



Title	耐航性能推定法の船舶設計適用に関する研究
Author(s)	三宅, 成司郎
Citation	大阪大学, 2022, 博士論文
Version Type	VoR
URL	https://doi.org/10.18910/89637
rights	
Note	

The University of Osaka Institutional Knowledge Archive : OUKA

<https://ir.library.osaka-u.ac.jp/>

The University of Osaka

博士学位論文

耐航性能推定法の船舶設計適用に関する研究

三宅 成司郎

2022年6月

大阪大学大学院工学研究科

目 次

記号一覧

第1章 緒論	1
1.1 耐航性能推定技術を船舶設計に適用する意義.....	1
1.2 本論提案の概要.....	6
1.3 本論の構成.....	6
第2章 実海域推進性能を考慮した船舶設計	9
2.1 耐航性能推定技術について.....	10
2.1.1 現状の耐航性能推定法.....	10
2.1.2 運航燃費の簡易推定法.....	13
(1) 船舶性能シミュレーションによって平均船速を推定する方法.....	14
(2) 長期予測法を用いて平均船速を推定する方法.....	15
2.2 実海域推進性能を考慮した船舶設計の流れ.....	16
2.3 耐航性能推定技術を船舶設計に適用するときの課題.....	18
2.3.1 波浪中の自航要素.....	18
2.3.2 波浪中のプロペラ特性.....	18
2.3.3 外乱中における抵抗増加成分.....	18
(1) 規則波中抵抗増加応答関数.....	18
(2) 種々の抵抗増加成分.....	19
2.3.4 波スペクトラムと短期予測.....	19
2.3.5 長期波浪発現頻度表.....	20
2.3.6 長期予測法.....	20
2.4 【実海域推進性能を考慮した船舶設計】実現のための重点検討項目.....	20
第3章 実海域における馬力増加の推定法	23
3.1 はじめに.....	23
3.2 馬力増加と船速低下の関係.....	24
3.3 実海域における各種の馬力増加推定法.....	25
3.3.1 直接馬力法(DPM)	25
3.3.2 トルク・回転数法(QNM)	26
3.3.3 推力・回転数法(TNM)	27
3.3.4 抵抗/推力一致法(RTIM)	29
3.3.5 与えられた不規則波中における自航試験.....	29

3.3.6 過負荷試験法(OLTM)	30
3.4 推定法に関する検討.....	31
3.4.1 波高の二乗に比例する量について.....	31
3.4.2 波浪中の自航要素.....	31
3.4.3 波浪中のプロペラ特性.....	32
3.5 規則波中抵抗増加応答関数の処理方法.....	32
3.5.1 規則波中応答関数の基本的な扱い方.....	32
3.5.2 短波長域の抵抗増加推定と便宜的な端部処理.....	33
(1) 短波長域の抵抗増加推定式.....	33
(2) エントランス長さ(LE)を用いた端部処理.....	34
3.5.3 正規化した波スペクトラムによる短期応答推定の積分範囲の明確化.....	35
(1) 無次元周波数を用いた波スペクトラムの変数変換.....	36
(2) 船体短期応答推定のための積分範囲を波スペクトラムによって決定.....	37
(3) 規則波中船体応答関数の端部処理を行う λ/L の範囲.....	38
(4) 波スペクトラムと規則波中抵抗増加応答関数の両観点から決定した積分範囲.....	40
3.6 馬力増加の推定例.....	41
3.6.1 供試船のデータ.....	41
3.6.2 馬力増加の試算例.....	42
(1) 短波長域の実験不足の補正.....	42
(2) 波高影響.....	43
(3) 馬力増加に影響する風圧抵抗, 当舵抵抗.....	43
(4) 馬力増加から得られる情報; 燃費, シーマージン.....	44
(5) うねりと風波が併存する海域を想定した場合の馬力増加推定.....	46
3.7 プロペラ流入速度変動を考慮した場合の馬力増加への影響.....	46
3.7.1 波浪中におけるプロペラ流入速度変動.....	47
3.7.2 波浪中におけるプロペラ単独効率の変動.....	48
(1) プロペラ流入速度変動の影響検討のための定式化.....	49
(2) 波浪がプロペラ単独効率に及ぼす影響を検討するための手順.....	51
3.7.3 試計算例.....	52
3.8 プロペラ没水度が変化することによる馬力増加への影響.....	54
(1) 主機馬力推定・操船の観点からの考察.....	59
(2) 主機関の損傷の観点からの考察.....	61
3.9 まとめ.....	65
第4章 うねり・風波併存海域における短期応答予測	67
4.1 はじめに.....	67

4.2 船体応答の短期予測と評価海象.....	68
4.3 二つの波形の重なり.....	69
4.3.1 独立した2波系を合成した波スペクトラム.....	69
4.3.2 位相 $\varepsilon_1(\omega_j), \varepsilon_2(\omega_j)$ の確率分布.....	71
4.3.3 $\omega = \omega_j$ での位相差 $\alpha(\omega_j) = \varepsilon_1(\omega_j) - \varepsilon_2(\omega_j)$ の確率分布.....	71
4.3.4 $\omega = \omega_j$ における $\cos[\alpha(\omega_j)]$ の確率分布.....	72
4.3.5 $\omega = \omega_j$ での $S_3(\omega_j)$ の確率分布とその分散 σ_{Pj}^2	73
4.4 合成波スペクトラムの面積の確率的性格.....	75
4.5 平均量が重要となる抵抗増加の推定例.....	76
4.6 最大値が重要となる船体応答の推定例.....	79
4.6.1 船首上下加速度の確率密度関数の推定例.....	79
4.6.2 短期応答の1/n最大平均値の最大値を求める提案.....	80
4.6.3 短期応答の標準偏差値 σ_{ma} の試解析例.....	81
4.6.4 短期応答の1/n最大平均値の最大値の試解析例.....	82
4.6.5 うねり・風波併存海域における船体応答極大値のバンド幅パラメータ.....	82
(1) 船体応答の極大値の確率密度関数について.....	82
(2) スペクトラムのバンド幅パラメータについて.....	83
(3) 両波併存の波動場における船体応答スペクトラムのバンド幅パラメータ.....	84
4.7 うねり・風波波スペクトラムの重なり度 γ_{ovl} が船体応答の短期予測に及ぼす影響.....	86
4.7.1 両波スペクトラムの重なり度 γ_{ovl} と船体応答について.....	86
4.7.2 規則波中抵抗増加応答関数を用いた推定例.....	87
4.7.3 本章検討結果と Ochi-Hubble の波スペクトラムとの関係.....	91
4.8 まとめ.....	95

第5章 荒天避航を考慮した船体応答の長期予測法	97
5.1 はじめに.....	97
5.2 船体応答の長期予測法.....	98
5.3 波浪発現頻度表の特性について.....	99
5.4 大波高区分域の波浪発現確率の長期予測への影響.....	105
5.4.1 長期予測に用いる波浪発現頻度表の違いによる影響.....	105
5.4.2 発現確率を変化させた場合の影響.....	108
5.4.3 波浪発現確率に含まれる誤差の影響.....	110
5.5 荒天避航を考慮した長期予測法.....	111
5.5.1 避航海象の設定.....	111
5.5.2 荒天避航を考慮した長期予測法 一応答ゼロモデル.....	112
5.5.3 荒天避航を考慮したその他の長期予測.....	113

(1) 避航海象で船体応答が確率的に限界値を超えるモデルー限界標準偏差モデルー	113
(2) 避航海象に遭遇しないモデルー海象ゼロモデルー	114
5.5.4 長期予測モデルの解析的比較	114
5.5.5 長期予測モデルの数値的比較	115
5.6 避航海象を運航限界の計算に応用した例	122
5.7 船速低下を考慮した長期予測法	124
5.7.1 船速低下を考慮した長期予測の計算手順	125
5.7.2 試計算例	125
5.8 まとめ	129
第6章 不規則波中計測における計測時間長の検討	131
6.1 はじめに	131
6.2 自己相関関数と不規則時系列と波スペクトラム	132
6.2.1 定常ランダム過程の自己相関関数	132
6.2.2 自己相関関数計算に対する波スペクトラムの周波数範囲・周波数刻み幅・積分項数の影響	134
6.3 計測時間長と計測誤差の関係	137
6.3.1 シミュレーションによるデータのばらつき検討	137
(1) 分散値の確率分布	137
(2) 分散値の変動幅と計測時間長の関係	142
6.3.2 自己相関関数による計測時間長・計測誤差検討	143
(1) 分散値の分散の重要性について	143
(2) 計測時間長と計測誤差の関係	150
(3) 水槽試験における試算例	151
(4) 平均波周期と減衰係数の関係	153
6.3.3 分散値の分散分布と χ^2 分布	153
6.4 航走中に船上計測する場合への影響	155
6.5 まとめ	157
第7章 結論	159
謝辞	163
付録 1 船舶性能シミュレーションについて	167
付録 1-1 船体に作用する定常力による釣り合い方程式	167
付録 1-2 釣り合い方程式の各項の算出	167

付録 1-3 釣り合い方程式の解法.....	170
付録 1-4 所用馬力および燃料消費量の算出.....	172
付録 1-5 試計算例.....	172
 付録 2 プロペラ流入速度変動の計算法	 175
付録 2-1 基礎式.....	175
付録 2-2 試計算例.....	179
 付録 3 実海域における船体応答の不規則時系列の生成	 181
付録 3-1 相対変位.....	181
付録 3-2 プロペラ位置における相対変位の不規則時系列データの生成.....	182
付録 3-3 試計算例.....	184
 付録 4 独立に生成した二つの時系列和の波スペクトラムの周波数に対するばらつき	 185
付録 4-1 波の時系列生成およびスペクトラム解析の方法の確認.....	185
付録 4-2 二つの波スペクトラムを重ね合わせたときの周波数別の変化について.....	188
 付録 5 合成波スペクトラム $S_\eta(\omega)$ の面積（分散値）の分散値	 191
 付録 6 長期波浪発現頻度データ Global Seaway Statistics(GSS)について	 193
 付録 7 Walden の波浪発現頻度表を用いた縦曲げモーメントの長期予測結果の過大評価	 197
付録 7-1 Walden と IACS の波浪発現確率の比較.....	197
付録 7-2 波浪発現確率の違いによる長期予測への影響.....	200
付録 7-3 大波高を避航した場合の長期予測結果.....	201
 付録 8 船体短期応答の確率密度関数	 203
 付録 9 ガウス関数のフーリエ逆変換	 205
 付録 10 長期予測法を用いた平均船速推定法	 207
 付録 11 正規分布に従う分散値の二乗値が自由度 1 の χ^2 分布に従うことの証明	 209
 参考文献	 211
表一覧	217
図一覧	219

記号一覧

DWT	載貨重量
F	燃料消費量
f_0	単位時間あたり・単位馬力(ton/hour/ps)あたりの燃料消費量
$\gamma(P, N)$	主機馬力 P (ps)とエンジン回転数 N (rpm)の関数として与えられる燃料消費率
V_{sl}	船速低下量を考慮した航海速力
V_m	一航海の船速平均値
$p(H, T)$	波高 H , 波周期 T における波浪発現確率
ζ_a	入射波の振幅
ω	入射波の円周波数
ω_e	入射波の出会い円周波数
g	重力加速度
ρ	水の密度
SFC	表面摩擦修正
$\delta R(\omega)$	規則波中抵抗増加応答関数
$\delta T(\omega)$	規則波中推力応答関数
$\delta Q(\omega)$	規則波中トルク応答関数
$\delta N(\omega)$	規則波中回転数応答関数
$\Delta R(\omega)$	規則波中抵抗増加応答関数 (無次元値)
$\Delta T(\omega)$	規則波中推力応答関数 (無次元値)
$\Delta Q(\omega)$	規則波中トルク応答関数 (無次元値)
$\Delta N(\omega)$	規則波中回転数応答関数 (無次元値)
mQ_0	SFC 無し自航試験におけるトルク計測値
mN_0	SFC 無し自航試験における回転数計測値
$m\delta Q(\omega)_w$	規則波中自航試験 (SFC 無し) におけるトルク周波数特性計測値
$m\delta N(\omega)_w$	規則波中自航試験 (SFC 無し) における回転数周波数特性計測値
$m\delta P(\omega)_{mod}$	規則波中における馬力周波数特性 (模型ベース)
$S(\omega)_{mod}$	波スペクトラム (模型ベース)
$m\overline{\delta P}_{mod}$	不規則波中の平均馬力増加 (SFC 無し, 模型ベース)
$m\overline{\delta P}_{ship}$	不規則波中の平均馬力増加 (SFC 無し, 実船ベース)
γ	スケール比
sQ_0	SFC あり自航試験におけるトルク計測値
sN_0	SFC あり自航試験における回転数計測値
ΔQ_0	SFC ありと SFC 無しのトルク計測値の差

ΔN_0	規則波中推力応答関数（無次元値）
ΔQ_0	規則波中トルク応答関数（無次元値）
ΔN_0	SFC ありと SFC 無しの回転数計測値の差
$\overline{\delta\delta P}_{mod}$	SFC あり・無しによる平均馬力増加の差（模型ベース）
$\overline{\delta\delta P}_{ship}$	SFC あり・無しによる平均馬力増加の差（実船ベース）
$S(\omega)$	波スペクトラム（実船ベース）
$s\delta Q(\omega)_w$	規則波中自航試験（SFC あり）におけるトルク周波数特性計測値
$s\delta N(\omega)_w$	規則波中自航試験（SFC あり）における回転数周波数特性計測値
$s\overline{\delta Q}_{mod}$	不規則波中の平均トルク増加（SFC あり、模型ベース）
$s\overline{\delta N}_{mod}$	不規則波中の平均回転数増加（SFC あり、模型ベース）
$s\overline{\delta P}_{mod}$	不規則波中の平均馬力増加（SFC あり、模型ベース）
$s\overline{\delta P}_{ship}$	不規則波中の平均馬力増加（SFC あり、実船ベース）
$sT_{0,mod}$	SFC あり自航試験における推力計測値
$sN_{0,mod}$	SFC あり自航試験における回転数計測値
$s\delta T(\omega)_{mod}$	規則波中自航試験（SFC あり）における推力周波数特性計測値
$s\delta N(\omega)_{mod}$	規則波中自航試験（SFC あり）における回転数周波数特性計測値
$s\overline{\delta T}_{mod}$	不規則波中の平均推力増加（SFC あり、模型ベース）
$s\overline{T}_{w,mod}$	不規則波中の平均推力（SFC あり、模型ベース）
$s\overline{N}_{w,mod}$	不規則波中の平均回転数（SFC あり、模型ベース）
K_T	スラスト係数
K_Q	トルク係数
η_o	プロペラ単独効率
J	前進定数
V_a	前進速度
$(1 - w)$	伴流係数
$(1 - t)$	推力減少係数
η_r	プロペラ効率比
D_{ship}	実船のプロペラ直径
V_{ship}	実船の速度
$\bar{P}_{w,ship}$	波浪中における実船の平均馬力
$P_{0,ship}$	平水中における実船の馬力
$\overline{\delta P}_{w,ship}$	波浪中における実船の平均馬力増加
$R_{0,mod}$	平水中における実船の抵抗計測値（模型ベース）
$\delta R(\omega)_{w,mod}$	規則波中抵抗増加応答関数の計測値（模型ベース）
$\delta R(\omega)_{w,ship}$	規則波中抵抗増加応答関数（実船ベース）

$\overline{\delta R}_{w,ship}$	不規則波中の平均抵抗増加（実船ベース）
$\overline{\delta R}_{sea,ship}$	実海域における平均抵抗増加
$\overline{\delta R}_{wind,ship}$	風による抵抗増加（実船ベース）
$\overline{\delta R}_{helm,ship}$	当て舵による抵抗増加（実船ベース）
$R_{0,ship}$	平水中における実船の抵抗値（実船ベース）
$\bar{R}_{sea,ship}$	実海域における全抵抗
$\overline{\delta R}_{cal.}$	実海域中の平均抵抗増加の計算値
$\sin^2 \beta$	プラントネス係数
d/B	喫水－幅比
L_E	エントランス長さ
λ/L	波長－船長比
$\sigma_{AW}(\omega)$	短波長規則波中における抵抗増加応答関数
$H_{1/3}$	有義波高
T_0	平均波周期
$R_{AW}(\omega)$	規則波中抵抗増加応答関数
$\overline{R_{AW}}$	不規則波中における平均抵抗増加
ξ	無次元周波数
$S_\xi(\xi)$	無次元周波数にて変換した波スペクトラム
ρ_a	空気の密度
A_T	船体の水面上正面投影面積
C_X	正面風圧抵抗係数
V_R	相対風速
δ_R	舵角
δ_{Rmax}	最大舵角
SM	シーマージン
BNO	ビューフォート風力階級
FOC	燃料消費量
P_w	実海域における実船馬力
P_0	平水中における実船馬力
$u(t)$	規則波中におけるプロペラ面内への流入速度変動
t	時間
u_0	規則波中流入速度変動振幅
β	規則波中流入速度変動の位相
u_ξ	前後揺れによって生じるプロペラ流入速度変動の船長方向成分
u_θ	縦揺れによって生じるプロペラ流入速度変動の船長方向成分

u_ψ	船首揺れによって生じるプロペラ流入速度変動の船長方向成分
u_w	船尾プロペラ位置の入射波振幅の減少を考慮した波によるプロペラ流入速度変動の船長方向成分
ξ_a	前後揺れ振幅
θ_a	縦揺れ振幅
ψ_a	船首揺れ振幅
u_{w0}	波によるプロペラ流入速度変動の振幅
$\varepsilon' \xi$	前後揺れ位相
$\varepsilon' \theta$	縦揺れ位相
$\varepsilon' \psi$	船首揺れ位相
α	入射波原点からプロペラ位置までの距離位相
X_C, X_S	プロペラ流入速度変動の \cos 成分と \sin 成分
$C(\omega, \chi)$	周波数 ω , 出会い角 χ における入射波振幅減少係数
$\eta_o(t)$	プロペラ単独効率の時間変動
V_{a1}	波浪中で周期変動する前進速度の変動中心
$\varepsilon(t)$	前進速度の変動成分で, 流入速度変動を前進速度の変動中心で割った値
$V_{aw}(t)$	波浪中で周期変動する前進速度
$J_w(t)$	波浪中で周期変動する前進定数
$K_{Tw}(t)$	波浪中で周期変動するスラスト係数
$K_{Qw}(t)$	波浪中で周期変動するトルク係数
$\eta_{ow}(t)$	波浪中におけるプロペラ単独効率の時間変動
I_0/R_P	静止状態におけるプロペラ没水度
R_P	プロペラ半径
ζ_{ra}	相対変位の振幅
I	プロペラ没水深
I/R_P	プロペラ没水度
T_∞, Q_∞	プロペラが十分に深い位置にある場合の推力およびトルク
I_w/R_P	波浪中におけるプロペラ没水度の時間変化
$\zeta_{rp}(t)$	プロペラ位置における相対変位振幅の時間変化
σ^2	船体短期応答の分散値
$H(\omega)$	規則波中船体応答関数
$S_1(\omega)$	うねりの波スペクトラム
$S_2(\omega)$	風波の波スペクトラム
$S_3(\omega)$	合成波スペクトラムにおいてうねり・風波スペクトラムの干渉項
$S_\eta(\omega)$	合成波スペクトラム

$\zeta(\omega, t)$	素成波の時系列
$X(\omega)$	ω における複素振幅成分
$\varepsilon(\omega)$	ω において、 $-\pi \sim \pi$ に分布するランダム位相
$x(t)$	定常ランダム過程の不規則波時系列
PDF	確率密度関数
CDF	累積確率分布関数
$\alpha(\omega_j)$	$\omega = \omega_j$ における位相差
y_j	確率変数 ($= \cos \alpha(\omega_j)$)
$q(y_j)$	y_j の確率密度関数
$C(\omega_j)$	$\omega = \omega_j$ における両波スペクトラムの積の平方根の 2 倍値 ($= C_j$)
$p_j(y_j)$	y_j を C_j 倍した確率変数
$\sigma_{p_j}(\omega_j)^2$	$q(p_j)$ の分散値
A	合成波スペクトラム $S_\eta(\omega)$ の面積
A_1	A の定数項
A_2	A の確率項
σ_A^2	A_2 の分散値
$f(A)$	A の確率密度関数
α	船体短期応答標準偏差を用いて $1/n$ 最大平均値を求めるための比例定数
σ_{ma}	船体短期応答標準偏差の最大値
$S_{resp}(\omega)$	船体応答スペクトラム
m_0	$S_{resp}(\omega)$ の 0 次モーメント
ε	バンド幅パラメータ
$f_x(x)$	船体応答の極大値の確率密度関数
$p(\zeta)$	$\zeta = x/\sqrt{m_0}$ によって変数変換した船体応答の極大値の確率密度関数
$\bar{x}_{1/n}$	船体応答の極大値の $1/n$ 最大平均値
$f(\varepsilon)$	バンド幅パラメータの確率密度関数
T_P	うねり波スペクトラムのピーク波周期
T_w	風波波スペクトラムの平均波周期
γ_{ovl}	うねりと風波のスペクトラムの重なり度で、 T_P/T_w の波周期比で表した係数
K_{aw}	規則波中抵抗増加応答関数の無次元値
$H_{composite}$	合成波スペクトラムの有義波高
H_{swell}	うねりの波スペクトラムの有義波高
H_{wave}	風波の波スペクトラムの有義波高
ω_{pj}	j 成分の波スペクトラムのピーク円周波数

λ_j	j 成分の形状パラメータ
σ_η^2	合成波スペクトラムの分散値
σ_1^2	うねりの波スペクトラムの分散値
σ_2^2	風波の波スペクトラムの分散値
T_{01}	合成波スペクトラムの 0 次モーメントと 1 次モーメントで求めた平均波周期
$q(r > r_1 [H, T, \theta])$	[有義波高 H, 平均波周期 T, 波向き θ]において、船体短期応答値 r がある値 r_1 を超える確率（超過確率）
$p^*(\theta)$	船の針路と波向きに関する確率密度関数
$Q(r > r_1)$	船体応答の極大値 r がある一定値 r_1 を超える長期の累積確率
$p_w(H_i, T_j)$	波浪発現頻度表の $[H_i, T_j]$ の波浪発現確率密度
$p'_w(H_i, T_j)$	発現確率を調整した後の波浪発現確率密度
$\delta(H - H_i, T - T_j)$	$[H_i, T_j]$ にて値を持つ Dirac のデルタ関数
$p_0(H_i, T_j)$	確率を付加する前の波浪発現頻度表の $[H_i, T_j]$ の波浪発現確率
$p_n(H_i, T_j)$	ある区分の発現確率を変化させた後の新しい波浪発現確率密度
(H_{lim}, T_{lim})	避航の判断を行う限界海象(有義波高, 平均波周期)
$R(H, T, \theta)$	[有義波高 H, 平均波周期 T, 波向き θ]における船体短期応答の標準偏差
r_{cr}	短期海象中での船体応答の極値
q_{cr}	船体応答の極値の超過確率
R_{max}	船体短期応答標準偏差の上限値で、運航限界標準偏差 (CSDR)
$q_0(r > r_1 [H, T, \theta])$	[有義波高 H, 平均波周期 T, 波向き θ]において、荒天避航を行わない場合の船体応答の短期超過確率
φ	避航限界判断の海象 (H_{lim}, T_{lim}) までの波浪発現確率を積分した時の値
Q	避航なしモデル（福田による方法）による累積確率
Q_A	海象ゼロモデルによる累積確率
Q_B	応答ゼロモデルによる累積確率
Q_C	限界標準偏差モデルによる累積確率
V_s	平水中における船速
V_{nsl}	自然減速後の船速
$R(\tau)$	定常ランダム過程の自己相関関数
τ	時間のズレ（ラグ）
$x_T(t)$	定常ランダム過程 $x(t)$ から T 時間だけ切り出した標本
σ_{xT}^2	$x_T(t)$ の分散値
μ_{sim}	シミュレーションによって得た分散値の頻度分布の平均値
σ_{sim}	シミュレーションによって得た分散値の頻度分布の標準偏差値

$V_{ar}[\sigma_{xT}^2]$	分散値 σ_{xT}^2 の分散値
$[\sigma_{\sigma_{xTm}^2}]^2$	m 個の σ_{xT}^2 の分散値
σ_{WAVE}^2	遭遇波の分散値
T_m	計測時間長
ε	計測誤差
α	自己相関関数の減衰係数
n_T	平均値が重要となる計測項目（例えば、馬力・回転数・船速）の平均値
$V_{ar}[n_T]$	n_T の分散値
$f_k(z)$	確率変数 z の確率密度関数
k	自由度
z	正規分布に従う確率変数 x_i の二乗和を x_i の平均値 μ_x と分散値 σ_x^2 を用いて標準化した確率変数

第1章 緒論

1.1 耐航性能推定技術を船舶設計に適用する意義

船舶初期設計時の船型開発において、最も大きな課題が平水中抵抗・推進性能の向上である。『積載能力確保という必須条件の下に、どのように船型を改良すれば平水中の抵抗および推進性能を従来値よりも xx% 小さくできるか？それにより、どの程度の主機馬力の低減が可能であろうか？』ということが、今後も船舶設計者にとっての大きな命題であることは間違いない。

上述のとおり、船型開発は積載能力を確保しつつ主機関の所要馬力を低減することを目的とするが、平水中抵抗性能が向上しても平水中推進性能が悪化すれば主機馬力の低減にはつながらない。したがって、主機馬力低減のために船舶設計者は両性能のバランスを考えながら設計しなければならない。以後、平水中抵抗性能と平水中推進性能を合わせて平水中性能と称する。船舶の運航に必要な諸費用（運航コストと称す）のうちで燃料費は大きな割合を占めるため、運航コスト低減のためには運航燃費の良否に直結する平水中性能の向上は不可欠である。

一方、船舶の一生涯における価値（Life Cycle Value；LCV¹⁾）を高めるためには長期的に運航した場合の運航コストを低減することが重要で、平水中性能の向上に加え運航中に遭遇する種々の気象・海象下における性能向上が必要となる。この実海域において遭遇する気象・海象下における船舶性能は耐航性能と呼ばれ、抵抗増加・馬力増加低減を検討するために必要となるのが耐航性能推定技術である。1.1 節では、実海域における船舶性能を表す耐航性能を実海域性能と称して説明する。

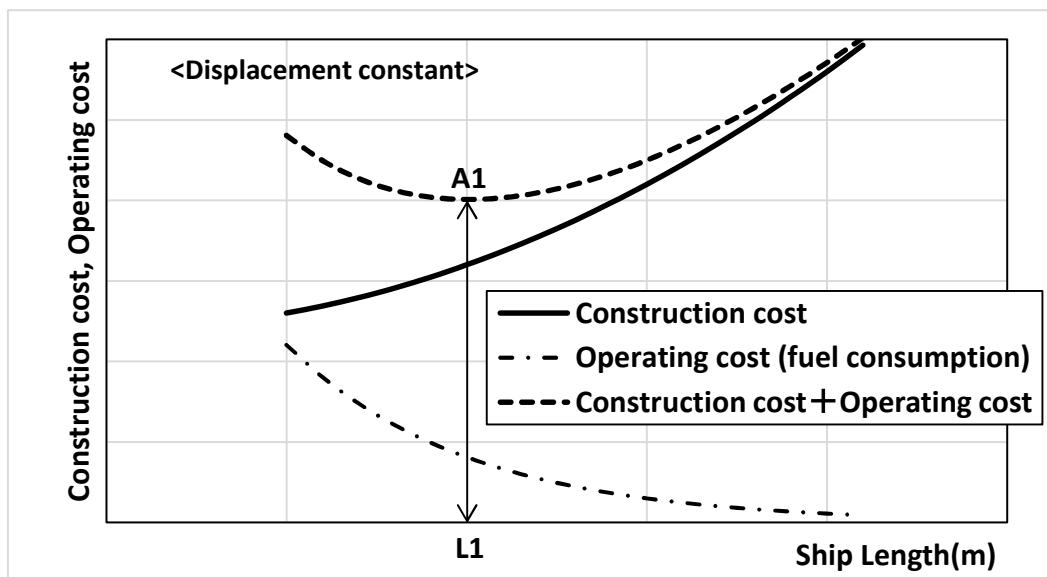


Fig.1-1 Relationship between ship construction cost and resistance/propulsion performance as operating cost when ship length is a parameter.

船長を一つの性能パラメータとして平水中性能を考えると、排水量一定の条件にて船長を長くすると幅が小さくなるので大略において抵抗性能は良くなり、燃料消費量すなわち運航コストは減少する。一方、船長を長くすると建造費は大きくアップする。これらを模式的に表したものが、

Fig.1-1 である. Fig.1-1 において建造費のアップ (実線) と運航コストのダウン (一点鎖線) を加えると, 破線で示すように総合費用が極小となる点 A1 が求まる. この時の船長 L1 が, その船舶の性能対費用の兼ね合いの最適点である.

なお, 造船所は船舶性能に見合った妥当な船価を提示するが, 最終的な船価は顧客との交渉の過程で決定されるので船舶の性能の良さだけで決まるものではない. また, 船価は国際情勢にも大きく左右されるため, 船価決定の過程は非常に複雑である. しかしながら, 建造費に運航コストを加えた総合費用の極小点 (A1) となる船長 L1 が, その船舶の性能対費用の兼ね合いの最適点であることに間違いはない.

現状における模型実験結果・理論計算結果および蓄積された経験則に基づき推定された平水中性能は, 試運転における客先要求を満足させるに十分な精度を有している. 一方, 実海域を航行すると, 波・風などの外乱によって船体抵抗が増加する. この実海域航行時における抵抗・推進性能の変化, すなわち実海域性能 (定義等を 2 章にて詳述する) は経験的な蓄積データに基づいて導き出された馬力余裕 (シーマージン²⁾) という形で平水中性能に加えられているに過ぎない. すなわち, 理論計算に基づいた実海域性能推定結果は用いられていないのが現状である. これは, 船型開発の段階で実海域性能を理論的に系統的に評価しなければならないが, 以下の理由により実海域性能計算を日々の船舶設計業務へ活用することへの必要性が船舶設計者に十分に浸透していないためと思われる.

- ①実海域性能計算の評価パラメータが多いために, 結果の整理が煩雑になる.
- ②計算手法の有効性に対する検証が, 未だ十分ではない.
- ③「計算手法を使えば, どのような結果が得られるか?」についての啓蒙が不足している.

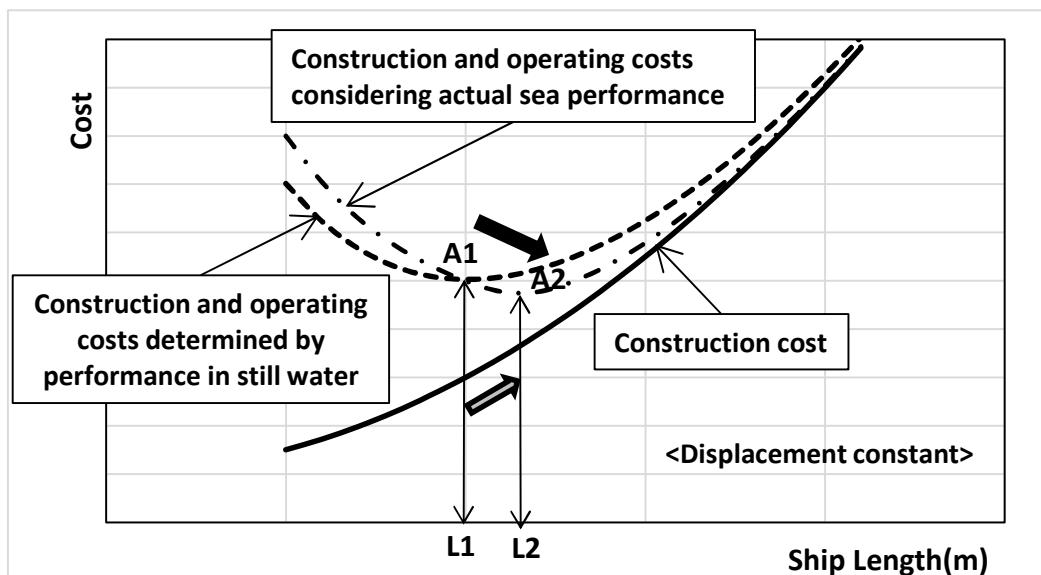


Fig.1-2 Relationship between construction cost and operating cost when actual sea performance is taken into account.

Fig.1-1 には平水中性能+シーマージンによって算定された運航コストと建造費の関係を示したが, Fig.1-2 には実海域性能情報も加えて算定した運航コスト (例えば, 一年間を通して運航したと

きに必要な費用)によって求めた総合費用と船長の関係を模式的に示す. この図によれば, 初期設計の段階で実海域性能を含めて運航コストを考えた場合に, 平水中性能だけで決定した最適ポイントは必ずしも最適とはなっていない. 例えば, 建造コストと実海域性能を考慮した手法によって求まる運航コストを加えた総合費用の極小点が A2 に移動することを想定する. その場合, この A2 の船長は従来法による極小点 A1 の船長に比べて長い方 (L2) にあるため, 建造費自体は増加する. しかし, 最適ポイントが A1 から A2 に移動することにより運航コストを含めた総合費用は低減されることを意味している. 建造費が高くても, 船の一生涯における運航コストを低減できれば運航者にとっては大きな利益となる. 三宅ら³⁾により, 上述の実海域性能を考慮した運航コストの試算例が示されている. 船舶の経済性評価指標として年間運航経費 (船価償却費・金利, 燃料費, 船員費, 港湾費) を年間貨物輸送量で割った貨物 1 トンあたりに要する運航経費を示す単位運航コスト [Carrying Cost Factor : CCF(\$/ton)]を用いて実海域性能を検討した. CCF は建造コストが安価なほど, 燃料消費量が少ないほど小さくなる. 三宅らは, 船長 320m のタンカーを母船型として, 排水量・船幅・喫水一定条件にて船長を変化させた 4 船型を加えた 5 船型に対する CCF を求めた. Fig.1-3 は, 平水中性能に一定シーマージンを加える従来の運航経費算出法 (従来法³⁾) と実海域航行における馬力増加・船速低下等の推定技術を用いて算出する実海域法³⁾による CCF を比較したものである. 本計算例で注目すべきは, 実海域法による CCF の結果には従来法には見られない CCF 最小点が母船型とは異なる $L_{pp}=310m$ あたりに存在していることである.

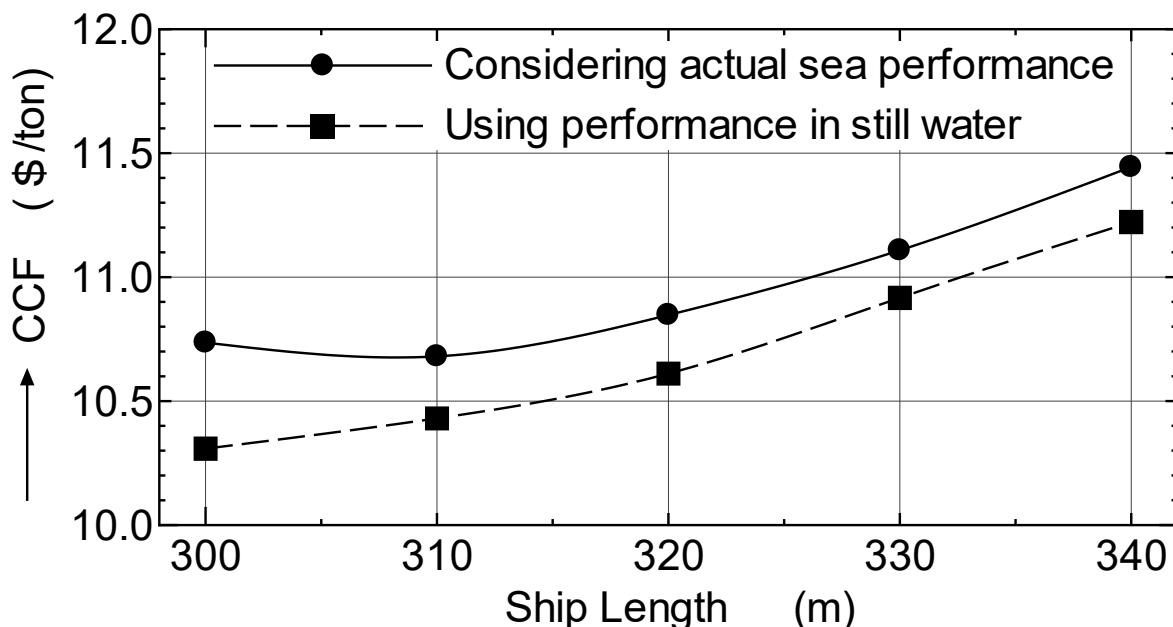


Fig.1-3 A calculation example between ship length and the Carrying Cost Factor (CCF)³⁾.

以上は理想的な場合を示したものであるが, このように実海域性能を考慮することで新たな最適ポイントが見いだされる可能性がある. また, コスト最適という面からだけでなく実海域を安全に航行するための船型に対する検討が必要である. 特に, 船首尾形状は船底やフレアにおけるスラミングあるいは上甲板上への海水打ち込みなど, 波によって生じる諸現象を最小にするように, 実海域性能推定法を用いて決定されるべきである. こうして実海域性能を十分に反映させた船型開

発は、平水中性能を中心とした従来の開発手法に比べて開発技術の幅や設計自由度が拡がることで、革新的な船型創出の可能性が高まるという観点からもその意義は大きい。

船型開発段階で実海域性能を含めた性能評価を系統的に行うためには、実海域性能を精度良くかつ簡便な手順にて推定できる方法が必要で、そのために馬力増加・船速低下などの実海域性能推定精度の向上および運航コストを評価するための簡便な手順の確立が急務と考える。

以上に加えて、地球環境問題への対応が喫緊の課題となっている。近年の地球温暖化を防止するために、地球温暖化ガス（GHG : Green House Gas）を削減することが急務である。そのような認識に基づき、2011年7月に開催されたIMO(International Maritime Organization)において船舶からのGHGガス排出(CO₂ガス排出)を規制するためのエネルギー効率設計指標(EEDI ; Energy Efficiency Design Index)に関する提案^{4),5)}が採択され、2013年1月1日に発効した。その指標によって、2013年以降に建造契約が行われた船舶または2015年7月1日以降に引き渡される船舶では、船種毎に設定されたEEDI基準値を満足することが要求される。さらに、造船所にて行ったEEDI値の算定結果は、第三者認証機関による認証が義務づけられている。従来は、要求された船速を達成できるか否かを海上試運転において確認することで船舶性能の判定を行えば良かったが、今後は設計段階と海上試運転時の二度のEEDI認証が実施される。特に、設計段階で水槽試験結果に基づいて推定された主機馬力を用いて算出したEEDI値が基準値を満足していることが、船舶建造の条件となる点が従来の手順と大きく異なる。

EEDIは、『規定されたある一定の条件下において1トンの貨物を1マイル運ぶ際に排出されるCO₂のグラム数』と定義される式⁴⁾にて表される指標で、『当該船舶が有するエネルギー効率のポテンシャルを表す値』とも言われている。

EEDI [g/(ton · mile)]

$$= \frac{\text{Conv. factor to CO}_2 \times \text{Fuel consumption}[g/(kW · h)] \times \text{Engine Power}(kW)}{\text{DWT}(ton) \times \text{Ship speed}(mile/h)} \quad (1-1)$$

また、指定されたBeaufort風力階級（通常は6が指定値）における船速を考慮したEEDI_{weather}値を算出するには、式^{4),5)}を用いる。

EEDI_{weather} [g/(ton · mile)]

$$= \frac{\text{Conv. factor to CO}_2 \times \text{Fuel consumption}[g/(kW · h)] \times \text{Engine Power}(kW)}{\text{DWT}(ton) \times \text{Ship speed}(mile/h) \times \text{Weather factor } f_w} \quad (1-2)$$

(1-2)式の f_w は指定されたBeaufort風力階級における船速低下の程度を示す無次元係数($f_w=1.0$ は船速低下量がゼロを示す)で、次式によって定義される。

$$f_w = \frac{\text{Ship speed attainable in a given Beaufort scale}}{\text{Ship speed in calm sea at 75% MCR}} \quad (1-3)$$

なお、THE MARINE ENVIRONMENT PROTECTION COMMITTEE(MEPC)の決議書（参考文献4および5）によれば、(1-1)式～(1-3)式中の船速は「the ship speed」、ウェザーファクターは「Weather

factor」と記述されている。この参考文献は、一般財団法人 日本海事協会によって詳細な翻訳が行われて公表されている。翻訳された決議書によれば、「Ship speed=速力」、「Weather factor=実海域速力低下係数 or 気海象係数」であるが、本論では「Ship speed=船速」、「Weather factor=ウェザーファクター」で統一することとした。

(1-1)式あるいは(1-2)式によると、EEDI 値を削減するためには①機関出力が小さい=省エネルギー、②実海域での速力低下が小さい=機関出力に余裕を持っている、という 2 つの相反する要求を同時に満足させるような船型の開発が必要になる。こうして、求められる $EEDI_{weather}$ 値を達成するためには、設計段階において実海域性能を把握しておく必要がある。ここで、(1-2)式の分母にあるウェザーファクター fw は、『波高、波周期および風速（例: Beaufort 風力階級 6）による代表海象における速力低下を示す無次元係数』と定義されている。よって、 $EEDI_{weather}$ 値を求めるためには規則波中抵抗増加応答関数と所定の波スペクトラムを用いた不規則波中の短期応答予測を行わなければならない。したがって、規則波中抵抗増加応答関数と短期応答予測の推定精度の向上が、適切な $EEDI_{weather}$ 値を求めるために必要である。Fig.1-4 は、コンテナ船 ($L_{pp}=175m$) が実海域を 20.133kt で航行中の Beaufort 風力階級別の船速低下量を 3 種類の主機運転モード（回転数一定・馬力一定・トルク一定）別に試算した例である。また、その結果を使って Beaufort 風力階級が 6 の時の fw を試算した一例を Table 1-1 に示す。

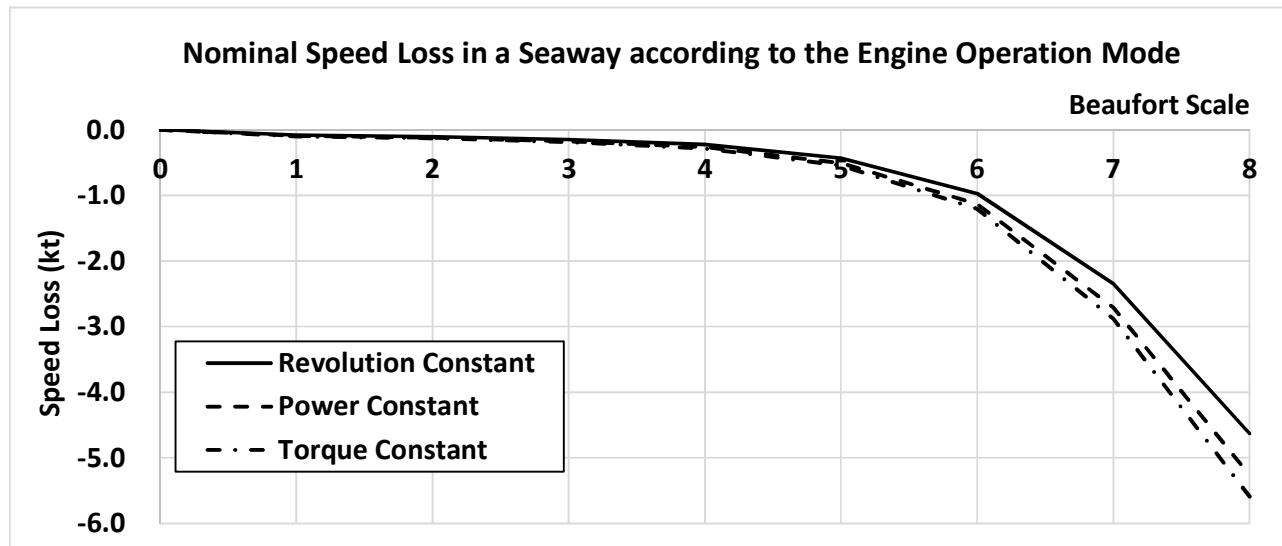


Fig.1-4 Nominal speed loss of container ship in a seaway according to the engine characteristics.

Table 1-1 An example which calculated fw at 20.133kt.

Beaufort Scale	Wind Speed (m/s)	Significant Wave height(m)	Mean Wave Period(sec.)	Engine Operation Mode	Speed Loss (kt)	fw
6	12.35	3	6.7	Revolution Constant	0.970	0.952
				Power Constant	1.130	0.944
				Torque Constant	1.207	0.940

こうして、EEDI認証の観点からも平水中性能の改善を中心とした従来の船型開発の流れに実海域性能の改善手順を加えた新たな船型開発フローの確立が急務である。なお、CO₂削減対策評価を含めて従来の枠を超えた新しい船型創出のための手段として実海域性能情報を活用するためには、現在までに構築された実海域性能の推定手法は種々の点において改良が必要と考える。

1.2 本論提案の概要

本論は、実海域性能のうちの実海域推進性能（定義は2章にて詳述する）を推定する技術を活用した船舶初期設計手法の確立を目指して、以下の検討を行うことを目的とする。

- ①現状の実海域推進性能推定法に対して未だ不明確な課題点を洗い出し、それらの課題に対して検討すべき方向性を示す。なお、課題抽出の対象は馬力増加推定法・短期予測手法・長期予測手法に絞る。
- ②上記で抽出した多くの課題の中から、船舶性能の初期設計段階において考慮すべき項目を明確にする。
- ③特に注目すべき項目に対して詳細な検討を加え、初期設計段階の推定手法として容易に活用できるように、その推定手法を明示する。
- ④耐航性能推定技術の精度検証に不可欠な不規則波中実験に関して、計測時間長と計測誤差の関係を定量評価した結果を示す。

なお、本論の各章をまとめるにあたって耐航性能の基本的な手法を用いたが、本文では書き切れない周知の手法については付録にて計算例を含めて詳述する。

1.3 本論の構成

第1章では、耐航性能を含めた実海域性能を船舶設計に適用する意義について平水中性能推定技術を中心とした現状の船型開発手法と対比させて述べる。また、建造コストに加えて実海域航行における運航コストを含めて総合的に評価した場合に、従来とは異なる最適設計ポイントを生み出せる可能性を示した。さらに、EEDI認証に対応するためにも、従来の船型開発の流れに実海域性能推定技術を組み込むことが急務であることを述べた。最後に、それらを踏まえて本研究の目的を示した。

第2章では、本論で扱う実海域性能および実海域推進性能の定義を示した後、その実海域推進性能推定技術を船舶設計の実務手順中に組み入れるために必要な個々の要素技術に関して、その現状と課題を明確にする。また、1.1節で述べたように長期運用における性能評価の一つの指標として運航燃費性能があるが、本章ではその一つの推定方法について述べる。さらに、それらを踏まえた実海域推進性能を考慮した場合の船舶設計の流れを示す。

第3章では、実海域推進性能推定に必要な馬力増加推定に関する代表的な方法を詳述するとともに、それら手法における長所、短所について述べる。また、蓄積された実験データを用いて実海域における馬力を求める手順を推定例によって明示する。また、船体応答関数・波スペクトラムや計算周波数範囲の扱い方などの馬力増加推定に考慮すべき点について述べる。穏やかな海象中を

航行する場合、平水中とは異なり船体運動が生じるため種々の現象が生起する。本章では、推進性能に影響を及ぼす現象に絞って検討を加える。規則波中では、周期的な船体運動により船尾流場が周期的に変動することは知られている。船尾流場の変化により伴流率も変化するため、プロペラ効率が変化する。その変化は非線形であり、1周期におけるプロペラ効率の平均値は平水中の値とは異なる。ここでは、実海域中でのプロペラ効率変化が実海域を想定した主機馬力の推定精度にとってどの程度の影響を及ぼすかについて示す。また、プロペラ没水深度が浅いと没水深度が十分な時に比べてプロペラ特性が悪化することが知られている。海象が厳しくなると、プロペラ位置における相対変位が大きくなり、プロペラ没水深度が大きく変化する。そのためにプロペラ推力・トルクが大きく減少し、それに誘起されて種々の現象が生じる。ここでは、プロペラ流速変動とプロペラ没水度が変化する影響を考慮した馬力推定手順を示し、それらの現象による変化の程度を試算した一例を示す。さらに、実船計測データの分析によって、プロペラ翼上端露出とトルク低下・回転数上昇の関係が把握できた。分析結果に基づき、主機関損傷を避ける観点から1/10直径露出をプロペラ翼上端露出の上限値とすべきであることを示す。

第4章では、うねりと風波が重合する海域での船体応答の短期予測における波スペクトラム（合成波スペクトラム）の扱い方について述べる。また、うねり・風波併存海域において推定される船体短期応答は確率論的手法を用いて検討すべきであることを示す。すなわち、統計諸量の基礎の船体応答の標準偏差値 σ は、干渉を考慮しなければ両波系別に求めた値の自乗和の平方根となり、考慮すればその自乗和平方根値を平均値とした正規分布となる。本章では、うねり・風波両波系の干渉を考慮した σ の確率密度関数の推定手順を述べ、その具体的な推定例を示す。また、船体強度に関わる船体応答に関しては、発生する最大応答値が重要となるので、併存海域の船体短期応答最大値を求める手順を提案する。その手順中において $1/n$ 最大平均値を求めるための比例定数 α が必要であるが、それは波スペクトラムのバンド幅パラメータ ε に依存するため、併存海域の合成波スペクトラムの ε に関して検討を行う。さらに、併存海域における σ の分布は、両波スペクトラムおよび規則波中船体応答関数の周波数におけるピークの位置関係に大きく影響を受けることを示す。

第5章では、船体応答の長期予測法に大波高成分がどのように影響するかを述べるとともに、操船判断を含めた長期予測の簡便な計算法を示す。長期予測のためには、想定海域において長期間に発生する海象（波高・波周期）を表す波浪発現確率密度関数が必要で、それは長期波浪発現頻度表として種々提案・公表されている。本章では、代表的な長期波浪発現頻度表のそれぞれの特徴を述べ、併せて長期予測にそれらを使用する場合の注意点を示す。さらに、波浪発現確率が変化した場合の長期予測への影響について調査を行い、波浪発現確率データに誤差が混入した場合の影響を分析する方法について検討する。以上の長期波浪発現確率に関する検討を踏まえて、本研究にて提案した避航を考慮した長期予測法と他の方法を比較しながら詳述した後、本計算法にてどのような長期予測値が得られるかを、試解析結果に基づき明確にする。次に、本論提案手法を用いて対象船の運航限界を推定した例を示す。波浪中を航行すると船速低下が生じるが、それに伴い船体応答が変化する。船体応答の変化は長期予測に大きく影響を及ぼすので、長期予測の推定手順に船速低下を組み込む必要がある。本章では、船速低下を考慮した長期予測の一方法について述べて試計算

例を示す。

第6章では、不規則波中計測において計測時間長が計測精度に及ぼす影響について述べる。耐航性能推定技術の精度検証には、不規則波中実験による比較が不可欠である。しかし、不規則波中実験は規則波中実験に比べて計測時間長や計測回数の確保が難しく、思うような計測精度が得られない。不規則波中実験の計画時に『どの程度の計測時間を取りれば良いか?』ということを検討することは、要求の計測精度を満足させる計測データを得るために重要なことであるが、経験を踏まえてではあるものの「可能な範囲で適当に決めている」のが現状である。本章では、不規則波時系列シミュレーションによって、波や船体応答の分散値が計測時間長によって収束していく様子を検証する。シミュレーションで得た分散値の分布を用いて、計測時間長と計測誤差の関係を定量的に評価する方法を述べる。自己相関関数は不規則波時系列と波スペクトラムを結びつける重要な関数で、これを用いれば分散値と計測誤差の関係がシミュレーションを行わなくても簡単に定量評価が可能なことを示す。また、分散値の分散と抵抗増加の関係を明確にし、抵抗増加の推定精度を検証する上で分散値の分散の理論分布が重要であることを示す。

第7章は、本論の結論である。

付録1は、第2章で示した(2-2)式を用いた船舶性能シミュレーションの詳細について述べる。

付録2は、第3章において述べたプロペラ流入速度変動の計算手法の詳細と試計算例をまとめた。

付録3は、第3章で実海域におけるプロペラ没水度の影響を調査するには、プロペラ位置における相対変位応答の時系列データが必要で、その時系列データ生成手順の詳細と試計算例をまとめた。

付録4は、第4章で述べた二つの波スペクトラムが重なり合った場合の波スペクトラムの変動について、合成波スペクトラムの生成シミュレーションを行うことで、その変動の程度を明示する。

付録5は、第4章で示した合成波スペクトラム $S_\eta(\omega)$ の面積（分散値）の分散値導出の詳細を述べる。

付録6は、第5章で用いた長期波浪発現頻度データのうちのGlobal Seaway Statistics (GSS)についての詳細を述べる。

付録7は、第5章で示したWaldenデータ（北大西洋、通年）にある大波高の発現確率が船体応答の長期予測に及ぼす影響を検討するために、IACSが提案している波浪発現頻度データを用いて行った長期予測結果との比較例を示す。

付録8は、合成波スペクトラムの面積の確率密度関数を求めるために必要な面積の分散値の推定式の導出過程を述べる。

付録9は、合成波スペクトラムの面積の確率密度関数を導出するために必要な「ガウス関数のフーリエ逆変換はガウス関数となる。」ことを述べる。

付録10は、長期予測法を用いて一航海における平均船速を推定する方法について述べる。

第2章 実海域推進性能を考慮した船舶設計

実海域性能とは、平水中の抵抗・推進性能に耐航性能・操縦性能を加えた実海域を運航する時の船舶の総合性能と定義できる。すなわち、実海域性能は安定な速力で所定の時間内にて目的地まで到達できる主機馬力を有し、かつ風・波浪に耐えて安全に運航しながら不測の事態に対しては迅速な危険回避ができる船舶を設計するために不可欠な性能である。

耐航性能推定の一つの目的は、風・波浪中の外乱状態における抵抗増加成分の検討および波浪中において生じる自航要素やプロペラ効率の変化を考慮した推進効率の検討である。これは、後述の馬力余裕（シーマージン）の推定に必要な技術である。また、この実海域航行時の抵抗・推進性能の推定に加えて、外乱下において生じる各種の船体応答が船体構造強度に及ぼす影響を検討するための情報を出力することが、耐航性能推定のもう一つの目的である。これは、航海中に遭遇する波浪から船体を守って安全航行を約束するという観点から重要である。さらに、船舶は航行中に遭遇する種々の突発的な危険に対して迅速な回避行動を行いながらも、安定した直進航行を維持しなければならない。

操縦性能推定は、危険回避時の舵効きの良さを示す追従性と直進航行中の針路安定性を確保するための舵面積決定という船舶の安全航行に関する重要な項目に寄与する。また、針路一定にて実海域を航行することを模擬して操縦運動方程式を解くと、風や波の状況に対応した斜航角・舵角が推定できる。こうして得た情報によって求まる斜航時・操舵時の抵抗増加は、運航燃費性能に影響を及ぼす。以後、平水中の抵抗・推進性能に運航燃費に関わる耐航性能と操縦性能を加えた船舶性能を実海域推進性能と称する。

従来からの船舶の性能設計の流れは、①模型船を用いた水槽実験にて取得した情報（平水中抵抗と自航要素）に基づき抵抗一推力一致法によって実船に搭載する主機の馬力推定（平水中馬力）を行う、②推定した平水中馬力に実海域航行中の遭遇外乱に対するシーマージンを経験に基づいて考慮する、ことで実海域にて航行するために必要な主機馬力（以後、実海域主機馬力と称す）を求める、というものである。なお、近年では実船モニタリングデータ解析技術の進歩もあり、上述の過去実績値に加えて類似船のモニタリングデータ解析にて得た結果も踏まえてシーマージンが設定されるまでにはなっている。このようにして求めた実海域主機馬力に余裕がない場合、運航スケジュールの維持や安全航行に支障を来す。また、実海域主機馬力に余裕を与えすぎた設計では航行性能は十分に確保できるが、大きな主機関を搭載しなければならず建造費が高くなるだけでなく積み荷スペースが圧迫され、また燃料消費量が多いという負の面が大きい。さらに、EEDIによる環境規制への対応のために主機馬力が従来よりも小さくなる傾向にあり、シーマージンがさらに重要性を増す。よって、最適なシーマージンを得るためにには理論的な裏付けのある精度の良いシーマージン推定手順を船舶性能の基本設計の流れに組み込むことが望まれる。

実海域推進性能を考慮して船型設計された一例として、波浪中抵抗増加を低減する船首形状の開発⁶⁾や水中翼を含めた船首付加物^{7),8)}および風圧抵抗を低減する上部構造物⁹⁾の開発などがある。それらのいくつかは造船各社にて商品化され、従来の流れで開発された同型船に比べて運航燃費

が削減できたことが報告されている。そのような事例によって、初期設計段階から実海域推進性能を考慮して船型開発することが船舶の性能向上にとって有効であることが示された。今後、この船型開発の流れを系統的な設計手法として確立していかねばならない。本論は、耐航性能推定技術を船舶性能の初期設計に活用するため、耐航性能の推定技術に関する現状の課題を洗い出し、抽出した課題に対して種々の角度から検討および考察を加える。さらに、検討や考察によって得た知見を踏まえて、実海域主機馬力の推定を含めた実海域推進性能の推定精度向上を目指す。

2.1 耐航性能推定技術について

2.1.1 現状の耐航性能推定法

耐航性能推定の目的を大別すると、短期海象における船体応答の予測と当該船舶を長期に運航した場合における船体応答の長期分布の予測に分けられる。前者は短期予測であり、後者は長期予測である。短期予測は、30分～数時間程度継続される海象中における船舶の挙動や船舶性能の変化を推定する方法である。この手法では第4章にて詳述するが、海象を特定する波スペクトラムと規則波中船体応答関数を用いて船体短期応答の分散値を求める。この分散値によって、実海域中における船体応答の極大値などを推定する。一方、長期予測では短期予測で得られた船体応答の超過確率値と長期波浪発現確率密度関数を用いて推定した船体応答の長期分布によって、船舶の一生涯においてごくわずかな回数しか経験しないような船体応答の異常値を予測する。なお、長期波浪発現確率は長期波浪発現頻度表として多くの機関から公表されている。

短期海象中の船体応答予測値のうちの6自由度の船体運動やそれに起因して生じる相対変位や加速度は、船舶の運航限界を判断する重要な指標である。さらに、船体応答によって生じるスラミングや海水打ち込みのような衝撃力を伴う現象はその発生確率が運航限界の指標になるばかりでなく、船体設計時の外力として大いに活用されるべき項目である。また、プロペラレーシングはプロペラの水面露出の頻度が船舶の運航の目安となり、さらにプロペラレーシングは主機関が破損する原因の一つでもある。すなわち、これらは船舶の安全運航に大きく影響を及ぼす項目であり、その予測値の精度向上は船舶の運航安全性の向上に大きく貢献できる。

一方、船体運動によって誘起される波浪定常力・モーメントは抵抗増加の一因であり、平水中の抵抗・自航性能データとともに波浪中船速低下および馬力増加推定に不可欠な情報である。この船速低下や馬力増加は運航燃費に直結しており、それらは運航コストを算出するために考慮される重要な項目である。当該船舶の運航採算性を論じるためには、波浪中抵抗増加・船速低下・馬力増加の推定精度の向上が望まれる。馬力増加推定に関しては種々の方法が提案されており、それぞれ特徴があり蓄積された水槽実験データを使って馬力増加を求めることが可能である。それら馬力増加推定手法の精度向上のためには、各手法の長所・短所を明確にすることで手法に存在する課題を抽出して一つ一つ改善していかなければならない。

こうして、短期予測結果は波浪中での船舶の運航安全性評価のためばかりではなく運航燃費性能の指標となり、これらの耐航性能推定技術を駆使して求まった情報が近年では地球環境の改善を目的としているEEDIweatherの評価式^{4,5)}(1.1節の(1-2)式)にも組み込まれている。

短期予測を行うためには遭遇海象（波高・波周期・波向き）を決定する必要があり、現状では標準化波スペクトラム・方向分布関数が用いられる。そのように設定した海象が、実海域の海象を十分に表現しているという前提が短期予測精度の一翼を担う。実海域ではうねり成分と風波成分の波浪が併存しているため、それらを適切な方法にて表現しなければならないが、現状は両波系成分を単純に足して表現しているに過ぎない。よって、その方法の妥当性の検討やうねりと風波が併存している海域における短期応答予測の方法の検討が必要である。

長期予測結果として、例えば20年間において生じる波浪中縦曲げモーメントの最大値が推定されるが、これは船体強度設計の観点から大変重要な推定結果である。非常に簡便な手法と手順により船体応答の長期分布が推定できる長期予測は、構造設計者にとって初期設計段階において外力を算定するための大変有用な手法として用いられている。しかしながら、長期予測に用いられる波浪発現確率を示す長期波浪発現頻度表は未だ不明確な部分が多く含まれている点において、その推定精度には課題が多い。長期波浪発現頻度表は多くの機関から公開されているが、それぞれは観測データ量やデータ解析手法が異なるため、用いた波浪発現頻度表によって長期予測結果に大きな差が生じることが知られている。その差を定量的に把握しておくことが、設計時の外力検討の精度を向上させる。特に、観測データが少ない大波高区分域の波浪発現確率が長期予測に大きな影響を及ぼすため、波浪発現頻度表に示された波浪発現確率の精度検証は今後も続けていかなければならない。

なお、近年はウェザーラーティング技術が著しく進歩して実際の運用が開始され、航海前の事前予測および船上における都度予測において荒天海域を避航するルートが提示される。そのため、船舶が荒天に遭遇する可能性はウェザーラーティングの導入前に比べて少なくなっている。このように、今日ではウェザーラーティングによる事前航路予測は船舶の安全運航に不可欠な技術となり、今後、その予測精度は船舶性能推定や気象・海象予測の精度向上に伴ってますます向上すると思われる。よって、ウェザーラーティング技術と連携した長期予測が必要と考えられ、具体的には荒天海域を回避することを模擬できる長期予測手法についての検討が必要である。

Fig.2-1 は、以上の耐航性能推定法と推定の流れをまとめたものである。

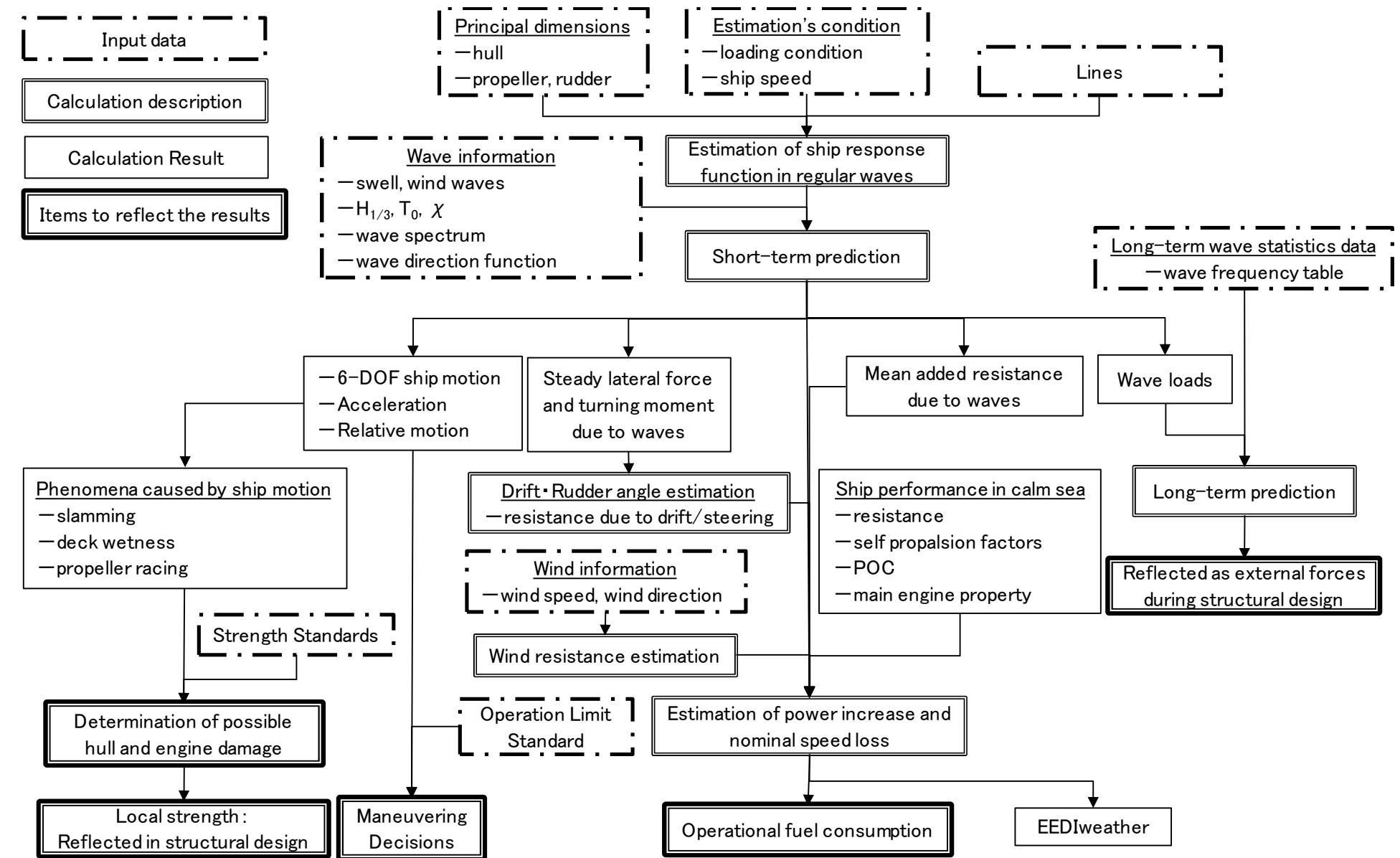


Fig.2-1 Estimation flow of seakeeping performance using existing estimation techniques.

2.1.2 運航燃費の簡易推定法

前述のとおり、耐航性能検討の大きな目標として実海域航行時の運航燃費性能の把握がある。すなわち、実海域運航状況を考慮して航海あたりの燃料消費量を推定することである。山本^{10,11)}らによると、単位時間あたりの船舶の燃料消費量 F は次式で表される。

$$F = f_0 \gamma(P, N) P \quad (\text{ton/hour}) \quad (2-1)$$

ここで、 f_0 ：単位時間あたり・単位馬力あたりの燃料消費量(ton/hour/ps), $\gamma(P, N)$ ：主機馬力 P (ps)とエンジン回転数 N (rpm)の関数として与えられる燃料消費率(Fig.2-2 参照、図中の%表示された曲線が $\gamma(P, N)$ である)、である。

(2-1)式の単位時間あたり・単位馬力あたりの燃料消費量 f_0 と燃料消費率 $\gamma(P, N)$ は主機の特性値としてエンジンメーカーから与えられるので、実海域航行時の P と N および航海時間が求まれば、例えば一航海における燃料消費量が計算できる。Fig.2-2 を例にとれば、 $P=10,000$ ps, $N=350$ rpm の時は $\gamma(P, N)=100.8\% \sim 101.5\%$ の間 (図中の×印) にあり、補間法によって正確な $\gamma(P, N)$ 値を算出する。その結果を(2-1)式に代入すれば、 F が計算できる。また、こうして燃料消費量 F が求まれば運航時の燃料単価を与えることで、一航海の運航燃費が算出できる。この運航燃費の算出精度を上げるために、実海域航行時の主機馬力 P と航海時間の推定精度の向上が必要である。

なお、Fig.2-2 中の ALC は自動負荷制御装置 (Automatic Load Control)¹¹⁾ のことで、可変ピッチプロペラを装備した船舶において設定された回転数に対して燃料消費率が最適となる破線上で主機が作動するように翼角を自動的に制御する装置である。

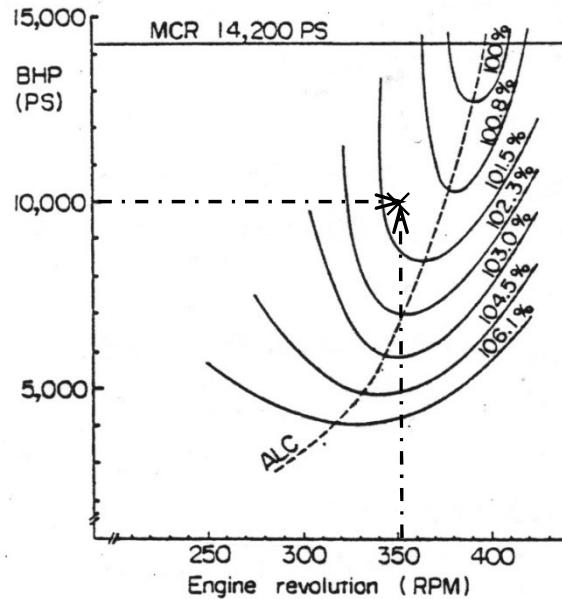


Fig.2-2 Example of fuel oil consumption's rate^{10,11)}.

ここで、(2-1)式を第1章にて示した EEDI 値を推定する(1-1)式に対比させて確認すると、(1-1)式が(2-1)式をベースとして構築されていることが明確になる。すなわち、(2-1)式が1時間あたりの燃

料消費量を算出する式であるのに対して、(1-1)式は(2-1)式による結果を船速と載貨重量で割って求めた1トンの貨物を1マイル運ぶための燃料消費量をCO₂排出量に換算するものである。このことからも、実海域航行時の運航燃費の算出精度向上のための検討が急務である。

実海域航行時の主機馬力の推定精度は、実海域における抵抗増加成分と推進効率の推定精度によって決定される。すなわち、実海域を航行する船舶は、風・波などの外乱を受けて船体運動や斜航・回頭運動を行いながら前進する。したがって、実海域航行を模擬した抵抗増加の推定には風・波による抵抗増加に加えて、それら外乱中における船体挙動によって生じる各種の抵抗増加成分(操舵・斜航・回頭など)も考慮しなければならない。これらの推定式はSR208研究部会¹²⁾にて提案されたが、その推定精度の検証が十分でない点が課題である。一方、上述のとおり主機馬力の推定には推進効率の精度向上が不可欠であり、それに対しては後述のとおり波浪中における自航要素やプロペラ特性の変化を把握することが必要である。

一航海の燃料消費量計算に必要な航海時間は、最も簡単な方法として航路長Lと一航海の平均船速V_mによって求まる。しかし、その方法は航路長の想定の精度と平均船速の推定精度に依存する。さらに、就航する航路の詳細は船舶の運用上において決定されるため船舶の初期設計段階で正確に設定することは難しく、設計時において航路長はあらかじめ決まっているとして扱う。以下に、平均船速の算出について述べる。

(1) 船舶性能シミュレーションによって平均船速を推定する方法

一航海の平均船速を推定するためには、上述の実海域中での馬力増加推定技術に加えて、船速低下推定の手法が必要である。一航海を通した実海域馬力や燃料消費量を推定する一つとして、船舶性能シミュレーションによる方法(以後、船舶性能シミュレーション法と称す)がある。この方法は、出港から入港までの間、海象・気象による外乱影響を含めて船体に作用する力の釣り合い方程式を解きながら、想定した運航航路上を前進させて船舶の挙動をシミュレーションする方法である。

実海域中を航行している船体に作用する力として、プロペラ推力(X_P)、舵力・モーメント(X_R,Y_R,N_R)、船体流体力(X_H,Y_H,N_H)および風・波による外力(X_A,Y_A,N_A,X_w,Y_w,N_w)があり、船舶はこれらの力とモーメントが釣り合った状態(定常状態)で航行する。この定常状態における船体に作用する力・モーメントの釣り合い方程式は、付録1に詳細を示したとおり次式¹³⁾で表現される。

$$\begin{aligned} X_A + X_H + X_R + X_w + X_P &= 0 \\ Y_A + Y_H + Y_R + Y_w &= 0 \\ N_A + N_H + N_R + N_w &= 0 \end{aligned} \tag{2-2}$$

(2-2)式の力・モーメントの各項は、回転数・船速・舵角・斜航角および気象(風速・風向)・海象(波高・波周期・波向き)を変数として構成されており、回転数および気象・海象を既知の条件とした時に船速・舵角・斜航角の3変数を未知数として解く。例えば、回転数一定航行を想定し、想定

航路上の各点において気象・海象情報を与えることで(2-2)式を解くと、(2-2)式の未知数である船速・舵角・斜航角が求まる。また、同時に得られた結果からプロペラ作動点の変化が推定できる。それに伴って推進効率の変化が求まるので、その時の抵抗値と達成船速から一航海の燃料消費量の算出に必要な主機馬力の変化も計算できる。また、出入港間の航路長を与えると求まった船速から航海時間が計算できる。こうして、(2-1)式の計算に必要な主機馬力・回転数と航海時間が求まる。

こうして、船舶性能シミュレーションは抵抗/推進性能・耐航性能・操縦性能の推定技術を網羅したもので、シミュレーションを行うには多岐にわたる情報の入力が必要である。三宅ら¹⁴⁾は、本手法を用いて新船型と在来船型の性能比較を行った例を示した。なお、ウェザーラーティング¹⁵⁾は船舶性能シミュレーションを応用したもので、出港地から目的地の間に無数の航路を想定して、気象・海象の変化に伴い、与えた計算ポイント毎に(2-2)式を解いて船体の状態を決めることで進むべき最適な航路を探索しながら目的地に向かう。この場合、求める最適航路を探索するための定義が必要で、最短時間航路探索や燃料消費量最小航路探索がある。このようにウェザーラーティングを行うことで、気象・海象の変化に対応しながら航海した場合の詳細な燃料消費や航海時間が推定できる。しかし、初期設計段階でのウェザーラーティングシステムの運用は入力データ収集に多大の時間を費やさなければならないという点において、現時点では時期尚早と思われる。現状では、より簡便な方法で航海時間を求める手順が必要と考える。

(2) 長期予測法を用いて平均船速を推定する方法

船舶性能シミュレーション法を用いずに一航海の燃料消費量を計算する別の方法として、3.2節に示す馬力増加と船速低下の関係を用いて船速を求める手順が考えられる。これは、想定航路における遭遇海象(有義波高 H , 平均波周期 T)別に得られる船速低下量を考慮した航海速力 $V_{sl}(H, T)$ を平均して一航海の平均船速を求める方法である。航路長がわかっているので、求めた平均船速により航海時間が計算できる。本計算法では、航路における遭遇海象の設定に波浪発現頻度表に示される波浪発現確率密度関数 $p(H, T)$ を用いる。すなわち、長期予測の方法に倣い次式のように波浪発現確率密度関数 $p(H, T)$ を重み関数として、個々に求めた $V_{sl}(H, T)$ と掛け合わせることで、あらゆる海象に遭遇することを考慮した時の一航海の船速平均値 V_m を算出する。

$$V_m = \frac{\int_0^\infty \int_0^\infty V_{sl}(H, T) \cdot p(H, T) dHdT}{\int_0^\infty \int_0^\infty p(H, T) dHdT} \quad (2-3)$$

さらに、運航航路を i 個に分割して、 i 海域(付録6のFig.A6-1等を参照のこと)毎に $p_i(H, T)$ を設定しておくことが可能である。その場合は、各海域の平均船速 V_{mi} を求めた後に、それらを平均して運航航路における V_m を推定する。その場合の V_m は、次式となる。

$$V_m = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n V_{mi} = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n \frac{\int \int_0^\infty V_{sli}(H, T) \cdot p_i(H, T) dHdT}{\int \int_0^\infty p_i(H, T) dHdT} , \quad i = 1, \dots, n \quad (2-4)$$

(2-4)式は、航行する海域の違いを考慮できる点が(2-3)式と異なる。(2-3)式および(2-4)式は、前述の船舶性能シミュレーション法に比べて非常に簡易的ではあるが、航路の海象状況を波浪発現確率密度関数によって考慮することで一航海の平均船速を計算できる。この方法は、簡便に計算できる点において初期設計段階へ導入しやすい。なお、平均船速を求めるために(2-3)式あるいは(2-4)式を適用する場合には、波浪発現確率密度関数に関して 2.3.5 節に述べるとおりの課題がある。((2-3)式による試計算例は、付録 10 に示す。)

2.2 実海域推進性能を考慮した船舶設計の流れ

本論における実海域推進性能推定技術は、従来からの平水中抵抗・推進性能と外乱下における各種の抵抗増加成分および推進効率の推定と定義する。

現状の船舶設計における主機馬力の決定は、抵抗一推力一致法によって行われるのが一般的である。実海域推進性能を考慮した船舶設計のフローは、2.1.2 節で述べた方法も含めて Fig.2-3 のようになる。平水中抵抗・推進性能を重視した設計に対して、二重枠の部分が加わっている。Fig.2-3 のように、実海域主機馬力 (BHPrealsea) が目標設定した値 (BHPtrg) を満足するまで船型改良が繰り返される。想定馬力を満足した船型改良により、実海域航行の船速低下を考慮した達成船速を求めた後、実海域航行の遭遇海象を考慮して運航燃費と運航採算計算を行う。想定した採算が得られない場合は建造コストと運航コストの再検討を行うべきで、主要目的の見直しが必要である。例えば、船長を長くすると建造コストはアップするが、実海域における性能の向上によって長期の運航コストを削減できる可能性があり、両コストの兼ね合いによって総合的には採算が合う。

各種抵抗成分の推定法は、前述のとおり風圧抵抗や波浪中抵抗増加の低減を目的とした船型開発に一部活用されているように目新しい技術ではないが、それらの推定精度を向上することによってますます必要性を高めなければならない。

バラスト状態のように喫水が浅い状態での航行では、荒天時にプロペラレーシングやスラミングが生じる場合がある。従来の設計フローにおいても、遭遇する海象を考慮してプロペラレーシングが起こらないようなプロペラ没水度を決定する手順は含まれている。一方、プロペラレーシングが起きない場合でもプロペラ没水度が変化することでプロペラ特性(K_T, K_Q)が変化するため、その影響を考慮して推進効率を求めることが主機馬力推定精度の向上に必要である。また、波浪中における船体運動によって船尾流場が変化するが、その変動によりプロペラ単独効率が平水中の値に比べて変化することも考えなければならない。こうして、主機馬力推定精度を高めるためには、船尾流場の変化の影響も推定手順に組み込む必要がある。

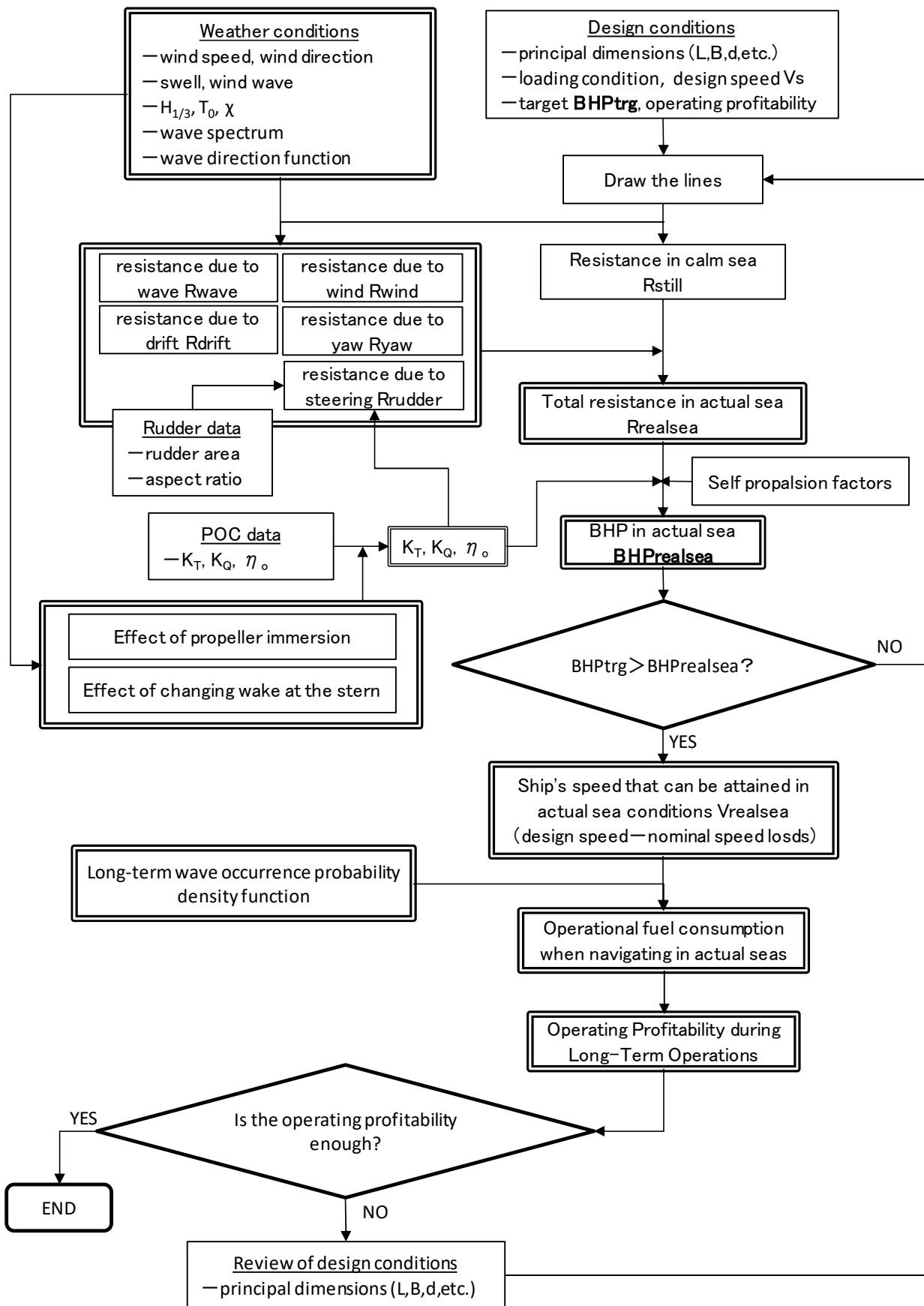


Fig.2-3 Flow of ship design considering propulsive performance in actual seas.

2.3 耐航性能推定技術を船舶設計に適用するときの課題

耐航性能推定の一つの大きな目的は、前述のとおり波浪中の馬力増加推定である。現在までに蓄積された水槽実験データを有効活用しながら波浪中の馬力増加を推定する手法が、種々提案されている。各手法はそれぞれに特徴があり、馬力増加推定にあたっては使い分けが必要である。そのためには、それぞれの手法の長所・短所を明確に把握しておかねばならない。さらに、その詳細を知ることで課題を抽出できる。種々提案されている馬力推定法の中の抵抗一推力一致法が、設計時の馬力推定の方法として広く使用されている。

以下は、馬力増加推定の精度向上に対する現状の課題を列挙し、検討すべき点を絞り込む。特に、抵抗一推力一致法に着目しながら検討を加える。

2.3.1 波浪中の自航要素

厳しい海象を航行する船舶では、船尾流場が船体運動の影響によって平水中の時に比べて大きく異なることからプロペラ荷重度が増加する。そのために伴流率の増加やプロペラ効率の低下が起これり、推進効率が悪化することが中村ら¹⁶⁾の研究により知られている。しかし、馬力増加の推定にこのような波浪中における自航要素の変化は考慮されず、平水中と同じ値を使っているのが現状である。本論では、船体運動によるプロペラ流入速度変動に着目して、プロペラ流入速度変動がプロペラ効率に及ぼす影響について検討する。

2.3.2 波浪中のプロペラ特性

波浪中では、プロペラ没水深度が変化する。没水深度の変化に伴い、スラスト・トルクが変化することが中村ら¹⁶⁾の研究によって知られている。すなわち、没水深度が浅くなるとプロペラ特性が大きく悪化する。さらに、海象が厳しくなるとプロペラ露出が生じ、プロペラ特性はさらに悪化する。

馬力増加・船速低下計算の精度向上のためにはこの影響をモデル化して推定手順に組み込むことが重要であるが、現象の複雑さ故に本現象を考慮した馬力推定の手順は確立されていない。本論では、波浪中のプロペラ特性の変化に対する簡易モデルを馬力増加推定手順中に組み込んで、その影響の程度を調査する。

2.3.3 外乱中における抵抗増加成分

(1) 規則波中抵抗増加応答関数

規則波中抵抗増加応答関数は、実海域中の波による抵抗増加推定にとって最も重要な情報である。抵抗一推力一致法によって実海域中の馬力増加を推定する場合、平水中抵抗に風・波等による抵抗成分を加えた抵抗値によって荷重係数を算出する。したがって、規則波中抵抗増加応答関数を用いて推定される波による抵抗増加量は、馬力増加推定精度に直接影響を及ぼす。現状の規則波中抵抗増加応答関数推定法は、『満載状態での抵抗増加推定精度は概ね良いが、バラスト状態を含む浅喫水状態における模型実験との一致度は未だ不十分である。』との認識が一般的である。最近で

は、EUT(Enhanced Unified Theory)¹⁷⁾や三次元境界要素法¹⁸⁾による計算法や船型に対応したコチン関数を用いて計算する方法¹⁹⁾など高度な計算法が提案されて実用化されつつある。

短期予測にて平均抵抗増加量を求めるためには、広範囲の波周波数にて規則波中抵抗増加応答関数を推定しておく必要がある。しかし、計算プログラムの制約等により十分な波周波数範囲にて計算できないことが多いので、そのような場合に短期予測の精度を維持するためには計算周波数範囲外の波周波数での応答値を設定しておくような細やかな処理が必要である。特に、短波長側の端部処理の方法が重要となると考える。本論では、規則波中抵抗増加応答関数の端部処理の方法を検討し、馬力増加推定に対する端部処理の影響を調査する。

(2) 種々の抵抗増加成分

船舶が実海域を航行すると、風・波の外乱によって抵抗増加が生じる。Fig.2-4 は、風・波・当舵・横流れ(斜航)の抵抗増加成分をビューフォート風力階級別(BNO)に試算した例である。なお、縦軸は各抵抗増加成分を BNO=8 における全抵抗で割った比をプロットした。この図によると、海象が厳しくなるほど波浪による抵抗増加成分が卓越するが、その他の抵抗増加成分も無視することはできない。各種の抵抗増加成分の推定式は、前述のとおり SR208 研究部会で提案されているが、この推定式の精度検証は未だ不十分である。まずは、水槽実験結果との比較検証にて精度検証を行った後、従来の推定式に必要な改良を加えることや、新しい推定式の提案が必要である。

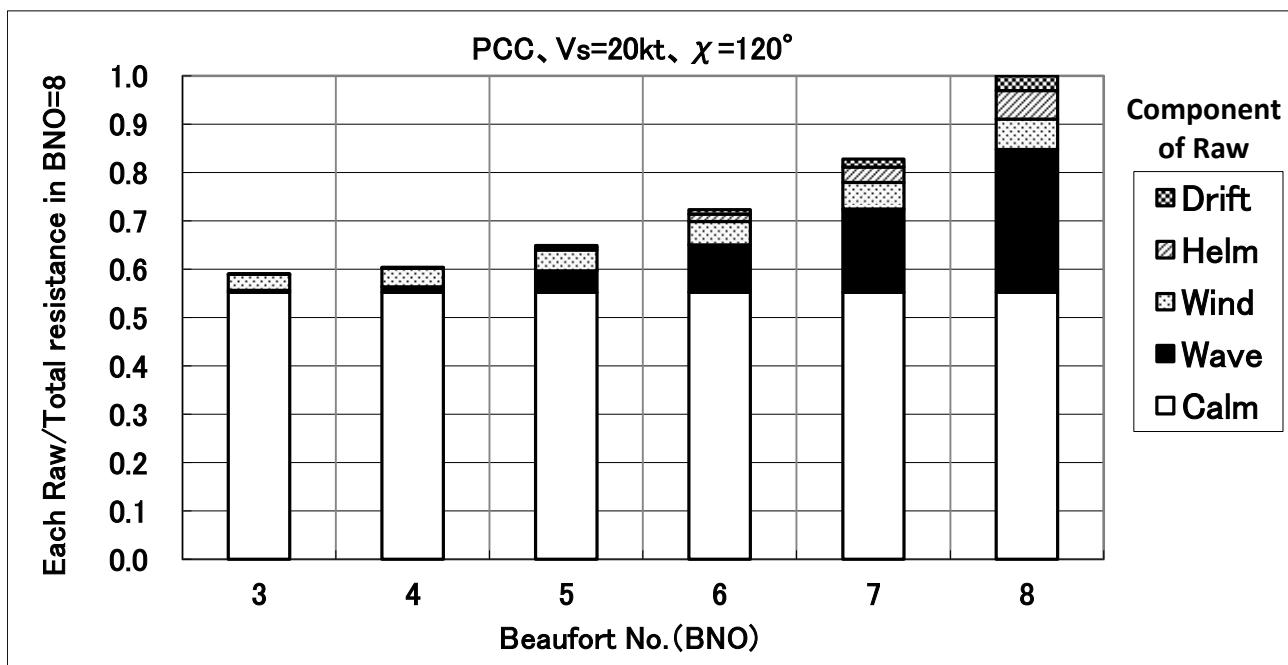


Fig.2-4 An example which calculated the ratio of added resistance components according to Beaufort wind force scale.

2.3.4 波スペクトラムと短期予測

短期予測²⁰⁾は、一般的には海象状態を表現する波スペクトラムと規則波中船体応答関数を用いて行われる。その場合、うねりが卓越する海象に対しては JONSWAP 波スペクトラムを、風波が卓

越する海象に対しては ISSC 波スペクトラムを用いることが多い。

うねりと風波が併存する海象の短期予測は、平均抵抗増加量の場合では二つの波の状態別に行った推定結果を単純に足し算して求めることが従来から行われている。この推定手順は、うねり成分と風波成分の波スペクトラムが完全に独立である場合は正しい。しかしながら、うねりと風波の波スペクトラムの出現周波数範囲が重なり合う場合はもはや単純な足し算では表すことができない。そのため、このような海象状態における馬力推定手法において、短期予測の方法に対する曖昧さが残る。本論では、うねりと風波が併存する海域における短期応答予測の方法について、従来の方法が成立する条件を明確にしながら検討する。

2.3.5 長期波浪発現頻度表

長期波浪発現頻度表²⁰⁾は、有義波高および平均波周期に階級区分した区分毎に波浪発現確率を与えた表である。長期予測²⁰⁾は、この波浪発現頻度表の値を波浪発現確率密度関数として用いる。現状において公開されている波浪発現頻度表の信頼度は、観測データ量や観測データの観測精度に依存する。特に、長期予測に影響を及ぼす大波高の観測データ量は非常に乏しいため、波浪発現頻度表の大波高部分の発現確率には不確かさが残っている。すなわち、波浪発現頻度表に関する精度検証が必要である。

また、箕浦ら²¹⁾により有義波高と平均波周期の同時確率密度関数が提案されているように、波浪発現確率密度を理論式にて表現することで観測データの不確かさを補うことが重要と考える。

本論では、各機関から公開されている長期波浪発現頻度表の①どの部分が、②どの程度、長期予測の推定精度に影響を及ぼすかについて明確にする。

2.3.6 長期予測法

長期予測²⁰⁾は、波浪発現確率密度関数と船体応答の超過確率を用いて行われる。現状の長期予測は、長期波浪発現頻度表に示されるすべての海象に対して船速一定で航行するものとして行われるのが通常である。

厳しい海象に遭遇すると船速が低下し船体応答も小さくなるために、長期予測値も船速一定にて行った予測値に比べて小さくなることは内藤ら²²⁾や小川ら²³⁾の研究によって知られている。すなわち、船速一定による長期予測値は実際よりも大きな値となる。その値を使って設計すると過剰品質になる恐れがあり、設計者にとって予測値の扱いは容易ではないのが現状である。設計者が使いやすい信頼度の高い予測値を得るために、速力変化や変針などの操船影響を考慮する、あるいは避航しなければならない海象を設定することなどで船舶の航行状況を十分模擬した長期予測を行わねばならない。本論では、避航を考慮した場合の長期予測法について検討する。

2.4 【実海域推進性能を考慮した船舶設計】実現のための重点検討項目

前節では、耐航性能推定技術の現状とその課題について述べた。それら耐航性能推定技術を核とした実海域推進性能推定法をさらに発展させ、船舶性能の初期設計への適用を促進・定着させるた

めには多岐にわたる課題を一つ一つ克服していかねばならない。そのために、本論では以下に示す項目を重点検討課題と捉え、そこに焦点を絞って検討を行う。

（1）実海域における馬力増加推定の精度向上に関する検討

船舶設計における重要な項目の一つは、実海域主機馬力の推定である。計測・解析技術の進歩を背景にして、如何に精度良く実海域主機馬力を推定するかについての議論が高まってきている。その議論に応じて、本論では水槽実験データを用いて主機馬力を計算する代表的な方法を詳説し、それらの長所や短所をまとめる。また、主機馬力を推定するにあたって必要となる馬力増加推定法における計算処理（船体応答関数や計算周波数範囲の扱い方など）の詳細について検討する。

上記に加えて、波や波による船体運動により生じるプロペラ効率や推力の変化が馬力推定に及ぼす影響について検討する。

（2）うねりと風波が併存している海域における短期予測の方法

馬力増加量や船速低下量等の実海域航行時の船舶性能を事前評価するために、規則波中抵抗増加応答関数と標準化された波スペクトラムを用いた短期応答予測^{20),24)}が用いられる。この方法では、うねりと風波が併存する海域（うねり・風波併存海域）では波スペクトラムの設定が重要となる。このような海域では、生成過程と特性が異なる相互に独立の波系（うねりと風波）が重なり合って波スペクトラムが形成されるが、従来の短期予測ではうねりを nominal JONSWAP 型、風波を修正 Pierson-Moskowitz 型の波スペクトラム^{25),26)}で表現し、それらを足し合わせて両波併存の波動場とすることで短期応答予測が行われている。しかし、本来は確率過程である波動場を両波スペクトラムの単純な足し算によって表現するのは、その重なり合った部分の取り扱いに疑問が残る。それは、合成された波スペクトラムの形状によって、各種の統計量が相違してくるからである。

本論では、両波スペクトラムが重なり合う領域のスペクトラムの確率的特性を検討し、うねり・風波併存海域における船体短期応答は確率論にて評価すべきであることを示す。また、その結果に基づきうねり・風波併存海域の短期応答の予測値、特に平均量が重要な平均抵抗増加量の確率的分布の検討結果例を示す。さらに、過去の船舶の損傷事例²⁷⁾から船体構造強度に大きな影響を及ぼす船体応答ではその最大値が問題となるため、本論提案の手法を用いて短期応答の最大値を求める手順を示す。併せて、短期予測手法にて $1/n$ 最大平均値を算出する時に短期応答標準偏差値に掛け合わせる比例定数 α は、波スペクトラムの出現周波数の拡がりを定義するバンド幅パラメータ ε に影響されるため、両波併存の波動場の波スペクトラムの ε と α の関係について検討する。

両波併存の波動場において、両波スペクトラムの重なり合う領域の程度は両波スペクトラムのピーク位置によって変化するため、両波スペクトラムのピークに船体応答関数のピークを加えた3つのピークの位置関係変化による船体短期応答予測値への影響を把握する。

（3）大波高を避航操船する時の長期予測の方法

短期船体応答と波浪発現確率密度関数を用いた長期予測の結果には、波浪発現確率の分布特性

の違いが影響することが知られている。長期予測に用いる波浪発現確率は、有義波高と平均波周期を階級区分した波浪発現頻度表として多くの研究者により個別に整理されている。各々の波浪発現頻度表には観測データ量や解析手法に相違があり、その発現確率の精度が長期予測に大きく影響を及ぼすため、用いる波浪発現頻度表により長期予測結果が異なる。特に、それぞれの波浪発現頻度表の大波高区分域の頻度数の相違が長期予測結果に強く影響すると考える。

また、船舶が激しい海象に遭遇した場合は船速低下(自然減速)が生じるが、さらに海象が厳しくなると船長判断により意識的な減速や変針といった操船を行う。すなわち、現状の長期予測の精度を向上するためには計算手順中に荒天航行中の船舶の挙動を合理的に取り込むことが必要で、大波高区分における処理方法を工夫することが現実的な長期予測結果を得るために重要である。

本論文では、操船(避航)を波浪発現頻度表の階級区分と関係づけて考察することで、長期予測式における避航操船の定義を明確にし、単純な計算過程で避航操船を表現する長期予測法を提案する。また、避航操船の影響が大きい大波高区分域において、その頻度数が長期予測に及ぼす影響を以下の点について併せて検討する。①代表的な波浪発現頻度表の大波高区分域の相違を調査する。②大波高区分域の発現確率を変化させた時の船体応答の長期の超過確率への影響を求める。③荒天避航を考慮した長期予測法を用いて運航限界を検討する。④船速低下を考慮した長期予測の一つ方法を提示する。

(4) 不規則波中計測における計測時間長の検討

上記の項目を含めて耐航性能の推定技術の精度向上にとって、不規則波中実験との比較検証は不可欠である。比較検証のためには精度の良い不規則波中計測結果が必要で、それ故に不規則波中実験を計画する時には計測精度について細心の注意を払って計測時間や計測回数などの実験条件を決めなければならない。しかし、限られた実験スケジュールの中では十分な計測時間や計測回数を確保することは難しいため、計測精度に配慮することなく経験的に条件を決めているに過ぎないのが現状である。例えば、実験計測の精度は計測時間長と密接に関係していることが知られている²⁸⁾が、実験計画段階でそれらの関係を定量的に把握できれば、計測精度確保のための実験計画が容易となる。

本論文では、計測時間長に対する計測誤差の定量的な関係を求める方法を提案する。波を例にした試算結果により、波の分散値やその分散値の分散を用いて計測時間長と計測誤差の関係を評価する。また、それらの定量的な関係を求める上で、波や船体応答の分散値・分散値の分散の理論分布および自己相関関数が役立つことを示す。自己相関関数が簡単に計算できることを示すことで、評価計算への自己相関関数の導入を容易にする。併せて、穏やかな海象で実施される試運転計測において対象船は船長に対して相対的に短波長の波に遭遇することになり、波の計測精度が波浪中の抵抗増加の推定精度に大きく影響を及ぼすため、試運転計測データ解析の波浪影響修正にとって波浪計測精度に注意を払うべきであることを示す。

第3章 実海域における馬力増加の推定法

3.1 はじめに

「実海域を航行する船舶の馬力増加をどのように推定するか？」という議論が近頃盛んになり始めた背景は、顧客の船舶性能に関する認識が変化してきたことにある。このことは、平水中の推進性能だけでなく、実海域における船舶の総合的な性能を重視する動きが強まってきた現れで、今後この動きは弱まることはない。それは、「船舶性能を運航実態に即して評価する」ことが可能になった計測・解析技術の進歩を背景としているからである。この馬力増加推定の問題は過去日本でも議論されてきて、第二回耐航性シンポジウム第4章「波浪中の馬力増加」²⁹⁾に種々の結論的なことが明らかにされているが、その議論の到達点を明確にしておく必要がある。当然、過去の各種シンポジウムでこれらの点に関して取りまとめられているが、ページ数制限から詳細に記述されていない。この状況認識の上に立ち、本章では推定法の代表的な方法の手順を示し、その長所、短所について述べる。また、実験データを用いた馬力増加推定例を示すとともに、規則波中船体応答関数や波スペクトラムおよび計算周波数範囲の扱い方などの馬力増加推定に考慮すべき点について述べる。

ここでの「馬力増加」とは、「平水中の船速を、実海域で維持するために必要な馬力増加」という意味である。このためには主機ハンドルノッチを変え、燃料を増加しなければならない。実海域を航行すると船速が低下するが、その低下した状況下での馬力変化量ではない。船速低下は、「平水中の船速と、その時の主機ハンドルノッチと同一状態における実海域の船速、との差」である。即ち、船速低下と馬力増加は密接に関係するが、違う。

これらの問題が複雑であるのは、波高、波周期、波の進行方向などが変化するだけでなく、実海域を航行することを想定した場合は、加えて波スペクトラムの形とその方向分布関数が変数として加わるからである。海象状態を定量的に特定する事が難しい故に、想定海象下における馬力増加や船速低下の推定量を実際の海象において得られた実船試験結果と比較して検討することになると難しいのである。実験精度が高く、高度に洗練された平水中抵抗・自航試験結果と、過去の蓄積されたデータベースを使った平水中馬力推定法から見ると、波浪中実験は一桁精度が落ちるので、それらの事も推定法の優劣を最終的に明示する事ができない状況にしている一因と言える。

以上は、馬力増加推定における抵抗性能成分の扱いに関する検討が中心である。馬力増加推定精度向上のためには、抵抗性能だけでなく推進性能に関する検討も必要である。緩やかに変化する海象中を航行する場合、平水中とは異なり緩やかな船体運動が生じることにより種々の現象が生起する。規則波中では、周期的な船体運動により船尾流場が周期的に変動することは知られている。船尾流場の変化により伴流率も変化するため、プロペラ効率が変化する。その変化は非線形であり、1周期におけるプロペラ効率の平均値は平水中の値とは異なる。そのため、実海域を想定した主機馬力の推定精度向上にはプロペラ効率の変化を考慮することが必要で、その一例として船体運動によるプロペラ効率の変化の試算結果を示す。

また、プロペラ没水深度が浅い場合は没水深度が十分な時に比べてプロペラ特性が悪化するこ

とが知られている。海象が厳しくなると、プロペラ位置における相対変位が大きくなり、プロペラ没水深度が大きく変化する。そのためにプロペラ推力・トルクが大きく減少し、それに誘起されて種々の現象が生じる。ここでは、プロペラ流速変動とプロペラ没水度が変化する影響を考慮した馬力推定手順を示し、それらの現象による変化の程度を試算した一例を示す。

以上に加えて考慮すべきは、プロペラ翼上端の一部が水面上に露出した状況ではプロペラ回転数が急激に変動するため主機関が損傷を被ることがあるということである。もはや通常の作動状態での推定では不十分なため、プロペラ露出影響を考慮したプロペラ回転数変動の詳細検討が必要で、本章ではその一例を示す。

3.2 馬力増加と船速低下の関係

Fig.3-1 に横軸を船速、縦軸に馬力を表した主機パワーカーブ (平水中のカーブは「in Still water」、有義波高 $H_{1/3}$ 、平均波周期 T_0 、出会い角 χ_0 の実海域中でシーマージン SM を考慮したカーブを「in Sea」として図示) を示す。図中、船速 V_2 を維持した状態での①→②を示す量が馬力増加量である。この量を推定する事を「馬力増加の推定」と言う。一般的に、この量は主機特性の影響を受ける。

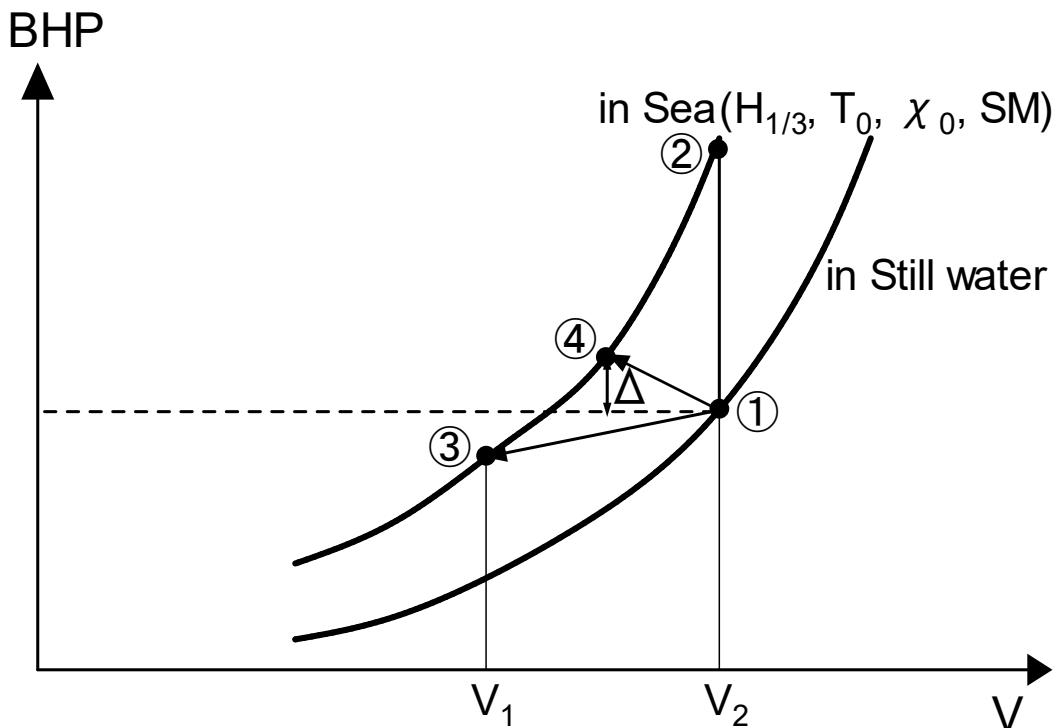


Fig.3-1 Explanation of power increase and speed loss on BHP-V diagram.

さて、これは模型実験や理論的な検討の時にはあり得ることであるが、実海域では主機上の作動点がこの様に動くことは殆どあり得ない。実際は船速低下するため、主機の作動点が①から③に移動したり④に移動したりする。作動点が③に移動した場合、それに対応する横軸量 V_2-V_1 が船速低下量である。この時、作動点●の求め方が問題になる。この作動点●を一意的に定めるには、馬力増加を求める時に「平水中の船速を維持する」という条件を指定したように、更に一つの条件が必要である。その条件が「主機特性」である。即ち、搭載主機特性によって作動点●は違うのである。

図中「作動点③に、或いは④に移動する」は、主機特性の影響を受ける。④に作動点が移動した時の Δ を以って馬力増加の推定問題と誤解している場合がある。これは、船速低下した状況下における馬力推定の問題である。この問題の方が実際的であるが、議論されている馬力増加量の定義は違う。船速低下推定と馬力増加推定の問題が同時に議論される場合には、混同しないように注意が必要である¹⁶⁾。

3.3 実海域における各種の馬力増加推定法

個々の議論を進めるに当たって、次のような記号の約束事を決めておく。 δ は平水中諸量からの増加量、 Δ は無次元化された増加量、上付きバーは時間的平均量、右下添え字 0 は平水中の諸量、 w は波浪中を、 sea は風圧抵抗等を考慮した実海域中を、右下添え字 mod は模型船での値、右下添え字 $ship$ は実船での値、左下添え字 m は表面摩擦修正 SFC (Skin Friction Correction) 無しの実験値、左下添え字 s は SFC 付きの実験値、 P, R, T, Q, N はそれぞれ馬力、抵抗、推力、トルク、回転数、 ω は角周波数、 $S(\omega)$ は波スペクトラム、 γ はスケール比 (L_{ship}/L_{model}) を表す。これらを纏めて、 $\bar{x}\delta\bar{A}y, z$ という記号にて示す。但し、この記号を付記しなくても意味を違えることがない場合は省略することがある。

各量の無次元化は、波振幅を ζ_a 、船長を L 、船幅を B 、プロペラ直径を D 、船速を V とすると、次式で表される。

$$\begin{aligned}\Delta R(\omega) &= \frac{\delta R(\omega)}{\rho g \zeta_a^2 (B^2/L)}, & \Delta T(\omega) &= \frac{\delta T(\omega)}{\rho g \zeta_a^2 (B^2/L)} \\ \Delta Q(\omega) &= \frac{\delta Q(\omega)}{\rho g \zeta_a^2 (B^2/L) D}, & \Delta N(\omega) &= \frac{\delta N(\omega)}{g \zeta_a^2 (B^2/L) / V D^3}\end{aligned}$$

さて、馬力増加推定法は種々な方法が提案されている³⁰⁾が、主な推定法は、(1)直接馬力法: Direct Power Method (DPM)、(2)トルク・回転数法: Torque and Revolution Number Method (QNM)、(3)推力・回転数法: Thrust and Revolution Number Method (TNM)、(4)推力一致法: Thrust Identity Method (TIM)、(5)過負荷試験法: Over Load Test Method (OLTM)、の 5 種類である。なお、後述の理由により(4)の手法の名称は Resistance/Thrust Identity Method の方が良いと考えており、以後、抵抗/推力一致法 (RTIM) と略称する。

なお、波浪中模型実験で使用される入射波高は、船長/50 の値が ITTC の推奨値である。船長 4m の模型船では、波高 8cm である。以下、各推定法における推定手順の要点や検討事項を述べるが、下線部が実験時に求める量を表す。

3.3.1 直接馬力法(DPM)

実施される模型実験と解析は、以下のとおりである。

- 1) ある速度 V で平水中の SFC 無しの自航試験を実施して、トルク ${}_mQ_0$ 、回転数 ${}_mN_0$ を求める。
- 2) 規則波中の自航試験 (速度 V) を実施して、トルク、回転数增加の周波数特性 (${}_m\delta Q(\omega)_w, {}_m\delta N(\omega)_w$) を求める。

3) 馬力増加の周波数特性 ${}_m\delta P(\omega)_{mod}$ を次式にて求める.

$${}_m\delta P(\omega)_{mod} = \frac{2\pi}{75} \{ ({}_mQ_0 + {}_m\delta Q(\omega)_w) ({}_mN_0 + {}_m\delta N(\omega)_w) - {}_mQ_0 \cdot {}_mN_0 \} \quad (3-1)$$

4) 与えられた不規則波スペクトラム $S(\omega)_{mod}$ を使い, 平均馬力増加 ${}_m\overline{\delta P}_{mod}$ を次式により求める.

$${}_m\overline{\delta P}_{mod} = 2 \int_0^{\infty} \frac{{}_m\delta P(\omega)_{mod}}{\zeta_a^2} S(\omega)_{mod} d\omega \quad (3-2)$$

5) 求められた値を下記計算によりスケールアップする. これを, 3.5 乗則と言うこととする.

$${}_m\overline{\delta P}_{ship} = (\gamma)^{3.5} \cdot {}_m\overline{\delta P}_{mod} \quad (3-3)$$

この方法は, 自航要素などの情報は不要な上, 自航試験時のプロペラもストックプロペラを使うことができる. 問題は, (3-2)式で, 馬力増加が波高の二乗に比例する事を仮定していることである. このことは, 後述されている.

1)の段階で, SFC を施して平水中自航試験を実施する事が考えられる. SFC 付き自航試験で計測されたトルク, 回転数を sQ_0, sN_0 とし, SFC 無しとの差を $\Delta q_0, \Delta n_0$ (これらの量は正値) とすると, ${}_mQ_0, {}_mN_0$ は次式で表現できる.

$${}_mQ_0 = {}_sQ_0 + \Delta q_0, \quad {}_mN_0 = {}_sN_0 + \Delta n_0 \quad (3-4)$$

すると, (3-1)式, (3-2)式, (3-3)式の結果とそれぞれ, 次式に示すだけの相違がでる.

$$\delta\delta P(\omega)_{mod} = \frac{2\pi}{75} \{ \Delta n_0 \cdot {}_m\delta Q(\omega)_w + \Delta q_0 \cdot {}_m\delta N(\omega)_w \} \quad (3-5)$$

$$\overline{\delta\delta P}_{mod} = 2 \int_0^{\infty} \frac{\delta\delta P(\omega)_{mod}}{\zeta_a^2} S(\omega) d\omega \quad (3-6)$$

$$\overline{\delta\delta P}_{ship} = (\gamma)^{3.5} \cdot \overline{\delta\delta P}_{mod} \quad (3-7)$$

なお, 直接馬力法 (DPM) は容易な手順で計測・解析することとして, SFC 無しの自航試験を基本としている.

3.3.2 トルク・回転数法(QNM)

実施される模型実験と解析は, 次のとおりである.

- 1) ある速度 V で平水中の SFC 付きの自航試験を実施して, トルク sQ_0 , 回転数 sN_0 を求める.
- 2) 規則波中の自航試験 (速度 V) を実施して, トルク増加, 回転数増加の周波数特性 ($s\delta Q(\omega)_w, s\delta N(\omega)_w$) を求める.
- 3) 与えられた不規則波中における平均トルク増加 (${}_s\overline{\delta Q}_{mod}$) と平均回転数増加 (${}_s\overline{\delta N}_{mod}$) を, 次式により求める.

$$\left. \begin{aligned} {}_s\overline{\delta Q}_{mod} &= 2 \int_0^\infty \frac{{}_s\delta Q(\omega)_w}{\zeta_a^2} S(\omega)_{mod} d\omega \\ {}_s\overline{\delta N}_{mod} &= 2 \int_0^\infty \frac{{}_s\delta N(\omega)_w}{\zeta_a^2} S(\omega)_{mod} d\omega \end{aligned} \right\} \quad (3-8)$$

4) 不規則波中の平均馬力増加 ${}_s\overline{\delta P}_{mod}$ を、次式で求める。

$${}_s\overline{\delta P}_{mod} = \frac{2\pi}{75} \{ ({}_sQ_0 + {}_s\overline{\delta Q}_{mod}) ({}_sN_0 + {}_s\overline{\delta N}_{mod}) - {}_sQ_0 \cdot {}_sN_0 \} \quad (3-9)$$

5) その値を 3.5 乗則によりスケールアップする。

$${}_s\overline{\delta P}_{ship} = (\gamma)^{3.5} \cdot {}_s\overline{\delta P}_{mod} \quad (3-10)$$

この方法も、自航試験を実施するだけで良い。直接馬力法 (DPM) と違って、SFC の量を必要とする。この方法は、トルク増加も回転数増加も同時に波高の二乗に比例する事を仮定している。(3-9)式を波振幅の二乗で割ると、

$$\frac{{}_s\overline{\delta P}_{mod}}{\zeta_a^2} = \frac{2\pi}{75} \left({}_sN_0 \frac{{}_s\overline{\delta Q}_{mod}}{\zeta_a^2} + {}_sQ_0 \frac{{}_s\overline{\delta N}_{mod}}{\zeta_a^2} - \frac{{}_s\overline{\delta Q}_{mod}}{\zeta_a^2} \frac{{}_s\overline{\delta N}_{mod}}{\zeta_a^2} \zeta_a^2 \right) \quad (3-11)$$

となり、右辺第三項によって $\overline{\delta P}, \overline{\delta Q}, \overline{\delta N}$ の三量同時に波振幅の二乗に比例する仮定は成立しない²⁹⁾。仮に(3-8)式で示された両式を認めると、DPM の(3-2)式で示された式とは矛盾する。即ち、DPM と QNM は、それぞれ違った量を波高の二乗に比例するという論理的矛盾を持っており、並立しない考え方である。しかし、Murdey は、両推定法の差は小さい (5%を超えない) と言っている。更に、彼はトルク (Q) と回転数 (N) の計測を基にした方法 (QNM) は、複雑な船尾流場の影響が計測量 Q, N に反映するものであると言う理由で評価している³⁰⁾。

3.3.3 推力・回転数法(TNM)

実施される模型実験と解析は、次のとおりである。

- 1) ある速度 V で平水中の SFC 付きの自航試験を実施して、推力 ${}_sT_{0,mod}, {}_sN_{0,mod}$ を求める。この結果とプロペラオーブン特性を使い、伴流率 $1-w$ と $\eta_{r0} = K_{Q0}/K_{QB}$ を求める。(K_{Q0} : プロペラ単獨特性におけるトルク係数、 K_{QB} : 船後におけるトルク係数)
- 2) 規則波中の自航試験 (速度 V) を実施して、推力増加の周波数特性 (${}_s\delta T(\omega)_{mod}$) と回転数増加 (${}_s\delta N(\omega)_{mod}$) の周波数特性を求める。
- 3) 与えられた不規則波中における平均推力増加 (${}_s\overline{\delta T}_{mod}$) と回転数増加 (${}_s\overline{\delta N}_{mod}$) を次式にて求める。

$$\left. \begin{aligned} {}_s\overline{\delta T}_{mod} &= 2 \int_0^\infty \frac{{}_s\delta T(\omega)_{mod}}{\zeta_a^2} S(\omega)_{mod} d\omega \\ {}_s\overline{\delta N}_{mod} &= 2 \int_0^\infty \frac{{}_s\delta N(\omega)_{mod}}{\zeta_a^2} S(\omega)_{mod} d\omega \end{aligned} \right\} \quad (3-12)$$

4) この時の不規則波中の平均推力($s\bar{T}_{w,mod}$)と平均回転数($s\bar{N}_{w,mod}$)を求める.

$$\begin{aligned} s\bar{T}_{w,mod} &= sT_{0,mod} + s\delta\bar{T}_{mod} \\ s\bar{N}_{w,mod} &= sN_{0,mod} + s\delta\bar{N}_{mod} \end{aligned} \quad (3-13)$$

5) プロペラオーブン特性を使い、以下の各ステップの計算を行う。下に示した計算ステップとプロペラオーブン特性上の対応を、Fig.3-2 中に番号①～④で示す。この計算の⑤のステップ時における V, N, D などは実船の値を使う。

$$\begin{aligned} s\bar{T}_{w,mod}, s\bar{N}_{w,mod} &\xrightarrow{\textcircled{1}} K_T = \frac{s\bar{T}_{w,mod}}{\rho s\bar{N}_{w,mod}^2 D^4} \xrightarrow{\textcircled{2}} J = \frac{ND}{V_a} \xrightarrow{\textcircled{3,4}} K_P = \frac{K_{Q0}}{J^3} = \frac{K_{QB}\eta_{r0}}{J^3} \\ &\xrightarrow{\textcircled{5}} \bar{P}_{w,ship} = \frac{2\pi}{75} N_{ship} Q_{ship} = \frac{2\pi}{75} \rho D_{ship}^2 V_{ship}^3 (1-w)^3 K_P \end{aligned} \quad (3-14)$$

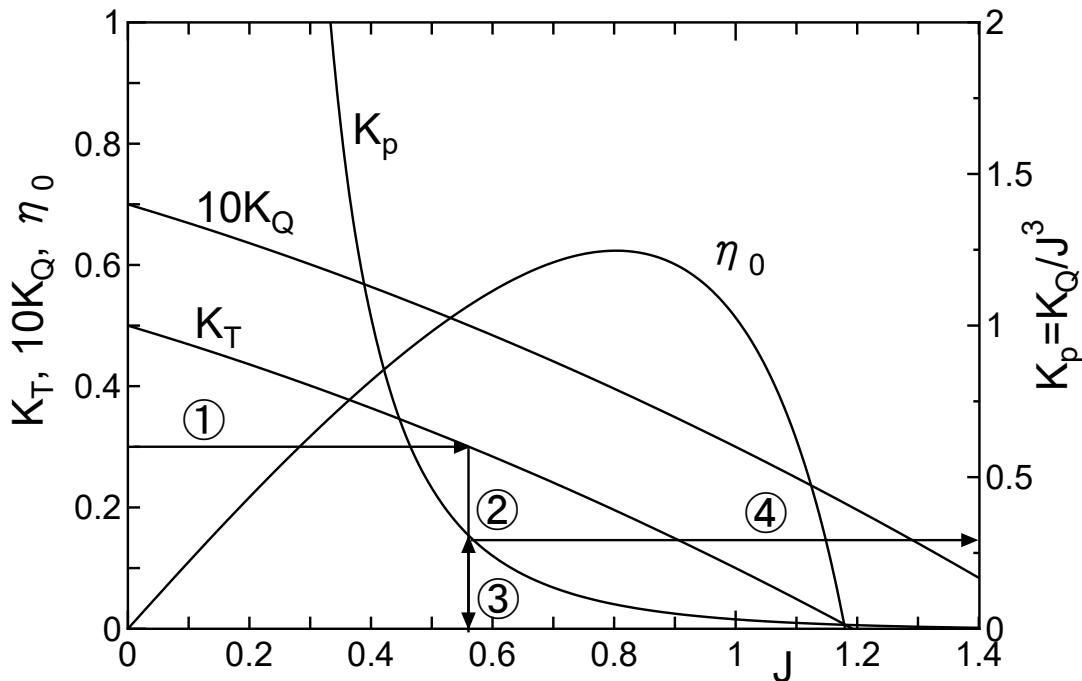


Fig.3-2 Propeller open characteristics and K_p curve.

6) 平水中の推力($sT_{0,mod}$)と回転数($sN_{0,mod}$)を用いて、ステップ 5)と同じ手順で平水中の馬力($P_{0,ship}$)を計算した後、次式にて馬力増加を求める。

$$\delta\bar{P}_{w,ship} = \bar{P}_{w,ship} - P_{0,ship} \quad (3-15)$$

この方法も自航試験を実施するだけで良いが、自航試験に使用するプロペラオーブン特性を知っておく必要がある。この時、「波浪中のプロペラの時間平均的特性は、平水中の特性と同じである。」と仮定することになる。

3.3.4 抵抗/推力一致法(RTIM)

実施される模型実験と解析は、次のとおりである。

- 1) ある速度 V で平水中抵抗試験を実施して、抵抗 $R_{0,mod}$ を求める。同様に、自航試験（速度 V ）を実施して、プロペラオーブン特性より $1 - w_0, 1 - t_0, \eta_{r0}$ 等の自航要素を求める。この場合のプロペラは、自航要素を求めるだけに必要なためストックプロペラでも良い。
- 2) 規則波中の抵抗増加実験（速度 V ）を実施して、抵抗増加の周波数特性 $(\delta R(\omega)_{w,mod})$ を求める、無次元化量 $\Delta R(\omega)$ を計算する。
- 3) 与えられた不規則波中における実船の平均抵抗増加 $\overline{\delta R}_{w,ship}$ を下記計算により求める。

$$\overline{\delta R}_{w,ship} = 2 \int_0^{\infty} \frac{\delta R(\omega)_{w,ship}}{\zeta_a^2} S(\omega)_{ship} d\omega \quad (3-16)$$

この時、 $\delta R(\omega)_{w,ship}/\zeta_a^2 = \rho_S g (B_S^2/L_S) \Delta R(\omega)$ を使う。サフィックス *ship* は、実船の値である。

- 4) 更に、風圧抵抗 ($\overline{\delta R}_{wind,ship}$)、当舵抵抗 ($\overline{\delta R}_{helm,ship}$) 等を考慮する場合は、次式で実海域の平均抵抗増加を求める。

$$\overline{\delta R}_{sea,ship} = \overline{\delta R}_{w,ship} + \overline{\delta R}_{wind,ship} + \overline{\delta R}_{helm,ship} + \dots \quad (3-17)$$

このように必要な抵抗増加量を加算することで、RTIM は実海域の各種影響を合理的に取り込むことができる。

- 5) これらの結果とプロペラオーブン特性を使って、次に矢印で示す計算を行う。

$$\begin{aligned} \overline{R}_{sea,ship} &= R_{0,ship} + \overline{\delta R}_{sea,ship} \\ \overline{R}_{sea,ship} &\xrightarrow{1 - t_0} T \xrightarrow{K_T} \frac{T}{\rho D^2 V^2 (1 - w_0)^2} \xrightarrow{K_P} \overline{P}_{w,ship} \\ &\rightarrow \overline{P}_{w,ship} = \frac{2\pi}{75} \rho D_{ship}^2 V_{ship}^3 (1 - w_0)^3 K_P \end{aligned} \quad (3-18)$$

上記では、3)の過程で実船換算したが、5)の過程までは模型レベルで値を求め、プロペラオーブン特性利用時に実船の値を使って実船換算しても良い。この方法は、抵抗、自航試験を実施する必要がある。あらかじめ、 K_T/J^2 と K_P/J^3 を求めておくと解析に便利である。

このように、馬力増加算定には TNM も RTIM もプロペラオーブン特性を使うのは同じであるが、TNM は推力と回転数を使うために自航要素は計算過程で自動的に求められるので不要であるのに対し、RTIM は抵抗増加を使うために自航要素が必要になる。これが、両方法の馬力増加算定における大きな違いである。

3.3.5 与えられた不規則波中における自航試験

指定された不規則波中における自航試験を実施する方法もあり、それは指定不規則波中における平均増加量 ($s\overline{\delta Q}_{mod}, s\overline{\delta N}_{mod}$) を求める方法である。DPM(3-2)式、QNM(3-9)式に相当する平

均馬力増加量 $s\overline{\delta P}_{mod}$ を直接求める手法で、与えられた不規則波中における性能の優劣を議論するだけになる。

これは、平山の「評価海象」³¹⁾を設定して性能の優劣を判定する考え方と同じである。多くの変数を有する実海域推進性能を、ある評価海象下で評価するという考えは当面の実海域性能を評価する課題の一つの解決策と考えられる。この時与えた不規則波を、どの量が同一であれば同一の不規則と認定するかの議論が重要になる。

3.3.6 過負荷試験法(OLTM)

波浪中においては風波の影響によって種々の抵抗増加が生じるため、荷重度は平水中の時よりも大きくなる。また、波のオービタルモーションや船体運動によって船尾流場が影響を受けて自航要素は平水中の値から変化する。自航要素の検討のために、荷重度変更試験が実施される。波浪中の自航要素は、時間平均的抵抗増加量を平水中自航試験時に過負荷として与えた「擬波浪中」で近似できるという考え方である。ただし、この考えには上述の自航要素への波浪と船体運動の影響が含まれないため厳密ではない。しかし、このような前提の基ではあるが、あらかじめ抵抗増加量を推定しておけば平水中の荷重度変更試験データだけから馬力増加を推定できる。以下、過負荷試験法(OLTM)の推定手順を示す。

OLTMにおいて実施される模型実験と解析は、以下のとおりである。

- 1) ある速度 V で平水中の SFC 無しの自航試験を実施して、トルク ${}_mQ_0$, 回転数 ${}_mN_0$ を求める。この自航点を荷重と、トルクと回転数の増分関係の原点と考える。
- 2) 荷重度を変えて、自航試験（過負荷試験；速度 V ）を行う。過負荷試験で得られた結果のトルクと回転数を、横軸が荷重 (Load(Newton)) のグラフにプロットする。
- 3) 与えられた実海域における抵抗増加 ($\overline{\delta R}_{cal.}$) を計算にて推定する。
- 4) その抵抗増加を過負荷と考えて、その過負荷におけるトルクと回転数の増分 δQ , δN を 2) の実験結果より求める。
- 5) 次式により、平均馬力増加 を求める。

$${}_m\overline{\delta P}_{mod} = \frac{2\pi}{75} ({}_mN_0 \delta Q + {}_mQ_0 \delta N + \delta Q \delta N) \quad (3-19)$$

- 6) これを 3.5 乗則でスケールアップし、実船の馬力増加量を求める。

Fig.3-3 に、荷重度変更試験データから馬力増加を求める流れを示す。ここにおけるトルク(●)と回転数データ(×)は SFC 付きと SFC 無しで行った自航試験データを使って作成した模擬データである。抵抗増加量 ($\overline{\delta R}_{cal.}$) より δQ と δN が求まるので、 ${}_mQ_0$ と ${}_mN_0$ とともに(3-19)式に代入すれば馬力増加が算出できる。

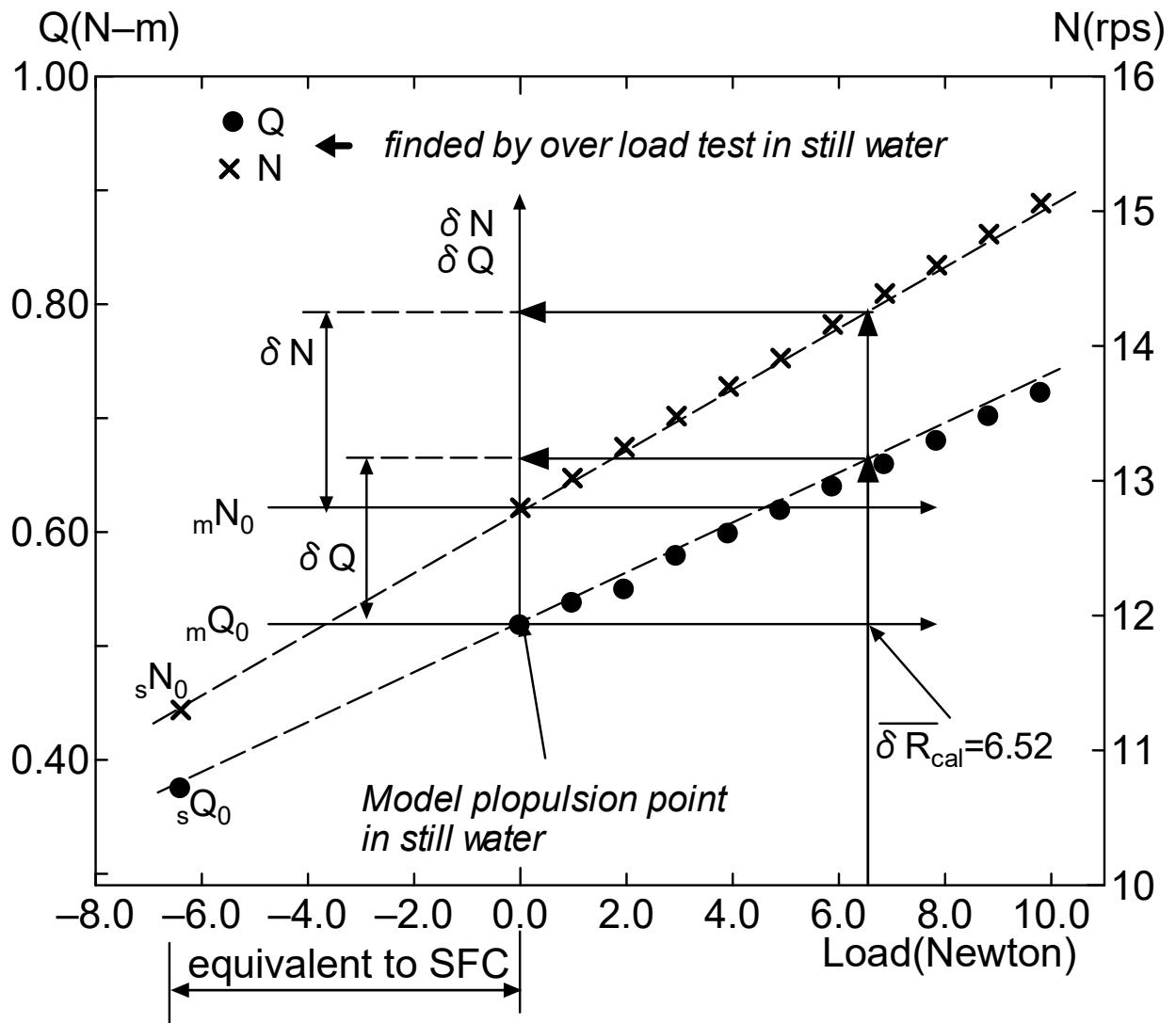


Fig.3-3 An example of the procedure by over load test.

3.4 推定法に関する検討

3.4.1 波高の二乗に比例する量について

これまでの議論で、各々の推定法にとって『どの量が波高の二乗に比例すると仮定しているか?』が重要であることがわかる。抵抗増加が波高の二乗に比例する事は理論的な根拠^{32),24)}を持つから、不規則波中の平均抵抗増加量 $\overline{\delta R}_w$ を算出する(3-16)式は、(3-2)、(3-8)、(3-12)式に比べて確かな根拠を有する。このことは、不規則波中の二次の増加量を求める場合には、本質的に重要なことである。すなわち、海象が変化した場合を考えると、これは(3-2)、(3-8)、(3-12)および(3-16)の各式中の $S(\omega)$ を変化させることに相当するが、どの式も波高の二乗に比例することを前提にしているからである。

3.4.2 波浪中の自航要素

直接馬力法 (DPM), トルク・回転数法 (QNM), 推力・回転数法 (TNM) は規則波中で計測された各種増加量を基にして馬力増加を推定するのに対し, 抵抗/推力一致法 (RTIM) は計測された

抵抗増加を基にしている。故に、自航要素を介在させて馬力増加を求める。RTIM は抵抗試験と自航試験を実施するところが他の方法との相違である。このように見て他の方法の名前と比較すると、従来言われてきた推力一致法は抵抗/推力一致法と言う方が理解しやすい。

RTIM は合理的であるが、難点は波浪中の自航要素を使う点にある。波浪中の自航要素は、平水中と同じでないからである。特に海象状態が厳しくなると、船尾流場が動的な影響を受けて静的な船尾流場と大きく違ってくる。推進効率の立場から見ると、特にプロペラ荷重の増加に伴うプロペラ効率の低下と、伴流係数の低下が影響として現れてくる。

平水中と同一船速で抵抗が増えると—波浪中の抵抗増加が生じると—プロペラ荷重が増加し、プロペラ単独効率が低下する。逆に、船体運動、特に縦揺れが大きくなると伴流係数の低下につながり、荷重度が減少する。このように船速を維持した実験において、抵抗増加と船体運動はプロペラ荷重度に対しては反対の働きをする。これらのがことが、運動周波数、運動振幅、運動と波との位相差によって様々に変化する。波浪中における自航要素が、平水中とどのように違うかがはつきりする研究成果が出てくれれば RTIM が一番論理的であるが、自航要素に関して精度を持った結論を得ることは現下の研究段階では難しい。最近では、省エネルギー装置の評価の観点から波浪中自航要素に着目した研究³³⁾も行われつつあり、それらの研究の進展が望まれる。

今までの研究結果を概観すると、「激しい波浪状況では自航要素は変わるが、穏やかな波浪状況下ではほぼ同じである」と考えるのが妥当である³⁴⁾。その境を決めるのは難しいが、プロペラ露出の有無が境目の一つと考え、「プロペラチップの露出確率が A%である範囲内ならば、平水中の自航要素を利用できる」と、A を指定できれば明確になる。

3.4.3 波浪中のプロペラ特性

RTIM での馬力増加推定には、プロペラオーブン特性を使用する。この特性が波浪中で変わるとこの方法が成り立たなくなるが、McCarthy³⁵⁾, Ilyin³⁶⁾, 中村³⁷⁾ らの従来の研究に拠ると「激しい波浪状況でなければ、時間平均的には平水中で得られたプロペラオーブン特性と同じである。」と結論している。しかしながら、馬力増加推定精度の向上には上述の自航要素を含めてプロペラ特性が波浪中においてどのように変化するのかをもう一度見極めておく必要がある。

3.5 規則波中抵抗増加応答関数の処理方法

3.5.1 規則波中応答関数の基本的な扱い方

OLTM を除く 4 種類の手法は、馬力増加推定の段階で規則波中抵抗増加応答関数と波スペクトラムを掛け合わせた後に(3-2), (3-8), (3-12)および(3-16)式により $\omega_{min} \sim \omega_{max}$ の範囲で積分する。実験可能な周波数範囲は限られているので、応答関数は波スペクトラムの周波数範囲に比べて狭い範囲にしか実験値が存在しない。

そこで、応答関数の端部処理を行うことになるが、この処理は重要である。ここでは比較的多く用いられる次の方法を採用した。すなわち、Fig.3-4 に示すように低周波側の端点は、いずれの応答関数も直線外挿によってゼロに漸近させ周波数(ω_{min})を決める。一方、高周波側は応答値がゼロに

は漸近しないので、実験を行った最大周波数での値がそのまま ω_{max} まで継続することを基本とした。

各手法の馬力増加推定手順に従い、こうして設定された積分範囲にて波スペクトラムと各応答関数を掛け合わせる。なお、抵抗増加の応答関数はトルク増加や回転数増加の応答関数と違い理論値を用いることで、後述する処理を行うことができる。

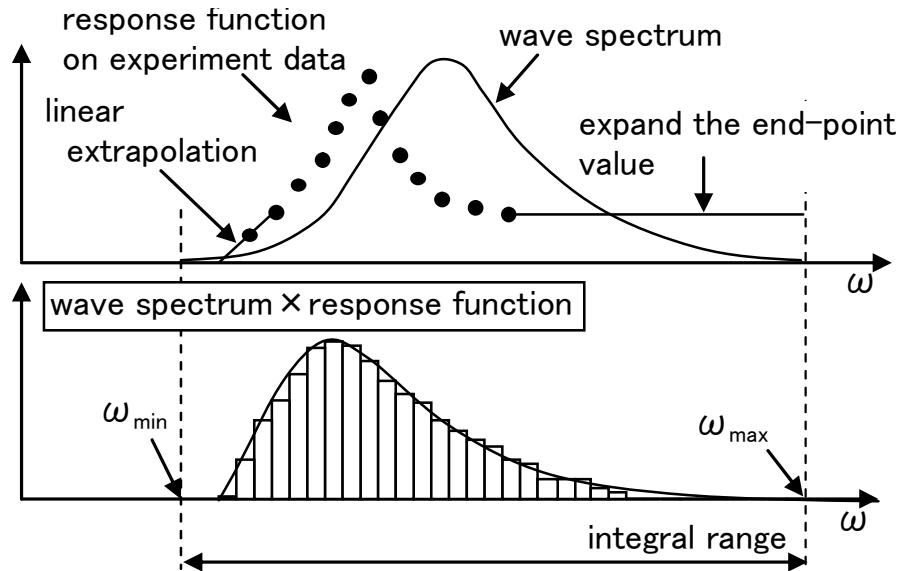


Fig.3-4 Treatment of response function on experiment data.

3.5.2 短波長域の抵抗増加推定と便宜的な端部処理

(1) 短波長域の抵抗増加推定式

トルク増加、推力増加および回転数増加は計算で求める理論がないため、実験または別 の方法で取得するしかない。抵抗増加については短波長領域を含めて確立された理論式が存在するので、抵抗/推力一致法 (RTIM) の場合は理論値を用いることが可能である。ここでは、3.5.1 で示した端部処理のうちの高周波側の処理に理論値を使う。理論式と組み合わせることで、不明であった高周波側の値が明確になり、合理的な根拠を有した精度の良い馬力増加推定が可能となる。短波長域抵抗増加推定式として、SR243 研究部会にて提案³⁸⁾された次式を用いる。これは、速度修正項、喫水修正項を含んだ藤井・高橋³⁹⁾の式を、速度修正項は Faltinsen⁴⁰⁾の式にて、喫水修正項は多数の実験結果を $f(d/B)$ で整理した式にて、それぞれ置き換えた式である。

$$\sigma_{AW}(\omega) = \left(1 + \frac{2\omega V}{g}\right) f\left(\frac{d}{B}\right) \overline{\sin^2 \beta} \quad (3-20)$$

ここで、 d : 喫水、 g : 重力加速度、 B : 船幅、 ω : 波周波数、 V : 船速、 $\overline{\sin^2 \beta}$: ブラントネス係数である。

この式は船首部における波の反射によって生じる抵抗増加を表現したものであり、簡単な船型

情報から短波長域の抵抗増加を推定できる。船舶が大型化するにつれて、この領域における抵抗増加推定がますます重要となる。

(2) エントランス長さ(L_E)を用いた端部処理

(3-20)式を用いると、短波長域の抵抗増加を求めることができるが、その値は λ/L が小さく (ω が大きく) なれば極端に大きくなる。この場合、(3-20)式がどこまでの波長に対して有効であるかが問題となる。この問題は、未解決である。一つの対策として、エントランス長さ(L_E)を用いて計算範囲を決めることとした。

向波状態を考えると、短波長域の抵抗増加は船首部からだけで船体平行部では生じない。そこで、 L_E を一つの目安と考え、 λ/L が L_E/L と等しくなるまでの抵抗増加量を(3-20)式で求め、その結果を妥当な値とした。すなわち、それより短い波長では碎波等の別な条件を考慮する必要があり、(3-20)式は単純には適用できない。

Fig.3-5 上図は、抵抗増加データに関する端部処理を示すものである。また、Fig.3-5 下図は、上図の $\lambda/L=0 \sim 0.8$ を拡大してプロットした。図中の○印は実験点を示しているが、 $\lambda/L=0.5(\omega \approx 0.55)$ までしか値がない。そのため、 ω_{max} が $\lambda/L=0.5$ よりもさらに右側にある場合は、次の三つの便宜的な方法を用いる。

①最も短波長での実験値（本論の場合は、 $\lambda/L=0.5$ の値）を継続して用いる。

②(3-20)式によって推定した抵抗増加量を用いる。×印で表し、 $\lambda/L=0.1(\omega \approx 12.41)$ まで計算しているが、波長が短くなる（ ω が大きくなる）に従い大きくなる。

③+印は L_E/L により計算範囲を設定した場合で、この船では計算の下限が $\lambda/L=0.3(\omega \approx 7.17)$ である。

①の場合と③の場合を比べると、Fig.3-5 下図の一点鎖線の差がある。①の方法は、最も短波長域での実験値が重要で、その値が過重視される傾向になる。

Fig.3-6 は、波スペクトラムと抵抗増加応答関数を掛け合わせて船体応答スペクトラムを計算する場合に、実験結果に L_E/L によって短波長域の抵抗増加の計算範囲を設定して求めた値（上述の③）を加えた場合と実験結果だけを用いた場合を比較したものである。平均波周期 (T_0) 別に示すが、短周期の波スペクトラムは高周波側にエネルギーを持つために端部処理の差が大きい。特に $T_0=0.8$ 秒における両者の差が顕著であり、これは無視できない。

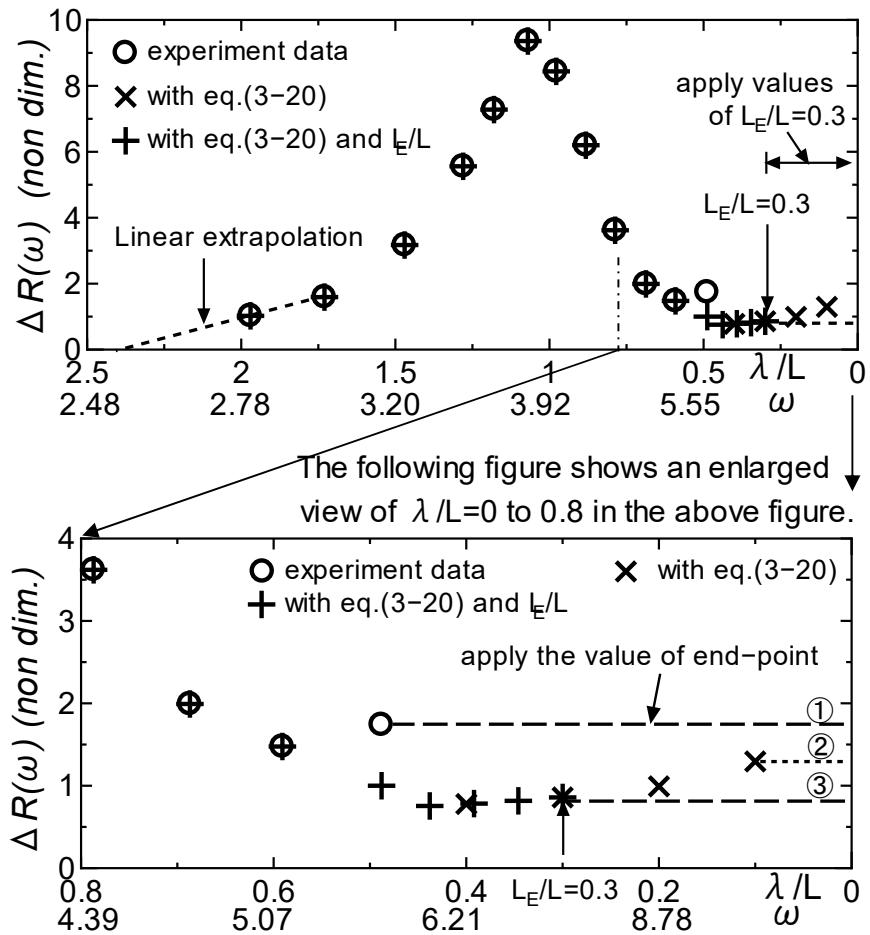


Fig.3-5 Added resistance in short wave length (head sea).

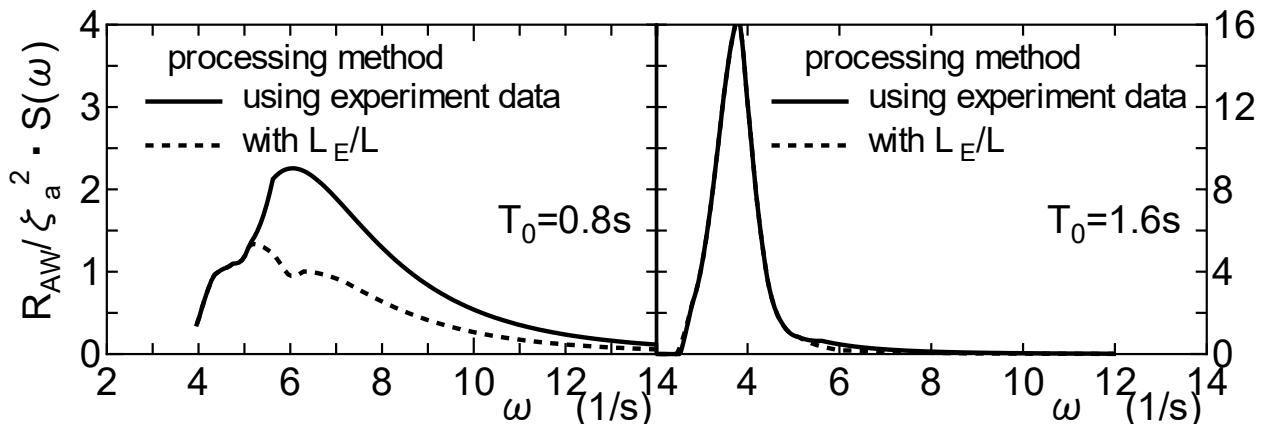


Fig.3-6 Comparison with response spectrum of added resistance in head sea condition (model scale).

3.5.3 正規化した波スペクトラムによる短期応答推定の積分範囲の明確化

前節に述べた方法によれば、船体短期応答値を計算する平均波周期を変えると波スペクトラムが出現する周波数範囲は異なる (Fig.3-7 を参照)。そのため、規則波中船体応答関数の端部処理の周波数範囲も平均波周期に応じてその都度変えなければならない。波スペクトラムの出現周波数範囲が平均波周期に依らず一定であれば、規則波中船体応答関数の端部処理を行うべき周波数範囲が明確になり処理しやすい。

(1) 無次元周波数を用いた波スペクトラムの変数変換

ISSC(1964)波スペクトラムは、有義波高 $H_{1/3}$ 、平均波周期 T_0 および円周波数 ω によって次式で表される。

$$S(\omega) = 0.11H_{1/3}^2 \frac{T_0}{2\pi} \left(\frac{\omega T_0}{2\pi} \right)^{-5} \exp \left\{ -0.44 \left(\frac{\omega T_0}{2\pi} \right)^{-4} \right\} \quad (3-21)$$

Fig.3-7 は(3-21)式によって 4 つの T_0 にて波スペクトラムを計算した結果で、 T_0 毎に波スペクトラムの出現周波数範囲が異なる。

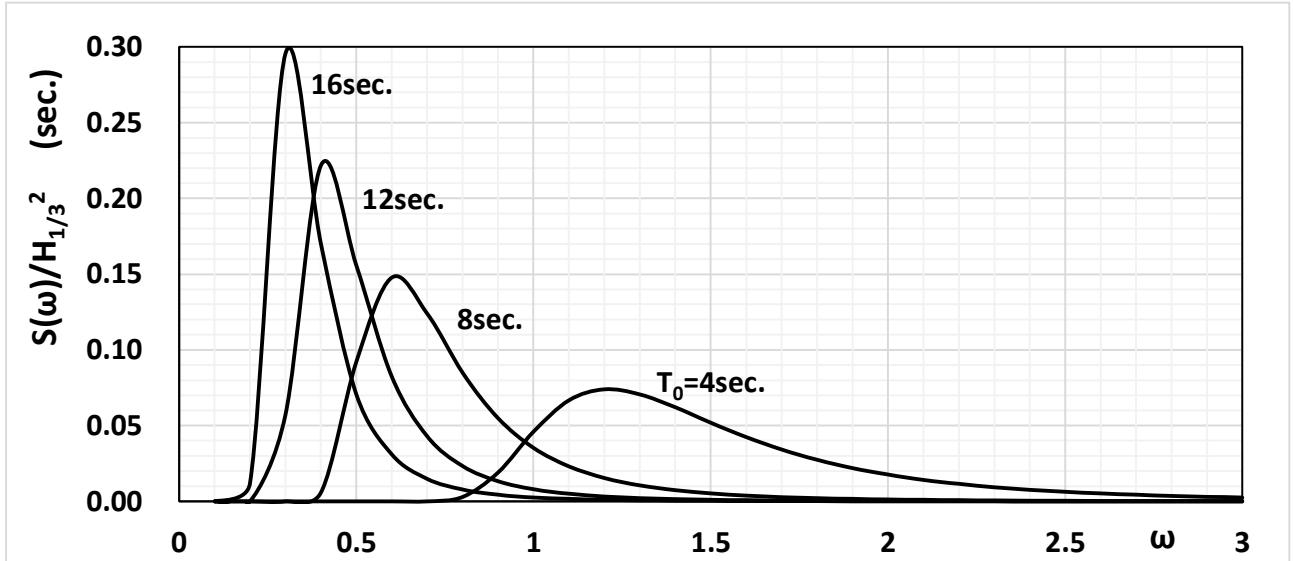


Fig.3-7 Wave spectrum by mean wave period.

また、規則波中船体応答関数として抵抗増加 $R_{AW}(\omega)/\zeta_a^2$ を例に取れば、(3-16)式に(3-21)式を代入することで、不規則波中の平均抵抗増加量 $\overline{R_{AW}}$ が次式によって推定できる。

$$\overline{R_{AW}} = 2 \int_0^\infty \frac{R_{AW}(\omega)}{\zeta_a^2} 0.11H_{1/3}^2 \frac{T_0}{2\pi} \left(\frac{\omega T_0}{2\pi} \right)^{-5} \exp \left\{ -0.44 \left(\frac{\omega T_0}{2\pi} \right)^{-4} \right\} d\omega \quad (3-22)$$

(3-22)式を積分する時は、 T_0 を与えて波スペクトラムが有意な値となる上下限の周波数を積分周波数の上下限と決めた後、その上下限の範囲で抵抗増加応答関数に対して 3.5.2 節に述べた方法によって端部処理を行う。ここで、積分する周波数範囲が T_0 に依存することがないように、(3-21)式を次式で示す無次元周波数 ξ によって変数変換して正規化する。

$$\xi = \frac{\omega T_0}{2\pi} \quad (3-23)$$

(3-23)式を(3-21)式に代入し、 ξ によって変数変換を行うと次式となる。

$$S_\xi(\xi) = S(\omega) \frac{d\omega}{d\xi} = 0.11H_{1/3}^2 \xi^{-5} \exp\{-0.44\xi^{-4}\} \quad (3-24)$$

(3-24)式を(3-22)式に代入すれば、次式を得る。

$$\overline{R_{AW}} = 2 \int_0^\infty \frac{R_{AW}(\xi)}{\zeta_a^2} 0.11H_{1/3}^2 \xi^{-5} \exp\{-0.44\xi^{-4}\} d\xi \quad (3-25)$$

(3-21)式の波スペクトラムは Fig.3-7 のように T_0 に依存して形状が変わるが、(3-24)式の正規化後の波スペクトラムは Fig.3-8 のように T_0 に依存していないので ξ を決めれば形状が一意に決まる。なお、このように変数変換して正規化した場合は、 $\xi=1$ が T_0 となる。

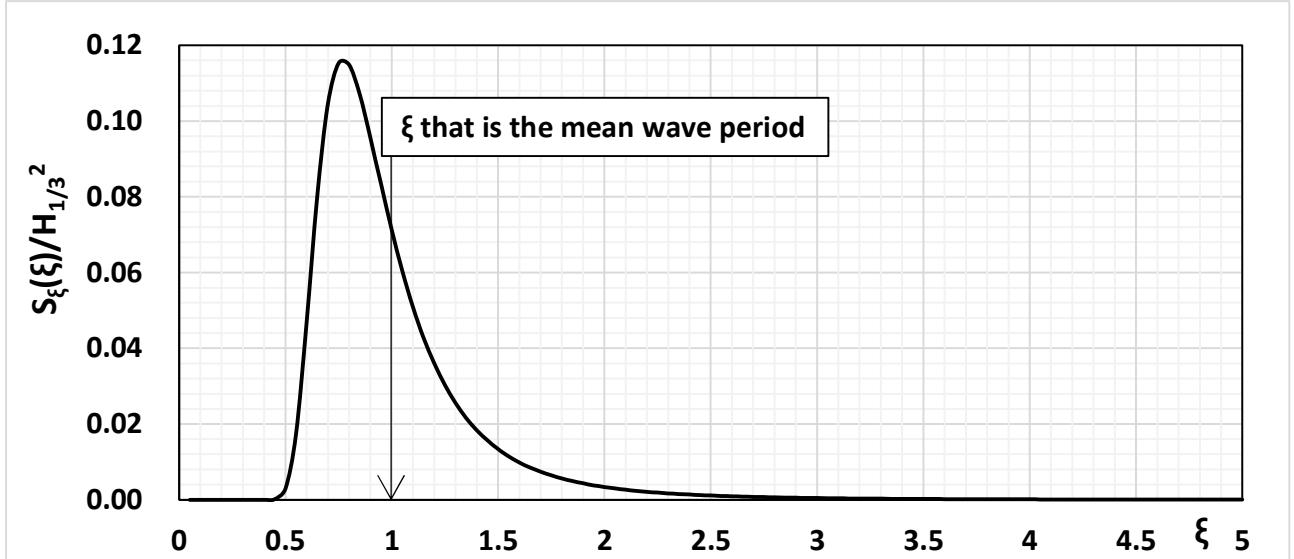


Fig.3-8 Wave spectrum normalized by non-dimensional frequency.

(2) 船体短期応答推定のための積分範囲を波スペクトラムによって決定

船体短期応答推定時の積分に考慮すべき ξ の範囲は、広範囲な ξ によって波スペクトラムを積分した時の値を真値として、真値に対する積分誤差が許容できる値であることを根拠として決めれば良い。

Fig.3-8 に示した波スペクトラムの分散値を ξ の範囲を変えて計算することで、妥当な ξ の積分範囲を決める。Table 3-1 は、積分する ξ の範囲を種々変えたときの波スペクトラムの分散値を計算した結果である。また、積分誤差によって積分範囲の妥当性を評価するために、 $\xi=0.05 \sim 5$ を積分範囲とした時の分散値（ここでは台形公式による積分にて算出）を基準として、積分範囲を狭めた時の結果との比率も求めた。念のため積分の妥当性を確認するために、求めた分散値を $H_{1/3}$ に換算した値も併記した。波スペクトラムは有義波高によって正規化されているので、十分な積分範囲を与えて積分すれば、 $H_{1/3} = 1.0m$ になる。 $\xi=0.05 \sim 5$ を積分範囲として求めた分散値は、目標の $H_{1/3}$ に合っており積分範囲決定の基準値に使える。

船体短期応答推定の積分に考慮すべき ξ の範囲は狭い方が規則波中応答関数の端部処理にとつ

て都合が良いが、狭すぎると積分誤差が大きい。Table 3-1 によれば、 ξ の範囲を 0.45～3 に取れば基準値に対して 0.5% の積分誤差に収めることができる。したがって、 $\xi=0.45\sim3$ を積分範囲の一つの目安にすることができる。この時、 $S_\xi(\xi=0.45) \cong 0.0001$ 、 $S_\xi(3) \cong 0.0005$ で、 $S_\xi(\xi)$ がピークとなる $\xi=0.75$ における値 $S_\xi(0.75) \cong 0.1153$ に対してそれぞれ 0.1%、0.4% と小さな値で、有意な波スペクトラム値が $\xi=0.45\sim3$ に網羅されている。

Table 3-1 Comparison of wave spectrum variance values for different ranges of ξ to be integrated.

	variance values and ratios by range of ξ			
range of ξ	① 0.05～5	② 0.5～2.2	③ 0.45～3	④ 0.45～2.6
σ_ξ	0.0626	0.0615	0.0623	0.0621
ratio ($\sigma_{zi} \div \sigma_{z①}$)	—	0.982	0.995	0.992
converted to Significant Wave Height (4 σ_ξ)	1.001	0.992	0.998	0.997

(3) 規則波中船体応答関数の端部処理を行う λ/L の範囲

波スペクトラムの観点から、船体短期応答推定時における妥当な積分範囲の一つの目安を $\xi=0.45\sim3$ とした。決定した積分範囲の上下限 ($\xi_{upper} \sim \xi_{lower}$) を (3-25) 式に代入すると、船体短期応答推定式は次式となる。

$$\overline{R_{AW}} = 2 \int_{\xi_{lower}}^{\xi_{upper}} \frac{R_{AW}(\xi)}{\zeta_a^2} 0.11H_{1/3}^2 \xi^{-5} \exp\{-0.44\xi^{-4}\} d\xi \quad (3-26)$$

波スペクトラムを無次元周波数 ξ によって正規化することで、船体短期応答推定に必要な ξ における積分範囲が決定できた。決定した ξ の範囲に対して、(3-26) 式におけるもう一方の被積分関数の規則波中船体応答関数を求めておかなければならぬ。

規則波中船体応答関数は λ/L ベースで計算されることが多いので、無次元周波数 ξ と λ/L の関係を把握しておくと船体短期応答推定時において規則波中船体応答関数の端部処理の要否確認に便利である。 ξ と λ/L の関係は、次式である。

$$\xi = \frac{\omega T_0}{2\pi} = T_0 \sqrt{\frac{g}{2\pi L}} \sqrt{\frac{L}{\lambda}} \quad \leftrightarrow \quad \frac{\lambda}{L} = \left(\frac{g}{2\pi}\right) \left(\frac{T_0}{L}\right)^2 \xi^2 \quad (3-27)$$

(3-27) 式によれば、決められた ξ の範囲における λ/L は船長 L と T_0 をパラメータとして算出される。すなわち、無次元周波数にて正規化した波スペクトラム $S_\xi(\xi)$ を用いる方法は、積分に必要な規則波中船体応答関数の周波数点を L と T_0 を用いて決めるところが特徴である。

水槽実験では施設の規模・能力や模型船のサイズにもよるが、規則波中船体応答関数は $\lambda/L=0.2\sim2.0$ の範囲にて実験されるのが一般的である。規則波中船体応答関数が設定した積分区間 ($\xi=0.45\sim3$) において実験や計算が行われていれば良いが、その範囲が十分でない場合は端部処理を考えなければならない。規則波中船体応答関数はそれぞれ特性が異なるので個別に端部処理の方法を

考えなければならないが、馬力増加推定精度向上を目的とする上で本節では規則波中抵抗増加応答関数 R_{AW} の場合を考える。なお、 R_{AW} の端部処理の詳細は、3.5.2節で述べた。

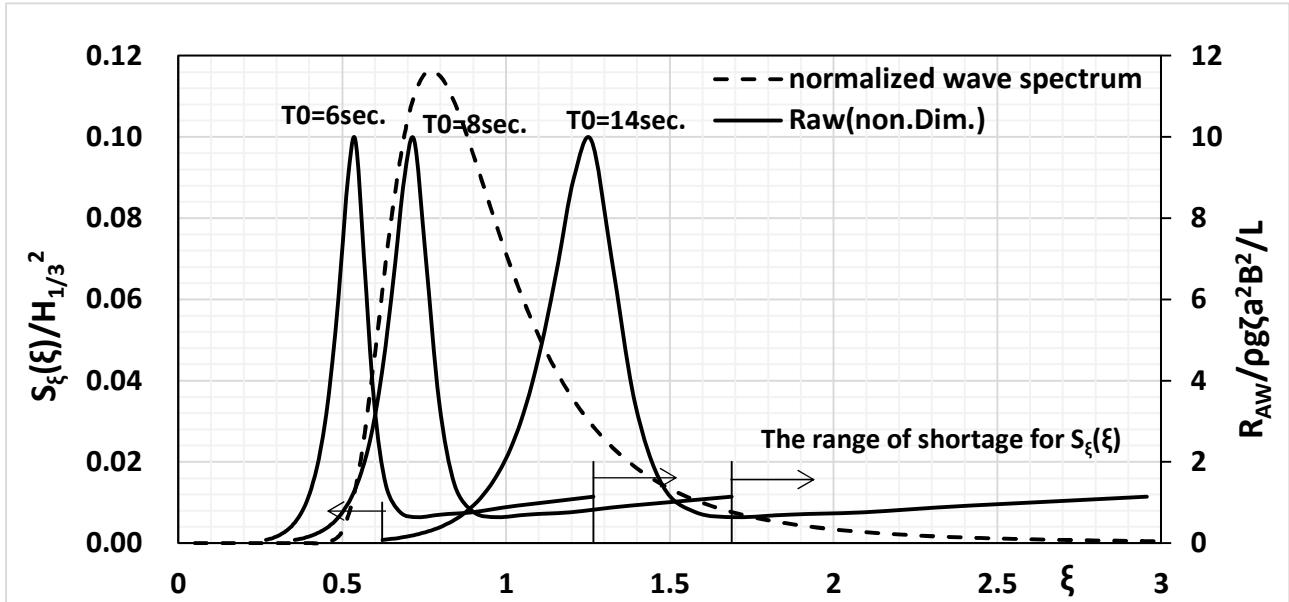


Fig.3-9 Relationship between the response function of R_{AW} in regular waves and normalized wave spectrum for non-dimensional frequencies.

Fig.3-9 は、 ξ ベースでの $R_{AW}(\xi)$ を平均波周期別 ($T_0=6$ 秒, 8秒, 14秒) にプロットした。正規化した $S_\xi(\xi)$ を併記することで、Table 3-1 で決定した $S_\xi(\xi)$ の積分範囲 $\xi=0.45\sim 3$ に対して R_{AW} の範囲がどの程度であるかが確認できる。例えば、 $T_0=6$ 秒では $\xi=1.27\sim 3$, $T_0=8$ 秒では $\xi=1.69\sim 3$, $T_0=14$ 秒では $\xi=0.45\sim 0.62$ の R_{AW} 値が不足している。しかし、あまりに広い周波数範囲において R_{AW} の精度は保証されないのが現状のため、 R_{AW} を求めておくべき周波数に上下限を設けておくことが合理的である。

まず、短波長側 (ξ が大きくなる側) の設定限度を考えるために、ここでは船舶の航行に大きな影響を及ぼす波高の最小値を 1m とする。実海域においては波長が短くなると碎波が起こるが、その理論的な碎波限界の波高/波長比 (H/λ) は 1/7 である。ただし、実際の海面では $H/\lambda=1/10$ 程度でほとんどの波が碎波してしまうと言われており、本節では波高が 1m の場合に碎波現象が生じない限界の波長を 10m とする。この波長を船体短期応答推定時に考慮すべき最小の波長とすれば、船毎に R_{AW} を求めておく最小の λ/L が決定できる。

一方、長波長側 (ξ が小さくなる側) の限度設定については、 R_{AW} が $\lambda/L=4$ 程度でゼロに漸近することを考えて $\lambda/L=4$ を積分範囲の上限とすれば良い。

上述を整理するために、Table 3-2 に 4 つの船長に対して R_{AW} 値をセットしておくべき λ/L の上下限値の目安をまとめた。

Table 3-2 Approximate upper and lower bounds for λ/L to set the response function of R_{AW} in regular waves.

Ship Length (m)	Lower Limitation of λ/L	Upper Limitation of λ/L
150	0.07	4.0
200	0.05	
300	0.03	
400	0.03	

(4) 波スペクトラムと規則波中抵抗増加応答関数の両観点から決定した積分範囲

Fig.3-10 は(3-27)式によって計算した λ/L と ξ の関係を示す一例 ($T_0=6$ 秒の場合) で、二本の実線（太実線 : $L_{pp}=150m$, 細実線 : $L_{pp}=300m$ ）が $\lambda/L=0.2 \sim 2.0$ の範囲で計算あるいは実験を行ったものとして ξ を求めた結果である。図中の $\xi=0.45$ と $\xi=3.0$ にある一点鎖線は、Table 3-1 にて決めた波スペクトラムを基準として決めた ξ の上下限値（表中③の $\xi=0.45 \sim 3.0$ ）である。また、破線は計算/実験範囲の λ/L では(3-26)式における積分範囲が不足する ξ を示す。

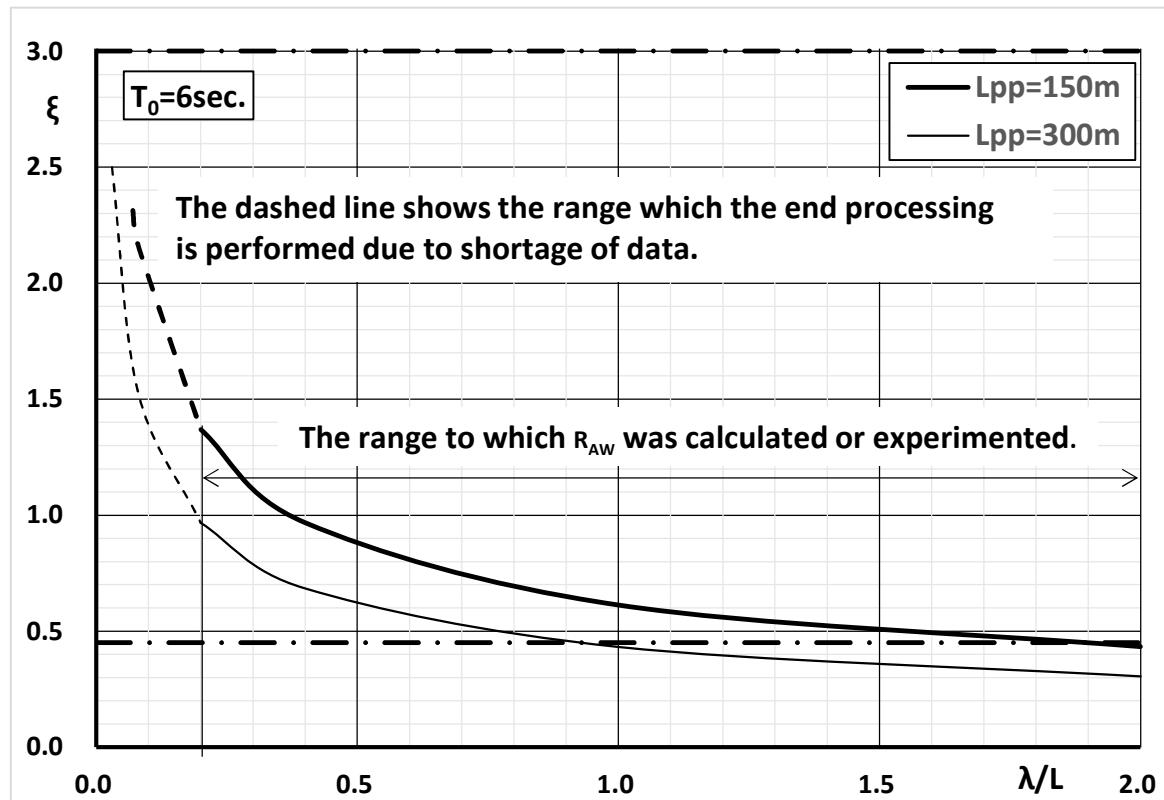


Fig.3-10 An example of the relationship between λ/L and ξ calculated by eq. (3-26).

Fig.3-10 によれば、 $L_{pp}=150m$ の船舶において計算/実験範囲の $\lambda/L=2.0$ 時に $\xi_{lower}=4.3$ のため端部処理による積分範囲拡張は不要だが、 $\lambda/L=0.2$ の時に $\xi_{upper} \approx 1.4$ で波スペクトラムを基準として決めた $\xi_{upper}=3.0$ に対して不十分な値のため端部処理を行って上限値を拡張しなければならない。太い破線は、Table 3-2 に示した λ/L の上下限値の目安を参考に決めた端部処理の範囲である。この条件における端部処理範囲は $\lambda/L=0.2 \rightarrow 0.07$ で、 $\xi \approx 1.4 \sim 2.3$ となる。したがって、このように

決めた(3-26)式の積分範囲は $\xi_{lower} \sim \xi_{upper} = 0.45 \sim 2.3$ で、この積分範囲にて Table 3-1 と同じ計算を行ふと $H_{1/3} = 0.995$ となり、 $\xi_{upper} = 3.0$ としなくとも真値に対する誤差は許容できる。

また、Fig.3-10 中の細い破線で示した $L_{pp}=300m$ の場合では $L_{pp}=150m$ に比べてさらに広い範囲の $\lambda/L (=0.2 \rightarrow 0.03)$ にて端部処理を行わなければならないことがこの図からわかる。 $L_{pp}=300m$ の船舶の(3-26)式の積分範囲は、 $\xi_{lower} \sim \xi_{upper} = 0.45 \sim 2.5$ である。

こうして $S_\xi(\xi)$ の計算精度の観点から決めた $\xi_{lower} \sim \xi_{upper} = 0.45 \sim 3.0$ を基準としながら、長波長において 0 に収束する $R_{AW}(\xi)$ の特徴と短波長側では碎波が生じるという波高の限界特性を考慮して現実的な ξ の範囲を決める考え方の妥当性が確認できた。

3.6 馬力増加の推定例

3.6.1 供試船のデータ

Table 3-1 は、試計算に用いたコンテナ船（模型ベース）およびタンカー（実船ベース）の主要目を示す。この他に必要な情報として、プロペラ特性、トルク、回転数、スラストおよび抵抗増加の応答関数、計算対象とする海象・気象データ（有義波高 ($H_{1/3}$)、平均波周期 (T_0)、風速、風向）がある。なお、用いた波スペクトラムは、ISSC(1964)で提案された次式である。

$$S(\omega) = 0.11H_{1/3}^2 \frac{T_0}{2\pi} \left(\frac{\omega T_0}{2\pi} \right)^{-5} \exp \left\{ -0.44 \left(\frac{\omega T_0}{2\pi} \right)^{-4} \right\} \quad (3-28)$$

Table 3-3 Principal dimensions.

Item	Container (model)	Tanker (ship)
Length (m)	4.0	320.0
Breadth (m)	0.585	53.3
Propeller Diameter (m)	0.15	9.3
Entrance Length (m)	1.20	60.0
Scale	43.75	1.0
Froude no.	0.25	0.129
1-t	0.824	0.805
1-w	0.713	0.568
Resistance in still water (kg)	1.78	1.46×10^5
Torque in still water (kg-m)	0.0528	—
RPM in still water (rps)	12.8	—
Ahead wind resistance coefficient	—	1.1
Ahead projected area above waterline (m ²)	—	940.0

また、本論では正面向波中実験データを用いて、長波頂不規則波中の馬力増加を推定する。コンテナ船の模型実験データは、内藤⁴¹⁾が過去に発表した論文に記載されている結果を用いた。タンカー船の諸データについては SR208 研究部会⁴²⁾において公表された値を用いた。また、タンカー

船の抵抗増加応答関数データは、SR208 研究部会で実施された推定結果を実験データとして代用した。

3.6.2 馬力増加の試算例

(1) 短波長域の実験不足の補正

Fig.3-11 は、各推定法によりコンテナ船の馬力増加を推定した例（平均波周期の影響）である。抵抗/推力一致法（RTIM）については、短波長域の実験値不足を Fig.3-5 で示した三つの方法で補正した結果を示す。すなわち、①実験点のみを用いて推定した結果を×印（本計算の ω_{max} は、波スペクトラムが略ゼロとなる周波数とした。）、②(3-20)式を使った場合を+印（本計算では、 $\lambda/L=0.1$ まで(3-20)式で計算した。）、③ L_E/L で処理した場合が□印（本計算では、 $\lambda/L=0.3$ まで(3-20)式で計算した。）である。この図により、波周期の短い（短波長）領域で差が顕著であり、この船の場合は実験点だけを用いると他の方法に比べて馬力増加が大きくなる。すなわち、良く言われるように実験値がない短波長においては短波長域の推定手法が重要なことを示している。

実験が難しい短波長域は、(3-20)式に対応した理論式によって不足する領域の値を補完すべきである。ただし、短波長抵抗増加推定式は極超短波においては過大な値を与えることがあるので、上述の L_E/L を用いた短波長域の計算範囲の設定が必要である。

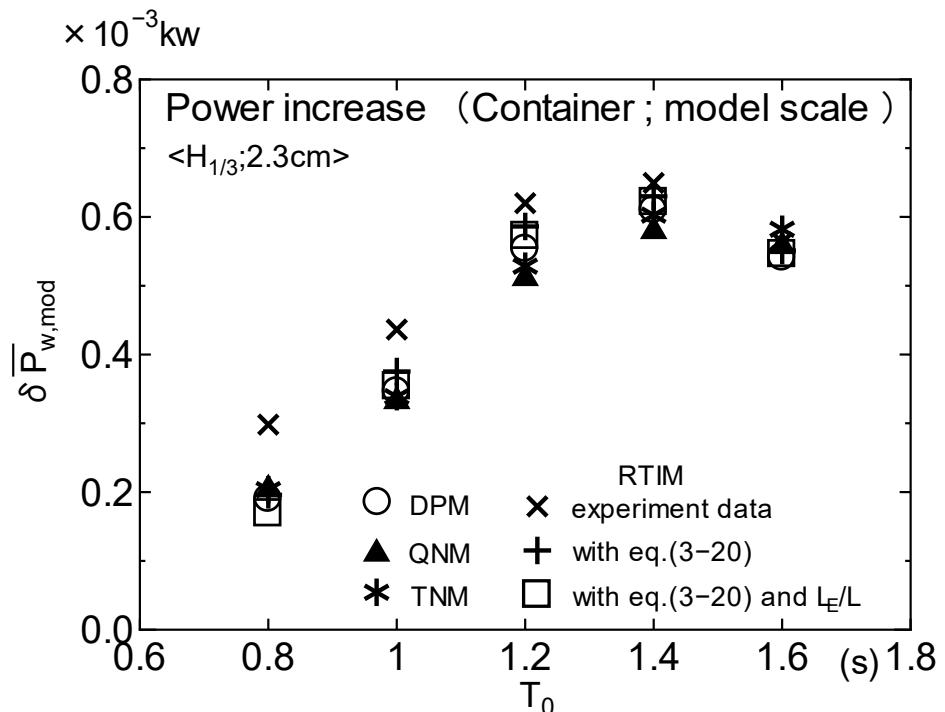


Fig.3-11 Relation between power increase and mean wave period (head sea, $H_{1/3}=2.3\text{cm}$).

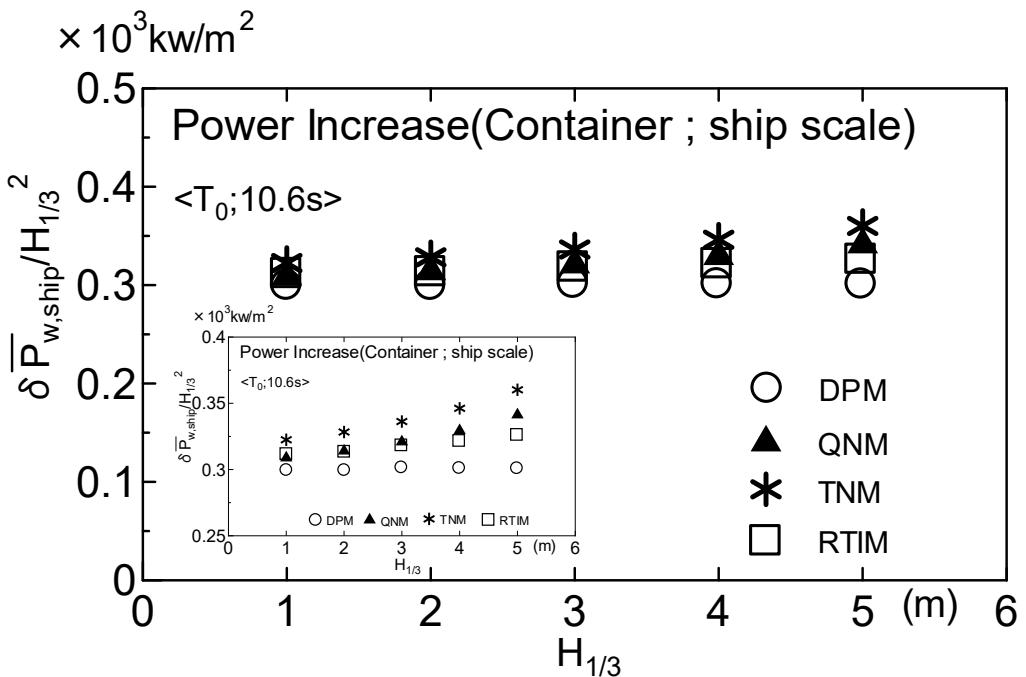


Fig.3-12 Relation between power increase and significant wave height (head sea, $T_0=10.6s$).

(2) 波高影響

Fig.3-12 は馬力増加に対する波高影響を確認するために、平均波周期が 10.6 秒の場合の結果を有義波高の二乗で除した馬力増加の実船換算値を示す。図に示した波高の範囲において各推定法による馬力増加がどの程度まで波高の二乗に比例しているか、その様子がわかる。なお、Fig.3-12 中の小さなグラフは、各推定法による結果の違いを明示するために同図の縦軸を拡大したものである。この図によれば、①DPM は略一定値をとる、②QNM と TNM は波高が大きくなるに従い暫増する、③RTIM は波高が 3m までは略一定であるがそれを超えると暫増する。

(3) 馬力増加に影響する風圧抵抗、当舵抵抗

Fig.3-13 は、波、風、当舵の抵抗増加が馬力増加に及ぼす影響をビューフォート風力階級 (BNO) 每に計算 (向波中) したものである。BNO に対応する有義波高、平均波周期、風速を Table 3-4 に示す。馬力増加推定法は RTIM で、タンカーを用いて計算した。実験値の抵抗増加応答関数だけを使う●印に比べ、短波長域の計算値を加えた推定(×印)は少し大きい。風圧抵抗は馬力増加推定に大きく影響し、波だけの場合 (×印) に比べ BNO=7 において概ね 2 倍 (□印) になっている。この船では、BNO=5 以下では風圧抵抗が支配的である。なお、風圧抵抗 ($\overline{\delta R}_{wind,ship}$) は Table 3-3 に示した正面風圧抵抗係数 C_X と水面上正面投影面積 A_T を用いて、次式で算出した。

$$\overline{\delta R}_{wind,ship} = \frac{1}{2} \rho_a A_T C_X V_R^2 \quad (3-29)$$

ここで、 ρ_a : 空気の密度、 V_R : 相対風速、である。

さらに、当舵を考慮した場合が△印である。この図では当舵抵抗の影響度は小さいが、上部構造物が大きい PCC (Pure Car Carrier) では当舵の影響は無視できない。なお、当舵抵抗は SR208 研究

部会にて提案された推定式⁴³⁾を用いた。

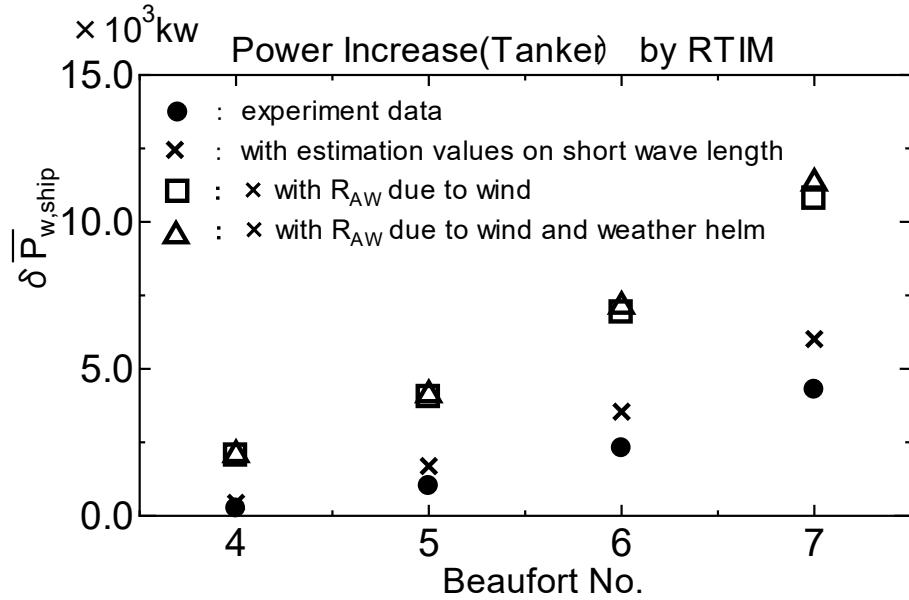


Fig.3-13 Power increase for tanker in actual seas that several added resistance components (wave, wind and helm) are considered ($L_{pp}=320m$, head sea).

当舵による抵抗増加の計算に必要な当舵量は、波高や波向きと強い相関がある。短波頂不規則向波中を航行している場合でも、波の方向分布を考えると当舵が必要になると予想される。付録1の(A1-14)式によれば、風波中における当舵量は風圧横力および波浪定常横力の大きさで決まるが、波浪定常横力が波高の二乗に略比例することを考えると、波による当舵量は波高の二乗に略比例するとして扱える。そこでここでは『短波頂不規則向波中における当舵量 δ_R は波高の二乗に比例し、かつ最大当舵量 δ_{Rmax} は 5° （ここでは有義波高4m (BNO=7) にて最大当舵量とした）である。また、プロペラ旋回流等の影響による平水中の当舵量は 1° である。』と想定することとし、次式により与えた。

$$\delta_R = 0.25H_{1/3}^2 + 1.0, \quad \delta_{Rmax} = 5^\circ \quad (3-30)$$

(4) 馬力増加から得られる情報；燃費、シーマージン

こうして馬力増加が求まると、短期海象中を航行した場合の船速低下量、馬力増加率や燃料消費量増加など各種情報の算出が可能となる。一例として、Fig.3-14に馬力増加率の算出例を示す。例えば、波・風・当舵の抵抗成分を考慮して算出した馬力増加を用いた場合（△印）、BNO=4で約15%であった馬力増加率が厳しい海象になると増加してゆく様子がわかる。

シーマージン（SM）はある意味では契約条項に含まれているような量であるが、次式で定義されている。

$$SM = \frac{P_w - P_0}{P_0} \quad (\%) \quad (3-31)$$

ここで、 P_0 ：平水中航海速力時の馬力、 P_w ：波浪中で航海速力を維持するための必要馬力、である。

この式は簡単であるが、それ故に種々の議論がなされ、誤解を招く場合もある。これは別の言葉で言えば、馬力増加率である。この時、馬力を比較する波浪中の船速は平水中のそれと等しい。この式を使って、ある短期海象下で「*SM* が *A* %である」とする場合があるが、短期海象下では「馬力増加率が *A* %である」と言うべきと考える。シーマージンは、ある長期間の平均的な馬力増加を使った馬力余裕の概念であるからである。この意味から、Fig.3-13 ではシーマージンでなく馬力増加率という用語を用いた。当然のことながら長期予測の手法にここで得られた馬力増加の結果を使えば、種々の意味でのシーマージンの算出は可能である。

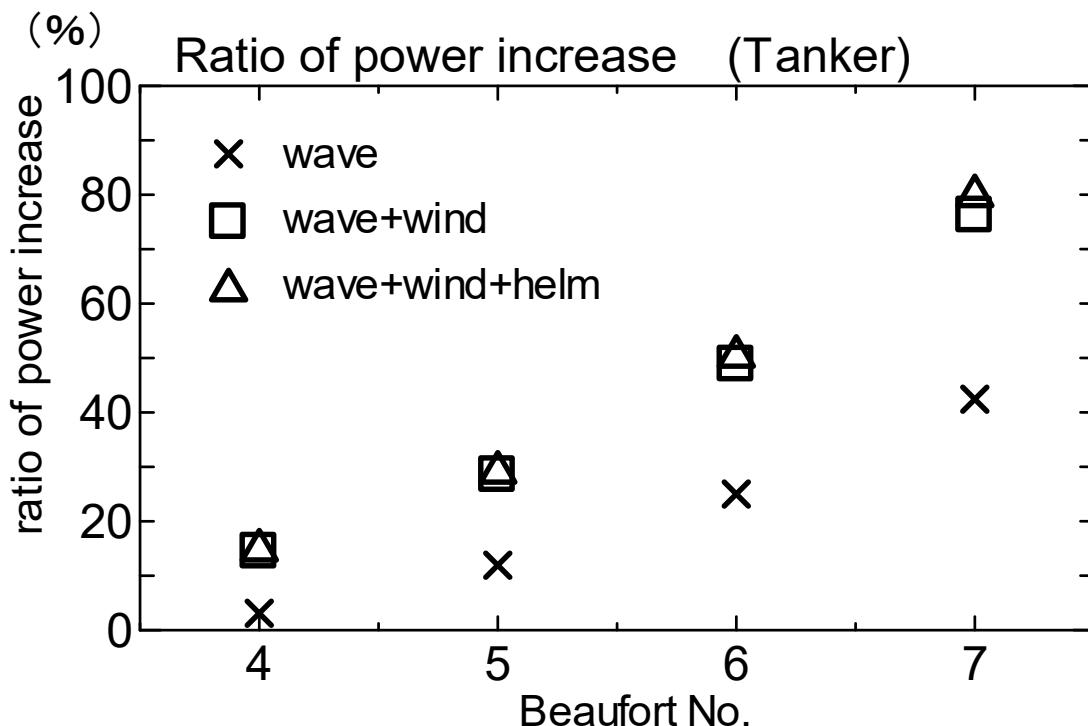


Fig.3-14 Relation between ratio of power increase and sea conditions.

Table 3-4 Estimation example for increase of FOC.

BNO V_{wind} (m/s) / $H_{1/3}$ (m) / T_0 (s)	Power increase (kw)	BHP(kw)	Increase of FOC (ton/day)
4 6.75 / 1.0 / 3.9	2.08×10^3	1.63×10^4	10.6
5 9.40 / 2.0 / 5.5	4.12×10^3	1.83×10^4	20.4
6 12.35 / 3.0 / 6.7	7.13×10^3	2.13×10^4	34.2
7 15.55 / 4.0 / 7.7	11.32×10^3	2.55×10^4	51.9

Table 3-4 に、ビューフォート風力階級別 (BNO) の燃料消費量 (Fuel Oil Consumption; FOC) の増加を算出した結果を示す。BNO=6 の場合に FOC 増加は 35ton/day であり、1 バーレル (約 159 リットル) を 60\$とした場合の燃料費の増加は、1\$を 109 円として、略 14,500\$/day (約 158 万円/日) となる。なお、この算出には馬力 (BHP) と燃料消費量の関係が必要である。ここでは、Fig.3-15 に示す同じような仕様を持つ数台の主機関に対して実施された Shop test 結果から得られた BHP-

FOC 関係の平均線を用いた.

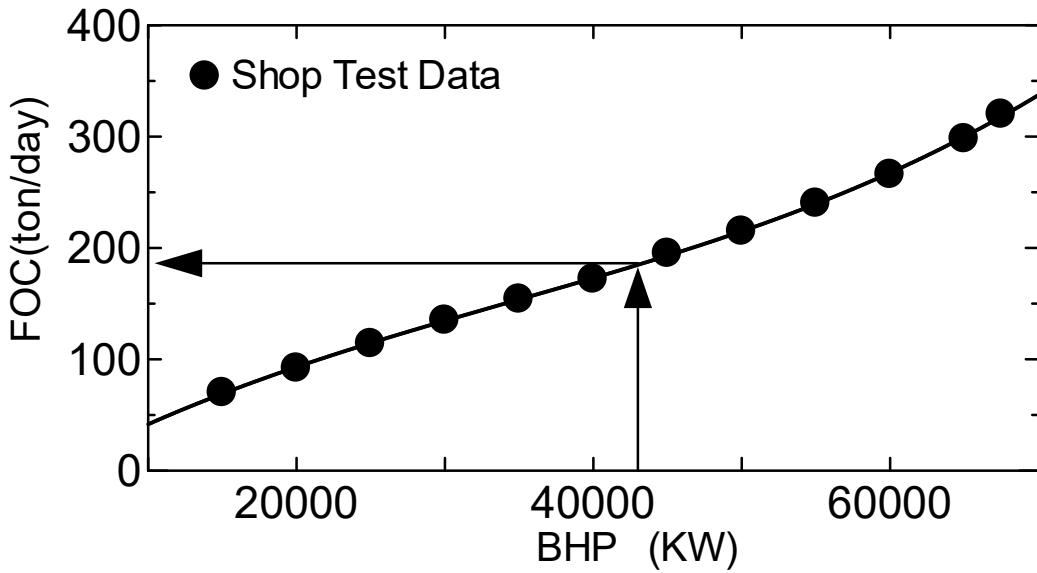


Fig.3-15 Relation between BHP and FOC.

(5) うねりと風波が併存する海域を想定した場合の馬力増加推定

現状は、うねりのスペクトラムと風波のスペクトラムを定義し、それぞれの波スペクトラムを用いて計算した各平均抵抗増加量を単純に足し合わせることでうねり・風波併存海域の馬力増加を推定している。しかし、うねりと風波の波スペクトラムが周波数のある範囲で重なり合う場合は単純な足し算で表現することはできず、重なり合う部分の取り扱いに工夫が必要である。本件については、次章にて詳細に検討する。

3.7 プロペラ流入速度変動を考慮した場合の馬力増加への影響

穏やかな海象において、水粒子は円を描きながら周期的に運動（オービタルモーション）することが知られている。このような海象中を航行している船舶の船尾流場を観察すると、入射波の水粒子運動とそれに伴って生じる船体運動によってプロペラ面内への流入速度が時々刻々に変動していることがわかる。最近、船舶の運航効率向上を目標としてプロペラ流入速度に関する自由航走模型実験を実施した例⁴⁴⁾が報告された。これは、プロペラ流入速度変動を制御することで船舶の運航効率向上が可能となる例である。

この水粒子運動および船体運動に伴うプロペラ流入速度変動は、プロペラの単独効率に影響を及ぼす。また、荒天下を船舶が航行すると船体運動が大きくなることで瞬間的にプロペラ没水度が小さくなり、さらに船体運動が激しくなるとプロペラが空中に露出してプロペラレーシングを引き起こす。そのため、荒天下航行においてはプロペラ効率が大きく悪化する。

主機馬力は抵抗性能（平水中抵抗と抵抗増加）と自航性能（推進効率）の比によって決定されるが、波浪中におけるプロペラ効率の低下は推進効率の低下に直結するため、馬力増加の一要因となる。よって、波浪中におけるプロペラ効率の変化の程度を設計時に検討・把握しておくことは主機

選定のために有用である。また、3.4.3 節に『波浪中のプロペラ特性は激しい波浪状況でなければ平水中の値を用いて良いが、馬力増加推定精度向上の観点から波浪中でプロペラ特性がどのように変化するかを見極める必要がある。』と述べた。そこで、本節ではプロペラ露出が生じるほどの激しい波浪状況ではないが、緩やかに変化する水粒子運動と船体運動によって生じる船尾流場の変動、すなわちプロペラ流入速度変動がプロペラ単独効率に及ぼす影響を検討した例を示す。

3.7.1 波浪中におけるプロペラ流入速度変動

波浪中を航行すると、入射波の水粒子運動とそれに伴って生じる船体運動によりプロペラ面内に流入する流速が時々刻々に変動する。水粒子運動や船体運動によりプロペラ面内への流入速度が周期的に変動することを、プロペラ流入速度変動と呼ぶ。

プロペラ流入速度変動の船長方向成分は、波の粒子運動と船体運動の和として計算することができる³⁷⁾。今、船速 V で波円周波数 $\omega (= \sqrt{kg}, k \text{は端数}, g \text{は重力加速度})$ の規則波中を航行したときを考える。出会い円周波数 $\omega_e (= \omega - kV \cos \chi)$ 、プロペラ面内への流入速度変動振幅 u_0 、その位相 β とすると、プロペラ面内への流入速度変動 $u(t)$ は、次式で与えられる。(その計算法および記号の詳細は、付録 2 を参照のこと。)

$$u(t) = u_{\xi} + u_{\dot{\theta}} + u_{\dot{\psi}} + u_w = u_0 \cdot \cos(\omega_e t + \beta) \quad (3-32)$$

ここで、 u_{ξ} は前後揺れによって生じるプロペラ流入速度変動の船長方向成分である。同様に、 $u_{\dot{\theta}}$ は縦揺れ、 $u_{\dot{\psi}}$ は船首揺れ、 u_w は船尾プロペラ位置における入射波振幅の減少を考慮した波によるプロペラ流入速度変動の船長方向成分である。

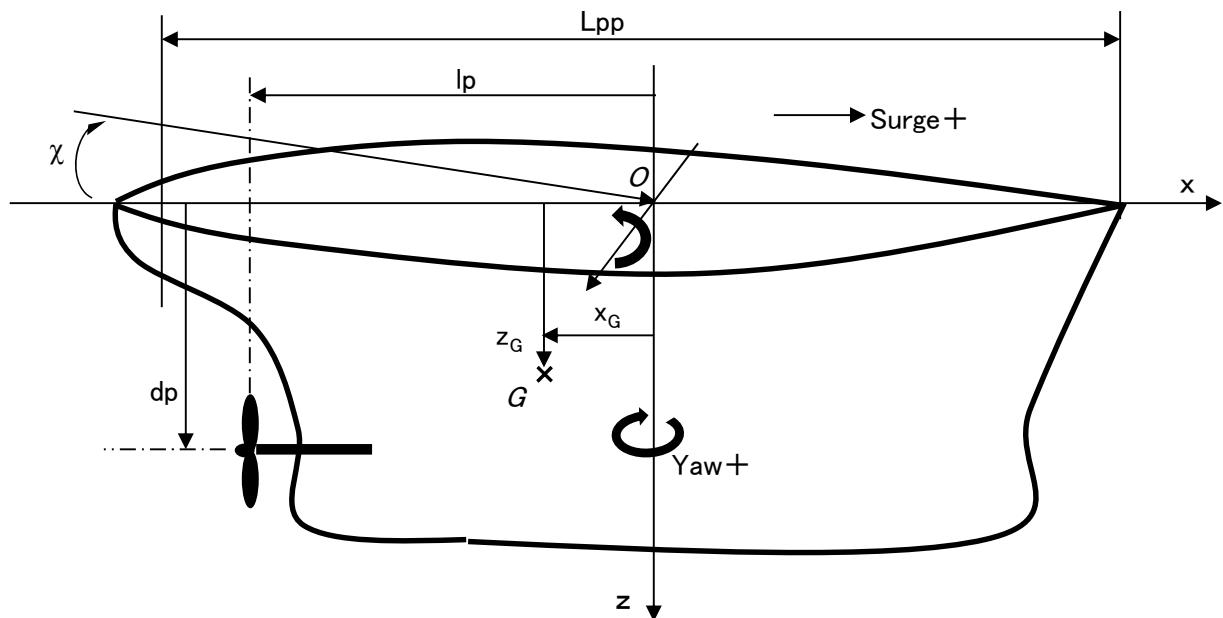


Fig.3-16 Co-ordinate System.

(3-32)式によると、流入速度変動の振幅 u_0 とその位相 β は、波と船体運動の船長方向成分の振幅と位相で与えられる。Fig.3-16 の座標系によれば、(3-32)式は次のように変形できる。

$$\begin{aligned}
 u(t) &= u_0 \cdot \cos(\omega_e t + \beta) = \omega_e \cdot \xi_a \cdot \cos(\omega_e t + \varepsilon'_\xi) + d_{PG} \cdot \omega_e \cdot \theta_a \cdot \cos(\omega_e t + \varepsilon'_\theta) \\
 &\quad - y_{PG} \cdot \omega_e \cdot \psi_a \cdot \cos(\omega_e t + \varepsilon'_\psi) + u_{w0} \cdot \cos(\omega_e t + \alpha) \\
 &= [\omega_e (\xi_a \cdot \cos \varepsilon'_\xi + d_{PG} \cdot \theta_a \cdot \cos \varepsilon'_\theta - y_{PG} \cdot \psi_a \cdot \cos \varepsilon'_\psi) + u_{w0} \cdot \cos \alpha] \cos \omega_e t \\
 &\quad - [\omega_e (\xi_a \cdot \sin \varepsilon'_\xi + d_{PG} \cdot \theta_a \cdot \sin \varepsilon'_\theta - y_{PG} \cdot \psi_a \cdot \sin \varepsilon'_\psi) + u_{w0} \cdot \sin \alpha] \sin \omega_e t \\
 &= \sqrt{X_C^2 + X_S^2} \cos(\omega_e t + \beta)
 \end{aligned} \tag{3-33}$$

ここで、上式で用いた変数は次のように与えられる。

$$\left. \begin{aligned}
 X_C &= \omega_e (\xi_a \cdot \cos \varepsilon'_\xi + d_{PG} \cdot \theta_a \cdot \cos \varepsilon'_\theta - y_{PG} \cdot \psi_a \cdot \cos \varepsilon'_\psi) + u_{w0} \cdot \cos \alpha \\
 X_S &= \omega_e (\xi_a \cdot \sin \varepsilon'_\xi + d_{PG} \cdot \theta_a \cdot \sin \varepsilon'_\theta - y_{PG} \cdot \psi_a \cdot \sin \varepsilon'_\psi) + u_{w0} \cdot \sin \alpha \\
 \beta &= \tan^{-1} \left(\frac{X_S}{X_C} \right) \\
 u_{w0} &= -C(\omega, \chi) \cdot \zeta_a \cdot \omega \cdot \cos \chi \cdot e^{-k \cdot d_P} \\
 \alpha &= k \cdot \ell_P \cdot \cos \chi - k \cdot y_{PG} \cdot \sin \chi \quad , \quad k = 2\pi/\lambda
 \end{aligned} \right\} \tag{3-34}$$

ここで、前後揺れの振幅と位相 (ξ_a, ε_ξ) 、縦揺れの振幅と位相 $(\theta_a, \varepsilon_\theta)$ 、船首揺れの振幅と位相 $(\psi_a, \varepsilon_\psi)$ および波の振幅 ζ_a 、重心前後位置 d_{PG} 、センターラインからプロペラ軸までの距離 y_{PG} (1軸船の場合は $y_{PG}=0$)、入射波振幅減少係数 $C(\omega, \chi)$ 、波周波数 ω 、出会い角 χ 、波長 λ 、 d_P ：水面からプロペラ軸までの距離、船体中央からプロペラ面までの距離 ℓ_P 、である。(定式化および記号の詳細については、付録2を参照のこと。)

3.7.2 波浪中におけるプロペラ単独効率の変動

プロペラ流入速度が時々刻々に変動することで、伴流率を含む前進速度が変動する。それに伴つてプロペラ作動点とプロペラ単独効率が時々刻々変動する。しかし、現状の馬力推定において『プロペラ単独効率の周期変動の平均値は平水中の値と同じである。』との仮定を用いれば、馬力推定にこのプロペラ流入速度変動の影響を考慮する必要はない。確かに、現状の馬力推定の手順中にプロペラ流入速度変動の影響は考慮されていない。しかし、馬力推定精度向上の観点から規則向波中において周期的にプロペラ流入速度が変動した時のプロペラ単独効率と平水中の値を比較することで、上述の仮定の妥当性を検討しておくことは意義がある。

プロペラ流入速度変動を考慮したプロペラ単独効率の計算のための定式化と検討手順は、以下のとおりである。

(1) プロペラ流入速度変動の影響検討のための定式化

回転数 n_0 にて船速 V_0 で航行している船舶に規則向波が到来して船体運動が生じ、プロペラ流入速度が $u(t)$ だけ変動する場合を考える。ここでは、プロペラ没水度の変化は小さくプロペラ単独特性は低下しない波浪状況を考える。

Fig.3-17 の上図のように、平水中では前進定数 J_0 で作動(+)印)しているが、波による抵抗増加によって荷重度が変化してプロペラ作動点は J_1 (黒点)に変化する。この時、主機の制御モードが回転数一定の場合、船速は J_1 に対応した V_1 に変化する。こうして、この J_1 における V_1 を中心に $u(t)$ 分の前進速度変動が生じる。すなわち、前進速度変動は $V_a(t) = (1 - w_1)V_1 + u(t)$ である。さらに、この前進速度変動に伴いプロペラ作動点が J_1 を中心に矢印の範囲($J_w(t)$)を変動するため、荷重係数 K_T/J^2 およびスラスト係数 K_T とトルク係数 K_Q が時間とともに周期変動する。こうして、前進定数・スラスト係数・トルク係数にて求まるプロペラ単独効率 η_o が Fig.3-17 の上図の黒点(η_{o1})を中心に、矢印の範囲を時間とともに周期変動 ($\eta_o(t)$) する。

ここで、 η_o のカーブの特性として J が大きな領域にて非線形である故に、 J の時間変動がこの非線形の領域に達した場合は Fig.3-17 の下図に示すように η_o の時間変動が頭打ちとなる。そのために、一周期の平均値は η_{o1} よりも小さくなる。したがって、波浪中の主機馬力推定に η_o の時間変動の平均値を用いることは、推定精度向上には良いと考える。一方、低速航行時のように J が小さい領域で変動する場合は、 η_o カーブは線形的に変化するので 1 周期を平均した値は η_{o1} と一致する。

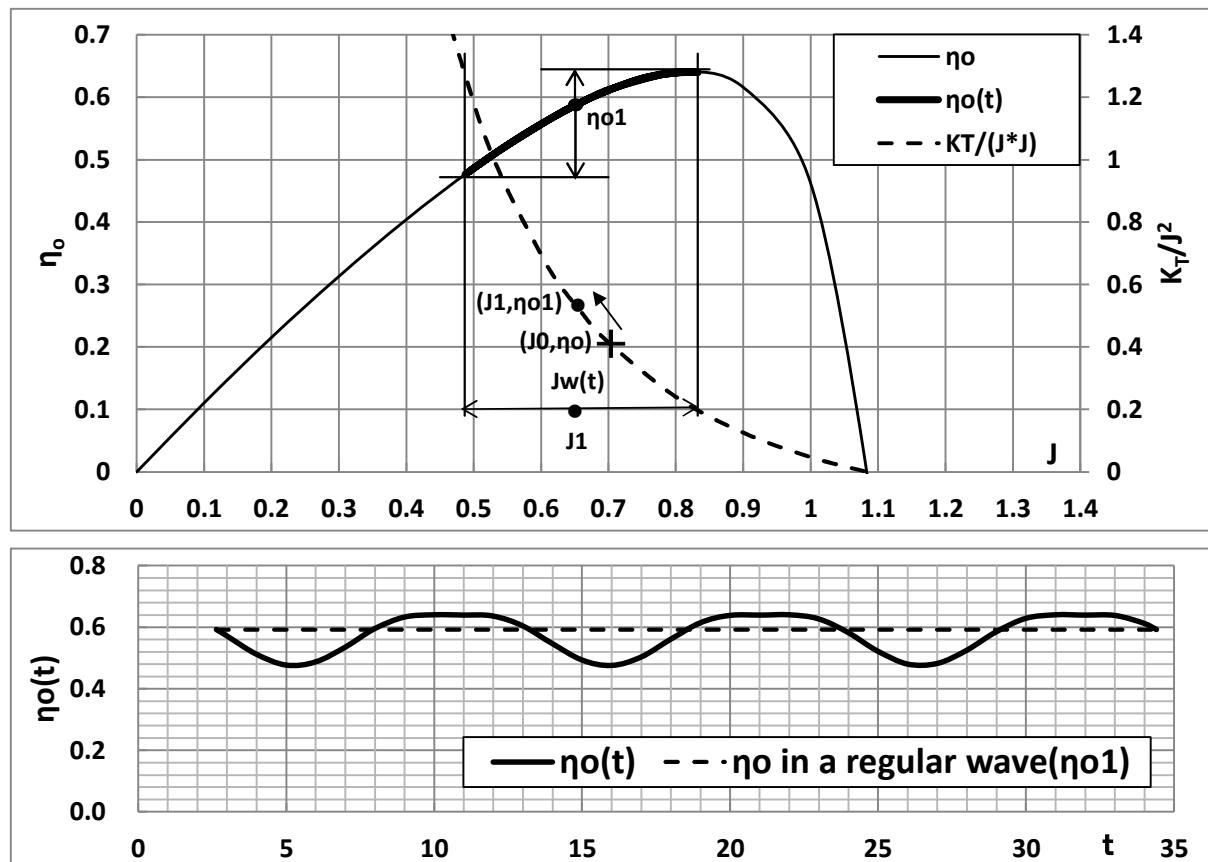


Fig.3-17 Pattern diagram that show temporal fluctuation of propeller efficiency in a regular wave.

本節では穏やかな海象における現象を検討することを目的としており、波によって生じるプロペラ流入速度の変動に伴う η_0 の変動は J_1 近傍である。すなわち、確認すべき範囲を J_1 近傍に限れば、スラスト係数 K_T とトルク係数 K_Q の変化は J に対する線形近似式で表現できる。以後の検討において、 K_T と K_Q は線形近似式を用いる。また、 J_1 における前進速度は $V_{a1} = (1 - w_1)V_1$ であるが、波浪中での前進速度はこの V_{a1} を中心にして、Fig.3-17 上図中の矢印の範囲を周期的に変動する。この周期変動成分を、以下のように表す。

$$\frac{u(t)}{V_{a1}} = \frac{u_0}{V_{a1}} \cos(\omega_e t + \beta) = \varepsilon_0 \cos(\omega_e t + \beta) = \varepsilon(t) \quad (3-35)$$

波浪中で周期変動する前進速度 $V_{aw}(t)$ は、次式である。

$$V_{aw}(t) = [1 + \varepsilon_0 \cos(\omega_e t + \beta)]V_{a1} = [1 + \varepsilon(t)]V_{a1} \quad (3-36)$$

(3-36)式のように前進速度が周期変動した場合、前進定数、スラスト係数およびトルク係数の波浪中における時間的変動($J_w(t)$, $K_{Tw}(t)$, $K_{Qw}(t)$)は、それぞれ次式で表現できる。

$$\left. \begin{aligned} J_w(t) &= \frac{V_{aw}(t)}{n_0 D_p} = J_1[1 + \varepsilon(t)] \\ K_{Tw}(t) &= a + bJ_w(t) = a + bJ_1[1 + \varepsilon(t)] \\ K_{Qw}(t) &= d + eJ_w(t) = d + eJ_1[1 + \varepsilon(t)] \end{aligned} \right\} \quad (3-37)$$

(3-37)式をプロペラ単独効率の式に代入することで、波浪中におけるプロペラ単独効率の時間変動 $\eta_{ow}(t)$ が次式で表現される。

$$\eta_{ow}(t) = \frac{J_w(t)}{2\pi} \frac{K_{Tw}(t)}{K_{Qw}(t)} = \eta_{o1}[1 + \varepsilon(t)] \left[\frac{1 + \frac{bJ_1\varepsilon(t)}{K_{T1}}}{1 + \frac{eJ_1\varepsilon(t)}{K_{Q1}}} \right] \quad (3-38)$$

ここで、(3-38)式のままでは各項のプロペラ効率 η_{o1} への影響度の評価が難しいため、(3-38)式を次式の幾何級数式を用いて近似展開する。

$$\sum_{n=0}^{\infty} a_n = 1 + a + a^2 + \cdots + a^n + \cdots = \frac{1}{1-a} \quad (|a| < 1) \quad (3-39)$$

$$n = 1 \quad \Rightarrow \quad 1 + a \cong \frac{1}{1-a}$$

(3-38)式の右辺の分母を(3-39)式を用いて展開した後に J_1 の 2 乗の項を省略して、プロペラ流入速度の変動成分 $\varepsilon(t)$ にて整理すると次式となる。

$$\eta_{ow}(t) = \eta_{o1}[1 + \varepsilon(t)] \left[\frac{1 + A\varepsilon(t)}{1 + B\varepsilon(t)} \right] \simeq \eta_{o1}[1 + (1 + A - B)\varepsilon(t) + (A - B)\varepsilon(t)^2] \quad (3-40)$$

$$A = \frac{bJ_1}{K_{T1}} = \frac{bJ_1}{a + bJ_1}, \quad B = \frac{eJ_1}{K_{Q1}} = \frac{eJ_1}{d + eJ_1}$$

(3-40)式の近似式によると、プロペラ流入速度変動成分 $\varepsilon(t)$ の次数に対する各項の影響度が確認できる。規則波浪中を考えた場合、 $\varepsilon(t)$ の 1 次項の時間変動の大きさは定数 $A(K_T$ 係数)と $B(K_Q$ 係数)の差で決まるが、この項は周期変動項のため一周期の時間平均値はゼロとなる。したがって、プロペラ単独効率 η_{o1} に影響を及ぼすのは非周期の $\varepsilon(t)^2$ の項で、この項が波浪中において時間平均値を変化させる成分である。また、その影響の程度は定数 A と B の差によって決まる。例えば、 K_T の J に関する 0 次係数 a を大きくすれば定数 A が小さくなるので $\varepsilon(t)^2$ の項の η_{o1} への影響は小さくなる。逆に、 K_Q の J に関する 0 次係数 d が小さくなれば B が大きくなるので、 $\varepsilon(t)^2$ 項の影響を小さくすることができる。

(2) 波浪がプロペラ単独効率に及ぼす影響を検討するための手順

波によるプロペラ流入速度の時間的変動がプロペラ単独効率に及ぼす影響は、以下の手順によって確認する。

① V_0 で平水中を航行中の作動点は J_0 で、その時のプロペラ効率は η_0 である。(Fig.3-17 中の+印)

② 波浪中船体運動、抵抗増加を計算する。

③ 平水中抵抗と抵抗増加および自航要素によって荷重係数を求め、波浪中の作動点 J_1 を求める。

(Fig.3-17 中の荷重係数曲線上の黒点)

④ 回転数一定モードにて航行中を想定して、 J_1 における船速 V_1 を求める。

⑤ V_1 における波浪中船体運動を計算する。

⑥ 入射波振幅と周波数および船体運動の振幅・位相を(3-33)式、(3-34)式に代入して、プロペラ流入速度変動振幅および位相を計算する。

⑦⑥の結果を(3-35)式に代入して、前進速度 V_a の周期変動成分 $\varepsilon(t)$ を求める。

⑧ J_1 におけるトルク係数 K_{Q1} 、スラスト係数 K_{T1} およびプロペラ単独効率 η_{o1} を求める。この時、トルク係数とスラスト係数は、(3-37)式の前進定数の一次近似式($K_{T1} = a + bJ_1$, $K_{Q1} = d + eJ_1$)を用いる。ただし、プロペラ単独効率は前進定数の三次式になるため、前進定数に対して非線形である。これにて、(3-40)式の定数 $A(= bJ_1/(a + bJ_1))$ と $B(= eJ_1/(d + eJ_1))$ が決まる。

⑨⑦および⑧で求めた $\varepsilon(t)$ 、 K_{Q1} 、 K_{T1} および η_{o1} を用いて、プロペラ単独効率の周期変動 $\eta_{ow}(t)$ を(3-40)式にて計算する。

⑩ 周期変動したプロペラ単独効率 $\eta_{ow}(t)$ の平均値を求め、 η_{o1} と比較する。

3.7.3 試計算例

計算対象とする供試船要目および計算条件は、Table 3-5 に示すとおりである。また、計算に用いたプロペラ単独性能(POC)は Fig.3-18 のとおりである。

Table 3-5 Principal dimensions and calculation conditions.

Type of ship	Container
Length between perpendiculars (m)	175.0
Breadth (m)	25.4
Draft (m)	9.5
Propeller diameter (m)	6.5625
Wave amplitude (m)	1.0
Heading angle of incident wave (deg.)	180.0
λ/L	0.3~2.0
Froude number	0.250
Total resistance in still water (tonf)	148.2
Number of revolution (rpm)	114.21
$1-w$	0.697
$1-t$	0.809
η_r	1.047
η_0 in still water	0.543

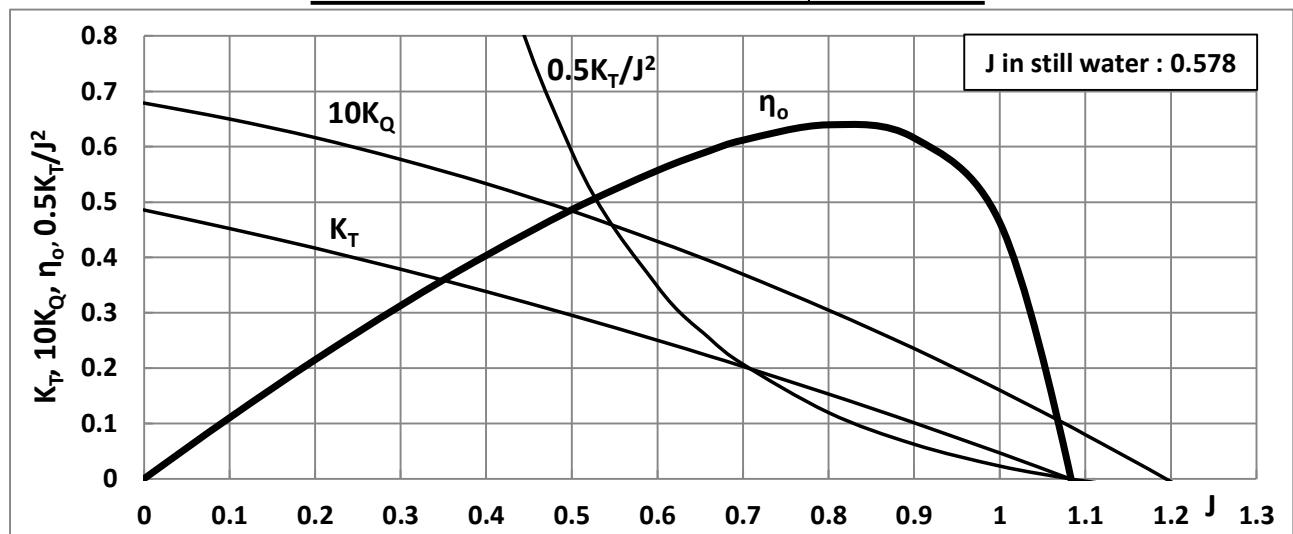


Fig.3-18 Propeller Open Characteristics used in the calculations in this section.

Table 3-6 は、Table 3-5 の条件において波による変動の中心となる J_1 および J_1 における V_1 , K_{T1} , K_{Q1} および η_{01} を計算した結果である。 J_1 の計算に必要な荷重係数 K_T/J^2 を求めるにあたり、実海域における外乱として波による抵抗増加のみを考慮した。このように求めた J_1 を中心として、プロペラ流入速度変動成分によって前進定数が周期的に変動する。

Fig.3-19 は、Table 3-6 の計算条件によって推定したプロペラ流入速度変動振幅 u_0 の無次元値である。これは、Table 3-6 に示す λ/L 每の船速低下を考慮して求めた u_0 である。この図によれば、 λ/L が 1.0 と 1.1 の船速が小さいがプロペラ流入速度変動振幅は大きい。この計算条件における波浪中

のプロペラ単独効率の低下は u_0 が最も大きくなる $\lambda/L=1.1$ において 0.2%と非常に小さいことがわかった。なお、波振幅が大きくなれば u_0 が大きくなるのでプロペラ単独効率低下の度合いは波振幅に比例して大きくなるが、航行可能な海象下においてはその影響は無視できる。

Table 3-6 Results which calculated the center of temporal fluctuation in each λ/L .

λ/L	Raw in waves		R_T	$R_T/(1-t)$	K_T/J^2	J_1	V_1	V_a	K_{T1}	K_{Q1}	η_{o1}
	non dim.	tonf	tonf	tonf	—	—	m/s	m/s	—	—	—
0.2	1.142	4.315	152.535	188.524	0.804	0.572	10.256	7.148	0.2628	0.0444	0.5391
0.3	0.924	3.493	151.714	187.509	0.799	0.573	10.274	7.161	0.2623	0.0443	0.5399
0.4	0.762	2.879	151.099	186.750	0.796	0.574	10.288	7.171	0.2619	0.0443	0.5404
0.5	0.705	2.664	150.885	186.484	0.795	0.574	10.293	7.174	0.2618	0.0443	0.5406
0.6	0.639	2.414	150.634	186.175	0.794	0.575	10.299	7.178	0.2617	0.0443	0.5408
0.7	0.760	2.871	151.091	186.740	0.796	0.574	10.288	7.171	0.2619	0.0443	0.5404
0.8	1.419	5.361	153.581	189.818	0.809	0.571	10.232	7.132	0.2634	0.0445	0.5382
0.9	3.477	13.140	161.360	199.431	0.850	0.562	10.063	7.014	0.2679	0.0450	0.5316
1	7.051	26.642	174.862	216.120	0.921	0.546	9.790	6.824	0.2751	0.0459	0.5206
1.1	9.927	37.510	185.730	229.552	0.979	0.535	9.587	6.682	0.2805	0.0466	0.5123
1.2	8.964	33.873	182.093	225.056	0.960	0.539	9.654	6.729	0.2787	0.0464	0.5150
1.3	6.908	26.105	174.326	215.456	0.919	0.547	9.801	6.831	0.2748	0.0459	0.5211
1.4	5.205	19.668	167.889	207.500	0.885	0.554	9.928	6.920	0.2715	0.0455	0.5262
1.5	3.916	14.797	163.017	201.480	0.859	0.560	10.029	6.990	0.2688	0.0451	0.5302
1.6	2.990	11.299	159.519	197.156	0.841	0.564	10.103	7.042	0.2669	0.0449	0.5332
1.7	2.331	8.808	157.028	194.078	0.827	0.567	10.156	7.079	0.2654	0.0447	0.5353
1.8	1.852	6.999	155.219	191.842	0.818	0.569	10.196	7.107	0.2644	0.0446	0.5368
1.9	1.497	5.657	153.878	190.184	0.811	0.571	10.226	7.127	0.2636	0.0445	0.5380
2	1.228	4.642	152.862	188.929	0.806	0.572	10.248	7.143	0.2630	0.0444	0.5389

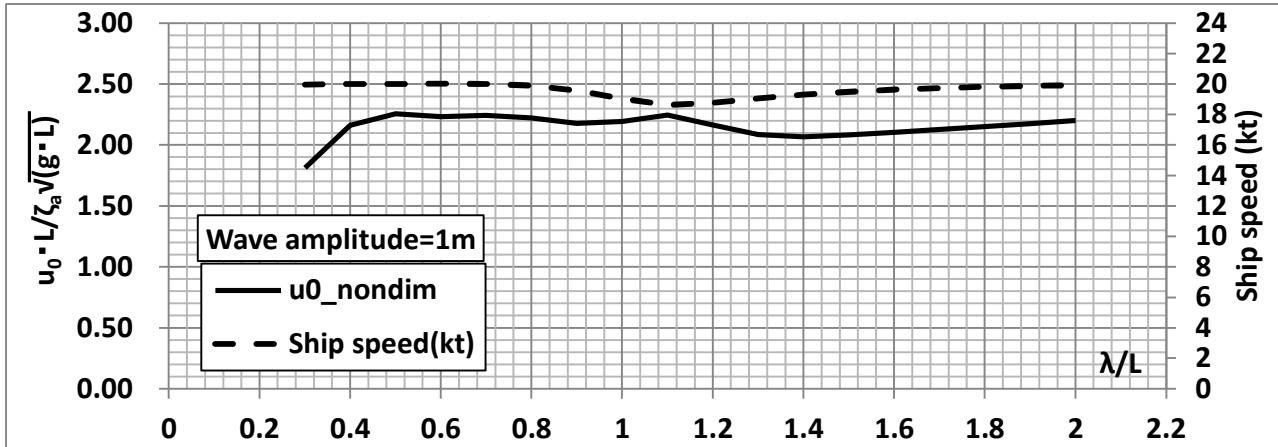


Fig.3-19 Non dimensional values of the fluctuation amplitude of the flow into the propeller ($\chi=180^\circ$).

主機馬力は抵抗性能と推進性能の比で表されるが、本節は馬力増加推定におけるプロペラ効率を含めた推進効率に及ぼす波浪の影響を検討したものである。本節で用いた対象船の平水中におけるプロペラ作動点は $J=0.578$ で、Fig.3-14 によればこの前進定数付近における η_o は直線的に変化する。したがって、(3-40)式の $\varepsilon(t)^2$ 項の影響が小さく、波浪中における η_o の低下は小さかった。

船型開発が進み大型化した最近の船舶では、 J が 0.7 を越えたあたりの高効率な作動点で設計されているようである。そのような大型船が高速航行した場合は、波浪中におけるプロペラ流入速度変動による影響が大きくなることが予想されるので、初期設計時に波浪による変動成分の影響度を把握しておくことが望ましい。

なお、本節では穏やかな海象を対象として規則波中におけるプロペラ効率の非線形影響を検討した。プロペラレーシングを含めた強非線形な現象が生じない場合を前提とすると、実海域における J の時間的変動は不規則波中であるため一時的に大きな値となることもあるが、その分布を考える J_1 を中心とした正規分布となるため J_1 の周りに値が集中する。したがって、実海域中の主機馬力推定においてプロペラ流入速度変動の影響は一層小さくなることが予想できる。

3.8 プロペラ没水度が変化することによる馬力増加への影響

波浪中では、種々の要因により平水中よりも抵抗が増加する。そのように抵抗増加が生じた状況において、プロペラ作動状態を維持して航行すると、プロペラからの発生する推力に対して船体抵抗が一致するポイントまで船速が低下する。一方、何らかの原因でプロペラ推力が減少した場合も同様で、減少したプロペラ推力と船体抵抗が一致するまで船速が低下するため、船速を保持するにはプロペラ推力の増加が必要である。すなわち、船速を維持するために馬力増加が生じる。

前節では、波浪中ではあるがその海象が穏やかな状況下において生じる現象のうち、水粒子運動と前後揺れ（サーボング）が主原因のプロペラ流入速度変動による影響について検討した。海象が激しさを増すと縦揺れ（ピッキング）運動が大きくなるため、前節の現象による推進性能への影響に加えてプロペラ没水度が大きく変動することによる影響が現れる。プロペラ位置が水面に近くなると、十分な没水度の時のプロペラ特性 (K_T, K_Q) に比べて、スラスト・トルクともに減少することが知られている。このプロペラ没水度とプロペラ特性の関係は、内藤ら⁴⁵⁾によって理論的・実験的に研究されている。

荒天海象に遭遇した場合、プロペラ露出しないまでもプロペラ没水度が小さくなるとプロペラ推力が減少するため、速力維持のための所要馬力は増加する。Fig.3-20 は、船舶が一定船速・一定回転数で航行していた時に波浪中にてプロペラ没水度が時間的に変動する影響を考慮して主機馬力を推定する手順を示したものである。図中の二重枠の部分が、必要な推定内容である。なお、図中の太枠は 3.7 節の推定手順を示す。Fig.3-20 によれば、時々刻々のプロペラ没水位置はプロペラ位置における相対変位から算出できる。また、プロペラ没水度とプロペラ特性の関係が明らかであれば、プロペラ没水位置の変化によるプロペラ特性の変化が推定できる。こうして求めたプロペラ特性の時間変動を RTIM の馬力計算手順に取り込んで、波浪中の有効馬力と推進効率を求める。最後に、有効馬力・推進効率および伝達効率によって波浪中における主機馬力を時間的変動の平均値として計算する。

一方、プロペラ没水度の変化を算出することによって、プロペラ翼上端が水面上に露出したか否かの判定ができる。プロペラ翼上端が水面上に露出するとプロペラレーシングが生じるが、頻繁に発生する激しいプロペラレーシングは主機関の損傷に通じる重大事である。したがって、プロペラレーシングの発生は船舶の安全航行上避けなければならない。プロペラ回転数変動の推定は内藤⁴⁶⁾によって提案された方法があり、プロペラ翼上端の水面上への露出によってプロペラ・軸系の回転慣性モーメントが減少するにつれて回転数が増加していく様子が示されている。なお、その回転慣性モーメントの減少は有効プロペラ直径の変化という形でモデル化されている。このような方

法によってプロペラレーシング現象とプロペラ没水度の関係を数値的に把握することで、プロペラの最適配置が可能となる。

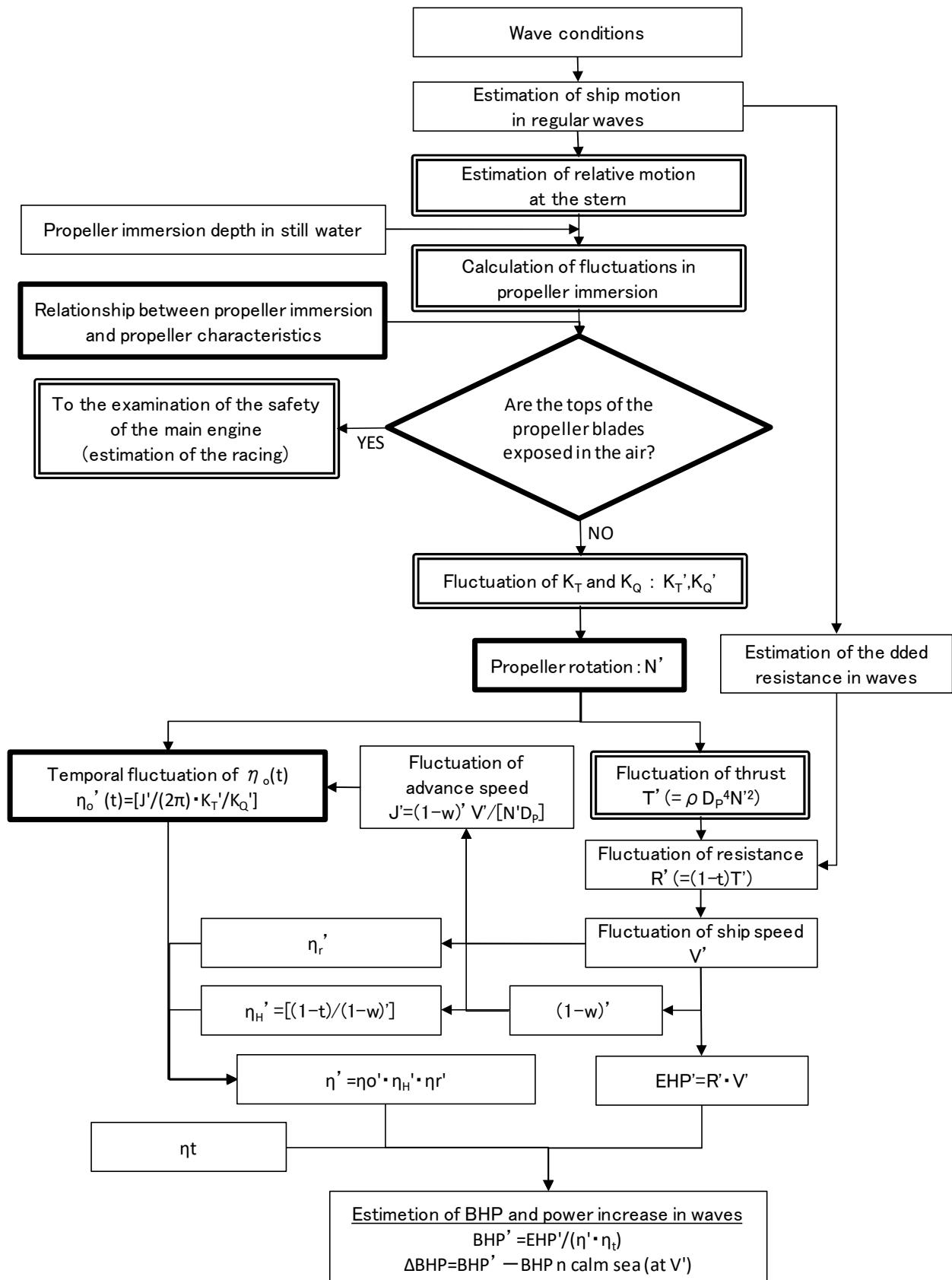


Fig.3-20 A flow chart for estimating main engine outputs which considered the influence of propeller immersion.

規則波浪中の場合は、プロペラ没水度変化によるプロペラ特性の変化は規則波の一周期分の時間平均値として考えれば良い。一周期の変化の時間平均値として求めた主機馬力が、一周期平均の船速にて平水中を航行した場合の主機馬力に対してどの程度増加しているかを算出する。

以下に、試計算例を示す。Table 3-5と同じコンテナ船（満載状態、喫水 $d=9.5\text{m}$ 、プロペラ直径 $D_p=6.5625\text{m}$ 、静止状態でのプロペラ没水度 $I_0/R_p=1.895$ ；Fig.3-21を参照）が船速 20.1kt で向波を航行中の状況において、プロペラ没水度が時間的に変動することで、どの程度の推力変動・トルク変動が生じるかについて試計算した。Fig.3-22 は、プロペラ位置における相対変位振幅 ζ_{ra} （規則波、正面向波、波高 1m 時）である。 ζ_{ra} は、本計算例では $\lambda/L=1.2$ において最大となっている。本節では、この ζ_{ra} の最大値を用いて試計算した結果を以下に示す。また、Fig.3-23 はプロペラ没水深 I （プロペラボス位置から水面までの距離）をプロペラ半径 R_p で割ったプロペラ没水度 I/R_p （Fig.3-23 中は I_0/R と記述）と推力変動比 T/T_∞ ・トルク変動比 Q/Q_∞ の関係を示す一例⁴⁶⁾である。なお、 T_∞ と Q_∞ はプロペラが十分に深い位置にある場合の特性を示す。

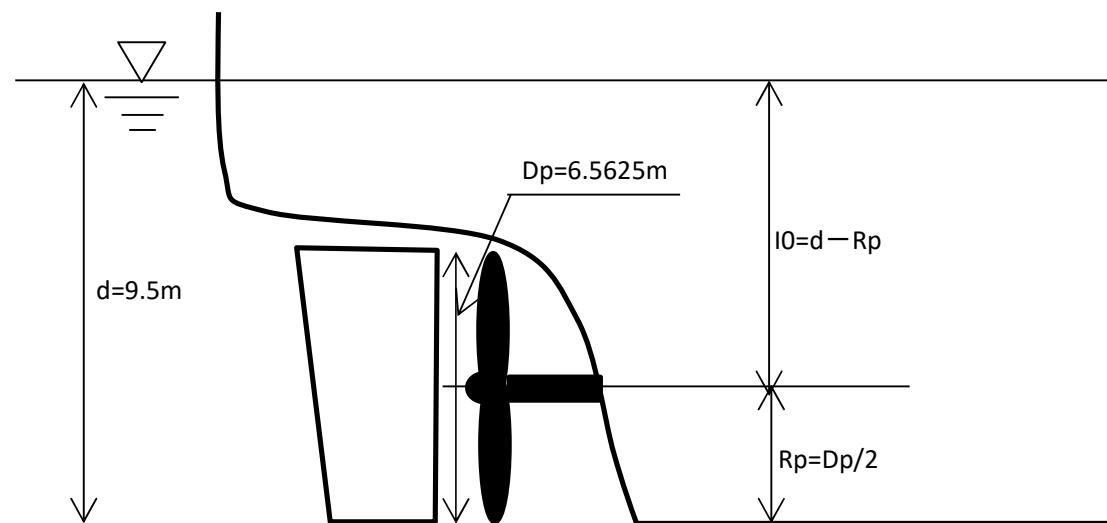


Fig.3-21 Positional relationship between the propeller and still water.

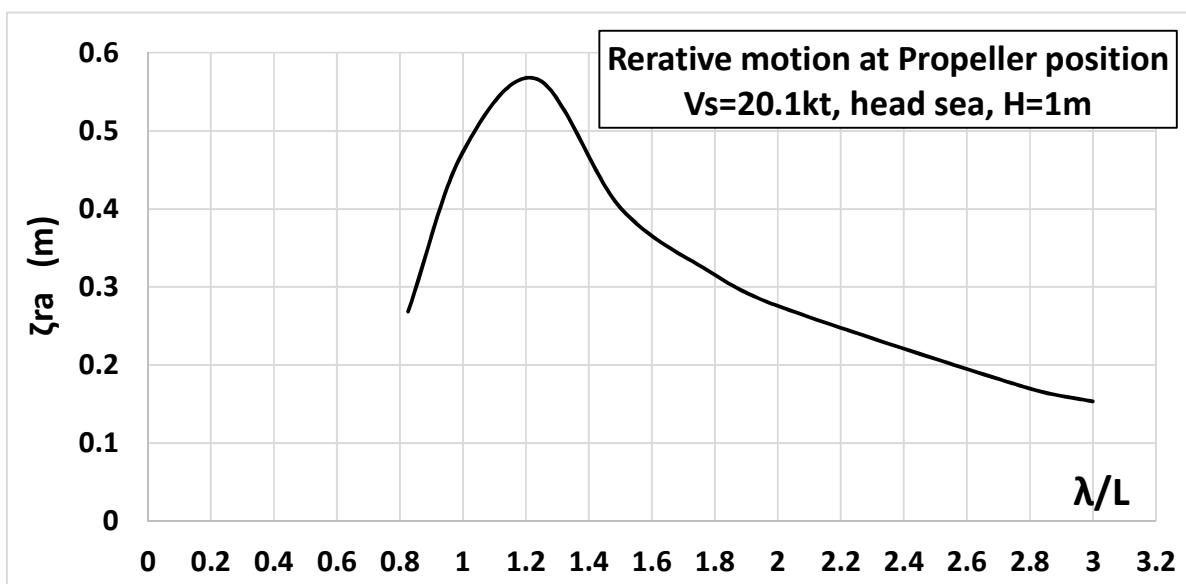


Fig.3-22 Amplitude response function of relative motion at propeller position(wave height=1m, head sea).

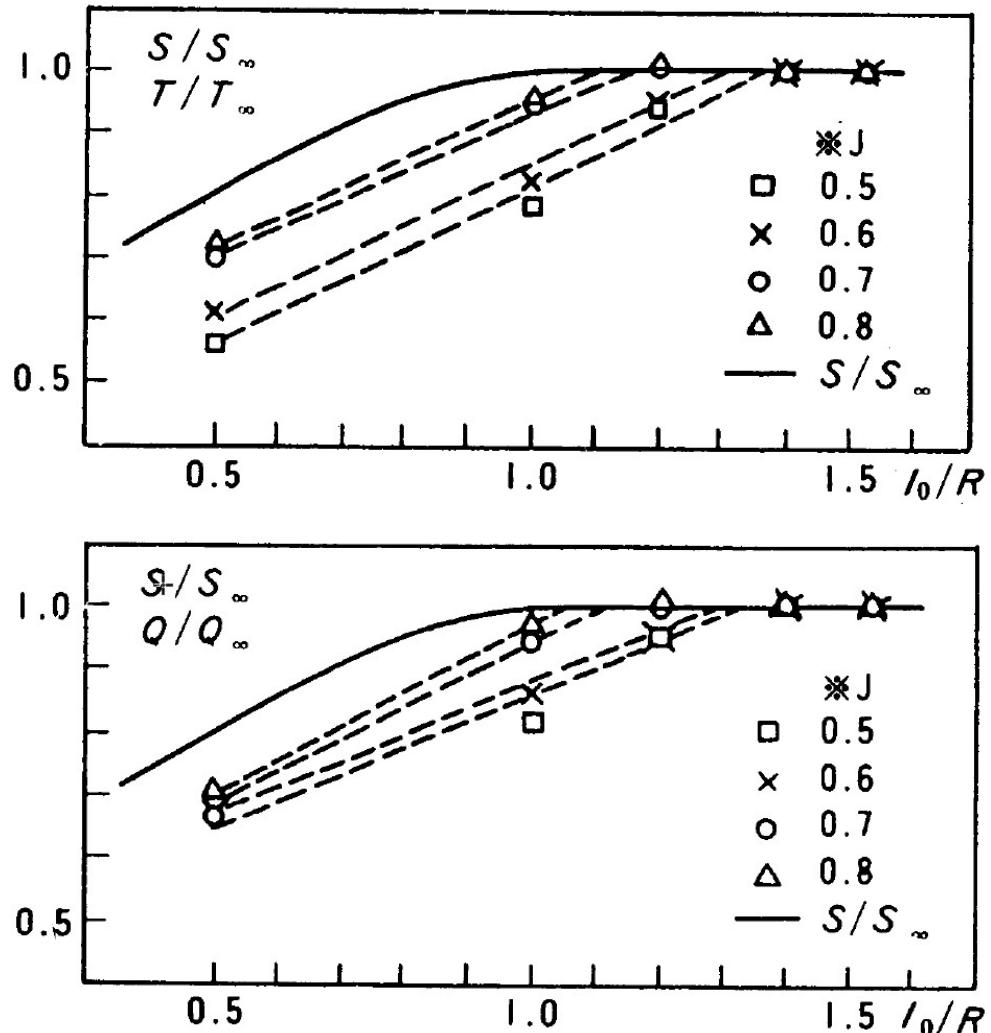


Fig.3-23 Relation between propeller immersion and propeller thrust and torque⁴⁶⁾.

本来は、波浪中では波浪や船体運動の影響によってプロペラ没水度が変わり、それに伴って推力が変化する。さらに、変化した推力と釣り合うように船体抵抗が変化するため、船速やプロペラ作動点が変化してプロペラ効率が変化する。また、荒れた海象に遭遇し船体運動が激しくなるとプロペラが空中に露出することで急激な回転数増加が生じるなど、さらに複雑な挙動になる。本節では、プロペラ没水度変化に対するプロペラ推力変動の程度を検討することに絞り、少し荒れている海象であるがプロペラ露出はしない状況を考える。

まずは、「規則波の1周期間のプロペラ作動点は平水中の値に等しい。」と仮定して、 $J=0.6$ におけるプロペラ没水度と推力変動比・トルク変動比の関係をFig.3-23より読み取って近似した次式にて試算することとした。これは、設定したプロペラ回転数と前進速度にて規則波中をプロペラだけで一定走行させるプロペラ単独試験の状態に対応している。なお、試算に使用するプロペラ作動点として $J=0.6$ を選定した理由は、対象船の平水中における J を考慮すれば $J=0.5$ あるいは 0.6 の実験点列を使えば良いが、Fig.3-23 によって $J=0.6$ の方がプロペラ没水度に対して安定した結果が得られていると判断したためである。

$$\left. \begin{array}{l} \frac{T}{T_\infty} = 1 \quad , I/R_P \geq 1.3 \\ \frac{T}{T_\infty} = 0.48 \frac{I}{R_P} + 0.37 \quad , I/R_P < 1.3 \end{array} \right\} \quad (3-41-1)$$

$$\left. \begin{array}{l} \frac{Q}{Q_\infty} = 1 \quad , I/R_P \geq 1.3 \\ \frac{Q}{Q_\infty} = 0.41 \frac{I}{R_P} + 0.46 \quad , I/R_P < 1.3 \end{array} \right\} \quad (3-41-2)$$

ここで、波浪中におけるプロペラ没水度の時間変化 I_w/R_P は、プロペラ位置における相対変位の時間変化 $\zeta_{rp}(t)$ を用いて次式にて表現できる。

$$I_w/R_P = \frac{I_w(t)}{R_P} = \frac{I_0 + \zeta_{rp}(t)}{R_P} \quad (3-41-3)$$

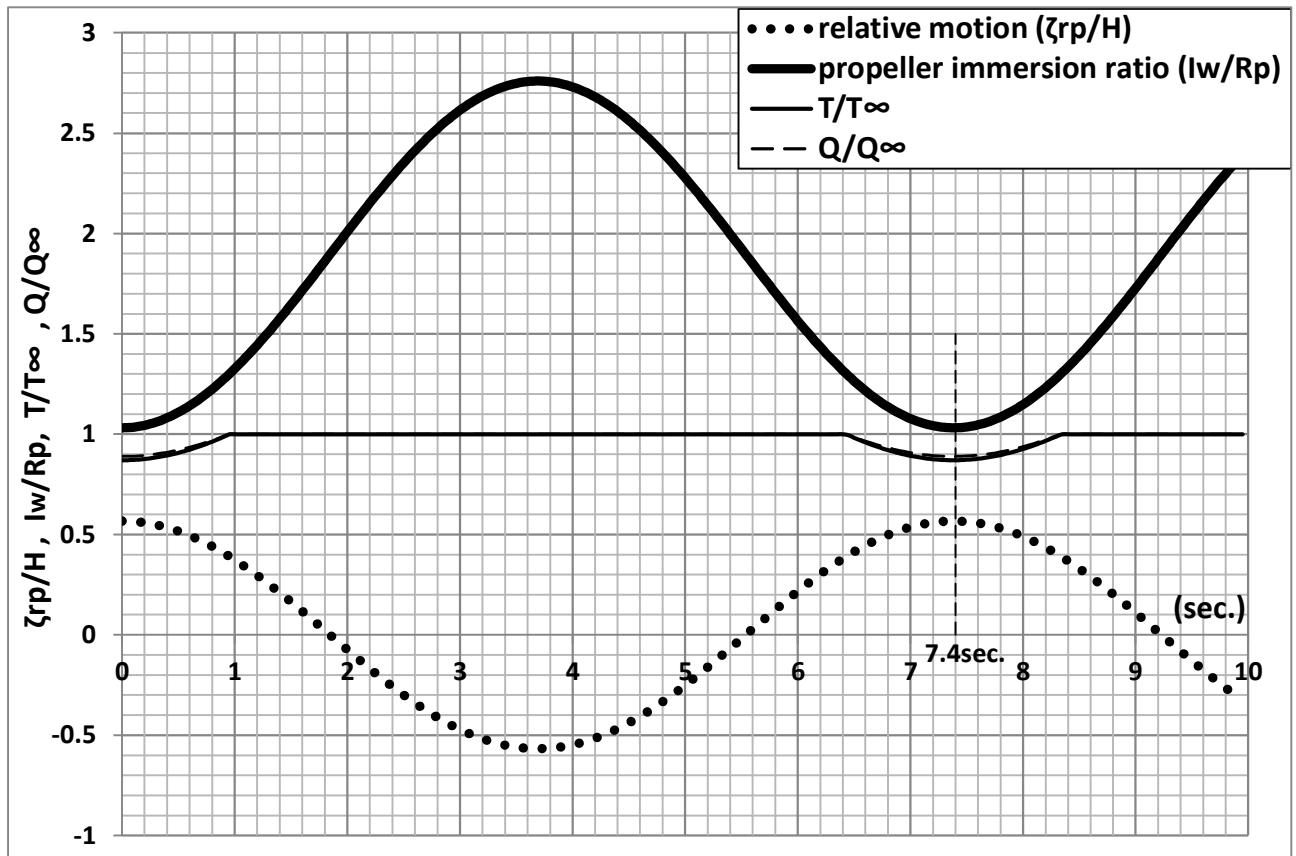


Fig.3-24 A simulation example of an effect that the propeller immersion changes due to the ship motion in a regular head wave.

Fig.3-24 は、波高が 5m の正面規則波時の相対変位（規則波高で割った値）・プロペラ没水度および推力変動比・トルク変動比の計算例である。相対変位（点線）が最大となった $t=7.4$ 秒で、プロペラ没水度（太実線）が略 1.0 となる。すなわち、この波浪状況はプロペラ露出しないぎりぎりの状態である。この時、推力変動比（細実線）が 0.870、トルク変動比（破線）が 0.889 まで減少している。また、1 周期の推力変動比の時間平均を求める、0.977 であった。同様に、トルク変動比の1 周期平均値は 0.980 であった。瞬間的に推力は大きく変動するが、1 周期の時間平均で見た場合

はその影響は小さくなる。これは一例ではあるが、プロペラ露出がなければプロペラ没水度変化による推力減少は2%のオーダー内に収まると思われる。なお、対象船のコンテナ船は往路・復路ともにコンテナを搭載しながら航行することが多いため本節では満載状態にて試計算したが、積み荷が少なくて喫水が浅くなると、プロペラ没水度の影響が大きくなる。

一方、実海域を航行する場合を考えると不規則現象を扱う必要があり、その一つの方法として次式にて不規則波中におけるプロペラ位置での相対変位の時系列を生成してその後の処理を行うことを試みる。短期海象を考えると、相対変位の時系列生成は30分程度とし、30分間の時間平均値にてそれぞれの変動の影響を評価する。

プロペラ位置相対変位の応答スペクトラム $S_{SR}(\omega)$ は、波スペクトラムを $S(\omega)$ 、規則波中のプロペラ位置相対変位応答振幅関数を $\zeta_{ra}(\omega)$ とすると、次式で表現される。

$$S_{SR}(\omega) = \left[\frac{\zeta_{ra}(\omega)}{\zeta_a} \right]^2 S(\omega) \quad (3-42)$$

ここで、 ζ_a は規則波の波振幅である。

プロペラ位置における相対変位の不規則時系列 $Z_{rp}(t)$ は、(3-42)式を用いて次式にて求めることができる。(詳細は、付録3を参照のこと。)

$$Z_{rp}(t) = \sum_{i=1}^m \cos[\omega_e t + \varepsilon_{zrp} + \varepsilon(\omega_i)] \sqrt{2S_{SR}(\omega_i) \delta \omega_i} \quad (3-43)$$

ここで、 ε_{zrp} は規則波中プロペラ位置相対変位の応答位相関数、 $\varepsilon(\omega_i)$ はランダム位相(0~ 2π 間の一様乱数を用いる)、 ω_e は出会い周波数、 m は $S_{SR}(\omega)$ の周波数の分割個数である。

また、 $S(\omega)$ として例えば次式で示すISSC波スペクトラムを(3-42)式に代入すれば、波スペクトラムに対応したプロペラ位置における相対変位の不規則時系列データが(3-43)式にて生成できる。

$$S(\omega) = 0.11H_{1/3}^2 \frac{T_0}{2\pi} \left(\frac{\omega T_0}{2\pi} \right)^{-5} \exp \left\{ -0.44 \left(\frac{\omega T_0}{2\pi} \right)^{-4} \right\} \quad (3-44)$$

このようにして求めたプロペラ位置相対変位不規則時系列を用いてプロペラ没水度の時間的変化を求ることで、プロペラ特性 K_T, K_Q の時々刻々の変化が推定できる。このプロペラ特性の時間的変動の平均値を求めて、平水中におけるプロペラ特性と比較する。

(1) 主機馬力推定・操船の観点からの考察

有義波高5m、平均波周期10秒の海象条件におけるプロペラ推力変動の推定例をFig.3-25に示す。この海象条件において推力変動比 T/T_∞ の30分間平均値は0.996となる。(同様に、トルク変動比 Q/Q_∞ の30分間平均値は0.997であった。) すなわち、本節の推定結果はプロペラ没水度が十分にある平水中の値と略同じ値と言える。したがって、主機馬力推定にとってプロペラ没水度の影響は小さい。

しかしながら、Fig.3-25の時間軸を細かく確認すると経過時間によっては非常に大きな推力変動が生じている。例えば、 $t=1,683$ 秒の時に $T/T_\infty = 0.677$ ($Q/Q_\infty = 0.724$ at $I_W/R_P = 0.633$)となっている。Fig.3-26は、Fig.3-25の黒破線で示す $t=1,683$ 秒を含めて $t=1,650\sim1,700$ 秒の50秒間の時系

列を拡大図示したもので、この図から約 6 秒周期で推力が大きく減少していることがわかる。瞬間的な推力低下が繰り返し生じる状況は操縦性能を著しく低下させ、危険回避行動に制約を与えるので避けなければならない。対象船の場合、 I_w/R_p が 0.9 までに収まるようにプロペラ配置ができるれば、推力減少は 20% に抑えることができる。

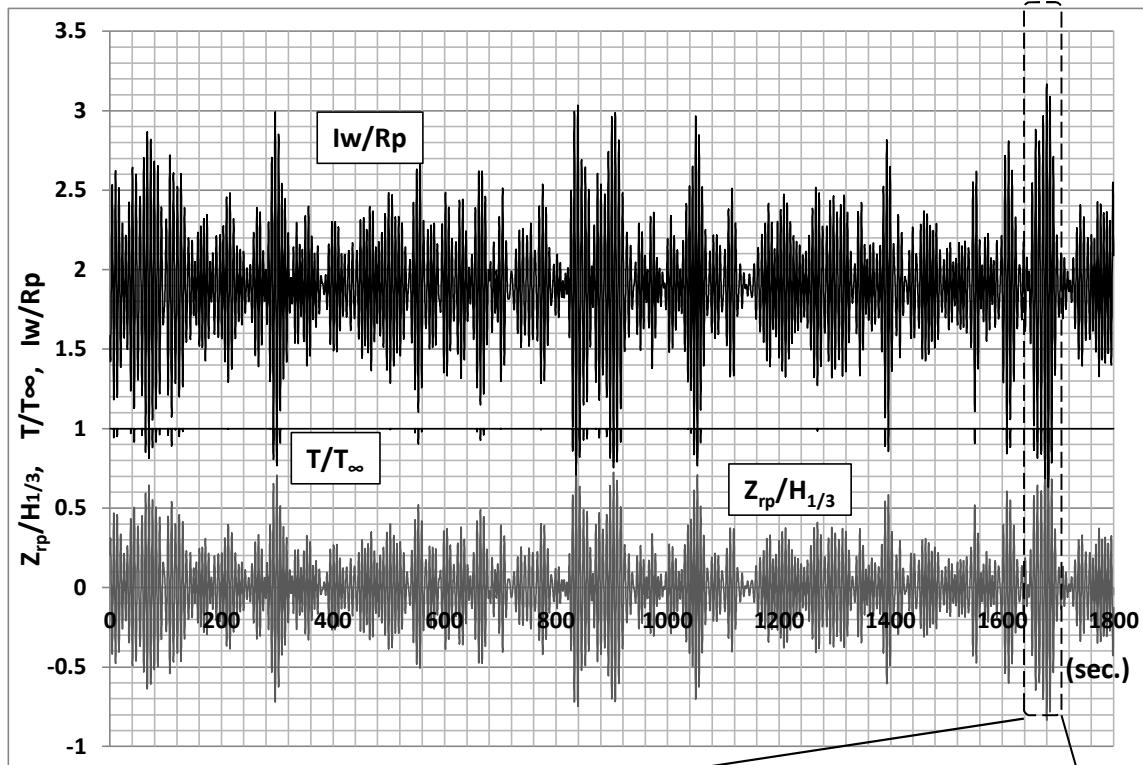


Fig.3-25 An example which calculated thrust fluctuation in irregular waves.

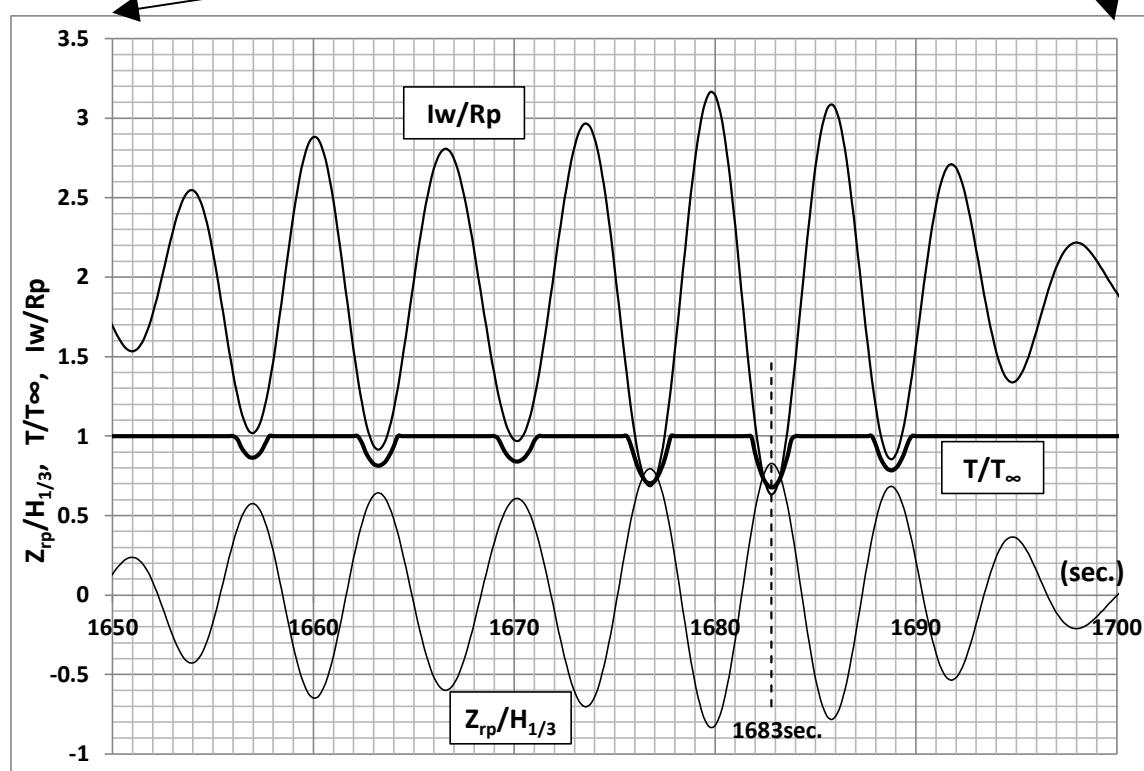


Fig.3-26 View which enlarged the part of the black broken line in Fig.3-25.

(2) 主機関の損傷の観点からの考察

以上に加えて考慮すべきは、推力低下が非常に大きい 1,683 秒の相対変位は 4.1m と大きくプロペラ没水度 I_W/R_P が 1.0 より小さくなっている、プロペラ翼上端の一部が水面上に露出した状態にあるということである。

このような状況ではプロペラ回転数が急激に変動するため、主機関が損傷を被ることがある。もはや通常の作動状態での推定では不十分で、プロペラ露出影響を考慮したプロペラ回転数変動の詳細な検討が必要である。すなわち、船舶の安全航行にとってプロペラ没水度は非常に重要な検討項目である。なお、対象船の場合にて有義波高 2.3m の時には推力減少は生じなかった。

福田²⁰⁾によれば、「仮に、プロペラ翼の上端より、プロペラ直径×1/3 が水面上に露出した場合に激しいプロペラレーシングが起こるものとすれば」という仮定にてプロペラレーシングの発生確率を推定している。今回の試算に用いたプロペラ特性 (Fig.3-23, (3-41-1)式, (3-41-2)式) の場合、プロペラ翼上端が水面に接した時点 ($I_W/R_P = 1.0$) での推力低下は 14.5%，トルク低下は 12.4% である。また、プロペラ翼上端からプロペラ直径の 1/3 が露出した状態 ($I_W/R_P = 0.333$) になると、推力低下は 46.8%，トルク低下は 40.0% に達する。このような激しい海象下において、プロペラ回転数がどのように変動するのかが重要な検討課題である。

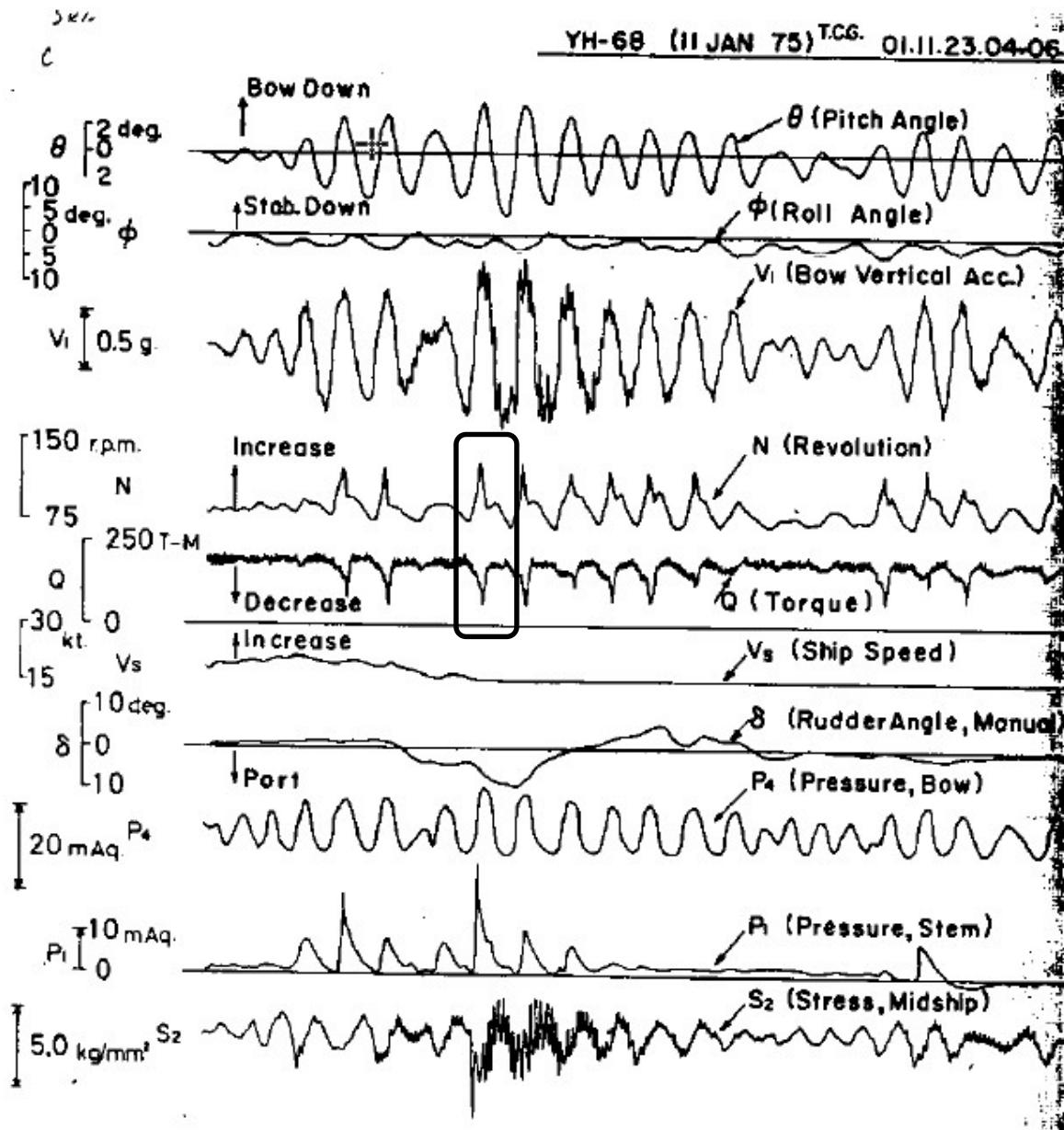


Fig.3-27 An example of actual ship measuring result at 2nd voyage of the Hikawa maru⁴⁷⁾.

Fig.3-27 は、コンテナ船（氷川丸）における第2次航（北米航路の復航、1975/1/11、アリューシヤン列島に入る海峡通過時に計測。気象・海象状況：[風速：約 15m/s、向波、波高：5～6m、波長：120～150m]）での実船計測結果⁴⁷⁾である。この図によれば、縦揺れ（ピッキング）によって大きく Bow down したときに軸回転数 N が急激に増加し始め、それに伴い軸トルク Q が大きく減少する様子が計測されている。この時、プロペラ直径の 60%が空中露出したと言われている。以後、実船計測結果を用いて軸回転数とプロペラ没水度の関係を考察する。

Relation between torque decrease and revolution increase

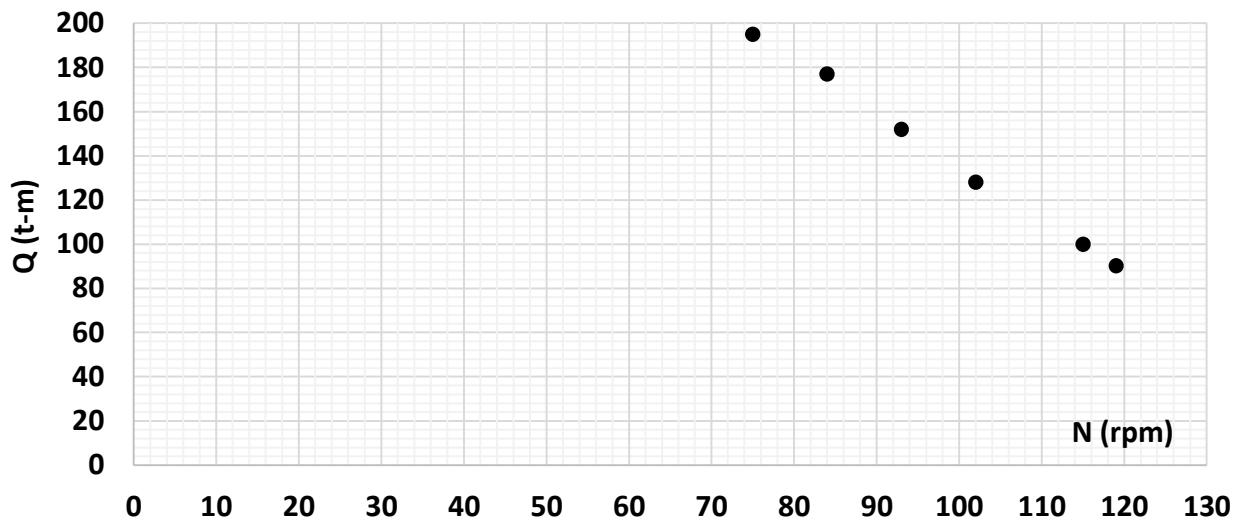


Fig.3-28 Relation between torque decrease and revolution increase on the propeller emersion state.

Relation between torque and propeller immersion

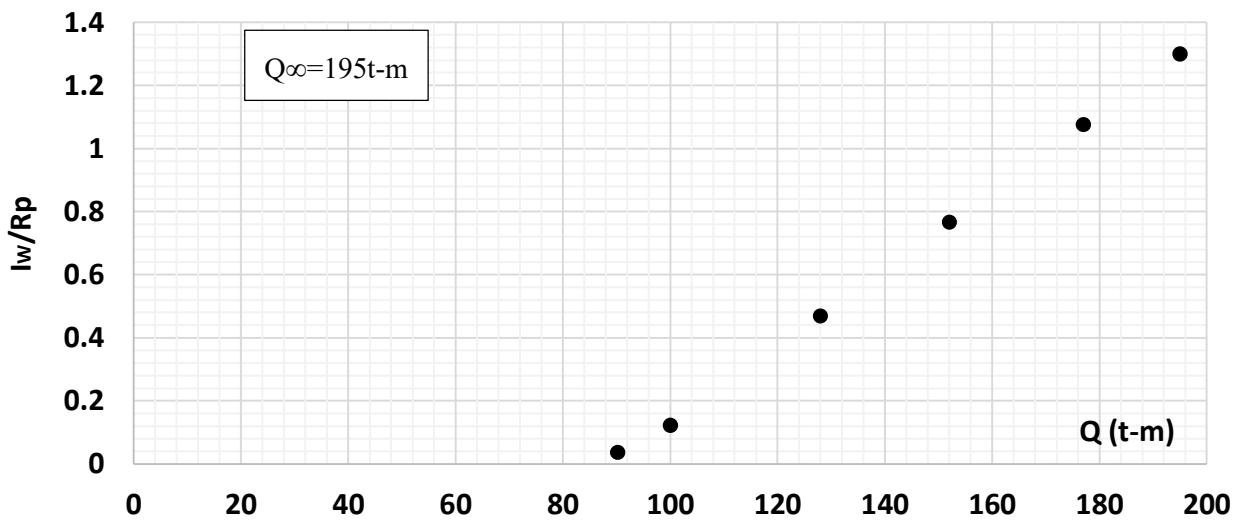


Fig.3-29 Relation between measured torque and propeller immersion.

Fig.3-28 は、Fig.3-27 中の黒枠の軸トルクと軸回転数の計測値を読み取って、両計測項目の関係をプロットしたものである。Fig.3-29 は、読み取った軸トルクから(3-41-2)式を用いてプロペラ没水度を算出した結果である。ただし、この図では $I_w/R_p < 0.5$ の Q/Q_∞ の値が不明である。そこで、プロペラが完全に空中露出した状態 ($I_w/R_p = -1$) で $Q/Q_\infty = 0$ となるものとして、 $I_w/R_p = 0.5 \sim I_w/R_p = -1$ を直線近似して Q/Q_∞ 値の時の I_w/R_p を求めた。両図により回転数增加・トルク低下が、プロペラ没水度と関係づけられた。

Fig.3-30 の黒点は、Fig.3-28 と Fig.3-29 から得られるプロペラ露出状態を含めた回転数とプロペラ没水度の関係を示す。この図は横軸をプロペラ没水度 I_w/R_p とし、縦軸に計測回転数を連続最大

出力 (MCR) の回転数 (108rpm) で割った回転数比 (N/N_{MCR}) をプロットした。図中の破線は、黒点の近似直線である。プロペラ露出時の回転数変動の状況を把握するため、Table 3-7 に示した 3 ケースのプロペラ露出状態（プロペラ翼上端からプロペラ直径の $1/n$ が露出する状態）における I_w/R_p を求め、その値が Fig.3-30 中の近似直線に交差するところを矢印で示す。この交点の N/N_{MCR} を読み取れば、プロペラ露出時の回転数変動がわかる。

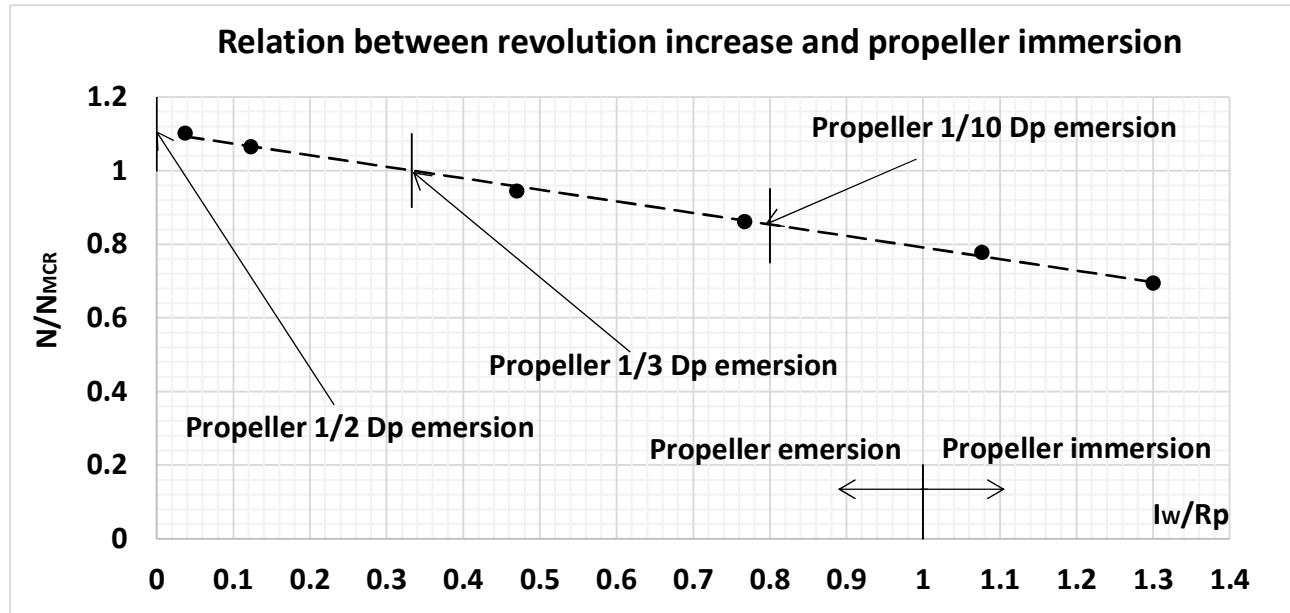


Fig.3-30 Relation between revolution increase and propeller immersion.

Table 3-7 Converting propeller emersion to propeller immersion.

Propeller emersion relative to the diameter	I_w (m)	I_w/R_p
1/10	2.625	0.8
1/3	1.094	0.333
1/2	0.0	0.0

対象船ではプロペラ直径の $1/3$ 以上のプロペラ翼上端が露出 ($I_w/R_p < 0.333$ の場合で、以後 $1/3$ 直径露出と称す) すると、 $N/N_{MCR} \geq 1.0$ となり回転数が MCR に相当する値を超える。Fig.3-27 に示すような回転数の大きな変動が繰り返し続くことは主機関の損傷につながるので避けなければならない。このような観点から、大きなプロペラ露出が起きないようなプロペラ配置や操船方法を検討する必要がある。そのためには、主機関に悪影響を与えない程度の回転数変動に抑えるためのプロペラ翼上端露出の許容値を決めておかなければならない。ガバナーが有効に働いて主機関を保護することを考えて、ある程度の回転数変動は許容するものとしてプロペラ翼上端露出の許容値を設定する。すなわち、先述の福田²⁰⁾が示したプロペラレーシング発生確率推定法に用いた「プロペラ翼の上端より、プロペラ直径 $\times 1/3$ が水面上に露出した場合に激しいプロペラレーシングが起こるものとする」という仮定の条件を、現実的な条件に置き換えることである。

Fig.3-30 中の $1/10$ 直径露出では $N/N_{MCR}=0.84$ で MCR に相当する回転数は超えておらず、また深没水度時 ($I_w/R_p=1.3$) の回転数に対して 20% 程度の回転数増加にとどまっている。主機関への甚

大な影響を避けるという観点から、回転変動は 20%までには収めたい。そこで、この 1/10 直径露出をプロペラ翼上端露出の許容値と定義し、プロペラ位置相対変位の推定値を用いてその許容値を超えないようにプロペラ配置を決定することを提案する。

主機関にとってプロペラレーシングの大きさは損傷に関わる重要な項目であるが、その発生頻度もプロペラ配置時に欠かせない情報故、プロペラレーシング発生確率推定計算にて把握しておく必要がある。文献 47 (pp.3~10), 文献 48 (pp.270~271) によれば、「プロペラ露出の限界値は大きなトルク変動が生じると推察できるプロペラ上端が露出したときで、その発生確率はガバナーが頻繁に作動する 0.1 とする。」がプロペラレーシングに対する限界値の判定基準として示されている。プロペラレーシングの発生頻度が主機関へ及ぼす影響に対する定量的な関係については、検討課題としたい。また、プロペラ没水度がプロペラレーシング発生に大きく影響を及ぼすため、本節の検討の精度向上にはプロペラ没水度に対する回転数・推力・トルクの計測データの蓄積・充実が不可欠である。

3.9 まとめ

本章では、波浪中抵抗・自航試験にて取得された実験データを活用して、各種の方法で馬力増加を推定する場合の詳細や課題を計算例とともに示した。また、馬力増加推定精度向上にとって重要な規則波中抵抗増加応答関数や波スペクトラムの合理的な処理方法を示した。さらに、馬力推定精度に影響を及ぼす要因としてプロペラ流入速度変動とプロペラ没水度を取り上げ、波浪中の燃費性能の観点から馬力推定にどの程度の影響を及ぼすかについて試算した。加えて、激しい海象に遭遇した時にプロペラレーシングが生じて主機関損傷に至る場合がある。船舶の安全航行の観点から、プロペラレーシング時の回転数とトルクについて、実船計測データを分析して考察した。まとめると、以下のとおりである。

- 1) これまでの研究結果を総括すると、プロペラが露出するほどの激しい海気象状況でない場合、抵抗/推力一致法 (RTIM) が論理的である。
- 2) 「抵抗増加が、波高の二乗に比例する。」これは、理論的根拠を有し、かつ実験結果もこれを支持している。そのため、理論的に確立されている抵抗増加量が基本である RTIM は、波だけでなく風圧や当舵による影響を容易に組み込んだ実海域航行に即した馬力増加を推定できる。
- 3) 推力増加、トルク増加、回転数増加が波高の二乗に比例するかは不明であるが、前二量は略比例する。それ故に、馬力が波高の二乗に比例するか不明であるが、過去の実験結果によると、略比例する。
- 4) 現状の波浪中自航試験の実験精度、波浪推定精度などを総合的に勘案した場合、平水中荷重変更実験だけを実施して馬力推定を行う簡便な方法 (OLTM) も、抵抗増加推定が理論的に可能であれば馬力増加の概算に有効である。このことに関する研究は、さらに進められるべきである。
- 5) 船舶が大型化するにつれて、以前より指摘されてきた短波長域の抵抗増加推定が一層重要な

なってきた。現状下では一定の理論的・実験的根拠を有した短波長域抵抗増加値の補正法が必要である。

- 6) 実海域における船舶の推進性能を、激しい海気象下であれば安全性を、穏やかな海気象下では経済性を重視して考えるのが合理的である 49)。経済性の問題に直結した後者の馬力増加の問題は、あまり厳しくない海・気象下でのみ考えると、自航要素の変化を考える必要はない。
- 7) 規則波中ではプロペラ流入速度は周期変化し、そのためプロペラ特性 (η_0) が周期的に変化する。特に、船体運動が大きくなる波長において、プロペラ流入速度変動成分の 2 乗に起因する非線形の影響によって η_0 の 1 周期平均値が平水中の値と異なる。対象船による試算例では、 η_0 への影響は非常に小さく無視できる程度であったが、設計ポイントのプロペラ作動点が高効率である場合には検討の余地は残る。なお、不規則波中においては規則波中よりも影響度は小さくなるので、相当の大振幅波を考えない限り、プロペラ流入速度変動の馬力推定への影響は無視して良い。
- 8) 規則波中においてプロペラ没水度が周期的に変化するが、プロペラ没水度がある値よりも小さくなるとスラスト・トルクが低下する。対象船による試計算例では、周期変化変動するスラストの平均値はプロペラ没水度が大きい時の値に比べて小さくなるが、プロペラが空中露出しない穏やかな海・気象下ではその低下の程度は小さいため、馬力推定精度に及ぼす影響は小さい。一方、有義波高 5m・平均波周期 10 秒の不規則波中における試算例では、30 分間のスラスト変動平均値は没水度が深い時の値と略一致するが、試算例の有義波高では相対変位が大きくなつた時間においてスラストが急激に小さくなる。この現象は平均値を用いた馬力推定精度への影響は小さいが、実運航操船上の注意が必要なことを示している。なお、近年、船舶は大型化の傾向が顕著であり、大型になるほど船体運動が小さくなるため、小型船に比べて波浪によるプロペラ没水度影響は相対的に小さくなる。
- 9) 実船計測データの分析によって、プロペラ直径の 1/3 にあたるプロペラ翼上端が空中に露出すると、回転数が MCR に相当する値を超えることが確認できた。一方、プロペラ翼上端露出がプロペラ直径の 1/10 であれば、穏やかな海象を航行している時の回転数に対して 20% の回転数増加 (MCR に相当する値の 0.85 倍) にとどまる。主機関損傷を避ける観点から、この 1/10 直径露出をプロペラ翼上端露出の上限値と定義することを提案する。この上限値を閾値として、プロペラの配置を決める。
- 10) プロペラ没水度がプロペラレーシング発生に大きく影響を及ぼすため、本節の検討の精度向上にはプロペラ没水度に対する回転数・推力・トルクの計測データの蓄積・充実が不可欠である。また、プロペラレーシングの発生頻度が主機関へ及ぼす影響に対する定量的な関係については、検討課題としたい。
- 11) うねりと風波が併存する海域を航行することを想定した場合の馬力推定については、両波スペクトラムが重なる部分の取り扱いに工夫が必要で、それについては次章にて詳細に検討を行う。

第4章 うねり・風波併存海域における短期応答予測

4.1 はじめに

実海域の波浪を表現する手段として標準化された波スペクトラム^{25),26),50)}が用いられるが、その形状は一つのモデルに過ぎず、実際に船舶が遭遇する波スペクトラムとは同一ではない。物理的考察から求められたこれらの波スペクトラムは、『比較的一定の風が長時間吹き続け、波が十分に発達した状態』という条件下では実測結果と良く一致している。こうして、限られた条件下ではあるものの船舶や海洋構造物の波浪中における性能推定のために、この波スペクトラムを性能評価の評価海象として用いることは有効な方法である。

馬力増加量や船速低下量等の実海域航行時の船舶性能を事前評価するためには、規則波中抵抗増加応答関数と波スペクトラムを用いた短期応答の予測手法^{20),24)}が用いられる。この方法を用いる場合、うねりと風波が併存する海域（うねり・風波併存海域）では波スペクトラムの評価が重要となる。このような海域では、生成過程と特性が異なる相互に独立の波系（うねりと風波）が重なり合って波スペクトラムが形成される。うねり・風波併存海域での実測例では双峰型波スペクトラム^{51),52)}が多く、その波スペクトラム推定式は *Ochi* ら^{51),52)}によって示された。それをより簡単に表現するためうねりを nominal JONSWAP 型（以下、JONSWAP 型と略す）、風波を修正 Pierson-Moskowitz 型（以下、P-M 型と略す）の波スペクトラム^{25),26)}で表現し、それらを足し合わせて両波併存の波動場とすることが SR208 研究部会など^{12),53)}では行われてきた。しかし、本来は確率過程である波動場を両波スペクトラムの単純な足し算によって表現するのは、その重なり合った部分の取り扱いに疑問が残る。それは、合成された波スペクトラムの形状によって、各種の統計量が相違してくるからである。

本章では、数値実験と言える短期応答シミュレーションを用いて両波スペクトラムが重なり合う領域のスペクトラムの確率的特性を検討し、うねり・風波併存海域における船体短期応答は確率論にて評価すべきであることを示す。また、その結果に基づきうねり・風波併存海域の短期応答の予測値、特に平均量が重要な平均抵抗増加量の確率的分布の検討結果例を示す。

さらに、過去の船舶の損傷事例²⁷⁾から船体構造強度に大きな影響を及ぼす船体応答では、その最大値が問題となる。そこで、本章提案の手法を用いて短期応答の最大値を求める手順を示し、現状の短期応答の予測手法にて推定される最大値と比較しながらその違いを示す。併せて、短期予測手法にて $1/n$ 最大平均値を算出する時に短期応答標準偏差値に掛け合わせる比例定数 α は、波スペクトラムの出現周波数の拡がりを定義するバンド幅パラメータ ε に影響されるため、両波併存の波動場の波スペクトラムの ε と α の関係について検討する。

両波併存の波動場において、両波スペクトラムの重なり合う領域が船体短期応答予測値に影響を及ぼすことを示した。この重なり合う領域の程度は両波スペクトラムのピーク位置によって変化するため、両波スペクトラムのピークに船体応答関数のピークを加えた 3 つのピークの位置関係変化による船体短期応答予測値への影響把握が重要となる。そこで、両波スペクトラムの重なり具合を表す指標として γ_{ovl} （うねりピーク波周期と風波平均波周期の比）を導入して、本章提案手

法を用いて試算する。

なお、本章では船舶にとって最も厳しい条件によって検討するために、両波が同一方向から到来する場合を耐航性能の評価海象とする。

4.2 船体応答の短期予測と評価海象

以下に示す短期応答予測の基礎式によれば、規則波中の船体応答関数($H(\omega)$, $R_{AW}(\omega)$)を計算し、評価海象としての波スペクトラム $S(\omega)$ の形を決めることで、ただ一つの推定値が決まる。船体短期応答予測の基礎式^{20),24)}は、次式である。

$$\sigma^2 = \int_0^{\infty} \left[\frac{H(\omega)}{\zeta_a} \right]^2 S(\omega) d\omega \quad (4-1)$$

$$\overline{R_{AW}} = 2 \int_0^{\infty} \left[\frac{R_{AW}(\omega)}{\zeta_a^2} \right] S(\omega) d\omega \quad (4-2)$$

ここで、 ω は入射波の円周波数、 $H(\omega)$ は規則波中船体運動応答関数、 $R_{AW}(\omega)$ は規則波中抵抗増加応答関数、 $S(\omega)$ は ω が $[0 \sim \infty]$ での積分結果が分散値と一致するように定義された波スペクトラム、 σ^2 は船体応答分散値、 $\overline{R_{AW}}$ は平均抵抗増加量、 ζ_a は波振幅である。

うねり・風波併存海域では、Fig.4-1に示すようにうねりをJONSWAP型波スペクトラム($S_{swell}(\omega)$)で、風波をP-M型波スペクトラム($S_{wave}(\omega)$)で個々に表現し、それらを次式のように単純に足し合わせることでうねり・風波併存海域の評価海象とすることが一般的に行われてきた^{12),53)}。

$$S(\omega) = S_{swell}(\omega) + S_{wave}(\omega) (= S_1(\omega) + S_2(\omega)) \quad (4-3)$$

この(4-3)式の関係を、(4-2)式に代入すると次式となる。

$$\overline{R_{AW}} = 2 \int_0^{\infty} \left[\frac{R_{AW}(\omega)}{\zeta_a^2} \right] [S_{swell}(\omega) + S_{wave}(\omega)] d\omega = \overline{R_{AW}}_{swell} + \overline{R_{AW}}_{wave} \quad (4-4)$$

すなわち、(4-4)式はうねりによる平均抵抗増加量と風波によるそれを別々に計算した結果を単純に足し算すれば、うねり・風波併存海域における平均抵抗増加量が求まることを示している。この(4-4)式の関係は、平均抵抗増加量の推定だけではなく、船体運動を含む船体短期応答のすべてに適用される。(4-1)式から、船体運動はうねり・風波中の船体応答分散値を、それぞれ σ_{swell}^2 , σ_{wave}^2 とした時、 $\sigma^2 = \sigma_{swell}^2 + \sigma_{wave}^2$ である。

しかしながら、このような単純な加算でうねり・風波併存海域の波スペクトラムを表すのは、Fig.4-1中に存在する両波スペクトラムの重なり合う部分を重ならない部分と同じように単純に加算しているという点において、その取り扱いに疑問が残る。本章では、次節以降に示すシミュレーションを用いて、この問題の検討を行う。

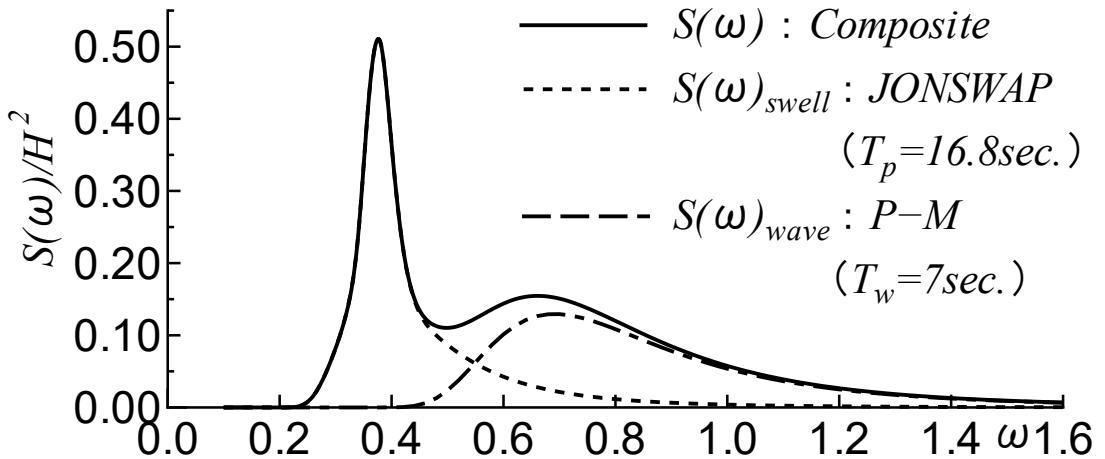


Fig.4-1 Relationship between wave spectra ($S_{swell}(\omega)$, $S_{wave}(\omega)$) and composite wave spectrum.

4.3 二つの波形の重なり

理論的検討結果を確認するためのシミュレーションには, $S_1(\omega)$ をピーク波周期(T_p)が 16.8 秒の JONSWAP 型, $S_2(\omega)$ を平均波周期(T_w)が 7 秒の P-M 型の波スペクトラムを用いる. また, 有義波高は両波スペクトラムとも 1m とする. シミュレーションでは, ω の最小値($\omega = 0.1$)から最大値($\omega = 3.1$)の間を分割刻み $\Delta\omega = 0.01$ にて n 個($= 301$ 個)に分割する. また, j 番目の周波数断面の ω を ω_j と表すが, 以下では $S_1(\omega)$ と $S_2(\omega)$ が交差する近傍の $\omega_j = 0.6$ における計算例を示す.

4.3.1 独立した 2 波系を合成した波スペクトラム

ある ω における素成波の時系列 $\zeta(\omega, t)$ は, 一般的に複素数表現にて次式で表される.

$$\zeta(\omega, t) = X(\omega)e^{i\omega t} = |X(\omega)|e^{i\varepsilon(\omega)}e^{i\omega t} \quad (4-5)$$

ここで, $X(\omega)$ は ω における複素振幅成分, $\varepsilon(\omega)$ は $-\pi \sim \pi$ に分布するランダム位相で, 波形が定常の場合は一様分布である. また, $X(\omega)$ は定常ランダム過程の不規則波時系列 $x(t)$ とは, 次式のとおりフーリエ双対を成している.

$$X(\omega) = \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{\infty} x(t)e^{-i\omega t} dt, \quad x(t) = \int_{-\infty}^{\infty} X(\omega)e^{i\omega t} d\omega \quad (4-6)$$

(4-6)式は, $x(t)$ が素成波の振幅成分 $|X(\omega)|$ と $\varepsilon(\omega)$ の重ね合わせで表現できることを明示している. この不規則波のスペクトラムを $S(\omega)$ とすると, $|X(\omega)|$ は $\sqrt{2S(\omega)/d\omega}$ と表現でき, 与えられたスペクトラムを有する不規則波の時系列として, 実数表現の次式を得る.

$$x(t) = \int_0^{\infty} \sqrt{\frac{2S(\omega)}{d\omega}} \cos[\omega t + \varepsilon(\omega)] d\omega \quad (4-7)$$

2 波系が重ね合わさった波 $\zeta(\omega, t)$ ($= \zeta_1(\omega, t) + \zeta_2(\omega, t)$) も, (4-5)式, (4-6)式と同様に表現するこ

とができ、そのスペクトラムを $S_\eta(\omega)$ とすると、 $\zeta(\omega, t)$ の振幅成分 $|Y(\omega)|$ は $\sqrt{2S_\eta(\omega)/d\omega}$ である。ま

た、ここで 2 波系を合成した不規則波の時系列を $\eta(t)$ と表記すると、 $\eta(t)$ の二乗振幅値 $|Y(\omega)|^2$ は $|Y(\omega)|^2 = [X_1(\omega) + X_2(\omega)][X_1(\omega) + X_2(\omega)]^*$ で与えられる (* は共役複素数) が、この演算に上述の振幅とスペクトラムの関係を用いると次式を得る。

$$\begin{aligned} S_\eta(\omega) &= S_1(\omega) + S_2(\omega) + 2\sqrt{S_1(\omega)S_2(\omega)}\cos[\varepsilon_1(\omega) - \varepsilon_2(\omega)] \\ &= S_1(\omega) + S_2(\omega) + S_3(\omega) \end{aligned} \quad (4-8)$$

2 波系を合成した(4-8)式の波スペクトラム（合成波スペクトラム）は、右辺第 3 項の位相関係により次の大小関係になる。

$$\left[\sqrt{S_1(\omega)} - \sqrt{S_2(\omega)} \right]^2 \leq S_\eta(\omega) \leq \left[\sqrt{S_1(\omega)} + \sqrt{S_2(\omega)} \right]^2 \quad (4-9)$$

(4-9)式によれば、 $S_\eta(\omega)$ の最小値は全ての ω において位相差が $\varepsilon_1(\omega) - \varepsilon_2(\omega) = \pi$ 、また最大値は $\varepsilon_1(\omega) - \varepsilon_2(\omega) = 0$ の時である。

Fig.4-2 は、(4-8)式にて生成した合成波スペクトラムの一例を示す。Fig.4-2 に示すように(4-8)式第 3 項の位相差の関係に応じて、(4-9)式の上下限の範囲で無数の波スペクトラムが存在する。すべての ω に関して、 $\varepsilon_1(\omega) - \varepsilon_2(\omega) = \pi/2$ の時には(4-8)式第 3 項がゼロとなるため、 $S_\eta(\omega) = S_1(\omega) + S_2(\omega)$ となる。これは、うねり成分と風波成分を単純に加算した(4-3)式の波スペクトラム式である。この式を用いてうねり・風波併存海域の短期応答予測を行う手順が、現在行われている方法である。一方、本章では波スペクトラム式として(4-8)式を用いる。

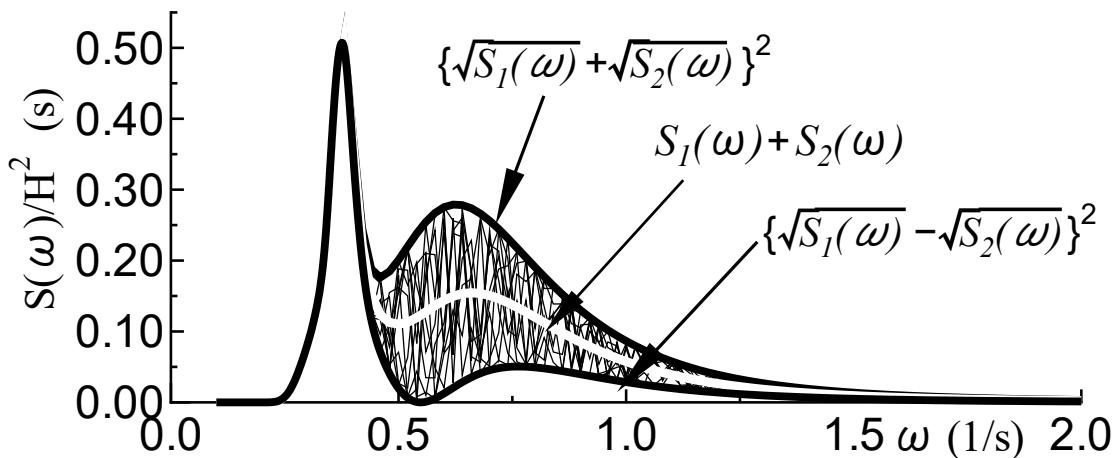


Fig.4-2 Example of wave spectra generated by eq.(4-8).

(4-7)式で発生させた各々の不規則波は、位相系列 $\varepsilon(\omega)$ を如何なるランダム位相で与えても、面積値が等しい同一の波スペクトラムとなる。（その詳細は付録 4 の Fig.A4-7 に示すとおりで、厳密な意味では同一なスペクトラムではない。 (4-7)式にて生成した不規則波時系列の解析で得た波スペ

クトラムは、違ったランダム位相を与えると異なった形となり、それは破線を中心とした略同じ形ではあるがばらつきを持っていることを示すために、Fig.A4-8 中の波スペクトラムの上下限値を破線で表現した。）ところが、独立の 2 つの波に重なる部分が存在すると、与えた位相差の系列毎に別のスペクトラムが得られる。このことが検討すべき問題で、 $S_\eta(\omega)$ の性質を調べるには(4-8)式第 3 項の位相の確率的な性質の検討が必要である。こうして、両波併存海域における(4-1)式、(4-2)式の短期予測値の性質を知る上で $S_\eta(\omega)$ の性質が必要なことが理解される。以下、(4-8)式第 3 項 $S_3(\omega)$ を両波スペクトラムの干渉項と称す。

4.3.2 位相 $\varepsilon_1(\omega_j), \varepsilon_2(\omega_j)$ の確率分布

(4-8)式第 3 項の位相は 2 つの波系が独立であるから、それぞれが $-\pi \sim \pi$ に一様に分布する確率密度関数 (PDF ; Probability Density Function) を持ち、次式で与えられる。

$$f_1(\varepsilon_1) = 1/2\pi, \quad f_2(\varepsilon_2) = 1/2\pi, \quad (-\pi \leq \varepsilon_1, \varepsilon_2 \leq \pi) \quad (4-10)$$

この一様分布の平均値は 0、分散値は $\pi^2/3$ である。

Fig.4-3 は、(4-10)式を確認するために一様乱数により生成した 1,000 例の位相を頻度解析した例である。(4-7)式を用いて何回かの $S_\eta(\omega)$ 発生の数値実験を行うと、(4-8)式の $S_1(\omega), S_2(\omega)$ の値は略同じとなる。しかし、(4-8)式第 3 項 $S_3(\omega)$ の値は数値実験毎にランダムに与えられる位相 $\varepsilon_1(\omega), \varepsilon_2(\omega)$ の値によって違う。すなわち、 $S_\eta(\omega)$ は無作為に選んだ位相系列の個数だけ存在する。

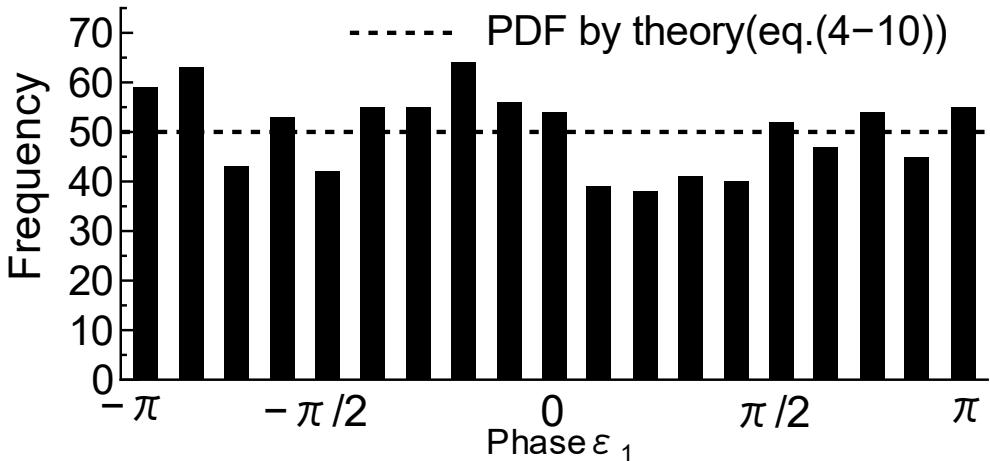


Fig.4-3 Histogram of 1,000 random phases computed with uniform distribution.

4.3.3 $\omega = \omega_j$ での位相差 $\alpha(\omega_j) = \varepsilon_1(\omega_j) - \varepsilon_2(\omega_j)$ の確率分布

位相差の確率分布に関する以下の議論で $\varepsilon_1(\omega_j), \varepsilon_2(\omega_j)$ は、 $\varepsilon_1, \varepsilon_2$ と略す。位相 $\varepsilon_1, \varepsilon_2$ の結合確率密度関数 $f_{12}(\varepsilon_1, \varepsilon_2)$ は、 $\varepsilon_1, \varepsilon_2$ が独立であるから $f_{12}(\varepsilon_1, \varepsilon_2) = f_1(\varepsilon_1)f_2(\varepsilon_2)$ となる。よって、 $\varepsilon_1, \varepsilon_2$ の差 $\alpha_j (= \varepsilon_1 - \varepsilon_2)$ の確率密度関数 $f(\alpha_j)$ は、次式となる。なお、 α_j は $\alpha(\omega_j)$ を簡単にするために略した。

$$f(\alpha_j) = \int_{-\infty}^{\infty} f_1(\alpha_j - \varepsilon_2) f_2(-\varepsilon_2) d\varepsilon_2 \quad (4-11)$$

$f_1(\varepsilon_1)f_2(\varepsilon_2)$ は(4-10)式で与えられるから、(4-11)式の積分を① $\alpha_j \leq -2\pi$ の場合、② $2\pi \leq \alpha_j$ の場合、

③ $-2\pi \leq \alpha_j \leq 0$ の場合, ④ $0 \leq \alpha_j \leq 2\pi$ の場合に分けて行えば良い. ①および②は $f(\alpha_j) = 0$ であるが, ③および④の場合は次式である.

$$f(\alpha_j) = \pm \alpha_j / 4\pi^2 + 1/2\pi \quad (4-12)$$

ここで, 符号は正号+が $-2\pi \leq \alpha_j \leq 0$ で, 負号-が $0 \leq \alpha_j \leq 2\pi$ である. これは, $|\alpha_j| \leq \pm 2\pi$ で定義される三角形の確率密度関数となる. Fig.4-4 は 2 つの位相差 $\alpha(\omega_j) = \varepsilon_1(\omega_j) - \varepsilon_2(\omega_j)$ を求め, それを頻度解析した結果である. この図によると, 一様乱数にて発生させた 2 つの位相差 $\alpha(\omega_j)$ は理論的な確率密度関数である(4-12)式の三角形分布に合っている.

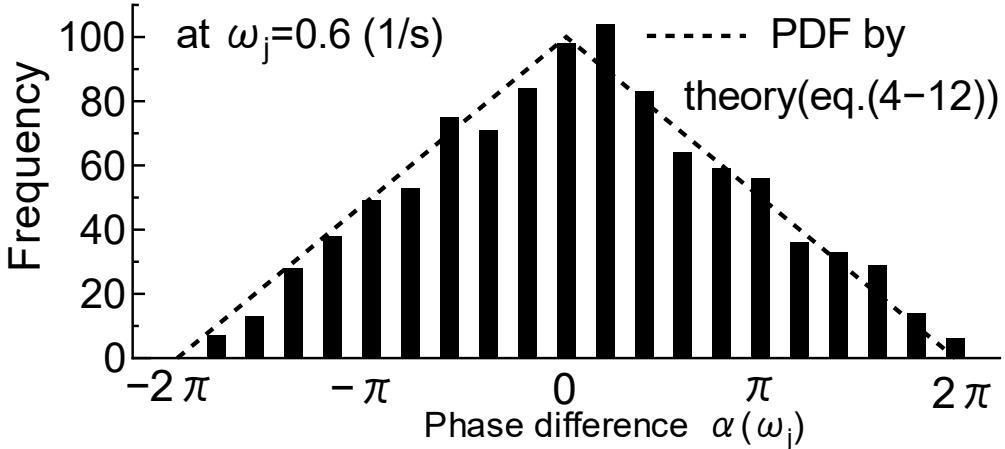


Fig. 4-4 Histogram of phase difference at $\omega_j = 0.6$.

4.3.4 $\omega = \omega_j$ における $\cos[\alpha(\omega_j)]$ の確率分布

ここでは, 確率変数 $\alpha(\omega_j)$ が余弦変換された確率変数 $y_j = \cos[\alpha(\omega_j)]$ の確率密度関数 $q(y_j)$ を求める. $q(y_j)$ と前節の $f(\alpha_j)$ の関係は, $q(y_j) = f(\alpha_j) / |dy_j/d\alpha_j|$ が基本変換式である. その分母は, $dy_j/d\alpha_j = -\sin \alpha_j = -\sqrt{1 - y_j^2}$ であり, 変換式の α_j と y_j の根が M 個存在する場合の確率密度関数は次式である.

$$q(y_j) = \frac{\sum_i^M f(\alpha_{ji})}{\left| \frac{dy_j}{d\alpha_j} \right|} = \frac{\sum_i^M f(\alpha_{ji})}{\sqrt{1 - y_j^2}} \quad (4-13)$$

(4-13)式を具体的に計算すると, $y_j = \cos[\alpha(\omega_j)]$ の確率密度関数 $q(y_j)$ は $|\alpha_j| \leq 2\pi$ の間に y_j の根が 4 個あり, 次式となる.

$$q(y_j) = \frac{1}{\sqrt{1 - y_j^2}} [f(\alpha_{j1}) + f(\alpha_{j2}) + f(\alpha_{j3}) + f(\alpha_{j4})] = \frac{1}{\pi \sqrt{1 - y_j^2}}, |y_j| \leq 1 \quad (4-14)$$

ここで, 任意の α_{j1} に対して $\alpha_{j2} = (2\pi - \alpha_{j1})$, $\alpha_{j3} = -\alpha_{j1}$ および $\alpha_{j4} = (\alpha_{j1} - 2\pi)$ の関係を(4-13)式

に用いている。

この確率密度関数は $y_j = \pm 1$ で無限大になる発散型関数であるが、積分が可能な平均値 0、分散値 $1/2$ を持つ確率分布に従う。Fig.4-5 は、一様乱数で生成した 1,000 例のランダムな位相差の余弦変換 $\cos\{\alpha(\omega_j)\}$ を頻度解析した結果である。一様乱数で生成した位相差 $\alpha(\omega_j)$ の余弦変換は、その理論解である(4-14)式の分布に従っている。なお、図中の理論解を示す破線は ± 1.0 において無限大となる。

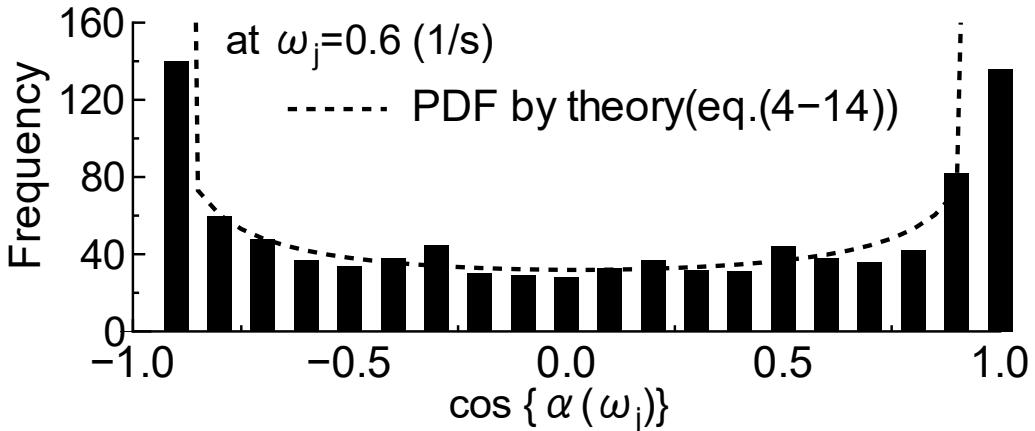


Fig.4-5 Histogram of cos component of phase difference at $\omega_j=0.6$.

4.3.5 $\omega = \omega_j$ での $S_3(\omega_j)$ の確率分布とその分散 σ_{Pj}^2

前述のとおり、 $S_\eta(\omega)$ は(4-8)式第 3 項 $S_3(\omega)$ の確率的性格に依存するため、 $S_3(\omega)$ の確率分布の検討が重要となる。Fig.4-6 の $\omega = \omega_j$ において $S_\eta(\omega_j)$ は(4-9)式の上下限の範囲に分布するが、これは $S_3(\omega)$ の分布に従っている。この $S_3(\omega)$ は、4.3 節により(4-9)式の上下限を分布区間 $[-C_j \sim C_j]$ とする、図中に示す分布形 $q(p_j)$ となる。

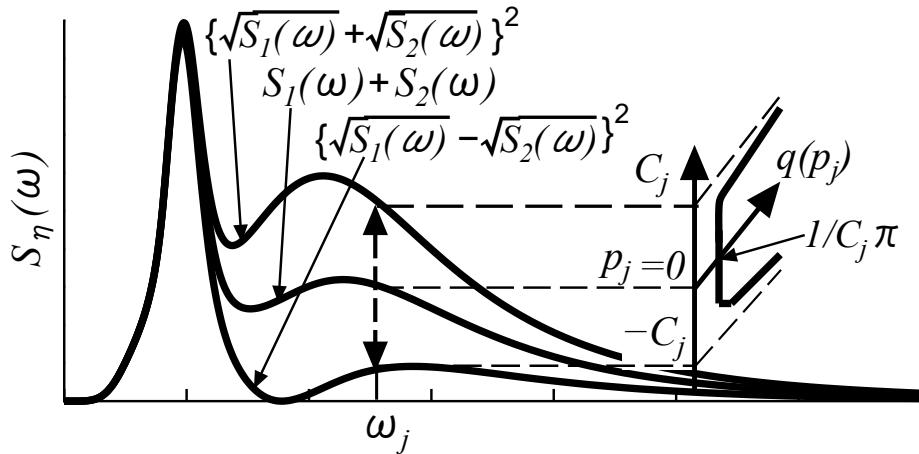


Fig.4-6 PDF of the third terms of wave spectrum at $\omega=\omega_j$.

(4-8)式の第3項 $S_3(\omega_j) = 2\sqrt{S_1(\omega_j)S_2(\omega_j)}\cos\{\alpha(\omega_j)\}$ は、 $C(\omega_j) = 2\sqrt{S_1(\omega_j)S_2(\omega_j)}$ と置くと、 確率変数 $y_j = \cos\{\alpha(\omega_j)\}$ が単に $C(\omega_j)$ 倍された変数 $p_j(\omega_j) = C(\omega_j)\cos\{\alpha(\omega_j)\} = p_j$ になるだけである。この $C(\omega_j)$ を C_j と再記すると、 その確率密度関数は(4-14)式より次式となる。

$$q(p_j) = \frac{1}{C_j} q(p_j/C_j) = \frac{1}{\pi \sqrt{C_j^2 - p_j^2}} \quad (4-15)$$

この確率密度関数は Fig.4-6 に示すとおり、 区間 $[-C_j \sim C_j]$ に分布する平均値 0、 分散値 $C(\omega_j)^2/2$ の偶関数分布で、 $p_j = 0$ での値は $1/C_j\pi$ である。この分散 $\sigma_{Pj}(\omega_j)^2$ は、 次式で求められる。

$$\sigma_{Pj}(\omega_j)^2 = \int_{-C_j}^{C_j} p_j^2 \frac{1}{\pi \sqrt{C_j^2 - p_j^2}} dp_j = \frac{C_j^2}{2} = \frac{C(\omega_j)^2}{2} \quad : \quad |p_j| \leq 2\sqrt{S_1(\omega_j)S_2(\omega_j)} = C_j \quad (4-16)$$

$p_j = C_j \cos \alpha_j$ は、 $|p_j| \leq C_j$ である有界な確率変数で、 (4-15)式で示すように平均値が 0、 分散値が $C_j^2/2$ となる、 $1/(\pi \sqrt{C_j^2 - p_j^2})$ 型の確率密度関数を持つ。

なお、 $\sigma_{Pj}(\omega_j)^2$ は ω_j だけではなくすべての ω においても同じであるので、 σ_j^2 と以後記述する。故に、 (4-15)式および(4-16)式により、 $\sigma_j = C_j/\sqrt{2}$ と極めて簡単な関係を得る。別言すると、 標準偏差は区間 C_j の $1/\sqrt{2}$ で与えられる。

Fig.4-7 は、 Fig.4-5 に示した位相差の余弦変換 $\cos\{\alpha(\omega_j)\}$ を用いて $\omega_j = 0.6$ の周波数断面に分布する $S_3(\omega_j)$ の頻度解析を行った結果である。これより、 各周波数断面での $S_3(\omega_j)$ が位相差の余弦変換の分布に依存しており、 それは(4-9)式の上下限の範囲で分布する。

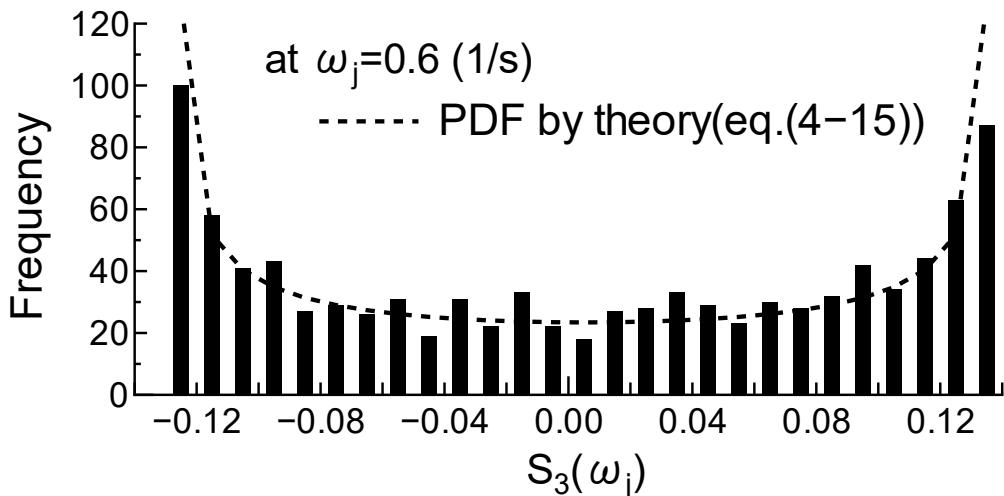


Fig.4-7 Histogram of the third terms of wave spectrum at $\omega_j=0.6$.

4.4 合成波スペクトラムの面積の確率的性格

ある ω_j における $S_3(\omega_j)$ の確率的性格が判明したが、積分された量がどのような確率的性質を有するかを以下に示す。波スペクトラムの面積 A を求ることによって、合成波時系列の分散値 σ^2 が得られる。波スペクトラムの面積 A は、(4-8)式を積分することによって求まる。すなわち、次式である。

$$\begin{aligned} A &= \int_0^\infty S_\eta(\omega) d\omega = \int_0^\infty [S_1(\omega) + S_2(\omega)] d\omega + \int_0^\infty 2\sqrt{S_1(\omega)S_2(\omega)} \cos\{\varepsilon_1(\omega) - \varepsilon_2(\omega)\} d\omega \\ &= A_1 + A_2 = \sum_{k=1}^2 A_k \end{aligned} \quad (4-17)$$

この面積 A は、第2項が確率項であるから一つの確率変数である。したがって、面積 A の確率的性格は、(4-17)式第2項に依存する。この第2項を離散的に n 個の(4-15)式の C_j と4.3.3節の α_j を使って離散的に表記すると、次式である。

$$A_2 \cong \sum_{j=1}^n (C_j \Delta\omega) \cos \alpha_j, \quad j = 1, \dots, n \quad (4-18)$$

以上は、次のことを意味する。

- ①(4-17)式の第2項 A_2 の平均値は0であるので、平均化された合成波スペクトラム $S_\eta(\omega)$ は、両波スペクトラムの単純和の $S_1(\omega) + S_2(\omega)$ である。
- ②平均値 A_1 周りの面積 A のばらつき具合を示す分散値 σ_A^2 は第2項 A_2 から推定でき、その値は次式である。(導出の詳細は、付録5を参照のこと。)

$$\sigma_A^2 = \sum_{j=1}^n \frac{(C_j \Delta\omega)^2}{2} : \text{where } C_j = 2\sqrt{S_1(\omega_j)S_2(\omega_j)} \quad (4-19)$$

この時、面積 A の確率密度関数は中心極限定理により、平均値 $\bar{A} = A_1$ 、分散値 σ_A^2 の次式の正規分布になる。(理論的な考察により導出した結果を、付録8および付録9に示した。)

$$f(A) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}\sigma_A} \exp\left[-\frac{(A - \bar{A})^2}{2\sigma_A^2}\right] \quad (4-20)$$

合成波スペクトラムには(4-9)式の関係があり、面積 A は $S_1(\omega)$ と $S_2(\omega)$ により決まる上下限値を持つ。 $S_1(\omega)$ と $S_2(\omega)$ が与えられると平均値 A_1 が(4-17)式第1項より、(4-4)式を用いる従来からの方針にて算出できる。またその分散値が(4-19)式にて求まるため、 $\varepsilon_1(\omega), \varepsilon_2(\omega)$ の位相情報がなくても合成波スペクトラムの面積 A の理論的な分布が(4-20)式によって与えられる。すなわち、(4-19)式および(4-20)式によって、船体応答の確率分布が推定できる。

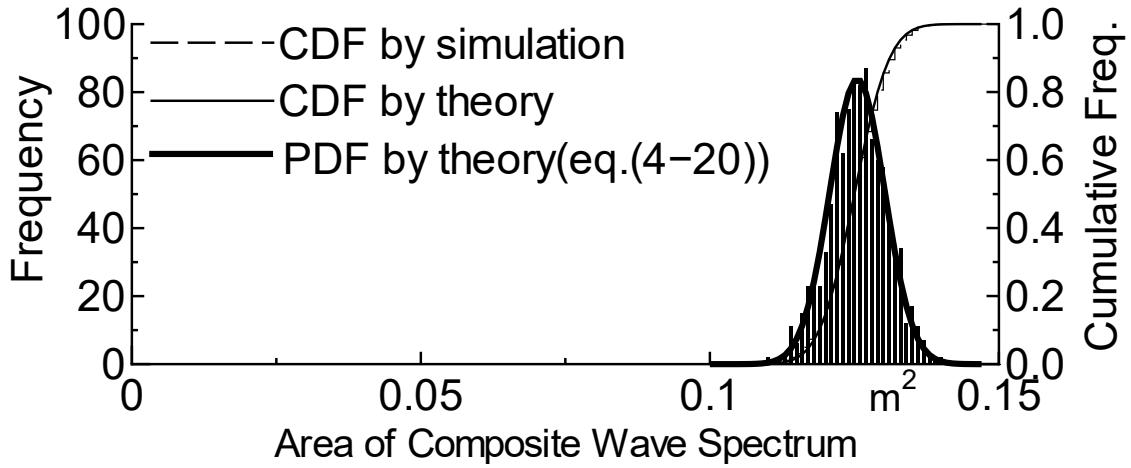


Fig.4-8 Probability distribution of area of composite wave spectrum.

(4-20)式にて推定される確率密度関数の検証のために、一様乱数にて生成した 1,000 例の位相差の組み合わせを(4-17)式に代入してシミュレーションを行う。Fig.4-8 の太実線は、(4-20)式の正規分布公式にて求めた合成波スペクトラム $S_\eta(\omega)$ の面積 A の確率密度関数 (PDF) を示す。これは、(4-17)式の A_1 から得られた $0.125 \text{ m}^2 (= \bar{A})$ と(4-19)式にて求めた分散値 ($\sigma_A^2 = 2.26 \times 10^{-5} \text{ m}^4$) を(4-20)式に代入して得た結果である。図中には、比較のために 1,000 例のシミュレーション結果を頻度解析して得た頻度分布を棒グラフとして併記する。

また、図中の細実線は累積確率分布 (CDF ; Cumulative Distribution Function) は正規分布公式による結果で、階段状の破線は 1,000 例のシミュレーションの頻度解析結果 (平均値 0.125 m^2 、分散値 $2.49 \times 10^{-5} \text{ m}^4$) である。以上から、(4-20)式による結果はシミュレーション結果に合致している。これを、船体応答を求める(4-1)式、(4-2)式に用いれば船体応答の分散値の確率分布推定に適用できる。

なお、船体短期応答の推定を船舶設計の立場で考えると、合成波スペクトラムの面積の平均値 A_1 が重要である。しかし、(4-19)式によれば両波スペクトラムの重なりが大きくなつて C_j が大きくなるほど面積 A のばらつきが大きくなる。そのため、平均値 A_1 のみでは船体応答を表現するのは難しく、両波スペクトラムの干渉を表す確率項 A_2 が重要となる。

4.5 平均抵抗増加・船速低下・燃料消費量の推定例

前節に、うねり・風波併存海域における船体応答の分散値の確率分布が、(4-20)式を用いて推定できることを示した。本節では、平均抵抗増加量の確率分布の推定結果を示す。平均抵抗増加量は、無数に存在する推定結果の平均量としての期待値を評価することが重要な船体応答である。なお、ここでは波浪中抵抗の個々の変動値を扱うのではなく、その時間平均値 (波浪中抵抗増加) を検討対象としている。

(4-20)式による平均抵抗増加量の確率分布推定結果の検証のため、一様乱数にて生成した 1,000 例の位相差の組み合わせを用いて平均抵抗増加量を計算した。そのシミュレーション手順は、次のとおりである。①1,000 例の位相差を(4-8)式に代入し、1,000 例の合成波スペクトラムを生成する。

②合成波スペクトラムを(4-2)式に代入し, 平均抵抗増加量を計算する. こうして, 1,000 例の合成波スペクトラム中における 1,000 例の平均抵抗増加量が求まる. Table 4-1 は, 供試船の主要目・計算条件および評価海象である. なお, 評価海象は船舶にとって最も厳しい条件と考えられる両波が同一方向 (正面向波) から到来する場合とした.

Fig.4-9(1)の太実線は, 正規分布公式にて求めた平均抵抗増加量の確率密度関数 (PDF) を示す. これは, (4-4)式で計算した平均抵抗増加量 107.91kN と, (4-19)式で計算した平均抵抗増加量の分散値 $156.95(\text{kN})^2$ を(4-20)式に代入して求めた結果である. また, 図中の黒棒は 1,000 例のシミュレーションを頻度解析した結果を示す. (4-4)式で計算した平均抵抗増加量 107.91kN は, 1,000 例のシミュレーション結果の平均値 108.84kN に対して 0.9% の誤差内に収まっており, 良く一致している. データ評価の一例として, (4-20)式にて求めた PDF を用いて平均抵抗増加量がその平均値の 107.91kN の $\pm 10\%$ (97.1~118.7kN) の範囲に入る確率 (以後, $\pm 10\%$ 確率と称す) を求める. この $\pm 10\%$ 確率が大きいほど各値が平均値付近に集まっていることになり, そのような場合は平均値が重要であることを意味している. Fig.4-9(1)の推定例の場合は, $\pm 10\%$ 確率は約 61% である.

これらの結果を使って, 以下のような検討が可能になる. Fig.4-9(2)および Fig.4-9(3)は, 前述の平均抵抗増加量を用いて回転数一定条件にて求めた船速低下量とその時の燃料消費量 (FOC) を(4-20)式にて求めた確率分布である. また, 図中にはシミュレーション結果を頻度解析した結果を併記する. これらの結果は, 船速低下量や燃料消費量も, 平均抵抗増加量と同様に推定値の確率論的評価が必要なことを示している.

Table 4-1 Principal dimensions and sea conditions.

Type of ship	Container
Length (m)	175
Breadth (m)	25.4
Draft (m)	9.5
Ship speed (knots)	24
Wave period (s) ; Swell (Tp) / Wind wave (Tw)	16.8s / 7s
Significant wave height (m) ; Swell/Wind wave	3m / 2m

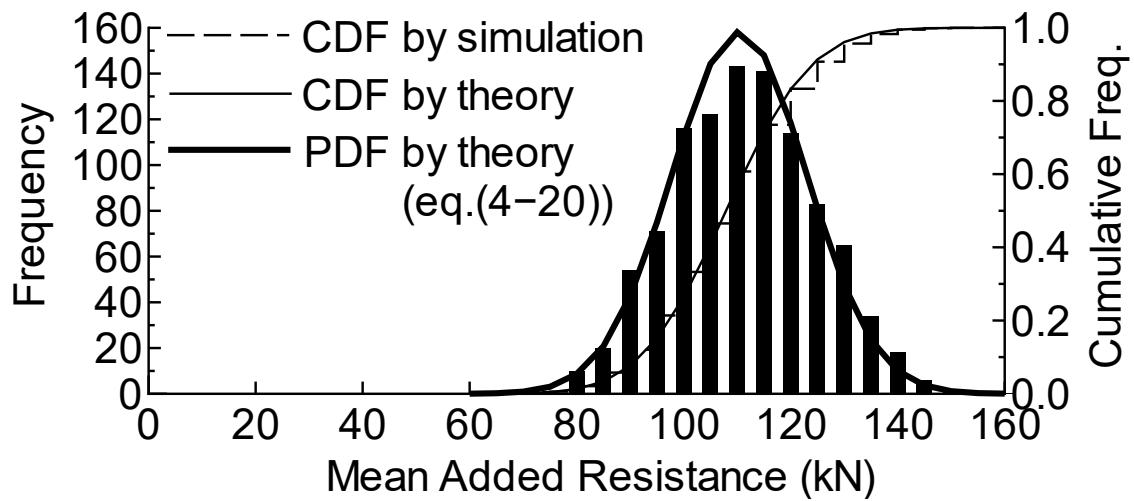


Fig.4-9(1) Probability distribution of mean added resistance in seas.

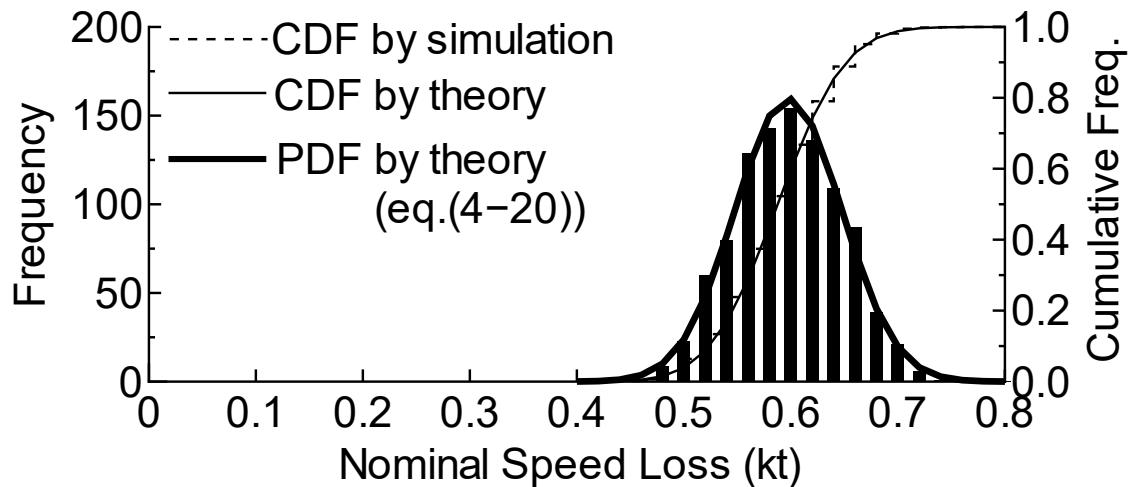


Fig.4-9(2) Probability distribution of nominal speed loss.

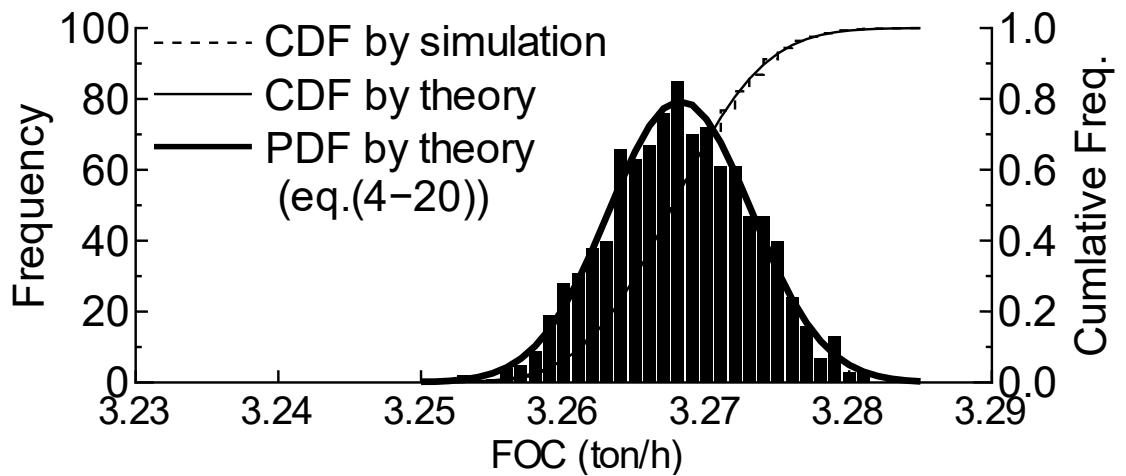


Fig.4-9(3) Probability distribution of fuel oil consumption.

以上のこととは、(4-3)式のようにうねりと風波の両波スペクトラムを単純な足し算($S_\eta = S_1(\omega) + S_2(\omega)$)にて表現した現状の短期応答予測は、うねりと風波が併存する波浪場を一つの平均海象に限

定した推定値であることを示している。これは、本来は無数に存在する推定結果の平均値を与える妥当な手法であるが、実海域で取得された各種データの評価は前述した確率的性格を考慮する必要があることを意味する。例えば、実船計測にて取得された結果と現状の方法による短期応答予測値を比較すると、必ずしも良い一致が得られない場合がある。そのような場合は、確率的性格を有する(4-8)式第3項の干渉項による短期応答の予測値のばらつきを含めて、実船計測結果を比較評価すべきと考える。

4.6 最大値が重要となる船体応答の推定例

4.6.1 船首上下加速度の確率密度関数の推定例

前節で示した平均抵抗増加量は航海中においてばらつきを含めた平均量で、ある期待値の把握が重要となる推定例であった。一方、船舶の過去の損傷事故の分析事例²⁷⁾によると、想定以上の波浪外力が作用し損傷に至った経緯がわかる。すなわち、波浪荷重、波浪変動水圧あるいは加速度等の船体応答は、船体の損傷や積み荷の崩壊などに強く関係する要因であり、無数に存在する船体応答推定結果の平均値よりも、対象の海象中において作用する最大値の評価が重要となる。

本節では、船体応答の最大値推定手順を示す前に、まずは船体応答の標準偏差値の確率分布推定に(4-19)式、(4-20)式を用いることが妥当なことを確認する。(4-19)式と(4-20)式を用いてTable 4-1の条件における船首上下加速度の標準偏差値（船首上下加速度標準偏差値を重力加速度で割った値[G]にて表示）の確率密度関数を求める、Fig.4-10の太い実線となる。また、Table 4-1の条件にて1,000例の位相差の組み合わせを用いたシミュレーションによって、1,000例の船首上下加速度の標準偏差値を求める。Fig.4-10の棒グラフは、1,000例の標準偏差値を頻度解析した結果である。(4-20)式によるPDFは1,000例シミュレーションの頻度解析結果の分布形に合っており、(4-20)式を用いる妥当性が検証できた。なお、図中の細い実線と階段状の破線はそれぞれ(4-20)式および頻度解析結果から求めたCDFである。こうして、(4-19)式、(4-20)式によれば現状行われている方法と手順によって短期予測を行うことで船体応答標準偏差値の確率分布が求まる。

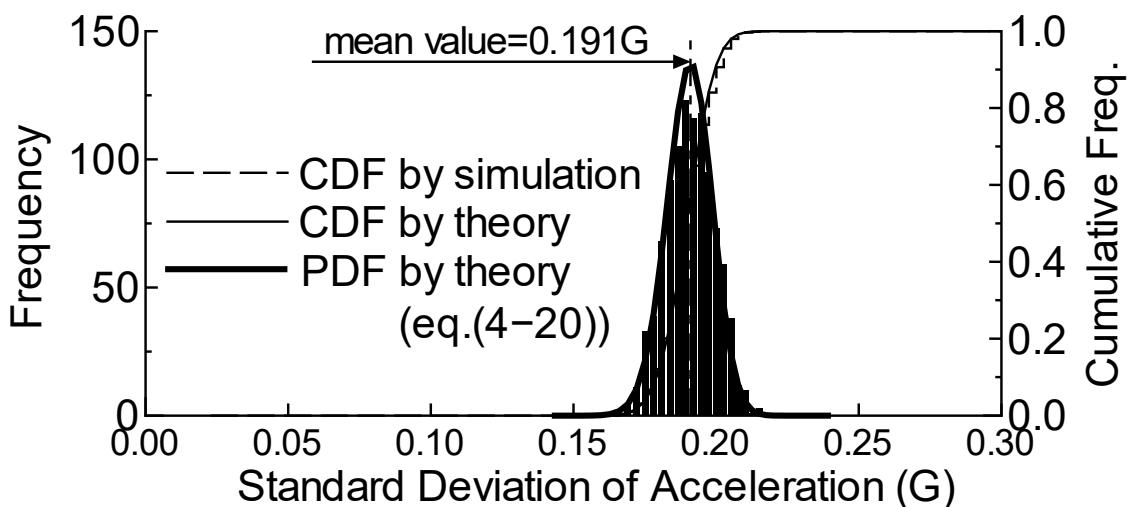


Fig.4-10 Probability distribution of standard deviations of vertical acceleration at F.P. in actual seas ($T_p=16.8s$ and $T_w=7s$).

4.6.2 短期応答の $1/n$ 最大平均値の最大値を求める提案

本節では、うねり・風波併存海域において生じる船体短期応答の最大値に相当する $1/n$ 最大平均値の最大値を推定する手順を提案する。うねり・風波併存海域において実船計測で得た船首上下加速度時系列を解析すると、船首上下加速度値の標準偏差値 σ が求まる。この σ を使って、文献 20 によれば比例定数を α とした時、短期応答の $1/n$ 最大平均値は σ の α 倍にて推定できる。船首上下加速度値が大きくなればその標準偏差値は大きくなり、上下加速度短期応答の $1/n$ 最大平均値も大きくなる。すなわち、短期応答の $1/n$ 最大平均値が最大となる値の推定には、短期応答標準偏差値の最大値(σ_{ma})を求めることが必要である。なお、Table 4-2 は船体応答の極大値が Rayleigh 分布する場合の $1/n$ 最大平均値を次式によって推定した結果をまとめたものである。

$$\alpha = n\sqrt{2} \left[\frac{1}{n} \sqrt{\log_e n} + 0.5\sqrt{n} \{1 - \text{erf}(\sqrt{\log_e n})\} \right] \quad (4-21)$$

Table 4-2 Proportionality constant α for calculating the $1/n$ th maximum average value of the short-term response.

n	$\log_e(n)$	$x = \sqrt{[\log_e(n)]}$	ERF(x)	α
1	0.000	0.000	0.000	1.25
3	1.099	1.048	0.862	2.00
5	1.609	1.269	0.927	2.25
10	2.303	1.517	0.968	2.55
100	4.605	2.146	0.998	3.34
200	5.298	2.302	0.999	3.54
500	6.215	2.493	1.000	3.79
1000	6.908	2.628	1.000	3.97

Table 4-2 によれば、 $1/1000$ 最大平均値の α は 3.97 であるが、うねり・風波併存海域において極大値が Rayleigh 分布するか否かについては 4.6.5 節において述べる。

今までの議論によると、うねり・風波併存海域における船体応答の標準偏差値は(4-17)式第 2 項 A_2 の影響によって、Fig.4-10 に示したように(4-17)式の第 1 項にて求まる平均値 A_1 回りに分布する。また、その分布形は(4-19)式と(4-20)式にて求まる正規分布である。今、(4-19)式、(4-20)式にて求まつた船体応答の分散値 V の平均値を μ_V 、分散値 V の標準偏差値を σ_V とすると、船体応答の分散値 V が大きい方から $1/1000$ オーダーの発生確率となる値 V_m は、 V が正規分布することを用いて次式で推定できる。

$$V_m = \mu_V + 3\sigma_V \quad (4-22)$$

こうして、(4-22)式で推定される船体応答の分散値はうねり・風波併存海域において生じる最大に近い分散値を与える。以後、この V_m を船体応答の分散値の最大値と称す。

以下に、短期応答の $1/n$ 最大平均値の最大値を(4-19)式、(4-20)式および(4-22)式を用いて推定す

る手順をまとめると、

- ①うねり・風波併存海域の波スペクトラム $S_1(\omega), S_2(\omega)$ を決定する。
- ②(4-1)式と(4-3)式にて、船体応答の分散値 σ^2 を計算する。これが船体応答の分散値の平均値 μ_{v} で、これは(4-20)式における平均値 \bar{A} に相当する。
- ③(4-19)式にて、船体応答の分散値の分散値 σ_{v}^2 を求める。
- ④ μ_{v} と σ_{v} を(4-22)式に代入し、船体応答の分散値の最大値 V_{m} を求める。 V_{m} の平方根を取り、標準偏差値 σ_{ma} とする。
- ⑤短期応答の標準偏差値 σ と $1/n$ 最大平均値の関係式²⁰⁾ ($1/n$ 最大平均値 = $\alpha \times \sigma$) および σ_{ma} を用いて、短期応答の $1/n$ 最大平均値の最大値を $\alpha \times \sigma_{\text{ma}}$ にて推定する。

4.6.3 短期応答の標準偏差値 σ_{ma} の試解析例

本節では、短期応答標準偏差の確率密度関数を用いて、 σ_{ma} を求めた例を示す。

4.6.1 節の Fig.4-10 に示した σ の確率密度関数を用いた場合、4.6.2 節の①～④で述べた本提案の方法にて算出された σ_{ma} は 0.215G である。それは、平均値 0.191G に比べて 12.8% ほど大きい。すなわち、うねり・風波併存海域においては、両波スペクトラムの干渉項によって生じる船体応答標準偏差値のばらつきを考慮すると、船体設計の条件となる値は現状の方法で推定した結果に比べて大きくなる。

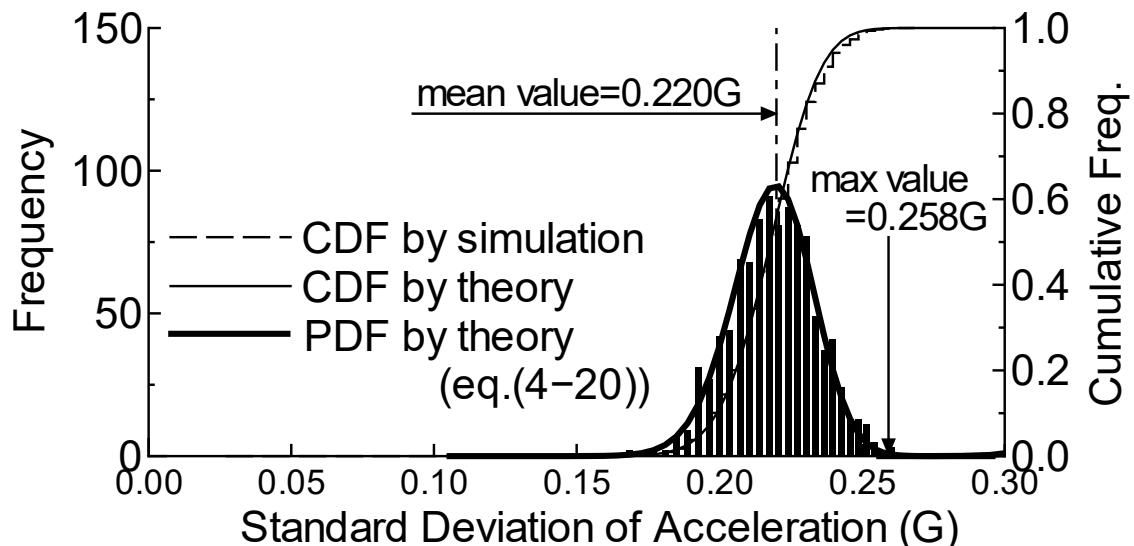


Fig.4-11 Probability distribution of standard deviations of vertical acceleration at F.P. in actual seas ($T_p=16.8\text{s}$ and $T_w=9\text{s}$).

ここで、うねりの海象条件は変えずに風波の平均波周期だけを 9 秒に変更して本章の方法で計算すると、Fig.4-11 に示すように船首上下加速度標準偏差値の平均値は 0.220G となる。一方、 σ_{ma} は 0.258G で、平均値に対して 17.3% ほど大きい。もはや、両波スペクトラムの干渉項の影響は無視できない。

なお、本結果を Fig.4-10 の結果と比べると、本結果のように両波スペクトラムの波周期が近づくほど短期応答標準偏差値のばらつきは大きくなり、出現する σ_{ma} も大きい。このことは、両波スペ

クトラムと規則波中船体応答関数の3量の ω に対する位置関係の把握が必要なことを示している。

4.6.4 短期応答の1/n最大平均値の最大値の試解析例

本節では、Table 4-1 の海象・運航条件において短期応答の1/n最大平均値の最大値を求めた例を示す。

Table 4-1 は、対象船が向波を航行する場合を想定しており、この場合の出会い動揺周期は約6秒である。この海象・運航状態が1時間継続し、対象船がその間に600回動揺すると考える。そのような短期海象において発生する船体応答標準偏差の最大値として、1/600最大平均値を求める。そのための比例定数 α は、3.84（Rayleigh分布の仮定による）である²⁰⁾。

Fig.4-10 に示した結果において1/600最大平均値の最大値は、上述の⑤の手順に従うと、 $3.84 \times 0.215G = 0.826G$ である。この値がある閾値を超えた場合、船舶は船体損傷や積み荷の崩壊を招く危険な状況に遭遇することを示唆している。

4.6.5 うねり・風波併存海域における船体応答極大値のバンド幅パラメータ

前節の短期応答最大値を求めるにあたり短期予測手法を用いる場合は、1/n最大平均値の算出のために短期応答標準偏差値に比例定数²⁰⁾を掛ける。この両波併存の波動場における比例定数は、種々の資料に公表されている極大値振幅の確率分布が Rayleigh 確率分布に近似できるとして求めた値とは異なる。それは、波スペクトラムの出現周波数の拡がりを定義するバンド幅パラメータに影響され、上述のように極大値振幅が Rayleigh 分布近似できる場合はバンド幅パラメータが0（=狭帯域）である。ここでは、両波併存の波動場における合成された波スペクトラムのバンド幅パラメータと比例定数の関係について検討する。

船体短期応答の1/n最大平均値を求めるための比例定数 α を示すTable 4-2は、船体応答の極大値が Rayleigh 分布に従うと仮定して推定される。しかしながら、うねり・風波併存海域における船体短期応答が Rayleigh 分布に従うかは不明で、Table 4-2 で示した α をそのまま適用できるか否かは検討を要する課題である。ある速力試運転計測時に得られた波のデータを解析したところ、バンド幅パラメータは0.6～0.9に分布していたという報告⁵²⁾もある。本節では、船体短期応答の極大値の分布形について、確率密度関数に関するバンド幅パラメータの観点からの検討を試みる。

(1) 船体応答の極大値の確率密度関数について

船体応答の極大値の確率密度関数 $f_x(x)$ は、船体応答スペクトラム $S_{resp}(\omega)$ の帯域の拡がりを示す指標の ε （バンド幅パラメータ）を用いて次式⁵⁰⁾で表すことができる。

$$f_x(x) = \frac{\varepsilon}{\sqrt{2\pi m_0}} \exp\left(-\frac{x^2}{2m_0\varepsilon^2}\right) + \frac{\sqrt{(1-\varepsilon^2)}}{m_0} x \cdot \exp\left(-\frac{x^2}{2m_0}\right) \left[0.5 + \operatorname{erf}\left\{\frac{x}{\varepsilon} \sqrt{\frac{(1-\varepsilon^2)}{m_0}}\right\} \right] \quad (4-23)$$

ここで、 m_0 ：船体応答スペクトラムの0次モーメント、 $\operatorname{erf}(x)$ ：誤差関数（次式），である。

$$m_n = \int_0^\infty \omega^n \cdot S_{resp}(\omega) d\omega, \quad m_0 \text{ is variance.} \quad (4-24)$$

$$\text{erf}(x) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}} \int_0^x \exp\left(-\frac{z^2}{2}\right) dz, \quad \text{erf}\left(\frac{0}{\infty}\right) = \left(\frac{0}{0.5}\right)$$

(4-24)式の $S_{resp}(\omega)$ は、片側スペクトラムである。

今、 ε の影響を明示するために、(4-23)式を分散値 m_0 にて $\zeta = x/\sqrt{m_0}$ の変数変換を行うと次式²⁵⁾が得られる。

$$p(\zeta) = \frac{\varepsilon}{\sqrt{2\pi}} \exp\left(-\frac{\zeta^2}{2\varepsilon^2}\right) + \sqrt{(1-\varepsilon^2)}\zeta \cdot \exp\left(-\frac{\zeta^2}{2}\right) \left[0.5 + \text{erf}\left\{\frac{\zeta}{\varepsilon}\sqrt{(1-\varepsilon^2)}\right\} \right] \quad (4-25)$$

確率変数 ζ に変換された確率密度関数 $p(\zeta)$ の(4-25)式によれば、Fig.4-12²⁵⁾に示すように ε 別に $p(\zeta)$ の変化が確認できる。

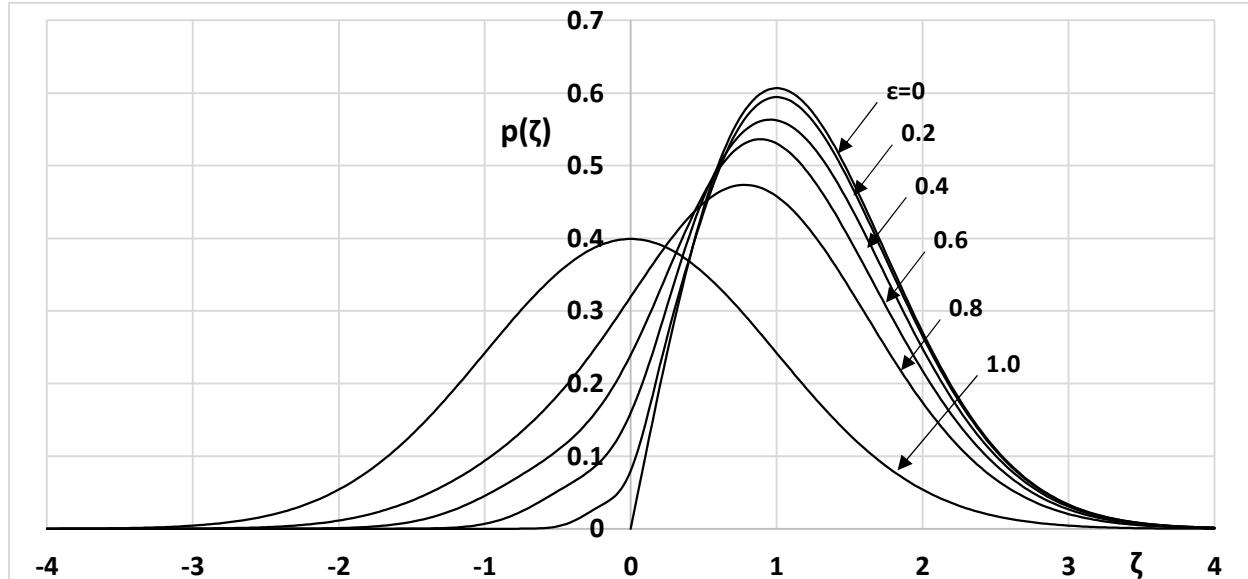


Fig.4-12 Probability density function of extreme value by bandwidth parameter ε ²⁵⁾.

(2) スペクトラムのバンド幅パラメータ ε について

スペクトラムの帯域の拡がりを示す ε は、スペクトラムの n 次モーメント m_n を用いて次式²⁵⁾で表される。

$$\left. \begin{aligned} \varepsilon &= \sqrt{1 - \frac{m_2^2}{m_0 m_4}}, \quad 0 \leq \varepsilon \leq 1 \\ \varepsilon \rightarrow 0 &: \text{narrow band spectrum} \Rightarrow f_x(x) = \frac{1}{m_0} x \cdot \exp\left(-\frac{x^2}{2m_0}\right) \\ \varepsilon \rightarrow 1 &: \text{wide band spectrum} \Rightarrow f_x(x) = \frac{1}{\sqrt{2\pi m_0}} \exp\left(-\frac{x^2}{2m_0}\right) \end{aligned} \right\} \quad (4-26)$$

すなわち, $\varepsilon \rightarrow 0$ の時は狭帯域確率過程の Rayleigh 確率密度関数で, $\varepsilon \rightarrow 1$ の時は広帯域確率過程の Gaussian 確率密度関数 (正規確率密度関数) である. こうして ε が両極端の場合の船体応答の極大値は既知の確率密度関数で表すことができ, それぞれの確率密度関数の特性を有する.

しかし, 実海域においてはそのような極端なことは稀であり, ε は Fig.4-12 に示すように中間的な値を取るため, 船体応答の極大値は(4-23)式に基づいた特性を有することになる.

船体応答の極大値が(4-23)式に従うとした時, その極大値がある値 x' を超える確率は次式である.

$$\frac{1}{n} = \int_{x'}^{\infty} f_x(x) dx \quad (4-27)$$

また, 極大値の $1/n$ 最大平均値 $\bar{x}_{1/n}$ は次式である.

$$\bar{x}_{1/n} = \frac{\int_{x'}^{\infty} x f_x(x) dx}{\int_{x'}^{\infty} f_x(x) dx} = n \int_{x'}^{\infty} x f_x(x) dx \quad (4-28)$$

$\bar{x}_{1/n}$ と船体応答に関する統計諸量の基礎となる 0 次モーメント m_0 (船体応答スペクトラムの分散値) は, (4-21)式で示した $1/n$ 最大平均値を求めるための比例定数 α を用いると以下の関係がある.

$$\bar{x}_{1/n} = \alpha \sqrt{m_0} \rightarrow \alpha = \frac{\bar{x}_{1/n}}{\sqrt{m_0}} \quad (4-29)$$

(4-27)～(4-29)式によれば, α は ε によって変化する. なお, 船体応答の極大値が Rayleigh 分布に従う場合の α は, Table 4-2 のとおりである.

(3) 両波併存の波動場における船体応答スペクトラムのバンド幅パラメータ

精度良く短期予測を行うためには, 当該海域における船体応答の極大値がどのような分布に従うかを知る必要がある. 前述のとおり, その極大値 ($1/n$ 最大平均値) を求めるための α は ε と密接な関係がある. よって極大値分布を求めるために, まずは ε と α の関係^{50),54)}を求めるなければならない. それは, 以下の手順にて求めることができる.

①(4-27)式の ε と x' を決めて積分することで, 左辺の $1/n$ を求める.

② x' および n を(4-28)式に代入して積分することで, $\bar{x}_{1/n}$ を求める.

③(4-29)式に $\bar{x}_{1/n}$ を代入して α を求める.

④このようにして求めた α は, ①にて決定したで ε に対応した値である.

正確な α を得るためにには, うねり・風波併存海域において ε がどのように分布するかが重要となる. そこで, 次に当該海域において得られる船体応答スペクトラムの ε を, 1,000 例の合成波スペクトラムを用いたシミュレーションによって推定する. ここでは, Table 4-1 の海象条件[うねり (有義波高 3m・ピーク波周期 16.8 秒の JONSWAP 型波スペクトラム)・風波 (有義波高 2m・平均波周期 7 秒の P-M 型波スペクトラム)]のもと, 対象船が 24kt で向波を航行した時に生じる船首上下加

速度応答のスペクトラムの ε を一例として求めた。こうして求められた ε は最小値を 0.30、最大値を 0.37 として、その区間に Fig.4-13 の下段に示す正規分布をしている。その平均値は、0.33 であった。

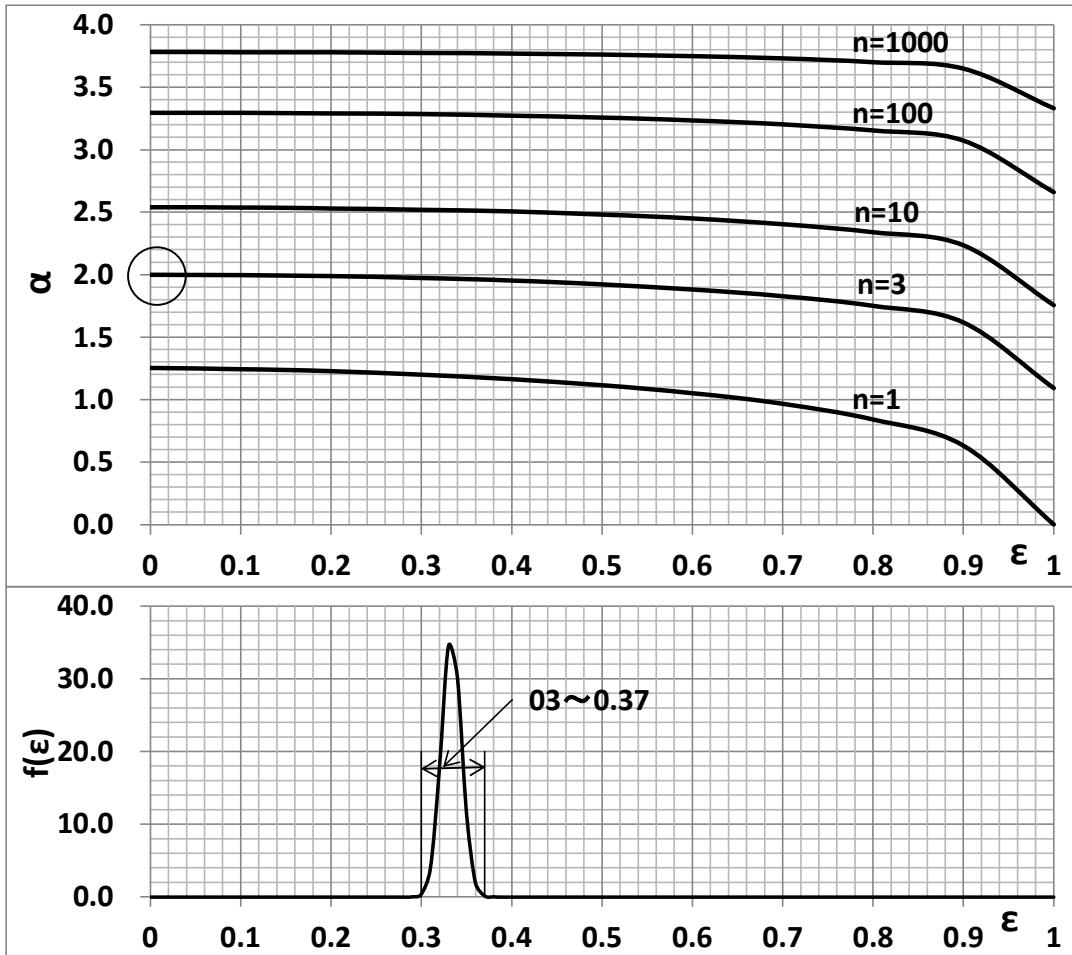


Fig.4-13 Change in Proportionality constant α to band width parameter ε and distribution of ε .

また、Fig.4-13 には上記の手順で求めた α と ε の関係を、 n 別に併プロットした。例えば、 $n=3$ で、 $\varepsilon=0$ の時の α は 2.0 (図中の丸印) となっており、Table 4-2 の α の値と合致する。この図から、 ε が大きくなるに従い α は徐々に小さくなることがわかる。しかし、この図によれば ε が 0.4 程度までは α の変化は小さく ($\varepsilon=0$ の $\alpha=2$ に対して $\varepsilon=0.4$ の α は 0.98 倍)， $n=1$ の場合を除き $\varepsilon=0$ の値と略同じである。したがって、 $\varepsilon=0.33$ の場合の α は $\varepsilon=0$ (Rayleigh 分布の場合) の時の値に比べて小さな値になるが、その差は小さい。船体構造設計にとって、船体応答の極大値の過小評価は避けるべきで、そういう観点から考えると ε が 0.4 までならば ε の変化による α の小さな変化を考慮するよりも、 $\varepsilon=0$ の α を用いて統計諸量を推定 (短期予測) すべきと考える。

参考までに、計算に用いる波スペクトラムを風波波スペクトラムだけとした場合の船首上下加速度応答スペクトラムの ε を求めたところ、 $\varepsilon=0.16$ になった。うねり・風波の合成波スペクトラムを用いた結果の $\varepsilon=0.33$ に比べて、単独波系の ε はさらに小さくなり、『船体応答の極大値はレーリー分布すると仮定』した従来の短期予測に用いている α の妥当性が Fig.4-13 によって確認できる。

4.7 うねり・風波波スペクトラムの重なり度 γ_{ovl} が船体応答の短期予測に及ぼす影響

4.7.1 両波スペクトラムの重なり度 γ_{ovl} と船体応答について

うねりと風波の波スペクトラムに重なる部分があることで、(4-8)式第3項の位相関係に応じて(4-9)式の上下限の範囲で、Fig.4-2に示すように無数の合成波スペクトラム $S_\eta(\omega)$ が存在する。一方、両波スペクトラムのピークが十分に離れていることで両波スペクトラムに重なる部分が全くない場合を考えると、(4-8)式第3項はゼロとなり、唯一の $S_\eta(\omega)$ が $[S_1(\omega) + S_2(\omega)]$ によって求まる。

本節では、4.5節で述べた評価方法(±10%確率)を用いてうねりと風波の波スペクトラムの重なり度の影響を検討する。ここでの両波スペクトラムの重なりの程度(重なり度)は、うねりのピーク周期と風波の平均波周期の比($\gamma_{ovl} = T_p/T_w$)で表すのもとする。この比が大きい場合は、両波スペクトラムのピークが離れているために両波スペクトラムの重なる部分は小さくなる。なお、本節の試解析では γ_{ovl} の範囲を1.0~2.0とした。この範囲設定は、うねりは風波による波浪よりも長周期の場合が多いことを考慮して最小の γ_{ovl} を1.0とし、最大の γ_{ovl} は船舶が実際に遭遇する機会が多いと思われるうねり・風波を考慮に入れて2.0とした。

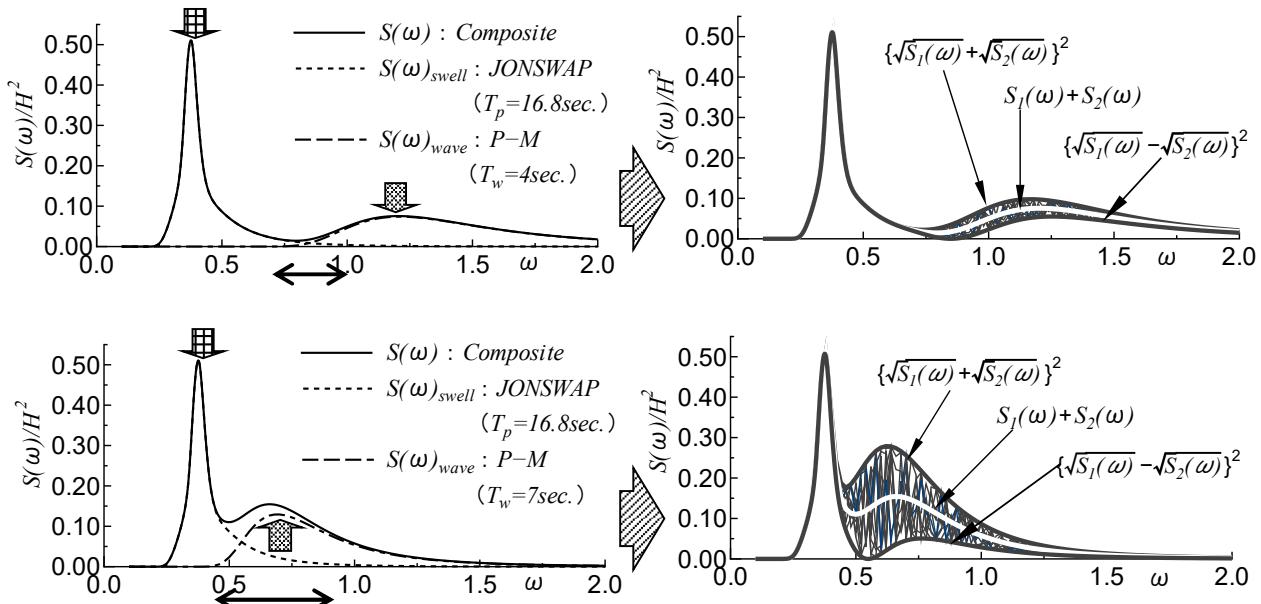


Fig.4-14 Example of calculating the effect of the difference in the overlapping range of both wave spectra on the generation of the composite wave spectra.

Fig.4-14は、うねり波スペクトラムのピーク波周期 $T_p=16.8$ 秒に対して、風波波スペクトラムの平均波周期を $T_w=4$ 秒(上段の図)と7秒(下段の図)の場合の合成波スペクトラム(右の図)を試算した例である。すなわち、この図によれば(4-9)式は両波スペクトラムのピーク(Fig.4-14の左図のハッチングした小矢印の箇所)が近づいて重なる部分(Fig.4-14左図の両矢印の範囲)が大きいほど合成波スペクトラム生成の上下限範囲が拡がることを意味している。合成波スペクトラムの生成範囲が拡大すると、生成された波スペクトラムのばらつきが大きくなる。そのため、それを用いた船体応答の短期予測結果のばらつきも増大し、もはや従来の平均値による評価は意味がなくなるものと考える。よって、うねりと風波の波スペクトラムの重なり具合が、船体応答の短期予測を用いた評価にどの程度の影響を及ぼすかを定量的に確認しなければならない。

また、本試解析に用いる規則波中の抵抗増加応答関数の無次元値 K_{aw} (= $R_{aw}/\rho g \zeta_a^2 (B^2/L)$)は、Table 4-1 に示した条件における向波の値である。したがって、本節の試解析では一つの向波中の抵抗増加応答関数に対してうねりと風波の波スペクトラムを種々変えた時に、両波スペクトラムと抵抗増加応答関数の 3 つのピークの位置関係によって、Fig.4-9(1)に示した平均抵抗増加量の確率分布がどのように変化するかを推定する。

4.7.2 規則波中抵抗増加応答関数を用いた推定例

Fig.4-15 は、ピーク波周期 T_P が 10 秒のうねり波スペクトラム (JONSWAP) と平均波周期 T_w が 5 秒~10 秒の風波波スペクトラム (P-M : 平均波周期 5 秒~10 秒を 1 秒間隔で計算し、間引いてグラフ化した) の関係を示すものである。また、図中の破線は上述の規則波中の抵抗増加応答関数 K_{aw} である。Fig.4-16 および Fig.4-17 は Fig.4-15 と同様の図であるが、うねり波スペクトラムのピーク波周期が $T_P = 12$ 秒と 14 秒の場合を示している。(両グラフ中の風波波スペクトラムの計算は、それぞれ $T_w = 6$ ~12秒、7~14秒である。Fig.4-15 と同様に間引いてグラフ化した。) Fig.4-15~F.4-17 の 3 枚のグラフから、JONSWAP, P-M および K_{aw} のピークの位置関係がわかる。すなわち、Fig.4-15 の場合は K_{aw} のピーク ($\omega=0.54$) は JONSWAP 10 秒のピーク ($\omega=0.60$) よりも ω の小さな側にある。Fig.4-16 の場合、 K_{aw} のピークは JONSWAP 12 秒のピーク ($\omega=0.50$) よりも ω の大きな側にある。さらに、Fig.4-17 の場合は K_{aw} のピークは JONSWAP 14 秒 ($\omega=0.43$) と P-M 7 秒のピーク ($\omega=0.69$) の中間に位置している。

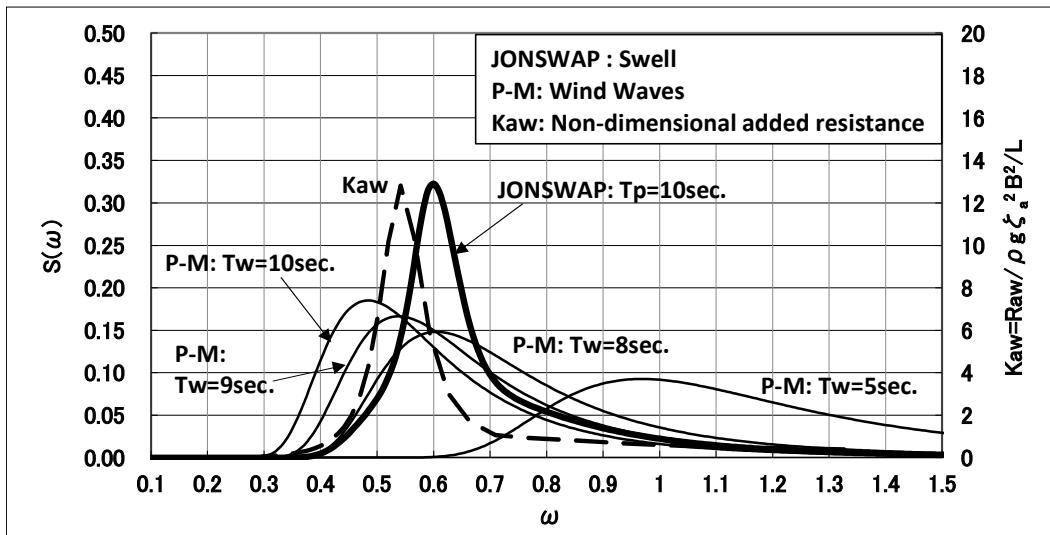


Fig.4-15 Relationship between the positions of the peak of swell, wind wave, and added resistance when the peak wave period of the swell wave spectrum is 10 seconds.

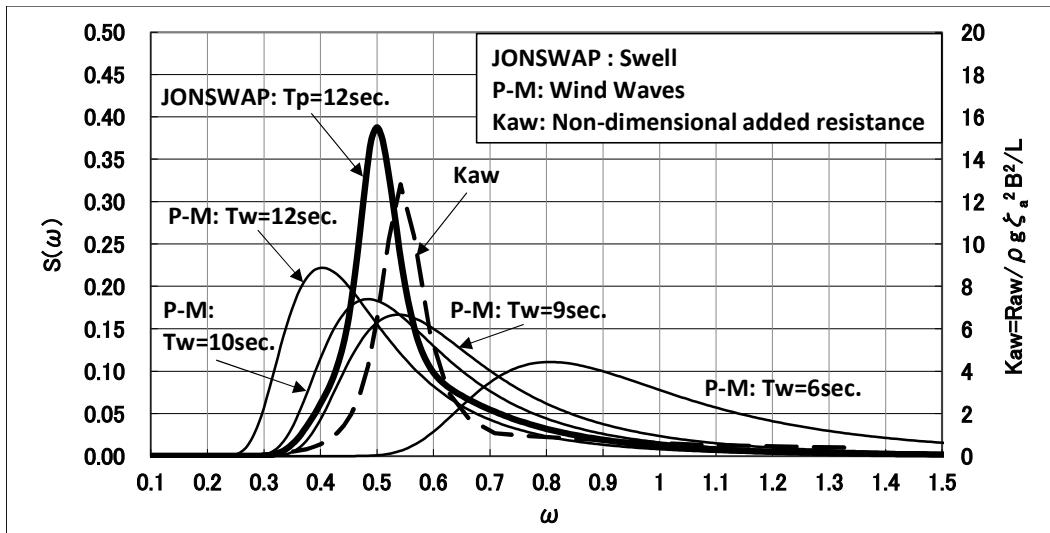


Fig.4-16 Relationship between the positions of the peak of swell, wind wave, and added resistance when the peak wave period of the swell wave spectrum is 12 seconds.

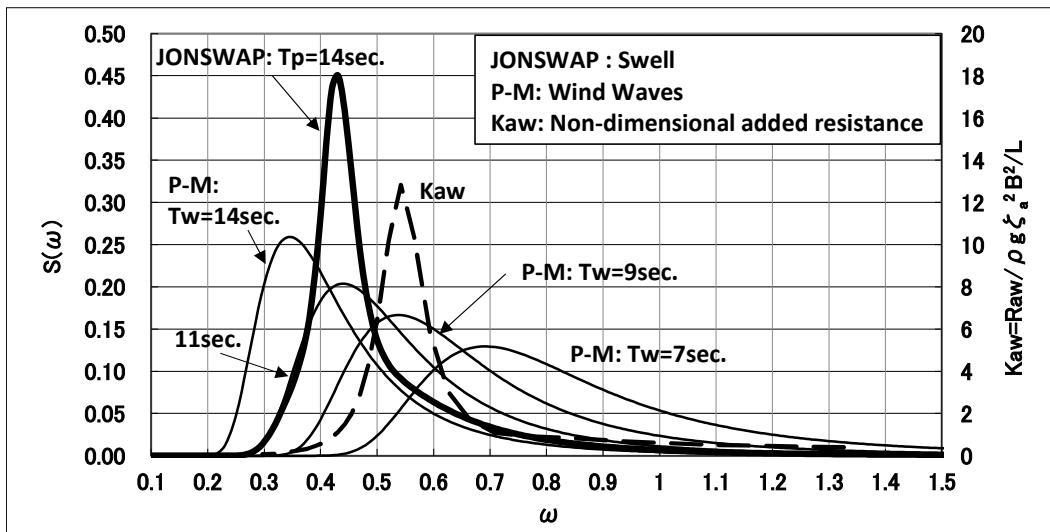


Fig.4-17 Relationship between the positions of the peak of swell, wind wave, and added resistance when the peak wave period of the swell wave spectrum is 14 seconds.

上述のうねりと風波の波スペクトラムの重なりの程度が船体応答の短期予測に及ぼす影響を検討するために、以下のような計算を行った。

- ① 種々のうねり・風波波スペクトラムの組み合わせ (Fig.4-15, 4-16, 4-17) に対して、4.5 節で述べた 1,000 個の平均抵抗増加量の推定シミュレーションを行い、その 1,000 個の平均抵抗増加量の平均値および分散値を求める。
- ② ①にて、うねり・風波波スペクトラムの組み合わせごとに 1,000 個の平均抵抗増加量が算出されるので、その組み合わせごとに Fig.4-9(1)のごとく平均抵抗増加量の頻度分布を作成するとともに、(4-20)式により頻度分布の PDF を求める。
- ③ ②で求めた PDF によって、平均抵抗増加量の平均値に対して $\pm 10\%$ の範囲に入る平均抵抗増加量の確率を計算する。 (Fig.4-18 参照)

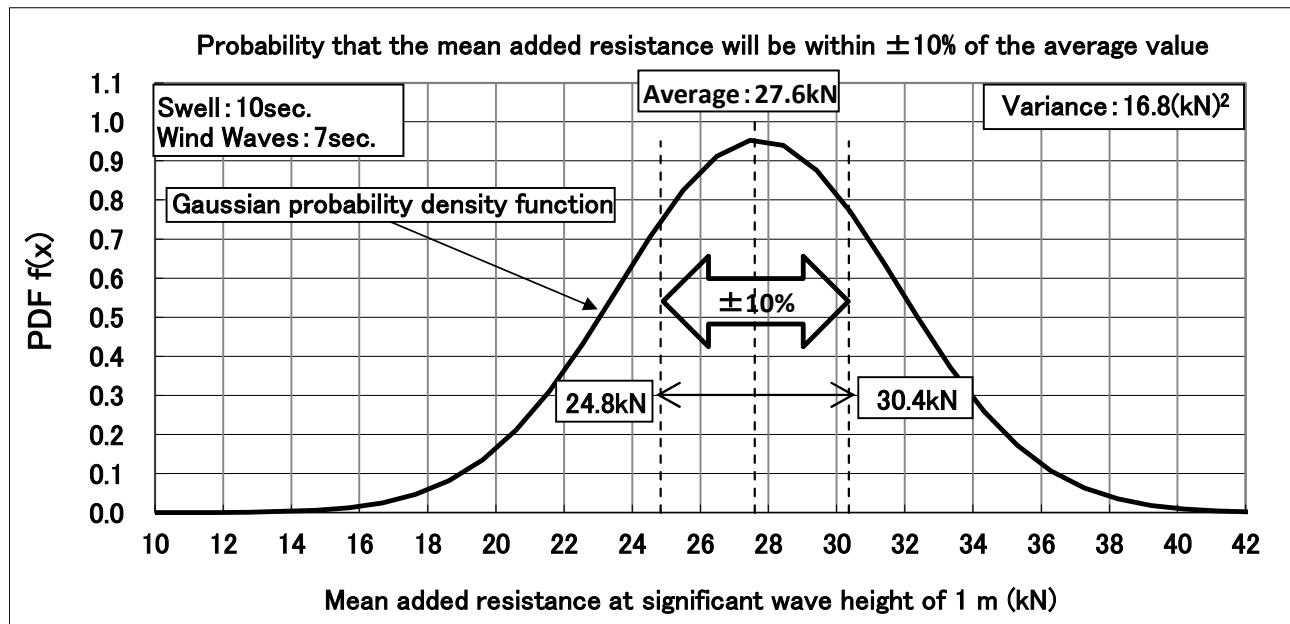


Fig.4-18 Schematic diagram for determining the probability that the mean added resistance falls within $\pm 10\%$ of the average value.

このようにして求まった両波スペクトラムの組み合わせごとの平均抵抗増加量の平均値に対して $\pm 10\%$ に入る確率 ($\pm 10\%$ 確率) を縦軸に、両波スペクトラムの重なりの程度を示す γ_{ovl} ($= T_p/T_w$) を横軸にとってプロットしたものが Fig.4-19 である。この図によると、両波スペクトラムの γ_{ovl} が大きくなつて両波スペクトラムの重なる部分が小さくなるほど、合成波スペクトラム $S_\eta(\omega)$ の変動が小さくなる。そのため、それを用いて推定した平均抵抗増加量がその平均値の近傍に集中することになり $\pm 10\%$ 確率は大きくなる。例えば、 $T_p=10$ 秒、 $T_w=5$ 秒の $\gamma_{ovl} = 2$ (図中の○印) の場合は、 $\pm 10\%$ 確率は 100% となっている。これは γ_{ovl} が大きくなつて $S_\eta(\omega)$ の変動が小さくなつた上に、規則波中抵抗増加応答関数のピークが両波スペクトラムの変動部分から離れていることが原因である、すなわち、この場合のうねり・風波併存海域中における実海域性能は、平均抵抗増加量の平均値で従来通りに評価すれば良い。

一方、 $T_p=14$ 秒の場合では、 $\gamma_{ovl} = 2$ ($T_w=7$ 秒とした場合) の平均抵抗増加量の平均値に対して $\pm 10\%$ 確率は 55% (図中の□印) であり、平均値に対するばらつきは依然として大きい。Fig.4-17

によると、規則波中抵抗増加応答関数のピーク周波数 ω は 0.56 付近 ($T \div 11.2$ 秒) にあり、丁度、両波スペクトラムの中間に存在している。すなわち、規則波中抵抗増加応答関数のピーク付近は $S_\eta(\omega)$ の最も変動している周波数部分に存在する。こうして、両波スペクトラムおよび規則波中船体応答関数の 3 つのピークの位置関係が、平均値に対するばらつきの程度を支配する一つの要因と考える。本計算例の海象条件では、もはや平均抵抗増加量の平均値だけでは抵抗増加量を正しく評価できない。このような海象条件においては、平均抵抗増加量の確率分布関数を用いた平均値に対する変動幅を考慮した評価が必要となる。

以上の検討において、うねり波スペクトラム、風波波スペクトラムおよび規則波中抵抗増加応答関数の 3 つのピークの位置関係によって船体応答の平均値に対する変動量が大きく変化することがわかった。3 つのピークの位置関係を規則波中応答関数のピーク位置を中心に考えて分類すると、以下のとおりである。

- ①規則波中応答関数のピークが、うねり波スペクトラムのピークよりも ω の小さな側に存在する。
- ②規則波中応答関数のピークが、うねり波スペクトラムのピークよりも ω の大きな側に存在する。
- ③規則波中応答関数のピークが、うねり波スペクトラムと風波波スペクトラムのピークの中間に存在する。すなわち、 $S_\eta(\omega)$ の変動が大きくなっている周波数部分に規則波中応答関数が存在する場合である。

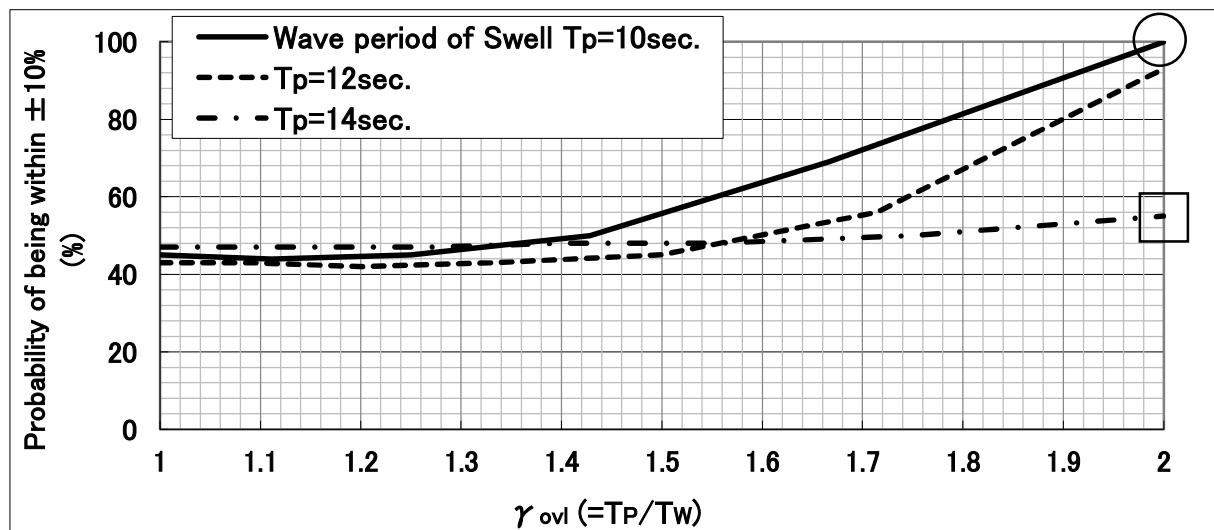


Fig.4-19 The probability that an individual mean added resistance falls within $\pm 10\%$ of the mean value of the added resistance distribution.

Fig.4-19 の $\gamma_{ovl} = 2$ の場合、前述のとおり 3 つピークの位置関係が明確に変化している。上記の 3 つの分類に当てはめると、Fig.4-15 が①の場合、Fig.4-16 が②の場合、Fig.4-17 が③の場合に対応している。以下、①～③の条件に対して考察をまとめる。

(a) 3 つのピークが①の関係にある場合

この条件では、うねり波スペクトラムのピークに対して風波波スペクトラムのピークが離れるに従い船体短期応答の平均値に対する変動量は小さくなる。よって、試計算においては $\gamma_{ovl} = 2$ になると船体短期応答は平均値で代表できる。すなわち、 γ_{ovl} が 2 を超えれば従来の短期予測の手法

がそのまま使える。

(b) 3つのピークが②の関係にある場合

この条件では、①の傾向に似ているが、船体短期応答値は①の場合よりも $S_\eta(\omega)$ の変動に依存しているため、従来の短期予測手法を使うには両波スペクトラムのピークがさらに離れていかなければならない。

(c) 3つのピークが③の関係にある場合

この条件では、船体短期応答値は $S_\eta(\omega)$ の変動に大きく依存するため、本章提案の方法による推定値のばらつきは大きい。そのため、従来の短期予測手法で求まる平均値による評価は難しく、船体短期応答の確率分布関数を用いた平均値に対する変動幅を考慮した評価が必要である。

4.7.3 本章検討結果と Ochi-Hubble の波スペクトラムとの関係

Fig.4-20 は、うねり波スペクトラムを[JONSWAP 型：有義波高 1m, ピーク波周期 16.8 秒], 風波波スペクトラムを[P-M 型：有義波高 1m, 平均波周期 7 秒]にて生成した 1,000 例の合成波スペクトラムの有義波高の分布を示す。この図は、(4-17)式で求めた合成波スペクトラムの面積（すなわち、合成波の分散値）の分布（4.4 節の Fig.4-8）を、極大値振幅に関する Rayleigh 分布の仮定を用いて有義波高分布に変換 ($H_{1/3} = 4\sqrt{\sigma^2}$) した結果である。

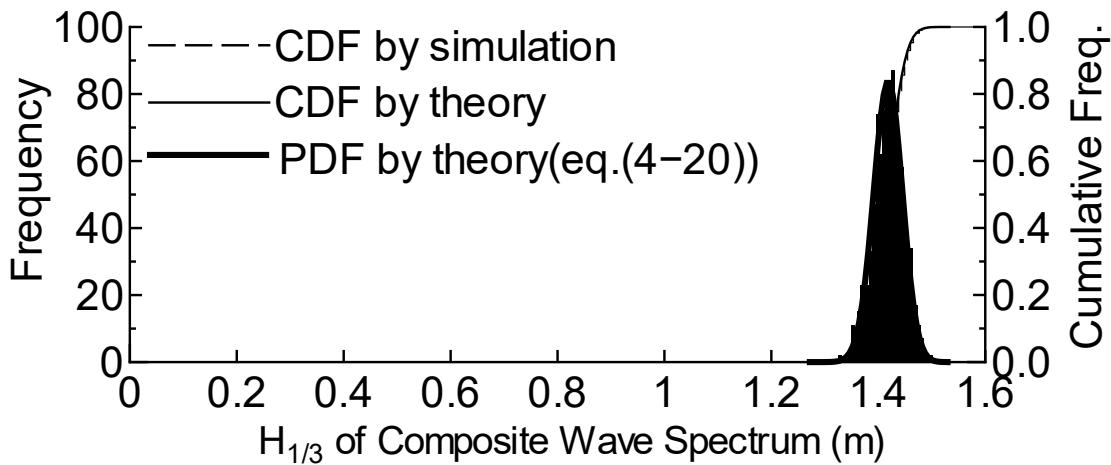


Fig.4-20 Distribution of significant wave height of composite wave spectrum.

この図によれば、1,000 例の合成波スペクトラムの有義波高の平均値は 1.41m で、次式による結果に合致する。

$$H_{composite} = \sqrt{H_{Swell}^2 + H_{Wave}^2} \quad (4-30)$$

ここで、 $H_{composite}$ ：合成波の有義波高, H_{Swell} ：うねりの有義波高, H_{Wave} ：風波の有義波高, である。

(4-30)式が成り立つ条件は 4.3.1 節にて述べたが、(4-8)式の第 3 項がゼロになり合成波スペクトラム $S_\eta(\omega)$ が $S_1(\omega)$ と $S_2(\omega)$ の単純和で表現できる時で、すなわち以下の場合である。

①両波スペクトラムに重なり合う周波数範囲が存在しない場合で、 $\sqrt{S_1(\omega)S_2(\omega)} = 0$ である。

②両波スペクトラムの位相差 $\varepsilon_1(\omega) - \varepsilon_2(\omega)$ が $\pi/2$ となる場合で、 $\cos[\varepsilon_1(\omega) - \varepsilon_2(\omega)] = 0$ である。

(4-30)式の成立条件は、両波スペクトラムがいかなる組み合わせであっても上記の場合である。なお、Fig.4-20 の海象条件は Fig.4-14 の下段の図に対応し、両波スペクトラムの重なる部分があるため①の条件は成り立たない。よって、②の条件に合致する位相差の時の合成波スペクトラムによる有義波高を平均値として、与えられた位相差毎の合成波スペクトラムの有義波高が分布する。その分布形は、両波スペクトラムの重なり度によって大きく異なることは前節に述べたとおりである。

うねり・風波併存の波動場を表現する波スペクトラムとして、次式で表現される Ochi-Hubble の波スペクトラム⁵¹⁾が知られている。

$$S_\eta(\omega) = \frac{1}{4} \sum_{j=1}^2 \frac{\left(\frac{4\lambda_j + 1}{4} \omega_{pj}^4\right)^{\lambda_j}}{\Gamma(\lambda_j)} \frac{\zeta_j^2}{\omega^{4\lambda_j + 1}} \exp\left\{-\frac{4\lambda_j + 1}{4} \left(\frac{\omega_{pj}}{\omega}\right)^4\right\} \quad (4-31)$$

ここで、 $j=1, 2$: 低周波数成分、高周波数成分、 ω : 円周波数、 ζ_j : j 成分の有義波高、 ω_{pj} : j 成分のピーク円周波数、 λ_j : j 成分の形状パラメータ、 $\Gamma(\lambda_j)$: ガンマ関数、である。

(4-31)式は、うねり・風波併存の波動場を長周期の波（低周波数成分）と短周期の波（高周波数成分）の単純和で表現したものである。(4-31)式の λ_j は各波スペクトラムのピークの強さと裾野の拡がり具合を決定するパラメータである。例えば、 λ_j を大きくすればピーク値が大きく裾野の狭い急峻な形状のスペクトラムが得られる。なお、 $\lambda_j = 1$ の時の(4-31)式は次式のとおり代表周波数をピーク周波数とした時の P-M 型の波スペクトラム式の和と一致する。

$$S_\eta(\omega) = \sum_{j=1}^2 \left(0.3125 \frac{\omega_{pj}}{\omega}\right)^4 \frac{\zeta_j^2}{\omega} \exp\left\{-0.125 \left(\frac{\omega_{pj}}{\omega}\right)^4\right\} \quad (4-32)$$

すなわち、(4-31)式は P-M 型波スペクトラムを基にして λ_j によって低周波数側・高周波数側のスペクトラム形状を個別に調整する式で、特に高周波数側のスペクトラム形状調整が可能なことが実測スペクトラムとの一致度を高めるためには効果的である。

また、文献 51 によれば『長周期成分と短周期成分の両波スペクトラムがともに狭帯域で、かつ合成波スペクトラムも狭帯域である場合には合成された波動場の有義波高に関する(4-30)式が成立する.』と記されている。確かに、両波スペクトラムが狭帯域で重なる部分がない場合 ($\omega \geq \omega_1$ で $S_1(\omega) = 0$ 、 $\omega \leq \omega_1$ で $S_2(\omega) = 0$) は、うねりと風波のエネルギーの合計は波の全エネルギーなので次式となり、(4-30)式が成立する。

$$\int_0^{\infty} S_{\eta}(\omega) d\omega = \int_0^{\omega_1} S_1(\omega) d\omega + \int_{\omega_1}^{\infty} S_2(\omega) d\omega \rightarrow \sigma_{\eta}^2 = \sigma_1^2 + \sigma_2^2 \quad (4-33)$$

ここで、 σ_{η}^2 ：合成波スペクトラムの分散値、 σ_1^2 ：うねり波スペクトラムの分散値、 σ_2^2 ：風波波スペクトラムの分散値、である。

しかし、Fig.4-20 に示した 1,000 例シミュレーションによれば「両波スペクトラムがともに狭帯域」という条件には関わらず、どのような波スペクトラムの組み合わせであっても $S_{\eta}(\omega) = S_1(\omega) + S_2(\omega)$ が、生成される合成波スペクトラムの平均値を与える、(4-30)式の関係が成り立つ。

Fig.4-21 は、実測の波スペクトラム（黒色の実線：有義波高 $H_{1/3}=2.37\text{m}$, 平均波周期 $T_{01}=9.4\text{秒}$ ）と(4-31)式によって計算した波スペクトラム（一点鎖線：有義波高 $H_{1/3}=2.39\text{m}$, 平均波周期 $T_{01}=9.1\text{秒}$ ）を比較した結果である。 (4-31)式中の 6 つのパラメータ $[\zeta_j, \omega_{pj}, \lambda_j, j = 1, 2]$ を実測スペクトラムに合うように決定することで両波スペクトラムのピーク値だけではなく、図中丸印の両波スペクトラムの交点の値や矢印の高周波側の裾野の形状についても忠実に実測スペクトラムを再現できる。特に、図中矢印部分は λ_2 を大きくすることで P-M 型波スペクトラムのピーク値を大きくしつつ裾野の形状を絞り込むことができるため、実測スペクトラムへの近似が可能である。しかし、そのパラメータ調整は簡単ではない。

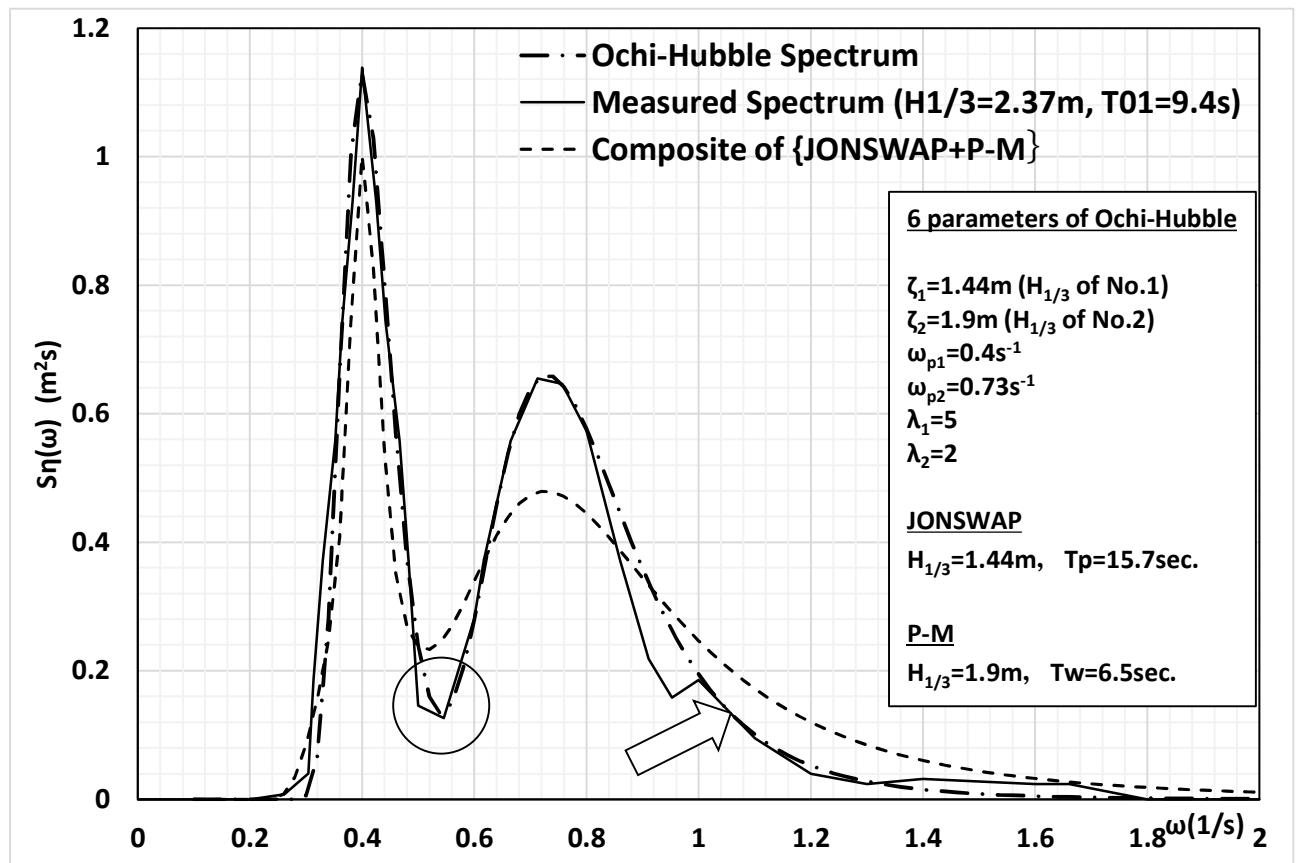


Fig.4-21 Comparison of measured and Ochi-Hubble and composite wave spectrum.

また、図中の破線はうねり波スペクトラムを JONSWAP 型 [$H_{1/3} = 1.44\text{m}, T_p = 15.7\text{s}$]、風波波スペクトラムを P-M 型 [$H_{1/3} = 1.9\text{m}, T_w = 6.5\text{s}$] として、(4-8)式の第 3 項を $S_3(\omega) = 0$ にて作成した合

成波スペクトラム（すなわち、両波スペクトラムの単純和 $S_\eta(\omega) = S_1(\omega) + S_2(\omega)$ ：有義波高 $H_{1/3}=2.37\text{m}$, 平均波周期 $T_{01}=8.3\text{秒}$ ）である。破線は(4-8)式で生成される無数の波スペクトラムの平均値であるから、合成波スペクトラムの有義波高は実測値に一致しているが、Ochi-Hubble 波スペクトラムに比べると、①ピークの高さ、②両波スペクトラムの交点の値（丸印）、③ ω が大きい側のスペクトラムの裾野（矢印部分）などの細かい部分は合っていないため、Table 4-3 のとおり平均波周期には差がある。

なお、この条件における重なり度は $\gamma_{ovl} = 2.4$ で、後述するが Fig.4-19 から第 3 項の影響によって(4-8)式で生成される合成波スペクトラムのばらつきは大きく、ばらつきの上下限の範囲内に実測スペクトラムが含まれることが予想できる。

Table 4-3 Statistics on three wave spectra.

Statistics on the spectra	Measured	Ochi-Hubble	Composite
Significant wave height $H_{1/3}$ (m)	2.37	2.39	2.37
Mean wave period T_{01} (sec.)	9.4	9.1	8.3

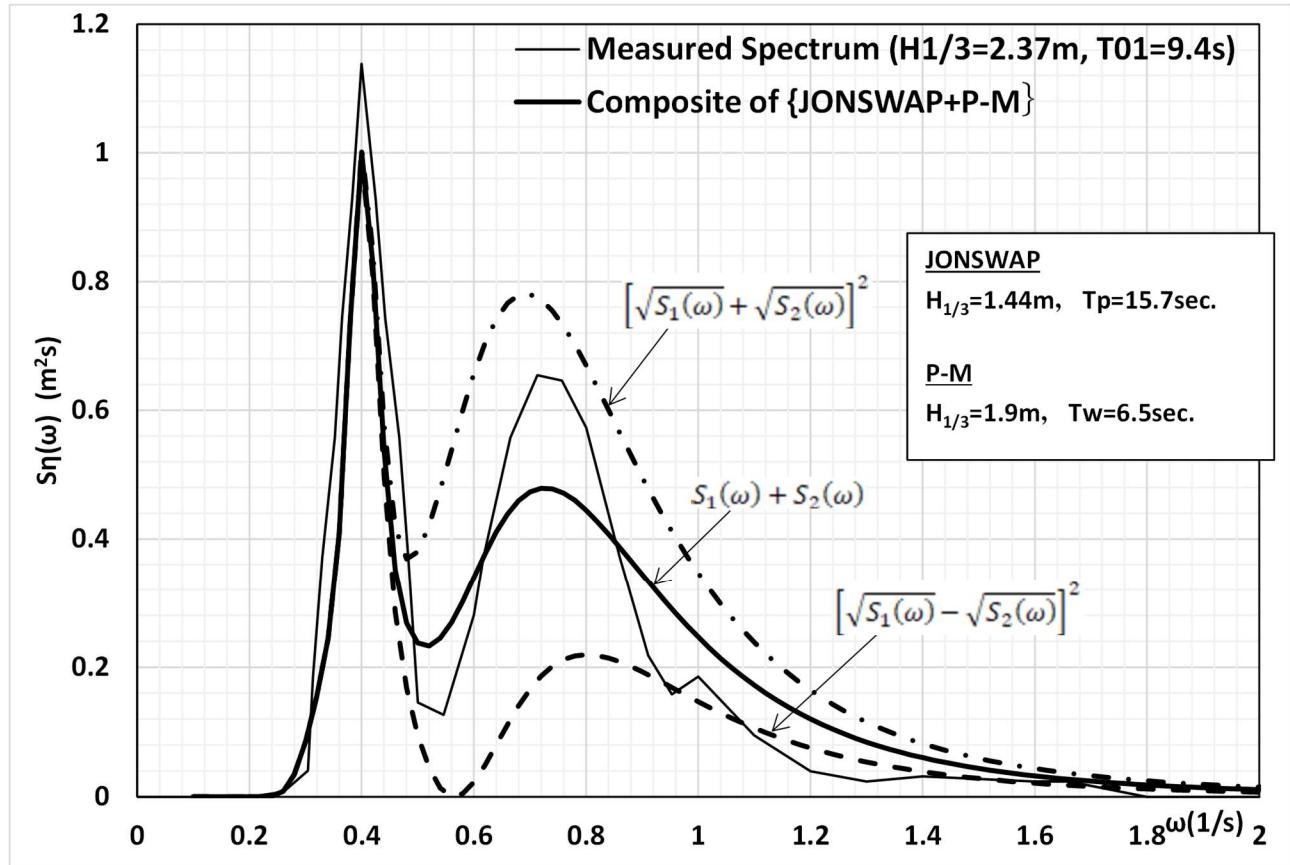


Fig.4-22 Comparison with the measured spectrum considering the upper and lower limit range of the composite wave spectra.

4.3.1 節で述べたとおり、両波スペクトラムに重なる部分があることで(4-8)式によって生成される合成波スペクトラムは(4-8)式の第 3 項の位相差の変化によって(4-9)式の上下限の範囲に無数に

存在する。Fig.4-22 は、生成される合成波スペクトラムの上下限値を(4-9)式に基づいてプロットしたもので、黒色太実線を平均値として一点鎖線と破線で示した範囲に無数のスペクトラムが存在する。従って、生成した合成波スペクトラムの中には本図の実測スペクトラム（黒色細実線）に近いものが含まれていると思われる。すなわち、JONSWAP 型と P-M 型を用いて生成する合成波スペクトラムの(4-8)式は、うねり・風波併存の波動場を十分に表現できる計算式である。

本節では、Ochi ら⁵¹⁾が提案したうねり・風波併存の波動場の波スペクトラムと、4.3.1 節で示した方法による 1,000 例シミュレーションを用いた検討結果との違いを実測スペクトラムと対比させて検討した。

①文献 51 には、『長周期成分と短周期成分の両波スペクトラムとともに狭帯域であり、かつ合成波スペクトラムも狭帯域である場合には(4-30)式が成立する。』と記されている。しかし、4.3.1 節の検討により「両波スペクトラムがともに狭帯域」という条件には関わらず、どのような波スペクトラムの組み合わせであっても、 $S_\eta(\omega) = S_1(\omega) + S_2(\omega)$ が生成される合成波スペクトラムの平均値を与える、(4-30)式の関係が成り立つ。

②Ochi-Hubble の波スペクトラム (Fig.4-21 の一点鎖線) は、6 つのパラメータのうちの $[\zeta_1, \zeta_2, \lambda_1, \lambda_2]$ を根気強く調整することで実測スペクトラム（同図の黒色実線）を正確に表現できるが、その調整は現実的ではない。

③一方、(4-8)式は両波スペクトラムの有義波高と波周期を設定すると、Fig.4-22 に示した上下限の範囲に合成波スペクトラムが得られるため簡便である。得られる平均値 ($S_\eta(\omega) = S_1(\omega) + S_2(\omega)$) の合成波高は、実測スペクトラムの有義波高に対応している。

④なお、 $\omega=0.9$ 以上の周波数領域における本例の実測スペクトラムの裾野との差を小さくするためには、P-M 型の減衰項に工夫が必要である。

4.8 まとめ

本章では、うねり・風波併存海域(うねり $S_1(\omega)$ 、風波 $S_2(\omega)$)において船体の短期応答予測を行う一つの方法を検討した。うねりと風波の 2 成分の波系を含む海象状況で、船体短期応答を代表する分散値を求めて実船実験結果と比較検討する場合は、両波の相互干渉があるため確率論にて評価する必要がある。

本章をまとめると、以下のとおりである。

- 1) うねり・風波併存海域における波スペクトラムを $S(\omega) = S_1(\omega) + S_2(\omega)$ とする現状の手法は、本来は両波スペクトラムの干渉でばらつく $S(\omega)$ の平均を与える。それを基にした現状の短期応答計算は、評価海象を一つに限定した推定法になるが、短期応答の平均値を与える妥当な手法である。ただし、実船計測結果と比較する場合は、このばらつきを考慮しなければならない。
- 2) 合成波スペクトラムの面積の理論分布形は、正規分布になる。この理論分布形は素成波の位相の確率分布が一様ならば、個々の素成波の位相情報 $\varepsilon_1(\omega), \varepsilon_2(\omega)$ がなくても $S_1(\omega), S_2(\omega)$ が与えられると(4-20)式にて求まる。

- 3) 一様乱数にて生成した 1,000 例の位相差の組み合わせを用いて, うねり・風波併存海域の平均抵抗増加量の確率密度関数を求めた. それは, (4-20)式による結果に一致する. したがって, (4-20)式にて求めた船体短期応答の確率密度関数によって, 併存海域における船体短期応答値のばらつきの程度が評価できる.
- 4) 船体構造強度設計にとって, 船体応答の最大値が重要である. 本章提案の方法によれば, 船体応答の標準偏差値の最大値が(4-22)式の理論式から簡単に求まる. その標準偏差値の最大値を用いて, うねり・風波併存海域における船体短期応答の $1/n$ 最大平均値の最大値が推定できる. $1/n$ 最大平均値を求める際に船体短期応答の標準偏差値に掛け合わせる比例定数 α は, 合成波スペクトラムのバンド幅パラメータ ϵ に依存するため, 対象のスペクトラムの ϵ を求めなければならない. ϵ が大きくなるにつれて α は緩やかに減少するが, $\epsilon \leq 0.4$ までの減少の程度は小さい. こうして, $1/n$ 最大平均値の最大値を過小に推定してはならないことを考えると, $\epsilon=0$ の時の α の値を用いるのが良い.
- 5) Table 4-1 の計算条件の場合, 平均抵抗増加量が平均値の $\pm 10\%$ の範囲に入る確率($\pm 10\%$ 確率)は 61% であった. これは, $S_1(\omega), S_2(\omega)$ と K_{aw} (無次元値) の ω に対する位置関係によって変化する. これは他の船体応答関数に関しても同じことで, ω に対する 3 量の関係を把握することが今後の課題である. その初期の検討として, 両波スペクトラムの位置関係を変化させた時の平均抵抗増加量の $\pm 10\%$ 確率を求めたところ, γ_{ovl} が 2 になるまで両波スペクトラムのピーク値を離しても $\pm 10\%$ 確率が 100% にならない場合がある. $\pm 10\%$ 確率は, 規則波中抵抗増加応答関数のピークと両波スペクトラムのピークの位置関係によって大きく変化することが確認できた.

第5章 荒天避航を考慮した船体応答の長期予測法

5.1 はじめに

短期船体応答と波浪発現確率を用いた長期予測²⁰⁾の結果には、波浪発現確率の分布特性の違いが影響することが知られている。長期予測に用いる波浪発現確率は、有義波高と平均波周期を階級区分した波浪発現頻度表として多くの研究者により個別に整理されている。各々の波浪発現頻度表には観測データ量や解析手法に相違があり、用いる波浪発現頻度表により長期予測結果が異なる。

福田ら⁵⁵⁾は、Walden の波浪観測データと計測機器を用いて取得した波浪データの解析結果との相関を考慮することで Walden の長期波浪発現確率の精度を高めている。また、真能ら^{56,57)}は船体応答の最大値は最大波高に支配されるため、無修正の波浪観測結果で作成した波浪発現頻度表を用いた長期予測では精度の良い結果は得られないことを指摘している。長期予測の信頼度を高めるためには、波浪観測データから波高・波周期別の理論的な分布形を推定し、その理論分布から発現確率を求めるなどを提案している。さらに、真能ら⁵⁸⁾は波浪発現頻度表を形成する標本数が長期予測結果に及ぼす誤差について評価し、その標本数が 1×10^5 個以上の波浪発現頻度表を用いて長期予測を行うのが望ましいことを示した。新開ら⁵⁹⁾および万ら⁶⁰⁾は GWS⁶¹⁾ (Global Wave Statistics) データを例にとって、その波浪発現頻度表に記載されている発現頻度数の桁の丸め誤差が長期予測に影響を及ぼすことを示し、1,000 分率にて 0.01 の単位まで波浪発現確率の値を復元修正する方法を提案している。また、内藤ら²²⁾は長期波浪発現確率を変化させて長期予測の感度解析を行い、短期船体応答のピークが生じる波周期において大波高区分域における波浪発現確率の変化の影響が大きいことを示した。これらの研究は、長期波浪発現頻度表の発現確率の精度が長期予測に大きく影響を及ぼすことを示している。特に、それぞれの波浪発現頻度表の大波高区分域の頻度数の相違が長期予測結果に強く影響すると考える。

船舶が風・波浪に遭遇した場合は船速低下（自然減速）が生じるが、さらに海象が厳しくなると船長判断により意識的な減速や変針により危険回避の操船を行う。理論的に求めた船速低下を導入した長期予測法は内藤ら²²⁾によって提案され、長期予測において船速低下の影響は無視できないことが示された。中村ら⁶²⁾は、操船は船体応答の短期パラメータを判定基準にして行われるとし、短期パラメータが運航限界値を超えた時に減速や変針によって短期パラメータを変化させる長期予測法を提案した。船首上下加速度と横揺れを操船の判定基準の短期パラメータとして検討を行い、長期累積確率が大きな値になるところで操船の影響が見られることを示した。小川ら²³⁾は、就航実績データから求めた船速および方位の確率密度関数を長期予測式に導入することで操船の影響を考慮する長期予測法を提案した。その方法によると、減速や変針を考慮しない従来法に比べて同一超過確率における応答値が小さくなることを示した。また、内藤ら⁶³⁾は「船舶は、長期的に見れば船体応答の標準偏差がある限界値を超えないように操船される。」と仮定することで、船体応答の限界標準偏差という量を導入して大波高時の船体応答の非線形性や操船の影響を考慮する方法を提案した。モニタリング結果と比較することで、その手法が従来の方法に対してより現

実際に近い値を推定できることを示した。

これらの長期予測法はいずれも、その計算手順中に荒天航行中の船舶の挙動を合理的に取り込む方法を提案したもので、大波高区分における処理方法を工夫することが現実的な長期予測結果を得るために重要であることを示している。なお、小川らの方法では操船を確率密度関数にて表現する故に計算精度の向上には確率密度関数を求める就航実績データの質と量の確保が必要である。また、中村らの方法に用いられている海域通過の長期確率は、船の長さが異なると通過海域が異なるため、個々の船舶への適用に工夫が必要である。

本章では、操船（避航）を波浪発現頻度表の階級区分と関係づけて考察することで、長期予測式における避航操船の定義を明確にし、単純な計算過程で避航操船を表現する長期予測法を提案する。また、避航操船の影響が大きい大波高区分域において、その頻度数が長期予測に及ぼす影響を以下の点について併せて検討する。①代表的な波浪発現頻度表の大波高区分域の相違を調査する。②大波高区分域の発現確率を変化させた時の船体応答の長期の超過確率への影響を求める。③波浪観測やそのデータ解析の精度に關係して波浪発現確率データに誤差が混入した場合の影響を分析する方法について検討する。

以上の長期波浪発現確率に関する検討を踏まえて、本章研究にて提案した避航を考慮した長期予測法と他の方法を比較しながら詳述した後、本計算法にてどのような長期予測値が得られるかを、試解析結果に基づき明確にする。次に、本章提案の避航を考慮した長期予測法を用いて対象船の運航限界を推定した例を示す。

上述のとおり実海域を航行すると船速低下（自然減速）が生じるが、それに伴い船体応答が変化する。この船体応答の変化は長期予測に大きく影響を及ぼすが、『船舶は船速一定で航行し、航海中は船体応答が変化しない。』として推定する従来の長期予測では、船速・船体応答が変化する影響の程度を評価できない。そこで、従来の長期予測手順に実海域航行中の船速低下に従って船体応答を変化させながら長期予測を行えるように工夫する必要がある。本章では、自然減速を考慮した長期予測の一方法について述べるとともに、その手順によって試計算した一例を従来法による結果と併せて示す。

5.2 船体応答の長期予測法

福田の長期予測法²⁰⁾によれば、船がある海域を一定船速・一定出会い角で航行する場合、船体応答の極大値がある一定値 r_l を超える長期の累積確率 Q は航行海域の長期波浪発現確率密度 $p(H, T)$ を用いて次式によって与えられる。

$$Q(r > r_l) = \int_0^{2\pi} \int_0^{\infty} \int_0^{\infty} q(r > r_l | H, T, \theta) p(H, T) p^*(\theta) dH dT d\theta \quad (5-1)$$

ここで、 H ：有義波高、 T ：平均波周期、 θ ：船の針路と波の主方向のなす角、 $q(r > r_l | H, T, \theta)$ ：船体応答の極大値が任意の値 r_l を超える限界の確率（短期の超過確率）、 $p^*(\theta)$ ： θ の長期の確率密度関数である。

(5-1)式にて船体応答の長期超過確率 $Q(r > r_1)$ が求まるが、実際の計算は航行海域の長期波浪発現確率密度 $p(H, T)$ がTable5-1に例示²⁰⁾するように有義波高と平均波周期を適当な間隔の階級に区分した波浪発現頻度テーブルとして与えられているので、数値積分法を用いて推定されるのが一般的である。

Table 5-1 Example of Wave frequency²⁰⁾.

Wave Height (m)	Wave Period (sec.)								sum
	4	6	8	10	12	14	16	18	
0.25	6.00	4.03	2.10	0.99	0.21	0.14	0.00	0.18	13.65
1.25	29.50	79.77	41.40	13.06	2.63	0.18	0.09	0.21	166.84
2.25	16.84	108.86	108.02	37.87	5.36	0.77	0.05	0.52	278.29
3.25	3.30	57.77	114.74	45.03	7.50	0.91	0.13	0.34	229.72
4.25	0.79	24.20	64.76	36.45	9.26	1.93	0.18	0.23	137.80
5.25	0.21	6.32	26.31	22.46	6.05	1.07	0.18	0.04	62.64
6.25	0.11	5.34	15.53	16.80	6.23	1.29	0.05	0.07	45.42
7.25	0.07	2.47	6.86	10.94	3.80	0.84	0.09	0.04	25.11
8.25	0.02	2.67	4.35	7.86	4.12	1.33	0.02	0.04	20.41
9.25	0.00	1.61	2.44	5.34	3.78	1.79	0.61	0.14	15.71
10.25	0.00	0.00	0.20	0.23	0.36	0.16	0.09	0.00	1.04
11.25	0.00	0.02	0.13	0.07	0.43	0.18	0.00	0.00	0.83
12.25	0.00	0.11	0.00	0.39	0.57	0.29	0.00	0.00	1.36
13.25	0.00	0.07	0.00	0.23	0.18	0.04	0.04	0.04	0.60
14.25	0.00	0.07	0.00	0.05	0.16	0.11	0.04	0.05	0.48
15.25	0.00	0.00	0.00	0.05	0.00	0.00	0.00	0.05	0.10
16.25	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00
sum	56.84	293.31	386.84	197.82	50.64	11.03	1.57	1.95	1000.00

5.3 波浪発現頻度表の特性について

長期予測では短期船体応答の精度のみならず、海域の長期波浪発現確率の特性が重要である。前述のとおり、長期波浪発現確率は多くの研究者によって長期波浪発現頻度表として公表されている。そのうち船舶にとって最も過酷な海域として知られている北大西洋の波浪情報を含み、かつその波浪発現確率が有義波高と平均波周期の相関表の形で表されている波浪発現頻度表の代表例^{20),61),64),65)}をTable 5-2に示す。

Table 5-2 Wave statistics tables^{20),61),64),65)}.

No.	Name of Wave Scattering Table	Periods	Data Collection Source	Division	Num. of Data
			Covering Areas		
1	Walden (organized by Fukuda)	1950.1～ 1959.12	Weather Ship	H: 0.75～15.75m T: 5～17sec.	1,000
			North Atlantic Sea		
2	Global Wave Statistics (GWS)	1854～ 1984	Report from Ship	H: 0～14m T: 4～13sec.	1,000
			Global		
3	Global Seaway Statistics (GSS)	1986.11～ 1990.1	Micro Wave Altimeter of the GEOSAT Satellite	H: 0～26m T: 1～21sec.	1,000,000
			Global		
4	Standard Wave Data (IACS)	1854～ 1984	NO.8,9,15,16 of GWS	H: 0～17m T: 1～19sec.	100,000
			North Atlantic Sea		

Table 5-2 の No.1 の波浪発現頻度表は、北大西洋において気象観測船にて観測された 227,497 個の波浪データを Walden が分析してまとめた 10 年間の資料を基に福田ら⁵⁵⁾が修正を施したものである。No.2 は、130 年間にわたる船舶通報（目視観測通報の波と風のデータ）を解析・作成された地球の全海域を略網羅する波浪発現頻度表である。Fig.5-1(1)に、GWS の海域マップを示す。船舶は地球上の海域をくまなく航行するので、船舶通報は地球の全海域を網羅し多くのデータが集積できることが利点である。一方、船舶は可能な限り荒天を避けて航行するため、船舶通報では大波高区分域のデータが限られるという課題を有する。No.3 は、GEOSAT 衛星搭載のマイクロ波高度計で計測された波高データを ISSC(1994)で提案された波高-波周期の北大西洋の波浪発現頻度表との相関を考慮して、波高と波周期の波浪発現頻度表に変換したもので、Fig.5-1(2)に示すように全海域を網羅している。また、4 つの波浪発現頻度表の中では比較的新しいデータを用いて作成されていることやデータ総数が多く、マイクロ波高度計で観測しているため他よりも大波高の区分域のデータが含まれていることが特徴の表である。No.4 は、国際船級協会連合 (International Association of Classification Societies) によって提案された波浪発現頻度表で、Fig.5-1(1)の黒太線枠で囲んだ GWS の海域番号の 8, 9, 15, 16 の 4 海域を集計した後、有義波高はワイブル分布、平均波周期は対数正規分布とした結合確率密度関数を用いて調整したものである。

これらの波浪発現頻度表の特性が、どのような点で相違するかを確認する。Table 5-2 の No.1 と No.2 は季節別の波浪データであるので、本稿ではより厳しい冬季のデータを用いて種々の検討を行う。なお、No.3 と No.4 は季節別の波浪データではない。また、NO.2 および NO.3 は世界の全海域を細区分した海域別の長期波浪発現頻度表であるため、ここでは以下に示す複数の海域の長期波浪発現頻度表を一つに集計した後の波浪発現頻度表を用いて検討を行うこととする。すなわち、NO.2 の GWS は Fig.5-1(1)に示す海域に分割されている。また、同様に NO.3 の GSS は Fig.5-1(2)に示す海域に分割されており、その各々の海域に長期波浪発現頻度表が設定されている。そこで、本論における検討のために GWS については Fig.5-1(1)の NO.8,9,15,16 の 4 海域（図中の黒太線枠）、GSS については Fig.5-1(2)の NO120,121,125,126 の 4 海域（図中の黒太線枠）を、それぞれ集計して長期波浪発現頻度表を作成することとする。

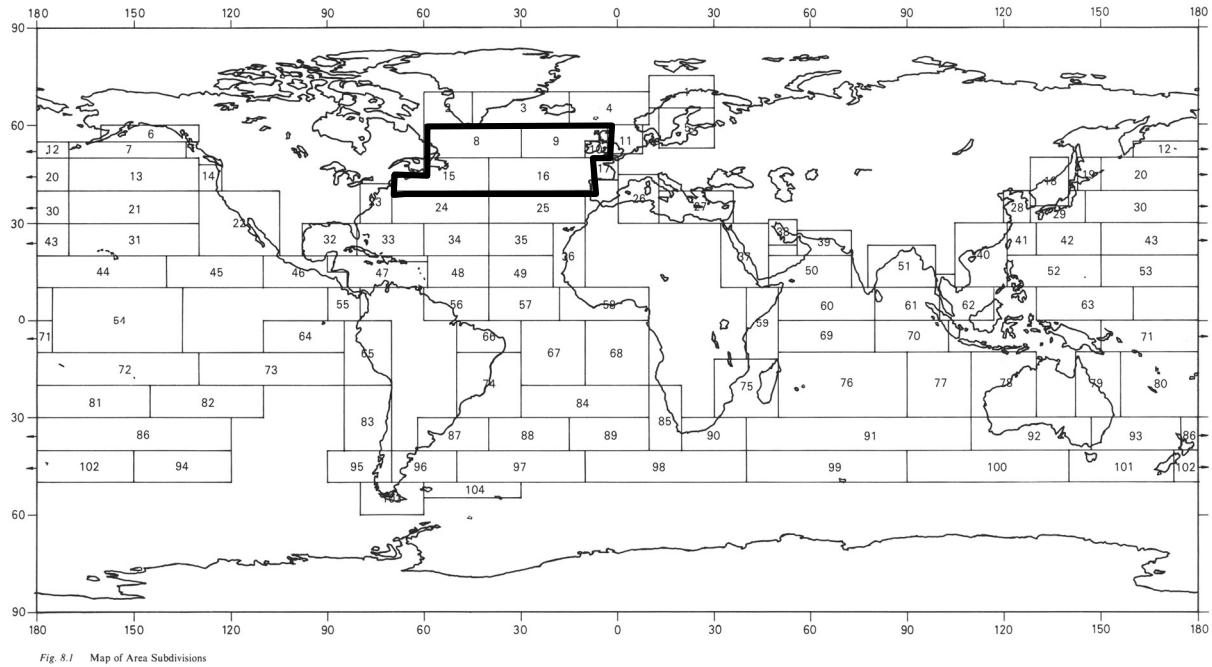


Fig. 8.1 Map of Area Subdivisions

Fig. 5-1(1) Map of area subdivisions for GWS⁶¹⁾.

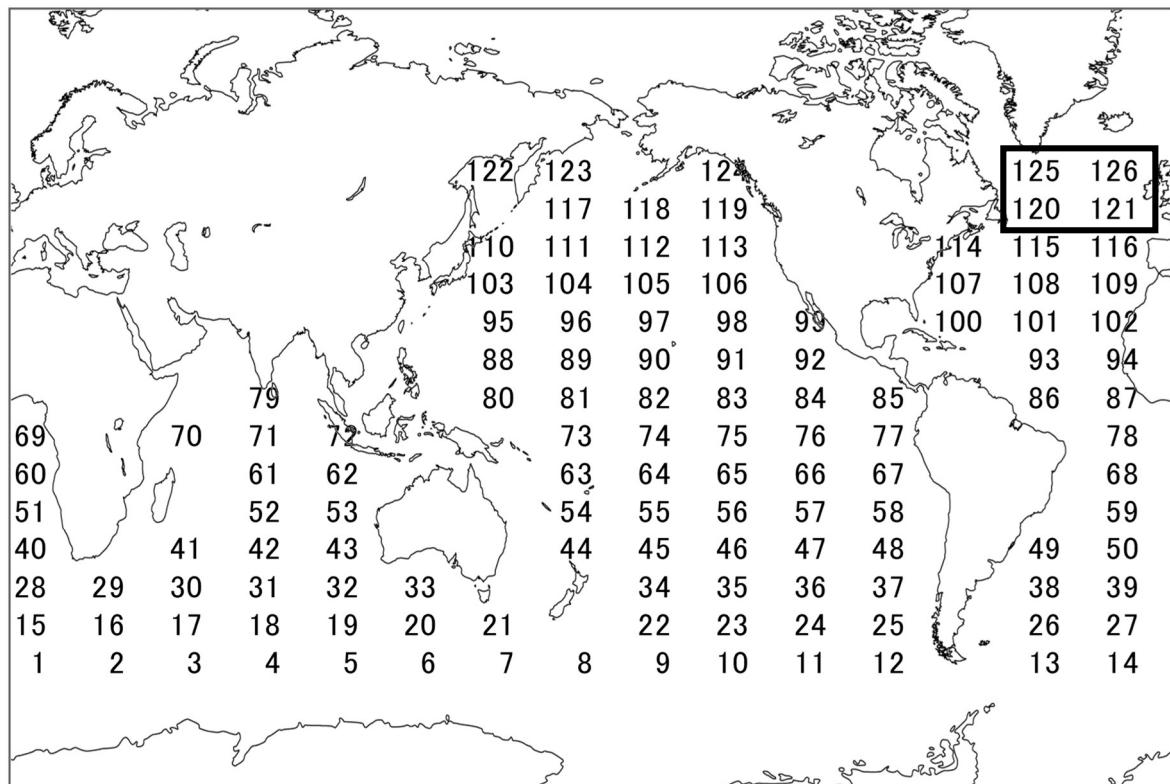


Fig. 5-1(2) Map of area subdivisions for GSS⁶⁴⁾.

Fig.5-2 は、Table 5-2 に示した 4 つの波浪発現頻度表の有義波高に対する波浪発現確率の超過確率である。この図によると、10m を超える有義波高の超過確率（図中の両矢印）はそれぞれの波浪発現頻度表によって大きく異なっている。また、Fig.5-3(1)は有義波高が 8m を超える場合の超過確率であるが、IACS が少し小さな値であるが他の 3 つの波浪発現頻度表における差は小さい。一方、

Fig.5-3(2)の有義波高が 12m を超える場合の超過確率は波浪発現頻度表によって大きく異なり、例えば GSS と GWS の有義波高の超過確率には 8 倍程度の差が見られる。すなわち、これらの図から小波高区分における発現確率の波浪発現頻度表による差は小さいが、長期予測に影響を及ぼす大波高区分における違いが顕著となる。

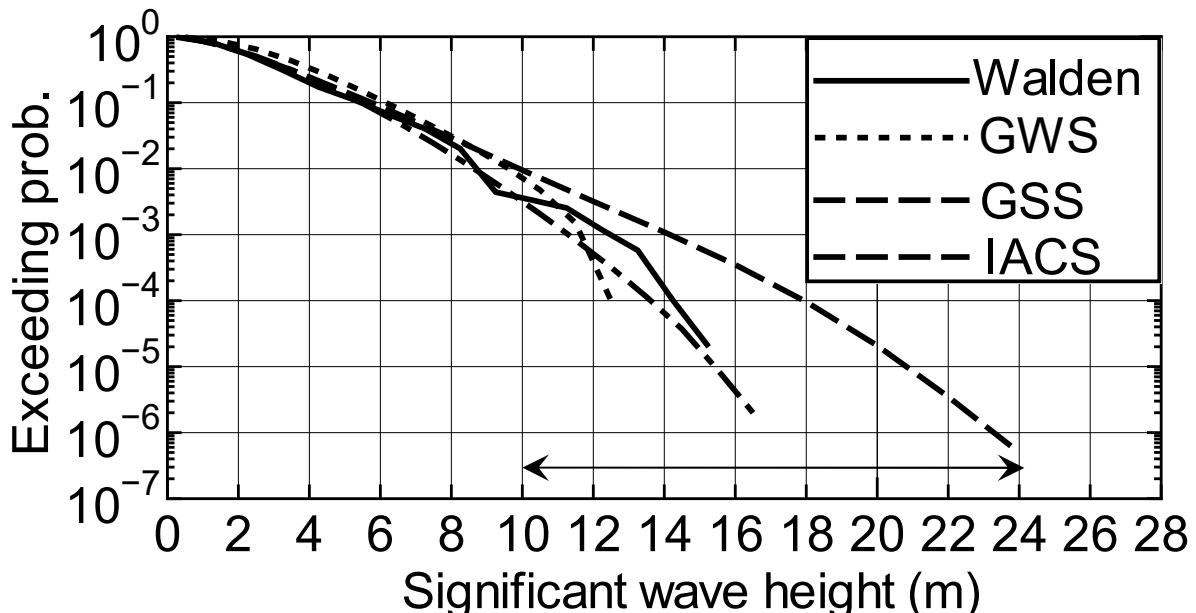


Fig.5-2 Exceeding probability of significant wave height of each wave statistics table.

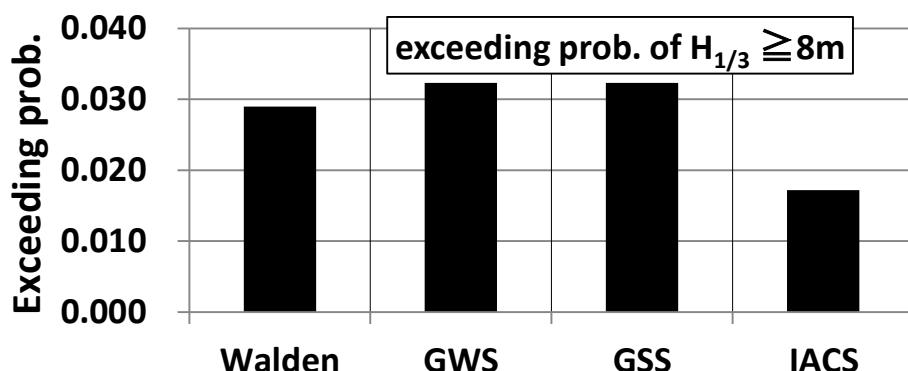


Fig.5-3(1) Exceeding probability of significant wave height exceeding 8m.

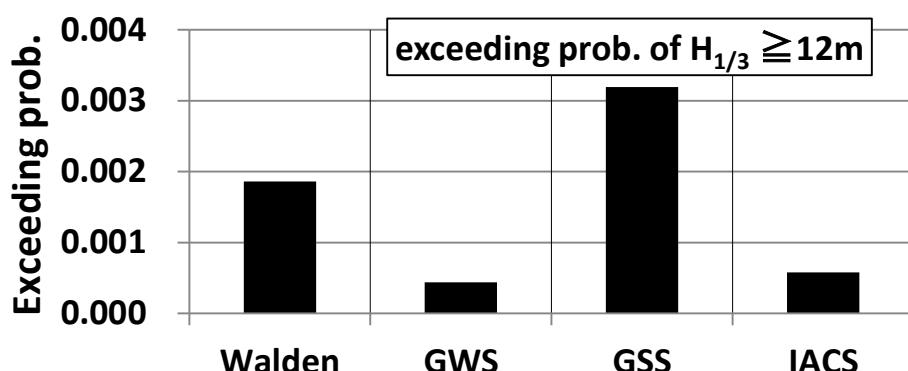


Fig.5-3(2) Exceeding probability of significant wave height exceeding 12m.

先述のとおり、GSS 以外のデータ収集源は観測船による観測および一般船舶からの通報であり、

そのような船舶は荒れた海域での操業は困難なため大波高の収集は難しい。一方、GSS のマイクロ波高度計は計測に制限がなく荒れた海象のデータの取得が可能である。よって、GSS は他の波浪発現頻度表に比べて大波高の成分が多く含まれていると考える。長期予測に用いる波浪発現頻度表によって波浪発現確率が大きく異なると長期予測結果に大きな差が生じ、長期予測結果の信頼性に疑義が残る。（付録 7 に参考の計算例を示す）よって、近年の最新の波浪データを用いた波浪発現頻度表の見直しが必要である。

さらに、Fig.5-4(1)～(3)は 3 つの平均波周期区分における有義波高の発現確率を波浪発現頻度表別に示す。なお、平均波周期区分によって有義波高の発現確率が大きく異なるため、3 つのグラフの縦軸は揃えていない。これらのグラフの考察をまとめると、以下である。

①Fig.5-4(1)：平均波周期が 7～9 秒の区分の有義波高の発現確率は有義波高が 2～4m（図中両矢印）の頻度が多く、図中白抜き矢印で示した 10m を超える有義波高は出現しない。また、有義波高の発現確率は波浪発現頻度表に多少の違いはあるがよく揃っている。

②Fig.5-4(2)：平均波周期区分が 9～11 秒の場合は、7～9 秒の場合に比べて有義波高の発現確率は大きい側に移動している。また、10m を超える有義波高が出現する。また、有義波高の発現確率に対する波浪発現頻度表毎の違いが明瞭となる。なお、IACS（図中的一点鎖線）は GWS データを用いて再整理・再解析した結果の波浪発現頻度表のため、GWS の発現確率に近い値となっている。

③Fig.5-4(3)：平均波周期区分が 13～15 秒の場合は有義波高の発現確率が小さくなるが、10m を超える有義波高が出現する確率は両矢印で示した有義波高 6～8m を基準に考えると他の平均波周期区分に対して相対的に大きい。また、GSS の有義波高発現確率（図中の破線）が他の 3 つの波浪発現頻度表の値に比べて非常に大きい。

すなわち、平均波周期区分が小さいほど有義波高の発現確率は大きく、小さな有義波高区分の発現確率が卓越している。また、平均波周期が大きな区分は発現確率が小さいが、10m を超える大波高が相対的に多く発現している。

なお、発現頻度数が少ない大波高・長周期の区分 (Fig.5-4(3)) では、データ誤差の比率が他の区分域に比べて高くなることが知られている。この問題に対して、例えば箕浦ら^{66,21)}が提案した確率過程によって遭遇海象を再現する手法を適用することで、その精度を高めることが今後ますます必要となる。そのような波浪発現確率に対する詳細検討に関して、箕浦⁶⁷⁾は北大西洋における 2004 年～2006 年の 3 年間の波浪追算データを解析し、北大西洋では平均波周期が長くなると有義波高の発現確率が Fig.5-4(3) の Walden データに似た双峰型になり、それは高緯度になるほど顕著なことを確認した。これは波浪データを詳細に解析すれば、その海域の特徴を知ることができる一例である。また、新開ら⁶⁸⁾は通常は考えられない大きさの波浪に対する発現確率のシミュレーション手法を提案し、GWS と Walden データを用いて大波高・長周期区分域の発現確率の試算例を示した。

いずれにしても、船舶性能の長期予測には(5-1)式に示すように波浪発現確率密度関数が必要で、現状では波浪発現頻度表を用いた数値計算が行われるため、その推定精度は波浪発現頻度表の精

度に依存する。長期予測結果をより確固たるものにするためには、理論的な面から裏付けする検討が不可欠で、波浪発現確率密度関数を数式にて表現することが重要性を増すと思われる。

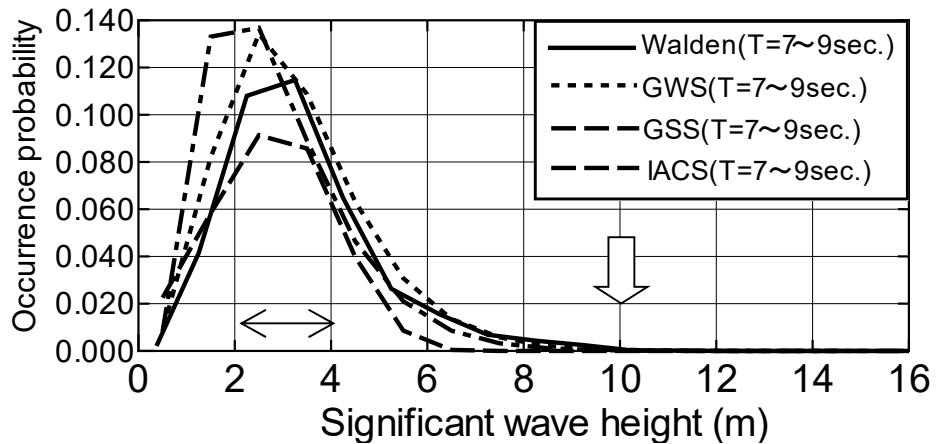


Fig.5-4(1) Occurrence probabilities of significant wave height of each division of the mean wave period (7 to 9sec.).

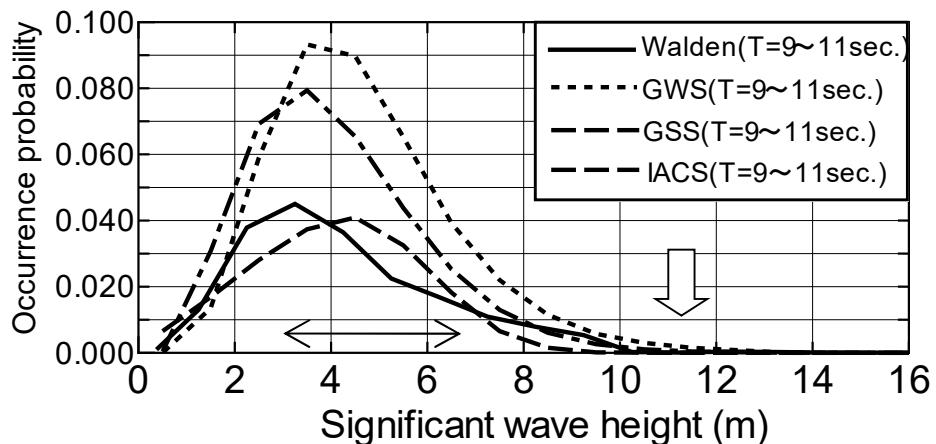


Fig.5-4(2) Occurrence probabilities of significant wave height of each division of the mean wave period (9 to 11sec.).

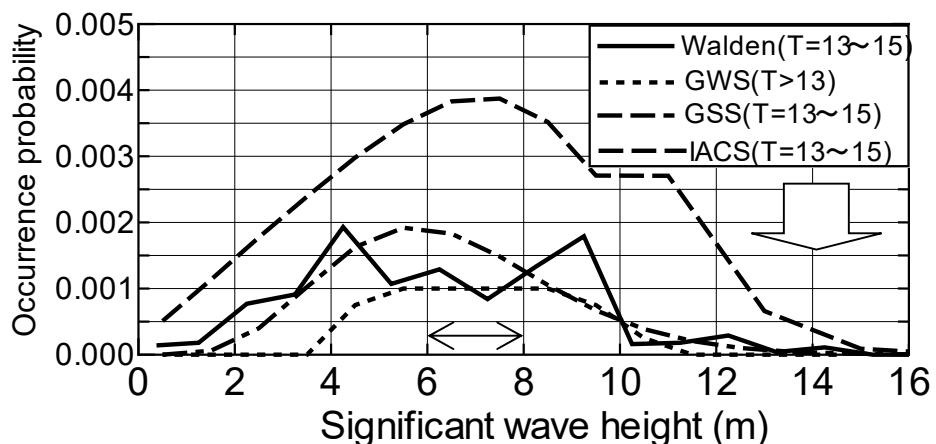


Fig.5-4(3) Occurrence probabilities of significant wave height of each division of the mean wave period (13 to 15sec.).

5.4 大波高区分域の波浪発現確率の長期予測への影響

5.4.1 長期予測に用いる波浪発現頻度表の違いによる影響

避航操船が長期予測に及ぼす影響を検討するために、本節では大波高区分域の発現確率が長期予測結果にどのように影響を及ぼすかを確認する。大波高区分域の波浪発現確率の影響度を検討するために、Table 5-3 に示す供試船に対して(5-1)式を用いて、福田²⁰⁾によって示された従来どおりの船体応答の長期予測を行う。

ここでは、操船の判断基準の応答値として用いられる船首上下加速度を対象の船体応答とする。また、最も厳しい向波（出会い角 $\chi=180^\circ$ を向波と定義）で計算した規則波中船首上下加速度応答関数を用いることとし、実海域を想定した短波頂不規則波中の短期応答計算は ISSC(1964)波スペクトラムおよび波の平均的な進行方向と船の針路とのなす角 θ を中心に個々の波が $[-\pi/2 \sim \pi/2]$ の間に cosine2 乗に分布していると仮定する分布関数（PNJ 型）を用いて行う。以下、 θ を波の主方向と称し、 $\theta=180^\circ$ が船首方向から到来する波の主方向である。

長期予測は Table 5-2 に示した 4 つの波浪発現頻度表毎に計算を行い、波浪発現頻度表の違いによる長期予測への影響を検討する。船舶が長期に運用されると種々の方向からの波に遭遇するが、この状況を表現するために福田²⁰⁾は(5-1)式の波の主方向に関する長期確率密度関数 $p^*(\theta)$ を導入した。すなわち、(5-1)式の長期予測結果は波の主方向別に船体応答の超過確率と波浪発現頻度表との積分計算を行った後に、波の主方向の長期確率密度関数を用いて θ に関する積分を行って得られる。ただし、本節では厳しい海象条件によって検討するために $\theta=180^\circ$ の長期予測結果 $Q(\theta = 180^\circ | r > r_1)$ を次式にて求める。

$$Q(\theta | r > r_1) = \int_0^\infty \int_0^\infty q(r > r_1 | H, T, \theta) p(H, T) dH dT \quad (5-1')$$

Table 5-3 Principal dimensions and calculation condition.

Items	Ship-A	Ship-B
Type of Ship	Container ship	
Length (Lpp ; m)	321.0	175.0
Breadth (m)	45.6	25.4
Draft (m)	13.0	9.5
Ship Speed (kt)	24.0	24.0

Fig.5-5 は、供試船の規則向波中における船首上下加速度の無次元値を示す。図の横軸は、波長船長比 (λ/L) である。Ship-B は Ship-A に比べて小型のため、Ship-A よりも大きな船首上下加速度ピーク値 (図中丸印) が生じる。そのピーク値出現の概略の λ/L 値は Ship-A で 1.0 ($\lambda = 321m$)、Ship-B で 1.1 ($\lambda = 193m$) である。すなわち、大型船は小型船に比べて長波長の波に同調するが、同調時の船体応答振幅は小型船に比べて小さくなる。

また、Fig.5-6 は主方向が向波の時の短波頂不規則波中の船首上下加速度の標準偏差 R を有義波高 H で割った値を示す。Fig.5-6 によると、Ship-A では平均波周期が 12 秒付近、Ship-B では 9 秒付近に短期応答のピーク (矢印) がある。規則波中の船首上下加速度振幅結果の図でも述べたが、大型船は小型船に比べて長周期 (長波長) の波に同調するが、同調時の船首上下加速度標準偏差値は小型船に比べて小さくなる。すなわち、小型船ほど荒天海域での操船には注意を要する。

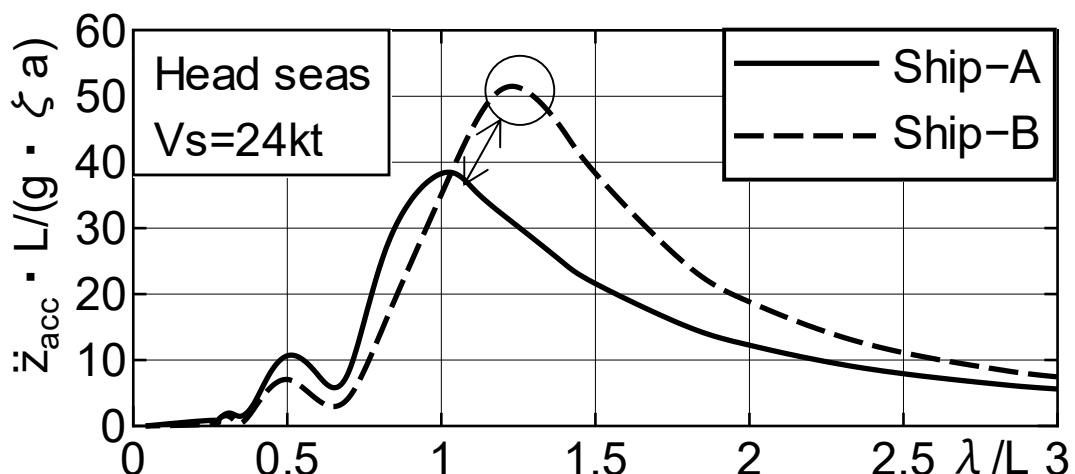


Fig.5-5 Response amplitude functions of vertical acceleration at F.P. in regular head seas ($\theta=180^\circ$).

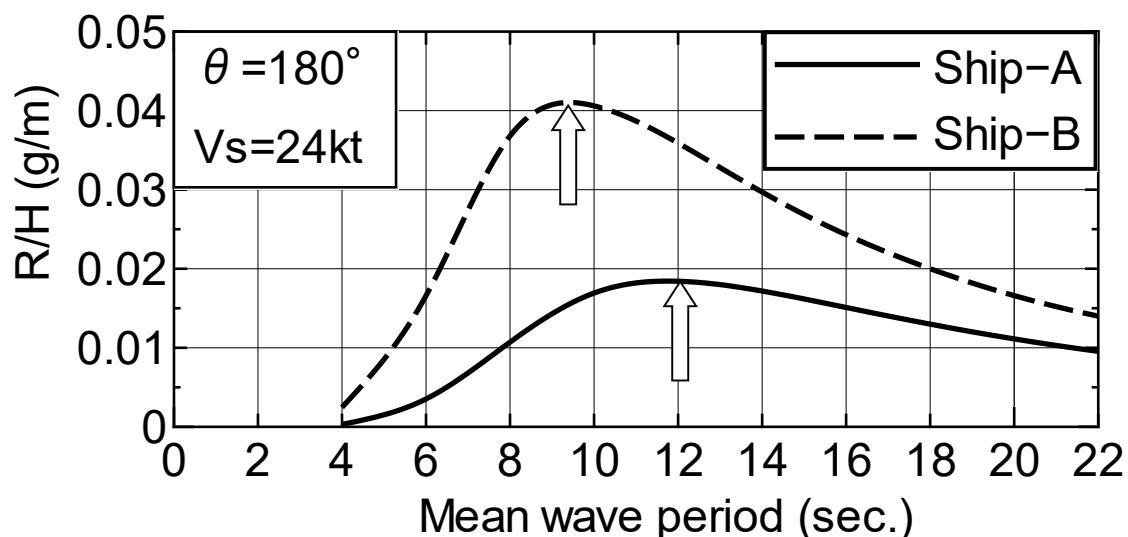


Fig.5-6 Standard deviations of vertical acceleration at F.P. in short-crested irregular head seas ($\theta=180^\circ$).

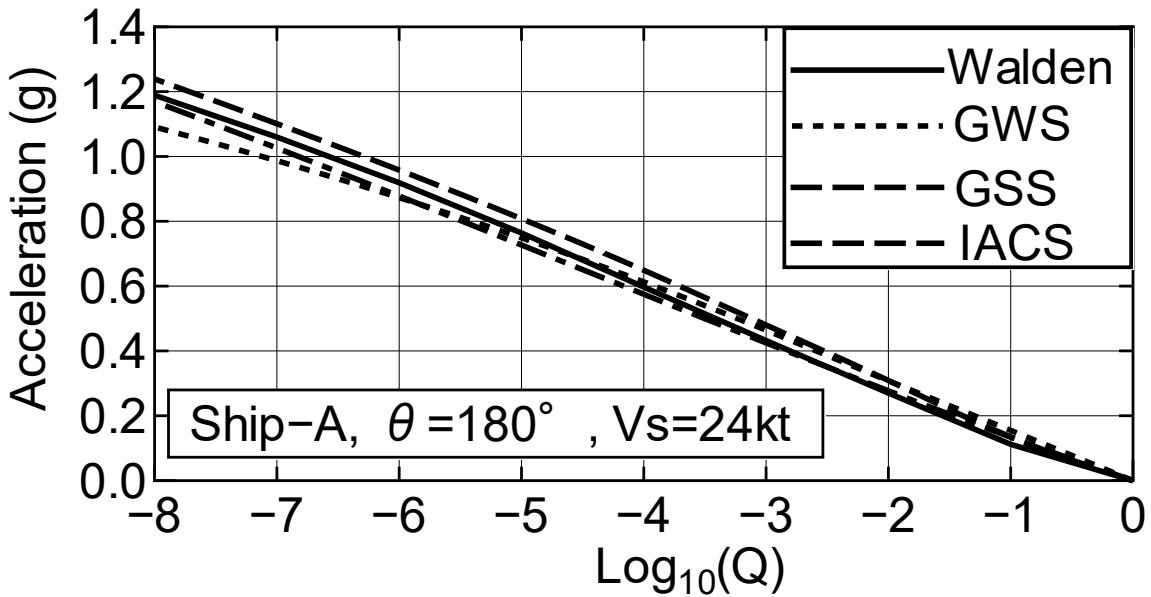


Fig.5-7(1) Exceedance probability of vertical acceleration at F.P. of Ship-A by using of four wave statistics tables.

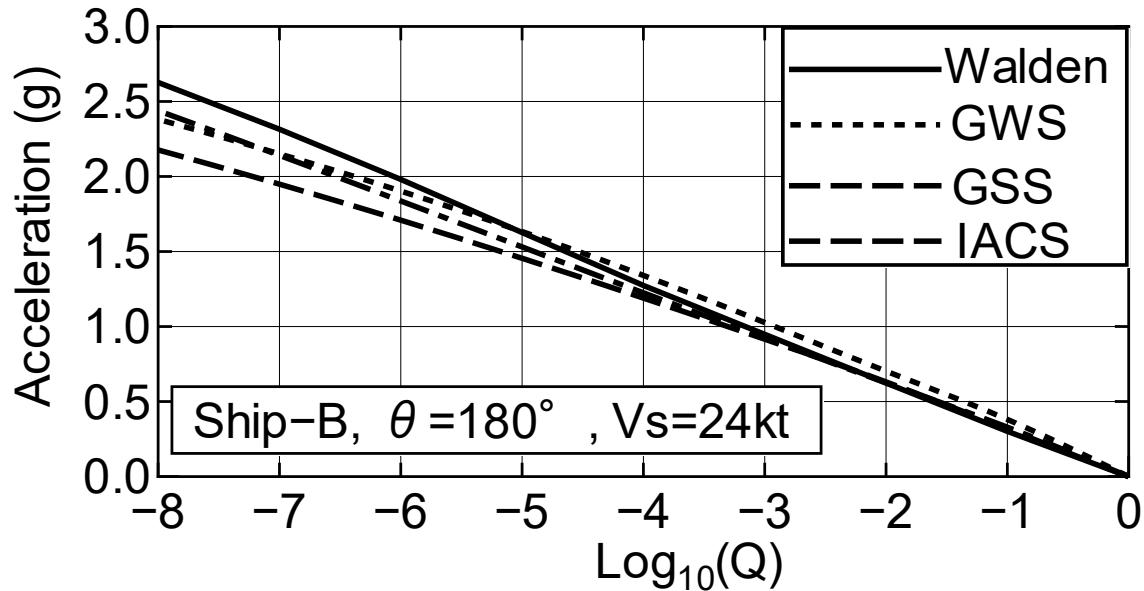


Fig.5-7(2) Exceedance probability of vertical acceleration at F.P. of Ship-B by using of four wave statistics tables.

Fig.5-7(1)は、Ship-A に対して Table 5-2 にて示した 4 つの波浪発現頻度表を用いて長期予測を行った結果である。この図によると、用いる波浪発現頻度表により長期予測結果に相違がある。特に、GSS データによる長期予測結果（図中の破線）が最も厳しい値になっている。これは、26m までの有義波高を階級区分とする GSS データでは、Ship-A の船首上下加速度の短期応答が大きくなる平均波周期 12 以上の長周期で大波高の発現確率が Fig.5-4(3)のように他の波浪発現頻度表に比べて大きいためである。（付録 6 の GSS の長期波浪発現頻度表の例を参照のこと。）

Fig.5-7(2)は、Fig.5-7(1)と同様の計算を Ship-B について行った結果である。Ship-B の場合は Walden データ（図中の実線）による結果が最も厳しい。一方、Ship-A で最も厳しい結果となった GSS デ

ータが最も小さい。これは、Fig.5-4 に示した平均波周期別に示した有義波高の発現確率を確認すると、Ship-B の船首上下加速度の短期応答が大きくなる平均波周期の 7 秒～11 秒の発現確率 (Fig.5-4(1) および Fig.5-4(2)) が他の波浪発現頻度表の値よりも小さいことが原因である。

5.4.2 発現確率を変化させた場合の影響

避航操船が行われる大波高の観測数は少なく、波浪発現頻度表の大波高区分域の発現確率の信頼度は十分とは言えない。大波高区分域の発現確率の小さな相違が、長期予測に与える影響を明らかにしておくことは重要である。

そこで、波浪発現頻度表のある区分に、観測・解析誤差が混入したことを想定して波浪発現頻度が変化した時の影響を調べる。そのためには、波浪発現頻度表の一つの階級区分にだけ 10 万分の 1 個の発現確率 α ($\alpha=10^{-5}$) を付加して船首上下加速度応答の長期予測を行う。この発現確率は、長期予測の精度を満足する目安の波浪発現頻度数として真能ら⁵⁸⁾が示した値に対応している。内藤ら²²⁾による波浪発現頻度表の感度解析では、有義波高 H_i で平均波周期 T_j の一つの海象区分に発現確率を付加する場合、付加した区分以外の区分の発現確率を小さくして全体の発現確率が 1.0 となるように次式にて調整している。

$$p'_w(H_i, T_j) = \frac{1}{1 + \alpha} [p_w(H_i, T_j) + \alpha \delta(H - H_i, T - T_j)] \quad (5-2)$$

ここで、 $p_w(H_i, T_j)$ は元の波浪発現確率密度、 $p'_w(H_i, T_j)$ は調整後の波浪発現確率密度、 $\delta(H - H_i, T - T_j)$ は Dirac のデルタ関数である。

本節では内藤らの方法に倣い、(5-2)式で求めた調整後の波浪発現確率密度を(5-1)式の波浪発現確率密度として用いることで、発現確率が変化した場合の影響を示す。本節の検討には、有義波高の階級区分が最も広い GSS (Table 5-2 の No.3) の波浪発現頻度表を用いる。

Fig.5-8 は発現確率を付加する有義波高区分として [18～20m] 区分を選び、付加する平均波周期区分を [8～19 秒] の範囲で種々変えて、超過確率 $Q=10^{-8}$ の値を比較した結果である。この図は、発現確率を付加しない長期予測結果 ($Q=10^{-8}$ 時の応答値) A_{CC0} と発現確率を付加した結果 A_{CC} の比で表している。Fig. 5-8 によれば Ship-A は矢印で示した平均波周期 12 秒あたりの影響が最も大きく、Ship-B では平均波周期 9.5 秒 (矢印指示) に対する影響が大きい。すなわち、短期応答がピークとなる平均波周期区分 (Fig. 5-6 中に矢印で指示) に発現確率を付加した影響が大きいことがわかる。

Fig.5-9 は、発現確率を付加する平均波周期区分は短期応答のピーク周期 (Fig. 5-6 中に矢印で指示) を選び、付加する有義波高区分を [10～21m] の範囲で種々変えて超過確率 $Q=10^{-8}$ の値を試算した結果である。発現確率を付加する有義波高の階級区分が大きくなるに従い、 $Q=10^{-8}$ 値は大きくなり、大波高区分の発現確率の小さな相違が長期予測に大きく影響を及ぼすことが確認できた。

このように、大波高区分の発現確率は小さいが、長期予測に及ぼす影響は大きいことが示された。しかしながら、本試算例によれば実際の船舶の運航において 14m を超える大波高に遭遇すること

がなければ、この小さな相違は無視できる。

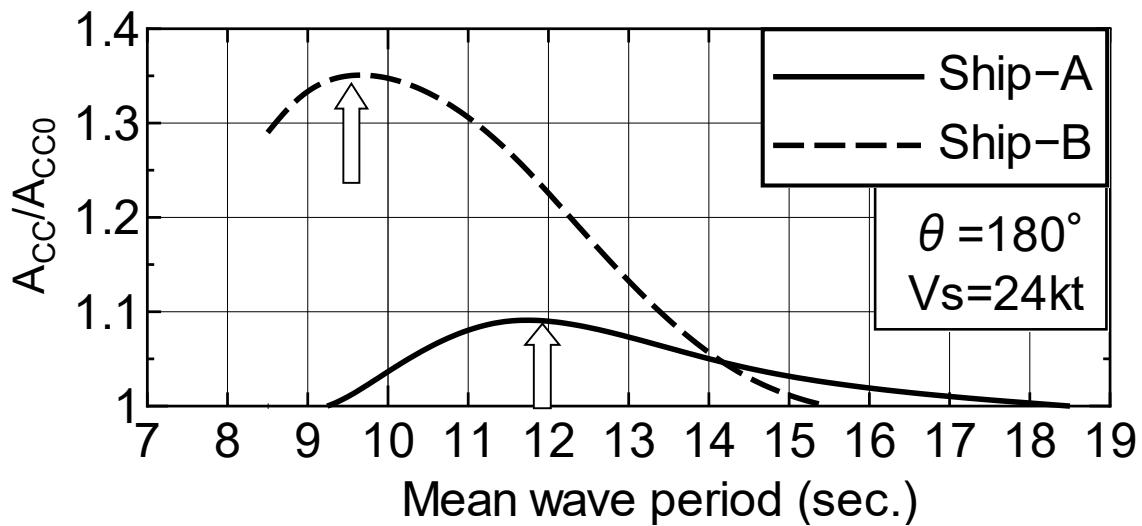


Fig.5-8 Effect of changing mean wave period on long-term prediction.

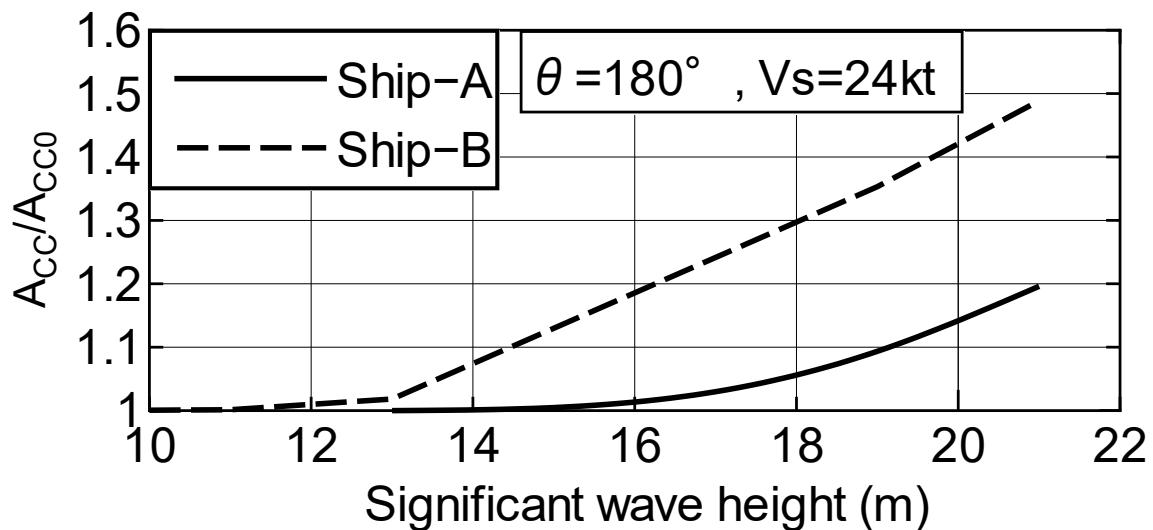


Fig.5-9 Effect of changing significant wave height on long-term prediction.

5.4.3 波浪発現確率に含まれる誤差の影響

(5-2)式を用いる内藤ら²²⁾による従来の感度解析法（以後、従来の方法と称す）によると、確率を付加した影響が付加した区分とはかけ離れた区分の発現確率にまで及ぶことになる。今、波浪発現頻度表のある区分に、観測・解析エラーによる波浪データが混入したことを想定してみる。その場合、15mの波高を3mと誤認するようなことが生じるとは考えにくく、そのエラーは周辺の区分にとどまることになる。その点を考慮して、現実的と思われる感度解析の一つの方法として以下を提案する。

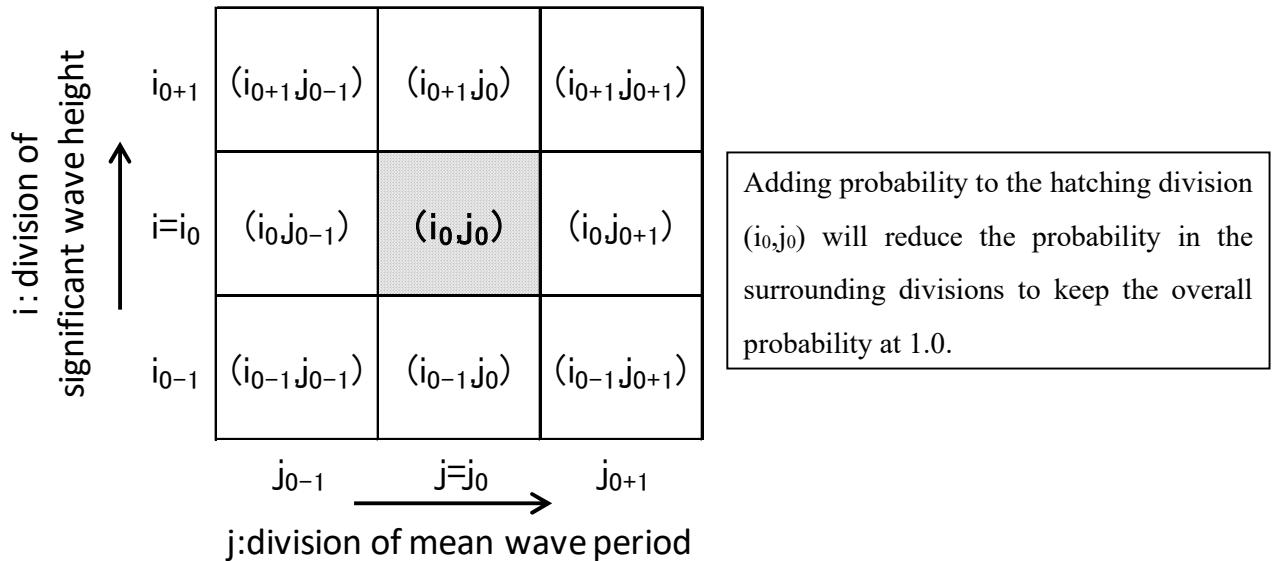


Fig.5-10 Definition of i-line and j-column for calculation grid around the point adding probability.

ある区分の波浪発現確率に α の確率を付加して変化させる場合、その変化の影響は周辺の区分にのみ波及する。Fig.5-10 は、波浪発現頻度表から確率を付加する区分とその周辺の区分を取り出した模式図である。この図のとおり、発現確率が変化するのは確率を付加した中央の区分(i_0, j_0)とその周囲の 8 区分であるとし、他の区分の発現確率は変化させない。また、全体の波浪発現確率は常に 1.0 を保持しなければならないので、(i_0, j_0)に発現確率を付加した場合はその周辺の発現確率は減じられる。したがって、ある区分の発現確率を変化させた後の新しい波浪発現確率 $P_n(H_i, T_j)$ は、次式で表される。

$$\begin{aligned}
 p_n(H_i, T_j) &= p_0(H_{i0}, T_{j0}) + \alpha, \quad (H_i = H_{i0} \text{ and } T_j = T_{j0}) \\
 p_n(H_i, T_j) &= p_0(H_i, T_j) - \frac{\alpha}{8}, \quad (\text{around } [H_{i0}, T_{j0}]) \\
 p_n(H_i, T_j) &= p_0(H_i, T_j), \quad (\text{otherwise})
 \end{aligned} \tag{5-3}$$

ここで、 $H_i : i$ 区分の有義波高、 $T_j : j$ 区分の平均波周期、 $P_0(H_i, T_j)$ ；オリジナルの波浪発現確率（確率を付加する前のオリジナルの波浪発現頻度表の確率）、 α ：付加する発現確率、である。

Fig.5-11 は、GSS データをオリジナルの波浪発現頻度表として(5-3)式によって α を付加した波浪発現頻度表を用いて長期予測を行った結果である。本計算は、 $\alpha=10^{-5}$ を有義波高[24~26m]・平均波周期[14 秒]の区分に付加している。この図によると、(5-2)式を用いる従来の方法（図中の破線）に比べて本節提案の方法（図中の実線）はオリジナルの波浪発現頻度表を用いた結果（図中の一点鎖線）に近い。従来の方法による感度解析は、波浪発現頻度表に混入する誤差の影響を大きめに評価している。

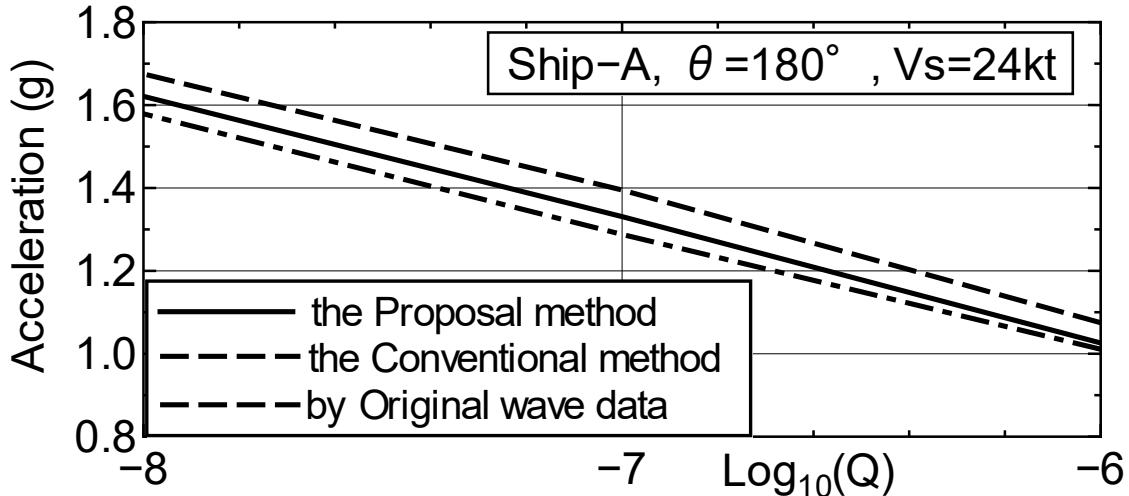


Fig.5-11 Comparison of long-term prediction calculated by the conventional method and the proposal one.

5.5 荒天避航を考慮した長期予測法

5.1 節に述べたとおり、船舶が激しい海象に遭遇した場合は船速低下が生じるが、さらに海象が厳しくなると船長判断による減速や変針（避航操船）が行われる。このような荒天海象での運航状況を考慮した長期予測値を求めるために、「船舶は種々の情報を入手して厳しい海象に遭遇する前に、そのような海象が起こると予想される海域を回避して航行する。」ことを前提とした長期予測の方法を提案する。

5.5.1 避航海象の設定

荒天海象に遭遇する前にその海象を回避する操船（避航操船）を行った場合、荒天海象に相当する波浪発現頻度表の階級区分(H, T)にはその船舶は立ち寄らないことになる。すなわち、避航操船は波浪発現頻度表の階級区分毎に避航海象を設定する問題と捉えることができる。このように、船舶が遭遇を回避する海象を避航海象（Avoidance sea）と定義する。

$$\text{Avoidance sea} \quad H > H_{lim}, \quad T > T_{lim} \quad (5-4)$$

ここで、 (H_{lim}, T_{lim}) は、避航の判断を行う限界海象である。

なお、(5-4)式は波高が大きくなると波周期は長くなることおよび大型商船を想定して設定した。小型船を考えると波粗度 (H/λ) が大きくなると操船が難しくなるので、対象船によってはある H に対して $T < T_{lim}$ を避航海象とすべき場合がある。

標準偏差（または分散）は、不規則変動の大きさを表す統計量である。一般に標準偏差が大きくなれば、船体応答の最大値も大きくなる。この関係を示すために、短期船体応答の超過確率にレーリー分布を仮定する。波高と線形性の強い船体応答のピーク値の超過確率は、次式のレーリー分布で近似できることが知られている。

$$q(r > r_1 | H, T, \theta) = \exp\left(-\frac{r_1^2}{2R(H, T, \theta)^2}\right) \quad (5-5)$$

ここで、 $R(H, T, \theta)$ は海象 H, T, θ における船体応答の標準偏差である。

船舶は、船体応答のピークが r_{cr} を超える確率 q が q_{cr} より小さくなるように操船（減速・変針）されるならば、次式が成立する。

$$q(r > r_{cr} | H, T, \theta) < q_{cr} \quad (5-6)$$

ここで、 r_{cr} は短期海象中での船体応答の極値、 q_{cr} は船体応答の極値の超過確率である。この時、(5-5)式から標準偏差の上限値は次のとおりになる。

$$R_{max} = \frac{r_{cr}}{\sqrt{-2\log_e q_{cr}}} \quad (5-7)$$

(5-6)式の関係を運航限界と言い、(5-7)式の R_{max} を運航限界標準偏差(CSDR)⁶³⁾という。船体応答の標準偏差が次式を満たす海象を避航海象とし、この下限値が H_{lim}, T_{lim} である。

$$R(H, T, \theta) > R_{max} \quad (5-8)$$

ここで、大波高時の船体応答は線形計算で求めた推定値に比べて、波高や船体形状に対する非線形影響により緩和される場合もあることが知られている。 R_{max} を計算する際に、これら非線形影響を考慮した船体応答計算法で求めた船体応答を用いることで避航海象の設定がより現実的に行える。この場合、線形計算に比べて船体応答が緩和されて避航海象の範囲が狭くなるため、長期予測も緩和される。非線形影響の考慮については、今後の研究課題と捉える。

5.5.2 荒天避航を考慮した長期予測法－応答ゼロモデル－

船舶が避航海象に立ち寄らないと考えた場合、避航海象での船体応答を考慮する必要はない。つまり、避航海象での短期超過確率はゼロとみなすことができる。一方、波浪発現確率は自然現象として不变なので、波浪発現確率はそのまま用いる。この考え方による長期予測法を、「荒天避航を考慮した長期予測法」と呼び、(5-1)式の船体応答の短期超過確率と波浪発現確率密度は次のとおりに定式化される。

$$q(r > r_1 | H, T, \theta) = \begin{cases} q_o(r > r_1 | H, T, \theta) & \text{in Moderate sea} \\ 0 & \text{in Avoidance sea} \end{cases} \quad (5-9)$$

$$p(H, T) = p_o(H, T)$$

ここで, Avoidance sea は避航海象のことであり, (5-8)式の条件を満たす海象である. Moderate sea はそれ以外の海象である. q_o と p_o はそれぞれ, 荒天避航を行わない場合の船体応答の短期超過確率と波浪発現確率密度である.

5.5.3 荒天避航を考慮したその他の長期予測

5.5.2 節では, 荒天避航を考慮した長期予測法として「応答ゼロモデル」を提案した. ここでは, 操船影響を考慮した 2 種類の長期予測法を示し, (5-9)式にて提案した応答ゼロモデルとの違いについて述べる.

(1) 避航海象で船体応答が確率的に限界値を超えるモデルー限界標準偏差モデルー

船体運動が波高に対して線形ならば, Fig.5-12 の実線のとおりに標準偏差は上限まで波高に対して線形に増加し, その後一定になる. これは, 平穏海象から荒天海象の変化で波高が大きくなる場合に, 波高 H_{lim} までは減速・変針することなく航海するが, 波高 H_{lim} 以上では, 減速・変針を行うことにより, 標準偏差が一定になる (すなわち, 瞬間的な応答ピークが r_1 を超えることを確率 q_{cr} 以下で許容しながら航海する) ことを意味する.

内藤ら⁶⁹⁾は, 避航等の影響を Fig.5-12 に示される標準偏差でモデル化を行い, 長期予測式を次式のとおりに示した.

$$q(r > r_1 | H, T, \theta) = \begin{cases} q_o(r > r_1 | R(H, T, \theta)) & \text{in Moderate sea} \\ q_o(r > r_1 | R_{max}) & \text{in Avoidance sea} \end{cases} \quad (5-10)$$

$$p(H, T) = p_o(H, T)$$

(5-10)式は, 避航海象に遭遇してもその海象を回避するのではなく, 運航限界値を超えないよう減速・変針を行いながら航行を続ける長期予測モデルである. この点において, 厳しい海象を完全に回避する(5-9)式とは異なる. なお, このモデルは応答の波高に対する非線形性を包含することもできる. 例えば, 線形より応答が緩和されるような非線形性を考慮する場合は, 標準偏差は波高に対して破線のとおりに変化する.

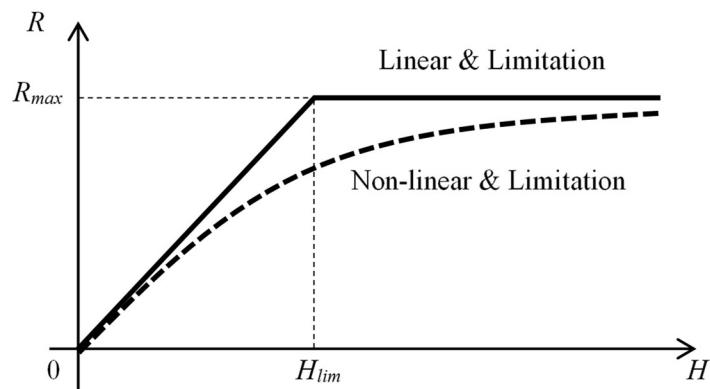


Fig.5-12 Limitation for standard deviation of ship response⁶³⁾.

(2) 避航海象に遭遇しないモデル 一海象ゼロモデル

(5-9)式が避航海象の船体応答の短期超過確率をゼロとするのに対して、次式は避航海象には遭遇しないものとして、その海象の発現確率密度をゼロとする長期予測モデルである。

$$q(r > r_1 | H, T, \theta) = q_o(r > r_1 | H, T, \theta)$$

$$p(H, T) = \begin{cases} \frac{p_o(H, T)}{\varphi} & \text{in Moderate sea} \\ 0 & \text{in Avoidance sea} \end{cases} \quad (5-11)$$

ここで

$$\varphi = \int_0^{T_{lim}} \int_0^{H_{lim}} p_o(H, T) dH dT$$

である。 $p(H, T)$ の第 1 式は、確率密度関数の全範囲の積分を 1 にするための調整である。

これらの長期予測のモデルは、いずれも大波高中での複雑な船舶挙動の要因である船長判断による避航操船を、避航海象設定の問題に集約して捉えるものである。

5.5.4 長期予測モデルの解析的比較

本節では、それぞれのモデルによる長期予測(超過確率)の大きさを比較してみる。簡単のために、短期超過確率の 3 つのパラメータ H, T, θ を R に集約する。それぞれのモデルによる長期予測は、次式で表される。

$$\begin{aligned} \text{避航なし: } \quad Q &= \int_0^{\infty} q_o(r > r_1 | R) p_o(R) dR \\ \text{海象ゼロ: } \quad Q_A &= \int_0^{R_{max}} q_o(r > r_1 | R) \frac{p_o(R)}{\varphi} dR \\ \text{応答ゼロ: } \quad Q_B &= \int_0^{R_{max}} q_o(r > r_1 | R) p_o(R) dR \\ &= \varphi Q_A(r > r_1) \\ \text{限界標準偏差: } \quad Q_C &= \int_0^{R_{max}} q_o(r > r_1 | R) p_o(R) dR \\ &\quad + \int_{R_{max}}^{\infty} q_o(r > r_1 | R) p_o(R) dR \\ &= \varphi Q_A(r > r_1) + q_o(r > r_1 | R_{max})(1 - \varphi) \end{aligned}$$

ここで

$$\varphi = \int_0^{R_{max}} p_o(R) dR$$

である。

避航なしモデルの長期予測式は、平均の定義に従えば、関数 $q_o(r > r_1 | R)$ の R に対する平均を求める式である。避航なしモデルの $R = 0 \sim \infty$ の範囲の平均に対して、海象ゼロモデルは $R =$

$0 \sim R_{max}$ の範囲の平均なので、明らかに $Q_A(r > r_1)$ は $Q(r > r_1)$ より計算範囲が狭い分だけ小さくなる。すなわち、次式が成り立つ。

$$Q_A < Q$$

また、確率密度関数の定義から $\varphi < 1$ なので、海象ゼロモデルと応答ゼロモデルを比べると

$$Q_B < Q_A$$

である。応答ゼロモデルと限界標準偏差モデルの関係は

$$Q_B < Q_C$$

であることは自明である。海象ゼロモデルと限界標準偏差モデルを比べるために、両者の差を計算すると

$$Q_A - Q_C = \{Q_A - q_o(r > r_1 | R_{max})\}(1 - \varphi)$$

が得られるが、これは Q_A と q_o の大きさにより正負が変化する。したがって、各モデルの予測結果の大きさは次のとおりになる。

$$\begin{aligned} Q_B < Q_C < Q_A < Q & \quad \text{for } Q_A > q_o(r > r_1 | R_{max}) \\ Q_B < Q_A < Q_C < Q & \quad \text{for } Q_A < q_o(r > r_1 | R_{max}) \end{aligned} \quad (5-12)$$

限界標準偏差モデルは、運航限界の設定に応じてすべてのモデルを包含する。本章で提案の応答ゼロモデルは厳しい海象の回避を明確にした定式化であり、最小の予測値（長期超過確率が最も小さい予測値）を与える。

5.5.5 長期予測モデルの数値的比較

以下に、荒天避航を考慮した具体的な長期予測を示す。なお、本検討には Table 5-2 で最もデータ数が多く、広い範囲の階級区分を有する No.3 の GSS データを用いる。

(a) 14m を超える有義波高を避航海象に設定した場合

Fig.5-13(1)および(2)は、14m より大きな有義波高区分の全平均波周期区分を避航海象とした場合の、(5-9)式（応答ゼロモデル）による長期予測結果（Ship-A および Ship-B、向波、船速 24kt）を示す。すなわち、避航の判断を行う限界の有義波高 H_{lim} を 14m として計算した結果（図中の実線）である。図中には、避航を考えない従来の方法（避航なしモデル；図中の×印付きの点線）による結果を併せて示す。また、発現確率が大きい小波高区分の長期予測への影響を確認するため、1m 以下の有義波高を避航した結果（図中の破線）も併記する。これは、有義波高が 1m 以下の海象では(5-9)式の $q(r > r_1 | H, T, \theta)$ をゼロにして、次式で計算した結果である。

$$q(r > r_1 | H, T, \theta) = 0 \quad \text{for } H \leq 1m \quad (5-13)$$

Fig.5-14 は、超過確率 Q が 10^{-8} となる船首上下加速度を比較したものである。Table 5-4 は、避航した長期予測と避航しない長期予測の比を表したものである。

GSS データの場合、避航海象とした 14m よりも大きい大波高区分域のデータ個数はデータ総数に対して高々 0.11% である。Table 5-4 の Ship-A の結果によると、その海象階級区分を避航した結果は避航しない従来の方法による結果に比べて 0.931 倍である。また、Fig.5-13(1)および Fig.5-14 によると避航を考慮した長期予測において超過確率 $Q=10^{-8}$ 、すなわち 20 年に 1 回の割合で生じる Ship-A の船首上下加速度は 1.154g である。この 1.154g という値を避航なしの長期予測（×印付きの点線）に照合すると、その超過確率は $Q=10^{-7.4}$ 、すなわち 3.3 年に 1 回発生する過大な値となる。データ総数に対して 0.11% の小さな割合の大波高を避航するだけで長期予測は大きく変化することがわかる。一方、有義波高が 1m 以下のデータの割合は、総頻度数の 14.1% である。その階級区分を除外した長期予測結果とそうでない結果を比較したが、Table 5-4 のとおり差は現れない。

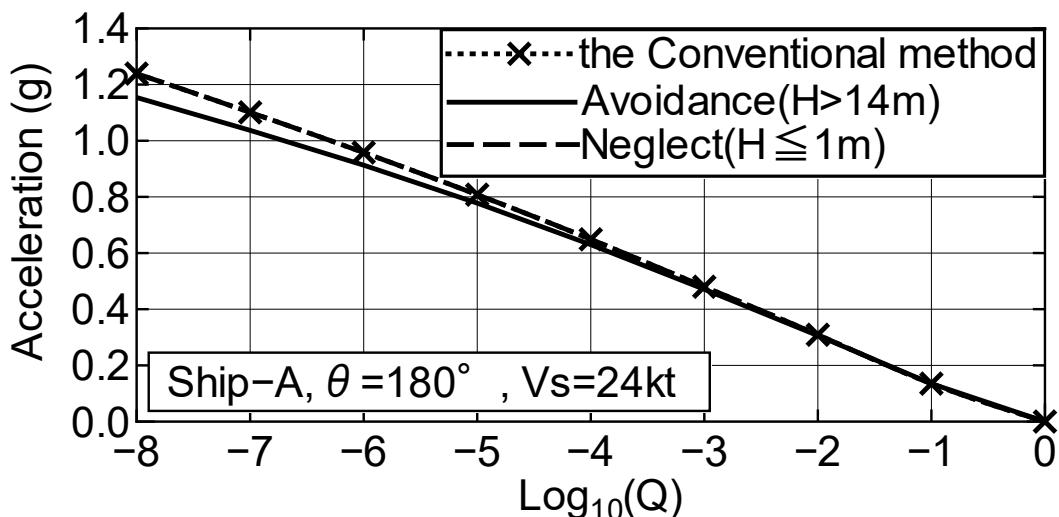


Fig.5-13(1) Exceeding probability in case of avoiding some sea conditions of wave statistics table (Ship-A).

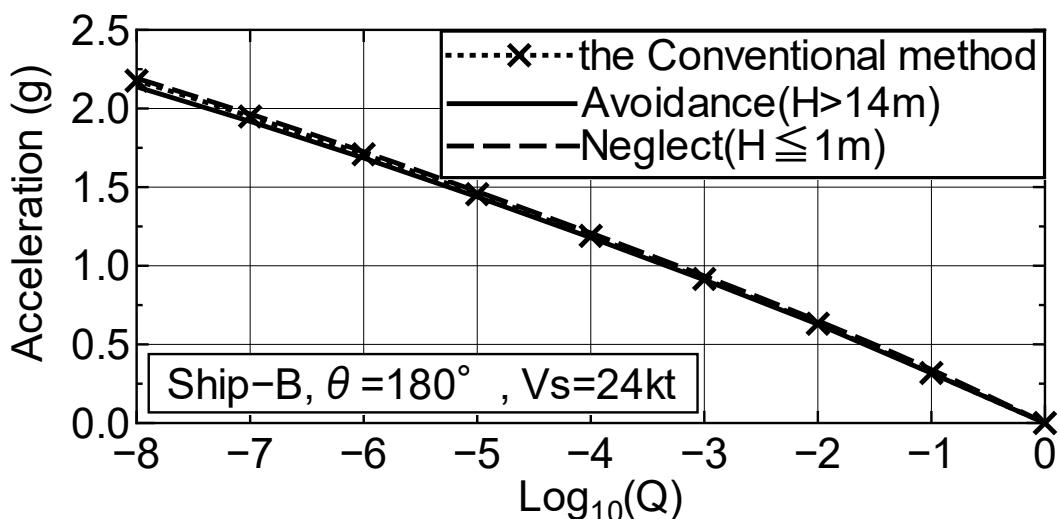


Fig.5-13(2) Exceeding probability in case of avoiding some sea conditions of wave statistics table (Ship-B).

Fig.5-13(2)および Fig.5-14 によれば、Ship-B についても Ship-A と同様の傾向であるが、避航海象設定の影響度は Ship-A よりも小さい。これは、以下のことが原因と考える。Ship-B の船首上下加

速度短期応答値は平均波周期 9 秒 (Fig.5-6 を参照) あたりで、長周期になるほど短期応答値は小さくなる。Table 5-5 は、長期予測に用いた波浪発現頻度表の大波高区分域の頻度を示す。本表においてハッチングした区分域は、限界波高 14m よりも大きな有義波高が発現するのは平均波周期が 13 秒よりも大きい区分であることを示している。Ship-B の長期超過確率計算への影響が大きい船首上下加速度短期応答値がピークとなる 9 秒の波周期付近において波浪発現頻度がゼロのため避航海象とはならず、その結果として避航の影響が小さくなった。

なお、Ship-A の船首上下加速度短期応答値は 12 秒にあるピーク値を挟んで 10 秒～16 秒間は緩やかな減少にとどまっているため、長期超過確率計算に大きく寄与する。そのため、Table 5-5 のハッチングした大波高区分の避航を考慮する・考慮しない場合の差が大きい。

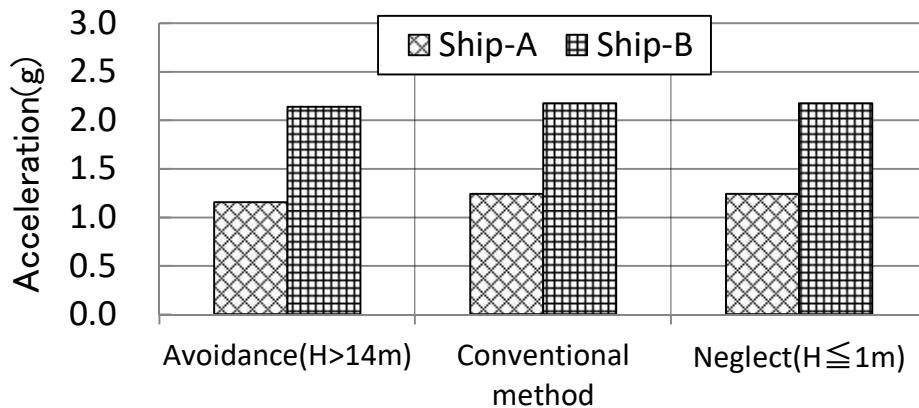


Fig.5-14 Influence of avoiding some sea conditions of wave statistics table in $Q=10^{-8}$ ($\theta=180^\circ$, $V_s=24\text{kt}$).

Table 5-4 Ratio of proposed method to conventional one.

Ship No.	Avoidance(H>14m)÷ Conventional method	Neglect(H≤1m)÷ Conventional method
Ship-A	0.931	1.000
Ship-B	0.982	1.000

Table 5-5 Wave period divisions where waves appear in large wave height divisions exceeding 14m.

Division of Mean wave period (s)	Division of Significant wave height (m)									
	~0.5	~10.0	~12.0	~14.0	~16.0	~18.0	~20.0	~22.0	~24.0	~26.0
1 ~ 2	31.17	0	0	0	0	0	0	0	0	0
2 ~ 3	734.5	0	0	0	0	0	0	0	0	0
3 ~ 4	5448.33	0	0	0	0	0	0	0	0	0
4 ~ 5	11330.83	0	0	0	0	0	0	0	0	0
5 ~ 6	11881.17	0	0	0	0	0	0	0	0	0
6 ~ 7	8499.17	0	0	0	0	0	0	0	0	0
7 ~ 8	4853.5	0	0	0	0	0	0	0	0	0
8 ~ 9	2621.83	0	0	0	0	0	0	0	0	0
9 ~ 10	1408.33	0	0	0	0	0	0	0	0	0
10 ~ 11	777	131	0	0	0	0	0	0	0	0
11 ~ 12	429.17	1229.5	300	0	0	0	0	0	0	0
12 ~ 13	229.67	1698.83	1061.83	68.5	0	0	0	0	0	0
13 ~ 14	119.67	1588	1390	264.83	17.33	0	0	0	0	0
14 ~ 15	63	1120.33	1314.67	395	72.33	5.5	0	0	0	0
15 ~ 16	33.83	652	967	431.67	122.33	19.83	1.5	0	0	0
16 ~ 17	19.67	350	594	360.33	148.17	37.17	5	0.17	0	0
17 ~ 18	11.5	183.33	340	250	138.33	50.67	10.83	1.33	0	0
18 ~ 19	7	95.33	191.83	162.83	109.5	54	17	3.17	0.33	0
19 ~ 20	4.17	50.5	107.67	103.67	80.67	48.67	20.33	5.33	1	0.17
20 ~ 21	2.33	27.17	59	62	55.67	39.17	20.67	7.33	1.67	0.33

Fig.5-15 は、船体応答の短期超過確率 $q(r>r_1|H,T,\theta)$ と有義波高の関係を示す。この計算には、限界値 r_1 を $Q=10^{-8}$ 時の $1.239g$ として、平均波周期が 12 秒の向波時の短期応答標準偏差を用いた。この図によると、有義波高が 1m 以下の時の短期超過確率は $q(r>r_1|H,T,\theta)=0$ である。短期超過確率がゼロ故に、この波高区分域を除外した長期予測とそうでない長期予測に差が現れなかつた。また、短期超過確率は有義波高が大きくなるにつれて徐々に大きくなり、有義波高が 12m を超えると急増する。したがって、14m より大きな有義波高区分域を避航する長期予測では、この部分の短期超過確率を $q(r>r_1|H,T,\theta)=0$ とするため、避航しない結果とは差が生じる。

これらのこととは、小波高区分域の波浪発現頻度データの変化に対する長期予測への影響は小さく、長期予測にとって大波高区分域のデータ精度を如何に向上させるかが重要であることを示している。

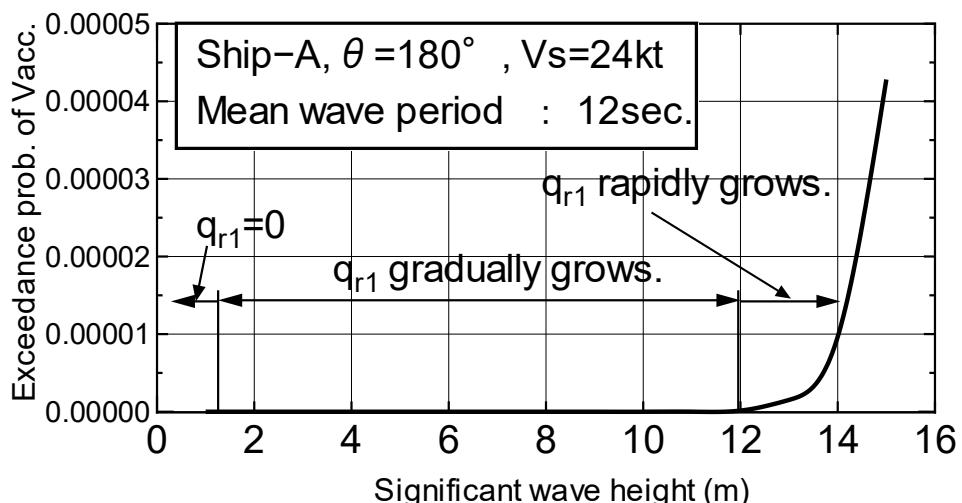


Fig.5-15 Change in exceeding probability of short-term ship response to significant wave height.

(b) 限界標準偏差から避航海象を設定した場合

Ship-A の計算結果

船首上下加速度を避航海象設定の船体応答とする場合、北沢ら⁴⁸⁾によると運航の基準となる船体応答の極値 r_{cr} は $0.8g$ 、船体応答の極値の超過確率 q_{cr} は 0.001 である。これらの値を(5-7)式に代入すると、運航限界標準偏差 R_{max} は $0.215g$ となる。波浪発現頻度表の各階級区分の海象における船首上下加速度標準偏差が、運航限界標準偏差の $0.215g$ を超える海象を避航海象と設定する。

Table 5-6 は、GSS の海象毎に計算された Ship-A の船首上下加速度の短波頂不規則波中標準偏差を示す。表中の太線で囲んだ海象において、船首上下加速度標準偏差が運航限界標準偏差 $0.215g$ を上回っており、避航海象となる。なお、表中の白抜き部分は波浪発現確率がゼロの海象である。この表によると(a)の条件（有義波高が 14m を超える区分を避航海象とする）に比べると、ハッチングにて示した平均波周期[12 秒～15 秒]で有義波高[12～14m]の階級区分にまで避航海象が拡大している。

Table 5-6 Standard deviations of vertical acceleration at F.P. of each class division of wave statistics table to set sea condition to be avoided (Ship-A, $\theta = 180^\circ$, Vs=24kt).

		Division of significant wave height (m)												
		~5.0	~6.0	~7.0	~8.0	~9.0	~10.0	~12.0	~14.0	~16.0	~18.0	~20.0	~22.0	~24.0
Division of mean wave period (sec)	~8	0.036	0.044											
	~9	0.059	0.072	0.085										
	~10	0.074	0.091	0.107	0.124									
	~11	0.081	0.099	0.117	0.135	0.153	0.171							
	~12	0.086	0.105	0.124	0.143	0.162	0.181	0.209						
	~13	0.086	0.105	0.124	0.143	0.162	0.181	0.209	0.247					
	~14	0.081	0.099	0.117	0.135	0.153	0.171	0.198	0.234	0.27				
	~15	0.077	0.094	0.111	0.128	0.145	0.162	0.187	0.221	0.255	0.289			
	~16	0.072	0.088	0.104	0.12	0.136	0.152	0.176	0.208	0.24	0.272	0.304		
	~17	0.068	0.083	0.098	0.113	0.128	0.143	0.165	0.195	0.225	0.255	0.285	0.315	
	~18	0.063	0.077	0.091	0.105	0.119	0.133	0.154	0.182	0.21	0.238	0.266	0.294	
	~19	0.059	0.072	0.085	0.098	0.111	0.124	0.143	0.169	0.195	0.221	0.247	0.273	0.299
	~20	0.054	0.066	0.078	0.09	0.102	0.114	0.132	0.156	0.18	0.204	0.228	0.252	0.276
	~21	0.05	0.061	0.072	0.083	0.094	0.105	0.121	0.143	0.165	0.187	0.209	0.231	0.253
													unit:g	

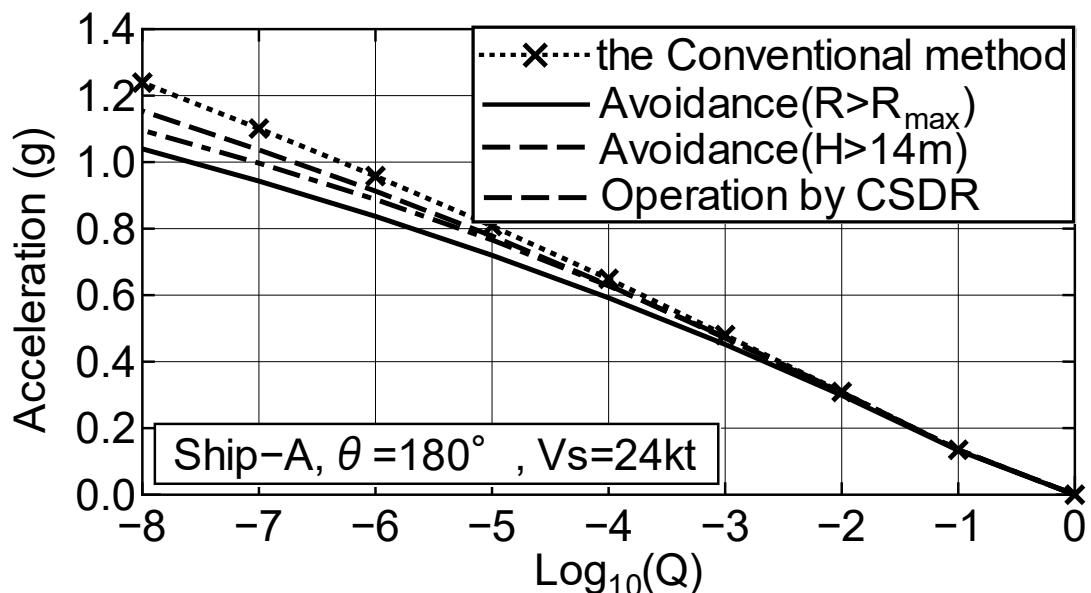


Fig.5-16 Exceeding probability estimated by sea conditions to be avoided that set by using critical standard deviation of response.

Fig.5-16 の実線と破線は本提案の(5-9)式 (応答ゼロモデル) による長期予測であり, 一点鎖線は内藤らの提案した(5-10)式 (限界標準偏差モデル) による長期予測である. 破線は, 比較のために有義波高 14m 以上を避航海象とした結果である. 破線が実線よりも大きいのは, 短期船体応答のピークが存在する有義波高 12~14m, 平均波周期 12~15 秒の階級区分が, 破線の予測では避航海象に含まれていない影響が大きいためである. また, 一点鎖線が実線よりも大きいのは, 限界標準偏差モデルは荒天海象を完全に回避するのではなく, 各海象において R_{max} を超えないように応答のレベルを下げて航行するためである.

以上の結果は, (5-12)式に示される解析的に検討した長期予測結果と合致し, 避航海象での短期船体応答をゼロとするモデルが荒天避航を考慮した長期予測の下限値を与えることが示された.

Ship-B の計算結果

一方、Ship-B の場合では R_{max} によって避航海象を設定すると、Table 5-7 のように、Ship-A に比べて避航海象が 5m～6m の有義波高の階級区分にまで拡大する。

Table 5-7 Standard deviations of vertical acceleration at F.P. of each class division of wave statistics table to set sea condition to be avoided (Ship-B, $\theta = 180^\circ$, Vs=24kt).

		Division of significant wave height (m)												
		~5.0	~6.0	~7.0	~8.0	~9.0	~10.0	~12.0	~14.0	~16.0	~18.0	~20.0	~22.0	~24.0
Division of mean wave period (sec)	~8	0.161	0.197											
	~9	0.178	0.217	0.257										
	~10	0.189	0.231	0.273	0.314									
	~11	0.183	0.224	0.265	0.306	0.347	0.387							
	~12	0.173	0.212	0.25	0.288	0.327	0.365	0.423						
	~13	0.161	0.196	0.232	0.268	0.303	0.339	0.393	0.464					
	~14	0.143	0.175	0.207	0.239	0.271	0.303	0.35	0.414	0.478				
	~15	0.131	0.16	0.19	0.219	0.248	0.277	0.321	0.379	0.437	0.496			
	~16	0.119	0.145	0.172	0.198	0.224	0.251	0.29	0.343	0.396	0.449	0.501		
	~17	0.107	0.131	0.155	0.179	0.203	0.227	0.262	0.31	0.358	0.405	0.453	0.501	
	~18	0.097	0.118	0.14	0.162	0.183	0.205	0.237	0.28	0.323	0.366	0.409	0.452	
	~19	0.087	0.106	0.126	0.145	0.164	0.183	0.212	0.251	0.29	0.328	0.367	0.405	0.444
	~20	0.08	0.097	0.115	0.133	0.15	0.168	0.195	0.23	0.265	0.301	0.336	0.372	0.407
	~21	0.073	0.089	0.105	0.121	0.137	0.153	0.178	0.21	0.242	0.275	0.307	0.339	0.372
														unit: g

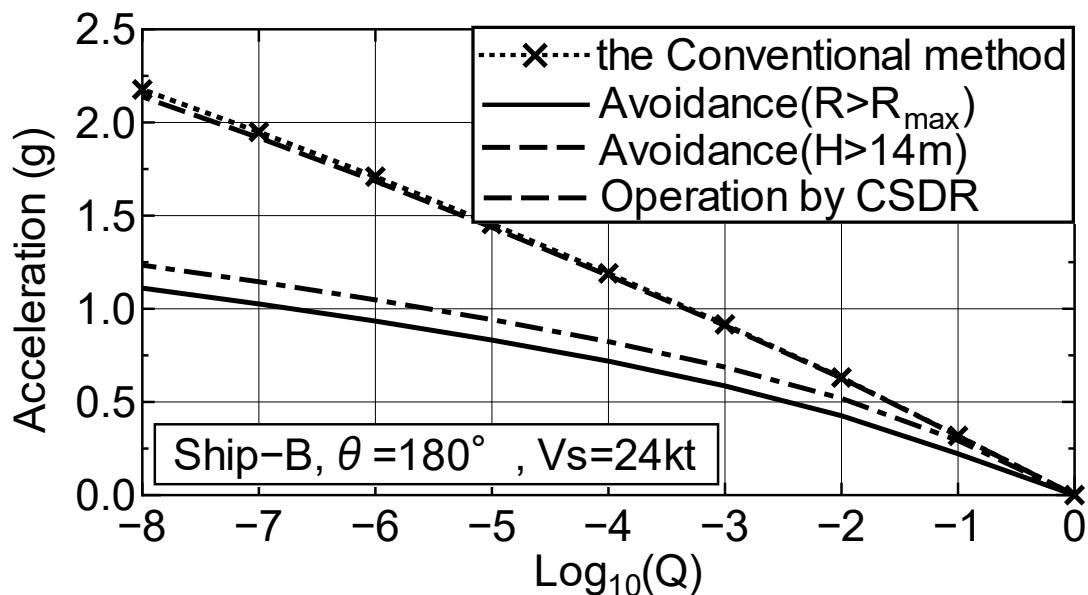


Fig.5-17 Exceeding probability estimated by sea conditions to be avoided that set by using critical standard deviation of response.

Fig.5-17 によると、船体短期応答（船首上下加速度）の標準偏差が運航限界標準偏差 0.215g を超える階級区分を避航海象に設定した長期予測結果 (Fig.5-17 の実線；応答ゼロモデル) は、有義波高 14m を超える区分域を避航海象とした場合の長期予測結果 (Fig.5-17 の破線；応答ゼロモデル) に比べて小さな値になっている。これは、長期予測に大きな影響を及ぼす船首上下加速度の短期応

答値のピークが平均波周期 8 秒～12 秒に存在することに起因している。限界標準偏差モデルによる結果 (Fig.5-17 の一点鎖線) は、船首上下加速度の標準偏差が R_{max} を超えた場合にはその超過確率 q_{cr} を 0.001 として計算する故に、 $q_{cr} = 0.0$ とする応答ゼロモデルによる長期予測結果に比べて少し大きい。

(c) ウェザールーティング時の波高制限に対応した海象を避航海象に設定した場合

以上の検討は大波高を避航したときの影響を検討するものであったため、実際の航行状況よりも大きな 14m を超える波高を避航海象に設定していた。また、 R_{max} による避航海象設定においては運航限界ギリギリの海象が避航海象に設定されるため、航行の実情とは異なっていると思われる。対象船の Ship-A はウェザールーティングを行い航路決定した船で、その時の波高制限が約 8m であった。そこで、ここでは 8m より大きな有義波高区分の全平均波周期区分を避航海象とした場合の計算を行った結果を述べる。

Fig.5-18 の破線は上述の階級区分を避航海象として応答ゼロモデルによって長期予測を行った結果で、実線の結果に比べ避航海象が大きく拡大 (頻度総数の 2.93%) したために船首上下加速度が大きく低減している。それは、避航しない従来の方法による結果に対して 0.62 倍の値である。また、有義波高が 8m を超える階級区分を避航海象とすると、Table 5-6 によれば $R \cong 0.16g$ を超えないように応答のレベルを下げる航行 (この場合は $r_{cr} \cong 0.6g$) していることになる。

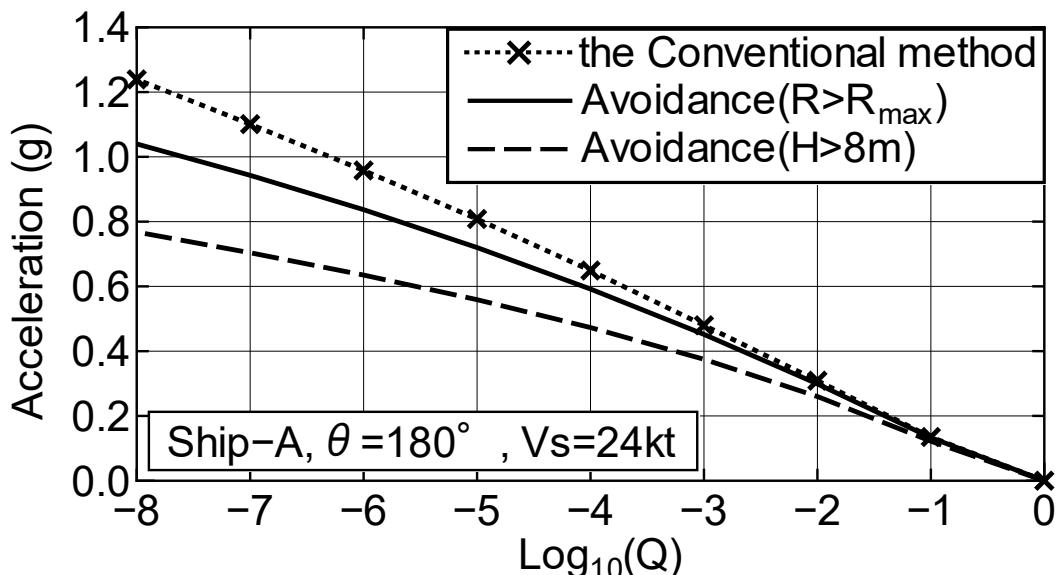


Fig.5-18 Exceeding probability estimated by sea conditions to be avoided that set by using a wave height limitation on the weather routing calculation.

このように事前にウェザールーティングを行い、適切に荒天を回避できるとすれば船体応答を大きく低減することができる。現在、就航船の航行実績が集積されつつあり、このように避航操船を行った船舶について多くの貴重な情報が入手できる。本章提案の応答ゼロモデルはその妥当性を検証しなければならないが、そのためにはそれら就航実績を用いた精度比較が必要と考える。

以下に、その概略手順を示す。

- ①就航実績データにより、対象船の航路情報と航行制限情報および船体応答値等を入手する。
- ②航路情報に対応した航路上の波浪発現頻度表をピックアップして集計する。
- ③航行制限情報に基づき、ピックアップ集計した波浪発現頻度表において避航海象を設定する。
- ④応答ゼロモデルにより長期予測を実行する。
- ⑤就航実績データの船体応答値の頻度解析を行い、累積頻度を求める。
- ⑥④と⑤の結果を比較検証する。

5.6 避航海象を運航限界の計算に応用した例

本節では、Ship-B を対象船として避航海象を考慮した長期予測法を応用した計算例を示す。短期応答のピーク波周期付近の応答値が長期予測結果に大きく影響を及ぼすことを考慮しながら、運航限界の波高や航行可能な船速を簡単な手順にて算出してみる。

運航限界波高よりも大きな波高区分域を回避して航行するならば、その区分域は避航海象となる。ここでは、船長は船舶の特性を熟知しており、船首上下加速度の短期応答がピークとなる平均波周期付近の海象に遭遇する時が船舶にとって最も危険な状態であると考えて、その海象状況においてのみ回避行動を取るものと仮定する。5.4.2 節に述べたが、長期予測には船体応答がピークとなる平均波周期周辺の大波高の発現確率の影響が大きく、上記の避航海象設定の仮定は長期予測の特性を踏まえた運航限界の推定という観点に合致する。

短期応答のピーク付近の平均波周期の有義波高区分のみを避航海象 (Ship-B は平均波周期 8~11 秒) としながら、船首上下加速度が運航限界値として設定した $0.8g$ ($Q=10^{-3}$ において) を超えない状況を調べてみる。

Fig.5-19 は Ship-B の運航限界を求めるために避航海象を設定する方法を、長期波浪発現頻度表を用いて示した模式図である。まずは、船体応答が長期予測に大きな影響を及ぼす平均波周期が 8 秒~11 秒の区分の有義波高区分のみを避航海象と決める。そのように設定した避航海象が図中のハッチング部分で、この図では 8m よりも大きな有義波高区分が避航海象である。このハッチング部分を小さな有義波高区分の方に拡大 (ハッチングを図の上方に拡大)，すなわち(5-4)式の H_{lim} を小さくしながら、この避航海象をパラメータとして長期予測を行うことで運航限界の有義波高と航行可能な船速を求める。

Significant wave height (m)	Mean wave period (sec.)				
	~8	~9	~10	~11	~12
~1	4.03	2.10	0.99	0.21	0.14
~2	79.77	41.40	19.96	9.99	0.18
~3	108.86	108.02			0.77
~4	57.77	114.74			0.91
~5	24.20	64.76	36.45	9.26	1.93
~6	6.32	26.31	22.46	6.05	1.07
~7	5.34	15.53	16.80	6.23	1.29
~8	2.47	6.86	10.94	3.80	0.84
~9	2.67				1.33
~10	1.61				1.79
~11	0.00				0.16
:	:				:
:	:				:

Fig.5-19 Pattern diagram that show setting method of sea conditions to be avoided.

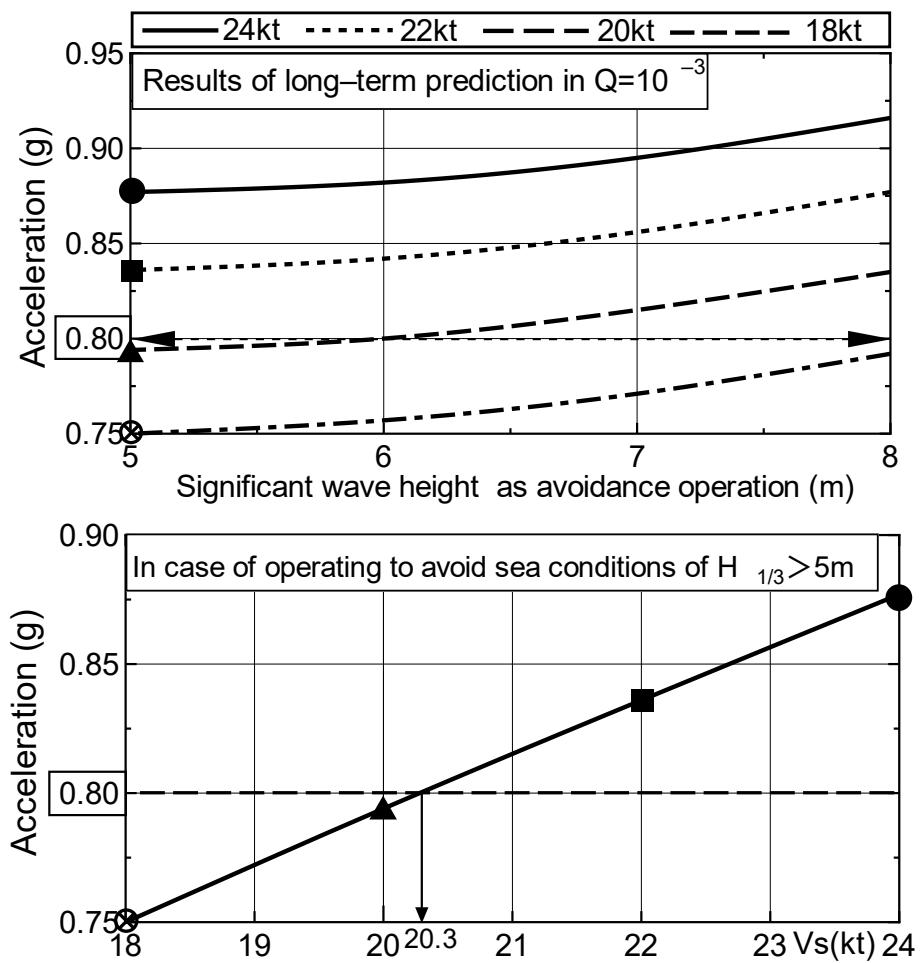


Fig.5-20 Relationship of acceleration and significant wave height and ship speed to operation criteria of Ship-B.

Fig.5-20 は、上述のごとく避航海象の有義波高区分の範囲を変えながら運航限界波高と船速を求めた例 (Ship-B, 向波) である。その上図によると、航海速力の 24kt では避航海象の範囲を 5m に

まで拡大しても船首上下加速度は運航限界値の $0.8g$ を上回っており、依然として航行できない。この船舶が航行を続けるためには、船長が減速の判断をしなければならないことがわかる。この場合は、安全に航行するためには船長判断にて 20kt (図中の破線) まで減速しなければならない。

Fig.5-20 の下図は、Fig.5-20 上図の結果中の 5m より大きな有義波高を避航海象とした長期予測結果を、船速ベースにプロットしたものである。この図によると、有義波高が 5m の海象中では船速を 20.3kt に減速 (図中の矢印) すると、船首上下加速度が運航限界値の $0.8g$ を下回り航行が可能となる。

短期応答がピークとなる波周期付近を避航海象に設定して長期予測を行うことで、その結果を用いて簡単に運航限界の波高や船速を求めることができることを示した。荒天避航を考慮した長期予測法は、設計時の耐航性能の検討に有効な手段と考える。

5.7 船速低下を考慮した長期予測法

前節までに述べた長期予測法は、荒天を避航する場合の予測法であった。荒天避航を考慮した長期予測法は、想定した激しい海象の階級区分[有義波高・平均波周期]を避航する。しかし、他の階級区分の海象では、航海速力を維持して一定船速で航行するとした船体応答の長期予測法によって計算する。

波浪中を航行する船舶では、海象の程度および主機モードに応じた船速低下²⁹⁾ (自然減速; Nominal Speed Loss) が生じる。こうして船速の変化に伴って船体短期応答も変化するが、船速一定とした長期予測法では海象毎の船速変化の影響を考慮できない。ここでは、遭遇する海象に応じて生じる船速低下を考慮した船体応答の長期予測法について述べる。

5.7.1 船速低下を考慮した長期予測の計算手順

長期予測に船速低下の影響を考慮するために、従来から行われている短期予測～長期予測の流れの中に、Fig.5-21 の太い実線の流れを新たに組み入れることを提案する。計算手順の概略は、以下のとおりである。

- ① 長期予測を行うために必要な長期波浪発現頻度表の階級区分毎の海象[有義波高・平均波周期]に対して、船速低下を計算する。これは、波浪発現頻度表のすべての海象組み合わせに対して船速低下を求めておくことである。計算に際しては、船速低下を計算する有義波高・平均波周期は長期予測に用いる波浪発現頻度表の階級区分に一致させておく。
- ② 各海象において算出された船速低下を考慮した船速 V_{nsl} [有義波高, 平均波周期, 出会い角]を求めて、その V_{nsl} 每の短期応答を求める。これは、あらかじめ多くの船速で計算しておいた短期応答を用いて、ある船速 V_{nsl} における短期応答値を補間法にて求めることである。
- ③ 船速低下の計算は、風波時とうねり時に分けて行う。なお、風波における船速低下計算には相対風速による影響成分を考慮するが、その風向は波と同じ方向とする。また、うねりにおける船速低下計算は風無し条件にて計算し、自船の船速相当の風圧抵抗のみを考慮する。
- ④ ③のとおり風波による船速低下計算には、風圧抵抗を計算するための真風速が必要である。

その風速は、Pierson—Moskowitz型波スペクトラムにおける風速と有義波高の関係^{25),26)}の $H_{1/3}=0.021348U^2$ で逆算した値を与えることとする。このように、この有義波高と風速の関係式によって風速を逆算する利点は、種々の長期波浪発現頻度表の有義波高の階級区分の値に自動的に対応できることである。

⑤ ②～④で求めた船速低下を考慮して求めた船体短期応答を用いて、長期予測を行う。

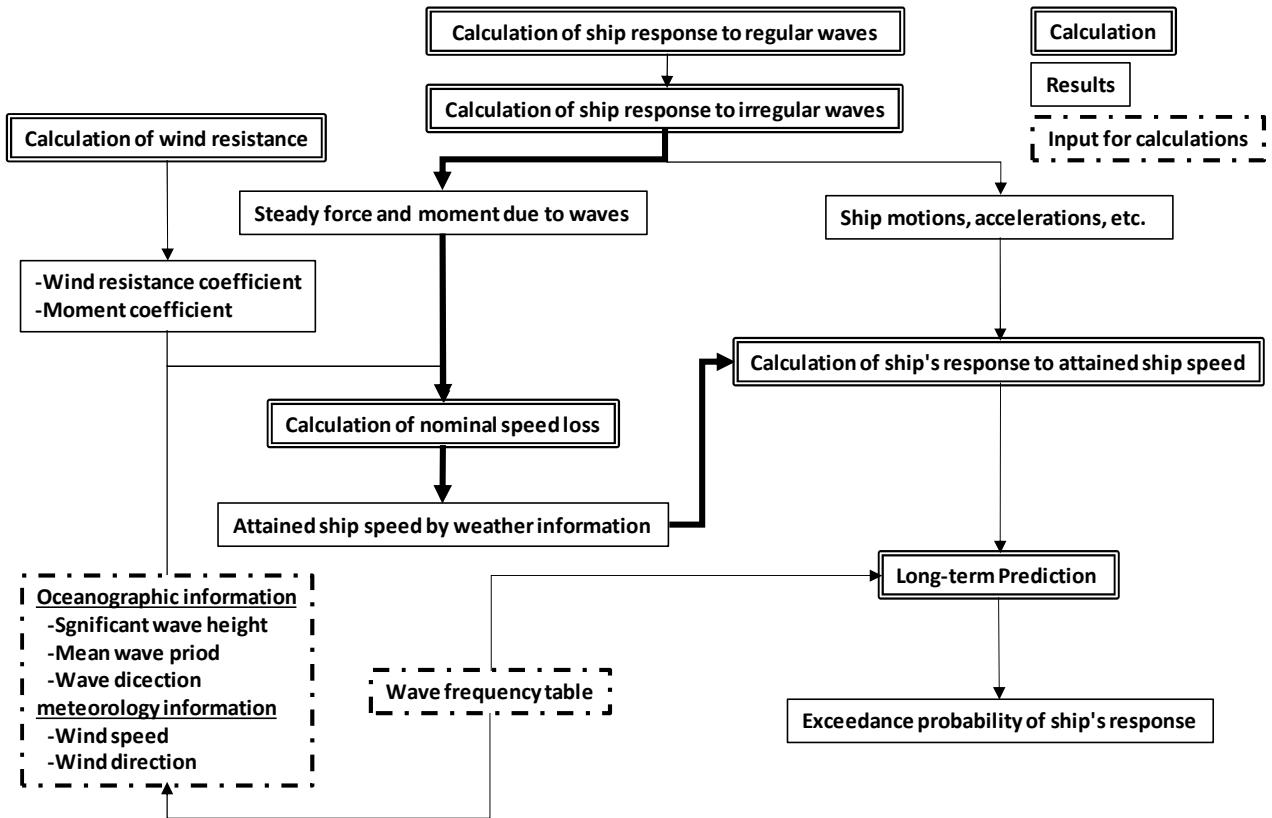


Fig.5-21 A calculation flow of long-term prediction which considered nominal speed loss.

5.7.2 試計算例

以下、試計算結果について示す。対象船、計算対象の船体応答および計算条件は、以下に示すとおりである。

- ・対象船：SR108 コンテナ船（平水中における船速 V_s : 20.2kt）
- ・対象の船体応答：船首上下加速度（Fig.5-22 参照）
- ・波浪発現頻度表：北大西洋(Walden の冬季データ, Table 5-8 参照)
- ・計算条件：

- －船速 4kt～22.2kt (10 ケース)
- －出会い角 0°(追い波)～180°(向波) (30°刻み)
- －有義波高と平均波周期は、Walden の波浪発現頻度表の階級区分による。
- －風圧抵抗係数は、藤原の方法⁷⁰⁾にて計算した値を用いる。
- －海象：風波

Fig.5-22 は、3 ケースの船速における船首上下加速度の有義値（風波中計算）を計算した結果である。この図によれば、船速低下が生じて低速になると船首上下加速度応答値は小さくなる。また、

Fig.5-23 は不規則波中における平均抵抗増加（風波中計算）を計算した結果である。この図によると、平均波周期が 8~10 秒の船速低下が大きくなると予想される。

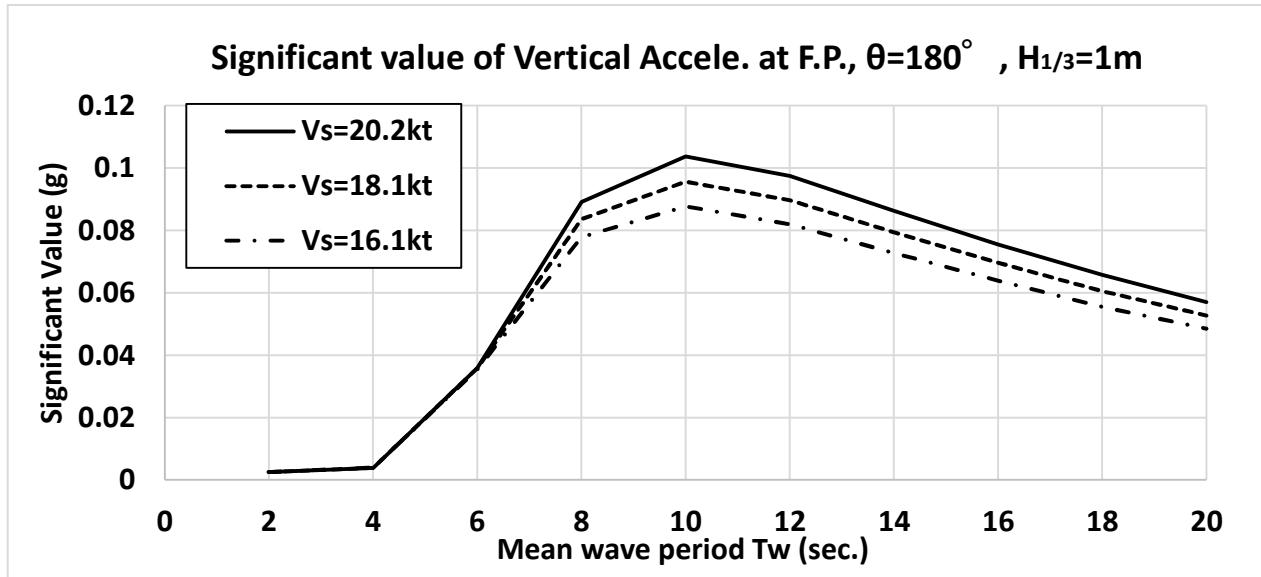


Fig.5-22 Significant values of vertical acceleration at F.P. in wind-generated waves in case of three ship speeds.

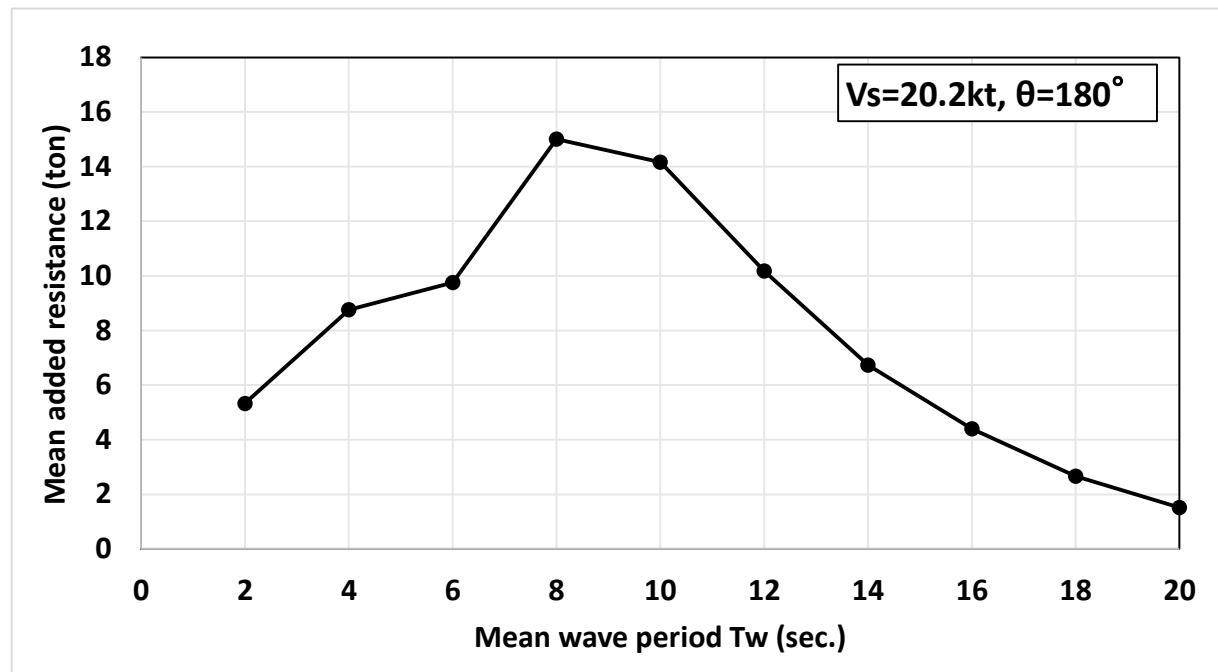


Fig.5-23 The mean added resistance which navigated by 20.2kt in wind-generated irregular head waves.

Table 5-8 は本計算に用いる Walden がまとめた北大西洋の冬季の波浪発現頻度表²⁰⁾で、表中のハッチングで示した平均波周期[6~8 秒]の区分の波浪発現頻度数が最も多い。また、Table 5-9 および Fig.5-24 は、船速低下を考慮した長期予測を行うにあたっての入力データとなる船速低下の計算結果を示すものである。Table 5-9 は、Walden の波浪発現頻度表の平均波周期・有義波高の階級区分毎の気象・海象に対する船速低下を計算した結果である。また、Fig.5-24 は Table 5-8 のハッチングで示した 3 つの波高区分における船速を抽出してグラフ化した結果である。これらは、向波中において船速低下した後の船速を示している。この図により対象船は平均波周期 8 秒（図中の矢印）の

時の船速低下が大きいことがわかるが、これは Fig.5-23 の結果に合致し妥当である。

Table 5-8 Wave Frequency of North Atlantic Ocean by Walden (in winter).

Wave Height (m)	Wave Period (sec.)								sum
	4	6	8	10	12	14	16	18	
0.25	6.00	4.03	2.10	0.99	0.21	0.14	0.00	0.18	13.65
1.25	29.50	79.77	41.40	13.06	2.63	0.18	0.09	0.21	166.84
2.25	16.84	108.86	108.02	37.87	5.36	0.77	0.05	0.52	278.29
3.25	3.30	57.77	114.74	45.03	7.50	0.91	0.13	0.34	229.72
4.25	0.79	24.20	64.76	36.45	9.26	1.93	0.18	0.23	137.80
5.25	0.21	6.32	26.31	22.46	6.05	1.07	0.18	0.04	62.64
6.25	0.11	5.34	15.53	16.80	6.23	1.29	0.05	0.07	45.42
7.25	0.07	2.47	6.86	10.94	3.80	0.84	0.09	0.04	25.11
8.25	0.02	2.67	4.35	7.86	4.12	1.33	0.02	0.04	20.41
9.25	0.00	1.61	2.44	5.34	3.78	1.79	0.61	0.14	15.71
10.25	0.00	0.00	0.20	0.23	0.36	0.16	0.09	0.00	1.04
11.25	0.00	0.02	0.13	0.07	0.43	0.18	0.00	0.00	0.83
12.25	0.00	0.11	0.00	0.39	0.57	0.29	0.00	0.00	1.36
13.25	0.00	0.07	0.00	0.23	0.18	0.04	0.04	0.04	0.60
14.25	0.00	0.07	0.00	0.05	0.16	0.11	0.04	0.05	0.48
15.25	0.00	0.00	0.00	0.05	0.00	0.00	0.00	0.05	0.10
16.25	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00
sum	56.84	293.31	386.84	197.82	50.64	11.03	1.57	1.95	1000.00

Table 5-9 The attainable ship speed which navigated by 20.2kt in wind-generated irregular head waves.

H _{1/3} (m)	Mean wave period Tw(sec.)							
	4	6	8	10	12	14	16	18
0.25	20.0	20.0	20.0	20.0	20.0	20.0	20.0	20.0
1.25	19.9	19.9	19.8	19.8	19.9	19.9	19.9	19.9
2.25	19.7	19.7	19.6	19.6	19.7	19.7	19.8	19.8
3.25	19.4	19.4	19.2	19.2	19.4	19.5	19.6	19.7
4.25	19.1	19.0	18.6	18.7	19.0	19.3	19.4	19.6
5.25	18.7	18.5	18.0	18.1	18.6	19.0	19.2	19.4
6.25	18.2	18.0	17.2	17.4	18.1	18.6	19.0	19.3
7.25	17.6	17.3	16.3	16.6	17.5	18.2	18.7	19.1
8.25	16.9	16.5	15.2	15.8	16.9	17.8	18.4	18.9
9.25	16.1	15.6	14.1	14.9	16.2	17.3	18.1	18.6
10.25	15.2	14.5	12.8	13.9	15.5	16.8	17.7	18.4
11.25	14.2	13.2	11.2	12.8	14.7	16.2	17.3	18.1
12.25	12.9	11.4	9.1	11.6	13.9	15.7	16.9	17.9
13.25	10.6	8.0	7.2	10.2	13.1	15.1	16.5	17.6
14.25	0.0	5.6	6.2	8.7	12.2	14.5	16.0	17.3
15.25	0.0	0.0	0.0	7.4	11.3	13.8	15.6	17.0
16.25	0.0	0.0	0.0	6.5	10.3	13.2	15.1	16.7

長期予測を行うにあたっては、あらかじめ Table 5-8 に示す気象・海象別の船速 V_{ns1} における船体応答値（本節の対象の船体応答は Fig.5-22 に示した船首上下加速度）を求めておかなければならぬ。本手法では、広い範囲の船速で計算された気象・海象別の短期応答値を用いて、補間法により船速が変化したときの船体短期応答値を求めている。

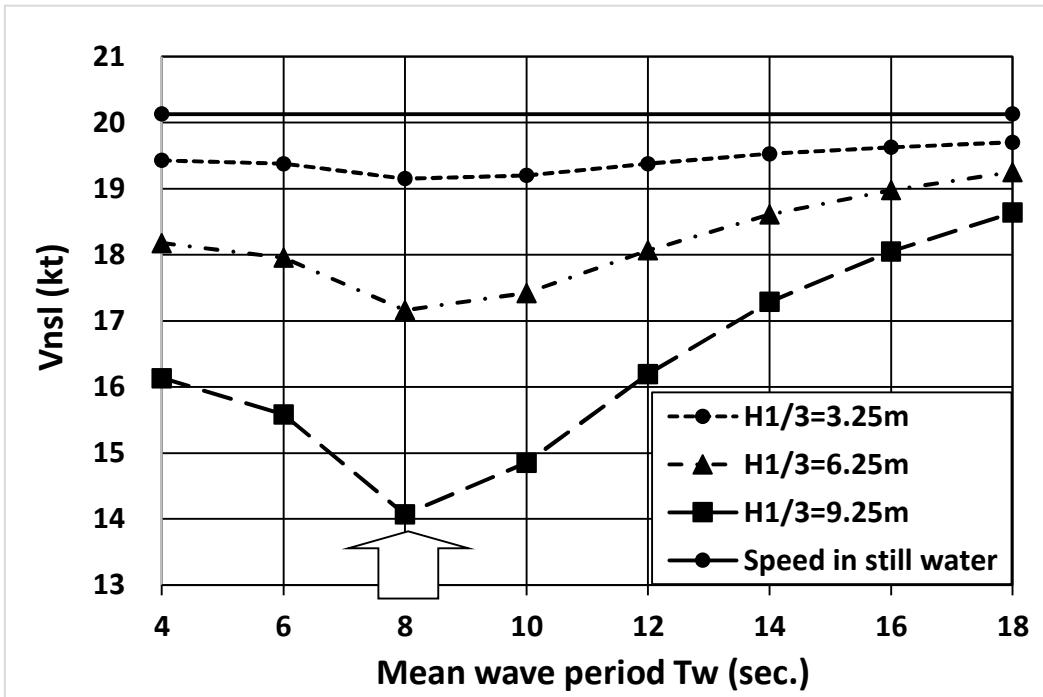


Fig.5-24 Ship speed in the three significant wave height divisions shown by hatching in Table 5-9 (in wind-generated irregular waves, $\theta = 180^\circ$).

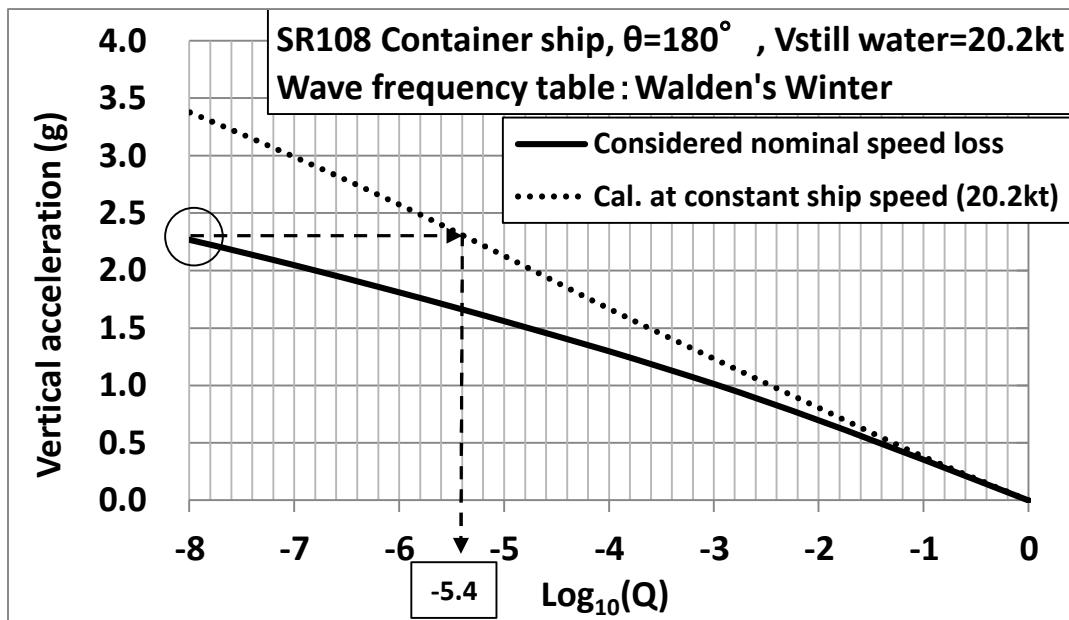


Fig.5-25 Comparison between the long-term prediction considering nominal speed loss and the conventional method which assume navigating at a constant ship speed (in wind-generated irregular waves, $\theta = 180^\circ$).

Fig.5-25 は、上述のように計算された船体短期応答値（船首上下加速度）を用いて長期予測を行った結果を示す。併せて、従来の手法を用いて一定船速にて航行した場合の長期予測値を示す。Fig.5-25 によると、実線で示した船速低下を考慮して計算した場合の長期超過確率が 10^{-8} (20 年に 1 回発生する) となる船首上下加速度値は 2.3g (図中の丸印) であるが、その値は一定船速での航行を想定した従来法 (図中の点線) においては破線矢印で示したように $10^{-5.4}$ という超過確率にな

る。この超過確率は、約1ヶ月に1回発生する値である。すなわち、大波高においても航海速力を維持したまま航行するとした従来の長期予測法による結果は過大な値となっている。

5.8 まとめ

本章では、長期予測の精度向上のため、まず長期予測計算に用いる各機関より公表されている波浪発現頻度表の特性を検討した。それらの波浪発現頻度表を用いて長期予測を行い、その結果の違いについて比較した。また、波浪発現頻度表に混入する誤差によって長期予測にどの程度の影響を及ぼすかを試算した。以上の検討から、波浪発現頻度表の大波高区分域の小さな発現確率が長期予測に大きく影響することが確認できた。

近年はウェザーリーティング技術を積極的に活用することによって、船舶は厳しい海象に遭遇する前に可能な限り回避行動を取ることができるため、大波高に遭遇することは少なくなった。よって、長期予測が実際の運航状況を模擬したものであるためには荒天時の船舶の回避行動をモデル化しなければならないと考え、現状の長期予測手法に荒天避航を考慮する一方法を提案した。提案した手法と従来の方法とを対比させることでその違いを明示するとともに、試計算によってそれらを比較検証した。また、提案した長期予測を用いて運航限界推定の一例を示した。

さらに、船舶が波浪中を航行すると船速低下が生じるため、海象の変化に伴う船速変化により船体応答の大きさも変化する。船速および規則波中船体応答関数を一定とした現状の長期予測では、船速の違いによる規則波中船体応答関数の変化を考慮できない。そこで、海象毎の船速低下を考慮した船速 V_{nsl} に対応した規則波中船体応答関数を用いる長期予測法の手順を考え試算例を示した。

本章の検討から得られた結論は、以下のとおりである。

- 1) 船舶は厳しい海象を避航すると考え、避航海象に該当する階級区分の船体短期応答の超過確率をゼロとして長期予測を行うことを提案した。この方法（応答ゼロモデル）によれば、大波高中での複雑な船舶挙動の要因である避航操船を、避航海象設定の問題に集約して考えることが可能である。提案の長期予測法は、その他の荒天避航を考慮した長期予測法のなかで最下限の予測値を与える。
- 2) 短期応答のピーク周期付近の応答値が長期予測へ大きく影響することを利用すれば、簡便な手順で運航限界の有義波高や船速が求められることを示した。
- 3) 波浪発現頻度表の大波高の頻度数の相違や船体短期応答がピークとなる平均波周期区分の大波高の発現確率が、長期予測に大きな影響を及ぼす。このことから、最新の波浪推算データの蓄積を進めつつ理論的に波浪発現確率を推定する手法を用いて発現確率を詳細に分析することが、大波高区分の発現確率の信頼度向上には必要である。
- 4) 大波高階級区分域になるほど船速が低下するが、船速が小さくなれば通常において規則波中船体応答は小さくなる。そのような波浪中での挙動を模擬するため、海象毎の船速低下を考慮した長期予測法を提案した。海象毎に異なる規則波中応答関数を用いる提案の長期予測法の推定結果は、如何なる海象でも一定船速で航行すると仮定した従来の方法に比べて小さな値となる。換言すれば、従来の方法は船体応答を過大に推定しているため、構造設計にとっては

安全側の値を与えるものの、その結果を用いて設計した船舶が過剰品質に陥らないように注意すべきである。

- 5) 近年、ウェザーラーティングによって荒天を回避して航行する船舶の就航実績が集積されつつあり、その情報を用いれば応答ゼロモデルの精度検証が可能で、その比較の手順を示した。
- 6) 船舶を長期に運用した時の構造安全性を検討するための長期予測は、最も過酷な条件にて推定されるべきである。そのような観点から考えると、第4章の検討によって得た両波併存海域における短期応答分散値のばらつきの最大値を用いて長期予測を行い、従来の方法による結果に対する違いを数値的に明確にしておくべきと考える。

第6章 不規則波中計測における計測時間長の検討

6.1 はじめに

波浪解析を含めた耐航性能の推定精度向上にとって、水槽模型実験や実海域実船実験による検証は不可欠である。実海域における船舶性能推定結果は、不規則波中計測によって検証しなければならない。しかし、規則波中実験に比べて①十分な定常状態を確保可能な計測時間長、②解析結果を平均化するために十分な計測回数、が必要という点において注意と時間を要する不規則波中実験から正確な情報を抽出することは容易ではない。

水槽模型実験用に波スペクトラムを用いて生成した不規則波時系列データは一つのサンプルで、その不規則波浪中を航走させて得た結果は一つの解にしかすぎない⁷¹⁾。不規則造波の位相列を変えると、同じ有義波高・平均波周期の不規則波を無数に生成できるからである。また、水槽模型実験は水槽長や模型船の寸法によって計測時間が制限されることも、不規則波中実験から正確な情報を抽出することを難しくする要因である。一方、速力試運転計測データを波浪影響修正⁷²⁾する場合、波浪や船体運動を並行して計測する。また、最近では実船の性能分析を目的として実船にモニタリングシステムを搭載して就航後に自動計測^{6),73),74)}を行うことが一般化されつつある。このように実海域における実船計測の重要性は増しているが、その計測精度について十分に議論を尽くすことなく実施されているのが現状である。

高精度なセンサー・収録装置を用いて計測することが精度確保にとって必須ではあるが、その前に「どの程度の時間長の計測を行えば、正確な情報が得られるのだろうか?」という疑問に直面する。計測精度に関する研究として、平水中性能に不確かさ解析を応用した例^{75),76)}や有限時間で計測を終えることによって生じる問題の検討例²⁸⁾がある。本稿では、後者の課題に着目する。

計測時間長を大きくすることができれば波浪や船体応答の分散値は真値に収斂し、その時に分散値の分散はゼロに漸近する。したがって、想定した計測精度に対する妥当な計測時間長を検討する上で、分散値の分散は重要な統計量である。内藤・木原²⁸⁾は、有限時間で計測された諸量の分散値・平均値の精度が計測時間長とどのような関係にあるかについて、不規則波時系列の自己相関関数を用いて検討した。「不規則時系列 $x(t)$ と τ 時間隔たった $x(t+\tau)$ との積の時間平均値」と定義される自己相関関数はスペクトラムをフーリエ変換することによっても求めることができる (Wiener-Khintchine の定理) ため、不規則時系列データとスペクトラムを結びつける重要な関数である。松村ら⁵²⁾は、試運転計測の波浪データ解析に自己相関関数を用いた例を示した。また、 $\tau=0$ における自己相関関数は不規則時系列の分散値で、これは不規則現象を評価するための指標として重要な値である。同一海象状態で得られた大量の不規則時系列データを解析することで、海象状態における分散値の特性が把握できる。その結果を用いれば耐航性能の推定や評価が可能であるが、与えられたスペクトラムから導出される自己相関関数を用いれば、不規則時系列データ処理が不要となり簡便である。

本章では不規則波中における計測精度の問題の検討に焦点を絞り、①複数の不規則波時系列から得た分散値分布を用いた分散値のばらつきと計測時間長の関係の分析、②自己相関関数を用い

た計測誤差と計測時間長の関係の分析, を行うことを目的とする. これらの分析を通じて, 自己相関関数が不規則変動の検討に有用なことを示す.

6.2 自己相関関数と不規則時系列と波スペクトラム

6.2.1 定常ランダム過程の自己相関関数

定常ランダム過程の自己相関関数 $R(\tau)$ は, 次式によって与えられる.

$$R(\tau) = \lim_{T \rightarrow \infty} \frac{1}{2T} \int_{-T}^T x(t)x(t+\tau)dt \quad (6-1)$$

ここで, T : 計測時間, である.

また, $R(\tau)$ はスペクトラム $S(\omega)$ とフーリエ双対を成す. すなわち, 次式である.

$$R(\tau) = \int_{-\infty}^{\infty} S(\omega) e^{i\omega\tau} d\omega, S(\omega) = \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{\infty} R(\tau) e^{-i\omega\tau} d\tau \quad (6-2)$$

ここで, ω : 円周波数, $R(0)$: 分散値, である.

(6-1)式および(6-2)式によれば $R(\tau)$ は不規則時系列 $x(t)$ とスペクトラム $S(\omega)$ を結びつける関数と言えるが, さらに(6-2)式を離散化すると次式を得る.

$$R(\tau) = \sum_{i=1}^n S(\omega_i) \Delta\omega \cos(\omega_i \tau) \quad (6-3)$$

(6-2)式および(6-3)式において重要なことは, 不規則時系列に対応した $S(\omega)$ が与えられれば, 簡単な計算によって $R(\tau)$ が推定できることである.

Fig.6-1 は, 平均波周期 8 秒の ISSC²⁰⁾ と JONSWAP スペクトラム²⁶⁾ およびそれぞれの波スペクトラムを用いて生成した不規則波時系列例 (有義波高 3m, 平均波周期 8 秒) を示す. Fig.6-2 は, これら波スペクトラムを(6-3)式に代入して求めた自己相関関数 (実線; 図中の破線は実線のピークを通る漸近線) である. Fig.6-2 によれば, ISSC よりも狭帯域スペクトラムの JONSWAP スペクトラムによる自己相関関数は ISSC のものよりも減衰が小さい. JONSWAP スペクトラムはうねりを表現するためにしばしば用いられるが, うねりはある時間に生じた影響が長時間残る現象である. Fig.6-2 の結果は, うねりが遠方で生じた波の長周期成分が減衰せずにある地点に到来する事実と合致する. このように不規則波時系列からだけでは読み取れない情報が得られる故, 自己相関関数は不規則変動を分析する上で重要な関数である.

以後, ISSC スペクトラムを風波対応, JONSWAP スペクトラムをうねり対応の波スペクトラムとして述べる.

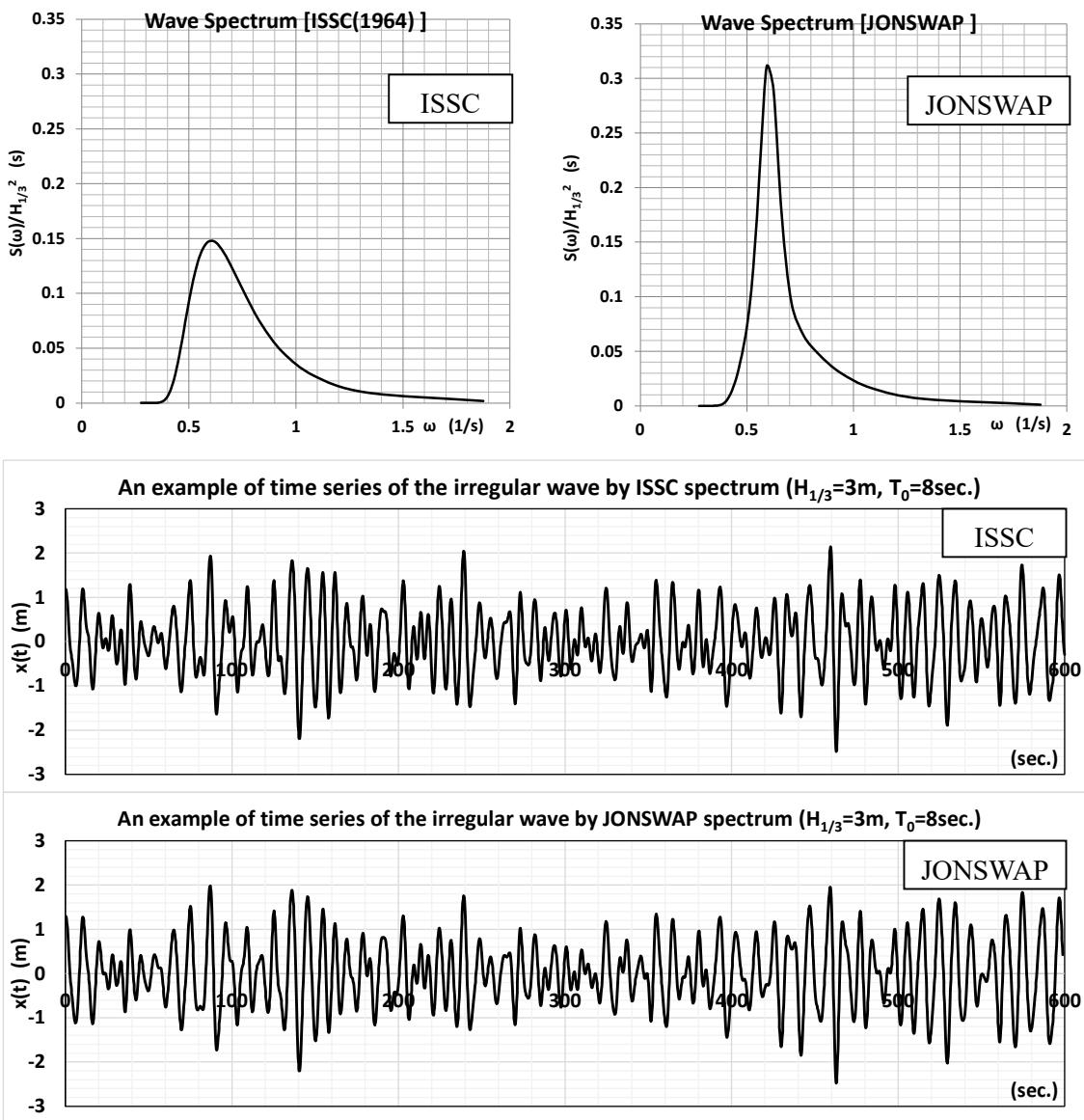


Fig.6-1 Wave spectra and time series of irregular waves.

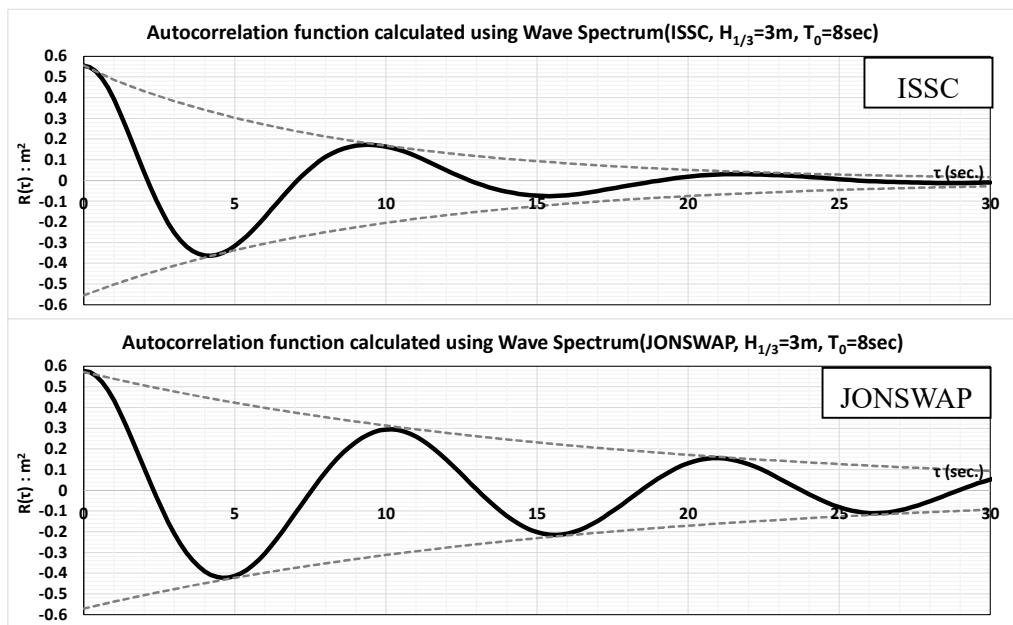


Fig.6-2 Autocorrelation function of an irregular wave.

6.2.2 自己相関関数計算に対する波スペクトラムの周波数範囲・周波数刻み幅・積分項数の影響

前節のとおり, $R(\tau)$ は不規則時系列から計算できるが, (6-3)式を用いて波スペクトラムからも計算できる. (6-3)式を用いて簡単に計算するためには, できるだけ少ない項数の n での積算が望ましい. 本節では, 波スペクトラムの周波数範囲・周波数刻み幅・積分項数が自己相関関数の計算にどの程度の影響を及ぼすかを検討する.

Table 6-1 Calculation results of the autocorrelation function with different integration ranges, division frequencies, and number of integration terms in the wave spectrum.

Case NO.	Integration range	Division frequency ($\Delta\omega$)	Number of integration term (n)	$R(0)$	Theoretical value of variance	Value of $R(0)$ divided by Theoretical value (%)
1	0.385~1.895	0.01	152	0.5550	0.5625	98.7
2	0.405~1.005	0.1	7	0.4726		84.0
3	0.405~1.305	0.1	10	0.5270		93.7
4	0.405~1.505	0.1	12	0.5407		96.1
5	0.405~1.805	0.1	15	0.5500		97.8
6	0.3~1.9	0.1	17	0.5552		98.7
7	0.4~1.5	0.05	23	0.5428		96.5

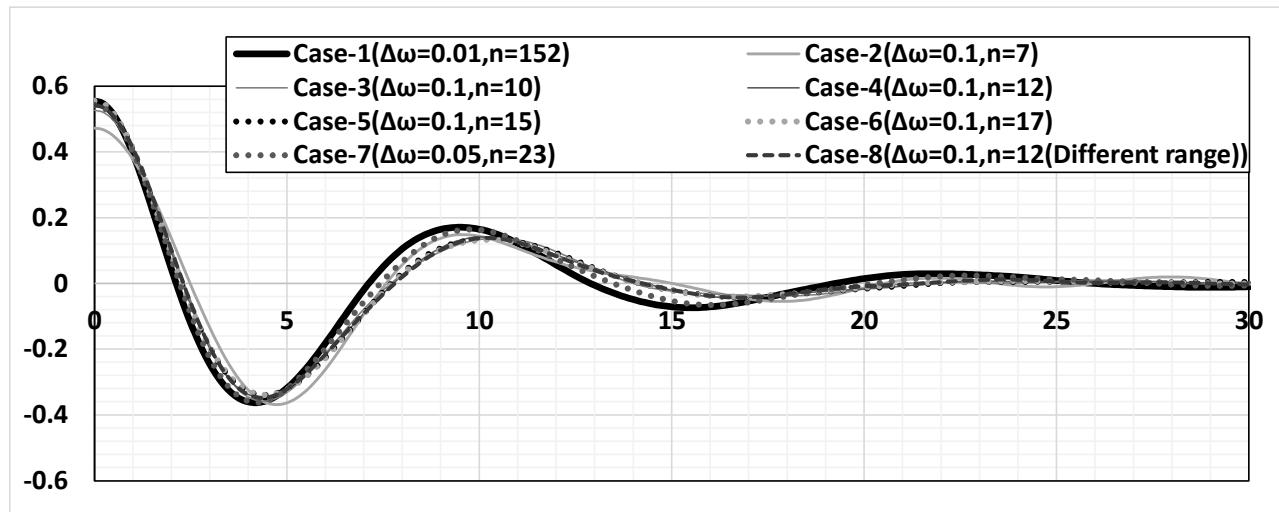


Fig.6-3 Effect of frequency range, division frequency, and number of integral terms of wave spectrum on time series of autocorrelation function.

Table 6-1 のケース NO.1 は, 波スペクトラムの関係式で求めた $R(\tau)$ が不規則波時系列から求めた $R(\tau)$ とできる限り一致するように計算条件の [周波数範囲・周波数刻み幅・積分項数]を与えた場合である.

Table 6-1 によれば, 不規則波の分散値 $R(0)$ を確認すると, ケース 1 に比べて $\Delta\omega$ は大きいが ω の積分範囲が略同じであるケース 6 の $R(0)$ は同じである. ω の範囲を狭めると, $R(0)$ が理論分散値(以後, 真値と称す)から乖離するので, 積分範囲は広い方が良い. なお, 真値との誤差として 10%

程度を許容すれば、ケース3～ケース7でも良い。一方、各ケースの $R(\tau)$ の時系列を確認・比較したもののが Fig.6-3 である。ケース1（太実線）が ω の範囲・ $\Delta\omega$ ・積分項数とも他のケースよりも厳しい値を用いているため、以後の比較の基準とする。また、Fig.6-3 では各ケースの時系列の詳細がわからにくいため、個別にケース1との比較を行う。

Fig.6-4(1) および Fig.6-4(2) によれば、ケース7は ω の積分範囲は 0.4～1.5 と少し狭いが、 $\Delta\omega$ がケース2～6に比べて小さくケース1の時系列に近い。ケース1は $n=152$ と細分割したがケース7は $n=23$ と少ない。なお、 $R(0)$ 値は ω の積分範囲を絞り込んだ影響により真値との比が 96.5% と少し小さくなつた。

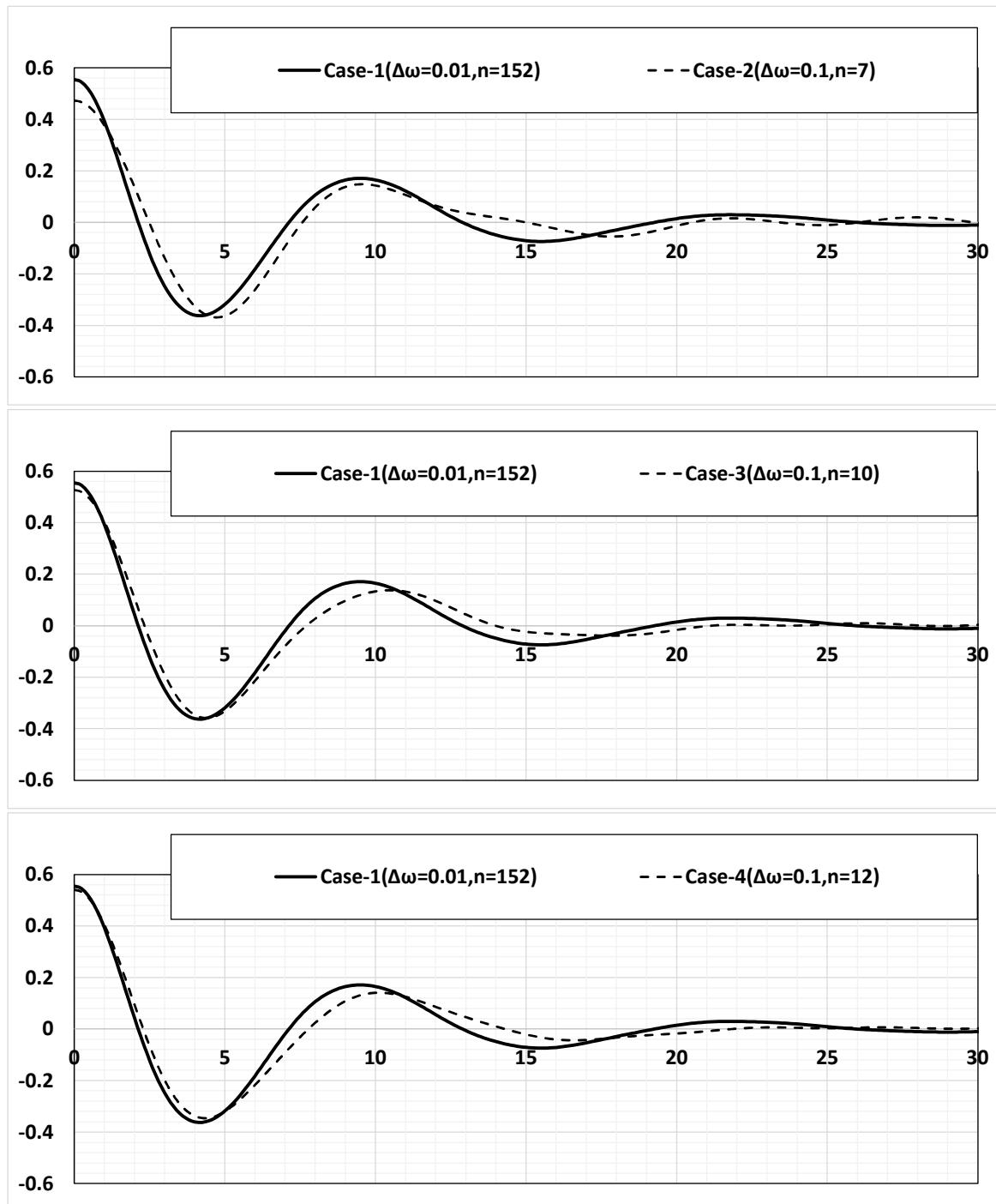


Fig.6-4 (1) Comparison between Case-1 and other cases.

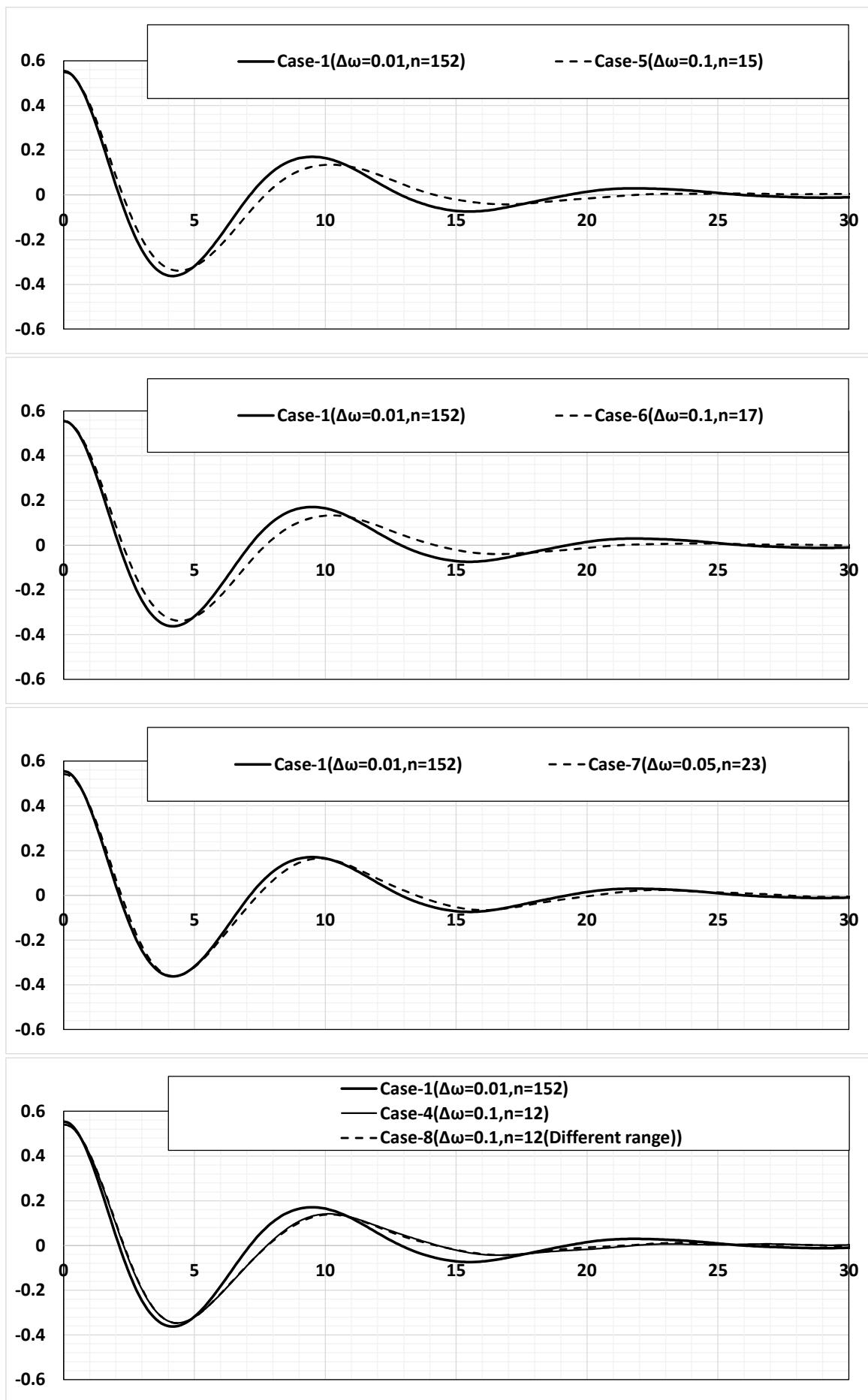


Fig.6-4 (2) Comparison between Case-1 and other cases.

以上の考察によれば、自己相関関数の時系列には多少のズレがあるものの、 $R(0)$ 値と最初のピーカーの一一致度および積分項数の少なさを重視すれば、Table 6-1 に太黒線枠で示したケース 5 程度の処理が簡便である。

6.3 計測時間長と計測誤差の関係

6.3.1 シミュレーションによるデータのばらつき検討

水槽における不規則波中模型実験や実海域での実船計測では、どの程度の計測時間を確保すれば真値に近い結果が得られるかを考えなければならない。6.1 節に述べたとおり、不規則変動を評価する指標に分散値がある。例えば、不規則波時系列の極大値が Rayleigh 分布するという仮定の下であるが、次式のように有義波高 $H_{1/3}$ は波の分散値 σ^2 の平方根（標準偏差）の 4 倍の値として推定²⁰⁾できる。

$$H_{1/3} = 4\sqrt{\sigma^2} \quad (6-4)$$

また、船体運動が小さい短波長中抵抗増加は波高の二乗に略比例するため波の分散値に比例する値である。この事実は、船舶の大型化に伴って相対的に短波長海象に遭遇する頻度が増すために重要である。すなわち、計測時間や試験設備に制約がある中において精度の良い分散値を取得しなければならない。

以下、本章では論点を明確にするために、定点において波浪計測を行う場合を想定して述べる。

(1) 分散値の確率分布

定常確率過程の $x(t)$ から T 時間だけ切り出した標本 $x_T(t)$ の分散値 σ_{xT}^2 は、次式で計算できる。

$$\sigma_{xT}^2 = \frac{1}{T} \int_0^T [x_T(t) - \mu_{xT}]^2 dt \quad (6-5)$$

ここで、 μ_{xT} は $x_T(t)$ の平均値である。

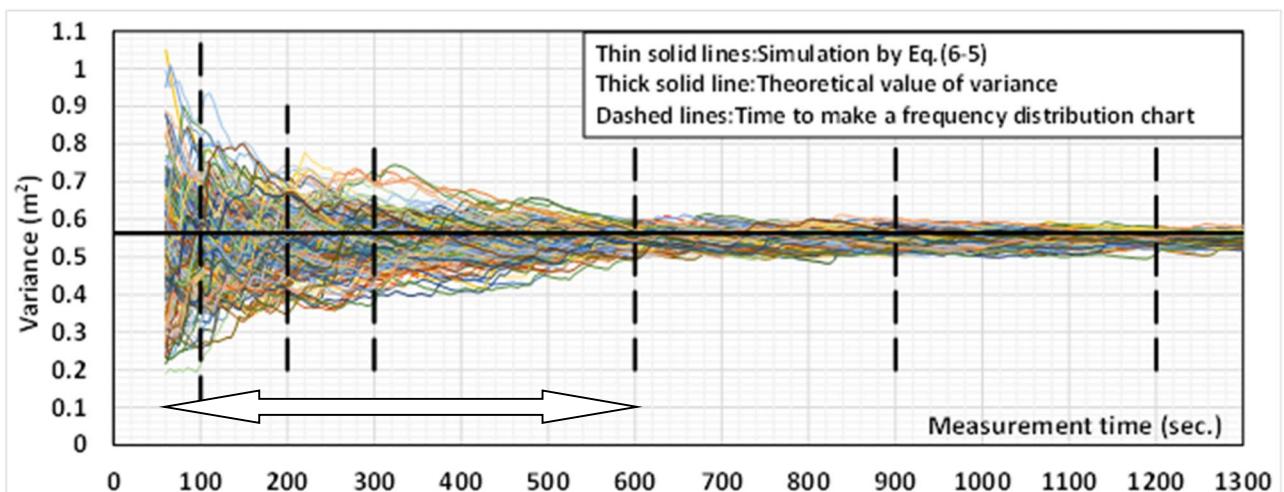


Fig.6-5 Temporal fluctuation of variance of time series of irregular waves (ISSC).

(6-5)式において $T \rightarrow \infty$ の場合は真の分散値が得られるが、短時間では真値とかけ離れた分散値となる。この T の与え方が、計測の精度を左右する。以後、 T を計測時間長と称す。分散値と計測時間長の関係を明らかにするために、波スペクトラム (ISSC, 有義波高 3m, 平均波周期 8 秒) を用いて生成した複数個 (200 ケース) の不規則波時系列 ($\Delta t : 0.2$ 秒, 時系列の長さ : 4,200 秒) の分散値を推定する。なお、不規則波時系列を生成する場合に $\Delta\omega$ を等間隔にすると $T = 2\pi/\omega$ の時間間隔にて同じ時系列が繰り返される。計測時間長と精度の定量評価を行うにあたり 4,200 秒の間で繰り返しが生じないような工夫が必要で、ここでは乱数を用いて $\Delta\omega$ を不等間隔に分割する方法をとっている。そのように処理して生成された不規則波時系列の一例が、Fig.6-1 である。

Fig.6-5 は $0 \sim T_1, 0 \sim T_2, \dots, 0 \sim T_m$ と計測時間長 T を徐々に長くしながら、(6-5)式にて σ_{xT}^2 を推定した例である。図中の $0.5625m^2$ に引いた太い実線は Rayleigh 分布を仮定した理論分散値で、 T が短い場合 σ_{xT}^2 のばらつきは大きいが、 T を長くするに従い理論分散値に収束する様子がわかる。特に、図中に両矢印で示した $T=600$ 秒までのばらつきが大きい。

今、 $L_{pp}=300m$ の船舶が 15.55kt で航走する場合を想定すると、600 秒間に 4,800m (2.6 mile, 16 船長) 進むことになる。試運転では、マイルポスト進入前に定速状態に達しておく必要があるため有効な助走距離をとって航走を開始する。したがって、定速に達した時点で計測を開始すれば、上述の計測時間長は確保可能な値である。当該船舶の状態では 1mile を 232 秒で通過するので、マイルポスト間だけの計測ではばらつきが大きい不規則時系列データが取得される。実験ケース毎のばらつきが小さい分散値を得るには、マイルポストの前後を含めた 2.6 mile 以上の航走によって計測時間を確保しなければならない。

このように水槽試験や試運転計測を含む実海域計測において、分散値のばらつきの程度と計測時間の関係を定量的に把握することが必要で、ここでは分散値の分布を用いて分散値のばらつきと計測時間の関係を検討する。

Fig.6-6 は、Fig.6-5 の黒い太破線で示した計測時間長 T における σ_{xT}^2 の分布を確認した例である。この図によって、 σ_{xT}^2 は理論分散値を平均値とした正規分布であること、 T が長くなるほど理論分散値に値が集中することがわかる。Fig.6-5 および Fig.6-6 の結果は、短時間計測の場合は計測結果毎のばらつきが大きいので真値からかけ離れた結果も取得されることを示している。一方、長時間計測から得られる分散値は理論分散値の周辺に集中するので、いずれの結果も真値に近い値となる。

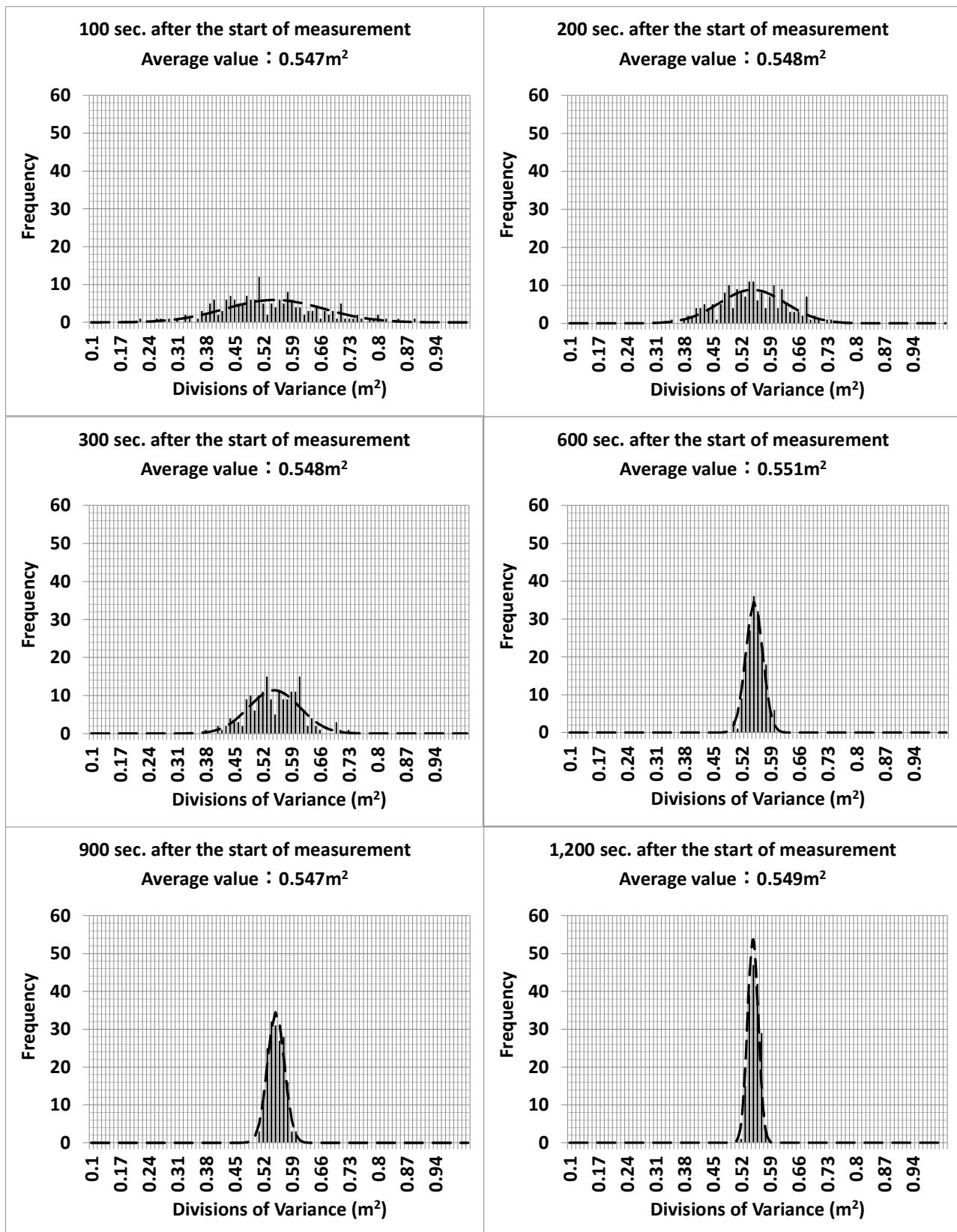


Fig.6-6 Distributions of variance values by time, obtained by simulating irregular wave time series (ISSC).

Fig.6-7 および Fig.6-8 は、うねり対応の JONSWAP 波スペクトラムを用いて同様のシミュレーションを行った結果である。風波対応の ISSC による結果 (Fig.6-5 および Fig.6-6) と比較すると JONSWAP による分散値のばらつきは大きく、その分散値は理論分散値へ収束していくがその程度が遅い。Table 6-2 は、各計測時間長で得られた分散値分布の平均値 μ_{sim} と標準偏差値 σ_{sim} を海象別にまとめた。本表により、JONSWAP の計測時間に対する標準偏差値が ISSC の場合よりも大きく、うねり海象下における分散値の収束が風波海象下よりも緩やかであることが数値的に明確となつた。

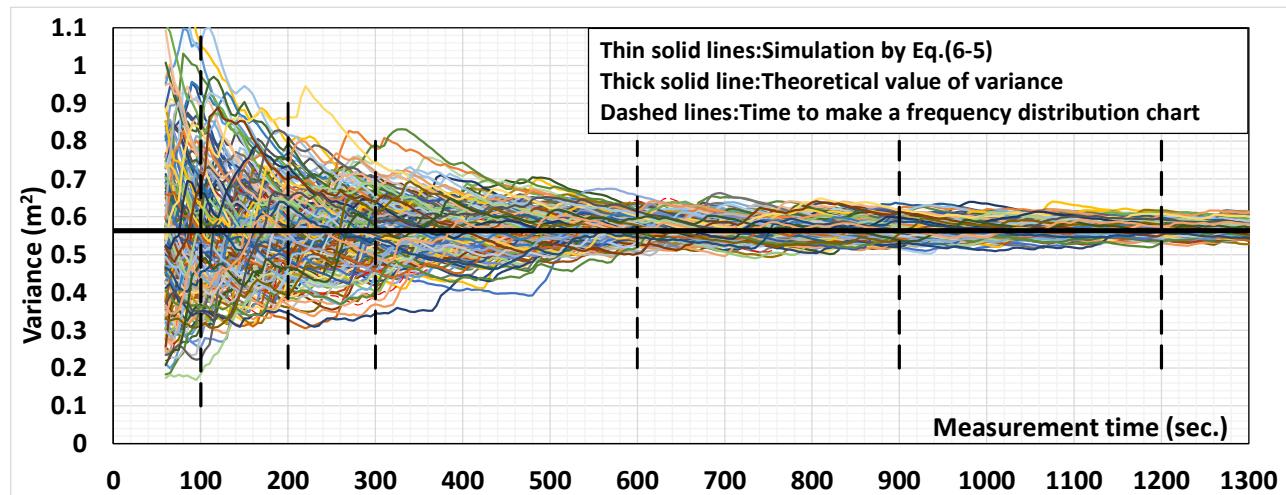


Fig.6-7 Temporal fluctuation of variance of time series of irregular waves (JONSWAP).

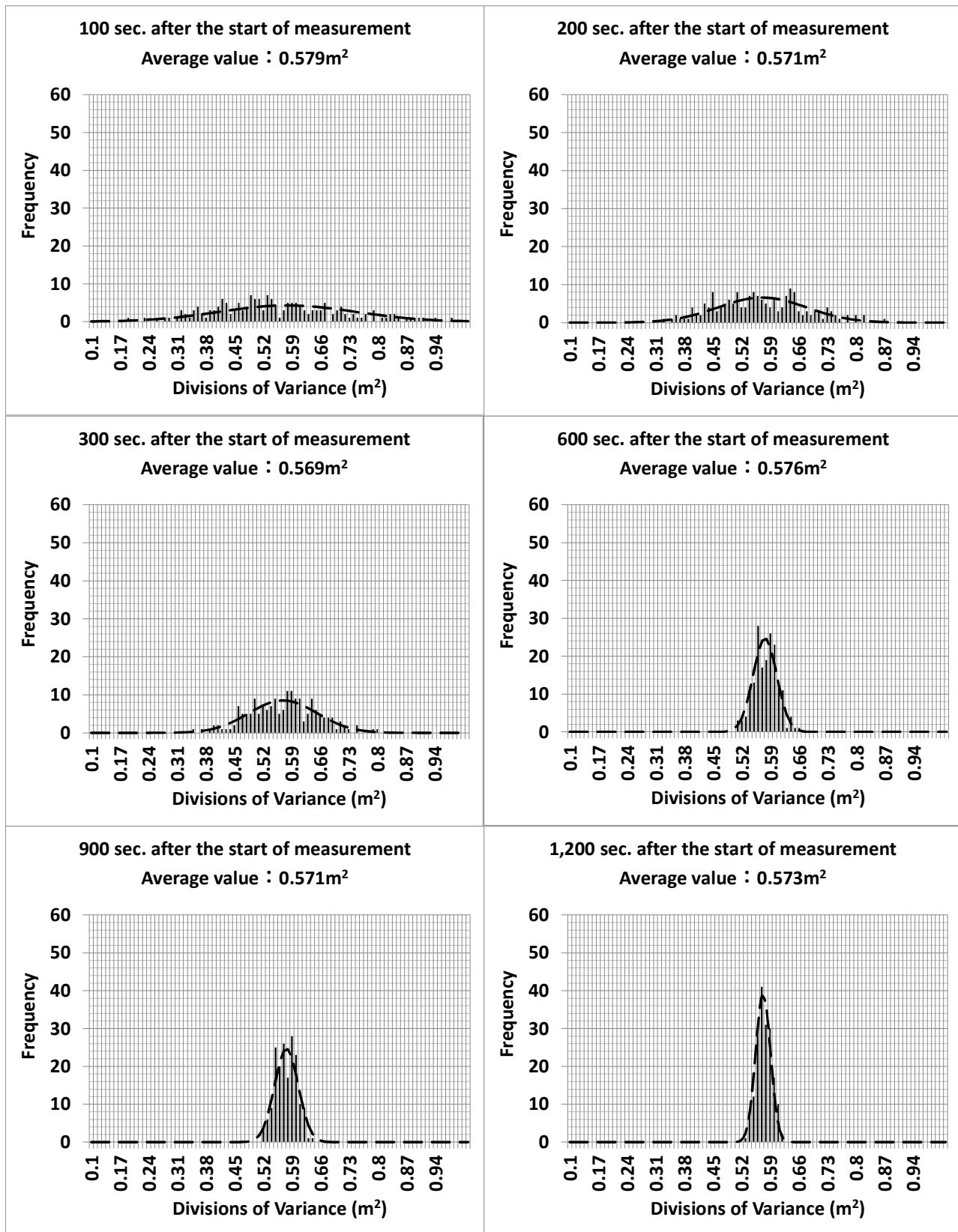


Fig.6-8 Distributions of variance values by time, obtained by simulating irregular wave time series (JONSWAP).

Table 6-2 Mean and standard deviation of the distribution of variance values by measurement time.

Measurement time (sec)	ISSC		JONSWAP	
	μ_{sim} (m^2)	σ_{sim} (m^2)	μ_{sim} (m^2)	σ_{sim} (m^2)
100	0.547	0.1205	0.579	0.1662
200	0.548	0.0808	0.571	0.1085
300	0.548	0.0628	0.569	0.0837
600	0.551	0.0207	0.576	0.0289
900	0.547	0.0195	0.571	0.0252
1200	0.549	0.0132	0.573	0.0183

(2) 分散値の変動幅と計測時間長の関係

Fig.6-6 および Fig.6-8 中の黒い破線は、Table 6-2 に示したシミュレーションによって得た分散値の頻度分布の平均値 μ_{sim} と標準偏差値 σ_{sim} を用いて正規分布に近似した結果である。この結果を用いると、以下のような分析ができる。

- ①Fig.6-9 に示すように、 μ_{sim} に対する許容可能な計測データのばらつきの上下限値を正規分布における $\mu_{\text{sim}} \pm 2\sigma_{\text{sim}}$ とし、上下限値内に含まれる計測結果だけを有意と考え上下限値を超える計測データは計測時における例外として棄却する。
- ② $2\sigma_{\text{sim}}$ を μ_{sim} で割った値(%)を分散値の変動幅と定義する。変動幅が大きいほど、計測誤差は大きい。

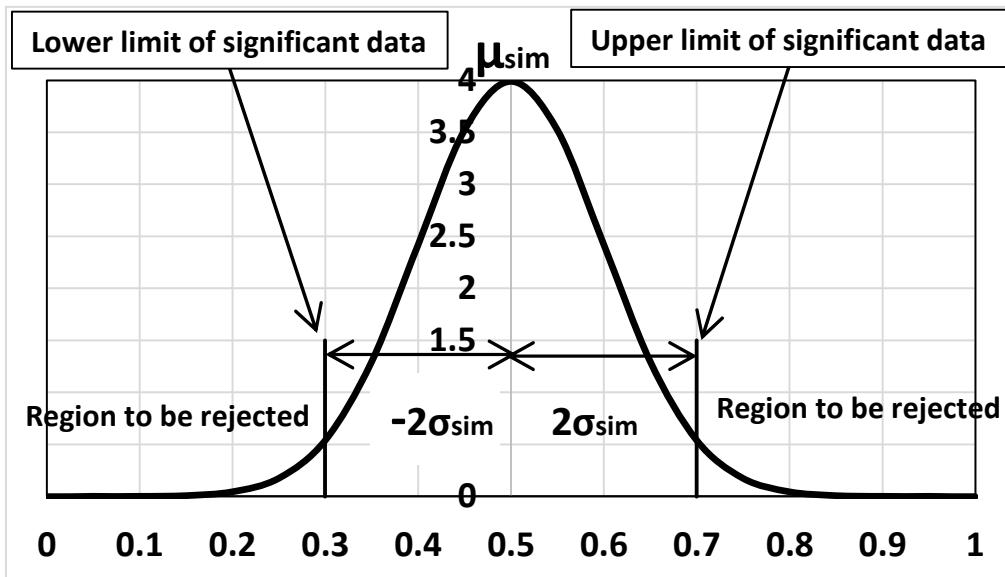


Fig.6-9 Schematic diagram of how to determine the range of variation with significant measurement data selected using the fact that the variance values follow a normal distribution.

分散値の変動幅は計測時間長毎に決まるため、上記の方法（シミュレーション手法と称す）によって計測時間長と計測データのばらつきの関係が定量的に把握できる。

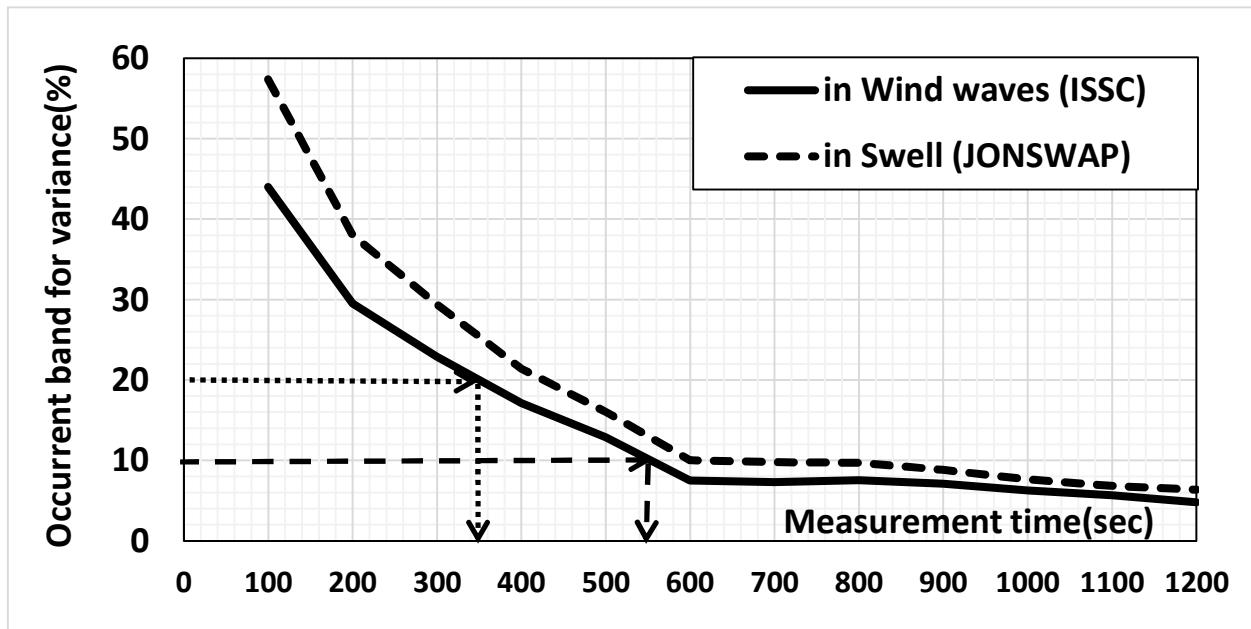


Fig.6-10 Relation between the occurrent band for variance around the mean value of variance and measuring time.

Fig.6-10 は、シミュレーション手法で求めた計測時間長と分散値の変動幅の関係を示す。図中に実線で示した風波中における計測結果のばらつきを 20%までに収めたい場合は、点線矢印を辿り 350 秒間の計測長が必要である。変動幅 10%となる計測時間長は、破線矢印を辿ると 550 秒である。一方、破線で示したうねり中でばらつきが小さい計測結果を得るには、風波中よりも長時間の計測が必要（変動幅が 20%の場合、計測時間長は 440 秒）である。このように、計測時間長に対する分散値のばらつきが定量的に評価できる。本試算例では、600 秒以後の分散値の変動幅の変化は緩やかで、600 秒が計測時間長の目安となる。

6.3.2 自己相関関数による計測時間長・計測誤差検討

前節では、生成した不規則波時系列データから求めた分散値分布の変動幅によって計測時間長と計測精度を関係づけて検討した。その結果、計測データから得た分散値のばらつきをある範囲内に収めるための計測時間長がシミュレーション手法によって求まるることを示した。また、計測時間長は計測海域の海象状況によって異なることを示した。しかし、このシミュレーション手法は分析手順が煩雑で、また分散値分布を得るために大量のデータを扱わなければならず少々面倒だと思われる。

一方、内藤・木原²⁸⁾によって、自己相関関数を用いて計測データに含まれる誤差と計測時間の関係を推定する方法が示されている。自己相関関数は波スペクトラムが与えられれば(6-3)式を用いて簡単に計算できるため、不規則波時系列は不要である。内藤・木原による方法を用いれば、許容できる計測誤差内に収めるために必要な計測時間長を定量的に求めることが可能であるが、そのためには自己相関関数を簡単な式に近似しなければならない。本節では、自己相関関数を用いて計測時間長と計測誤差の関係を示す。

(1) 分散値の分散の重要性について

短時間計測で得られる分散値のばらつきが大きいことは、シミュレーション手法を用いた検証で確認できた。計測時間長 $T \rightarrow \infty$ の場合の分散値を真の分散値とした時、分散値の分散は 0 に収斂する。すなわち、分散値のばらつきを定量的に判断するためには、分散値の分散を用いて検討しなければならない。分散値の分散は不規則波時系列データを用いればシミュレーションが可能であるが、自己相関関数 $R(\tau)$ を用いると次式²⁸⁾で表現できる。

$$Var[\sigma_{xT}^2] = \frac{2}{T} \int_0^{2T} \left(1 - \frac{\tau}{2T}\right) R^2(\tau) d\tau \quad (6-6)$$

なお、(6-6)式にて分散値の分散を求める時には Fig.6-11 に示す $R^2(\tau)$ をあらかじめ知っておくと積分時に便利である。Fig.6-11 の場合では、 $\tau=18$ 秒までの影響が大きい。

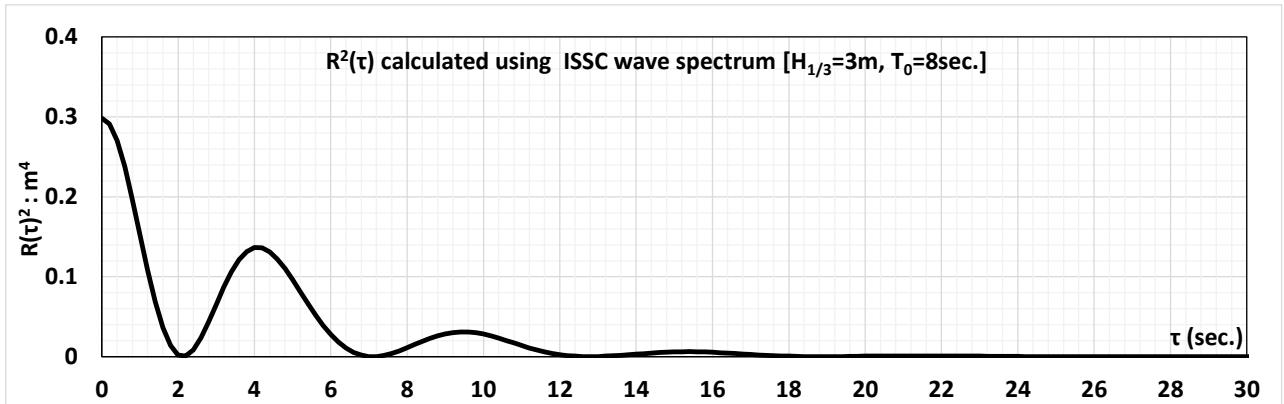


Fig.6-11 Time series of square value of autocorrelation function.

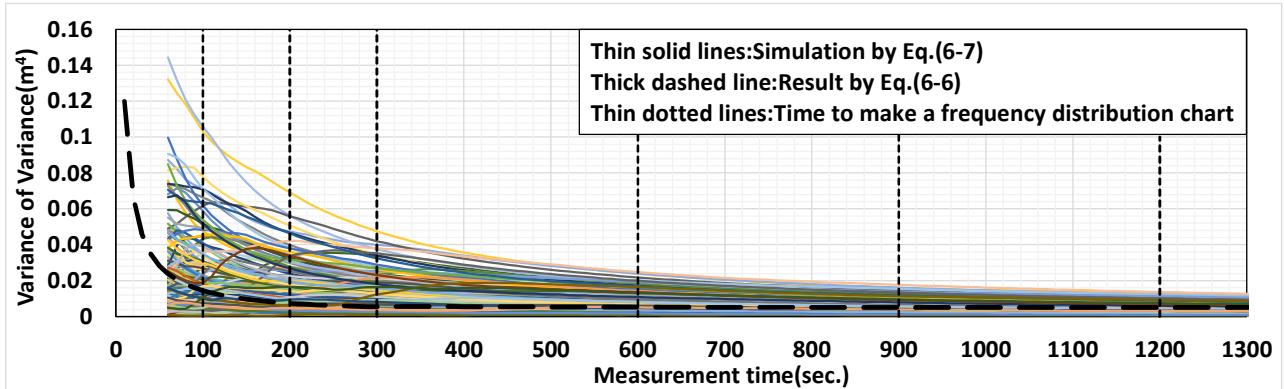


Fig.6-12 Time trend of variance of the variance value (ISSC).

Fig.6-12 は、(6-6)式にて T を徐々に大きくしながら推定した分散値の分散の時間推移（図中の黒破線）と次式によるシミュレーション結果（ISSC 波スペクトラムで生成した不規則波時系列に対応した細線群）を比較したものである。

$$\left[\sigma_{\sigma_{xTm}^2} \right]^2 = \frac{1}{m} \sum_{i=1}^m [\sigma_{xTi}^2]^2 - \left[\frac{1}{m} \sum_{i=1}^m [\sigma_{xTi}^2] \right]^2 \quad (6-7)$$

(6-7)式の添え字 i は、 i 番目の分散値を示す。Fig.6-12 の細線群は(6-7)式の個数 m を徐々に大きくして計算したもので、 $m \rightarrow \infty$ の時にゼロとなる。Fig.6-12 によれば、分散値の分散は短時間の計測においては大きくばらつくが、計測時間長を延ばすに従いゼロに近づいていく。

また、Fig.6-13 はシミュレーション結果の計測時間別 (Fig.6-12 中の点線で示した時間；100 秒、200 秒、300 秒、600 秒、900 秒、1,200 秒) の頻度分布を求めた結果である。図中の破線と一点鎖線は、頻度分布を Rayleigh 分布と対数正規分布に近似した結果である。この図によれば、計測時間長の増加に伴って頻度出現の範囲が狭くなり、分布のピークはゼロに近づく。

Fig.6-14 は、(6-6)式による結果 (Fig.6-12 中の太い破線) とシミュレーションの対応を確認したものである。図中の黒い×印は、Fig.6-13 に示した Rayleigh 分布に近似した分散値の分散分布のピークでの値を計測時間長毎にプロットしたもので、(6-6)式の結果に合っている。すなわち、(6-6)式を用いることで最も多く計測される分散値の分散が推定できる。このように分散値の分散の確率分布が求まれば計測誤差の検討が容易になるため、理論的な確率分布の推定が重要となる。ここで、計測時間長が大きくなるに従って分散値の分散分布はゼロ近傍に集中することを考慮すれば、 χ^2 分布を含めた詳細な検討が必要である。

また、Fig.6-14 によれば(6-6)式による結果は図中に両矢印で示したように 300 秒までの変化が急激で、それ以降は緩やかに減少する。本想定海象（風波海象）で計測する場合の計測時間長は、300 ～ 600 秒が目安と言える。Fig.6-15 と Fig.6-16 は、JONSWAP 波スペクトラムを用いた分散値の分散推定結果（うねり海象）を示す。これらの図によれば、うねり海象下における分散値の分散の収束は 600 秒でも不十分である。

分散値の分散の精度の重要性は、今後はさらに増すと思われる。それは、船舶の大型化に伴い遭遇する波浪が船長に比べて短波長になるからで、特に可能な限り穏やかな海象の日を選んで行われる試運転計測は、短波長の波に遭遇することが多いと予想される。また、このような短波長域の規則波中抵抗増加応答関数は略一定値となることが知られている。以上の規則波中抵抗増加応答関数と遭遇波のスペクトラムの関係を、Fig.6-17 に模式的に示す。以下、計測波浪と抵抗増加について考える。

不規則波中の平均抵抗増加量は、遭遇波スペクトラム (Fig.6-17 中の点線) を $S(\omega)$ 、単位波振幅 ζ_a の 2 乗あたりの規則波中抵抗増加応答関数 (図中の実線) を $R_{AW}(\omega)/\zeta_a^2$ とした時、次式によって推定される。

$$\overline{R_{AW}} = 2 \int \frac{R_{AW}(\omega)}{\zeta_a^2} S(\omega) d\omega \quad (6-8)$$

ここで、試運転計測海域が穏やかで短波長の海象であることを想定すると、(6-8)式の $R_{AW}(\omega)/\zeta_a^2$ は Fig.6-17 のとおり $\omega = \omega_0$ における一定値 $R_{AW}(\omega_0)/\zeta_a^2$ で置き換えることができ、(6-8)式は次式のように変形される。

$$\overline{R_{AW}} \simeq 2 \int \frac{R_{AW}(\omega_0)}{\zeta_a^2} S(\omega) d\omega = 2 \frac{R_{AW}(\omega_0)}{\zeta_a^2} \int S(\omega) d\omega = 2 \frac{R_{AW}(\omega_0)}{\zeta_a^2} \sigma_{WAVE}^2 \quad (6-9)$$

ここで、 σ_{WAVE}^2 は遭遇波の分散値である。

(6-9)式は、不規則波中の平均抵抗増加量 $\overline{R_{AW}}$ が計測した波の分散値に依存していることを意味する。波の分散値の精度は波の分散値の分散によって確認できることを考えれば、 $\overline{R_{AW}}$ の推定精度が計測時間長によりどのように変化するかが計測波の分散値の分散を用いて評価できる。この時、分散値の分散の理論分布がわかっていれば評価が容易である。(6-9)式は、試運転計測データ解析における波浪修正時に役立つ。すなわち、抵抗増加の推定にとって波の計測精度が重要なことがわかる。

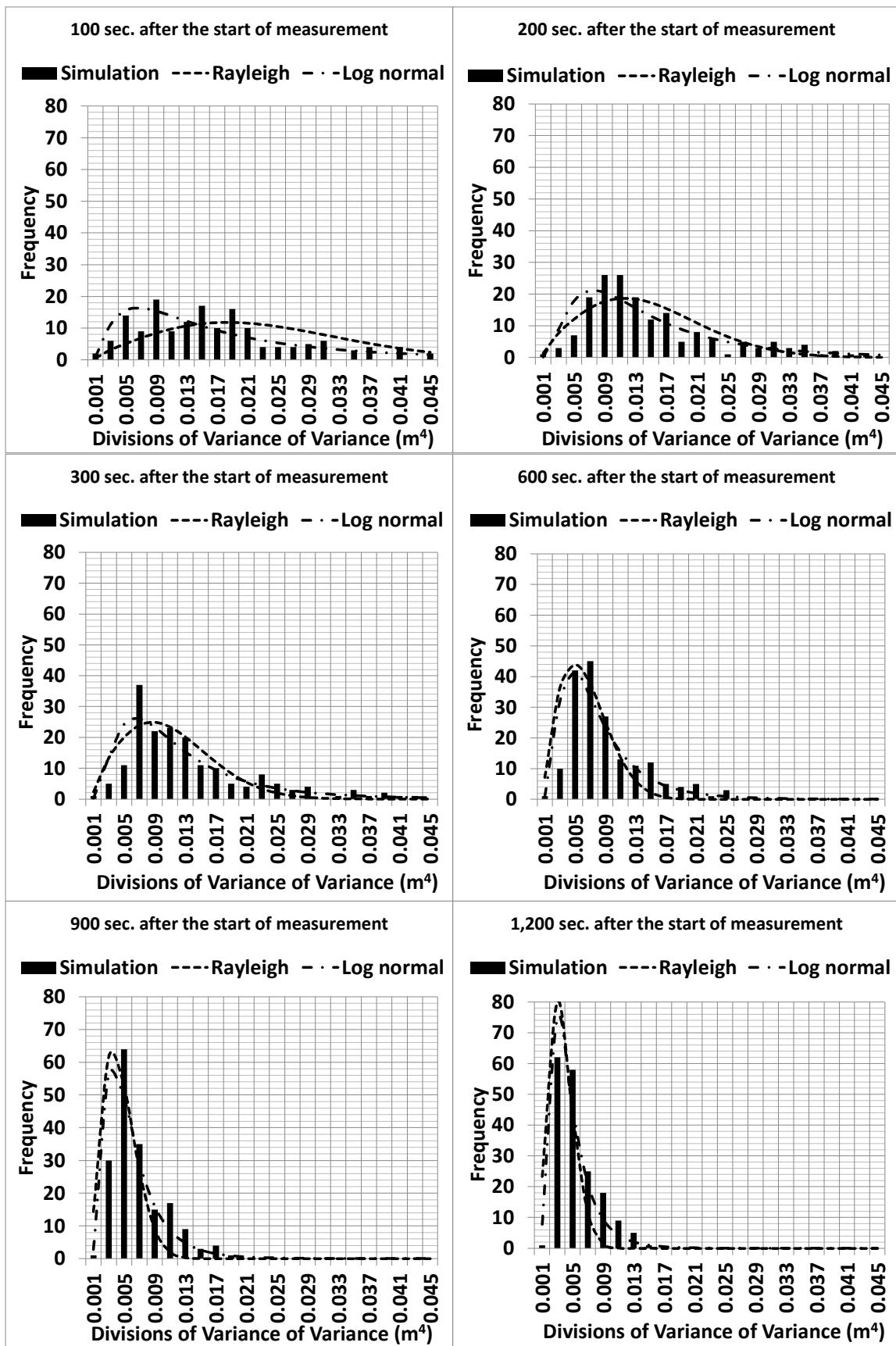


Fig.6-13 Distributions of variance of variance values by time, obtained by simulating irregular wave time series (ISSC).

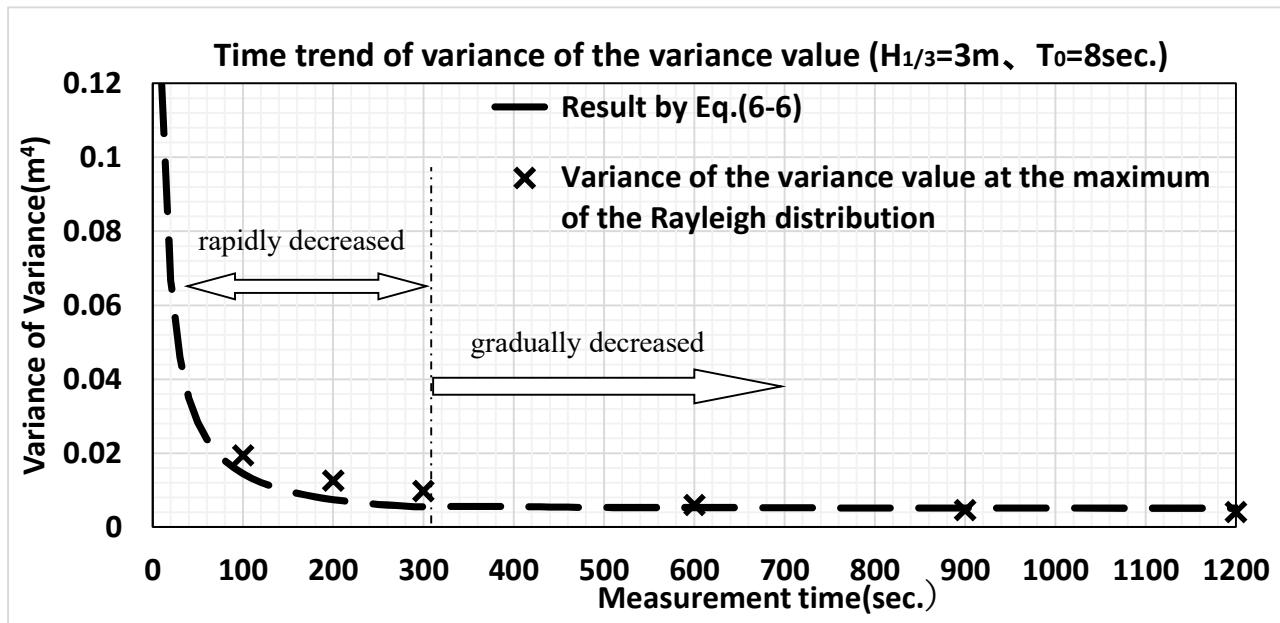


Fig.6-14 Comparison of time trend of variance of the variance value calculated by using autocorrelation function and simulation's one (ISSC).

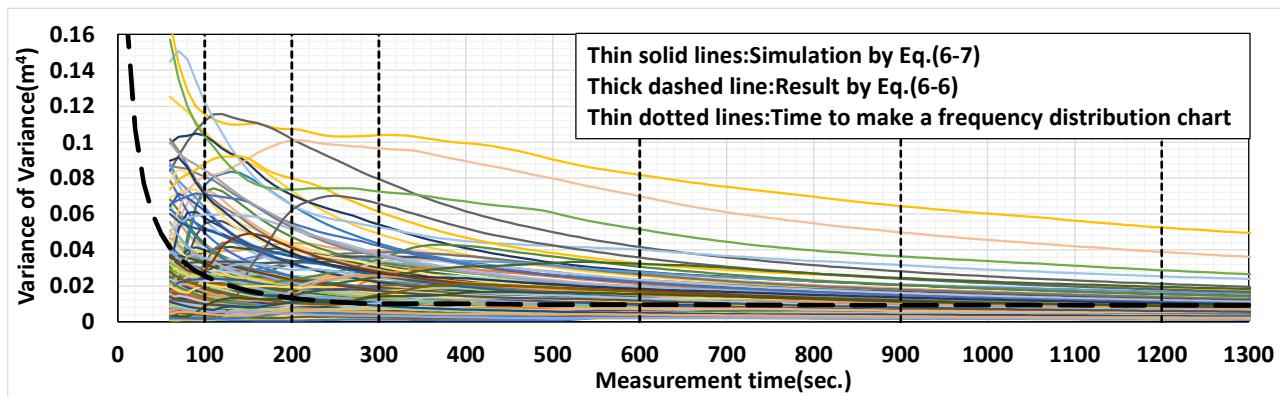


Fig.6-15 Time trend of variance of the variance value (JONSWAP).

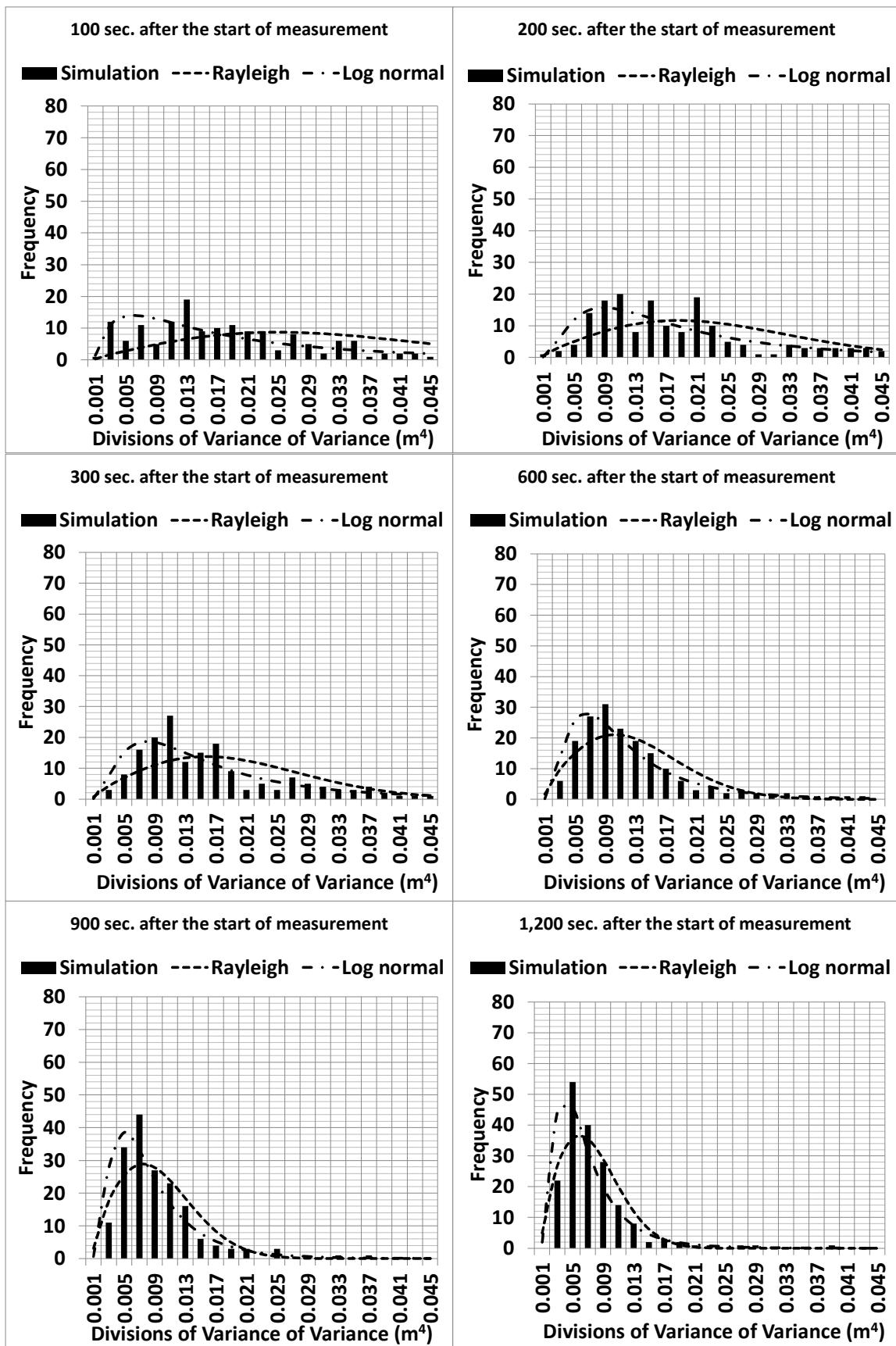


Fig.6-16 Distributions of variance of variance values by time, obtained by simulating irregular wave time series (JONSWAP).

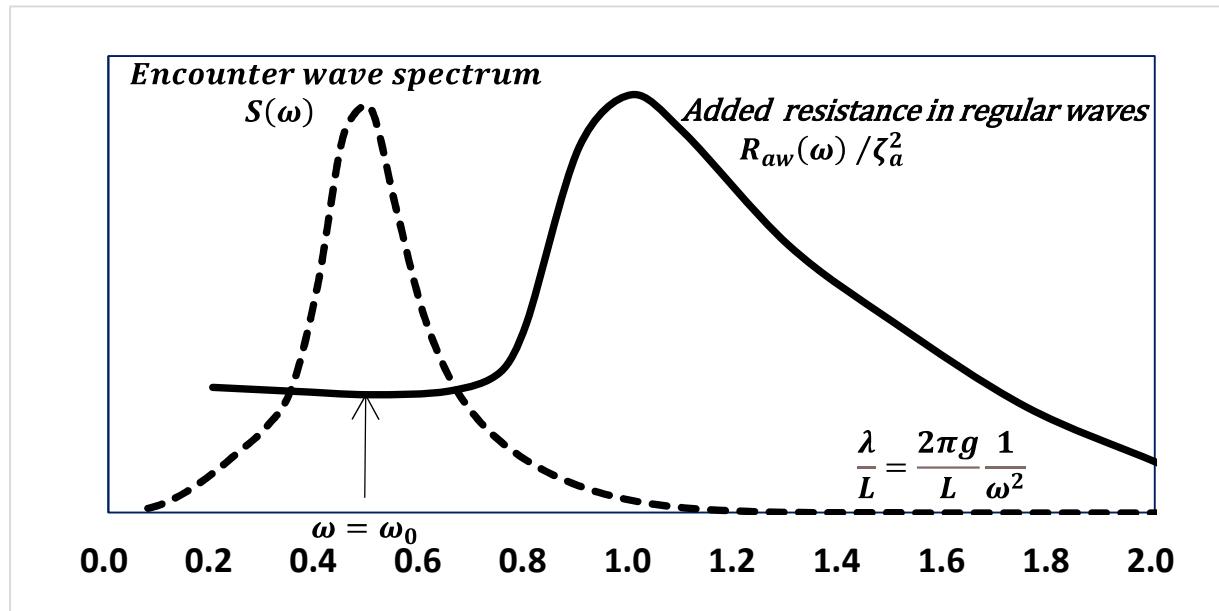


Fig.6-17 Schematic representation of the relationship between the spectrum of the encountered wave and added resistance in regular waves.

(2) 計測時間長と計測誤差の関係

分散値の分散が計測時間長の増加に伴って急激に減衰し、ある程度時間が経過すると減衰が緩やかになるという結果は、計測誤差の少ない計測時間長を求める上で重要な事実である。すなわち、分散値の分散の変化が緩やかになる計測時間長を求めれば良い。(6-6)式にて $T \rightarrow \infty$ の場合は分散値の分散はゼロである。しかし、現実の計測では有限時間という制約があることが課題である。有限長計測では、計測時間が短くなるほど誤差が大きい。実験実施の計画時には、『計測で得られた結果にどの程度の誤差を許容できるか?』を考えねばならない。分散値に対して計測誤差 $\epsilon(\%)$ を許容する場合の計測時間長 T_m は、自己相関関数を用いて次式²⁸⁾によって推定できる。

$$\left. \begin{aligned} T_m &\geq \left(\frac{100}{\epsilon} \right)^2 \left(\frac{1}{\alpha} + \frac{\alpha}{\alpha^2 + \omega_p^2} \right) \\ &= \left(\frac{100}{\epsilon} \right)^2 \frac{1}{\alpha} \left[1 + \frac{1}{1 + (\omega_p/\alpha)^2} \right] \\ R(\tau) &= R(0) e^{-\alpha|\tau|} \cos(\omega_p \tau) \end{aligned} \right\} \quad (6-10)$$

ここで、 ω_p ：波浪場の波スペクトラムのピーク値の周波数、 α ：近似表現した自己相関関数の減衰係数、 $R(0)$ ：分散値、である。

(6-10)式の α は自己相関関数の減衰の程度によって決まるが、Fig.6-2 に示した自己相関関数の振幅値を最小自乗法で処理することで求める。(6-10)式は $[\epsilon, \alpha, \omega_p]$ を与えると T_m が求まる簡単な式で、 ϵ と α の影響が大きい。

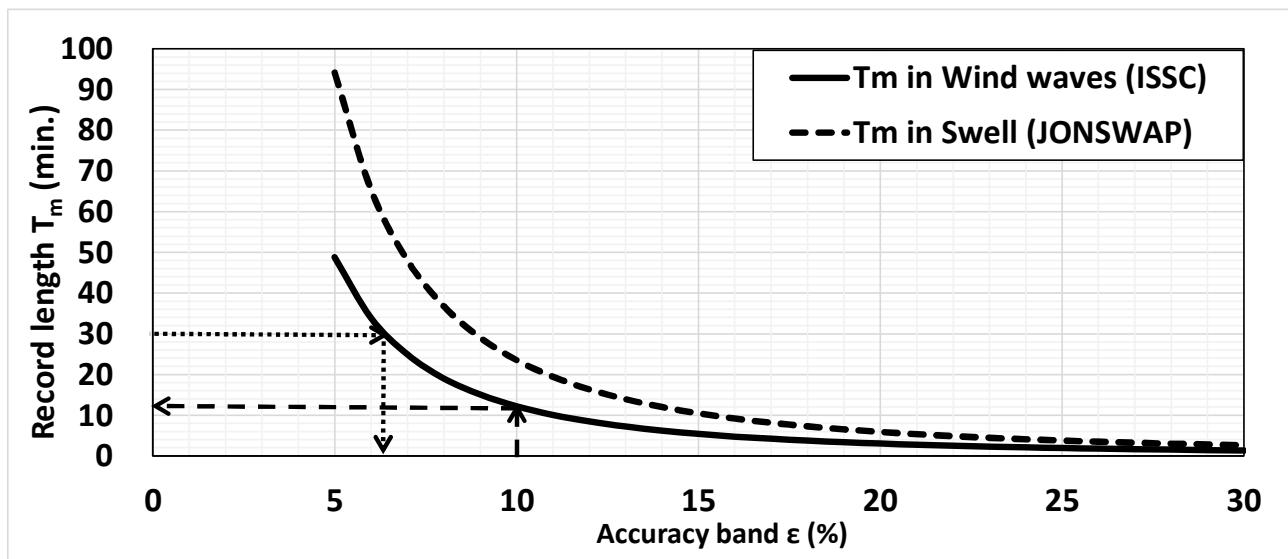


Fig.6-18 Relationship between the accuracy band ε (%) and record length T_m .

Fig.6-18 は、風波海象 (ISSC 対応) やうねり海象 (JONSWAP 対応) において実船計測を実施する場合の計測誤差と計測時間長の関係を(6-10)式で求めた一例 (有義波高 $H_{1/3}=3\text{m}$, 平均波周期 $T_0=8\text{秒}$) である。この図によると、実線で示した風波海象で計測誤差を 10%までに収めたい時は破線矢印をたどると 13 分間以上の計測を行わなければならない。一方、太い破線で示したうねり海象の場合は 24 分間以上の計測時間長が必要である。また、時間の制限がある中で実海域計測を行う場合、15 分間に一回、30 分間に一回程度の計測を計画すると思われる。例えば、30 分間の計測時間長を確保できれば、計測誤差は風波海象中で 6.2% (点線矢印をたどる)、うねり海象中で 8.9%である。以上によれば、うねりのある状況下での計測は計測時間長を十分に確保するよう注意すべきである。

なお、例えば、実船モニタリング時の馬力・回転数・船速^{77),78)}などのように平均値が重要となる計測項目に関する平均値 n_T の分散値および計測時間長と計測誤差の関係は次式²⁸⁾で推定できる。

$$\left. \begin{aligned} V_{ar}[n_T] &= \frac{1}{T} \int_0^{2T} \left(1 - \frac{\tau}{2T}\right) R(\tau) d\tau \\ T_m &= 2T \geq \left(\frac{100}{\varepsilon} \right) \left(\frac{2\alpha}{\alpha^2 + \omega_p^2} \right) \end{aligned} \right\} \quad (6-11)$$

(6-10)式と(6-11)式の T_m と ε の関係式において、平均値は許容誤差 ε に反比例して計測時間長が増加するが、分散値の場合は ε の 2 乗に反比例するので計測精度を保持するための計測時間が急激に増大する点で大きな違いがある。

(3) 水槽試験における試算例

以上の関係は、不規則波時系列信号中を航走させる水槽試験においても適用できる。今、 ε として 10%を確保するものとし、その場合の計測時間・航走回数を模型船の長さをパラメータとして試算する。

ここで、 $L_{pp}=300\text{m}$ の対象実船が 15.55kt ($F_n=0.147$) で、有義波高 3m、平均波周期 8 秒の海象

中を航行すると想定して模型試験にスケールダウンした。Table 6-3 の試算例 (ISSC 対応) によれば、100m の試験水槽において $L_{pp}=3m$ の模型船を不規則波中にて航走させて計測した場合、 ϵ を 10% 以下にすべき場合は 73 秒間のデータ記録が必要（表中のハッチング）である。73 秒のデータを記録するためには、 $F_n=0.147$ 時の速度は 0.8m/s のため 59m の航走距離が必要で 1 回の航走では困難である。当該水槽における大凡の計測可能範囲を 50m と想定 (Fig.6-19 を参照) すると、少なくとも 2 回の航走が必要である。また、模型船のサイズが大きくなるほど高速航走になるため、計測時間長は伸びる。一方、JONSWAP 対応の場合は計測時間長・航走回数は大きく増加する。

このように、水槽模型試験では事前に ϵ と T_m の関係を定量的に把握しておけば、計測誤差を念頭に置いた実験計画（計測時間と航走回数の設定）が可能となる。

Table 6-3 Record length and running frequency in $\epsilon=10\%$.

<Corresponding to ISSC>

Model ship length (L_{pp} ; m)	Scale (L_s/L_m)	Ship speed (m/s)	Record length T_m (sec.)	Running distance (m)	Running frequency
3	100.0	0.80	73	59	2
3.5	85.7	0.86	79	68	2
4	75.0	0.92	85	78	2
4.5	66.7	0.98	90	88	2
5	60.0	1.03	95	98	2

<Corresponding to JONSWAP>

Model ship length (L_{pp} ; m)	Scale (L_s/L_m)	Ship speed (m/s)	Record length T_m (sec.)	Running distance (m)	Running frequency
3	100.0	0.80	141	113	3
3.5	85.7	0.86	153	132	3
4	75.0	0.92	163	151	4
4.5	66.7	0.98	173	169	4
5	60.0	1.03	182	188	4

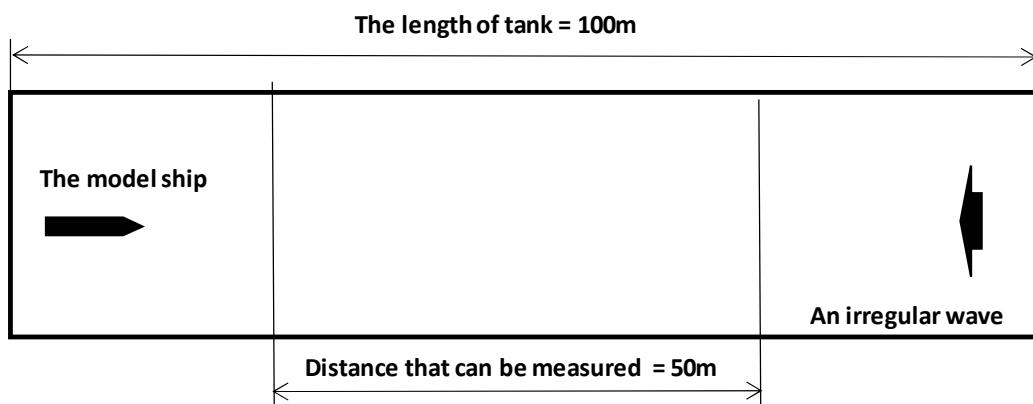


Fig.6-19 Measurable range in the test tank.

(4) 平均波周期と減衰係数の関係

以上は、平均波周期が 8 秒の場合の検討結果であった。 (6-10)式によれば、 α が小さくなるほど計測時間長が長くなることがわかるが、それは平均波周期によって異なる。Fig.6-20 は平均波周期別に α を試算した例で、平均波周期 8 秒の結果 $\alpha_{8\text{sec.}}$ にて規格化した値をプロットした。この図によれば、長周期の波になるほど α は小さくなる。よって、水槽模型実験の設定波周期や実海域実験当日の試験海域の波周期に注意を払いながら、妥当な計測時間長を考えなければならない。

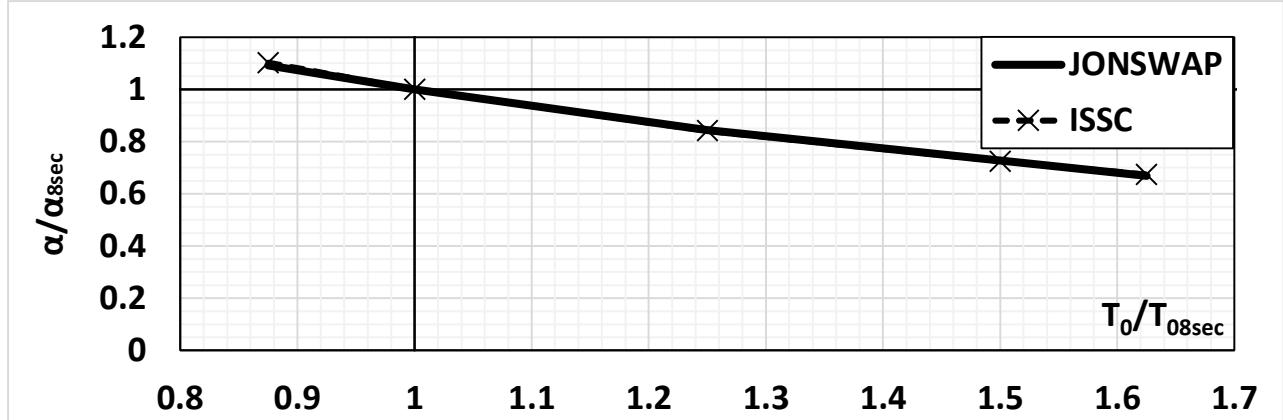


Fig.6-20 Relationship between mean wave period and damping coefficient α .

6.3.3 分散値の分散分布と χ^2 分布

χ^2 分布は、『ある現象が平均値 0、分散値 1 の標準正規分布に従う場合、その二乗和は χ^2 分布に従う（付録 11 を参照）。』というものである。波や船体応答の分散値は正規分布に従うことを示したが、計測精度の問題を論じる場合は分散値の分散の確率分布が必要である。前節において不規則波時系列シミュレーションによって得た分散値の分散分布を示したが、本節では分散値の分散の理論的な確率分布として χ^2 分布について検討する。

分散値の分散は、分散値の平均値周りの二乗平均値である。すなわち、分散値の二乗値の分布の検討が必要なため、上述の χ^2 分布に着目した。

χ^2 分布の確率密度関数 $f_k(z)$ は、次式である。

$$f_k(z) = \frac{1}{2\Gamma(k/2)} e^{-\frac{z}{2}} \left(\frac{z}{2}\right)^{\frac{k}{2}-1} \quad (6-12)$$

ここで、 k : 自由度、 $\Gamma(k/2)$: Γ 関数、である。

確率変数 z は、正規分布に従う確率変数 x_i の二乗和を x_i の平均値 μ_x と分散値 σ_x^2 を用いて標準化したもので、次式で表現される。

$$z_k = \frac{1}{\sigma_x^2} \sum_{i=1}^k (x_i - \mu_x)^2 \quad (6-13)$$

以下、6.3.1 節の不規則波時系列シミュレーション結果を用いて χ^2 分布について検証する。Fig.6-6 の計測時間長が 600 秒における分散値 x_i の分布の平均値と分散値は、Table 6-2 によれば $[0.551\text{m}^2]$ 、

0.00043m⁴]である。この値を(6-13)に代入して、 $k=1$ （自由度1）の時の $z_{k=1}$ を求める。Fig.6-21は、 z_1 の頻度分布である。図中の黒破線は、(6-12)式で求めた $k=1$ の場合の χ^2 確率密度関数を併プロットした。この図によれば、分散値の二乗和は自由度1の χ^2 分布に従っている。

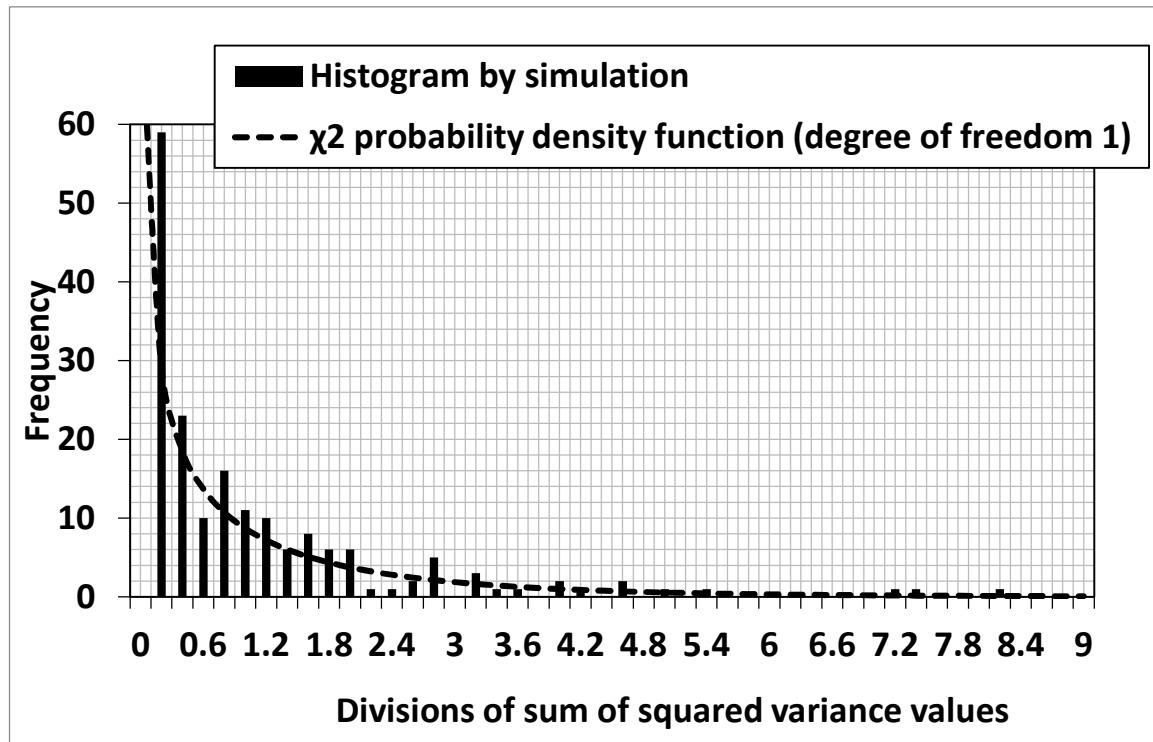


Fig.6-21 Relationship between the distribution of the values of the sum of squares of variances and the χ^2 distribution with 1 degree of freedom.

(6-12)式を用いれば、自由度 k を定義するだけで標準化された分散値の二乗和の確率が推定できる。例えば、 $k=1$ において累積確率が95%となる標準化された分散値の二乗和 z_1 が簡単に計算できる。このようにして求めた z_1 は計測データにおける分散値の二乗和の最大値を与えるが、これは計測データの最大誤差であると言える。すなわち、 z_1 によって計測データに混入する誤差の程度が評価できる。ただし、 z_1 は標準化された値であるため、(6-13)式を用いて物理的に意味を持つ x_i に再変換しなければならない。この再変換には、6.3.1節のTable 6-2に示したような計測時間長別の[分散値の平均値、分散値分布の分散値]が必要である。これは、波周期を種々変えてシミュレーションを行いテーブル化しておけば種々の海象状態に対して使える。なお、分散値の平均値はRayleigh分布の仮定に基づいた理論分散値に収束することを考えれば、分散値分布の分散値だけをテーブル化しておけば良い。また、上述では累積確率95%を結果の上限としたが、これはたくさんの計測を行った場合に平均値から大きく外れた結果は例外として棄却する処置である。計測結果の5%を棄却することが妥当かどうかについては、別途の検討が必要である。

以上により、波浪計測時における抵抗増加の推定精度を検証する手順は以下の通りである。

- ①あらかじめ平均波周期別（例えば、4秒～16秒の範囲）・計測時間長別の波の分散値分布の分散値を求めておく。
- ②計測波の有義波高（=波の理論分散値）・平均波周期を算出する。計測時間長は、平均波周期を

算出した時間とする。

③累積確率が 95% となる χ^2 分布の z_1 を求める。

④②の計測時間長における①で求めた分散値分布の分散値および②の波の理論分散値を用いて, z_1 を物理量に変換する。これが計測中の最大の波の分散値の分散で、波の分散値の誤差要因である。

⑤④の波の分散値の分散によって波の分散値の変動の大きさを把握することで、(6-9)式を用いて抵抗增加の推定精度を検証する。

6.4 航走中に船上計測する場合への影響

前節までの検討は、定点計測を想定した場合である。船上計測の場合は、船速 V と波の到来する方向（出会い角 χ ）を考慮して計測精度と計測時間長の関係を考えなければならない。すなわち、波浪中を航行しながら船上にて計測を行うと遭遇する出会い波の周期が V と χ によって変化するため、その影響を考慮して(6-10)式を適用する。本節では、向波($\chi=180^\circ$)と追い波($\chi=0^\circ$)の 2 状態に絞り検討する。検討には、『スペクトラムの囲む面積は同一でなければならない。』という条件から導出される波スペクトラム $S(\omega)$ を出会い波スペクトラム $S(\omega_e)$ に変換する次式²⁵⁾を用いる。

$$\left. \begin{aligned} S(\omega_e)d\omega_e &= S(\omega) d\omega, \quad \frac{d\omega_e}{d\omega} = \left(1 - \frac{2\omega}{g}V \cos \chi\right) \\ S(\omega_e) &= \frac{1}{\left| \left(1 - \frac{2\omega}{g}V \cos \chi\right) \right|} S(\omega) \end{aligned} \right\} \quad (6-14)$$

ここで、 g は重力加速度である。

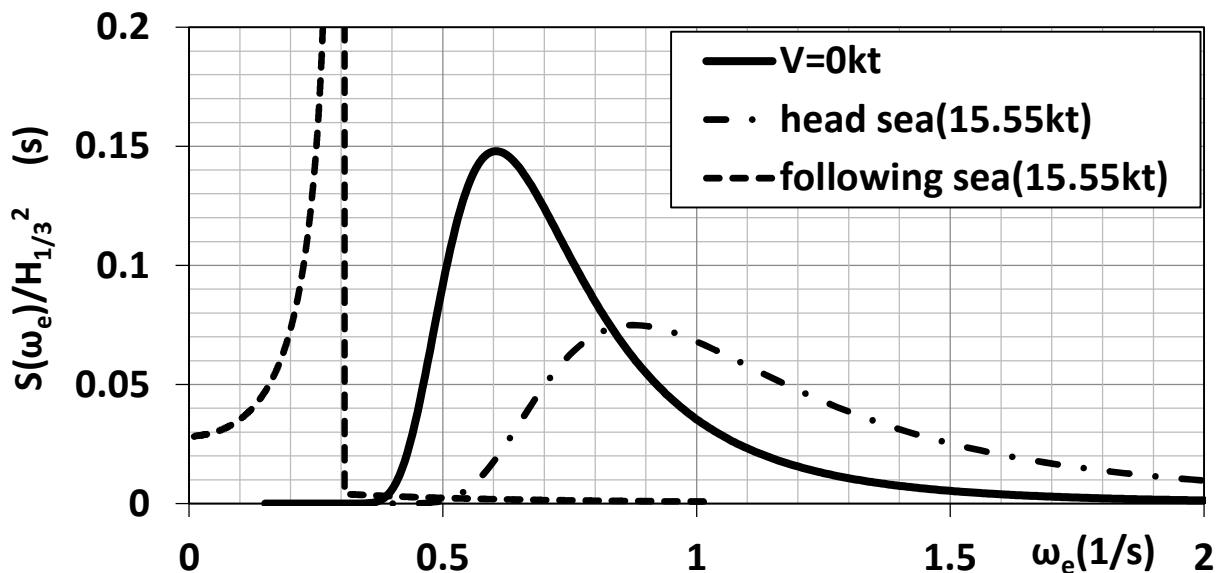


Fig.6-22 Encounter wave spectra by heading angle.

Fig.6-22 は、船速 15.55kt ($F_n=0.147$) で航行中の船上で計測される出会い波スペクトラムを、ISSC スペクトラム（平均波周期 8 秒）を用いて試算した例を示す。図中の実線は速度がゼロの場合で、定点計測結果に相当（あるいは $\chi=90^\circ$ の横波の場合）する波スペクトラム $S(\omega)$ で、このスペクト

ラムの海域を向波で航行すると一点鎖線の出会い波スペクトラム $S(\omega_e)$ が計測される。また、追い波中の計測データを解析すると点線の $S(\omega_e)$ を得る。

Fig.6-23 は、Fig.6-22 中の $S(\omega_e)$ を(6-3)式に代入して推定した出会い波中における自己相関関数（有義波高 3m 時）である。また、Table 6-4 は Fig.6-23 に示したそれぞれの自己相関関数から(6-10)式の計算に必要な係数を求めた結果で、Fig.6-24 は許容誤差と計測時間長の関係を求めた結果である。これらの結果によれば、追い波中航行時の自己相関関数（Fig.6-23 の点線および Table 6-4 のハッチングの値）の減衰は非常に小さく、ある時刻の影響が長時間残ることがわかる。したがって、計測精度を確保するためには長時間計測（Fig.6-24 にて、 $\varepsilon=10\%$ にて破線矢印を辿れば 151.7 分計測となる）を行わなければならず、現実的には難しい。なお、ビューフォート風力階級 4 相当の風波 ($H_{1/3}=1\text{m}$, $T_0=4\text{秒}$) 中で追い波中計測（船速 15.55kt）を行う場合の $\varepsilon=10\%$ 時の計測時間長は 15.2 分で、実現可能な計測時間長となる。

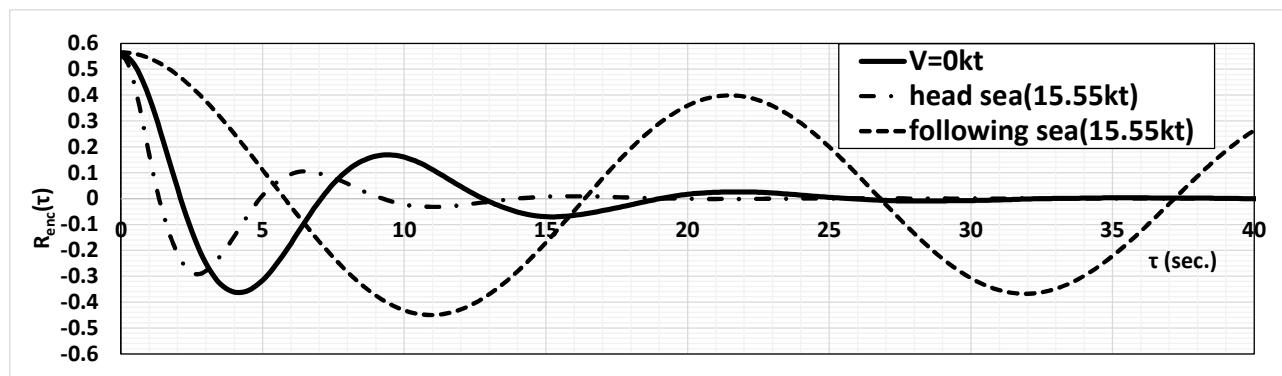


Fig.6-23 Autocorrelation functions by encounter wave spectrum.

Table 6-4 Results of $[\alpha, \omega_p]$ by calculation conditions.

	based on ω	based on ω_e	
	χ	head sea	following sea
F_n	0		0.147
$V(\text{kt})$	0		15.55
ω_p	0.670	0.9	0.295
α	0.1424	0.2525	0.0110

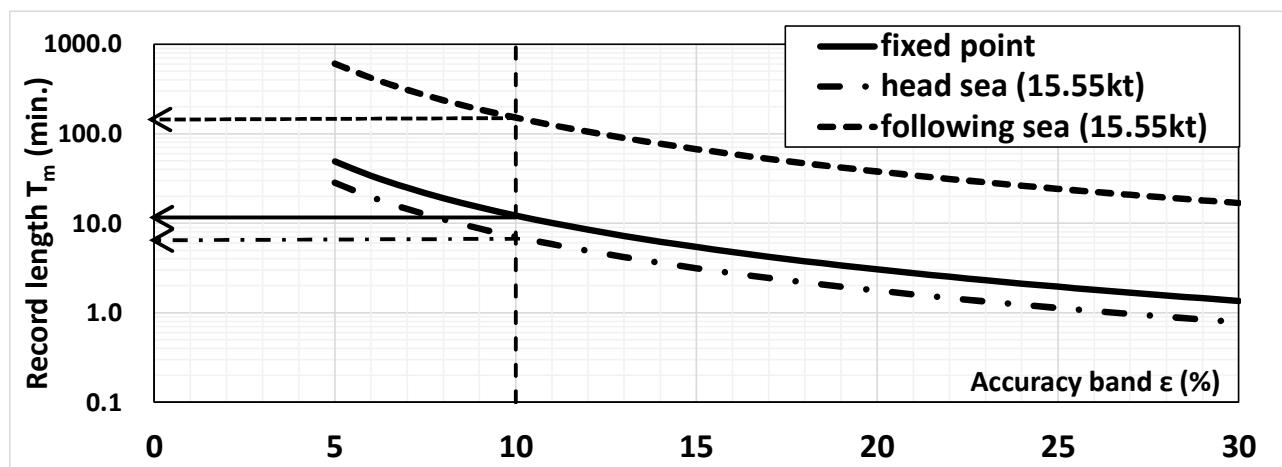


Fig.6-24 Relationship between the accuracy band ε (%) and record length T_m by calculation conditions.

6.5 まとめ

本章では、不規則波中計測時の計測誤差と計測時間長の関係についてシミュレーション結果および自己相関関数を用いて検討した。まとめると、以下のとおりである。

- 1) シミュレーション手法によって求めた計測時間長別の波浪や船体応答の分散値の頻度分布を用いると、分散値の変動幅と計測時間長の関係が定量的に把握でき、実験計画の参考となる。
- 2) 自己相関関数は波スペクトラムを与えることで簡単に計算できるので、それを用いて計測精度の検討を行えばシミュレーションが不要なため簡便である。波スペクトラムの計算範囲・計算項数・分割幅を種々変えて自己相関関数を求めた結果、波スペクトラムのピークの周辺を中心で $\Delta\omega=0.1$ で分割すれば計算項数は $n=15$ でも自己相関関数の正解とした $n=152$ の場合との差は小さいことが確認でき、この結果を計算時に反映させればより簡単に計算精度の推定が可能となる。
- 3) 自己相関関数によって求めた分散値の分散の時間変化は、シミュレーション手法による頻度分布のピークの値に合っている。分散値の分散の確率分布は自由度 $k=1$ の χ^2 分布に従っており、この結果を使えば抵抗増加を含めた船体応答の精度の検証が容易にできる。
- 4) 風波海象・うねり海象別に計測誤差 ϵ と計測時間長 T_m の関係を試算した例によると、うねり海象下で計測精度を確保するためには風波海象下に対して略 2 倍の計測時間長が必要である。
- 5) 不規則波中水槽模型試験では、事前に ϵ と T_m の関係を定量的に把握しておくことで、計測誤差を念頭に置いた実験計画（計測時間と航走回数の設定）が可能となる。
- 6) 航行中の船上計測時の ϵ と T_m の関係を試算した例によると、向波では定点計測（停船時）よりも短時間の計測で良い。一方、追い波では長時間の計測が必要となり、計測精度の確保が難しい場合がある。
- 7) 本章ではうねり海象下と風波海象下別に計測時間長と計測精度の関係を検討したが、実海域を考えると両波現存海域における関係も明確にしておく必要がある。第 4 章の検討によれば両波スペクトラムを単純に足し算した評価海象が平均値を与えるため、両波併存海域における計測時間長はうねり海象下における結果と風波海象下における結果の中間にあると思われる。また、両波併存海域の波スペクトラムのばらつきを考慮して計測時間長の変動の幅を明確にしておく必要がある。

第7章 結論

従来からの船型開発は、平水中の抵抗・推進性能推定および水槽模型実験技術によって得られた結果に基づいて行われ、船主要求を満足させる十分な成果を出している。この従来の初期設計の船型開発フローに実海域推進性能推定手法を組み込むことで、従来の方法だけでは到達できないような創造的な新しい船型を開発することが可能となる。

しかし、実海域性能に関する評価パラメータは多岐に渡るために系統的な分析・評価に時間がかかること、平水中性能の推定に比べ実海域性能の推定は精度が1桁落ちることなどによって、設計者の負担が増す割には出力される情報の精度に不満が残る。それらの要因によって実海域推進性能推定手法の初期設計段階への導入が進まなかった、ということが現状である。

本論文では、上記の現状を打破して従来からの船型開発フロー中に実海域推進性能推定手法を積極的に導入する機運を高めるために、克服すべき種々の課題を明確にし、それぞれの課題に対して実海域推進性能の推定精度向上のための検討を行った。本章では、各章における検討で得られた結論を総括するとともに、今後の課題について述べる。

(1) 第3章 (主機馬力の推定技術)

1. 波浪中抵抗・自航試験にて取得された実験データを活用して、各種の方法で馬力増加を推定する場合の詳細や課題について、計算例とともに示した。プロペラが露出するほどの激しい海気象状況でない場合、理論的に確立されている抵抗増加量が基本の抵抗/推力一致法 (RTIM) は、波だけでなく風や当舵による影響を容易に組み込めるために実海域航行に即した馬力増加推定法である。また、現状の波浪中自航試験の実験精度、波浪推定精度などを総合的に勘案した場合、平水中荷重度変更実験だけを実施して馬力推定を行う簡便な方法 (OLTM) も、抵抗増加推定が理論的に可能であれば馬力増加の概算に有効で、OLTM に関する研究はさらに進められるべきである。
2. RTIM を用いる場合、規則波中抵抗増加応答関数の短波長領域の端部処理方法が重要で、本章ではエントランス長さ L_E を用いる方法を提案した。 L_E によって、短波長領域抵抗増加 $\sigma_{AW}(\omega)$ の推定式が有効な波長範囲が明確になる。
3. 規則波中で船体運動が大きくなる波長において、プロペラ流入速度変動成分の2乗に起因する非線形の影響によって η_0 の1周期平均値が平水中の値と異なるが、試算した結果 η_0 への影響は非常に小さく無視できる程度であった。しかし、設計ポイントのプロペラ作動点が高効率である場合には検討の余地は残る。なお、不規則波中においては規則波中よりも影響度は小さくなるので、大振幅波を考えない限りプロペラ流入速度変動の馬力推定への影響は無視して良い。
4. 規則波中において周期変動するスラストの平均値は、プロペラ没水度が大きい時の値に比べて小さくなるが、プロペラが空中露出しない穏やかな海・気象下ではその低下の程度は小さいため、馬力推定精度に及ぼす影響は小さい。一方、有義波高 5m・平均波周期 10 秒の不規則波中における試算例では、スラスト変動平均値は没水度が深い時の値と略一致するが、相対変位が大きくな

った時間においてスラストが急激に小さくなる。この現象は平均値を用いた馬力推定精度への影響は小さいが、実運航操船上の注意が必要なことを示している。

5. 実船計測データの分析によって、プロペラ直径の $1/3$ にあたるプロペラ翼上端が空中に露出すると、回転数が MCR に相当する値を超えることが確認できた。一方、プロペラ翼上端露出がプロペラ直径の $1/10$ であれば、穏やかな海象を航行している時の回転数に対して 20%の回転数増加 (MCR に相当する値の 0.85 倍) にとどまる。主機関損傷を避ける観点から、この $1/10$ 直径露出をプロペラ翼上端露出の上限値と定義し、この上限値を閾値としてプロペラの配置を決めるなどを提案した。

(2) 第4章 (短期応答予測技術)

1. うねり・風波併存海域 (うねり $S_1(\omega)$ 、風波 $S_2(\omega)$) において船体の短期応答予測を行う方法を示した。うねり・風波併存海域における波スペクトラムを $S(\omega) = S_1(\omega) + S_2(\omega)$ とする現状の手法は、本来は両波スペクトラムの干渉でばらつく $S(\omega)$ の平均を与える。それを基にした現状の短期応答計算は、評価海象を一つに限定した推定法になるが、短期応答の平均値を与える妥当な手法である。このようにうねりと風波の 2 成分の波系を含む海象状況で、船体短期応答を代表する分散値を求めて実船実験結果と比較検討する場合は、両波の相互干渉によるばらつきを考慮して確率論にて評価する必要がある。この評価海象となる合成波スペクトラムの面積の理論分布形は、正規分布になる。この理論分布形は素成波の位相の確率分布が一様ならば、個々の素成波の位相情報 $\varepsilon_1(\omega), \varepsilon_2(\omega)$ がなくても $S_1(\omega), S_2(\omega)$ が与えられると求まる。
2. 本章提案の方法によれば、船体構造強度設計にとって重要な船体応答標準偏差値の最大値が正規分布に関する理論式から簡単に求まる。その標準偏差値の最大値を用いて、うねり・風波併存海域における船体短期応答の $1/n$ 最大平均値の最大値が推定できる。 $1/n$ 最大平均値を求める際に船体短期応答の標準偏差値に掛け合わせる比例定数 α は合成波スペクトラムのバンド幅パラメータ ε に依存するため、対象のスペクトラムの ε を求めなければならない。 ε が大きくなるにつれて α は緩やかに減少するが、 ε が 0.4 程度までは α の減少の程度が小さい。こうして、 $1/n$ 最大平均値の最大値を過小に推定してはならないことを考えると、 $\varepsilon=0$ の時の α の値を用いるのが良い。
3. 評価対象とする船体応答がその平均値の回りに集中する度合いを示す指標として、船体応答が平均値の $\pm 10\%$ の範囲に入る確率を $\pm 10\%$ 確率と定義し、平均抵抗増加量を例に取り $\pm 10\%$ 確率を試算した。その結果、 $\pm 10\%$ 確率は $S_1(\omega), S_2(\omega)$ と $K_{aw}(\omega)$ (無次元値) の ω に対する位置関係によって変化する。これは他の船体応答関数に関しても同じことで、 ω に対する 3 量の関係を把握しなければならない。その初期の検討として、両波スペクトラムの位置関係を変化させた時の平均抵抗増加量の $\pm 10\%$ 確率を求めたところ、両波スペクトラムの重なり度 γ_{ovl} が大きくなると $\pm 10\%$ 確率は増加していくことが確認できた。しかし、うねりのピーク波周期が大きい場合に $\gamma_{ovl} = 2$ としても $\pm 10\%$ 確率は大きくならず、平均抵抗増加量の短期応答値に大きなばらつきが残る。

- うねり・風波併存場を表現する Ochi-Hubble 波スペクトラムは、6 つのパラメータを調整することで種々の形状の波スペクトラムを再現できるがその調整は難しい。一方、 $S(\omega) = S_1(\omega) + S_2(\omega)$ は一意にスペクトラム形状が決まるが、試算例では長波長域の形状の一致度が良くない。

(3) 第 5 章 (長期予測技術)

- 長期予測計算に用いる各機関より公表されている波浪発現頻度表の特性を検討し、それらの波浪発現頻度表を用いた長期予測結果の相違について比較した。また、波浪発現頻度表に混入する誤差によって長期予測にどの程度の影響を及ぼすかを試算した。以上の検討によって、波浪発現頻度表の大波高の頻度数の相違や短期船体応答がピークとなる平均波周期区分の大波高の発現確率が、長期予測に大きな影響を及ぼすことが確認できた。
- 実際の運航状況を模擬した長期予測を行うためには荒天時の船舶の回避行動をモデル化しなければならないと考え、現状の長期予測手法に荒天避航を考慮する一方法を提案した。提案した手法と従来の方法とを対比させることでその違いを明示するとともに、試計算によってそれらを比較検証した。『船舶は厳しい海象を避航すると考え、避航海象に該当する階級区分の短期応答の超過確率をゼロとして長期予測を行う。』という本章提案の方法によれば、大波高中での複雑な船舶挙動の要因である避航操船を避航海象設定の問題に集約して考えることが可能である。提案の長期予測法は、その他の荒天避航を考慮した長期予測法のなかで最下限の予測値を与える。また、提案した長期予測を用いて運航限界を推定し、短期応答のピーク周期付近の応答値が長期予測へ大きく影響することを利用すれば、簡便な手順で運航限界の有義波高や船速を求めることができることを示した。
- 大波高においても船速を一定とした現状の長期予測では、船速の違いによる規則波中船体応答関数の変化を考慮できず過大な結果を与えるので、海象毎の船速低下を考慮した船速によって推定された規則波中応答関数を用いる長期予測法の手順を考えた。大波高区分域になるほど船速低下量が大きくなるため、規則波中船体応答は小さくなる。そのため、船速低下を考慮した規則波中応答関数を用いて行う提案の長期予測結果は、大波高区分域においても一定船速で航行すると仮定した従来の方法に比べて小さな値となる。
- 近年、ウェザーラーティングによって荒天を回避して航行する船舶の就航実績が集積されつつあり、その情報を用いれば応答ゼロモデルの精度検証が可能で、その比較の手順を示した。

(4) 第 6 章 (計測技術)

- 不規則波中実験の計測誤差が計測時間長によって大きく異なることを明確にし、計測時間長と計測誤差の関係を定量的に評価する方法を示した。不規則波時系列シミュレーションにて定量評価する場合に必要な波・船体応答の分散値の分布は、正規分布に従うことがわかった。また、計測誤差の大きさを示す分散値の分散の分布は χ^2 分布に従うことを示した。この χ^2 分布は、試運転計測データの波浪修正影響解析およびその精度検証に役立つことを示した。
- 自己相関関数を用いると計測誤差と計測時間長の関係が定式化できるので、シミュレーション

を行わなくても計算ができる。この時、自己相関関数はスペクトラムから計算できるため簡便で、計測ケース数や計測時間などの実験実施のための詳細を検討する時に役立つ。

本論では、従来からの船型開発フローに実海域推進性能の推定技術を組み込むことで新たな船型を創造できる船型開発フロー構築を最終目標に置いて、そのために実海域推進性能推定精度の向上に関する検討を行った。それは、①主機馬力の推定技術、②短期応答予測技術、③長期予測技術、④計測技術の4つのパートに分けてそれぞれに詳細な検討を加えるものであったが、以下の点において課題が残った。

1. 穏やかな海象状況を想定して規則波中のプロペラ没水度変化に対するスラスト変動を試算した結果によって、プロペラ没水度変化の馬力推定への影響は小さいとしたが、不規則波中における影響度を評価するためのモデル化を行って詳細に検討しなければならない。
2. プロペラレーシングは主機関に悪影響を及ぼすことは明らかであるが、発生頻度と主機関へ及ぼす影響に対する定量的な関係を求める必要がある。また、プロペラレーシング発生に大きく影響を及ぼすプロペラ没水度に対する回転数・推力・トルクの計測データを蓄積・充実させなければならない。
3. 短期応答推定値の精度を知るためには、短期応答値のばらつきを定量的に把握しなければならない。そのために ω に対する3量 ($S_1(\omega), S_2(\omega), K_{aw}(\omega)$) の位置関係を数値的に表現する指標を考え、その指標によって短期応答値のばらつきを整理しなければならない。
4. 両波併存海域における短期応答予測法は、実海域における船体応答を推定するためには短波頂不規則波中への拡張が必要で、その手法を検討しなければならない。
5. 第4章の検討を適用すれば、風のスペクトラムと風波のスペクトラムの周波数成分が重なる場合は両スペクトラムの相互干渉により風波スペクトラムが影響を受けると予想されるため、その干渉影響についての検討が必要である。
6. 長期予測手法の精度向上・信頼度向上のためには、不確かさが残る大波高区分の発現確率を明確にする必要がある。そのために最新の波浪推算データの集積を行いつつ、大波高区分の波浪を理論的に推定できる手法を用いて集積した波浪データを詳細に分析しなければならない。
7. 船舶の構造安全性検討のためには、最も過酷な条件にて長期予測を行わねばならない。そのためには、両波併存海域における短期応答分散値のばらつきの最大値を用いた長期予測が重要となるため、従来の方法による結果に対する違いを数値的に明確にしておかなければならない。
8. 荒天海象を適切に避航するためには、船長判断を支援できるように海象に対する転針量の数値化が必要である。
9. 実海域での計測を考えると、両波併存海域における計測時間長と計測精度の関係を定量把握する必要があるので、両波併存海域の波スペクトラムのばらつきを考慮して計測時間長の変動の幅を明確にしておかなければならない。

謝 辞

まずは、本論文をまとめるにあたり、終始熱心なご指導を頂きました大阪大学 箕浦宗彦准教授、内藤林大阪大学名誉教授に厚く御礼申し上げます。また、副査の労とご助言・ご議論頂きました大阪大学 梅田直哉教授および大阪大学 大沢直樹教授に心より御礼申し上げます。

本論文の基となった学会論文を査読頂いた論文審査委員各位、また学会講演会や実海域推進性能研究会における本論関連の発表に対して討論頂き有益なご意見を賜りました各位に感謝致します。

私が多くのことを学んだ大阪府立大学工学部船舶工学科では、学部4年の一年間を過ごす研究室を決めるための研究室説明会が学部3年の3月に行われます。振り返れば、1981年の3月に行われた研究室説明会において細田龍介先生の研究に興味を持ち、第1講座を希望したことが耐航性研究へ携わるきっかけでした。当時の第1講座は、田口賢士教授、室津義定助教授、外山嵩講師、細田龍介講師、岸光男助手が研究および学生の指導をされていました。私はその後の修士課程を含めた3年間を、同級生の山内豊氏（現ジャパン マリンユナイテッド株式会社）とともに細田龍介先生のご指導を受けました。細田龍介先生からは、船体運動・抵抗増加の計算方法や短期予測・長期予測について学びました。その当時にどれだけのことが理解できていたのかは大いに不明ですが、とにもかくにも細田龍介先生のご指導の下、「船舶の初期設計における耐航性能の総合的評価に関する研究」というテーマにて修士論文をまとめることができました。田口賢士先生をはじめご指導頂きました諸先生方に、厚く御礼を申し上げます。

日立造船株式会社の技術研究所（1987年から勤務）では、松本瓦平所長のもと黒井昌明氏、高井忠夫氏、堀徹氏、巻幡敏秋氏、与口正敏氏、宮本雅史氏、藤本留男氏にご指導頂きました。同僚の永田修一氏（現佐賀大学）、長浜光泰氏（現ジャパン マリンユナイテッド株式会社）、田内育子氏（当時、山本育子氏）、日夏隆江氏（当時、山森隆江氏）、藤田孝氏、吉田尚史氏（現ジャパン マリンユナイテッド株式会社）ら多くの仲間とともに数々の研究を行いつつ、研究のことばかりではなく研究所のあり方などに関しても大いに議論した日を懐かしく思います。技術研究所勤務時代に、海洋構造物・ダム・水門などに関する流体解析・模型実験/実証観測や海洋環境関連の数値流体解析の業務に従事・種々経験させて頂いたことは、現業（テクノ遊）に大いに役立っており、感謝に堪えません。

上記業務と並行して、耐航性能推定を中心として実船計測も含めた船舶流体に関する研究も担当していました。特に、社団法人日本造船研究協会（SR）の研究に携わったことがその後の研究に大きく影響したと思います。抵抗増加計算手法の比較検討を中心としたSR210研究においては、山口栄三氏（当時、日立造船）がSR委員でしたが、「当社の抵抗増加推定プログラムの内容を精査せよ！」との厳命を受けて、細田龍介先生開発のプログラムの中身を再度勉強し直しました。このことが、その後のプログラム開発の糧になりました。その後は自身がSR委員となって、いくつかのSR研究に携わりました。特に、初めて参加したSR208では委員長の竹沢誠二先生（横浜国立大学）をはじめ大楠丹先生（九州大学応用力学研究所）・内藤林先生・平山次清先生（当時、横浜

国立大学)・柏木正先生（当時、九州大学応用力学研究所）や各社を代表する委員の方々にお目にかかれたこと、耐航性研究の議論の末席に名を連ねさせさせて頂いたことは宮本雅史代表幹事（日立造船株式会社）に感謝致します。先生方や各企業の委員の方々と、委員会終了後に新橋駅の近くで一杯やりながらの続きの議論が楽しく思い出されます。SR208 研究では、試運転解析の外乱修正のための「各種抵抗増加成分に関する推定法の調査/波浪中自航要素に関する調査・分析」を担当しました。SR233 研究は、SR208 研究をベースに実船モニタリングデータから外乱を除去することで平水中性能を抽出するシステム構築が中心でした。私の担当は、船体およびプロペラの汚損影響解析手法の検討でした。SR244 研究では、実船計測データのデータベース化方針検討とデータ分析システム開発を担当しました。SR228 では、各船の短期予測・長期予測と実船計測結果との比較検討を担当しました。その他、SR216 と SR217 では永田修一委員のもと水面近傍の波浪変動圧の半端処理などの検討に参加させて頂きました。

これらの社外研究委員会に参加させて頂いたことによる知識・経験の蓄積は、研究に対する意識を高めたことは言うまでもありません。それらは、本研究の各所にしっかりと反映されています。各機関・各企業の研究者・技術者との技術交流が円滑だった時に、そのような研究会に参加させて頂いたことは非常に幸運なことであり、また人とのつながりという大切な財産を得たと思っております。

私は 2001 年 9 月に日立造船を退職し、流体解析・計測を中心とした業務を行うテクノ遊を 2002 年 10 月に立ち上げて現在に至っています。そうこうしている 2005 年頃に宮本雅史氏より、「内藤先生が研究の一部をサポートしてくれる研究者を探しているが、三宅君はどうか?」との連絡があり、早速お引き受けして非常勤職員として雇用頂きました。そこでは、本論文の第 3 章の基となる馬力増加推定法プログラムの開発を中心に論文編集支援に従事しました。

SR 研究が終了した後、内藤林先生は実海域船舶性能研究イニシアティブ（RIOS）を 2007 年に立ち上げられました。長年に亘って蓄積されてきた耐航性理論を統合することにより、波浪中の船舶性能を学術的に高いレベルで予測・評価できるシステム構築を目標としたイニシアティブです。加えて、各社の技術者に対する技術研鑽・交流の場を提供することも大きな目的です。2011 年からは RIOS の中核プログラムを開発された柏木正先生に、また 2021 年からは箕浦宗彦先生に代表が引き継がれて現在に至っています。RIOS のシステムサポートメンバーに加えて頂けたことで、RIOS を通じて多くのことを学びながら種々のシステムを開発しましたが、その時に内藤林先生より「今までの研究成果を学位論文にまとめてみてはどうか?」とのお話を頂きました。そういうこともあり、RIOS における開発成果および RIOS システムによって計算した結果等の一部は本論文に反映させて頂いております。RIOS のシステム開発に対して細やかにご指導頂きました内藤林先生、柏木正先生、箕浦宗彦先生およびシステムサポートメンバーとしてともに開発に腐心してきた清水保弘氏（当時、大阪大学技術職員）と杉本健氏（当時、ベニックソリューション株式会社）に深謝致します。

年代が前後しますが、SR 研究部会にて旧知となりました斎藤泰夫氏（当時、川崎重工業株式会社）から 2005 年頃に社団法人日本造船工業会の LCV(Life Cycle Value)に関する研究の一部の解析

を依頼頂きました。その解析を行うことで船の生涯を通しての性能評価が注目されていることが良くわかり、いよいよ船舶設計に耐航性能の推定・実験技術が活用される時が来ると感じました。その後も興味深い種々の解析・開発作業を依頼頂き、それらを遂行することで自身の技術力の底上げにつながったばかりでなく、テクノ遊の収益の面においても大きな支えとなりました。改めて、斎藤泰夫氏にお礼申し上げます。

2011年に大阪府立大学の池田良穂先生より、「今治造船の寄付講座の非常勤講師で、学生の卒業研究のサポートをしてくれないか?」とのお話を頂き、5年間でしたが学生への研究指導に携わらせて頂きました。学生らとの議論を通じて、自身の理解の不十分な部分が良くわかつたように思います。大学では、耐航性能研究ばかりでなく、平水中抵抗の低減、復原力性能の向上、港湾の経済性フィージビリティなど、様々な研究に参加させて頂きました。このような良き機会を与えて下さいました池田良補先生に深謝致します。また、今治造船・次世代ハイブリッド船舶技術寄附講座に受け入れて頂き、船型開発に直結する研究に対して一緒に議論を重ねた藤田均氏、田井祥史氏、清水信行氏、池淵卓郎氏をはじめとした今治造船株式会社の諸氏に厚く御礼申し上げます。何かと手に余る学生達への対応で、共に苦労した井畠里和氏寄付講座助手（当時、現在は株式会社マリテック）にも感謝致します。

この寄付講座での研究がご縁となり、2016年から現在に至るまでSR208、SR233研究をベースとした実船モニタリングデータ解析システムを今治造船株式会社様と共同開発しております。当初担当者の戸来直樹氏、池淵卓郎氏、現担当の溝尻貴明氏、堀正寿氏、井戸本勇氏およびマリテック牛尾剛氏、井畠里和氏とは、本システム開発を通じて船舶の性能評価の方法について多くの有益な議論を重ねることができました。なお、その実船モニタリングデータ解析システムに必要な波浪や風による抵抗増加成分には、RIOSシステムによる計算結果を用いていることを付記致します。

主査である箕浦宗彦先生、学位論文にまとめるように導いて頂きその後のすべてに渡り細やかなるご指導・叱咤を頂きました内藤林先生をはじめ、多くの方々にご指導頂きましたこと、心より感謝申し上げます。

最後に、本論文をまとめるにあたって、いろいろな発表論文用のグラフ作成やその発表練習あるいは本論文に対する家内議論に付き合ってくれ、また、ありとあらゆる愚痴を聞いてくれた妻の三宅有紀氏に感謝します。

付録 1 船舶性能シミュレーションについて

以下、第2章で示した(2-2)式を用いた船舶性能シミュレーションの詳細について述べる。

付録 1-1 船体に作用する定常力による釣り合い方程式

実海域中を航行している船体に作用する力として、プロペラ推力(X_P)、舵による前後力・横力・モーメント(X_R, Y_R, M_R)、船体流体力(X_H, X_D, Y_D, M_D)および波・風等による外力($X_A, Y_A, M_A, X_w, Y_w, M_w$)があり、船舶はそれらの力が釣り合った状態(定常状態)で航行する。この定常状態における船体に作用する力・モーメントの釣り合い方程式は、次式で表現される。

$$\begin{aligned} X_H + X_D + X_A + X_w + X_R + X_P &= 0 \\ Y_D + Y_A + Y_w + Y_R &= 0 \\ M_D + M_A + M_w + M_R &= 0 \end{aligned} \quad (\text{A1-1})$$

(A1-1)式を満足するまで繰り返し計算を行って解くことで、船速 V 、ドリフト角 α および舵角 δ を計算する。

付録 1-2 釣り合い方程式の各項の算出

(1) 平水中抵抗計算

平水中の船体抵抗 X_H は、船速-抵抗カーブを用いて当該船速の抵抗値を補間法にて算出する。

(2) ドリフトによる抵抗・モーメント計算

ドリフトによる抵抗・横力・モーメント(X_D, Y_D および M_D)は、ドリフト角 α 、水線長 L_{WL} 、船幅 B 、船首尾喫水(d_f, d_a)、方形係数 C_B およびお、対水船速 V としたとき次式である。、

$$\begin{aligned} X_D &= -X_H \cdot C_{XH} \\ Y_D &= -\frac{1}{2} \rho_w \cdot L_{WL} \cdot d \cdot V^2 \cdot C_{YH} \\ M_D &= -\frac{1}{2} \rho_w \cdot L_{WL}^2 \cdot d \cdot V^2 \cdot C_{MH} \end{aligned} \quad (\text{A1-2})$$

$$C_{XH} = 13 \cdot \alpha^2$$

$$C_{YH} = K_1 \cdot \alpha + K_2 \cdot |\alpha| \cdot \alpha$$

$$C_{MH} = \frac{2d}{L_{WL}} \alpha$$

$$K_1 = \frac{\pi \cdot d}{L_{WL}} + 1.4 C_B \frac{B}{L_{WL}} \quad (\text{A1-3})$$

$$K_2 = 6.6(1 - C_B) \frac{d}{B} - 0.08$$

$$d = (d_f + d_a) / 2$$

(3) 風による抵抗・モーメント計算

船体に作用する風圧抵抗 X_A ・風圧横力 Y_A および風圧モーメント M_A は、次式である。

$$\begin{aligned}
X_A &= -\frac{1}{2} \rho_a \cdot A_T \cdot U_A^2 \cdot C_{XA} \\
Y_A &= \frac{1}{2} \rho_a \cdot A_L \cdot U_A^2 \cdot C_{YA} \\
M_A &= \frac{1}{2} \rho_a \cdot A_L \cdot L_{OA} \cdot U_A^2 \cdot C_{MA}
\end{aligned} \tag{A1-4}$$

ここで, ρ_a : 空気密度, U_A : 相対風速, A_L : 水面上正面投影面積, A_T : 水面上側面投影面積, Loa : 全長, C_{XA} : 風圧抵抗係数, C_{YA} : 風圧横力係数, C_{MA} : 風圧モーメント係数, である.

時々刻々の相対風向に対する各係数を求めて, (A1-4)式により風による抵抗・横力およびモーメントを算出する. 船体正面風圧抵抗係数, 側面風圧抵抗係数および風圧抵抗モーメント係数は, あらかじめ相対風向ベースにてデータテーブル化しておき, 時々刻々の当該風向における各係数を補間に手求めておく. そのように算出した風圧抵抗・横力・モーメント係数を(A1-4)式に代入して, 時々刻々の風速における風圧抵抗・横力(X_A , Y_A)・モーメント M_A を算出する.

なお, 相対風速(U_A)と相対風向(Ψ)は, 絶対風速(U_w)と船速(V_g)および絶対風向(χ_w)により, 次式にて求める.

$$\begin{aligned}
\chi_w &= \chi_{w0} - \theta \\
U_A &= \sqrt{U_w^2 + V_g^2 + 2U_w V_g \cos \chi_w} \\
\Psi &= \tan^{-1} \frac{\sin \chi_w}{\frac{V_g}{U_w} + \cos \chi_w}
\end{aligned} \tag{A1-5}$$

ここで, V_g (=V) : 船速, θ : 針路, U_w : 真風速, χ_{w0} : 北を 0° とした絶対風向, である.

(4) 舵による抵抗・モーメント計算^{79),80)}

舵による抵抗・横力・モーメント(X_R , Y_R および M_R)は, 次式によって求める.

$$\begin{aligned}
X_R &= -(1 - t_R) F_N \sin \delta \\
Y_R &= -(1 + a_H) F_N \cos \delta \\
M_R &= -(D_R + a_H D_{HR}) F_N \cos \delta \\
a_H &= 2.32 C_B^2 - 0.904 C_B + 0.0276 \\
D_{HR} &= 9.64 C_B^2 - 8.22 C_B + 0.0077 \\
(1 - t_R) &= 0.28 C_B + 0.55
\end{aligned} \tag{A1-6}$$

$$\begin{aligned}
F_N &= \frac{1}{2} \rho_w \frac{6.13 \Lambda}{\Lambda + 2.25} A_R V_R^2 \sin \delta \\
V_R &= (1 - w) V (1 + 3.6 S^{1.5})^{0.5} \\
S &= 1 - \frac{(1-w)V}{N \cdot P}
\end{aligned} \tag{A1-7}$$

ここで, δ : 舵角, A_R : 有効舵面積, Λ : 舵アスペクト比, V : 対水船速, N : 回転数, $(1-w)$: 伴流率, P : プロペラピッチ, C_B : 方形係数, D_{HR} : 舵の干渉力中心, D_R : 舵の x 座標, である.

(5) 波による波浪定常力・モーメントの計算

波によって生じる波浪定常力・モーメントは、船首方向（x 軸）成分が抵抗増加(X_W)、横方向（y 軸）成分が波浪定常横力(Y_W)、船首回頭方向（z 軸回り）成分が波浪定常回頭モーメント(M_W)と呼ばれる。

波による抵抗増加 $\overline{R_{AW}} (= X_W)$ は、風波有義波高 1m に対する抵抗増加を $\overline{R_{AW}}_W / H_{1/3W}^2$ 、うねり有義波高 1m に対する抵抗増加を $\overline{R_{AW}}_S / H_{1/3S}^2$ 、風波有義波高を $H_{1/3W}$ 、うねり有義波高を $H_{1/3S}$ としたとき、次式で表現される。

$$\begin{aligned} X_{WW} &= \frac{\overline{R_{AW}}_W(V, \bar{T}, \chi)}{H_{1/3W}^2} H_{1/3W}^2 \\ X_{WS} &= \frac{\overline{R_{AW}}_S(V, \bar{T}, \chi)}{H_{1/3S}^2} H_{1/3S}^2 \\ X_{WS} &= X_{WW} + X_{WS} \end{aligned} \quad (A1-8)$$

波による抵抗増加は、次式の手順にて求める。

- 規則波中の抵抗増加応答関数推定：抵抗増加は船体運動に起因する成分と船首部における反射成分から成っていると言われているので、それらを加えて規則波中抵抗増加応答関数とする。
- 不規則波中の平均抵抗増加量推定は、規則波中抵抗増加応答関数と波スペクトラムの重ね合わせ理論の基づく丸尾の方法によって求める。波スペクトラムは、以下に示す ITTC(1978)で提案された式を用いる。また、方向分布関数は $\cos^2 \chi$ 分布とする。

＜風波スペクトラム＞

$$S(\omega) = 173H_{1/3}^2\bar{T}^{-4}\omega^{-5}\exp\{-691(\bar{T}\omega)^{-4}\} \frac{2}{\pi} \cos^2 \chi \quad (A1-9)$$

＜うねりスペクトラム＞

$$S(\omega) = 173H_{1/3}^2\bar{T}^{-4}\omega^{-5}\exp\{-691(\bar{T}\omega)^{-4}\} \quad (A1-10)$$

- 風波とうねり別々に、船速、平均波周期、出会い角で補間して当該状態の値を求める。
- 求めた値に有義波高(風波とうねり別)の二乗を掛ける。
- 風波の平均抵抗増加量とうねりの平均抵抗増加量を足し合わせて、平均抵抗増加量を求める。

すなわち、ある海象(有義波高、平均波周期、出会い角)および航走状態(船速)における平均抵抗増加量は、あらかじめ「喫水状態、船速、波向き、波周期」を種々変えて単位有義波高あたりの平均抵抗増加量の計算結果テーブルを作成しておき、海象状況・船速状態における値はデータ補間法によって算出する。同様な手順によって、 Y_W と M_W の計算を行う。

(6) プロペラ推力の計算

プロペラ推力 X_P は、推力減少率を $(1-t)$ 、海水密度を ρ_w 、プロペラ回転数を N 、プロペラ直径を D_p 、プロペラ推力係数を K_T とすると次式となる。

$$X_P = (1-t) \cdot \rho_w \cdot N^2 \cdot D_p^4 \cdot K_T \quad (A1-11)$$

回転数一定で航行している場合、抵抗-推力一致法によれば船速が決まると、(A1-12)式のごとく前進定数 J が決まるので、その時の K_T が POC(Propeller Open Characteristics)から求まり、(A1-11)式にてプロペラ推力 X_P が算出できる。なお、 K_T カーブは二次式近似するものとし、その二次近似曲線の係数を入力データとしておく。

$$\begin{aligned} V, N \rightarrow J &= \frac{(1-w)V}{N \cdot D_p} \rightarrow K_T = a_0 + a_1 \cdot J + a_2 \cdot J^2 \\ &\rightarrow X_P = (1-t) \cdot \rho_w \cdot N^2 \cdot D_p^4 \cdot K_T \end{aligned} \quad (A1-12)$$

付録 1-3 釣り合い方程式の解法

まず、(A1-1)式の第二式と第三式から二次方程式の解として、ドリフト角 α を求める。次に、その結果を用いて舵角 δ を算出する。求まった α と δ を、(A1-1)式の第一式に代入する。第一式を満足させるため、船速 V を変化させ再度 δ と α を算出する。この手順を繰り返すことで、船速 V 、ドリフト角 α および舵角 δ の最終解を求める。 X_W が海象状況（波高、波周期、波向き）に、 X_A が気象状況（風速、風向）により変化する。

ドリフト角 α を求める二次方程式は、以下である。

$$\begin{aligned} &\left\{ \frac{1}{2} \rho_w L_{WL} d \cdot V^2 (D_R + a_H D_{HR}) K_2 \right\} \alpha |\alpha| \\ &+ \left\{ \frac{1}{2} \rho_w L_{WL} d \cdot V^2 (D_R + a_H D_{HR}) K_1 - 2d(1 + a_H) \right\} \alpha \\ &+ \{(1 + a_H)(M_A + M_W) - (Y_A + Y_W)(D_R + a_H D_{HR})\} = 0 \end{aligned} \quad (A1-13)$$

また、舵角 δ は次式によって求める。

$$\left. \begin{aligned} \delta &= \frac{1}{2} \sin^{-1} \left[\frac{2}{(D_R + a_H D_{HR}) F'_N} (M_A + M_W - \rho_w L_{WL} d \cdot V^2 \alpha) \right] \\ F'_N &= \frac{F_N}{\frac{1}{2} \rho_w L_{WL} d \cdot V^2} \end{aligned} \right\} \quad (A1-14)$$

ここで、風圧モーメント M_A は相対風速の二乗、波浪定常回頭モーメント M_W は波高の二乗に比例するため、風波外乱の増大に伴って舵角は急激に大きくなる。

釣り合い方程式を効率よく解くために、以下の手順とする。

- ① 船速の初期値 V_1 と船速の増分 ΔV をセットする。

- ② V_1 における斜航角 α_1 と舵角 δ_1 を算出する.
 ③ V_1, α_1, δ_1 の時の前後方向力 X_1 を算出する. $(V_1, X_1) \rightarrow V_k, X_k$

$$X = X_A + X_H + X_R + X_W + X_P$$

X_A :風圧抵抗

X_H :平水中抵抗+斜航抵抗

X_R :舵抵抗

X_W :波による抵抗

X_P :スラスト

- ④ 前後方向力の正負により、船速の増分を用いて以下のように船速を修正する.

$$X_1 > 0, V_2 = V_1 + \Delta V$$

$$X_1 < 0, V_2 = V_1 - \Delta V$$

- ⑤ V_2 の時の斜航角 α_2 と舵角 δ_2 を算出して、前後方向力 X_2 を求める. $(V_2, X_2) \rightarrow V_{k+1}, X_{k+1}$

- ⑥ 同様に、前後方向力の正負で船速をさらに動かす.

$$X_2 > 0, V_3 = V_2 + \Delta V$$

$$X_2 < 0, V_3 = V_2 - \Delta V$$

- ⑦ 一つ前の前後方向力 X_k と現ステップの前後方向力 X_{k+1} の符号が反転するまで、④～⑥の繰り返し計算を行う. すなわち、船速の収束は次式により判定する.

$$X_k \cdot X_{k+1} \leq 0$$

この二点で挟んだ付近に、前後力がバランスする船速が存在する.

- ⑧ ⑦の判定条件を満足した時に、次式にて船速を一点追加する. V_2 にて⑦の判定条件を満足した場合で記述すると、 $V_3 = (V_1 + V_2)/2$ [$V_{k+2} = (V_k + V_{k+1})/2$]を追加することになる. この船速の斜航角 α_3 と舵角 δ_3 を算出し、前後方向力 X_3 を求めておく. $\rightarrow V_{k+2}, X_{k+2}$

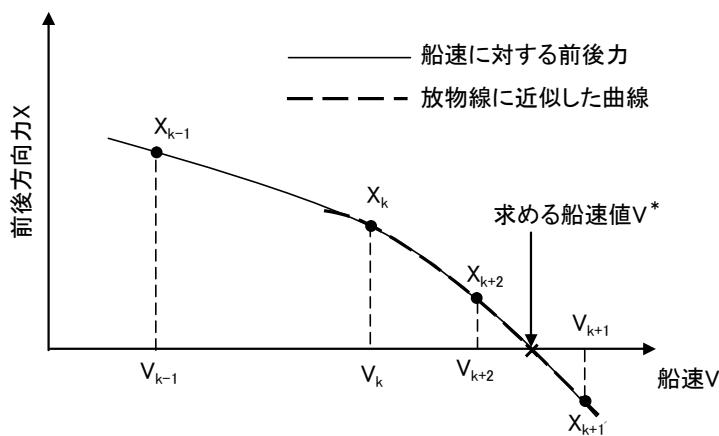


Fig.A1-1 Procedure for calculating converging ship speeds.

- ⑨ $(V_k, X_k), (V_{k+1}, X_{k+1}), (V_{k+2}, X_{k+2})$ の三点により、船速と前後方向力のカーブを放物線近似することで、前後方向力がゼロ（平衡方程式が満足される）となる船速 V^* を求める.
 ⑩ 収束計算により求まった船速 V^* の時の斜航角 α^* と舵角 δ^* を求める.

付録 1-4 所用馬力および燃料消費量の算出

抵抗一推力一致法によれば、(A1-1)式の繰り返し解法にて得た解(V , δ , α)によって対象とした外乱状況における全抵抗 R_T と推進効率 η が求まる。以上により、実海域におけるエンジン馬力 P が算出できる。さらに、馬力が求まれば燃料消費率 K を与えることで、本論の(2-1)式にて燃料消費量が計算できる。

付録 1-5 試計算例

以下に、本船舶性能シミュレーションによって自動車運搬船(Pure Car Carrier)に対する風の影響の検討例を示す。Table A1-2 および Fig.A1-2 は、Table A1-1 に示す対象船が回転数一定制御にて波高と波周期が一定の海象中を針路一定で航行中に風向(向かい風 0° で、風波波向きは風向と同じ)が変化した時の船速・舵角・斜航角および主機馬力・燃料消費量の変化を推定した一例である。

Table A1-1 Principal dimensions and calculation conditions.

Kind of ship	PCC
Lpp	190m
Breadth	32.2m
Ship speed	19.3kt
Ship course	0° (Northward)
Wind speed	2m/s
Wind direction	$0^\circ \sim 360^\circ$ (1° steps)
Significant wave height of swell	5m
Mean wave period of swell	10sec.
Mean wave direction of swell	0°
Significant wave height of wind wave	5m
Mean wave period of wind wave	8sec.
Mean wave direction of wind wave	Same as wind direction

Table A1-2 An example of the ship performance simulation.

Wind Direction (deg.)	Ship speed (kt)	Drift angle (deg.)	Rudder angle (deg.)	Truque (kN-m)	Engine output (kW)	FOC (kg/h)
0	16.04	0.00	0.00	1318.7	12980.4	27258.8
10	15.97	0.30	0.08	1323.0	13023.1	27348.6
20	15.97	0.66	0.20	1323.2	13025.3	27353.1
30	16.04	1.03	0.37	1318.8	12982.2	27262.7
40	16.21	1.36	0.56	1307.7	12872.3	27031.8
50	16.45	1.61	0.77	1292.2	12719.9	26711.8
60	16.75	1.76	0.97	1273.2	12533.2	26319.7
70	17.08	1.80	1.13	1251.4	12318.2	25868.3
80	17.44	1.74	1.25	1228.3	12090.7	25390.4
90	17.79	1.60	1.30	1205.1	11862.1	24910.4
100	18.05	1.40	1.27	1187.6	11690.2	24549.4
110	18.28	1.17	1.17	1172.9	11545.2	24245.0
120	18.45	0.91	1.01	1161.2	11430.5	24004.0
130	18.56	0.67	0.81	1153.8	11358.1	23852.0
140	18.63	0.44	0.59	1149.3	11312.9	23757.1
150	18.67	0.25	0.37	1146.9	11289.4	23707.8
160	18.66	0.11	0.18	1147.3	11293.7	23716.7
170	18.64	0.03	0.05	1148.8	11308.6	23748.0
180	18.61	0.00	0.00	1150.9	11329.0	23790.8

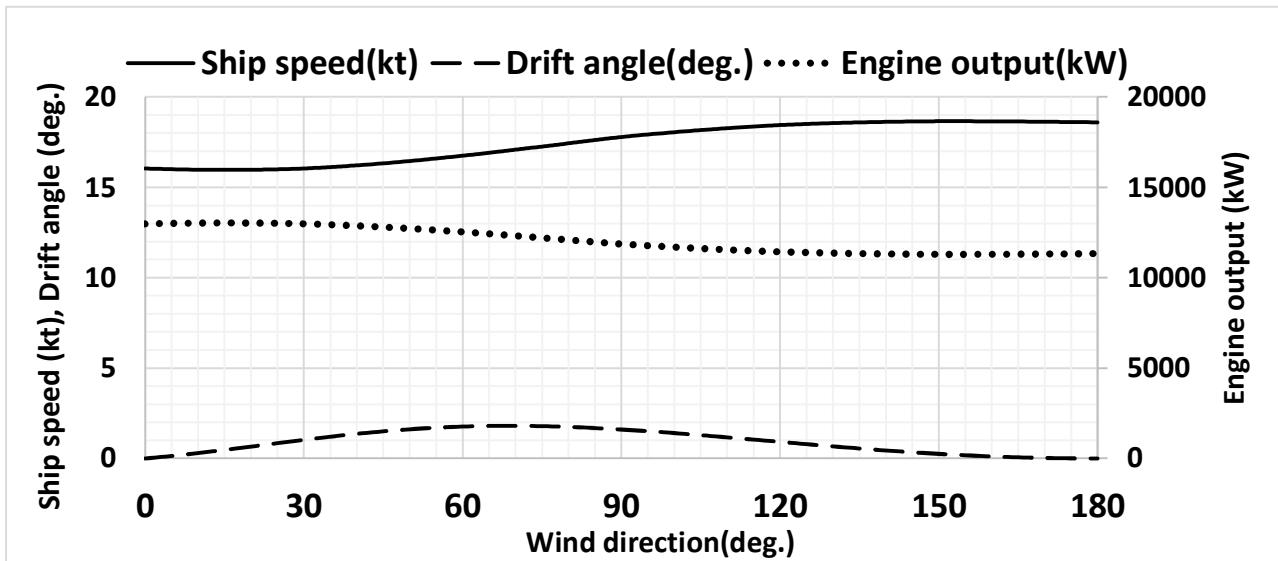
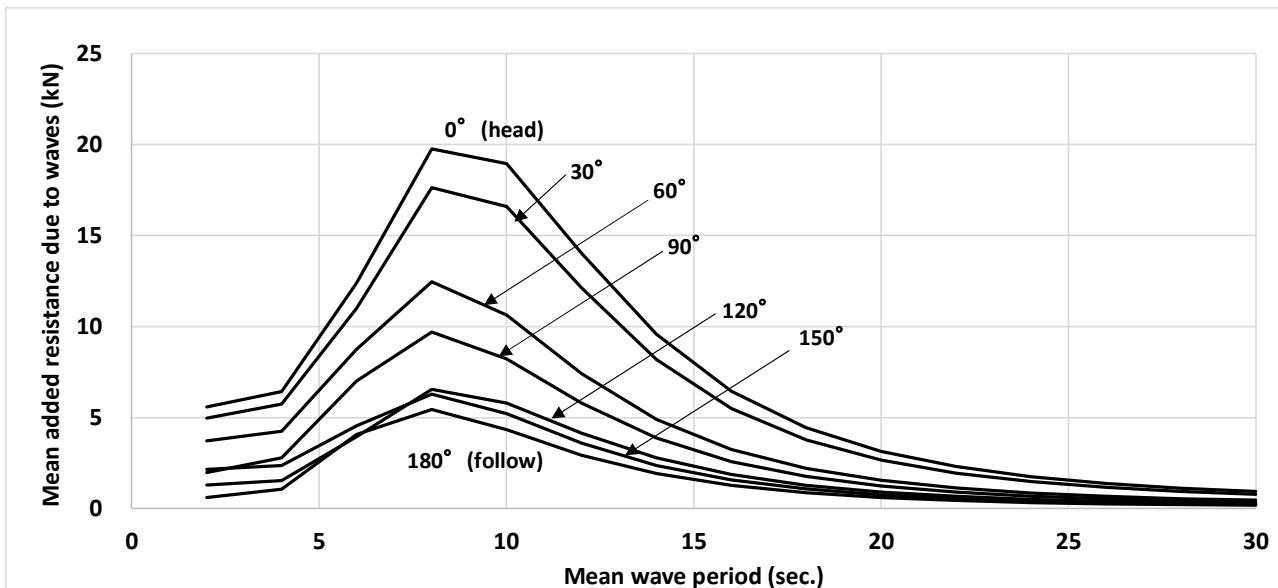


Fig.A1-2 An example of the ship performance simulation.

Table A1-2 および Fig.A1-2 によれば、相対風向が $60^\circ \sim 90^\circ$ においてドリフト角および舵角が大きいが、船速低下量および主機馬力は相対風向が 0° の時が大きい。Fig.A1-3 によれば横波(90°)における風波抵抗が向波(0°)の場合に比べて半減しているために、ドリフト角・舵角が大きくなる相対風向 $60^\circ \sim 90^\circ$ において船速が回復している。

本計算例では、ドリフトや舵による抵抗は実海域推進性能に及ぼす影響は小さかったが、ドリフト角や舵角が大きくなると、安全運航上に問題が生じるため操縦性の観点からの検討が必要である。



FigA1-3 Calculations of mean resistance wind-generated waves.

付録2 プロペラ流入速度変動の計算法

付録2-1 基礎式

プロペラ面内への流入速度は、船体運動や入射波の変化によって時々刻々変動している。この変動のことを、プロペラ流入速度変動と呼ぶ。

プロペラ面内への流入速度の時間的変動の船長方向成分は、波の粒子運動と船体運動の和として考えて計算することができる。今、出会い周波数 ω_e 、プロペラ面内への流入速度変動振幅 u_0 、その位相 β とすると、プロペラ面内への流入速度変動 $u(t)$ は、次式で与えられる。

$$u(t) = u_{\xi} + u_{\dot{\theta}} + u_{\dot{\psi}} + u_w = u_0 \cdot \cos(\omega_e t + \beta) \quad (A2-1)$$

ここで、 u_{ξ} は前後揺れ、 $u_{\dot{\theta}}$ は縦揺れ、 $u_{\dot{\psi}}$ は船首揺れ、 u_w 船尾プロペラ位置における入射波高の減少を考慮した波、によるプロペラ流入速度変動の船長方向成分である。

(A2-1)式によると、流入速度変動の振幅 u_0 とその位相 β は、波と船体運動の船長方向成分の振幅で与えられる。以下、その u_0 と β を求める。

船体運動は、次式である。

$$\left. \begin{array}{l} \xi(t) = \xi_a \cdot \cos(\omega_e t + \varepsilon_{\xi}) \\ \theta(t) = \theta_a \cdot \cos(\omega_e t + \varepsilon_{\theta}) \\ \psi(t) = \psi_a \cdot \cos(\omega_e t + \varepsilon_{\psi}) \end{array} \right\} \quad (A2-2)$$

原点をミッドシップ、センターライン、水面とする。重心位置 G は、原点 O から (x_G, y_G, z_G) の距離にある。出会い角 χ は、船尾を 0° とし、左舷を 90° 、船首を 180° とする。

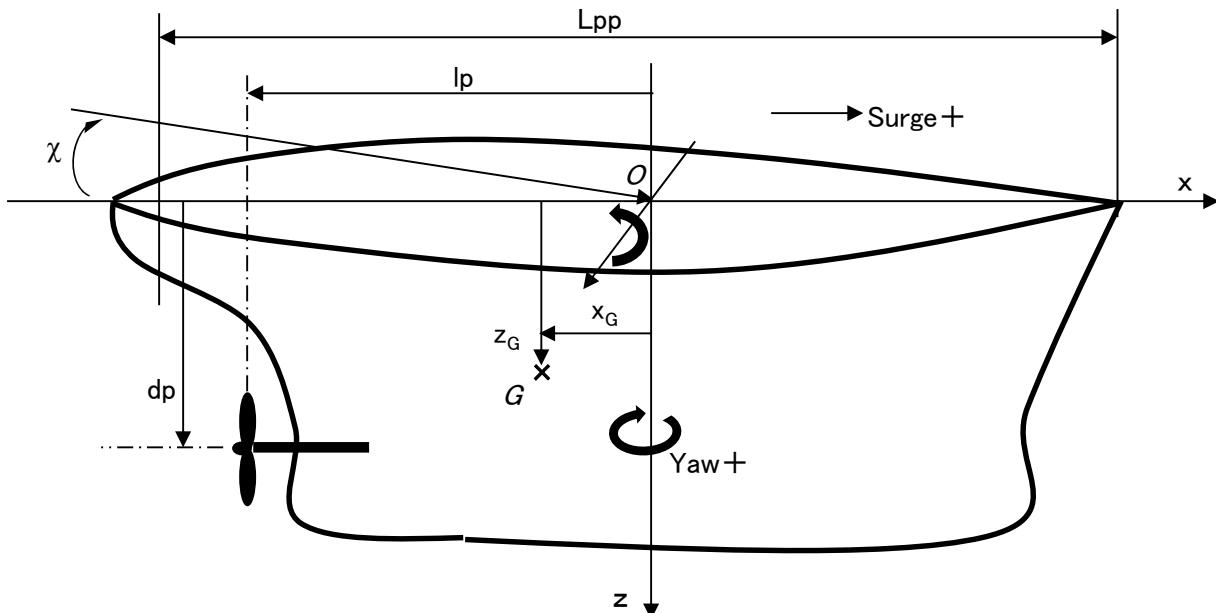


Fig.A2-1 Coordinate system.

(A2-2)式を一回微分して速度成分を求めるとき、次式となる。

$$\left. \begin{aligned} \dot{\xi}(t) &= -\omega_e \cdot \xi_a \cdot \sin(\omega_e t + \varepsilon_\xi) = \omega_e \cdot \xi_a \cdot \cos(\omega_e t + \varepsilon_\xi + \pi/2) \\ \dot{\theta}(t) &= -\omega_e \cdot \theta_a \cdot \sin(\omega_e t + \varepsilon_\theta) = \omega_e \cdot \theta_a \cdot \cos(\omega_e t + \varepsilon_\theta + \pi/2) \\ \dot{\psi}(t) &= -\omega_e \cdot \psi_a \cdot \sin(\omega_e t + \varepsilon_\psi) = \omega_e \cdot \psi_a \cdot \sin(\omega_e t + \varepsilon_\psi + \pi/2) \end{aligned} \right\} \quad (A3-3)$$

一方、入射波の速度ポテンシャル ϕ_w は、次式で与えられる。

$$\phi_w = \frac{g \zeta_a}{\omega} e^{-kz} \cdot \sin(\omega_e t - kx \cdot \cos \chi - ky \cdot \sin \chi) \quad (A2-4)$$

入射波の船首方向の速度（水平流速）は、(A2-4)式を x にて微分することで次式となる。

$$\begin{aligned} u_w &= \frac{\partial \phi_w}{\partial x} = \frac{g \zeta_a}{\omega} e^{-kz} \cdot (-k \cdot \cos \chi) \cdot \cos(\omega_e t - kx \cdot \cos \chi - ky \cdot \sin \chi) \\ &= -\zeta_a \cdot \omega \cdot \cos \chi \cdot e^{-kz} \cdot \cos(\omega_e t - kx \cdot \cos \chi - ky \cdot \sin \chi) = u_{w0} \cdot \cos(\omega_e t + \alpha) \end{aligned} \quad (A2-5)$$

$$u_{w0} = -\zeta_a \cdot \omega \cdot \cos \chi \cdot e^{-kz} \quad , \quad \alpha = -kx \cdot \cos \chi - ky \cdot \sin \chi \quad (A2-6)$$

ここで、一軸船の場合のプロペラは船体のセンターライン上にあるので、プロペラは原点から $x = -\ell_p$, $y = 0$, $z = d_p$ の位置にある。また、船体の存在により入射波が搅乱を受けて、船尾ではかなり波高が減少することが知られている。そのため、(A2-6)式の ζ_a にその影響を考慮しないといけない。ここでは一般式の形で波高の減少を表しておく。この影響のパラメータとしては ω と χ があるので $C(\omega, \chi)$ とすると、斜波中における(A2-6)式は次式となる。

$$u_{w0} = -C(\omega, \chi) \cdot \zeta_a \cdot \omega \cdot \cos \chi \cdot e^{-kd_p} \quad , \quad \alpha = k \cdot \ell_p \cdot \cos \chi \quad (A2-7)$$

(A2-3)式の $\dot{\theta}(t)$ と $\dot{\psi}(t)$ を、船長方向の速度成分に直して整理する。今、重心 G 回りに縦揺れ θ が生じたときに G から距離 r だけ離れた位置 P 点にあるプロペラは、Fig.A2-2 のごとく P' 点に移動する。こうして縦揺れによるプロペラ位置の変化が、プロペラ流入速度の縦揺れによる船長方向成分になる。

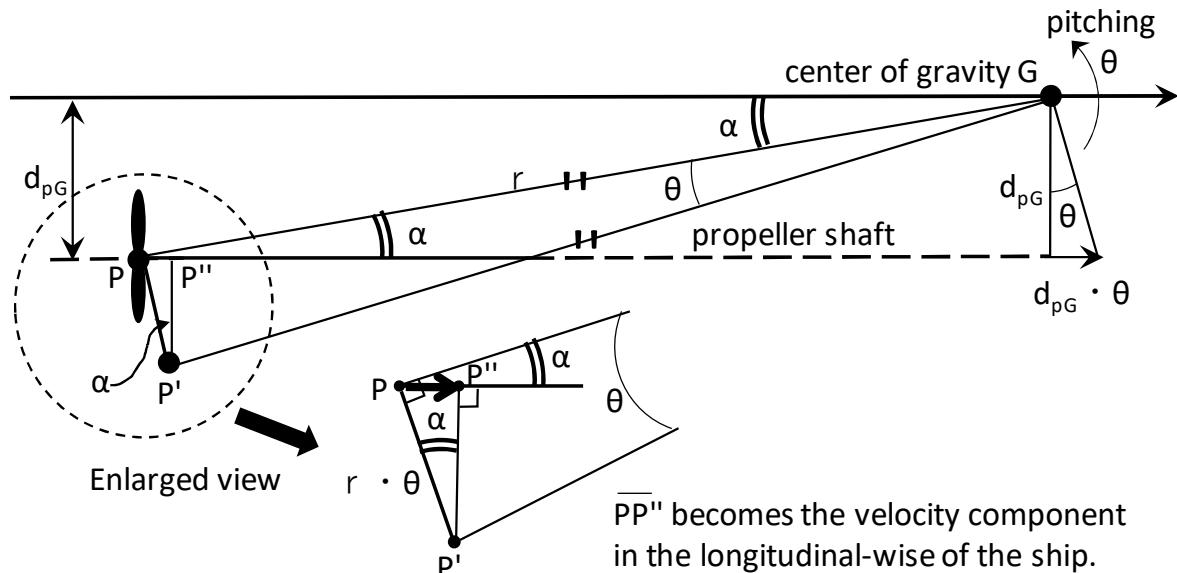


Fig.A2-2 Velocity component in the longitudinal direction of the ship caused by the angular velocity of pitching.

重心位置～プロペラ軸間の距離を d_{pG} ($= d_p - z_G$) とすると、 \overline{GP} とプロペラ軸のなす角 α と r , d_{pG} の関係は次式である。

$$\sin \alpha = \frac{d_{pG}}{r} \rightarrow r = \frac{d_{pG}}{\sin \alpha}$$

縦揺れ後のプロペラ位置 P' 点から下ろしたプロペラ軸への垂線とプロペラ軸の交点を P'' 点としたとき、 $\overline{PP'}$ と $\overline{PP''}$ のなす角は α である。これより、プロペラ位置の船長方向への変化と縦揺れ θ の関係は次式にて求めることができる。

$$\sin \alpha = \frac{\overline{PP''}}{\overline{PP'}} = \frac{\overline{PP''}}{r\theta} \rightarrow \overline{PP''} = r\theta \cdot \sin \alpha = \frac{d_{pG}}{\sin \alpha} \theta \cdot \sin \alpha = d_{pG} \cdot \theta$$

ここで上式を時間微分することで、プロペラ流入速度の縦揺れによる船長方向成分 $u_{\dot{\theta}}$ の次式を得る。

$$\frac{d\overline{PP''}}{dt} = d_{pG} \cdot \frac{d\theta}{dt} = d_{pG} \cdot \dot{\theta} = u_{\dot{\theta}} \rightarrow u_{\dot{\theta}} = d_{pG} \cdot \dot{\theta}, d_{pG} = d_p - z_G \quad (\text{A2-8})$$

また、二軸船の場合では、図 3 のように G から y 方向に y_{pG} だけずれた位置にプロペラがある。したがって、縦揺れの場合と同様にその距離 y_{pG} がレバーとなって船首揺れによる船長方向速度が生じる。(一軸船の場合は、プロペラ軸がセンターライン上のためこのレバーはゼロである。)

$$u_{\dot{\psi}} = -y_{pG} \cdot \dot{\psi} \quad (\text{A2-9})$$

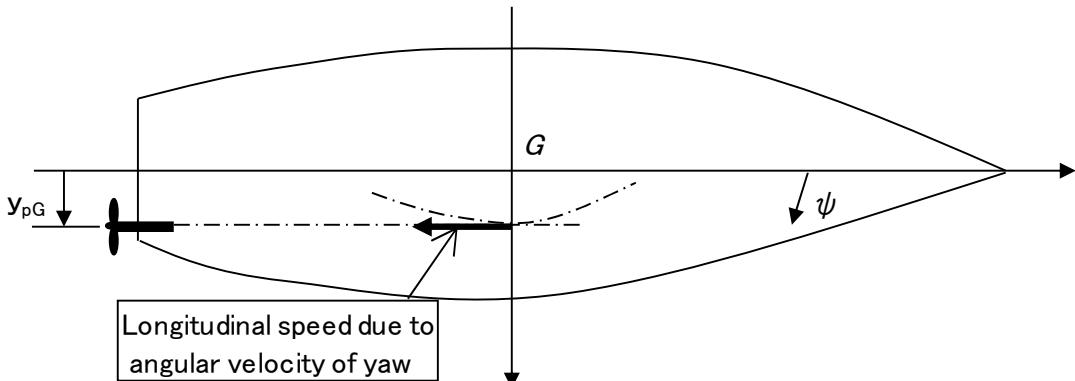


Fig.A2-3 Velocity component in the longitudinal direction of the ship caused by the angular velocity of yawing.

したがって、船体運動によるプロペラ流入速度の船長方向成分は次式となる。

$$\left. \begin{aligned} u_{\dot{\xi}} &= \omega_e \cdot \xi_a \cdot \cos(\omega_e t + \varepsilon'_{\xi}) \\ u_{\dot{\theta}} &= d_{pG} \cdot \dot{\theta} = d_{pG} \cdot \omega_e \cdot \theta_a \cdot \cos(\omega_e t + \varepsilon'_{\theta}) \\ u_{\dot{\psi}} &= -y_{pG} \cdot \dot{\psi} = -y_{pG} \cdot \omega_e \cdot \psi_a \cdot \cos(\omega_e t + \varepsilon'_{\psi}) \\ \varepsilon'_{\xi} &= \varepsilon_{\xi} + \pi/2, \quad \varepsilon'_{\theta} = \varepsilon_{\theta} + \pi/2, \quad \varepsilon'_{\psi} = \varepsilon_{\psi} + \pi/2 \end{aligned} \right\} \quad (\text{A2-10})$$

(A2-1)式に, (A2-5)式, (A2-7)式および(A2-10)式を代入して, 二軸船の場合を一般式として整理する.

$$\left. \begin{aligned}
 u(t) &= u_0 \cdot \cos(\omega_e t + \beta) \\
 &= u_{\dot{\xi}} + u_{\dot{\theta}} + u_{\dot{\psi}} + u_w \\
 &= \omega_e \cdot \xi_a \cdot \cos(\omega_e t + \varepsilon'_{\xi}) + d_{PG} \cdot \omega_e \cdot \theta_a \cos(\omega_e t + \varepsilon'_{\theta}) \\
 &\quad - y_{PG} \cdot \omega_e \cdot \psi_a \cdot \cos(\omega_e t + \varepsilon'_{\psi}) + u_{w0} \cdot \cos(\omega_e t + \alpha) \\
 u_{w0} &= -C(\omega, \chi) \cdot \zeta_a \cdot \omega \cdot \cos \chi \cdot e^{-k \cdot d_P} \\
 \alpha &= k \cdot \ell_P \cdot \cos \chi - k \cdot y_{PG} \cdot \sin \chi \quad , \quad k = 2\pi/\lambda
 \end{aligned} \right\} \quad (A2-11)$$

なお, 上述のとおり一軸船のプロペラはセンターライン上にあるので, $y_{PG} = 0$ である. したがって, 一軸船には船首揺れの影響は生じない. 以下, (A2-11)式を再度整理する.

$$\begin{aligned}
 u(t) &= u_0 \cdot \cos(\omega_e t + \beta) = \omega_e \cdot \xi_a \cdot \cos(\omega_e t + \varepsilon'_{\xi}) + d_{PG} \cdot \omega_e \cdot \theta_a \cdot \cos(\omega_e t + \varepsilon'_{\theta}) \\
 &\quad - y_{PG} \cdot \omega_e \cdot \psi_a \cdot \cos(\omega_e t + \varepsilon'_{\psi}) + u_{w0} \cdot \cos(\omega_e t + \alpha) \\
 &= [\omega_e (\xi_a \cdot \cos \varepsilon'_{\xi} + d_{PG} \cdot \theta_a \cdot \cos \varepsilon'_{\theta} - y_{PG} \cdot \psi_a \cdot \cos \varepsilon'_{\psi}) + u_{w0} \cdot \cos \alpha] \cos \omega_e t \\
 &\quad - [\omega_e (\xi_a \cdot \sin \varepsilon'_{\xi} + d_{PG} \cdot \theta_a \cdot \sin \varepsilon'_{\theta} - y_{PG} \cdot \psi_a \cdot \sin \varepsilon'_{\psi}) + u_{w0} \cdot \sin \alpha] \sin \omega_e t \\
 &= \sqrt{X_C^2 + X_S^2} \cos(\omega_e t + \beta)
 \end{aligned} \quad (A2-12)$$

$$\left. \begin{aligned}
 X_C &= \omega_e (\xi_a \cdot \cos \varepsilon'_{\xi} + d_{PG} \cdot \theta_a \cdot \cos \varepsilon'_{\theta} - y_{PG} \cdot \psi_a \cdot \cos \varepsilon'_{\psi}) + u_{w0} \cdot \cos \alpha \\
 X_S &= \omega_e (\xi_a \cdot \sin \varepsilon'_{\xi} + d_{PG} \cdot \theta_a \cdot \sin \varepsilon'_{\theta} - y_{PG} \cdot \psi_a \cdot \sin \varepsilon'_{\psi}) + u_{w0} \cdot \sin \alpha \\
 \beta &= \tan^{-1} \left(\frac{X_S}{X_C} \right) \\
 u_{w0} &= -C(\omega, \chi) \cdot \zeta_a \cdot \omega \cdot \cos \chi \cdot e^{-k \cdot d_P} \\
 \alpha &= k \cdot \ell_P \cdot \cos \chi - k \cdot y_{PG} \cdot \sin \chi \quad , \quad k = 2\pi/\lambda
 \end{aligned} \right\} \quad (A2-13)$$

こうして, プロペラ流入速度変動の振幅と位相が計算できる. なお, この式で求まるプロペラ流入速度変動の正方向は, Fig.A2-1 の座標どおり x 軸の正の方向である. すなわち, ここでのプロペラ流入速度変動は, 船が進む方向に変動した場合を正としていることに注意が必要である.

付録 2-2 試計算例

以下、RIOS システムにおける計算例（コンテナ船、満載状態、船速 20.13kt、向波状態）を示す。

1	L _{pp}	175m
2	B	25.4m
3	draft	9.8025m
4	D _p	6.5625m
5	Distance from midship to Propeller position	-8.3m
6	Distance from center line to Propeller shaft center	0m
7	Distance from base line to Propeller shaft center	3.5m
8	Distance from midship to center of gravity	-3.5m
9	Height of center of gravity	7.77875m
10	Distance from center line to center of gravity	0m
11	Wave amplitude	1m
12	Coefficients of quadratic approximation for K _T (K _T =A ₀ +A ₁ *J+A ₂ *J ²)	A ₀ =0.4857, A ₁ =-0.3215, A ₂ =-0.1176
13	Coefficients of quadratic approximation for K _Q (K _Q =B ₀ +B ₁ *J+B ₂ *J ²)	B ₀ =0.0679, B ₁ =-0.0262, B ₂ =-0.0257
14	Propeller rotation	100rpm
15	(1-w)	0.697

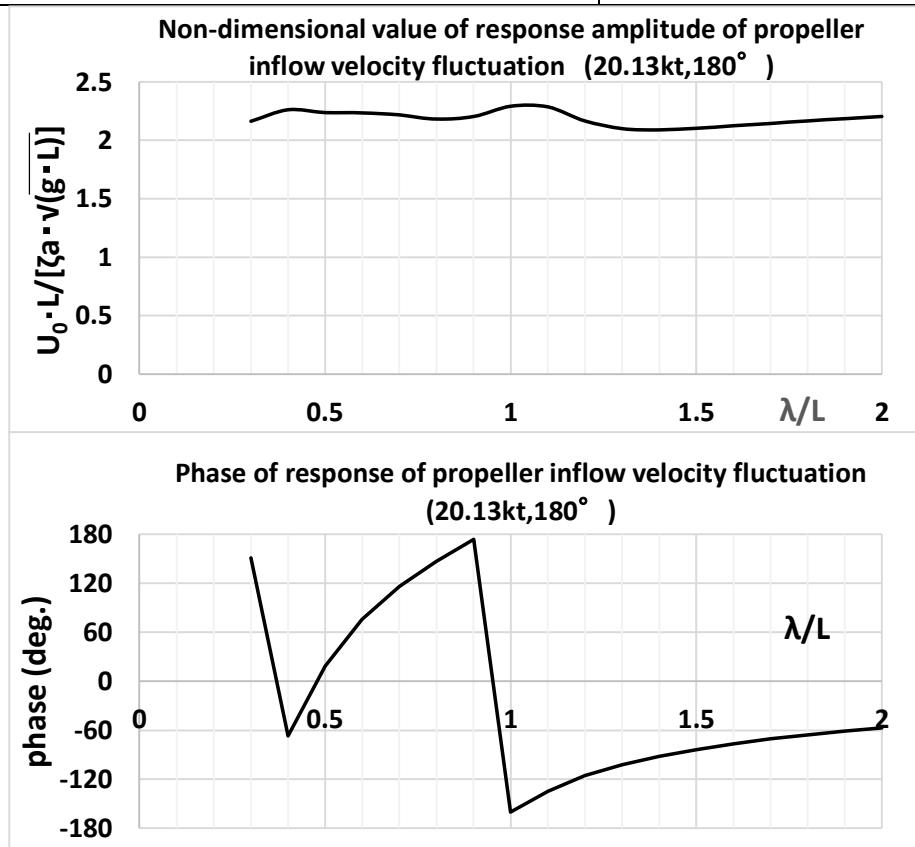


Fig.A2-4 An Example which calculated the propeller inflow velocity fluctuation in regular waves.

付録3 実海域における船体応答の不規則時系列の生成

実海域中を航行し船体運動している船舶では、プロペラ没水度が時々刻々変化する。プロペラ没水度が小さく(プロペラが水面に近づく)なると、プロペラ効率が悪くなることが知られている。ここでは、この変化が馬力推定にどのように影響を及ぼすかを確認(本論の3.8節)するために必要な実海域航行を模擬するプロペラ位置における相対変位の不規則時系列の作成方法について述べる。

付録3-1 相対変位

相対変位は、船体のある位置(高さ)と水面の相対的な位置関係を示すものである。すなわち、相対変位 $Z_r(t)$ はある位置 (P 点 (ℓ_x, ℓ_y, ℓ_z)) での上下方向の船体運動を $Z_a(t; P)$ 、水面の変化を $\varsigma_w(t; P)$ とすると、次式で表される。

$$Z_r(t; P) = Z_a(t; P) - \varsigma_w(t; P) \quad (\text{A3-1})$$

また、 P 点 (ℓ_x, ℓ_y, ℓ_z) における上下方向の船体運動 $Z_a(t; P)$ は上下揺れ $\zeta(t)$ 、縦揺れ $\theta(t)$ 、横揺れ $\phi(t)$ の各成分に分けて以下のように表すことができる。

$$Z_a(t; P) = \zeta(t) - \ell_x \cdot \theta(t) + \ell_y \cdot \phi(t) \quad (\text{A3-2})$$

(A3-2)式を(A3-1)式に代入して、相対水位 $Z_r(t; P)$ を次式で求める。

$$Z_r(t; P) = \zeta(t) - \ell_x \cdot \theta(t) + \ell_y \cdot \phi(t) - \varsigma_w(t; P) \quad (\text{A3-3})$$

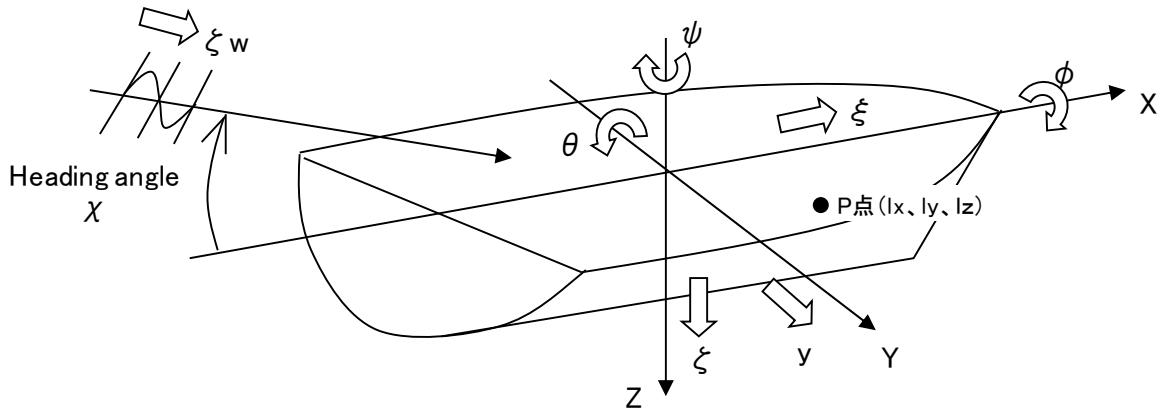


Fig.A3-1 Coordinate system

今、プロペラ位置における相対変位を推定することを考える。1軸船の場合は、プロペラはセンターライン上にあるので、 P 点は $(\ell_x, \ell_y = 0, \ell_z)$ のため横揺れ $\phi(t)$ の項はゼロとなる。すなわち、次式となる。

$$Z_r(t; P) = \zeta(t) - \ell_x \cdot \theta(t) - \varsigma_w(t; P) \quad (\text{A3-4})$$

規則波中の船体運動を推定すると、上下揺れおよび縦揺れの振幅と位相が出力される。上下揺れの振幅と位相を $\zeta_a, \varepsilon_\zeta$ 、縦揺れの振幅と位相を $\theta_a, \varepsilon_\theta$ および波振幅を ζ_w とし、その動揺出会い周波数を ω_e とした場合、(A3-4)式は次式のように変形できる。

$$Z_r(t; P) = \zeta_a \cos(\omega_e t + \varepsilon_\zeta) - \ell_x \cdot \theta_a \cos(\omega_e t + \varepsilon_\theta) - \zeta_w a \cos(\omega_e t - k\ell_x \cos \chi) \quad (A3-5)$$

相対変位の周波数応答関数を求めるために、次に示す二角の和と差の三角関数の関係式を用いて(A3-5)式を \cos 成分と \sin 成分に展開して、相対変位の振幅 Z_{ra} と位相 ε_{zr} を算出する式に変形する。二角の和と差の三角関数の関係式は、次式である。

$$\begin{aligned} \cos(A+B) &= \cos A \cos B - \sin A \sin B \\ \cos(A-B) &= \cos A \cos B + \sin A \sin B \end{aligned} \quad (A3-6)$$

(A3-6)式を(A3-5)式に代入して、 $\cos \omega_e t$ と $\sin \omega_e t$ に分解・整理し、再度 $\cos \omega_e t$ でまとめると次式を得る。

$$\begin{aligned} Z_r &= \zeta_a (\cos \omega_e t \cdot \cos \varepsilon_\zeta - \sin \omega_e t \cdot \sin \varepsilon_\zeta) - \ell_x \theta_a (\cos \omega_e t \cdot \cos \varepsilon_\theta - \sin \omega_e t \cdot \sin \varepsilon_\theta) - \\ &\quad \zeta_w a [\cos \omega_e t \cdot \cos(k\ell_x \cos \chi) - \sin \omega_e t \cdot \sin(k\ell_x \cos \chi)] \\ &= [\zeta_a \cos \varepsilon_\zeta - \ell_x \theta_a \cos \varepsilon_\theta - \zeta_w a \cos(k\ell_x \cos \chi)] \cos \omega_e t + \\ &\quad [-\zeta_a \sin \varepsilon_\zeta + \ell_x \theta_a \sin \varepsilon_\theta + \zeta_w a \sin(k\ell_x \cos \chi)] \sin \omega_e t \\ &= Z_{r \cos} \cos \omega_e t + Z_{r \sin} \sin \omega_e t = \sqrt{Z_{r \cos}^2 + Z_{r \sin}^2} \cos(\omega_e t + \varepsilon_{zr}) \\ &= Z_{ra} \cos(\omega_e t + \varepsilon_{zr}) \\ \varepsilon_{zr} &= \tan^{-1} \frac{Z_{r \sin}}{Z_{r \cos}} \end{aligned} \quad (A3-7)$$

(A3-7)式の相対変位の振幅 Z_{ra} と位相 ε_{zr} を用いて、次節に述べる方法によって相対変位の不規則時系列を生成する。

付録 3-2 プロペラ位置における相対変位の不規則時系列データの生成

前節にて、相対変位の周波数応答関数が求まったので、ここではその周波数応答関数を用いて、相対変位の不規則時系列データを生成する手順を示す。本方法は、波スペクトラムから波の不規則時系列データを生成する手順を、船体応答スペクトラムからの不規則船体応答時系列生成に適用するものである。

ある1点で計測された波浪の時間的変化を示す波形 $\zeta_w(t)$ は、一般に無数の正弦波の重ね合わせとして表すことができる。すなわち、次式である。

$$\zeta_w(t) = \lim_{n \rightarrow \infty} \sum_{i=1}^n \zeta_{wi} \cos(\omega_i t + \varepsilon_i) \quad (A3-8)$$

ここで、 ζ_{wi} は成分波の振幅、 $\omega_i = 2\pi/T_i$ は成分波の円周波数、 ε_i は成分波の位相（ $0 \sim 2\pi$ ）である。

なお、成分波の振幅 $\zeta_w(t)$ の大きさの割合は、波スペクトラムという関数 $\tilde{S}(\omega)$ によって示される。スペクトラム $\tilde{S}(\omega)$ は数学的には $-\infty < \omega < \infty$ の範囲に定義されるが、これは偶関数であるから ω の負の部分を正の部分に折り返し、これを ω の正の範囲にのみ定義する場合が多いので、そのような定義によるものを $S(\omega)$ と表すと、 $0 \leq \omega < \infty$ では $S(\omega) = 2\tilde{S}(\omega)$ となり、次式を得る。

$$\begin{aligned}\zeta_w(t) &= \int_{-\infty}^{\infty} \cos(\omega t + \varepsilon) \sqrt{\tilde{S}(\omega) \delta\omega} \\ &= \int_0^{\infty} \cos(\omega t + \varepsilon) \sqrt{2S(\omega) \delta\omega}\end{aligned}\quad (\text{A3-9})$$

または、離散化して次式になる。

$$\zeta_w(t) = \lim_{n \rightarrow \infty} \sum_{i=1}^n \cos(\omega_i t + \varepsilon(\omega_i)) \sqrt{2S(\omega_i) \delta\omega_i} \quad (\text{A3-10})$$

実際に不規則波の時系列を生成する場合は、(A3-9)式における周波数の分割個数 n は無限ではなく有限の m 個だとすると次式となる。

$$\zeta_w(t) = \sum_{i=1}^m \cos(\omega_i t + \varepsilon(\omega_i)) \sqrt{2S(\omega_i) \delta\omega_i} \quad (\text{A3-11})$$

ここで、 ε_i は $0 \sim 2\pi$ 間に分布する一様乱数である。

また、例えば次式で示す ISSC 波スペクトラムを(A3-11)式に代入すれば、波スペクトラムに対応した不規則波時系列データが生成できる。

$$S(\omega) = 0.11H_{1/3}^2 \frac{T_0}{2\pi} \left(\frac{\omega T_0}{2\pi} \right)^{-5} \exp \left\{ -0.44 \left(\frac{\omega T_0}{2\pi} \right)^{-4} \right\} \quad (\text{A3-12})$$

一方、ある船体応答のスペクトラム $S_{SR}(\omega)$ は、(A3-12)式の波スペクトラム $S(\omega)$ と船体応答関数 $A(\omega)$ によって次式にて求める。

$$S_{SR}(\omega) = \left[\frac{A(\omega)}{\zeta_a} \right]^2 S(\omega) \quad (\text{A3-13})$$

ここで、 ζ_a は規則波の波振幅である。

(A3-11)式の波スペクトラムを(A3-13)式の船体応答スペクトラムに置き換えることで、船体応答の不規則時系列が次式にて生成できる。

$$Z_{rp}(t) = \sum_{i=1}^m \cos[\omega_e t + \varepsilon_{zrp} + \varepsilon(\omega_i)] \sqrt{2S_{SR}(\omega_i) \delta\omega_i} \quad (\text{A3-14})$$

ここで、 Z_{rp} はプロペラ位置における相対変位の不規則時系列、 ε_{zrp} はプロペラ位置における相対変位の位相、 ω_e は出会い周波数、である。

なお、うねり・風波併存海域における計算を行う場合は、本論の 4.3.1 節に倣い合成波スペクトラム $S_\eta(\omega)$ を(A3-13)式の $S(\omega)$ に代入した次式を用いれば良い。

$$S_{SR}(\omega) = \left[\frac{A(\omega)}{\zeta_a} \right]^2 S_\eta(\omega) = \left[\frac{A(\omega)}{\zeta_a} \right]^2 \left\{ S_1(\omega) + S_2(\omega) + 2\sqrt{S_1(\omega)S_2(\omega)} \cos[\varepsilon_1(\omega) - \varepsilon_2(\omega)] \right\} \quad (\text{A3-15})$$

ここで, $S_1(\omega)$: うねりの波スペクトラム, $S_2(\omega)$: 風波の波スペクトラム, $\varepsilon_1(\omega)$: うねりのランダム位相, $\varepsilon_2(\omega)$: 風波のランダム位相, である.

なお, うねり・風波併存海域の計算の場合, (A3-15)式の位相は次式である.

$$\varepsilon(\omega) = -\tan^{-1} \left[\frac{\sqrt{\frac{2S_1(\omega)}{d\omega}} \cos[\varepsilon_1(\omega)] + \sqrt{\frac{2S_2(\omega)}{d\omega}} \cos[\varepsilon_2(\omega)]}{\sqrt{\frac{2S_1(\omega)}{d\omega}} \sin[\varepsilon_1(\omega)] + \sqrt{\frac{2S_2(\omega)}{d\omega}} \sin[\varepsilon_2(\omega)]} \right] \quad (\text{A3-16})$$

以上により, うねり・風波併存海域における船体応答の時系列は, $S_1(\omega)$, $S_2(\omega)$ およびランダム位相の差 $[\varepsilon_1(\omega) - \varepsilon_2(\omega)]$ を与えることで, (A3-14)式～(A3-16)式を用いて生成することができる.

付録 3-3 試計算例

Fig.A3-2 は, プロペラ位置における相対変位応答の時系列を生成した例である. $L_{pp}=175\text{m}$ のコンテナ船が不規則向波中 (有義波高 3m, 平均波周期 10 秒) を $V_s=20.1\text{kt}$ にて航行しているときの結果である. 相対変位応答時系列生成に用いた波スペクトラムは, (A3-12)式の ISSC(1964)波スペクトラムである. こうして, プロペラ位置における相対変位応答時系列によって, プロペラ露出の有無やプロペラ没水度の時々刻々の変化が確認できる.

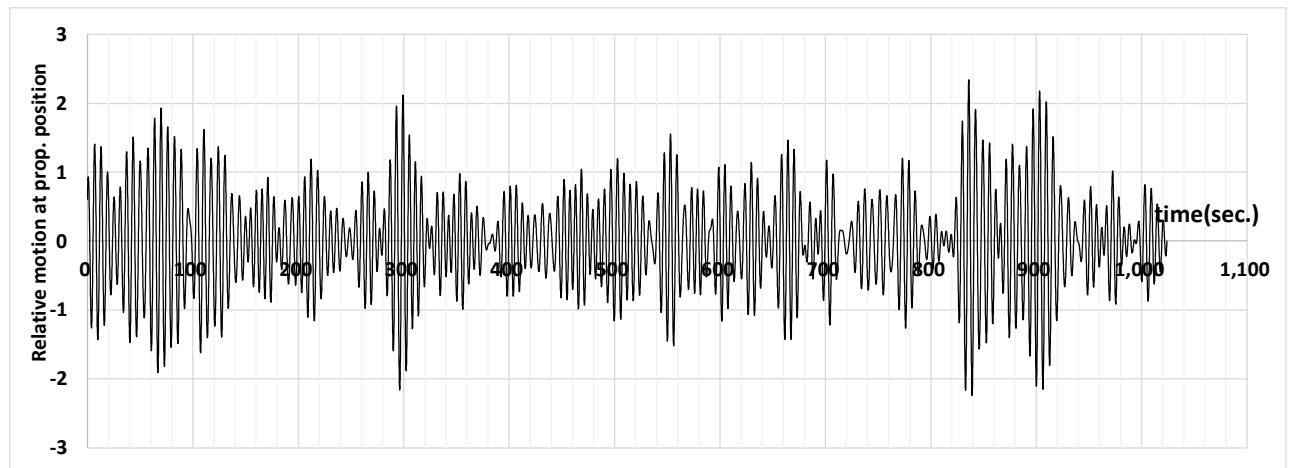


Fig.A3-2 Example of generated time series of relative displacement response at propeller position.

付録 4 独立に生成した二つの時系列和の波スペクトラムの周波数に対するばらつき

本文の 4.3.1 節において、『(4-7)式で発生させた $k=1,2$ の各々の不規則波は、位相系列 $\varepsilon_k(\omega)$ としてどのようなランダム位相を与えても、形は多少異なるものの面積値が等しい同一の波スペクトラムが生成される。』ということを述べた。両波スペクトラムが重なる部分が重要な検討課題であることを明確にするために、両波スペクトラムが重なっていない周波数領域における小さな変動に対して、重なり合う領域における変動が非常に大きいことを確認する。

ここでは、位相系列は異なるが同じ波スペクトラム(例えば、 $S_1(\omega)$)を用いて生成した時系列データをスペクトラム解析して求めたスペクトラムは、ほぼ同じ形になることを示す。また、二つのスペクトラム($S_1(\omega)$, $S_2(\omega)$)が重なり合う部分ではスペクトラムの形が大きく変化することを示すことで、この重なり合う部分に関する検討が重要であることを明らかにする。

付録 4-1 波の時系列生成およびスペクトラム解析の方法の確認

波スペクトラム形の周波数に対する変動を論じる前に、波の時系列生成および波スペクトラム算出の妥当な手順を確認しておく。

次式は、与えられた波スペクトラムによって波の時系列を生成する式である。

$$x_k(t) = \int_0^\infty \sqrt{2S_k(\omega)d\omega} \cos[\omega t + \varepsilon_k(\omega)] \quad , \quad k = 1, 2 \quad (\text{A4-1})$$

また、合成波スペクトラム $S_\eta(\omega)$ は次式で表現される。

$$S_\eta(\omega) = S_1(\omega) + S_2(\omega) + 2\sqrt{S_1(\omega)S_2(\omega)} \cos\{\varepsilon_1(\omega) - \varepsilon_2(\omega)\} = S_1(\omega) + S_2(\omega) + S_3(\omega) \quad (\text{A4-2})$$

Fig.A4-1 は、(A4-1)式の波スペクトラム $S_2(\omega)$ として ISSC(1964) 波スペクトラムを用いて、また位相系列 $\varepsilon(\omega)$ は一様乱数にて与えて時系列を生成した結果である。なお、ここでは平均波周期 7 秒・有義波高 1m を波スペクトラム式に代入して求めた波スペクトラムを用いている。時間間隔 Δt を 0.2 秒として、0 秒～1023.8 秒間(データ個数 5,120 個)の波の時系列を生成した。また、Fig.A4-2 は Fig.A4-1 の時系列の 0 秒～300 秒の時間軸を拡大した図である。

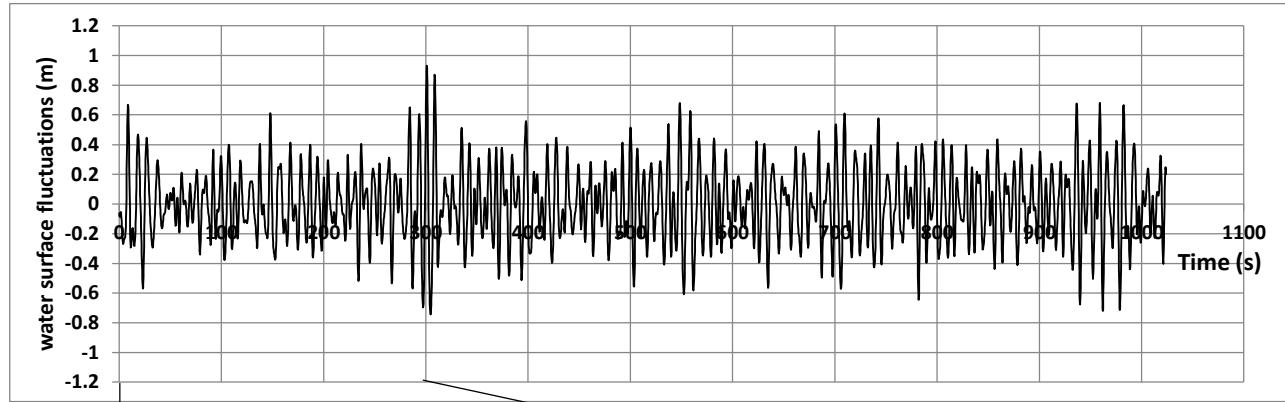


Fig.A4-1 Time series of water surface fluctuations generated using ISSC wave spectra and uniform random numbers.

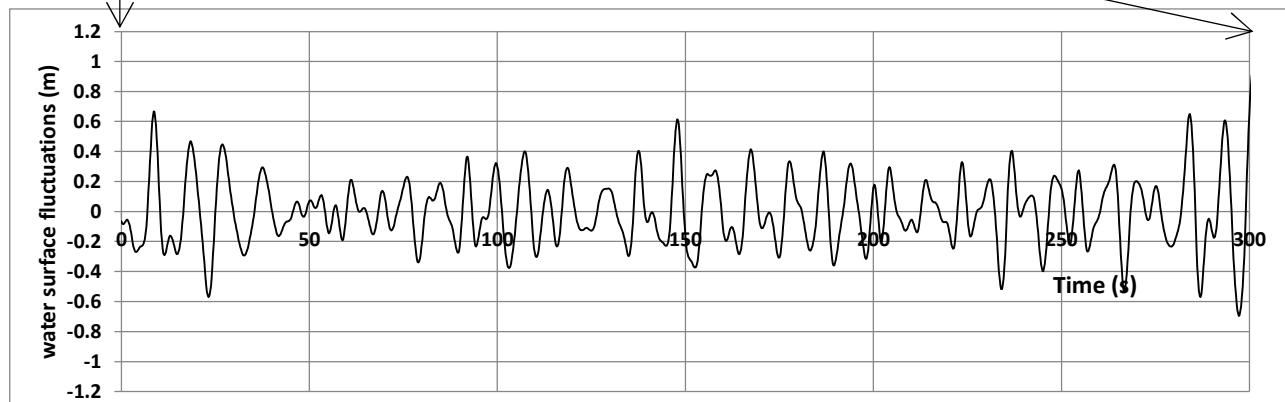


Fig.A4-2 Enlarged view of the time axis from 0 to 300 seconds in Fig. A4-1.

この水面変化の時系列の標準偏差 σ を計算すると 0.2452281 (m) で、有義波高を $H_{1/3}=4\sigma$ で求めると、 $H_{1/3}=0.981$ (m) である。すなわち、有義波高 1m 相当の不規則波時系列が生成できている。

水面変化の時系列データから波スペクトラムを求めるために、FFT 法によるスペクトラム解析を行った。時系列データの個数が 5,120 個のため、4,096 個のデータ(2^{12} 個)を用いた FFT 解析を行った。Fig.A4-3 は、平滑化処理を行っていない生のスペクトラムである。ハニングウィンドウを用いたが、Fig.A4-4 のようにまだ変動が大きいため三角フィルターによる平滑化処理を加えた (Fig.A4-5)。

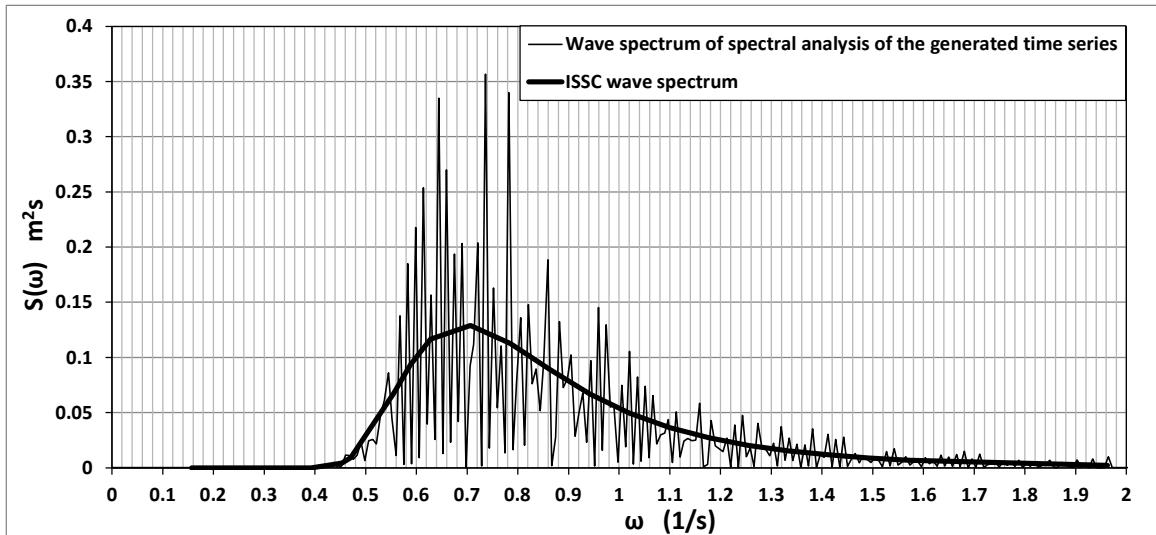


Fig.A4-3 Unsmoothed wave spectrum obtained by FFT analysis of the time series in Fig. A4-1.

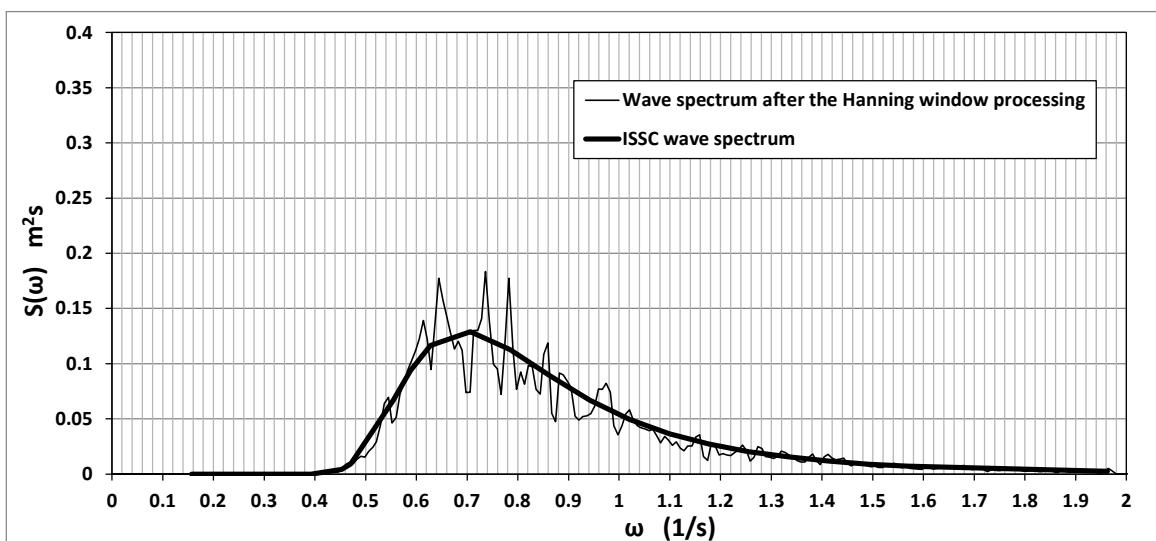


Fig.A4-4 Wave spectrum after the Hanning window processing.

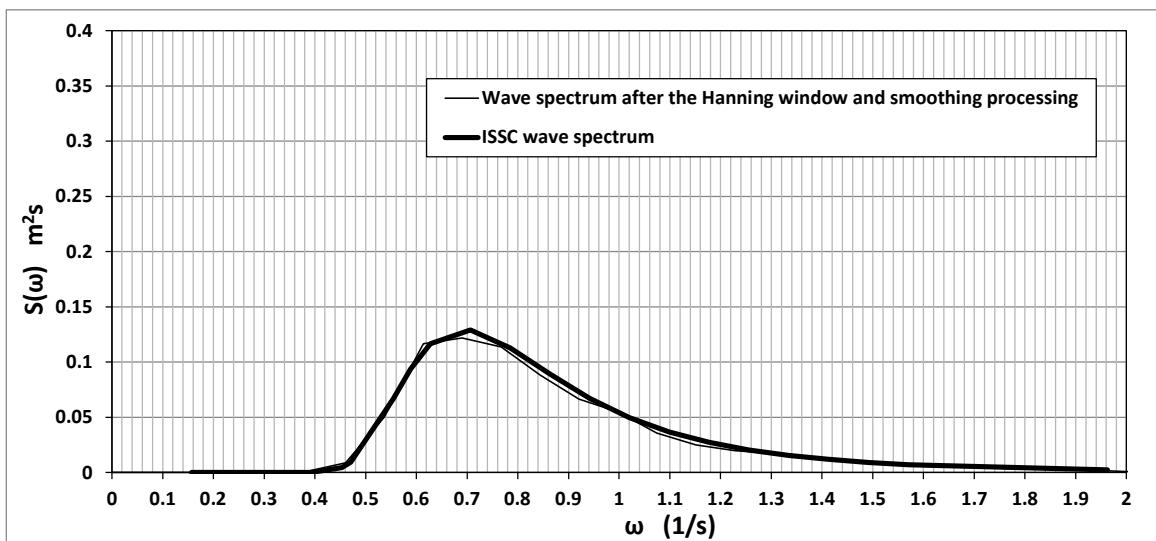


Fig.A4-5 Wave spectrum after processing of the Hanning window and smoothing.

以上より、生成した波の時系列データからスペクトラム解析にて波スペクトラムを求める手順として、平滑化処理を加えることで妥当な波スペクトラムが得られることが確認できた。

付録 4-2 二つの波スペクトラムを重ね合わせたときの周波数別の変化について

前節にて、時系列生成・スペクトラム解析プログラムの検証ができた。本節では、(A4-2)式に $S_1(\omega)$ と $S_2(\omega)$ を代入して $S_n(\omega)$ を求めて、 $S_n(\omega)$ の周波数における変化の様子を確認する。

(A4-1)式の位相列 $\varepsilon(\omega)$ を、乱数列(一様乱数)にて表現して、二つの波スペクトラム別に波の時系列を生成した。Fig.A4-6 は、JONSWAP 波スペクトラム(ピーク波周期 16.8 秒・有義波高 1m)にて生成した波の時系列の一例である。

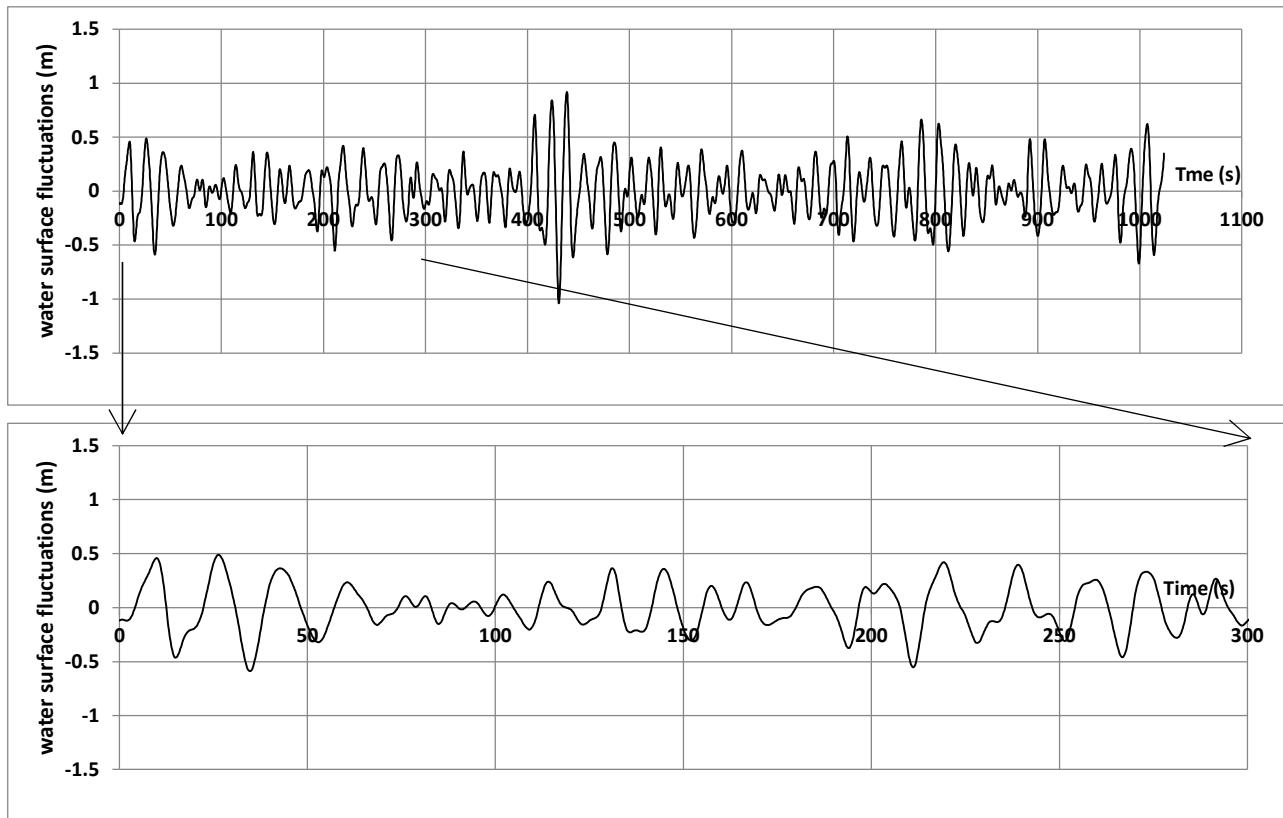


Fig.A4-6 Example of wave time series generated by the JONSWAP wave spectrum. (The lower figure is an enlarged view of the 0-300 second time axis in the upper figure.)

Fig.A4-7 は JONSWAP 波スペクトラム $S_1(\omega)$ と ISSC 波スペクトラム $S_2(\omega)$ および、あらかじめ生成した 6 種類の乱数列を用いて 6 種類の時系列を生成し、スペクトラム解析にてそれぞれの波スペクトラムを求めた結果である。

まず、二つの波スペクトラム $S_1(\omega), S_2(\omega)$ を使って、それぞれ 6 パターンのスペクトラムを作成した。次に、それらを(A4-2)式の $S_1(\omega)$ と $S_2(\omega)$ に代入して、6 パターンの合成波スペクトラム $S_n(\omega)$ を求める。そのために、 $[\varepsilon_1(\omega) - \varepsilon_2(\omega)]$ の位相差列を一様乱数(6 パターン)にて表現する。

その結果を踏まえて、両波スペクトラムが重なっていない周波数の領域(例えば $\omega=0.1 \sim 0.4$)の小さな変動に対して、重なり合う領域($\omega=0.4 \sim 1.0$)における変動が非常に大きいことを確認して、

この部分が本論文の検討課題であることを明確にしておく。

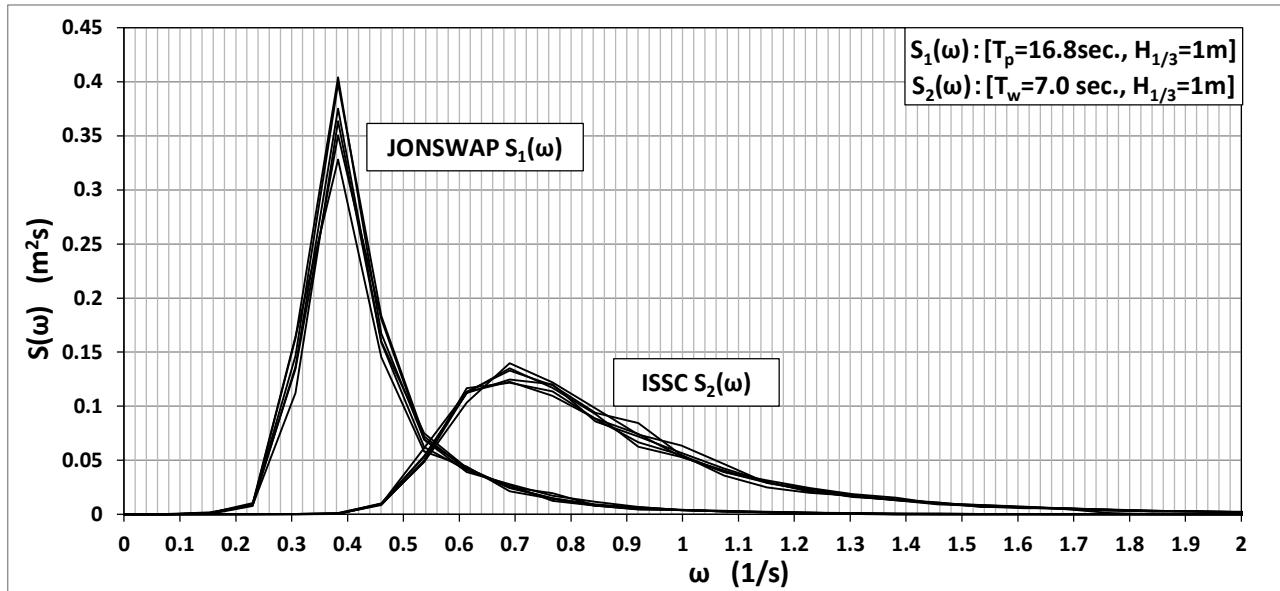


Fig.A4-7 Six wave spectra obtained by spectrum analysis of wave time series generated using six different phase sequences.

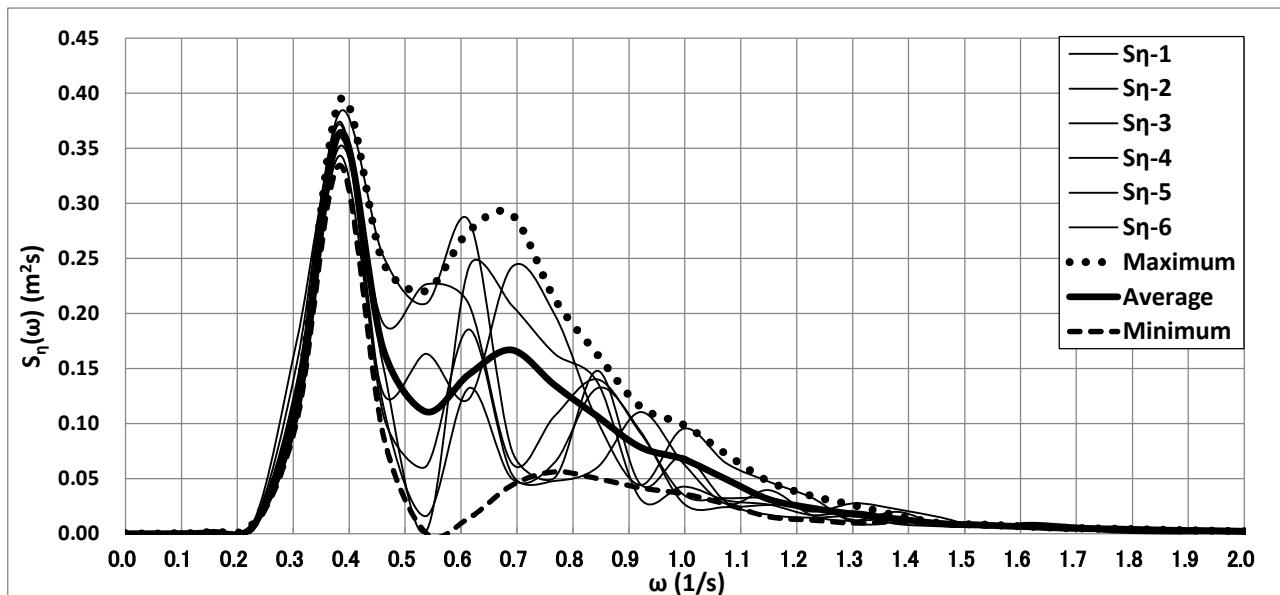


Fig.A4-8 $S_\eta(\omega)$ generated by substituting the six patterns of $S_1(\omega)$, $S_2(\omega)$ and the phase difference sequence $[\epsilon_1(\omega) - \epsilon_2(\omega)]$ into eq.(A4-2).

Fig.A4-8 から、両波スペクトラムが重ならない $\omega=0.2 \sim 0.4$ におけるスペクトラムの変動は小さいが、両波スペクトラムが重なり合う $\omega=0.4 \sim 1.0$ の範囲のスペクトラムの変動は大きいことがわかる。なお、 $S_1(\omega)$ と $S_2(\omega)$ が 6 パターンあるので、図中の最大値、最小値および平均値の線は、それぞれ 6 本の線をプロットしなければならない。ここでは、その 1 パターンの線のみを参考として

プロットした。

本論文は、重なり合う領域において波スペクトラムが平均値の回りに大きく変動する影響を検討したものである。

従来から行われている短期予測は、以下のとおりである。

(1)ほとんどの場合、波スペクトラムは ISSC や ITTC で提案された標準化された波スペクトラムを用いる。

(2)うねりと風波が併存するような海域の船体応答予測には、 $S_1(\omega)$ と $S_2(\omega)$ を単純足し算した波スペクトラムを用いる。すなわち、 $S_\eta(\omega) = S_1(\omega) + S_2(\omega)$ 、を用いるのが一般的である。これは、Fig.A4-8 の平均値の波スペクトラムである。

従来から行われている方法の課題は、両波併存海域の波スペクトラムを(A4-2)式のように考えると、右辺第三項の位相差列 $[\varepsilon_1(\omega) - \varepsilon_2(\omega)]$ によるスペクトラムの変動の影響が考慮されない、ということである。

付録5 合成波スペクトラム $S_\eta(\omega)$ の面積（分散値）の分散値

4.4節において、無数に生成される合成波スペクトラム $S_\eta(\omega)$ の面積の確率密度関数は、4.4節の(4-20)式にて推定できることを示した。その場合、(4-20)式の平均値 \bar{A} は $S_1(\omega) + S_2(\omega)$ にて、分散値 σ_A^2 は(4-19)式にてそれぞれ計算すれば良い。以下に、 σ_A^2 を求めるための(4-19)式の導出の詳細を示す。

以下の説明において、変数のカウンター番号はFig.A5-1に示すとおり次のように定義する。

- ①不規則波の時系列の発生の試行回数を $i=1, 2, \dots, l, \dots, m$ と表現する。この試行毎にランダム位相が発生され、異なる時系列が生成される。その時系列をスペクトラム解析することで、 m 個の合成波スペクトラム $S_{\eta i}(\omega_j)$ が得られる。
- ② $S_{\eta i}(\omega_j)$ の横軸 ω の分割幅を $\Delta\omega$ とし、 $S_{\eta i}(\omega_j)$ の周波数範囲($\omega_{min} \sim \omega_{max}$)を n 個に分割する。また、横軸 ω に関する分割点を、 $j=1, 2, \dots, n$ とする。

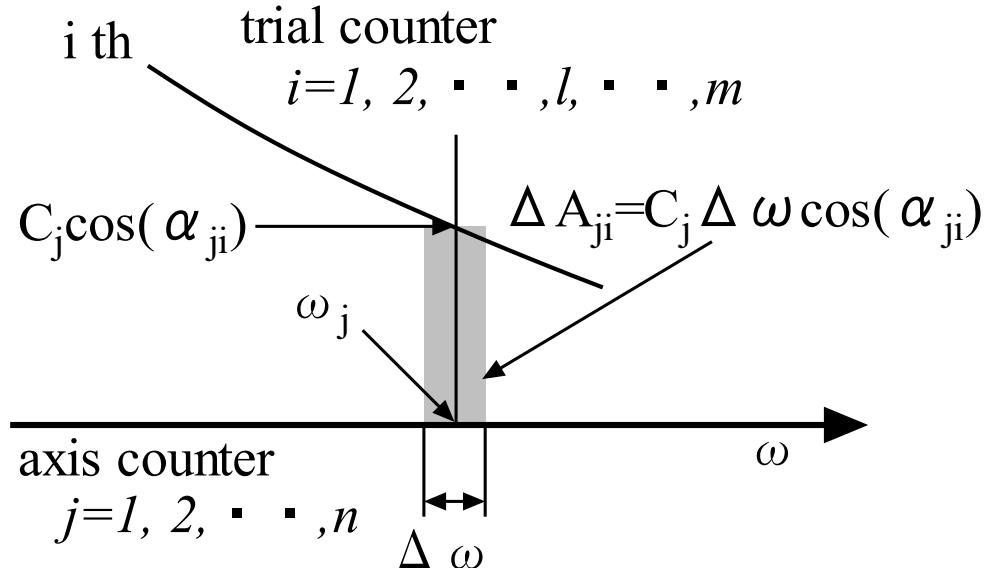


Fig.A5-1 Definition of a counter number of trials (i) for generating composite wave spectra and a counter for dividing horizontal axis (j).

以上の定義によると、 j 分割点における $S_{\eta i}(\omega_j)$ は、試行回数の m 個だけ存在する。以下、この値について検討する。

i 回目の試行時の j 分割点における $S_{\eta i}(\omega_j)$ は次式である。

$$S_{\eta i}(\omega_j) = S_1(\omega_j) + S_2(\omega_j) + 2\sqrt{S_1(\omega_j)S_2(\omega_j)}\cos(\alpha_{ji}) = S_1(\omega_j) + S_2(\omega_j) + C_j\cos(\alpha_{ji}) \quad (\text{A5-1})$$

上式において試行毎に変化するのは位相差 α_{ji} だけで、この第1項、第2項によっては変化しないため第3項のみを考える。

Fig.A5-1に示すように(A5-1)式の第3項に $S_{\eta i}(\omega_j)$ の横軸 ω の分割幅 $\Delta\omega$ を乗じると、試行毎の微

小面積 ΔA_{ji} が次式で求まる。

$$\Delta A_{ji} = 2\sqrt{S_1(\omega_j)S_2(\omega_j)}\cos(\alpha_{ji})\Delta\omega = C_j\Delta\omega\cos(\alpha_{ji}) \quad (\text{A5-2})$$

i 回目の試行時に2波系の波スペクトラムが重なり合って変動する確率項の面積 A_{ji} は、微小面積 ΔA_{ji} を加算して次式で与えられる。

$$A_{2i} = \sum_{j=1}^n (C_j\Delta\omega)\cos(\alpha_{ji}) \quad , \quad i = 1, \dots, \ell, \dots, m \quad (\text{A5-3})$$

以上のことばは、 ℓ 番目の試行でも同じように表現され、(A5-3)式の i を ℓ に変えるだけで良い。同様にして、 m 回試行して m 個の面積値の2乗平均値を求める。面積 A_{2i} の2乗平均値、すなわち分散値を求めるため、カウンター i について2乗平均演算を行う。この演算を $i = \ell$ の場合と $i \neq \ell$ の場合に分けて行うため、次式のように2つの部分に分ける。以下、上付きバーは平均演算を示す。

$$\overline{A_2}^2 = \overline{A_{2i, i=\ell}}^2 + \overline{A_{2i, i \neq \ell}}^2 = M_1 + M_2 \quad (\text{A5-4})$$

(A5-4)式の第1項は、次式となる。

$$M_1 = \overline{\left[\sum_{j=1}^n (C_j\Delta\omega)\cos(\alpha_{j\ell}) \sum_{j=1}^n (C_j\Delta\omega)\cos(\alpha_{j\ell}) \right]_{i=\ell}} = \sum_{j=1}^n (C_j\Delta\omega)^2 \overline{\cos^2(\alpha_{j\ell})} = \sum_{j=1}^n \frac{(C_j\Delta\omega)^2}{2} \quad (\text{A5-5})$$

(A5-4)式の第2項は $i \neq \ell$ の平均であることに留意すると、次式となる。

$$\begin{aligned} M_2 &= \sum_{j=1}^n (C_j\Delta\omega)^2 \overline{[\cos(\alpha_{j\ell})\cos(\alpha_{j\ell})]}_{i \neq \ell} = \sum_{j=1}^n (C_j\Delta\omega)^2 \overline{\left[\frac{\cos(\alpha_{j\ell} + \alpha_{j\ell}) + \cos(\alpha_{j\ell} - \alpha_{j\ell})}{2} \right]}_{i \neq \ell} \\ &= \sum_{j=1}^n \frac{(C_j\Delta\omega)^2}{2} \overline{[\cos(\alpha_{j\ell} + \alpha_{j\ell}) + \cos(\alpha_{j\ell} - \alpha_{j\ell})]}_{i \neq \ell} = 0 \end{aligned} \quad (\text{A5-6})$$

(A5-5)式および(A5-6)式を(A5-4)式に代入すると、次式を得る。

$$\overline{A_2}^2 = \sum_{j=1}^n \frac{(C_j\Delta\omega)^2}{2} \quad (\text{A5-7})$$

(A5-7)式は、本文に示した(4-19)式である。(A5-7)式を、波スペクトラム $S_1(\omega), S_2(\omega)$ を用いて表現すると次式である。

$$\overline{A_2}^2 = 2 \sum_{j=1}^n \{ [S_1(\omega_j)\Delta\omega][S_2(\omega_j)\Delta\omega] \} \quad (\text{A5-8})$$

すなわち、面積の分散値はそれぞれの波スペクトラムの面積を乗じて総和演算を行うことで得られる。

付録6 長期波浪発現頻度データ Global Seaway Statistics (GSS)

について

第5章で用いた長期の波浪発現頻度表の「Global Seaway Statistics (GSS)」⁶⁴⁾は, Young and Holland が3年間にわたる「radar measurements of the GEOSAT satellite」の結果に基づいて纏めた「Atlas of the oceans」に対して, Soding が North Atlantic 波浪データ (ISSC1994) に基づく補正を加えて整備した波浪データである. Soding らは, Atlas of the oceans 波浪データ (AO データ) に平均波周期が含まれていないことに着目し, この AO データに以下のような方針で平均波周期の情報を付加することを試みた.

- 平均波周期の情報は, ISSC の North Atlantic 波浪データ(NA データ)を基にする. NA データは, FigA6-1 の海域分割図におけるポイント NO.125,126,120 (図中の黒太枠) に対応した海域の波浪データである.
- NA データは, Table A6-1 のとおり有義波高と平均波周期の同時発現の頻度データである.
- NA データから, その有義波高と平均波周期の相関関係を求める.
- その相関を, 有義波高データだけからなる AO データに適用して平均波周期を推定する.
- 同時に, 有義波高も NA データをもとに補正を試みる.

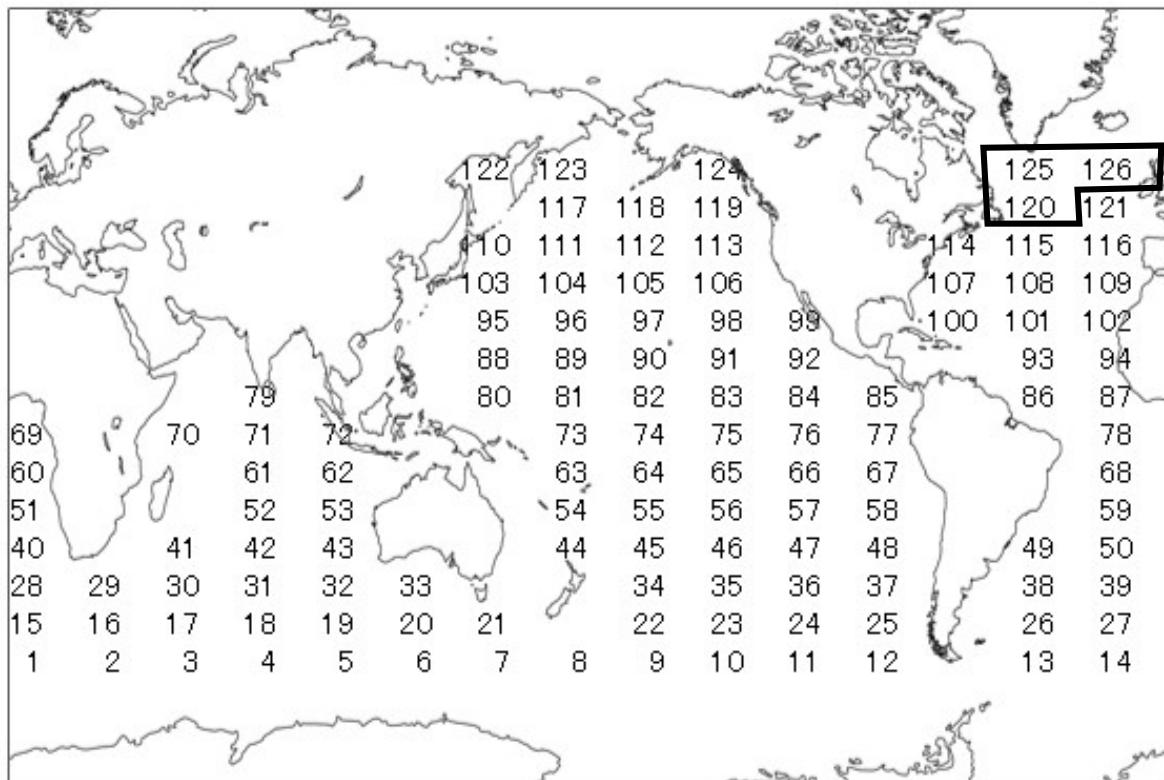


Fig.A6-1 Map of area subdivisions⁶⁴⁾.

Table A6-1 Wave frequency of occurrence in the North Atlantic Ocean⁶⁴⁾.

T ₁ [s]			FCUM	H _{1/3} [m]															
from	to			0.5	1.5	2.5	3.5	4.5	5.5	6.5	7.5	8.5	9.5	11.0	13.0	15.0	17.0	19.0	21.0
1.9	3.1	0.2	2040	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
3.1	4.3	0.6	2343	1324	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
4.3	5.3	5.3	21165	25562	306	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
5.3	6.2	14.3	17770	51668	20543	308	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
6.2	7.1	26.4	14666	38973	58152	8922	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
7.1	7.9	41.6	15234	29453	52102	49055	6093	304	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
7.9	9.0	57.0	9918	21472	33742	43660	36809	7464	715	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
9.0	10.1	75.9	7894	21221	26655	37214	39675	36189	17120	2768	307	0	0	0	0	0	0	0	0
10.1	11.1	85.4	3062	8167	11945	14497	15621	15314	13579	9188	3369	714	0	0	0	0	0	0	0
11.1	12.1	91.3	1672	4094	6034	7374	8208	8467	8121	6955	4845	2120	822	0	0	0	0	0	0
12.1	13.2	95.2	981	2185	3140	3986	4659	4948	4947	4726	4117	3062	2318	215	0	0	0	0	0
13.2	14.6	97.7	547	1038	1527	2122	2418	2633	2788	2754	2632	2385	3043	784	78	0	0	0	0
14.6	16.4	99.1	269	412	719	942	1069	1259	1312	1374	1358	1325	2246	1303	378	44	0	0	0
16.4	18.6	99.8	110	124	290	314	424	451	516	534	559	557	1072	908	544	197	43	3	0
18.6	21.0	100.0	32	32	71	86	106	126	132	151	154	162	327	314	268	187	86	27	5
	FCUM		9.8	30.3	51.9	68.7	80.2	87.9	92.9	95.7	97.4	98.5	99.5	99.8	99.9	100	100	100	100

そのようにして得られた波浪発現頻度データを, Soding らは「**Global Seaway Statistics**」と名付け, 一般に公開した. なお, 上述の平均波周期は次式のごとく波スペクトラムの一次モーメント中心角周波数で定義されている. 波スペクトラムの一次モーメントによる平均波周期 T₁ は, 波の角周波数を ω , 波スペクトラムを S(ω) とすると, 次式によって求めることができる.

$$m_0 = \int S(\omega) d\omega, m_1 = \int \omega \cdot S(\omega) d\omega \rightarrow \omega_1 = \frac{m_1}{m_0}, T_1 = \frac{2\pi}{\omega_1} = 2\pi \frac{m_0}{m_1}$$

GSS の長期波浪発現頻度表は, 以下のとおりである

- ・世界の海域を Table A6-2 のように NO.1~126 の 126 海域に分割し, 海域別に波浪発現頻度表を作成している.
- ・平均波周期 1~21 秒を 20 個の階級区分(1 秒間隔)に分割し, また有義波高 0~26m を 22 個の階級区分(分割は不等間隔である)に分割し, 各階級区分に平均波周期と有義波高の同時発現確率を設定している.

Table A6-2 Wave frequency of occurrence in the No.121 sea area in Fig. A6-1.

		Significant wave height $H_{1/3}$ (m)													
		~0.5	~1.0	~1.5	~2.0	~2.5	~3.0	~3.5	~4.0	~5.0	~6.0	~7.0	~8.0	~9.0	~10.0
M	1 ~ 2	21	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
e	2 ~ 3	374	78	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
a	3 ~ 4	2953	3353	724	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
v	4 ~ 5	9421	16295	20171	6481	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
e	5 ~ 6	11456	22818	36176	31884	16135	2554	0	0	0	0	0	0	0	0
w	6 ~ 7	9339	17216	26939	36633	38357	26900	12589	3031	0	0	0	0	0	0
v	7 ~ 8	5053	10160	16697	22896	27567	30553	28393	20701	9547	0	0	0	0	0
e	8 ~ 9	2526	5264	8707	12039	15114	18396	19878	18336	23673	8118	633	0	0	0
p	9 ~ 10	1453	3028	5045	7034	8763	10495	11901	12772	24774	19669	9534	1541	0	0
e	10 ~ 11	856	1698	2712	3744	4665	5554	6311	6928	14771	15529	13593	7534	1968	155
r	11 ~ 12	438	843	1306	1764	2204	2688	3132	3520	7923	9463	10429	7671	3780	1513
i	12 ~ 13	214	406	624	825	1018	1252	1483	1699	3982	5064	5987	5380	3870	2204
o	13 ~ 14	104	200	306	398	482	583	687	791	1900	2527	3172	3235	2909	2043
d	14 ~ 15	55	102	152	195	235	280	325	372	896	1211	1571	1703	1678	1393
T ₁	15 ~ 16	31	53	75	96	116	139	162	185	442	592	766	842	860	804
(s)	16 ~ 17	18	28	37	46	57	69	81	93	225	297	373	408	430	425
	17 ~ 18	9	14	18	22	27	33	39	45	110	147	183	199	214	219
	18 ~ 19	5	8	10	12	14	16	19	22	54	72	91	99	107	112
	19 ~ 20	3	5	6	7	8	9	11	12	28	37	48	53	57	60
	20 ~ 21	2	3	4	5	5	6	6	7	16	21	27	30	32	35
	合計	44331	81572	119709	124081	114767	99527	85017	68514	88341	62747	46407	28695	15905	8963

Significant wave height $H_{1/3}$ (m)								合計
~12.0	~14.0	~16.0	~18.0	~20.0	~22.0	~24.0	~26.0	
0	0	0	0	0	0	0	0	21
0	0	0	0	0	0	0	0	452
0	0	0	0	0	0	0	0	7030
0	0	0	0	0	0	0	0	52368
0	0	0	0	0	0	0	0	121023
0	0	0	0	0	0	0	0	171004
0	0	0	0	0	0	0	0	171567
0	0	0	0	0	0	0	0	132684
0	0	0	0	0	0	0	0	116009
0	0	0	0	0	0	0	0	86018
395	0	0	0	0	0	0	0	57069
1319	72	0	0	0	0	0	0	35399
1650	297	19	0	0	0	0	0	21303
1570	484	81	4	0	0	0	0	12307
1188	530	137	16	1	0	0	0	7035
706	418	172	39	3	0	0	0	3925
395	291	174	59	8	1	0	0	2207
223	195	140	63	15	3	0	0	1280
129	128	103	58	21	5	1	0	789
77	81	71	49	25	8	1	0	511
7652	2496	897	288	73	17	2	0	1000001

付録 7 Walden の波浪発現頻度表を用いた縦曲げモーメントの長期予測結果の過大評価について

付録 7-1 Walden と IACS の波浪発現確率の比較

縦曲げモーメントの長期予測は、過酷な条件においても使用に耐えうる船体構造強度を決めるために重要である。縦曲げモーメントの長期予測を行う時に過酷な波浪条件の一つとして、Walden が提示した北大西洋の波浪発現頻度表（本論 5.3 節の Table 5-2）が良く用いられるが、その結果を踏まえて小型船の構造強度を決めるとき過剰品質になる、との指摘が構造設計者からしばしば報告される。すなわち、Walden の波浪現頻度データを用いた長期予測結果は過大な推定値になる。

その状況を考慮して、IACS (International Association of Classification Societies: 国際船級協会連合) は GWS (Global Wave Statistics⁶¹⁾) データを見直して再整理した波浪発現頻度表を提示し、縦曲げモーメントの長期予測に用いることを推奨している。IACS 提案の波浪発現頻度表⁶⁵⁾は、Fig.A7-1 に示す GWS 海域区分の黒い太枠で示した「8, 9, 15, 16」の 4 つの海域のデータを集計・整理・補正したものである。Table A7-1 は、IACS 提案の波浪発現頻度表である。

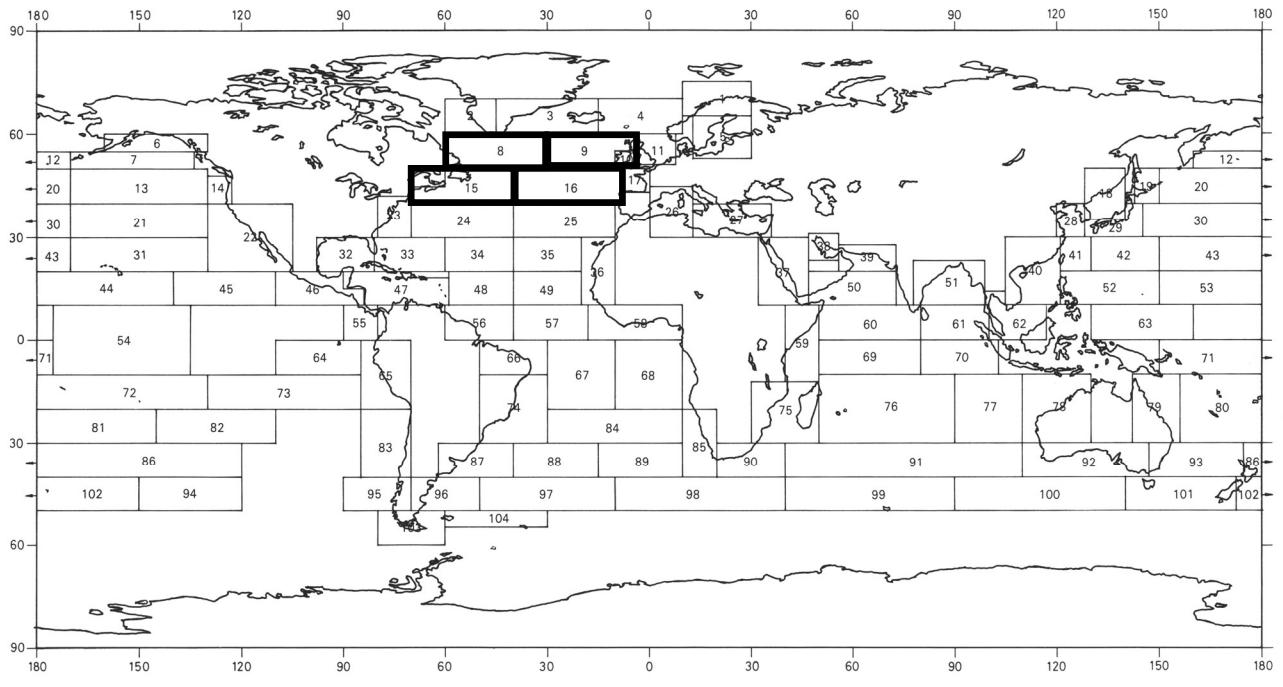


Fig.A7-1 Map of area subdivisions of GWS⁶¹⁾.

Table A7-1 Wave frequency of occurrence table proposed by IACS.

Significant wave height (m)	Zero up cross wave period (sec.)																		SUM	
	1.5	2.5	3.5	4.5	5.5	6.5	7.5	8.5	9.5	10.5	11.5	12.5	13.5	14.5	15.5	16.5	17.5	18.5		
0~1	0.5	0.0	0.0	1.3	133.7	865.6	1186.0	634.2	186.3	36.9	5.6	0.7	0.1	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	3050	
1~2	1.5	0.0	0.0	0.0	29.3	986.0	4976.0	7738.0	5569.7	2375.7	703.5	160.7	30.5	5.1	0.8	0.1	0.0	0.0	22575	
2~3	2.5	0.0	0.0	0.0	2.2	197.5	2158.8	6230.0	7449.5	4860.4	2066.0	644.5	160.2	33.7	6.3	1.1	0.2	0.0	23810	
3~4	3.5	0.0	0.0	0.0	0.2	34.9	695.5	3226.5	5675.0	5099.1	2838.0	1114.1	337.7	84.3	18.2	3.5	0.6	0.1	19128	
4~5	4.5	0.0	0.0	0.0	0.0	6.0	198.1	1354.3	3288.5	3857.5	2685.5	1275.2	455.1	130.9	31.9	6.9	1.3	0.2	13289	
5~6	5.5	0.0	0.0	0.0	0.0	1.0	51.0	498.4	1602.9	2372.7	2006.3	1126.0	463.6	150.9	41.0	9.7	2.1	0.4	8328	
6~7	6.5	0.0	0.0	0.0	0.0	0.2	12.6	167.0	690.3	1257.9	1268.6	825.9	386.8	140.8	42.2	10.9	2.5	0.5	0.1	4806
7~8	7.5	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	3.0	52.1	270.1	594.4	703.2	524.9	276.7	111.7	36.7	10.2	2.5	0.6	0.1	2586
8~9	8.5	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.7	15.4	97.9	255.9	350.6	296.9	174.6	77.6	27.7	8.4	2.2	0.5	0.1	1309
9~10	9.5	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.2	4.3	33.2	101.9	159.9	152.2	99.2	48.3	18.7	6.1	1.7	0.4	0.1	626
10~11	10.5	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	1.2	10.7	37.9	67.5	71.7	51.5	27.3	11.4	4.0	1.2	0.3	0.1	285
11~12	11.5	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.3	3.3	13.3	26.6	31.4	24.7	14.2	6.4	2.4	0.7	0.2	0.1	124
12~13	12.5	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.1	1.0	4.4	9.9	12.8	11.0	6.8	3.3	1.3	0.4	0.1	0.0	51
13~14	13.5	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.3	1.4	3.5	5.0	4.8	3.1	1.6	0.7	0.2	0.1	0.0	21
14~15	14.5	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.1	0.4	1.2	1.8	1.8	1.3	0.7	0.3	0.1	0.0	8
15~16	15.5	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.1	0.4	0.6	0.7	0.5	0.3	0.1	0.1	0.0	3
16~17	16.5	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.1	0.2	0.2	0.1	0.1	0.0	0.0	0.0	1
SUM	0	0	1	165	2091	9280	19922	24879	20870	12898	6245	2479	837	247	66	16	3	1	100000	

Table A7-2 は Walden の北大西洋の通年における波浪発現確率を示す表で、黒い太枠で示した階級区分[波周期：5秒～7秒、波高：14.75m～15.75m]に0.02と小さい値ではあるが、Table A7-1の同様の階級区分周辺には見られない発現確率が存在している。また、Fig.A7-2 および Fig.A7-3 は、波周期5秒～7秒の階級区分における波高の超過確率と発現確率を示す。これらの表および図によると、Walden データは IACS データに比べると大波高のデータが含まれていることがわかる。

実海域における碎波条件である波高一波長比 (H/λ) が $H/\lambda=1/7$ であることを考慮すると、波周期が7秒程度の場合は波高が10m以上になると碎波することが予想される。IACS データの場合、碎波が生じる階級区分の発現確率はゼロで自然現象に合っている。

ただし、安易に IACS の推奨に従い計算を実行するのではなく、この大波高の小さな発現確率の長期予測への影響の程度を把握しておくことが、構造強度の検討にとって重要である。

Table A7-2 Wave frequency of occurrence table proposed Walden (North Atlantic Ocean, whole year).

Division of significant wave height (m)	Division of mean wave period (sec.)								sum
	~5	~7	~9	~11	~13	~15	~17	17~	
~0.75	20.91	11.79	4.57	2.24	0.47	0.06	0.00	0.60	40.64
~1.75	72.78	131.08	63.08	17.26	2.39	0.33	0.11	0.77	287.80
~2.75	21.24	126.41	118.31	30.24	3.68	0.47	0.09	0.56	301.00
~3.75	3.28	49.60	92.69	32.99	5.46	0.68	0.12	0.27	185.09
~4.75	0.53	16.19	44.36	22.28	4.79	1.14	0.08	0.29	89.66
~5.75	0.12	4.34	17.30	12.89	3.13	0.56	0.13	0.04	38.51
~6.75	0.07	2.90	9.90	8.86	3.03	0.59	0.08	0.03	25.46
~7.75	0.03	1.39	4.47	5.22	1.93	0.38	0.04	0.04	13.50
~8.75	0.00	1.09	2.55	3.92	1.98	0.50	0.03	0.02	10.09
~9.75	0.00	0.54	1.36	2.26	1.54	0.68	0.20	0.04	6.62
~10.75	0.01	0.01	0.10	0.11	0.10	0.05	0.02	0.00	0.40
~11.75	0.00	0.00	0.03	0.08	0.17	0.06	0.00	0.00	0.34
~12.75	0.00	0.05	0.00	0.14	0.22	0.06	0.01	0.00	0.48
~13.75	0.00	0.02	0.00	0.07	0.09	0.03	0.00	0.01	0.22
~14.75	0.00	0.00	0.00	0.02	0.06	0.02	0.00	0.01	0.11
~15.75	0.00	0.02	0.00	0.01	0.01	0.02	0.01	0.01	0.08
~16.75	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00
sum	118.97	345.43	358.72	138.59	29.05	5.63	0.92	2.69	1000.00

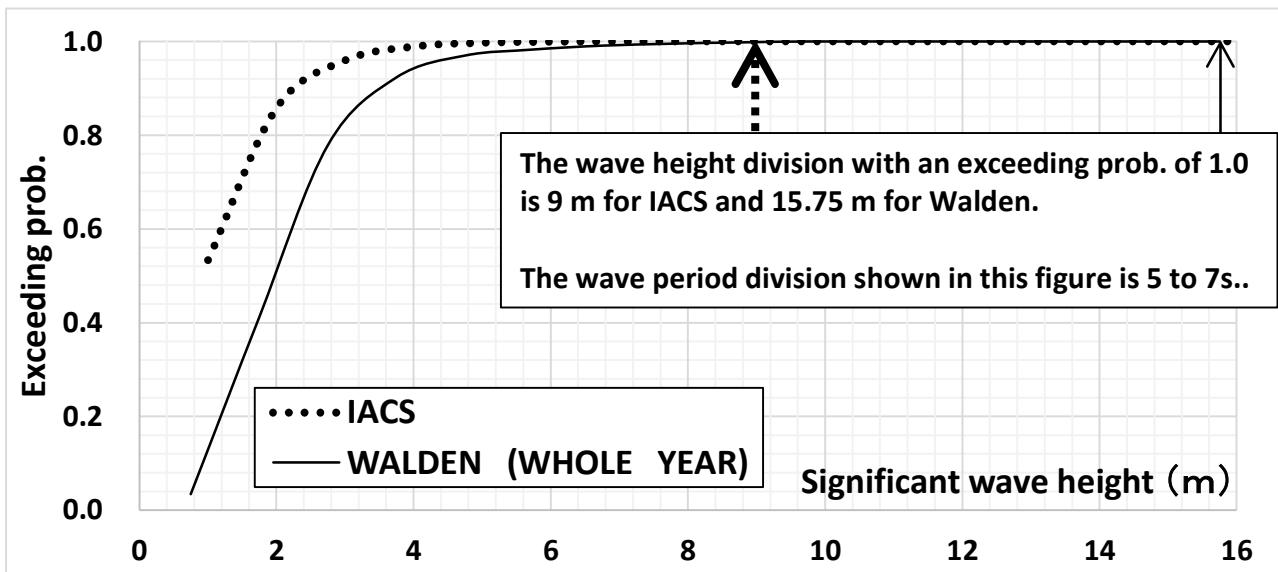


Fig.A7-2 Exceeding Probability of significant wave heights in the mean wave period 5 sec to 7 sec class divisions.

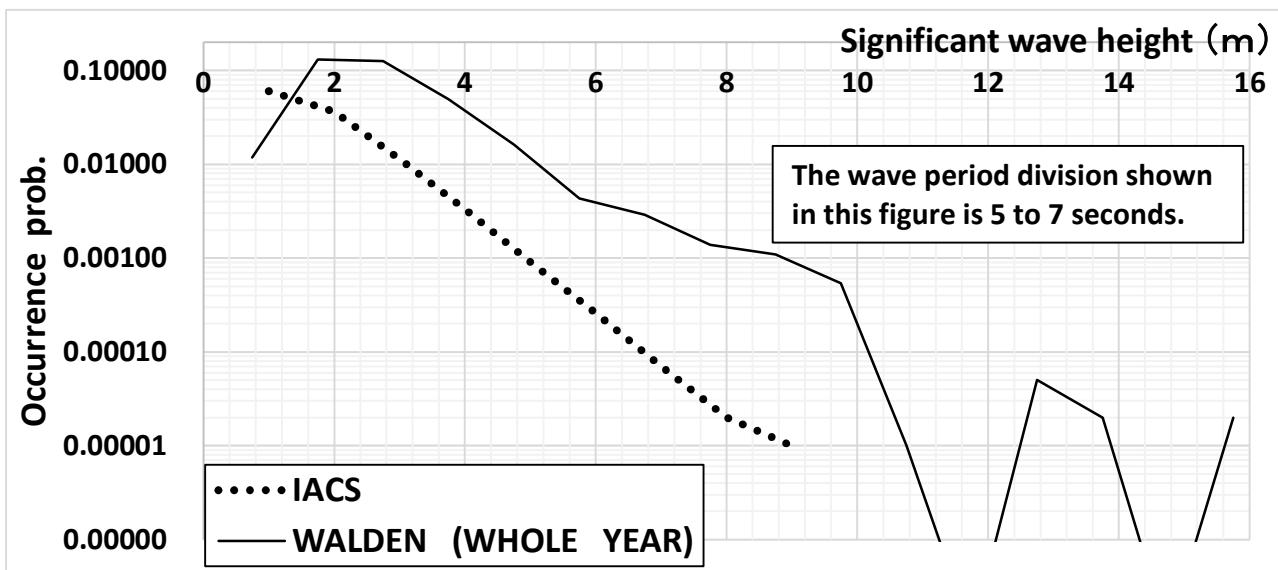


Fig.A7-3 Occurrence Probability of significant wave heights in the mean wave period 5 sec to 7 sec class divisions.

付録 7-2 波浪発現確率の違いによる長期予測への影響

本節では, Table A7-1 および Table A7-2 の長期波浪データを用いて長期予測を行う. Fig.A7-4 は, 短波頂不規則波中の縦曲げモーメントの短期応答値 (単位波高あたりの有義値, 0kt, 向波状態) である. この図によると, 波周期 5 秒に短期応答のピークがある. また, Fig.A7-5 は両波浪発現確率による長期予測結果 (0kt, 向波状態) を示す. Fig.A7-5 によると, 10^{-8} レベルにおいて Walden データによる結果が IACS データによる結果に対して 1.66 倍となっている.

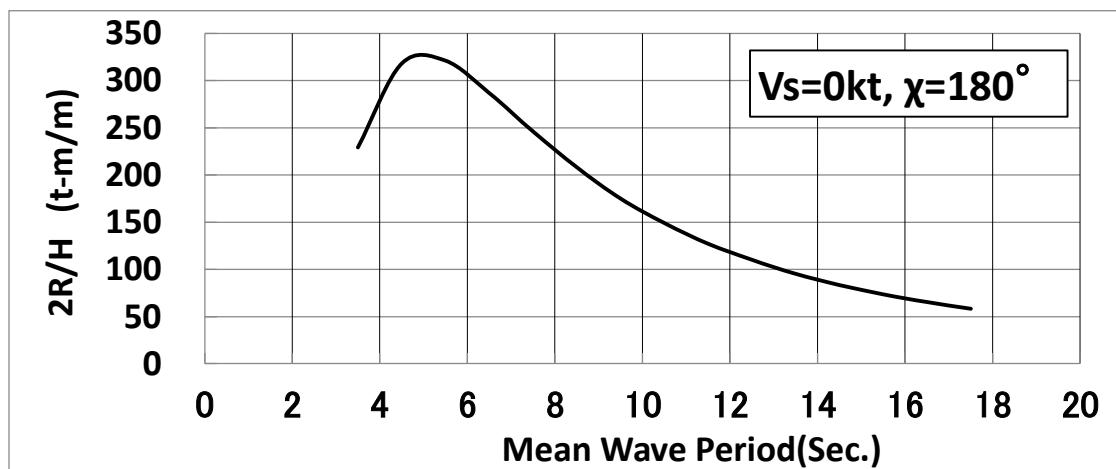


Fig.A7-4 Significant value of longitudinal bending moment per unit significant wave height (0kt, Head sea).

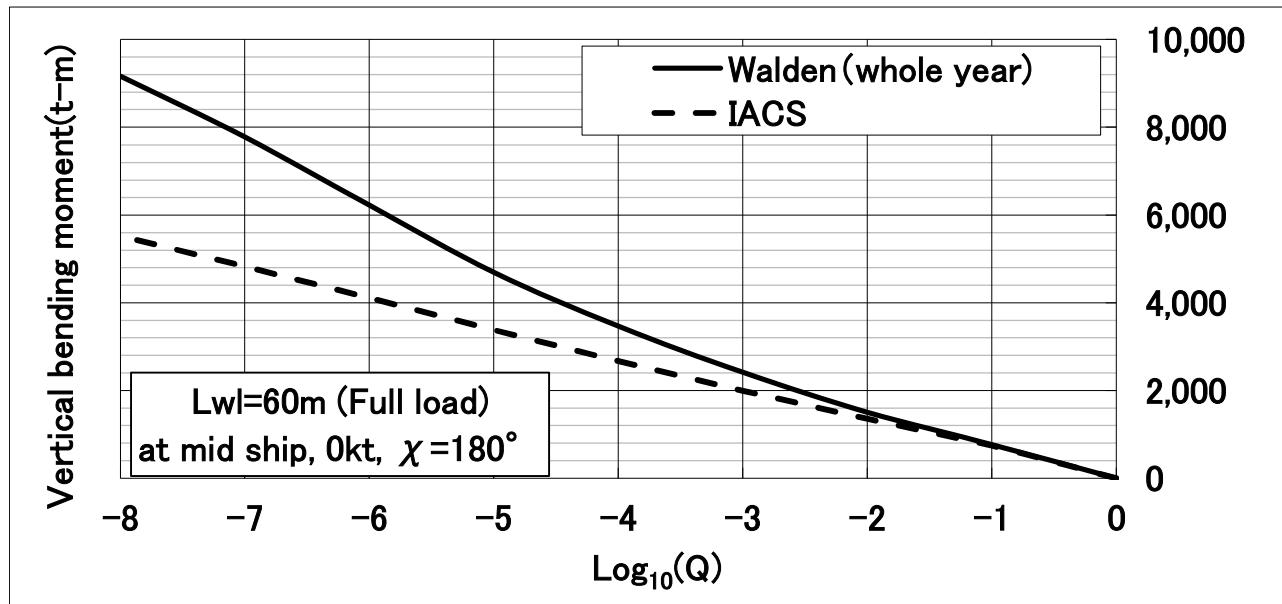


Fig.A7-5 The influence of differences in wave occurrence frequency tables on long-term prediction.

付録 7-3 大波高を避航した場合の長期予測結果

Table A7-3 の赤枠は、Walden の波浪発現確率（北大西洋、通年）の波周期が 7 秒までの短周期で、かつ 10m を超える波高の階級区分を示す。この赤枠部分の波浪発現確率は 0.011% と小さい。この小さな波浪発現確率が長期予測にどの程度の影響を及ぼすかを、5.5.5 節(a)の方法にて検討する。すなわち、対象船舶が赤枠で囲んだ階級区分を避航して航行する場合の長期予測を行う。

Table A7-3 Designation of short period and large wave height classifications to be avoided in Walden wave data.

Division of significant wave height (m)	Division of mean wave period (sec.)								sum
	~5	~7	~9	~11	~13	~15	~17	17~	
~0.75	20.91	11.79	4.57	2.24	0.47	0.06	0.00	0.60	40.64
~1.75	72.78	131.08	63.08	17.26	2.39	0.33	0.11	0.77	287.80
~2.75	21.24	126.41	118.31	30.24	3.68	0.47	0.09	0.56	301.00
~3.75	3.28	49.60	92.69	32.99	5.46	0.68	0.12	0.27	185.09
~4.75	0.53	16.19	44.36	22.28	4.79	1.14	0.08	0.29	89.66
~5.75	0.12	4.34	17.30	12.89	3.13	0.56	0.13	0.04	38.51
~6.75	0.07	2.90	9.90	8.86	3.03	0.59	0.08	0.03	25.46
~7.75	0.03	1.39	4.47	5.22	1.93	0.38	0.04	0.04	13.50
~8.75	0.00	1.09	2.55	3.92	1.98	0.50	0.03	0.02	10.09
~9.75	0.00	0.54	1.36	2.26	1.54	0.68	0.20	0.04	6.62
~10.75	0.01	0.01	0.10	0.11	0.10	0.05	0.02	0.00	0.40
~11.75	0.00	0.00	0.03	0.08	0.17	0.06	0.00	0.00	0.34
~12.75	0.00	0.05	0.00	0.14	0.22	0.06	0.01	0.00	0.48
~13.75	0.00	0.02	0.00	0.07	0.09	0.03	0.00	0.01	0.22
~14.75	0.00	0.00	0.00	0.02	0.06	0.02	0.00	0.01	0.11
~15.75	0.00	0.02	0.00	0.01	0.01	0.02	0.01	0.01	0.08
~16.75	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00
sum	118.97	345.43	358.72	138.59	29.05	5.63	0.92	2.69	1000.00

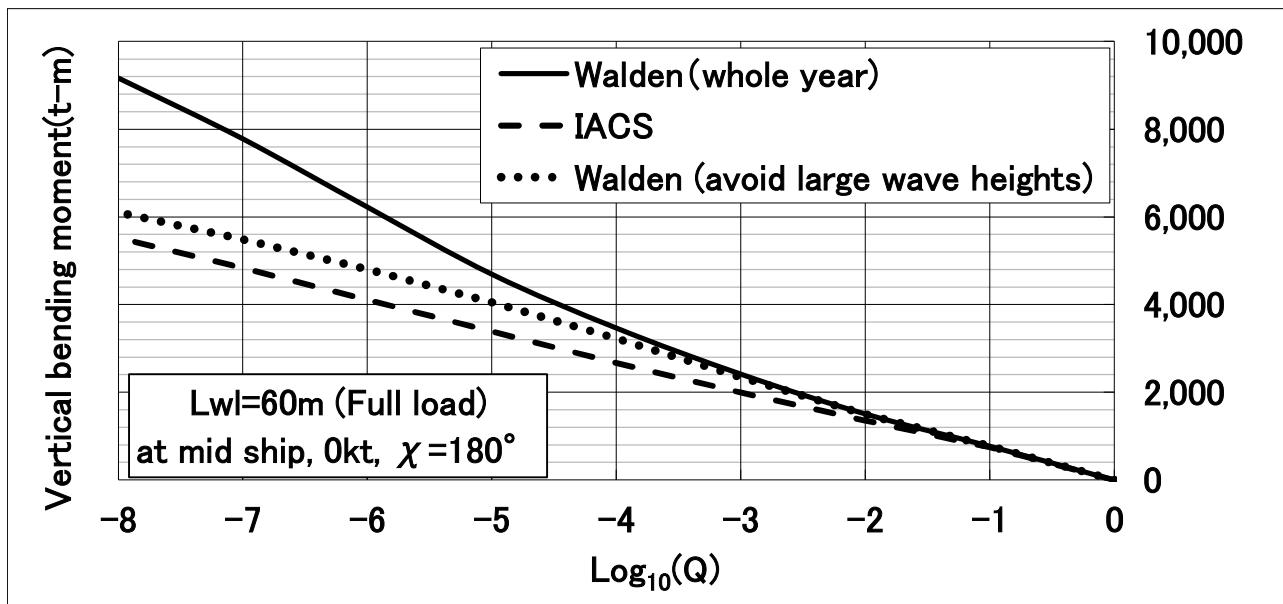


Fig.A7-6 Long-term prediction results for the case of avoidance.

Fig.7-6 は、Table A7-3 の黒枠を避航海象として長期予測を行った結果と従来どおりの方法による長期予測結果を比較したもので、黒枠部分を避航する長期予測結果は従来どおりの結果に比べ 10-

⁸ レベルにおいて 0.65 倍と小さい。その結果は、併プロットした IACS データによる長期予測結果に近づいている。こうして、大波高の非常に小さな波浪発現確率が長期予測に大きな影響を及ぼしていることがわかる。

以上により、長期予測にあたっては自然界では起こりえないと思われる階級区分の波浪や対象船舶の運航限界を遙かに超える階級区分の波浪を考慮すると過大な結果となる。

付録8 船体短期応答の確率密度関数

4.4 節において合成波スペクトラム $S_\eta(\omega)$ の分散値を(4-19)式で求め、中心極限定理による(4-20)式に代入すると $S_\eta(\omega)$ の面積 A の確率分布が求まることを示した。これは、船体短期応答についても適用できる。ここでは、中心極限定理による(4-20)式に関して理論的にさらに検討する。

(4-8)式で表現される合成長波頂不規則波中の船体運動の分散値や平均抵抗増加量は、(4-1)式と(4-2)式で求まる。通常、周波数応答関数は与えられた ω に対して唯一の値が与えられるから、この確率的性格は(4-17)式の議論と同じように $S_\eta(\omega)$ の確率的性格を論じることで可能である。(4-2)式の平均抵抗増加量の推定式は、 $S_\eta(\omega)$ の(4-8)式を代入すると次式となる。なお、(4-1)式の船体応答分散値を求める式に(4-8)式を代入すると、同様の形となる。

$$\overline{R_{AW}} = 2 \int_0^\infty \frac{R_{AW}(\omega)}{\zeta_a^2} \left\{ S_1(\omega) + S_2(\omega) + 2\sqrt{S_1(\omega)S_2(\omega)} \cos[\varepsilon_1(\omega) - \varepsilon_2(\omega)] \right\} d\omega \quad (\text{A8-1})$$

(A8-1)式は、積分範囲の ω に対して波スペクトラムの位相差 $\varepsilon_1(\omega) - \varepsilon_2(\omega)$ は無限に値があるため、無数に値が求まる。(A1)式は合成波スペクトラムに規則波中応答関数を掛け合わせた関数の面積を求ることであり、この面積の確率的特性を検討するには $S_\eta(\omega)$ の面積を検討すれば良い。 $\omega = \omega_j$ における $S_\eta(\omega)$ の値を $S_\eta(\omega_j)$ とすると、その面積 A は次式により求めることができる。

$$A = \Delta\omega \{ S_\eta(\omega_1) + \dots + S_\eta(\omega_j) + \dots + S_\eta(\omega_n) \}, \quad j = 1, \dots, n \quad (\text{A8-2})$$

ここで、 $\Delta\omega$ は $S_\eta(\omega)$ が出現する周波数範囲間を等分割した周波数刻み、 n は確率変数の個数で合成波スペクトラムの分割数、である。

(A8-2)式において、 $S_\eta(\omega)$ の $\omega = \omega_j$ における値 $S_\eta(\omega_j)$ が確率変数となる。ここで、(A8-2)式の個々に独立な $\Delta\omega \cdot S_\eta(\omega_j)$ を、簡単のために確率変数 x_j を用いて以下のように書き直す。

$$z = x_1 + \dots + x_j + \dots + x_n, \quad j = 1, \dots, n \quad (\text{A8-3})$$

ここで、 x_j は平均値が 0、分散値が $\sigma_{x_j}^2$ の確率変数である。

個々に独立な n 個の確率変数の和の確率密度関数 $f(z)$ は、各確率変数 x_j の確率密度関数 $f_j(x)$ のたたみ込み積分で与えられる。すなわち、(A8-3)式の確率密度関数は次式である。

$$f(z) = f_1(x) * f_2(x) * \dots * f_j(x) * \dots * f_n(x)$$

$$= \int_{-\infty}^{\infty} \dots \int_{-\infty}^{\infty} f_1(x) \dots f_n(x) \left(z - \sum_{j=1}^{n-1} x_j \right) dx_1 \dots dx_{n-1}, \quad j = 1, \dots, n \quad (\text{A8-4})$$

この $f(z)$ をフーリエ変換して、個々に独立な確率変数の和に関する特性関数 $\psi(t)$ を求める。

$$\psi(t) = \int_{-\infty}^{\infty} \exp(itz) f(z) dz \quad (\text{A8-5})$$

さらに、(A8-5)式に(A8-3)式および(A8-4)式を代入すると、次式が得られる。

$$\begin{aligned}\psi(t) &= \int_{-\infty}^{\infty} \exp(itx_1) f_1(x_1) dx_1 \int_{-\infty}^{\infty} \exp(itx_2) f_2(x_2) dx_2 \cdots \int_{-\infty}^{\infty} \exp(itx_n) f_n(x_n) dx_n \\ &= \psi_1(t)\psi_2(t) \cdots \psi_n(t)\end{aligned}\quad (\text{A8-6})$$

すなわち, $s_{\eta}(\omega)$ の面積の特性関数 $\psi(t)$ は, 個々の特性関数 $\psi_j(t)$ の乗積の形で表すことができる。今, $s_{\eta}(\omega)$ の確率密度関数は 4.3.5 節の(4-15)式に示すとおり $1/(\pi\sqrt{a^2 - x^2})$ 型となっており, その形の確率密度関数の特性関数は次に示す 0 次ベッセル関数 $J_0(\beta_j t)$ となる。

$$J_0(\beta_j t) = \frac{2}{\pi} \int_0^{\beta_j} \frac{\cos(tx_j)}{\sqrt{\beta_j^2 - x_j^2}} dx_j, \beta_j = \Delta\omega \frac{C_j}{\sigma_{x_j}} = \sqrt{2} \quad (\text{A8-7})$$

ここで, C_j は 4.3.5 節で述べた $\omega = \omega_j$ において $s_{\eta}(\omega)$ が分布する区間の幅である。また, σ_{x_j} は(4-19)式にて求められる標準偏差値である。こうして, (A8-6)式は次式となる。

$$\psi(t) = J_0(\beta_1 t) J_0(\beta_2 t) \cdots J_0(\beta_n t) = \prod_{j=1}^n J_0(\beta_j t), \beta_j = \sqrt{2}, j = 1, 2, \dots, n \quad (\text{A8-8})$$

以上より, 船体短期応答の(A8-1)式の第 3 項に関する特性関数は, 0 次ベッセル関数の乗積で表現できることが解る。 $J_0(\beta_j t)$ の乗積は $t=0$ における振幅 1 は同じで, $s_{\eta}(\omega)$ の分布区間の幅 C_j と標準偏差 σ_{x_j} で決まる係数 β_j が $\sqrt{2}$ である曲線の掛け算となる。その結果として, $\psi(t)$ は $t=0$ 近傍のみが値を持つ。 $\psi(t)$ の曲線の近似式は, 以下の議論に示すように次式のガウス関数の形で表現できる。

$$\psi(t) = F \exp(-Et^2) = \exp(-Et^2) \quad (\text{A8-9})$$

こうして, (A8-9)式の係数 E が求まれば, その式をフーリエ逆変換することで次式に示すように船体短期応答の第 3 項に関する確率密度関数を求めることができる。

$$f(z) = \frac{1}{\pi} \int_0^{\infty} \cos(tz) [\exp(-Et^2)] dt \quad (\text{A8-10})$$

なお, 付録 9 に示すとおりガウス関数のフーリエ逆変換はガウス関数であるため, (A8-9)式の確率密度関数は正規確率密度関数である。すなわち, (A8-10)式は次式となる。

$$f(z) = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{\pi}{E}} \exp\left(-\frac{z^2}{4E}\right) \quad (\text{A8-11})$$

船体短期応答の面積に関する確率密度関数が正規分布に従うという(A8-11)式の結果は, 4.4 節の中心極限定理による(4-20)式と一致する。ここで, この両式が一致するための(A8-11)式の係数 E は次式となる。

$$E = \frac{\sigma_A^2}{2} \quad (\text{A8-12})$$

(A8-12)式の σ_A^2 は, 4.4 節の(4-19)式に対応した船体短期応答の分散値である。これは, $s_1(\omega)$ と $s_2(\omega)$ および規則波中船体応答関数が与えられると計算できる。こうして, 中心極限定理にて理論的な分布形が求まるとした 4.4 節の結論が理論的な考察から確認できた。

したがって, (4-20)式の確率密度関数を用いることで, 有義波高や平均波周期に代表される波浪情報, 船体運動の分散値や平均抵抗増加量などの船体短期応答が計算できる。

付録9 ガウス関数のフーリエ逆変換

ここでは、ガウス関数で近似した合成波スペクトラムの面積に関する特性関数 $\psi(t)$ をフーリエ逆変換するとガウス確率密度関数になることを示す。

$$\psi(t) = \exp(-Et^2) \quad (\text{A9-1})$$

$\psi(t)$ と $f(z)$ のフーリエ双対は、次式である。

$$f(z) = \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{\infty} e^{-jzt} \cdot \psi(t) dt \leftrightarrow \psi(t) = \int_{-\infty}^{\infty} e^{jzt} \cdot f(z) dz \quad (\text{A9-2})$$

(A9-2)式の $f(z)$ を z に関して微分すると、次式となる。

$$\frac{df(z)}{dz} = \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{\infty} \frac{d(e^{-jzt})}{dz} \cdot \psi(t) dt = \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{\infty} (-jt)e^{-jzt} \psi(t) dt \quad (\text{A9-3})$$

次に、(A9-1)式の $\psi(t)$ を t に関して微分し、両辺に虚数単位 j を掛けて変形すると次式となる。

$$\frac{j}{2E} \frac{\psi(t)}{dt} = (-jt) \exp(-Et^2) \quad (\text{A9-4})$$

ここで、(A9-3)式を部分積分にて変形した後、(A9-4)式を用いると次式を得る。

$$\begin{aligned} \frac{df(z)}{dz} &= \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{\infty} (-jt)e^{-jzt} e^{-Et^2} dt = \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{\infty} (-jt)e^{-Et^2} e^{-jzt} dt \\ &= \frac{1}{2\pi} \left\{ \left[\frac{j}{2E} e^{-Et^2} e^{-jzt} \right]_{-\infty}^{\infty} - \int_{-\infty}^{\infty} \frac{j}{2E} e^{-Et^2} (-jz)e^{-jz} dt \right\} \\ &= -\frac{1}{2\pi} \left(\frac{j}{2E} \right) (-jz) \int_{-\infty}^{\infty} e^{-Et^2} e^{-jz} dt = -\frac{z}{2\pi} \frac{1}{2} \int_{-\infty}^{\infty} e^{-jzt} \psi(t) dt = -\frac{z}{2E} f(z) \end{aligned} \quad (\text{A9-5})$$

(A9-5)式を変形し、その両辺を積分すると次式となる。

$$\frac{df(z)}{f(z)} = -\frac{z}{2E} dz \rightarrow \ln[f(z)] = -\frac{1}{2E} \frac{z^2}{2} + a_0 \quad (\text{A9-6})$$

さらに、(A9-6)式の両辺に対して指数を取ることで変形すると、次式となる。

$$f(z) = \exp(a_0) \exp\left(-\frac{z^2}{4E}\right) = A \cdot \exp\left(-\frac{z^2}{4E}\right) \quad (\text{A9-7})$$

(A9-7)式の定数項 A は $f(0) = A$ で決定され、次式となる。

$$f(0) = A = \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{\infty} e^{-j \cdot 0 \cdot t} \cdot e^{-Et^2} dt = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{\pi}{E}} \quad (\text{A9-8})$$

なお、(A9-8)式の積分はガウスの積分公式を用いた。ここで、(A9-8)式を(A9-7)式に代入すると次式のガウス確率密度関数を得る。

$$f(z) = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{\pi}{E}} \exp\left(-\frac{z^2}{4E}\right) \quad (\text{A9-9})$$

付録 10 長期予測法を用いた平均船速推定法

船舶設計に耐航性能技術を活用する一つの大きな目的は、運航燃費性能の評価である。そのためには、実海域を航行する場合の燃料消費量を推定しなければならない。一航海の燃料消費量を求めるためには、本論(2-1)式で算出した単位時間あたりの燃料消費量 F に加えて一航海に要する時間、すなわち航海時間が必要である。この航海時間は、航路長と航海の平均船速によって計算できる。以下、長期予測法を用いた平均船速推定法について述べる。

一航海の燃料消費量を計算する方法として、3.2 節に示す馬力増加と船速低下の関係を用いて船速を求める手順が考えられる。これは、想定航路における遭遇海象（有義波高 H 、平均波周期 T ）別に得られる船速低下量を考慮した実海域で達成可能な速力（以後、達成速力） $V_{sl}(H, T)$ を平均して一航海の平均船速を求める方法である。航路長がわかっているので、求めた平均船速により航海時間が計算できる。本計算法では、航路における遭遇海象の設定に波浪発現頻度表に示される波浪発現確率密度関数 $p(H, T)$ を用いる。すなわち、長期予測の方法に倣い次式のように波浪発現確率密度関数 $p(H, T)$ を重み関数として、個々に求めた $V_{sl}(H, T)$ と掛け合わせることで、あらゆる海象に遭遇することを考慮した時の一航海の船速平均値 V_m を算出する。

$$V_m = \frac{\int_0^{\infty} \int_0^{\infty} V_{sl}(H, T) \cdot p(H, T) dH dT}{\int_0^{\infty} \int_0^{\infty} p(H, T) dH dT} \quad (A10-1)$$

なお、 $V_{sl}(H, T)$ は気象・海象に対応した風・波による各種抵抗増加成分（風圧抵抗、波浪抵抗、斜航抵抗、当舵抵抗）に起因する自然速力低下（Nominal Speed Loss : NSL）を考慮して推定される。

さらに、運航航路を i 個に分割して、 i 海域（付録 6 の Fig.A6-1 等を参照のこと）毎に $p_i(H, T)$ を設定しておくことが可能である。その場合は、各海域の平均船速 V_{mi} を求めた後に、それらを平均して運航航路における V_m を推定する。その場合の V_m は、次式となる。

$$V_m = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n V_{mi} = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n \frac{\iint_0^{\infty} V_{sli}(H, T) \cdot p_i(H, T) dH dT}{\iint_0^{\infty} p_i(H, T) dH dT} , \quad i = 1, \dots, n \quad (A10-2)$$

(A10-2)式は、航行する海域の違いを考慮できる点が(A10-1)式と異なる。

$L_{pp}=175m$ のコンテナ船が、Table A10-1 の波浪発現頻度表の海域を速力 20.13kt で航行した場合の平均船速 V_m を試算した。Table A10-2 は、個々の海象での達成速力 $V_{sl}(H, T)$ を示す。両テーブルの値を(A10-1)式に代入して V_m を求めると 19.03kt であった。

(A10-1)式および(A10-2)式は、航路の海象状況を波浪発現確率密度関数によって考慮することで一航海の平均船速を簡易的に計算できることが特徴である。この方法は、簡便に計算できる点において初期設計段階へ導入しやすい。なお、平均船速を求めるために(A10-1)式あるいは(A10-2)式を適用する場合には、波浪発現確率密度関数に関して 2.3.5 節に述べるとおりの課題がある。

Table A10-1 Wave frequency of North Atlantic Ocean in winter by Walden.

p(H,T)	Wave Period Tw(sec.)								
	H _w (m)	4	6	8	10	12	14	16	18
0.25	6.00E+00	4.03E+00	2.10E+00	9.90E-01	2.10E-01	1.40E-01	0.00E+00	1.80E-01	
1.25	2.95E+01	7.98E+01	4.14E+01	1.31E+01	2.63E+00	1.80E-01	9.00E-02	2.10E-01	
2.25	1.68E+01	1.09E+02	1.08E+02	3.79E+01	5.36E+00	7.70E-01	5.00E-02	5.20E-01	
3.25	3.30E+00	5.78E+01	1.15E+02	4.50E+01	7.50E+00	9.10E-01	1.30E-01	3.40E-01	
4.25	7.90E-01	2.42E+01	6.48E+01	3.65E+01	9.26E+00	1.93E+00	1.80E-01	2.30E-01	
5.25	2.10E-01	6.32E+00	2.63E+01	2.25E+01	6.05E+00	1.07E+00	1.80E-01	4.00E-02	
6.25	1.10E-01	5.34E+00	1.55E+01	1.68E+01	6.23E+00	1.29E+00	5.00E-02	7.00E-02	
7.25	7.00E-02	2.47E+00	6.86E+00	1.09E+01	3.80E+00	8.40E-01	9.00E-02	4.00E-02	
8.25	2.00E-02	2.67E+00	4.35E+00	7.86E+00	4.12E+00	1.33E+00	2.00E-02	4.00E-02	
9.25	0.00E+00	1.61E+00	2.44E+00	5.34E+00	3.78E+00	1.79E+00	6.10E-01	1.40E-01	
10.25	0.00E+00	0.00E+00	2.00E-01	2.30E-01	3.60E-01	1.60E-01	9.00E-02	0.00E+00	
11.25	0.00E+00	2.00E-02	1.30E-01	7.00E-02	4.30E-01	1.80E-01	0.00E+00	0.00E+00	
12.25	0.00E+00	1.10E-01	0.00E+00	3.90E-01	5.70E-01	2.90E-01	0.00E+00	0.00E+00	
13.25	0.00E+00	7.00E-02	0.00E+00	2.30E-01	1.80E-01	4.00E-02	4.00E-02	4.00E-02	
14.25	0.00E+00	7.00E-02	0.00E+00	5.00E-02	1.60E-01	1.10E-01	4.00E-02	5.00E-02	
15.25	0.00E+00	0.00E+00	0.00E+00	5.00E-02	0.00E+00	0.00E+00	0.00E+00	5.00E-02	
16.25	0.00E+00	0.00E+00	0.00E+00	0.00E+00	0.00E+00	0.00E+00	0.00E+00	0.00E+00	

Table A10-2 Attainable ship speed in an actual sea.

V _{sl} (kt)	Wave Period Tw(sec.)								
	H _w (m)	4	6	8	10	12	14	16	18
0.25	20.0	20.0	20.0	20.0	20.0	20.0	20.0	20.0	20.0
1.25	19.9	19.9	19.8	19.8	19.9	19.9	19.9	19.9	19.9
2.25	19.7	19.7	19.6	19.6	19.7	19.7	19.8	19.8	19.8
3.25	19.4	19.4	19.2	19.2	19.4	19.5	19.6	19.7	19.7
4.25	19.1	19.0	18.6	18.7	19.0	19.3	19.4	19.6	
5.25	18.7	18.5	18.0	18.1	18.6	19.0	19.2	19.4	
6.25	18.2	18.0	17.2	17.4	18.1	18.6	19.0	19.3	
7.25	17.6	17.3	16.3	16.6	17.5	18.2	18.7	19.1	
8.25	16.9	16.5	15.2	15.8	16.9	17.8	18.4	18.9	
9.25	16.1	15.6	14.1	14.9	16.2	17.3	18.1	18.6	
10.25	15.2	14.5	12.8	13.9	15.5	16.8	17.7	18.4	
11.25	14.2	13.2	11.2	12.8	14.7	16.2	17.3	18.1	
12.25	12.9	11.4	9.1	11.6	13.9	15.7	16.9	17.9	
13.25	10.6	8.0	7.2	10.2	13.1	15.1	16.5	17.6	
14.25	0.0	5.6	6.2	8.7	12.2	14.5	16.0	17.3	
15.25	0.0	0.0	0.0	7.4	11.3	13.8	15.6	17.0	
16.25	0.0	0.0	0.0	6.5	10.3	13.2	15.1	16.7	

付録 11 正規分布に従う分散値の二乗値が自由度 1 の χ^2 分布に従うことの証明

6.3.3 節において、正規分布に従う分散値の二乗値が自由度 $k=1$ の χ^2 分布に従うとして抵抗増加の推定精度を検証する手順を示した。ここでは、『正規分布に従う分散値の二乗値が自由度 $k=1$ の χ^2 分布に従う』ことを証明⁸¹⁾する。

今、 $[\mu, \sigma^2] = [0, 1]$ の標準正規分布に従う確率変数 x の 2 乗値 x^2 を、次式にて新たな確率変数 z と定義する。

$$z = x^2 \quad (\text{A11-1})$$

x は標準正規分布に従うため、確率密度関数 $f(x)$ は次式である。

$$f(x) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}} \exp\left(-\frac{x^2}{2}\right) \quad (\text{A11-2})$$

(A11-1)式の z の確率密度関数を $g(z)$ 、その累積分布関数を $F(z)$ とする。 $F(z)$ は、次式である。

$$F(z) = P(Z \leq z) = P(X^2 \leq z) = P(-\sqrt{z} \leq X \leq \sqrt{z}) \quad (\text{A11-3})$$

(A11-3)式は、(A11-2)式を $-\sqrt{z} \leq X \leq \sqrt{z}$ の範囲で積分することに他ならない。

$$F(z) = \int_{-\sqrt{z}}^{\sqrt{z}} f(x) dx \quad (\text{A11-4})$$

$g(z)$ は $F(z)$ の微分値のため、次式である。

$$\begin{aligned} g(z) &= \frac{dF(z)}{dz} = \frac{d}{dz} \int_{-\sqrt{z}}^{\sqrt{z}} f(x) dx = \frac{d}{dz} \int_{-\sqrt{z}}^{\sqrt{z}} \frac{1}{\sqrt{2\pi}} \exp\left(-\frac{x^2}{2}\right) dx = \frac{2}{\sqrt{2\pi}} \frac{d\sqrt{z}}{dz} \exp\left(-\frac{z}{2}\right) \\ &= \frac{1}{\sqrt{2\pi}} z^{-\frac{1}{2}} \exp\left(-\frac{z}{2}\right) = \frac{1}{2\Gamma(1/2)} \left(\frac{z}{2}\right)^{-\frac{1}{2}} \exp\left(-\frac{z}{2}\right) \end{aligned} \quad (\text{A11-5})$$

(A11-5)式は、本論(6-12)式において $k=1$ とした時の χ^2 分布の確率密度関数である。

参考文献

- 1) 飯尾和重:船舶の生涯価値の試推定, 日本船舶海洋工学会講演会論文集, 第 2K 号, 2006, pp.131 ~134.
- 2) 細田龍介, 高橋雄:運動性能研究委員会・第 1 回シンポジウム 第 7 章 シーマージンと就航実績, 日本造船学会, 1984, pp.121~136.
- 3) 三宅成司郎, 中川有紀:船舶の運航性能評価技術, 日立造船技報, 第 60 卷 第 3 号, 平成 11 年 10 月, pp.7~12.
- 4) THE MARINE ENVIRONMENT PROTECTION COMMITTEE : 2012 GUIDELINES ON THE METHOD OF CALCULATION OF THE ATTAINED ENERGY EFFICIENCY DESIGN INDEX (EEDI) FOR NEW SHIPS, the International Maritime Organization, ANNEX 8, RESOLUTION MEPC.212(63), 2012, pp.3~pp.12.
- 5) THE MARINE ENVIRONMENT PROTECTION COMMITTEE : 2012 GUIDELINES ON SURVEY AND CERTIFICATION OF THE ENERGY EFFICIENCY DESIGN INDEX (EEDI), the International Maritime Organization, ANNEX 10, RESOLUTION MEPC.214(63), 2012, pp.14~pp.15.
- 6) 廣田和義, 松本光一郎, 高岸憲璽, 折原秀夫, 吉田尚史:実海域実船計測による Ax-Bow 効果の評価, 関西造船協会論文集, 第 241 号, 関西造船協会, 2004 年 3 月, pp.33~40.
- 7) 内藤林, 檜垣祥市, 加藤淳高, 水野滋也, 山森隆江:船首固定翼による波浪中抵抗増加の減少及び推力の発生に関する研究, 関西造船協会講演論文集, 第 15 卷, 関西造船協会, 2000 年 11 月, pp.49~52.
- 8) 安川宏紀, 池添修自, 小池英治:船首水平フィンによる船の実海域性能の向上, 日本船舶海洋工学会講演会論文集, 第 17 号, pp.289-292, 2013.
- 9) 清水信行:風圧抵抗低減船の紹介, 第 71 回実海域推進性能研究会資料, PW71-9, 2015 年 9 月.
- 10) 山本修, 宮本雅史:運動性能研究委員会・第 1 回シンポジウム 第 6 章 設計の観点から見た波浪中推進性能, 日本造船学会, 1984, pp.101~120.
- 11) 山本修:波浪中経済速力について, 関西造船協会, 第 191 号, 1983, pp.31~40.
- 12) 日本造船研究協会第 208 研究部会:速力試運転時の波浪影響修正法に関する研究報告書, 日本造船研究協会, p.13~26, 平成 5 年.
- 13) 萩原秀樹:帆装商船のウェザーラーティング, 日本航海学会誌, 第 93 号, 日本航海学会, 1987, pp.38~45.
- 14) 三宅成司郎, 矢野貴大, 田井祥史, 清水信行, 井畠里和, 池田良穂:PCC へのヨット船型適用に関する研究(第 2 報), 日本船舶海洋工学会講演会論文集, 第 21 号, pp.507-510, 2015.
- 15) 萩原秀樹, 卷島勉:最適航路に関する考察, 日本航海学会論文集, 第 62 号, 日本航海学会, 1980, pp.77~87.
- 16) 中村彰一, 内藤林:波浪中における船速低下および推進性能について, 関西造船協会誌, 1977, pp.25~34.

- 17) 柏木正, 杉本健, 上田武志, 山崎啓市, 東濱清, 木村校優, 山下力藏, 伊東章雄, 溝上宗二: 波浪中推進性能解析システムの開発, 関西造船協会論文集, 第 241 号, 関西造船協会, 2004 年 3 月, pp.67~82.
- 18) 柏木正, 岩下英嗣, 高木健, 安川宏紀: 運動性能研究委員会・第 11 回シンポジウム, 第 3 章 三次元理論による計算法, 日本造船学会, 平成 6 年 12 月, pp.244~288.
- 19) 内藤林, 黒田麻利子, 吉田尚史, 池田剛大: 船型を表現する振幅関数と波浪中抵抗増加, 日本船舶海洋工学会論文集, 第 8 号, 2008 年 12 月, pp.163~169.
- 20) 福田淳一: III.船体応答の統計的予測, 耐航性に関するシンポジウム, 日本造船学会, pp.99~119, 昭和 44 年 7 月.
- 21) 箕浦宗彦, 内藤林: 確率過程による有義波高と平均波周期の同時確率密度関数, 関西造船協会論文集, 第 240 号, pp.171-180, 2003.
- 22) 内藤林, 辻本勝, 濱中誠司, 濱川進, 柴田憲一: 実海域における船体応答の長期予測法に関する研究, 関西造船協会誌, 第 230 号, pp.197-203, 1998.
- 23) 小川剛孝, 渡辺巖: 航海実績を加味した波浪荷重等の長期予測について, 関西造船協会誌, 第 224 号, pp.43-52, 1995.
- 24) 丸尾孟: 波浪中の船体抵抗増加に関する研究(第 2 報 抵抗増加の本質について), 造船協会論文集, 第 108 号, pp.5~13, 1960.
- 25) 山内保文: II.海洋波中の応答, 耐航性に関するシンポジウム, 日本造船学会, pp.53~97, 昭和 44 年 7 月.
- 26) 日根野元裕, 山内保文: 6.海洋波のスペクトル, 日本造船学会誌, 第 609 号, pp.78~96, 昭和 55 年 3 月.
- 27) 大型専用船海難特別調査委員会: 大型専用船海難特別調査委員会報告 その考察から, 海と安全, 通巻第 152 号, 日本海難防止協会, pp.12~15, 昭和 46 年.
- 28) 内藤林, 木原一: 波浪中計測量の精度と計測時間に関する研究, 日本造船学会論文集, 第 174 号, pp.397~408, 1993.
- 29) 新谷厚, 内藤林: 第二回耐航性シンポジウム第 4 章「波浪中の馬力増加」, 日本造船学会, 1977, pp.165~180.
- 30) D.C.Murdey: On Predicting Power Increase in Irregular Waves from Model Experiments In Regular Waves, 1970
- 31) 平山次清, 崔龍虎: 荒天気象の設定に関する考察—就航時性能保証に向けて—, 日本造船学会論文集, 第 189 号, 2001.
- 32) 丸尾孟: 波浪中の船体抵抗増加に関する研究(第 1 報), 日本造船協会論文集, 第 101 号, 1957, p.33.
- 33) 一ノ瀬康雄, 粉原直人, 辻本勝: 向波中を航行する船の自航要素に関する研究, 日本船舶海洋工学会講演会論文集, 第 14 号, 2012 年, pp.373~374.
- 34) Journee; Motions, resistance and propulsion of a ship in longitudinal regular waves, Report No.428 of

- 35) McCarthy, J.H., et al : The performance of a Full Submerged Propeller in Regular Waves, D.T.M.B., Report 1440, 1961.
- 36) Ilyin, V.M. et al : The Estimation Method for Ship Added Resistance and Propulsive Characteristics in Seaway, Sympo., on Dynamic of Marine Vehicles and Structures in Waves, Apr. 1974, p.413.
- 37) 中村彰一, 内藤林, 井上隆一 : 波浪中におけるプロペラ単独特性と負荷変動について, 関西造船協会誌 159 号, 1975, pp.41~50.
- 38) SR243 研究部会 : スーパーシャロードラフト船の船型開発の研究, 平成 13 年度報告書(総合報告書), (社)日本造船研究協会, 2002.
- 39) 藤井斉, 高橋雄 : 肥大船の波浪中抵抗増加推定法に関する実験的研究, 日本造船学会論文集 137 号, 1975, p.132.
- 40) Faltinsen, O.M., Minsaas, K., Liapis, N., Skjordal, S.O. : Prediction of resistance and propulsion of a ship in a seaway, 13th ONR, Tokyo, 1980, pp.505~530.
- 41) 内藤林 : 船舶の波浪中推進性能に関する研究, 大阪大学大学院工学研究科学位論文, 1979.
- 42) SR208 研究部会 : 速力試運転時波浪影響修正法に関する研究, 平成 2 年度報告書, (社)日本造船研究協会, 1995, pp.193~202.
- 43) SR208 研究部会 : 速力試運転時波浪影響修正法に関する研究, 平成 5 年度報告書, (社)日本造船研究協会, 1998, pp.131~145.
- 44) 上野道雄, 塚田吉昭, 谷澤克治 : 波浪中プロペラ流入速度に関する模型実験, 日本船舶海洋工学会講演会論文集, 第 12 号, 2011 年, pp.419~420.
- 45) 内藤林, 中村彰一 : レーシング時のプロペラ単独特性及び負荷変動について, 関西造船協会誌 192 号, 1979, pp.51~63.
- 46) 内藤林 : 船舶の波浪中推進性能に関する研究, 大阪大学大学院工学研究科学位論文, 1979, pp.41~63.
- 47) SR125 研究部会 : 超高速コンテナ船の耐航性に関する研究, 昭和 50 年度報告書, (社)日本造船研究協会, 1975, pp.157~169, pp.3~10.
- 48) 北沢孝宗, 黒井昌明, 高木又男 : コンテナ船の波浪中での限界速度, 日本造船学会論文集, 第 138 号, pp.269~276, 1975.
- 49) 内藤林 : 「実海域における船の推進性能」シンポジウム第 5 章「波浪中の推進性能」, 日本造船学会, 1995, pp.113~128.
- 50) 平山次清 : 5. 海洋波の統計的性質, 日本造船学会誌, 第 609 号, pp.57~77, 昭和 55 年 3 月.
- 51) Ochi, M.K., Hubble, E.N. : Chapter 18, On Six-parameter Wave Spectra, 15th Int. Conf. Coastal Eng, pp.301~328, 1976.
- 52) 松村竹実, 吉野亥三郎, 副島俊二, 八木光 : 速力試運転解析のための波高計測システム, 西部造船会会報, 第 91 号, pp.25~38, 平成 7 年
- 53) Goda, Y. : Numerical Experiments on Wave Statistics with Spectral Simulation, Report of the Port and

Harbour Research Institute, Vol.9, No.3, pp.3~57, 1970.

- 54) 合田良実, 久高将信: 個別波高の分布に及ぼすスペクトル幅および形状パラメータの影響について, ECOH/YG 技術論文, NO.6, pp.1~14, 2005.
- 55) 福田淳一, 新開明二, 狩野芳治: 波浪観測値の較正値に基く船体応答長期予測, 西部造船会会報, 第 55 号, pp.61-75, 1977.
- 56) 真能創: 海洋波に対する応答の長期分布の理論的推定における想定海象について, 日本造船学会論文集, 第 135 号, pp.81-93, 1974.
- 57) 真能創, 河辺寛: 海洋波に対する応答の長期分布の理論的推定における想定海象について(第 4 報)ー北太平洋の海象ー, 日本造船学会論文集, 第 147 号, pp.104-111, 1980.
- 58) 真能創, 河辺寛: 海洋波に対する応答の長期分布の理論的推定における想定海象について(第 3 報), 日本造船学会論文集, 第 142 号, pp.45-53, 1977.
- 59) 新開明二, 万順涛: 波浪統計データの特性値と船体応答長期予測, 西部造船会会報, 第 89 号, 1994, pp.223-231.
- 60) 万順涛, 新開明二: 西北太平洋波浪統計表の利用と船体応答長期予測, 西部造船会会報, 第 95 号, 1997, pp.81-88.
- 61) Hogben, N., et.al. : Global Wave Statistics, British Maritime Technology Ltd., 1985.
- 62) 中村彰一, 斎藤公男, 池淵哲朗, 黒井昌明: 操船を考慮した船体応答の長期分布について, 関西造船協会誌, 第 254 号, pp.11-23, 1974.
- 63) 内藤林, 濱中誠司, 箕浦宗彦: 船体応答の限界標準偏差を考慮した新しい長期予測法, 関西造船協会論文集, 第 237 号, pp.111-118, 2002.
- 64) Heinrich Soding : Global Seaway Statistics, Ship Technology Research, Vol.48, pp.147-153, 2001.
- 65) IACS : Standard Wave Data, IACS Recommendation No.34, 2001.
- 66) 箕浦宗彦, 内藤林, 片岡尚紀: 確率過程による船体応答の統計量分布のモデル化, 関西造船協会論文集, 第 238 号, pp.131-146, 2002.
- 67) 箕浦宗彦: 有義波高と平均波周期の多峰型の発現確率密度関数, 日本船舶海洋工学会講演会論文集, 第 17 号, pp.459-462, 2013.
- 68) 新開明二, 山口悟, 柏慎一郎, 戸田哲哉: 稀な海象の統計学的数値実験に関する考察, 日本船舶海洋工学会講演会論文集, 第 5W 号, pp.47-48, 2007.
- 69) 内藤林, 箕浦宗彦, 山本敏江: 運航限界を考慮した長期予測, 関西造船協会論文集, 第 241 号, pp.151-158, 2004.
- 70) 藤原敏文, 上野道雄, 二村正: 船体に働く風圧力の推定, 日本造船学会論文集, 第 183 号, pp.77-90, 1998.
- 71) 三宅成司郎, 内藤林: うねりと風波が併存する海域における短期応答予測, 日本船舶海洋工学会論文集, 第 27 号, pp.57-65, 2018.
- 72) SR208・速力試運転時の波浪影響修正法に関する研究(平成 2 年ー平成 4 年), NO.398 号, 日本造船研究協会.

- 73) SR233・船舶の高度モニタリングの基礎研究(平成8年－平成11年), NO.422号, 日本造船研究協会.
- 74) 篠一之, 濱野哲也, 振田正樹, 田部井純, 竹内進, 岩崎泰典: 自動収録・解析システムを用いた145,000m³LNG船の就航実績について, 日本船舶海洋工学会講演会論文集, 第4号, pp.313-316, 2007.
- 75) 姫野洋司, 西尾茂, 高松健一郎: 抵抗試験における不確かさ解析の応用, 関西造船協会誌, 第214号, pp.39-47, 1990.
- 76) 西尾茂, 姫野洋司, 高松健一郎: 不確かさ解析の抵抗・自航試験への応用, 関西造船協会誌, 第216号, pp.51-64, 1991.
- 77) 辻本勝, 折原秀夫: 第3章-1 実海域性能推定法とモニタリング解析, 運動性能研究会シンポジウム「実海域における実船性能モニタリング」, 日本船舶海洋工学会, pp.77-154, 2015.2
- 78) 折原秀夫, 吉田尚史, 天谷一朗: 就航時モニタリングによる大型商船の実船性能評価, 日本船舶海洋工学会講演会論文集, 第23号, pp.515-519, 2016.
- 79) 内藤林, 高岸憲璽: 短波頂不規則波中抵抗増加を少なくする船首形状に関する研究, 関西造船協会論文集, 第225号, pp.157-166, 1996.
- 80) 内藤林, 高岸憲璽: 実海域を航行する大型船の推進性能に関する研究-時間平均的な挙動について-, 関西造船協会論文集, 第229号, pp.57-68, 1998.
- 81) 岡本正芳: 工学のための確率・統計—確率論の基礎から確率シミュレーションへ—, コロナ社, pp.93-100, 2013.

表一覽

Table 1-1 An example which calculated fw at 20.133kt.	5
Table 3-1 Comparison of wave spectrum variance values for different ranges of ξ to be integrated.	38
Table 3-2 Approximate upper and lower bounds for λ/L to set the response function of RAW in regular waves.	40
Table 3-3 Principal dimensions.	41
Table 3-4 Estimation example for increase of FOC.	45
Table 3-5 Principal dimensions and calculation conditions.	52
Table 3-6 Results which calculated the center of temporal fluctuation in each λ/L	53
Table 3-7 Converting propeller emersion to propeller immersion.	64
Table 4-1 Principal dimensions and sea conditions.	77
Table 4-2 Proportionality constant α for calculating the 1/n th maximum average value of the short-term response.	80
Table 4-3 Statistics on three wave spectra.	94
Table 5-1 Example of Wave frequency ²⁰⁾	99
Table 5-2 Wave statistics tables ^{20),61),64),65)}	99
Table 5-3 Principal dimensions and calculation condition.	105
Table 5-4 Ratio of proposed method to conventional one.	117
Table 5-5 Wave period divisions where waves appear in large wave height divisions exceeding 14m.	117
Table 5-6 Standard deviations of vertical acceleration at F.P. of each class division of wave statistics table to set sea condition to be avoided (Ship-A, $\theta=180^\circ$, Vs=24kt).	119
Table 5-7 Standard deviations of vertical acceleration at F.P. of each class division of wave statistics table to set sea condition to be avoided (Ship-B, $\theta=180^\circ$, Vs=24kt).	120
Table 5-8 Wave Frequency of North Atlantic Ocean by Walden (in winter).	127
Table 5-9 The attainable ship speed which navigated by 20.2kt in wind-generated irregular head waves..	127
Table 6-1 Calculation results of the autocorrelation function with different integration ranges, division frequencies, and number of integration terms in the wave spectrum.	134
Table 6-2 Mean and standard deviation of the distribution of variance values by measurement time.	142
Table 6-3 Record length and running frequency in $\varepsilon=10\%$	152
Table 6-4 Results of $[\alpha, \omega_p]$ by calculation conditions.	156
Table A1-1 Principal dimensions and calculation conditions.	172
Table A1-2 An example of the ship performance simulation.	172
Table A6-1 Wave frequency of occurrence in the North Atlantic Ocean.	194
Table A6-2 Wave frequency of occurrence in the No.121 sea area in Fig. A6-1.	197
Table A7-1 Wave frequency of occurrence table proposed by IACS.	198

Table A7-2 Wave frequency of occurrence table proposed Walden (North Atlantic Ocean, whole year). .	198
Table A7-3 Designation of short period and large wave height classifications to be avoided in Walden wave data.	201
Table A10-1 Wave frequency of North Atlantic Ocean in winter by Walden.	208
Table A10-2 Attainable ship speed in an actual sea.	208

図一覧

Fig.1-1 Relationship between ship construction cost and resistance/propulsion performance as operating cost when ship length is a parameter.	1
Fig.1-2 Relationship between construction cost and operating cost when actual sea performance is taken into account.	2
Fig.1-3 A calculation example between ship length and the Carrying Cost Factor (CCF) ³⁾	3
Fig.1-4 Nominal speed loss of container ship in a seaway according to the engine characteristics.	5
Fig.2-1 Estimation flow of seakeeping performance using existing estimation techniques.	12
Fig.2-2 Example of fuel oil consumption's rate ^{6),7)}	13
Fig.2-3 Flow of ship design considering propulsive performance in actual seas.	17
Fig.2-4 An example which calculated the ratio of added resistance components according to Beaufort wind force scale.	19
Fig.3-1 Explanation of power increase and speed loss on BHP-V diagram.	24
Fig.3-2 Propeller open characteristics and K _p curve.	28
Fig.3-3 An example of the procedure by over load test.	31
Fig.3-4 Treatment of response function on experiment data.	33
Fig.3-5 Added resistance in short wave length (head sea).	35
Fig.3-6 Comparison with response spectrum of added resistance in head sea condition (model scale).	35
Fig.3-7 Wave spectrum by mean wave period.	36
Fig.3-8 Wave spectrum normalized by non-dimensional frequency.	37
Fig.3-9 Relationship between the response function of RAW in regular waves and normalized wave spectrum for non-dimensional frequencies.	39
Fig.3-10 An example of the relationship between λ/L and ξ calculated by eq. (3-26).	40
Fig.3-11 Relation between power increase and mean wave period (head sea, $H_{1/3}=2.3\text{cm}$).	42
Fig.3-12 Relation between power increase and significant wave height (head sea, $T_0=10.6\text{s}$).	43
Fig.3-13 Power increase for tanker in actual seas that several added resistance components (wave, wind and helm) are considered ($L_{PP}=320\text{m}$, head sea).	44
Fig.3-14 Relation between ratio of power increase and sea conditions.	45
Fig.3-15 Relation between BHP and FOC.	46
Fig.3-16 Co-ordinate System.	47
Fig.3-17 Pattern diagram that show temporal fluctuation of propeller efficiency in a regular wave.	49
Fig.3-18 Propeller Open Characteristics used in the calculations in this section.	52
Fig.3-19 Non dimensional values of the fluctuation amplitude of the flow into the propeller ($\chi=180^\circ$).	53
Fig.3-20 A flow chart for estimating main engine outputs which considered the influence of propeller immersion.	55

Fig.3-21 Positional relationship between the propeller and still water.	56
Fig.3-22 Amplitude response function of relative motion at propeller position (wave height=1m, head sea).	56
Fig.3-23 Relation between propeller immersion and propeller thrust and torque.	57
Fig.3-24 A simulation example of an effect that the propeller immersion changes due to the ship motion in a regular head wave.	58
Fig.3-25 An example which calculated thrust fluctuation in irregular waves.	60
Fig.3-26 View which enlarged the part of the red broken line in Fig.3-21.	60
Fig.3-27 An example of actual ship measuring result at 2 nd voyage of the Hikawa maru ⁴⁷⁾	62
Fig.3-28 Relation between torque decrease and revolution increase on the propeller emersion state.	63
Fig.3-29 Relation between measured torque and propeller immersion.	63
Fig.3-30 Relation between revolution increase and propeller immersion.	64
Fig.4-1 Relationship between wave spectra ($S_{swell}(\omega), S_{wave}(\omega)$) and composite wave spectrum.	69
Fig.4-2 Example of wave spectra generated by eq.(4-8).	70
Fig.4-3 Histogram of 1,000 random phases computed with uniform distribution.	71
Fig.4-4 Histogram of phase difference at $\omega_j=0.6$	72
Fig.4-5 Histogram of cos component of phase difference at $\omega_j=0.6$	73
Fig.4-6 PDF of the third terms of wave spectrum at $\omega=\omega_j$	73
Fig.4-7 Histogram of the third terms of wave spectrum at $\omega_j=0.6$	74
Fig.4-8 Probability distribution of area of composite wave spectrum.	76
Fig.4-9(1) Probability distribution of mean added resistance in seas.	78
Fig.4-9(2) Probability distribution of nominal speed loss.	78
Fig.4-9(3) Probability distribution of fuel oil consumption.	78
Fig.4-10 Probability distribution of standard deviations of vertical acceleration at F.P. in actual seas ($T_p=16.8s$ and $T_w=7s$).	79
Fig.4-11 Probability distribution of standard deviations of vertical acceleration at F.P. in actual seas ($T_p=16.8s$ and $T_w=9s$).	81
Fig.4-12 Probability density function of extreme value by bandwidth parameter $\varepsilon^{25)$	83
Fig.4-13 Change in Proportionality constant α to band width parameter ε and distribution of ε	85
Fig.4-14 Example of calculating the effect of the difference in the overlapping range of both wave spectra on the generation of the composite wave spectra.	86
Fig.4-15 Relationship between the positions of the peak of swell, wind wave, and added resistance when the peak wave period of the swell wave spectrum is 10 seconds.	88
Fig.4-16 Relationship between the positions of the peak of swell, wind wave, and added resistance when the peak wave period of the swell wave spectrum is 12 seconds.	88
Fig.4-17 Relationship between the positions of the peak of swell, wind wave, and added resistance when the peak wave period of the swell wave spectrum is 14 seconds.	88

Fig.4-18 Schematic diagram for determining the probability that the mean added resistance falls within \pm 10% of the average value.	89
Fig.4-19 The probability that an individual mean added resistance falls within $\pm 10\%$ of the mean value of the added resistance distribution.	90
Fig.4-20 Distribution of significant wave height of composite wave spectrum.	91
Fig.4-21 Comparison of measured and Ochi-Hubble and composite wave spectrum.	93
Fig.4-22 Comparison with the measured spectrum considering the upper and lower limit range of the composite wave spectra.	94
Fig.5-1(1) Map of area subdivisions for GWS ⁶¹⁾	101
Fig.5-1(2) Map of area subdivisions for GSS ⁶⁴⁾	101
Fig.5-2 Exceeding probability of significant wave height of each wave statistics table.	102
Fig.5-3(1) Exceeding probability of significant wave height exceeding 8m.	102
Fig.5-3(2) Exceeding probability of significant wave height exceeding 12m.	102
Fig.5-4(1) Occurrence probabilities of significant wave height of each division of the mean wave period (7 to 9sec.).	104
Fig.5-4(2) Occurrence probabilities of significant wave height of each division of the mean wave period (9 to 11sec.).	104
Fig.5-4(3) Occurrence probabilities of significant wave height of each division of the mean wave period (13 to 15sec.).	104
Fig.5-5 Response amplitude functions of vertical acceleration at F.P. in regular head seas ($\chi=180^\circ$).	106
Fig.5-6 Standard deviations of vertical acceleration at F.P. in short-crested irregular head seas ($\theta=180^\circ$).	106
Fig.5-7(1) Exceedance probability of vertical acceleration at F.P. of Ship-A by using of four wave statistics tables.	107
Fig.5-7(2) Exceedance probability of vertical acceleration at F.P. of Ship-B by using of four wave statistics tables.	107
Fig.5-8 Effect of changing mean wave period on long-term prediction.	109
Fig.5-9 Effect of changing significant wave height on long-term prediction.	109
Fig.5-10 Definition of i-line and j-column for calculation grid around the point adding probability.	110
Fig.5-11 Comparison of long-term prediction calculated by the conventional method and the proposal one.	111
Fig.5-12 Limitation for standard deviation of ship response.	113
Fig.5-13(1) Exceeding probability in case of avoiding some sea conditions of wave statistics table (Ship-A).	116
Fig.5-13(2) Exceeding probability in case of avoiding some sea conditions of wave statistics table (Ship-B).	116
Fig.5-14 Influence of avoiding some sea conditions of wave statistics table in $Q=10^{-8}$ ($\theta=180^\circ$, $V_s=24\text{kt}$).	117

Fig.5-15 Change in exceeding probability of short-term ship response to significant wave height.	118
Fig.5-16 Exceeding probability estimated by sea conditions to be avoided that set by using critical standard deviation of response.	119
Fig.5-17 Exceeding probability estimated by sea conditions to be avoided that set by using critical standard deviation of response.	120
Fig.5-18 Exceeding probability estimated by sea conditions to be avoided that set by using a wave height limitation on the weather routing calculation.	121
Fig.5-19 Pattern diagram that show setting method of sea conditions to be avoided.	123
Fig.5-20 Relationship of acceleration and significant wave height and ship speed to operation criteria of Ship-B.	123
Fig.5-21 A calculation flow of long-term prediction which considered nominal speed loss.	125
Fig.5-22 Significant values of vertical acceleration at F.P. in wind-generated waves in case of three ship speeds.	126
Fig.5-23 The mean added resistance which navigated by 20.2kt in wind-generated irregular head waves..	126
Fig.5-24 Ship speed in the three significant wave height divisions shown by hatching in Table 5-9 (in wind-generated irregular waves, $\theta=180^\circ$).	128
Fig.5-25 Comparison between the long-term prediction considering nominal speed loss and the conventional method which assume navigating at a constant ship speed (in wind-generated irregular waves, $\theta=180^\circ$)....	128
Fig.6-1 Wave spectra and time series of irregular waves.	133
Fig.6-2 Autocorrelation function of an irregular wave.	133
Fig.6-3 Effect of frequency range, division frequency, and number of integral terms of wave spectrum on time series of autocorrelation function.	134
Fig.6-4 (1) Comparison between Case-1 and other cases.	135
Fig.6-4 (2) Comparison between Case-1 and other cases.	136
Fig.6-5 Temporal fluctuation of variance of time series of irregular waves (ISSC).	137
Fig.6-6 Distributions of variance values by time, obtained by simulating irregular wave time series (ISSC).	139
Fig.6-7 Temporal fluctuation of variance of time series of irregular waves (JONSWAP).	140
Fig.6-8 Distributions of variance values by time, obtained by simulating irregular wave time series (JONSWAP).	141
Fig.6-9 Schematic diagram of how to determine the range of variation with significant measurement data selected using the fact that the variance values follow a normal distribution.	142
Fig.6-10 Relation between the occurrent band for variance around the mean value of variance and measuring time.	143
Fig.6-11 Time series of square value of autocorrelation function.	144

Fig.6-12 Time trend of variance of the variance value (ISSC).	144
Fig.6-13 Distributions of variance of variance values by time, obtained by simulating irregular wave time series (ISSC).	147
Fig.6-14 Comparison of time trend of variance of the variance value calculated by using autocorrelation function and simulation's one (ISSC).	148
Fig.6-15 Time trend of variance of the variance value (JONSWAP).	148
Fig.6-16 Distributions of variance of variance values by time, obtained by simulating irregular wave time series (JONSWAP).	149
Fig.6-17 Schematic representation of the relationship between the spectrum of the encountered wave and added resistance in regular waves.	150
Fig.6-18 Relationship between the accuracy band ε (%) and record length T_m	151
Fig.6-19 Measurable range in the test tank.	152
Fig.6-20 Relationship between mean wave period and damping coefficient α	153
Fig.6-21 Relationship between the distribution of the values of the sum of squares of variances and the χ^2 distribution with 1 degree of freedom.	154
Fig.6-22 Encounter wave spectra by heading angle.	155
Fig.6-23 Autocorrelation functions by encounter wave spectrum.	156
Fig.6-24 Relationship between the accuracy band ε (%) and record length T_m by calculation conditions..	156
Fig.A1-1 Procedure for calculating converging ship speeds.	171
Fig.A1-2 An example of the ship performance simulation.	173
Fig.A1-3 Calculations of mean resistance wind-generated waves.	173
Fig.A2-1 Coordinate system.	175
Fig.A2-2 Velocity component in the longitudinal direction of the ship caused by the angular velocity of pitching.	176
Fig.A2-3 Velocity component in the longitudinal direction of the ship caused by the angular velocity of yawing.	177
Fig.A2-4 An Example which calculated the propeller inflow velocity fluctuation in regular waves.	179
Fig.A3-1 Coordinate system.	181
Fig.A3-2 Example of generated time series of relative displacement response at propeller position.	184
Fig.A4-1 Time series of water surface fluctuations generated using ISSC wave spectra and uniform random numbers.	186
Fig.A4-2 Enlarged view of the time axis from 0 to 300 seconds in Fig. A4-1.	186
Fig.A4-3 Unsmoothed wave spectrum obtained by FFT analysis of the time series in Fig. A4-1.	187
Fig.A4-4 Wave spectrum after the Hanning window processing.	187
Fig.A4-5 Wave spectrum after processing of the Hanning window and smoothing.	187
Fig.A4-6 Example of wave time series generated by the JONSWAP wave spectrum. (The lower figure is an	

enlarged view of the 0-300 second time axis in the upper figure.)	188
Fig.A4-7 Six wave spectra obtained by spectrum analysis of wave time series generated using six different phase sequences.	189
Fig.A4-8 $S_\eta(\omega)$ generated by substituting the six patterns of $S_1(\omega)$, $S_2(\omega)$ and the phase difference sequence $[\varepsilon_1(\omega) - \varepsilon_2(\omega)]$ into equation (A4-2).	189
Fig.A5-1 Definition of a counter number of trials (i) for generating composite wave spectra and a counter for dividing horizontal axis (j).	191
Fig.A6-1 Map of area subdivisions.	193
Fig.A7-1 Map of area subdivisions of GWS.	197
Fig.A7-2 Exceeding Probability of significant wave heights in the mean wave period 5 sec to 7 sec class divisions.....	199
Fig.A7-3 Occurrence Probability of significant wave heights in the mean wave period 5 sec to 7 sec class divisions.....	199
Fig.A7-4 Significant value of longitudinal bending moment per unit significant wave height (0kt, Head sea).	200
Fig.A7-5 The influence of differences in wave occurrence frequency tables on long-term prediction.	200
Fig.A7-6 Long-term prediction results for the case of avoidance.	201