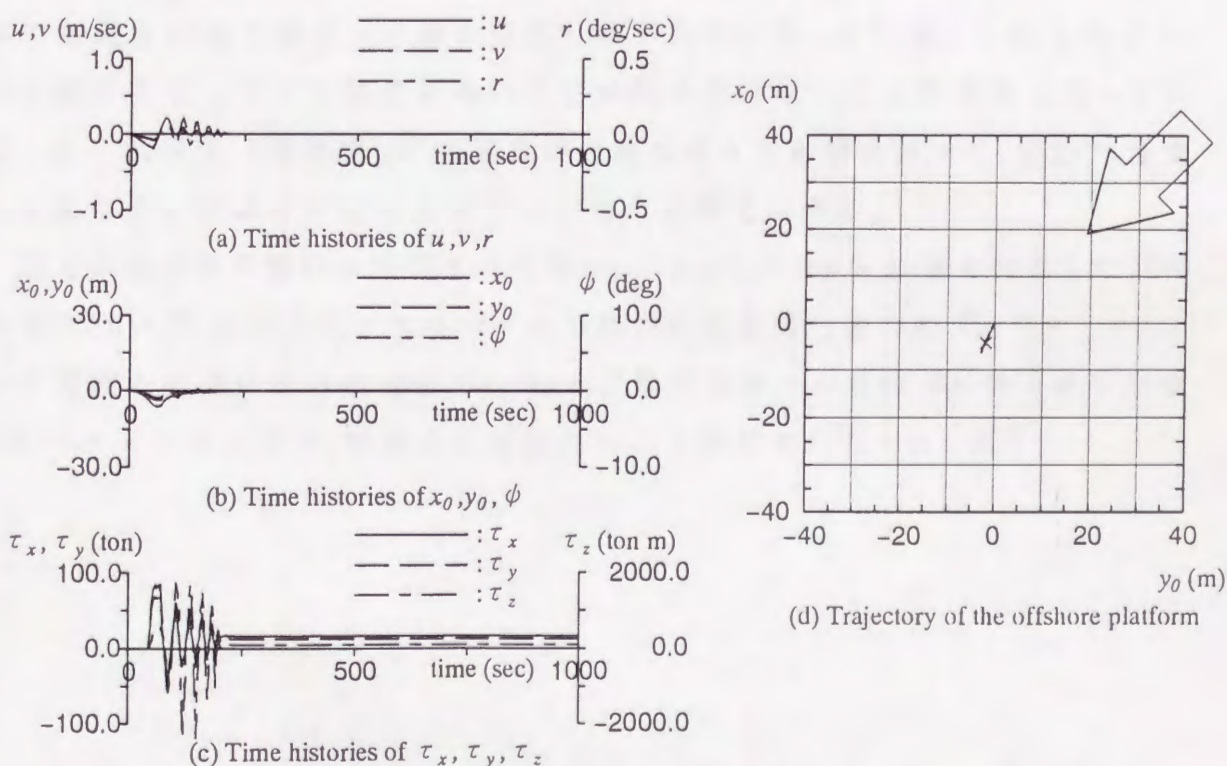


Fig.5-23 Time histories and trajectory of the offshore platform in consideration of thruster response (Type B : $\omega = 2.0 \text{ deg/sec}$, $\Delta T = 3.0 \text{ ton/sec}$)

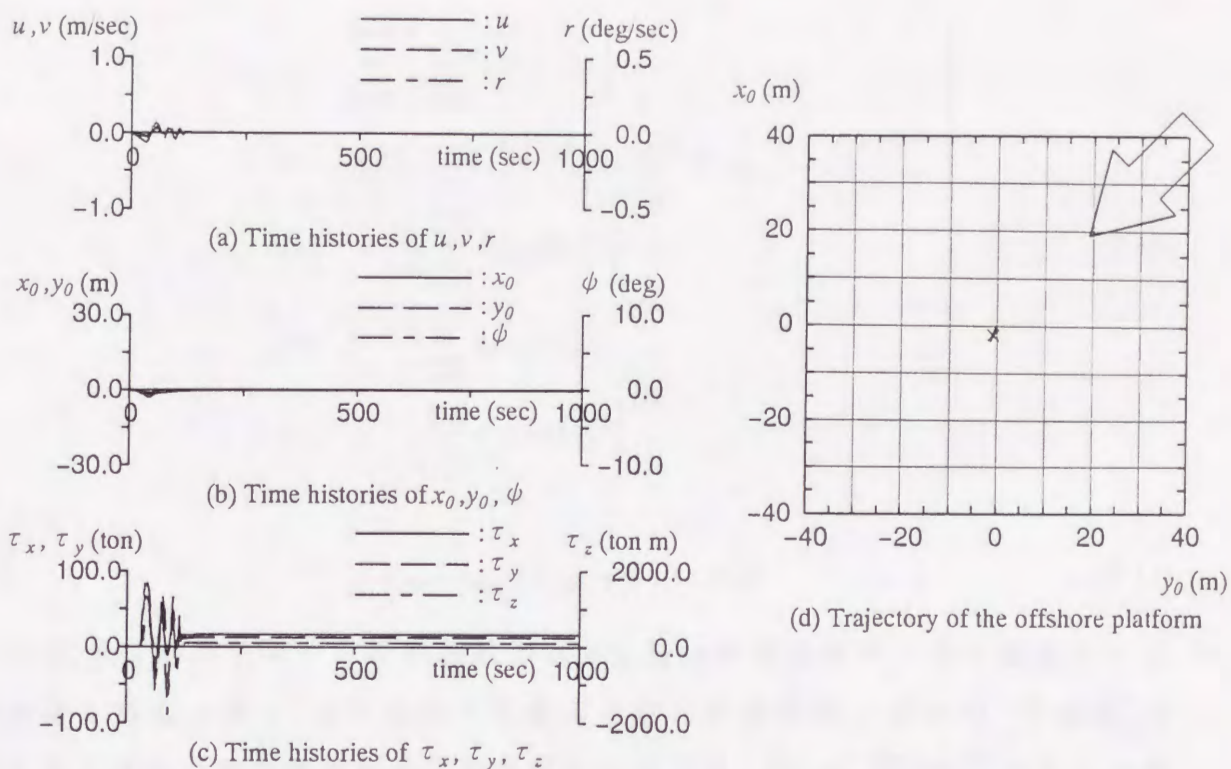


Fig.5-24 Time histories and trajectory of the offshore platform in consideration of thruster response (Type B : $\omega = 3.0$ deg/sec, $\Delta T = 3.0$ ton/sec)

までに流される距離が ω の値が小さいほど大きくなっている。しかしながら、 ω の値が変化しても目標点において定点保持を行なうことが可能となっている。従って、推力の増減率 ΔT の変化が運動に与える影響に比べて、旋回角速度 ω の差による影響はあまり大きくないものと考えられる。

以上の結果を定量的に評価するために、シミュレーション計算を行なった1000秒間について、次式に示すスラスターの推力の時間積分値の和 T_{all} (ton·sec)と水平面内の目標点からの変位 $\Delta x, \Delta y$ と目標方位からの変位 $\Delta\psi$ の2乗平均値 \bar{e} をパラメータとして、制御系の性能について比較を行なった。[42]

$$\left. \begin{aligned}
 T_{all} &= \sum_{k=0}^{n-1} \left\{ \sum_{i=1}^4 T_i(k) \cdot \Delta t \right\} \\
 \bar{e} &= \left\{ \lambda_{\Delta x}^2 (\Delta \bar{x})^2 + \lambda_{\Delta y}^2 (\Delta \bar{y})^2 + \lambda_{\Delta \psi}^2 (\Delta \bar{\psi})^2 \right\}^{1/2} \\
 \Delta \bar{x} &= \left[\frac{1}{n} \sum_{k=0}^{n-1} \{ \Delta x(k) \}^2 \right]^{1/2} \\
 \Delta \bar{y} &= \left[\frac{1}{n} \sum_{k=0}^{n-1} \{ \Delta y(k) \}^2 \right]^{1/2} \\
 \Delta \bar{\psi} &= \left[\frac{1}{n} \sum_{k=0}^{n-1} \{ \Delta \psi(k) \}^2 \right]^{1/2}
 \end{aligned} \right\} \quad (5.10)$$

ただし,

$$\lambda_{\Delta x} : \lambda_{\Delta y} : \lambda_{\Delta \psi} = 1 : 1 : 6.25 \quad (5.11)$$

ここで、 n は離散系のデータの個数である。石油掘削作業時に浮体構造物の定点保持を行なう場合、水平面内の位置の変位の許容限界は水深の5%程度、回頭方向の変位の許容限界は $\pm 4^\circ$ 以内程度とされる。従って、(5.11)式に示した重みは水深を錨鎖による係留が困難になると考えられる500mと設定した場合の位置の変位の許容限界25mと回頭方向の変位の許容限界 4° を同じ重みで

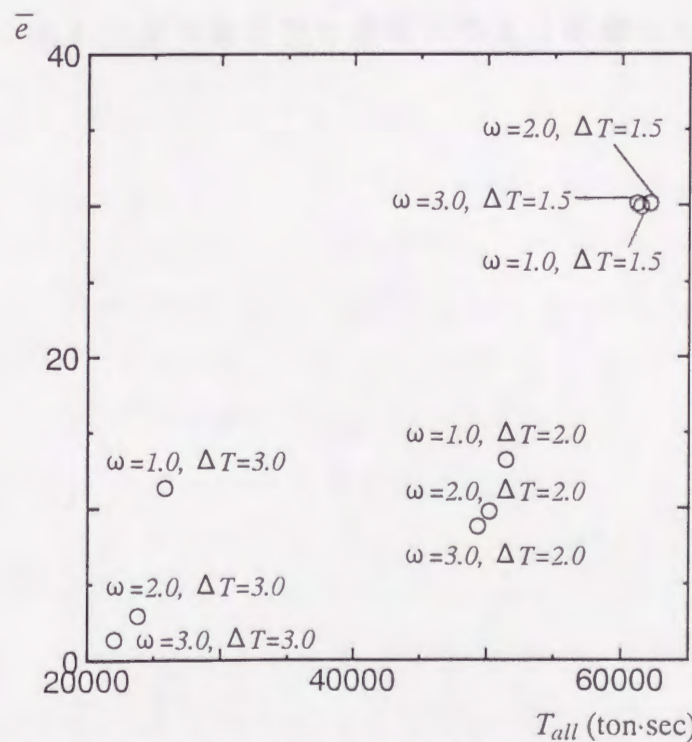


Fig.5-25 Control performance as a function of ω and ΔT

評価するように決定したものである。(5.10)式より求められた推力の時間積分値の和 T_{all} を横軸に、目標点からの変位の2乗平均値 \bar{e} を縦軸にとった図を Fig.5-25 に示す。この図は左下隅に点があるほど少ない制御力で、目標点からの変位を小さく抑えることができることを示している。推力の増減率 ΔT が同じ場合には、スラスターの旋回角速度 ω の値が変化しても、Fig.5-25 に示した点は同じような場所に位置し、制御性能に差はほとんど見られない。一方、同じ旋回角速度 ω の場合には、 ΔT が大きくなるにつれて Fig.5-25 に示した点は左下隅に集まる傾向を示しており、 ΔT が大きいほど効率の良い制御が行なわれているものと思われる。

以上の計算は、前述したように ΔT が変化してもスラスター一基あたりの推力の最大値は 30 ton の一定値としているため、同じ出力のスラスターであっても、最大推力に到達するまでの応答性能の差によって制御系の定点保持性能は、かなり影響を受けるものと考えられる。また、本章で示したシミュレーション計算例においては、 $\Delta T = 1.5 \text{ ton/sec}$ 以上の値では十分な運動の制御が可能であり、また、 ΔT を一定値として ω を変化させた場合には、目標点に到達するまでの時間に多少の差が見られたものの、浮体構造物の運動には大差は現われなかった。従って、推力の増減に対する応答性と比較して、スラスターの旋回時に生ずる応答の遅れが浮体構造物の運動に与える影響は小さいものと考えられる。

5.5 前進速度影響によるスラスターの制御力減少が制御性能に与える影響

第4章において示したように、浮体構造物が前進速度を伴って運動している場合に生じるスラスターが発生する制御力の減少が、制御系の定点保持性能へ影響を与えることが考えられる。従って、本節では前進速度影響によるスラスターの制御力の減少を考慮して、外乱下における浮体構造物の定点保持運動のシミュレーション計算を行ない、制御性能に与える影響について検討を行なう。

シミュレーション計算時間は1000秒とし、前節に示したシミュレーション計算例と同様にスラスターの応答の遅れを考慮し、これに加えて前進速度影響によって生じるスラスターが発生する制御力の減少を考慮する。スラスターの制御力の減少は、ローハルの長さ方向に対して垂直に噴出されたスラスターのjetとローハルとの干渉によって生じる。従って、シミュレーション計算においては、首振り型のスラスターが推力を発生する方向がローハルに対して垂直になった場合を基準として $\pm 20^\circ$ の範囲内において、第4章に示した結果に基づき、浮体構造物の運動速度の x 軸方向成分を前進速度とみなして、その関数としてスラスターの推力の減少率を求める。この減少率を用いて、スラスターが発生する有効な制御力を求めるものとする。

シミュレーション計算においては、目標点からの変位の初期値として $x_0 = 25$ m, $y_0 = -25$ mを与え、外乱として作用する潮流の絶対流向と絶対風向はそれぞれ $\alpha = 0^\circ$, $\nu = 0^\circ$ とした。また、制御はシミュレーション計算開始と同時に始めるものとした。以上の条件の下では、目標点である空間固定座標系の原点に浮体構造物を移動させるためには、スラスターはローハルに対して垂直に制御力を発生することが必要となる。従って、スラスターが発生する制御力に対する前進速度の影響が無視できなくなるものと考えられる。Fig.5-26には、スラスターの旋回角速度 ω を3.0 deg/sec, 推力の増減率 ΔT を3.0 ton/secとし、外乱として絶対流速 $V_C = 2.0$ m/secの潮流と絶対風速 $V_W = 10.0$ m/secの風を与え、制御力に対する前進速度影響を考慮した場合の浮体構造物の速度、位置および制御力の時系列と航跡を示している。Fig.5-27には、同一条件で制御力に対する前進速度影響を考慮していない場合の結果を示している。Fig.5-26と

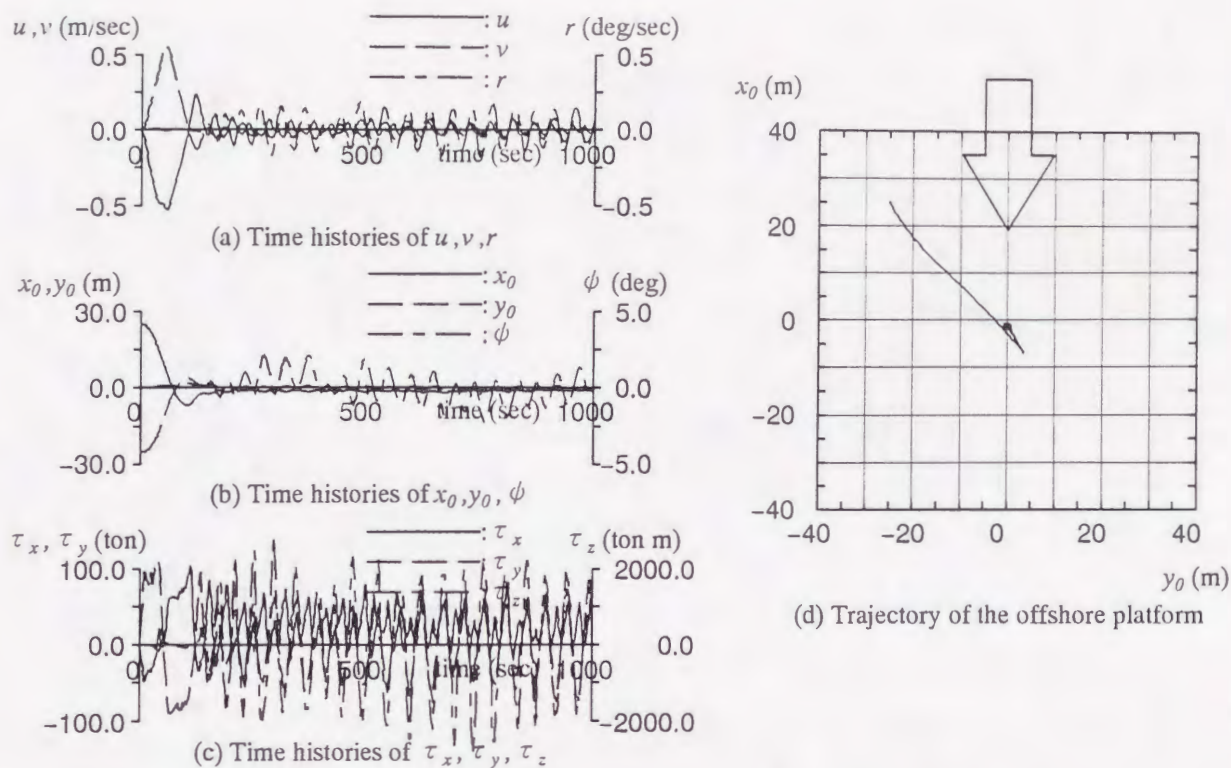


Fig.5-26 Time histories and trajectory of the offshore platform with forward speed effect for control force (Type B : $V_C = 2.0$ m/sec, $V_W = 10.0$ m/sec)

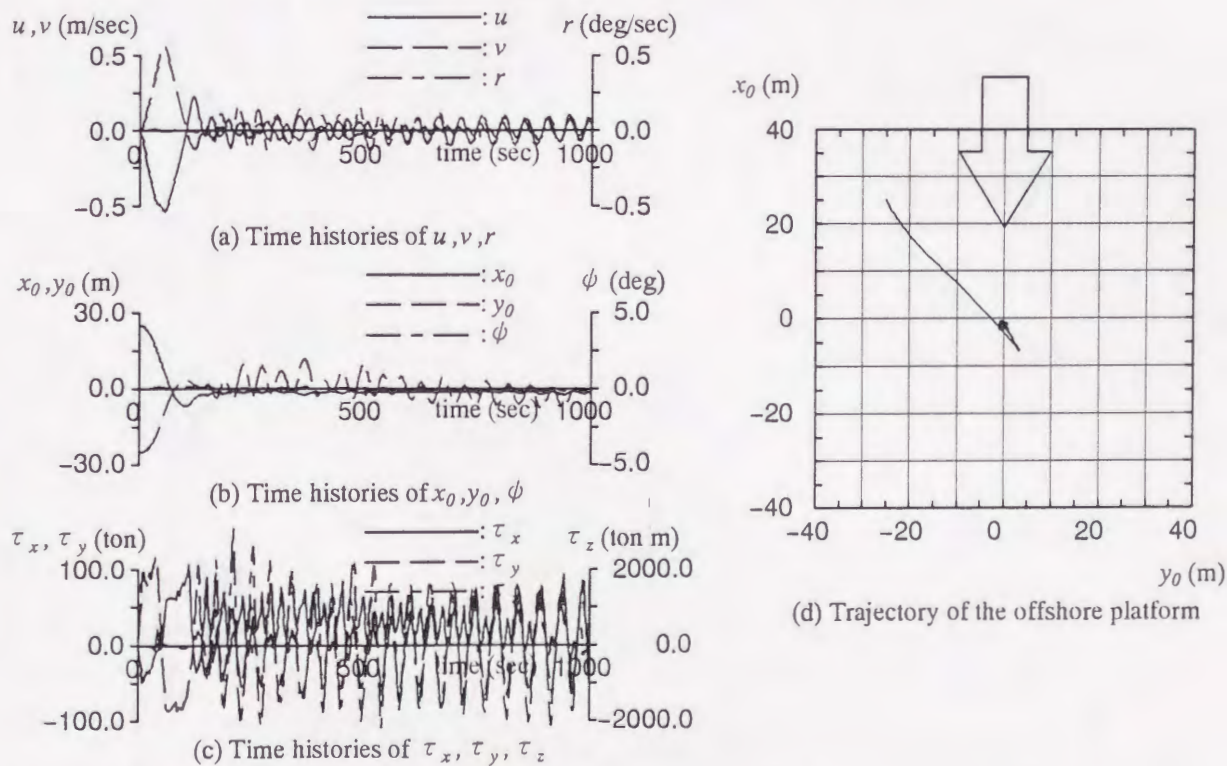


Fig.5-27 Time histories and trajectory of the offshore platform without forward speed effect for control force (Type B : $V_C = 2.0$ m/sec, $V_W = 10.0$ m/sec)

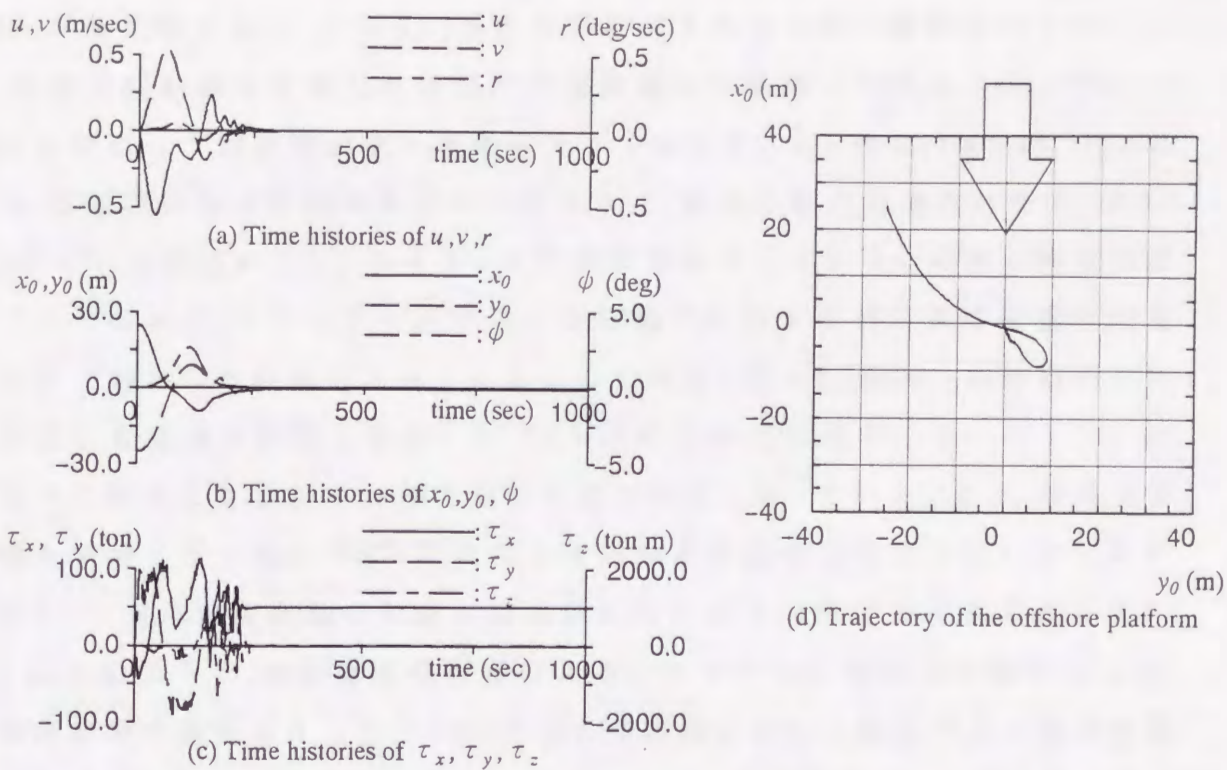


Fig.5-28 Time histories and trajectory of the offshore platform with forward speed effect for control force (Type B : $V_C = 3.0$ m/sec, $V_W = 10.0$ m/sec)

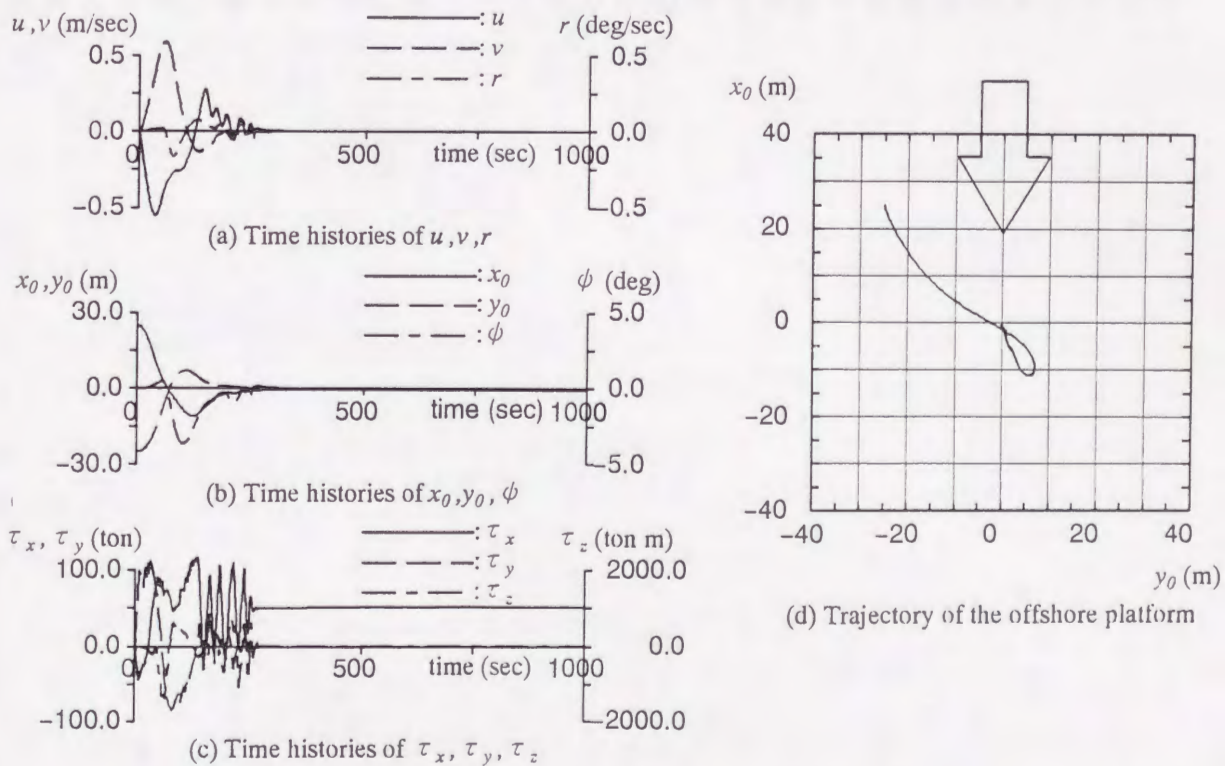


Fig.5-29 Time histories and trajectory of the offshore platform without forward speed effect for control force (Type B : $V_C = 3.0$ m/sec, $V_W = 10.0$ m/sec)

Fig.5-27を比較すると、どちらの場合も目標点まわりで微小運動を続けているが、前進速度影響を考慮した場合には回頭角の変動がやや大きくなっており、これに対応して回頭角速度の変動も大きくなっている。次に Fig.5-28, Fig.5-29には、初期変位および風の条件はそのまま、潮流の絶対流速だけを $V_C = 3.0$ m/secとした場合のシミュレーション計算結果を示している。潮流の絶対流速が大きくなると、スラスタが発生する制御力に対する前進速度影響が大きくなり、 y 軸方向の制御力が減少することになる。従って、制御力の時系列を比較すると前進速度影響を考慮した Fig.5-28の方が τ_y の値が小さくなっており、制御力の減少に対応して y_0 軸方向の変位が大きくなっている。また、前進速度影響を考慮していない Fig.5-29の場合は回頭角が負の方向に変化しているのに対して、前進速度影響を考慮した場合には回頭角は正の方向に変化している。以上のように、前進速度の影響によるスラスタの制御力の減少により、浮体構造物の運動はスラスタの全推力が制御力として有効である場合と異なったものとなる。従って、浮体構造物の制御系の設計段階においては、このような前進速度の影響によるスラスタの制御力の減少を考慮に入れて、十分な制御力を得られるようにスラスタの出力を決定する必要があると考えられる。

5.6 結言

本章においては、第3章に示した最適レギュレータを適用した制御系を使用して浮体構造物の定点保持運動のシミュレーション計算を行ない、制御系の定点保持性能に大きな影響を与えると思われる要素について検討を行なった。

まず、スラスターの形式と配置の違いによる影響を調べるために、方向固定型のスラスターを6基装備した場合の Type A と首振り型のスラスターを4基装備した場合の Type B、また、Type B と同じ首振り型スラスターに対して制御パラメータを簡略化した Type C について、比較検討を行なった。その結果、首振り型のスラスターを備えた Type B の場合には、少ない数のスラスターによって方向固定型のスラスターを備えた Type A の場合よりも有効な制御力を得ることができることを示した。従って、実用的な観点から見て、推力の方向を任意の方向に向けることが可能である首振り型のスラスターが効率良く定点保持を行なうためには有効であると考えられる。

次に、外乱として変動風、流速が変化する潮流が作用する場合に対する制御系の制御性能の検討を行なった。その結果、変動風についてはその風速の平均値の成分による影響が支配的であると考えられ、定常風の場合と同様に制御を行なうことが可能である。従って、外乱として作用する変動風による影響は、その平均風速成分を考慮すればよいものと考えられる。また、本章で示した制御系は潮流の流速が変化する場合についても有効であることを示した。

さらに、制御系の指令からスラスターが制御力を発生し始めるまでに生じるスラスターの応答の遅れについて検討を行なった。スラスターの応答の遅れの要因として考えられる推力の増減率と首振り型スラスターの旋回運動の旋回角速度をパラメータとしてシミュレーション計算を行なった結果、スラスターの旋回時に生じる応答の遅れと比較して、推力の増減時に生じる応答の遅れが制御系の定点保持性能に与える影響が大きいことを示した。そのため、最大出力が同じスラスターであっても、その推力の増減時の応答特性の違いによって、制御系の性能は大きく異なってくると考えられる。従って、DPS において制御力を発生するスラスターを選定する際には、推力増減時の応答性能の良いスラスターを適用することが必要である。本章で検討を行なった外乱の条

件下において浮体構造物の定点保持を行なうためには、少なくとも 1.5 ton/sec 以上の割合で推力を増減することが可能であることが必要であった。

最後に前進速度影響によって生じるスラスタが発生する制御力の減少を考慮して、浮体構造物の定点保持運動についてシミュレーション計算により検討を行なった。その結果、前進速度の影響によるスラスタの制御力の減少により、浮体構造物の運動はスラスタが発生する全推力が制御力として有効である場合とは異なったものとなることを示した。従って、浮体構造物の制御系の設計段階においては、このような前進速度の影響によるスラスタの制御力の減少を考慮に入れて、十分な制御力が常に得られるようにスラスタの出力を決定する必要がある。第4章で示した数値計算結果によると、浮体構造物の前進速度が 2.0 m/sec 程度では、スラスタの出力が 30 ton の場合、得られる有効な制御力は出力の約 90 %、出力が 15 ton の場合には約 80 % となる。従って、本章で示した数値計算例の場合には、あらかじめスラスタ出力の決定に際してこれらの影響を考慮し、スラスタの最大出力に対して 1.1 ~ 1.25 倍程度の余裕を含めることにより、前進速度の影響による制御性能の低下を防ぐことが可能になると考えられる。

第 6 章 結 論

海底油田掘削のために使用される 2 ロワーハル型の半潜水型浮体構造物を対象として、定点保持を行なうために使用される DPS の制御系について検討を行ない、制御方法、制御力を発生するスラスターの形式やその配置、スラスターの性能に影響を与える浮体構造物の前進速度、スラスターの応答の遅れ等の影響を考慮して、浮体構造物の定点保持を効率良く行なうための DPS の制御系の提案を行なった。本研究を通じて得られた結論は次の通りである。

第 1 章においては、最近の海洋開発の進展に伴い、2 ロワーハル型の半潜水型浮体構造物による海底油田の掘削の重要性が高まり、また、その作業対象となる水域の深水化に伴って、従来の係留索や錨鎖による係留に代わって用いられるようになった動的に浮体構造物の定点保持を行なう新しい手段としての DPS の重要性、ならびに効率の良い定点保持のための制御系の検討の必要性を示した。

第 2 章においては、外乱として作用する潮流、風および波浪が浮体構造物の運動に及ぼす影響について検討を行なった。その結果、浮体構造物の定点保持を考える上で、潮流と風がその運動に与える影響が大きく、これに対して波浪による影響は小さいものとして無視できることを明らかにした。さらに、DPS の制御系を設計する上で基礎となる外乱の影響下における浮体構造物の運動方程式を示した。

第 3 章においては、従来主として用いられている PID 制御に代えて、浮体構造物のサージング、スウェイング、ヨーイングが連成した運動の影響を考慮するために、多入力多出力系の最適レギュレータを適用した制御系を示し、その定点保持性能について検討を行なった。本論文で示した制御系を適用した場合と、PID 制御を適用した場合の浮体構造物の定点保持運動のシミュレーション計算を行なった結果、最適レギュレータによる制御系を適用した場合には、浮体構造物の目標点からの最大変位を PID 制御を適用した場合と同程度に抑え、短い時間で運動を停止して目標点において定点保持を行なうことが可能であることを示した。従って、本章で提案した最適レギュレータを適用した制御系は、PID 制御系よりも効率良く定点保持を行なうことができるものと考えら

れる。また、DPSのような多入力多出力のシステムに対して1入力1出力系のPID制御を適用し、サージング、スウェイング、ヨーイング等の連成を考慮して制御系を設計することは極めて困難であるのに対し、多入力多出力系の最適レギュレータの場合には、これらの運動の連成を考慮して制御系を容易に設計することが可能であるため、本章において提案した最適レギュレータを適用した制御系は、浮体構造物の定点保持のためのDPSの制御系として有効であると思われる。

第4章においては、DPSを使用して浮体構造物の定点保持を行なう場合に、制御力を発生するスラスターの性能に与える前進速度の影響を推定するための計算法を示した。スラスターが発生する制御力に対する前進速度影響の推定に際しては、浮体構造物のローハルの表面に吹き出しを分布させることによって、その幅方向の厚みによる影響を考慮に含めることができた。本論文で示した計算法を用いて計算した結果とバウ・スラスターを装備した模型船に対する実験結果と比較を行なった結果、定量的な比較は直接できないが前進速度の変化に対するスラスターが発生する制御力の変動について定性的にはその傾向をよく表わしていることより、本計算法の妥当性が確認された。また、数値計算の結果、前進速度が増加するにつれてスラスターが発生する横力は最大約50%まで減少し、ある程度の速度をこえると横力は再び増加すること、また、スラスターが発生する回頭モーメントも前進速度が増すにつれて徐々に減少するが、その影響は横力ほど大きくないことを示した。

第5章では、制御系の定点保持性能に影響を与えると考えられるスラスターの形式とその配置、非定常な外乱、スラスターの応答の遅れ、前進速度影響によるスラスターが発生する制御力の減少について検討を行ない、次の結論を得た。

1. スラスターの形式と配置の違いによる影響を調べるために、 x, y 軸方向および z 軸まわりのモーメントに対して推力の方向を固定した方向固定型のスラスターを2基ずつ、計6基、各ローハルの下部に装備した場合と、スラスターのjetの噴出方向を 360° 旋回させることが可能であり、推力の方向を任意の方向に向けることができる首振り型のスラスターを4基、各ローハルの下部に装備した場合について、比較検討を行なった。

その結果、首振り型のスラスタを4基装備した場合には、方向固定型のスラスタを6基装備した場合よりも少ない数のスラスタによって有効な制御力を得ることができ、効率的に定点保持を行なうためには首振り型スラスタが有効であると考えられる。

2. 非定常な外乱が作用している場合についても、定常な外乱の場合と同様に浮体構造物の運動を制御することが可能であることを示した。
3. 制御系の指令からスラスタが制御力を発生し始めるまでの間に生じるスラスタの応答の遅れについては、スラスタの旋回時に生じる応答の遅れと比較して、推力の増減時に生じる応答の遅れが制御系の定点保持性能に与える影響が大きいことを示した。従って、DPSにおいて制御力を発生するスラスタを選定する際には、推力増減時の応答性能の良いスラスタを適用することが必要であることを明らかにした。本論文で行なったシミュレーション計算においては、外乱の影響下において浮体構造物の定点保持を行なうためには、少なくとも1.5 ton/sec以上の割合での推力の増減が可能であることが必要であった。
4. 前進速度の影響によるスラスタの制御力の減少により、浮体構造物の運動はスラスタが発生する全推力が制御力として有効である場合とは異なったものとなるため、浮体構造物の制御系の設計段階においては、このような前進速度の影響によるスラスタの制御力の減少を考慮する必要がある。本論文で示した数値計算においては、前進速度が2.0 m/sec程度ではスラスタの出力が30 tonの場合、得られる有効な制御力は出力の約90%、出力が15 tonの場合には約80%となる。従って、スラスタの出力の決定に際してはこれらの影響を考慮して、制御力の減少分をあらかじめ余裕として含めることにより、前進速度の影響による制御性能の低下を防ぐことが可能になると考えられる。

以上のように、浮体構造物の定点保持のために使用されるDPSのための最適レギュレータを適用した制御系を示し、制御方法、制御力を発生するスラスタの形式やその配置、スラスタの性能に影響を与える浮体構造物の前進速度、スラスタの応答の遅れ等の影響について、効率良く定点保持を行なう

ために考慮すべき要素を明らかにした。従って、本論文は浮体構造物の設計段階における DPS のための制御系の設計に対して、有効な指針を与えるものと考えられる。

謝 辞

本研究をまとめるにあたり,終始懇切なる御指導ならびに御助言を賜わりました九州大学工学部船舶海洋システム工学教室 貴島勝郎教授に心から感謝の意を表わし厚く御礼申し上げます。

また,論文作成にあたって暖かい御指導をいただきました九州大学工学部船舶海洋システム工学科 小川原陽一教授ならびに中武一明教授,九州大学工学部航空工学科 桜井晃教授に深く感謝致します。

さらに,数値計算において貴重な御討論をいただきました九州大学工学部船舶海洋システム工学教室 田中進助手,また終始暖かい激励をいただきました九州大学工学部船舶海洋システム工学教室 勝野敏之技官ならびに名切恭昭技官に感謝の意を表します。

最後に本研究の数値計算は九州大学大型計算機センターの汎用計算機 FACOM M-1800/20 を使用したことを付記して関係各位に感謝致します。

記号一覧

- A : 浮体構造物の水面下の正面の投影面積
- \mathbf{A} : 運動方程式を離散化した時の係数行列
- A_a : 浮体構造物の水面上の正面の投影面積
- A_T : スラスタ噴出口の面積
- \mathbf{B} : 運動方程式を離散化した時の係数行列
- C : スラスタから噴出された jet 流管の周囲の長さ
- $C_{current}$: 潮流による漂流力係数
- C_{CN} : 潮流力モーメント係数
- C_{CX} : x 軸方向の潮流力係数
- C_{CY} : y 軸方向の潮流力係数
- C_d : スラスタから噴出された jet 流管の抗力係数
- C_M : スラスタが発生するモーメントの減少率
- C_T : スラスタ噴出口の形状によって決定される係数
- C_{WN} : 風圧力モーメント係数
- C_{WX} : x 軸方向の風圧力係数
- C_{WY} : y 軸方向の風圧力係数
- C_Y : スラスタが発生する横力の減少率
- d : ロワーハルの深さ
- d_{j0} : スラスタ噴出口の直径
- E : スラスタから噴出された jet の吸い込みを代表する sink の総和
- \bar{e} : 目標点からの変位の 2 乗平均
- E_1, E_2, E_3 : E を決定するための実験定数

- f : 変動風の周波数
- $F_{current}$: 潮流による漂流力
- F_{wave} : 波浪による漂流力
- F_x : スラスタから噴出された jet の影響によってローハルに作用する干渉力の x 軸方向成分
- F_y : スラスタから噴出された jet の影響によってローハルに作用する干渉力の y 軸方向成分
- F_{y0} : 船速が 0 の時にスラスタから噴出された jet の影響によってローハルに作用する干渉力の y 軸方向成分
- G : フィードバックゲイン行列
- H^o : Riccati の離散型非線形行列方程式の解
- I : 単位行列
- I_{zz} : 浮体構造物の z 軸まわりの慣性モーメント
- i_{zz} : 浮体構造物の z 軸まわりの付加慣性モーメント
- K : 地表面摩擦係数
- k : 浮体構造物の中央縦断面の縦横比
- K_x, K_y, K_z : 渦による誘導速度計算における核関数
- K_{x0}, K_{y0}, K_{ψ} : PID 制御における比例ゲイン
- L : 浮体構造物のローハルの全長
- L_{OA} : 浮体構造物の全長
- M : スラスタから噴出された jet の影響によってローハルに作用する z 軸まわりの干渉力モーメント
- m : 浮体構造物の質量
- M_0 : 船速が 0 の時にスラスタから噴出された jet の影響によってローハルに作用する z 軸まわりの干渉力モーメント

- m_x : 浮体構造物の x 軸方向の付加質量
 m_y : 浮体構造物の y 軸方向の付加質量
 N : 浮体構造物に作用する z 軸まわりのモーメント
 \vec{n} : 浮体構造物のローハルの表面における外向きの法線ベクトル
 N_C : 潮流力モーメント
 N_E : 浮体構造物に作用する z 軸まわりの外力によるモーメント
 N_W : 風圧力モーメント
 n_x : 浮体構造物のローハルの表面における外向きの法線ベクトルの x 軸方向成分
 n_y : 浮体構造物のローハルの表面における外向きの法線ベクトルの y 軸方向成分
 $o - xyz$: 浮体構造物の重心に固定した座標系
 $o_0 - x_0y_0z_0$: 空間固定座標系
 \mathbf{P} : 運動方程式を線形化した時の係数行列
 p : 浮体構造物のローハルの表面における圧力
 \mathbf{Q} : 運動方程式を線形化した時の係数行列
 r : 浮体構造物の回頭角速度
 $\mathbf{R}_1, \mathbf{R}_2$: 最適レギュレータの評価関数内の重み行列
 r_s : 吹き出しの位置と任意の点との距離
 r_j : 任意の位置におけるスラスタから噴出された jet 流管の半径
 r_{j0} : スラスタ噴出口の半径
 S : 浮体構造物の表面を表わす
 s : スラスタから噴出される jet の中心線に沿う軸
 S_u : 変動風のスペクトル

- T : スラスターの設定推力
 T_{all} : 推力の時間積分値の和
 $T_{Dx_0}, T_{Dy_0}, T_{D\psi}$: PID制御における微分時間
 T_i : スラスターの推力
 $T_{Ix_0}, T_{Iy_0}, T_{I\psi}$: PID制御における積分時間
 t_s : シミュレーション計算における制御開始時間
 T_x : スラスターの推力の x 軸方向成分
 T_y : スラスターの推力の y 軸方向成分
 U : 浮体構造物の前進速度
 u : 浮体構造物の速度の x 軸方向成分
 \vec{u} : 制御入力ベクトル
 u_C^* : 浮体構造物の対水速度の x 軸方向成分
 U_j : スラスターから噴出された jet の中心線上における速度
 U_{j0} : スラスターから噴出された jet の中心線上における速度の初期値
 \vec{u}^o : 最適制御入力ベクトル
 u_W^* : 相対風速の x 軸方向成分
 V : 浮体構造物の速度
 v : 浮体構造物の速度の x 軸方向成分
 V_C : 潮流の絶対流速
 V_C^* : 浮体構造物の対水速度
 v_C^* : 浮体構造物の対水速度の y 軸方向成分
 \vec{V}_j : スラスターから噴出された jet 上に分布させた sink と doublet による誘導速度
 V_{jx} : スラスターから噴出された jet 上に分布させた sink と doublet による誘導速度の x 軸方向成分

- V_{jy} : スラスタから噴出された jet 上に分布させた sink と doublet による誘導速度の y 軸方向成分
 V_{jz} : スラスタから噴出された jet 上に分布させた sink と doublet による誘導速度の z 軸方向成分
 V_{sy} : 浮体構造物のローハルの表面に分布させた吹き出しによる誘導速度の y 軸方向成分
 \vec{V}_v : 浮体構造物のローハルの中央縦断面に分布させた渦による誘導速度
 V_{vx} : 浮体構造物のローハルの中央縦断面に分布させた渦による誘導速度の x 軸方向成分
 V_{vy} : 浮体構造物のローハルの中央縦断面に分布させた渦による誘導速度の y 軸方向成分
 V_{vz} : 浮体構造物のローハルの中央縦断面に分布させた渦による誘導速度の z 軸方向成分
 V_W : 絶対風速
 V_W^* : 相対風速
 v_W^* : 相対風速の y 軸方向成分
 V_{W10} : 基準高度 10 m における平均風速
 $w_1 \sim w_9$: 重み行列 $\mathbf{R}_1, \mathbf{R}_2$ の対角成分
 X : 浮体構造物に作用する流体力の x 軸方向成分
 \vec{x} : 状態量ベクトル
 X_C : 潮流力の x 軸方向成分
 X_E : 浮体構造物に作用する外力の x 軸方向成分
 x_s : 位置の目標値の x_0 座標
 x_T : スラスタ位置の x 座標
 X_W : 風圧力の x 軸方向成分
 Y : 浮体構造物に作用する流体力の y 軸方向成分

- Y_C : 潮流力の y 軸方向成分
 Y_E : 浮体構造物に作用する外力の y 軸方向成分
 y_s : 位置の目標値の y_0 座標
 y_T : スラスター位置の y 座標
 Y_W : 風圧力の y 軸方向成分
 α : 潮流の絶対流向
 α^* : 対水偏角
 β : 浮体構造物の斜航角
 γ : 浮体構造物のローハルの中央縦断面に分布させた渦の強さ
 $\Delta, \Delta t$: 制御系の離散時間
 ΔT : スラスターの推力の増減率
 ΔV_W : 風速の変動成分
 Δx : 水平面内の目標点からの x_0 軸方向の変位
 Δy : 水平面内の目標点からの y_0 軸方向の変位
 $\Delta \phi$: 離散時間の 1 step におけるスラスターの方向の変化量
 $\Delta \psi$: 目標方位からの変位
 Θ : 浮体構造物のローハルの中央縦断面上に分布させた渦の流出角
 θ_j : スラスターから噴出された jet が x 軸となす角度
 θ_{j0} : スラスターから噴出された jet の初期流出角
 λ : 波長
 $\lambda_{\Delta x}, \lambda_{\Delta y}, \lambda_{\Delta \psi}$: $\Delta x, \Delta y, \Delta \psi$ の評価のための重み
 μ : 浮体構造物に対する波の入射角
 μ_C : 浮体構造物に対する潮流の流入角
 ν : 絶対風向

- ν^* : 相対風向
- ρ : 海水の密度
- ρ_a : 空気の密度
- σ : 浮体構造物のローハルの表面に分布させた吹き出しの強さ
- τ_x : 制御力の x 軸方向成分
- τ_x^o : 最適制御力の x 軸方向成分
- τ_y : 制御力の y 軸方向成分
- τ_y^o : 最適制御力の y 軸方向成分
- τ_z : z 軸まわりの制御力モーメント
- τ_z^o : z 軸まわりの最適制御力モーメント
- ϕ_i : スラスターの方角
- ϕ_s : 制御系が指定するスラスターの方角
- ψ : 回頭角
- ψ_s : 回頭角の目標値
- ω : スラスターの旋回角速度

参考文献

- [1] 長崎作治：海洋構造物の設計と施工，森北出版，1970
- [2] 山中直樹：セミサブリグの最新技術，日本船用機関学会誌，第 21 巻，第 2 号，1986
- [3] 高橋 雄，佐尾邦久：海洋構造物の設計と海象，日本造船学会誌，第 609 号，1980
- [4] 田才福造，根本紀太郎，荒川広行，栗原真人：Semi-Submersible Catamaran Hull の規則波中の運動について，西部造船会々報，第 40 号，1970
- [5] Hooft, J. P. : A Mathematical Method of Determining Hydrodynamically Induced Forces on a Semisubmersible, SNAME, Vol.79, 1971
- [6] 大楠 丹：Multihull Ship の波の中の運動について，西部造船会々報，第 40 号，1970
- [7] 大楠 丹，高木幹雄：双胴船の運動について，日本造船学会論文集，第 129 号，1971
- [8] 大楠 丹：多数の浮体で支持された海洋構造物に作用する波力について，西部造船会々報，第 51 号，1976
- [9] 杉浦正憲：半潜水式浮遊構造物に働く流体力について—三次元特異点分布を用いた厳密計算—，関西造船協会誌，第 164 号，1977
- [10] 高木幹雄，朴 魯植，中村一郎：半潜水式海洋構造物の要素部材に働く流体力，西部造船会々報，第 67 号，1984
- [11] 高木又男，新井信一，梅野佳子：係留浮体の規則波中の運動に関する理論計算，日本造船学会論文集，第 135 号，1974
- [12] 経塚雄策，中村彰一，高木又男：規則波中における係留浮体の不安定左右揺について，日本造船学会論文集，第 142 号，1977

- [13] 新井信一, 根角幸明, 高木又男: 不規則波中の係留浮体の運動に関する研究, 日本造船学会論文集, 第 140 号, 1976
- [14] 松浦正己, 池上国広, 瀬戸秀幸: 異常海象下における半潜水式海洋構造物の挙動の解析, 三菱重工技報, Vol.23, No.4, 1986
- [15] 竹沢誠二, 馬 寧: 係留半潜水式海洋構造物の風波併存時における運動及び相対水位変動, 日本造船学会論文集, 第 164 号, 1988
- [16] 竹沢誠二, 平山次清, 華 督宇: 係留された半没型海洋構造物の複合外力下挙動時系列数値シミュレーション法, 日本造船学会論文集, 第 164 号, 1988
- [17] 半潜水型石油掘削装置「PENROD 78」, 関西造船協会誌, 第 190 号, 1983
- [18] 超大型最新鋭セミサブリグ”ヘンリー・グッドリッチ”, 三井造船技報, 第 126 号, 1985
- [19] 葛西宏直, 畠中勝則, 赤坂則之, 佐藤康彦: 海洋構造物の自動位置保持システムに関する基礎研究, 三菱重工技報, Vol.13, No.4, 1976
- [20] 元良誠三, 小山健夫, 藤野正隆, 前田久明: 船体と海洋構造物の運動学, 成山堂書店, 1992
- [21] 松井政博, 杉浦正憲: n-フーティング型海上作業台の位置制御に関する考察, 関西造船協会誌, 第 152 号, 1974
- [22] Tamehiro, M. and Kasai, H. : Experimental Study on Dynamic Positioning Control for a Semi-submersible Lower-hull Type Offshore Platform, Jour. of the Society of the Naval Architects of Japan, Vol.136, 1974
- [23] 末光啓二, 松本憲洋: 半潜水式石油掘削船の DPS による動的 position 保持特性, 関西造船協会誌, 第 196 号, 1985
- [24] 松本憲洋, 末光啓二, 財津 優, 藤本亮典, 木谷豊治: 海洋構造物に装備したダイナミックポジショニングシステムの性能設計法, 日本鋼管技報, No.107, 1985

- [25] 横町政芳：風や潮流を受ける船の Dynamic Positioning について, 西部造船会々報, 第 61 号, 1981
- [26] Nienhuis, U. : Analysis of Thruster Effectivity for Dynamic Positioning and Low Speed Manoeuvring, 1992
- [27] 岡本 洋, 玉井浩正：サイドスラストに関する模型実験, 関西造船協会誌, 第 134 号, 1969
- [28] 貴島勝郎, 井上正祐：サイドスラストー装備船の操縦性に及ぼす前進速度影響, 西部造船会々報, 第 51 号, 1976
- [29] 海洋構造物の設計外力及び復原性に関する研究報告書, 日本造船研究会第 192 研究部会研究資料第 373 号, 1983
- [30] 松本光一郎, 北川貴一：海洋構造物の風洞試験法, 関西造船協会誌, 第 192 号, 1984
- [31] 中村彰一, 小段範久, 内藤 林：セミサブリグのデッキに働く風の力に関する研究, 関西造船協会誌, 第 208 号, 1988
- [32] 葛西宏直, 武隈克義, 渡部洋八郎, 片山正敏, 松田健志：海洋開発研究における水槽試験, 風洞試験, 三菱重工技報, Vol.23, No.4, 1986
- [33] Maruo, H. : The Drift of a Body Floating on Waves, Jour. of Ship Research, Vol.4, No.3, 1960
- [34] 田才福造：規則波中の二次元物体に働く漂流力について, 関西造船協会誌, 第 152 号, 1974
- [35] 朝長義英, 畠中勝則：浮遊式海洋構造物に作用する波漂流力の計測, 西部造船会々報, 第 59 号, 1980
- [36] 佐伯敏朗, 松井政博：作業船の定点位置保持制御システムの設計例, 日立造船技報, 第 49 巻, 第 1 号, 1988

- [37] Tamehiro, M., Akasaka, N., Kasai, H. and Miwa, E. : On Dynamic Positioning System Design in particular Reference to the Positional Signal Filtering Technique, Jour. of the Society of the Naval Architects of Japan, Vol.142, 1977
- [38] 赤坂則之, 岩崎 晃, 三和英一 : 首降式スラストによる作業船のダイナミックポジショニング, 三菱重工技報, Vol.18, No.2, 1981
- [39] 南 勝昭, 小山健夫 : ダイナミックポジショニングシステムにおける線形レギュレータの効果について, 関西造船協会誌, 第 188 号, 1983
- [40] 赤坂則之, 山本真生, 堀 順一郎, 森永靖治 : ケーブル敷設船の自動操縦方式に対する最適レギュレータ理論の応用, 三菱重工技報, Vol.17, No.3, 1980
- [41] 碓崎貞雄, 貴島勝郎, 田中 進 : ケーブル布設船の針路保持に関する研究 (第三報), 西部造船会々報, 第 79 号, 1990
- [42] 飯田 隆 : 船位保持の適応制御に関する研究, 関西造船協会誌, 第 213 号, 1990
- [43] English, J. W. : The Design and Performance of Lateral Thrust Units for Ships, R.I.N.A., Vol.105, No.3, 1963
- [44] 藤野正隆, 猿田俊彦, 伊田 力 : サイド・スラスターの効果に関する実験的研究, 関西造船協会誌, 第 168 号, 1978
- [45] Kijima, K. : The Effect of Drift Angle on Side Thruster Performance, Trans. of the West-Japan Society of Naval Architects, No.54, 1977
- [46] 貴島勝郎, 松本憲洋, 二村 正, 田中 進 : バウスラスター性能に及ぼす浅水影響, 西部造船会々報, 第 73 号, 1987
- [47] Wooler, P. T., Burghart, G. H. and Gallagher, J. T. : Pressure Distribution on a Rectangular Wing with a Jet Exhausting Normally into an Airstream, J. Aircraft, Vol.4, 1967
- [48] 遠藤 浩, 中村正義 : 横風中の 3次元乱流ジェットの湾曲と発達, 航空宇宙技術研究所報告, 216 号, 1970

- [49] Hess, J. L. and Smith, A. M. O. : Calculation of Nonlifting Potential Flow About Arbitrary Three-Dimensional Bodies, *Journal of Ship Research*, 1964
- [50] Bollay, W. : A Non-linear Wing Theory and its Application to Rectangular Wings of Small Aspect Ratio, *Z.A.M.M.*, 1939



inches 1 2 3 4 5 6 7 8
cm 1 2 3 4 5 6 7 8 9 10 11 12 13 14 15 16 17 18 19

Kodak Color Control Patches

© Kodak, 2007 TM: Kodak

Blue	Cyan	Green	Yellow	Red	Magenta	White	3/Color	Black
[Patch]	[Patch]	[Patch]	[Patch]	[Patch]	[Patch]	[Patch]	[Patch]	[Patch]

Kodak Gray Scale



© Kodak, 2007 TM: Kodak

A 1 2 3 4 5 6 **M** 8 9 10 11 12 13 14 15 **B** 17 18 19

