

(昭和 60 年 11 月 日本造船学会秋季講演会において講演)

第 4 艦隊事件の事故原因に関する研究

正員 山 本 善 之* 正員 角 洋 一**
 正員 鈴 木 和 夫** 正員 鈴 木 政 直***
 正員 鈴 木 隆 男****

Analysis of Disasters of Two Destroyers "HATSUYUKI" and "YUGIRI" in 1935

by Yoshiyuki Yamamoto, *Member* Yoichi Sumi, *Member*
 Kazuo Suzuki, *Member* Masanao Suzuki, *Member*
 Takao Suzuki, *Member*

Summary

In 1935 the Forth Fleet of the Imperial Navy encountered a typhoon in the occasion of the naval grand maneuvers in the Pacific Ocean off the northern coast of Honshu Island of Japan, and many naval vessels of the fleet were damaged. Destroyers "HATSUYUKI" and "YUGIRI" lost their fore bodies being splitted in front of bridges with 51 crews on board. They were designed on the basis of the theories and experiments of those days; they had long forecastles with large flare for high performance in rough seas, and their section moduli were designed to be in proportion to the estimated longitudinal bending moment for the reduction of hull weight.

In this paper the authors attempt to analyze the disaster of the two destroyers theoretically with the aid of the knowledge available today. The wave bending moments acting on the destroyers are calculated for several wave conditions by TSLAM based on the nonlinear theory of ship motions, and they are compared with the ultimate moment. It is shown from the calculated results that the sagging moments are increased by slamming to the flare and buoyancy of the long forecastle dipped into a wave. If the longitudinal strength were designed in such a manner that the section modulus had an almost constant value sufficiently far towards the fore body of the vessel, the disaster of the two destroyers could have been avoided.

1 緒 言

わが国軍艦史上、昭和 9 年 3 月 12 日平戸島付近において低気圧による荒天中水雷艇友鶴が転覆した事故と、翌昭和 10 年 9 月 25 日三陸沖で行われていた大演習の際台風遭遇して第 4 艦隊所属の艦艇が多数損傷をうけ、とくに駆逐艦初雪と夕霧がその艦首を切断した事故は、船の安全の基本的な性能「復元性」と「強度」に関する 2 大事件であった。これらは直ちに海軍部内で検討され、一応の結論が得られ、それに基づいて多数の艦艇の大改造が行われた^{1)~6)}。後者は一般に「第 4 艦隊事件」といわれるが、ここではこの問題について事故原因の解明を試

みる。

艦首が切断した駆逐艦はともに「特型駆逐艦」といわれ、ほぼ同型である。その要目は、計画時

$$L_{WL} \times B_{\max} \times D \times d = 115.3 \times 10.36 \times 6.25 \times 3.20 \text{ m}$$

$$W_T = 1,980 \text{ t}, \text{ SHP} = 50,000 \text{ PS}, V_{\max} = 38 \text{ kt}$$

で、その形状は Fig. 1 に見られるように長い船首楼をもち、その側部に見えるフレアーは凌波性を高めるために設けられ、良好な性能を示していたという。船首部の切断はともに艦橋の直前で起こっており、離脱した船首部は 51 名の乗組員を乗せたまま転覆、沈没した。

台風はほぼ 15° の方向を向いて北上し、艦隊はその反対に南下していた。この事故は台風の進行方向の右斜め後方、台風の中心から約 150 NM 位置で起こっている。海上保安庁の波浪図⁵⁾⁶⁾によると階級 9 (波高 14 m 以上) となっている。海軍の部内報告書¹⁰⁾によると、これらの船は波長 200 m、波高 15 m の波に遭遇したという。

* 東京電機大学理工学部

** 横浜国立大学工学部

*** 横浜国立大学大学院

**** 三井造船(株)玉野事業所

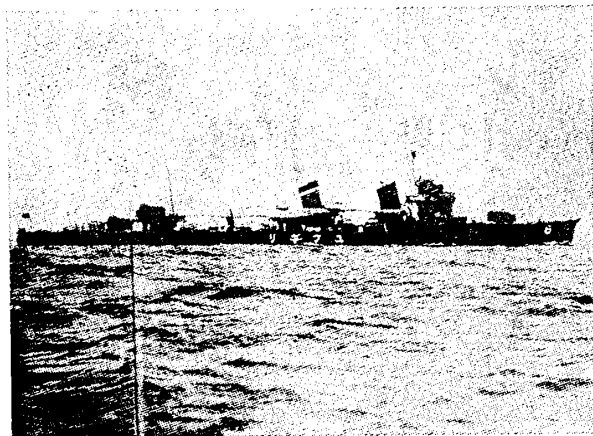


Fig. 1 T. B. D. YUGIRI before disaster
(reproduced from ref. 7)

一方夕霧艦長の報告⁵⁾によると、当時波長 80m、実際の船速は 2kt であり、船首は瞬時にして切断離脱したという。また初雪艦長の報告⁵⁾によると、相次ぐ大波高のうねりに遭遇し、最後に三角波に衝突して船首部を切断したという。しかし波高については具体的な記述はない。

本件の直前 8 月に、同じ第 4 艦隊所属の特型駆逐艦叢雲は、房総半島南方海面において荒天中を訓練していたが、激しいスラミングを受け、艦橋とその前方の一番砲塔との中間に、船首楼甲板と右舷外板にかけ、2 断面において座屈によると思われる変形が生じた。甲板上的の横幅は前方のものが 1.75m、後方のものが 7m であったという⁵⁾。荒天ではあったが、28kt を越える速力で運航していたといわれているから、波浪は 10 月の事故時に比べると比較にはならないと思われる。この事故と上記の艦長報告は、初雪、夕霧の両艦が波浪中でスラミングをうけ、座屈とそれに伴う損傷が生じたことを示唆する。これは近年大型船に生じた異常海難と同じ事情によるものと考えられ¹¹⁾、本論文ではこの線にそって解析を行う。なお、叢雲の事故は、その原因が究明されことなく、10 月の大演習をむかえたという⁵⁾。

特型駆逐艦の第 1 艦は昭和 3 年 8 月に完成しているので、その計画当時スラミングや座屈についての知識は乏しかった。von Kármán のスラミングや座屈後の有効幅に関する論文^{8),9)} はまだ発表されていなかったのである。縦強度計算に当たって、波は波長 $\lambda=L$ 、波高 $H=L/20$ のトロコイド波として、準静的に曲げモーメントが求められ、長船首楼の浮力によって、サギングの曲げモーメントが大きくなることが知られていた。断面係数は、連続した部材について、鉋孔控除を行い、Pietsker の有効幅 40t (t は板厚) を考慮して定められていた。したがって、船首楼は縦強度には算入されていない。またこれが叢雲の事故が軽視された原因のひとつかも知れない。なお事件後は、当時の観測波高を参考にして、 H

$=L/10$ の波も考慮して計画されるようになった^{1),3)}。

特型駆逐艦の特徴は、造船学の理論や実験結果に基づいて計画された高性能の船であったことである。前述の長大な船首楼とフレアーは凌波性を著しく向上させたが、これによってスラミングの影響を受けやすくなったはずである。断面係数 I/y は、従来中央部 $L/2$ の間においてほぼ一定値をとっていたが、この慣行を破り、計算で得られた曲げモーメントにほぼ比例するように定めている³⁾。したがって、切断した船首から $L/4$ の断面では、 I/y の値は従来の方法で定めた値に比べ著しく減少していることを意味する。なお事件後、特型駆逐艦はすべて、甲板と外板を補強して縦の断面係数を増し、フレアーを小さくしたという^{1),3)}。

本研究では、以上のような第 4 艦隊事件の特型駆逐艦に関する事故解析を、各断面の最大抵抗モーメントの計算、非線形船体運動解析プログラム“TSLAM”^{12),13)} による波浪曲げモーメントの計算、および両者の比較という手順で行った。なお同様な試みとして、Faulkner らが行った 1901 年のイギリス駆逐艦 COBRA 号の遭難事故に関する研究がある¹⁴⁾。

2 特型駆逐艦の線図および構造寸法の推定

本研究では、第 4 艦隊事件の特型駆逐艦の船首切断事故に関する研究を行うが、この種の研究では事故に遭遇した船が軍の艦艇であったこと、しかも時間が非常に経過していることの 2 つの理由により、入手し得る事故当時の資料が非常に限られる。したがって船体の各種データを推定することが必要になってくる。本論文ではまず入手した改造後の特型駆逐艦の資料から、設計思想と改造の方針^{1),3)} を逆に用いて推理し、線図と各断面の構造図を定めることにした。

特型駆逐艦に関して著者らが入手できた資料は、線図(改造後)²⁾、中央横断面図(改造前および改造後)²⁾、主要断面の機装図(見取図程度)(改造後)²⁾、およびサギング、ホギング時の甲板および船底の応力計算値³⁾であり、改造前すなわち事故に遭遇した当時の艦の状態に対応する資料は結局中央横断面図と応力計算値のみである。なお中央横断面図には肋骨心距の数値も記されている。これらより最大抵抗モーメントの計算および TSLAM の入力に必要なデータを用意しなければならない。まず最大抵抗モーメントの計算に必要なデータは、各断面形状およびその部材配置・寸法とロンジなどによる支持位置、さらに肋骨心距の値であり、また TSLAM の入力に必要なデータは各断面形状(オフセット)の他、縦強度部材に関する断面積 A 、断面 2 次モーメント I 、および甲板位置での断面係数 I/y 、さらに重量 W の各船長方向分布である。なお TSLAM による計算にあ

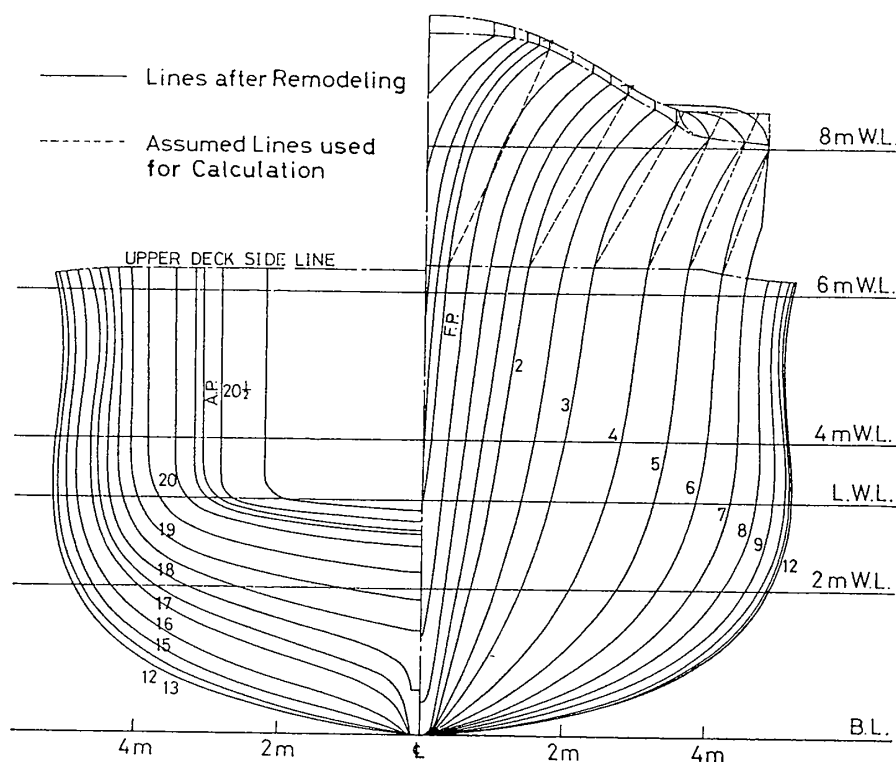


Fig. 2 Body plan after remodeling

たつては、この他に波浪に関するデータが必要になるが、それらについては4章で改めて述べる。

最初に各断面形状の推定について述べる。Fig. 2 に示す特型駆逐艦の正面線図において、実線が改造後の形状であるが、上甲板以下の肋骨線については変更されていないと考え、船首楼を有する部分の肋骨線についてのみ各種記述にしたがって点線のように仮定した。特に船首楼後部については改造後、甲板と舷側の接合部に丸味をつけたとの記述があるので^{6),7)}、フレアー部を甲板位置まで延ばすこととし、上甲板と船首楼甲板の各端部を結ぶ直線で近似した。なお線図に見られる S. S. の採り方は一般商船の場合と異なり、F. P. を S. S. 1、船体中央を S. S. 11 とし、特型駆逐艦では船尾端 (A. E.) を S. S. 21 として等分割されている。また、初雪あるいは夕霧において切断事故を生じた箇所はほぼ S. S. 6 (通常の S. S. では $7\frac{1}{2}$) に相当する。本論文においては、この S. S. の採り方に従って以下記述するので注意を要する。

次に各断面の部材配置などの推定に必要な中央部および前部の中立軸位置を前述の応力計算値の資料³⁾ から求める。 $\lambda/L=1$, $H=L/20$ の波に対する応力 (kgf/mm^2) はこの資料において次のように記されている。

$$\left. \begin{array}{l} \sigma_{TT}=7.78, \quad \sigma_{BC}=7.03 \\ \sigma_{TC}=7.43, \quad \sigma_{BT}=8.94 \end{array} \right\} \begin{array}{l} \text{中央部} \\ \text{(S. S. 11)} \end{array} \quad (1)$$

$$\left. \begin{array}{l} \sigma_{TT}=5.72(3.78), \quad \sigma_{BC}=5.27(3.14) \\ \sigma_{TC}=7.63(4.97), \quad \sigma_{BT}=8.96(6.00) \end{array} \right\} \begin{array}{l} \text{前部} \\ \text{(S. S. 6)} \end{array} \quad (2)$$

ただし添字は

TT: Top Tension, BC: Bottom Compression

(Hogging)

TC: Top Compression, BT: Bottom Tension

(Sagging)

を示す。(1), (2) は上甲板以下の構造のみが有効であるとして計算した数値であるが、(2) のカッコ内にはさらに船首楼が完全に縦強度に寄与すると仮定して計算した値が示されている。ホギング時とサギング時の数値が異なるのは、これらがそれぞれの最も厳しい状態に対する計算値であり、載荷状態、鉚孔控除、有効幅などの考慮が異なるためであると考えられる。資料にはこれらの点に対する記述がないので、ホギング時、サギング時の中立軸位置 (B. L. からの高さ) をそれぞれ e_H, e_S , 断面2次モーメントを I_H, I_S , 曲げモーメントを M_H, M_S とし、上甲板の高さを h , 船首楼甲板の高さを h' とすると、 σ_{TT} などは次のように表わされる。

$$\sigma_{TT} = \frac{M_H(h-e_H)}{I_H}, \quad \sigma_{BC} = \frac{M_H e_H}{I_H} \quad (3)$$

$$\sigma_{TC} = \frac{M_S(h-e_S)}{I_S}, \quad \sigma_{BT} = \frac{M_S e_S}{I_S} \quad (4)$$

ただし船首楼を考慮する場合には (3), (4) 式の h の代わりに h' を用いる。したがって (3) 式より e_H が、また (4) 式より e_S が求まるのでこれらの平均値を e あるいは e' としこれを中立軸位置の推定値とした。以上より中立軸位置は

$$\begin{aligned}
 &\text{中央部} \quad e=3,318 \text{ mm} \quad (5) \\
 &\quad (S. S. 11) \\
 &\text{前部} \quad \begin{cases} e=3,259 \text{ mm} \\ e'=4,336 \text{ mm} \text{ (船首楼を算入した場合)} \end{cases} \\
 &\quad (S. S. 6) \quad (6)
 \end{aligned}$$

となる。

中央横断面図については前述のように改造前のものが得られたが、一部の部材寸法、シームのラップ幅、板継ぎ位置などについて不明確なものもあるので、それらについては(5)の中立軸位置推定値を用いて決定した。その際ラップ部についてはリベット2列分(ただしキール部は3列分)の鉋孔控除を行ってある。以上により求められた縦強度部材の配置図をFig. 3に示すが、この図の場合中立軸位置は $e=3,348 \text{ mm}$ となり(5)の値とほぼ一致している。なお最大抵抗モーメントの計算にはロンジなどによる支持位置のデータが必要になるが、中央横断面ではセンターガーダー、船底ロンジ、デッキガーダーの各位置、甲板と舷側厚板との接合部などのほか、Fig. 3のように甲板部1か所、船側部3か所がロンジなどにより支持されていると考えている。

中央横断面以外の各断面の部材配置については資料がないのでまず正面線図上で上甲板以下の板割りをFig. 4のように仮定し、中央横断面の板継ぎ位置の高さと等しい高さに板継ぎを取り、さらに各板厚を中央横断面の値に等しいとした。また主要断面の艤装図を用いた検討により、センターガーダーおよび上甲板のデッキガーダーについては全通、No. 1, 2の船底ロンジについてはS. S.

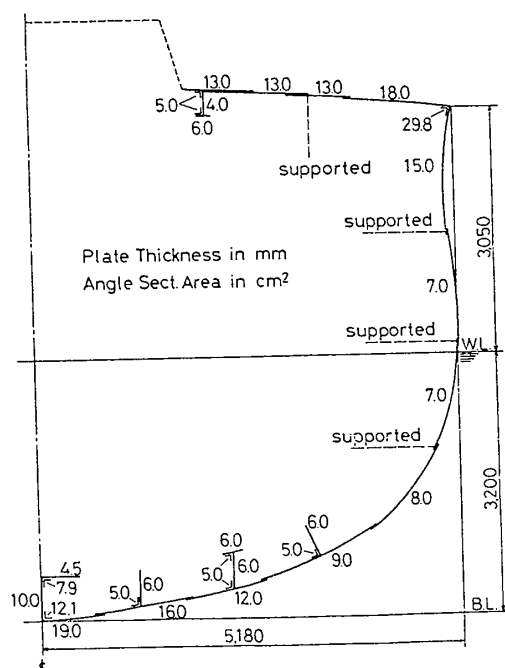


Fig. 3 Structural arrangement at midship used for calculation

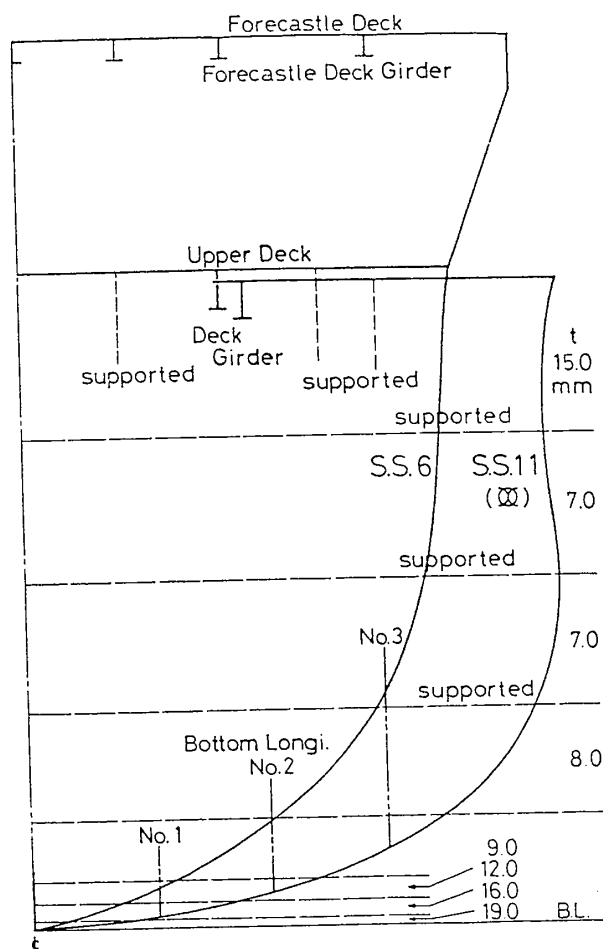


Fig. 4 Assumptions for scantling of the ship section

6~S. S. 20, No. 3 については S. S. 6~S. S. 17 に縦通しているものと仮定し、各部材寸法は中央横断面と同じであるとした。以上の仮定により各断面の上甲板より下の縦強度部材について推定が可能になる。これに対し、上甲板あるいは船首楼甲板の部材寸法は次のようにして推定できる。すなわち縦強度部材に関する上甲板より下の断面積を A_S 、上甲板の断面積を A_U 、船首楼部分の断面積を A_F とし、上甲板より下の部材による B. L. まわりの断面1次モーメントを M_{AS} とすると

$$\frac{M_{AS} + A_U h}{A_S + A_U} = e \quad (7)$$

$$\frac{M_{AS} + A_U h + A_F h'}{A_S + A_U + A_F} = e' \quad (\text{船首楼を有する断面のみ}) \quad (8)$$

であるから、 A_U あるいは A_F を定めることができ上甲板の板厚は A_U よりただちに求められる。船首楼については A_F より、その甲板、デッキガーダー、および船側の各部材に対し断面積を適当に振り分ける。したがって(8)式において h' は正確には船首楼甲板の高さではなく、その船首楼断面の面積中心の位置としなければならない。これらの計算は(8)式をほぼ満足するよ

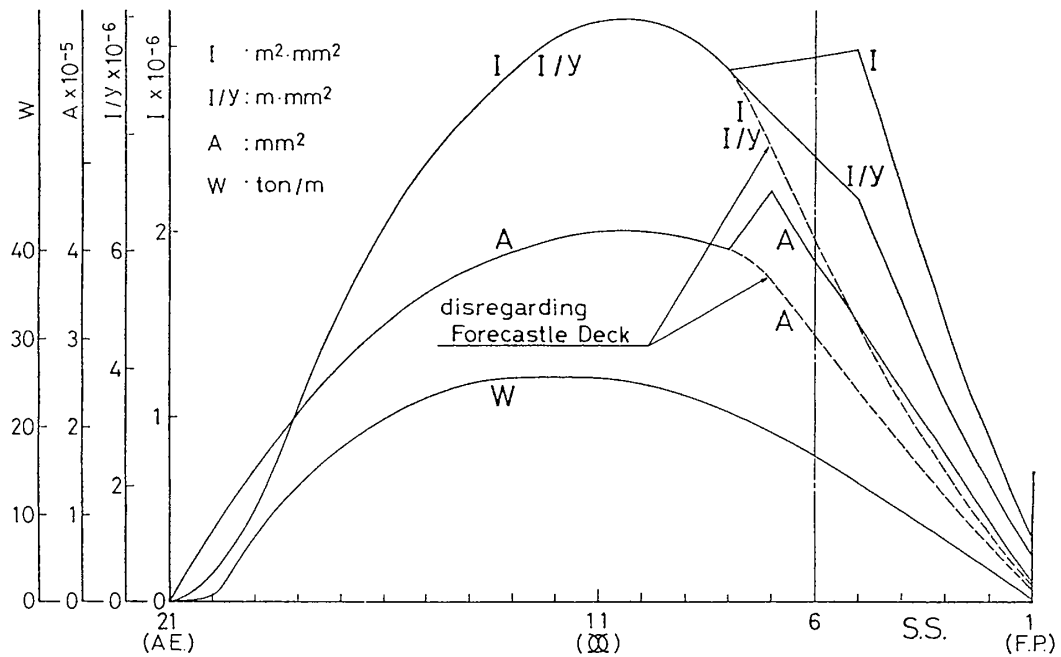


Fig. 5 Estimated distribution of sectional area A , moment of inertia I , section modulus I/y and weight W

うに適当な回数反復して行う。

以上の手順により各断面の部材寸法が定まるので、これから A , I , I/y の各船長方向分布を求めることができる。Fig. 5 にそれらの分布を示すが、上記手順で各断面の部材寸法を定める際、S.S.5 あるいは S.S.18 よりも端部側では甲板の板厚が負になるなど妥当な値が得られなかったため、それらの S.S. の A , I , I/y については外挿により推定した。なお I , I/y の分布については船首楼の縦強度への寄与が船首楼後端ですぐに有効となるわけではないので、Fig. 5 のような直線による移行部分を仮定した。Fig. 5 に見られるように、推定した I/y は中央部 $L/2$ の間で一定値とはなっておらず、中央から前後にかけてすぐ減少しており、特型駆逐艦の設計思想の記述³⁾に符合し、曲げモーメントにほぼ比例するような分布となっている。最後に Fig. 5 の重量分布 W については事故当時の資料がないので、簡単のためこれを浮力分布に等しいと仮定して計算した。

3 最大抵抗モーメントの近似計算

特型駆逐艦の各断面形状とその構造配置・部材寸法が前章の結果として推定できたので、ここではこれらの資料にもとづき各断面の最大抵抗モーメントを定める。最大抵抗モーメントは、弾性曲げの状態からさらに曲げモーメントが増加すると逐次圧縮側の部材は屈服し、引張り側の部材は降伏するとして崩壊過程を追跡すれば定めることができる。このとき最大抵抗モーメントに至る過程でのモーメントと船体梁の曲率 κ の関係が同時に定

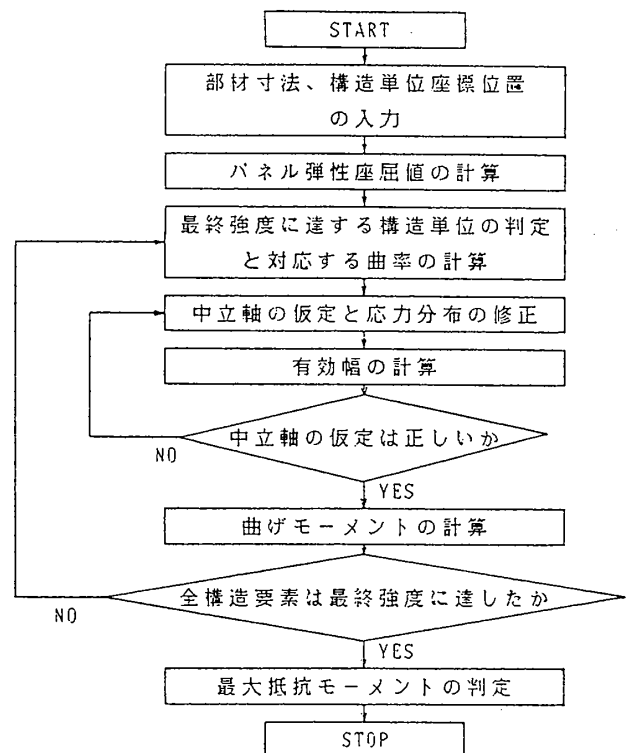


Fig. 6 Flow for calculation of ultimate moment

まる。

Fig. 6 に計算の流れ図を示す。本計算では、「構造単位」という概念を導入し、船殻横断面を総数 m の構造単位に分ける。これは甲板下縦通材などの縦通材によって支持された位置 (Fig. 3, 4 参照) を中心とし、甲板・外

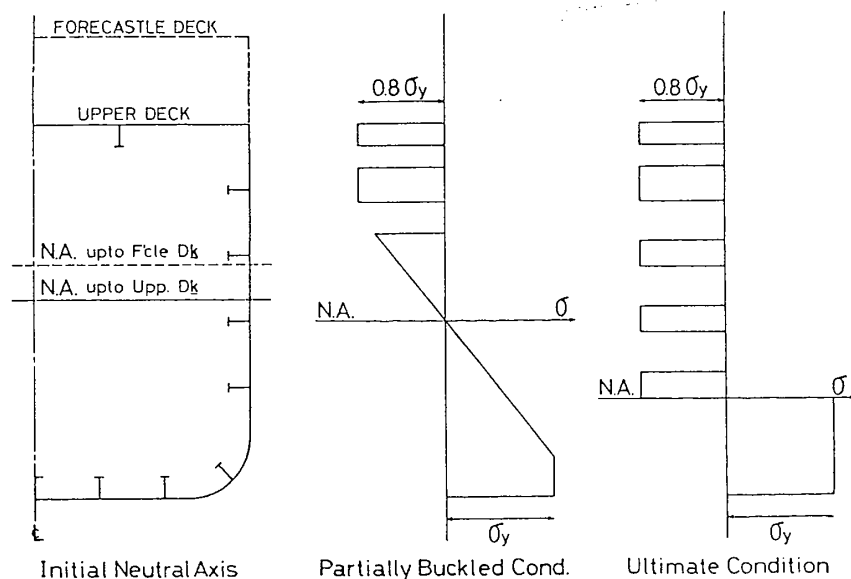


Fig. 7 Idealization of stress distribution on the concept of effective width

板など両側のパネルの有効幅を含む構造を指す。各構造単位に発生する縦応力を σ_i ($i=1, \dots, m$) とすると,

$$\sigma_i = \begin{cases} -0.8\sigma_y & y \geq 0.8\sigma_y/\kappa E \\ -E\kappa y & 0.8\sigma_y/\kappa E > y > -\sigma_y/\kappa E \\ \sigma_y & y \leq -\sigma_y/\kappa E \end{cases} \quad (9)$$

である。ここで κ は船体梁の縦曲げ曲率, y は中立軸からの距離である。(9) 式の仮定は, 構造単位の引張りによる最終強度を降伏応力 σ_y に, 圧縮によるそれを $-0.8\sigma_y$ にとり, 曲率の増大に対してこれらの値は保持されることを意味している。Fig. 7 に示すように弾性域および引張り側の降伏域では外板パネルは 100% 有効であるが, 圧縮側では座屈域の第 i 番目の構造単位の有効幅 b_{ei} を便宜上 von Kármán⁹⁾ の長い板に対する有効幅の式を用いて

$$b_{ei} = \frac{1}{2} \{ b_i^l \sqrt{\sigma_{cri}^l / \sigma_i} + b_i^r \sqrt{\sigma_{cri}^r / \sigma_i} \}, \quad i=1, \dots, m \quad (10)$$

と定めた。ここに σ_i は i 番目の構造単位の縦応力, b_i^l と b_i^r は縦通材で区分される両側それぞれの外板パネルの全幅であり, σ_{cri}^l , σ_{cri}^r はそれらの弾性座屈値である。この値は σ_{cri}^l について

$$\sigma_{cri}^l = \begin{cases} \frac{\pi^2 D_i^l}{b_i^{l2} t_i^l} \left(\frac{b_i^l}{a} + \frac{a}{b_i^l} \right)^2 & (a/b_i^l < 1) \\ \frac{4\pi^2 D_i^l}{b_i^{l2} t_i^l} & (a/b_i^l \geq 1) \end{cases} \quad i=1, \dots, m \quad (11)$$

と与えられる。ここに a は肋骨心距, $D_i^l = Et_i^{l3}/12(1-\nu^2)$, t_i^l は板厚である。

最大抵抗モーメントを定めるには, まず中立軸位置を仮定し, (10) 式を用いて定まる各構造単位の有効断面

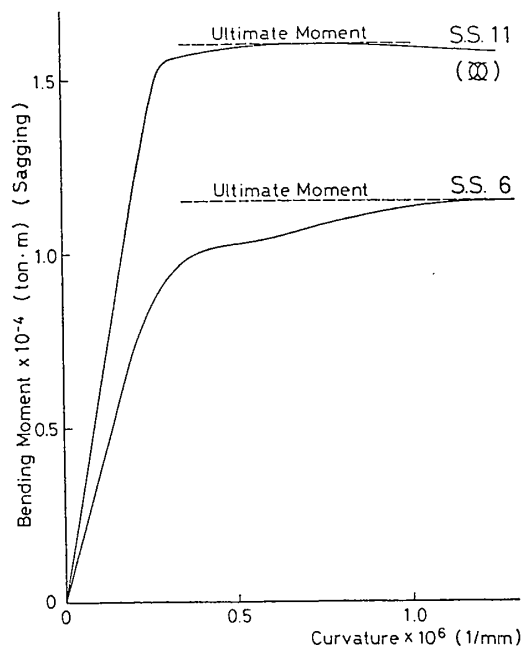


Fig. 8 Estimation of ultimate moment

A_i と (9) 式から定まる作用応力 σ_i を用い, くり返し計算によって軸力の発生しない条件

$$\sum_{i=1}^m \int_{A_i} \sigma_i dA_i = 0 \quad (12)$$

を満足するように中立軸を定める。曲げモーメント M は

$$M = \sum_{i=1}^m \int_{A_i} \sigma_i y dA_i \quad (13)$$

から定まる。実際の計算では構造単位がひとつずつ最終強度に達するように曲率 κ を増加させつつ (13) によってモーメントを求め, すべての構造単位が最終強度に達

するまでの計算を行い、その最大値をもって最大抵抗モーメントとした。

上述の方法を用いて特型駆逐艦の各断面の最大抵抗モーメントを定めた。Fig. 8 に船体中央 S. S. 11 および切断事故を生じた箇所に相当する S. S. 6 の曲げモーメントと曲率の関係を示す。各断面について同様な計算を行うことによって後出 Fig. 12 に示す船長方向の最大抵抗モーメントの分布が得られる。この計算においては、船首楼甲板の板厚は 5~7mm と薄く、弾性座屈応力も 4 kgf/mm² 程度であり、また縦通材も小型で大変形した後には有効な支持が期待できないのでこれを除いて考えた。なお、材料定数としては降伏応力 $\sigma_y = 24.0 \text{ kgf/mm}^2$ 、ヤング係数 $E = 21,000 \text{ kgf/mm}^2$ 、ポアソン比 $\nu = 0.33$ を採用した。

4 波浪曲げモーメントの計算

波浪中の船体運動およびそれによって生じる波浪曲げモーメントは前述のとおり、非線形船体運動解析プログラム“TSLAM”^{(12),(13)}を用いて行う。実際に使用したプログラムは曲げモーメントおよび剪断力の計算を積分型の演算に変更し、さらに軸力の計算を考慮した最新バージョン^{(13),(15)}の TSLAM であるが、特型駆逐艦のような比較的小型の船について計算を行う場合には 2~3 の細かい点で不都合を生じるので、これらの点については改良を行ってある⁽¹⁶⁾。

さて TSLAM を使用するにあたっては、すでに推定した船体のオフセットおよび $A, I, I/y, W$ の各船長方向分布の他に波浪のデータや構造減衰に関するデータなどが必要である。なお重量分布については前述のとおりこれを浮力分布に等しいと仮定しているので、TSLAM から得られる曲げモーメントは波浪曲げモーメントを示す。

波浪についてはまず海軍の部内報告書⁽¹⁰⁾による波長 $\lambda = 200 \text{ m}$ 、波高 $H = 15 \text{ m}$ の規則波として計算を行ってみたが、スラミングは発生せず切断事故に至るような曲げモーメントも生じなかったため、初雪および夕霧の艦長報告⁽⁵⁾を参考にして $\lambda/L = 1, H = L/15$ の規則波を中

心に検討することにした。すなわち Table 1 の ○ 印を付した 5 ケースについて計算を行う。なお船速についても夕霧艦長の報告⁽⁵⁾を参考にして 2 kt ($F_n = 0.0306$) とした。

次に構造減衰係数 η については、TSLAM の場合対数減衰率 δ を用いて

$$\eta = \begin{cases} 0 & (\text{剛体モード}) \\ \delta/\pi\omega & (\text{振動モード}) \end{cases} \quad (14)$$

ただし、 ω は 2 節の曲げ固有振動数、により近似的に求めている^{(12),(15)}。ここでは過去の計算例⁽¹²⁾にならい、 $\delta = 0.032$ とした場合と、特型駆逐艦が鉚接構造であることを考慮してこれを 2 倍にした $\delta = 0.064$ の場合について計算してみたが、曲げモーメントのタイムヒストリーにやや差があるものの、各断面における最大曲げモーメントの分布についてはほとんど差が認められなかったため、結局すべてのケースについて $\delta = 0.032$ とし計算を行うことにした。

Fig. 9 に $F_n = 0.0306, \lambda/L = 1, H = L/15$ として計算した結果に基づく船体運動のスケッチを示す。出会周期は 7.985 sec. であり船速が 2 kt と遅いため、相対的に波が速く進行する。船体はそれと共に大きなピッチング運動を起こしておりスラミングが発生する。なお TSLAM では船体が波面に突入しても (Fig. 9 の ③④),

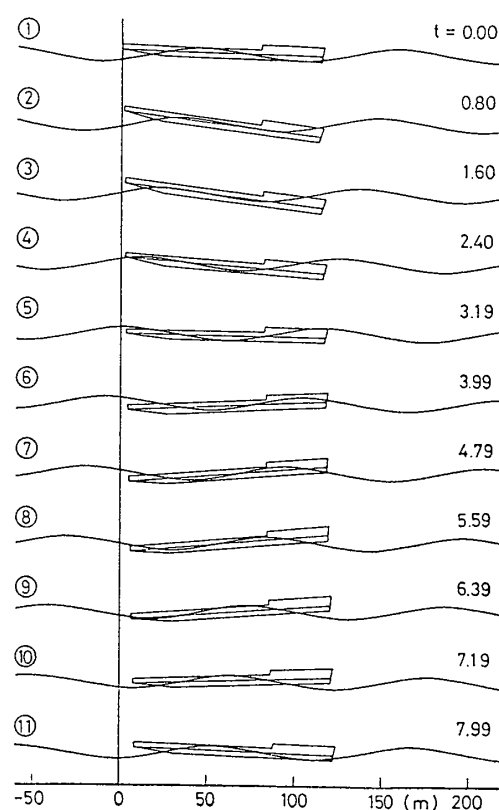


Fig. 9 Schematic ship motions in waves ($F_n = 0.0306, \lambda/L = 1, H = L/15, t$ in sec.)

Table 1 Calculation cases

λ/L	0.8	1.0	1.2
H			
L/10 (11.530m)	-	○	-
L/15 (7.687m)	○	○●	○
L/20 (5.765m)	-	○	-

○: Elastic Body ●: Rigid Body

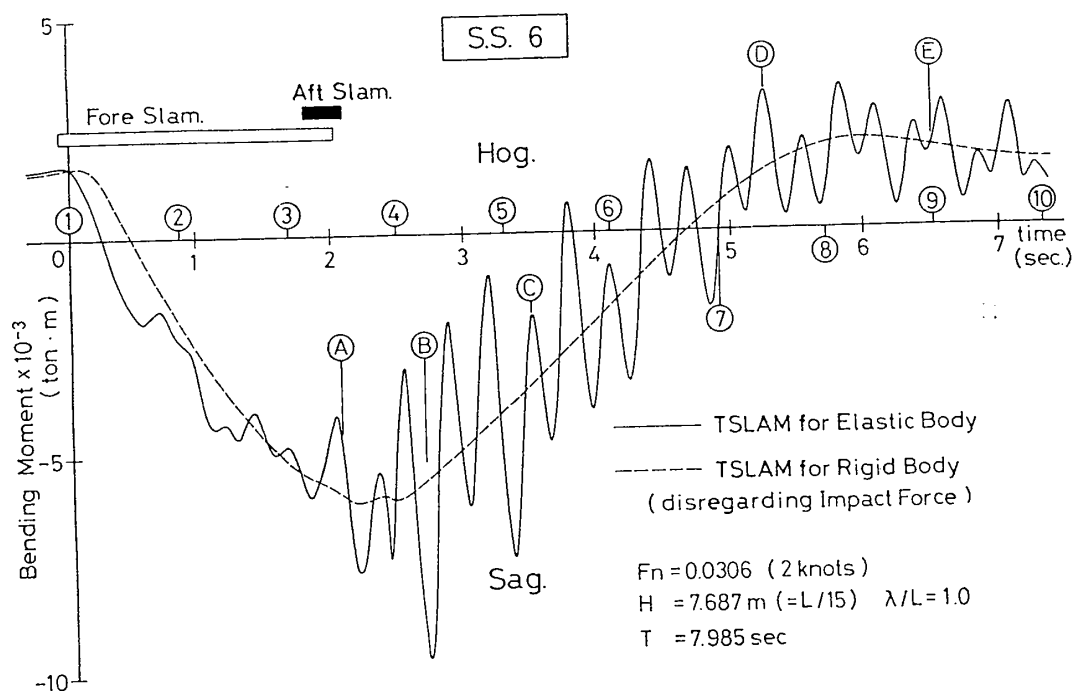


Fig. 10 Calculated time history of wave bending moment at S. S. 6
Numerals in circles correspond to those in Fig. 9

甲板上に船側から垂直な壁があるとしているので、海水打込みは考慮されていない。次にこの運動によって生じる S. S. 6 の曲げモーメントのタイムヒストリーを Fig. 10 に示す。スラミングの後で見られるホイッピングにより、非常に高いサギングモーメントを生じていることがわかる。TSLAM では一般に 3 節の曲げ振動まで考慮した弾性体としての計算が行われるが、オプションにより剛体モードのみの計算も可能である。Fig. 10 には

剛体としての計算結果も示されているが、弾性体として計算した場合との差は明白である。なお本論文では剛体モードのみの場合に対しては、通常の計算法に対応して、付加質量の時間微分によって表現される衝撃力¹²⁾を、船体運動および曲げモーメントの計算から除くことにした。最後に Fig. 10 に対応する曲げモーメントの時間変化を Fig. 11 に示す。これらの分布の包絡線が各断面の最大波浪曲げモーメントの分布である。次章においては、このようにして求められる最大波浪曲げモーメントと、前章で計算された最大抵抗モーメントの比較に基づいて考察を進めることにする。

5 事故原因に関する考察

まず 3 章の計算結果より得られた最大抵抗モーメントの分布と、4 章で TSLAM を用いて計算した最大波浪曲げモーメントの比較を Fig. 12 に示す。図中に示した波浪曲げモーメントはすべて $\lambda/L=1$ の結果であるが、前章で述べたようにこの他に 3 ケースの TSLAM による計算例がある (Table 1 参照)。そのうち $\lambda/L=1$, $H=L/10$ の場合には、予想されるように $H=L/15$ より高い曲げモーメントを生じた。また $H=L/15$ として波長を変えた場合のサギングモーメントについて検討したところ、 $\lambda/L=1.2$ ではいずれの断面においても低くなり、また $\lambda/L=0.8$ では分布のピークが後方にずれて中央部付近では $\lambda/L=1$ の結果よりも高くなったが問題となる S. S. 6 では逆に低い値を示した。したがってここでは $\lambda/L=1$ の場合について考察を進めることにする。

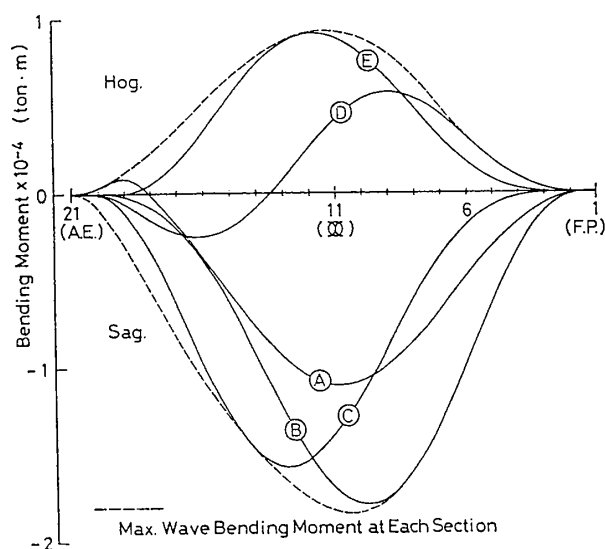


Fig. 11 Wave bending moment distribution and the maximum wave bending moment at each section. Letters in circles correspond to those in Fig. 10

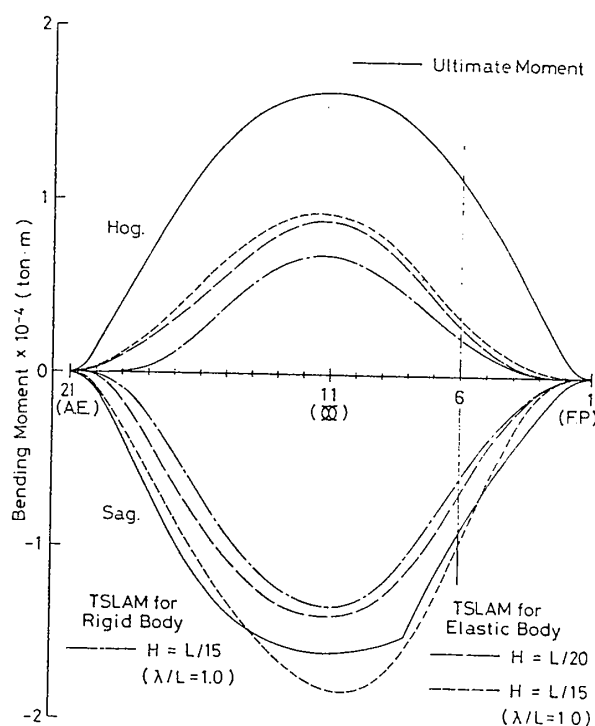


Fig. 12 Comparison of maximum wave bending moments with ultimate moment

サギング側の最大抵抗モーメントの分布は Fig. 12 のように S. S. 5 から S. S. 14 にかけて、 $H=L/20$ と $L/15$ の場合の波浪曲げモーメント分布の間に入る。したがって $H=L/20$ では安全であるが、 $H=L/15$ 以上の波高ではすでに崩壊する危険があったことを示している。しかし同じ $H=L/15$ という波高でも、船体を剛体として計算した結果は最大抵抗モーメントより低い値となるので、崩壊の危険があるという結果は得られない。特型駆逐艦の設計当時では、スラミングを考慮することができなかったためサギングモーメントをさらに低く見積っていたはずであるから、事故当時特型駆逐艦が十分な強度を有するものと考えられていたとしても不思議ではない。これらの艦が縦強度上危険であるという結果は、以上のように船体を弾性体として扱うことができ、非線形応答を考慮することのできる最新の造船学の知識をもって初めて得られるからである。

Fig. 12 を見ると実際に切断事故を生じた S. S. 6 付近よりも船体中央部付近の方がより危険であるように考えられるが、中央部付近には強度計算に含まれない機関室および魚雷発射管周辺の補強部材があるので、実際の強度はこれより高かったと推定される。一方 S. S. 6 はちょうど艦橋と艦首砲塔の間に位置し、補強的な部材も配置されていない。したがってもし特型駆逐艦の設計にあたり当時の慣行に従って断面係数 I/y を中央部 $L/2$ の間でほぼ一定値としていたならば、S. S. 6 における最大抵抗モーメントは船体中央部の値とほぼ同じになるので、

切断事故は起こらなかった可能性がある。

ホギング側では Fig. 12 のように崩壊の危険性はまったく十分安全であるから、結局当時の知識では、大波高波浪中における船体運動の非線形影響によるサギングモーメントの増加という点が全く考慮できなかったことになる。中でも $H=L/15$ の弾性体としての計算結果と剛体としての計算結果との差は、衝撃力および弾性応答の考慮から生じており、実際の現象では特型駆逐艦の特徴であるフレアー部などへのスラミングとその後のホイッピングに相当するので、最終的にはこれらの現象に基づく波浪曲げモーメントの増加が切断事故の原因になったと考えられる。すなわち曲げモーメントの計算にこれらの現象の考慮がいかに重要かを示している。しかし船体を剛体として計算した場合でも、衝撃力以外の非線形性¹²⁾は考慮されているので、サギングモーメントはホギングモーメントより高くなっている。特に特型駆逐艦は長船首楼を有するため、非線形な船体運動によって船首が波浪に突入した場合 (Fig. 9 の③④など) にはその部分の浮力が強い影響を持つので、これによるサギングモーメントの増加も切断事故の一因であったと考えられる。これに対し波浪中船体運動の実用計算法として現在一般に使用されているストリップ法は線形理論であり、計算には非線形影響が考慮されていないので、波浪によるサギングモーメントはホギングモーメントと数値的に一致する。したがって COBRA 号の解析¹⁴⁾に使用された線形ストリップ法からは、この種の切断事故の原因をつかむことは不可能である。なお以上の計算においては、軸力の作用点が中立軸位置と異なるために生じる曲げモーメントを考慮していない。したがって船首楼を有する断面のサギングモーメントはさらに大きくなるはずである。

最後に $H=L/15$ の波浪中で S. S. 6 の船首楼甲板に生じた応力について検討する。TSLAM では曲げモーメントと軸力から、断面が完全に有効とした弾性計算により応力が略算されるので、これから S. S. 6 の船首楼甲板における圧縮応力の最大値を求めると 13.1 kgf/mm^2 となった。これは (2) 式の σ_{TC} と比較しても非常に高い値であり、船首楼甲板はこの結果からも強度が不足していたと考えられる。

6 結 論

1935 年の第 4 艦隊事件において船首切断を起こした初雪、夕霧はともに特型駆逐艦と呼ばれ、当時としては非常に性能の高い艦であり、多くの要求を満たすため、設計時にいくつかの新しい考えが導入されていた。これらの艦の設計当時は断面係数 I/y を中央部 $L/2$ 間ではほぼ一定値にとるのが慣行であったが、これを破り I/y の

分布を曲げモーメントに比例するようにとったことはそのひとつであった。しかし本解析により、もし I/y を中央部 $L/2$ 間で一定としていれば、この事故を避けられる可能性があったことが明らかになった。さらに切断事故の直接の原因となった大波高時のサギングモーメントの増加は、特型駆逐艦の特徴である長船首楼と凌波性を高めるために設けたフレアに関係することもほぼ明らかになった。すなわち船首楼没水時の浮力とフレア部などへのスラミングによりサギングモーメントが大幅に増加した。これらの結果は現在の知識をもってして初めて得られるものであり、当時の知識では予測のつかなかったことである。したがって一見合理的な新しい考え方を設計に取り入れようとする際には、その時点での理論の不備、適用限界などを十分考慮した上で対処しなければならない。第4艦隊事件の悲劇は単なる過去のできごとではなく、現在でも生きつづける教訓として捉える必要があろう。

本論文を終えるにあたり、第4艦隊事件についていろいろと御意見を賜った牧野茂氏、ならびに紀脩一郎氏に御礼申し上げます。また、TSLAMの使用について御指導いただいた東京大学助教授深沢塔一先生に感謝します。さらに Fig.1 (夕霧の写真) の転載について快くお許しいただいた潮書房(株)に対し謝意を表します。

なお本研究の一部は、文部省科学研究費総合研究 A (58350019: 代表者広島大学広渡智雪教授) によった。また、本論文の数値計算には、横浜国立大学計算機センター HITAC M-240H、および東京大学大型計算機センター HITAC M-280H を利用したことを付記する。

参 考 文 献

- 1) 日本造船学会編：昭和造船史，第1巻，原書房(1977)。
- 2) 日本造船学会編：昭和造船史，別冊；日本海軍艦艇図面集，原書房(1975)。
- 3) 牧野茂，福井静夫：海軍造船技術概要，第5分冊(1957)。
- 4) 福井静夫：日本の軍艦一わが造船技術の発達と艦艇の変遷，再版，共立出版社(1956)。
- 5) 紀脩一郎：第4艦隊事件(1976)。
- 6) 紀脩一郎：第4艦隊事件の艦艇被害とその対策，世界の艦船，No. 267(1979)。
- 7) 丸スペシャル，No. 17，日本海軍艦艇シリーズ，特型駆逐艦 [II]，潮書房(1978)。
- 8) Th. von Kármán: The Impact on Seaplane Floats during Landing, N. A. C. A. Report, No. 321 (1929)。
- 9) Th. von Kármán, E. E. Sechler, L. H. Donnell: The Strength of Thin Plates in Compression, A. S. M. E. Trans., Vol. 54 (1932)。
- 10) 臨時艦船性能改善調査会：波浪に関する研究調査(1935)。
- 11) 山本善之，藤野正隆，大坪英臣，深沢塔一，岩井芳郎，青木元也，渡辺巖，池田均，熊野厚，黒岩隆夫：バラ積貨物船の満載時における遭難事故解析，日本造船学会論文集，第154号(1983)。
- 12) 山本善之，藤野正隆，深沢塔一：非線形性を考慮した波浪中の船体運動および縦強度，日本造船学会論文集，第143号(1978)，第144号(1979)，第145号(1979)。
- 13) 深沢塔一，藤野正隆，小柳雅志郎，川村武男：大型バラ積貨物船のスラミングと Axial Force の影響について，日本造船学会論文集，第155号(1984)。
- 14) J. A. Faulkner, J. D. Clarke, C. S. Smith, D. Faulkner: The Loss of HMS COBRA—A Reassessment, Int. Journal of R. I. N. A. (1985. 5)。
- 15) 第194部会報告書：波浪中の船体応答に関する研究，日本造船研究協会資料，No. 375(1984)。
- 16) 鈴木隆男，鈴木政直：船首切断事故(第4艦隊事件)の解明，横浜国立大学卒業論文(1985)。

1) 日本造船学会編：昭和造船史，第1巻，原書房