

# マルチブロック NS/RaNS 法による アメリカ杯レース艇用風下帆走セールシステム 周りの流場解析

正員 田 原 裕 介\* 林 豪\*\*

Flow Analyses around Downwind-Sail System of an IACC Sailing Boat by a Multi-Block NS/RaNS Method

by Yusuke Tahara, *Member* Go Hayashi

## Summary

The present study concerns analyses of flows around downwind-sail system of an International America's Cup Class (IACC) sailing boat. The numerical method is a multi-block Navier-Stokes and Reynolds-averaged Navier-Stokes equation solver (hereafter, referred to as multi-block NS/RaNS method) recently developed by the present author. The main objectives of the present work are two folds: (1) an initial capability evaluation of the present multi-block NS/RaNS method in analyses of large-scale-separation flow; and (2) application of the present method to flow analyses around downwind-sail system of IACC sailing boat, on which very few studies have been so far reported. In the present study, the mainsail/spinnaker configuration is particularly considered, where focuses are placed on the aerodynamic interactions between the mainsail and spinnaker as well as the influences of sail trimming on flow and aerodynamic forces. The present numerical method is based on an extension of the RaNS method for ship flow analyses for applications to more general fluid dynamic problems, which was successfully demonstrated through the present work.

## 1. 緒 言

スピナーカーを用いたヨットの風下帆走の特徴は、セールシステム周りの大規模な剥離流場の生成とその結果生じる抗力成分を推力に利用することである(実際の帆走状態: Fig.1)。これは風上帆走におけるセール推力の生成と大きく異なる点であり、全体の流場構造や流体力のセール間干渉などに関しては、これまでに明らかにされていない部分が多い。特に計算流体力学(CFD)を

用いた研究については、風上帆走セールに関する事例は比較的多いのに対し<sup>1)~4)</sup>、風下帆走セールに関するものは殆ど報告されていない。

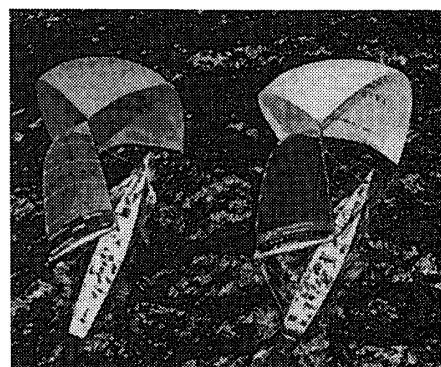


Fig.1 Downwind sailing of *America's Cup* boats (Auckland, 2000, Photo by Kaoru Soehata).

\* 大阪府立大学大学院

\*\* トヨタ自動車(株)(研究当時 大阪府立大学大学院工学研究科)

本研究は、近年著者らの研究グループで開発されたマルチブロック計算格子対応型ナビエスークス/レイノルズ平均ナビエスークスソルバー(以下マルチブロックNS/RaNS法)、FLOWPACK Ver.2001aを用いた、アメリカ杯レース艇用風下帆走セール周りの流場解析に関するものである(アメリカ杯レース艇・International America's Cup Class sailing boat:以下IACC艇と略称)。今回は特にメインセール・スピナーカー構成を対象とする。それらのフライングシェープと帆走設定状態には、ニッポンチャレンジ・アメリカ杯2000技術委員会が実際に計測したデータを用いた。本論文では、まず計算手法の概要と基礎形状を対象とした精度評価の結果を述べ、続いて上述した風下帆走セール周りの剥離流場の詳細な検討だけでなく、メインセール・スピナーカーの流体力学的相互干渉や、セールシステムの配置変化が推力・横力に与える影響などについても詳細に議論する。

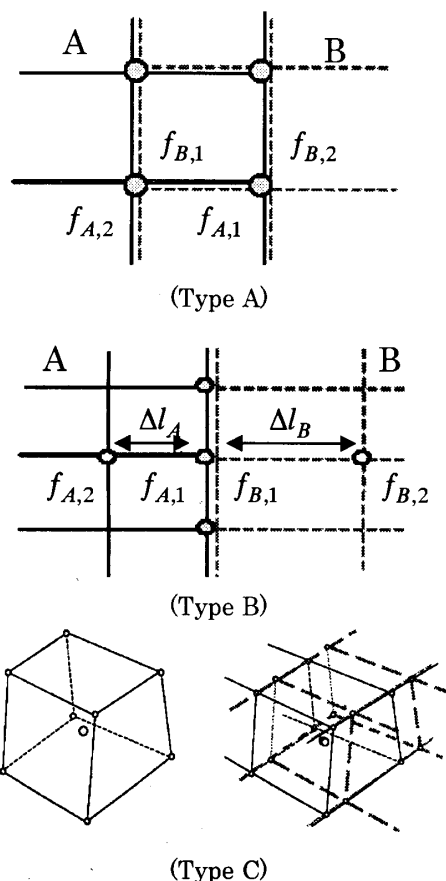


Fig.2 Matching types of multi-block boundaries.

## 2. 計算手法の概要

### 2.1 FLOWPACK Ver.2001a の概要

本研究で使用したマルチブロック NS/RaNS 法、FLOWPACK Ver.2001a の基礎部分は、従来著者らが船体粘性流場への適用を主目的として開発してきた手法

(田原<sup>3)</sup>など)に基づいている。ここでは FLOWPACK Ver.2001a の概要を述べる。流場の支配方程式は 3 次元非定常、非圧縮流体に関する NS/RaNS 方程式である。数値計算においては、支配方程式を数値的に生成した非直交曲線座標系に変換し、輸送方程式を有限解析法により離散化する。また速度場/圧力場結合には PISO タイプワンステップ法を用いている。FLOWPACK Ver.2001a の従来法からの主な拡張点は、マルチブロック計算格子に完全対応としたこと、乱流モデルとしてゼロ方程式モデル(Baldwin-Lomax モデル)、2 層  $k-\epsilon$  モデル、そして Blending  $k-\omega$  モデルが採用でき、それらはスイッチ切替によって自由に選択できることなどである。なお FLOWPACK Ver.2001a には自由表面計算機能も搭載されているが、その詳細な報告は別の機会に行う予定である。特にマルチブロックへの対応は、並列高速計算への拡張を行う場合に極めて有用であり、その研究は現在進行中である。

### 2.2 マルチブロック接合境界における流場情報の整合方法について

マルチブロック法を適用する場合、各ブロックの接合境界における流場情報の整合方法、すなわち情報を提供するドナーブロックと、受取るレシピエントブロック間の情報伝達の形態を定義する必要がある。FLOWPACK Ver.2001a では、Fig.2 に示すような 3 種の方法(Type A ~C)が採用できる。以下でその概要を述べる。

(Type A) Overlapping patched boundary: 最も一般的とされる整合方法であり、ドナーブロックとレシピエントブロックの境界面は、接合方向の格子一個分だけ重複している。レシピエントブロックの境界条件はドナーブロック内部の値によって直接与えられるため、整合方法としては最も正確であると考えられる。Fig.2 (Type A)の表記に従うと、各ブロックの境界面における流場情報  $f_{A,1}$  および  $f_{B,1}$  の交換は以下に行われる。

$$\begin{cases} f_{A,1} = f_{B,2} \\ f_{B,1} = f_{A,2} \end{cases} \quad (1)$$

(Type B) Non-overlapping patched boundary: 上述した Type A に類似するが、格子の重複(overlap)を用いない方法である。接合面における流場情報を、各ブロックの内部の値と適当な補間式を用いて与える。Type A より簡便であるため比較的多くの計算事例で用いられており、本研究においても基本的にはこの方法を採用している。現行の補間式は、Fig.2(Type B)の表記に従い格子間隔を  $\Delta l$  としたときに以下になる。

$$f_{A,1} = f_{B,1} = \frac{\Delta l_B \cdot f_{A,2} + \Delta l_A \cdot f_{B,2}}{\Delta l_A + \Delta l_B} \quad (2)$$

(Type C) Overlapping non-patched boundary: 上述した Type A および B の方法は、原則的に整合面における計算座標 2 方向の格子を整合配置(patched)することを前提としている。一方 FLOWPACK Ver.2001a では、特定のブロック内でより多くの格子を用いたい場合などに対応できるように、ここで述べる Type C が適用できる。Fig.2 (Type C)に示すように、レシピエントブロックの境界面をドナーブロックの内部に配置する必要があるが、上述した格子の整合配置の必要はない。結局、レシピエントブロックの境界面における流場情報  $f_{A,1}$  および  $f_{B,1}$  をドナーブロック内部の流場情報と以下の空間補間式を用いて与える。なお係数  $\alpha_{ijk}$  および  $\beta_{ijk}$  は、相対的な格子移動がない場合は更新する必要はない。

$$\begin{cases} f_{A,1}(x,y,z) = \sum_{i=1}^2 \sum_{j=1}^2 \sum_{k=1}^2 \alpha_{ijk} f_{B,ijk} x^{i-1} y^{j-1} z^{k-1} \\ f_{B,1}(x,y,z) = \sum_{i=1}^2 \sum_{j=1}^2 \sum_{k=1}^2 \beta_{ijk} f_{A,ijk} x^{i-1} y^{j-1} z^{k-1} \end{cases} \quad (3)$$

### 2.3 マルチブロック計算格子の品質評価法および不確かさ解析

一般に、物理空間のマルチブロック分割が進むに従い、個々のブロックにおける格子品質の維持が困難になりやすい。単に 1 個のブロックで格子品質が低下すれば、それは全体的な解の信頼性の低下に発展する可能性がある。本研究では、比較的簡単な評価パラメータを用い、上述の問題を軽減する手法を検討した。評価パラメータには次式で定義される  $J^*$  を採用した。

$$J^* = \frac{J}{|\mathbf{a}_1| \cdot |\mathbf{a}_2| \cdot |\mathbf{a}_3|} = \sqrt{\frac{g}{g^{11} \cdot g^{22} \cdot g^{33}}} \quad (4)$$

ここで

$$\begin{cases} \mathbf{a}_1 = (x_\xi, y_\xi, z_\xi) \\ \mathbf{a}_2 = (x_\eta, y_\eta, z_\eta) \\ \mathbf{a}_3 = (x_\zeta, y_\zeta, z_\zeta) \end{cases} \quad (5)$$

$$\begin{cases} g^{11} = |\mathbf{a}_1|^2, g^{22} = |\mathbf{a}_2|^2, g^{33} = |\mathbf{a}_3|^2 \\ g = [\mathbf{a}_1 \cdot (\mathbf{a}_2 \times \mathbf{a}_3)]^2, J = \sqrt{g} \end{cases} \quad (6)$$

上式中の  $(\xi, \eta, \zeta)$  は計算空間で定義される計算座標系である。 $J^*$  ( $0 < J^* \leq 1$ ) は座標変換パラメータとして計算されるヤコビアン  $J$  の無次元値であり、定義セルが直方体形状において 1 となり、格子歪が拡大するにしたがって減少する。幾何学的にはセル体積量を表すヤコビアンを上式のように無次元化することにより、格子歪の傾向のみを抽出することができる。本研究では、実際にマルチブロック格子の生成過程でこのパラメータを用い、適宜 3D 等値面を表示する画像処理と組み合わせることによって、効率的に高品質の格子が生成できることを確認

した。

一方、文献<sup>6),7)</sup>の方法に基づく数値計算不確かさの評価も行った。後述する全ての計算例(円盤・矩形平板・円錐・およびダウンウインドセール)において精度値  $p=1.5-2.5$  は従来の計算例より推定可能であると仮定し、基本格子を基準に 3 方向格子改善率  $r_k=2$  として評価した結果、流体力に関する Simulation Uncertainty  $U_{SV}$  は 2.5-6.3% であった。すなわち、数値計算のノイズとして捉えられるべき幅は最大約 6% であり、複数の計算値の有意な差を論じる場合は、その差の絶対値は  $U_{SV}$  以上である必要がある。この  $U_{SV}$  は船体流場を解く近年の CFD の観点では比較的高いものであるが、今回対象とした流場の複雑さを考慮すれば、ある程度妥当なレベルであると思われる。一方、本論で論じる全ての計算例において、比較に用いた参考値の不確かさ  $U_D$  が不明であったため、文献<sup>6),7)</sup>で提案されている Validation Uncertainty  $U_V$  の評価は行っていない。

### 3. 計算結果—基礎形状を用いた精度評価

ここでは比較的簡単な形状を対象とした計算を行い、本計算手法の精度確認を行った結果について述べる。本研究で対象とする流場の特徴は、大規模な剥離を有すること、そしてその流体力への影響、すなわち圧力成分が支配的となることである。そのような流場をもたらす基礎形状として、流れに対し垂直に置かれた円盤(disk)と矩形平板(square plate)、そして頂点を上流方向に向けて設置した円錐(60 deg. cone)を対象とした計算を行った。またそれらの抵抗参考値には White<sup>8)</sup>が示すものを用いた。一方、ここで対象とした形状は比較的簡単なものであるが、NS/RaNS 法で流場を解析する際にはマルチブロック格子の適用が最も有効である。今回の計算においては、円盤、矩形平板、そして円錐のそれぞれに関し 4 ブロック、6 ブロック、そして 3 ブロックのマルチブロック格子を用いた。設定レイノルズ数は White<sup>8)</sup>の抵抗参考値に従って  $Re=1.0 \times 10^4$  とし、計算格子数は約 10 万点とした。なお以下で検討する計算結果は一様流、流体密度、そして代表長(円盤の場合は円盤直径)で無次元化し、また抵抗値の場合は投影面積を用いて無次元化している。

まず乱流モデルを使わない NS 方程式の解を検討する。本研究の手法を用い、上述した 3 つの基礎形状について NS 方程式の解を求め、その抵抗値と White<sup>8)</sup>の抵抗参考値との比較を Fig. 3 に示す。White<sup>8)</sup>の値はあくまで参考値であるために定量的な精度の議論は困難であるが、その抵抗参考値が示す傾向はほぼ正確に予測できることが示されている。

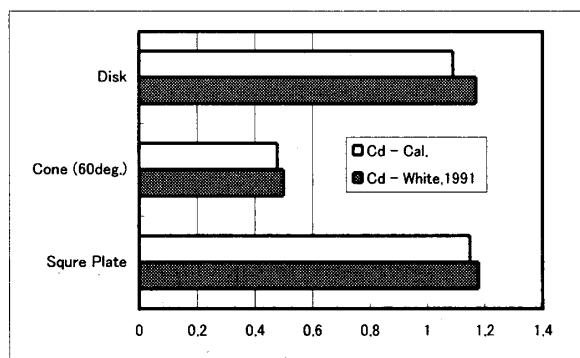


Fig.3 Comparison of drag coefficients for basic geometry ( $Re=10^4$ ).

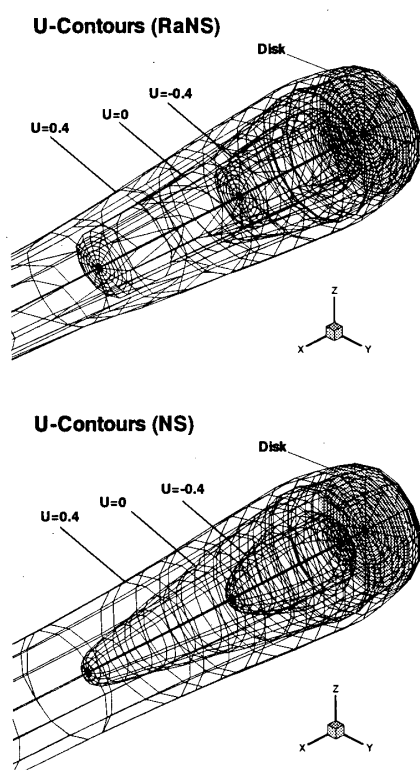


Fig.4 Comparison of iso-velocity ( $U$ ) surfaces between NS and RaNS solutions (Disk plate,  $Re=10^4$ ).

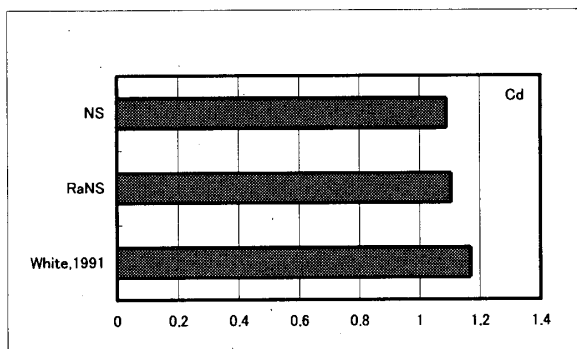


Fig.5 Comparison of drag coefficient between NS and RaNS computations (Disk plate,  $Re=10^4$ ).

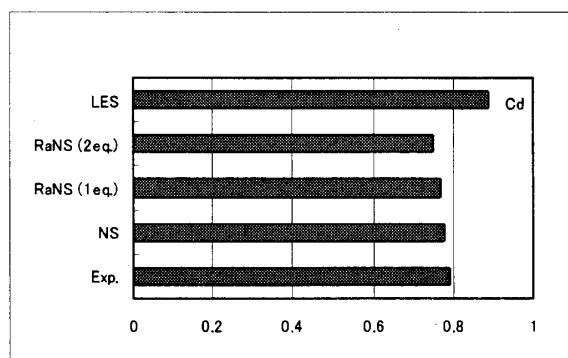


Fig.6 Comparison of drag coefficient between NS and RaNS computations (T-10 Parachute form,  $Re=3 \times 10^6$ , Sahu et al.<sup>9)</sup>).

次に乱流モデルを使用した場合を検討する。上述したものと同一の円盤に関し、流場を NS 方程式および RaNS 方程式(Baldwin Lomax モデルを使用)を解いて求めた主流方向速度の等値面図を Fig.4 に示す。同図より、円盤後方に存在するバブル型剥離領域の概況を観察することができる。NS および RaNS の結果ともにほぼ同様な規模の逆流域を示すが、RaNS 解は NS 解に比べやや早い速度回復を示している。一方、Fig.5 に示す抵抗値の比較では、RaNS 解の方が NS 解より若干大きいものの両者の解はほぼ同等であることが示されている。

今回のものと類似した流場で RaNS 法の従来型乱流モデルを検証した事例として、パラシュート周りの流場に関する Sahu ら<sup>9)</sup>の研究がある。Sahu らは同一の計算コードを用い、開傘後の定常降下状態(レイノルズ数約  $3.0 \times 10^6$ )にある供試形状(文献では T-10 と定義)に関し、NS 方程式の解、および 1 方程式ならびに 2 方程式乱流モデルによる RaNS 方程式の解を比較した。設定レイノルズ数は約  $3.0 \times 10^6$  とされている。Fig.6 にその抵抗値の比較を示す。その結果、抵抗計測値と計算値の差は NS 解、RaNS 解(1 eq. model)、RaNS 解(2eq. model)でそれぞれ -1.2%, -2.5%, -5%であり、NS 方程式の解が最も計測値に近かったことを報告している。Sahu らは Smagorinsky モデルを用いた計算(Fig.6 中 LES)も行ったが、その結果と実験値との差は約 +12.7%となり、NS や RaNS の結果を改善するには至らなかった。

上述した円盤に関する本研究の結果や Sahu らの結果を同時に考察する限り、今回対象とした流場、すなわち大規模な剥離が存在し、かつ流れの剥離地点がほぼ固定しており、さらに圧力成分が支配的となる場合の流体力の予測という観点では、従来型乱流モデルの有効性がやや曖昧であると同時に、NS 計算によってもある程度妥当な結果が得られるということがいえる。また従来型乱流モデルは壁近傍の格子に関する制約が強く(研究事例

として文献<sup>10)</sup>など), 乱流モデルを用いない NS 計算によっても妥当な精度が確保できるのであれば, 実用上極めて有用であるとも考えられる。

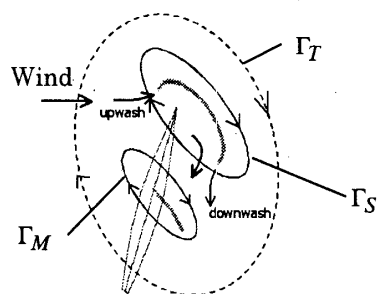


Fig.7 Circulation around mainsail and spinnaker.

#### 4. 計算結果—風下帆走セール

##### 4.1 IACC 艇風下帆走セールシステムの従来型設計法における問題点および一般的な流力特性について

具体的な流場解析を議論する前に, ここでは特に IACC 艇の風下帆走セールの従来型設計法で指摘されてきた問題点と一般的な流力特性を概説する。Fig.1 に示すように, 現 IACC 艇の風下帆走セールシステムは, 船体中央部近傍のメインセールと船体前方に張出したスピナーカーなどの 2 枚のセールで構成されている。スピナーカーは基本的に左右対称であるが, これに代わってジェネカーと呼ばれる非対称セールを用いることもある。通常メインセールは風上・風下帆走ともに同一のものを使用するのに対し, スピナーカーは風下帆走に特化して使用する。スピナーカーのセール面積はメインセールよりはるかに大きく, よって推力の大半はスピナーカーで生成されるとともに, メインセールの機能としてはスピナーカー風上側の流場の整流効果が重要であると考えられている。軽材質で形成されるスピナーカーは張力制御によって形状をコントロールしやすい反面, 近傍流場の状態によって容易に形状崩壊がおき, それによって著しい推力低下をもたらすことも知られている。

既述したとおり, スピナーカーを用いたヨットの風下帆走の特徴は, セール周りの大規模な剥離流場の生成と, その結果生じる抗力成分を推力に利用することである。これは風上帆走におけるセール推力の生成と大きく異なる点であり, 全体の流場構造や流体力のセール間干渉などに関しては, これまでに明らかにされていない部分が多かった。その理由としては, スケールエフェクトが著しいために模型実験による検討が困難であるだけでなく, 実船帆走試験においても流場や流体力の計測が

難しいこと, 加えて風上帆走セールの設計で比較的多用されるパネル法などの非粘性流法では, 大規模な剥離流場の効果を正確に表現できないことなどが挙げられる。これらの理由により, 従来型設計法では設計者やセルトリマーの経験に基づく手法が主流となっている。

一方, 実際の IACC 艇の風下帆走では, セールシステムが生成する揚力成分の一部も推力として利用しており, 現場で観測される現象には揚力体干渉による効果と考えられるものが報告されている。例えば, スピナーカーの使用によるメインセール揚力の減少や, メインセールの使用によるスピナーカー有効迎角の増加などはその具体例と考えられ, それらを循環モデルによって図示すると Fig.7 のようになる。揚力体干渉時の循環強さを単体時のものと比較した場合, メインセール循環  $\Gamma_M$  は減少し, スピナーカー循環  $\Gamma_S$  は増加すると考えられ, これによって上述した実現象を大まかに説明できる。またこれらの現象は, 風上帆走時の 2 枚セールの干渉に関する検討<sup>2),4)</sup>によって報告されたものと類似した効果である。しかしながら, 流場の剥離現象を含む顕著な流体粘性影響を考慮した考察を行うためには, 上述した循環モデルだけでは明らかに不十分であると考えられる。

以上の考察の結果, 本研究では特に大規模な剥離を伴う複数揚力体まわりの流場特性に着目し, 次の 2 つの観点: 剥離流場の効果を正確に表現できる本研究の流場解析手法の適用による「(i)メインセール・スピナーカーの流体力学的相互干渉」, および「(ii)各セールの配置変化が他方のセールおよびセールシステム全体の流体力と流場へ与える影響」の検討に焦点を絞り, 実際に観測されている現象との比較も含めながら計算結果を議論する。

##### 4.2 メインセール・スピナーカー構成に対するマルチブロック計算格子および計算条件の概要

本計算手法の適用において, まず Fig.8(a)に示すような座標系を定義する。同図には流体力の方向(Fig.8(b))やセール配置に関する角度の定義(Fig.8(c))も示している。続いてスピナーカーとメインセールに関し, Fig.9 に示すような CAD モデルを作成した。そのセール形状には実測で得られたフライングシェープを用いた。本研究ではセールはハードセールとし, またその厚みは無視できると仮定, 加えて船体の水面上の形状・マストなどの付加的構造物の影響は考慮せず, さらに海面はフラットな鏡像面として扱う。この CAD モデルのセール部分周囲の流場を 5 ブロックで分割し, Fig.10 に示すマルチブロック計算格子を生成した。計算効率と精度の観点よ

り、本研究で最終的に用いた総格子数は約 29 万点である。格子生成の際には、既述した格子品質評価パラメータ  $J^*$  を適宜確認する方法を用いた。一例として、Fig.11 には改良前の格子の  $J^*$ -3D 等値面を示す。改良前の格子にはマストトップ近傍に水平方向に広がる格子歪が著しい部分(図中  $J^*=0.5$  および 0.4)が検出されている。この情報に基づいた格子改良の結果を確認するために、改良前後のマストトップ水平面断面内の  $J^*$  分布を Fig.12 に示す。改良前の格子において図中 A で示されていた低値部分は、改良格子では明らかに消滅していることが確認できる。

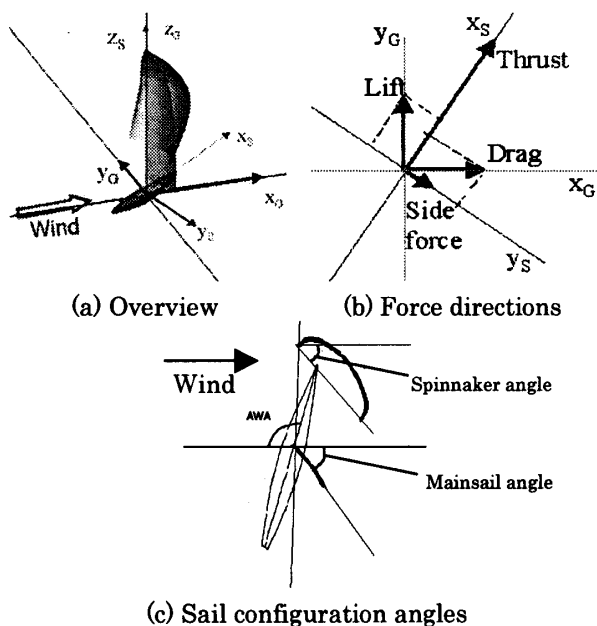


Fig.8 Definition of coordinate system, force direction, and sail configuration angles.

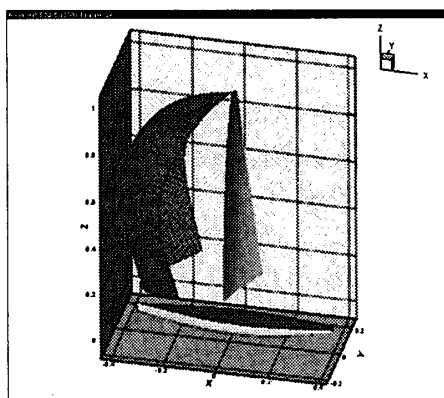


Fig.9 CAD-based surface modeling of the present mainsail/spinnaker configuration.

また、前節で議論した乱流モデルの必要性に関する検討結果に基づき、本流場解析の計算条件が実スケールで Sahu ら<sup>9)</sup>の結果と近い  $10^6$ レベルのオーダーであること、そして対象とする流場がほぼ固定した剥離地点と大規

模な剥離領域を有し、かつその流体力への影響が支配的となること、さらに本流場解析の目的が流場および流体力の基礎的特徴の理解を目的としていることを主な理由として、今回は乱流モデルを使用しないことに決定した。実際に以下で示す全ての計算結果において、流体力に占める表面摩擦応力成分は圧力成分よりも 2 オーダー小さいことを確認している。これは船体境界層などを解析する場合と大きく異なる点であり、部分的な乱流遷移などの乱流効果が流体力に与える影響は無視できると考えられる。

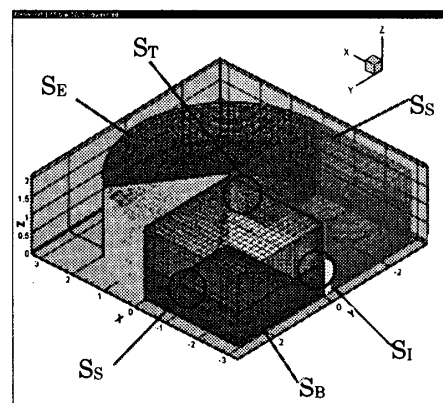


Fig.10 Multi-block arrangement for the present computational grid.

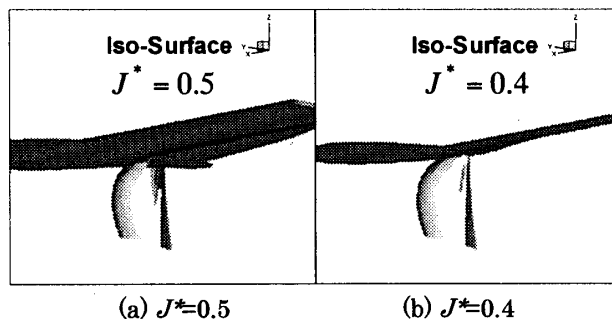


Fig.11 Iso- $J^*$  surfaces near the mast top (before grid refinement).

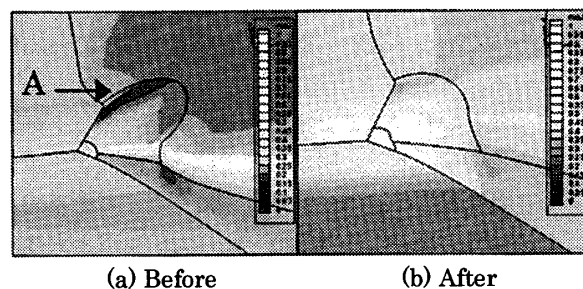
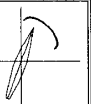

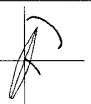


Fig.12 Comparison of  $J^*$  distributions between the before/after grid refinement (horizontal section near the mast top).

一方、計算における境界条件は主流方向( $X$  軸正方向)に一様流が流入するとし、Fig.10 の表記による流入境界  $S_I$ 、側面境界  $S_S$ 、および上面境界  $S_T$  において一様流条件を、また海面境界  $S_B$  においては鏡像面条件を課す。さらに流出境界  $S_E$  においては伴流中の速度場の主流方向ゼロ拡散条件およびおよび圧力場の主流方向ゼロ勾配条件に基づく境界条件を課す。FLOWPACK Ver.2001a では、これらの境界条件もマルチブロック接合面における設定と同様、入力コントロールファイルによって容易に設定することができる。なお以下の議論で示す計算値の長さスケールはマスト高さで無次元化し、また流速と圧力は流体の密度と一様流速で、さらにメインセールやスピナーカーの個別の流体力に関してはそれぞれの面積を用いて(それぞれ実スケールで約  $200\text{m}^2$  および  $450\text{m}^2$ )、ならびにセールシステム全体の流体力はそれら合計の面積を用いて無次元化している。

Table 1 Sail system configuration of single- and two-sail conditions.

Trim condition	case 1 Spin	case 2 Main	case 3 Main + Spin
Main Attack Angle(deg)		56.0	56.0
Spin Attack Angle(deg)	41.5		41.5
			

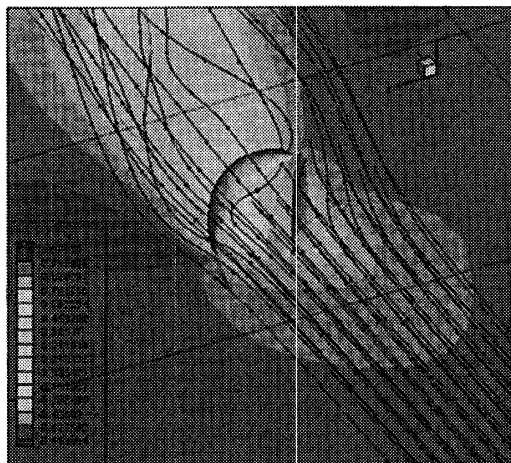


Fig.13 Overview of flow field around the present mainsail/spinnaker configuration (Case 3 in Table 1).

#### 4.3 メインセール・スピナーカーの流体力学的相互干渉について

ここでは特にメインセール・スピナーカーの流体力学的相互干渉を検討した結果について述べる。帆走状態とセールシステム配置を Table 1 に示す。そこに示すよ

うに、スピナーカー単体(Spin)、メインセール単体(Main)、そして両者同時配置(Main + Spin)の3状態を比較することにより標記の検討を行った。なお Table 1 の設定は、真風速 12 ノットの場合に実測された日本艇の特定帆走状態に基づいている。見かけ風向(AWA)は  $111^\circ$  であり、またそのときの見かけ風速(AWS)は 4.4 ノットであった。なおこの状態のマスト高さ(33m)に基づくレイノルズ数( $Rn$ )は約  $5.23 \times 10^6$  となり、この実スケール状態で計算は行っている。Table 1 (Case 3)の設定における計算結果の3次元流線とセールスパン中央断面内の主流方向速度分布の様子を Fig.13 に示す。スピナーカー下流域には大規模な剥離流場が形成され、またその流場はセール間相互干渉の強い影響下にあることが予想できる。

まずメインセール流体力に及ぼすスピナーカーの影響を検討する。メインセール単体状態とメインセール・スピナーカー同時配置状態において、メインセールに生じる流体力の計算結果を Fig.14(a)に示す。スピナーカーの存在によりメインセール流体力は平均約 17%減少していることが分かる。既述したとおり、このメインセール流体力の減少は、実際のセーリングにおいてセーラーにより認識されていた現象と合致するものである。この現象を考察するために、水平断面速度分布、圧力分布、そして水平断面流線を詳細に調査した。その一例としてメインセール・スパン中央水平断面における解を Fig.15 に示す。スピナーカーの存在によりメインセールの前縁と後縁の速度が減少しているが、これは Fig.7 に示す揚力体間干渉の効果によってメインセール循環  $\Gamma_M$  が単体時より減少したためであると考えられる。同時にメインセール風下側の流場が整流され、剥離領域が減少するとともにその領域の圧力が総じて上昇している。これらの効果は、全て推力をはじめとするメインセール流体力を減少させる方向に作用している。

つぎにスピナーカーに関しても同様な検討を行う。スピナーカー単体状態とメインセール・スピナーカー同時配置状態において、スピナーカーに生じる流体力を Fig.14(b)に示す。今度はメインセールの存在によってスピナーカーに生じる流体力が平均 8.2%増加している。このスピナーカー流体力の増加も実現象と合致する効果である。まずスピナーカー周りの流線に着目すると、メインセールの存在によってスピナーカー後縁下流の剥離領域が拡大していることが分かる。同時にその拡大した剥離領域でさらなる圧力低下が起こり(Fig.16 のスパン中央部の圧力分布も参照)、これによりスピナーカーに生じる推力などの全ての流体力が増加している。

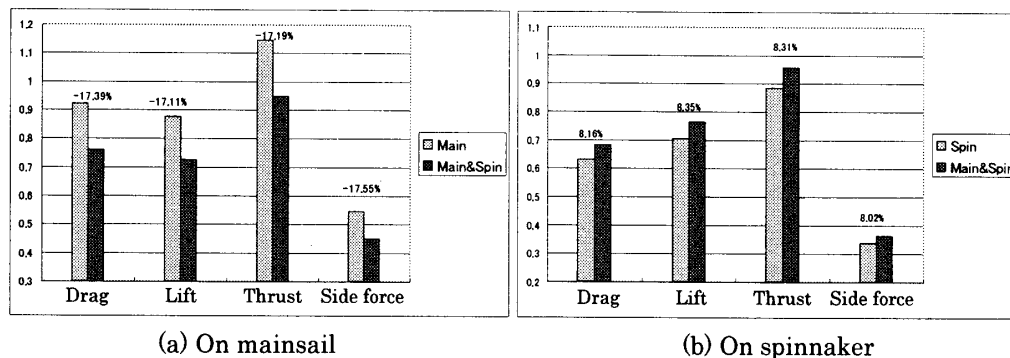


Fig.14 Comparison of aerodynamic forces between single-sail (Mainsail/Spinnaker) and two-sail (Mainsail + Spinnaker) conditions: (a) on mainsail and (b) on spinnaker, respectively.

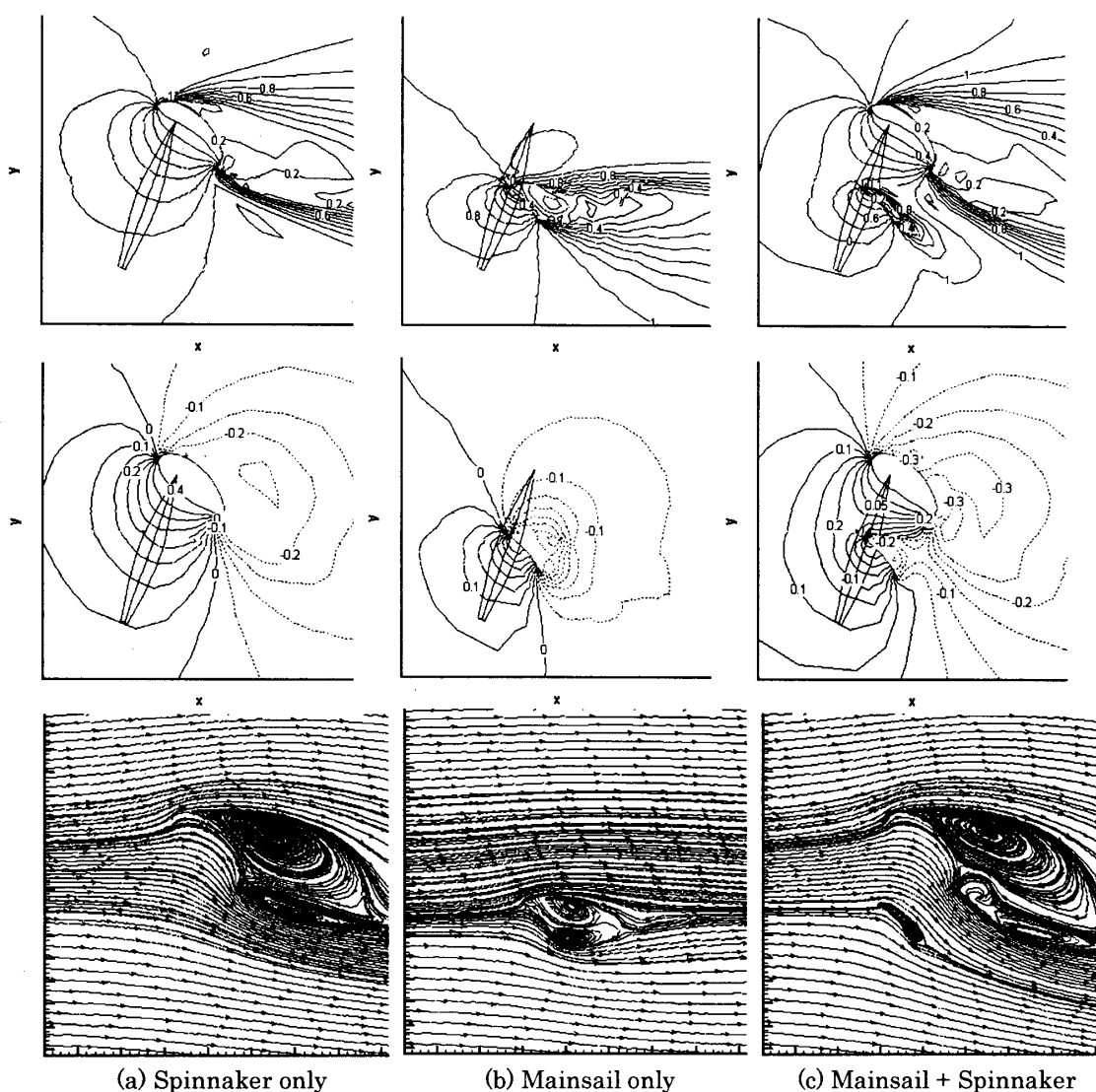


Fig.15 Comparison of velocity magnitude and pressure contours and cross-sectional streamlines (Mainsail mid-span section): (a) Spinnaker only; (b) Mainsail only; and (c) Mainsail + Spinnaker; rows, velocity magnitude contours, pressure contours, and streamlines, respectively.



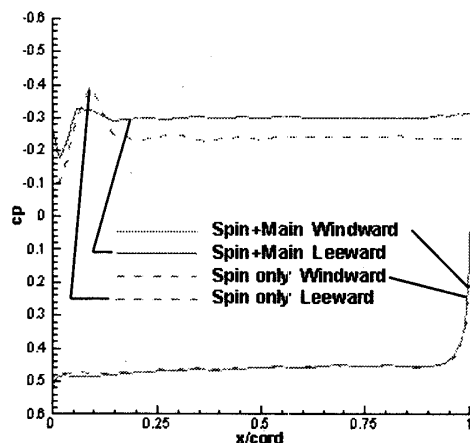
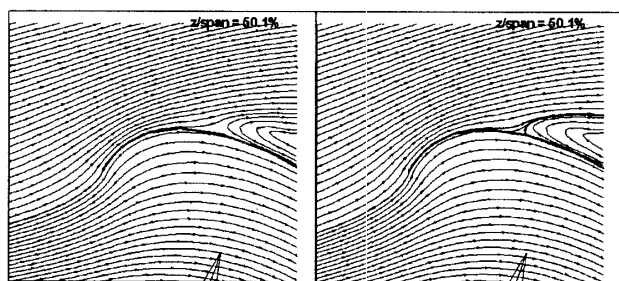
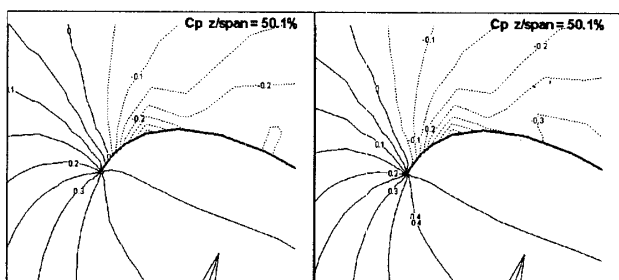


Fig.16 Comparison of pressure profiles between single (spinnaker) and two-sail conditions at the spinnaker mid-span section.



(a) Spinnaker only (b) Mainsail + Spinnaker

Fig.17 Comparison of streamlines near the spinnaker windward edge at the mid-span section.



(a) Spinnaker only (b) Mainsail + Spinnaker

Fig.18 Comparison of pressure contours near the spinnaker windward edge at the mid-span section.

これらの現象は、Fig.7 の循環モデルにおいてはメインセイル循環  $\Gamma_M$  の影響によってスピナーカー循環  $\Gamma_S$  がその単体時より増加し、それに伴いスピナーカー前縁近傍の流れの流入迎角および速度が増加したためであり、特にその流入迎角の増加は Fig.17 に示すスピナーカー前縁近傍の流線によっても確認できる。一方、Fig.18 に示すスピナーカー前縁近傍の圧力分布に着目すると、エッジ近傍下流側において単体時より圧力が

低下していることが確認できる。これはその領域におけるスピナーカーの形状崩壊を抑止する方向に作用し、この傾向も実際のセーリングにおいて観測されている効果と合致するものである。

一方、上述した流体力の特に推力成分に占める抗力成分の寄与を調べた結果、ここで設定したメインセイルとスピナーカー両者同時配置状態において、それぞれのセイル推力に占める抗力寄与は約 29%と約 26%であり、またセイルシステム全体の推力に占める抗力寄与は約 27%であった。この抗力寄与の割合は、より風下側へ進路をとった帆走状態ではさらに拡大することが予想できる。これはここで対象としたような流場における流体力の正確な推定には、剥離現象をはじめとする顕著な流体粘性影響を考慮できる流場解析手法の適用が不可欠であることを裏付ける結果であると考えられる。

Table 2 Computational test cases: varied spinnaker trim angles for fixed mainsail angle.

Main Attack Angle(deg)	56.0	56.0	56.0	56.0	56.0	56.0
Spin Attack Angle(deg)	33.4	37.7	41.5	45.2	48.8	55.4
Horizontal section z/Spinn=50.1%						

Table 3 Computational test cases: varied mainsail trim angles for fixed spinnaker angle.

Main Attack Angle(deg)	46.0	51.0	56.0	61.0	66.0
Spin Attack Angle(deg)	41.5	41.5	41.5	41.5	41.5
Horizontal section z/Spinn=50.1%					

#### 4.4 セールシステムの配置変化が推力・横力に与える影響について

ここでは前節の議論では固定していたメインセイルおよびスピナーカーの配置角度を変化させた場合に、セイルシステムが生成する流体力の変化を考察する。風の流入条件の設定やレイノルズ数も同条件とする。以下で検討するスピナーカーおよびメインセイルの配置を Table 2 と Table 3 に示す。角度の定義については Fig.8 を参照されたい。なおここで定義するセイル角度が増加すれば、幾何学的なセイル迎角も増加する。

まず Table 2 に示すようにメインセイルの設定角度を固定し、スピナーカーの角度を変化させた場合を考察する。スピナーカーの角度変化に対するメインセイル、スピナーカー、そしてセイルシステム全体の推力およ

び横力変化を Fig.19 に示す。スピナーカーの設定角度が増加するに従い、メインセール推力は単調減少を示すのに対し、スピナーカー推力は  $49^\circ$  付近で最大となる傾向を示す。前節と同様な方法で流場を調査した結果、スピナーカー角度が増加するに従い、前節でも議論したメインセール下流側の整流効果がより顕著になり、剥離領域が一様に減少することによってメインセール流体力が減少し、それに伴いメインセール推力および横力がともに減少したことが分かった。またスピナーカーに関しては、スピナーカー角度が増加するに従いその下流の剥離領域は拡大していき、スピナーカーが生成する流体力自体は増加し、それにともなって横力成分も増加することが確認できた。一方、ヨットの進行方向成分としてのセールシステム全体の合計推力は、スピナーカー角度  $41^\circ$  付近で最大値をとる傾向が示されており、これより小さい角度ではスピナーカー前縁近傍下流側の表面圧力が上昇し、具体的には基準圧( $C_p=0$ )を上回る部分が生じることを確認した。前節でも述べたように、この圧力上昇はスピナーカー前縁形状の崩壊に関連すると考えられる。実際のセーリングにおいては、スピナーカー前縁形状が崩壊する直前までスピナーカー角度を減少させ、セールシステム全体の推力を最大にするという操作が経験的に行われるが、本研究の結果はその操作の意味を流場の詳細な解析によって理論的に裏付けたものであると考えられる。

つぎに Table 3 に示すようにメインセール角度を変化させた場合を考察する。スピナーカー角度は上述した設定でセールシステム全体の最大推力を得た角度に固定した。メインセールの角度変化に対するメインセール、スピナーカー、そしてセールシステム全体の推力および横力の変化を Fig.20 に示す。まず前節と同様に流場を調査した結果、特にメインセール推力が最大となる角度以上においてはメインセール下流の剥離領域が急速に拡大し、従来このセールの重要な目的とされている当該流域の整流効果が急減することが分かった。なお今回の検討の範囲では、メインセール角度の変化はスピナーカー下流の剥離領域の規模には顕著な変化をもたらさず、またスピナーカー流体力に与える影響は比較的小さいことが分かった。これは Fig.7 に示す揚力体相互干渉の観点で考えると、面積が相対的に小さくかつ後方に位置する揚力体(メインセール)の循環変化が他方の揚力体(スピナーカー)の循環変化に及ぼす影響は、その逆方向の影響に比べて小さいことにも関連すると考えられる。

一方メインセールの角度の変化によって、メインセール流体力自体は明らかに変化する。まず横力変化に着目

すると、メインセールの角度が増加するに従い、メインセール横力はほぼ線形的に増加しており、これは上述したメインセール下流の剥離領域の拡大に関連する効果である。一方、ヨットの進行方向成分であるメインセール推力はメインセール角度が  $56^\circ$  付近で最大となるが、セールシステムの合計推力は  $61^\circ$  付近で最大値をとる傾向が示されている。実際のセーリングにおいてはメインセールを若干オーバートリム状態にし、セール背面の剥離領域の拡大をある程度許容するように設定することによってセールシステム全体の最大推力を求めるという操作が行われる。この経験的な操作に関しても、本研究の結果はその操作の意味を理論的に説明するものであると考える。

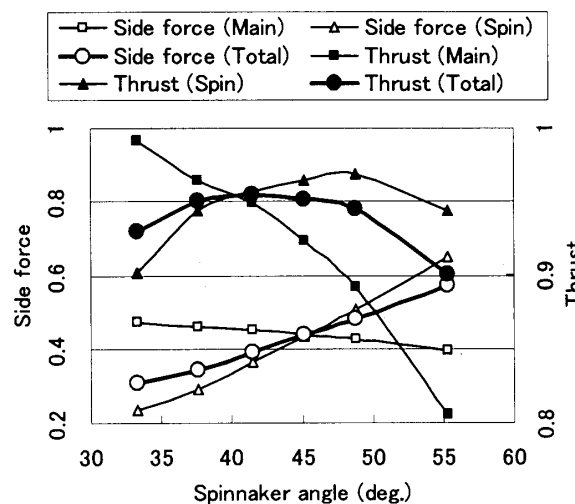


Fig.19 Influences of spinnaker angle on sail-system aerodynamic forces (for fixed mainsail angle).

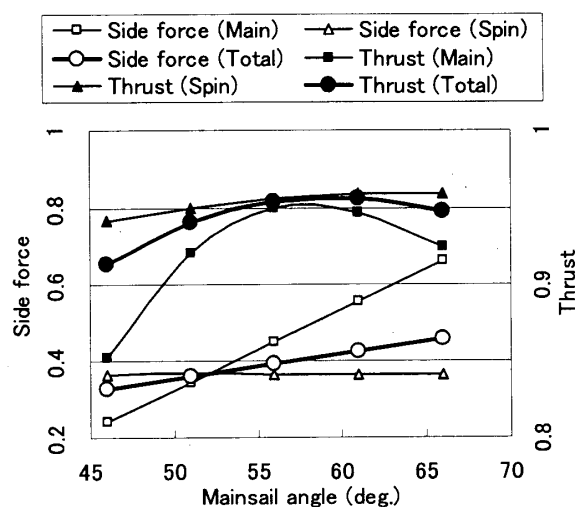


Fig.20 Influences of mainsail angle on sail-system aerodynamic forces (for fixed spinnaker angle).

今回行った流場解析の重要な意義の一つは、従来明確にされていなかった流場と流体力の関連が明らかにできるとともに、Fig.21 に示すようなセール表面の流体力分布が容易に得られることである。Fig.21 は今回の検討でセールシステムが最大推力を示したスピナーカーおよびメインセールの設定角度における推力および横力分布をセール表面で表示したものである。なおここで得られたセール設定角度に関する傾向は、セーラーが報告する経験値と良く一致するものであった。本研究で得られたような詳細な流場や流体力に関する情報は、セール設計において極めて有用であるとともに、最適セーリングに関する情報をセーラーに提供することを可能とし、それによってより理論的にヨットの帆走性能およびセーリング技術の向上を図ることが可能になると考えられる。

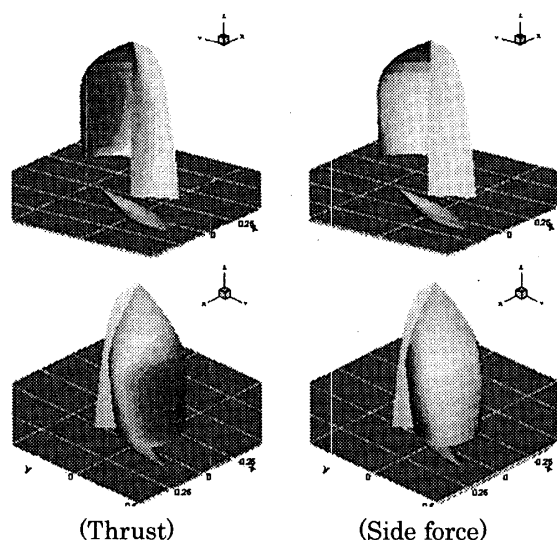


Fig.21 Comparison of thrust and side force distributions (Mainsail angle 61.0 deg. and Spinnaker angle 41.5 deg.).

## 5. 結 言

本研究では、近年著者らが開発したマルチブロック NS/RaNS 法-*FLOWPACK Ver.2001a*-をアメリカ杯レース艇の風下帆走セールシステムに適用し、主にメインセール・スピナーカー構成に関する流場解析を行った。より具体的には、本セール構成に関し従来不明確とされてきた剥離流場の詳細な検討だけでなく、メインセール・スピナーカーの流体力学的相互干渉や、セールシステムの配置変化が推力・横力に与える影響などを調査することを目的とした。

本研究では、まず基礎形状を対象とした計算手法の精

度評価を行い、本研究で主眼とした大規模剥離流場の解析と流体力の評価という観点において、本手法は妥当な精度を有することを示した。加えて乱流モデルの有効性に関する検討も行った結果、今回対象とした流場、すなわち大規模な剥離が存在し、かつ流れの剥離地点がほぼ固定しており、さらに圧力成分が支配的となる場合の流体力の予測においては、乱流モデルを使用しない計算によっても妥当な結果が得られるという見解に至り、これをセールシステムの流場解析にも適用した。

本研究の計算手法を用いてメインセール・スピナーカーの流体力学的相互干渉を検討した結果、その流場の解釈には従来風上帆走セールにおいて有効とされてきた2枚セールの揚力体間干渉に基づく循環モデルもある程度有用であるが、それに加えて流場の剥離現象を含む顕著な流体粘性影響を考慮した考察が必要であり、その目的において本研究の計算手法は極めて有効であることを示すことができた。それは今回の流場解析で得られた流場や流体力の傾向が、実船帆走試験で経験的に認識されていた多くの現象を説明できたことによっても裏付けられると考える。加えてセールシステムの配置変化が推力・横力に与える影響に関しても、多くの観点で従来セーラーが経験的に認識していたものと同じ傾向が予測できたとともに、それらの操作の意味をより理論的に説明することが可能となった。

今回行った流場解析の重要な意義の一つは、従来明確にされていなかった流場と流体力の関連が明らかにできたとともに、風下帆走セールシステムに関する多くの詳細な流場・流体力情報を提供できる可能性を示したことである。これらはセール設計において極めて有用であるとともに、最適セーリングに関する情報をセーラーに提供することを可能とし、それによってより理論的にヨットの帆走性能およびセーリング技術の向上を図ることが可能になると考えられる。

なお本計算手法の今回の適用を通じ、従来船体粘性流場の解析を目的に開発されてきた NS/RaNS 法が、完全マルチブロック格子対応型へ拡張されたことによって、より一般的な流体工学問題に適用できる可能性を示すことができた。これも本研究の重要な成果の一つであると考えられる。

## 謝 辞

本研究を行うにあたり種々のご助言ご協力をいただきました大阪府立大学大学院工学研究科・姫野洋司先生、同・勝井辰博先生、ならびに有限会社エイ・シー・ティール・鹿取正信氏、同・金井亮浩氏に感謝の意を表します。なお本研究の一部には文部科学省研究費補助金

(2002-2005, Project Number 14350524)の援助を受けたことを記し、関係各位に感謝いたします。

### 参考文献

- 1) Fukasawa, T. and Katori, M.: Numerical Approach to Aeroelastic Responses of Three-Dimensional Flexible Sails, Proc. The 11th Chesapeake Sailing Yacht Symposium, SNAME, Chesapeake, 1993, pp. 87-105.
- 2) Lee, Y.W., Miyata, H.: Application of CFD Simulation to Design of Sail, J. Marine Science and Technology, Vol. 4, 1999, pp. 163-172.
- 3) 西川達雄, 田原裕介, 正岡孝治, 姫野洋司: セールを対象とした粘性流対中における空力弾性問題(第2報) - 繊維材質の変更, 制御方法の改善について -, 関西造船協会誌, 第232号, 1999, pp. 39-46.
- 4) 高野浩太郎, 宮田秀明: セール CFD 解析による AC 艇帆走性能評価, 関西造船協会誌, 第237号, 2002, pp. 27-32.
- 5) Tahara Y.: A Multi-Domain Method for Calculating Boundary-Layer and Wake Flows around IACC Sailing Yacht, 関西造船協会誌, 第226号, 1995, pp. 63-76.
- 6) Stern, F., Wilson, R.V., Coleman, H.W., Paterson, E.G.: Comprehensive Approach to Verification and Validation of CFD Simulations - Part 1: Methodology and Procedures, ASME J. Fluid Engineering, Vol. 123, 2001, pp. 793-802.
- 7) Wilson, R.V., Stern, F., Coleman, H.W., Paterson, E.G.: Comprehensive Approach to Verification and Validation of CFD Simulations - Part 2: Application for RANS Simulation of a Cargo/Container Ship, ASME J. Fluid Engineering, Vol. 123, 2001, pp. 803-810.
- 8) White F.M.: Viscous Fluid Flow, McGraw Hill, New York, NY, 1991.
- 9) Sahu, J., Edge, H., Heavey, K., Stein, K., Benney, R., Chakravarthy, S.: Comparison of Numerical Flow Field Predictions for Army Airdrop Systems, Proc. 15th CEAS/AIAA Aerodynamic Decelerator Systems Technology Conference, Toulouse, France, 1999, pp. 110-120 (AIAA-991715).
- 10) Tahara, Y., Katsui, T., Himeno, Y.: Computation of Ship Viscous Flow at Full

Scale Reynolds Number - Consideration of Near-Wall Flow Model Including Surface Roughness Effects, 日本造船学会論文集, 第192号, 2002, pp. 89-101.