

宇宙航空研究開発機構研究開発報告

JAXA Research and Development Report

成層圏プラットフォーム飛行船の推進性能とプロペラ特性の検討

奥山 政広, 柴田 眞, 横川 彰寛, 木村 校優

2006 年 3 月

宇宙航空研究開発機構

Japan Aerospace Exploration Agency

宇宙航空研究開発機構研究開発報告

JAXA Research and Development Report

成層圏プラットフォーム飛行船の推進性能と プロペラ特性の検討

Study of Propulsion Performance and Propeller Characteristics for Stratospheric Platform Airship

奥山 政広*¹ 柴田 眞*² 横川 彰寛*³ 木村 校優*⁴
Masahiro OKUYAMA Makoto SHIBATA Akihiro YOKOKAWA Kohyu KIMURA

*¹ 航空プログラムグループ 無人機・未来型航空機チーム
Unmanned and Innovative Aircraft Team, Aviation Program Group

*² 元航空宇宙技術振興財団
former Foundation for Promotion of Japanese Aerospace Technology

*³ 住友精密工業株式会社
Sumitomo Precision Products Co., Ltd.

*⁴ 株式会社三井造船昭島研究所
Akishima Laboratories (Mitsui Zosen) Inc.

2006年3月

March 2006

宇宙航空研究開発機構

Japan Aerospace Exploration Agency

目 次

記号・略号	1
1. はじめに	2
2. 船体－プロペラ系の取り扱い	3
2.1 動力関係	3
2.2 多発プロペラの効率	3
3. プロペラ付き船体の推進性能解析	5
3.1 解析条件	5
(1) 想定船体およびプロペラ	5
(2) 船体とプロペラの配置形態	5
(3) 解析内容	6
3.2 CFD 解析手法の概要	6
3.3 自航要素	7
3.4 解析結果と検討	8
4. 成層圏飛行用プロペラの単独特性検討	11
4.1 プロペラの選定	11
(1) 検討方針および条件	11
(2) 空力性能によるプロペラの選択	12
(3) プロペラ効率と重量による絞り込み	13
4.2 選定したプロペラの詳細検討	14
4.3 運用の検討	16
(1) プロペラの使用回転数範囲	16
(2) 供給電力による船体抗力係数の検討	17
5. まとめ	18
6. 謝辞	18
文献	18
付録A 船舶における実船の性能推定方法	20
付録B 推進性能における高度の影響	20
(1) 必要パワー	20
(2) 電動機への負荷特性	21
(3) プロペラパワー一定の場合	21
(4) 船体に重さがあるときの必要パワー	22
(5) 上昇降下	22

成層圏プラットフォーム飛行船の推進性能とプロペラ特性の検討*

奥山 政広*¹, 柴田 眞*², 横川 彰寛*³, 木村 校優*⁴

Study of Propulsion Performance and Propeller Characteristics for Stratospheric Platform Airship*

Masahiro OKUYAMA*¹, Makoto SHIBATA*², Akihiro YOKOKAWA*³ and Kohyu KIMURA*⁴

Abstract

The propulsion performance and propeller characteristics on hull-propellers system within the propulsion system are taken up in this paper toward the realization of the stratospheric platform airship.

First of all, the efficiencies of multi-propellers were studied. Next, the mutual interference analysis of the hull-propellers system was carried out by the method of ship engineering on the propulsion performance. Furthermore, the propulsion performance of the propellers that were arranged to the hull was calculated, and the hull interference by the propellers was shown. In the end, propeller characteristics used at stratosphere were analyzed in the aerodynamics and structure. In addition multi-propellers and light loading propeller were examined. As a result, the low Reynolds number propeller for stratosphere was designed and examined for use.

The improvement of the propulsion efficiency by the stern propeller was confirmed as a result of the examination. Furthermore, the relaxation of the low revolutions of propeller in stratosphere was improved by the designed low Reynolds number propeller. Also the weight reduction of this propeller was attained.

Keywords: Stratosphere, Airship, Propulsion, Propeller, Performance, Characteristics

概 要

成層圏プラットフォーム飛行船の実現に向けて、推進系に係わる船体－プロペラ系の推進性能とプロペラ特性を本報告で取り上げる。

船体－プロペラ系の取り扱いと、多発プロペラの効率をはじめに示した。推進性能解析では、船舶工学の手法と研究開発実績により船体－プロペラ系の相互干渉解析を実施し、船体プロペラ配置形態の推進性能を推算すると共に、プロペラによる船体干渉の様子を示した。プロペラ特性の解析では、成層圏条件で運用するプロペラにおいて、プロペラの製造実績を生かし空力と構造を解析し、プロペラの多発化および軽負荷化を検討した。また、求められる成層圏用の低レイノルズ数プロペラを設計し、その運用について検討した。

検討の結果、船尾プロペラによる推進効率の向上が確認された。さらに、設計された低レイノルズ数プロペラにより、成層圏における低回転数の制限が緩和された。また、プロペラの重量軽減が成された。

記号・略号		B	: プレード枚数
a	: 推力配分係数	C _D	: 船体の抗力係数
AF	: アクティビティファクター (Activity Factor)	C _{Dmin}	: 船体の最小抗力係数
B[kgf]	: 船体の浮力 (1[kgf]=g[N]以下同様)	CFD	: 数値流体力学 (Computational Fluid Dynamics)

* 平成 17 年 12 月 8 日受付 (received 8 December, 2005)

* 1 航空プログラムグループ 無人機・未来型航空機チーム
(Unmanned and Innovative Aircraft Team, Aviation Program Group)

* 2 元航空宇宙技術振興財団 (former Foundation for Promotion of Japanese Aerospace Technology)

* 3 住友精密工業株式会社 (Sumitomo Precision Products Co., Ltd.)

* 4 株式会社三井造船昭島研究所 (Akishima Laboratories(Mitsui Zosen) Inc.)

CFRP : Carbon Fiber Reinforced Plastic
 C_P : プロペラの (平均) パワー係数
 C_T : プロペラの (平均) 推力係数
 C_d : プロペラブレードの局所抗力係数
 C_ℓ : プロペラブレードの局所揚力係数
 C_p : 圧力係数
 $D[m]$: プロペラの (平均) 直径
 $D_R[N]$: 船体抗力
 $g[m/s^2]$: 重力加速度
 $i_T[deg., rad.]$: 推力ベクター角
ISA : 国際標準大気 (International Standard Atmosphere)
 J : (平均) 前進率
 $\ell [m]$: 船体長
 $L[N]$: 船体の揚力
 M : 配置プロペラの発数
 M : マッハ数
 M_{up} : プロペラブレード端のマッハ数
 $n[rps, Hz]$: プロペラの (平均) 回転数
 $N[rpm]$: プロペラ回転数
 $P[kW]$: プロペラの (平均吸収) パワー
 $Q[Nm]$: プロペラトルク
 $Q_o[Nm]$: プロペラの単独トルク
 $r[m]$: 中心からのブレードの位置
 $R[m]$: プロペラ半径
 R_e : レイノルズ数
 $S[m^2]$: 船体代表面積
SPF : 成層圏プラットフォーム (Stratospheric Platform)
STA : ブレードの中心からの座標 (Station)
 t : 推力減少係数
 $(1-t)$: 推力減少率
 $T[N]$: プロペラの (平均) 推力
Total AF : ブレード枚数 \times AF
 $T_T[N]$: 船体全体のプロペラ推力
 $V[m/s]$: 船体速度 (真対気速度)
 $V_A[m/s]$: プロペラ流入速度
VLM : 渦格子法 (Vortex Lattice Method)
 $V_{cr} [m/s]$: 巡航出力での速度
 $V_{int} [m/s]$: 連続最大出力での速度
 $V_{max} [m/s]$: 設計最大出力での速度
 $V_v[m/s]$: 上昇率
 w : 伴流係数
 $(1-w)$: 伴流率
 $W[kgf]$: 船体重量
 $\alpha [deg.]$: 迎角
 $\gamma [deg.]$: 経路角

$\delta_e[deg.]$: エレベータ舵角
 $\Delta B[kgf]$: 余剰浮力
 ΔC_D : 誘導抗力係数
 $\Delta W[kgf]$: 重さ
 η : 推進効率
 η_B : プロペラ船後効率 (船側でも同語とする)
 η_H : 船体効率
 η_O : プロペラ単独効率
 η_R : プロペラ効率比
 $\theta [deg.]$: ピッチ姿勢角
 $\nu [m^2/s]$: 動粘性係数
 $\rho [kg/m^3]$: 大気密度
 $\omega [rad./s]$: プロペラ回転の (平均) 角速度
 $\nabla [m^3]$: 船体体積

添え字の数字 : 各プロペラ (3 発の場合, 1 が船側左, 2 が船側右, 3 が船尾)

添え字の D : 設計高度での値

1. はじめに

成層圏プラットフォーム (SPF) 飛行船システムの構想計画¹⁾は, 上空の平均風速が比較的小さくなる成層圏に飛行船を長期滞空させ, 通信・放送や地球観測などのミッションに供するため, その飛行船の推進器付き船体, 電源, および運用システムを開発することにある. SPF システムの電源系として太陽電池と再生型燃料電池のシステムが, また推進系として運用速度域からプロペラが想定されている. プロペラの駆動には, 電動機が設定されている.

SPF 飛行船の研究開発では, 初期に SPF 飛行船システムのフィジビリティ・スタディが実施され, SPF 飛行船の成立性が検討された. その後, 試験機の設計・開発に平行しながら, SPF システム・要素研究として, 再生型燃料電池などの電源系, および成層圏飛行用プロペラを中心とした推進系の開発研究作業が進められた. 本検討は, 後者の推進系の開発研究作業で実施されたプロペラ付き船体の推進性能および成層圏飛行用プロペラの単独特性検討の成果をまとめたものである.

本報告において, SPF 飛行船システムの研究開発で検討された船体ープロペラ系に係わるプロペラ付き船体の推進性能, および単体の成層圏飛行用プロペラについて言及する. そして, 船体とプロペラの干渉効果および成層圏で運用する低レイノルズ数プロペラについての知見を示す. 推進性能の基礎概念を明確にするため, 船体ープロペラ系の取り扱いと多発プロペラの効率を最初に検討する. また, 推進性能における高度の影響を付録に表している.

なお、SPF 飛行船の研究開発において、ミレニアム計画として位置づけられた成層圏滞空飛行試験²⁾ および定点滞空飛行試験³⁾ の2つの試験が実施され、後者においてプロペラ推力や空力特性に関わるデータが取得されたほか、電動機やそのシステムについて有効な経験が得られた。

2. 船体－プロペラ系の取り扱い

SPF 飛行船システム構想では、太陽電池と再生型燃料電池の電源系から供給された電力が、推進系の電動機で動力に変えられる。電動機は船体に配置されたプロペラを駆動して船体抗力に対抗する所要の推力を発生させる。船体とプロペラの相互干渉を検討するため、推進系の一部として船体－プロペラ系を取り上げる。

2.1 動力関係

船体運動における動力関係とその効率を、図2.1に明示する。図中の推進効率は船体－プロペラ系として、プロペラの効率だけでなくプロペラと船体との干渉を含み持った効率を意味している。回転数の制御された駆動電動機系による発生動力が、伝達効率を受けてプロペラへ供給される。船体－プロペラ系への入力は、プロペラを回転させるために与えたプロペラの吸収パワーであり、出力はプロペラの発生する推力に船体速度を掛けた利用パワーになる。船体系では、入力の必要な船体速度を得るために、船体速度へ船体抗力を掛けた必要パワーが出力となり、利用パワーと対比される。

ここで、船体に配置するプロペラは、多発を想定しており、船体速度を得るのに必要な全推力は、多発の各プロペラに負荷として配分される。

2.2 多発プロペラの効率

船体－プロペラ系のプロペラと船体の干渉では、船舶

にみられる速度の低い伴流に配置する船尾プロペラの伴流利得や、プロペラが船体へ誘導する速度の干渉により推力が減少する効果が現れる。このような検討において船舶工学では3.3節で説明するように、水槽試験から由来する自航要素という推力減少率、伴流率、プロペラ効率比、船体効率、および推進効率の特性値を用い、付録Aのように、実船の性能が推定される。自航要素は、水槽試験やCFD (Computational Fluid Dynamics) 解析から取得される。

SPF 飛行船は大気密度の小さい(地上の1/10程度)成層圏で運用するため、船体重量を浮力で支えるには必然的に船体が大型化する。応じて、推力を発生するプロペラは現実的な直径を超えるので、プロペラ直径を抑えるにはその代りにプロペラ数を多くする多発化にならざるを得なくなる。

この多発プロペラの効率を検討するために、基本配置である船側及び船尾の両方を持つ3発プロペラをここで取り上げる。船側左右1発ずつと船尾1発で計3発のプロペラ配置の例から、船体－プロペラ系の動力関係を表す自航要素の記号関連を図2.2に示す。図中で船体に対し相対速度で表した船体速度 V において、船体重心に作用する想定される船体抗力 D_R と各プロペラの発生推力の合計 T_T とは、プロペラ作動による誘導速度で船体の圧力低下を伴い生じる推力減少から、その推力減少係数を t として次の関係にある。

$$\begin{aligned} D_R &= (1-t)T_T \\ &= (1-t)\sum_{i=1}^M T_i = (1-t)T_T \sum_{i=1}^M \alpha_i \end{aligned} \quad (2.1)$$

ここで、 M はプロペラの発数(この場合 $M=3$)。また、 T_i および α_i はそれぞれ各プロペラの推力配分および推力配分係数で、 $T_i = \alpha_i T_T$ になり、 α_i の総和は1になる。式(2.1)から分かるように、推力減少率 $(1-t)$ は各プロペラそれ

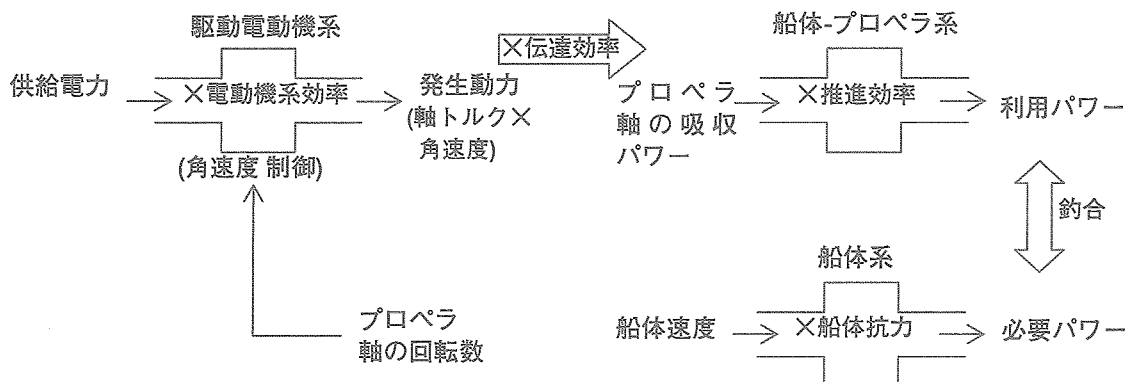


図2.1 動力関係図

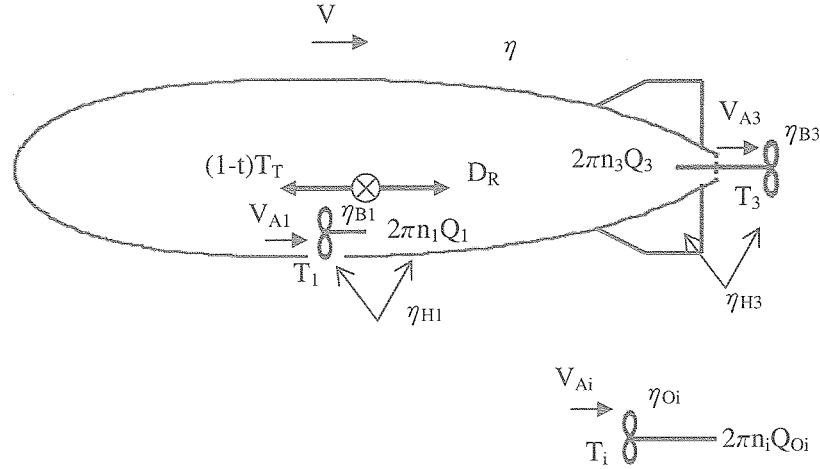


図 2.2 自航要素の記号関連 (速度は相対的)

どれに決めるのではなく全体の推力 T_T に対して定める。

図 2.2 では、プロペラ 3 発のそれぞれの軸に働くプロペラトルク Q_i からプロペラの吸収パワー $2\pi n_i Q_i$ ，配分推力 T_i ，およびプロペラへの流入速度 V_{Ai} が示され，記号の添え字 i を発番号にしてそれぞれのプロペラを識別している。特に，船尾へプロペラを配置する場合， V よりも遅い V_{Ai} を持つ船体の後流（伴流）域内に置かれ，その速度比は伴流係数 w_i を使い次式で示される伴流率 $(1-w_i)$ で表される。

$$1-w_i = \frac{V_{Ai}}{V} \quad (2.2)$$

各プロペラの単独特性（船体に付いていないオープン状態でのプロペラチャート C_{Ti} , C_{Pi} , $\eta_{Oi} \sim J_i$ ）において， T_i からプロペラの推力係数 $C_{Ti} = T_i / (\rho n_i^2 D_i^4)$ を算出し，その推力係数に対応する前進率（進行率） J_i を得て，次式 (2.3) の関係から逆算して式 (2.2) の V_{Ai} が $V_{Ai} = J_i (n_i D_i)$ から求められる。この求め方は，推力一致法といわれている。ここで， ρ は外気密度であり， J_i はプロペラ直径 D_i および回転数 n_i より生じる速度との比から

$$J_i = \frac{V_{Ai}}{n_i D_i} \quad (2.3)$$

で示す。

船体とプロペラとの相互干渉には，推力減少の効果と伴流による利得効果の 2 つがある。式 (2.1) および (2.2) から伴流率 $(1-w_i)$ に対する推力減少率 $(1-t)$ の比として船体効率 η_{Hi}

$$\eta_{Hi} = \frac{1-t}{1-w_i} \quad (2.4)$$

が相互干渉の指標になる。

船体配置位置でのプロペラ効率を船後効率 η_{Bi} と呼び，船尾だけでなく船側にもこの用語を適用する。一方，推力一致法によって各プロペラで式 (2.3) の前進率に対応する，オープン状態でのプロペラ単独効率 η_{Oi} がある。これらの効率はそれぞれの状態において，プロペラの吸収パワーである軸動力に対する推力動力との比から求める。オープン状態での効率に対する配置位置での効率の比としてプロペラ効率比 η_{Ri} が与えられる。これらは，次式のようにになる。

$$\eta_{Bi} = \frac{T_i V_{Ai}}{2\pi n_i Q_i}, \quad \eta_{Oi} = \frac{T_i V_{Ai}}{2\pi n_i Q_{Oi}} \quad (2.5)$$

$$\eta_{Ri} = \frac{\eta_{Bi}}{\eta_{Oi}}$$

ここに，トルクの Q_{Oi} は，推力一致法によってプロペラのオープンチャートから $T_i = a_i T$ の推力係数に対応するトルク係数を求めて得られる。

出力の有効動力である必要パワーと入力軸動力である総和した吸収パワーとの比から，船体－プロペラ系の推進効率 η は

$$\begin{aligned} \eta &= \frac{D_R V}{\sum_{i=1}^M 2\pi n_i Q_i} = \frac{(1-t) T_T V}{\sum_{i=1}^M \frac{a_i (1-w_i)}{\eta_{Bi}} T_T V} \\ &= \frac{1}{\sum_{i=1}^M \frac{a_i}{\eta_{Hi} \eta_{Bi}}} \\ &= \frac{1}{\sum_{i=1}^M \frac{a_i}{\eta_{Hi} \eta_{Ri} \eta_{Oi}}} \end{aligned} \quad (2.6)$$

として，各プロペラの推力分配係数と部分効率から求め

られる。また、推力動力に対する有効動力の比である全体の船体効率 η_H は次式から得られ、船体とプロペラとの相互作用の影響を表す。

$$\eta_H = \frac{D_R V}{\sum_{i=1}^M T_i V_{Ai}} = \frac{(1-t) T_T V}{\sum_{i=1}^M a_i (1-w_i) T_T V} = \frac{1}{\sum_{i=1}^M \frac{a_i}{\eta_{Hi}}} \quad (2.7)$$

さらに、各プロペラの効率から全体の効率を定めれば、以下の関係が導かれる。

$$\begin{aligned} \eta_B &= \frac{\sum_{i=1}^M T_i V_{Ai}}{\sum_{i=1}^M 2\pi n_i Q_i} = \frac{\sum_{i=1}^M \frac{a_i}{\eta_{Hi}}}{\sum_{i=1}^M \frac{a_i}{\eta_{Hi} \eta_{Bi}}} \\ \eta_O &= \frac{\sum_{i=1}^M T_i V_{Ai}}{\sum_{i=1}^M 2\pi n_i Q_{Oi}} = \frac{\sum_{i=1}^M \frac{a_i}{\eta_{Hi}}}{\sum_{i=1}^M \frac{a_i}{\eta_{Hi} \eta_{Oi}}} \\ \eta_R &= \frac{\sum_{i=1}^M 2\pi n_i Q_{Oi}}{\sum_{i=1}^M 2\pi n_i Q_i} = \frac{\sum_{i=1}^M \frac{a_i}{\eta_{Hi} \eta_{Oi}}}{\sum_{i=1}^M \frac{a_i}{\eta_{Hi} \eta_{Bi}}} \\ \eta &= \eta_H \eta_B = \eta_H \eta_R \eta_O \end{aligned} \quad (2.8)$$

試験や計算によって取得された自航要素を使い、同一直径比（プロペラと船体）および類似単独効率の取得時設定と違う実際のプロペラにおける推進効率を求めたい場合があるので、推進効率を単独プロペラ効率で割った式(2.9)の $\eta_H \eta_R$ 値も取り扱う。

$$\begin{aligned} \eta_H \eta_R &= \frac{\sum_{i=1}^M \frac{a_i}{\eta_{Hi} \eta_{Oi}}}{\sum_{i=1}^M \frac{a_i}{\eta_{Hi}} \sum_{i=1}^M \frac{a_i}{\eta_{Hi} \eta_{Bi}}} \\ &= \frac{\eta}{\eta_O} \end{aligned} \quad (2.9)$$

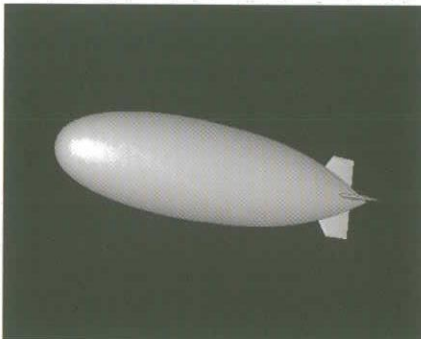


図 3.1 想定船体

3. プロペラ付き船体の推進性能解析

3.1 解析条件

(1) 想定船体およびプロペラ

150m 級成層圏飛行船（船体は 2000 年時の定点滞空形状の拡大とし、十字尾翼付き船体長さ 150m、細長比 4、最大直径 37.5m、体積約 103,801m³、体積の 2/3 乗面積 2,209m² に設定）を想定し、高度 16km で耐風速度 20m/s を目安とする。その時のレイノルズ数 R_e は 3.5×10^7 （船体長基準）で、全抗力係数を 0.05 とした場合、必要推力 375kgf (3,677N) になる。想定した船体を図 3.1 に示す。

想定したプロペラは、船体規模 150m 級、高度 16km、および耐風速度 20m/s で設計され、双発、直径 4.2m、およびブレード 6 枚であり、そのブレードが低レイノルズ数翼型 E387 の広葉形状を持つ⁴⁾。さらに 1 発当り設計点で推力 198kgf (1,942N)、プロペラ（単独）効率 53.3%、ピッチ角 18.2°、回転数 800rpm、およびブレード 75% 位置 $R_{e0}=7.6 \times 10^5$ 、ならびに重量 71kg の主要諸元になる。

ブレード 6 枚で設計されたこのプロペラの単独特性とブレード形状を、本章解析の想定プロペラとし、発数、ブレード枚数、および直径を変えた場合について検討する。図 3.2 には、ブレード 6 枚と 3 枚の想定プロペラを示す。

(2) 船体とプロペラの配置形態

プロペラの設置方法は考慮せず、船体とプロペラとの位置関係である配置のみを設定する。プロペラを船体に配置する場所は、同一形状のプロペラを船側に左右 1 発ずつと船尾に 1 発の計 3 ヶ所とする。

有効プロペラ面積（ブレード枚数×アクティビティファクター×直径の 2 乗）のプロペラ数総和が一定になるように各配置形態でプロペラのブレード枚数と直径を決める。

船側左右プロペラの配置は、2002 年時の定点滞空試験機のプロペラ配置と相似にし、船体長の 35% 位置とする。船尾プロペラは、船体長の 99% 位置に配置している。

計算する配置形態は、必要推力のプロペラ配分により次のような 3 つの形態を想定する。

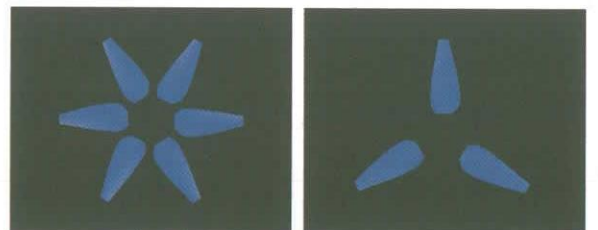


図 3.2 想定プロペラ

表 3.1 プロペラ配置形態および条件

配置形態	プロペラ発数	配置	全プロペラ ブレード数	プロペラ 直径	必要推力 配分係数
船側	2	船側左右 各1発	6枚×2	4.2m*	0.5×2
船側＋船尾	3	船側左右 各1発	3枚×2	4.2m*	0.25×2
		船尾1発	6枚		0.5
船尾	1	船尾	6枚	5.9m*, 4.2m, 7.6m	1.0

* 必要推力を100%の半分（耐風速度を $1/\sqrt{2}$ ）にするケースでは、各プロペラの推力配分係数は同一として推力のみを50%とする。

- ①必要推力を船側だけで持ち左右0.5ずつの推力配分係数にして、各プロペラを6枚ブレードとする船側形態。
- ②必要推力の配分係数を船側で0.5（左右各0.25ずつ）、船尾で0.5とする。ブレードは船尾で6枚、船側が左右各3枚とする船側・船尾配置形態。
- ③直径を $\sqrt{2}$ 倍した6枚ブレードのプロペラを1発、船尾に配置する船尾配置形態。また、プロペラ直径を変化させたケースも実施。

表 3.1 にプロペラ配置形態および条件を示す。

(3) 解析内容

上記の必要推力 100% 及びその半分 50%（耐風速度を $1/\sqrt{2}$ ）により、各プロペラ配置形態での個々のプロペラおよび全体としての推進性能を見積る。また船尾配置形態では、プロペラ直径を変化させたケースも実施する。解析は、2.1 節で取り上げた自航要素を計算する。その際、船尾配置位置の伴流分布は、模型曳航の水槽試験によって取得したデータを想定船条件に修正して使用する。水槽試験の計測で得られた伴流分布は、CFD 解析の基準データとして使用される。また、水槽試験や CFD 解析時のレイノルズ数が想定船でのレイノルズ数と違うため、

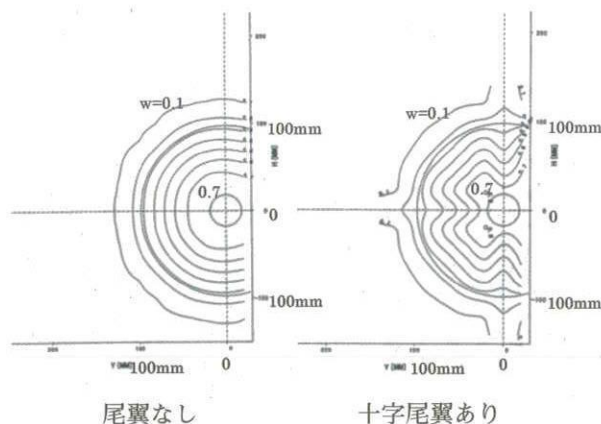


図 3.3 事前水槽試験の船尾プロペラ位置伴流分布例

国際的な模型・実船相関係数が提示されており、それにより伴流率を修正する。この事前の水槽試験から、伴流分布の例を図 3.3 で示す。伴流率（ $1-w$ ）は、船尾プロペラ位置にて計測された流速分布をプロペラ面内で平均化することによって求められ、尾翼なしで 0.475、および尾翼ありで 0.505 ($R_e = 3.5 \times 10^6$) を得ている。なお、十字尾翼ありにおいて、各フィン前縁の胴体部付け根で胴体の境界層がせき止められフィン周囲に馬蹄形の渦が生じる首飾り渦巻きの影響が現れ、尾翼なしとの比較から崩れた伴流分布の様子が分かる。

3.2 CFD 解析手法の概要

CFD 解析は、船舶の分野において実績のある 3 次元非圧縮 Navier-Stokes 解析コード⁵⁾を基礎とし、開発したプロペラ付き船体の CFD コードを用いて計算を実施している。計算の手法を、以下に列挙する。

① 計算格子

3 次元構造格子 (BFC)

格子点数：主船体のみおよび主船体＋尾翼の場合とも約 30 万点（図 3.4 の計算格子参照）、
長手方向 111 点 × 周方向 81 点 × 垂直方

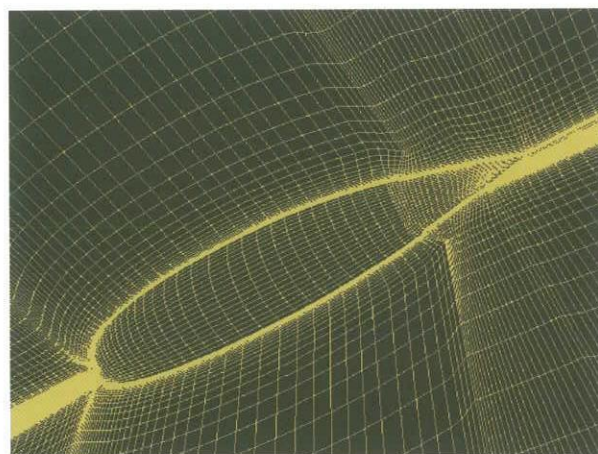


図 3.4 CFD 解析の計算格子

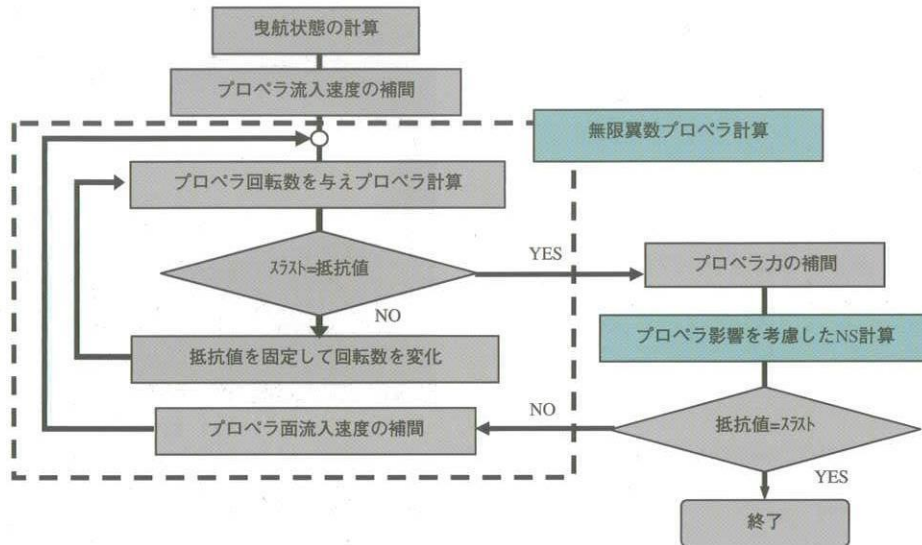


図 3.5 船体とプロペラとの干渉計算フローチャート

向 41 点

境界層内の格子点数：約 15 点

②数値解法

基礎方程式：擬似圧縮法導入 Reynold's Averaged Navier-Stokes 方程式 (RANS)

乱流モデル：修正型 Baldwin-Lomax 代数モデル

対 流 項：有限体積法に基づく MUSCL スキーム
(3 次風上差分)

拡 散 項：2 次精度の中心差分

時 間 積 分：Euler Implicit (IAF 法)

プロペラ：無限翼数プロペラモデル

自航解析：推力一致法

本 CFD 解析コードに適用している乱流モデルは、船舶の分野において数多くの実績がある乱流モデルである。この乱流モデルは 2 次元剪断乱流の仮定で考案された Baldwin-Lomax (BL) モデル⁶⁾に、肥大船の船尾縦渦（ビルジ渦）に代表されるような 3 次元の複雑な乱流流れ（伴流）や回転体などの圧力勾配によって生成される乱流流れ（伴流）に対する 3 次元影響を考慮したもので、修正型 Baldwin-Lomax 代数モデルとして提案されている^{7), 8)}。

本解析に応用した自航計算手法は船舶の分野において実績のあるもので、無限翼数プロペラモデル⁹⁾を用いてプロペラ外力項 (Body Force) を求め、この Body Force をプロペラ外力としてナビエーストックス方程式に考慮する手法である。この手法の特徴としては次のものが挙げられる。

- ・不均一流れのプロペラ特性を簡単に求めることができる。つまり、有限翼数プロペラでは非定常計算が必要であるが、本手法では必要ない。
- ・不均一流れでのプロペラ面内の力の分布（流れ方向

と回転方向）が分かる。

- ・プロペラ前方と後方の流速分布が簡単に求められる。
- ・他のプロペラモデルよりも格段に計算時間が短い。

具体的な計算の流れとしては、プロペラボスを除くプロペラ面を微小扇形要素に分割し、CFD 計算によって求められたプロペラへの流入速度（有効伴流速度）をプロペラ・プログラムへ入力する。そして、船体抵抗とプロペラ推力が一致するプロペラ回転数を求め、プロペラ計算を行いプロペラの循環の強さを求める。循環の強さからプロペラ推力およびトルクが求められるので、この推力とトルクを、プロペラ要素での Body Force から得られるとした形式的な式によって Body Force に置き換える。これらプロペラ要素での Body Force を NS 方程式の外力項として導入することにより、プロペラの影響を計算することができる。この NS 方程式を CFD により計算することによって、プロペラと船体との干渉作用が求められる。

以上の手法による計算手順を、CFD 解析による自航計算のフローチャートとして図 3.5 に示す。

3.3 自航要素

本解析では、CFD を用いたプロペラと船体との相互干渉計算によって水槽試験と同様な計測量を算出し、2.2 節で取り上げた自航要素を次のように求める。

①推力減少率 1-t

プロペラが作動することにより船体周りの流れが加速され、船体表面の圧力が低下することにより圧力抵抗が増加する。そのために、推力の一部が抵抗に費やされる船体との干渉を表す。

$$1-t = \frac{R_T - \Delta R_V}{T} \quad (2.10)$$

(R_T : 抵抗時曳航力, ΔR_V : 自航時曳航力,
 T : 自航時推力)

② 伴流率 $1-w$

船体後半の流れは船体の粘性影響で遅い流れを形成している. この遅い流れの中でプロペラが作動した場合の実効速度と前進速度の比率になる.

$$1-w = \frac{V_A}{V} \quad (2.11)$$

(スラスト一致法により, プロペラ前進速度
 $V_A = JnD$ を求め算出)

③ プロペラ効率比 η_R

船体後半での伴流中でプロペラが作動した場合は, プロペラ単独で作動した場合よりもプロペラ特性としての効率に変化する. この変化の比率を表す.

$$\eta_R = \frac{\eta_B}{\eta_0}, \quad \eta_B = \frac{TV_A}{2\pi nQ} \quad (2.12)$$

(スラスト一致法によるプロペラ前進速度
 $J = V_A / (nD)$ に対応したプロペラ単独効率 η_0 と
 自航状態での船後プロペラ効率 η_B との比)

④ 船体効率 η_H

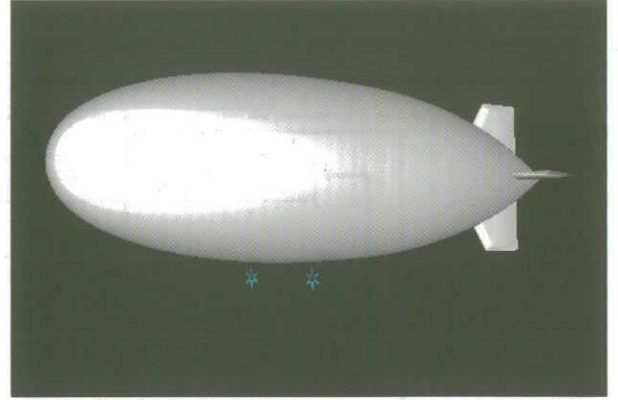
プロペラが船体後半で作動すると, 干渉による推力減少と伴流による利得という相反する効果が現れる. この効果を推力減少率と伴流率の比で表し, その値を船体効率と称する.

$$\eta_H = \frac{1-t}{1-w} \quad (2.13)$$

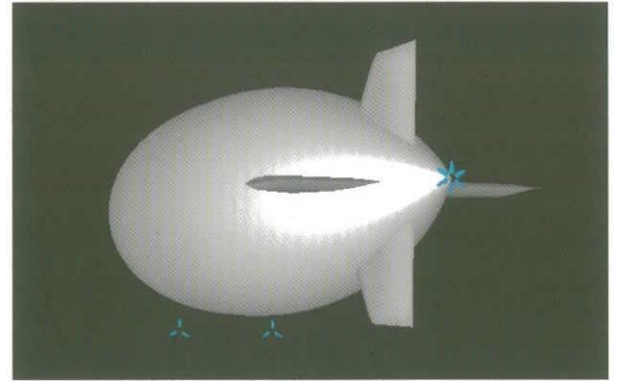
⑤ 推進効率 η (=有効動力/伝達動力)

プロペラ効率比 η_R , および船体効率 η_H が求められることにより, 最終的な推進効率を得られる.

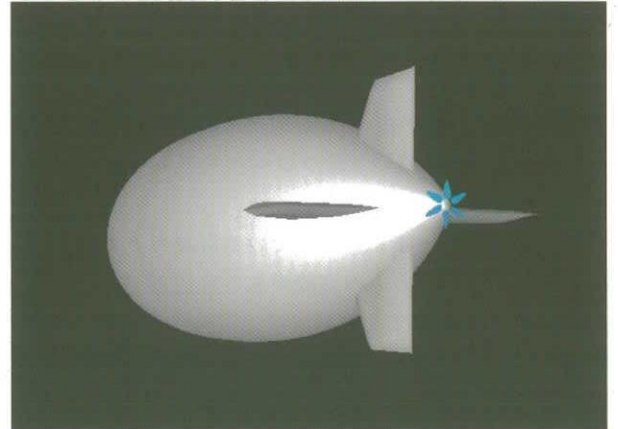
$$\begin{aligned} \eta &= \frac{EP}{DP} = \frac{(R_T - \Delta R_V)V}{2\pi nQ} \\ &= \frac{(R_T - \Delta R_V)V}{TV_A} \frac{TV_A}{2\pi nQ} \\ &= \frac{R_T - \Delta R_V}{T} \frac{V}{V_A} \frac{TV_A}{2\pi nQ} \\ &= (1-t) \frac{1}{1-w} \eta_B \\ &= (1-t) \frac{1}{1-w} \eta_0 \eta_R \\ &= \eta_H \eta_0 \eta_R \end{aligned} \quad (2.14)$$



(a) 船側配置形態



(b) 船側＋船尾配置形態



(c) 船尾配置形態

図3.6 プロペラ配置形態

3.4 解析結果と検討

計算するプロペラ配置形態を, 図3.6に表す. 表3.2には, 解析結果として自航要素を, 図3.7には効率をグラフにして比較表示している. 本解析用のプロペラ特性は, 各プロペラ配置形態に応じた最適な特性を設定せず, 1つのブレード特性を基にして特性を想定しているため, 計算結果の η_0 や η は参考値である.

プロペラを船側に配置した形態では, 表3.2において推力減少率 ($1-t$) が1に近く小さな推力減少に対して, 伴

表3.2 自航計算結果

配置形態	必要推力	配置	プロペラ 直径[m]	a_i	$1-t$	$1-w_i$	η_{Hi}	η_{Bi}	η_{Oi}	η_{Ri}	$\eta_{Hi} * \eta_{Bi} * \eta_{Oi}$	$\eta_{Hi} * \eta_{Ri}$	η	η_H	$\eta_H * \eta_R$	η_O
船側(2)	100%	右	4.2	0.5	0.810	0.965	0.840	0.473	0.537	0.880	0.397	0.739	0.398	0.835	0.735	0.542
		左	4.2	0.5		0.977	0.830	0.481	0.547	0.880	0.399	0.730				
	50%	右	4.2	0.5	0.923	0.980	0.942	0.586	0.645	0.908	0.552	0.856	0.553	0.935	0.853	0.649
		左	4.2	0.5		0.994	0.929	0.597	0.652	0.916	0.555	0.851				
船側(2) +船尾(1)	100%	右	4.2	0.25	0.792	0.980	0.809	0.567	0.624	0.908	0.458	0.734	0.567	1.060	1.039	0.546
		左	4.2	0.25		0.908	0.873	0.574	0.632	0.908	0.501	0.792				
		尾	4.2	0.5		0.551	1.438	0.484	0.446	1.085	0.695	1.561				
	50%	右	4.2	0.25	0.727	0.980	0.742	0.658	0.701	0.938	0.488	0.697	0.574	0.851	0.851	0.676
		左	4.2	0.25		1.000	0.728	0.666	0.709	0.939	0.484	0.683				
		尾	4.2	0.5		0.719	1.012	0.695	0.639	1.087	0.702	1.100				
船尾(1)	100%	尾	4.2	1	0.797	0.506	1.576	0.341	0.319	1.068	0.538	1.684	0.538	1.576	1.684	0.319
		尾	5.9	1	0.772	0.616	1.253	0.469	0.430	1.091	0.588	1.367	0.588	1.253	1.367	0.430
		尾	7.6	1	0.752	0.723	1.040	0.564	0.538	1.049	0.587	1.091	0.587	1.040	1.091	0.538
	50%	尾	5.9	1	0.667	0.742	0.898	0.696	0.628	1.108	0.625	0.995	0.625	0.898	0.995	0.628

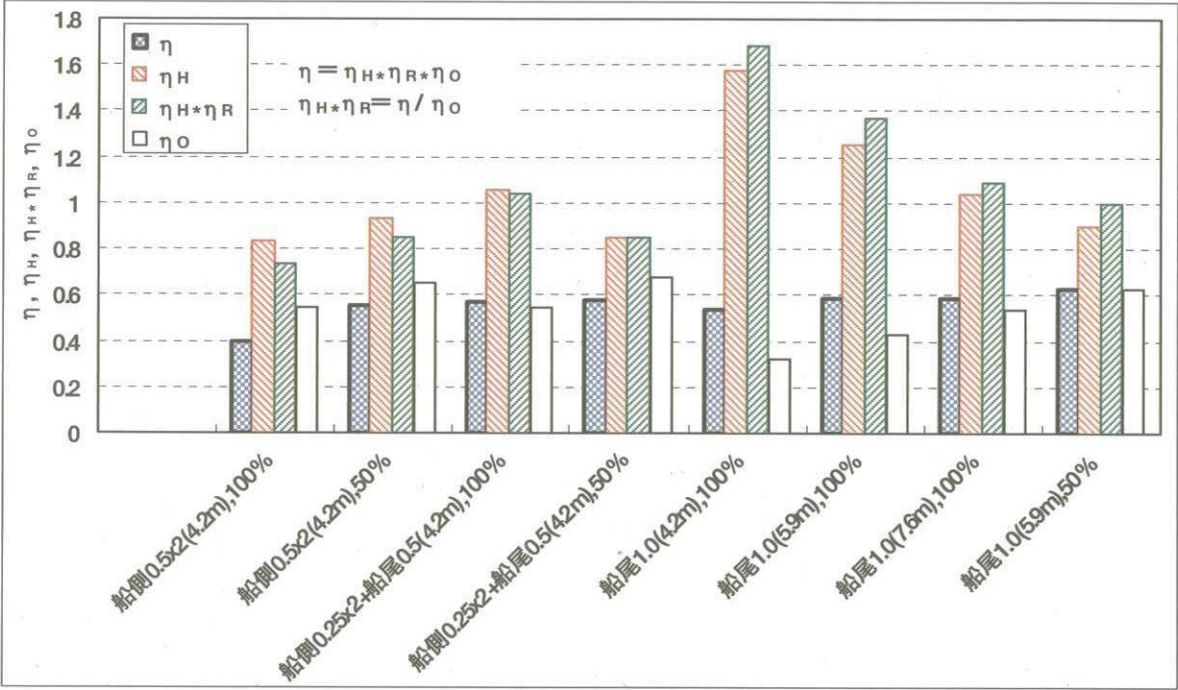


図3.7 自航計算結果の効率比較

流率(1-w)が1に近く伴流利得を稼がず不利となるため、結果的に船体効率 η_H が低下してしまう傾向を示している。一方、船尾だけにプロペラを配置した形態の必要推力100%の場合では、図3.7のように η_H が1より大きく、表3.2での0.5に近い伴流率から分かるように伴流利得が働いて有利な結果となっている。船尾プロペラの直径を大きくすると、伴流率分布の大きい領域にプロペラがさらされるようになるため伴流利得が得にくく、 η_H は小さくなる。これら両方共に配置した、船側および船尾配置のプロペラ形態では、船側の η_H 低下を船尾の伴流利得が補って全体の η_H は幾らか1を超えて現れている。本計算

結果により、SPF飛行船システムのフィジビリティ・スタディ段階で検討された船尾プロペラ付き船体の推進効率が、理にかなった数値として推算できた。

必要推力100%における船側+船尾形態の圧力係数分布を、図3.8と図3.9に示す。船側の左右のプロペラは同じプロペラを使っているため、回転方向は同一で右回りに取ってある。図3.8(a)および図3.9(b)の船体表面の圧力係数分布から分かるように、左右プロペラ位置に対応する船体表面付近では、左側が大きな負圧を示している。図3.8(b)には左右プロペラ位置での断面の圧力係数分布が描かれ、左右の負圧部の違いが明確に示されている。

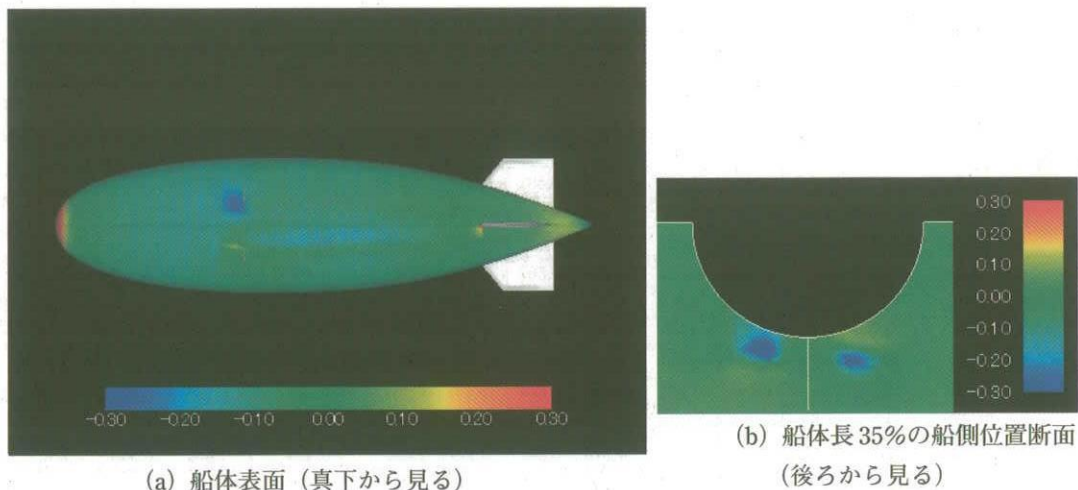


図 3.8 船側＋船尾形態（必要推力 100%）の圧力係数分布

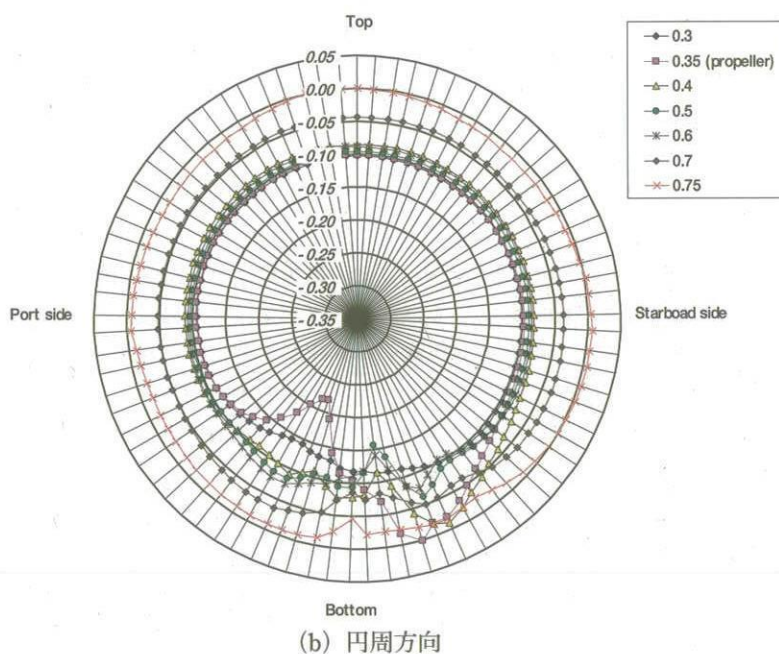
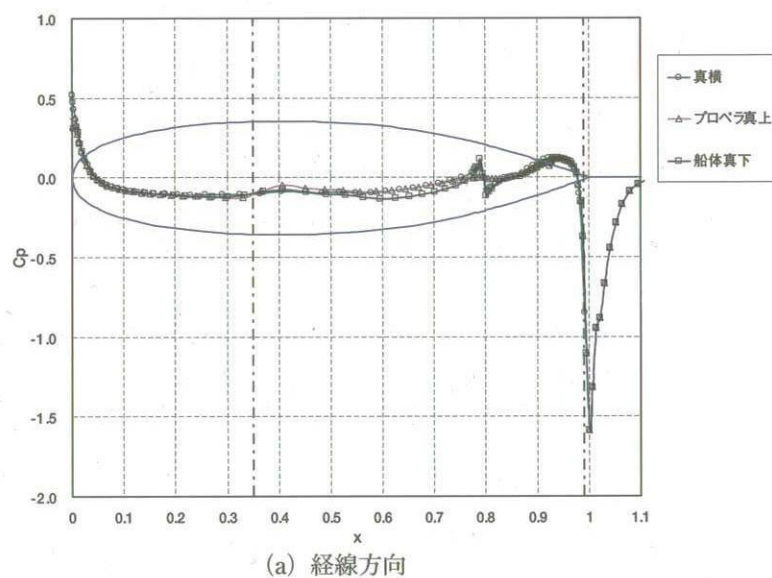


図 3.9 船側＋船尾形態（必要推力 100%）の船体表面圧力係数分布

これは、右回転のプロペラ後流渦によってお互いからの誘導速度の干渉と船体干渉（鏡像による）を受け、左側の後流は船体側へ右側のそれは外側へ移動させられているためと考える。

図3.8(a)には、右側のプロペラ後流が下流で船体表面に影響を与えている様子が現れている。プロペラによって誘発されている流れは加速流と旋回流のため、船体周り流れ場の速度および方向に影響を与える。それゆえ、プロペラ後流が外側に移動したとしても、プロペラが誘発する加速流と旋回流が強い場合には、船体付近の流れ場が変化することにより船体表面の圧力分布に影響を及ぼす。また、船体周りの流れは加速され縮流されているので、この影響は大きく外側に拡散することなく船尾まで引き摺られていると考える。船体の流れが船尾に向かって縮流されるのに対して、右側プロペラは外回りであることから逆向きの流れを発生することになり、船体付近の流れ場との干渉が大きく、拡散しながらも船体表面圧力分布への影響を及ぼしている。

このように、プロペラ後流が船体表面へ干渉を与えるので、例えば船体抗力を減少させる層流化船体の採用を検討する場合には、プロペラ干渉の考慮が必要と考える。船舶において、双発プロペラが用いられる二軸船では、左右対称なプロペラ後流にして後流の影響を小さくするため、右舷プロペラは右回り、左舷では左回りとするのが普通である。構造的に複雑となる航空用のプロペラにとって、左右別々のプロペラを作ることは開発面で得策ではなく、かえって同一プロペラならストックが1種類で済み、運用面で楽になる。それゆえ、一般的に航空用プロペラは、同一のプロペラを用いている。

本自航計算のプロペラ特性では、全て想定プロペラとして同一の係数値を用いて計算を行っている。そのため、具体的な設計をする上では、プロペラ特性の考慮を含めた配置、推力配分の荷重分担、および直径の検討が必要になる。また、本自航計算は船舶プロペラをベースに開発されているため、低レイノルズ数翼型を採用している想定プロペラの自航計算では、プロペラ特性計算においてトルクの評価が若干大きめであり、プロペラ効率比 η_R を過小評価している向きがある。ただし、相対関係には問題ないと考える。

4. 成層圏飛行用プロペラの単独特性検討

本章では、プロペラの多発化を空力性能、構造および重量により比較検討し、プロペラ形態を選定する。また成層圏プロペラの運用について検討する。

成層圏飛行用プロペラに対する検討条件のうち直径と重量の基本方針¹⁰⁾を定める。

- ・プロペラ直径は4m級を上限とする。

表 4.1 運用条件（高度 18km, 船体の値）

	供給電力	耐風速度	要求推力	必要パワー
巡航出力	24kW	16m/s	93.5kgf	14.7kW
連続最大出力	48kW	21m/s	161kgf	33.2kW
設計最大出力	72kW	24m/s	210kgf	49.4kW

- ・プロペラ（単独）効率は相対的に高くする。
- ・プロペラの軽量化を目指す。

プロペラ効率を高くするには、運動量理論によるとプロペラ直径を大きくすれば良い。しかし、プロペラ直径を大きくすると、プロペラの重量が増加すると共に成立性が低くなっていく。そこで、現存する航空用プロペラのサイズを参考に直径4m級を上限と設定し、プロペラの実現性を優先させる。プロペラ直径4.2mは、現状設備で製造できる概略最大値になる。この直径の制限の中でもプロペラ効率をより高くできれば、プロペラ駆動用電動機へ供給する電源系の発生容量を減少させ、ひいては電源系の重量減につながる。おもに浮力による機体支持の飛行船にとっては、重量増加はそのまま船体体積に効いてくる。成層圏では空気密度が平均海面の1/10程度であり、もともと船体は大型にならざるを得ない。そのため、成層圏飛行船を実現するには、構造強度を確保しつつも軽量化が特に重要であり、船体だけでなくプロペラ構造の軽量化を目指す。

検討上の運用条件は、電源系からプロペラに与えられる全機の供給電力を想定する。また、プロペラ設計高度18kmで耐風速度を定め、船体の要求推力は耐風速度と150m級で細長比4の想定船体から決める。電源系からの供給電力は、巡航出力、連続最大出力、および設計最大出力の3段階を設定¹¹⁾し、それぞれに耐風速度を対応させる。表4.1にこれらの値を示す。

検討における空力特性解析は、ブレード翼型の空力特性を既知風試データ¹²⁾から得て、そのデータと渦格子法(VLM)により数値計算¹³⁾で求めている。数値計算は、本作業用にチューニングされたコードを使用している。数値計算コードのチューニングは、別途実施された成層圏プラットフォーム用プロペラ風試¹⁴⁾の結果を基本データにして、計算の反復回数やプロペラ後流らせん渦積分範囲の調整を行っている。

4.1 プロペラの選定

(1) 検討方針および条件

多発化および軽負荷化の検討のため、方針および条件を以下のように決める。

- ・固定ピッチプロペラとする。

- ・プロペラ直径は4.2mとする。
- ・プロペラブレード翼型には低レイノルズ数翼型 E387¹²⁾を使用する。
- ・運用条件に定められた要求推力を満足し、吸収パワーについては飛行船の電源システムが供給し得るパワーである供給電力以下とする。
- ・翼型の空力性能低下を考慮し、翼端マッハ数 M_{tip} は 0.6 以下とする。
- ・運用条件の3つの出力において、ブレードに生じる揚力係数 C_L は、0.6 以下とする。
- ・運用条件の3つの出力において、ブレード 75%STA 半径位置における R_e は、 3.0×10^5 以上とする。
- ・運用条件の中で巡航出力状態は、最も長時間運用が想定されることから、これを空力設計ポイントとする。
- ・運用条件の設計最大出力条件では、最も吸収パワーが大きいため、プロペラ強度設計ポイントとする。

ここで、プロペラのピッチ角を固定ピッチに設定した理由は、①成層圏飛行船の飛行速度範囲が、耐風速度に基づくため比較的狭く、②電動機によるプロペラ駆動であるため、回転数制御が容易になり、③可変ピッチ機構のように複雑でないから、可変ピッチに比べ重量軽減や信頼性向上につながるためである。

(2) 空力性能によるプロペラの選定

与えられた条件仕様を満足するプロペラの第1次選定という意味で、空力性能に着目し成立性を有するプロペラ形態の絞り込みを行う。

各プロペラ数において、ブレード枚数、アクティビティファクターAFおよび回転数をパラメータとし、それぞれの組合せにおける空力性能を評価する。ただし、ブレードは矩形ブレードにしている。ブレードが持つ吸収パワーや推力の発生能力は、AFで概算評価できる。ここでは成立性検討として要求推力や吸収パワーを満足するAFを選定し、後のブレード形状詳細設計にて選定したAFを有し、かつ空力的に適切な形状を決めていく。したがって、成立性検討ではブレード形状は何でも良く、評価の簡単な矩形とする。

条件仕様に示された供給電力は、船体当りの出力であり、これをプロペラ発数で除した値をプロペラの吸収パワーとする。ここで得た吸収パワーを与えられた時に発生する推力を数値計算にて算出し、条件仕様に示された要求推力を満たすものをピックアップする。

推力特性検討を行なった結果の代表特性を図4.1～図4.3に示す。検討条件にて速度 16m/s と固定しているため、横軸の前進率Jは回転数を表していることにもなる。各プロペラ発数の推力特性から、多発化していくと各プ

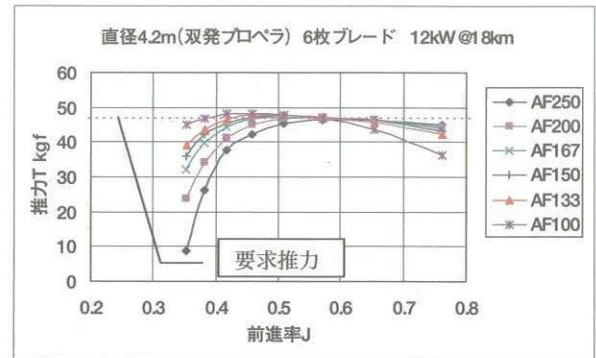


図4.1 双発、6枚ブレード推力特性

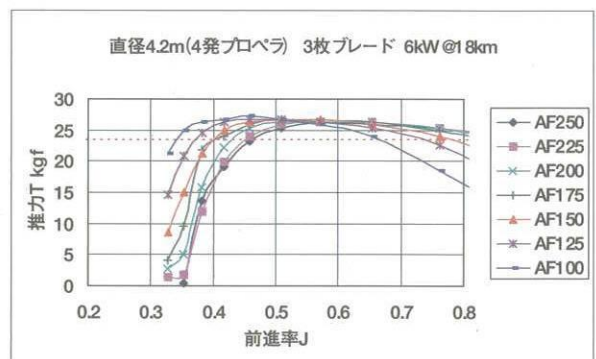


図4.2 4発、3枚ブレード推力特性

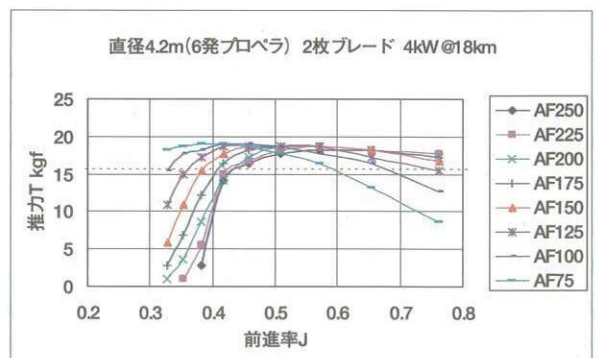


図4.3 6発、2枚ブレード推力特性

ロペラが担当する推力・パワーが小さくなるため、ディスクローディングが小さくなり推進効率が向上する。したがって、発生する推力が要求推力を上回るようになってくる。

ブレード数が異なる各図共に、Total AF (ブレード枚数×AF) が大きくなると、前進率の小さい領域 (高回転) において推力が急激に低下する傾向が見られる。本検討は吸収パワー一定条件での計算であるため、高回転になると必然的に C_L が小さくなり、低い C_L における低い揚抗比領域での運用となるためと考える。

表 4.2 4 発, プロペラ効率 (Re 考慮)

No.	B枚数	AF	Total AF	N rpm	Re@75%STA	効率	相対重量
1	2	250	500	550	5.25×10^5	0.671	0.68
2	2	225	450	500	4.30	0.667	0.63
3	2	200	400	500	3.82	0.669	0.58
4	3	250	750	350	3.34	0.662	0.87
5	3	225	675	400	3.44	0.670	0.81
6	3	225	675	450	3.87	0.663	0.82
7	3	200	600	400	3.06	0.671	0.74
8	3	200	600	450	3.44	0.670	0.75
9	3	175	525	450	3.01	0.674	0.67
10	3	175	525	500	3.35	0.660	0.68
11	4	175	700	400	2.68	0.672	0.82

図4.1～図4.3における検討は、プロペラの成立性を探るための簡易的な検討であり、 C_d に対する R_e 効果を含んでいない。したがって、ブレード枚数が異なっている場合でも、Total AFが同じであれば、空力的な特性に顕著な差は現れていない。Total AFが増加した場合は、規定のパワーを吸収するために要する回転数は小さくて済み、必然的にブレードの R_e は低下して、一般に C_d 値は増加する (C_e が同じ場合)。

(3) プロペラ効率と重量による絞り込み

要求推力を満たしたプロペラに対し、実績に基づく重量相対比較を行ない、プロペラ効率と重量という2つの観点から、プロペラ形態のさらなる絞り込みを実施する。ここで述べる重量とは、ブレードおよびハブの重量である。

空力性能については推力検討で得られたプロペラ効率に対し、 R_e 効果を考慮した補正を施している。渦格子法 (VLM) にて、 R_e 数が低下するとプロペラ効率に対してどれくらいの影響があるかを予め評価しておき、その結果を用いて推力検討で得られたプロペラ効率を補正する。このプロペラ効率を、4発に対して表4.2および図4.4に示す。なお、図4.4の相対重量は、双発、6枚ブレード、AF=150、N=450rpmを基準1.0として評価する。

図を見ると、直径一定の下ではプロペラの重量は、プロペラ回転数の影響をほとんど受けず、ブレード枚数と

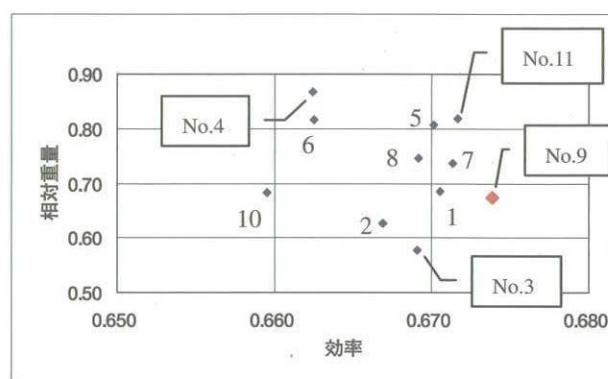


図 4.4 相対重量とプロペラ効率

AFの積であるTotal AFに大きく依存することが読み取れる。一般にプロペラ回転数が大きくなると、ブレードに生じる遠心力・遠心ねじりモーメントが増大するため、ブレード構造をはじめハブ構造及びピッチ変換機構への負荷も比例して増大し重量増加の要因となる。しかしながら、図4.4からは高回転数条件が上方(重量増)に必ずしも位置している訳ではなく、特に相関は見られないため、重量は回転数の影響を受け難いと考ええる。

相対重量とプロペラ効率のグラフ中で右下側に位置するプロペラは、軽量かつ高効率なプロペラとなる。他のプロペラ発数においても同様のグラフから軽量かつ高効率プロペラを1点ピックアップ(図4.4中、赤マーク)し

表 4.3 プロペラ発数毎の選定値 (巡航出力)

プロペラ発数	B枚数	AF	N rpm	効率	重量比*/1発	重量比*/船体	巡航出力以外の運用条件を満たすか?
双発	4	150	550	0.62	1.00	1.00	×
4発	3	175	450	0.67	0.89	1.79	○
6発	2	200	400	0.71	0.75	2.24	○
8発	2	175	400	0.73	0.68	2.72	○

* 双発プロペラを基準とした場合の重量比

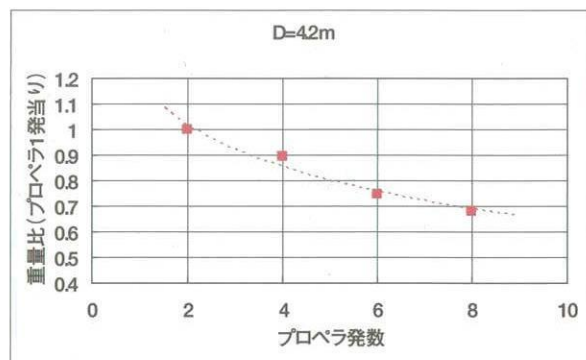


図 4.5 発数に対する重量比 (1 発当り)

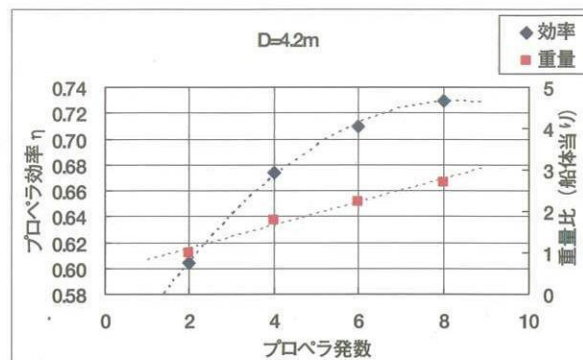


図 4.6 発数に対する効率と重量比 (船体当り)

て値を表4.3に示し、プロペラ発数に対する重量比およびプロペラ効率をそれぞれ図4.5および4.6でグラフに表す。

図4.5において、プロペラ1発当りの重量比については、多発化することにより回転数、ブレード枚数、およびAFを低くできるため軽量となる。具体的に8発プロペラでは、双発に比べプロペラ1発当りの重量が約30%の軽量化になる。しかしながら、重量比を船体当りでみると、図4.6のように多発化を進めるに従い増加することが分かる。これに対して、プロペラ効率は向上しており、効率増加による船体電源装置重量の軽減を考慮すれば、プロペラ重量の増加を上回る軽量化の可能性がある。

なお図4.6より、多発化していくとプロペラ効率が0.73程度で頭打ちとなっている。多発化によって、低 R_e 効果が顕著に現れてくるため、その向上にも限界があると考え（直径を固定した場合）、成層圏大気の飛行では、低空と比べ動粘性係数が大きくなるため（付録Bの図B.1参照）、ブレードに対する R_e が小さくなりブレードの抵抗係数 C_d を増加させプロペラ効率の低下をまねく¹⁵⁾。これを低 R_e 数効果という。重量への寄与は、回転数よりAFの方が圧倒的に大きいため、低 R_e による効率低下と重量のバランスを探りながら、プロペラは選定される。

これまでの検討結果を踏まえた上で、150m級飛行船のプロペラ形態としては、表4.1の運用条件を3つ満たし、かつ飛行船全体の軽量化の可能性が高い4発、3枚ブレードを選定する。プロペラ効率向上による電源装置重量の軽減可能性を考慮すると6発、8発を選定したほうが全体の軽量化につながる可能性もある。しかし、ここではあくまでもプロペラ単体として、要求推力を満たしかつ最も軽量となる解を選定している。なお、3章で考察した船体配置の最大プロペラ数は、船尾を含め3発の設定であり、相互干渉を考慮したより多いプロペラ多発での最適プロペラ数の検討は、今後の課題である。

4発搭載の方法としては、船体下部に Gondola を設置

しその4方に搭載する方法や、船体前方及び後方の左右にアームを設置しプロペラを搭載する方法等がある。

4.2 選定したプロペラの詳細検討

選定した150m級飛行船のプロペラ形状（ $D=4.2\text{m}$ 、4発、3枚ブレード）について、そのプロペラのブレード、ハブに対する、形状、構造、重量、および性能を詳細に検討¹⁶⁾する。

矩形ブレードを基にして低 R_e 効果を考慮した翼弦長分布を決定し、そのブレードに対する構造を検討する。ブレードの翼弦長分布を決める方針は次の通り。

- ・矩形ブレードを基に、ブレード根元および先端においては翼弦長を小さくし、各STAにおける $(C_d \times \text{翼弦長} \times \text{動圧})$ を小さくすることにより駆動に要するトルク減少をねらう。推力を有効に発生する根元付近から翼中央部にかけては、翼弦長を大きくし R_e を稼ぐことにより揚抗比を大きくする。

4.1(3)項で選定した $AF=175$ を持ち、かつ上記方針に基づき翼弦長分布を各種変化させ比較検討を行なった結果、

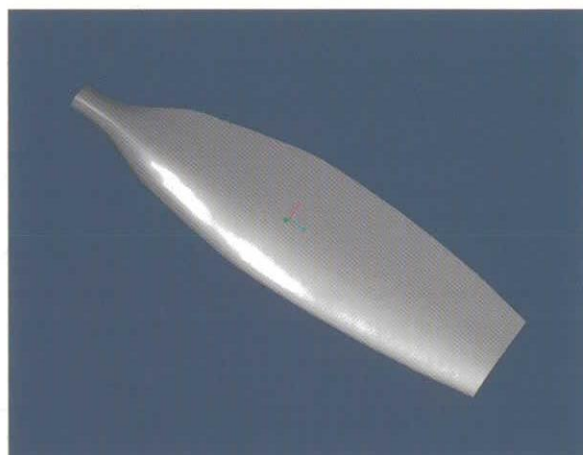


図 4.7 設計ブレード形状

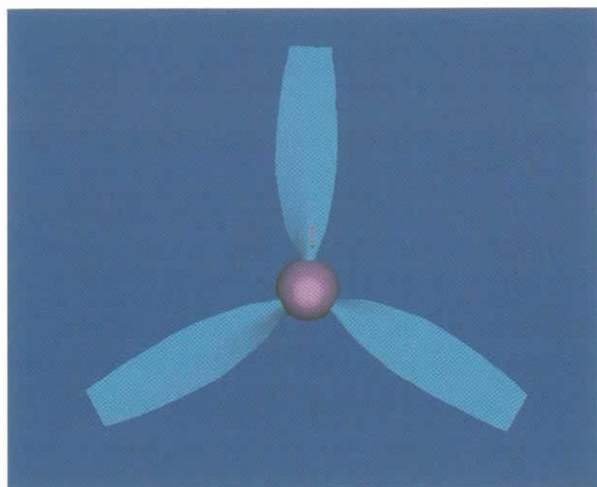


図 4.8 設計プロペラ形状

最もプロペラ効率が高かったブレード形状を選定している。得られた設計ブレードは図 4.7 の形状であり、50% STA 位置（1050mm STA）に最大翼弦長（563mm）を持つ。設計ブレードは、矩形ブレードに対しブレード中心付近の翼弦長を増加させているため、 $r/R=0.4\sim0.9$ にかけて、 R_e が大きくなる。この影響により中央部では C_d 値が減少する。実際の性能計算において、矩形ブレードに比べ約3%のプロペラ効率の向上が認められている。

設計ブレード形状の構造は、以下の方針で検討されシェル厚分布を決定している。ブレード構造はモノコック構造とし、材料はCFRPおよび発泡材を使用する。

- ・ブレード1次固有振動数が、プロペラ回転に伴う1次加振周波数との共振に対して40%の余裕を見込んだ値以上となること。
- ・同様に2次以上の加振周波数との共振に対しても、余裕を持たせること。ただし、余裕の大きさは、次数が上がるにつれて減少させてよい。
- ・各運用条件における静強度を評価し、繊維方向の応力が材料強度を下回ること。

ブレード構造のシェル厚は、2次以上の加振周波数との共振回避に伴う剛性を上げたため、ブレード根元付近の

表 4.4 プロペラ概算重量（4 発、3 枚ブレード）

要素	概算重量	備考
ブレード	28.5 kg	翼部+シャंक
ハブ	9 kg	アルミ合金
スピナー	1 kg	複合材orアルミ合金
その他子部品	8 kg	リテンション部品、スピナー取付部品等
計（プロペラ1発）	46.5kg	

シェル厚が若干厚くなっている。得られたシェル厚分布から固有振動数を求めてキャンベル線図で表した結果、1次固有振動数と3次加振との共振点があって、500rpm±5%の回転数範囲の常用は望ましくないで、運用上考慮する必要がある。一般に、プロペラはある決まった回転数若しくは非常に限られた回転数範囲でのみ運用する。したがって、その運用回転数にプロペラ共振点が存在しないような設計を行なう。しかしながら、今回のような0～最大回転数といった広範囲の回転数では、どこかに必ず共振が発生する。ブレード構造からは、静強度解析をおこない強度上問題ないことを確認し、また設計ブレードの重量を見積っている。

以上から、ブレードおよびハブの具体的な形状と構造が決定されたので、その設計プロペラ形状を図 4.8 に、また、検討結果を基にプロペラとしての概算重量を表 4.4 に示す。

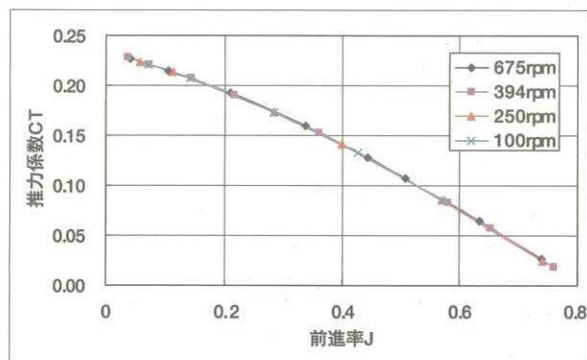
さらに、検討により設計されたプロペラの空力性能を表 4.5 で示す。当該プロペラの空力設計ポイントは、運用条件の巡航出力としており、このポイントにて要求を満足し軽量、高効率となるように設計されている。他の2つの運用条件（連続最大出力、設計最大出力）についても、性能検討した結果、要求を満足することが分かっている。運用条件の3つともに、同じ前進率になっていて、所望の速度を得るには、速度に比例してこの前進率になるプロペラ回転数に設定すれば良い。同じ前進率運用においても R_e の大小によって、プロペラ効率に若干の差異が生じている。しかし、低 R_e 効果を考慮したブレード設計を実施しているため、この差は十分に小さい値に収まって

表 4.5 空力性能一覧（プロペラ1発当り）

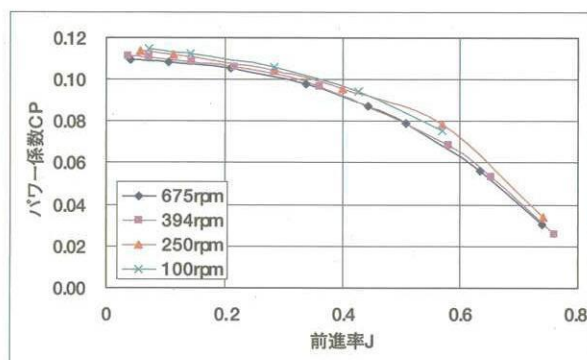
運用条件	高度 km	速度 m/s	前進率	推力 kgf	パワー kW	回転数 rpm	効率	R_e 数 ^{*1}	備考
巡航出力	18	16	0.508	23.4	5.32	450	0.688	3.4e+5	
連続最大出力	18	21	0.508	40.3	12.0	591	0.692	4.5e+5	
設計最大出力	18	24	0.508	52.6	17.9	675	0.693	5.1e+5	
地上静止推力	0	0	0	206	18.0	284	—	1.7e+6	^{*2}

*1 75%STA位置における値

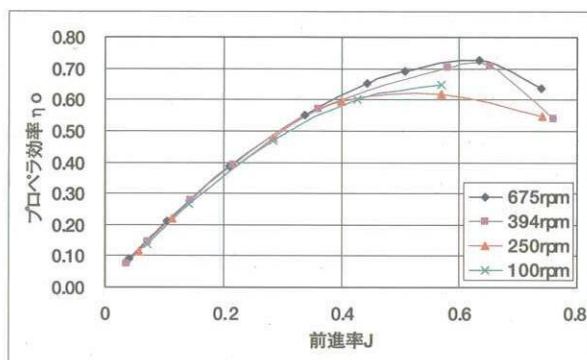
*2 （参考検討）設計最大出力に規定されたパワーを吸収した場合の結果



(a) 推力係数



(b) パワー係数



(c) プロペラ効率

図4.9 設計プロペラの特性 (高度18km)

いる。設計されたプロペラの75%STAにおけるピッチ角は 18.2° と低いため、プロペラ回転面への流入速度がゼロとなる静止推力条件においても、ブレードでの流れの剥離が少なく静止推力が期待できる。

4.3 運用の検討

(1) プロペラの使用回転数範囲

設計プロペラの特性を高度18kmの条件で算出し、推力、パワー、およびプロペラ効率の特性グラフとして図4.9に表す。これらの特性では、回転数が低い低 R_e 領域に係わらなければ、高度による影響はない。図4.9で回転数が低い特性は、ブレードの R_e が低すぎ、E387翼型の

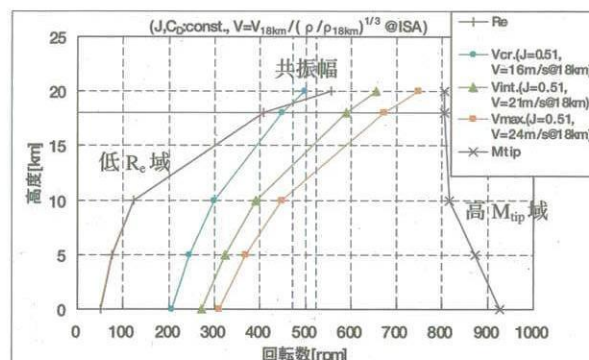


図4.10 プロペラの使用回転数範囲

R_e 数に対する抗力係数曲線から判断して層流剥離が生じているようであり、パワーおよび効率の特性が、より高い回転数に比べ悪化している。

プロペラの運用を検討するため、設計プロペラにおいて、図4.10のようにプロペラの使用回転数範囲を設定する。プロペラの回転数は、運用条件、空力、強度および構造的な要因により、その最適な範囲は制限される。図4.10では、以下の制約を考慮し、実際に運用する場合の高度における最適な回転数使用範囲を示している。加えて、プロペラ推進に係わる推進性能における高度の影響は、付録Bで検討している。

- ・翼端マッハ数限界 M_{tip} ：翼端マッハ数が高いと圧縮性の影響によりプロペラ推進効率が低下する。ここでは翼端マッハ数上限を0.6とする。
- ・層流剥離限界 R_e ：ブレードに対する R_e がある値以下となると、抗力が増加しプロペラの推進効率の低下を引き起こす。ここでは、 R_e の下限を 3.0×10^5 とする。
- ・吸収パワー限界 V_{max} ：上空と低空の空気密度比は10倍程度あるため、低空での高回転運用は、強度設計ポイントの吸収パワーを簡単にオーバーしてしまう。ここでは、吸収パワー上限を強度設計ポイントの値である設計最大出力のパワー18kW/1発（速度24m/s）とする。
- ・共振点回避：固有振動数の解析結果に基づき、過去の実績および解析精度を考慮し運用時に避けるべき回転数範囲（500rpm \pm 5%）を設定する。

図4.10には、設計最大出力 V_{max} (24m/s)以外に巡航出力 V_{cr} (16m/s)、および連続最大出力 V_{int} (21m/s)を加えてある。これら3つの曲線は、設計高度18km以外でも前進率およびパワーを一定にして、高度による回転数の変化を示している。また、 M_{tip} および R_e の曲線は、プロペラ回転だけによる速度で計算している。機体の速度よりもプロペラ回転速度が大きいため、合成速度は回転速度でほぼ代表できる。

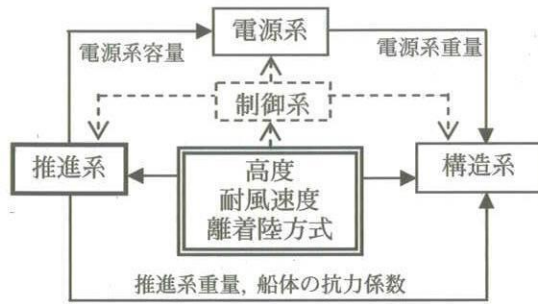


図4.11 概念設計における性能・諸元要求の流れ

図4.10で、 R_0 曲線より回転数が低い領域を低 R_0 域、 M_{tip} 曲線のより高い回転数領域を高 M_{tip} 域として、この間での運用が適している。これら2つの領域に挟まれた運用の最適範囲は、高度上昇に従って狭まる。成層圏の運用で、低 R_0 域がより高回転側にならないようにするため、低レイノルズ数プロペラが必要であり、この設計で実現している。高回転数側は、高 M_{tip} 域の回転数以前に強度限界の V_{max} 曲線により制限される。高度18kmで V_{cr} から V_{int} や V_{max} の速度に移行する場合には、共振幅を通過しなければならないことが、図から分かる。今回のような広範囲の回転数では、どこかに必ず共振が発生するため、個々のプロペラで共振点のプロペラ回転数をすばやく通過させる運用にて回避する必要がある。

(2) 供給電力による船体抗力係数の検討

本報告は、全体システムの中の推進系に係わる部分を検討している。概念設計における電源系や構造系との関係は、図4.11のように滞空の高度と耐風能力や離着陸方式の要求の流れから、各系の性能・諸元が概略決まってくる。しかしシステムの成立性を検討する段階では、各系の達成可能な性能・諸元を使い、関係する系を検討することになる。表4.1で示した運用条件も、推進系に供給できる電源系の能力を想定したもので、図4.11の流れとは逆になる。

成立性の観点によるアプローチとして、設計プロペラの性能と設計最大出力の供給電力から、船体の抗力係数 C_D を検討する。

検討において船体は150m級で船体体積 $\nabla=110,000\text{m}^3$ 程度とすれば、代表面積 $S=\nabla^{2/3}\approx 2,300\text{m}^2$ になる。この船体は表4.1の運用条件を満たす電源系が備えられ、定常水平飛行の状態にあると仮定する。供給電力により船体全体としてプロペラの吸収パワー72kWが与えられている。高度18kmにおいて船体の耐風速度が設計最大出力の速度24m/sを得るためには、以下で説明するように図4.12から $C_D\approx 0.025$ が必要になる。

この抗力係数の値は、プロペラを設定($D=4.2\text{m}$, 4発、

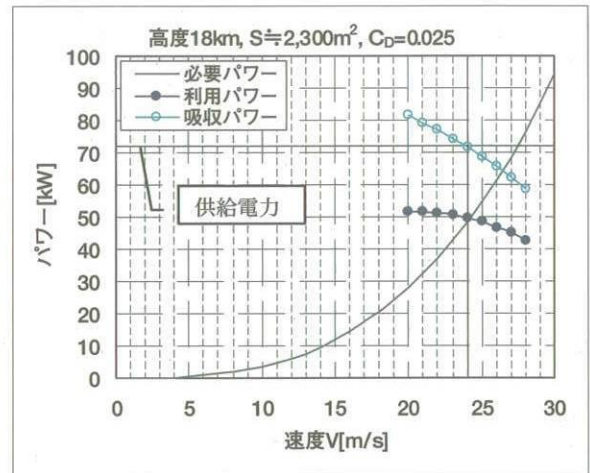


図4.12 必要パワーと供給電力

3枚ブレード)し、設計プロペラの空力性能(表4.5)を使用して取得する。プロペラと船体との相互干渉を考慮せず、単純に1発のプロペラ性能の4倍が4発プロペラの船体全体の性能として、パワーを計算している。図4.12において、速度24m/sで供給電力72kWの点を通る吸収パワーを前進率(速度とプロペラ回転数から決まる)を振って求めると、その吸収パワーに対応する利用パワーが定まる。その利用パワーと速度24m/sとの交点を通る必要パワー曲線になるように抗力係数が決められる。このときの抗力係数が $C_D\approx 0.025$ である。

軌式飛行船である定点滞空飛行試験機(70m級、細長比約4)から、試験後のデータ解析で得られた抗力係数は、0.044が示されている¹⁷⁾。付加物を含めた船体の空力形状が、実際の C_D 値に大きく影響するため、船体形状の構造様式による C_D 値の違いを考慮する必要がある。

加えて、供給電源条件や速度条件の中で、耐風速度である実際の風条件は、一例として図4.13の高層気象観測

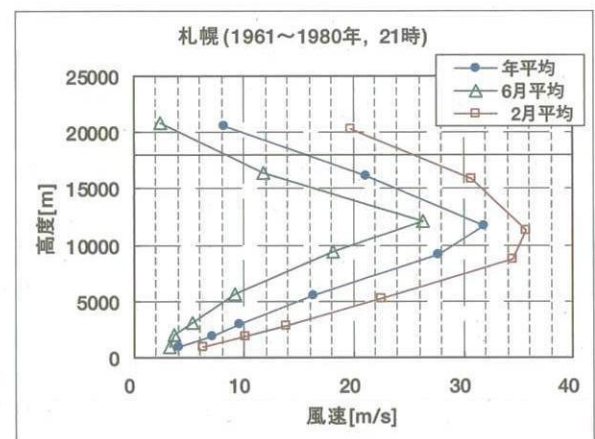


図4.13 平均風速の高度分布

結果¹⁸⁾ から平均風速の高度分布が示される。この場合、月平均風速の小さい月が3月、大きい月が6月になっている。図4.13で、高度18kmにおける年平均および12月平均の風速は、それぞれおよそ15m/sおよび25m/sであり、条件の巡航および設計最大出力の速度にそれぞれほぼ対応する。しかし、設計最大の速度は連続最大ではないため、実際の推進系の設計には、これらも考慮する必要がある。

5. まとめ

成層圏プラットフォーム飛行船を想定した船体—プロペラ系の取り扱い、推進性能、およびプロペラ特性に対する解析と検討を行った。推進性能では、船舶工学の手法と研究開発実績により船体—プロペラ系の相互干渉解析を実施し、船体プロペラ配置形態の推進性能を推算すると共に、プロペラによる船体干渉の様子を示した。プロペラ特性では、成層圏条件で運用するプロペラにおいて、プロペラの製造実績を生かし空力と構造を解析し、プロペラの多発化と軽負荷化を検討した。また、求められる成層圏用の低レイノルズ数プロペラを設計し、その運用について検討した。

検討の結果、船尾プロペラによる推進効率の向上が確認された。さらに、設計された低レイノルズ数プロペラにより、成層圏における低回転数の制限域が緩和された。また、プロペラの重量軽減が成された。

本検討で得られた具体的な結論を、以下に記す。

- ・プロペラ配置による船体性能の推算では、船体とプロペラに相互干渉があるため、船舶工学の方法により自航要素を見積る必要がある。
- ・船尾に配置するプロペラは、伴流利得により船体の推進効率を向上させる。
- ・プロペラ直径を4.2mとした場合の150m級飛行船用プロペラに最適なプロペラ形態として、4発、3枚ブレードを選定し、低 R_e 効果を考慮したブレードを設計した。このプロペラの1発当りの概算重量は、約46.5kgとなり、空力性能要求をすべて満足している。
- ・多発化の特性については、プロペラ数が多くなるほどプロペラ効率は向上する。ただし、多発化が進むと共にブレードの R_e が低下していくため、プロペラ効率の向上には上限がある。本検討においては0.73程度が上限になる（直径4.2mの場合）。
- ・ブレード重量は、直径一定の下ではTotal AFに大きく依存し（比例）、回転数の影響は小さい。したがって、多発化によりブレード枚数を減らすことがプロペラの軽量化につながる。
- ・双発と8発のプロペラ1発当りの重量を比較した場

合、後者が前者に比べ約30%の軽量化となる。船体当りのプロペラ重量は、プロペラ数にほぼ比例する。高高度になるに連れて、プロペラの空力性能を十分に発揮できる運用の最適回転数範囲が急速に狭くなる。

- ・各高度での回転数の上限は、翼端マッハ数ではなく、吸収パワーの制限により決定される。

プロペラが発生する推力の役割には、推進以外に船体制御への使用があるので、離着陸、上昇降下、および旋回の方法にも依存し、船体の構造様式およびプロペラ関連装置の重量が考慮されて、プロペラの装置仕様が決まってくる。本報告は、プロペラ直径の上限を4m級に設定した限定条件であるため具体的および現実的な解析検討が行えた。これらは、今後の開発における全体システムの概念設計に役立つものと考えられる。

6. 謝辞

元センター長の横幕良生氏は、成層圏プラットフォーム飛行船プロジェクトを立ち上げ、当初から船舶工学に係わる水槽試験に着眼し、また本作業を推し進められた。株式会社三井造船昭島研究所の日下祐三氏には、昭島研の作業を取りまとめ、特性値などについてのアドバイスをいただいた。

住友精密工業株式会社の川上佳史氏には、プロペラについての知見を与えていただいた。元独立行政法人情報通信研究機構三鷹成層圏プラットフォームリサーチセンターの丸橋正之氏には、昭島研での水槽試験において模型使用の協力をいただいた。また、富士重工業株式会社の松本崇氏には、定点滞空飛行試験における船体抗力の推算と結果解析を支援していただいた。

文献

- 1) 横幕良生：日本における成層圏プラットフォーム飛行船システムの研究開発、第2回成層圏プラットフォームワークショップ、2000.9
- 2) 成層圏滞空飛行試験実験隊：成層圏滞空飛行試験成果報告、JAXA-RM-04-012、2005.1
- 3) 中舘正顯、安藤則雄：定点滞空飛行試験結果、日本航空宇宙学会第43回飛行機シンポジウム講演集、2005.10
- 4) 横川彰寛、川上佳史、奥山政広、柴田 眞：成層圏飛行船用プロペラの検討（その2）ハードの成立性、日本航空宇宙学会第40回飛行機シンポジウム講演集、2002.
- 5) Kodama Y.: Computation of ship's Resistance Using an NS Solver with Global Conservation, Journal of the Society of Naval Architects of Japan, vol. 172, 1992.

- 6) Baldwin,B.S. and Lomax,H.: Thin Layer Approximation and Algebraic Model for Separated Turbulent Flows, AIAA Paper 78-257, 1978.
- 7) 野沢和男, 児玉良明: CFDによる船体流場の推定と設計への応用, 日本造船学会誌, 第806号, 1996.
- 8) 社団法人 日本造船研究協会 第222研究部会: 大型肥大船船尾流場推定法の高度化 (第3年度), 1996.3
- 9) 中武一明: 自航推進性能の計算法 船型設計のための抵抗・推進理論シンポジウム, 日本造船学会, 1997.
- 10) 柴田 眞, 奥山政広, 横川彰寛, 川上佳史: 成層圏飛行船用プロペラの検討 (その1) 基本諸元の検討, 日本航空宇宙学会第40回飛行機シンポジウム講演集, 2002.
- 11) 柴田 眞, 奥山政広, 横川彰寛, 平川 誠, 川上佳史: 成層圏飛行船用プロペラの検討 (第2報, その1) 機体とプロペラ, 日本航空宇宙学会第41回飛行機シンポジウム講演集, 2003.10
- 12) McGhee, R. J., Walker, B. S.: Experimental Results for the Eppler 387 Airfoil at Low Reynolds Numbers in the Langley Low-Turbulence Pressure Tunnel, NASA TM 4062, October 1988.
- 13) 小早川命, 小沼裕之, 西田迪雄, 小原 瑛, 川上佳史: 後退角をもつプロペラの空力特性, 日本航空宇宙学会誌 第32巻 第363号, 1984.4
- 14) 奥山政広, 高橋 侔, 柴田 眞: 成層圏飛行船用プロペラの検討 (第2報, その3) プロペラ風試の役割, 日本航空宇宙学会第41回飛行機シンポジウム講演集, 2003.10
- 15) 原田正志, 柴田 眞: 成層圏飛行船のプロペラについて (その2) 基本的な設計検討, 日本航空宇宙学会第38回飛行機シンポジウム講演集, 2000.10
- 16) 横川彰寛, 平川 誠, 川上佳史, 奥山政広, 柴田 眞: 成層圏飛行船用プロペラの検討 (第2報, その2) プロペラの成立性, 日本航空宇宙学会第41回飛行機シンポジウム講演集, 2003.10
- 17) 奥山政広, 中舘正顕: 飛行船の性能試験, 日本航空宇宙学会第36期年会講演会講演集, 2005.4
- 18) 理科年表, 東京天文台編纂, 丸善株式会社, 1985.

付録A 船舶における実船の性能推定方法

(1) 水槽試験

① 模型

船体直径に対するプロペラ直径の比を実船と合わせる。

② プロペラ単独試験

プロペラ臨界Reynolds数以上の回転数で試験して得られたプロペラ特性は、スケールの影響を受けないとして実船プロペラ特性と同じとする。

③ 抗力試験

形状影響係数 k を $C_D = (1+k)C_F(R_e)$ から求める。

C_F は相当平板の摩擦抗力係数で、船体長 ℓ における Reynolds 数 R_e に対する Schoenherr の式から得る。 $R_e = V\ell/\nu$ で、 V は船体速度、 ν は動粘性係数。

④ 自航試験

抗力値を SFC で修正する。SFC は Skin Friction Correction でスケールの影響による実船の抗力減少修正量。

修正した抗力値を使い自航試験により自航要素 (t, w, η_R) を得る。 t は推力減少係数、 w は伴流係数、 η_R はプロペラ効率比。

(2) 実船の性能推算

① 模型・実船相関係数

相関係数 ΔC_F と $(1-w_S)/(1-w_M)$ を導入する。 ΔC_F は船体表面の粗度による抗力増分で、 w_S は実船の伴流係数、 w_M は模型の伴流係数。

② 抗力係数

実船における抗力係数 C_D を得る。

$$C_D = (1+k)C_F(R_e) + \Delta C_F \quad (A.1)$$

③ 自航要素

t と η_R はスケールの影響がないと仮定する。

伴流率 $(1-w)$ から模型・実践相関係数 $(1-w_S)/(1-w_M)$ を使用して実船の伴流率 $(1-w_S)$ を取得する。

④ 動力見積り

a. 必要パワー P_R を求める。 S は船体基準面積、 D_R は船体抗力。

$$P_R = VD_R = \frac{1}{2} \rho U^3 SC_D \quad (A.2)$$

b. 実船の伴流係数 w_S からプロペラ流入速度 V_A を得る。

$$V_A = (1-w_S)V \quad (A.3)$$

c. 実船の推力 T を求める。

$$T = D_R / (1-t) \quad (A.4)$$

d. 実船で採用するプロペラの特性を得る。作成した $C_T/J^2 \sim J$ 特性から式 (A.5) のように、 V_A と T を代入した C_T/J^2 の値に対応する J を得て、その J と V_A から回転数 n を求める。 $J = V_A/(nD)$ は前進率で、 D はプロペラ直径。

$$\frac{C_T}{J^2} = \frac{T}{\rho V_A^2 D^2} \rightarrow J \quad (A.5)$$

$$n = \frac{V_A}{JD}$$

e. 実船で採用するプロペラの単独効率 η_0 から推進効率 η を求める。

$$\eta = \frac{1-t}{1-w_S} \eta_0 \eta_R \quad (A.6)$$

これから吸収パワー P を求める。

$$P = P_R / \eta \quad (A.7)$$

付録B 推進性能における高度の影響

SPF 飛行船は、成層圏の高度 16km ~ 20km 辺りで高高度運用が想定されているため、低空での性能を含め、船体・プロペラ系の高度による推進性能の影響を調べる。国際標準大気 (ISA) において、気温 ($T_{em}[K]$)、気圧 ($pres.$)、密度 (ρ)、および動粘性係数 (ν) について、それぞれ 0m での値に対する比を図 B.1 に高度方向分布で示す。

(1) 必要パワー

プロペラ推進により速度 V (真対気速度) で定常水平飛行 (船体の浮力および重量は釣合状態で、迎角および横滑り角は 0° とする) する飛行船体の釣合パワーは、船体・プロペラ系の推進効率を η 、 M 発のプロペラ軸が吸収している平均パワーを P として、船体抗力 D_R から必要パワーが $D_R V$ なので

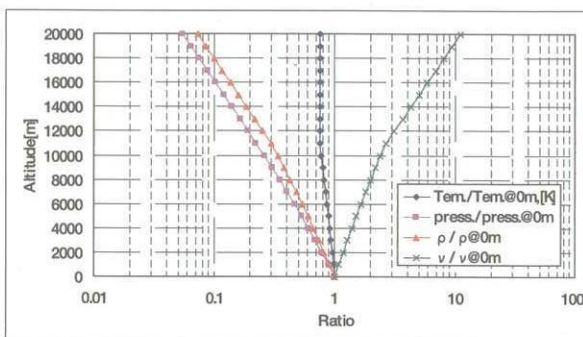


図 B.1 国際標準大気における高度方向分布

$$MP = \sum_{i=1}^M P_i \quad (B.1)$$

$$\eta MP = D_R V$$

と関係付けられる．式 (B.1) から，M 発プロペラの平均回転数および平均直径を n および D ，また大気密度を ρ に取り，プロペラの平均パワー係数 C_P

$$\rho M n^3 D^5 C_P = \rho \sum_{i=1}^M n_i^3 D_i^5 C_{Pi} \quad (B.2)$$

$$C_P = \frac{MP}{\rho M n^3 D^5} = \frac{P}{\rho n^3 D^5}$$

および船体の抗力係数 C_D

$$C_D = \frac{D_R}{\frac{1}{2} \rho V^2 S} \quad (B.3)$$

を使って整理すると， V/n が次式で示される．

$$\frac{V}{n} = \left(\frac{\eta C_P}{C_D} \frac{2MD^5}{S} \right)^{\frac{1}{3}} \quad (B.4)$$

ここで， S は船体の代表面積で船体体積 ∇ の $2/3$ 乗とする．式 (B.1) で左辺のプロペラパワーおよび右辺の抗力に含まれる大気密度 ρ は，消去されて式 (B.4) に現れない．

式 (B.4) は，プロペラの平均前進率 $J = V/(nD)$ を使用し，また C_D ， C_P ，および η の影響因子を明示して式 (B.5) のように表される．

$$J = \frac{V}{nD} = \left(\frac{\eta(\eta_o(J)) C_P(J)}{C_D \left(R_e \left(\frac{V}{\nu} \right) \right)} \right)^{\frac{1}{3}} \left(\frac{2MD^2}{S} \right)^{\frac{1}{3}} \quad (B.5)$$

式 (B.5) で， C_P はプロペラのピッチ角をパラメータに J の関数になる．プロペラは，固定ピッチを使うことにすると， C_P は J だけに依存する．ただし，運用は n の制限から，層流剥離限界レイノルズ数に対応する下限および翼端マッハ数限界に対応する上限の範囲内とする． η はプロペラ単独効率 η_o が主に影響するだろうから J に従属する．つまり C_P ，および η は J が変らない限り一定値を取る．また， C_D は抗力成分の摩擦抗力から船体のレイノルズ数 R_e の関数になり^{B-1)}，代表長を ℓ および大気の動粘性係数を ν とし， $R_e = V\ell/\nu$ である．あるパワーの釣合状態から他のパワーでの釣合状態を予測する場合，そのとき C_D の変化が無視できるならば J を一定にする V と n との比例関係から推算することができる．

(2) 電動機への負荷特性

プロペラ軸へ供給するパワーは，電動機の動力によって与えられる．電動機出力のトルクが伝達されたプロペラ軸では，M 発のプロペラ軸における平均トルクと平均角速度 $\omega = 2\pi n$ で表される回転数の積に伝達効率を掛けた動力が，プロペラの吸収パワーとして供給される．船体速度が V のとき，プロペラ軸が必要とする平均トルク Q は，式 (B.1) から吸収パワーを ω で割った

$$Q = \frac{D_R V}{M \omega \eta} = \frac{\frac{1}{2} \rho V^3 S C_D}{2M \pi n \eta} \quad (B.6)$$

$$= \frac{D}{2M \pi} \frac{J}{\eta} C_D S \frac{1}{2} \rho V^2$$

から求められ， J と C_D が一定ならば， Q は動圧 $(1/2) \rho V^2$ に比例する．また，媒介変数 V に対する吸収パワー $P = D_R V/\eta$ 特性から $\omega = 2\pi V/(JD)$ を使用して，式 (B.6) は電動機によってプロペラ軸へ供給するのに必要な負荷特性の角速度—トルク特性を表す．電動機のコントローラは，プロペラ軸に所望の回転数を与えるために設定の角速度になるよう自動制御する．角速度の自動制御は，電動機の電力変換器を制御し負荷トルクに合ったトルクを出力して，トルクと設定の角速度からプロペラの吸収パワーを与える．

電動機の発生トルクが大気密度と直接関係しないため，電動機の運転環境で高度の影響はないと考える．

(3) プロペラパワー—一定の場合

高度によらずプロペラパワーを一定にした飛行を想定する．設計高度以外における平均プロペラパワー $P = \rho n^3 D^5 C_P$ と，設計高度における平均パワー $P_D = \rho_D n_D^3 D^5 C_{PD}$ (設計高度では添え字の記号 D を付ける) とが， $P = P_D$ とパワー一定の条件を取るようにすれば，釣合パワー状態の n_D に対し n は

$$\frac{n}{n_D} = \left(\frac{\rho_D}{\rho} \right)^{\frac{1}{3}} \left(\frac{C_{PD}}{C_P} \right)^{\frac{1}{3}} \quad (B.7)$$

で関係付けられる．また，高度に関係なく $C_{PD} = C_P$ ならば

$$\frac{n}{n_D} = \left(\frac{\rho_D}{\rho} \right)^{\frac{1}{3}} \quad (B.8)$$

である．さらに，高度により C_D が変化しないと仮定して，式 (B.5) から設計高度以外の前進率 J は $J = J_D$ だから，設計高度以外の速度 V は，設計高度における V_D に対して式 (B.7) を使い次式により得られる．

$$\frac{V}{V_D} = \frac{n}{n_D} = \left(\frac{\rho_D}{\rho} \right)^{\frac{1}{3}} \quad (B.9)$$

これらの関係から、設計高度でのプロペラ平均推力 T_D

$$T_D = \rho_D n_D^2 D^4 C_{TD} \quad (B.10)$$

に対する設計高度以外の平均推力 $T = \rho n^2 D^4 C_T$ の比は、上記の条件下で J が同じだから推力係数比 $C_T/C_{TD} = 1$ で

$$\frac{T}{T_D} = \left(\frac{\rho}{\rho_D} \right)^{\frac{1}{3}} \quad (B.11)$$

になる。

(4) 船体に重さがあるときの必要パワー

船体の重量 W および浮力 $B = \rho \nabla g$ の差として、船体の重さ ΔW を次式で定める。

$$\Delta W = W - B \quad (B.12)$$

ΔW は負のとき余剰浮力 $\Delta B = B - W$ でもある。船体の重量と浮力が釣り合った $\Delta W = 0$ の状態以外は、船体は重さ ΔW を持っていて、そのときの定常水平飛行では迎角 α を取った船体本体およびエレベータ舵角 δ_e を含む尾翼から生じる船体の揚力 L と重さが等しい。揚力係数 C_L から

$$\Delta W = L = \frac{1}{2} \rho V^2 S C_L \quad (B.13)$$

と表せる。また、全抗力 D_R の抗力係数 C_D を、有害抗力の最小抗力係数 C_{Dmin} と、 $(C_L - C_{L, C_{Dmin}})^2$ に係わる誘導抗力の誘導抗力係数 ΔC_D に分け、 $C_D = C_{Dmin} + \Delta C_D$ から

$$\begin{aligned} D_R &= \frac{1}{2} \rho V^2 S C_D \\ &= \frac{1}{2} \rho V^2 S (C_{Dmin} + \Delta C_D) \end{aligned} \quad (B.14)$$

とする。それゆえ、必要パワー $D_R V$ は式 (B.14) および (B.13) を使い

$$\begin{aligned} D_R V &= \frac{1}{2} \rho V^3 C_D S \\ &= \frac{1}{2} \rho V^3 C_{Dmin} S \\ &\quad + \left(\frac{1}{2} \rho V^2 S \Delta C_D \right)^2 \frac{2}{\Delta C_D S} \frac{1}{\rho V} \\ &= \frac{1}{2} C_{Dmin} S \rho V^3 \\ &\quad + 2 \left(\frac{\sqrt{\Delta C_D}}{C_L} \frac{\Delta W}{\sqrt{S}} \right)^2 \frac{1}{\rho V} \end{aligned} \quad (B.15)$$

になる。ここで各係数の主な因子は、揚力係数が $C_L(\alpha, \delta_e)$ 、摩擦抗力と形状抗力からなる有害抗力の摩擦抗力成分に関して $C_{Dmin}(R_e)$ 、また誘導抗力係数が ΔC_D

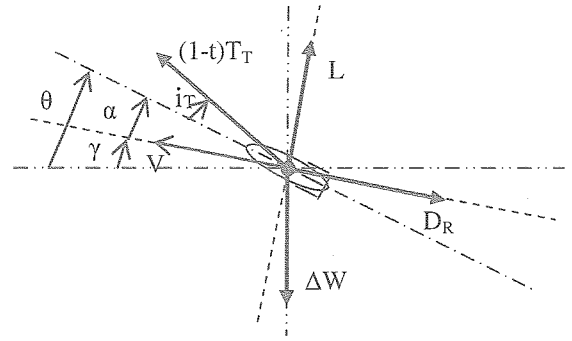


図 B.2 船体に作用する力の釣合関係

(α, δ_e) である。式 (B.15) の右辺最後の第1項は、 $\Delta W = 0$ のときと同じであり抵抗面積 ($C_{Dmin} S$) の半分が係数となって ρV^3 に比例するパワーで、第2項は重さを支えるのに費やされ ρV に反比例するパワーを示す。高度の影響は ρ に現れる。機体の重量の支持方式が飛行機のような揚力方式に比べ、基本的に浮力方式である飛行船では、 $\Delta W \ll W$ である。

(5) 上昇降下

ある高度における上昇降下時の経路角を取る飛行の推進性能は、力の釣合関係から検討できる。船体に作用する力の釣合関係を、図 B.2 に示す。経路角 γ で定常な上昇降下飛行の状態において、揚力方向成分および抗力方向成分の力の釣合関係は

$$\begin{aligned} L + (1-t)T_T \sin(\alpha + i_T) &= \Delta W \cos \gamma \\ (1-t)T_T \cos(\alpha + i_T) - D_R &= \Delta W \sin \gamma \end{aligned} \quad (B.16)$$

になる。ここで、 i_T は推力ベクター角とする。なお、 γ は船体のピッチ姿勢角を θ と記せば次式で関係付けられる。

$$\gamma = \theta - \alpha \quad (B.17)$$

式 (B.16) の抗力方向に上昇降下速度 V をかければ

$$\begin{aligned} (1-t)T_T V \cos(\alpha + i_T) - D_R V \\ = \Delta W V \sin \gamma \end{aligned} \quad (B.18)$$

のパワー関係が表される。一方、上昇率 V_v は

$$V_v = V \sin \gamma \quad (B.19)$$

だから、これを式 (B.18) に代入し整理すると

$$\frac{(1-t)T_T V \cos(\alpha + i_T) - D_R V}{\Delta W} = V_v$$

$$\frac{(1-t)T_T V \cos(\alpha + i_T) - \frac{1}{2} \rho V^3 C_D S}{\Delta W} \quad (\text{B.20})$$

$$= V_v$$

を得る。ΔWは余剰浮力ならば負の値を取る。船体のエンベロープ内圧を維持するため、高度の気圧に対応しバロネットの容積を変化させる目的で空気を出し入れする場合、上昇降下性能は空気の流出および流入の能力に制約され、それぞれバロネットのバルブおよびブローの性能に依存する。

船体のバロネット空気を出し入れする場合には、その高度のρと同程度の船体密度になり船体の重さが変化するので、逆に式 (B.20) あるいは次の力の釣合関係から、

定常状態においてΔWが計算できる。

$$\Delta W = L \cos \gamma + (1-t)T_T \sin(\theta + i_T) - D_R \sin \gamma$$

$$= \frac{1}{2} \rho V^2 S (C_L \cos \gamma - C_D \sin \gamma) \quad (\text{B.21})$$

$$+ (1-t)T_T \sin(\theta + i_T)$$

C_L および C_D は、 α および δ_e の関数であり、機体模型による風洞試験などで別途これらの特性を取得しておく。

付録B 文献

- B-1) 奥山政広, 柴田 眞: 成層圏プラットフォームの研究—成層圏飛行船の空力特性の検討, 日本航空宇宙学会第34期年会講演会講演集, 2003.

宇宙航空研究開発機構研究開発報告 JAXA-RR-05-056

発行 平成 18 年 3 月 31 日

編集・発行 宇宙航空研究開発機構

〒182-8522 東京都調布市深大寺東町 7-44-1

URL: <http://www.jaxa.jp/>

印刷・製本 株式会社 実業公報社

本書及び内容についてのお問い合わせは、下記にお願いいたします。

宇宙航空研究開発機構 情報システム部 研究開発情報センター

〒305-8505 茨城県つくば市千現 2-1-1

TEL : 029-868-2079 FAX : 029-868-2956

© 2006 宇宙航空研究開発機構

※本書の一部または全部を無断複写・転載・電子媒体等に加工することを禁じます。

