

1. 緒言

従来、船体構造部材の許容応力は、主として、経験的側面から決定されてきた。そのため、部材ごとに許容応力がかなり異なったり、また、その相違について合理性が乏しかつた。

そこで、本研究部会では、船体構造部材を安全に、より合理的に設計するため、今まで経験のみに頼っていた許容応力に対し、新しい解析法にも適用するよう合理的許容応力を設定することを目的として、本年度は下記の項目について研究を行なった。以下、研究の概要について述べる。

なお、本研究は本年度を第2年度として、5ヶ年間にわたって継続される予定である。

1) 船体構造部材の許容応力の検討

1.1) NKのTotal Systemのタンカーの縦強度計算結果とその評価

NKで開発したTotal Hull Girder Systemの計算プログラムを使用して、積載重量5万トン級から50万トン級のタンカー12隻についてシリース計算を行なった。その結果、垂直縦曲げ応力は船の大きさにかかわらず同一水準であるが、水平曲げ応力は船が大きくなるに従い漸増する傾向があることがわかった。また、1隻の船について船速の影響を調査したところ、船速が早くなるに従って、曲げモーメント最大になる断面位置が船首方向に移動する傾向が認められた。

1.2) 三菱のTotal Systemのタンカーの縦強度計算結果とその評価

縦曲げ応力を求める場合、波浪荷重として縦曲げ水平曲げのそれぞれのモーメントの長期予測値を別別に計算し、これを船体の断面係数で割ってそれぞれの応力を求め、これらの応力を二乗和平均して合成する簡便法が採用されているが、ここでは、この簡便法と正確に求めた統計予測値との比較を行なった。積載重量21万トン級タンカーを対象とし、三菱で開発したトータルシステムを使用して計算を行ない両者を比較したところ、従来の簡便法でもかなり良好な近似値が得られることがわかった。

1.3) 三井のBulk Carrier Hull Girder Strength計算結果とその評価

積載重量11万トン級のバルクキャリアを対象船として、縦強度の精密計算を行なった。その結果、水平曲げをも考慮した縦曲げ変動応力はRound Gunnel部で最大となり、水平剪断をも考慮した剪断応力はビルジホッパー端の船側外板部で最大となることがわかった。また、本船の場合、正確な計算による統計予測値と二乗和平均の簡便法による値とは比較的よく一致していた。

1.4) 設計理念検討のための基礎研究

タンカーの舷側タンク内トランスリング部材を単純化した平面モデルについ

て、有限要素法による解析を行ない、タンク寸法とストラット配置、トランスリングの断面特性等構造配置上の変化にもとづく応力分布の変動について調査した。

2) 船舶以外の構造物の許容応力の調査及び解析

2.1) 鋼鉄道橋および鋼道路橋の疲労設計に関する概要

国内および諸外国の鋼鉄道橋および鋼道路橋の規則等を調査し、許容応力や疲労設計に関する考え方を検討した。

鋼道路橋では、疲労に対しては別に規定はないが、許容応力として、降伏荷重に対し1.6倍以上の安全率、座屈後耐荷力のある場合は1.25の安全率とになっている。鋼鉄道橋では、降伏応力に対し1.7の安全率とになっている。疲労強度に関しては、 2×10^6 回の繰返し数を基準として5種類の継手に分類して許容応力を与えている。

2.2) 建築構造物の疲労設計

わが国の建築構造の規準を調査し、その疲労設計の考え方について検討した。一般に、建築構造物では疲労強度はあまり重視されておらず、現行の“鋼構造設計基準”では、繰返し数が 10^4 回以下では疲労を考慮する必要がないとしており、繰返し数が 10^4 回以上の場合は繰返し数に応じた疲れ係数を規定している。

3) 損傷の形態と許容応力の検討

3.1) 縦強度部材の疲労強度

船体縦強度部材を対象に、20年間に於ける疲労被害について検討した。NVルールによって平滑材および突合ゆせ継手の疲労被害を計算したところ、ルールで要求している断面係数を有する場合は充分安全であることがわかった。また、疲労被害度に大きく影響するのは低応力であり、疲労限をどのように考えるかが大きく影響することがわかった。

3.2) 船体縦強度部材における表面亀裂からの疲労亀裂伝播寿命

船体構造の溶接余盛跡端部等のアンダーカットやクラックがある場合、縦曲げ荷重により、これらのクラックがどのように進展するかを検討した。この結果、0.5mmのアンダーカットがある場合、船が20年間に於ける繰返し数で、表面クラックが板を貫通すること、および、60mmの貫通クラックは約1年の航海で限界クラック長さまで発展することがわかった。

4) 部材の重要性と安全率の検討

4.1) 27万D.W.Tタンカー(Strutless)の横強度の検討

ストラットレス構造の積載重量27万トン級タンカーを対象船として、平面

有限要素法および立体有限要素法の二通りの方法で、静的荷重の下でのトランスリングの応力を計算し、両方法による計算結果を比較した。その結果、両計算結果は最大応力でかなり良い一致を示した。

4.2) 相対変形の影響に関する検討

ウイングタンクとセンタータンクの相対変形量を検討するため、平水中及び斜波中の25万DWTのタンカーについて計算を行った。使用した計算法はSR 83部会で採用した簡便法と立体有限要素法の二通りであるが、この両者の計算結果はよく一致していて、波浪中の計算にも簡便法が利用できることがわかった。

4.3) ラツキング現象が船体強度に及ぼす影響

供試船として載荷重量28万トン級のタンカーを選び、この船が進向方向と120°の斜波を航行する際に生ずるラツキングおよびこれによりトランスリングに生ずる付加応力を計算した。この結果、付加応力は、面材の直応力で 1 kg/mm^2 、ウェブの剪断応力で 0.3 kg/mm^2 程度であり、あまり問題とらなないことがわかった。

4.4) NKの横強度トータルシステム

船体横強度のトータルシステム開発に関し、種種の予備計算を行った、これらの問題点を検討した。この結果、規則波中に船体横部材に生ずる応力は、部材の場所により、規則的変動をしなげなるので、応力の統計処理を行う場合注意を要することがわかった。

4.5) 波浪荷重の変化と期待値

船体横強度のトータルシステム開発の基礎資料を得るため、供試船として、積載重量21万トン級タンカーを選び、波浪荷重の変化と期待値を計算した。

4.6) 斜め規則波中でのタンカーの立体強度解析の一方法

斜め規則波中の船体横強度計算法について検討した。計算法として、ストリップ法を使用し、波浪による変動圧を求め、これらの外力を受けた場合の立体骨組解析法について検討した。

5) 使用材料と許容応力の検討

船体構造に高張力鋼を使用する場合の許容応力の設定に関する種種の問題点について検討した。また、各国船級協会の縦強度に対する材料係数について比較検討した。その結果、これらの規則では、降伏点ベースと引張強さベースとの丁度中間のベースを採用していることがわかった。

6) 工作および保守臭換の検討

工作精度と船体強度とも具体的に検討するため、荷重と強度とも共に確率変数として取扱ひ、その信頼性解析を行はう方法について調査した。まず第一階として船体縦強度を対象として、船体が塑性関節を形成して崩壊する場合、工作の誤差等の諸要因が船体強度にどのように影響するかについて検討した。また、構造物の信頼性解析に対する種々の方法についても調査検討した。

7) 初期計画時における電算機の利用

現在、造船各社で使用されている初期計画用コンピュータプログラムの概要を調査した。また、船体強度解析用のトータルシステムについても調査した。

初期計画用コンピュータプログラムは、最終船型決定まで一貫処理するものと、段階的に処理するものとの2種類あるが、両者の長所短所について検討した。強度解析用トータルシステムについては、各社とも、今後横強度をも含めて一貫処理できるプログラムの完成を期していることがわかった。

2. 船体構造部材の許容応力の検討

2.1 NKのトータルシステムのタンカー縦強度計算結果とその評価

2.1.1 トータルハルガーダーシステムについて

2.1ではトータルハルガーダーシステムを用いてタンカーの縦強度解析を行なった結果を報告する。

このシステムでは、まず、対象とする船舶について規則波中の船体運動解析を行ない、ハルガーダーに作用する変動外力を求め、つぎに、この外力のもとで、ハルガーダーの曲げ換り構造解析を行ない、船体縦強度部材に生ずる変動応力を算出し、ひきつづき、海洋中の不規則波に関する頻度観測データを用いて統計解析を行なうものである。これにより、現在一般に使用されている船体縦強度解析法をさらに精密化し、ハルガーダーの応力解析を合理的に一貫して行なうことができる。

2.1.2 タンカーのシリーズ計算

2.1.1で述べたシステムを用いて、50,000DWT級から500,000DWT級まで大きさの異なる12隻のタンカーについてシリーズ計算を行なった。計算に用いた12隻の船の主要目を表2.1.1に示す。このシリーズ計算では、計画満載状態で航海速度における船体運動、断面力および応力について、それぞれ冬期北大西洋におけるWaldenの統計資料を用いて、10⁸回の変動に対する最大期待値を計算した。図2.1.1～図2.1.26にその結果を示す。これらの図では、船の大きさを示す量として便宜上満載排水量(Δ)を採り、横軸を $\sqrt{\Delta}$ で表わし、A～Lの各船名を記入した。

図2.1.1～図2.1.2は船体運動の期待値で、上下揺れおよび左右揺れを除いては、船体の大型化につれ漸減の傾向にあるといえる。

図2.1.3～図2.1.14は波浪断面力の期待値で、船体を長さ方向に4等分した断面における値を示してある。また、力、モーメントに対し pgL^2B および pgL^3B で無次元化した図もあわせ示してある。

図2.1.15～図2.1.26は応力の期待値である。縦方向の応力は、軸応力(σ_a)、縦曲げ応力(σ_{bx})、水平曲げ応力(σ_{by})およびワーピング応力(σ_w)から成り、これらを位相差を考慮して加え合わせたものを縦方向全応力(σ_n)と称する。即ち $\sigma_n = \sigma_a + \sigma_{bx} + \sigma_{by} + \sigma_w$ である。縦曲げ応力(図中○で示す)についてみると、多少のばらつきはあるが、船の大きさに無関係にほぼ同一レベルにあると言える。従って、縦曲げに関する限り、今回行なった計算範囲内では、ほぼ同一水準の縦強度を保っていると言える。一方、軸応力(図中△で示す)は大型化に

つれ漸増の傾向にはあるがあまり顕著ではなく、またその値も縦方向全応力に比較してそれほど大きくはない。次に、水平曲げ応力（図中□で示す）は排水量の増加に従って明きらかに大きくなる傾向にあり、船型の大型化に従って、水平曲げに対する強度が相対的に低下していると言える。これは現在までの設計において水平曲げがほとんど考慮されていなかったことの結果と言えよう。また、タンカーのような閉断面の船では、ワーピング応力（図中▲で示す）は船の大きさに関係なく極く小さい。最後に、縦方向全応力（図中●で示す）は上に述べた水平曲げの影響により船の大きさの増大に従って大きくなる傾向にある。このことは、船体縦強度の設計において水平曲げにも考慮を払う必要があることを示している。また、I船の断面内の縦方向全応力の分布を、図2.1.27～図2.1.29に示す。

2.1.3 海象および船速の影響

2.1.2で計算を行なった船のうち1隻（I船）を選び、海象および船速を変化させてその影響を調べた。

まず、船速は航海速力で一定とし、あるビューフォート階級の海域を約一昼夜航行したと仮定し、この間の変動回数にほぼ相当する 10^8 回のうちの最大期待値を求めた。このようにしてビューフォート階級を3から10まで変えて計算した結果を図2.1.30～図2.1.38に示す。

次に、海象は2.1.2と同様冬期北大西洋とし、船速を航海速力の20%、50%、100%、120%と変化させ、 10^8 回の変動のうちの最大期待値を求めた。これを図2.1.39～図2.1.49に示す。これらのうち、図2.1.41以下を見ると、船速の増加につれて、断面力や応力には低下しているものが多いが、これはある一定の断面について調査したためであり、船全体について応力が低くなるという事を示すものではない。これは、例えば図2.1.44を見れば、 σ_x の値は低下しているが $S.S.7/2$ の値が増加しているのが、縦曲げモーメントの最大値をとる断面位置が船速の増加に伴ない船首方向に移動しているものと推察される。

2.1.4 曲げモーメントに関する考察

2.1.2で述べた結果のうち、船体中央断面における縦曲げモーメント及び水平曲げモーメントについて、規則との比較等若干の考察を試みる。

図2.1.50によると、 M_x/pgL^3B の値は、排水量10万t程度までは漸減の傾向にあるが、これ以上の船ではほぼ一定となり、各船によるばらつきも比較的少ない。一方、図2.1.51を見ると、 M_y/pgL^3B は全体にわたってほぼ $5 \sim 7 \times 10^4$ の範囲に入っているが、 M_x の場合よりもばらつきが大きい。特に L/D および B/D の値が他の船と異なっているI船およびK船において、ばらつきが大きいように見られる。従って L^3B の代わりに L^2BD をとり、 M_y/pgL^2BD の値を調べてみた。この場合は前者の場合よりもばらつきが少なく、この M_y/pgL^2BD の値は図2.1.50の M_x/pgL^3B の場合とほ

ほぼ同様な傾向が見られる。これは水平曲げに関する外力が、 L 又は B のみならず、 D 又は d に関係するものと推察される結果であろう。

次に、ここに得られた曲げモーメントと従来の設計に用いられている等価波高を使った波浪中曲げモーメント又は規則による波浪中縦曲げモーメントなどと比較検討してみる。

まず、 M_x 及び M_y を $\rho g L^2 B H$ によつて無次元化した値を図2.1.52に示した。ここに H は波高に相当するもので、参考のために日本海事協会で縦強度計算に用いられていた次の値を採た。

$$\begin{aligned} H &= 0.61 L^{\frac{1}{2}} \quad (L \leq 150^M) \\ &= 1.41 L^{\frac{1}{3}} \quad (150^M < L \leq 250^M) \\ &= 2.23 L^{\frac{1}{4}} \quad (250^M < L \leq 300^M) \\ &= 9.28 \quad (300^M < L) \end{aligned}$$

$M_x/\rho g L^2 B H$ の値は、船の大きさに応じて、よくまとまった値となっているが、 $M_y/\rho g L^2 B H$ は船によつてかなりの差がある。これは、縦曲げによる強度を考える場合の等価波高 H をベースとしているから、当然の結果といえる。

さらに、図2.1.53には M_x を、日本海事協会鋼船規則において縦強度計算の基礎として用いられている波浪中縦曲げモーメント M_w によつて無次元化した値 M_x/M_w を示した。ここに M_w は次式で表わされる。

$$M_w = 0.14 K L^2 B \left(1 + 0.04 \frac{L}{B}\right) C_b$$

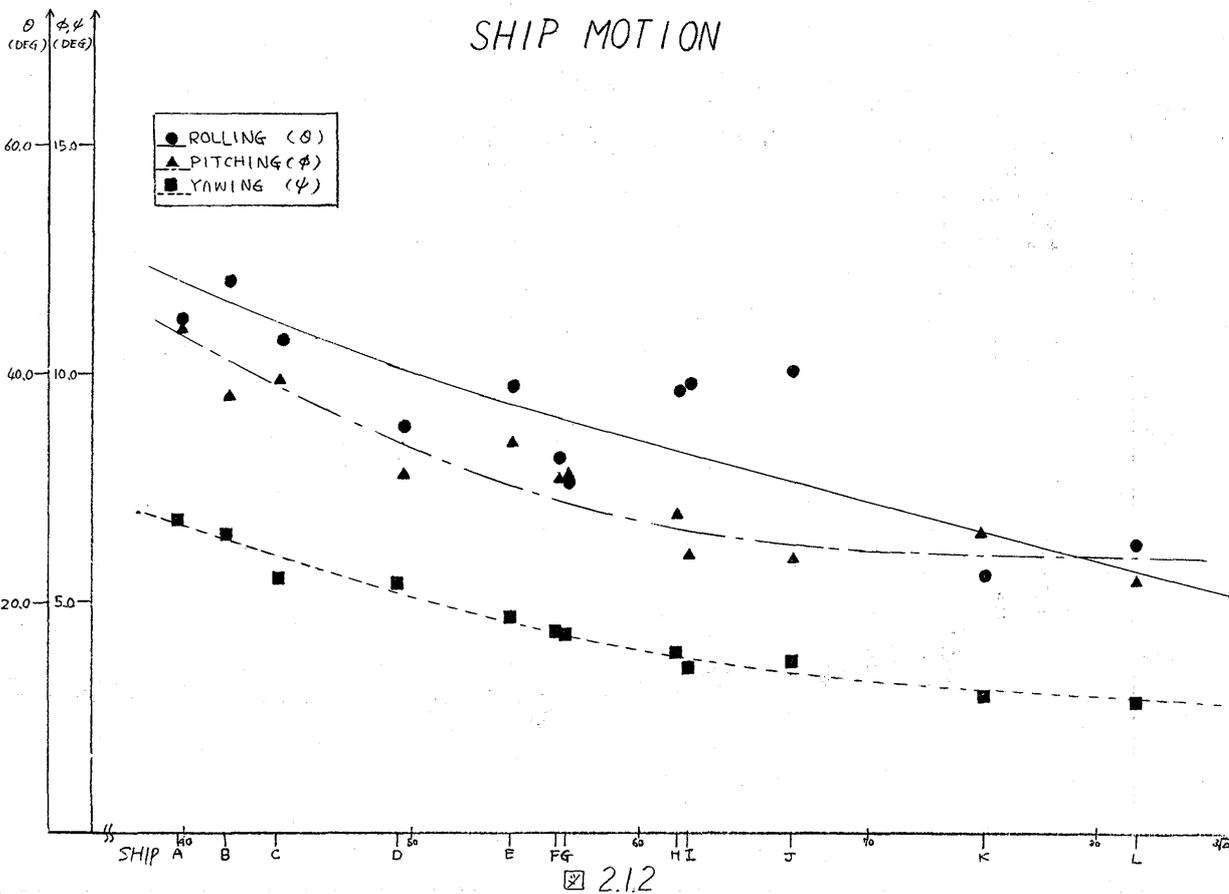
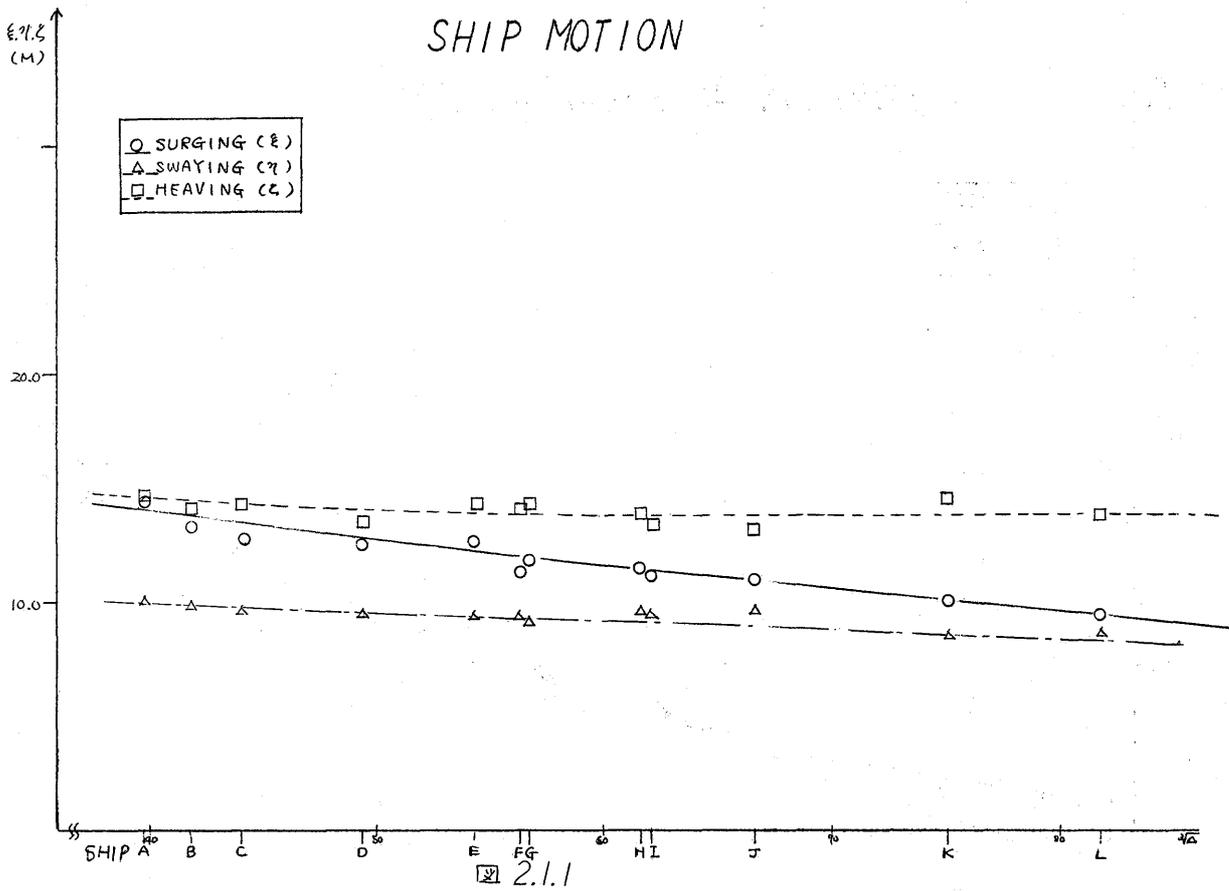
ただし

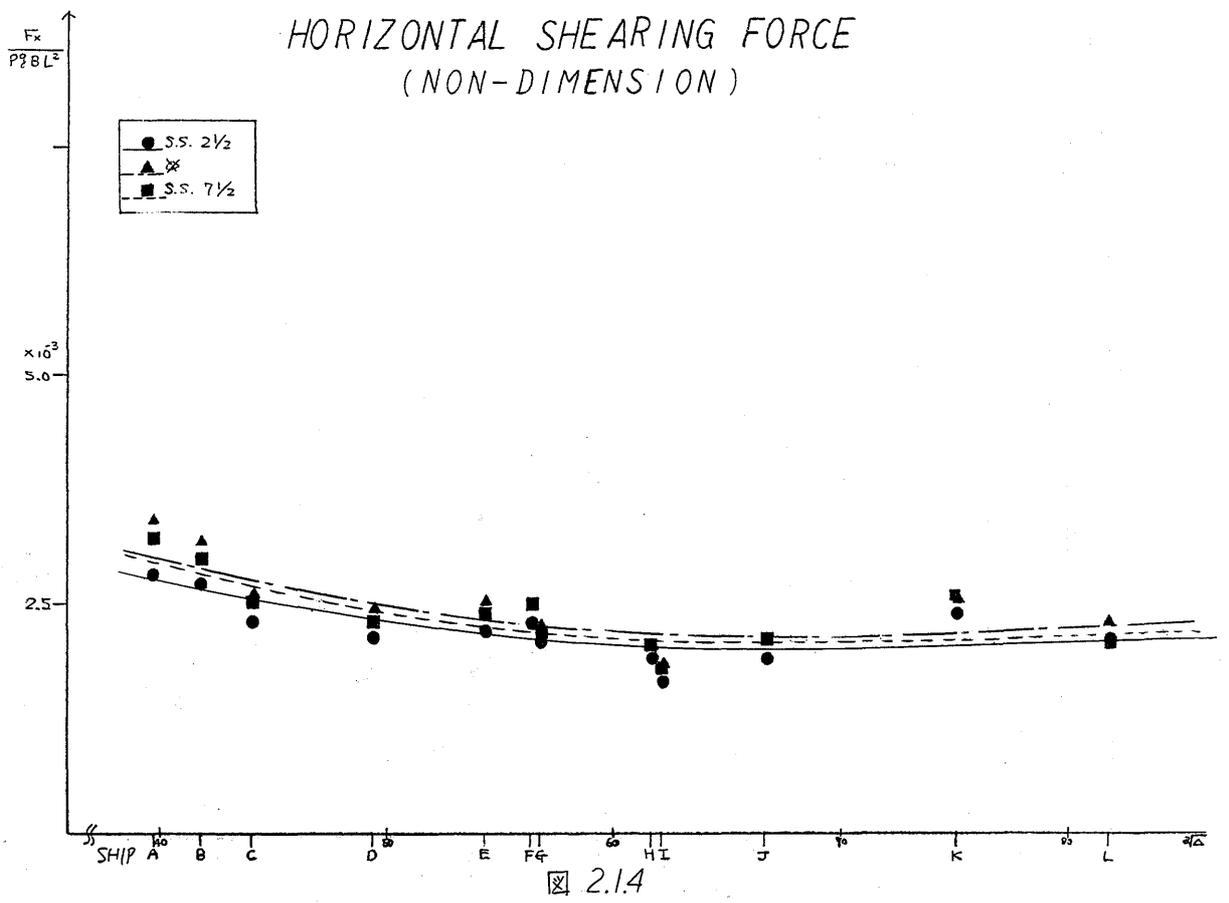
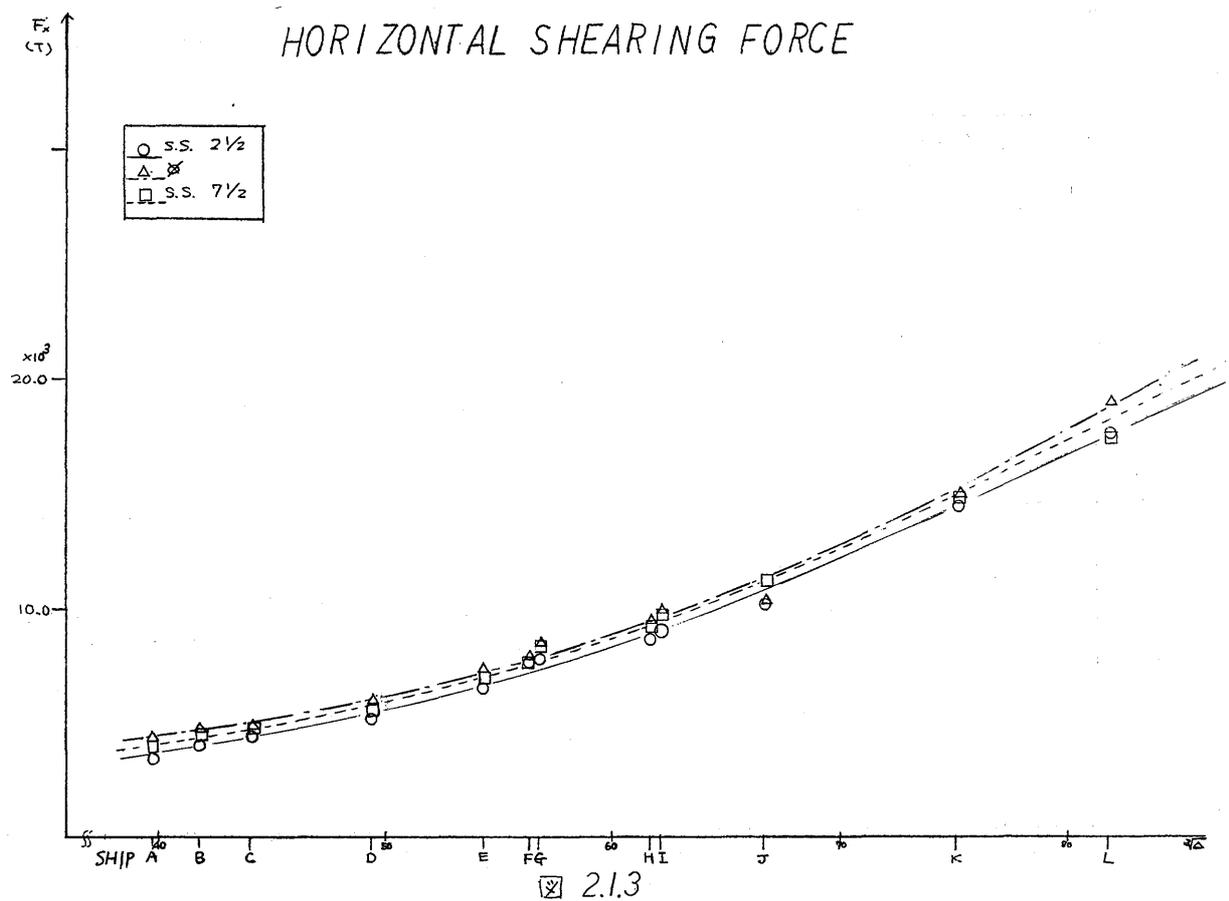
$$\begin{aligned} K &= \left[1 - \left\{\frac{300-L}{300}\right\}^2\right]^{\frac{1}{2}} \quad (L < 300^M) \\ &= 1.0 \quad (300^M \leq L) \end{aligned}$$

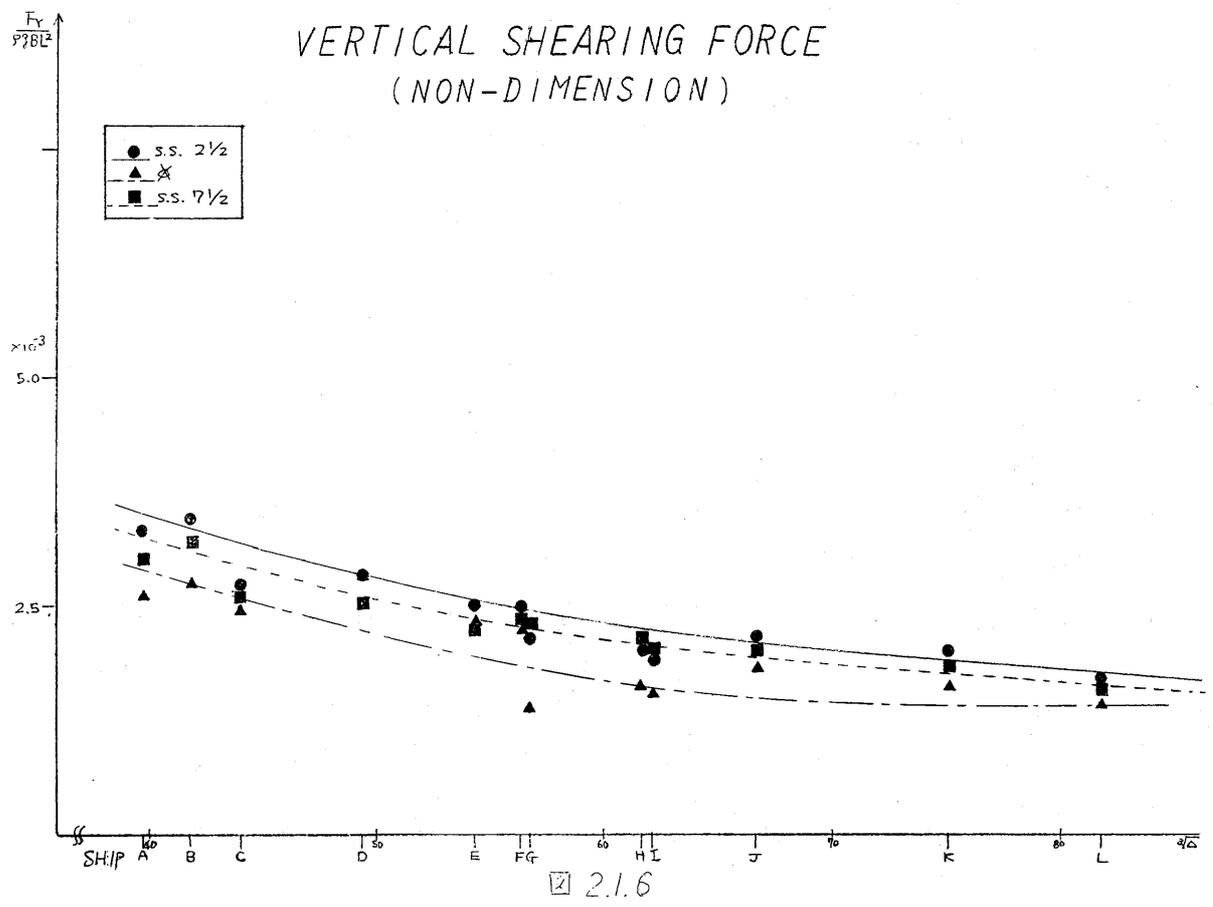
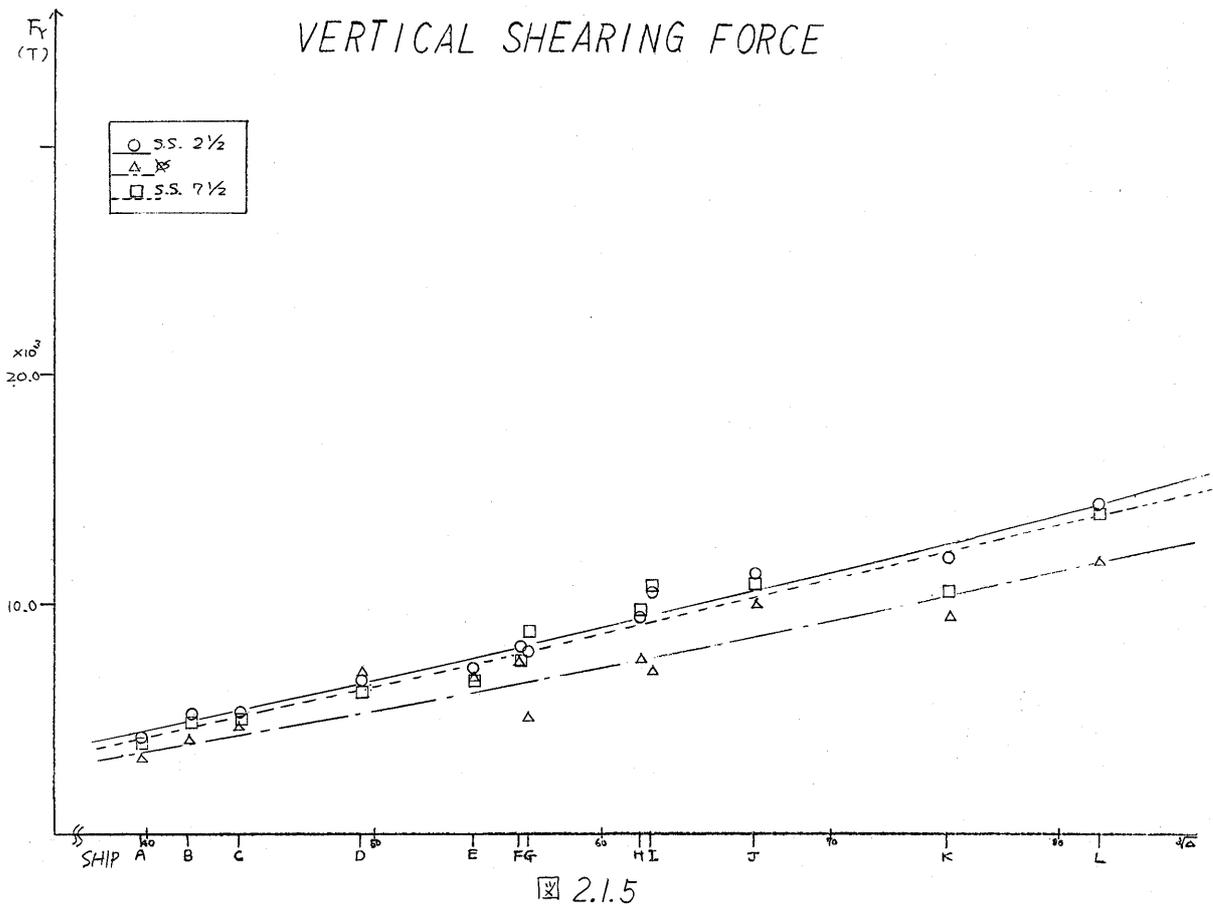
M_x/M_w の値は大変よくまとまており、本システムにより計算される縦曲げモーメント M_x が規則に用いられている波浪中縦曲げモーメント M_w と良い対応を示すことが判る。なお、 M_x/M_w の値は1.4程度で1.0とかけ離れているのは、 M_x がAll headingで 10° に対する最大期待値であるのに対して、 M_w はLong crest, 向い波において、 10° に対する最大期待値を基にしたもので、両者の基準が異なるためである。

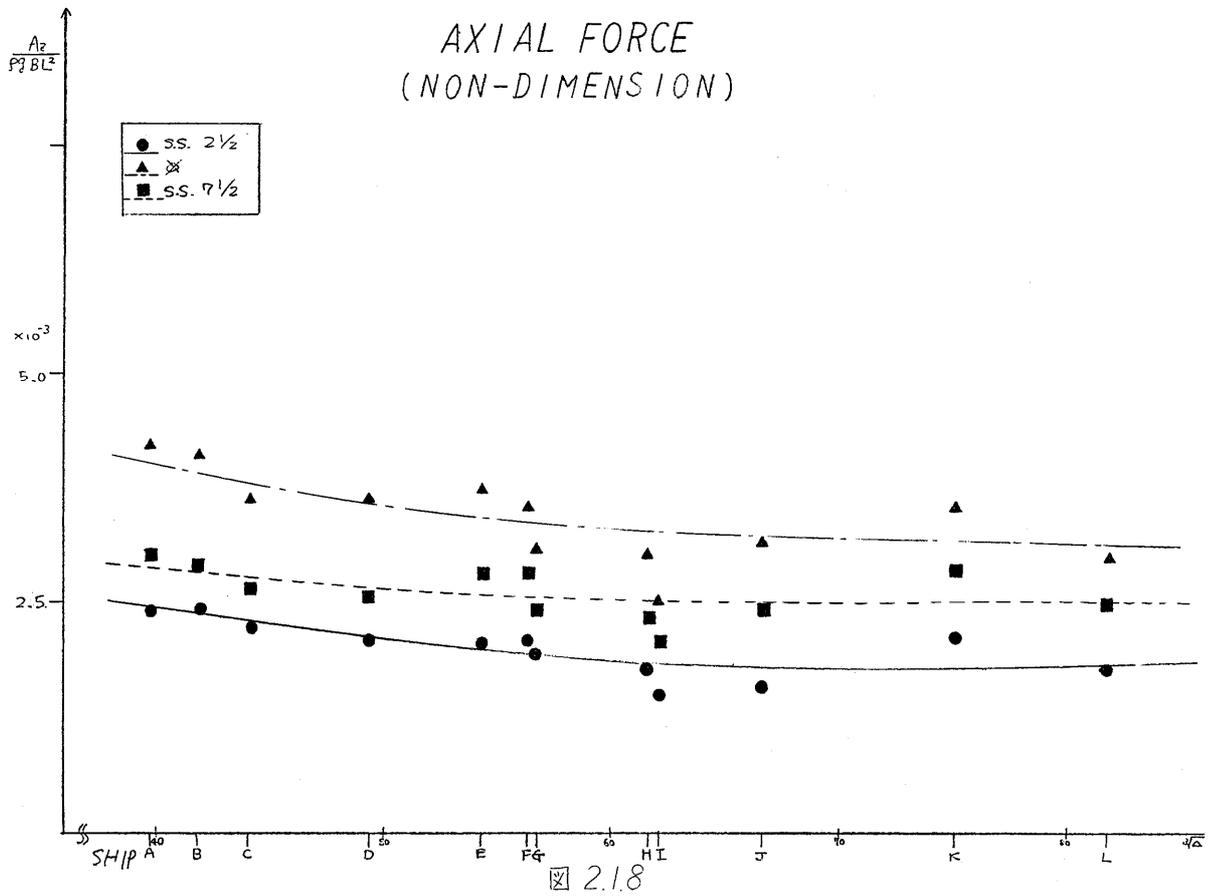
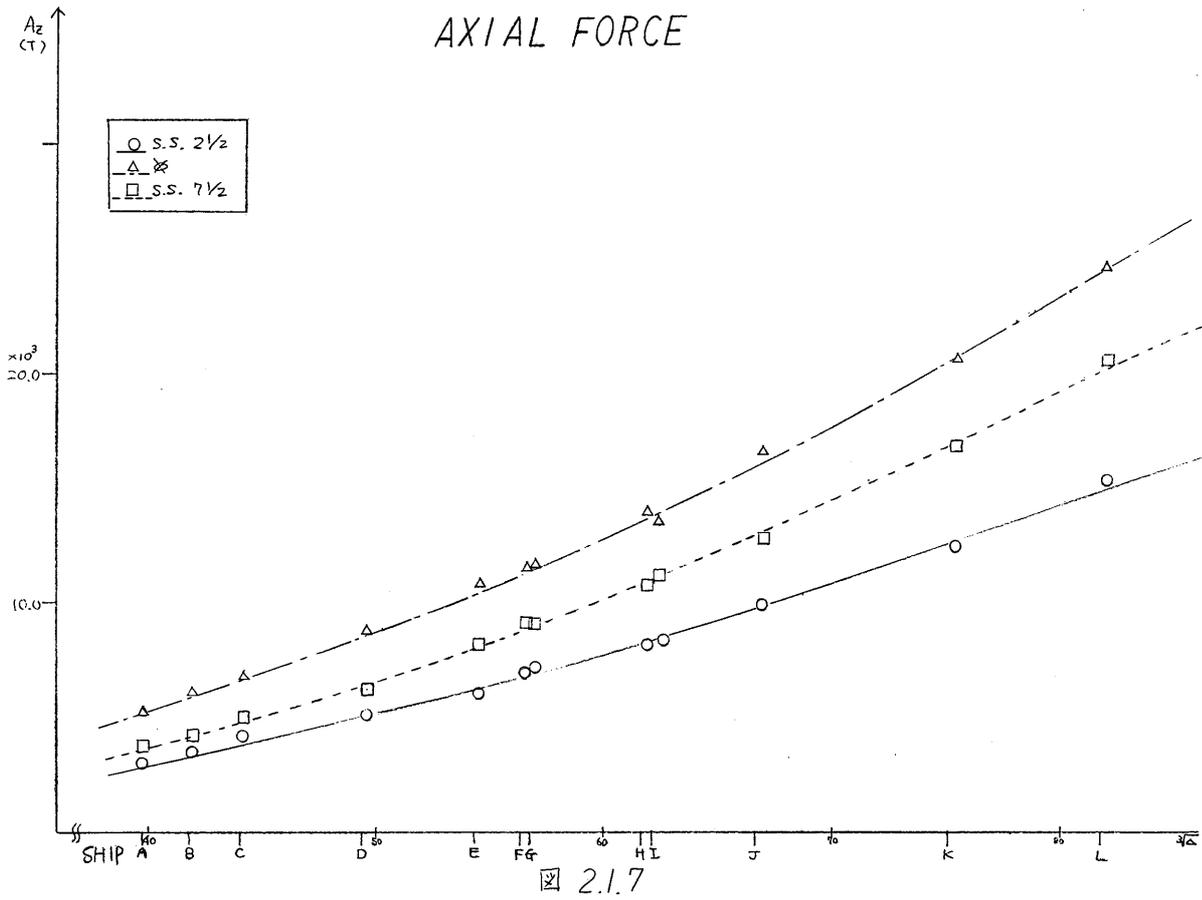
表 2.1.1 Principal Dimensions of Ships Analyzed

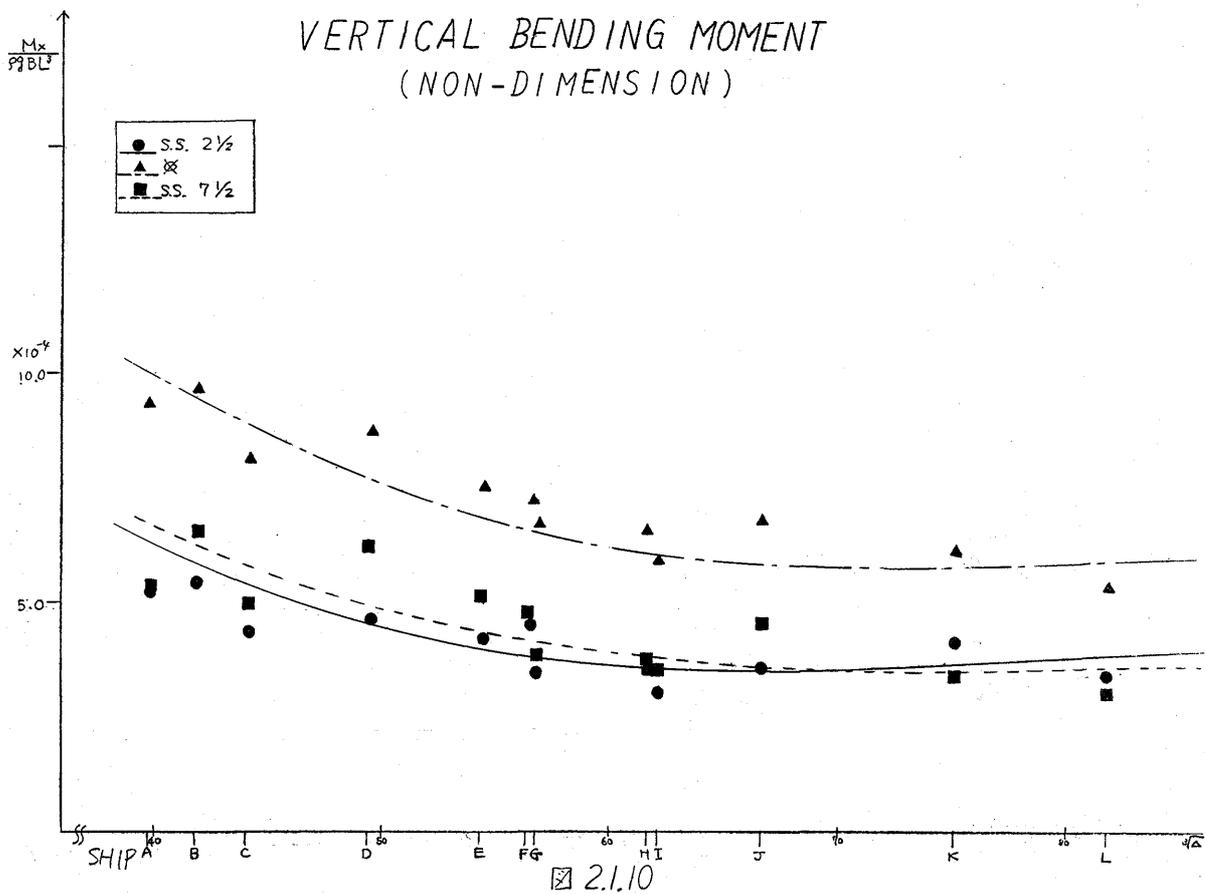
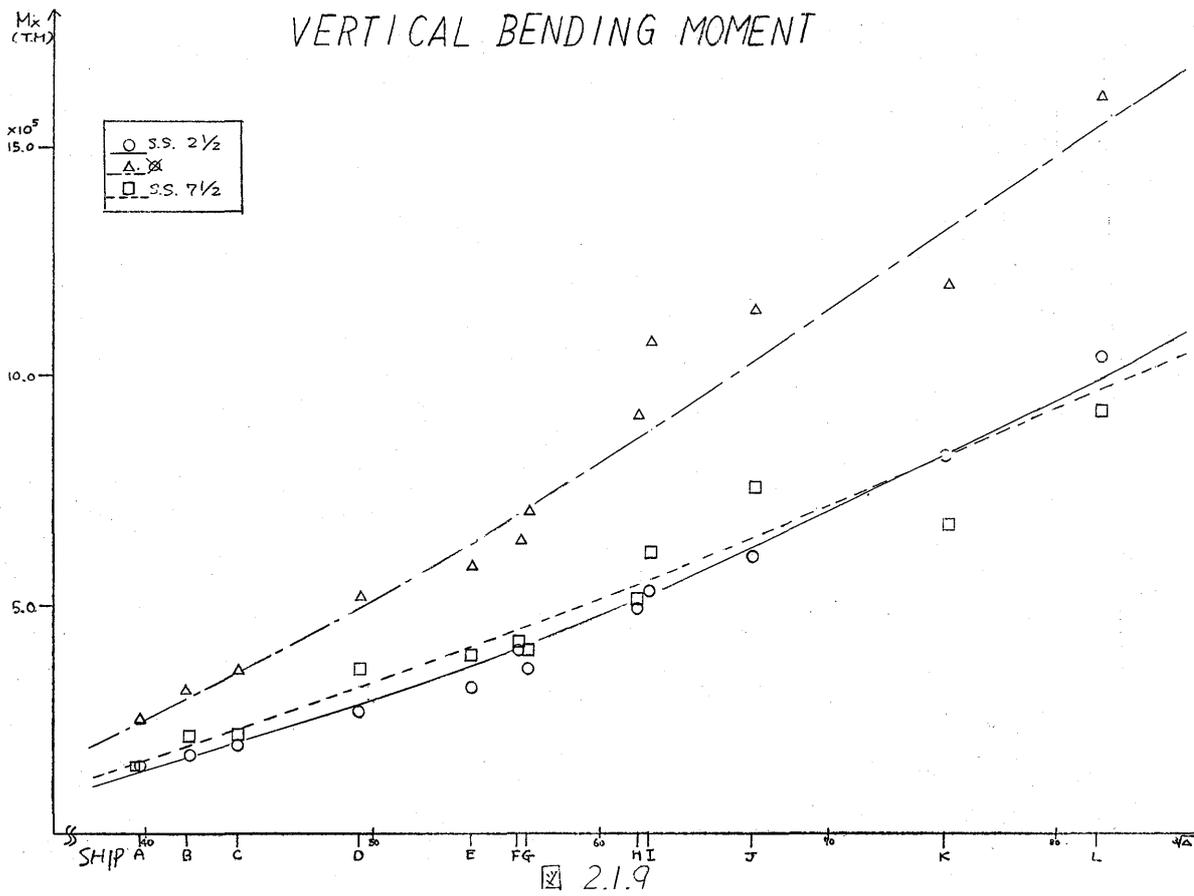
Ship name	L	B	D	d	ton DW	ton Δ	Cb	kt Vs	L/B	L/D	B/D	Longitudinal Bending Stress in Still Water (midship) Kg/mm ²	
												B ^m	D ^k
A	205.06	30.50	15.80	12.237	50,837	62,747	0.797	16.5	6.72	12.98	1.93	3.4	-3.9
B	213.00	32.00	16.90	12.993	60,584	73,023	0.804	15.5	6.66	12.60	1.89	6.9	-7.9
C	230.00	35.30	18.00	12.487	70,891	85,919	0.814	15.3	6.52	12.78	1.96	1.6	-1.9
D	246.00	40.20	21.80	15.101	103,670	121,110	0.799	15.6	6.12	11.28	1.84	5.2	-5.9
E	260.00	43.50	22.80	17.032	138,539	160,771	0.815	15.4	5.98	11.40	1.91	0.8	-1.0
F	270.00	44.00	25.00	17.833	155,455	179,949	0.829	14.8	6.14	10.80	1.76	4.3	-5.1
G	281.00	46.20	25.00	17.034	157,825	183,138	0.840	16.1	6.08	11.24	1.85	-1.2	1.4
H	302.00	50.40	24.30	18.436	204,540	236,250	0.814	16.1	5.99	12.43	2.07	0.3	-0.3
I	326.00	49.80	23.20	17.685	209,413	241,881	0.830	16.5	6.55	14.05	2.15	5.3	-6.4
J	314.00	54.80	26.40	20.530	261,354	297,960	0.825	15.8	5.73	11.87	2.08	1.1	-1.3
K	330.00	54.50	35.00	27.074	372,698	425,674	0.853	15.0	6.06	9.43	1.56	3.9	-4.6
L	360.00	62.60	36.00	28.000	477,000	547,301	0.852	14.7	5.81	10.00	1.72	2.2	-2.5

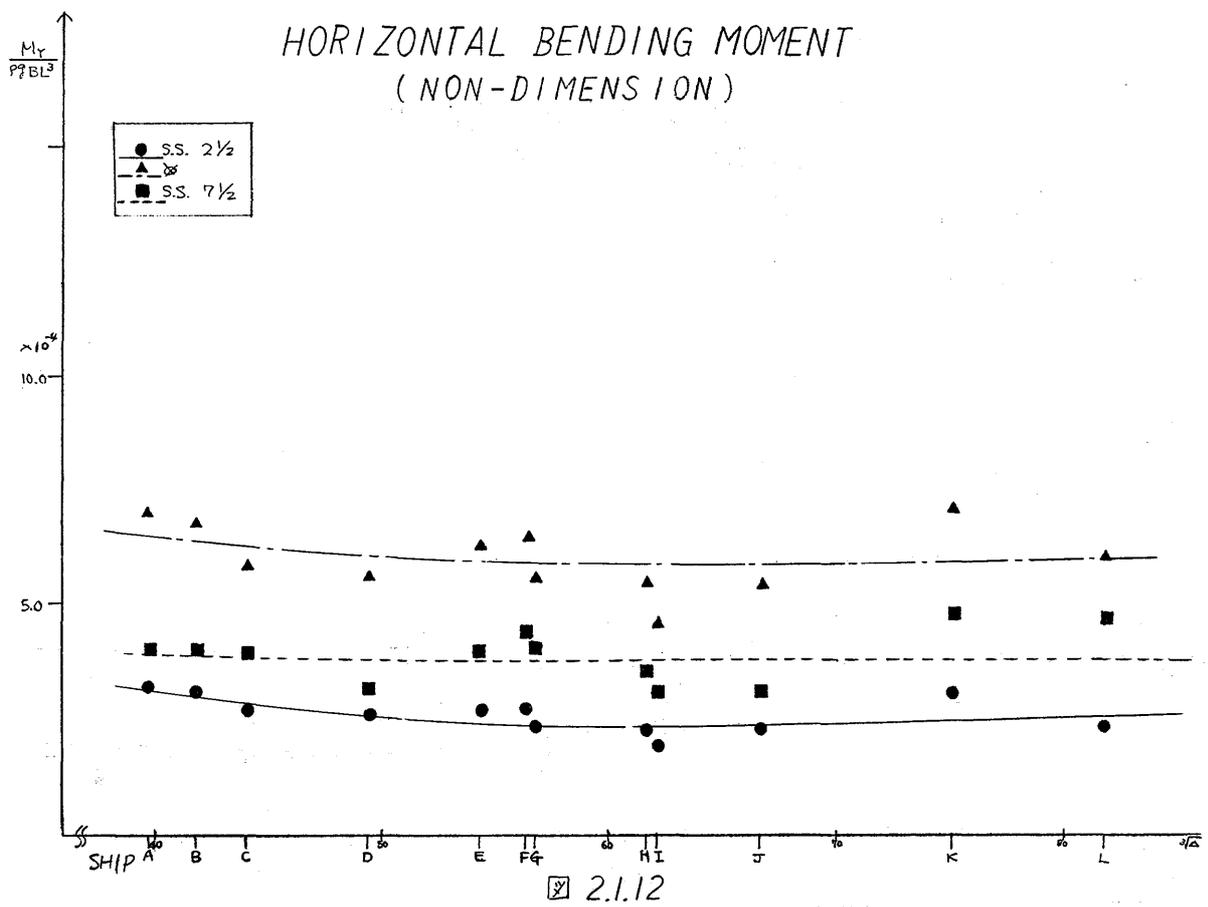
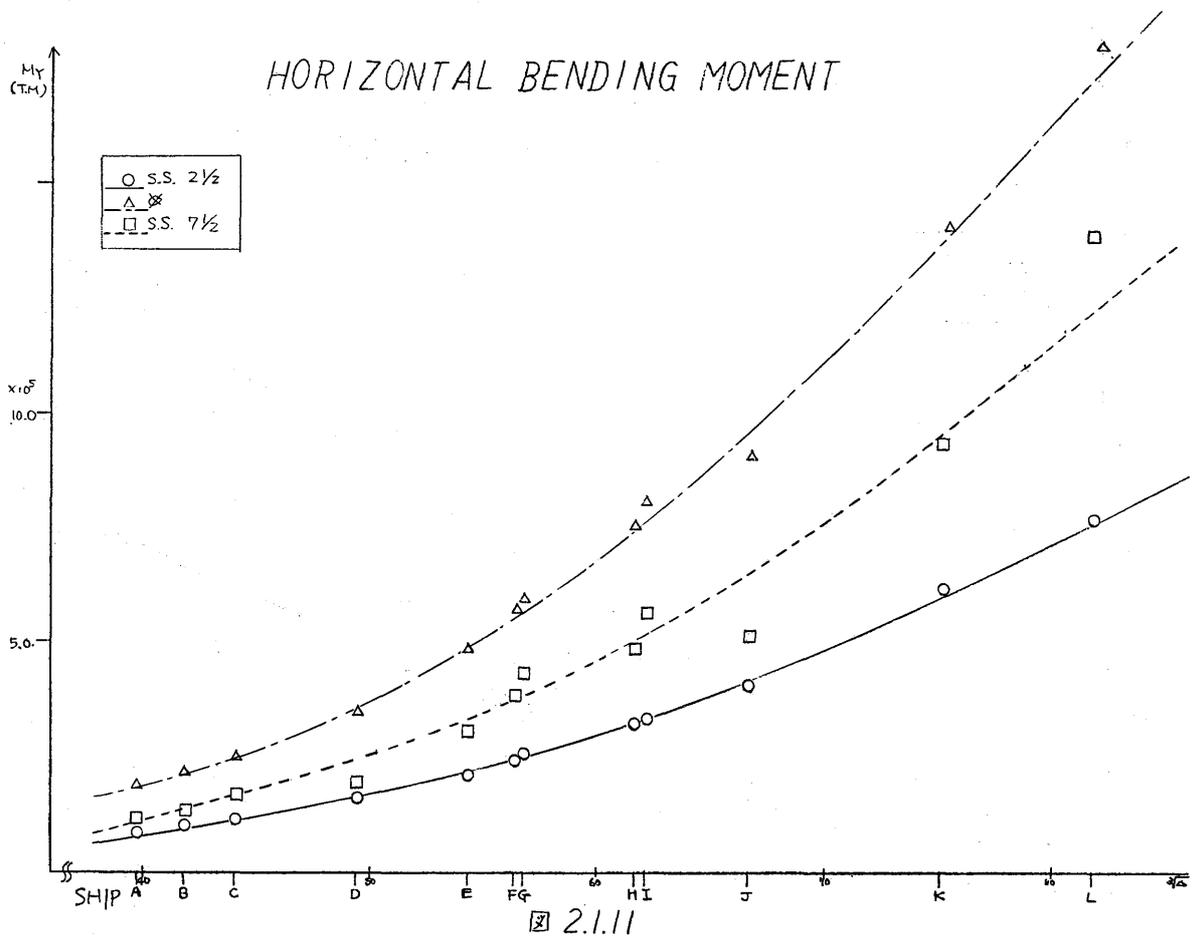


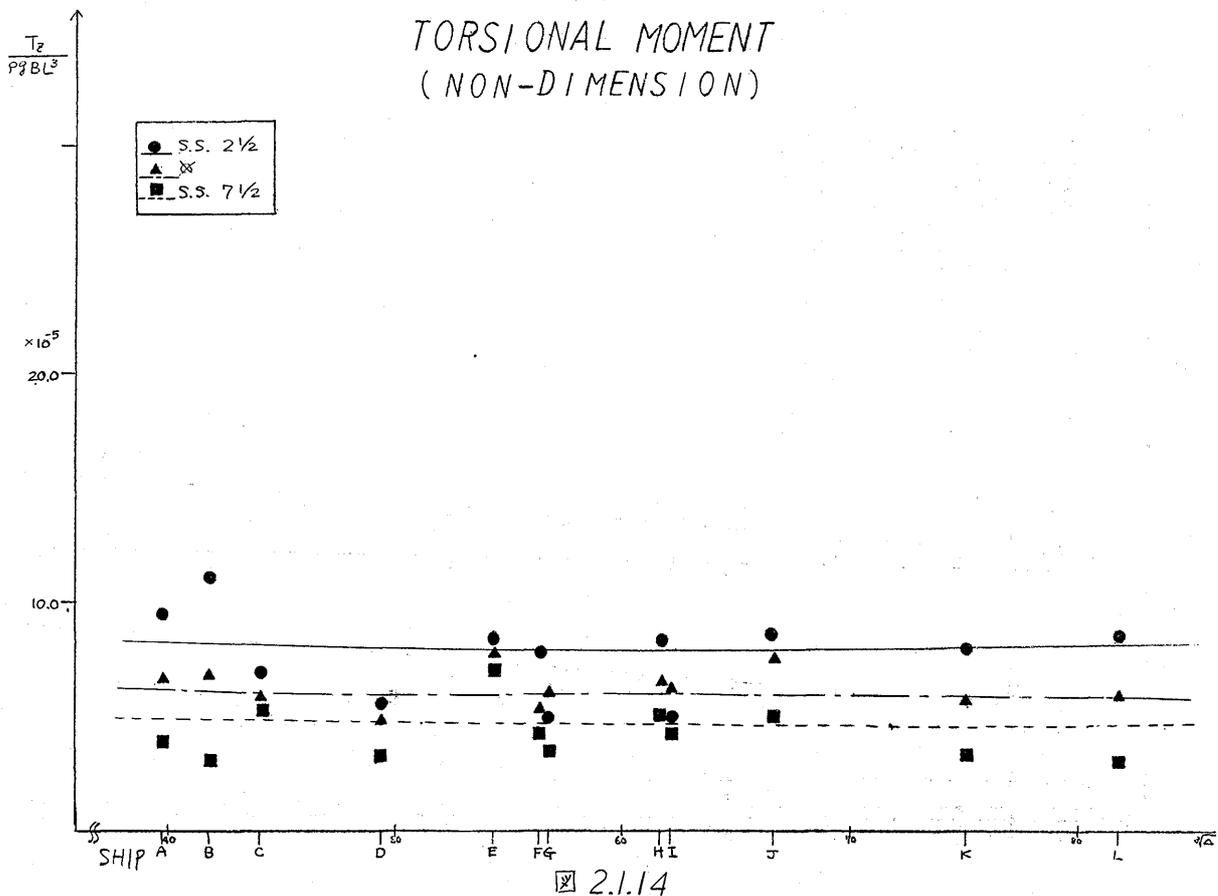
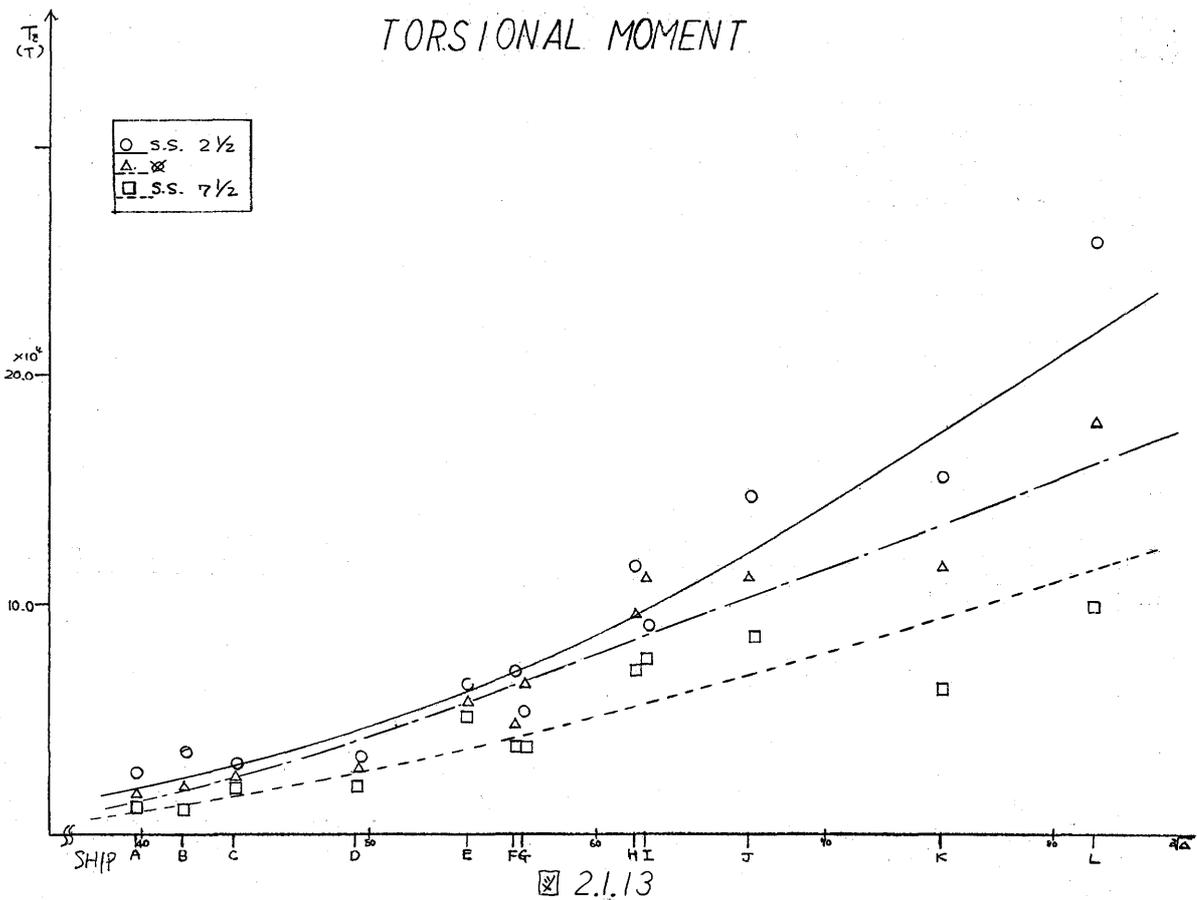


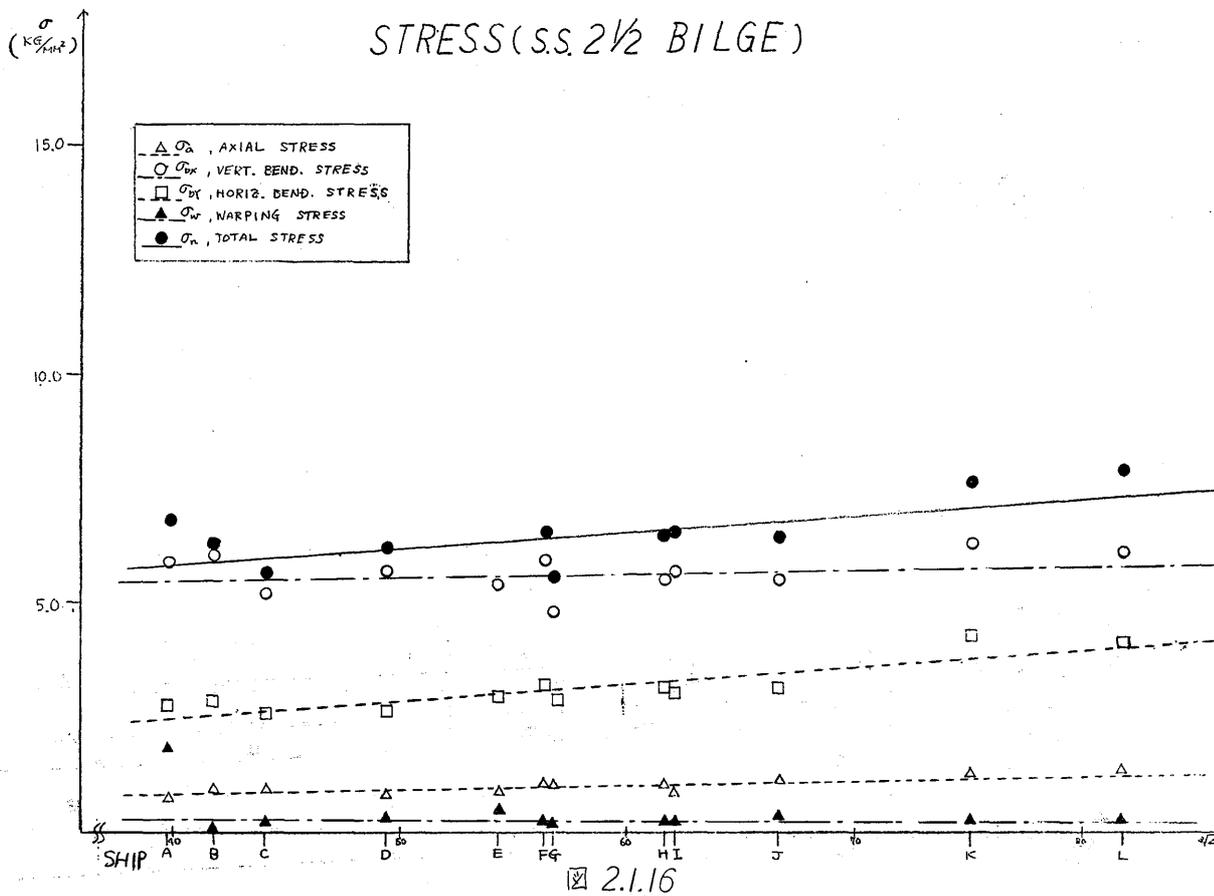
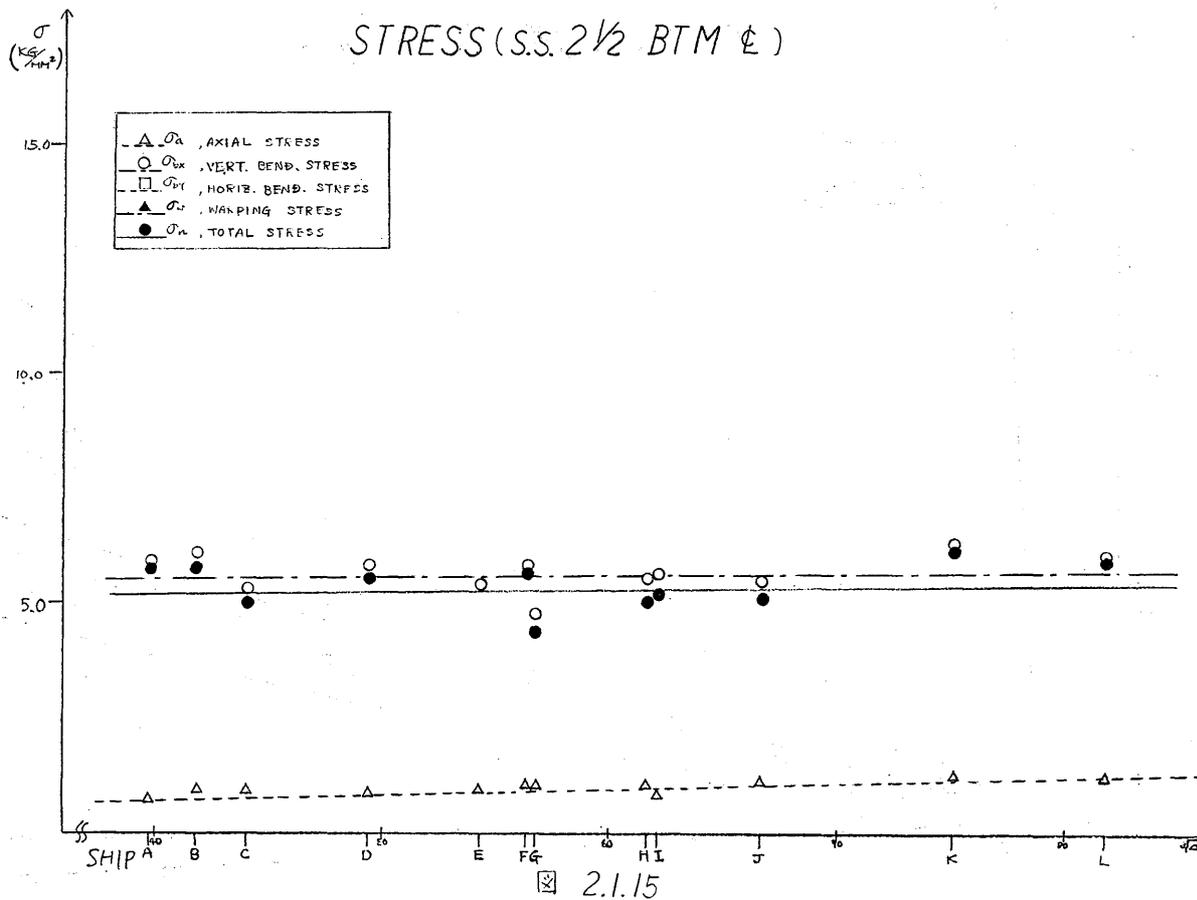


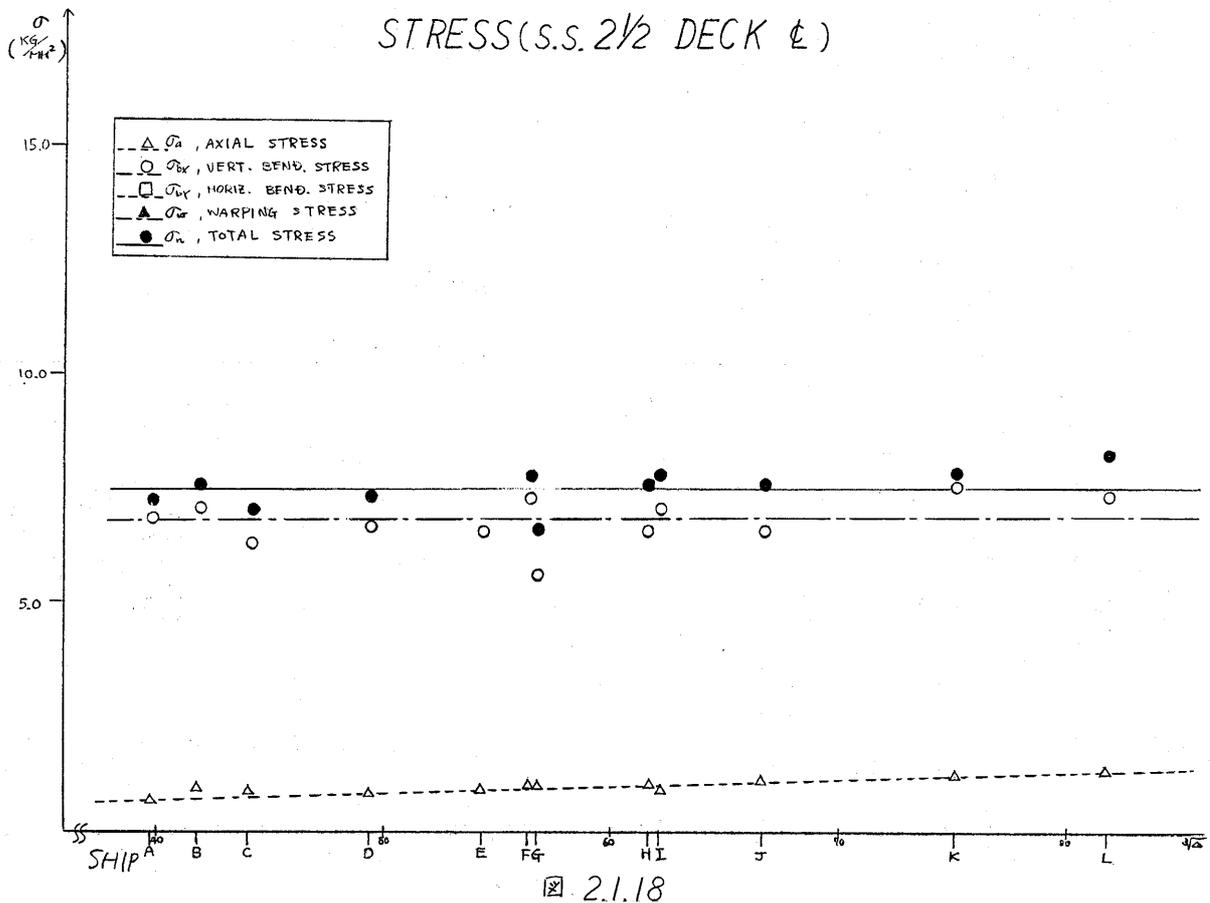
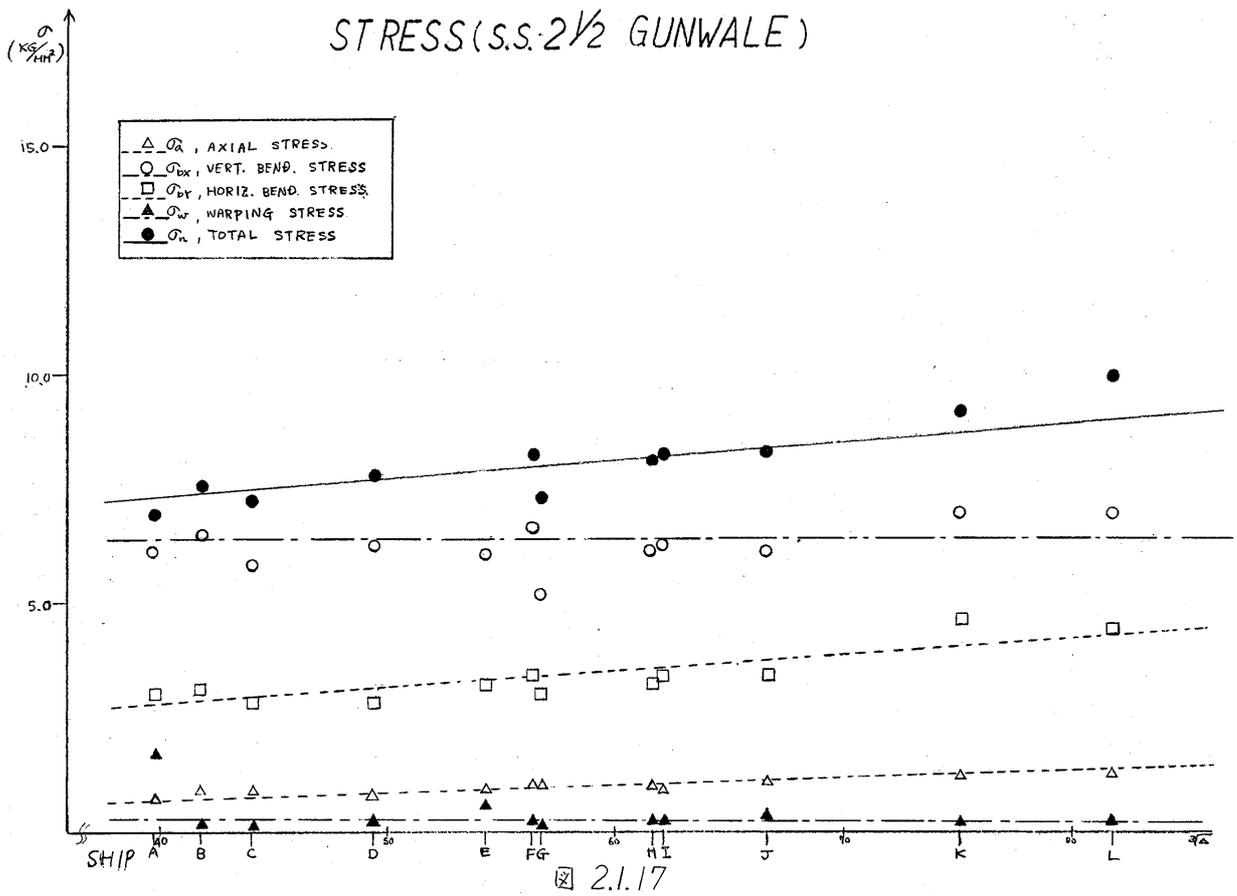


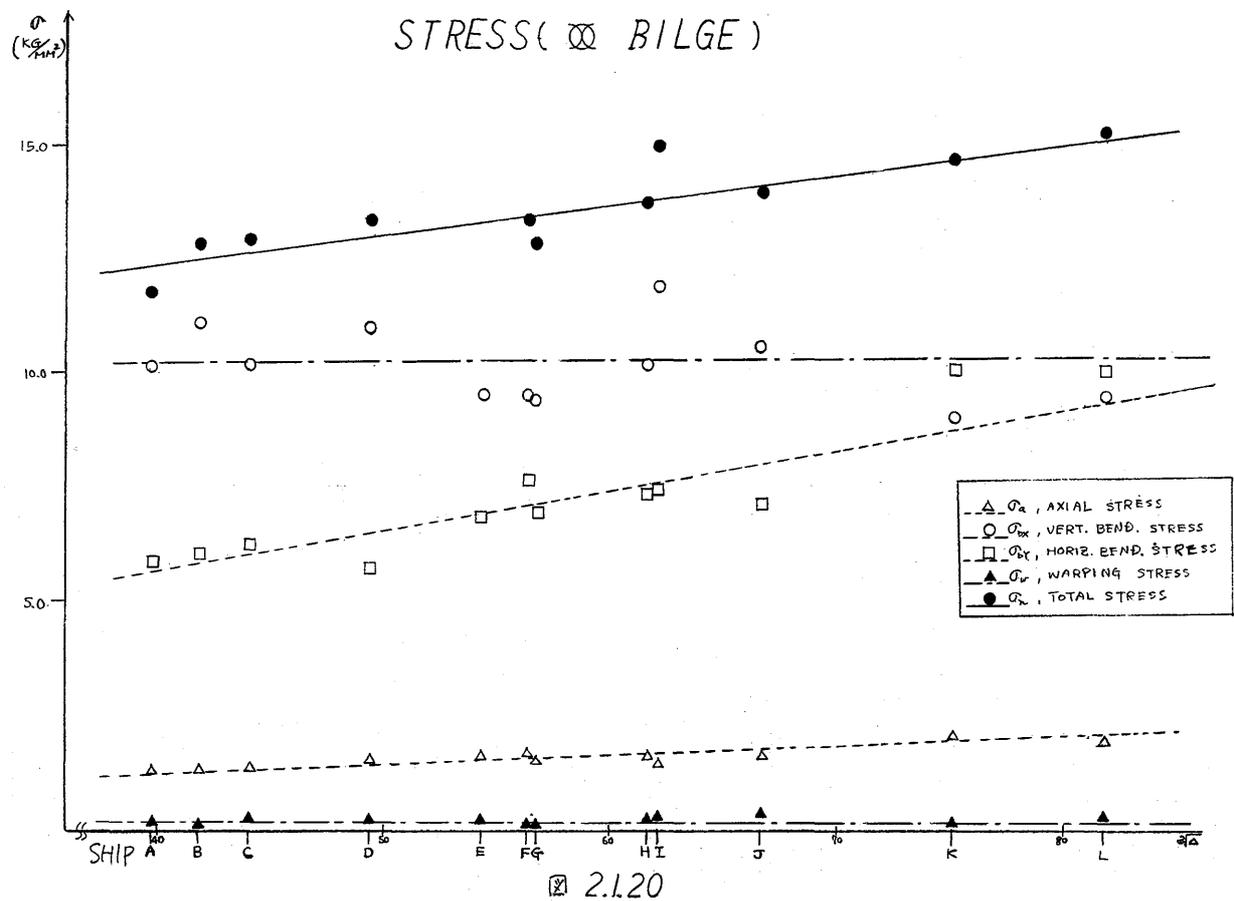
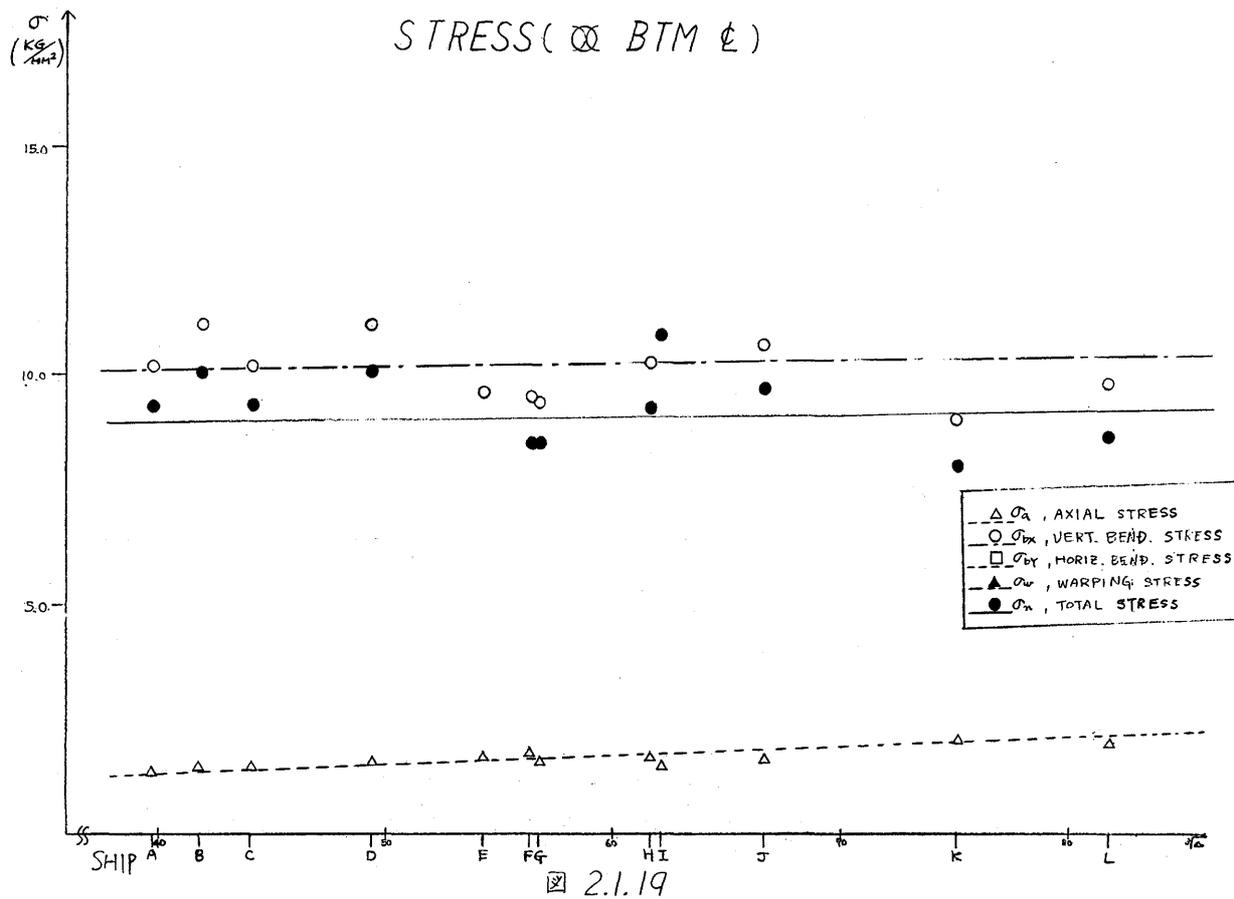


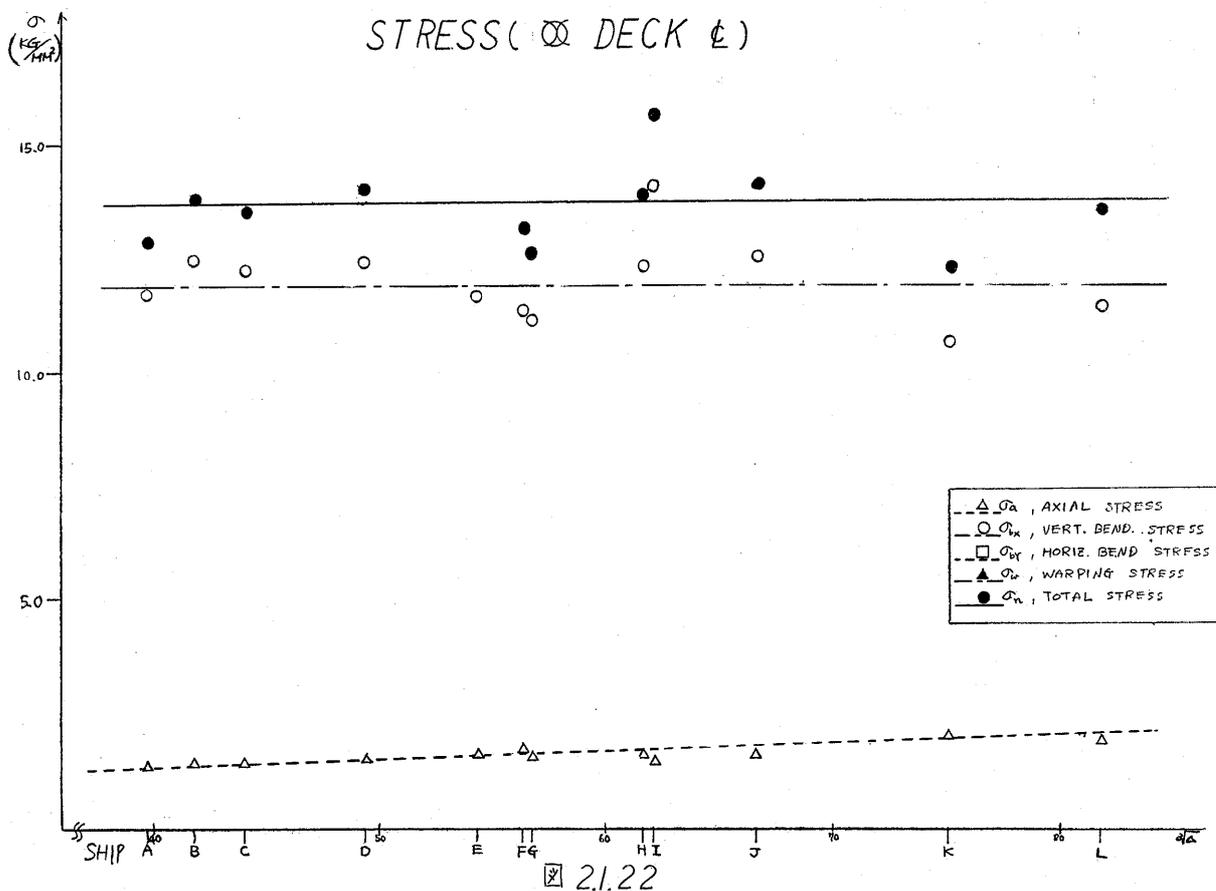
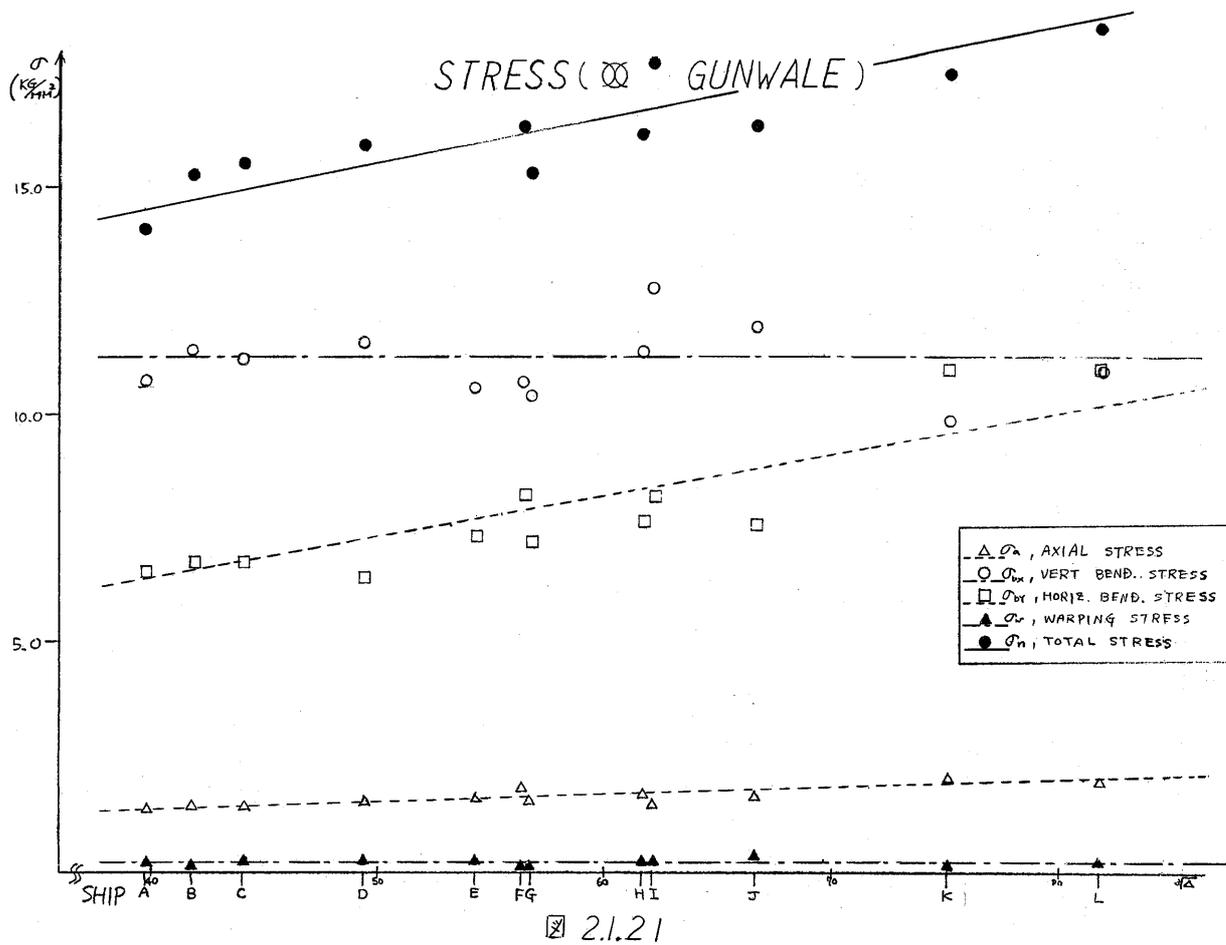


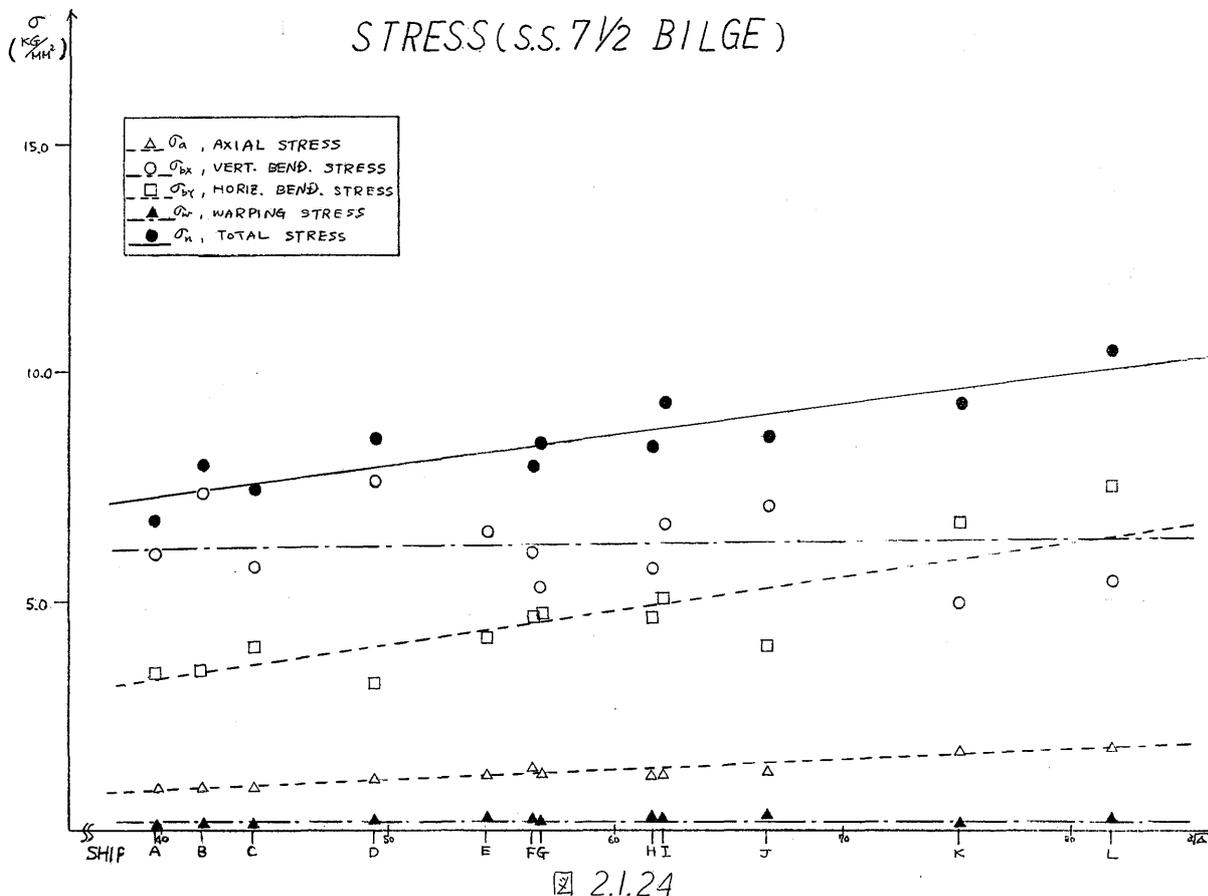
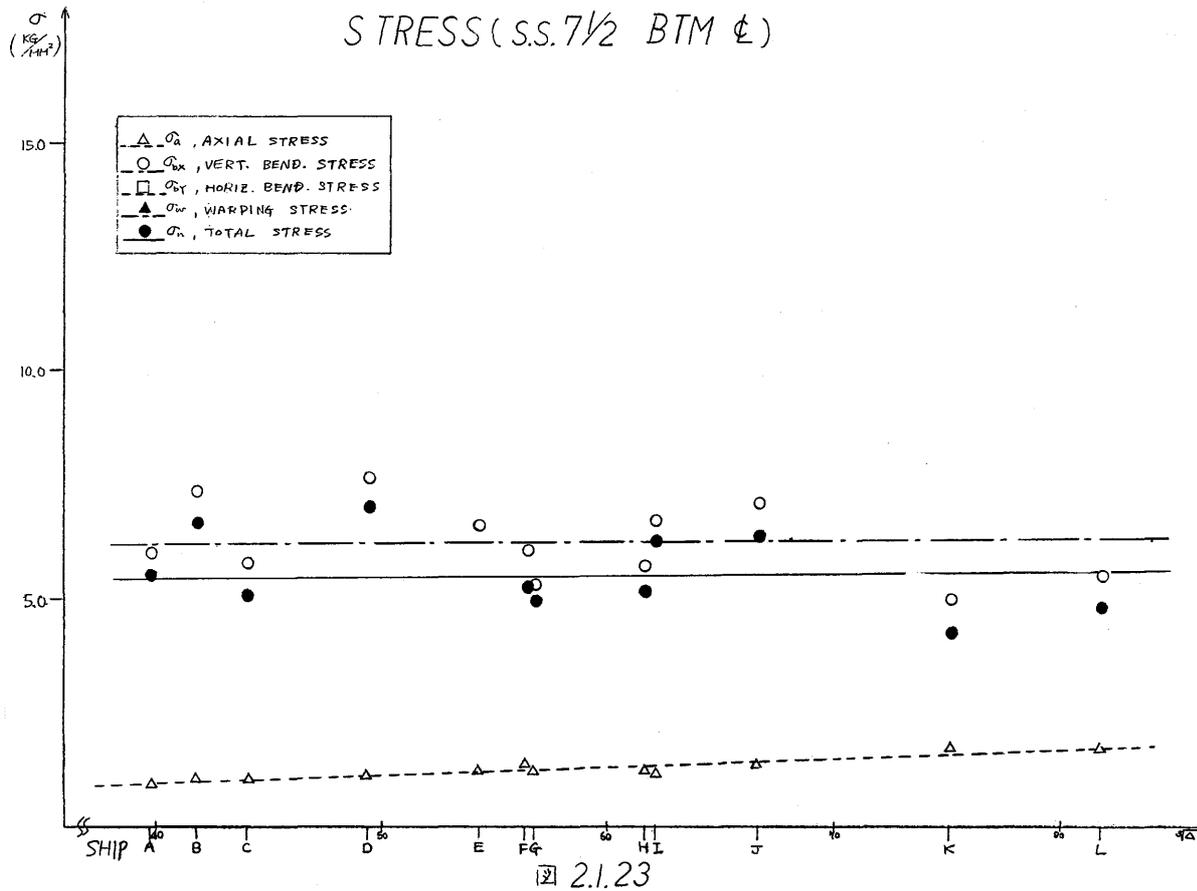


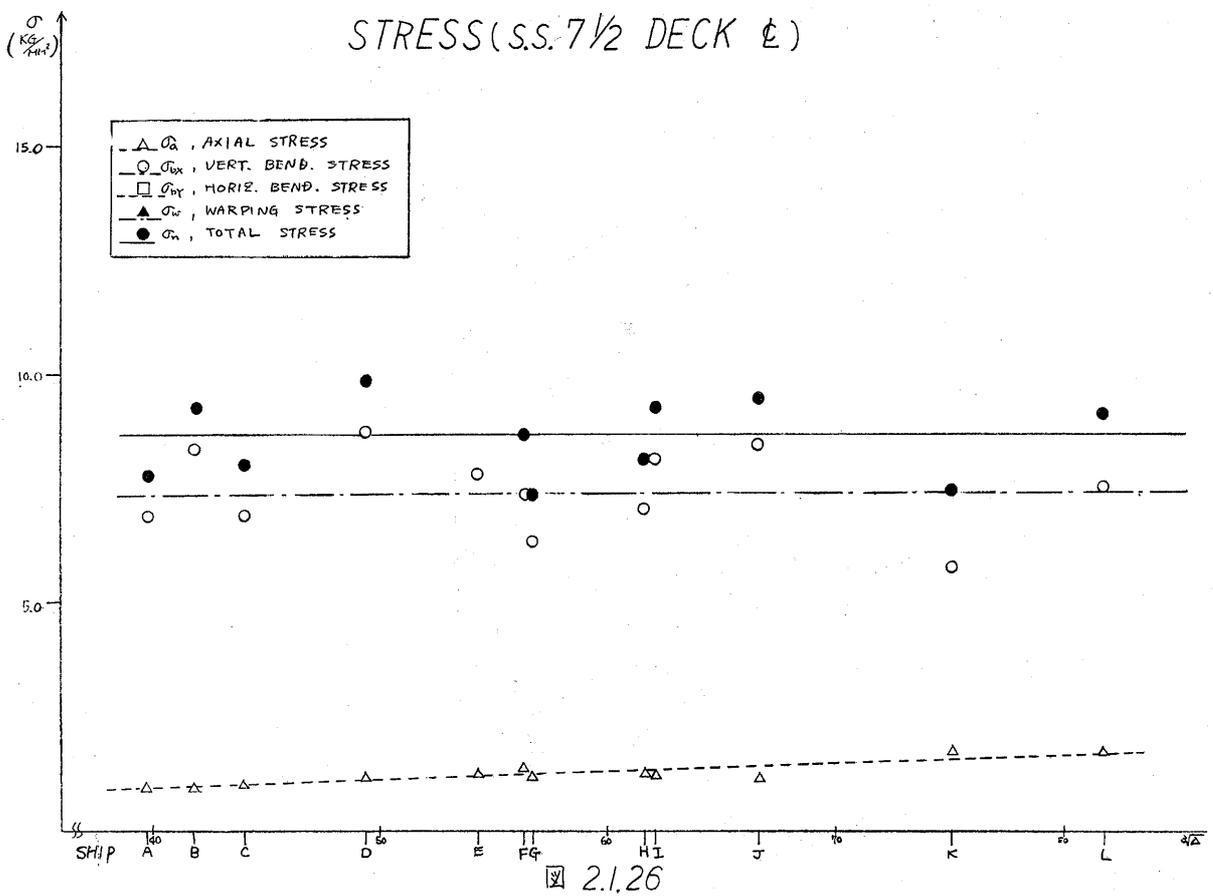
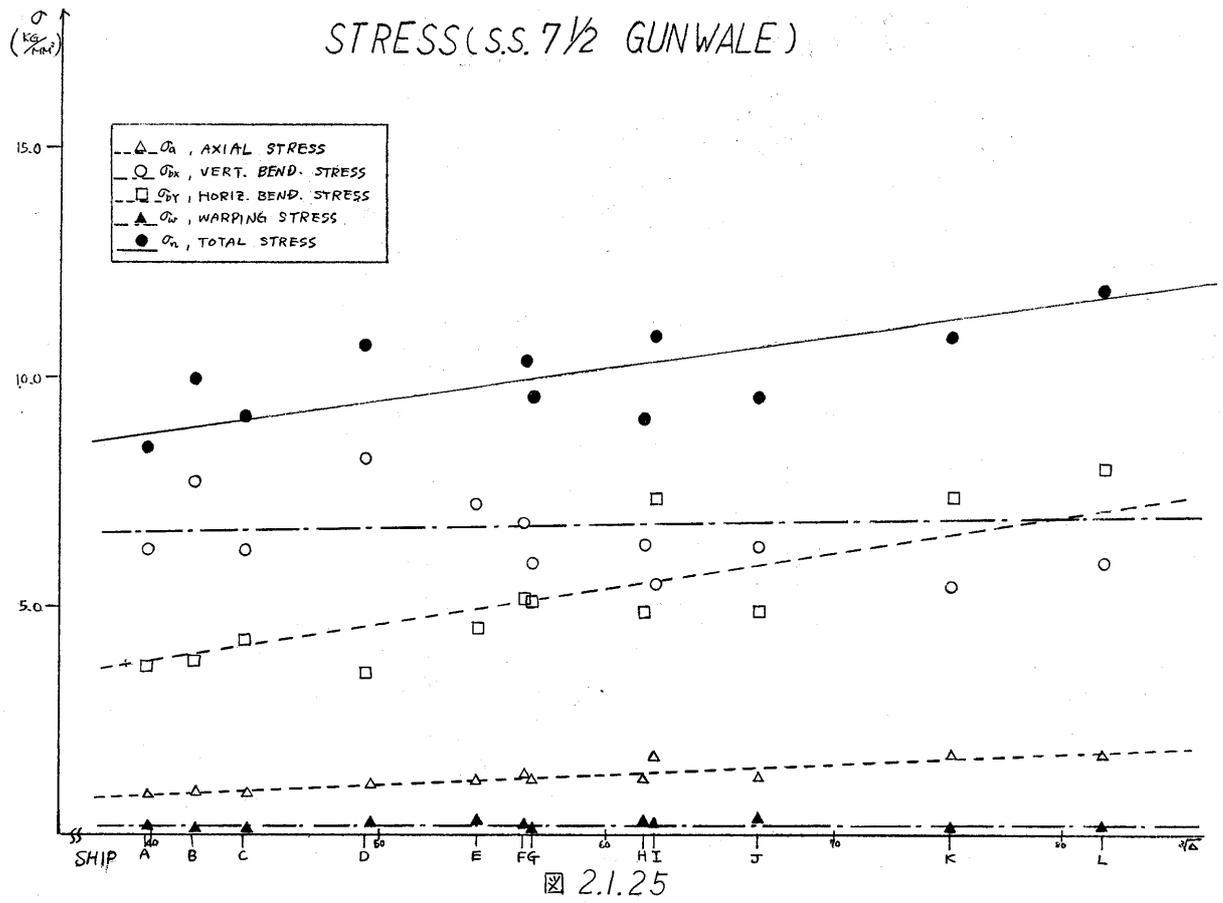












TOTAL STRESS (S.S. 2 1/2)

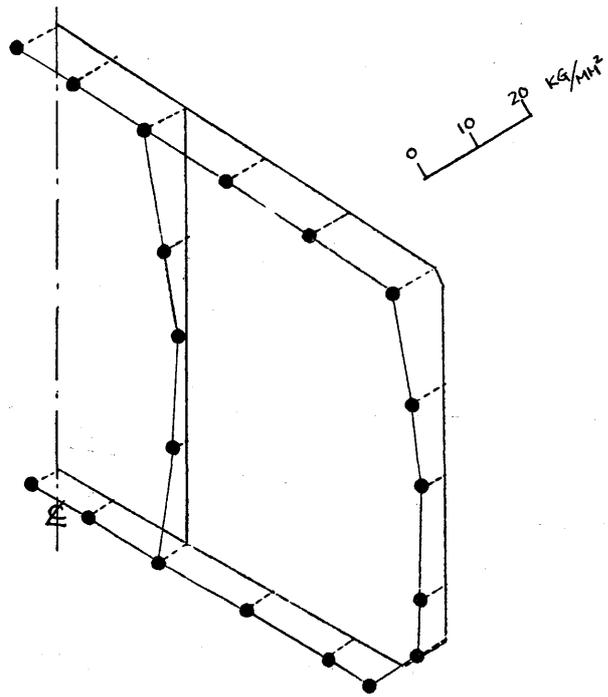


図 2.1.27

TOTAL STRESS (∞)

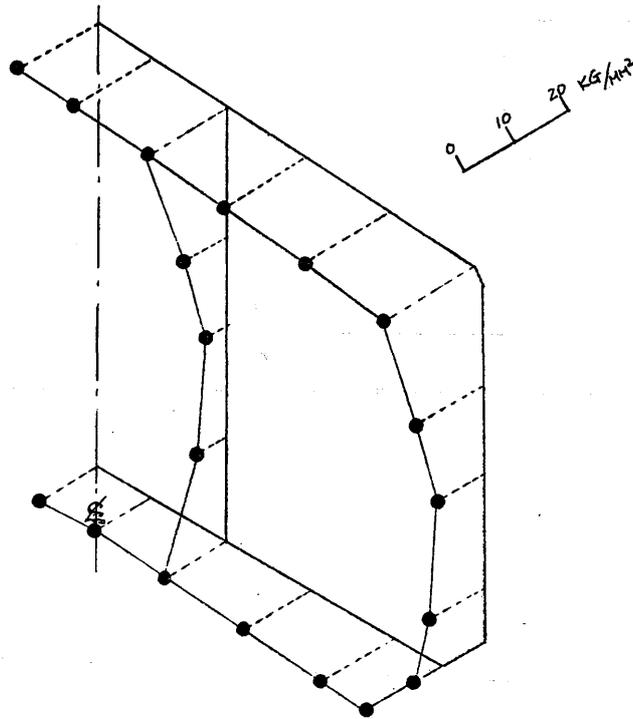
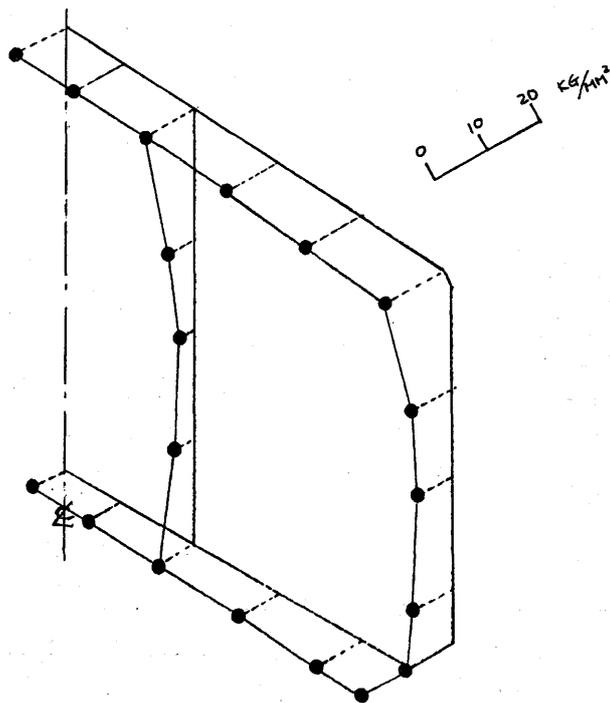


図 2.1.28

TOTAL STRESS (S.S. 7 1/2)



2.1.29

SHIP MOTION

(10⁴ PROBABILITY N. ATL., ALL HEADING)

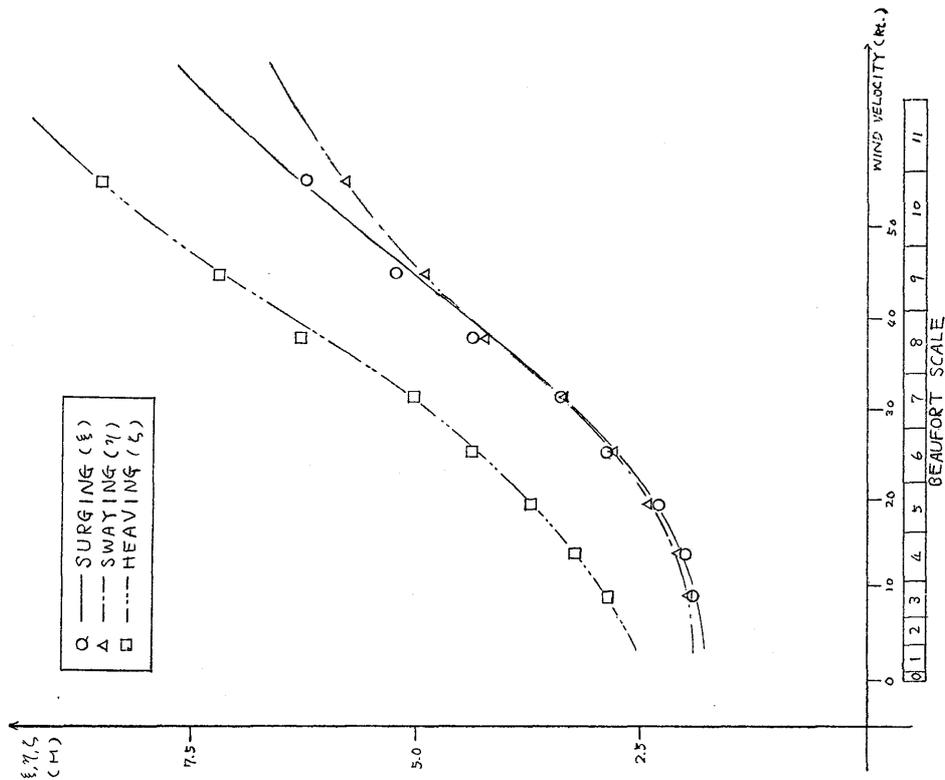


図 2.1.30

SHIP MOTION

(10⁴ PROBABILITY N. ATL., ALL HEADING)

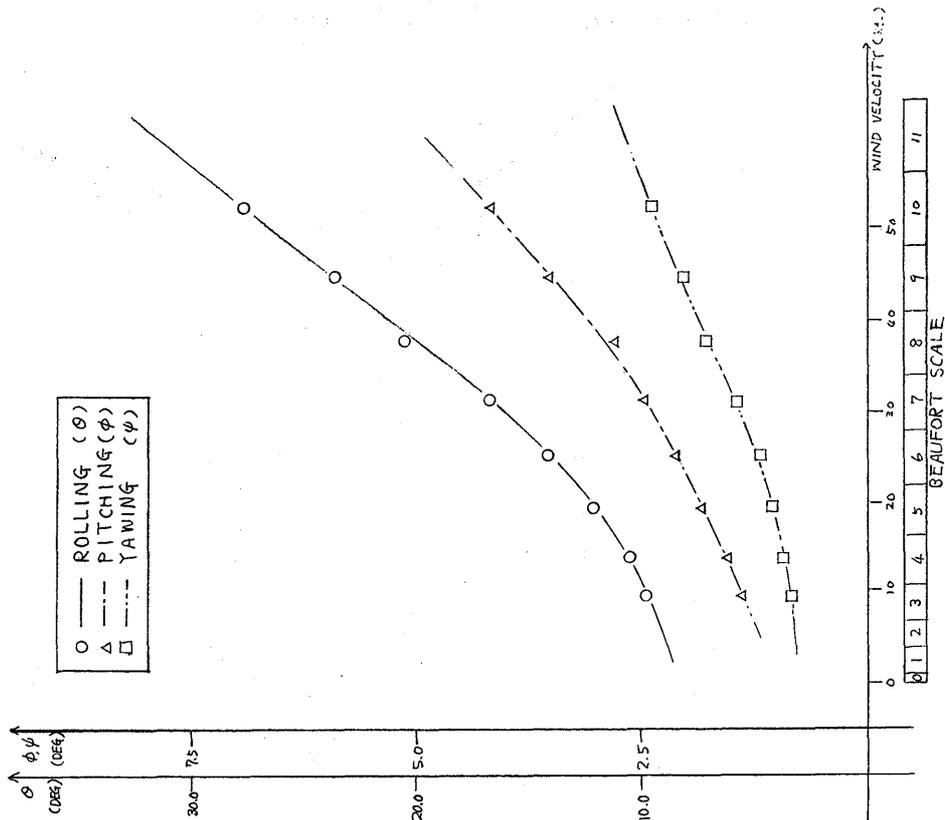


図 2.1.31

HORIZONTAL SHEARING FORCE

(10⁴ PROBABILITY N. ATL., ALL HEADING)

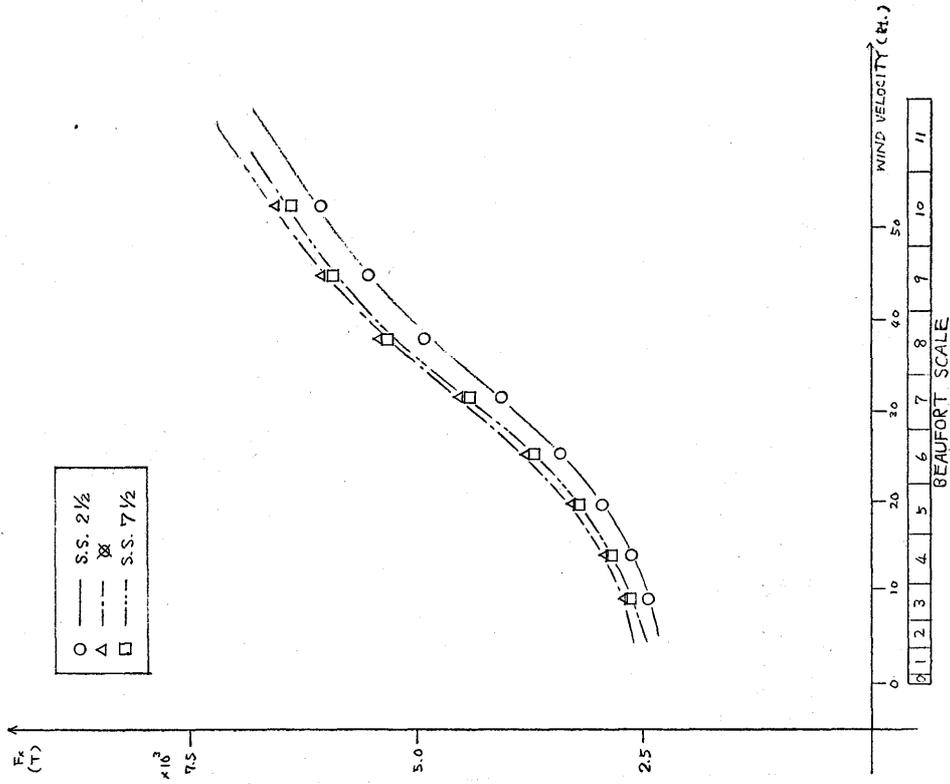


図 2.1.32

VERTICAL SHEARING FORCE

(10⁴ PROBABILITY N. ATL., ALL HEADING)

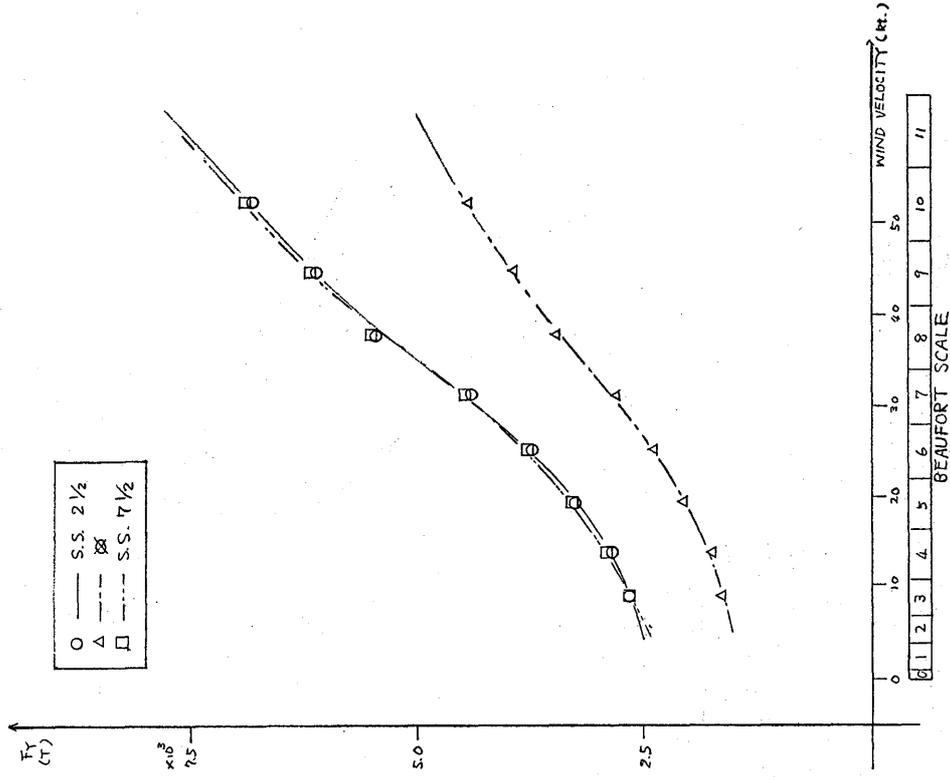
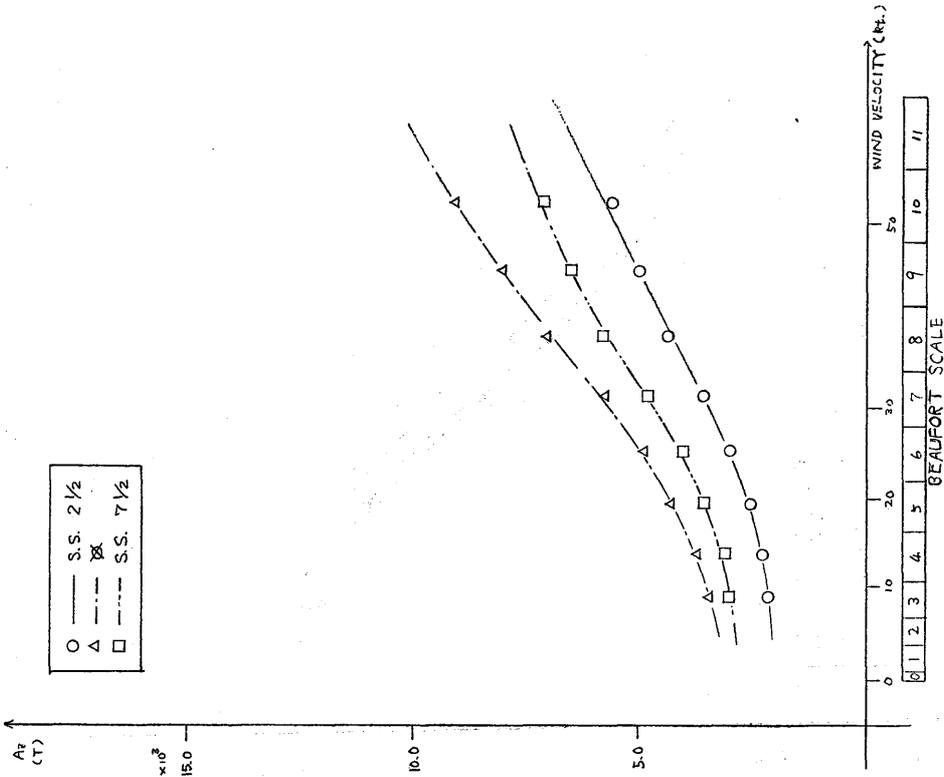


図 2.1.33

AXIAL FORCE

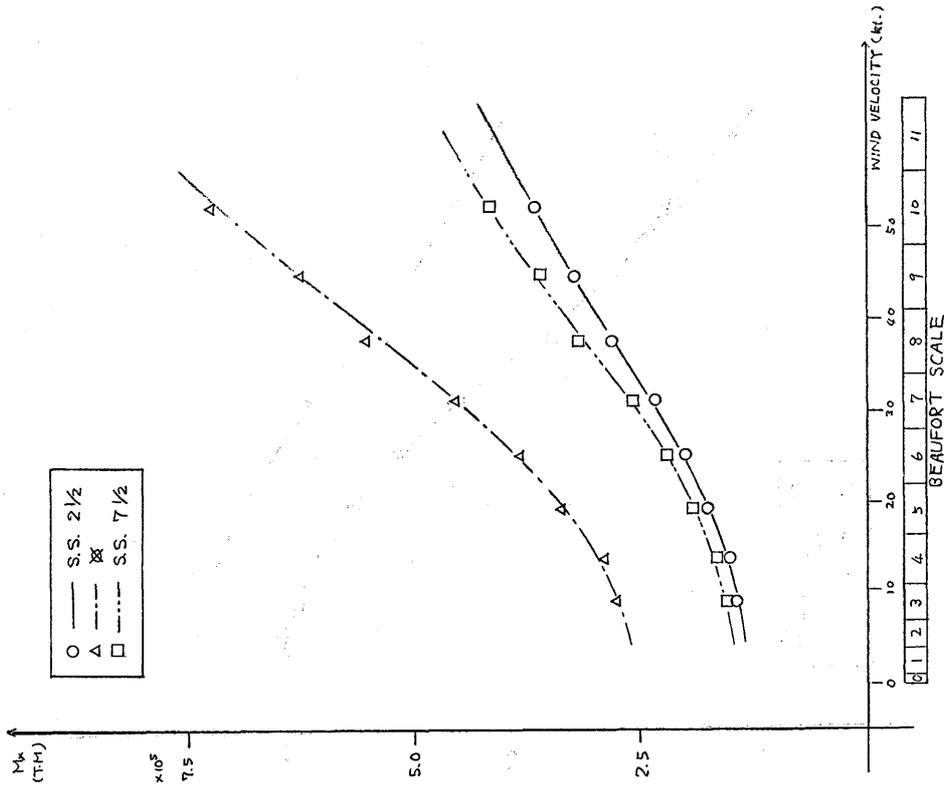
(10⁻⁴ PROBABILITY N. ATL. ALL HEADING)



2.1.34

VERTICAL BENDING MOMENT

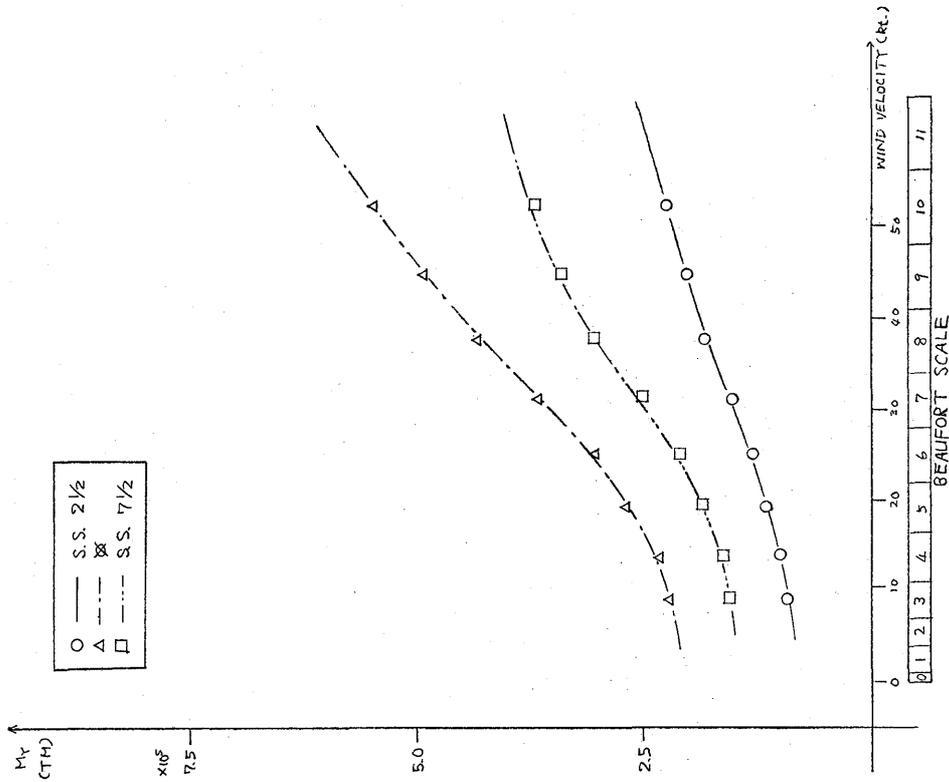
(10⁻⁴ PROBABILITY N. ATL. ALL HEADING)



2.1.35

HORIZONTAL BENDING MOMENT

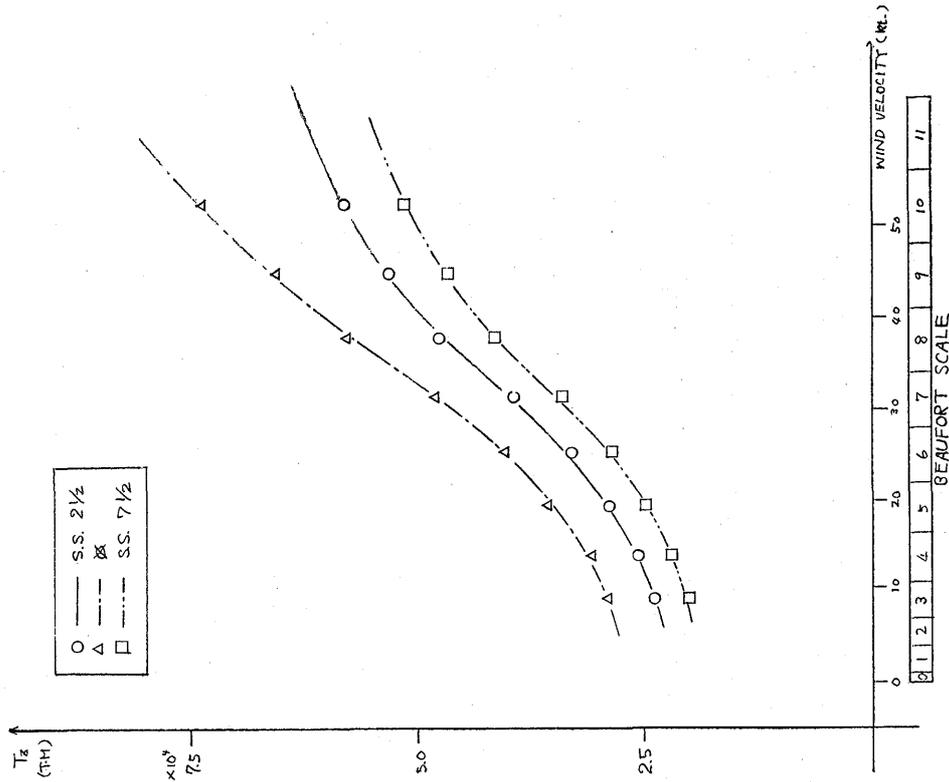
(10⁴-PROBABILITY N. ATL., ALL HEADING)



2.1.36

TORSIONAL MOMENT

(10⁴-PROBABILITY N. ATL., ALL HEADING)



2.1.37

TOTAL STRESS (σ)

(10^4 PROBABILITY N. ATL., ALL HEADING)

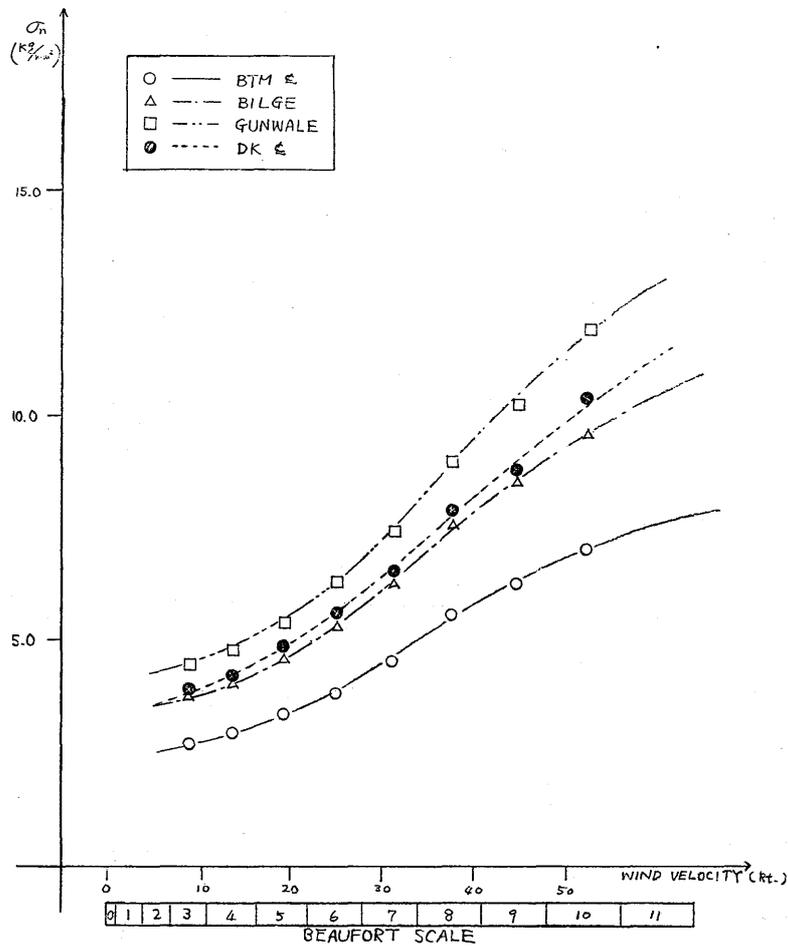


図 2.138

SHIP MOTION

(10⁻³ PROBABILITY N. ATL. WINTER, ALL HEADING)

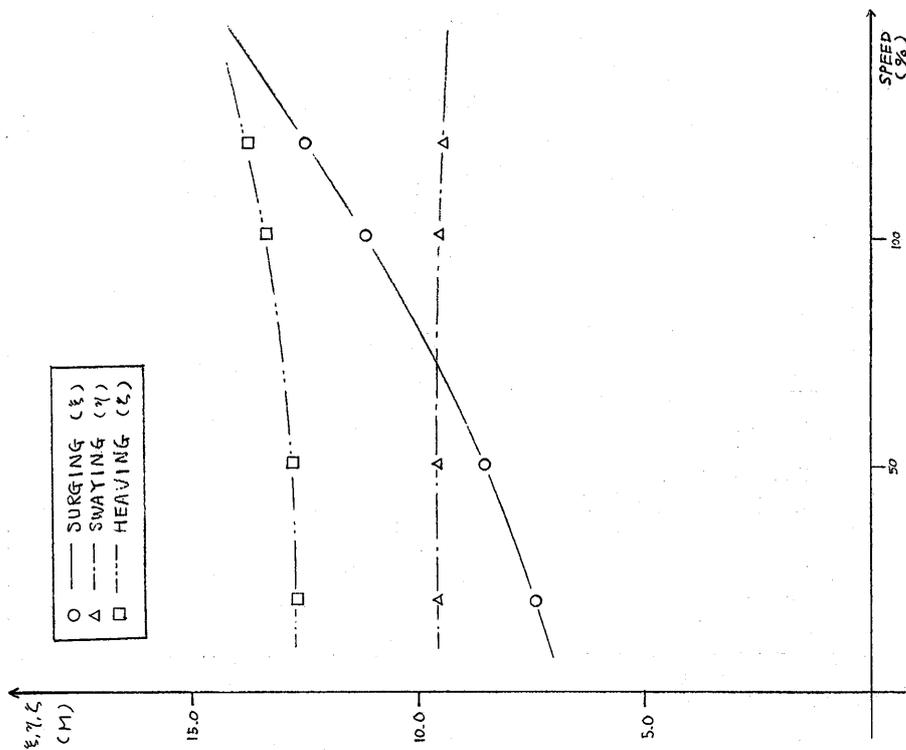


図 2.1.39

SHIP MOTION

(10⁻³ PROBABILITY N. ATL. WINTER, ALL HEADING)

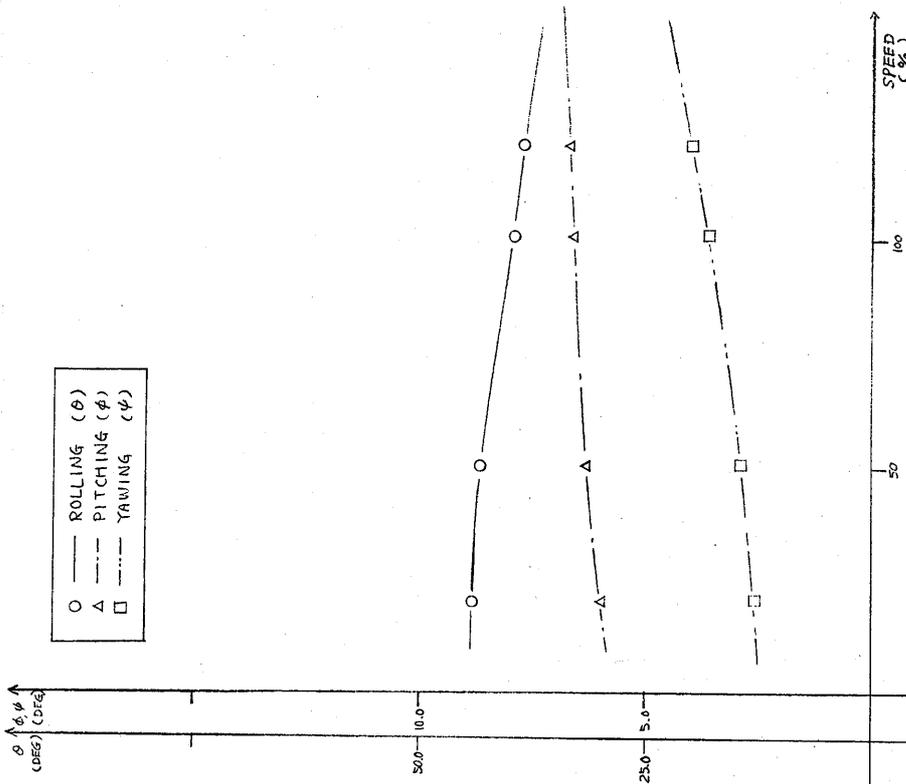
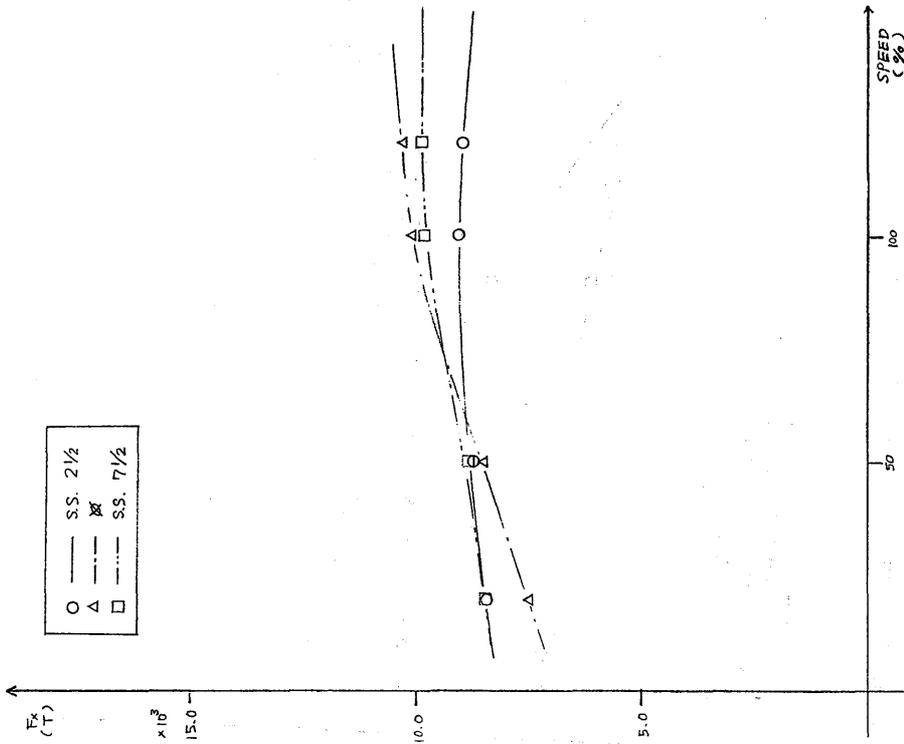


図 2.1.40

HORIZONTAL SHEARING FORCE

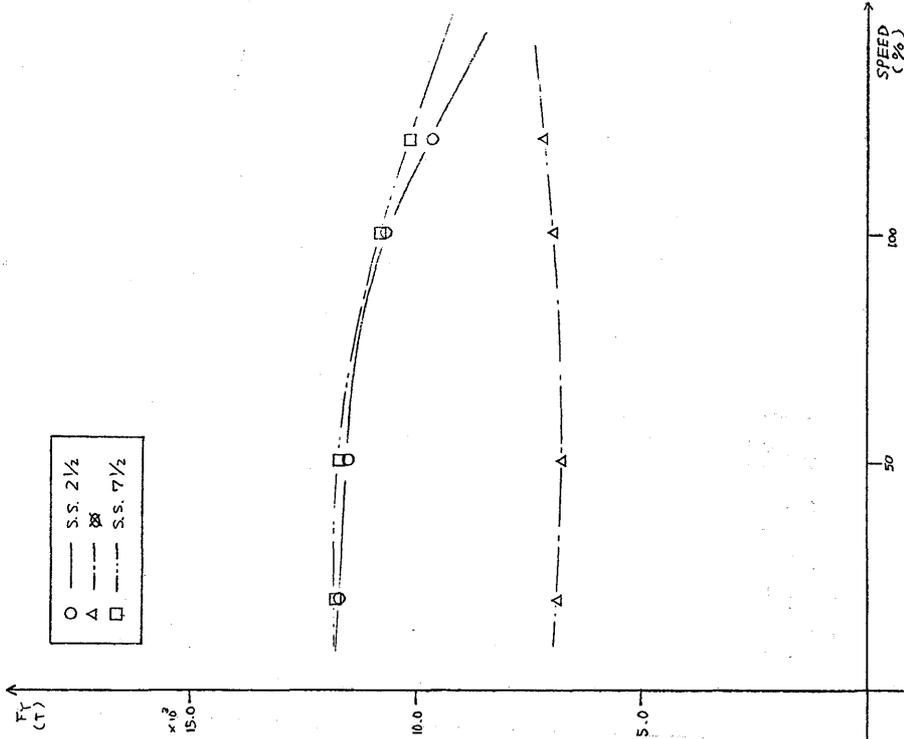
(10^{-8} PROBABILITY N.ATL. WINTER, ALL HEADING)



2.1.41

VERTICAL SHEARING FORCE

(10^{-8} PROBABILITY N.ATL. WINTER, ALL HEADING)



2.1.42

AXIAL FORCE

(10⁻⁸ PROBABILITY N.ATL. WINTER, ALL HEADING)

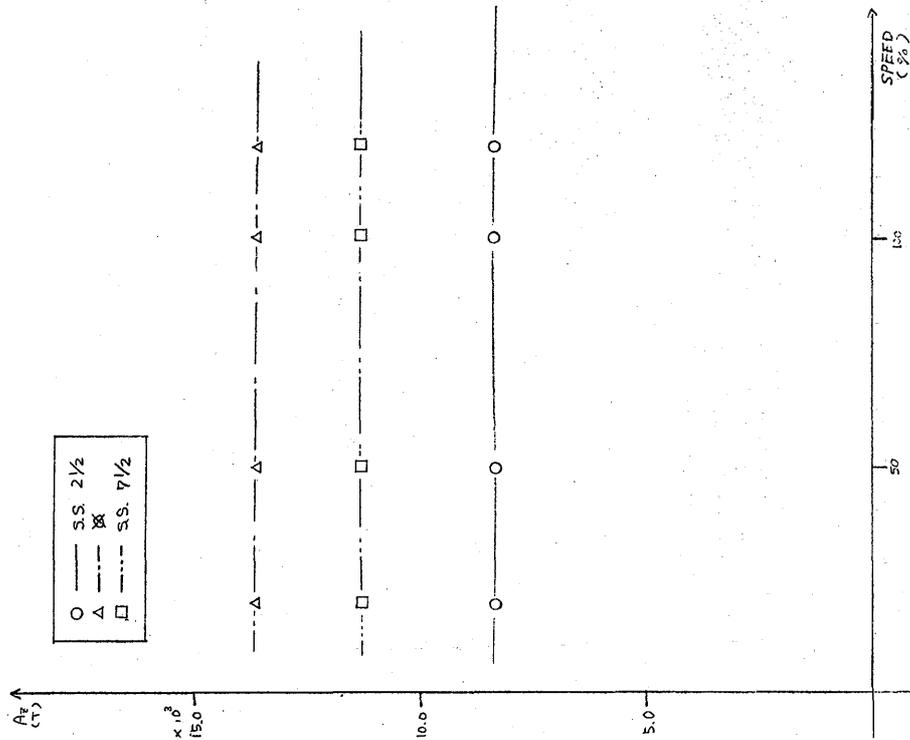


図 2.143

VERTICAL BENDING MOMENT

(10⁻⁸ PROBABILITY N.ATL. WINTER, ALL HEADING)

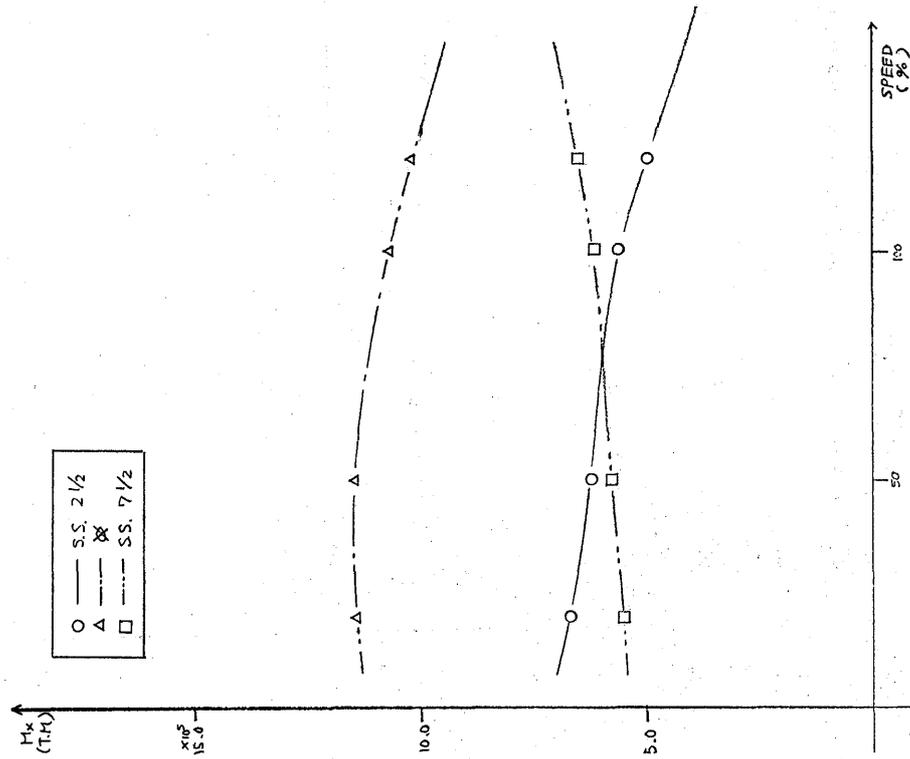


図 2.144

HORIZONTAL BENDING MOMENT

(10^{-8} PROBABILITY N. ATL. WINTER, ALL HEADING)

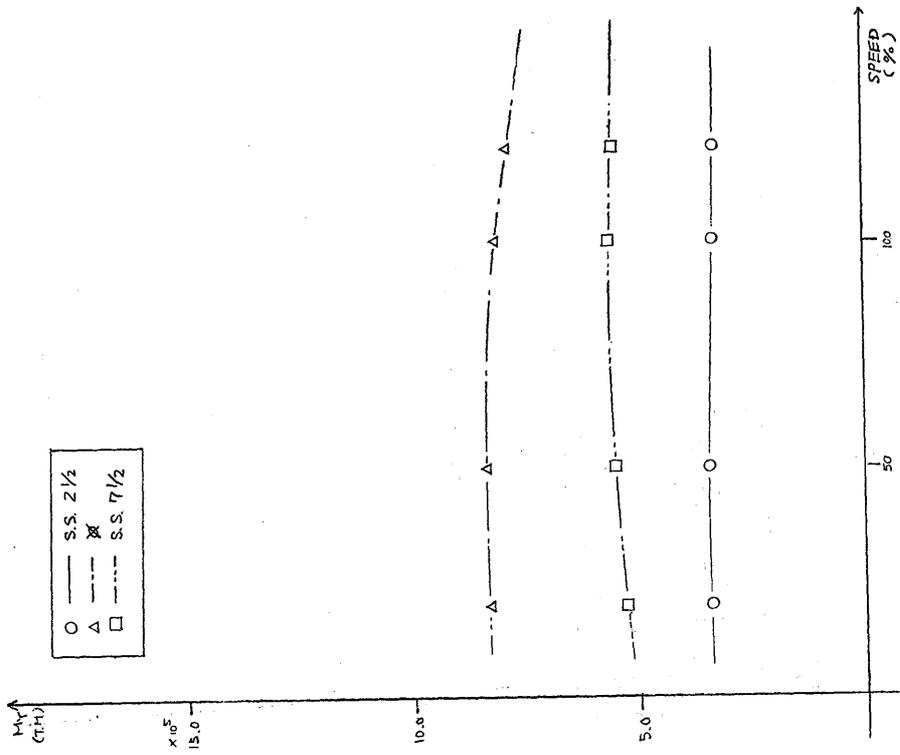


図 2.1.45

TORSIONAL MOMENT

(10^{-8} PROBABILITY N. ATL. WINTER, ALL HEADING)

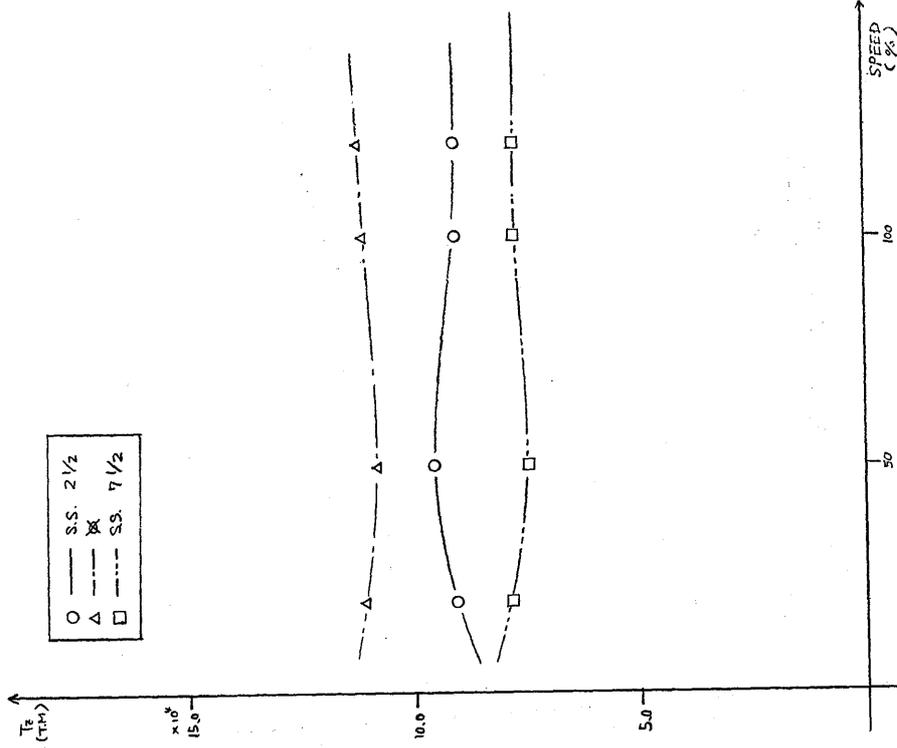


図 2.1.46

TOTAL STRESS (S.S. 2 1/2)

(10⁻⁸ PROBABILITY N. ATL. WINTER, ALL HEADING)

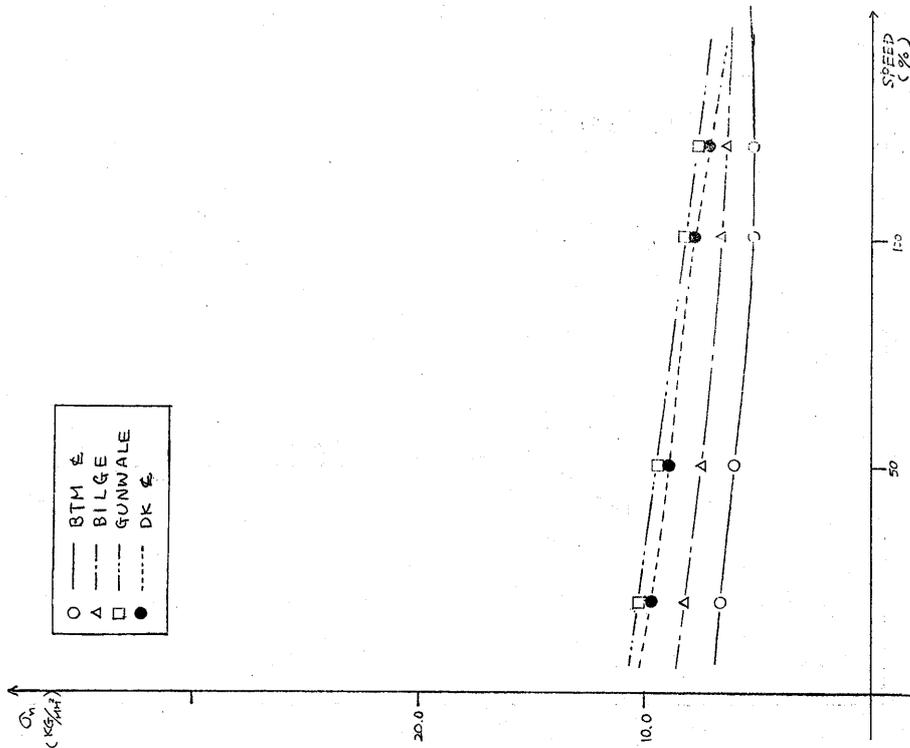


図 2.1.47

TOTAL STRESS (S.S. 2)

(10⁻⁸ PROBABILITY N. ATL. WINTER, ALL HEADING)

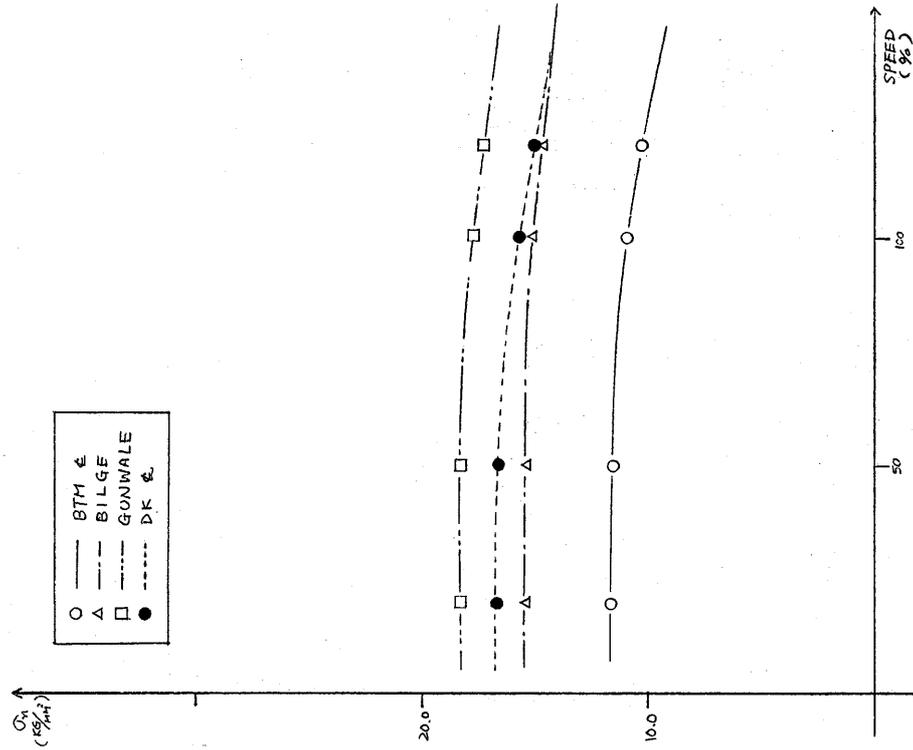
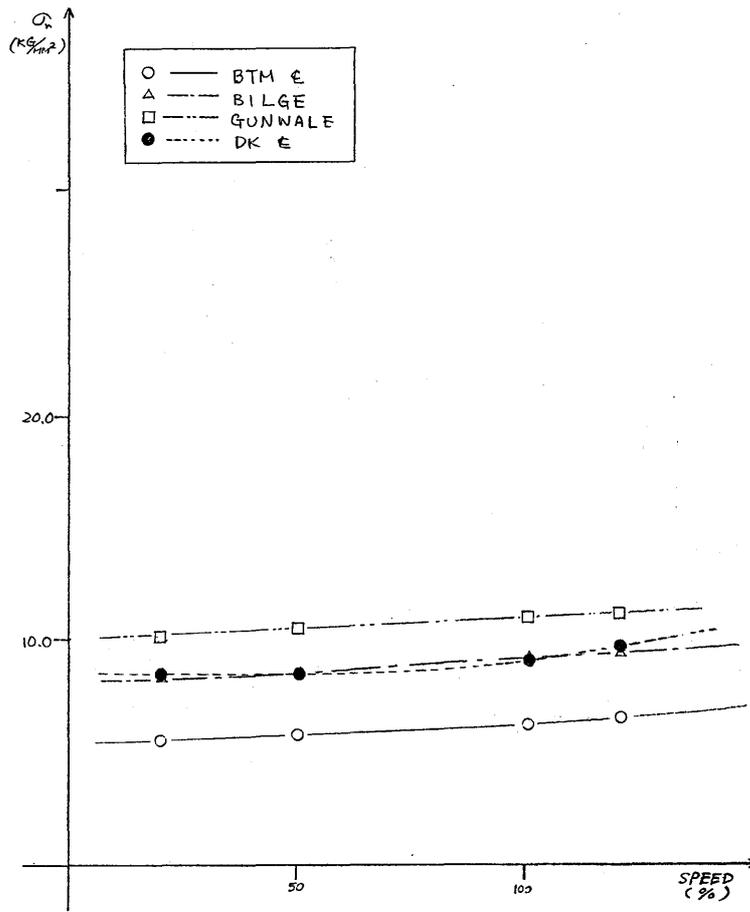


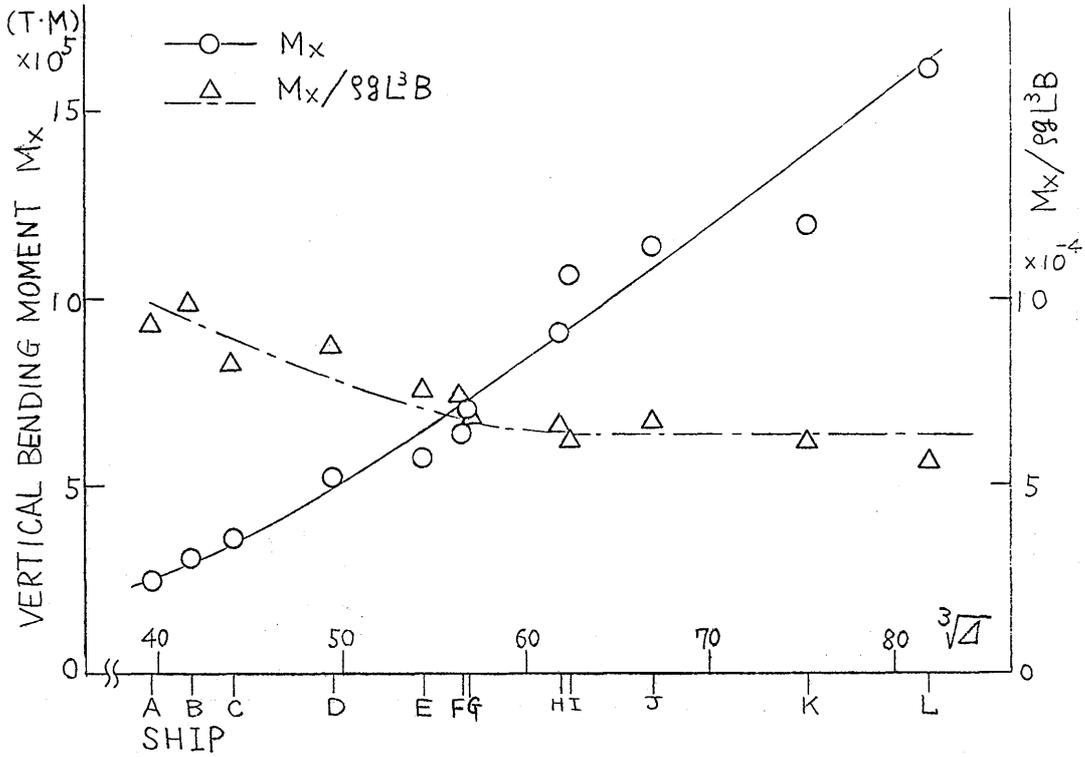
図 2.1.48

TOTAL STRESS (S.S. 7 1/2)

(10⁻⁸ PROBABILITY N. ATL. WINTER, ALL HEADING)



☒ 2.1.49



☒ 2.1.50

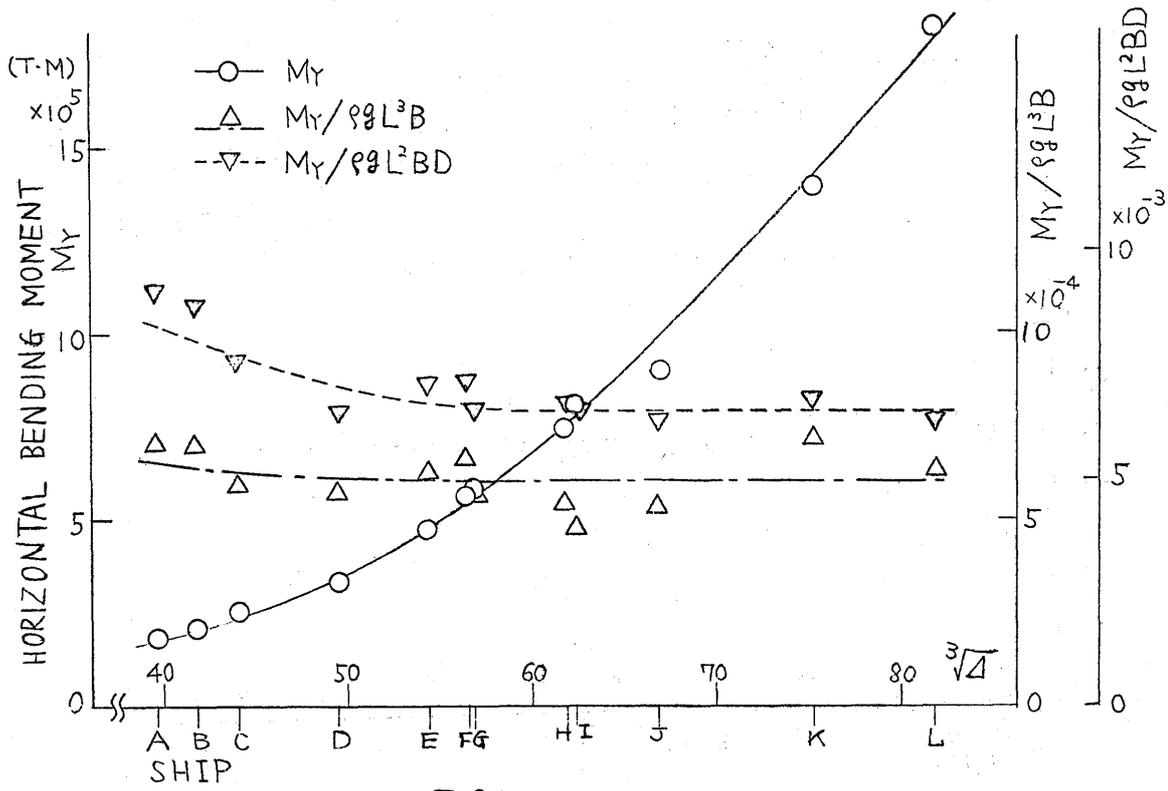


図 2.1.51

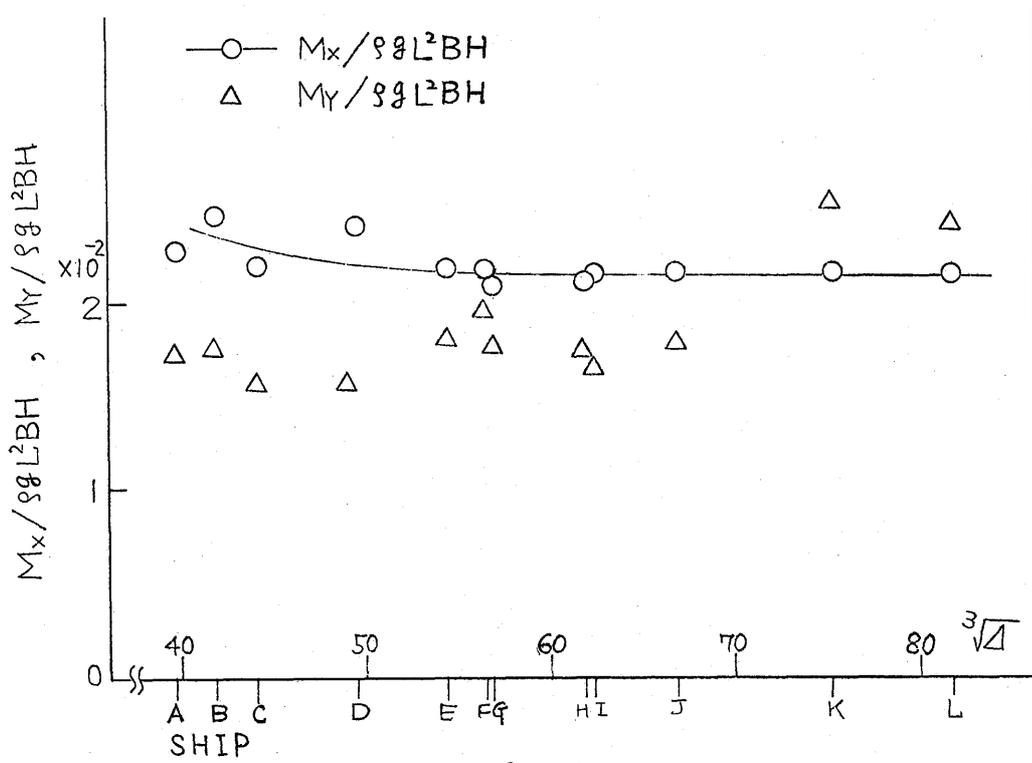
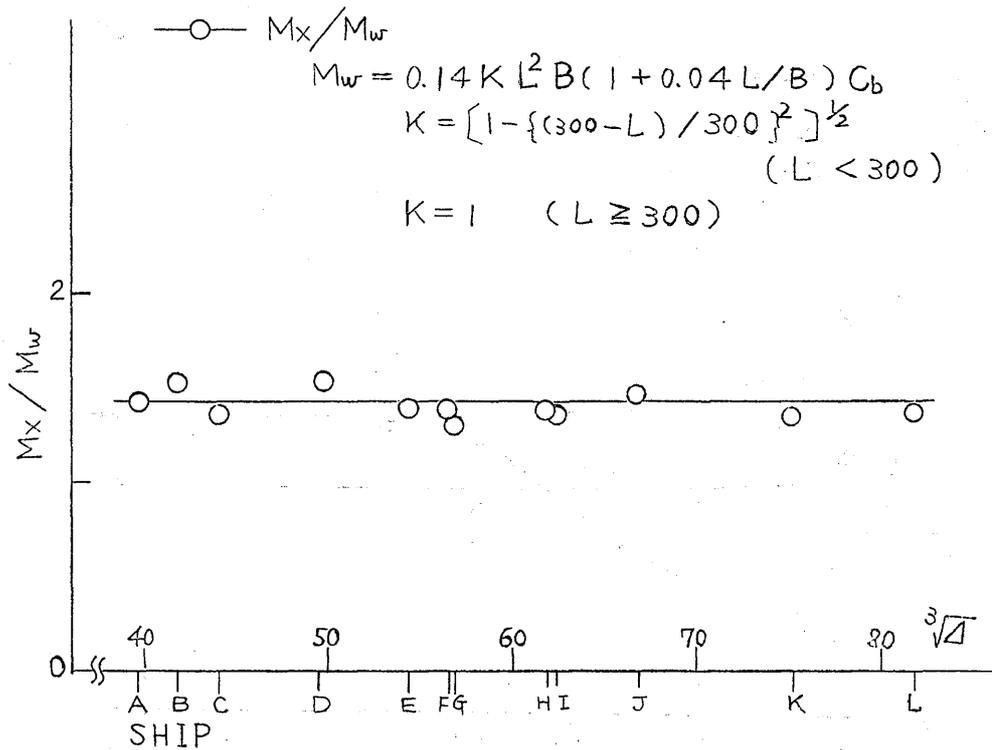


図 2.1.52



☒ 2.1.53

2.2 三菱のトータルシステムによるタンカーの縦応力計算結果とその評価

船体の強度検討を行なう場合、船体に働く波浪荷重を求めるためにストリップ法により規則波中の船体運動・波浪荷重を計算し波スペクトルを用いて線型重ね合せを行ない波浪の長期発現頻度を用いて船舶が航海中に受ける波浪荷重の長期予測値を推定する方法が各所で実用化されつつある。なかでも縦曲げモーメント・縦剪断力については十数年前より研究が進められ、かなり以前から船級協会の規定にも折り込まれて来ている。水平曲げモーメント・水平剪断力・振りモーメント・波浪変動水圧についても³⁾計算法が研究され多くの成果が近年発表されている。しかしながら精度よくこれら変動荷重を推定するためには水槽実験との照合による計算法の改良を必要とするため、これら波浪荷重は個々に計算されて来た。従つて波浪によつて誘起される応力の長期予測値を計算するには個々の波浪荷重の予測値を用いて応力成分を計算し、これを自乗和平方根等の方法で合成して求める便宜的方法によつて求めていた。もち論、規則波中の波浪荷重からそれぞれの応力成分を計算しこれを理論的に合成して規則波中の合成応力を求めこれらを波浪荷重の長期予測値を求めるのと同様線型重ね合せと統計手法により応力の長期予測を求めるべきであるが、上述のごとき便宜的方法によつてもあまり大きな誤りのない応力の予測値を求めることが出来れば設計の際には極めて有用である。幸い、SR131ではストリップ法による波浪荷重推定の精度向上が計られているので、ここでは上記のごとき便宜的方法により応力の長期予測値を求めた場合と理論的に求めた場合の差違を比較してみることにした。なお、以下では前者を従来の方法により求めた応力の長期予測値、後者をトータルシステムによる応力の長期予測値と呼ぶことにする。

2.2.1 タンカー縦強度計算トータルシステムの概要

本トータルシステムはタンカー船型用として開発されたものであり、次のような仮定を設けている。

- ① 前後揺による軸力は小さいと考えられるので無視する。
- ② 断面は閉じているのでワーピングによる直応力は小さいと考え無視する。

単位外力による断面各部の応力計算は薄肉断面梁の剪断曲げ理論及び Saint Venant の振り理論による。又、船体運動計算は三菱で開発された Ordinary-Strip-Method を用いて計算し波浪荷重もこれによる。

波浪外力の長期予測値を求めて応力解析を行なう従来の計算法と規則波中での合成応力を統計処理して長期予測値を求めるトータルシステムの計算法の比較を図 2.2.1 に示す。

本計算では短期予測に用いる波スペクトルは ISSC スペクトルにより、長期予測に当つては Walden による北大西洋のデータによることにした。

2.2.2 計算供試船型の主要目及び積付状態

三菱で建造された載荷重 21 万トン型タンカーを供試船として計算を行なつてみた。

表 2.2.1 に供試船の要目を、表 2.2.2 に船型パラメータを示す。ただし船体運動計算の際、Lewis Form で近似するため原船型より多少異つているが、船体運動・波浪荷重計算結果に現れる誤差は無視してよい程度のものである。

図 2.2.2 に計算に用いた供試船の積付状態を示す。参考の為 Ballast Condition も示すが、

今回は Loaded Condition のみについて計算を行なった。

図 2.2.3 に中央断面皮材の寸法を示す。なお節点間で部材寸法が変化している個所については適当な平均値で置き換えることにした。

2.2.3 船体運動及び波浪変動荷重計算結果

理論計算によつて船体運動を推定する際に最も重要で大きな誤差の原因となるのは横揺減衰抵抗であるが本計算では模型船の自由横揺実験より得られた N 係数を用いることにした。

従つて各モードの船体運動計算結果は実験結果ともよく一致していることを確認している。

図 2.2.4 ～図 2.2.5 に縦運動すなわち Heaving と Pitching の計算結果を示す。

また図 2.2.6 ～図 2.2.8 に横運動すなわち Swaying , Yawing と Rolling の計算結果を示す。

波方向角 2.5 度おきに計算は行なつているが図には 4.5 度おきの結果のみ示している。

なお波方向角は Following Wave が $\chi = 0^\circ$, Head Wave が $\chi = 180^\circ$ としている。船速はフルード数で 0.15 すなわち 16.07 Knot とした。本計算では Rolling について振幅に関する非線形影響も考慮しており波高に応じて船体運動の解は異なるが統計処理は線形重ね合せ法によるため基準の波高を 10 m として計算した結果を応答関数としている。

図 2.2.9 ～図 2.2.13 に規則波中を航走する船体各断面の縦剪断力の分布を、

図 2.2.14 ～図 2.2.18 に縦曲げモーメント、図 2.2.19 ～図 2.2.21 に水平剪断力、

図 2.2.22 ～図 2.2.24 に水平曲げモーメント、図 2.2.25 ～図 2.2.27 に振りモーメントの分布を示す。

2.2.4 単位外力によつて生じる断面各部の応力

本トータルシステムでは規則波中における船体横断面各部に生ずる応力を求めるため、あらかじめ単位の縦剪断力・縦曲げモーメント・水平剪断力・水平曲げモーメント・振りモーメントにより生じる応力を計算しておき、それぞれの波浪荷重が得られればただちに応力成分及び合成応力が得られるようにしている。

図 2.2.28 に剪断応力の正方向の流れを示し、単位縦剪断力による剪断応力の分布を

図 2.2.29 に示す。船底中心線上に原点を採り船幅方向に Y 軸、垂直上向きに Z 軸を採り $Y \cdot Z$ 軸に直交して手前に X 軸を採る。応力は X 軸方向に正として記入している。ここで Z - Shear Force は縦剪力、 Y - Shear Force は水平剪断力と対応している。図 2.2.30 に単位水平剪断力による剪断応力の分布を示す。

次に曲げモーメントによる直応力であるが単位縦曲げモーメントによる直応力の分布を

図 2.2.31 にまた単位水平曲げモーメントによる直応力の分布を図 2.2.32 に示す。曲げモーメントについて、 Z - Bending Moment は縦曲げモーメント、 Y - Bending Moment は水平曲げモーメントと対応している。

最後に単位振りモーメントによる剪断応力の分布を図 2.2.33 に示す。

2.2.5 規則波中における変動応力

以上で得られた規則波中における変動荷重と単位荷重による断面各部の応力値を掛け合せ合成することにより規則波中を一方向に航走する船体の断面各部に生じる変動応力の振巾と波と

の位相ずれが得られる。2.2.3でも述べたように波高は10mである。

図2.2.34～図2.2.38に船体中央断面における規則波中直応力の振幅の分布を示す。波方向角0度及び180度すなわちFollowing Wave, Head Wave中においては船体中心線に関して対称な分布となるがそれ以外の斜波中においては非対称となり特に波方向角135度すなわちBow Wave中においてはBilge部とGunwale部に変動応力の高い部分が現れる。

図2.2.39～図2.2.43にS.S.3における規則波中剪断応力の振幅の分布を示す。また図2.2.44～図2.2.48にS.S.7における規則波中剪断応力の振幅の分布を示す。いずれも波長船長比は1の場合について示した。

2.2.6 長期予測計算結果

規則波中における変動荷重や変動応力の応答関数と海象データを用いてトータルシステム及び従来の方法による変動応力の長期予測値を求めた。

まず、図2.2.49～図2.2.53に変動荷重の長期予測計算結果を示す。それぞれの荷重は船の長さ、幅、海水の比重で無次元化して縦軸に累積確率の対数を横軸に表わしている。

図2.2.54～図2.2.57に船体中央断面における曲げ応力の長期予測値を示す。船体中心線上では水平曲げモーメントによる応力は零であるから荷重の 10^{-8} 期待値に相当する応力はこれと一致するのが当然で図2.2.54, 図2.2.55に示すようになる。Bilge部 Gunwale部においては両者に若干の差がある。

図2.2.58～図2.2.61にS.S.3断面及びS.S.7断面における剪断応力の長期予測値を示す。曲げモーメントによる直応力と同様両者には若干の差がある。

以上の計算結果より今回の計算に用いたタンカー船型では応力の長期予測値はトータルシステムによつて得た値と従来の方法による値では多少の差はあるが従来の方法でもかなり良い近似値を得ることを示している。しかしこの結果だけから両者間の定性的な関係までは判断し難く、今後更に対象船を変えて計算を行ないこれらの検討と従来の便宜的な方法の適用可能範囲について研究されることを期待したい。

図中で用いた記号を下に列記する。

B, B ₀	: 船の幅	K · h _A	: 最大波傾斜	Z _A	: heaving 振幅
d	: 船の断面の吃水	L	: 船の長さ	θ _A	: pitching 振幅
d ₀	: 船の吃水 ()	M	: 曲げ(捩り)モーメント	φ _A	: yawing 振幅
F	: 剪断力	Q	: 長期累積確率	φ _A	: rolling 振幅
F _n	: フルード数	S	: 船の断面積	α	: 波方向角
g	: 重力加速度	S ₀	: 船の断面積 ()	λ	: 波長
h _A	: 波振幅	y _A	: swaying 振幅	ρ	: 海水の比重
H _w	: 波高	y _w	: 船の断面の幅		

参考文献

- 1) 福 田 淳 一
“規則波中の船の縦曲げモーメント”；造船協会論文集，才111号，1961
- 2) 福 田 淳 一
“規則波中の船の縦曲げモーメント(続)”；造船協会論文集，才112号，1962
- 3) 永 元 隆 一，小 沼 守，飯 塚 正文，青 木 正 生，高 橋 雄
“波浪中で船体を受ける横剪断力，横曲げモーメントおよび振りモーメントの計算”；
日本造船学会論文集，才132号，1972
- 4) 田 才 福 造
“An Approximate Calculation of Hydrodynamic Pressure on
the Midship Section Contour of a Ship Heaving and Pitching
in Regular Head Waves”；九大応力研英文報告，VoI, XIV, No. 48, 1966
- 5) 田 才 福 造
“Beam Sea Condition における船体に働く変動圧力”；西部造船会々報，才35号，
1968
- 6) 福 田 淳 一，永 元 隆 一，小 沼 守，高 橋 実
“波浪中の船体運動と船体表面に働く変動水圧及び横強度に関する理論計算”；日本造
船学会論文集，才129号，1971

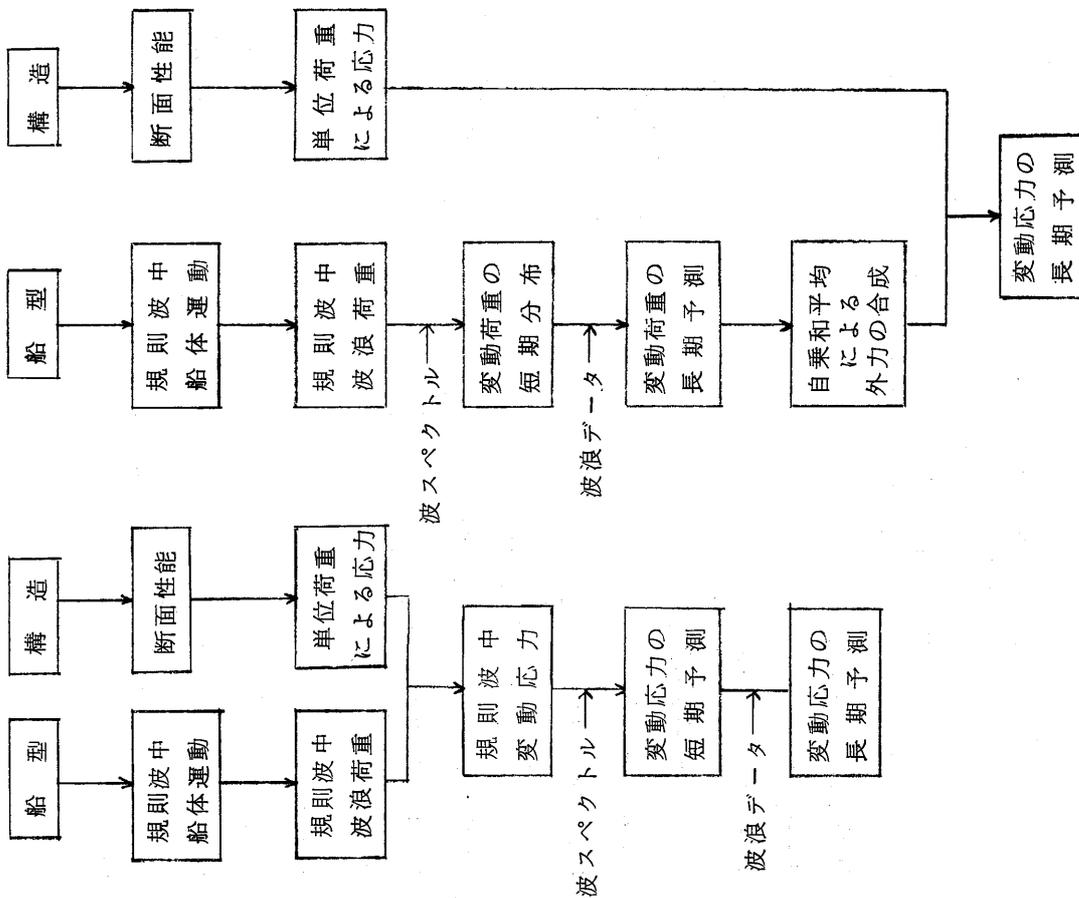
表 2.2.2 Breadth, Draught and Sectional Area

S.S.	$2y/B_0$	d/d_0	s/s_0
A.P.	0.173	0.194	0.016
1/2	0.509	1.000	0.240
1	0.755	1.000	0.518
1-1/2	0.911	1.000	0.735
2	0.987	1.000	0.884
2-1/2	1.000	1.000	0.967
3	1.000	1.000	0.996
3-1/2	1.000	1.000	1.000
4	1.000	1.000	1.000
4-1/2	1.000	1.000	1.000
5	1.000	1.000	1.000
5-1/2	1.000	1.000	1.000
6	1.000	1.000	1.000
6-1/2	1.000	1.000	1.000
7	1.000	1.000	1.000
7-1/2	1.000	1.000	1.000
8	1.000	1.000	1.000
8-1/2	1.000	1.000	0.999
9	0.954	1.000	0.935
9-1/2	0.730	1.000	0.696
F.P.	0.017	1.000	0.161

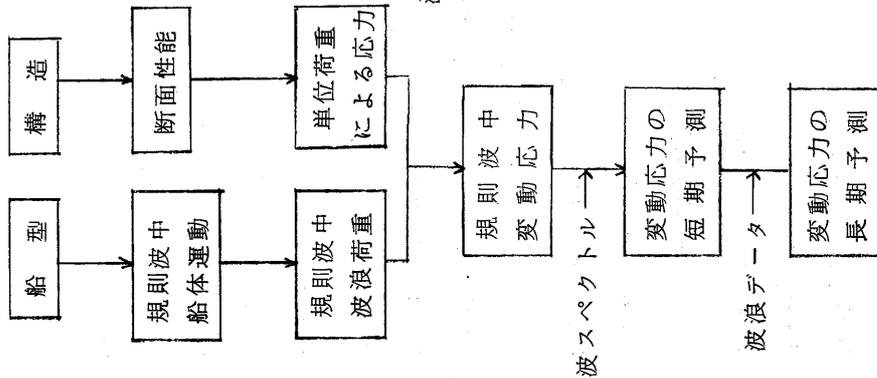
表 2.2.1 Main Particulars of a Gigantic Oil Tanker

Length between Perpendiculars (L)	310.00 m
Breadth Moulded (B_0)	48.71 m
Depth Moulded (D)	24.50 m
Draught Moulded (d_0)	19.00 m
Displacement (W)	250,536 t
Block Coefficient (C_b)	0.8519
Midship Coefficient (C_m)	0.9947
Water Plane Area Coefficient (C_w)	0.9031
Centre of Gravity from Midship (X_G)	10.26 m
Centre of Gravity below Water Line (z_G)	5.47 m
Metacentric Radius (CM)	6.28 m
Longitudinal Gyradius (K_1)	0.2494L
Transverse Gyradius (K_t)	0.3231 B_0
Rolling Period (T_R)	14.0 sec

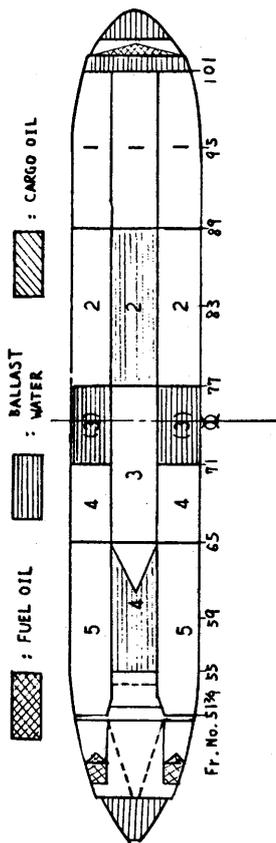
従来の方法



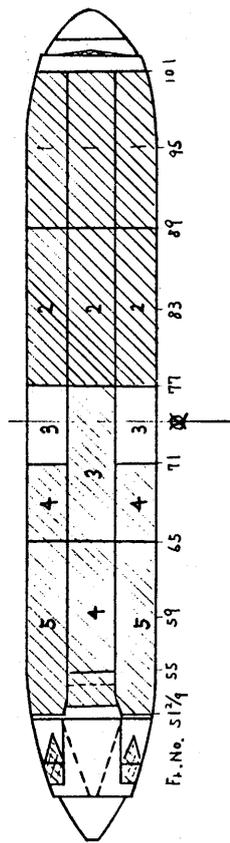
トータルシステムによる方法



Ballast Condition

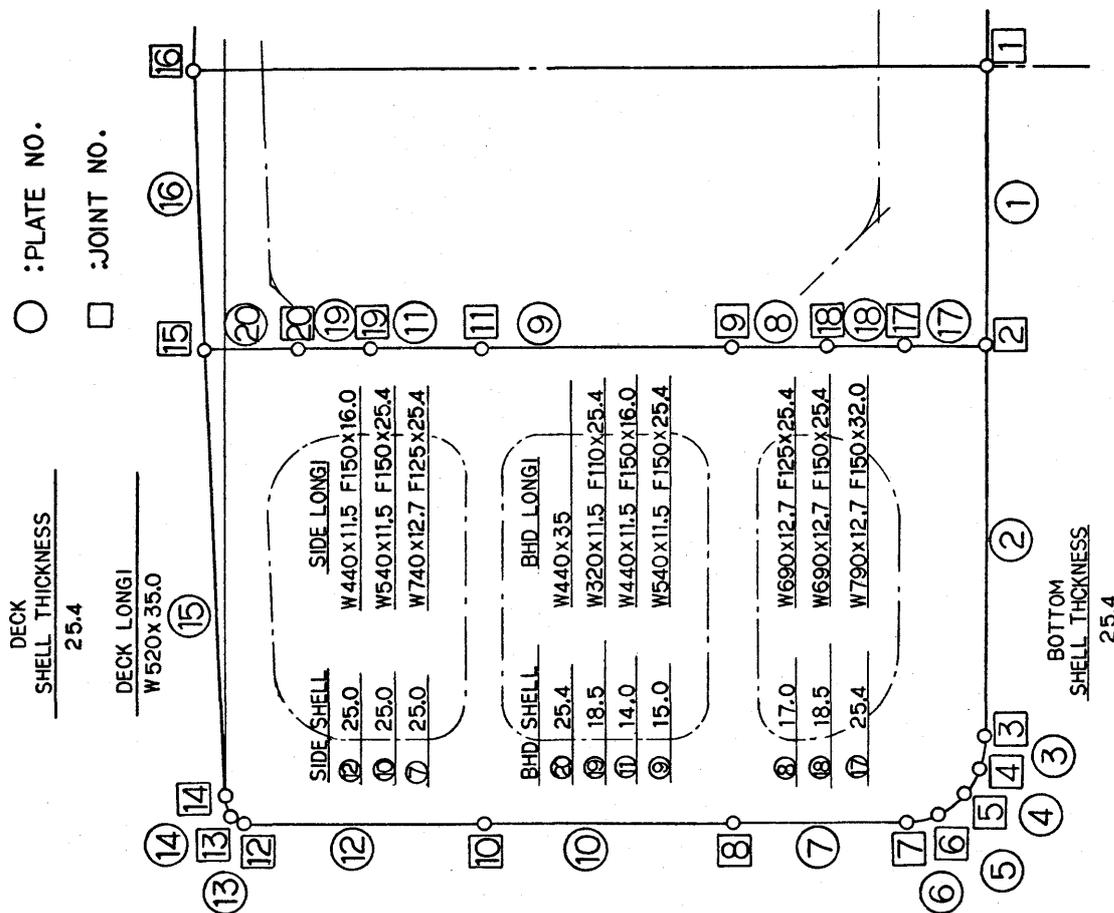


Loaded Condition

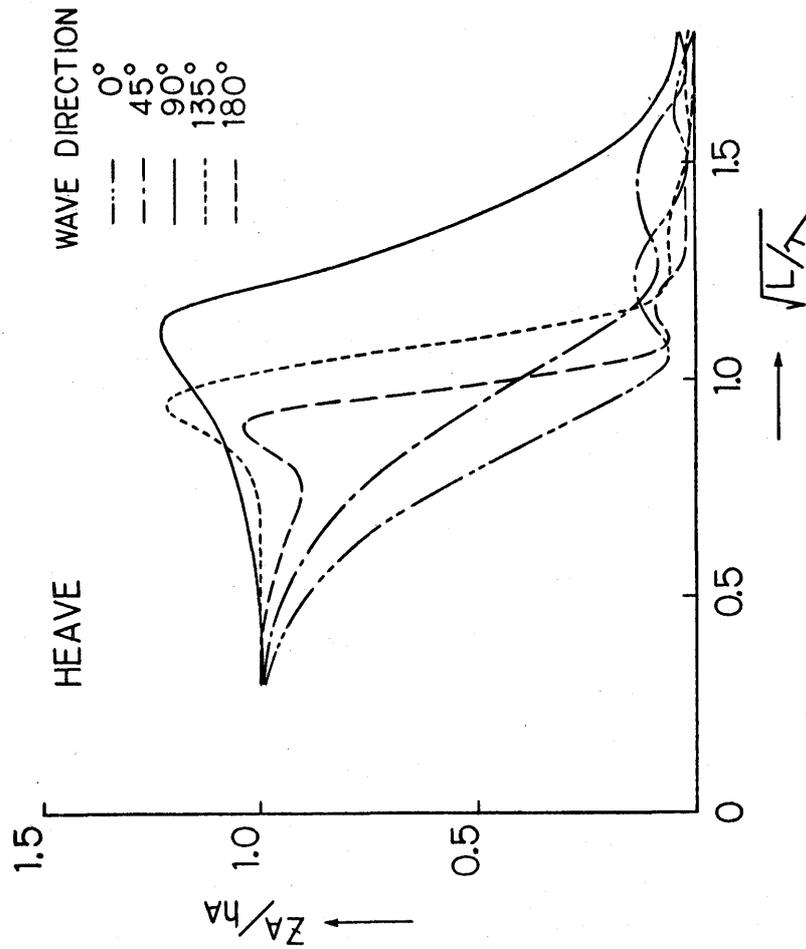


2.2.2 Condition of Loading

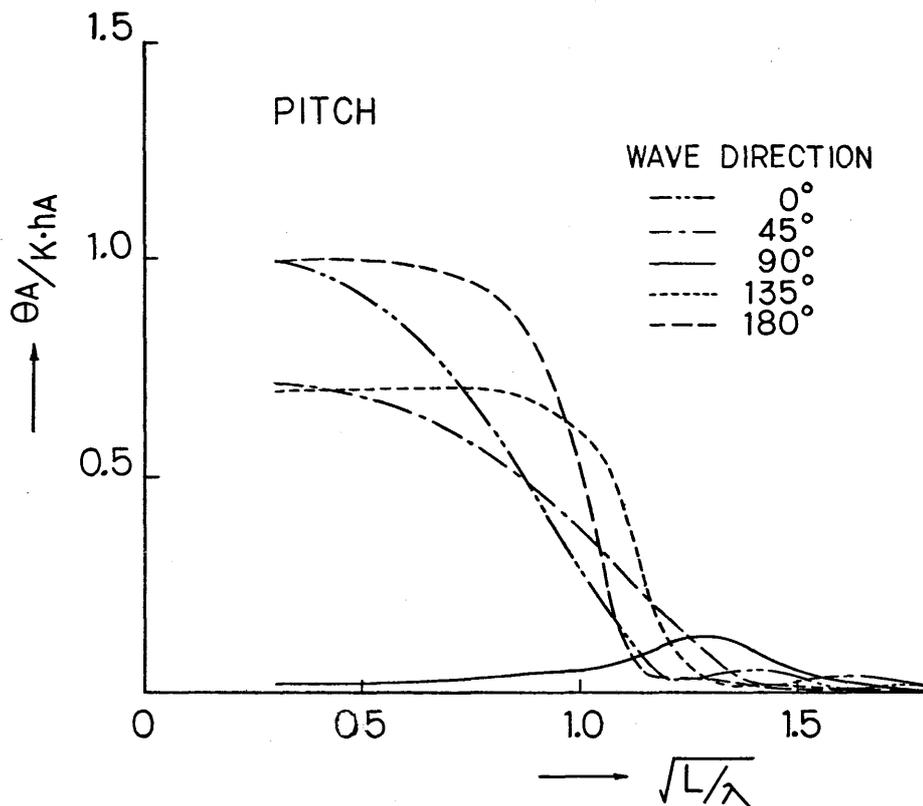
2.2.1 Flow Chart of Calculation



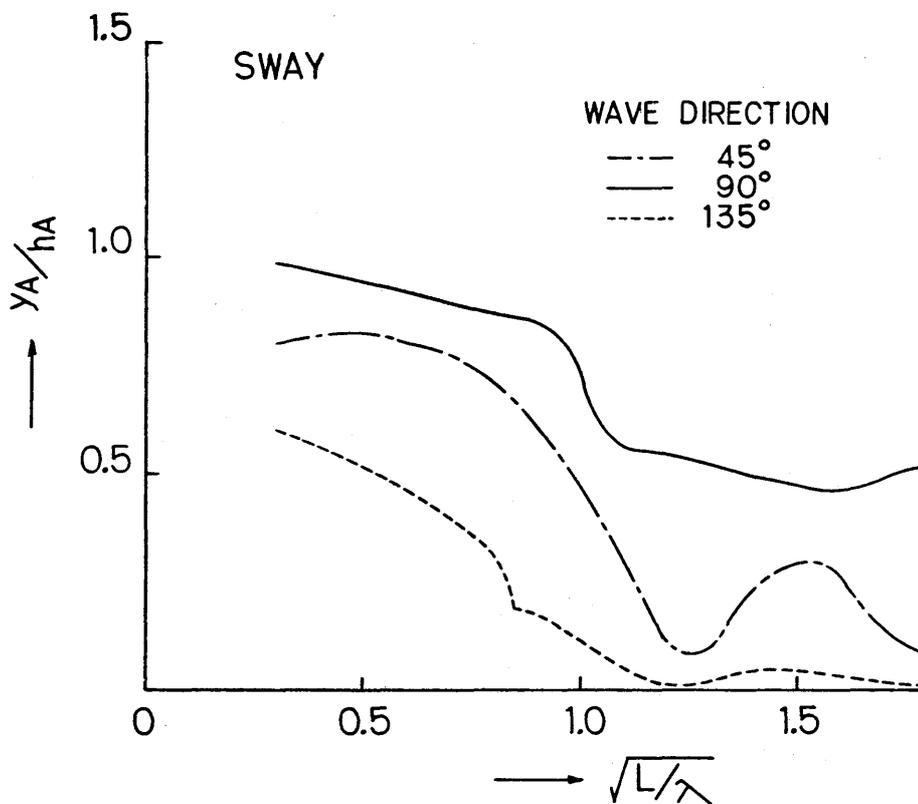
2-2-3 Midship Section



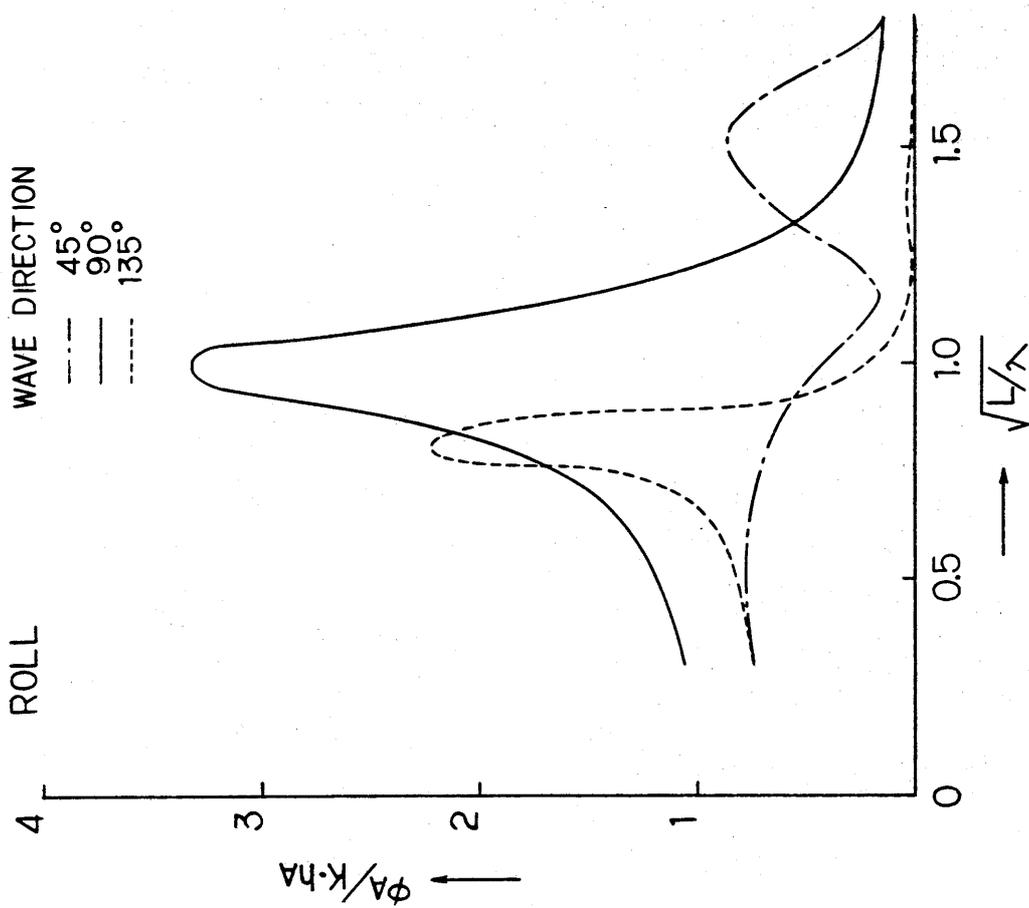
2-2-4 Ship Motion in Regular Waves



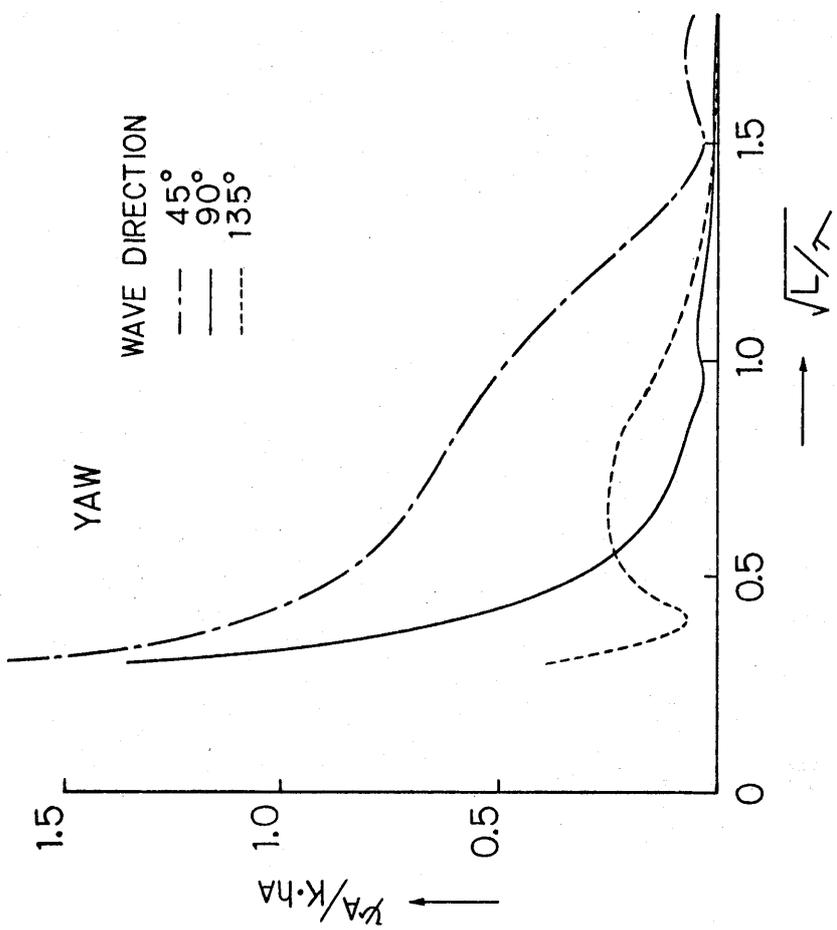
2.2.5 Ship Motion in Regular Waves



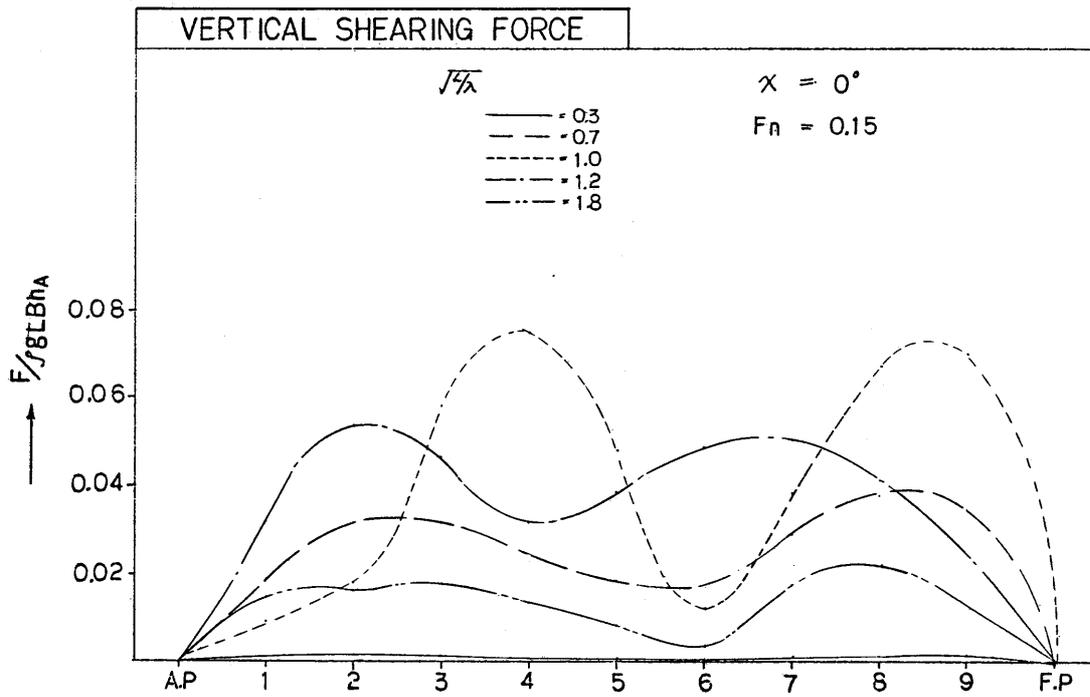
2.2.6 Ship Motion in Regular Waves



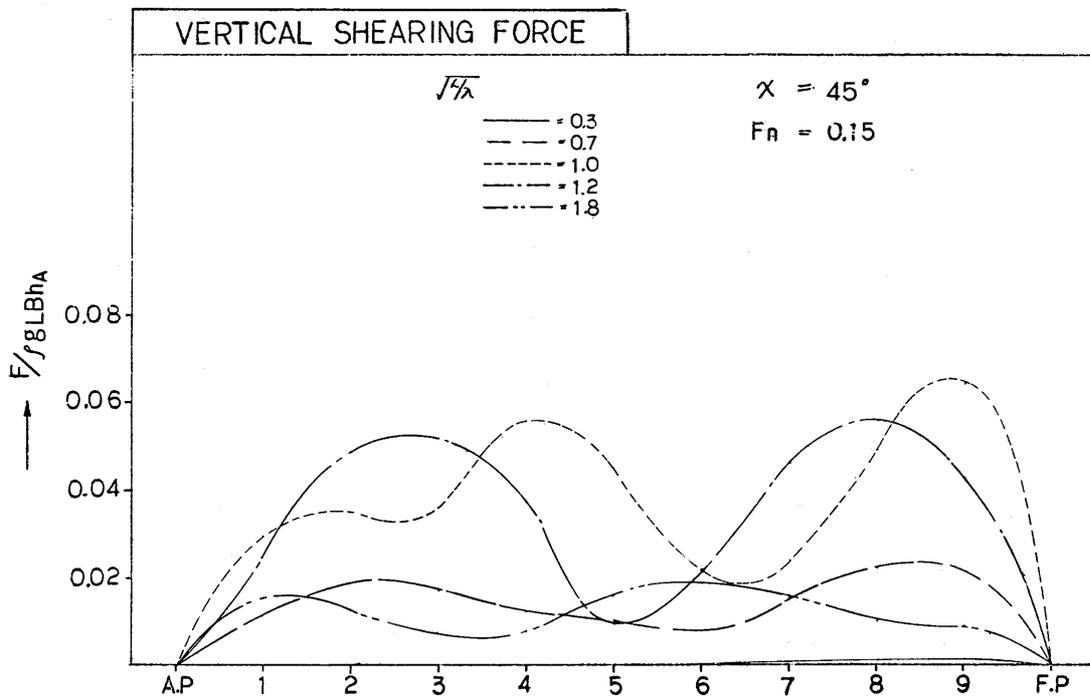
2.2.8 Ship Motion in Regular Waves



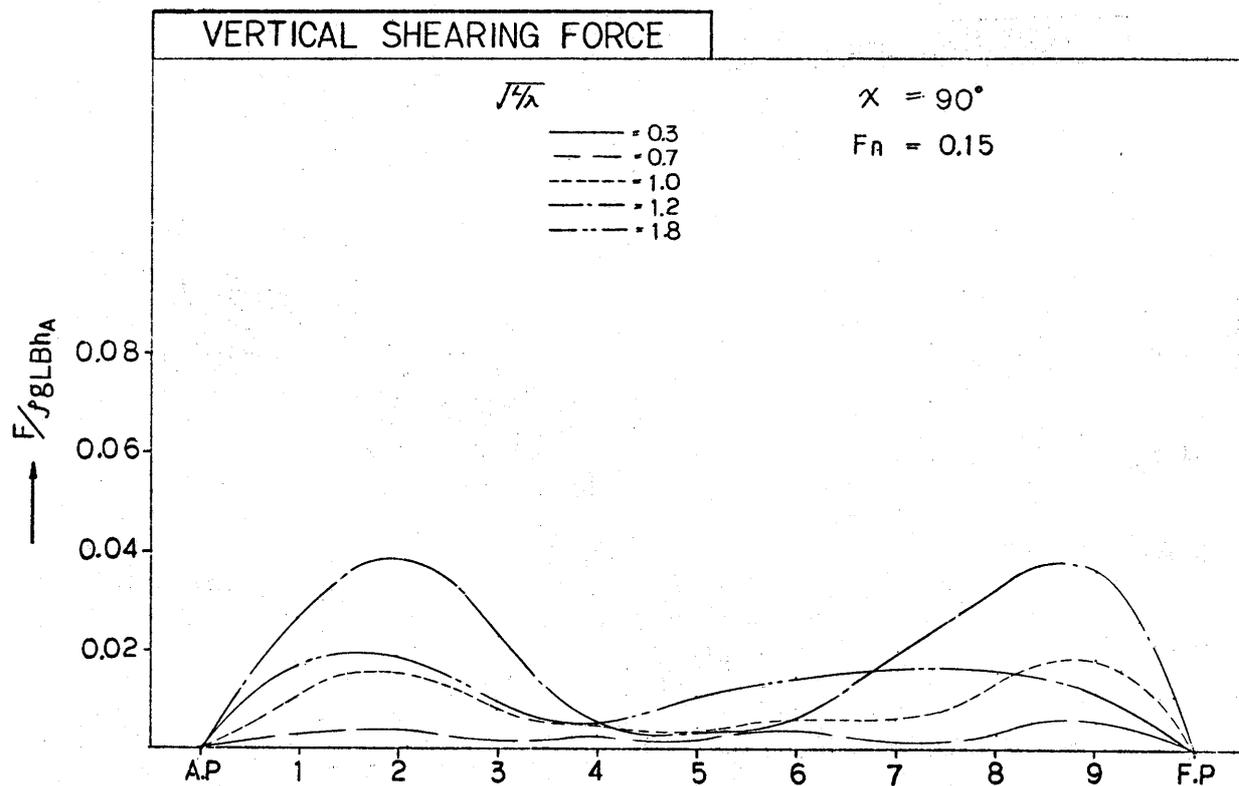
2.2.7 Ship Motion in Regular Waves



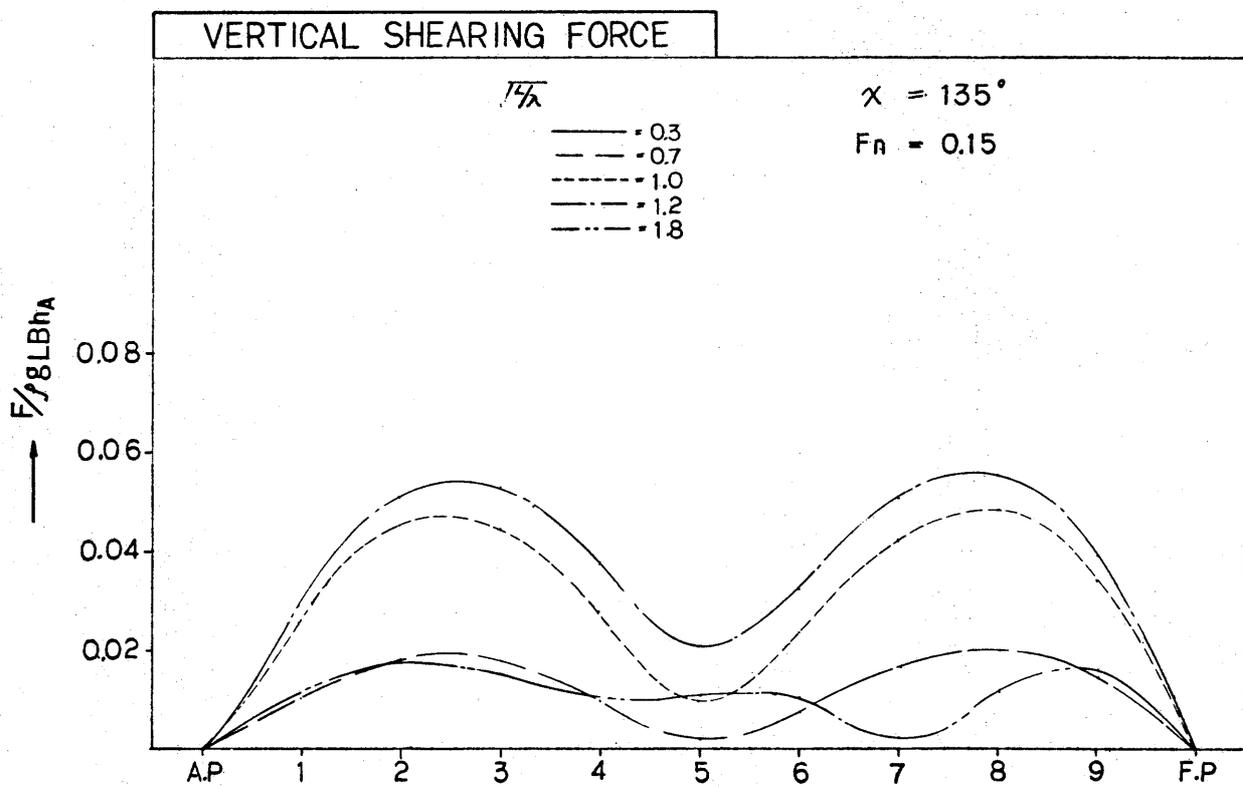
2-2-9 Wave Loads in Regular Waves



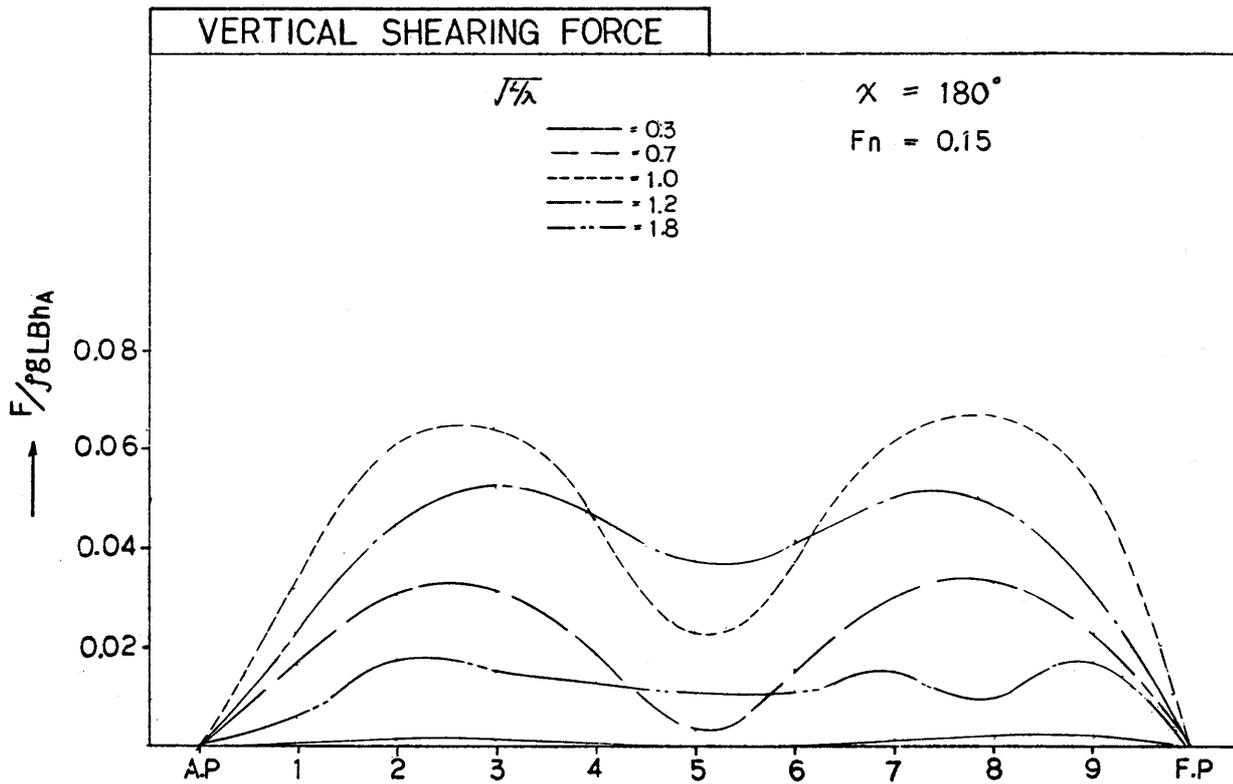
2-2-10 Wave Loads in Regular Waves



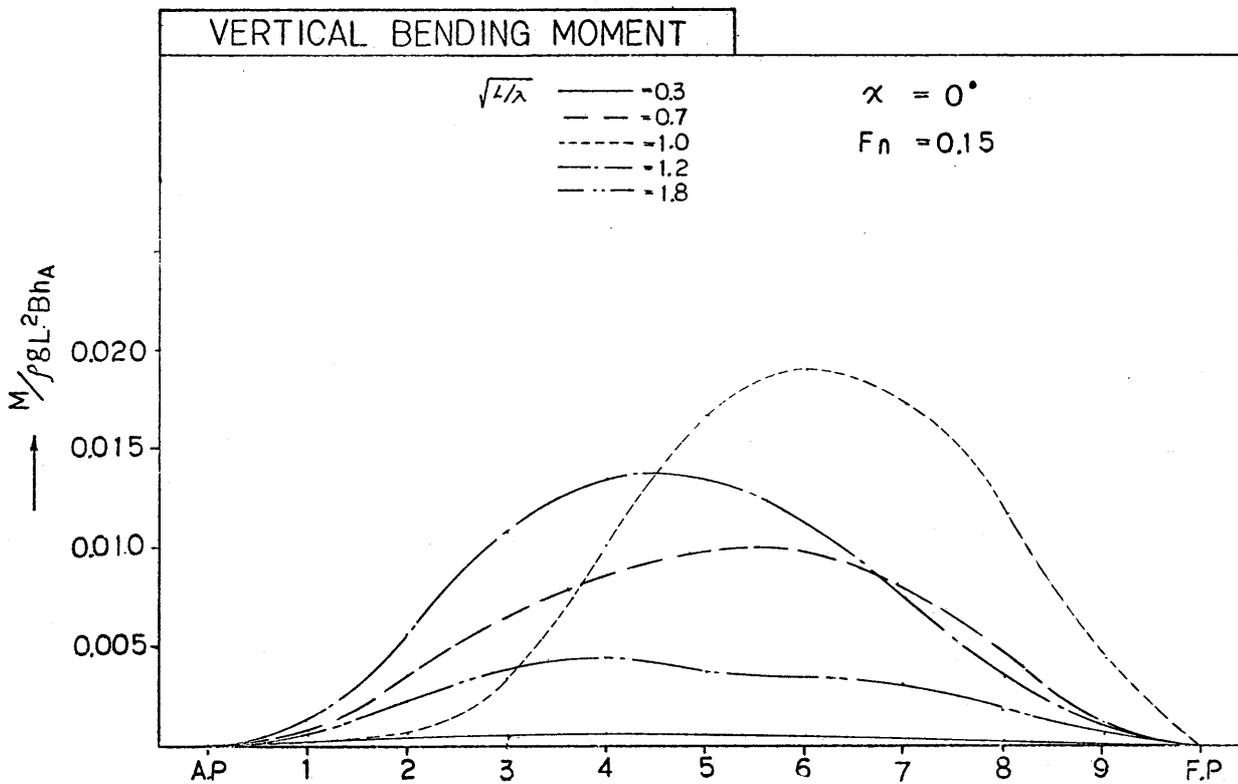
2.2.11 Wave Loads in Regular Waves



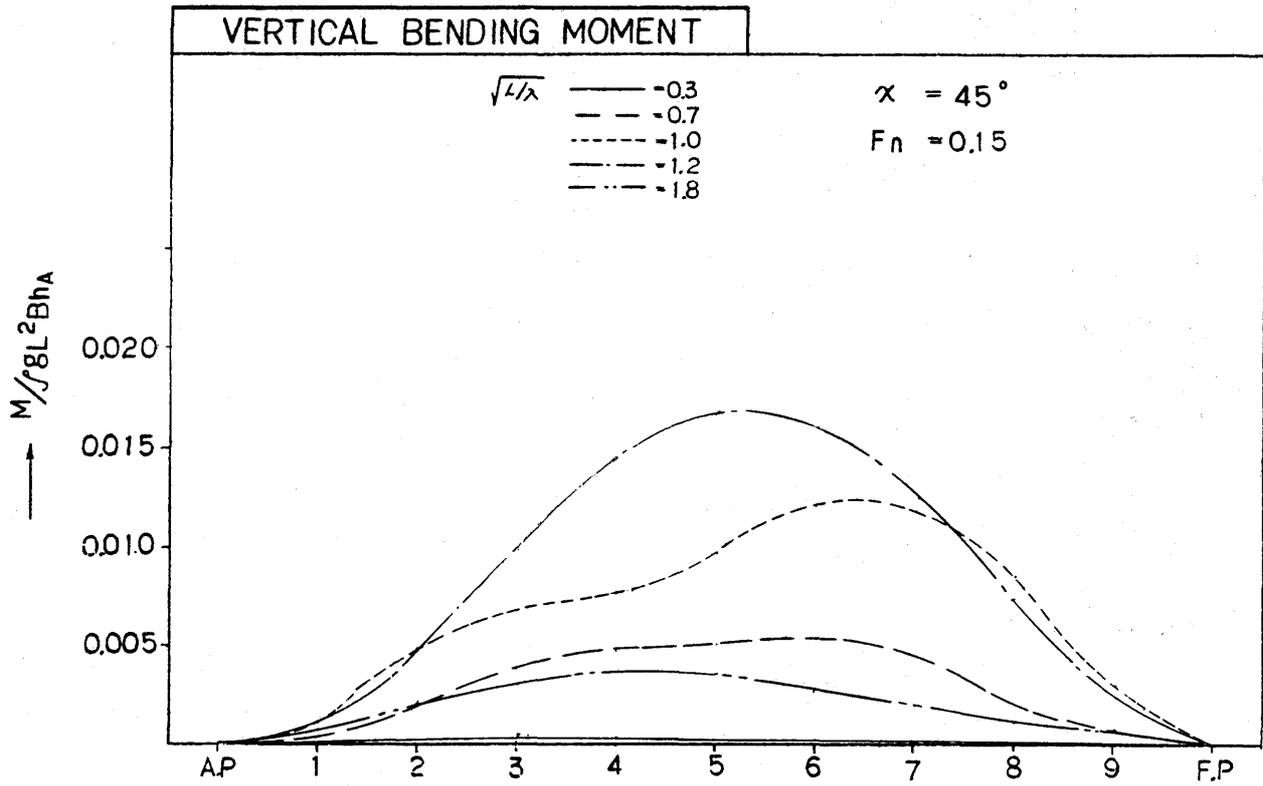
2.2.12 Wave Loads in Regular Waves



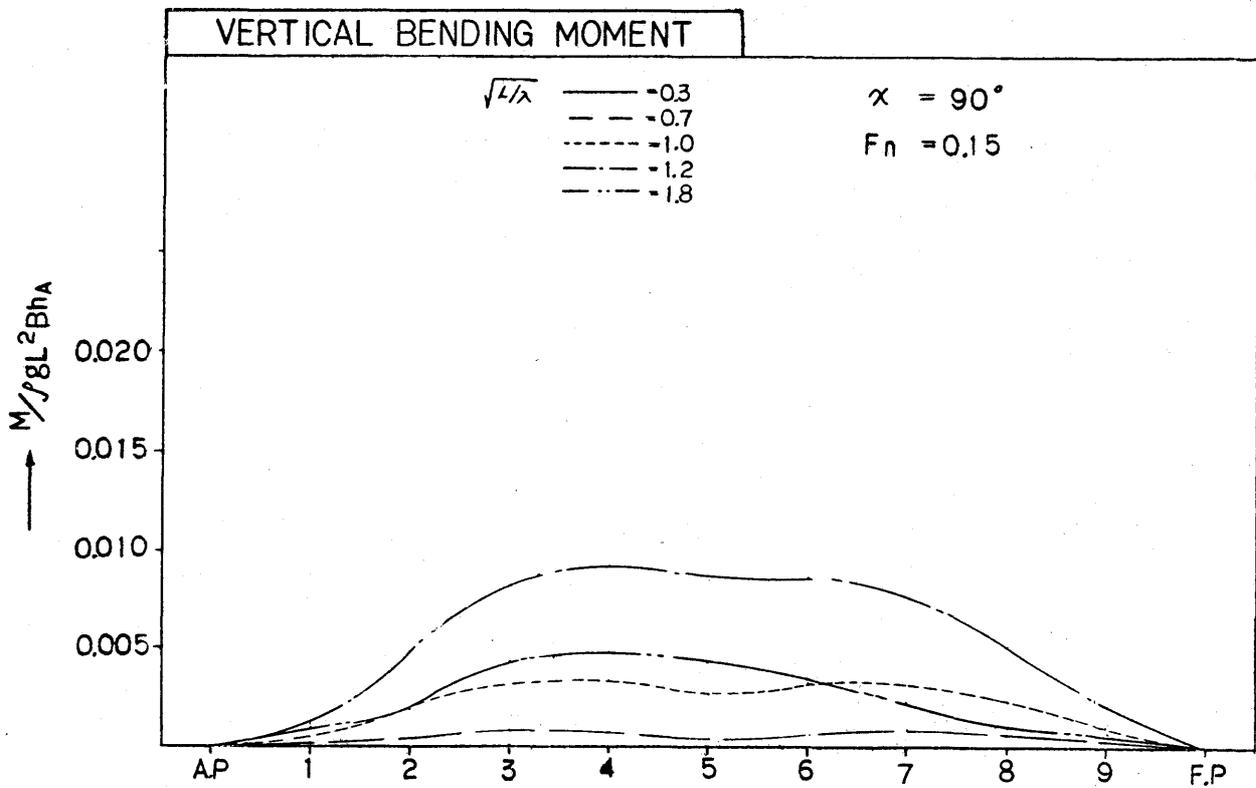
2.2.13 Wave Loads in Regular Waves



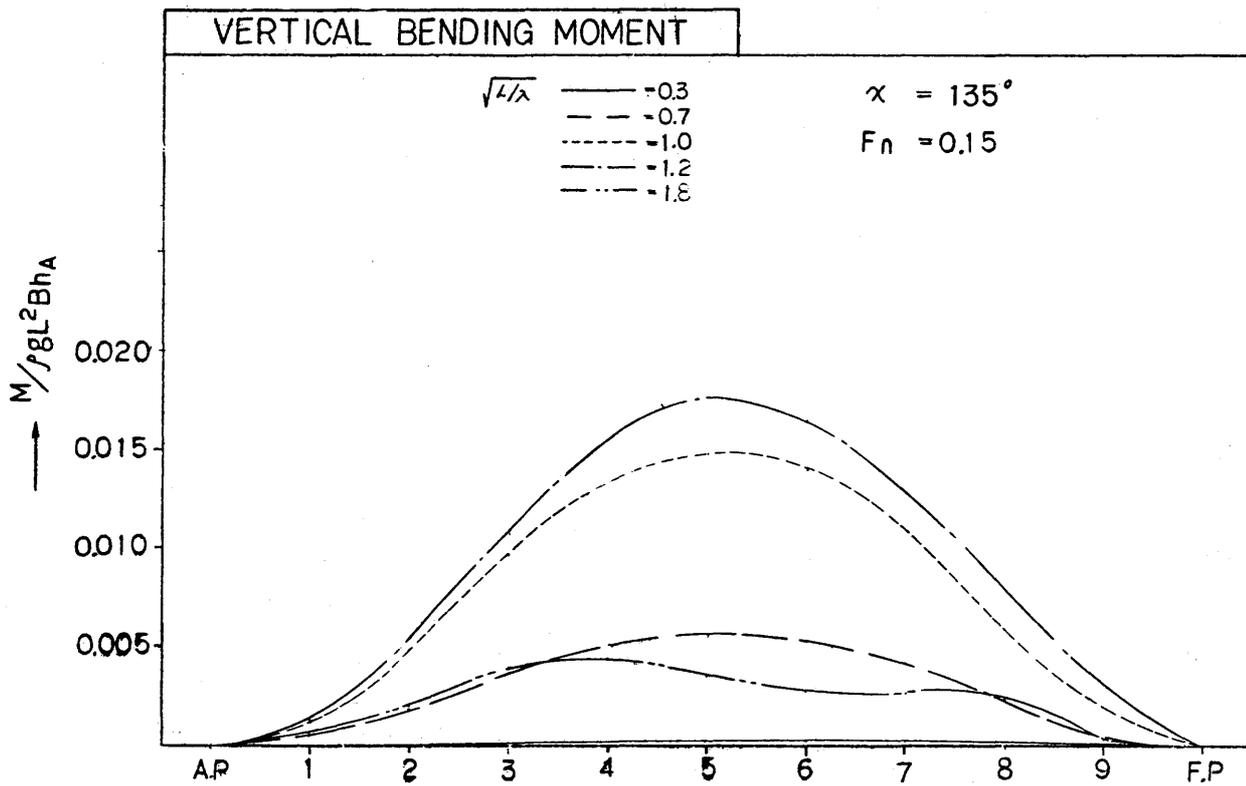
2.2.14 Wave Loads in Regular Waves



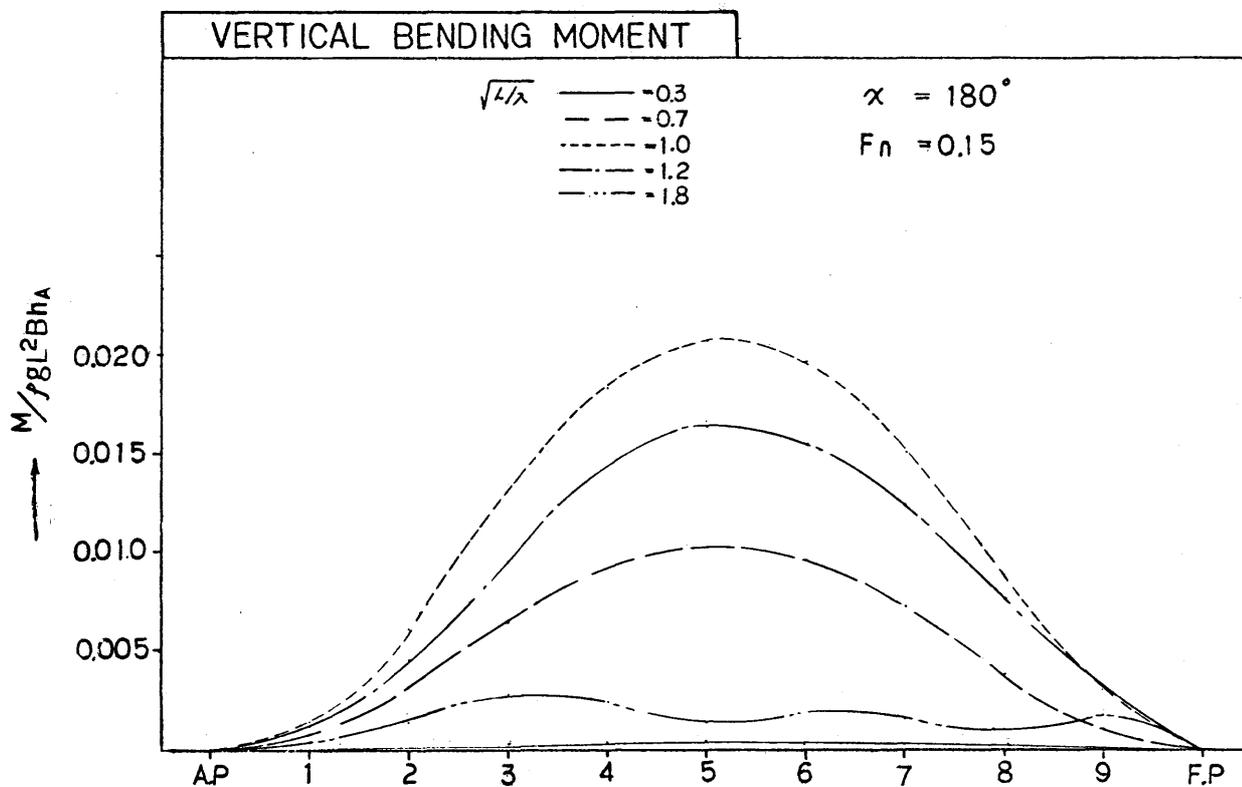
2.2.15 Wave Loads in Regular Waves



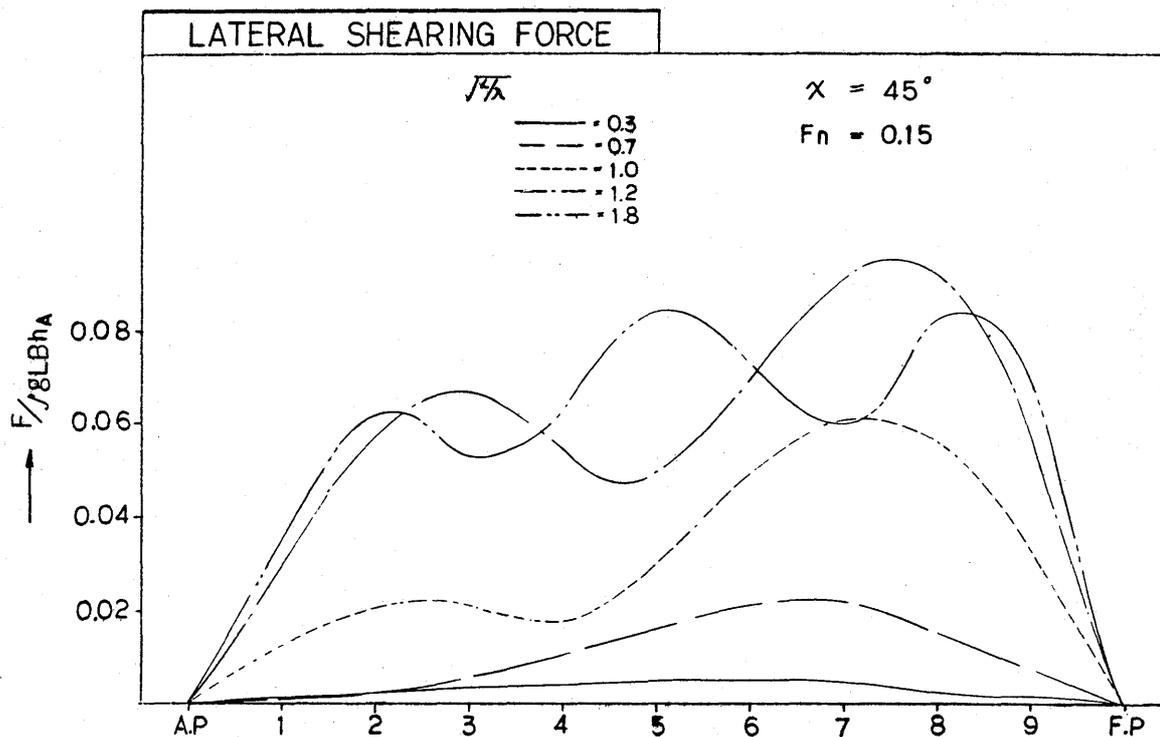
2.2.16 Wave Loads in Regular Waves



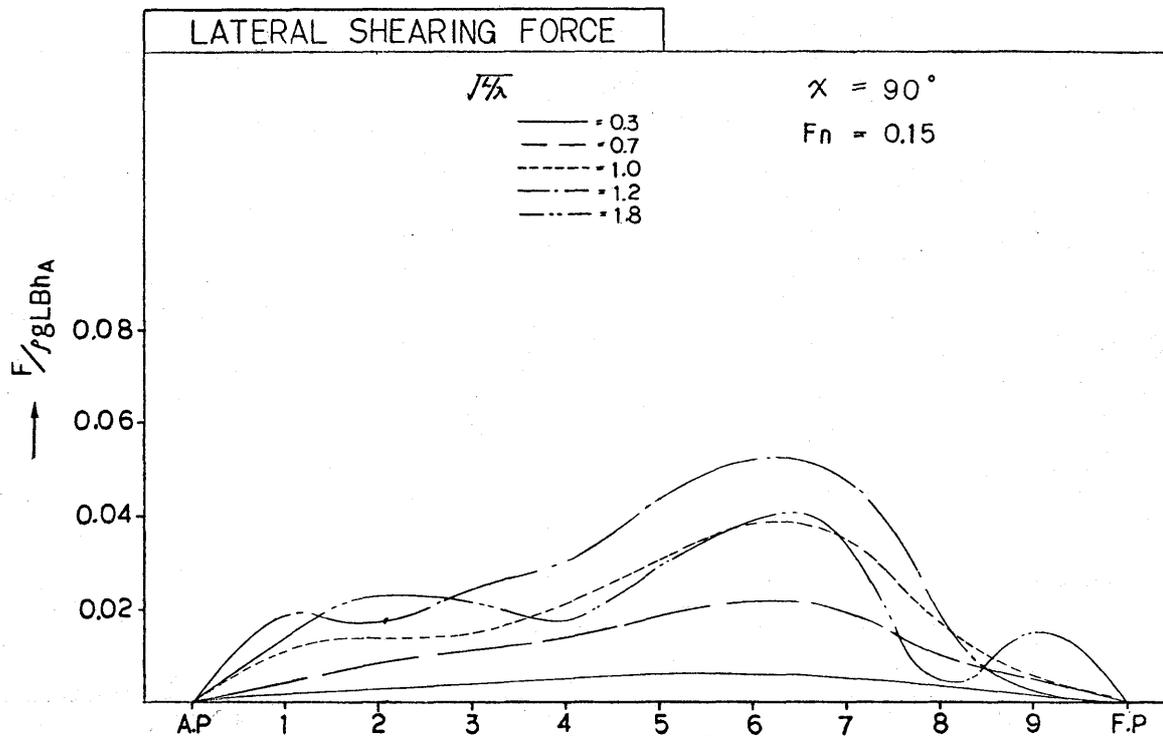
2-2-17 Wave Loads in Regular Waves



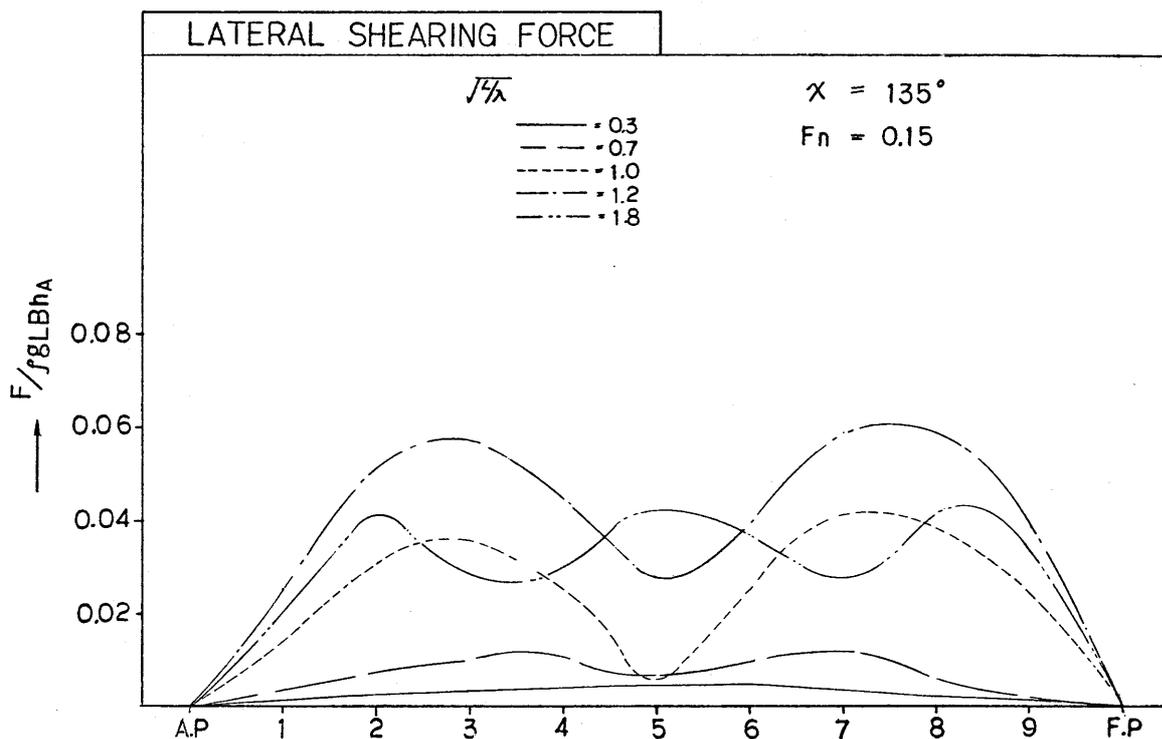
2-2-18 Wave Loads in Regular Waves



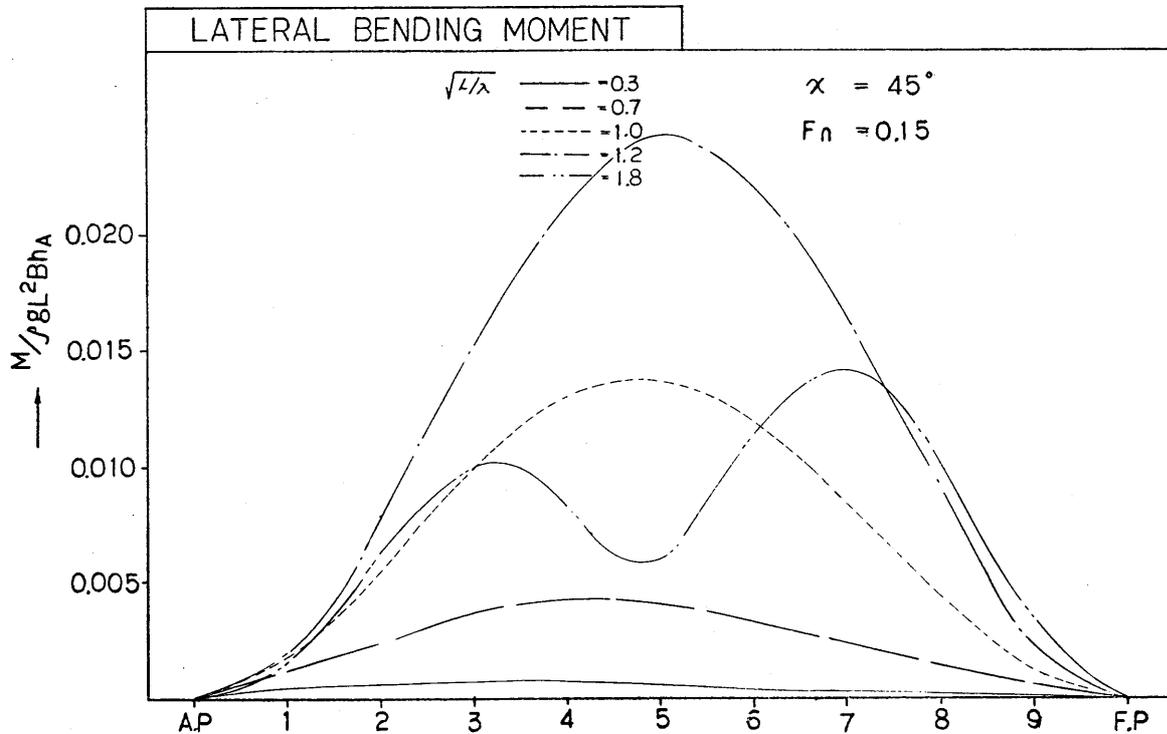
2-2-19 Wave Loads in Regular Waves



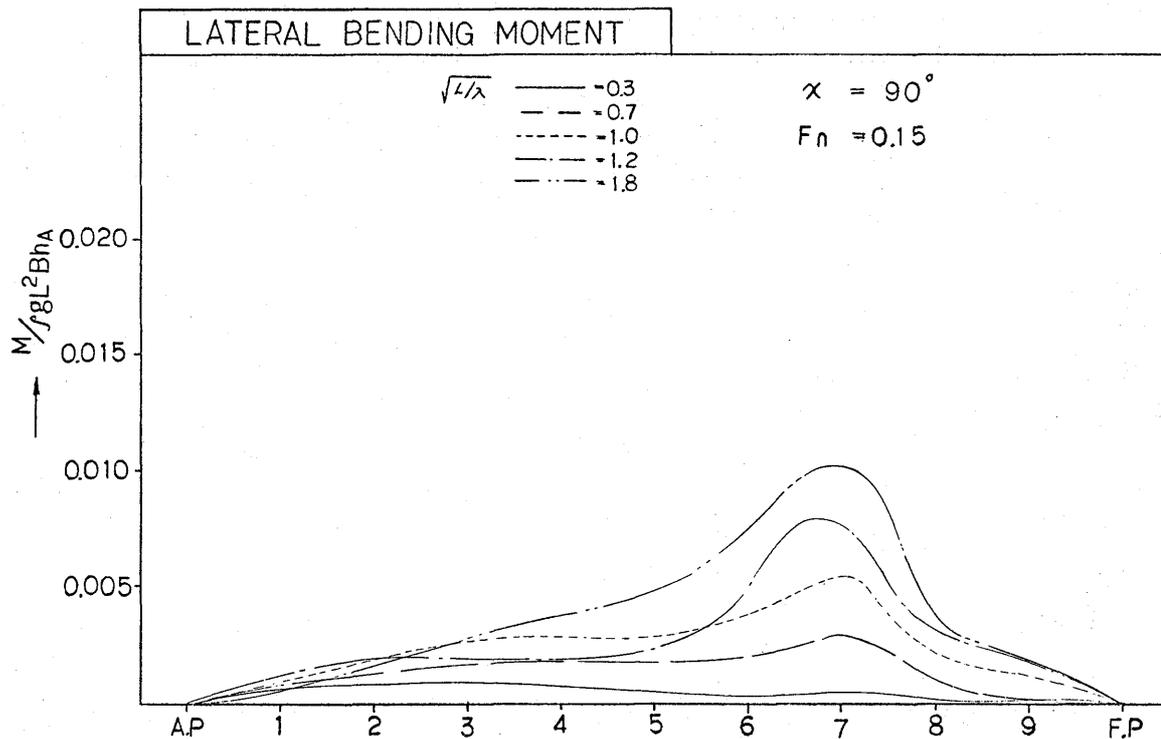
2-2-20 Wave Loads in Regular Waves



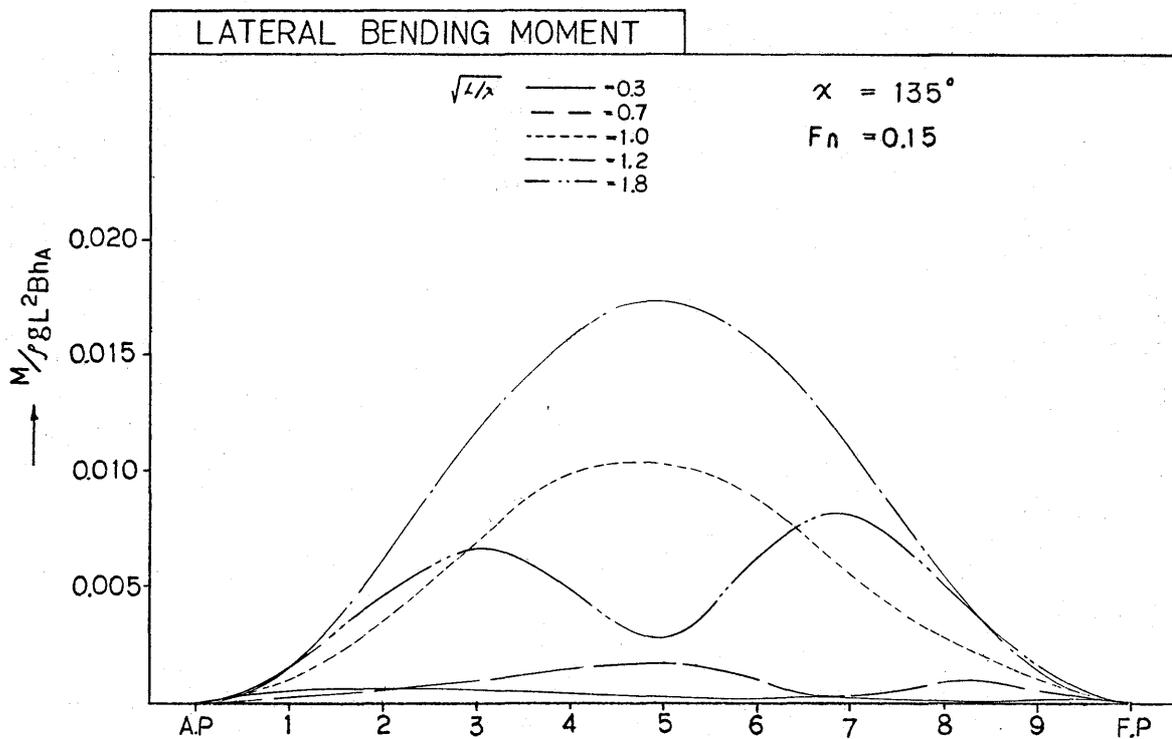
2.2.21 Wave Loads in Regular Waves



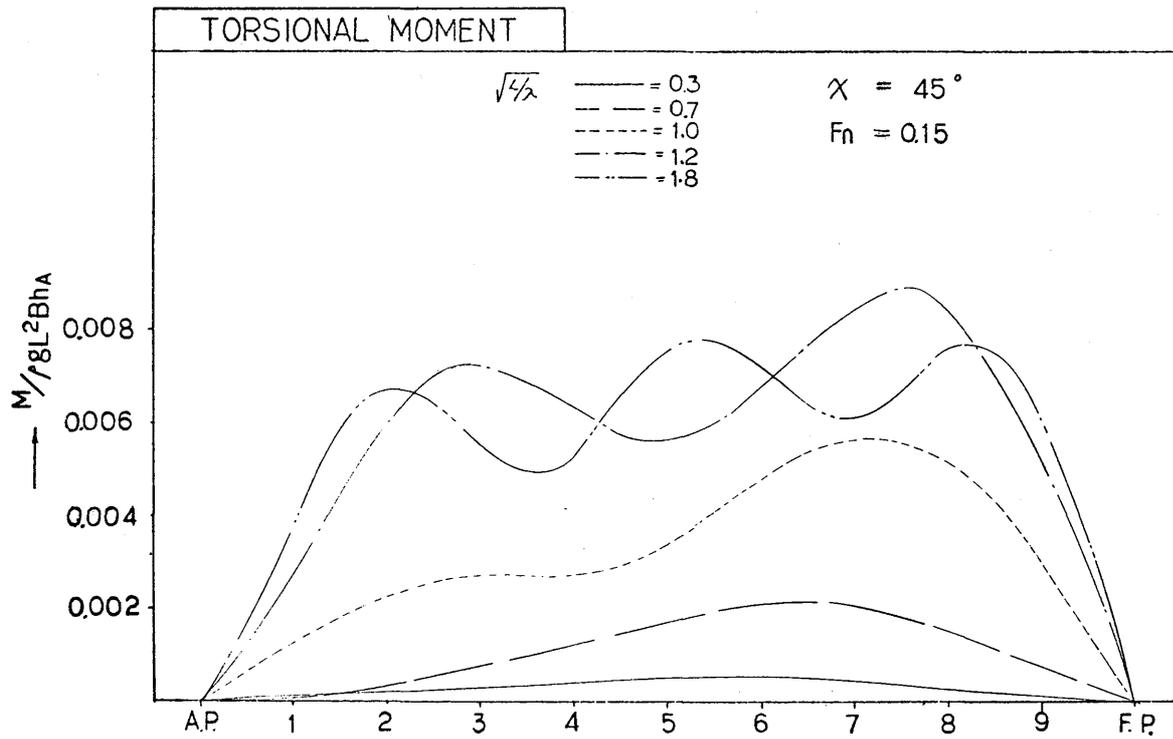
2.2.22 Wave Loads in Regular Waves



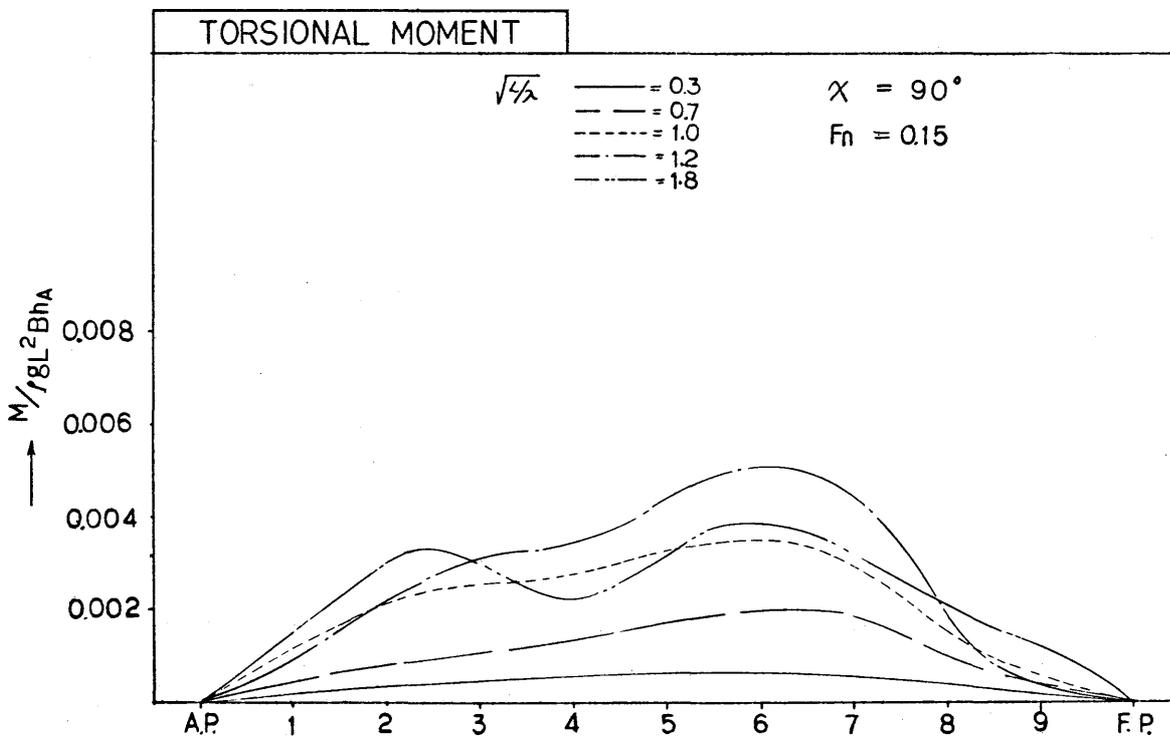
2-2-23 Wave Loads in Regular Waves



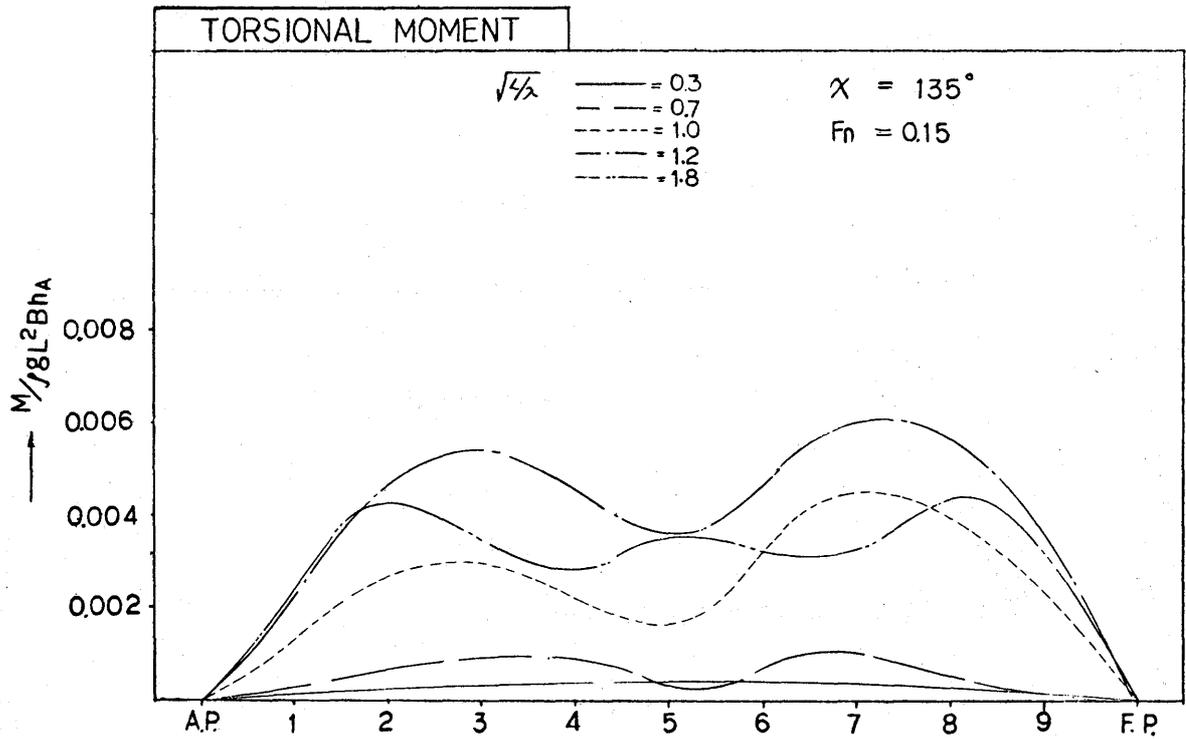
2-2-24 Wave Loads in Regular Waves



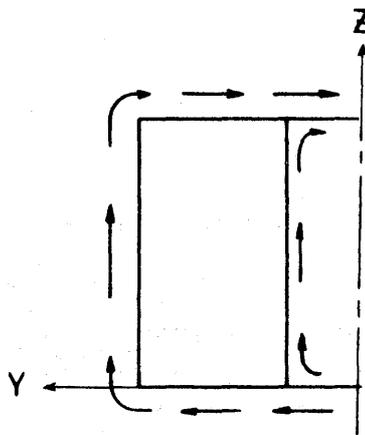
2-2-25 Wave Loads in Regular Waves



2-2-26 Wave Loads in Regular Waves

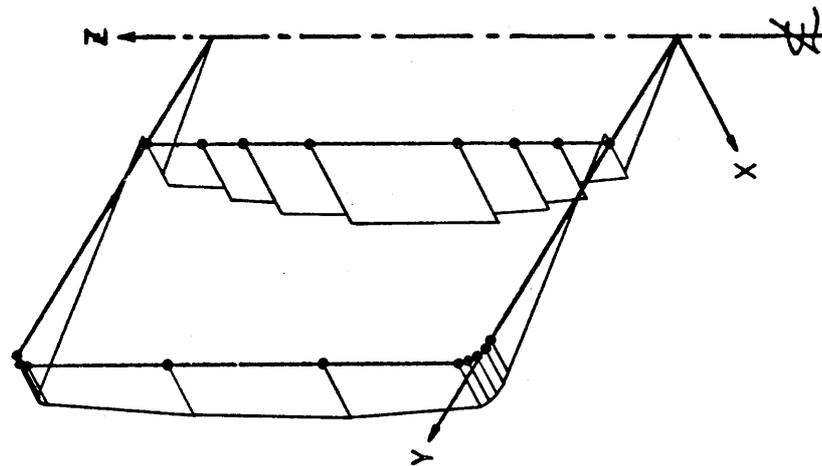


■ 2.2.27 Wave Loads in Regular Waves



⊗ 2.2.28 Positive Shearing Stress Flow

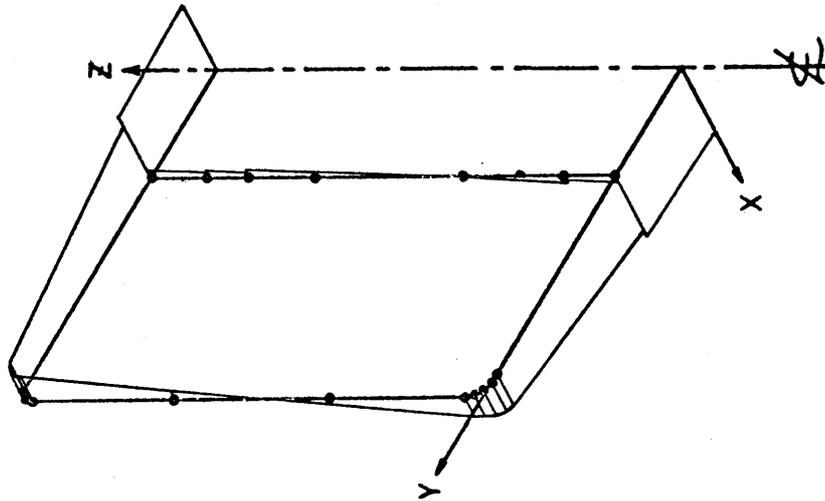
Shear Stress due to
Z-Shear Force on Shear Center



$\sqrt{5.0 \times 10^{-4} \text{ KG/MM}}$
PER 1 TON OF S.F.

☒ 2.2.29 Stress Distribution
by Unit Loads

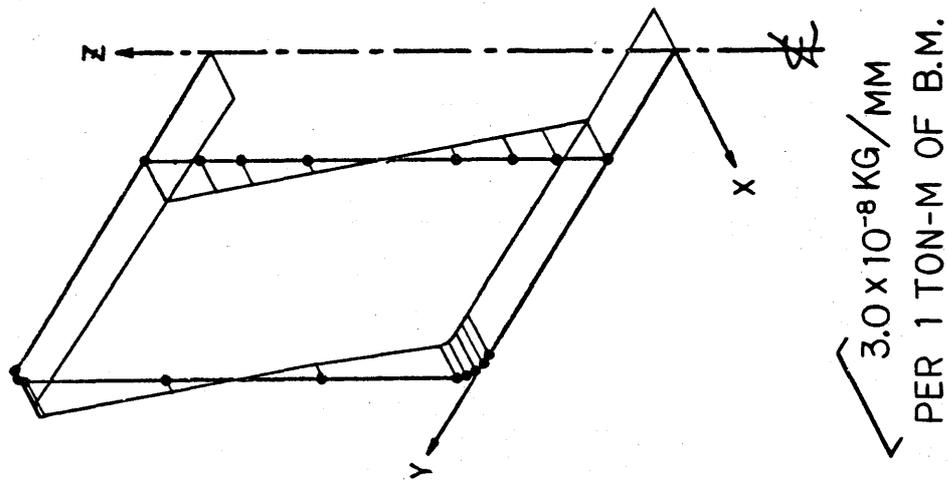
Shear Stress due to
Y-Shear Force on Shear Center



$\sqrt{5.0 \times 10^{-4} \text{ KG/MM}}$
PER 1 TON OF S.F.

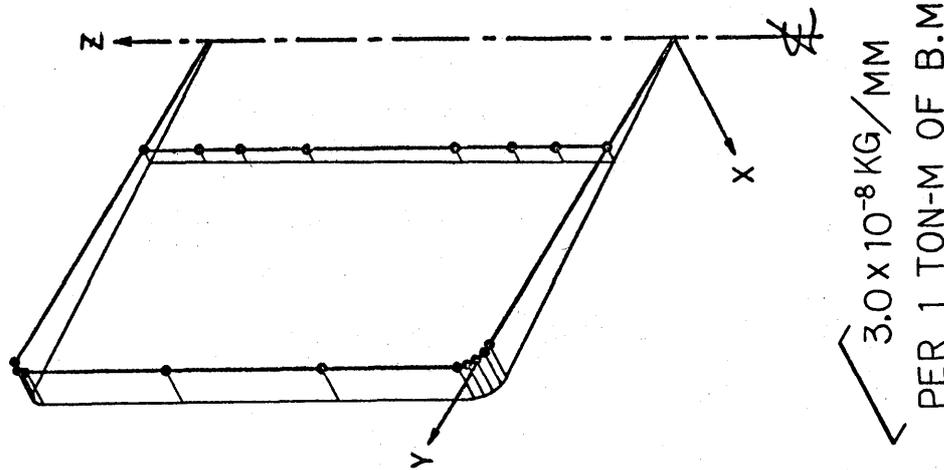
☒ 2.2.30 Stress Distribution
by Unit Loads

Bending Stress due to Z-Bending
Moment on Bending Moment Center



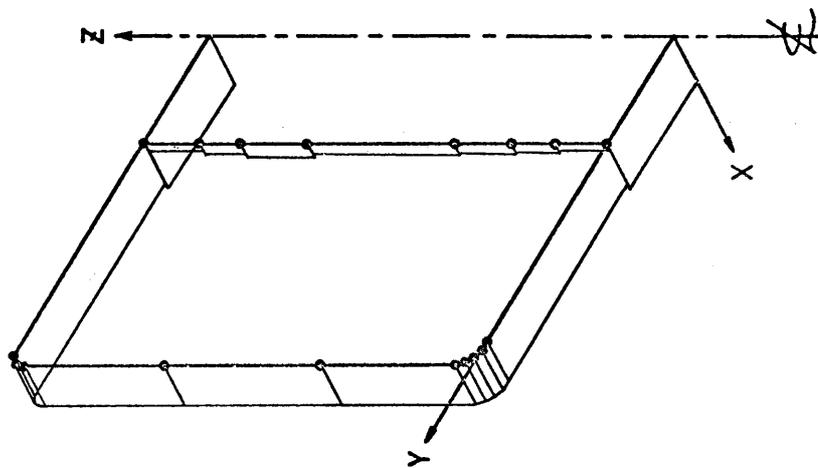
2.2.31 Stress Distribution
by Unit Loads

Bending Stress due to Y-Bending
Moment on Bending Moment Center



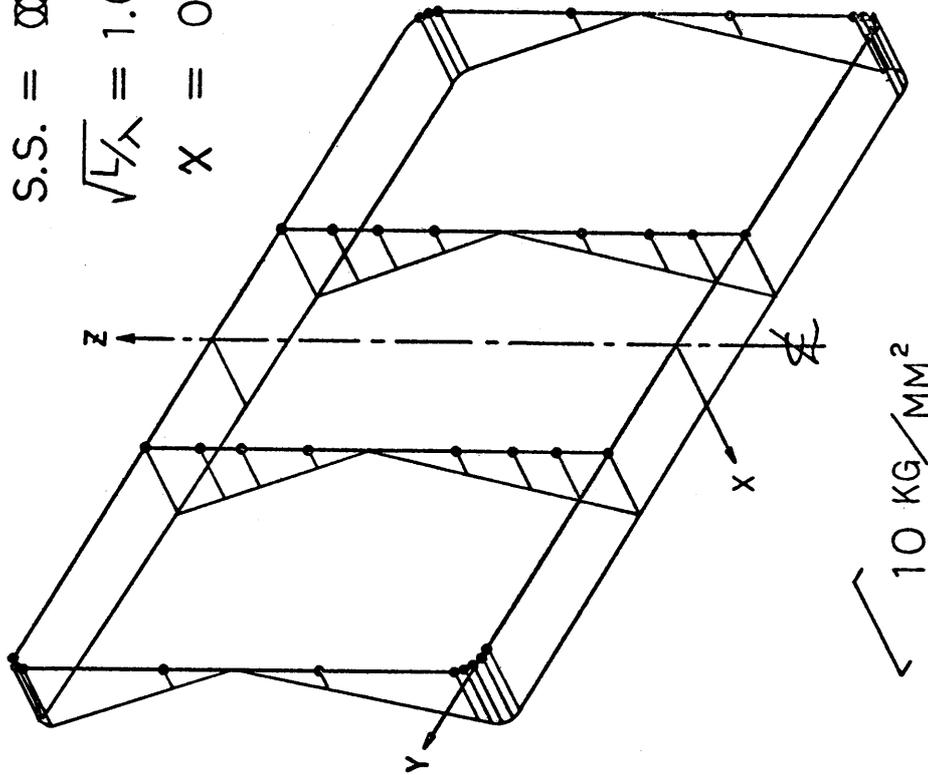
2.2.32 Stress Distribution
by Unit Loads

Shear Stress due to Torsion

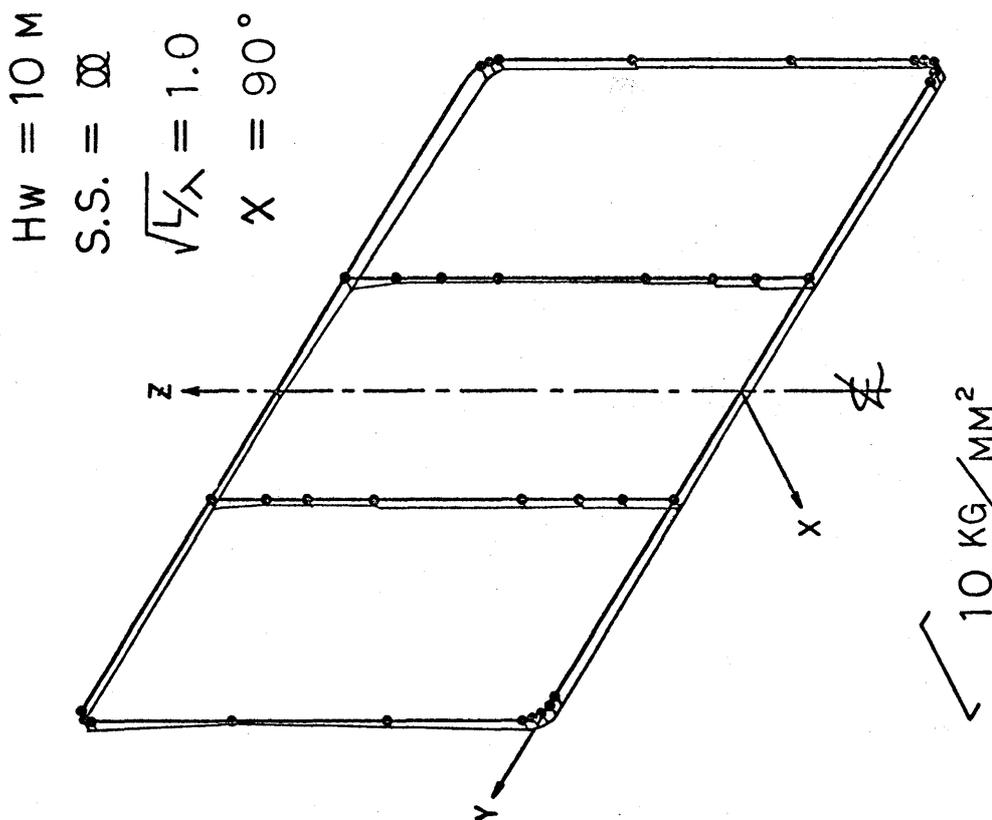


2.2.33 Stress Distribution by Unit Loads

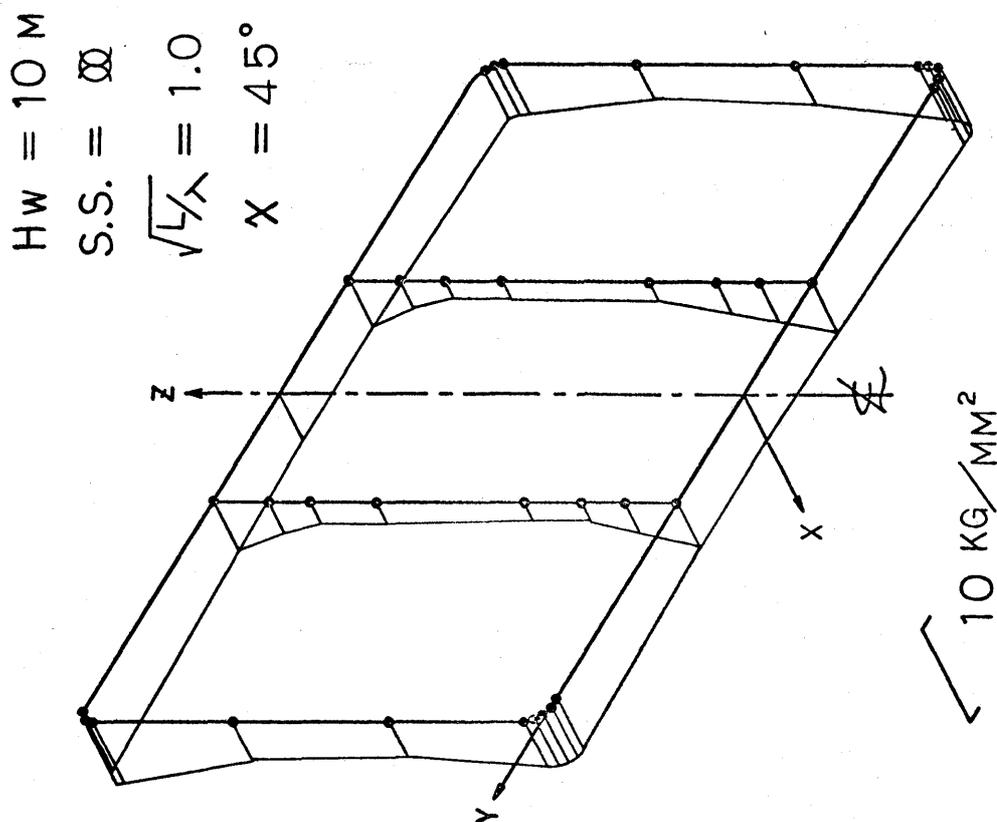
HW = 10 M
 S.S. = \varnothing
 $\sqrt{L/\lambda} = 1.0$
 $\alpha = 0^\circ$



2.2.34 Stress Distribution in Regular Waves

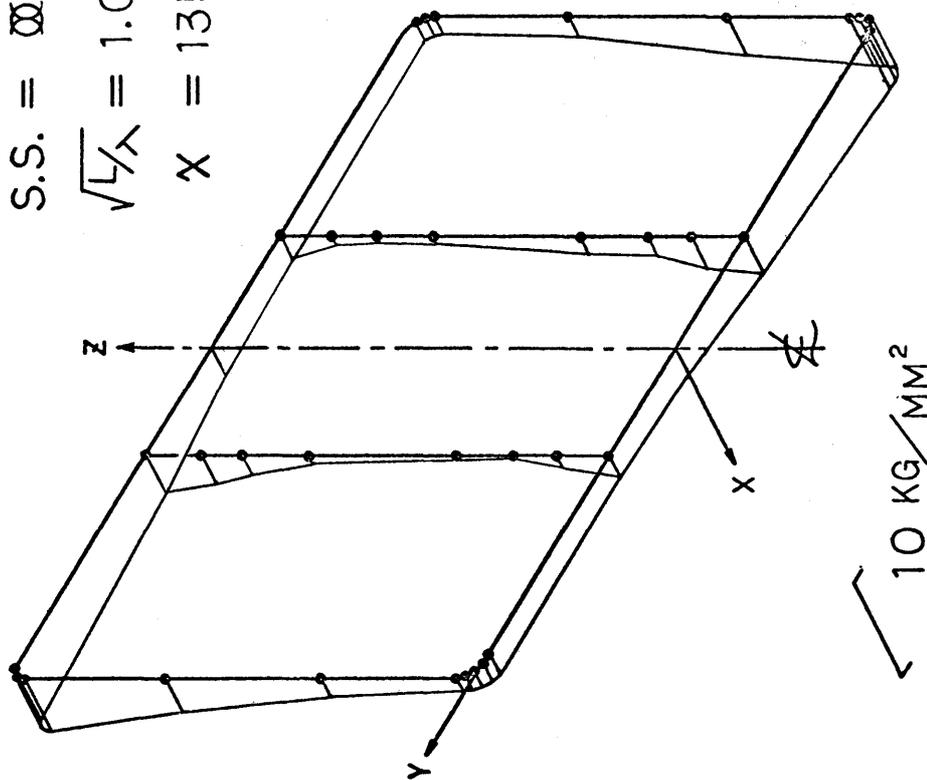


2.2.36 Stress Distribution in Regular Waves



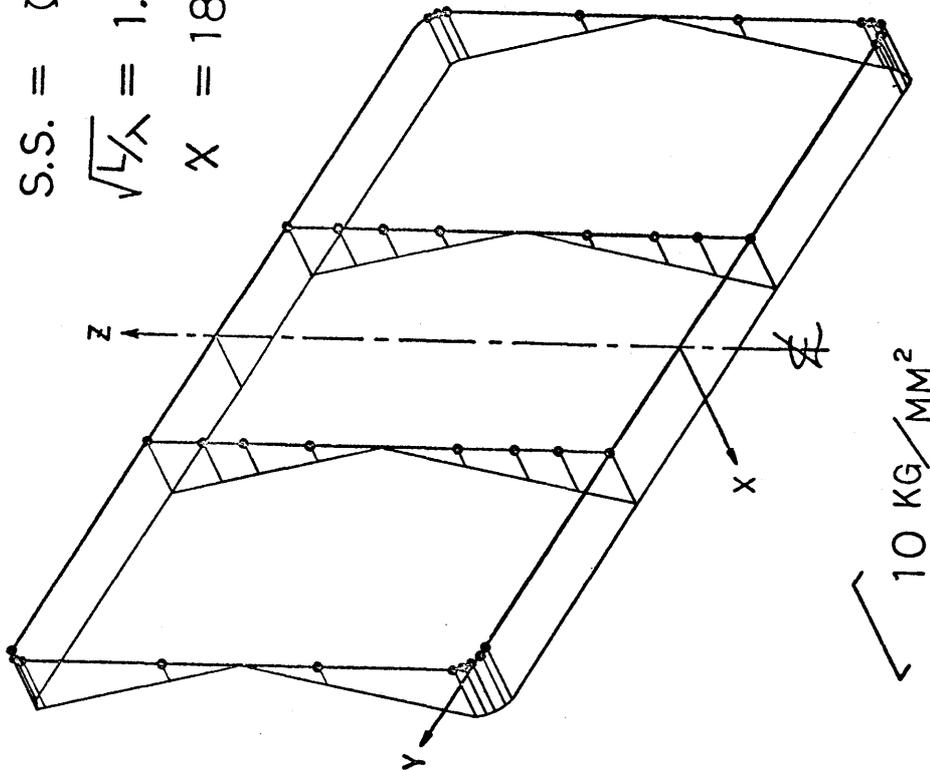
2.2.35 Stress Distribution in Regular Waves

HW = 10 M
 S.S. = S.S.
 $\sqrt{L/\lambda} = 1.0$
 $\alpha = 135^\circ$



2.2.37 Stress Distribution in Regular Waves

HW = 10 M
 S.S. = S.S.
 $\sqrt{L/\lambda} = 1.0$
 $\alpha = 180^\circ$



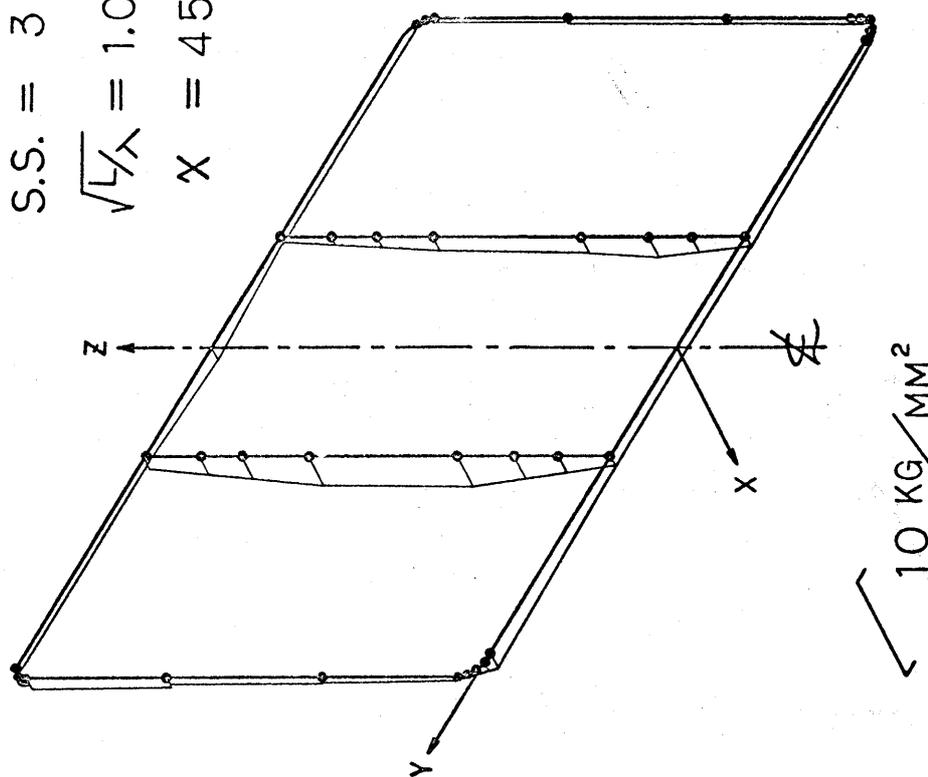
2.2.38 Stress Distribution in Regular Waves

HW = 10 M

S.S. = 3

$\sqrt{L/\lambda} = 1.0$

$\chi = 45^\circ$



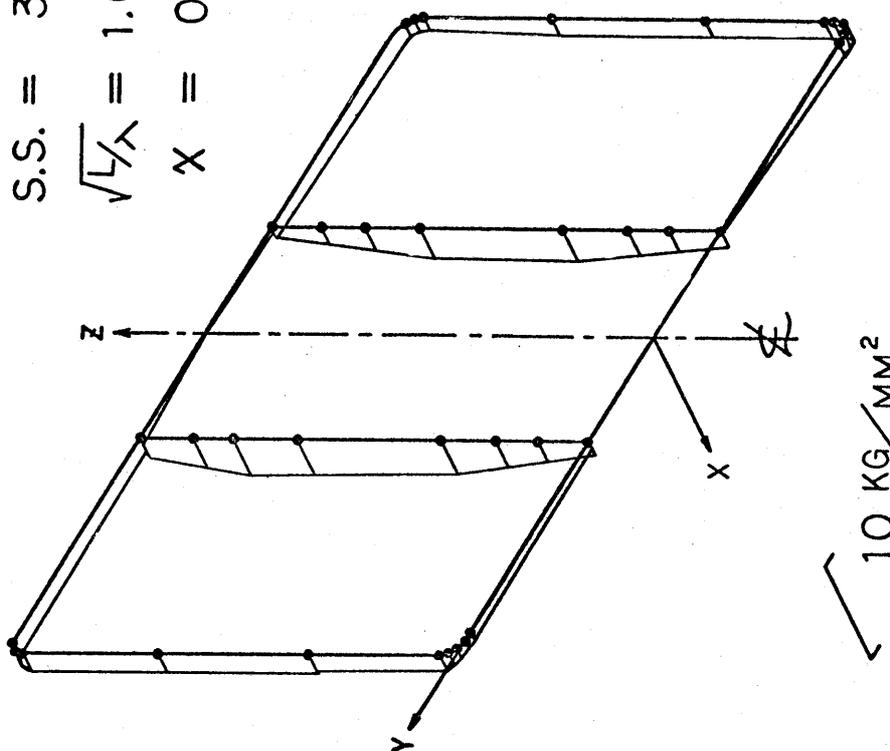
2.2.40 Stress Distribution in Regular Waves

HW = 10 M

S.S. = 3

$\sqrt{L/\lambda} = 1.0$

$\chi = 0^\circ$



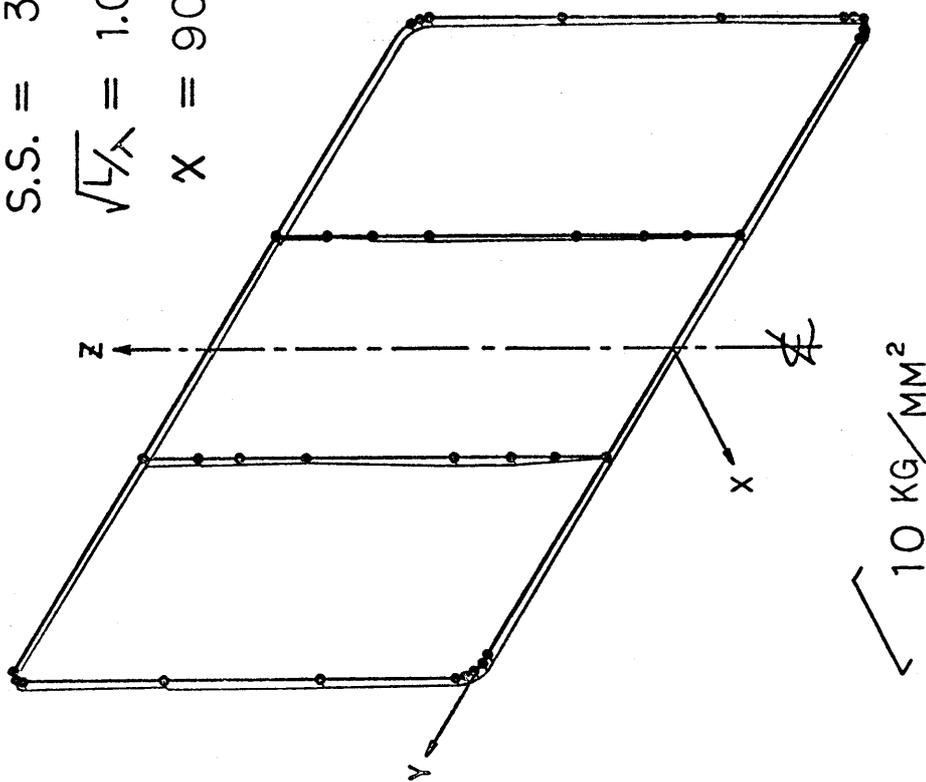
2.2.39 Stress Distribution in Regular Waves

HW = 10 M

S.S. = 3

$\sqrt{L/\lambda} = 1.0$

$\chi = 90^\circ$



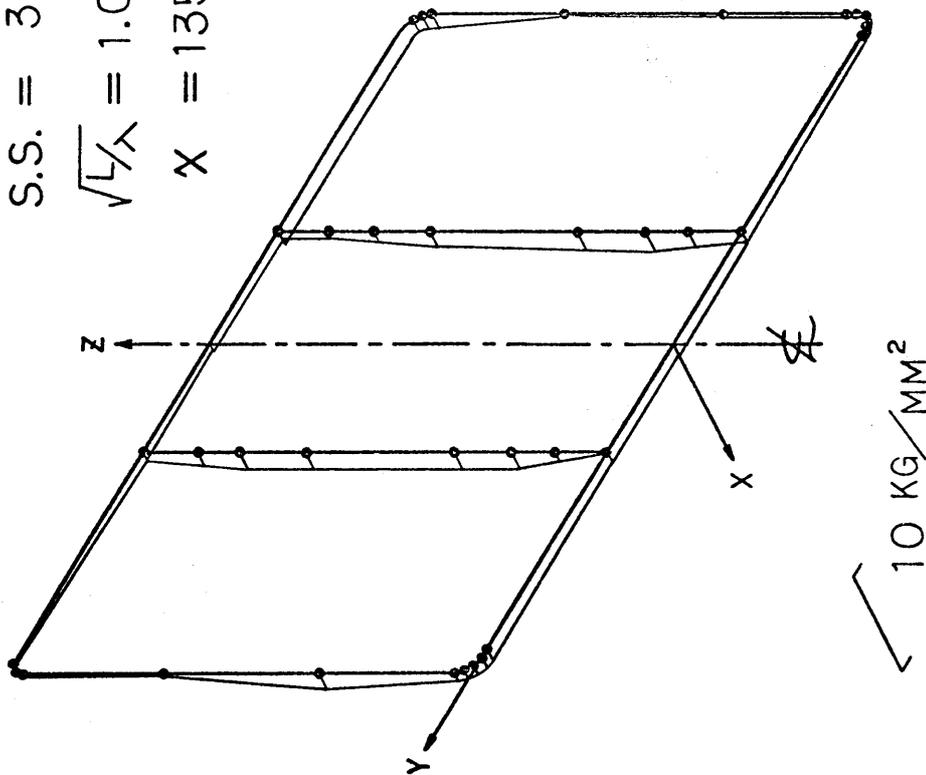
2.2.41 Stress Distribution in Regular Waves

HW = 10 M

S.S. = 3

$\sqrt{L/\lambda} = 1.0$

$\chi = 135^\circ$



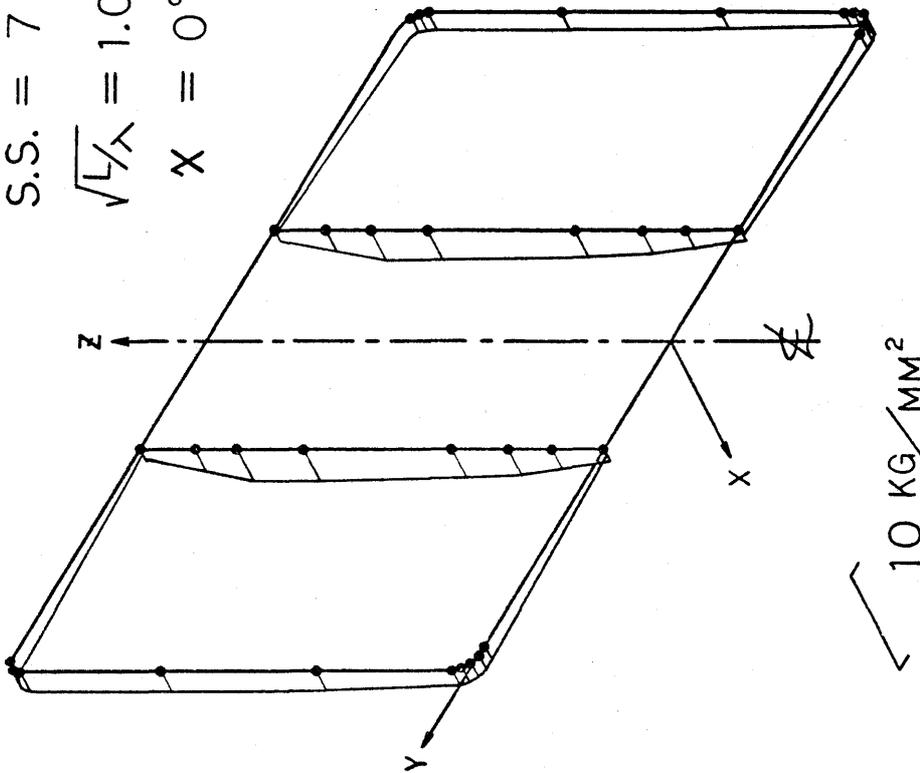
2.2.42 Stress Distribution in Regular Waves

HW = 10 M

S.S. = 7

$\sqrt{L/\lambda} = 1.0$

$\alpha = 0^\circ$



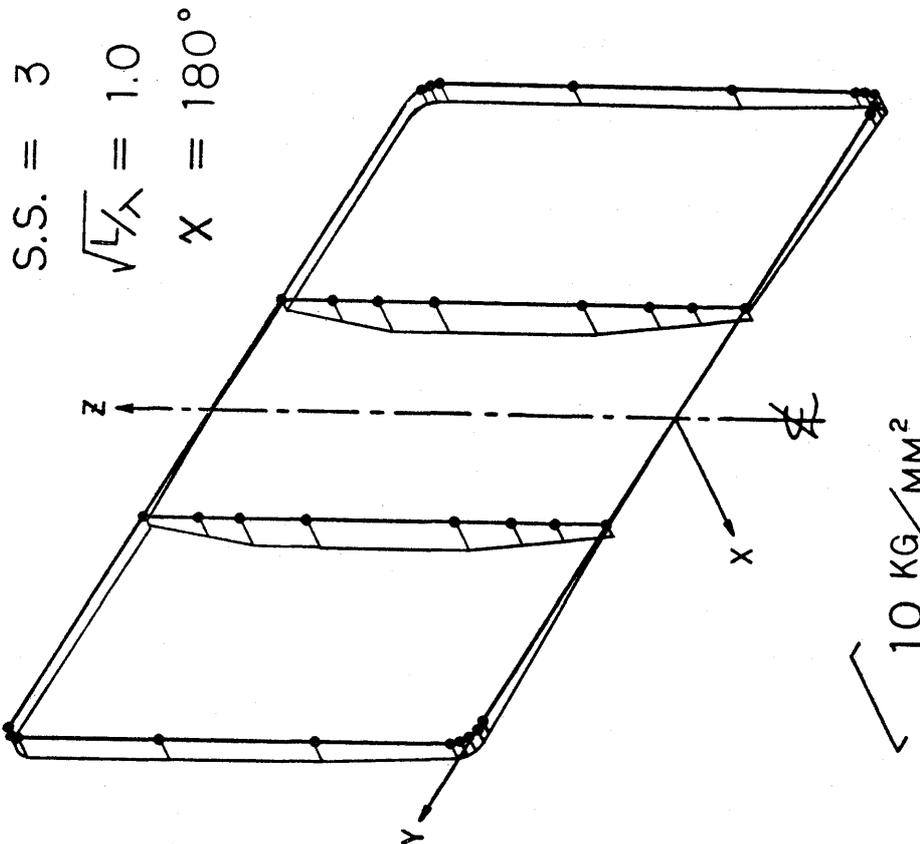
2.2.44 Stress Distribution in Regular Waves

HW = 10 M

S.S. = 3

$\sqrt{L/\lambda} = 1.0$

$\alpha = 180^\circ$



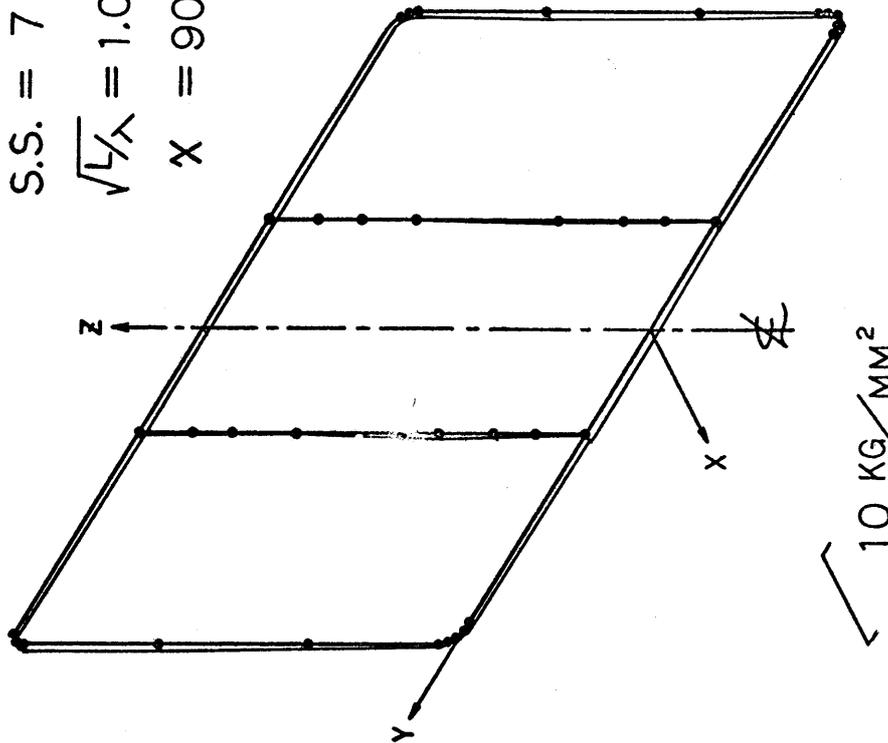
2.2.43 Stress Distribution in Regular Waves

HW = 10 M

S.S. = 7

$\sqrt{L/\lambda} = 1.0$

$\chi = 90^\circ$



10 KG/MM²

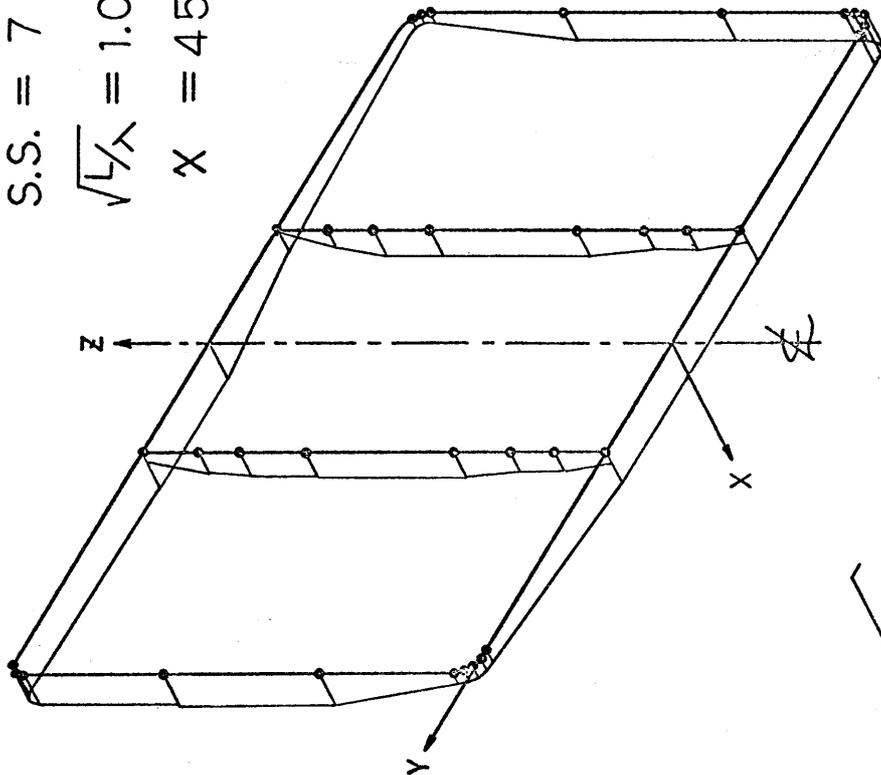
2-2-46 Stress Distribution in Regular Waves

HW = 10 M

S.S. = 7

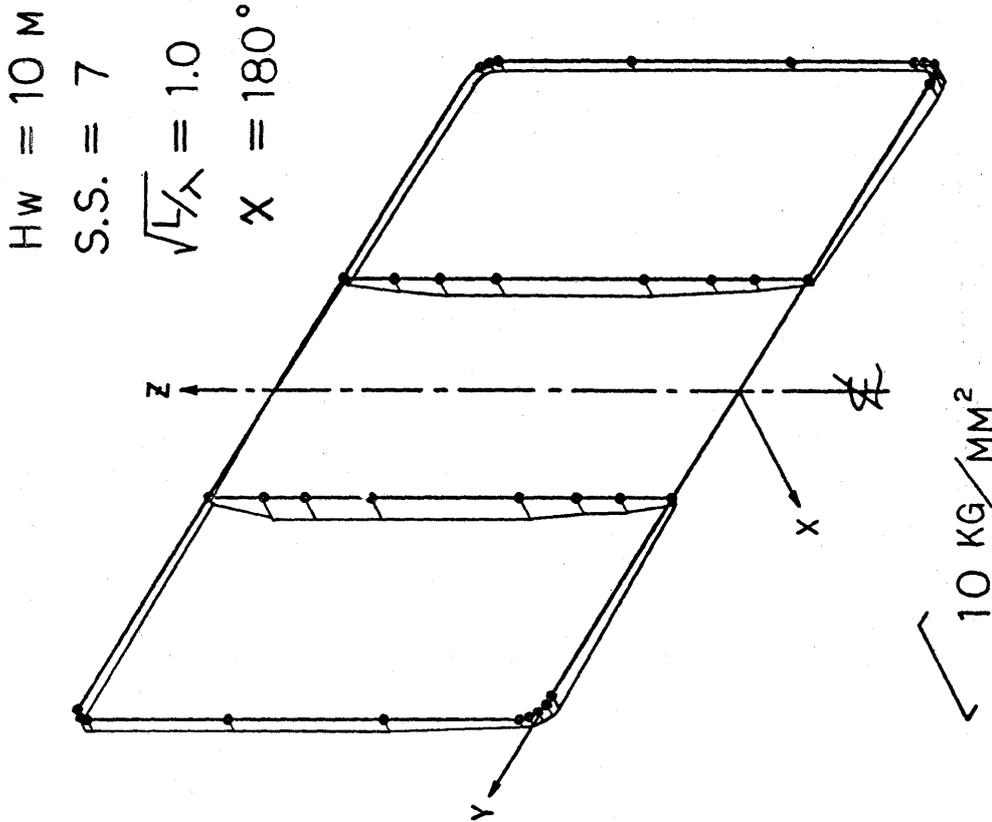
$\sqrt{L/\lambda} = 1.0$

$\chi = 45^\circ$

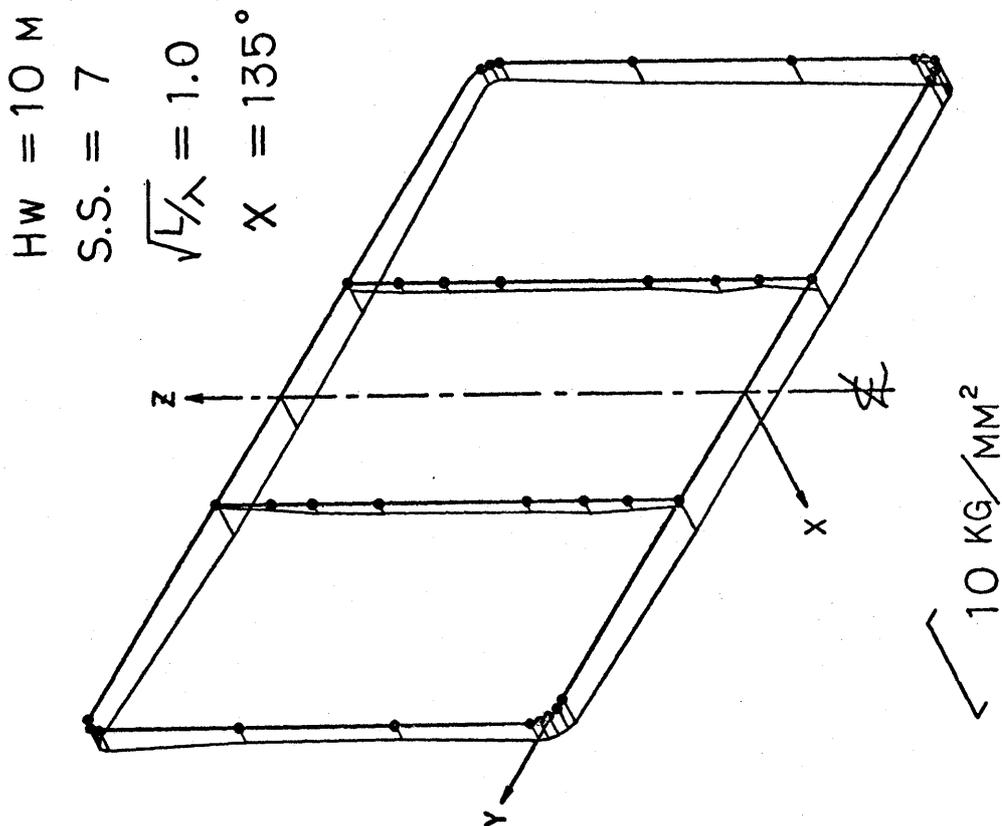


10 KG/MM²

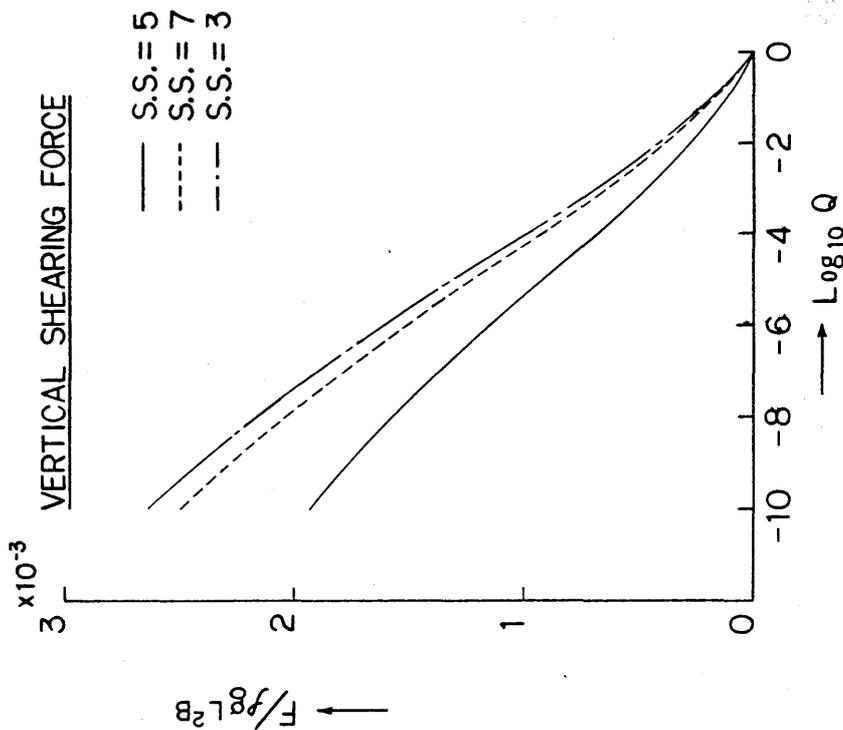
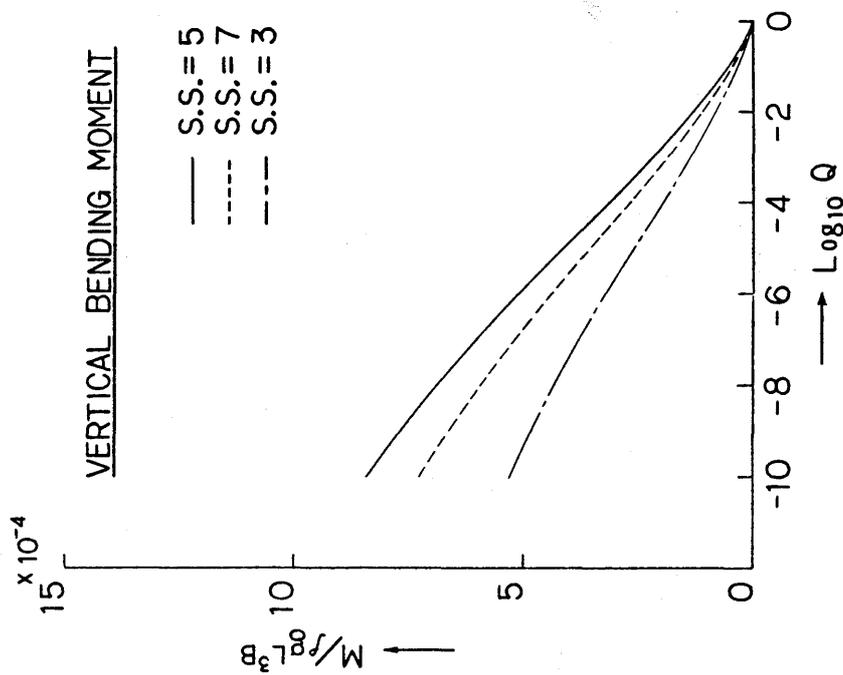
2-2-45 Stress Distribution in Regular Waves



2.2.48 Stress Distribution in Regular Waves

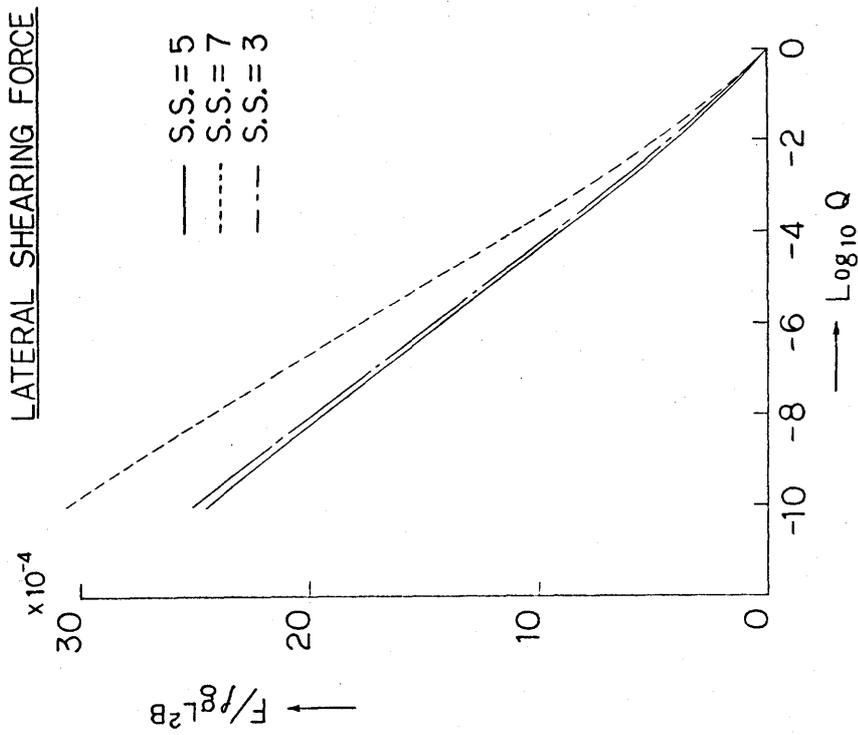


2.2.47 Stress Distribution in Regular Waves

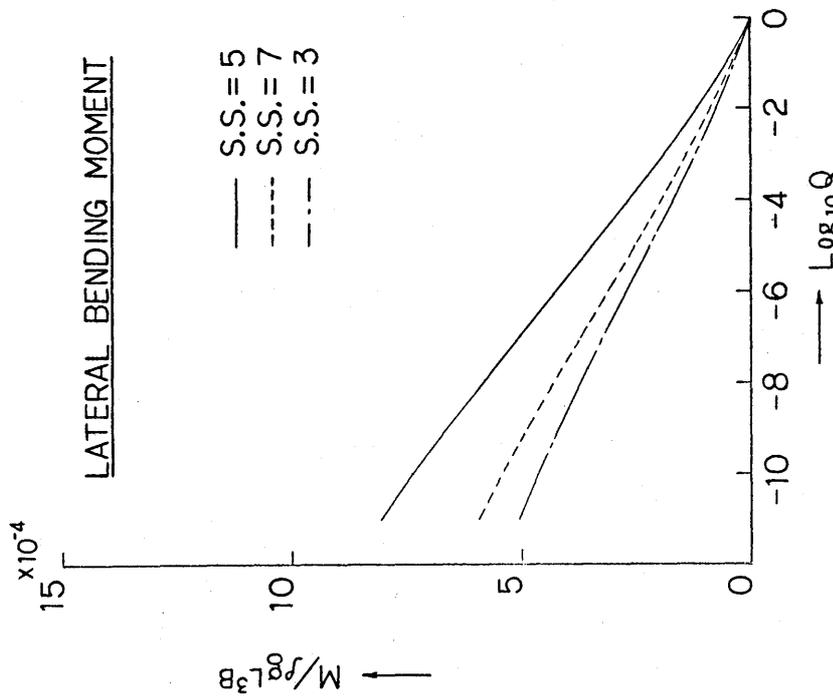


2.2.49 Long-Term Distribution of the Wave Loads in the North Atlantic Ocean

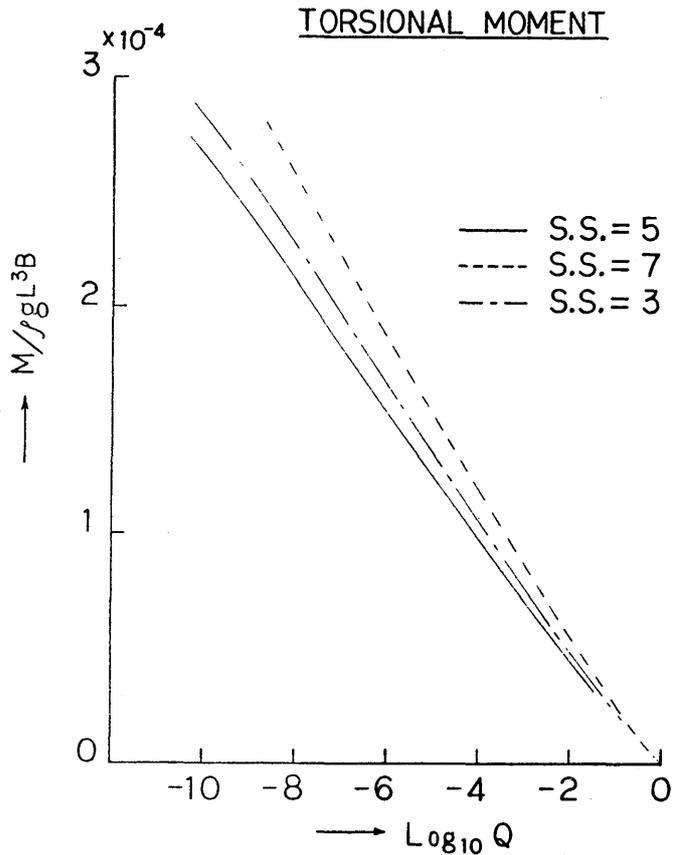
2.2.50 Long-Term Distribution of the Wave Loads in the North Atlantic Ocean



2.2.51 Long-Term Distribution of the Wave Loads in the North Atlantic Ocean

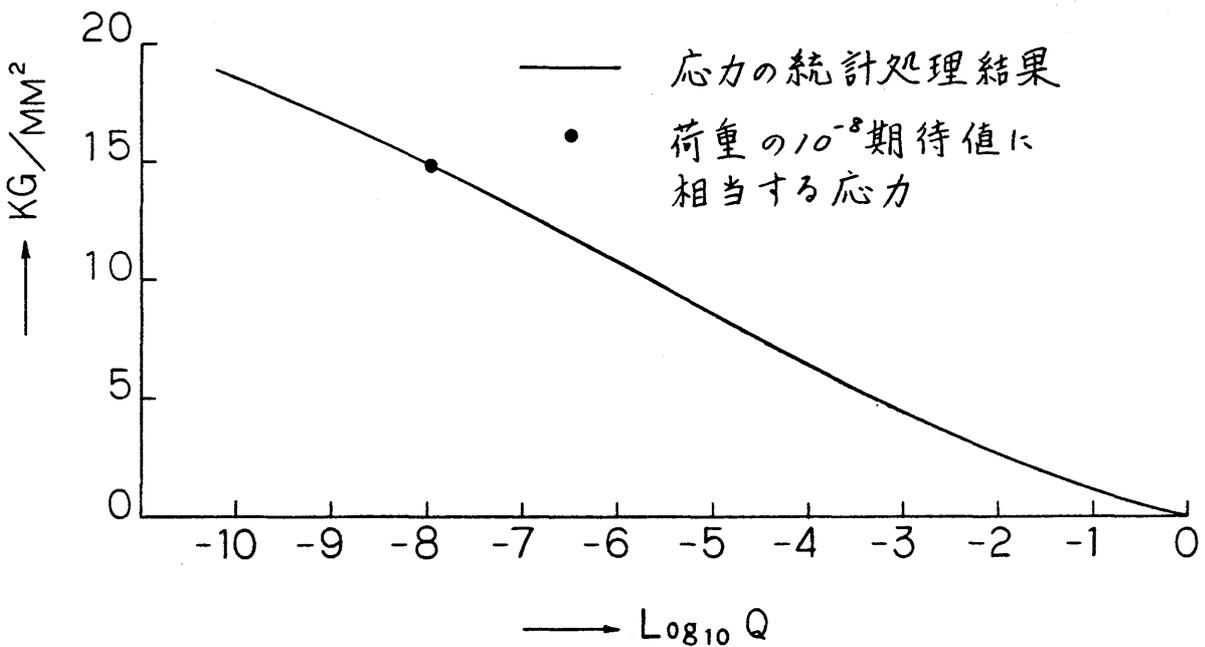


2.2.52 Long-Term Distribution of the Wave Loads in the North Atlantic Ocean

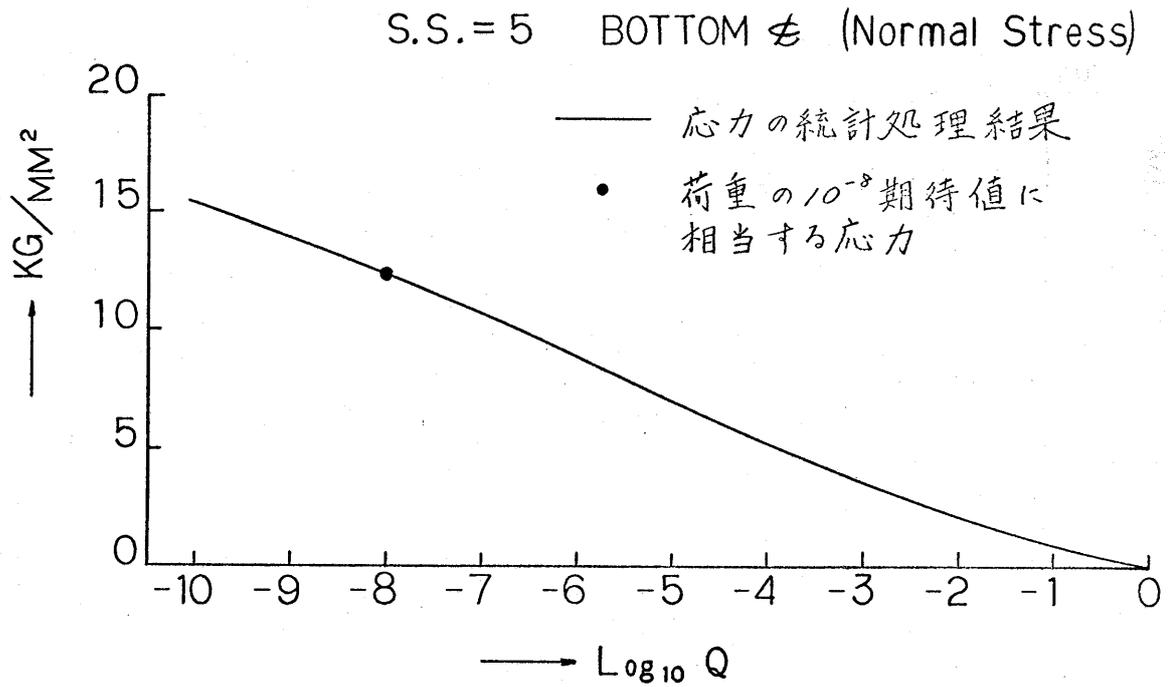


2.2.53 Long-Term Distribution of the Wave Loads in the North Atlantic Ocean

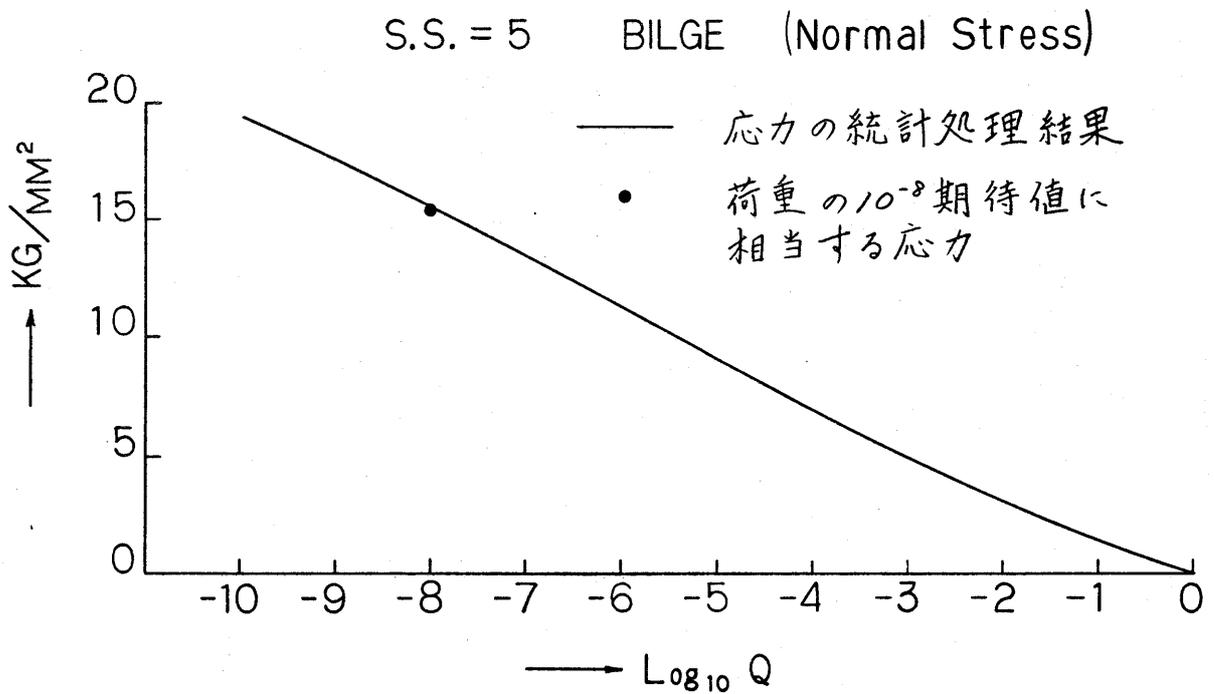
S.S. = 5 UPP. DK ϵ (Normal Stress)



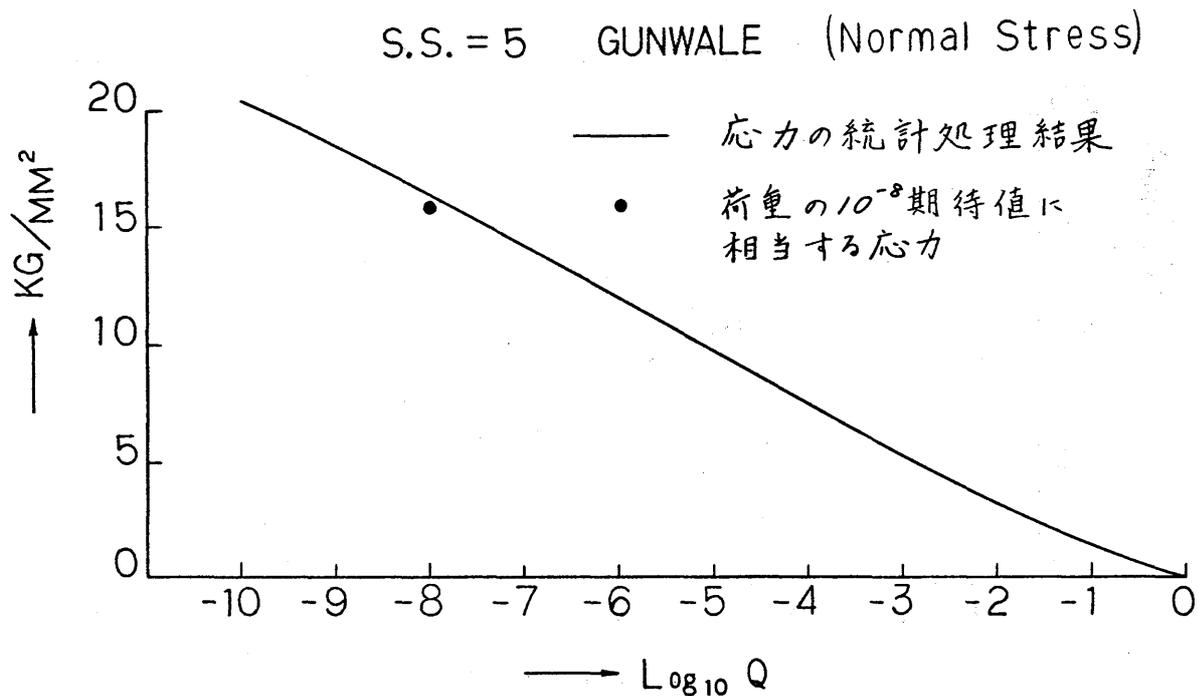
2.2.54 Long-Term Distribution of the Stress in the North Atlantic Ocean



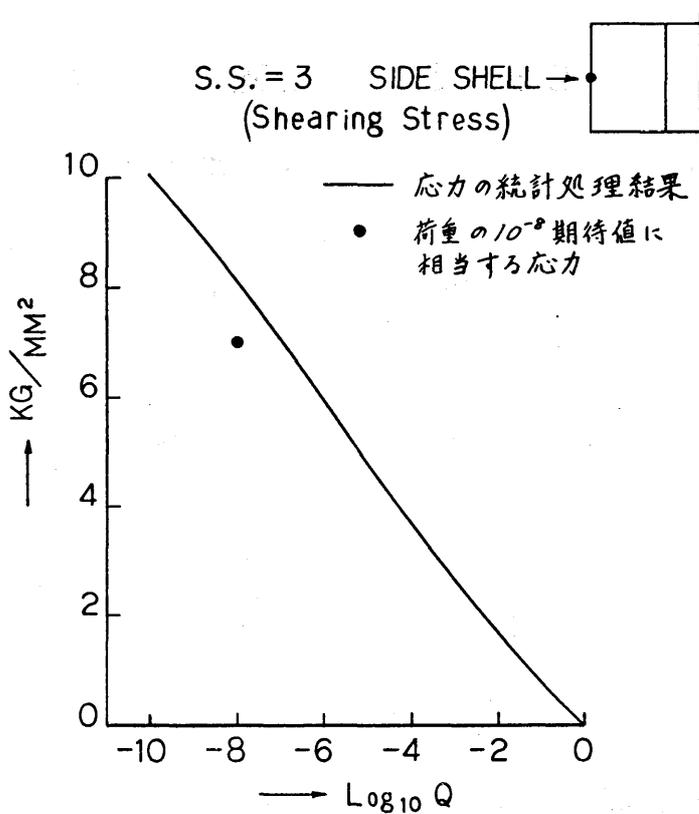
2.2.55 Long-Term Distribution of the Stress in the North Atlantic Ocean



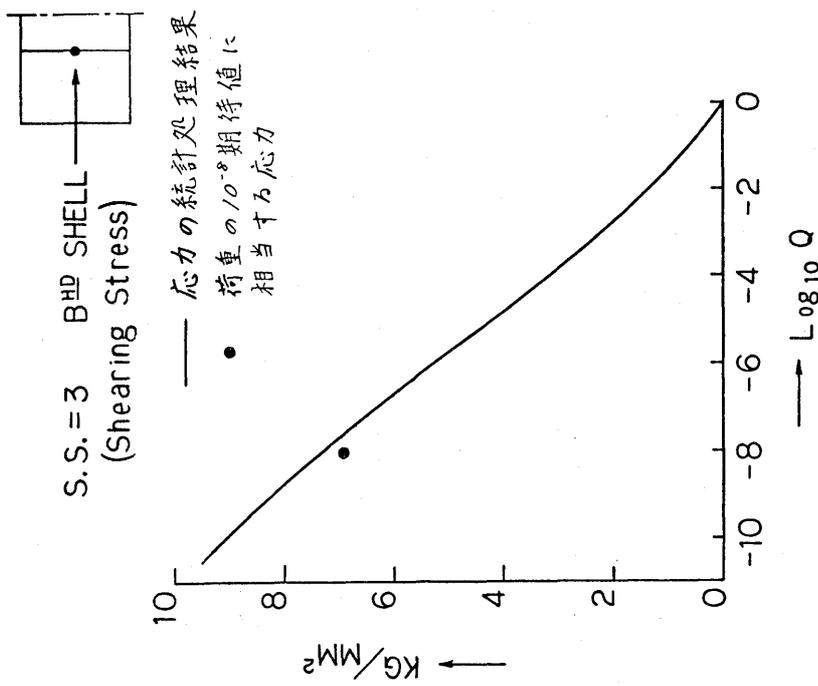
2.2.56 Long-Term Distribution of the Stress in the North Atlantic Ocean



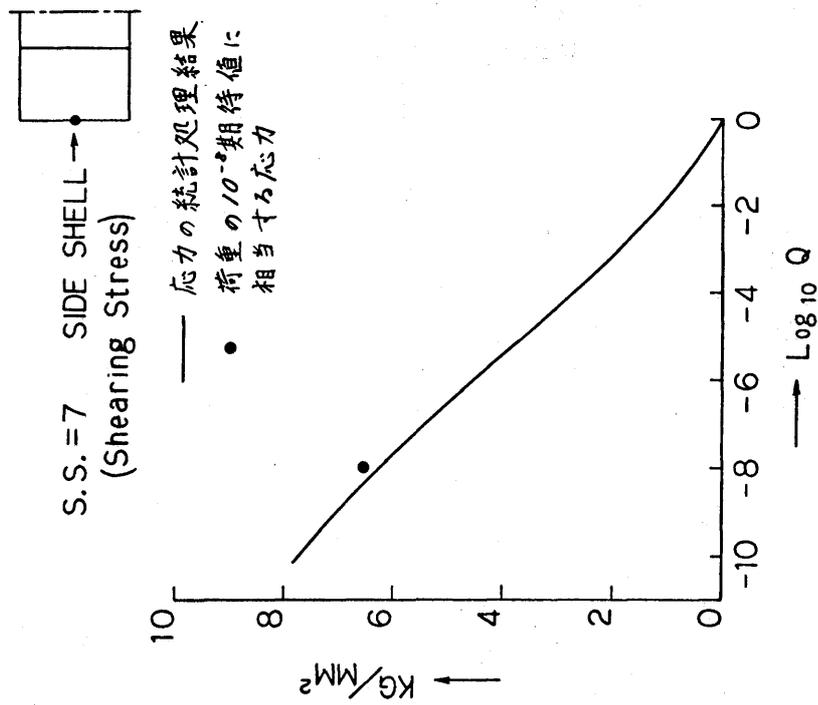
2.2.57 Long-Term Distribution of the Stress in the North Atlantic Ocean



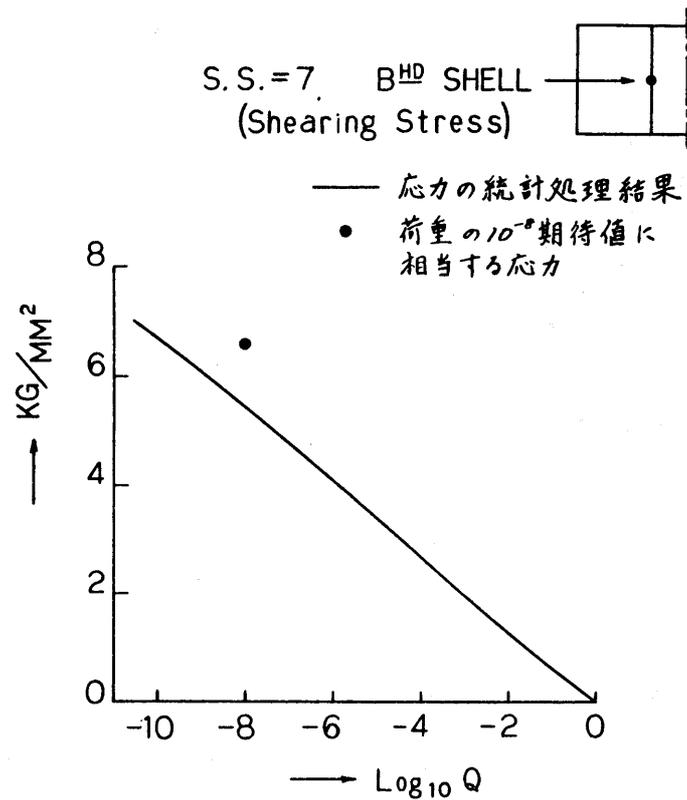
2.2.58 Long-Term Distribution of the Stress in the North Atlantic Ocean



2.259 Long-Term Distribution of the Stress in the North Atlantic Ocean



2.260 Long-Term Distribution of the Stress in the North Atlantic Ocean



2.2.61 Long-Term Distribution of the Stress in the North Atlantic Ocean

2.3. Bulk Carrier Hull Girder Strength 計算結果とその評価
 前項においてタンカーの Hull Girder Strength に関する検討がなされたが、本項においては前項と同様の手法をバルクキャリアに適用し、その Hull Girder Strength に関して検討を行った。本来この種の検討においては各種船型に対してシリーズ計算を行い広範囲な評価を行うのが妥当ではあるが、現時点においてはシリーズ計算を実施するに足る十分なシステムを完成していないために、三井造船にて建造された NK 船級 110,400 DWT バルクキャリア 1 隻のみの解析を行い、縦強度上の応力の長期予測を行うにとどめた。

2.3.1 供試船船型

解析に供した船は、NK 船級 110,400 DWT バルクキャリア (昭和 45 年度ルール) であり、その主要寸法及び ω 構造配置概要を FIG. 2.3.1 に示す。図示の如く本船の構造配置は、ビルジホッパー及び ω トップサイドタンクを有する一般的なバルクキャリアの構造である。本船は Upper Deck Part に高張力鋼 (降伏点 32 kg/mm^2) を使用している。

TABLE 2.3.1 に Strip Theory にて本船の波浪中における船体運動及び ω 波浪外力応答を計算するための主要データを表示してある。本表に示す如く各種応答計算は各々 Wave Direction 7 ケース、波長 16 ケースにつき行った。載荷状態は代表例として表示の如き Homogeneous Full Loading Condition を選定した。

2.3.2 規則波中の船体運動及び ω 波浪外力応答値

前記主要データに基づき三井造船の船体運動計算プログラム (Strip Theory) にて計算した規則波中における船体運動応答値を FIG. 2.3.2 に示す。本図において h_0 は波振幅 (波高/2)、 ω は波数 ($2\pi/\lambda$) を示す。又 FIG. 2.3.3 に規則波中において船体に負荷する波浪外力応答値の船長方向分布の一例 ($\lambda/L=10$ の場合) を示してある。本図で横軸は船長方向各 Station 番号であり、縦軸に各応答値 (無次元値) を示す。図示の如く曲げモーメントは船体中央部に最大となっているが、剪断力は Station 3 及び 8 近傍にて極大となっている。一方重心まわりの振りモーメントは、横波 ($\alpha=90^\circ$) の場合に分布の傾向が異なっているが、他は船体中央部付近にて最大値となっている。これら波浪外力の値及び ω 分布の傾向に関しては今後さらに比較検討が必要である。

2.3.3 波浪外力及び ω 応力の長期分布

Strip Theory にて求められた Wave Direction 7 ケース及び ω 波長 16 ケースに対する波浪外力応答値を用いて、ISSC-1970 波浪スペクトルにて短期分布を求め、さらに Walden による波浪の長期発現頻度統計資料を用いて、長期における波浪

外力の発現確率を計算し、その結果をFIG.2.3.4に示してある。FIG.2.3.4は横軸に発現確率を、縦軸に波浪外力の無次元値をとり、Station 3.5及び"8における長期分布を示す。又、船が約20年間に、波浪によって受ける事象の変動回数は一般に 10^8 といわれているが、この発現確率 10^{-8} における波浪荷重の期待値の船長方向分布をFIG.2.3.5に示す。図において曲げモーメントは中央部付近、剪断力はStation 3及び"8付近、及び重心まわりの捩りモーメントはStation 3付近にて最大値を示している。

次に船体横断面内において、曲げ応力及び剪断応力が大きいと思われる点を数個所選り、前記規則波中波浪外力応答値に対する各点の応力の応答値を計算し、波浪外力と同一の長期予測データを用いて応力の長期発現確率を求めた。

その計算結果をFIG.2.3.6及びFIG.2.3.7に示す。断面内の剪断応力は剪断流理論にて計算した。捩りモーメントによる応力の計算は行っていない。

FIG.2.3.7.1~3は発現確率 10^{-8} における各点の縦曲げ、水平曲げ及び縦剪断、水平剪断応力期待値を示す。又、FIG.2.3.7.4~5には縦曲げと水平曲げ応力及び縦剪断と水平剪断応力の応答値を、各々の位相を考慮して加之合せ、同様な予測計算を行い、発現確率 10^{-8} における船体中央部及びStation 8付近の各点のCombined Stressの期待値を示してある。尚、各応力の2乗和平均値も図示してあるが、本船の場合、比較的良く一致していると思われる。

FIG.2.3.6には船体中央部におけるCombined Bending Stress (σ_c)及びNO.1 Cargo Hold 後端(横隔壁の位置)におけるCombined Shear Stress (τ_c)の長期分布を示してある。()内の数値は静水中Homogeneous Full Loading Conditionにおける応力値を示す。これらの図から判る様に曲げ応力はRound Gunnel部(b点)にて最大となり、剪断応力は船側外板(f点)にて最大値が生じている。尚本船の載荷状態はHomogeneous Full Loadingの他にAlternate Loading, Ballast Condition等があり、各状態にて応力の予測値も異なるが、Homogeneous Full Loading Condition時に発現確率 10^{-8} に相当する波浪外力を受けたとすると、曲げ応力変動は中央部b点にて約 $-21.6 \sim +10.0 \text{ kg/mm}^2$ (平均 -5.8 kg/mm^2)、剪断応力変動はNO.1 Cargo Hold 後端f点にて約 $+7.2 \sim +10.8 \text{ kg/mm}^2$ (平均 $+2.8 \text{ kg/mm}^2$)となる。ただし、曲げ応力と剪断応力の位相は異なる。

2.3.4 考察

以上に、NK船級110,400 DWTバルクキャリアーのHull Girder Strengthに関し、Strip Theoryにより、Homogeneous Loading Conditionにおける波浪中での各応答値を計算し、ISSC-1970の波浪スペクトル及びWaldenによる波浪の長期発現頻度統計資料を用いて波浪外力及び応力値の長期予測を行ったが、

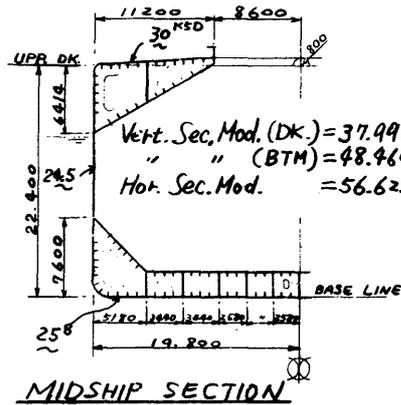
その結果を総合すると以下のような特徴が列挙できるであろう。

- (1) 曲げ応力は船体中央にて、剪断応力は Station 3 及び α 8 付近にて最大値が生ずる。また、接りによる応力値は計算していないが、接りモーメントは Station 3 付近にて最大となっている。
- (2) 船体横断面において、曲げ応力の最大値は Round Gunnel 部に生じ、剪断応力の最大値は Bilge Hopper 上端の船側外板に生ずる。
- (3) 本船の場合 Homogeneous Full Loading Condition における発現確率 10^{-8} に対する Round Gunnel, Bilge Circle 及び α 船側外板応力値は以下の通りである。

	平均応力	変動応力
中央部 Round Gunnel 部曲げ応力 (高張力鋼使用)	-5.8 kg/mm^2	15.8 kg/mm^2
中央部 Bilge Circle 部曲げ応力 (軟鋼材)	4.3 kg/mm^2	13.6 kg/mm^2
N.O.I.C.H. 後端 Bilge Hopper 上端の 船側外板剪断応力	2.8 kg/mm^2	8.0 kg/mm^2

- (4) 本船の場合、発現確率 10^{-8} における応力の統計予測値とこれに相当する 2 乗和平均値とが比較的良く一致しているといえる。

以上は本船の一載荷状態に限定した場合の Hull Girder Strength 検討結果であるが、これを総合的に評価するためには、バルクキャリア船型、一般配置、各船級協会(構造部材寸法)、航路別長期予測資料、各種載荷状態等を考慮する必要がある。



Class NK NS*
 Dead Wt. 110.400 D.W.T.
 Lpp = 249.000 (M)
 B = 39.600
 D = 22.430
 d = 15.600
 Cb = 0.832

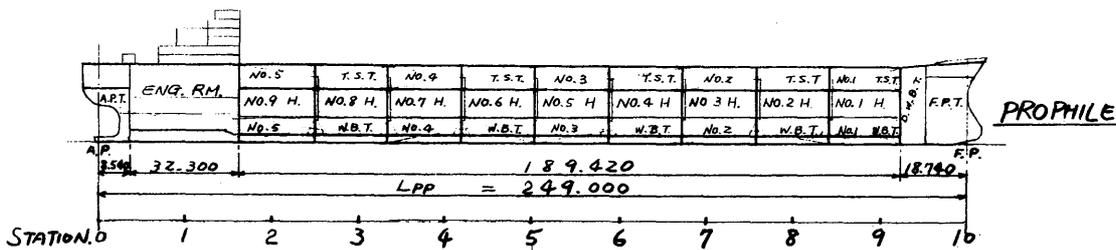


FIG 2.3.1. ROUGH STRUCTURAL ARRANGEMENT

PRINCIPAL DIMENSION	
LPP	249.000 (M)
B	39.600 (M)
D	22.400 (M)
LOAD. CONDITION	HOMOGENEOUS FULL
d	15.630 (M)
DISPLACEMENT	131.551 (TON)
Cb	0.832
Cw	0.903
Cm	0.9977
lcb	-6.430 (M)
KG	-6.580 (M)
GM	3.930 (M)
KG	12.350 (M)
TRIM	-0.130 (M)
RADIUS OF GYR. (LONG)	59.760 (M)
" " (TRANS)	12.750 (M)
ROLLING PERIOD	12.93 (SEC)
SHIP SPEED	14.9 (KNOT)

WAVE DIRECTION χ	0° 30° 60° 90° 120° 150° 180°	
$\sqrt{L/\lambda}$	0.3, 0.4, 0.5, 0.6, 0.7, 0.8, 0.9, 1.0, 1.1, 1.2, 1.3, 1.4, 1.5, 1.6, 1.7, 1.8	
WAVE SLOPE γ/HW	100.0	
WEIGHT DIST.	Wt. (TON)	MG (M)
LIGHT SHIP	20.051	8.74
CONSTANT	280	98.32
FUEL OIL	1.260	85.43
D.O.T. (P)	80	93.32
" (S)	80	94.29
FRESH W.T.	45	113.02
DRINK W.T.	45	113.91
NO. 1 HOLD	11.400	-95.13
NO. 2 "	12.147	-74.80
NO. 3 "	12.523	-53.96
NO. 4 "	12.212	-33.10
NO. 5 "	12.075	-11.87
NO. 6 "	12.376	9.50
NO. 7 "	12.523	30.52
NO. 8 "	12.478	51.60
NO. 9 "	11.976	72.77
TOTAL	131.551	-6.58

TABLE 2.3.1. DATA FOR SHIP MOTION & WAVE LOAD CALCULATION

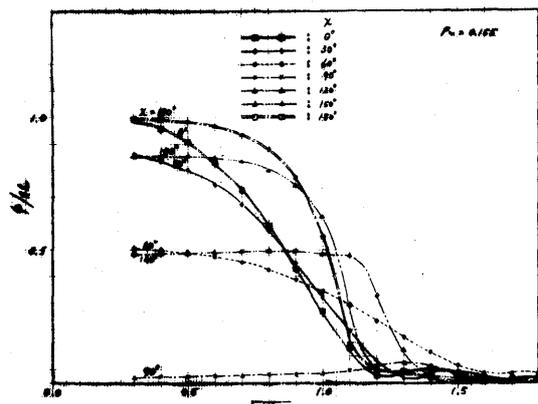


FIG. 2.3.2.1 PITCHING(φ)

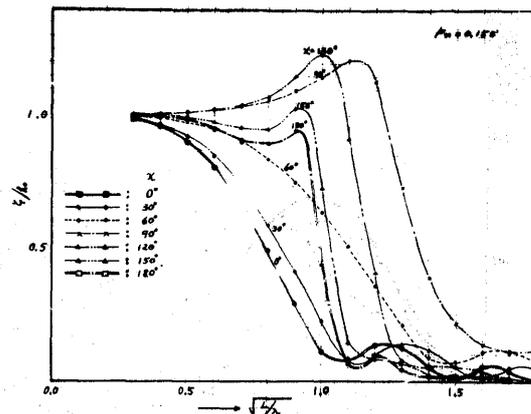


FIG. 2.3.2.2 HEAVING(ζ)

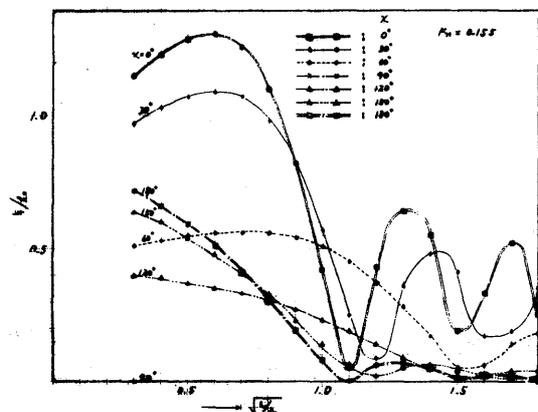


FIG. 2.3.2.3 SURGING(ξ)

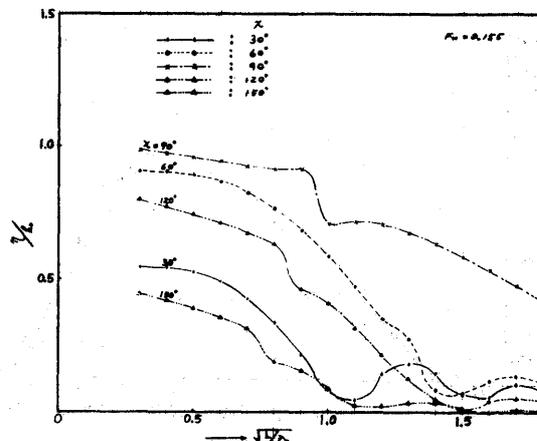


FIG. 2.3.2.4 SWAY(η)

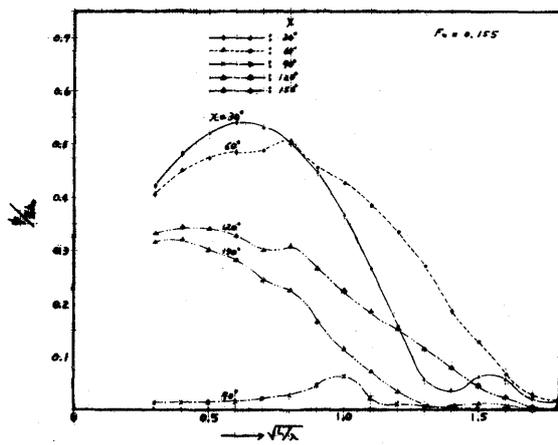


FIG. 2.3.2.5 YAW(ψ)

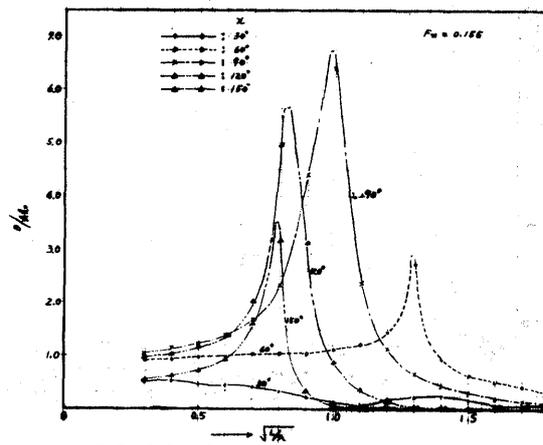


FIG. 2.3.2.6 ROLLING(θ)

FIG. 2.3.2 SHIP MOTION IN REGULAR WAVE

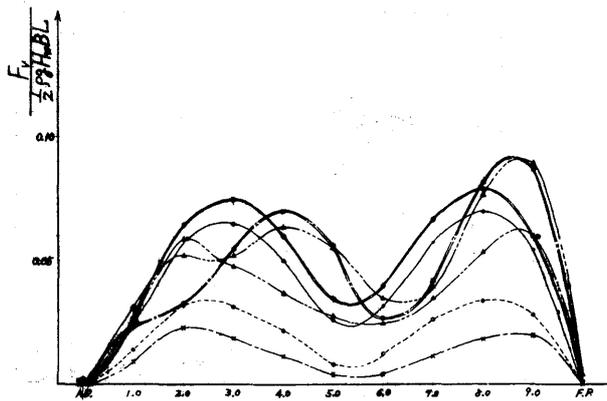


FIG. 2.3.3.1 VERTICAL SHEAR FORCE (F_v)

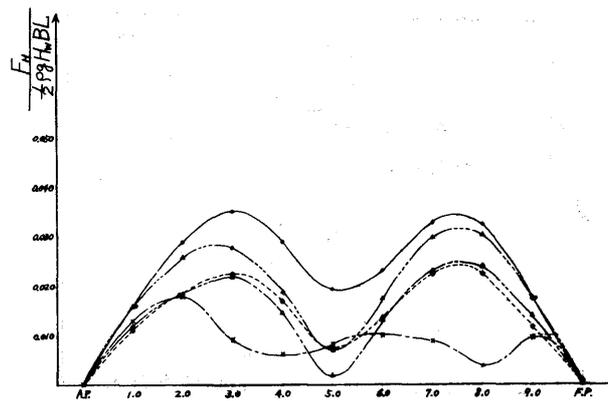


FIG. 2.3.3.2 HORIZONTAL SHEAR FORCE (F_h)

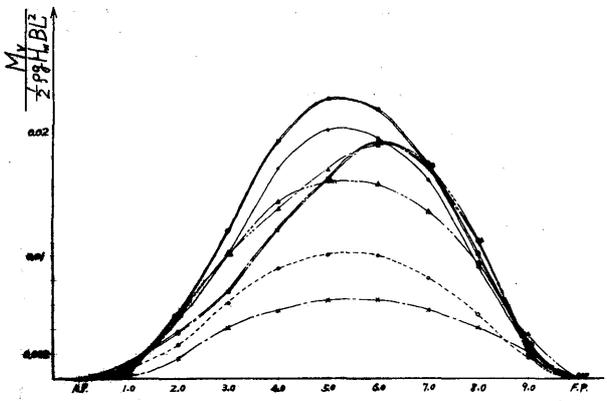


FIG. 2.3.3.3 VERTICAL BEND. MOMENT (M_v)

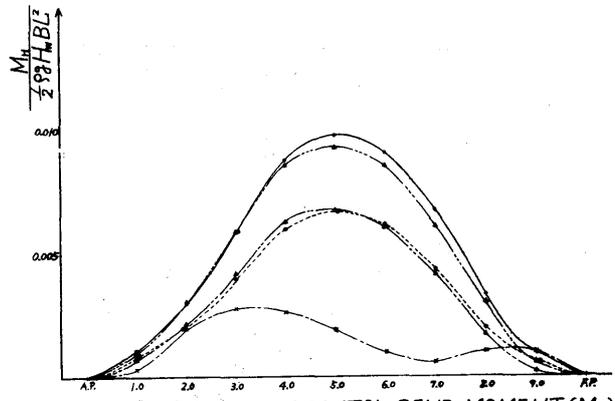


FIG. 2.3.3.4 HORIZONTAL BEND. MOMENT (M_h)

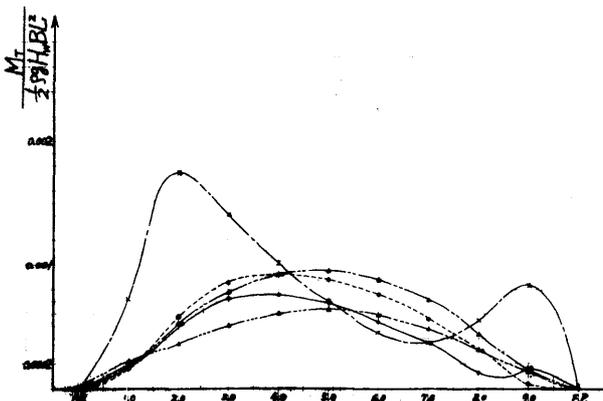


FIG. 2.3.3.5 TORSIONAL MOMENT (M_t)
(AROUND GRAVITY CENTER AT MIDSHIP)

FIG. 2.33 WAVE LOADS IN REGULAR WAVE (EXAMPLE)

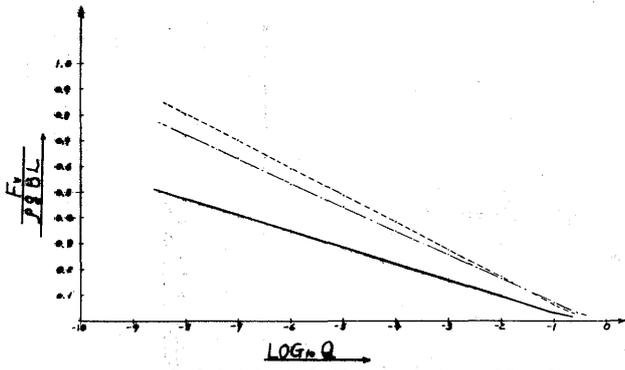


FIG. 2.3.4.1 VERTICAL SHEAR FORCE (F_V)

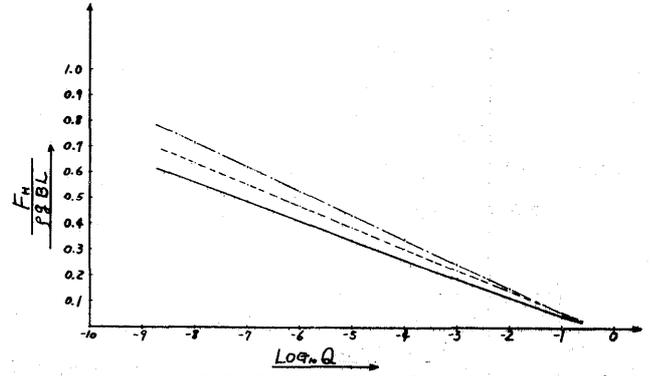


FIG. 2.3.4.2 HORIZONTAL SHEAR FORCE (F_H)

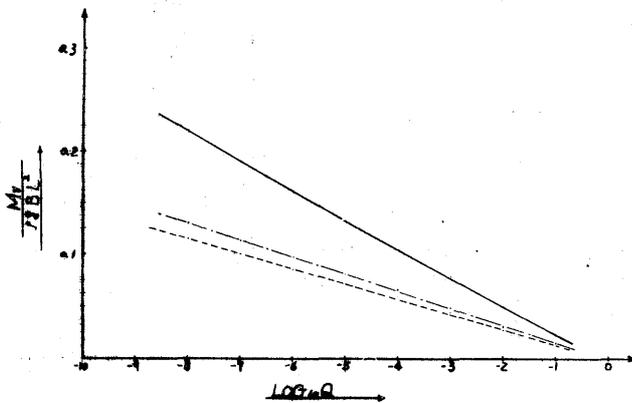


FIG. 2.3.4.3 VERTICAL BEND. MOMENT (M_V)

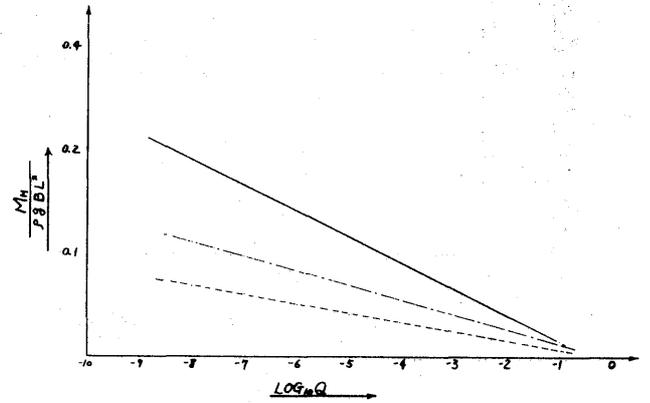


FIG. 2.3.4.4 HORIZONTAL BEND. MOMENT (M_H)

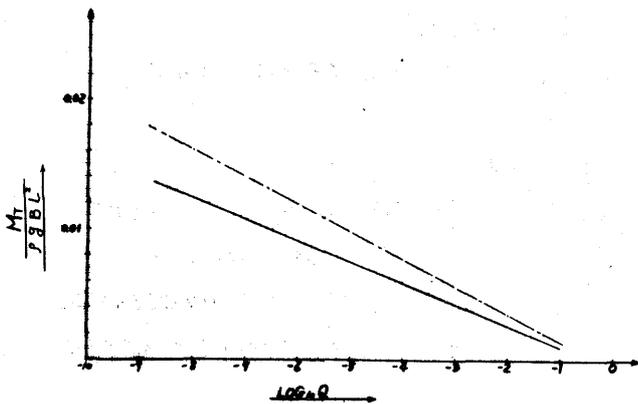


FIG. 2.3.4.5 TORSIONAL MOMENT (M_T)

FIG. 2.3.4 LONG TERM DISTRIBUTION OF WAVE LOADS.

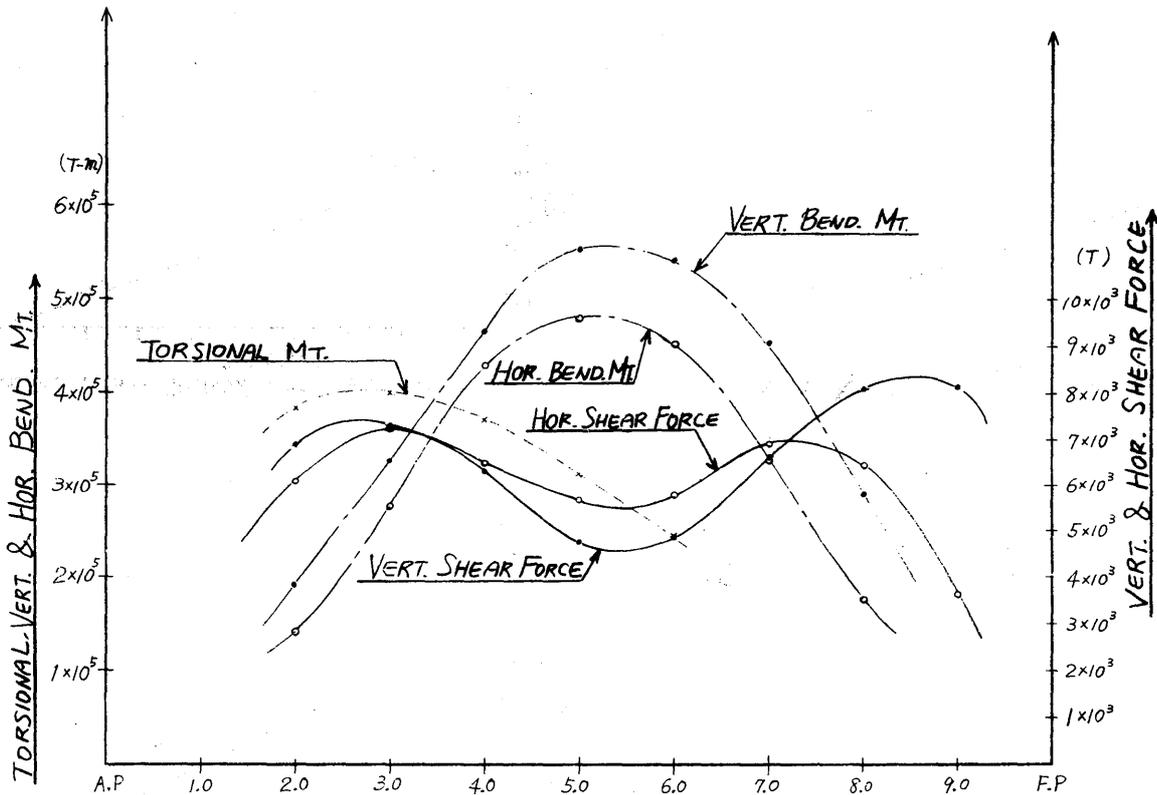


FIG. 2.3.5 WAVE LOADS AT PROPABILITY 10^{-8}

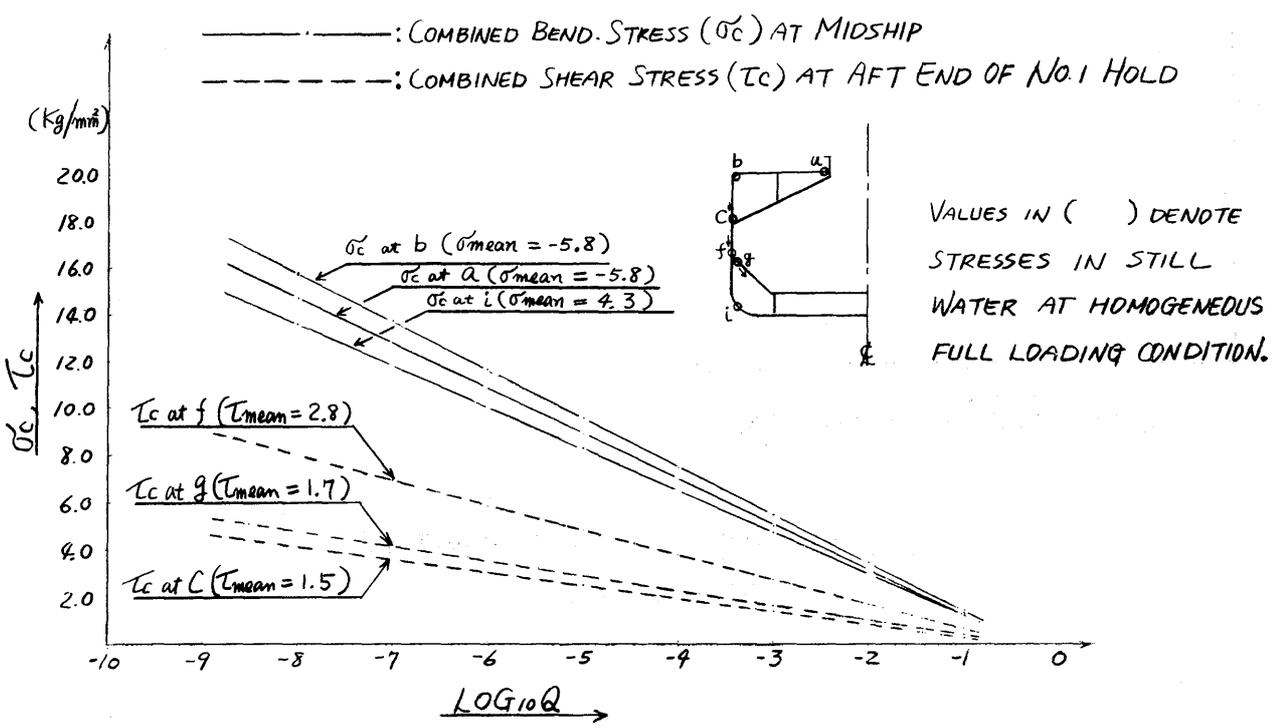


FIG. 2.3.6 LONG TERM DISTRIBUTION OF COMBINED BEND. STRESS AND COMBINED SHEAR STRESS

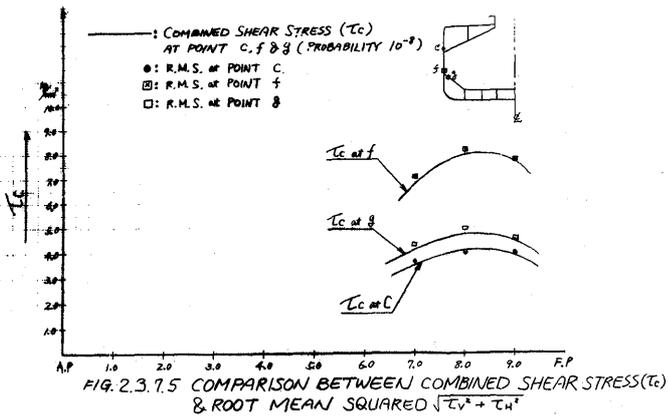
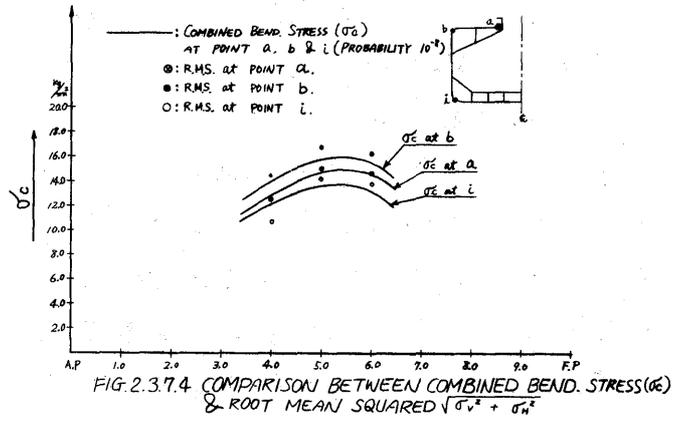
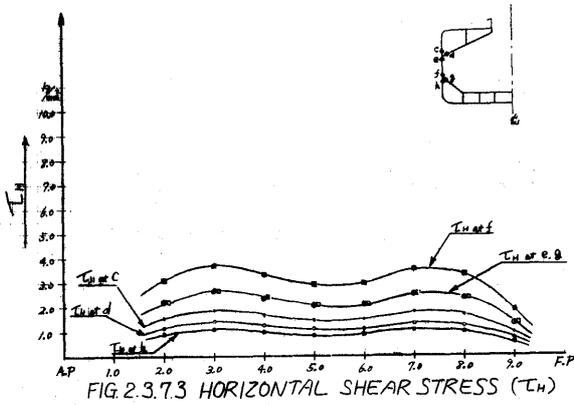
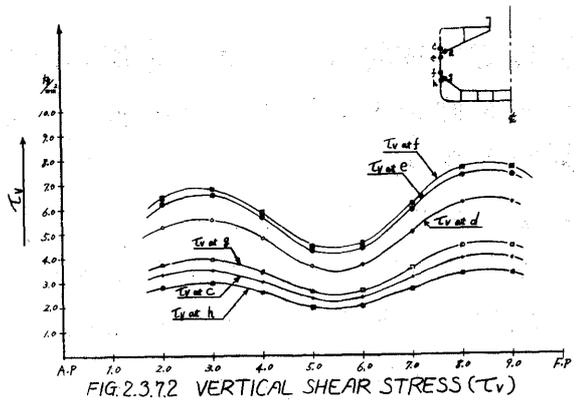
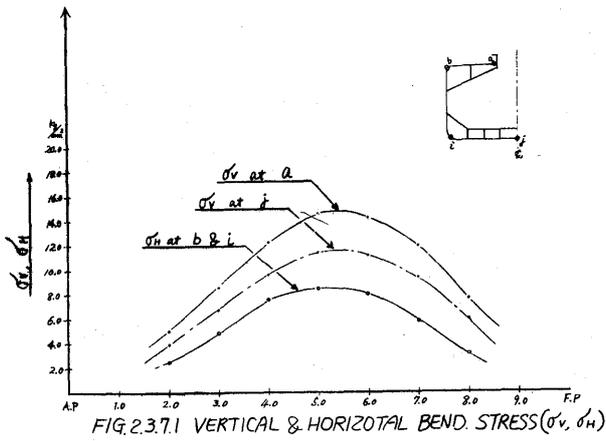


FIG. 2.3.7 EXTREME VALUE OF BEND STRESS & SHEAR STRESS AT PROBABILITY 10^{-8}

2.4 設計理念検討のための基礎研究

設計理念を検討するための基礎的研究として、タンカーの玄側タンク内トランスバース部材をとりあげ単純化した平面モデルについて有限要素法による2次元解析を実施した。

2.4.1 目的

タンカーの玄側タンク内トランスバースについて次の項目に示すようにおもに構造配置上の変化にもとづく主応力分布の変動の模様を把握する。

- (1) タンスサイズ、タンク寸法比およびストラット配置と主応力分布
- (2) トランスバースのコーナー部形状と主応力分布
- (3) トランスバースの断面特性と主応力分布
- (4) Corrosion Margin と主応力分布

2.4.2 構造解析モデル

(1) 構造モデル

タンカーの荷油倉内玄側タンクを対象として単独のタンクモデルを選定した。タンク深さ $D=30m$ 、巾 $B=20m$ で1ストラット付のタンクを標準型(I型原型)とし、巾を $15m$ としタンク寸法比 $D/B=2.0$ とする場合および標準型と相似な深さ $18m$ 型についてもモデルタンクを設定した。

構造配置上の要因を種々変化し各モデルの構造図を表示すると表2.4.1のようである。

構造寸法の決定には日本海事協会鋼船規則第28編油槽船の規則を準用したが、次の相当船型を対象とした。

型 (深さ)	船長 (L) (m)	満載吃水 (d) (m)	トランス間隔 (m/m)	縦肋骨間隔 (m/m)
30m型	360	23.0	6.000	1.100
18m型	216	13.8	3.600	900

(2) 荷重状態

荷重状態として表2.4.1.に示すように4状態を選んだ。それぞれの荷重状態は実際のタンカーにおいて次の荷重状態にほぼ対応する。

状態 A: 玄側タンク空倉、中央タンク満倉の満載状態で船体傾斜時の最大荷重状態

状態 B: 玄側タンク空倉、中央タンク満倉の満載状態または玄側タンク満倉、中央タンク空倉の軽荷状態

状態 C: 玄側タンク、中央タンクとも空倉の満載状態または玄側タンク、中央タンクとも満倉の軽荷状態

状態 D: 玄側タンクのせん断変形

表 2.4.1 構造モデル

寸法 ク比	構造図	タイプ	NO.	構造様式	荷重状態				
					A	B	C	D	
D/B = 1.5	I型	I型	1	原型 (深さ: 30m タンク寸法比: 1.5, 1支材)	○	○	○	○	
			2	コナ半径の影響 船底トランスのコナ半径(RB)を50%小さくした場合 (RB=2m.200)		○	○		
			3	コナ半径の影響 船底トランスのコナ半径(RB)を50%大きくした場合 (RB=6m.600)		○	○		
			4	コナ半径の影響 支材のコナ半径(Rs)を1m.000とした場合		○	○		
	II型	II型	5	断面特性の影響 桁深さを夫々10%浅くした場合 但しウェブ断面積, 断面係数は一定とする。		○	○		
			6	断面特性の影響 ウェブ厚さを夫々10%厚くした場合		○	○		
			7	断面特性の影響 支材の深さを50%深くした場合 但し断面積を一定とする。		○	○		
			8	CORROSION MARGINの影響 NKルール規定のCORROSION MARGINを差引いた場合		○	○		
D/B = 2.0	III型	III型	9	原型 (深さ: 30m タンク寸法比: 1.5, 無支材)		○	○	○	
			10	原型 (深さ: 30m タンク寸法比: 2.0, 1支材)		○	○	○	
	IV型	IV型	11	原型 (深さ: 30m タンク寸法比: 2.0, 2支材)	○	○	○	○	
			12	コナ半径の影響 船底トランスのコナ半径(RB)を50%小さくした場合 (RB=1m.900)		○	○		
	V型	V型	13	原型 (深さ: 18m タンク寸法比: 1.5, 1支材)		○	○	○	
			14	CORROSION MARGINの影響 NKルール規定のCORROSION MARGINを差引いた場合		○	○		
D/B = 1.5	V型	V型	荷重状態 A				荷重状態 B	荷重状態 C	荷重状態 D

(3) 支持および平衡条件

支持条件は図2.4.1.のように設定した。船底に作用する垂直方向の荷重は船側外板と縦隔壁とが均等に分担するものと仮定した。また荷重状態AおよびCにおいては船側外板と縦隔壁に作用する水平方向荷重は非対称となり不平衡を生ずるが、その不平衡力は船底外板と上甲板が分担するものとした。

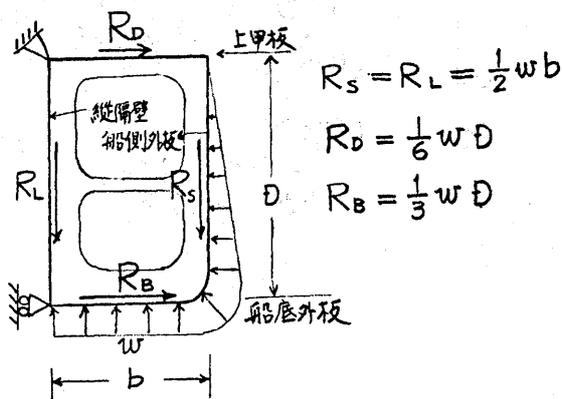


図 2.4.1. 支持および平衡条件

たとえば荷重状態Cでは図示のごとく

船側に作用する三角分布荷重に対し静定的にそれぞれの支持点に作用する水平方向の反力に等しくとった。

(4) 外板およびトランス面材の有効巾

船底、船側外板、上甲板、縦隔壁およびトランスバースの面材の有効巾はすべて100%有効に働くものとし、その面積をバ-エレメントとしてトランスバースに附加した。

2.4.3. 計算

以上の構造モデルを表2.4.1.において○印で示す荷重状態について解析した。

日本IBM社の二次元有限要素法解析プログラム FEM-PLANE を使用してトランスウェブの主応力、面材および外板の直応力、トランスの変形を計算した。メッシュ分割の一例を示すと図2.4.2.のようである。

また図2.4.3.に示すように各主要部の応力値を各荷重状態について示すと表2.4.2.のようである。なお、図に示す荷重状態Dは深さD=30m型(I,II,IV型)に対しては船側外板に1,000tを、また深さD=18m型(V型)に対しては500tの荷重をかけるタンクを舷側が重れ下るよう相対変位させたものである。それらの結果から、タンクの相対変位量を上甲板舷側部で $\frac{7}{10,000}B$ と仮定し、また相対変位方向を舷側が持上る方向にとって応力値を求めると表2.4.2.において荷重状態D'に示すようである。

D=30M, B=20M STANDARD TYPE
INPUT DATA MESHES

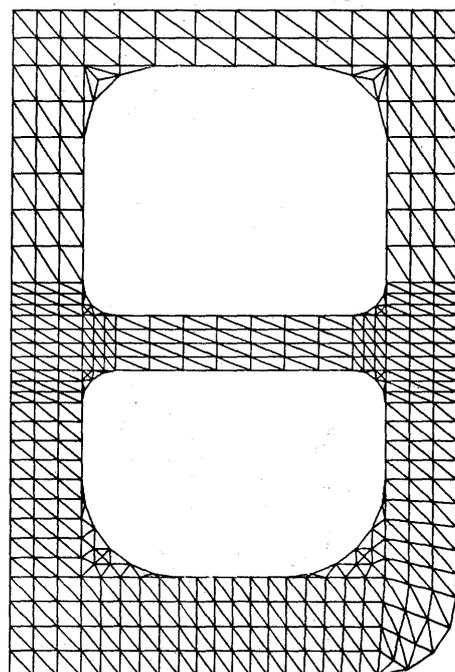
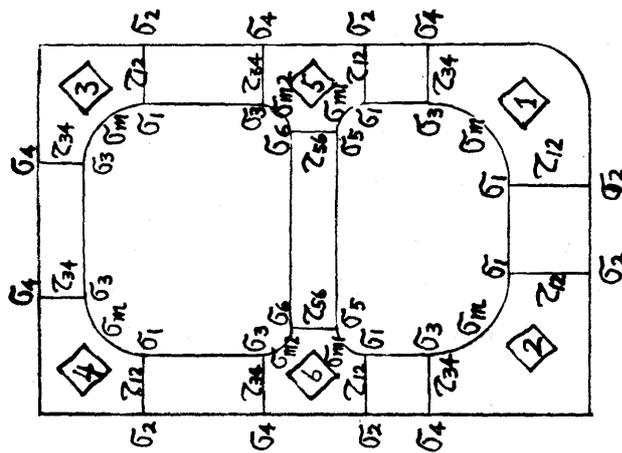
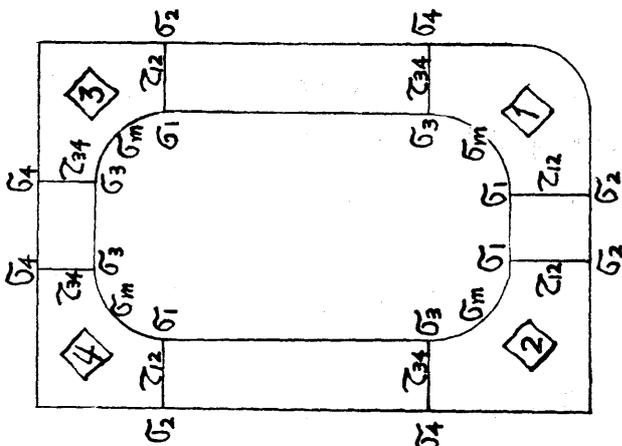


図 2.4.2. メッシュ分割図

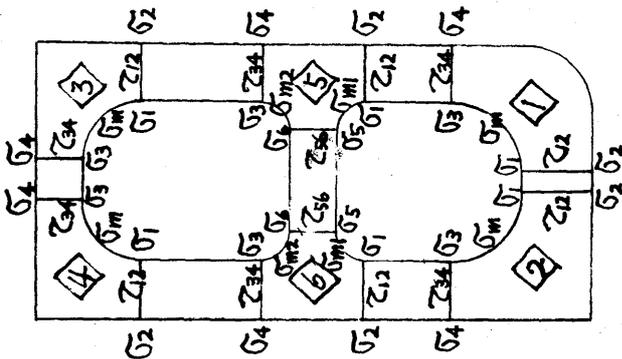
I & V 型



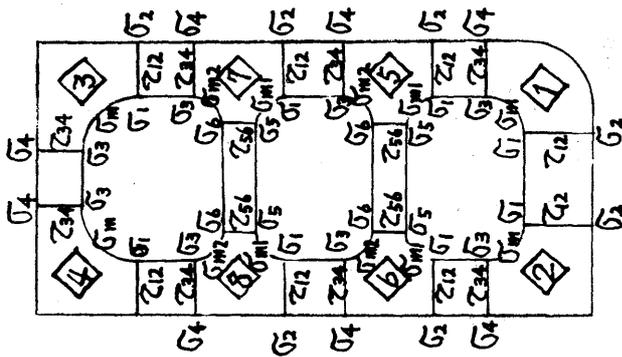
II 型



III 型



IV 型



- 注 1. \diamond EPはブロック番号を示す。
 2. $\sigma_1 \sim \sigma_6$ はトランス面材または外板の直応力を示す。 3. σ_m はトランス面材の最大直応力を示す。
 4. $\tau_{12} \sim \tau_{56}$ はウエブ断面の最大せん断応力を示す。

図 2.4.3. ブロック分割図

タンクの相対変位の方法は一般にそのタンクに作用する垂直荷重によって生ずる変位の方法と全じになるので荷重状態A, B, Cのようにタンクが空倉で深吃水の場合には左側が持上る方向に菱形変形する。

2.4.4. 考察

(1) 支持および平衡条件について

タンカーのトランスリングの二次元解析は通常図2.4.4.に示すように左側タンクのせん断変形を許さない図(b)の状態とせん断変形を与える図(c)の状態に分けて解析し、両者の応力を重ねて実際の応力値が求められる。また実船においては図(b), (c)において各支持点における垂直方向および水平方向の反力はそれぞれ船側外板と縦隔壁および船底外板と甲板が分担するものと考えられる。したがって1次計算によって各反力を計算し、それらの反力を図(b), (c')に示すように適当に外板に分布した状態で応力解析を実施するのが好ましい。しかしながら、今回の解析では前述のように図2.4.1.に示す支持および平衡条件で荷重状態A, B, Cでは外板の分担力を静定的に釣合うよう仮定している。したがって、そのような仮定条件では、一般にトランスリングのせん断変形を生ずる結果となる。すなわち荷重状態Cを例にとると図2.4.1.で仮定した R_s , R_L および R_D , R_B はそれぞれ図2.4.4.において図(b)に示す R_{v2} , R_{v1} および R_{H1} , R_{H2} と異なっているためである。また荷重状態Dでは外板の分担力を考慮していないので支脚部に反力が集中し、その附近の応力が乱れている。

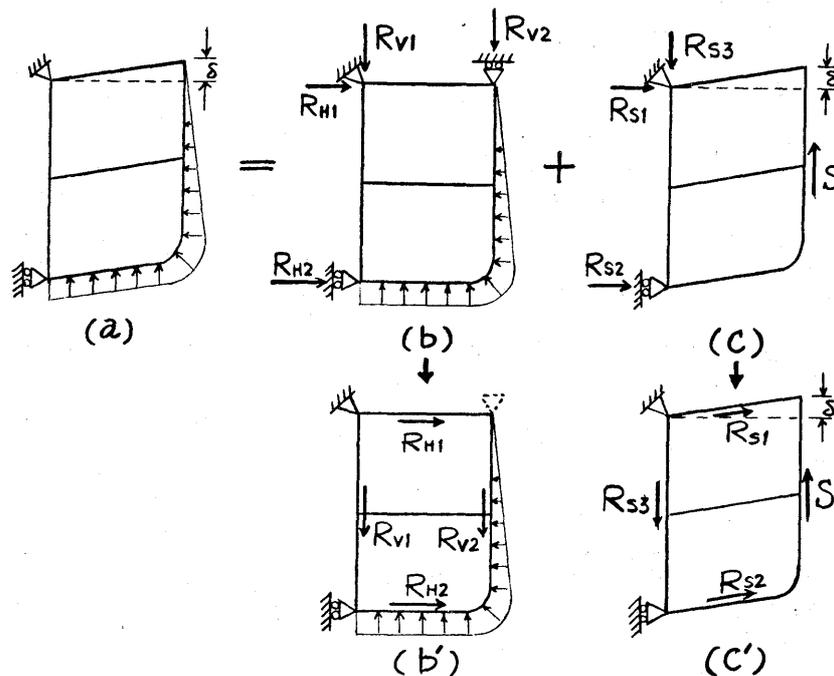


図 2.4.4. 平衡条件

(2) タンクサイズの影響

タンクサイズの影響を考察するために設定したモデルは深さ $D = 30m$ の I 型 M-1 と $D = 18m$ の V 型 M-13 である。

a) 荷重状態 B

図 2.4.5. において図 I-1-B と図 V-13-B を比較すると次のようである。M-13 は M-1 に比べて全般的に応力が低い。

表 2.4.2. よりトランス面材の直応力およびウェブのせん断応力の最大はビルヂコーナー部に生じているが、M-13 は M-1 に比べ面材の直応力 (σ_m) は約 15% またウェブのせん断応力 (τ_w) は約 30% 減少している。

また外板の直応力はほとんどのトランスの軸応力を与えると考えられるが、その応力も全般的に約 40% 減少しており、タンクの大型化により軸応力が増大することを示している。

b) 荷重状態 C

図 2.4.6. において図 I-1-C と図 V-13-C を比較すると次のようである。

M-1 はトランスリングのせん断変形が大きく約 $1/850 B$ で M-13 の約 $1/600 B$ に比べ大きい。トランスリングのせん断変形量が相似するように面材の直応力やウェブのせん断応力を修正して比較すると荷重状態 B とほぼ全般的な割合で応力が減少している。また両側の縦トランスは一緒に曲げ変形するが、縦隔壁トランスの撓み量は M-1 では約 $1/650 D$, M-13 では約 $1/250 D$ で、せん断変形とほぼ全般的割合で M-1 が大きい。

このことはこのような荷重およびトランス構造では大型船ほどタンクの全体剛性が低下することを示している。

c) 荷重状態 D

荷重状態 D の解析結果を図 2.4.7. に示す。

表 2.4.2. で M-1 と M-13 を比較し、M-13 はトランスウェブのせん断応力は約 15~25% 減少しているが、コーナー部面材の直応力は逆に 15~25% 大きくなっている。このことは一般に大型船ほどタンクのせん断変形に寄与するトランスのせん断剛性が曲げ剛性より相対的に高くなることを示している。

(3) タンク寸法比の影響

タンク寸法比の影響を考察するために設定したモデルは I 型 M-1 のタンク巾 $B = 20m$ を $15m$ とした III 型 M-10 である。

a) 荷重状態 B

図 2.4.8. において図 I-1-B と図 III-10-B を比較すると次のようである。

M-10 は M-1 に比べ支材の軸力が増し、逆に船底トランスの軸力が減少する。したがって支材および支材基部の応力は M-10 が幾分高くなって

いるが、その他の箇所は全般的に低い。

また船底トランス中央部ではM-1の場合、船底荷重によってホグの曲げモーメントが生じているが、M-10では両側の荷重の影響をうけ逆にサグの曲げモーメントが生じている。とくにM-10では船底トランス部面材の直応力分布は一様性を示し、トランス中央部の応力(-9.5 kg/mm²)とコーナー部最大応力(-13.4 kg/mm²)との比は約0.7である。

b) 荷重状態C

図2.4.9.において図I-1-Cと図III-10-Cを比較しM-10はM-1に比べ全般的に応力が低いとその低下率は荷重状態Bほどではない。

甲板トランスウェブのせん断応力は逆にM-10が大きくM-1の-10.8 kg/mm²に対し-13.6 kg/mm²を示している。

トランスリングのせん断変形量はM-10の場合約 $\frac{1}{4500}B$ でM-1(約 $\frac{1}{850}B$)と比べ小さくタンク巾がせまくなるとトランス全体のせん断剛性が増加する傾向を示している。

(4) 支材配置の影響

支材配置の影響を考察するために設定したモデルはI型M-1(1支材)と無支材としたII型M-9とII型M-10(1支材)を2支材としたIV型M-11である。

a) 荷重状態A

図2.4.10.において図I-1-Aと図IV-11-Aを比較すると次のようである。

両者とも甲板および船底トランスの船側コーナー部面材に大きな圧縮応力が生じているがM-1ではそれぞれ-26.0 kg/mm²および-29.3 kg/mm²の値を示しM-11より大きい。

最も大きな相違点は支材の応答でM-1では支材はおもに軸力を分担するがM-11の場合には上下部支材はそれぞれ逆の曲げモーメントを分担し、縦隔壁側の上部支材基部の上部面材および下部支材基部の下部面材にそれぞれ-18.3 kg/mm²および-16.8 kg/mm²の大きな圧縮応力が生じている。

またトランスウェブのせん断応力はM-11はM-1に比べ全般的に小さくなっているが甲板トランスおよび縦隔壁トランスの上部支材基部上部にM-1より大きな応力が生じているのが特徴である。

b) 荷重状態B

図2.4.11.において図I-1-Bと図II-9-Bおよび図2.4.12.において図III-10-Bと図IV-11-Bとを比較すると次のようである。

まずM-1(1支材)とM-9(無支材)を比較して荷重状態Bのように両側に対称荷重をうけるときは支材の拘束度が非常に大きく、したがって応力分布および変形の模様は本質的に相違する。

M-1の場合は両側に作用する荷重を支材と船底トランスの軸力で支えよ

うとするが、M-9ではおもに甲板および船底トランスの曲げで支えている。したがってM-9では船底トランスには、ほゞ一称の大きなサグの曲げモーメントが生じているがM-1では中央部に逆にホゲの曲げモーメントが生じているのと対照的である。

またM-9では豎トランスの中央部に大きな曲げと軸応力が生じており、大きく変形しているがその撓み量は約 $\frac{1}{1500}D$ である。

面材およびウェブの最大応力はいづれも船底コーナー部に生じているが、M-9はM-1にくらべ面材の直応力は約25%またウェブのせん断応力は約2倍大きくなっている。

次にタンク寸法比 $D/B = 2.0$ の場合についてM-10 (1支材) とM-11 (2支材) を比較する。

M-11はM-10に比べ全般的に応力が低い。

M-11では2支材がそれぞれ約 7 kg/mm^2 の軸応力で豎トランスに作用する荷重を分担するので、船底および甲板トランスの曲げ応力も小さい。

c) 荷重状態C

図2.4.13.において図I-1-Cと図II-9-Cおよび図2.4.14.において図III-10-Cと図IV-11-Cとを比較すると次のようである。

まづM-1 (1支材) とM-9 (無支材) を比較して荷重状態Bとは逆にM-9はM-1に比べ全般的に応力が低くなる。

たとえば面材およびウェブの最大直応力およびせん断応力はいづれもビルダコーナー部に生じているが、それぞれ約25%および約4% M-9が小さい。またM-1では船側荷重によって船側および縦隔壁トランスはともに大きく変形するがその変形量はM-9の船側トランスの変形量より大きい。

次にM-10 (1支材) とM-11 (2支材) を比較して変形および応力値には大きな変化がない。

M-11の上部支材には曲げモーメントが流入し支材基部に大きな圧縮応力が生じている。

d) 荷重状態D'

荷重状態Dの解析結果を図2.4.15.および図2.4.16.に示す。

M-9 (無支材) とM-1 (1支材) およびM-11 (2支材) を比較し、表2.4.2.に示すように各支材には甲板、船底トランスと全称に両端を固定として強制相対垂直変位を与えたときに生ずる曲げとせん断応力が生じている。支材基部コーナー部面材には割合小さいコーナー半径による形状的な応力集中の影響をうけ最も大きな直応力が発生する。

また支材のウェブのせん断応力も大きく板厚の薄い上甲板トランスウェブとともに最大応力値を示している。

タンク巾の小さい ($D/B=2.0$) 2 支材の M-11 では最もせん断応力が大きく逆に最も曲げ応力が小さい。

一般にタンク寸法比 D/B が大きくなる程また支材の数が多くなるとタンクのせん断変形に寄与するトランスのせん断剛性が曲げ剛性より高くなることを示している。

(5) 船底トランスのコーナ半径の影響

船底トランスのコーナ部形状の影響を考察するために設定したモデルは I 型については M-1 のコーナ半径 $R_B=4.40m$ に対し 50% 小さくした M-2 ($R_B=2.20m$) と 50% 大きくした M-3 ($R_B=6.60m$) である。

また IV 型についても M-11 のコーナ半径 $R_B=3.80m$ に対し 50% 小さくした M-12 はいづれも M-1 および M-11 の船底トランスのコーナ半径を変えたのみで面材の寸法やウェブ厚さは全く同一としている。

a) 荷重状態 B

まず図 2.4.17 において図 I-1-B と図 I-2-B および図 2.4.18. において図 I-2-B と図 I-3-B を比較すると次のようである。

3 者はいづれも支材より上部のトランスリングの応力は全く変化せず支材下部のトランスリングにのみ応力の変化が現われている。

図 2.4.19. (a) は下部トランスリングの面材および船底外板の直応力分布を示したものでコーナ半径を大きくするとコーナ部面材の最大直応力は小さくなるとともに船底トランス部の応力分布は一様化する。

また船底トランスのスパン中央部では曲げモーメントは減少し、M-3 ではほぼ零になる。ビルゲコーナ部ウェブについて応力強さとして最大主応力差すなわち最大せん断応力の 2 倍をとり $\sigma = \sigma_1 - \sigma_2$ を求めその等高線図を示すと図 2.4.20. (a) のようである。

コーナ半径を小さくするとビルゲ部トランスのコーナ R 止り付近のウェブに局部的に応力強さ σ および応力勾配の高い領域がウェブの深さ方向に広がる傾向を示している。

次に図 2.4.21. において図 IV-11-B と図 IV-12-B を比較する。

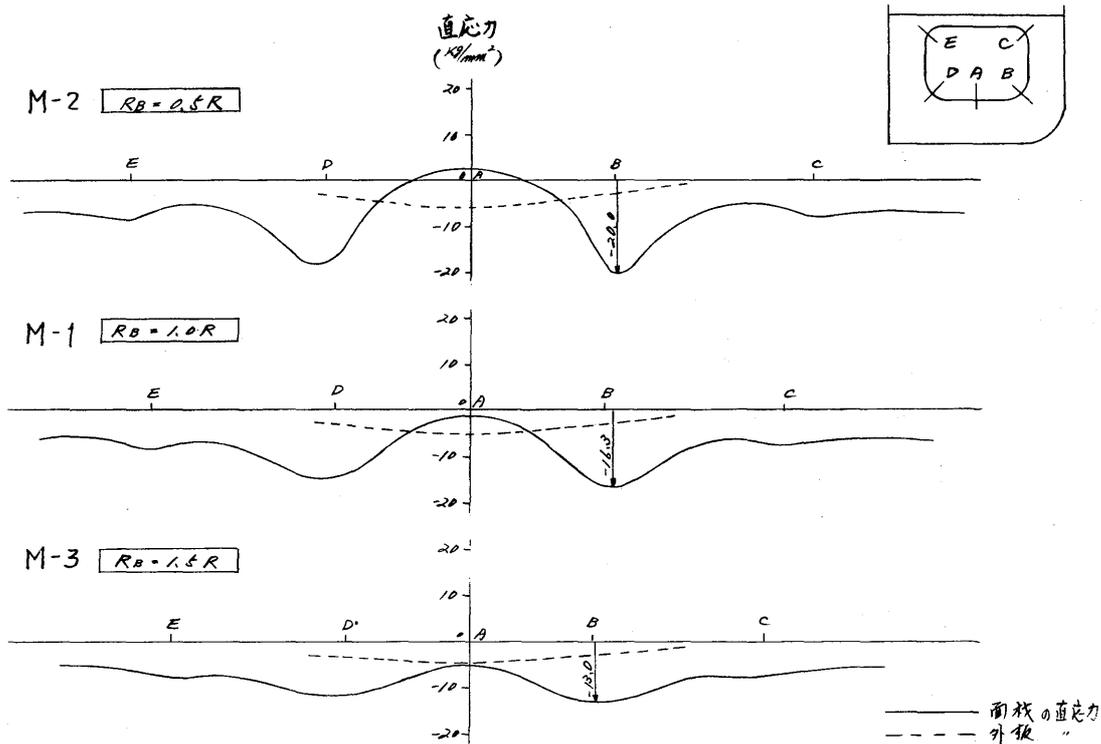
I 型の場合と全称にコーナ半径の変化の影響は下部支材より下部のトランスに限定され支材が多い程影響範囲がせまくなる傾向を示している。

すなわち支材が多い程 2 次応力的な性格をおびてくる。

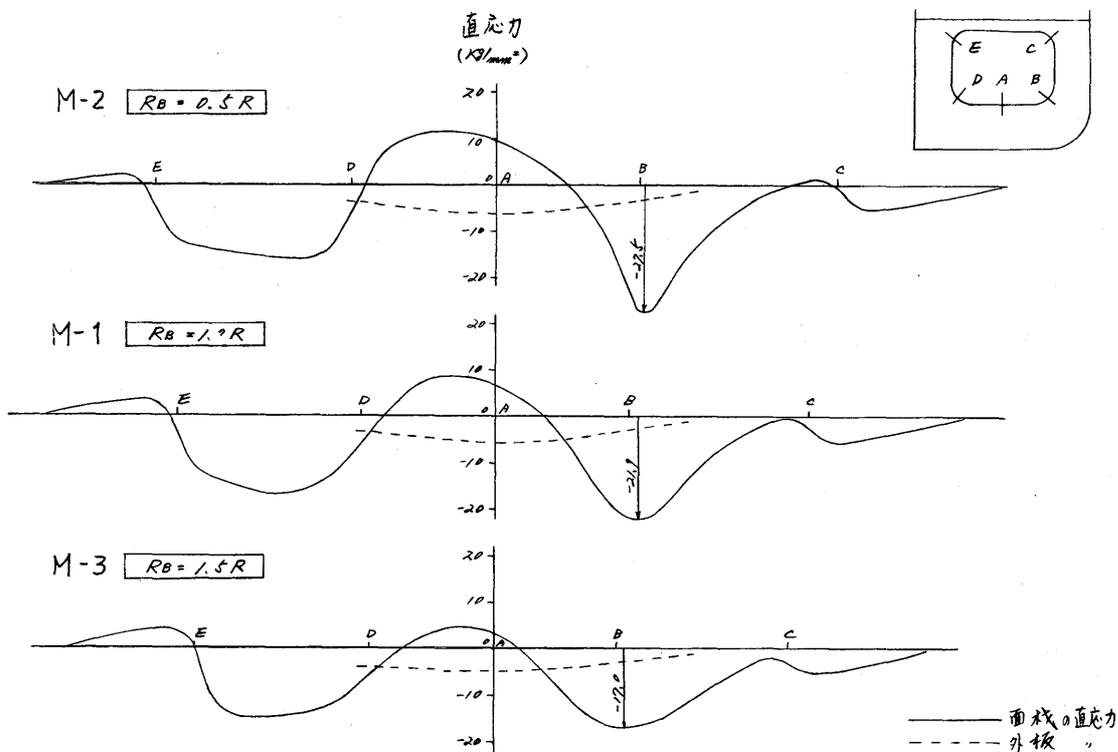
b) 荷重状態 C

図 2.4.22. において図 I-1-C と図 I-2-C および図 2.4.23. において図 I-2-C と図 I-3-C を比較し、荷重状態 B と全称に支材より上部のトランスリングの応力値に変化はない。

図 2.4.19. (b) および図 2.4.20. (b) は全称に下部トランスリングの面材直応

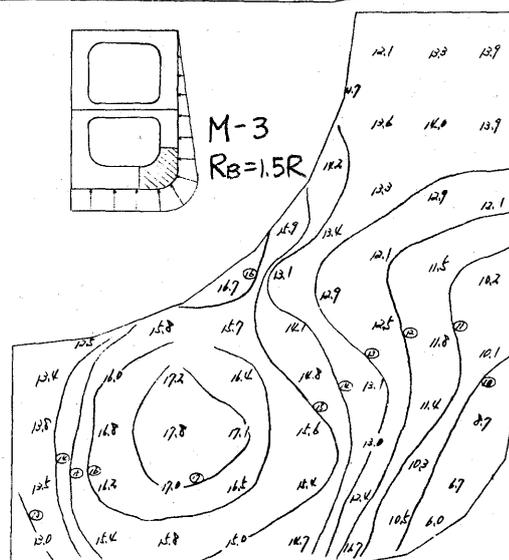
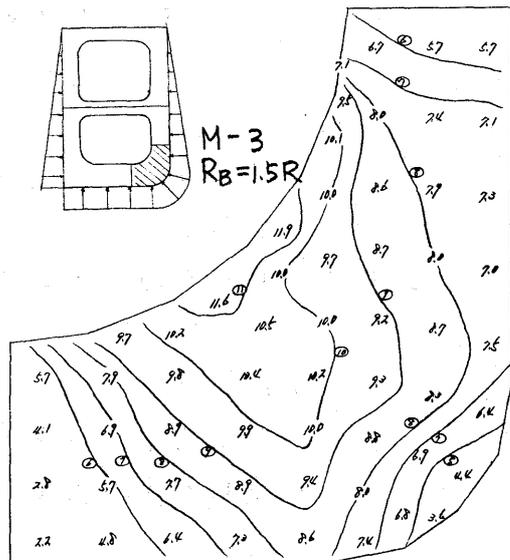
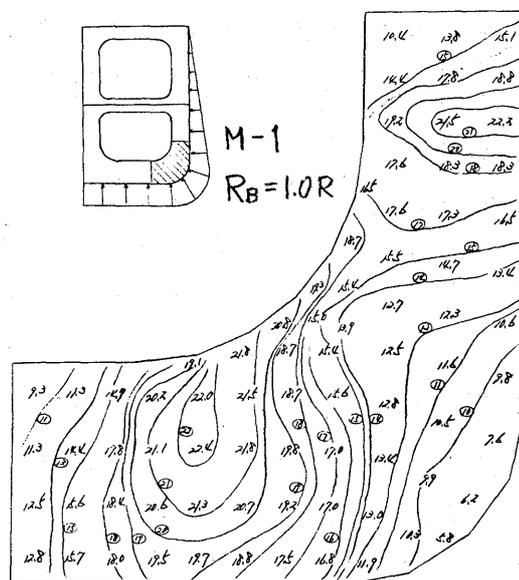
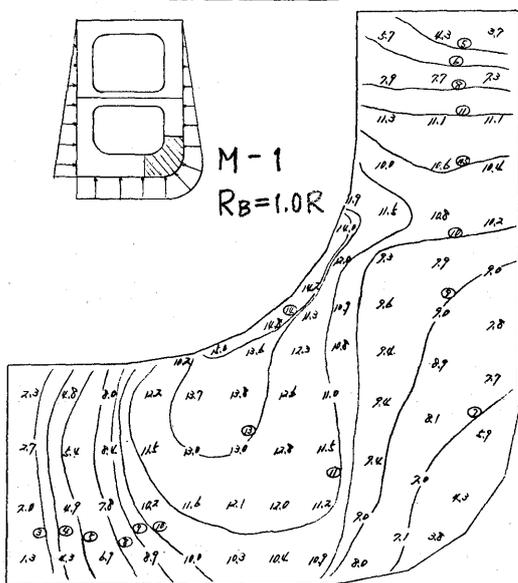
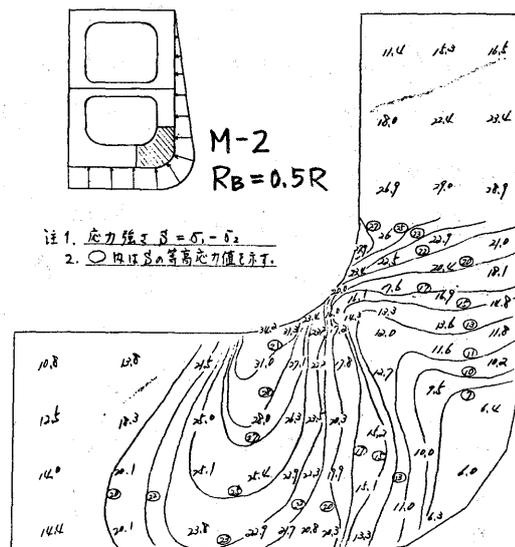
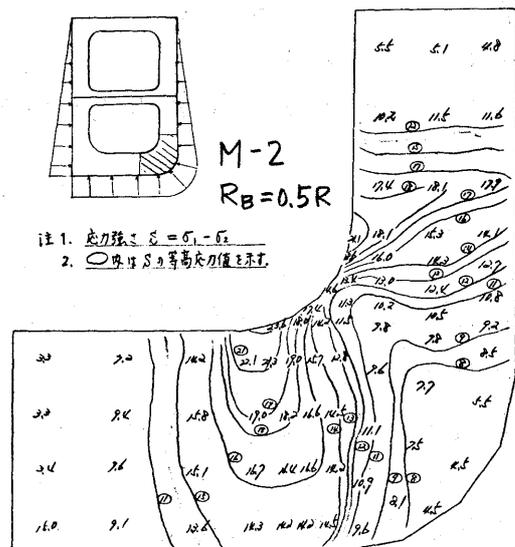


図(a) 荷重状態 B



図(b) 荷重状態 C

図 2.4.19. 面材および外板の直応力分布



図(a)荷重状態B

図(b)荷重状態C

図 2.4.20. 応力強さ分布

かおよびビルダコーナ部ウェブの応力強さ S の分布を示したものでコーナ半径の影響は荷重状態Bの場合と全般的なことが云える。

また図2.4.24において図IV-11-Cと図IV-12-Cを比較しても荷重状態Bの場合と全般的である。

(6) 支杖基部コーナ半径の影響

支杖基部コーナ半径の影響を考察するために設定したモデルはM-1のコーナ半径 $R_D=1.50m$ に対し $\frac{2}{3}$ 倍小さくしたM-4($R_D=1.00m$)である。

図2.4.25.において図I-1-Bと図I-4-Bおよび図2.4.26.において図I-1-Cと図I-4-Cを比較しこの程度の変化では支杖基部面杖の直応力がさえもほとんど変化していない。

荷重状態Cでは支杖に曲げが流入するが縦隔壁側支杖基部上部面杖の最大直応力がM-4で約2%大きくなるにすぎない。

面杖の有効中に曲率効果を考慮に入れるとともにさらに細かいメッシュ分割により調査する必要があるらう。

(7) 桁深さの影響

桁深さの影響を考察するために設定したモデルはM-1に対しトランスリングの桁深さをすべて10%浅くしたM-5でウェブ断面積を全一とし面杖の断面積を約25%増している。

図2.4.27.において図I-1-Bと図I-5-Bおよび図2.4.28.において図I-1-Cと図I-5-Cを比較すると次のようである。

M-5の場合、桁深さが一般に浅くなるので、いわゆるスパンポイント間隔が長くなり、表2.4.2.に示すようにトランス各ブロックのせん断応力 τ_{12} , τ_{34} の値はM-1にくらべ約5~10%大きくなるが、その他の応力は僅かではあるが全般的に減少している。

(8) トランスウェブ厚の影響

トランスウェブ厚の影響を考察するために設定したモデルはM-1に対しトランスリングのウェブ板厚をすべて10%厚くしたM-6である。

図2.4.29.において図I-1-Bと図I-6-Bおよび図2.4.30.において図I-1-Cと図I-6-Cを比較すると次のようである。

表2.4.2.から明らかのようにM-6はM-1に比べ荷重状態B, Cともにトランスの各ブロックのせん断応力(τ_{12} , τ_{34} , τ_{56})はいづれも約7~9%減少するとともに直応力も全般的に減少し、たとえばコーナ部面杖の直応力(σ_m)は約3~5%小さくなっている。

(9) 支杖の深さの影響

支杖の深さの影響を考察するために設定したモデルはM-1に対し支杖の断面積を一定として深さを50%深くしたM-7である。

図 2.4.31.において図 I-1-B と図 I-7-B および図 2.4.32.において図 I-1-C と図 I-7-C を比較すると次のようである。

荷重状態 B においては支材はほとんど軸力のみを分担するので支材の断面積が全し両者のモデルは全一軸力を分担する。したがって応力値は支材基部を除き殆んど変化ない。支材基部は支材深さの影響によって表 2.4.2. に示すようにせん断応力 (τ_{12} , τ_{34}) が減少する。

荷重状態 C においては支材には曲げモーメントが誘起されるので支材の曲げ剛性の大きい M-7 はトランスリングのせん断変形が約 $\frac{1}{2.500}B$ と M-1 の約 $\frac{1}{1.850}B$ にくらべ小さい。

したがって表 2.4.2. に示す応力値を直接比較することはできないが支材の曲げ剛性の向上によって支材基部の一部を除き全般的に応力が減少するが、この程度の変化ではあまり効果的ではないようである。

(10) コロージョンマージンの影響

コロージョンマージンの影響を考察するために設定したモデルはそれぞれ M-1 および M-13 に対し NK ルール規定のコロージョンマージンを差引いた M-8 および M-14 である。すなわち一称腐食によって甲板、船側および船底外板の板厚は 3.0mm また縦隔壁およびトランス部材は 3.5mm だけ板厚が薄くなったモデルである。

a) 荷重状態 B

図 2.4.33.において図 I-1-B と図 I-8-B および図 2.4.34.において図 V-13-B と図 V-14-B を比較すると次のようである。

まづ深さ $D=30\text{m}$ 型の M-1 と M-8 を比較すると M-8 は全般的に応力が大きくなり、表 2.4.2. から明らかのようにトランスの各ブロックにおけるせん断応力はほいその伯所の板厚 (t) の減少率 ($t-3.5$)/ t に逆比例して大きくなる。

船底トランスの τ_{12} は約 18%, 竖トランスの τ_{12} , τ_{34} は約 26% また甲板トランスの τ_{34} は約 30% 大きい。

また曲げ応力として各ブロック面材の最大直応力 σ_m を比較すると船底トランス部は約 15%, 甲板トランス部は約 18% また支材基部は約 16% 大きい。次に深さ $D=18\text{m}$ 型の M-13 と M-14 を比較しても全く全称に各応力は大きくなるが、ウェブのせん断応力値は板厚の減少率に逆比例するのでその増加率は深さ $D=30\text{m}$ 型より大きくなる。

船底トランスは約 26%, 竖トランスは約 27% また甲板トランスは約 28% 大きい。また各トランスコーナ部面材の直応力はいづれも約 31~33% 大きくなっている。

このように全一腐食量によるトランスの強度低下率は小型船ほど大きい。

またこの程度の腐食によってトランス全作の荷重分担の配分はほとんど変化しないので各応力値は任意の1箇所の板厚の減少による断面特性の低下にほぼ逆比例して増大する。

b) 荷重状態C

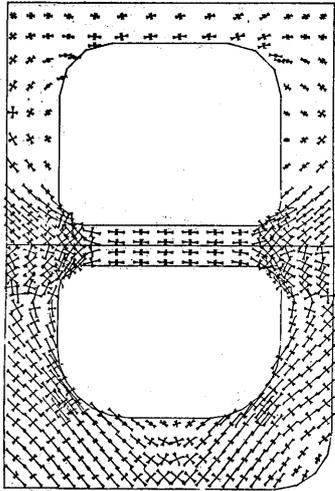
図2.4.35.において図I-1-Cと図I-8-Cおよび図2.4.36.において図V-13-Cと図V-14-Cを比較し、荷重状態Bと全称なことが云える。

トランスリングのせん断変形量もM-8はM-1より約28%またM-14はM-13より約40%増大している。

D=30M, B=20M STANDARD TYPE

LOAD CN. (B)

PRINCIPAL STRESS



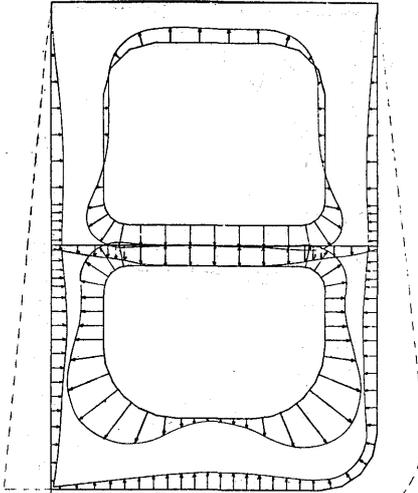
1/200

STRESS
KG/MM²
0.00 40.00

D=30M, B=20M STANDARD TYPE

LOAD CN. (B)

NORMAL STRESS



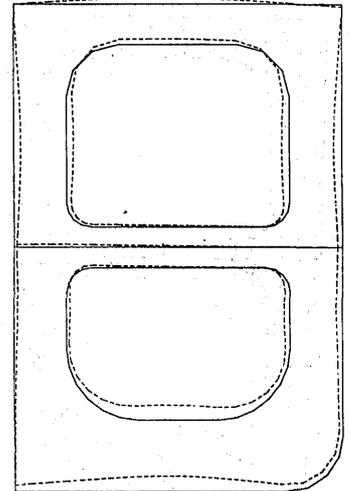
1/200

STRESS
KG/MM²
0.00 20.00

D=30M, B=20M STANDARD TYPE

LOAD CN. (B)

DISPLACEMENT



1/200

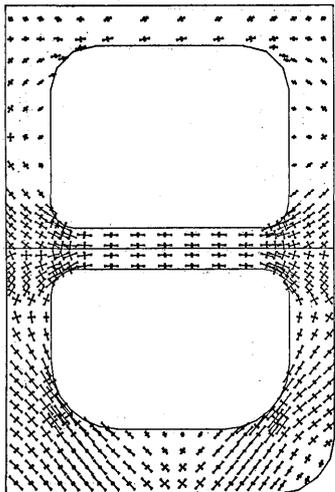
DISPLACEMENT
MM
0.00 40.00

Ⅷ I-1-B

D=18M, B=12M STANDARD TYPE

LOAD CN. (B)

PRINCIPAL STRESS



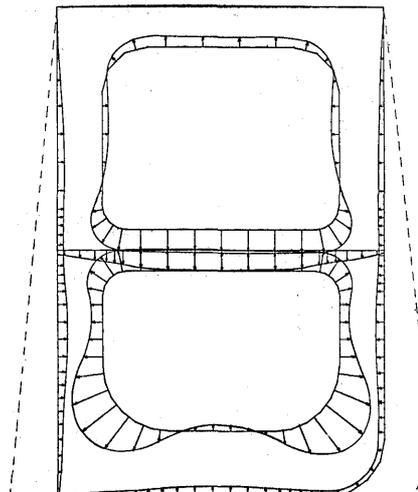
1/120

STRESS
KG/MM²
0.00 40.00

D=18M, B=12M STANDARD TYPE

LOAD CN. (B)

NORMAL STRESS



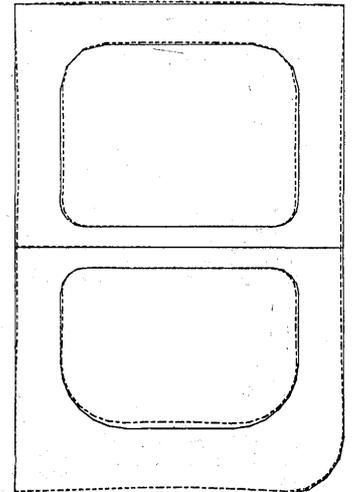
1/120

STRESS
KG/MM²
0.00 20.00

D=18M, B=12M STANDARD TYPE

LOAD CN. (B)

DISPLACEMENT



1/120

DISPLACEMENT
MM
0.00 40.00

Ⅷ V-13-B

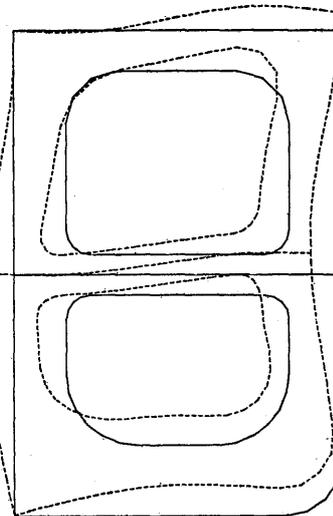
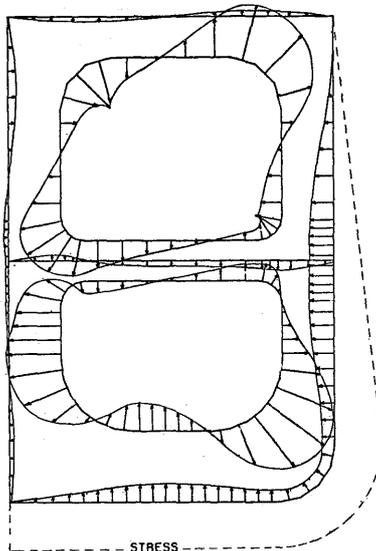
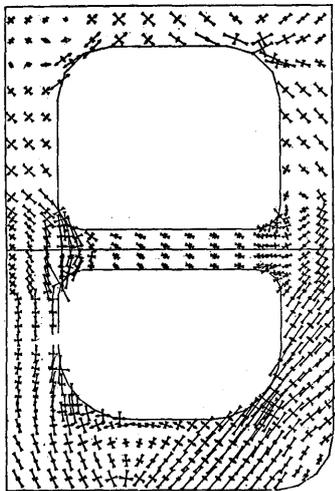
Ⅷ 2.4.5. タンクサイズの影響 (荷重状態B)

I

D=30M, B=20M STANDARD TYPE
LOAD CN. (C)
PRINCIPAL STRESS

D=30M, B=20M STANDARD TYPE
LOAD CN. (C)
NORMAL STRESS

D=30M, B=20M STANDARD TYPE
LOAD CN. (C)
DISPLACEMENT



1/200
STRESS
KG/MM²
0.00 40.00

1/200
STRESS
KG/MM²
0.00 20.00

1/200
DISPLACEMENT
MM
0.00 40.00

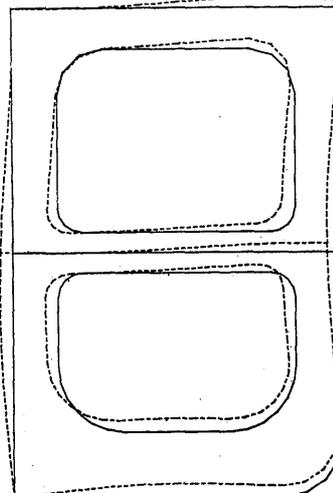
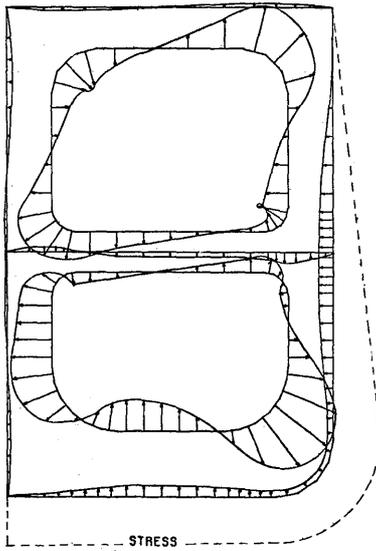
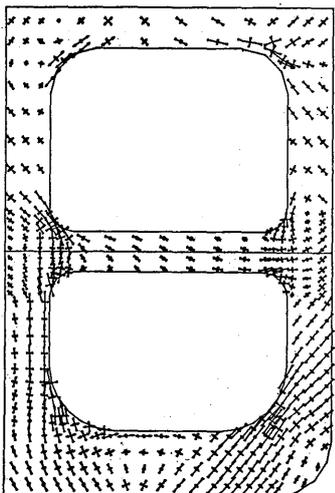
I-1-C

13

D=18M, B=12M STANDARD TYPE
LOAD CN. (C)
PRINCIPAL STRESS

D=18M, B=12M STANDARD TYPE
LOAD CN. (C)
NORMAL STRESS

D=18M, B=12M STANDARD TYPE
LOAD CN. (C)
DISPLACEMENT



1/120
STRESS
KG/MM²
0.00 40.00

1/120
STRESS
KG/MM²
0.00 20.00

1/120
DISPLACEMENT
MM
0.00 40.00

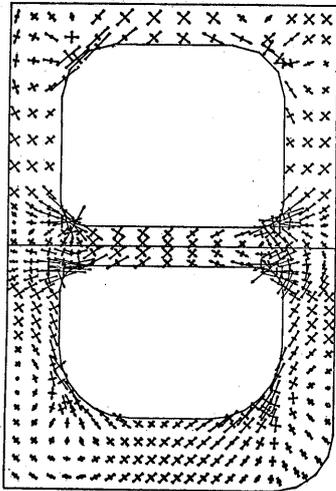
V-13-C

図 2.4.6. タンクサイズの影響 (荷重状態 C)

D=30M, B=20M STANDARD TYPE

LOAD CN. (D)

PRINCIPAL STRESS



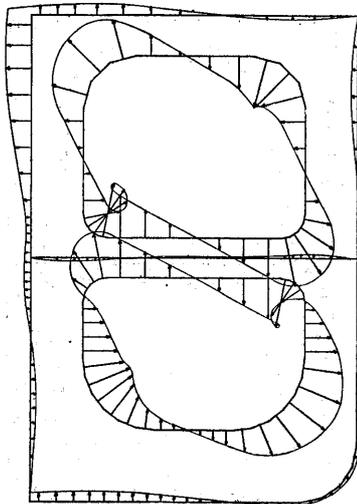
1/200

STRESS
KG/MM²
0.00 40.00

D=30M, B=20M STANDARD TYPE

LOAD CN. (D)

NORMAL STRESS



1/200

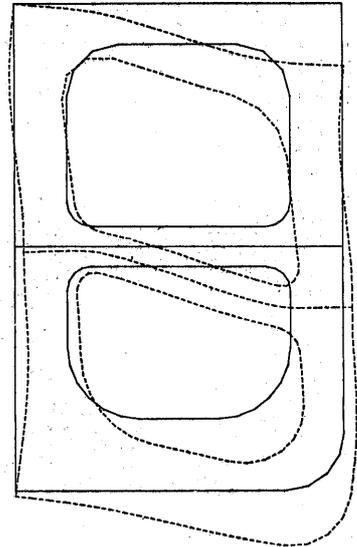
STRESS
KG/MM²
0.00 20.00

☒ I-1-D

D=30M, B=20M STANDARD TYPE

LOAD CN. (D)

DISPLACEMENT



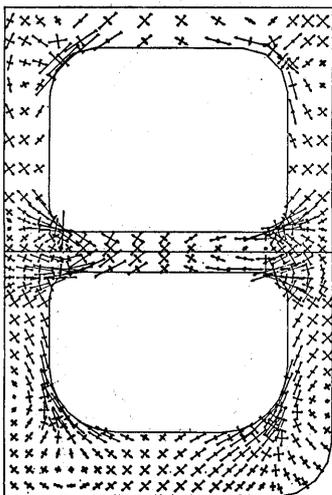
1/200

DISPLACEMENT
MM
0.00 40.00

D=18M, B=12M STANDARD TYPE

LOAD CN. (D)

PRINCIPAL STRESS



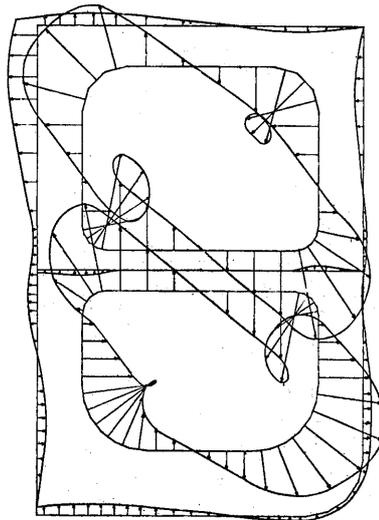
1/120

STRESS
KG/MM²
0.00 40.00

D=18M, B=12M STANDARD TYPE

LOAD CN. (D)

NORMAL STRESS



1/120

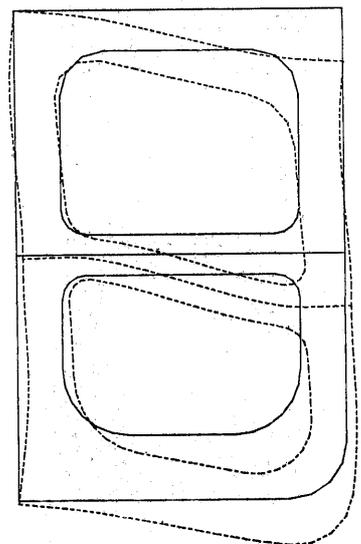
STRESS
KG/MM²
0.00 20.00

☒ V-13-D.

D=18M, B=12M STANDARD TYPE

LOAD CN. (D)

DISPLACEMENT



1/120

DISPLACEMENT
MM
0.00 40.00

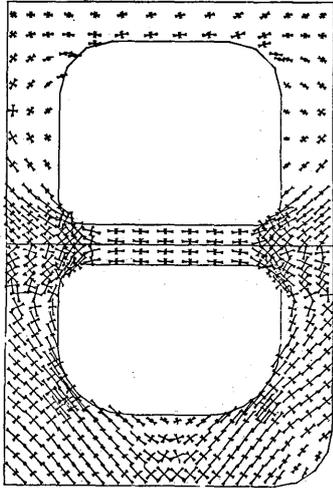
☒ 2.4.7. タンクサイズの影響 (荷重状態 D)

1

D=30M, B=20M STANDARD TYPE

LOAD CN. (B)

PRINCIPAL STRESS



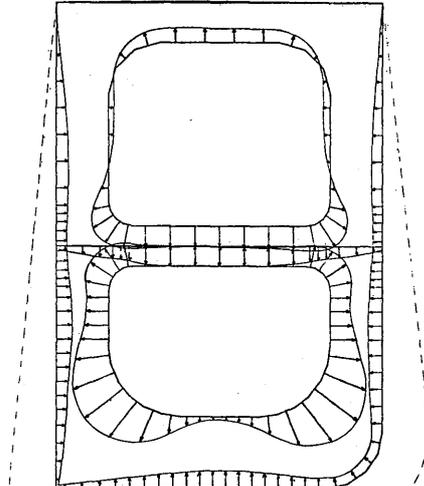
1/200

STRESS
KG/MM²
0.00 40.00

D=30M, B=20M STANDARD TYPE

LOAD CN. (B)

NORMAL STRESS



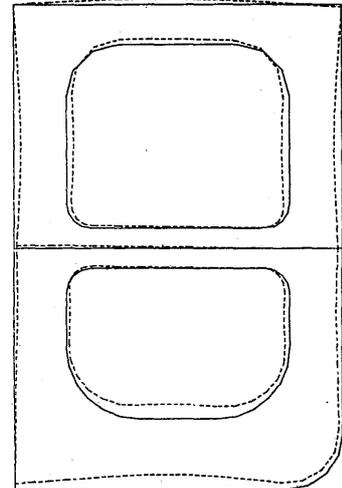
1/200

STRESS
KG/MM²
0.00 20.00

D=30M, B=20M STANDARD TYPE

LOAD CN. (B)

DISPLACEMENT



1/200

DISPLACEMENT
MM
0.00 40.00

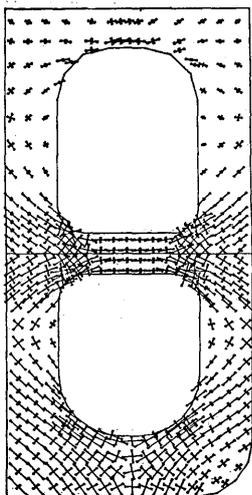
Ⅲ I-1-B

10

D=30M, B=15M STANDARD TYPE

LOAD CN. (B)

PRINCIPAL STRESS



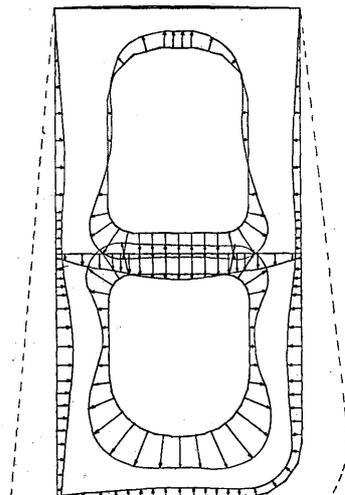
1/200

STRESS
KG/MM²
0.00 40.00

D=30M, B=15M STANDARD TYPE

LOAD CN. (B)

NORMAL STRESS



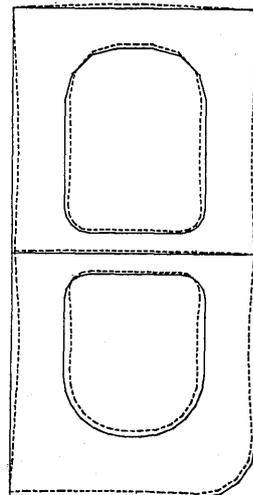
1/200

STRESS
KG/MM²
0.00 20.00

D=30M, B=15M STANDARD TYPE

LOAD CN. (B)

DISPLACEMENT



1/200

DISPLACEMENT
MM
0.00 40.00

Ⅲ III-10-B

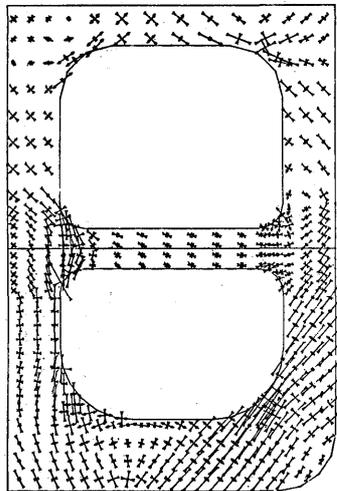
図 2.4.8. タンク寸法比の影響(荷重状態B)

1

D=30M, B=20M STANDARD TYPE

LOAD CN. (C)

PRINCIPAL STRESS



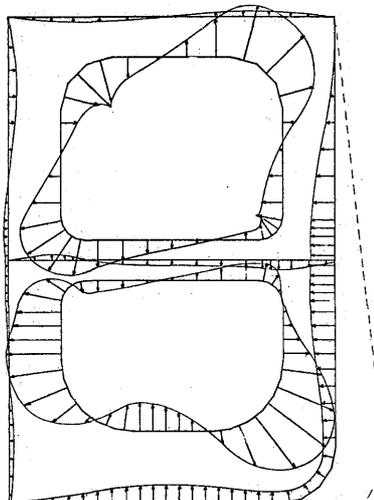
1/200

STRESS
KG/MM²
0.00 40.00

D=30M, B=20M STANDARD TYPE

LOAD CN. (C)

NORMAL STRESS



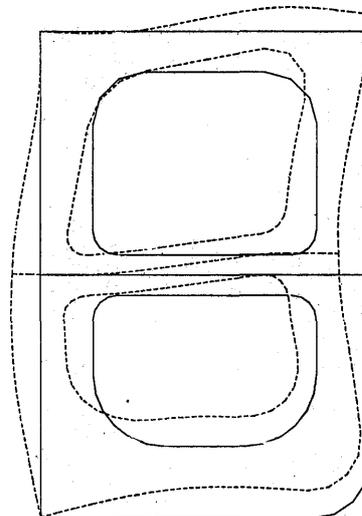
1/200

STRESS
KG/MM²
0.00 20.00

D=30M, B=20M STANDARD TYPE

LOAD CN. (C)

DISPLACEMENT



1/200

DISPLACEMENT
MM
0.00 40.00

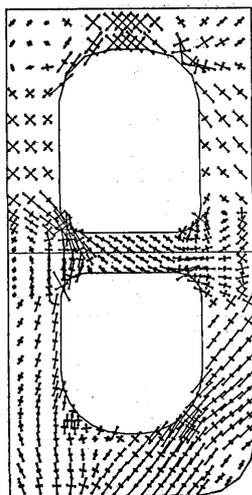
図 I-1-C

10

D=30M, B=15M STANDARD TYPE

LOAD CN. (C)

PRINCIPAL STRESS



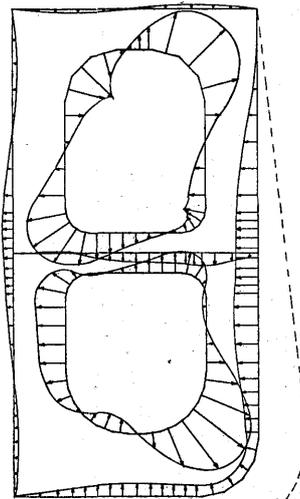
1/200

STRESS
KG/MM²
0.00 40.00

D=30M, B=15M STANDARD TYPE

LOAD CN. (C)

NORMAL STRESS



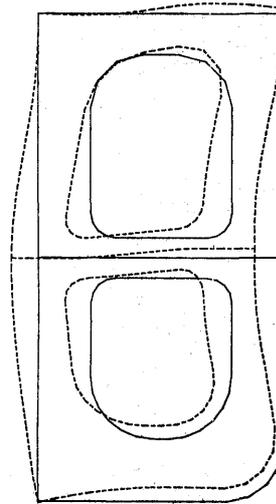
1/200

STRESS
KG/MM²
0.00 20.00

D=30M, B=15M STANDARD TYPE

LOAD CN. (C)

DISPLACEMENT



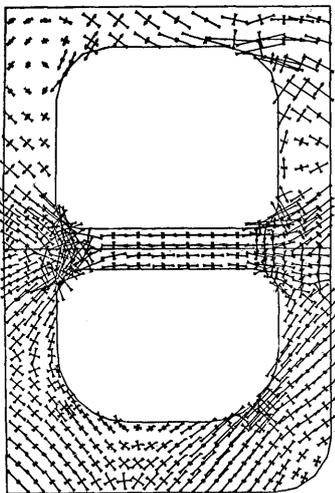
1/200

DISPLACEMENT
MM
0.00 40.00

図 III-10-C

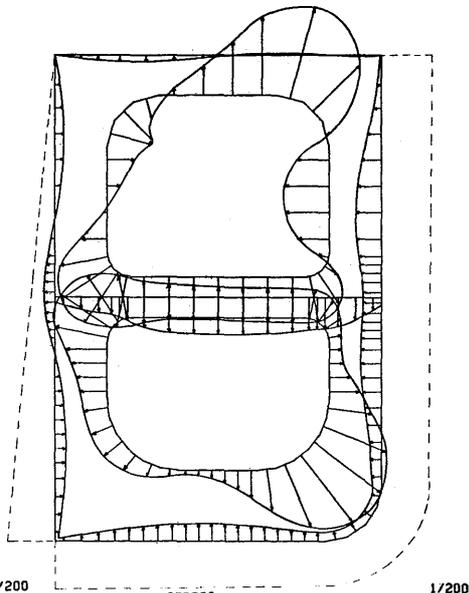
図 2.4.9. タンク寸法比の影響(荷重状態C)

D=30M, B=20M STANDARD TYPE
LOAD CN. (A)
PRINCIPAL STRESS



STRESS
KG/MM²
0.00 40.00

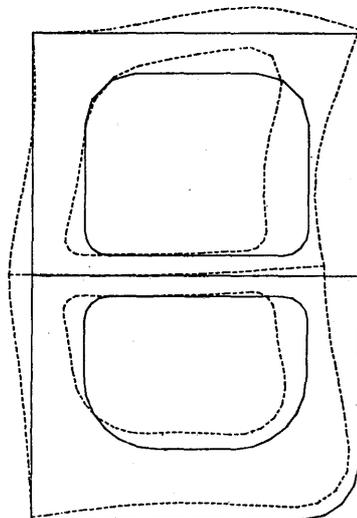
D=30M, B=20M STANDARD TYPE
LOAD CN. (A)
NORMAL STRESS



1/200
STRESS
KG/MM²
0.00 20.00

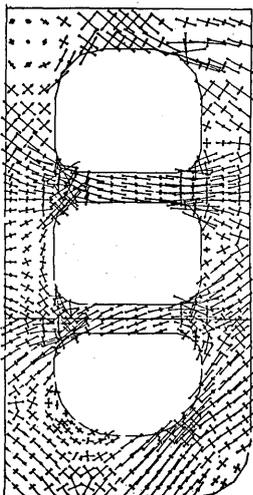
図 I-1-A

D=30M, B=20M STANDARD TYPE
LOAD CN. (A)
DISPLACEMENT



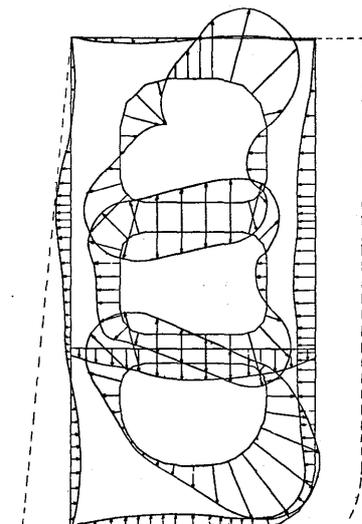
DISPLACEMENT
MM
0.00 40.00

D=30M, B=15M STANDARD TYPE
LOAD CN. (A)
PRINCIPAL STRESS



1/200
STRESS
KG/MM²
0.00 40.00

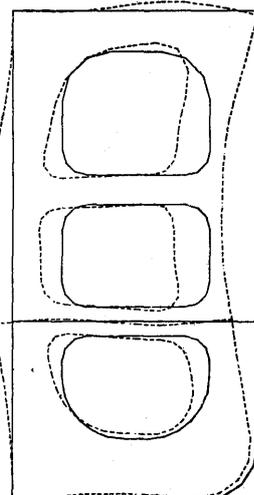
D=30M, B=15M STANDARD TYPE
LOAD CN. (A)
NORMAL STRESS



1/200
STRESS
KG/MM²
0.00 20.00

図 IV-11-A

D=30M, B=15M STANDARD TYPE
LOAD CN. (A)
DISPLACEMENT



1/200
DISPLACEMENT
MM
0.00 40.00

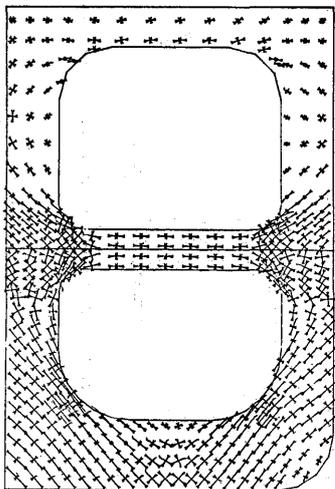
図 2.4.10. 支杖配置の影響 (荷重状態A)

1

D=30M, B=20M STANDARD TYPE

LOAD CN. (B)

PRINCIPAL STRESS



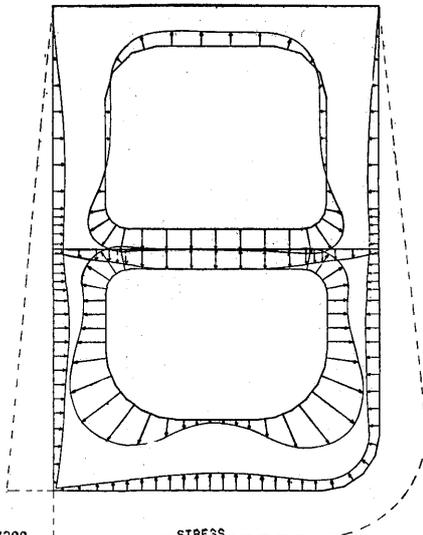
1/200

STRESS
KG/MM²
0.00 40.00

D=30M, B=20M STANDARD TYPE

LOAD CN. (B)

NORMAL STRESS



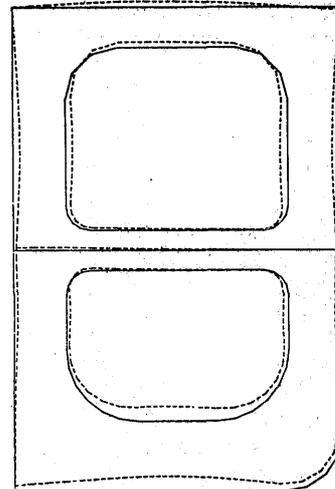
1/200

STRESS
KG/MM²
0.00 20.00

D=30M, B=20M STANDARD TYPE

LOAD CN. (B)

DISPLACEMENT



1,200

DISPLACEMENT
MM
0.00 40.00

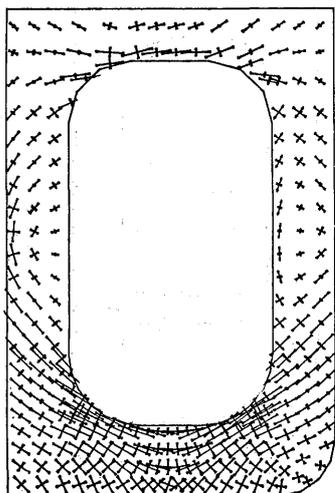
図 I - 1 - B

2

D=30M, B=20M STANDARD TYPE

LOAD CN. (B)

PRINCIPAL STRESS



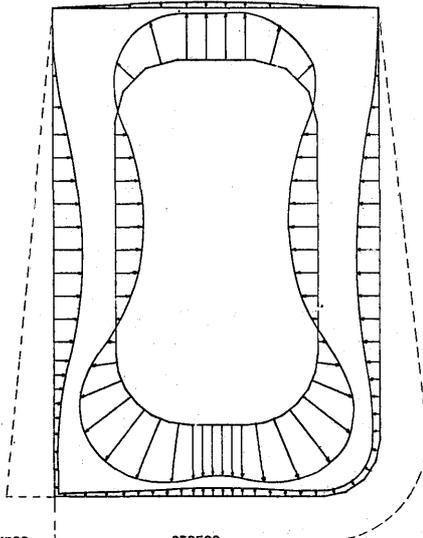
1/200

STRESS
KG/MM²
0.00 40.00

D=30M, B=20M STANDARD TYPE

LOAD CN. (B)

NORMAL STRESS



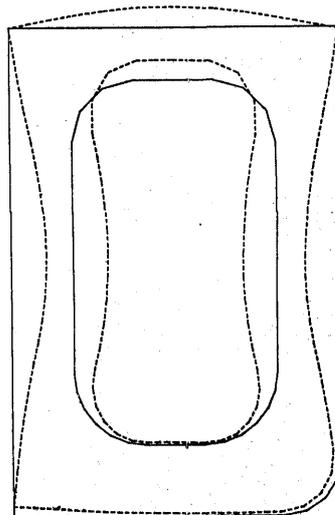
1/200

STRESS
KG/MM²
0.00 20.00

D=30M, B=20M STANDARD TYPE

LOAD CN. (B)

DISPLACEMENT



1/200

DISPLACEMENT
MM
0.00 40.00

図 II - 9 - B

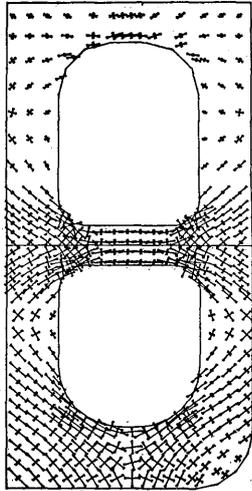
図 2.4.11. 支杖配置の影響 (荷重状態B)

10

D=30M, B=15M STANDARD TYPE

LOAD CN. (B)

PRINCIPAL STRESS



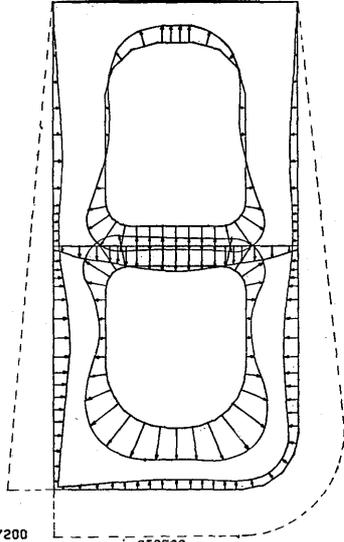
1/200

STRESS
KG/MM²
0.00 40.00

D=30M, B=15M STANDARD TYPE

LOAD CN. (B)

NORMAL STRESS



1/200

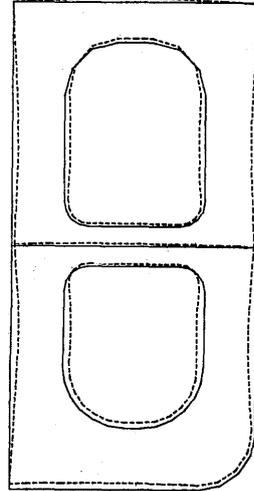
STRESS
KG/MM²
0.00 20.00

III-10-B

D=30M, B=15M STANDARD TYPE

LOAD CN. (B)

DISPLACEMENT



1/200

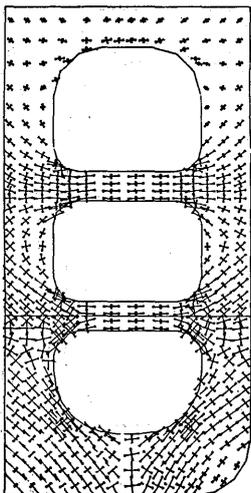
DISPLACEMENT
MM
0.00 40.00

11

D=30M, B=15M STANDARD TYPE

LOAD CN. (B)

PRINCIPAL STRESS



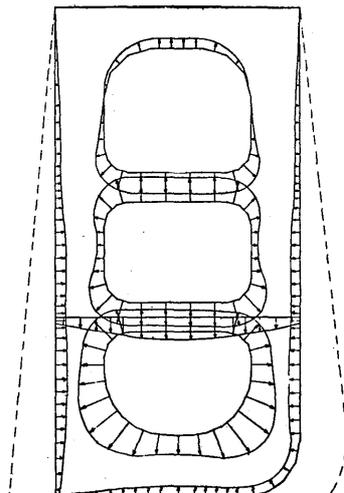
1/200

STRESS
KG/MM²
0.00 40.00

D=30M, B=15M STANDARD TYPE

LOAD CN. (B)

NORMAL STRESS



1/200

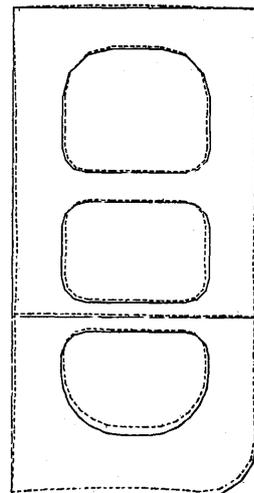
STRESS
KG/MM²
0.00 20.00

IV-11-B

D=30M, B=15M STANDARD TYPE

LOAD CN. (B)

DISPLACEMENT



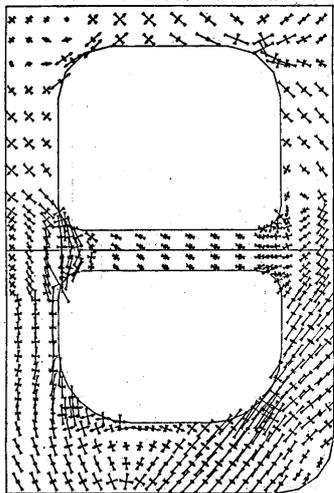
1/200

DISPLACEMENT
MM
0.00 40.00

図 2.4.12. 支材配置の影響 (荷重状態B)

1

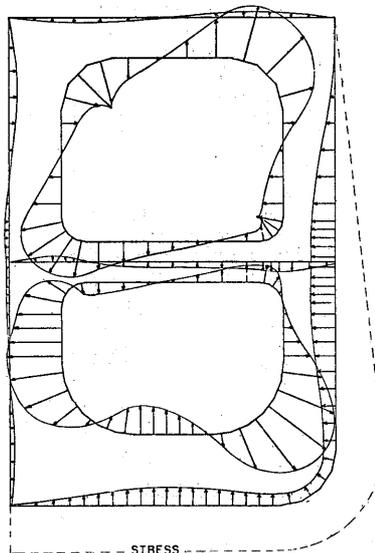
D=30M, B=20M STANDARD TYPE
LOAD CN. (C)
PRINCIPAL STRESS



1/200

STRESS
KG/MM²
0.00 40.00

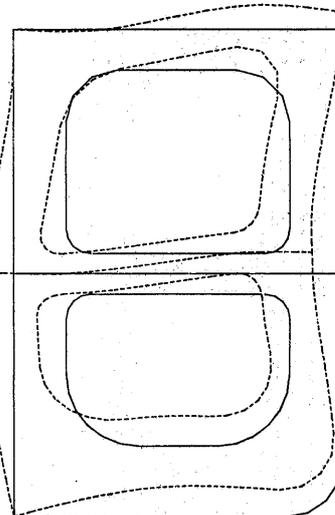
D=30M, B=20M STANDARD TYPE
LOAD CN. (C)
NORMAL STRESS



1/200

STRESS
KG/MM²
0.00 20.00

D=30M, B=20M STANDARD TYPE
LOAD CN. (C)
DISPLACEMENT



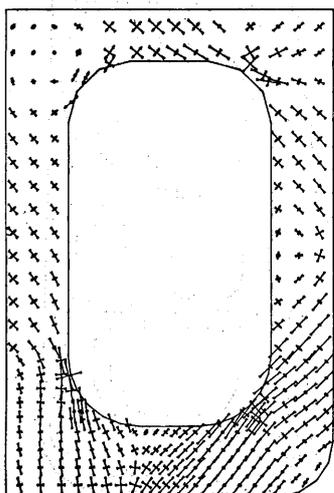
1/200

DISPLACEMENT
MM
0.00 40.00

図 I-1-C

9

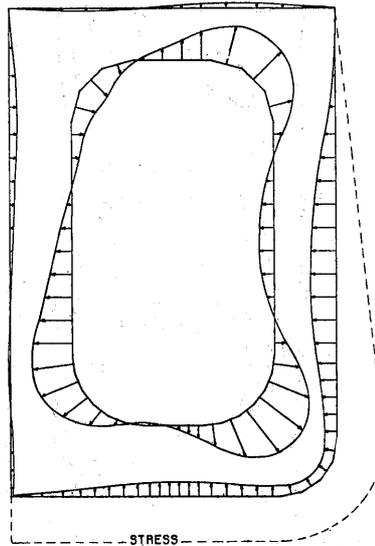
D=30M, B=20M STANDARD TYPE
LOAD CN. (C)
PRINCIPAL STRESS



1/200

STRESS
KG/MM²
0.00 40.00

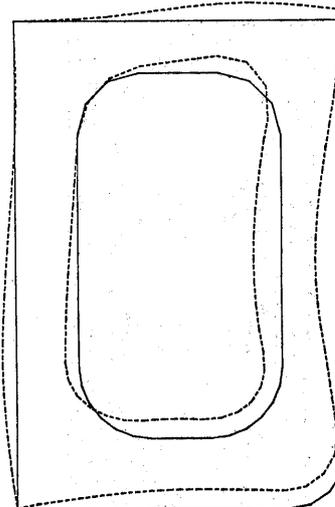
D=30M, B=20M STANDARD TYPE
LOAD CN. (C)
NORMAL STRESS



1/200

STRESS
KG/MM²
0.00 20.00

D=30M, B=20M STANDARD TYPE
LOAD CN. (C)
DISPLACEMENT



1/200

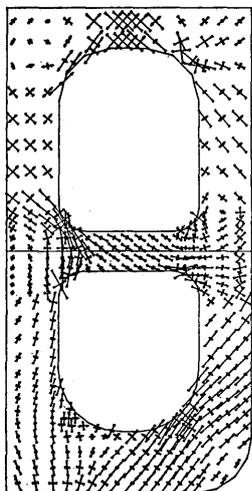
DISPLACEMENT
MM
0.00 40.00

図 II-9-C

図 2.4.13. 支杖配置の影響 (荷重状態C)

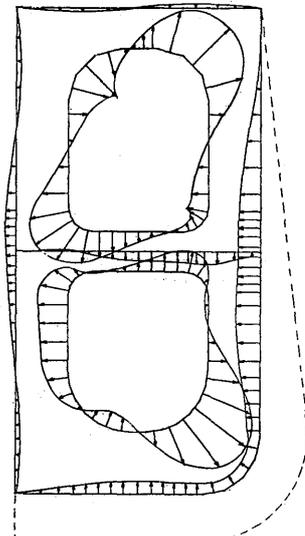
10

D=30M, B=15M STANDARD TYPE
LOAD CN. (C)
PRINCIPAL STRESS



1/200
STRESS
KG/MM²
0.00 40.00

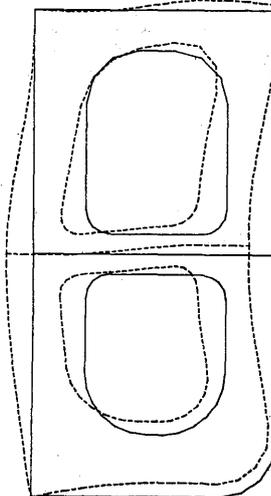
D=30M, B=15M STANDARD TYPE
LOAD CN. (C)
NORMAL STRESS



1/200
STRESS
KG/MM²
0.00 20.00

図 III-10-C

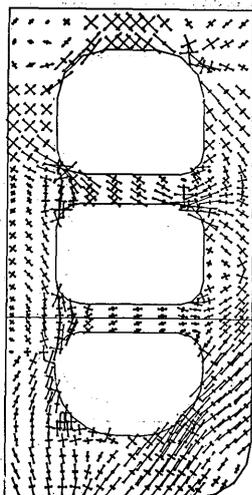
D=30M, B=15M STANDARD TYPE
LOAD CN. (C)
DISPLACEMENT



1/200
DISPLACEMENT
MM
0.00 40.00

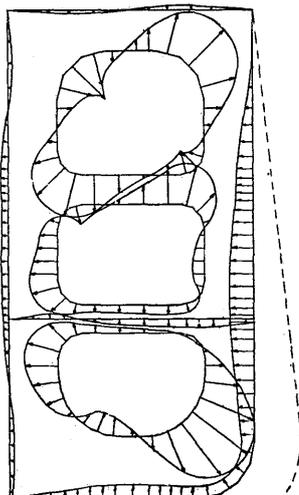
11

D=30M, B=15M STANDARD TYPE
LOAD CN. (C)
PRINCIPAL STRESS



1/200
STRESS
KG/MM²
0.00 40.00

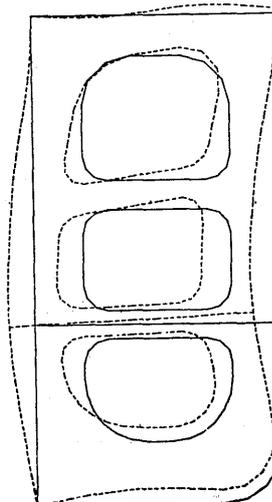
D=30M, B=15M STANDARD TYPE
LOAD CN. (C)
NORMAL STRESS



1/200
STRESS
KG/MM²
0.00 20.00

図 IV-11-C

D=30M, B=15M STANDARD TYPE
LOAD CN. (C)
DISPLACEMENT



1/200
DISPLACEMENT
MM
0.00 40.00

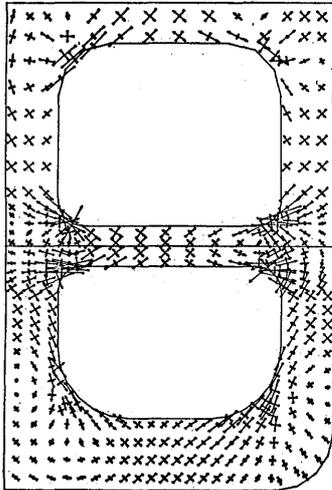
図 2.4.14. 支杖配置の影響 (荷重状態 C)

I

D=30M, B=20M STANDARD TYPE

LOAD CN. (D)

PRINCIPAL STRESS



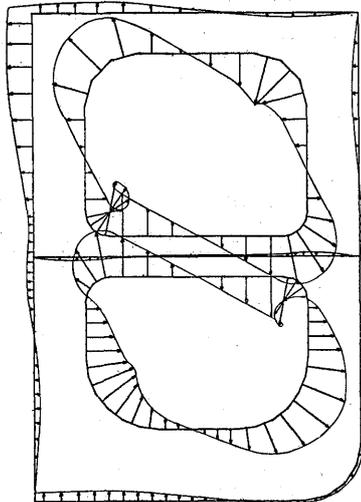
1/200

STRESS
KG/MM²
0.00 40.00

D=30M, B=20M STANDARD TYPE

LOAD CN. (D)

NORMAL STRESS



1/200

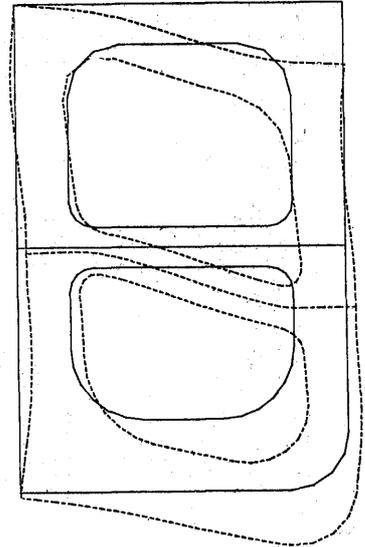
STRESS
KG/MM²
0.00 20.00

☒ I-1-D

D=30M, B=20M STANDARD TYPE

LOAD CN. (D)

DISPLACEMENT



1/200

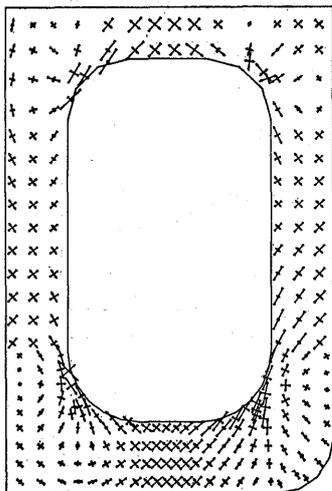
DISPLACEMENT
MM
0.00 40.00

9

D=30M, B=20M STANDARD TYPE

LOAD CN. (D)

PRINCIPAL STRESS



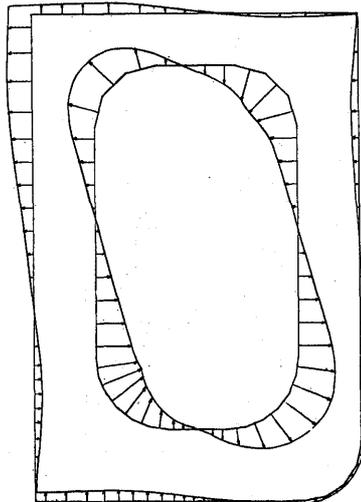
1/200

STRESS
KG/MM²
0.00 40.00

D=30M, B=20M STANDARD TYPE

LOAD CN. (D)

NORMAL STRESS



1/200

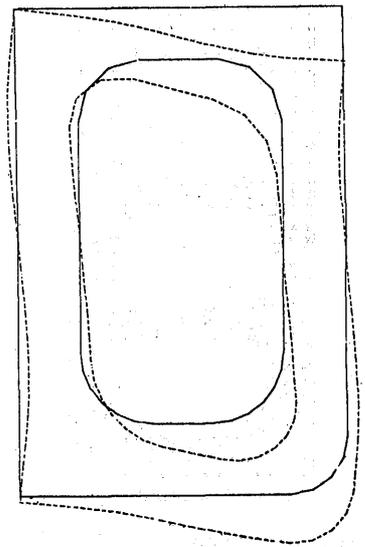
STRESS
KG/MM²
0.00 20.00

☒ II-9-D

D=30M, B=20M STANDARD TYPE

LOAD CN. (D)

DISPLACEMENT



1/200

DISPLACEMENT
MM
0.00 40.00

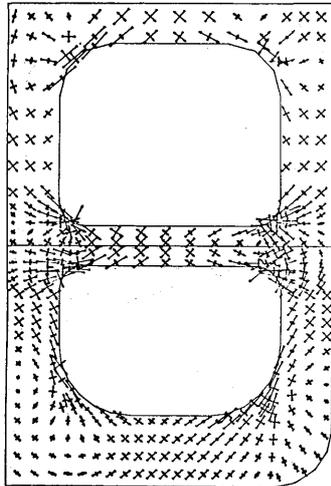
☒ 2.4.15. 支材配置の影響 (荷重状態D)

I

D=30M, B=20M STANDARD TYPE

LOAD CN. (D)

PRINCIPAL STRESS



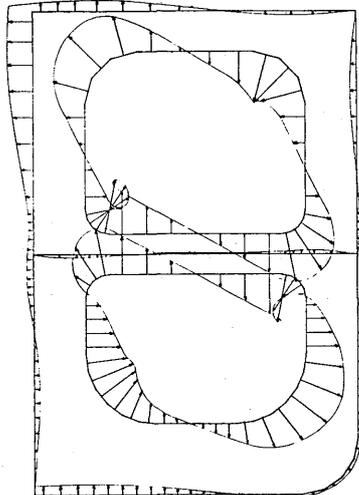
1/200

STRESS
KG/MM²
0.00 40.00

D=30M, B=20M STANDARD TYPE

LOAD CN. (D)

NORMAL STRESS



1/200

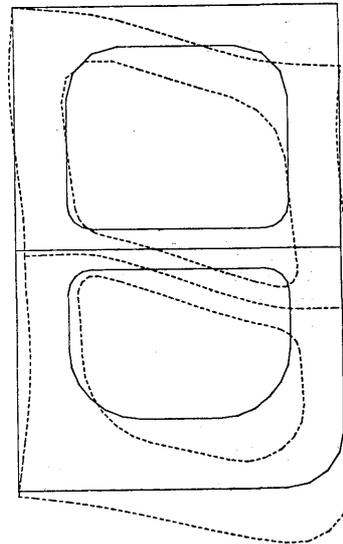
STRESS
KG/MM²
0.00 20.00

☒ I - 1 - D

D=30M, B=20M STANDARD TYPE

LOAD CN. (D)

DISPLACEMENT



1/200

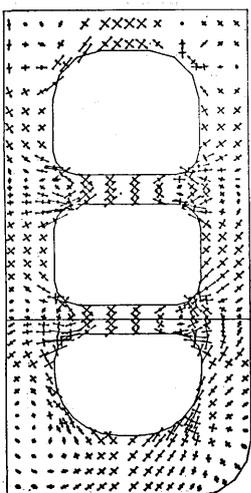
DISPLACEMENT
MM
0.00 40.00

II

D=30M, B=15M STANDARD TYPE

LOAD CN. (D)

PRINCIPAL STRESS



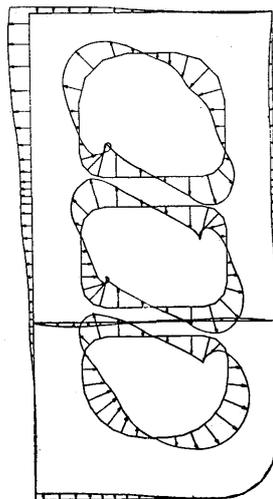
1/200

STRESS
KG/MM²
0.00 40.00

D=30M, B=15M STANDARD TYPE

LOAD CN. (D)

NORMAL STRESS



1/200

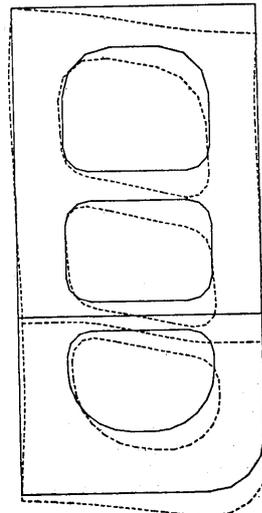
STRESS
KG/MM²
0.00 20.00

☒ IV - 11 - D

D=30M, B=15M STANDARD TYPE

LOAD CN. (D)

DISPLACEMENT



1/200

DISPLACEMENT
MM
0.00 40.00

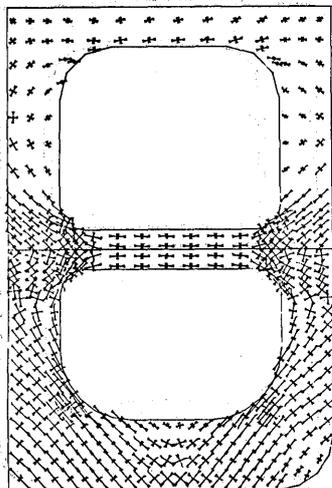
☒ 2.4.16. 支杖配置の影響 (荷重状態D)

1

D=30M, B=20M STANDARD TYPE

LOAD CN. (B)

PRINCIPAL STRESS



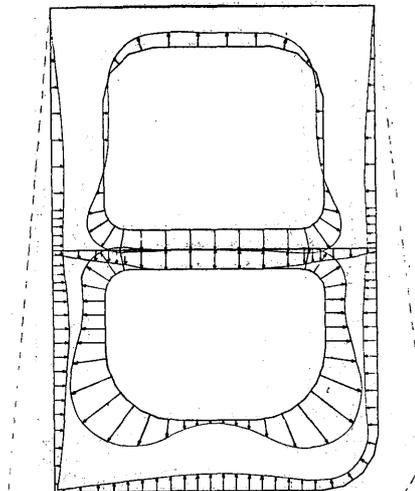
1/200

STRESS
KG/MM²
0.00 40.00

D=30M, B=20M STANDARD TYPE

LOAD CN. (B)

NORMAL STRESS



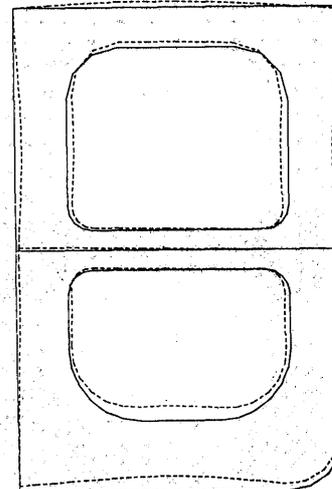
1/200

STRESS
KG/MM²
0.00 20.00

D=30M, B=20M STANDARD TYPE

LOAD CN. (B)

DISPLACEMENT



1,200

DISPLACEMENT
MM
0.00 40.00

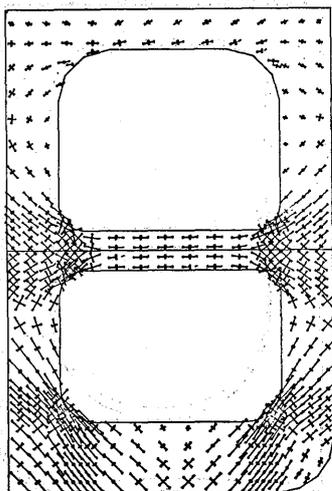
☒ I-1-B

2

D=30M, B=20M BOTTOM R = 0.5 R

LOAD CN. (B)

PRINCIPAL STRESS



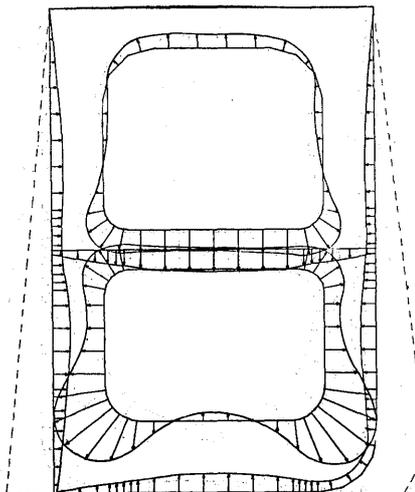
1/200

STRESS
KG/MM²
0.00 40.00

D=30M, B=20M BOTTOM R = 0.5 R

LOAD CN. (B)

NORMAL STRESS



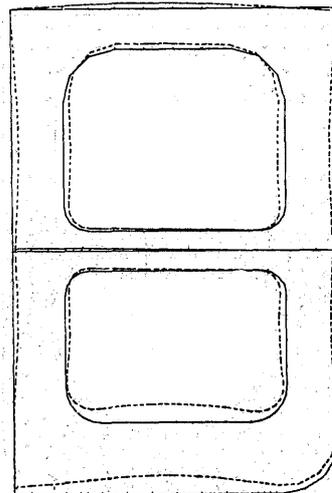
1/200

STRESS
KG/MM²
0.00 20.00

D=30M, B=20M BOTTOM R = 0.5 R

LOAD CN. (B)

DISPLACEMENT



1/200

DISPLACEMENT
MM
0.00 40.00

☒ I-2-B

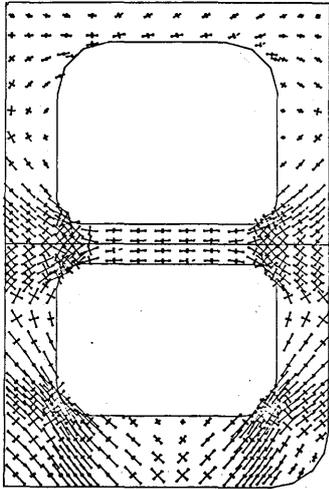
図 2.4.17. 船底トランス・コーナ半径の影響 (荷重状態 B)

2

D=30M, B=20M BOTTOM R = 0.5 R

LOAD CN. (B)

PRINCIPAL STRESS



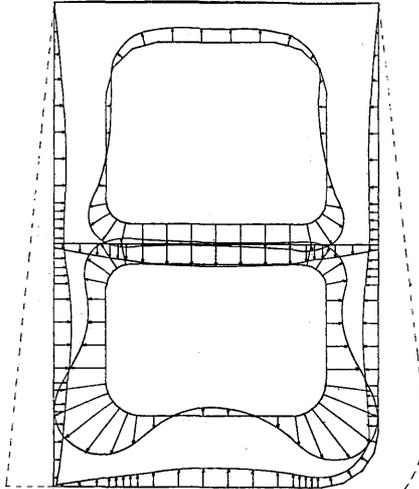
1/200

STRESS
KG/MM²
0.00 40.00

D=30M, B=20M BOTTOM R = 0.5 R

LOAD CN. (B)

NORMAL STRESS



1/200

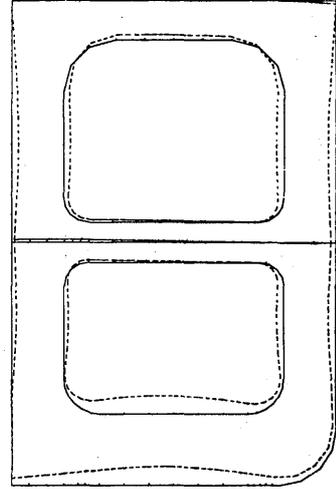
STRESS
KG/MM²
0.00 20.00

1/200

D=30M, B=20M BOTTOM R = 0.5 R

LOAD CN. (B)

DISPLACEMENT



DISPLACEMENT
MM
0.00 40.00

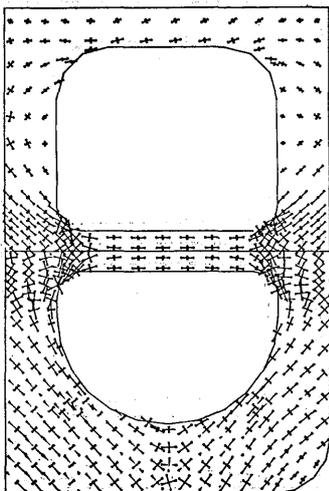
図 I-2-B

3

D=30M, B=20M BOTTOM R = 1.5 R

LOAD CN. (B)

PRINCIPAL STRESS



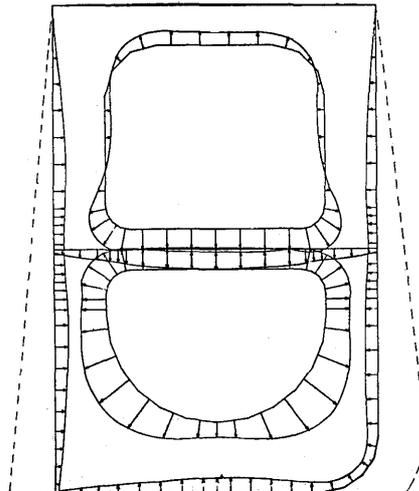
1/200

STRESS
KG/MM²
0.00 40.00

D=30M, B=20M BOTTOM R = 1.5 R

LOAD CN. (B)

NORMAL STRESS



1/200

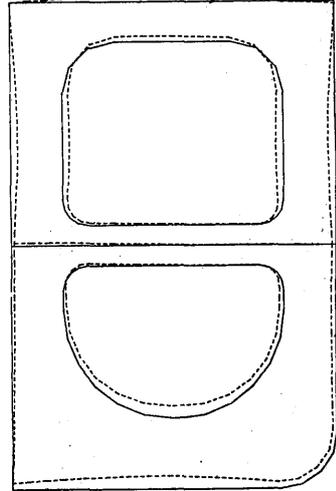
STRESS
KG/MM²
0.00 20.00

1/200

D=30M, B=20M BOTTOM R = 1.5 R

LOAD CN. (B)

DISPLACEMENT



DISPLACEMENT
MM
0.00 40.00

図 I-3-B

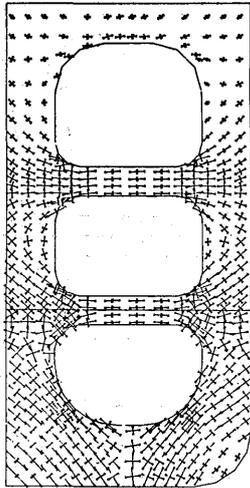
図 2.4.18. 船底トランス・ジョナ半径の影響 (荷重状態B)

//

D=30M, B=15M STANDARD TYPE

LOAD CN. (B)

PRINCIPAL STRESS



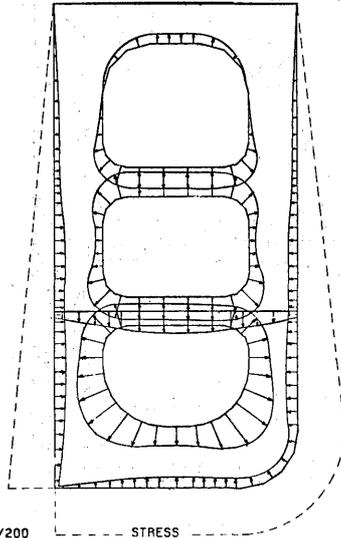
1/200

STRESS
KG/MM²
0.00 40.00

D=30M, B=15M STANDARD TYPE

LOAD CN. (B)

NORMAL STRESS



1/200

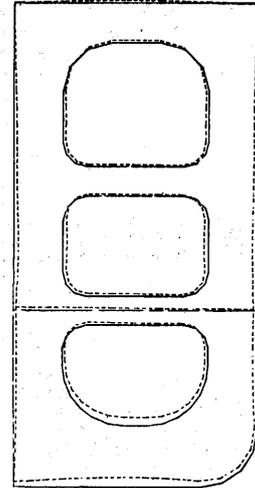
STRESS
KG/MM²
0.00 20.00

IV-11-B

D=30M, B=15M STANDARD TYPE

LOAD CN. (B)

DISPLACEMENT



1/200

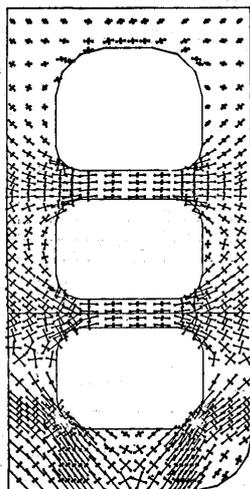
DISPLACEMENT
MM
0.00 40.00

/2

D=30M, B=15M BOTTOM R = 0.5 R

LOAD CN. (B)

PRINCIPAL STRESS



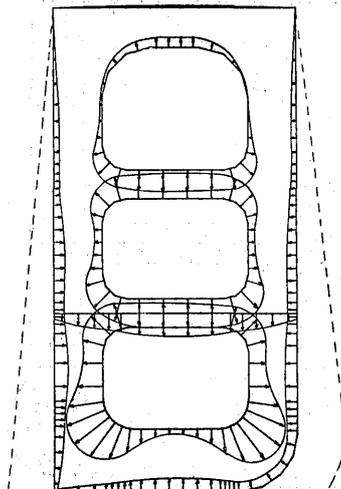
1/200

STRESS
KG/MM²
0.00 40.00

D=30M, B=15M BOTTOM R = 0.5 R

LOAD CN. (B)

NORMAL STRESS



1/200

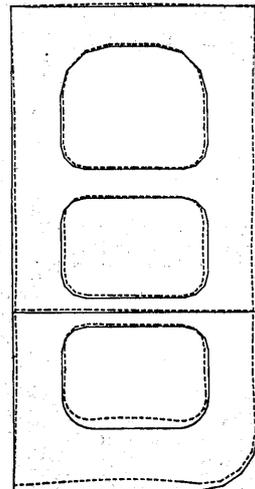
STRESS
KG/MM²
0.00 20.00

IV-12-B

D=30M, B=15M BOTTOM R = 0.5 R

LOAD CN. (B)

DISPLACEMENT



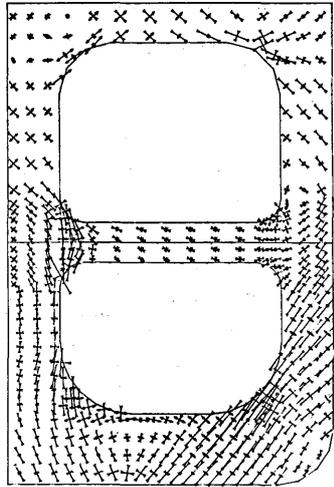
1/200

DISPLACEMENT
MM
0.00 40.00

図 2.4.21. 船底トランス・コーナ半径の影響 (荷重状態 B)

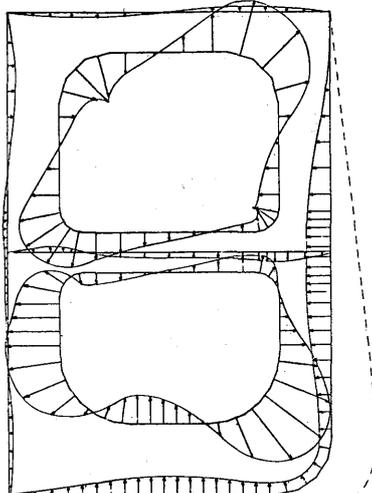
1

D=30M, B=20M STANDARD TYPE
LOAD CN. (C)
PRINCIPAL STRESS



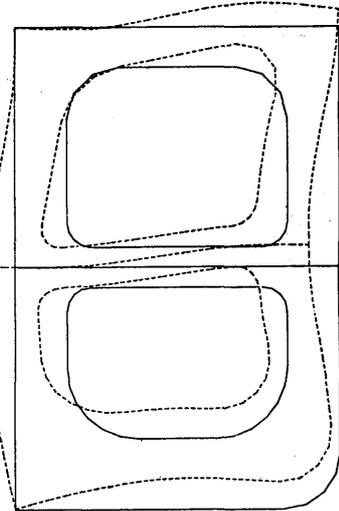
1/200
STRESS
KG/MM²
0.00 40.00

D=30M, B=20M STANDARD TYPE
LOAD CN. (C)
NORMAL STRESS



1/200
STRESS
KG/MM²
0.00 20.00

D=30M, B=20M STANDARD TYPE
LOAD CN. (C)
DISPLACEMENT

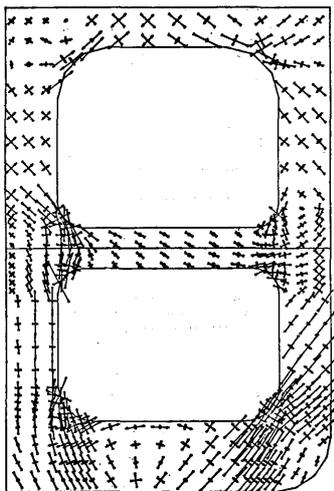


1/200
DISPLACEMENT
MM
0.00 40.00

図 I-1-C

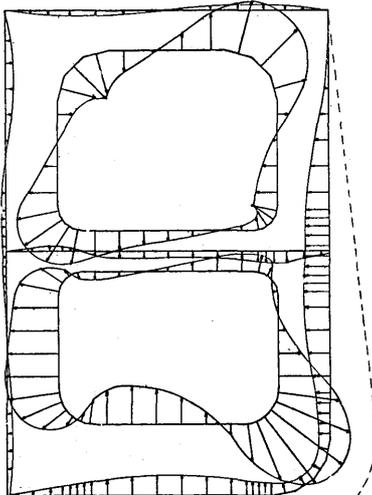
2

D=30M, B=20M BOTTOM R = 0.5 R
LOAD CN. (C)
PRINCIPAL STRESS



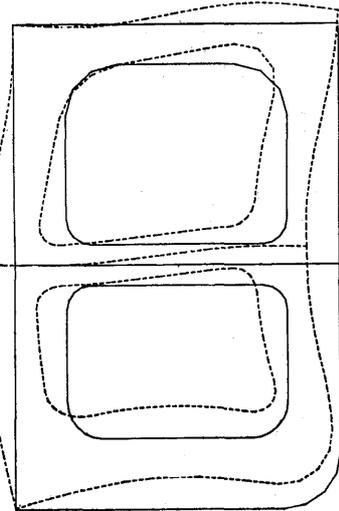
1/200
STRESS
KG/MM²
0.00 40.00

D=30M, B=20M BOTTOM R = 0.5 R
LOAD CN. (C)
NORMAL STRESS



1/200
STRESS
KG/MM²
0.00 20.00

D=30M, B=20M BOTTOM R = 0.5 R
LOAD CN. (C)
DISPLACEMENT



1/200
DISPLACEMENT
MM
0.00 40.00

図 I-2-C

図 2.4.22. 船底トランス・J-ナ半径の影響(荷重状態C)

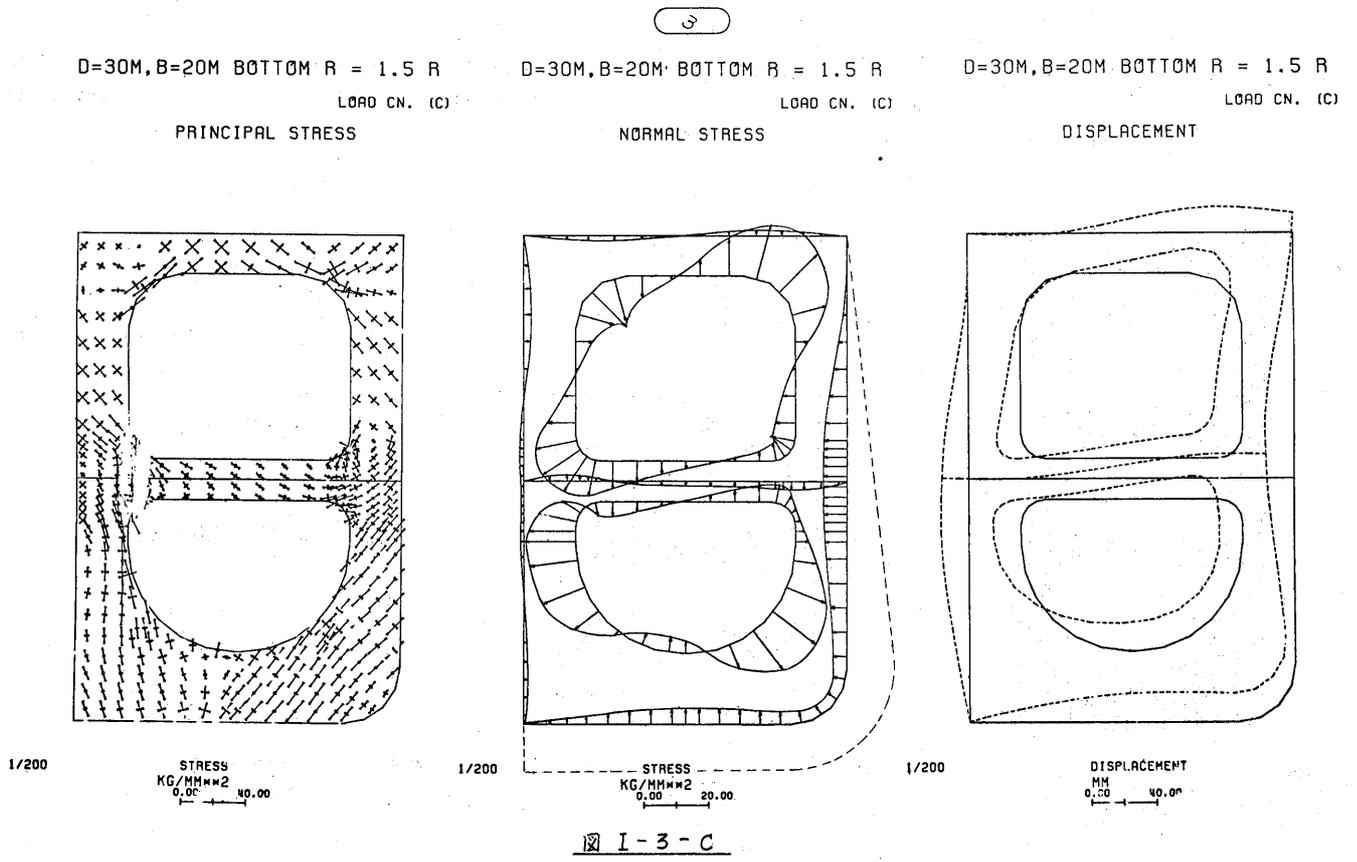
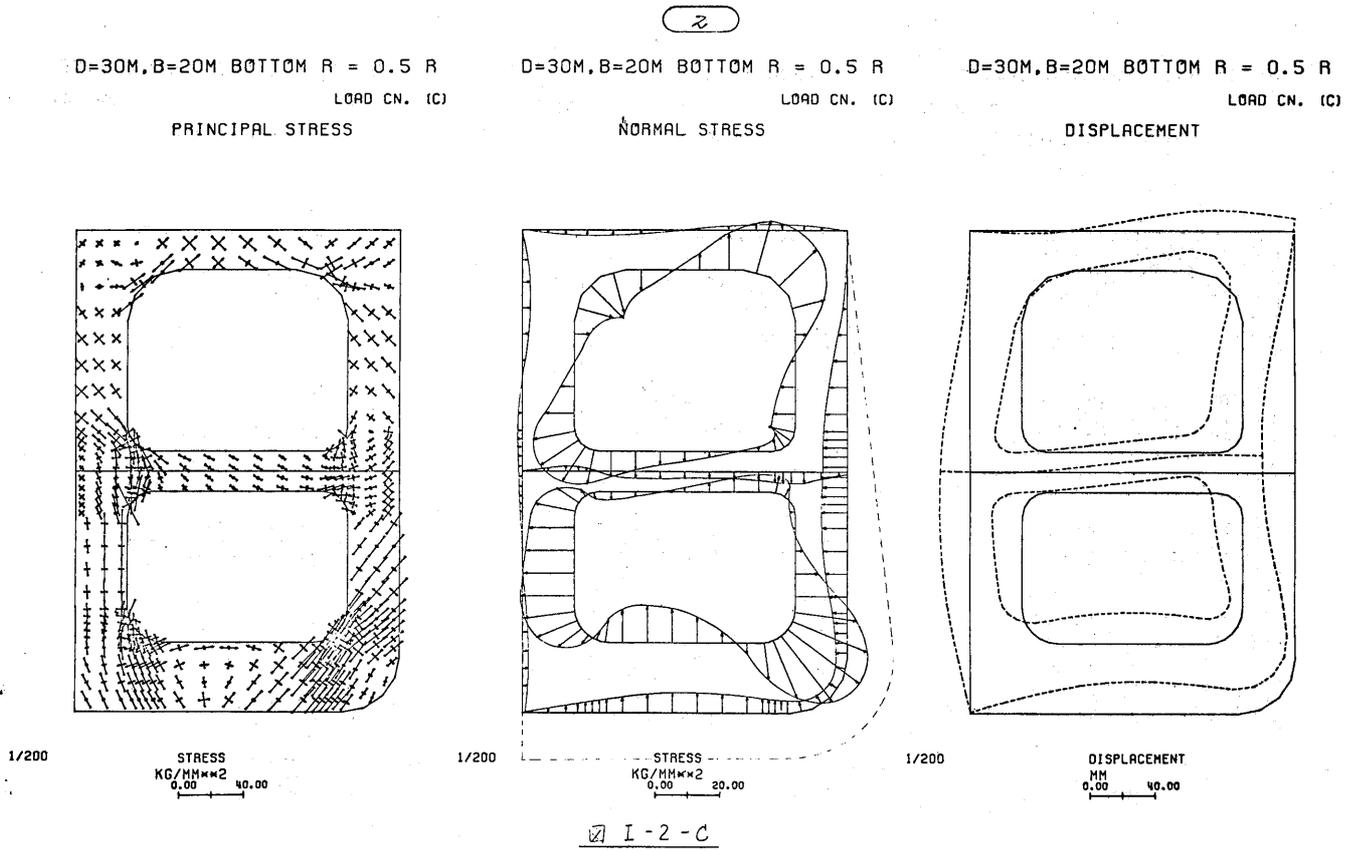


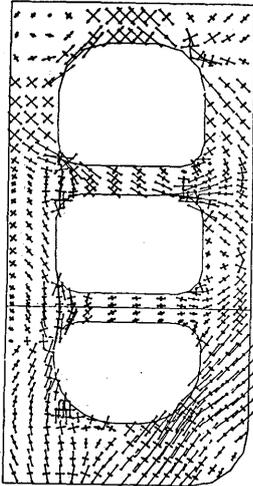
図 2.4.23. 船底トランス・J-ナ半径の影響(荷重状態C)

11

D=30M, B=15M STANDARD TYPE

LOAD CN. (C)

PRINCIPAL STRESS



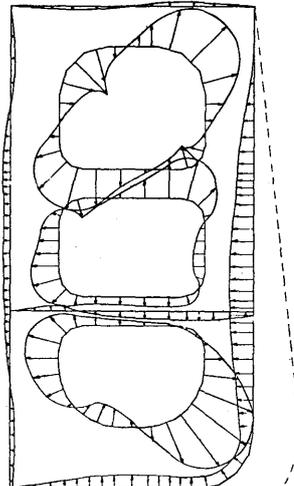
1/200

STRESS
KG/MM²
0.00 40.00

D=30M, B=15M STANDARD TYPE

LOAD CN. (C)

NORMAL STRESS



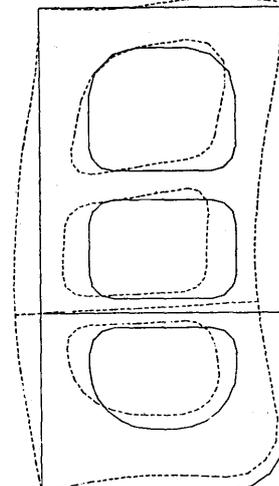
1/200

STRESS
KG/MM²
0.00 40.00

D=30M, B=15M STANDARD TYPE

LOAD CN. (C)

DISPLACEMENT



1/200

DISPLACEMENT
MM
0.00 40.00

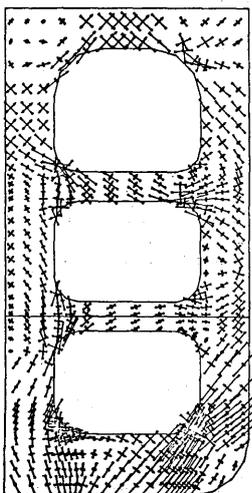
IV-11-C

12

D=30M, B=15M BOTTOM R = 0.5 R

LOAD CN. (C)

PRINCIPAL STRESS



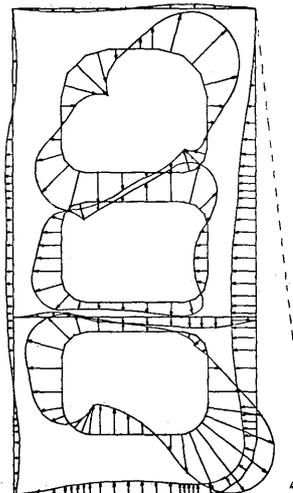
1/200

STRESS
KG/MM²
0.00 40.00

D=30M, B=15M BOTTOM R = 0.5 R

LOAD CN. (C)

NORMAL STRESS



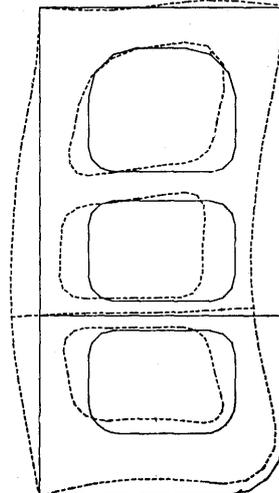
1/200

STRESS
KG/MM²
0.00 20.00

D=30M, B=15M BOTTOM R = 0.5 R

LOAD CN. (C)

DISPLACEMENT



1/200

DISPLACEMENT
MM
0.00 40.00

IV-12-C

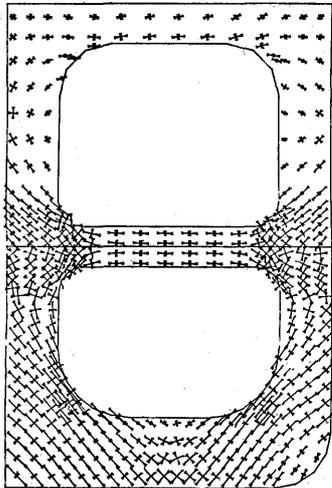
図 2.4.24. 船底トランスバーナ半径の影響(荷重状態C)

1

D=30M, B=20M STANDARD TYPE

LOAD CN. (B)

PRINCIPAL STRESS



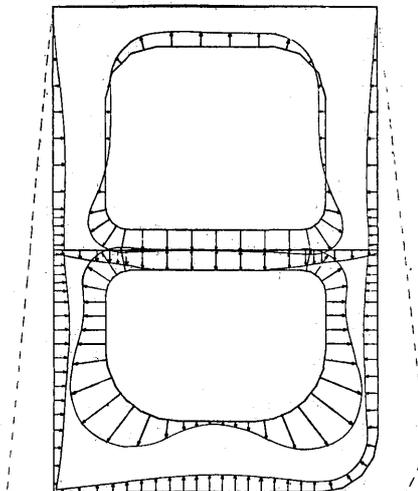
1/200

STRESS
KG/MM²
0.00 40.00

D=30M, B=20M STANDARD TYPE

LOAD CN. (B)

NORMAL STRESS



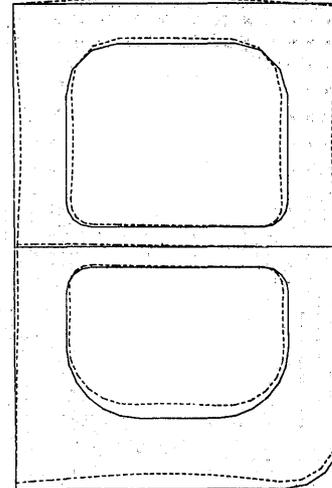
1/200

STRESS
KG/MM²
0.00 20.00

D=30M, B=20M STANDARD TYPE

LOAD CN. (B)

DISPLACEMENT



1/200

DISPLACEMENT
MM
0.00 40.00

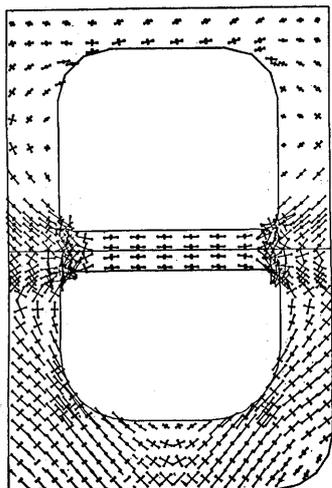
図 I-1-B

2

D=30M, B=20M STRUT R = 1000MM

LOAD CN. (B)

PRINCIPAL STRESS



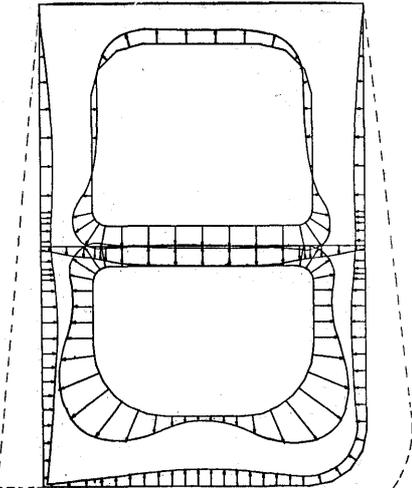
1/200

STRESS
KG/MM²
0.00 40.00

D=30M, B=20M STRUT R = 1000MM

LOAD CN. (B)

NORMAL STRESS



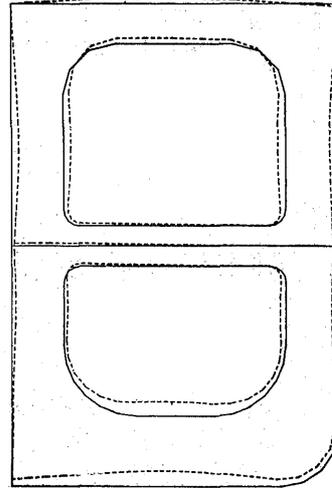
1/200

STRESS
KG/MM²
0.00 20.00

D=30M, B=20M STRUT R = 1000MM

LOAD CN. (B)

DISPLACEMENT



1/200

DISPLACEMENT
MM
0.00 40.00

図 I-4-B

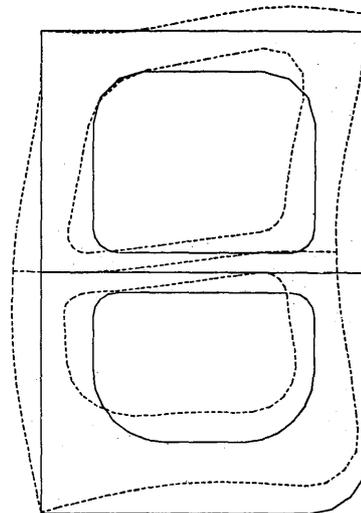
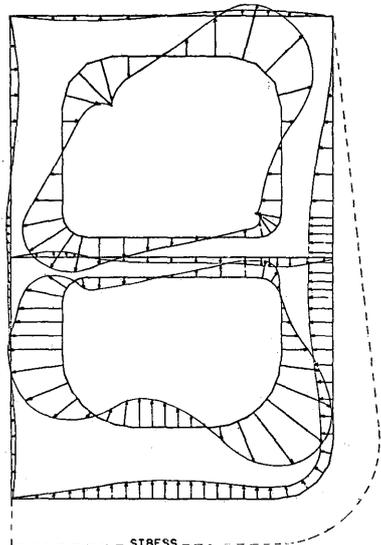
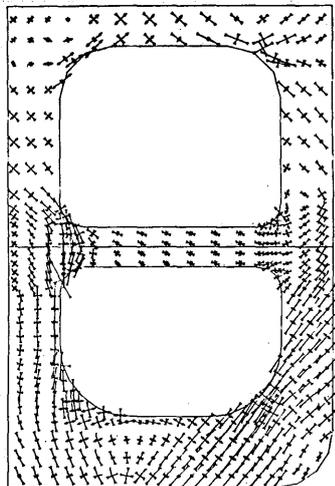
図 2.4.25. 支杖基部コーナー半径の影響(荷重状態B)

I

D=30M, B=20M STANDARD TYPE
LOAD CN. (C)
PRINCIPAL STRESS

D=30M, B=20M STANDARD TYPE
LOAD CN. (C)
NORMAL STRESS

D=30M, B=20M STANDARD TYPE
LOAD CN. (C)
DISPLACEMENT



1/200
STRESS
KG/MM²
0.00 40.00

1/200
STRESS
KG/MM²
0.00 20.00

1/200
DISPLACEMENT
MM
0.00 40.00

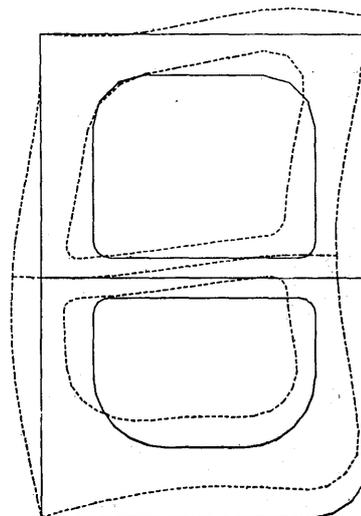
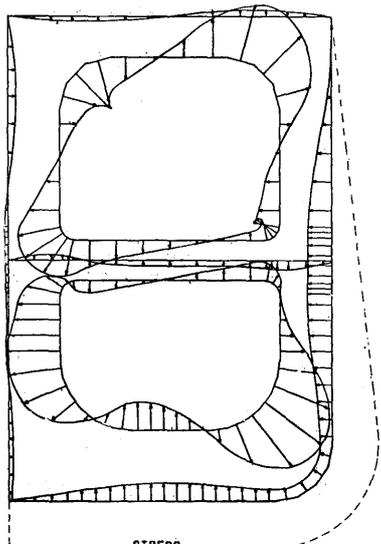
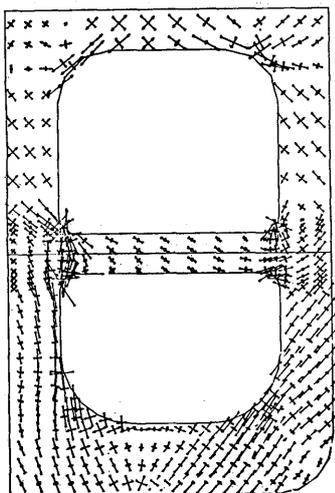
図 I-1-C

II

D=30M, B=20M STRUT R = 1000MM
LOAD CN. (C)
PRINCIPAL STRESS

D=30M, B=20M STRUT R = 1000MM
LOAD CN. (C)
NORMAL STRESS

D=30M, B=20M STRUT R = 1000MM
LOAD CN. (C)
DISPLACEMENT



1/200
STRESS
KG/MM²
0.00 40.00

1/200
STRESS
KG/MM²
0.00 20.00

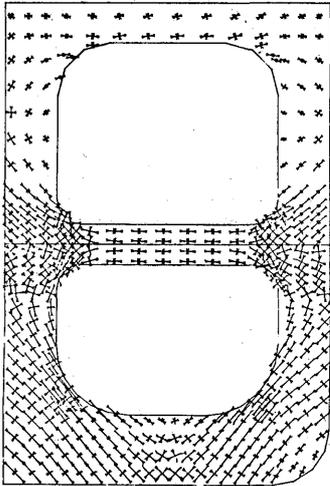
1/200
DISPLACEMENT
MM
0.00 40.00

図 I-4-C

図 2.4.26. 支柱基部J-ナ半径の影響(荷重状態C)

1

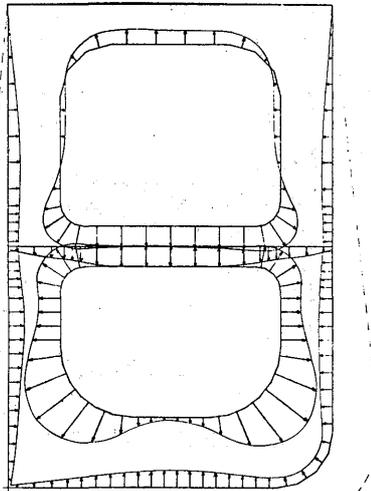
D=30M, B=20M STANDARD TYPE
LOAD CN. (B)
PRINCIPAL STRESS



1/200

STRESS
KG/MM²
0.00 40.00

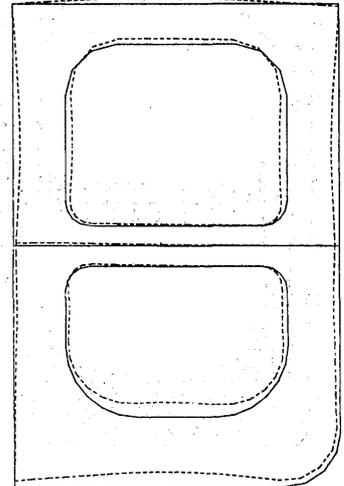
D=30M, B=20M STANDARD TYPE
LOAD CN. (B)
NORMAL STRESS



1/200

STRESS
KG/MM²
0.00 20.00

D=30M, B=20M STANDARD TYPE
LOAD CN. (B)
DISPLACEMENT



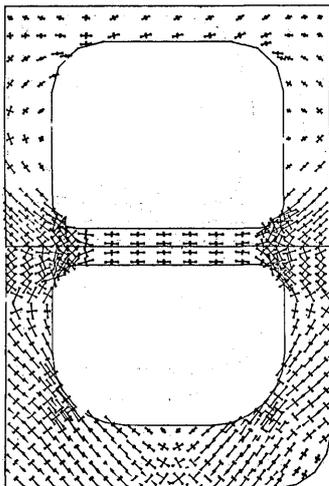
1/200

DISPLACEMENT
MM
0.00 40.00

図 I-1-B

5

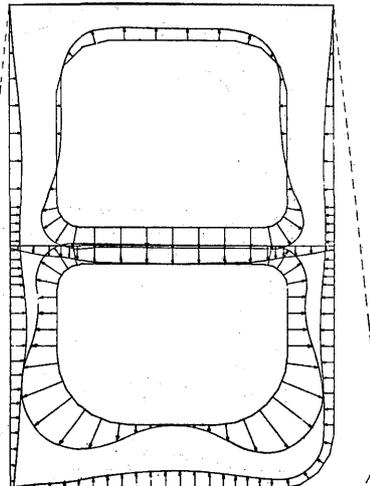
D=30M, B=20M WEB D = 0.9 D
LOAD CN. (B)
PRINCIPAL STRESS



1/200

STRESS
KG/MM²
0.00 40.00

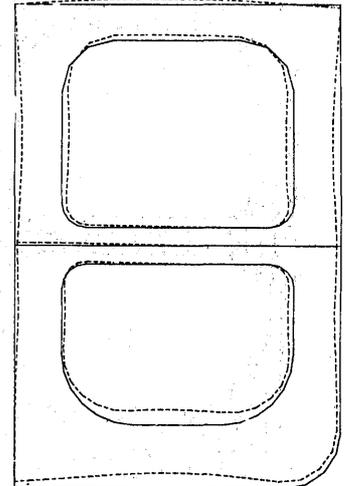
D=30M, B=20M WEB D = 0.9 D
LOAD CN. (B)
NORMAL STRESS



1/200

STRESS
KG/MM²
0.00 20.00

D=30M, B=20M WEB D = 0.9 D
LOAD CN. (B)
DISPLACEMENT



1/200

DISPLACEMENT
MM
0.00 40.00

図 I-5-B

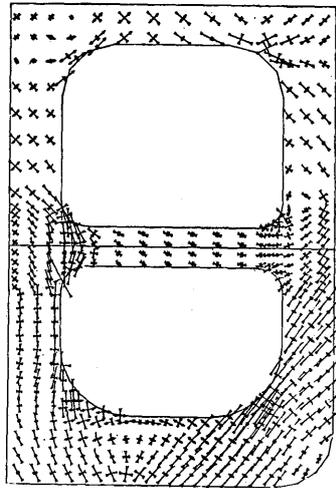
図 2.4.27. 桁深さの影響 (荷重状態 B)

1

D=30M, B=20M STANDARD TYPE

LOAD CN. (C)

PRINCIPAL STRESS



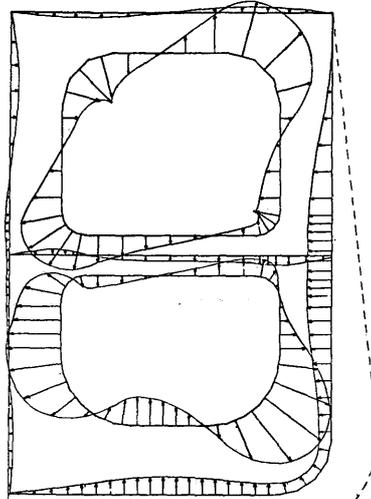
1/200

STRESS
KG/MM²
0.00 40.00

D=30M, B=20M STANDARD TYPE

LOAD CN. (C)

NORMAL STRESS



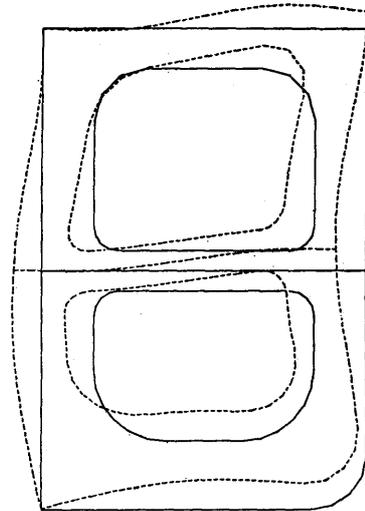
1/200

STRESS
KG/MM²
0.00 20.00

D=30M, B=20M STANDARD TYPE

LOAD CN. (C)

DISPLACEMENT



1/200

DISPLACEMENT
MM
0.00 40.00

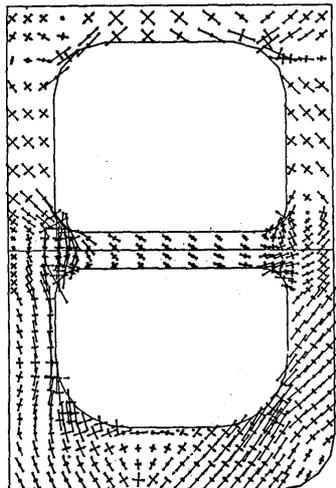
⊠ I-1-C

5

D=30M, B=20M WEB D = 0.9 D

LOAD CN. (C)

PRINCIPAL STRESS



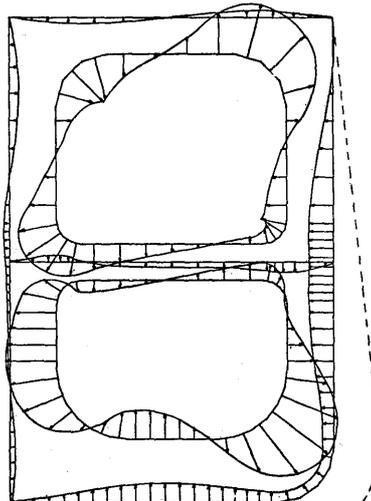
1/200

STRESS
KG/MM²
0.00 40.00

D=30M, B=20M WEB D = 0.9 D

LOAD CN. (C)

NORMAL STRESS



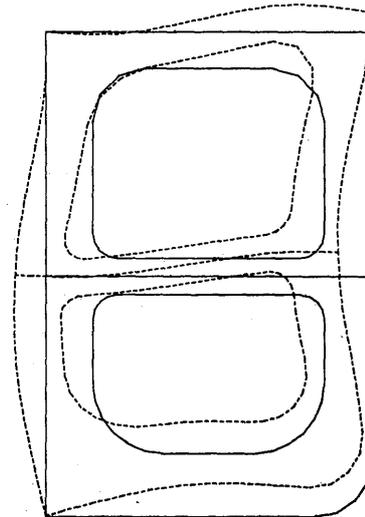
1/200

STRESS
KG/MM²
0.00 20.00

D=30M, B=20M WEB D = 0.9 D

LOAD CN. (C)

DISPLACEMENT



1/200

DISPLACEMENT
MM
0.00 40.00

⊠ I-5-C

図 2.4.28. 桁深さの影響 (荷重状態 C)

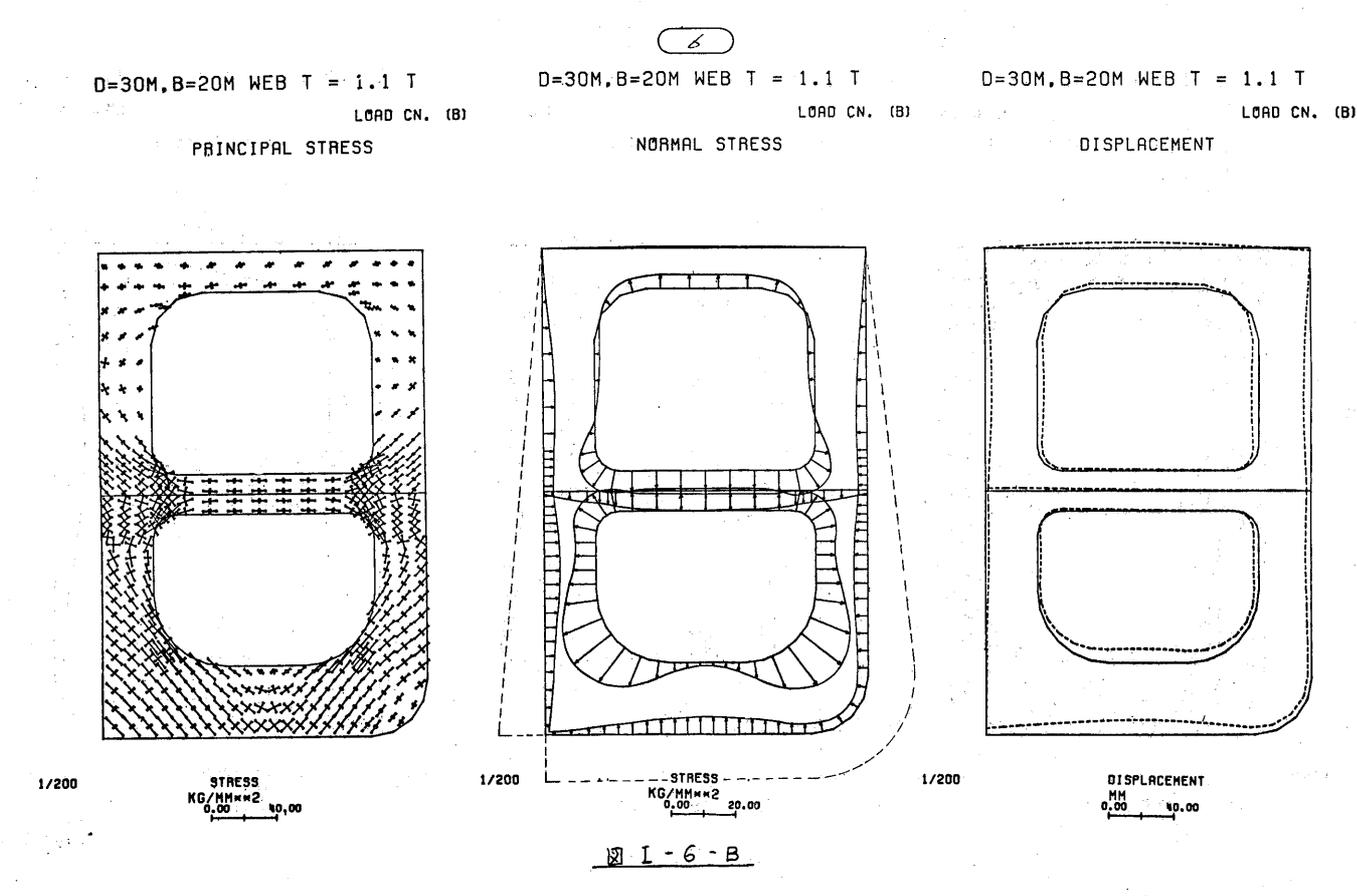
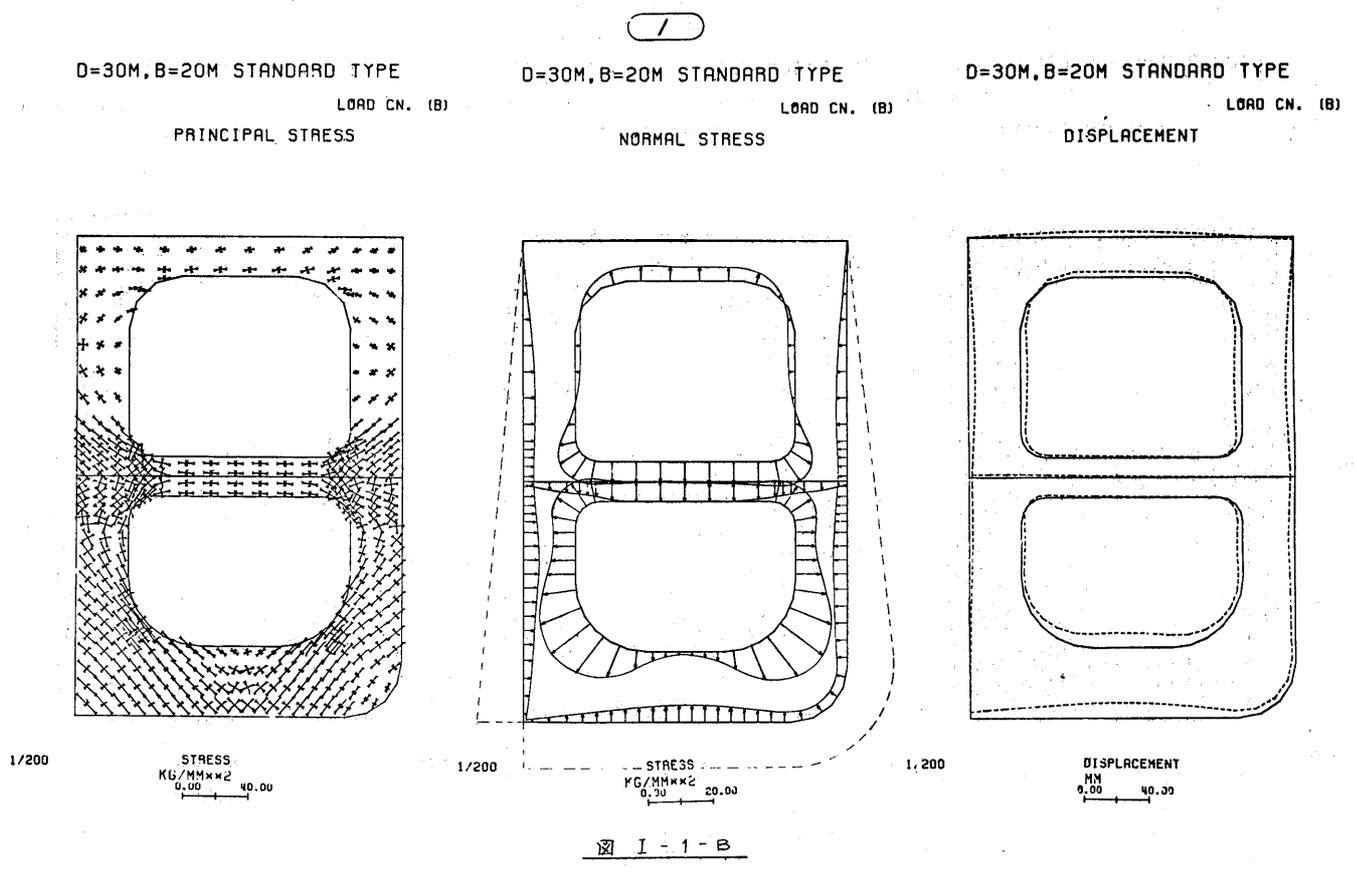
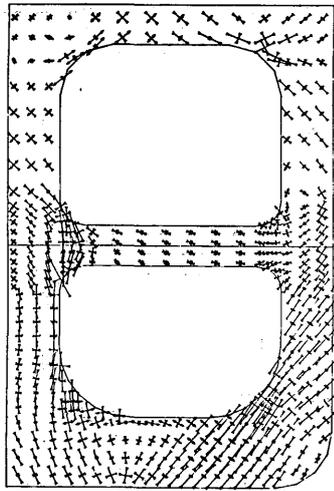


図 2.4.29. トランスウェブ厚の影響 (荷重状態 B)

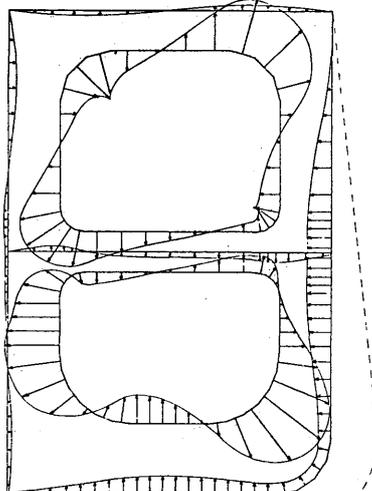
I

D=30M, B=20M STANDARD TYPE
LOAD CN. (C)
PRINCIPAL STRESS



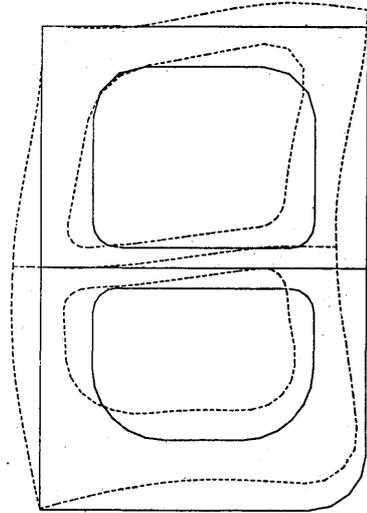
1/200
STRESS
KG/MM²
0.00 40.00

D=30M, B=20M STANDARD TYPE
LOAD CN. (C)
NORMAL STRESS



1/200
STRESS
KG/MM²
0.00 20.00

D=30M, B=20M STANDARD TYPE
LOAD CN. (C)
DISPLACEMENT

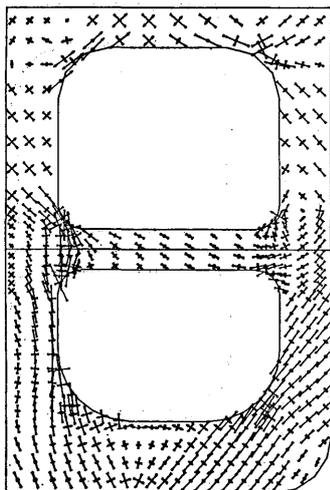


1/200
DISPLACEMENT
MM
0.00 40.00

図 I-1-C

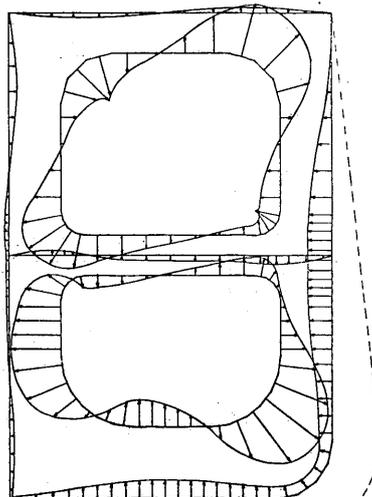
5

D=30M, B=20M WEB T = 1.1 T
LOAD CN. (C)
PRINCIPAL STRESS



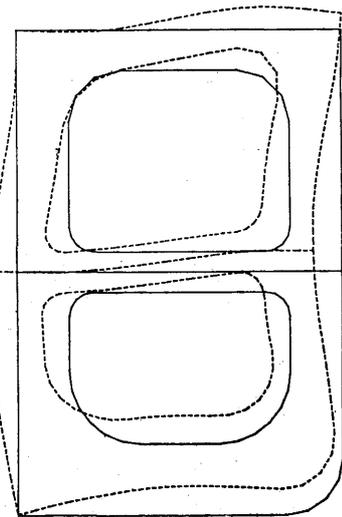
1/200
STRESS
KG/MM²
0.00 40.00

D=30M, B=20M WEB T = 1.1 T
LOAD CN. (C)
NORMAL STRESS



1/200
STRESS
KG/MM²
0.00 20.00

D=30M, B=20M WEB T = 1.1 T
LOAD CN. (C)
DISPLACEMENT



1/200
DISPLACEMENT
MM
0.00 40.00

図 I-6-C

図 2.4.30. トランスウェブ厚の影響(荷重状態C)

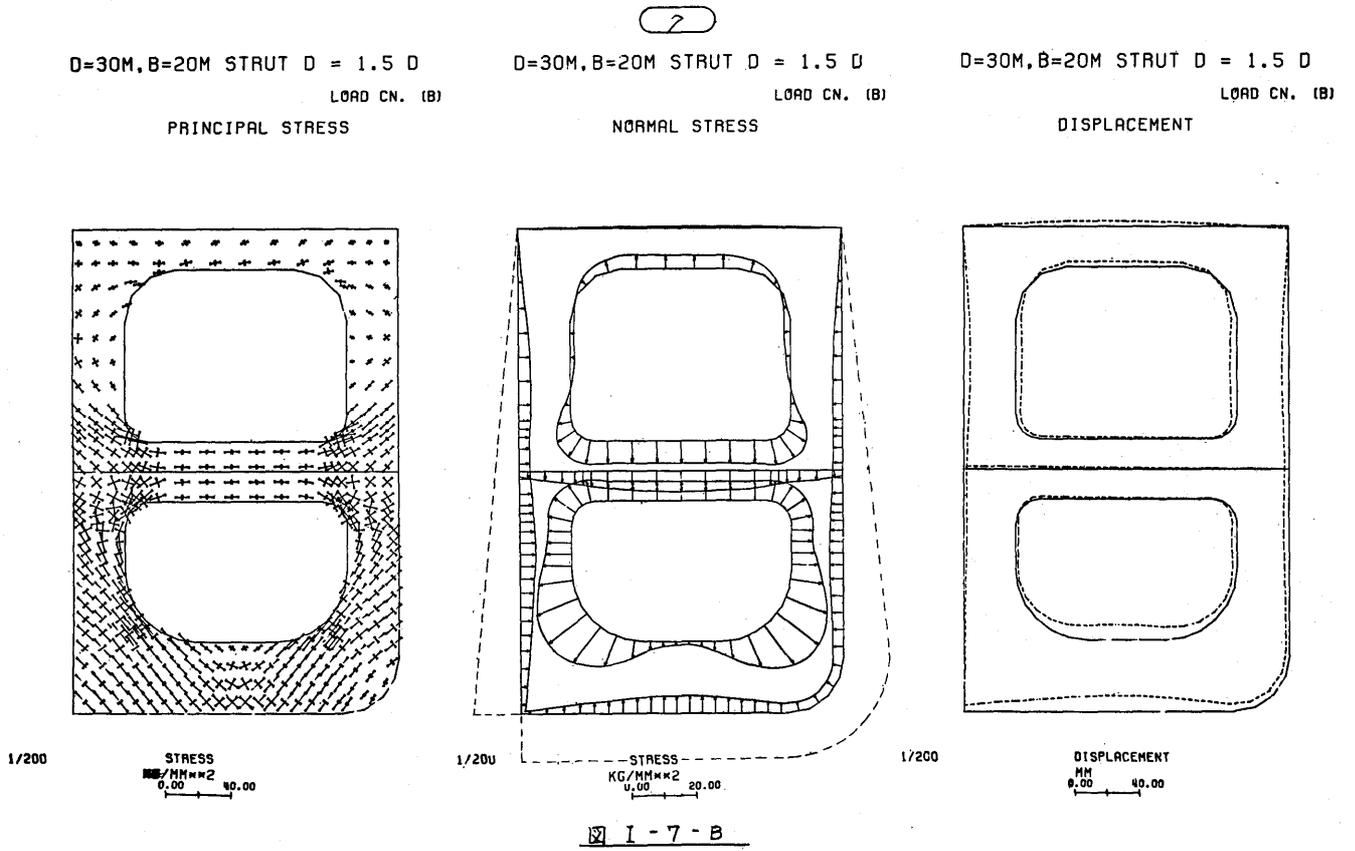
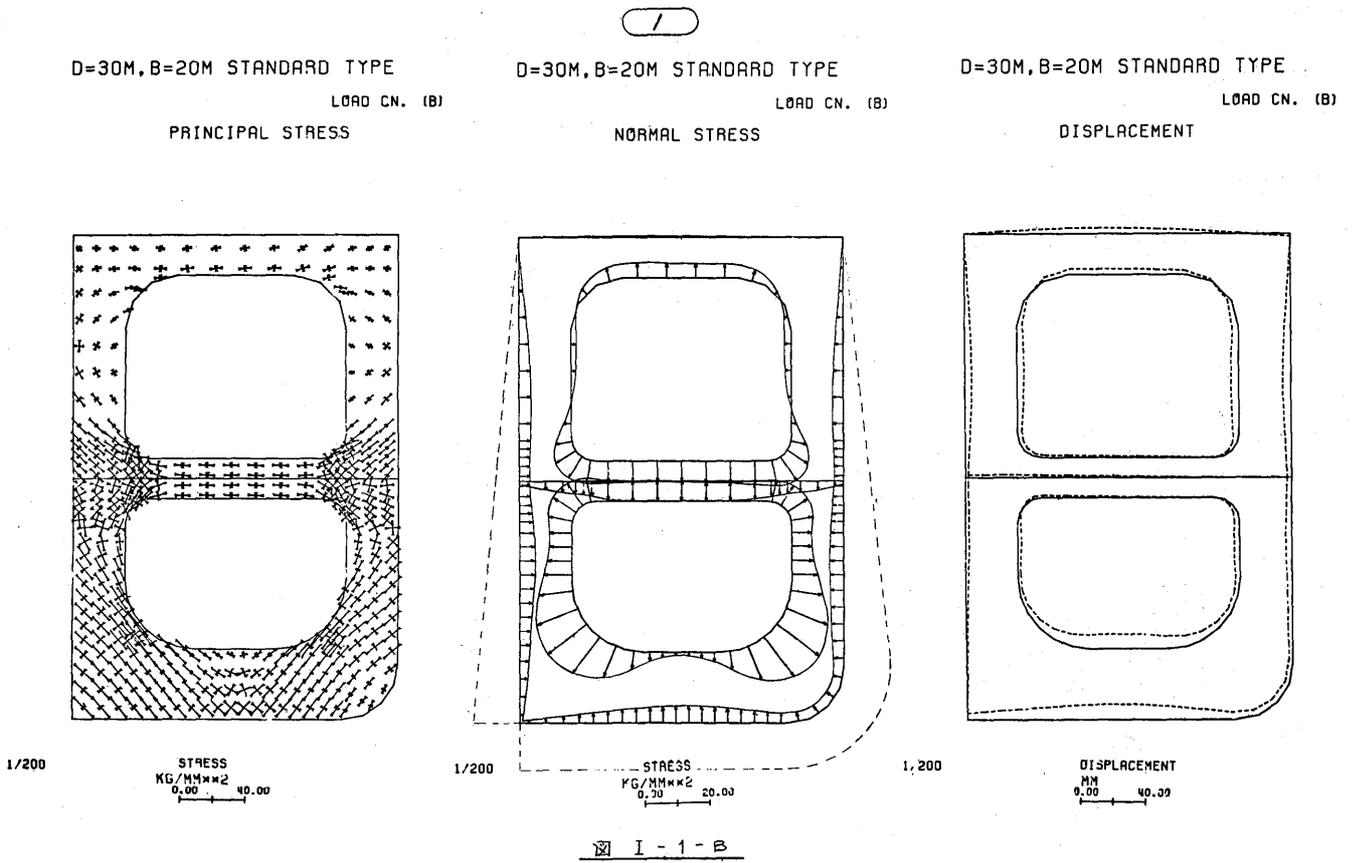


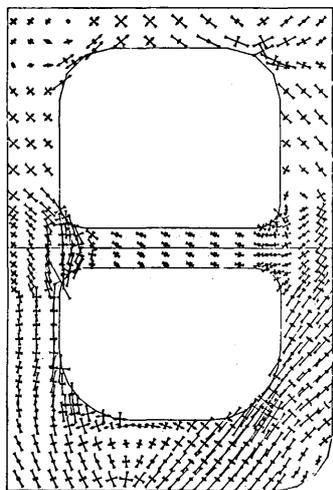
図 2.4.31. 支杖の深さの影響(荷重状態B)

1

D=30M, B=20M STANDARD TYPE

LOAD CN. (C)

PRINCIPAL STRESS



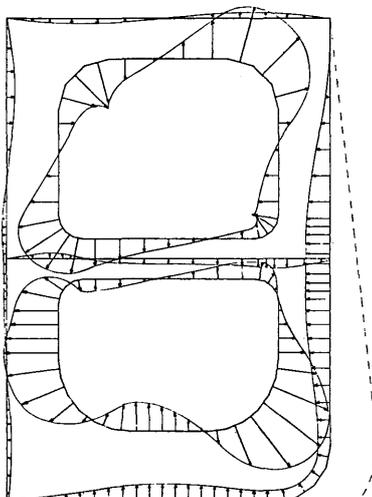
1/200

STRESS
KG/MM²
0.00 40.00

D=30M, B=20M STANDARD TYPE

LOAD CN. (C)

NORMAL STRESS



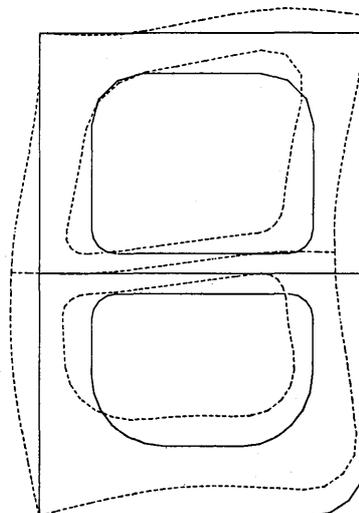
1/200

STRESS
KG/MM²
0.00 20.00

D=30M, B=20M STANDARD TYPE

LOAD CN. (C)

DISPLACEMENT



1/200

DISPLACEMENT
MM
0.00 40.00

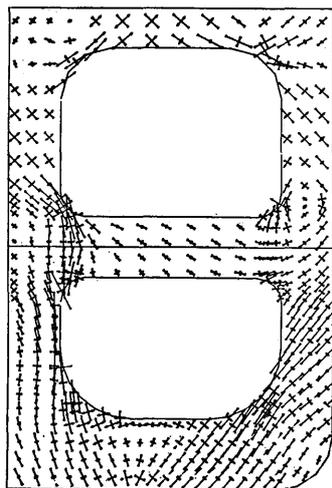
図 I-1-C

2

D=30M, B=20M STRUT D = 1.5 D

LOAD CN. (C)

PRINCIPAL STRESS



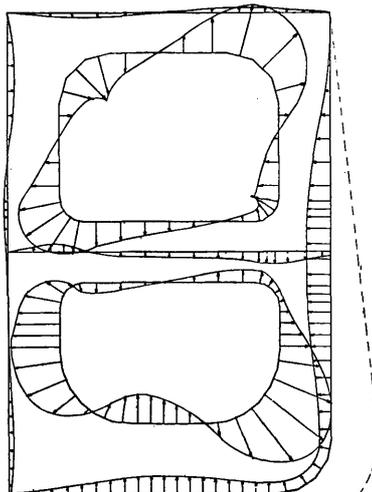
1/200

STRESS
KG/MM²
0.00 40.00

D=30M, B=20M STRUT D = 1.5 D

LOAD CN. (C)

NORMAL STRESS



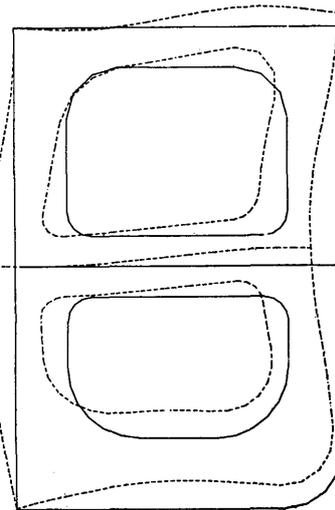
1/200

STRESS
KG/MM²
0.00 20.00

D=30M, B=20M STRUT D = 1.5 D

LOAD CN. (C)

DISPLACEMENT



1/200

DISPLACEMENT
MM
0.00 40.00

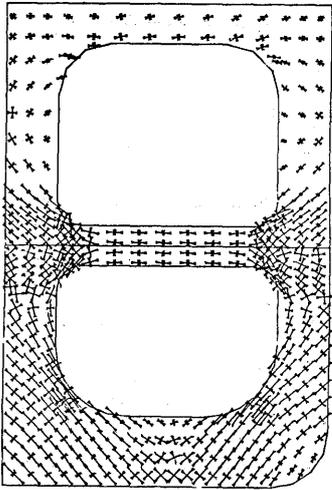
図 I-7-C

図 2.4.32. 支杖の深さの影響 (荷重状態 C)

D=30M, B=20M STANDARD TYPE

LOAD CN. (B)

PRINCIPAL STRESS



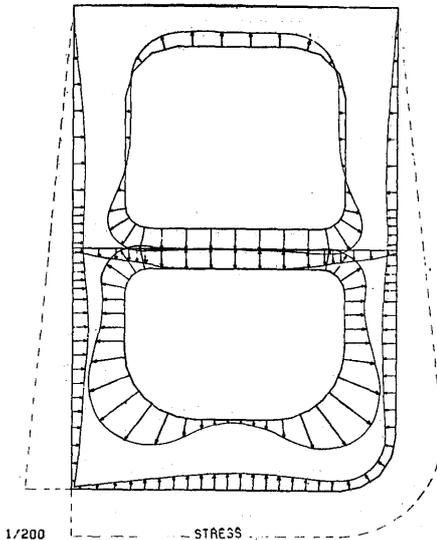
1/200

STRESS
KG/MM²
0.00 40.00

D=30M, B=20M STANDARD TYPE

LOAD CN. (B)

NORMAL STRESS



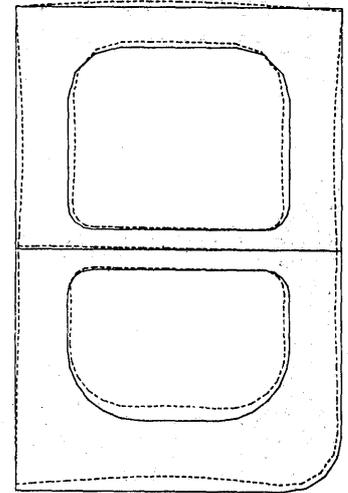
1/200

STRESS
KG/MM²
0.00 20.00

D=30M, B=20M STANDARD TYPE

LOAD CN. (B)

DISPLACEMENT



1.200

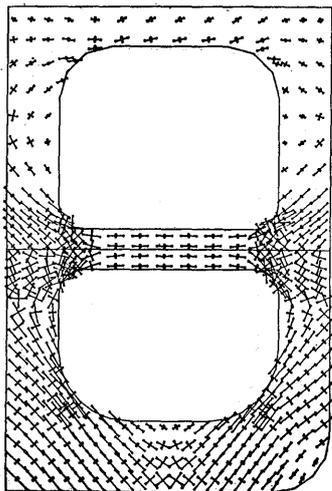
DISPLACEMENT
MM
0.00 40.00

図 I-1-B

D=30M, B=20M CORR. MARGIN DOWN

LOAD CN. (B)

PRINCIPAL STRESS



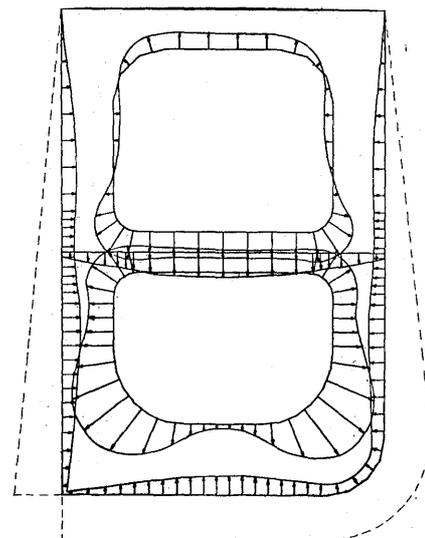
1/200

STRESS
KG/MM²
0.00 40.00

D=30M, B=20M CORR. MARGIN DOWN

LOAD CN. (B)

NORMAL STRESS



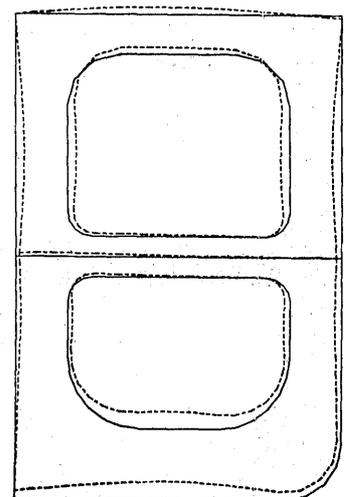
STRESS
KG/MM²
0.00 20.00

図 I-8-B

D=30M, B=20M CORR. MARGIN DOWN

LOAD CN. (B)

DISPLACEMENT

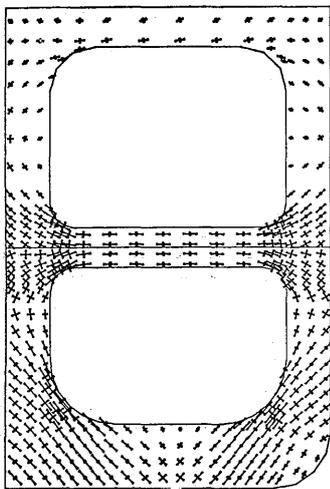


DISPLACEMENT
MM
0.00 40.00

図 2.4.33. コージョンマージンの影響(荷重状態B)

13

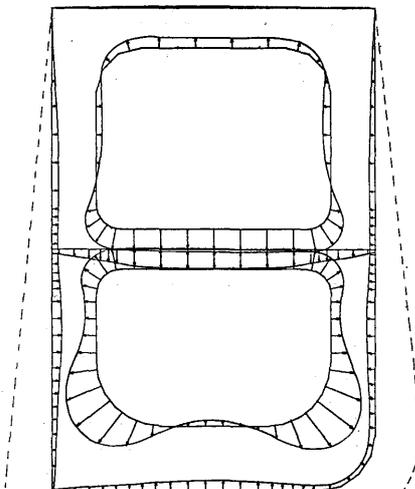
D=18M, B=12M STANDARD TYPE
LOAD CN. (B)
PRINCIPAL STRESS



1/120

STRESS
KG/MM²
0.00 40.00

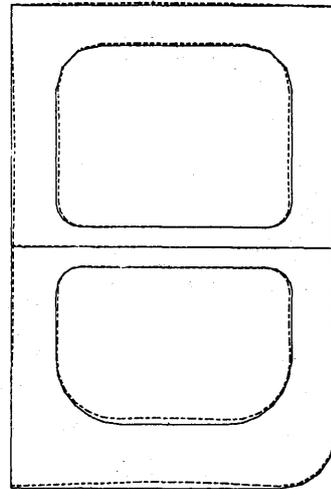
D=18M, B=12M STANDARD TYPE
LOAD CN. (B)
NORMAL STRESS



1/120

STRESS
KG/MM²
0.00 20.00

D=18M, B=12M STANDARD TYPE
LOAD CN. (B)
DISPLACEMENT



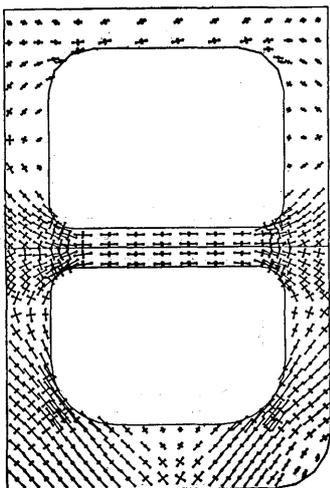
1/120

DISPLACEMENT
MM
0.00 40.00

▽-13-B

14

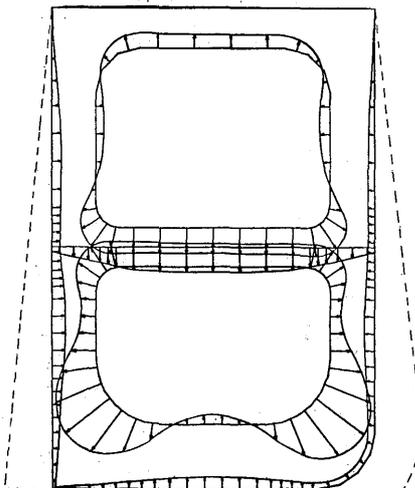
D=18M, B=12M CORR. MARGIN DOWN
LOAD CN. (B)
PRINCIPAL STRESS



1/120

STRESS
KG/MM²
0.00 40.00

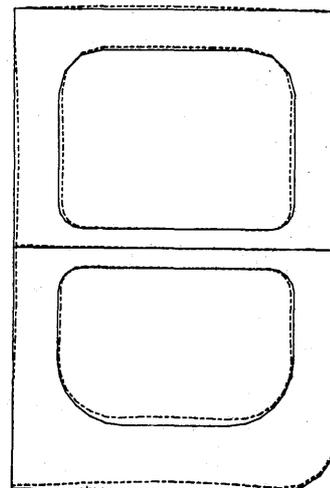
D=18M, B=12M CORR. MARGIN DOWN
LOAD CN. (B)
NORMAL STRESS



1/120

STRESS
KG/MM²
0.00 20.00

D=18M, B=12M CORR. MARGIN DOWN
LOAD CN. (B)
DISPLACEMENT



1/120

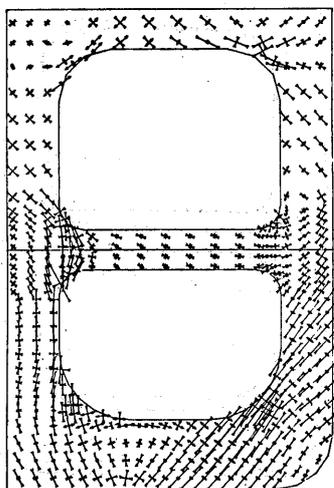
DISPLACEMENT
MM
0.00 40.00

▽-14-B

図 2.4.34. コロジョンマージンの影響(荷重状態B)

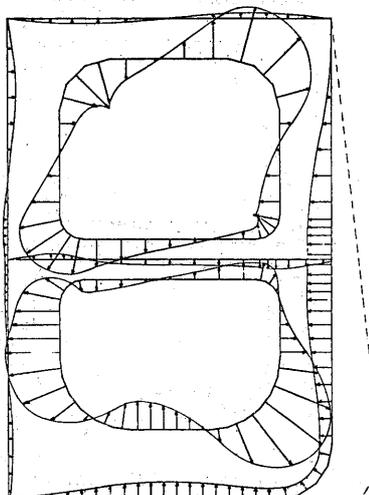
1

D=30M, B=20M STANDARD TYPE
LOAD CN. (C)
PRINCIPAL STRESS



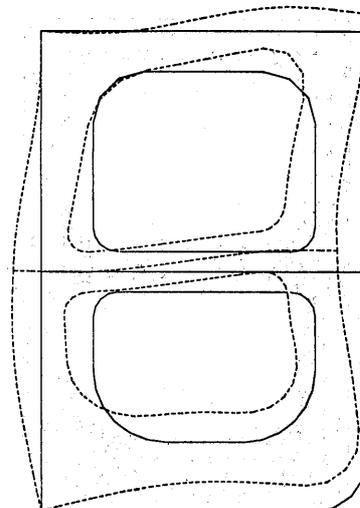
1/200
STRESS
KG/MM²
0.00 40.00

D=30M, B=20M STANDARD TYPE
LOAD CN. (C)
NORMAL STRESS



1/200
STRESS
KG/MM²
0.00 20.00

D=30M, B=20M STANDARD TYPE
LOAD CN. (C)
DISPLACEMENT

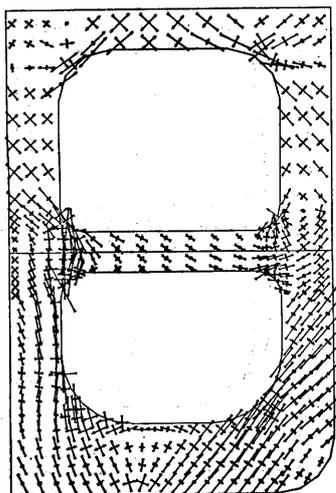


1/200
DISPLACEMENT
MM
0.00 40.00

図 I-1-C

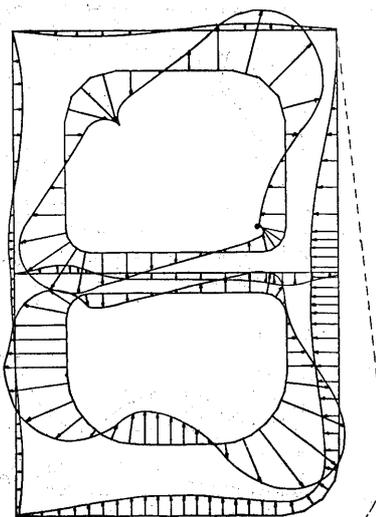
8

D=30M, B=20M CORR. MARGIN DOWN
LOAD CN. (C)
PRINCIPAL STRESS



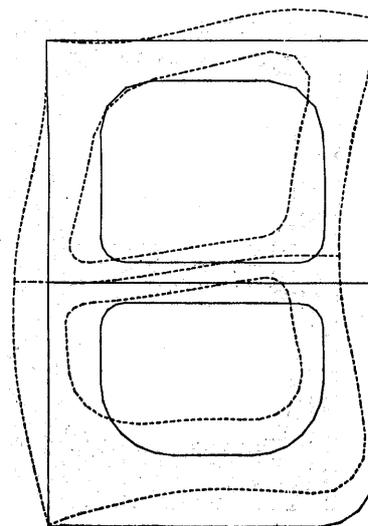
1/200
STRESS
KG/MM²
0.00 40.00

D=30M, B=20M CORR. MARGIN DOWN
LOAD CN. (C)
NORMAL STRESS



1/200
STRESS
KG/MM²
0.00 20.00

D=30M, B=20M CORR. MARGIN DOWN
LOAD CN. (C)
DISPLACEMENT



1/200
DISPLACEMENT
MM
0.00 40.00

図 I-8-C

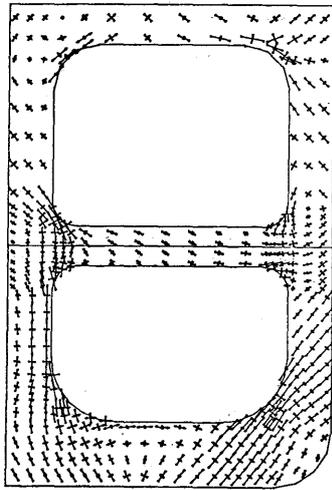
図 2.4.35. コージョンマージンの影響(荷重状態C)

13

D=18M, B=12M STANDARD TYPE

LOAD CN. (C)

PRINCIPAL STRESS



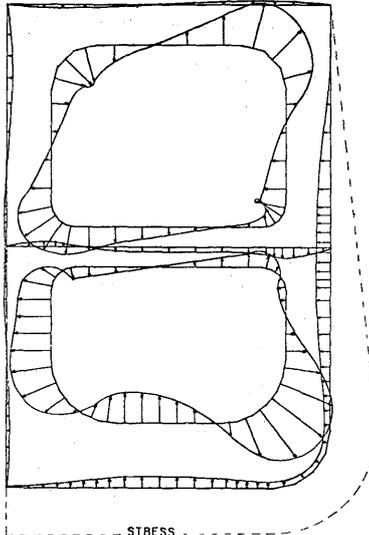
1/120

STRESS
KG/MM²
0.00 40.00

D=18M, B=12M STANDARD TYPE

LOAD CN. (C)

NORMAL STRESS



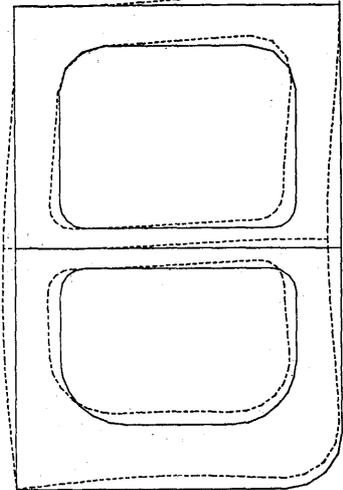
1/120

STRESS
KG/MM²
0.00 20.00

D=18M, B=12M STANDARD TYPE

LOAD CN. (C)

DISPLACEMENT



1/120

DISPLACEMENT
MM
0.00 40.00

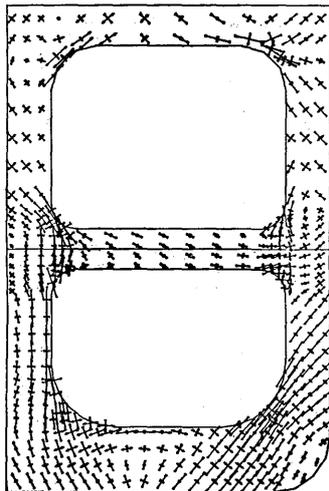
☒ V-13-C

14

D=18M, B=12M CORR. MARGIN DOWN

LOAD CN. (C)

PRINCIPAL STRESS



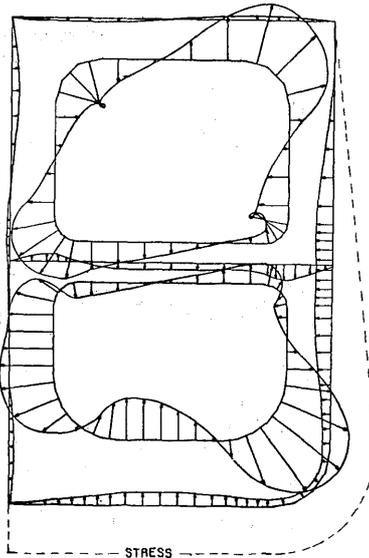
1/120

STRESS
KG/MM²
0.00 40.00

D=18M, B=12M CORR. MARGIN DOWN

LOAD CN. (C)

NORMAL STRESS



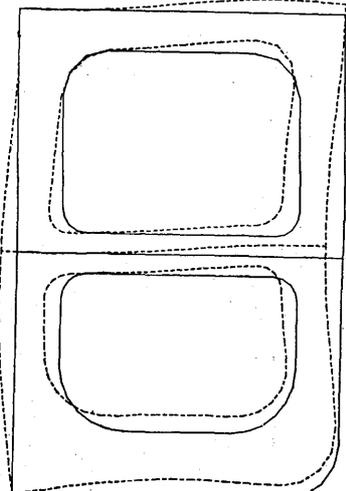
1/120

STRESS
KG/MM²
0.00 20.00

D=18M, B=12M CORR. MARGIN DOWN

LOAD CN. (C)

DISPLACEMENT



1/120

DISPLACEMENT
MM
0.00 40.00

☒ V-14-C

☒ 2.4.36. コージョンマージンの影響(荷重状態C)

3. 船舶以外の構造物の許容応力の調査および解析

3.1 鋼鉄道橋および鋼道橋の疲労強度設計に関する概要

本報は船体構造の疲労強度設計を考慮するにあたって、各種鋼製構造物の疲労強度設計がいかに行われているかを参考とするため、その一環として、鋼製橋梁についての強度設計を調査したものである。

本報に記す内容は、日本における鋼製橋梁の設計示方書に記されている荷重の採り方、許容応力、若干の継手の設計公式および諸外国の規定における許容応力の相互比較を記した。

なお、道路橋については、現在国内において疲労強度を考慮した示方書が制定されていないようである。しかしその疲労強度の考え方についての報告があるのでその論文⁹⁾の概要をも示した。

3.1.1 国内の橋梁に関する設計基準の概要

(1) 国内の橋梁関係規定

コンクリートおよび合成ゲル構造に関する規定および直接強度に関係のない規定を除いて次のような規定がある。

(a) 道路橋関係^{2),4)}

(i) 道路橋示方書 (昭和47年3月制定)

本示方書は、鋼道路橋設計示方書 (昭和39年制定)、溶接鋼道路橋設計示方書 (昭和39年制定) およびその追補 (1967年制定) などを改良し取りまとめたもので支間200 m以下の道路橋に適用する。なお適正な補正を行えば、支間200 m以上の道路橋にも準用される。

(ii) 道路橋耐震設計指針

(b) 鉄道橋関係¹⁾

(i) 新幹線建造物設計基準規定案 (昭和43年2月規定)

(ii) 建造物設計標準 (昭和45年2月)

本基準は鋼鉄道橋設計示方書 (昭和31年9月)、溶接鋼鉄道橋設計示方書案 (昭和35年7月) および高張力鋼鉄道橋設計示方書案 (昭和34年7月) を取りまとめて改正した鋼鉄道橋設計示方書案 (昭和44年3月作成) を基に制定されたものである。

(2) 設計に考慮する荷重^{1),2),3),4)}

(a) 荷重分類

(i) 道路橋 (上部構造関係)

主荷重 : 死荷重、活荷重、衝撃、フレストレス、フレストレスコン

クリートのクリープや乾燥収縮
 従荷重 : 風荷重、温度変化の影響、地震の影響、プレストレスのないコンクリートのクリープや乾燥収縮
 特殊荷重 : 雪荷重、遠心荷重、支点移動の影響、制動荷重、架設時荷重、衝突荷重、その他

(ii) 鉄道橋

主荷重 : 死荷重、列車荷重、衝撃、遠心荷重
 従荷重 : 風荷重、横荷重、制動および始動荷重
 その他 : 温度変化の影響、地震荷重、架設荷重、ロングレール荷重
 衝突

(b) 荷重の内容説明 (1), (2), (3), (4)

(i) 死荷重

橋梁自体(含軌道)と添加物の重量

(ii) 活荷重(道路橋)

自動車荷重(T荷重、L荷重)、歩道の分布荷重、軌道車両荷重

T荷重 : 橋の縦方向に原則として一台、横方向に制限がなく設計部材に最大応力を生じるように配置する。床版床組の設計に用いる活荷重である。橋の等級(1等、2等)で輪荷重が与えられている。

L荷重 : 線荷重(p)と等分布荷重(P)より成る。橋の巾方向に5.5mまでは橋の等級により与えられている p と P を左右対象に、それ以上は $P/2$ および $p/2$ を与える。主桁の設計に用いるものでT荷重を換算し計算しやすいようにした荷重である。

(iii) 列車荷重(鉄道橋)

K荷重 : 機関車が2両連結で客貨車(等分布荷重)を連結したもの。

S荷重 : 2軸の大型車両を想定

K S荷重は日本国有鉄道建設規定によって、車輪間隔、車種、型式、スパンなどによって与えられている。

新幹線は東海道新幹線鉄道構造規定でN荷重とP荷重が定められてこれを用いる。

(iv) 衝撃

活荷重がけたにおよぼす動力学的な影響中、鉛直方向の成分を示すもので活荷重に次式で与えられる衝撃係数(i)を乗じる。

(1) 道路橋(吊橋の主ケーブル、補剛げた、歩道を除く)

誘因 : バネを有する活荷重の移動にともなう橋梁のたわみ振動の

影響、路面の不整、障害物の乗り上げ、乗り越しによる衝撃、活荷重と橋梁の共振の影響

$$i = \frac{20}{50+l} \quad (\text{鋼橋}) \quad l: \text{支間}(m): \text{橋の種類や構造によって適用方法が異なる。}$$

(ロ) 鉄道橋(鋼橋)

誘因 : 動輪の不均衡重量、けたのたわみによる動的効果、けたに周期的に出入する荷重、レールの継目、軌道の不整、バネ上重量の振動、車両のローリングと蛇行

$$L < 30 m \quad i = 0.7 - \frac{L^2}{4000}$$

$$L > 30 m \quad i = \frac{10}{L} + 0.14$$

L : 最大応力を生じる同符号の影響線の基線長さ(m)
複線の場合は i にかける係数が規定されている。

(V) 風荷重

水平方向に作用する動荷重とし、一般に次式と関連している。

$$P = \frac{1}{2} C_p \rho v^2$$

P : 風圧 (kg/m^2)

v : 風速 (m/sec)

ρ : 空気密度

可とう性の部材は動的影響を考慮しなければならない。本方書では活荷重(列車荷重)の有無で異なった P を与えている。その値は活荷重(列車荷重)がある方が小さい。これは自動車や列車の走行可能な風速が規制されているためである。また構造によっても異なった規定がなされている。

(VI) 横荷重(鉄道橋)

機関車の蛇行運動により生じる。これは車輪の踏面が傾斜しているので、回転による偏倚した車輪が円運動をして復元するとき生じると考えられている。遠心力と軸数とに関係しているはずであるが、1.5m 間隔の4点の移動荷重としその荷重は K 荷重の一動輪の15%をレール面に水平に作用させる。新幹線は別に定められている。

(VII) 制動荷重および始動荷重

(1) 道路橋(制動荷重のみ)

下荷重の10%を橋面上1.8mの高さで自動車の進行方向へかける。軌道車面は輪荷重総和の10%とし、レール面上1.8mの高さにかける。

(2) 鉄道橋

制動力の平均は制動軸重の1/3と考えられ、制動力の一部はレールを

伝わり、70%が橋げたに負荷される。

制動荷重 : 列車荷重の15%をレール面上1.8mの高さに橋軸方向へ。

始動荷重 : 動輪荷重の25%をレール面上1.8mの高さに橋軸方向へ

(VIII) 遠心荷重

(イ) 道路橋

曲線軌道の場合のみ考慮する。曲線橋など必要に応じて自動車に対しても考える。

(ロ) 鉄道橋

曲線軌道を有する場合遠心力(F)は次式で与えられる。

$$F = \frac{W \cdot V^2}{127R} \quad \text{or} \quad \frac{W \cdot v^2}{R \cdot g}$$

W : 橋梁上の列車荷重(kg)

V : 速度(km/h)

v : 速度(m/sec)

R : 曲率半径(m)

g : 9.8 m/sec²

曲線中の最高速度が定められているので、あるRの範囲によってFが与えられる。示方書ではKSとNP荷重で曲線半径に対し列車荷重に乗ずる係数が定められている。

(IX) 温度変化の影響

プレートガータヤトラスのように一端が可動なものは可動端の移動量の決定のみに用いれば良いがラーメンやアーチなどのように変位端がないものは応力を考慮する必要がある。

(イ) 道路橋

温度変化は普通-10°~50°C、寒冷地-30°~50°Cとし温度の昇降は架設時のものを標準とする。温度差は15°Cとする。

(ロ) 鉄道橋

温度上昇40°C、降下40°Cを標準とする。なお日光の直射部分と日陰部分では温度差を15°Cとする。

(X) 地震荷重

死荷重状態での震度法によっている。ただし土木学会耐震設計指針(業)ではフレキシブルな構造物(固有振動周期約0.6sec以上)は動的解析を行うべきであるとされている。地震によって構造物の重心に作用する力(F)は

$$F = \frac{W}{g} \cdot \alpha = k \cdot W$$

$$k = \alpha/g \quad : \quad \text{震度} \quad g \quad : \quad \text{重力の加速度}$$

$$\alpha \quad : \quad \text{加速度} \quad W \quad : \quad \text{構造物の重量}$$

(1) 道路橋

標準水平震度を0.2とし、地域、地盤、重要度、フレキシブル構造で応答を考慮した修正係数をかける。

(b) 鉄道橋

地域別標準震度0.2と0.15が与えられており、実情に沿うように考慮するよう注釈がなされている。なお鉛直震度は0.1を標準としている。

(XII) 雪荷重

積雪地方では実情に合わせて適当に定めるとされている。

(3) 許容応力

(a) 道路橋^{9) 2)}

示方書では主構主げたに対してし荷重を採用しているが、これは主車線に対して最も不利な影響を与える個所に20TONトラックをのせ、橋の長さ方向でその前後方向に7m間隔で15TONトラックを配置し、これがある速度で走行する場合を考え、他の車線にはその1/2が載貨されているものと考えている。(例えば1等橋) このような状態が実際に生じる頻度は極くわずかであるため、疲労について特別な考慮がなされていない。許容応力については大略次のように定められている。

- (i) 保証降伏点に関係しており、安全率を1.6以上としている。鋼材の種類によってさらに異なる材料係数を乗じた形となっており、 β は降伏点の高い材料では大きいめの値とし、SM58までの鋼材で安全率を1.64~1.77としている。
- (ii) 座屈によって耐荷力が支配される場合にも応力表示に直せば(i)とほぼ同じ安全率となるようにしている。しかし曲げや剪断をうけるプレートガーダーのように座屈後耐荷力がある場合は安全率を1.25までとしており、橋全体の崩壊に直につながる場合には安全率を上げる(例えば2.0)ようにしている。
- (iii) 荷重の作用時間によって短期と長期があり、後者は主荷重である。主荷重との組合せ荷重を考えた場合は許容応力を上げる割り増し係数を考えている。しかしその係数の相対差には確かな根拠はうかがえない。
- (iv) 溶接部の許容応力は工場溶接の場合、母材と同じ値としている。ただし現場溶接はその90%としている。その他リベット、ボルト、鍛造品、その他の許容応力が定められている。なお鋼管構造についての許容応力も定められているが、割愛する。

(b) 鉄道橋¹⁾

許容応力は降伏点に対する安全度としての基本許容応力、座屈に関する細長比および疲労許容応力度が与えられている。そのうち基本応力度は

- (i) 引張りまたは圧縮を受ける母材の場合、SS41~SM53まで降伏点に対して、ほぼ一律に1.7としている。これは前示方書の場合の約1.8に較べて小さくなっているが諸外国の示方書にならったものである。
- (ii) 剪断に対しては変形ひずみエネルギー説をとり引張り許容応力度の $\frac{1}{2}$ とした。

(iii) 溶接部の場合

- (i) 放射線検査を行ない合格(引張り2級以上、圧縮3級以上)したものは母材と同等の許容応力度
- (ii) 放射線検査をしない場合は、母材より低い値とし、圧縮の場合より引張りの場合の方が小さい値を与えている。

(iv) 剪断の場合
は放射線検査に無関係に母材と同等

(v) 現場溶接は
減少係数を定めている。

鉄道橋では道路橋と異なり、列車荷重による応力変動および繰返し数が大きく疲労破壊に対する安全を与える

表 3.1.1.1 構造用鋼材の母材および溶着部の疲労許容応力度

(単位: kg/cm²)

継手の種類	種類	許容応力度			備考	
		SM41 SMA41	SM50 SMA50	SM50Y SMA50Y		
1. 溶着部に隣接せずリベット孔およびボルト孔のない母材 2. 高力ボルト摩擦接合の母材 3. 裏溶接および放射線検査を行なったグループ溶接の母材および溶着部。* 表面は仕上げる。ただしσ _{max} が圧縮でk=0の場合は母材との移り変わり部のみ仕上げればよい。 4. 引張または圧縮の方向に連続し応力を伝えない溶接のある母材 5. 腹板とフランジ、重ね合わせたフランジプレート相互を連結する連続溶接および応力に平行なグループ溶接に接する母材 6. ガセット等が母材と一体となっており、端部は応力集中が大きならないように考慮した場合 (1~6の切断面の粗度は50S以下とする。)	1 2	引張	1530 1-0.7k			A
	3 4		ただし1400以下	ただし1900以下	ただし2100以下	
7. リベット結合の母材 8. 補剛材取付の溶接端を仕上げた場合の母材 9. フランジにガセットをグループ溶接で取付け端部を仕上げた(R=20)場合の母材	5 6	圧縮	1800 1-k			A
	7 8 9		ただし1400以下	ただし1900以下	ただし2100以下	
10. 補剛材取付の溶接端を仕上げない場合の母材 11. ダイアフラムを取付けた場合の母材 12. 重ね継手に大きな不等脚サイズのすみ肉溶接を行ない仕上げた場合の母材 13. 応力の方向に直角なK溶接または1分大きなすみ肉溶接のある場合の母材 14. 腹板にガセットをすみ肉溶接で取付け、端部を仕上げた場合の母材	10 11 12	引張	1275 1-0.7k			B
	13 14		ただし1400以下	ただし1900以下	ただし2100以下	
15. 重ね継手にすみ肉溶接を行ない、仕上げない場合の母材 16. 腹板にガセットをすみ肉溶接で取付け、端部を仕上げない場合の母材	13 14	圧縮	1575 1-1.1k			B
	15 16		ただし1400以下	ただし1900以下	ただし2100以下	
17. 母材 18. 腹板とフランジの連結またはフランジの材片を互に連結する連続側面すみ肉溶接 19. 前面すみ肉溶接および側面すみ肉溶接	10 11 12	引張	1050 1-0.7k			C
	13 14		ただし1400以下	ただし1900以下	ただし2100以下	
15. 重ね継手にすみ肉溶接を行ない、仕上げない場合の母材 16. 腹板にガセットをすみ肉溶接で取付け、端部を仕上げない場合の母材	13 14	圧縮	1360 1-1.2k			C
	15 16		ただし1400以下	ただし1900以下	ただし2100以下	
17. 母材 18. 腹板とフランジの連結またはフランジの材片を互に連結する連続側面すみ肉溶接 19. 前面すみ肉溶接および側面すみ肉溶接	15 16	引張	805 1-0.75k			D
	17 18 19		ただし1400以下	ただし1900以下	ただし2100以下	
17. 母材 18. 腹板とフランジの連結またはフランジの材片を互に連結する連続側面すみ肉溶接 19. 前面すみ肉溶接および側面すみ肉溶接	15 16	圧縮	1080 1-1.3k			D
	17 18 19		ただし1400以下	ただし1900以下	ただし2100以下	
17. 母材 18. 腹板とフランジの連結またはフランジの材片を互に連結する連続側面すみ肉溶接 19. 前面すみ肉溶接および側面すみ肉溶接	17 18 19	せん断	920 1-0.7k			S ₁
	17 18 19		ただし800以下	ただし1100以下	ただし1200以下	
17. 母材 18. 腹板とフランジの連結またはフランジの材片を互に連結する連続側面すみ肉溶接 19. 前面すみ肉溶接および側面すみ肉溶接	17 18 19	せん断	820 1-0.5k			S ₂
	17 18 19		ただし800以下	ただし1100以下	ただし1200以下	

(注) * 1. 表の許容応力度を適用するための放射線検査の合格規準は、引張継手に対してはJIS Z 2341-1955の1級、圧縮継手に対しては2級以上を標準とする。
2. 表の許容応力度に次の係数を乗じた値を許容応力度とする場合の合格規準は3級以上を標準とする。

式	応力の種類	係数
A	引張	0.8
A	圧縮	0.9

必要がある。そこで疲労許容応力度は表3.1.11のように与えられている。表中 σ は主荷重によって生ずる応力の最小値と最大値の比 $\sigma = \sigma_{\min} / \sigma_{\max}$ または、 T_{\max} / T_{\min} で、両振りの場合は負号、片振りの場合は正号としてゐる。

列車荷重による応力変動の大きさや繰返し回数は、列車の種類や部材の種類、その影響線長さに関連して一律に定められないので、一応200万回を基準としており、許容応力度は非破壊確率95%程度で同じ値を示すグループ5種類に分け、ほぼそのグループの最低値を許容応力としている。

(4) たわみ制限について (1.2.4)

たわみ制限は橋梁の振動、構造細部の破損、通行者に与える心理的影響、角折れによる列車への影響などに関係をもっている。しかし道路橋においては、これらの項目に対して具体的な裏付けがあるわけではなく、比較的短かいスパンの橋梁に関して経験的に定められたものである。長大スパンに対しては振動を考慮して詳細に検討する必要がある。

(a) 道路橋

示方書では橋の形式とスパンに対して、単純支持または連続げたおよびゲルバーげたの片持部について、スパンの関数として制限たわみが与えられている。例えば鉄筋コンクリート床版をもつプレートガーダーで $L > 40m$ の単純支持および連続げたの場合、最大たわみは $L/500$ となっている。

(b) 鉄道橋

たわみ制限は橋げた端部の角折れの限度から定められている。この角折れは脱線および乗心地と関係するが、実験によると乗心地によって決まるようである。そしてトラスの場合は部材の二次応力を考慮して定められている。示方書にはプレートガーダーの場合、列車荷重によるたわみ $L/800$ 、トラスの場合は $L/1000$ としている。その他横と縦けた接合部のたわみ、斜角けたの主けた端部における左右レール位置のたわみ差などの原則値が与えられている。

(5) 溶接継手について (1.2)

上述した鉄道橋の疲労許容応力度は、溶接継手の形状や応力のとり方と関係があるので、以下にそれについての若干の規定を記しておく。なおこの規定は道路橋と鉄道橋でほとんど差がない。

(a) 溶接部の有効厚さ

有効厚さは理論のと厚とする。

(b) 溶接部の有効長さ

理論のど厚を有する溶接部の長さとする。ただし全断面溶け込みグルー
ー溶接で溶接線が応力方向に直角でない場合には、有効長さは応力に直
角な方向に投影した長さとしている。またすみ肉溶接のまわし溶接部は
有効長さに含まない。

(c) すみ肉溶接の脚長

脚長は等脚長を原則とするが、主要部材の前面すみ肉は応力の方向に長
い脚長となる不等脚長とし、必要あらは仕上げる。主要部材の応力を伝
える場合、脚長(S)は6mm以上とし、なるべく次式の範囲とする。

$$S \leq t_1 \quad \text{および} \quad S \geq \sqrt{2}t_2$$

t_1 : 薄い方の母材の厚さ(mm)

t_2 : 厚い方の母材の厚さ(mm)

(d) すみ肉溶接の最小有効長さ

有効長さは脚長の10倍あるいは80mmのいずれか大きい方とする。これ
は熱容量が少ないと溶接部が急冷されて欠陥を生じやすくなることを防ぐ
ために定められている。また短かいと偏心を生じやすいとされている。

(e) 曲げモーメントを受ける溶接継手

応力度は次式で計算する。

$$\sigma = \frac{M}{I} \cdot y$$

M : 曲げモーメント(kg-cm)

I : のど厚を接合面に展開した断面のその中
立軸周りの断面二次モーメント(cm⁴)

y : 中立軸から計算する位置までの距離(cm)

(f) 曲げと剪断力を同時に受ける溶接継手

$$\sqrt{\left(\frac{\sigma}{\sigma_a}\right)^2 + \left(\frac{\tau}{\tau_a}\right)^2} \leq 1.1$$

σ : 曲げ応力度(kg/cm²)

τ : 剪断応力度(kg/cm²)

σ_a : 許容引張応力度(kg/cm²)

τ_a : 許容剪断応力度(kg/cm²)

(g) 断面の寸法が変る場合

突合せ継手では、母材の厚さと巾は徐々に変化させ、長さ方向の傾斜は
1/5以下とする。

(h) 重ね継手

応力を伝える重ね継手は、2列以上のすみ肉溶接を用いるものとし、部
材の最小値は薄い方の板厚の5倍とする。軸方向力を受ける部材端の重
ね継手に側面すみ肉溶接のみを用いる場合には、すみ肉溶接のそれぞれの
長さは、その間隔より大きくする。この場合、溶接線の間隔は薄い方の

板厚の16倍以上とし、これを越える場合は板の浮き上りを防ぐ方法を施すこと。これらの規定のうち前者は重ね部の変形を考慮したもので、後者は応力の流れや、かためすぎた場合の応力集中の増加を勘案したものである。

(ii) T継ぎに用いるすみ肉溶接

部材の両側を溶接する。しかし横方向の変形に対して抵抗できる構造(ダイヤフラムのある箱型)では片側のみとしうる。枝片の交角が60°未満または120°をこえる場合のすみ肉継ぎの場合、すみ肉溶接は強度計算には考慮しない。後者の場合は溶接が不確実になることを理由にしており、開先を取るよう指摘されている。また荷重分担型の十字継ぎの場合もK型グループを推奨しているがこの場合は板厚方向の異方性を考慮する必要があるとされている。

3.1.2 諸外国の鋼橋に関する疲労許容応力度

(1) 各国の疲労許容応力度の概要

鋼構造物において疲労強度を考慮した諸外国の設計規格を表3.1.2.1に示した。これらのうち若干の規格における疲労許容応力度を以下に記す。

(a) ドイツにおける規格⁵⁾

表3.1.2.2および図3.1.2.1~2に東ドイツの鉄道橋溶接示方書(1963年制定のもの)における疲労許容応力度を、表3.1.2.3および図3.1.2.3~4に西ドイツの鉄道橋設計示方書(1955年制定のもの)における疲労許容応力度を示す。日本の最初

の設計示方書はドイツの示方書を範としており、日本^(*)の規定と類似しており、 k 値を用い、鋼材の種類、応力の種類、溶接継ぎの種類および仕上げ程度別に規定を変化させている。

これらの規定が日本の規

表3.1.2.1 疲労を考慮した設計規格

国	規 格	改訂年度	適用範囲
E. Germany	TGL 13500 TGL 13501-B1.1 TGL 18-2030	1965 1964 1964	鋼構造物 管構造物 機械構造物
W. Germany	DV 848 DV 952 DIN 120 DIN 15018 DIN 4132 } Identical fatigue rules.	1955 1962	鉄道橋 機関車 クレーンおよび走行路 クレーンおよびステールガーダー クレーン走行路およびステールガー
Italy	Istruzioni per il calcolo, la esecuzione, la manutenzione delle costruz. in acciaio CNR-UNI. 10011	1966	鋼構造物
Japan	建築物設計標準	1970	鉄道橋
Sweden	'Structural welding code' issued by Welding Commission of Royal Swedish Academy of Engineering Sciences	1949	鋼構造物
U.K.	B.S. 153 B.S. 2573.	1972 1966	鋼橋 } 同一疲労規準 クレーン
U.S.A.	American Institute of Steel Constr. (AISC) American Railway Engineering Ass. (AREA) American Association of State Highway Officials (AASHTO) American Welding Society (AWS)	1969 " " 1969	鋼構造物 鉄道橋 道路橋 } AWS, AASHTOおよび AREAの疲労規準 溶接橋

* 印は規格が順次改訂中であることを示す。

— — — *1) k 値: $\sigma_{min} / \sigma_{max}$ — — —

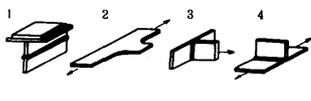
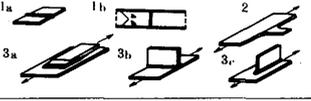
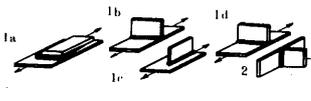
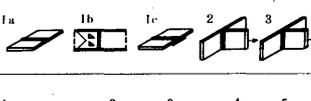
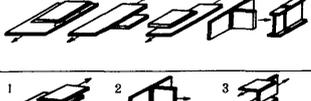
定と大きく異るところは、軟鋼級の鋼材と50kg/mm²級の鋼材で疲労許容応力を変えていることである。さらに曲げ応力と剪断応力が作用する場合の許容応力を次式によっていることである。

$$\frac{1}{2}(\sigma + \sqrt{\sigma^2 + \tau^2}) \leq Z_{ul60}$$

Z_{ul60} : 疲労許容応力度

もちろん継手の分類も、許容応力の値も異なっている。

表3.1.22 東ドイツ鉄道橋溶接示方書(1963年)における継手種類、疲労を考慮した許容応力度の分類

		継手の種類	
I	σ		DV804(BE)により計算された溶接の耐力
II	σ		1. 力の方向に直角または平行な施工段階ⅠAの突き合せ溶接
III	σ		1. 力の方向に平行な、施工等級ⅠAの突き合せ溶接、すみ肉またはK溶接ならぬにそれの影響される母材 2. 大径から切りだされ、丸みを帯びたガセットプレート、1の端部に接する母材 3. 力の方向に直角な、仕上げおよび放射線透過検査が行なわれるK溶接またはその母材 4. 力の方向に直角な溶接のある母材(仕上げおよび放射線透過検査が行なわれたK-溶接)
IV	σ		1. a, b 力の方向に直角な施工等級ⅠBの突き合せ溶接 2. 突き合せ溶接され、丸みをつけ仕上げがなされているカセットプレートに接する母材 3. a 仕上げられた前面および側面すみ肉溶接のあるフランジプレートまたは部材継手の端部に接する母材 b 力の方向に直角な溶接のある母材(仕上げられたすみ肉溶接、端部をまわし、仕上げられた縦方向の溶接に接する母材)
V	σ		1. a 仕上げのない前面および側面すみ肉溶接のあるフランジプレートまたは部材継手の端部に接する母材 b 力の方向に直角な溶接のある母材(仕上げのないすみ肉溶接、端部をまわし、仕上げのない縦方向の溶接に接する母材または縦断する縦方向のすみ肉溶接の端部に接する母材) c 力の方向に直角な溶接のある母材(仕上げのないK溶接) d 力の方向に直角な、仕上げはないが放射線透過検査が行なわれた溶接またはその母材 2. 力の方向に直角な、仕上げはないが放射線透過検査が行なわれた溶接またはその母材
VI	σ		1. a, b 力の方向に直角な施工等級ⅠAの突き合せ溶接 c 力の方向に直角な突き合せ溶接 2. a 力の方向に直角な仕上げのないK溶接 b 力の方向に直角な仕上げのないK溶接のある母材 3. 力の方向に直角な仕上げのないすみ肉溶接のある母材
VII	σ		1. 側面すみ肉溶接のあるフランジプレートまたは部材継手の端部に接する母材 2. ガセットプレートを重ね溶接した端部に接する母材 3. ガセットプレートを重ね溶接した端部に接する母材 4. a 力の方向に直角な仕上げのないすみ肉溶接のある母材 b 式(4)または(5)を用いる場合のすみ肉溶接 5. 施工等級ⅠBの全周溶接継手
VIII	σ または τ		1. 部材継手に接する側面すみ肉溶接 (T) 2. 力の方向に直角なすみ肉溶接 (G) 3. 部材継手に接するK溶接 (C)
		突き合せ溶接、K溶接、すみ肉溶接ならびにせん断に關し、この溶接が影響した母材および影響されない母材	

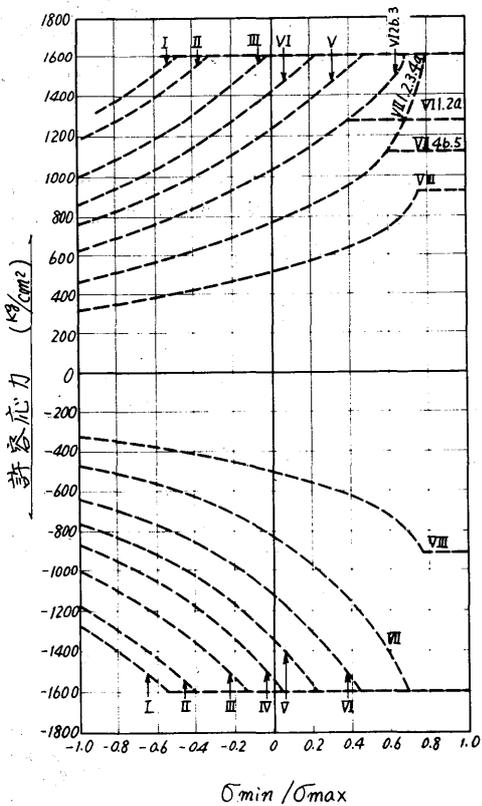


図3.1.21 東ドイツ鉄道橋溶接示方書による疲労を考慮した許容応力 (St38)

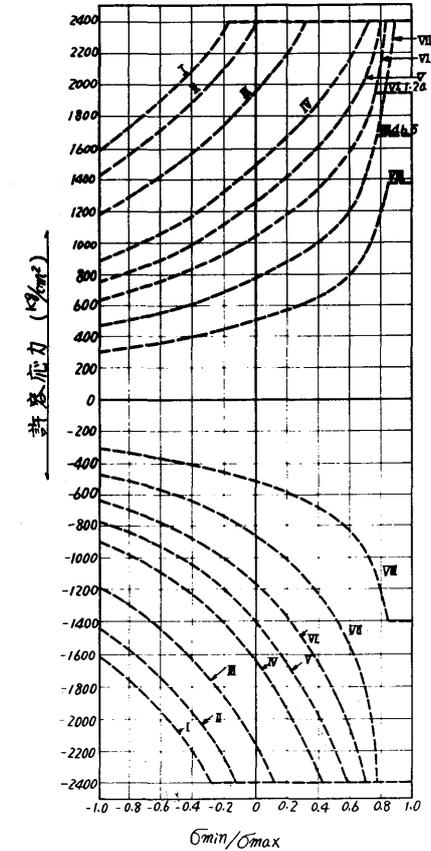


図3.1.22 東ドイツ鉄道橋溶接示方書による疲労を考慮した許容応力 (St52)

(b) 英国における規定⁶⁾

表3.124および図3.125~6にBS153(1972年制定)における疲労許容応力の一例を示す。本規定の場合も継手型式をclass A~Gに分類している点は、我国のものと同じであるが、実際の橋梁が受ける繰返し数を考慮して疲労強度を求めるところが日本の規定と大きく異なる。すなわち、図3.126にclass Aの例で示すように、繰返し数が10⁸回までを考慮しており、寿命計算には直線被害則を適用することになっている。

(c) 米国における規定⁷⁾

米国における規定のうちAASHTOと改定したAWSはほぼ同規程となっているので、以下AWSの規定に

表3.1.2.3 西ドイツ鉄道橋溶接指示方書(1955年)における継手種類による疲労を考慮した許容応力度の分類

継手の種類	継手の種類
A	曲げあるいは軸方向力を受ける継手のない部材(素材)
B	1. A級突合せ溶接(力の方向に直角な溶接、力の方向に切欠きのないような板の面まで仕上げる。裏溶接、X線検査) 2. 複数の垂直突合せ溶接、仕上げて、(3)式により計算 maが圧縮(-)のときはvalue: 1600または2400 kg/cm ² ($\sqrt{3}$ 級) 3. 腹板とフランジを連結する頸部溶接(突合せ、K、またはすみ肉溶接)。フランジプレート相互を連結する連続面すみ肉溶接。腹板の水平突合せ溶接。 maが圧縮(-)のときはvalue: 1600または2400 kg/cm ² ($\sqrt{3}$ 級)
C	補綴材端のすみ肉溶接を施し、また引張領域では移行部を仕上げた垂直あるいは水平補綴材の端部の腹板 ダイヤフラムを溶接した部材(F4及びF4のスケッチ参照) タイプレートを溶接した組立部材(F5のスケッチ参照)補綴材 } 片張り圧縮領域 0の場合 柱本用山形鋼のための横断筋は縦断溶接を行なったガードのフランジ } 合のみ
D	1. B級突合せ溶接(力の方向に直角な溶接、裏溶接、X線検査) 2. 腹板の垂直突合せ溶接、仕上げてなし、(3)式により計算 maが圧縮(-)のときはvalue: 1600または2400 kg/cm ² ($\sqrt{3}$ 級) 補綴材端のすみ肉溶接を施してはいるが、引張領域で移行部を仕上げていない垂直あるいは水平補綴材の端部の腹板
E	1. 力の方向に直角なK-溶接 2. 仕上げた前面すみ肉溶接を有する帯接板またはフランジプレート端の基本断面 3. K-溶接のガード連結部、(3)式により計算 maが圧縮(-)のときはvalue: 1600または2400 kg/cm ² ($\sqrt{3}$ 級) 4. ダイヤフラムの隅を切り落し、すみ肉溶接をその角 } 片張り圧縮領域 0の場合 で施したダイヤフラムを溶接した部材 } 合は(4)式で計算 5. その断面に、力方向に連続した、終端のある突合せあるいはすみ肉溶接を有する部材、溶接線をなく仕上げた場合。
F	1. 力の方向に直角なすみ肉溶接 2. 側面隅肉を有する帯接板またはフランジプレート端の基本断面 3. すみ肉溶接のガード連結部、(3)式により計算 maが圧縮(-)のときはvalue: 1600または2400 kg/cm ² ($\sqrt{3}$ 級) 4. ダイヤフラムを完全に溶接した部材 } 片張り圧縮領域 0では(4)式 5. タイプレートを溶接した組立部材 } より計算 6. 補綴材、柱本用山形鋼のための横断筋は縦断溶接を行なったガードのフラン } じより計算 7. 側面に、力方向に連続した、終端のある突合せあるいはすみ肉溶接を有する部材、溶接線をなく仕上げた場合。

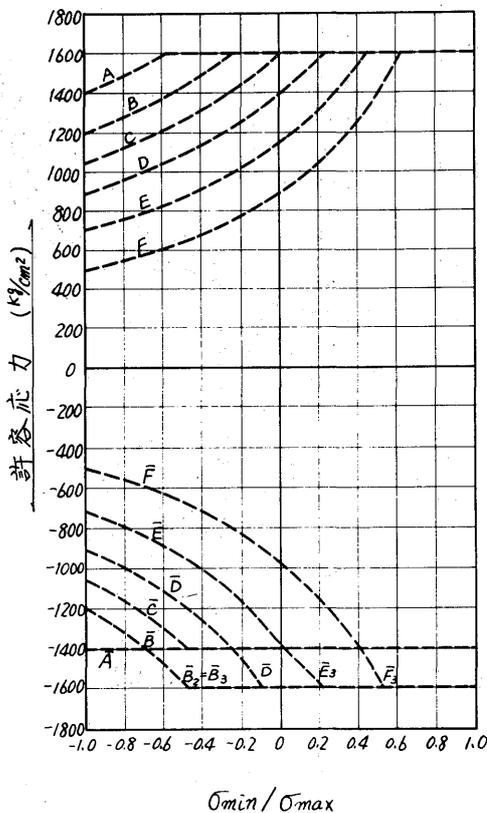


図3.1.2.3 西ドイツ鉄道橋溶接指示方書による疲労を考慮した許容応力 (St 37)

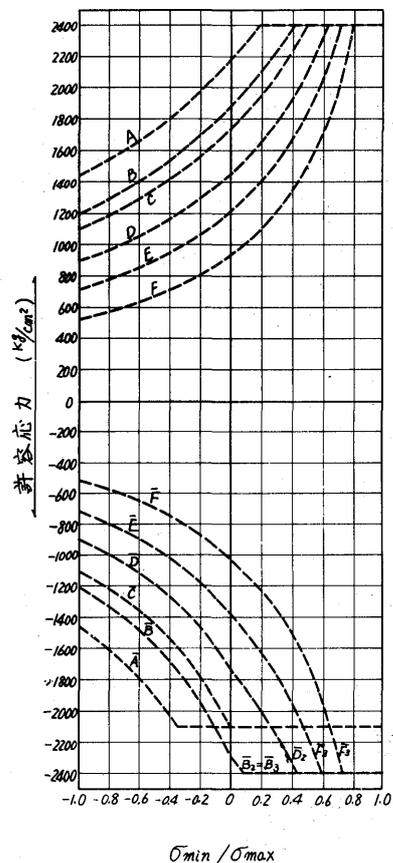
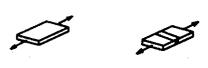
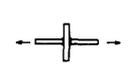
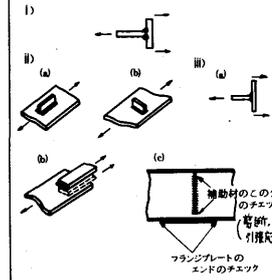
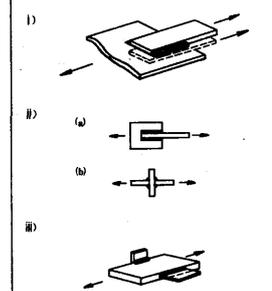


図3.1.2.4 西ドイツ鉄道橋溶接指示方書による疲労を考慮した許容応力 (St 52)

表3.2.4 BS153における継手種類による許容応力度の分類 (1972年)

Class	継手の種類	説明
A		Ⅰ) ガス切断端のない母材 Ⅱ) 突合せ溶接で余盛りを仕上げた部材 ただしガス切断端なく余盛りを応力方向に平滑に仕上げた場合。
B		Ⅰ) 連続溶接突合せ溶接で、完全溶け込みまたは不完全溶け込み、部材はサブマージ、またはオープンアーク自動溶接で溶接始点と終点を含まない場合。 Ⅱ) 連続溶接すみ肉溶接でサブマージまたはオープンアーク溶接されたもの、中間に溶接始点、終点を含まない場合。
C		Ⅰ) 縦方向の突合せ溶接で溶接による継ぎ目(衝)を含む。ただし敷板はフランジとした場合で中間に溶接始点終点を含む場合。 Ⅱ) 完全溶け込み Ⅱ) 高張力鋼の部材でリベットまたはボルトで連結されたもの。
D		Ⅰ) 横方向の突合せ溶接。ただし手溶接ですべて下向きに溶接し、異側にある場合を除く。完全溶け込み、またアンダーカットのない場合。 Ⅱ) 上記以外の横突合せ溶接で余盛りを仕上げアンダーカットのない場合。 Ⅲ) 連続の縦横肉溶接で連結された部材で溶接長の中に溶接始点、終点を含む場合。 Ⅳ) 軟鋼でリベットまたはボルトで連結された部材。
E		Ⅰ) 横方向の突合せ溶接で Class D 以外のもの、または異側にある横方向の突合せ溶接。 Ⅱ) 図のような T 字型の突合せ溶接。 Ⅲ) 完全溶け込み

Class	継手の種類	説明
F		Ⅰ) 図のような突合せ溶接。 Ⅱ) 鋼または鋼の連続溶接部材ですみ肉または突合せ溶接に応力が働かない場合。Class G は除く。 Ⅲ) 横荷重の作用するすみ肉溶接の場合。Class G は除く。 Ⅳ) スタッドシャココネクタで連結された部材。
G		Ⅰ) 図に示すようなすみ肉に応力がかかる場合。 Ⅱ) 図に示すようなすみ肉に応力がかかる場合。 Ⅲ) 図に示すように非荷重分担型すみ肉、突合せ溶接の場合。

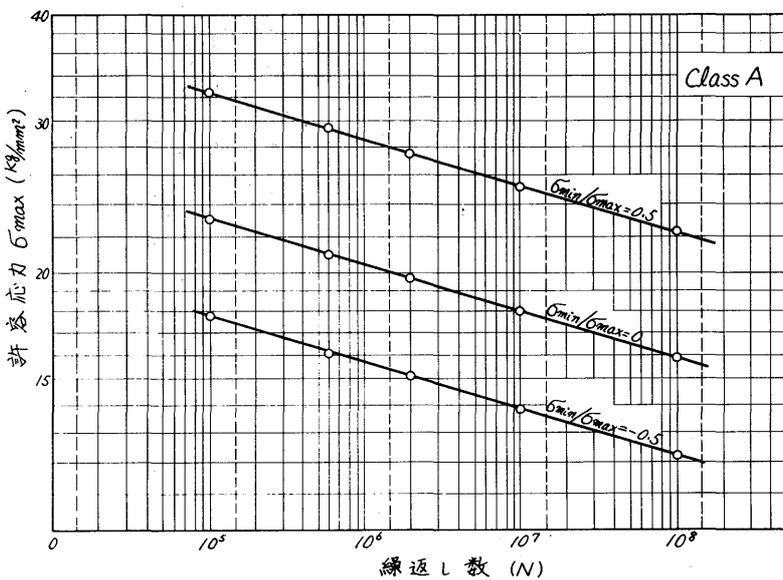


図3.1.2.6 BS153における $\sigma_{max}-N$ 線図の例 (Class A)

ついて記す。疲労許容応力度 (F_r) は次式で計算される。

$$F_r = \frac{k_1 \cdot f_{ro}}{1 - k_2 R} \quad (psi)$$

R : 応力比

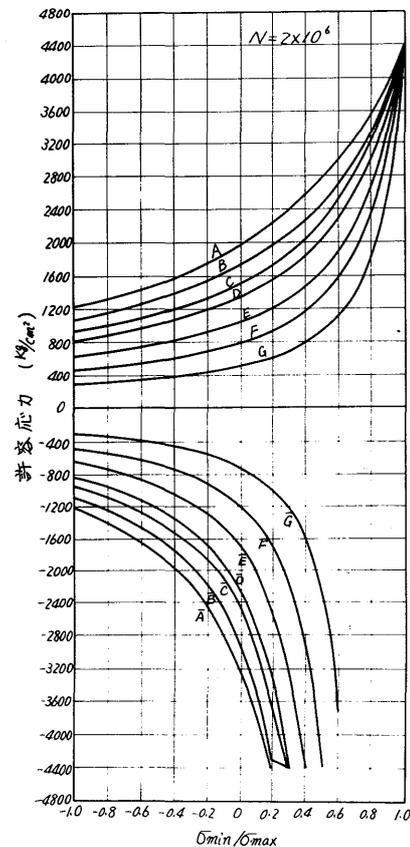


図3.1.2.5 BS153における疲労を考慮した許容応力

$$k_1 = 1.0 + \alpha \left(\frac{F_u}{5800} - 1 \right)$$

F_u : 引張り強さの規格値

α, f_{ro}, k_2 は表3.1.25により与えられている。

表にみられるように、それらの値は荷重の種類、橋の種類および材料の種類や場所によって与えられており、それらは繰返し数とも関係している。

(2) 若干の継手の疲労許容応力度の比較

許容応力の決定には設計荷重の取り方、構造細目、保守の問題などの多くの因子が考慮されて決められているので、直接許容応力を比較することには疑問もあるが、参考までに代表的な2種類の継手について上述の規定に示されている値を比較したのが図3.1.27~8である。

表3.1.25 AWS D2.0-69による疲労を考慮した許容応力について(1969年)

TABLE 2A-最大応力を生じる実荷重条件

荷重ケース	道路橋 道路の種類	荷重の長さ ¹	鉄道橋 荷重条件	最大応力の繰返し数
1	1. Freeways 2. Expressways 3. Major highways and streets Other highways and streets not included above	44'以上 (線荷重) 14'以上 (HSまたは線荷重)	適用されず	100,000以下
2	1. Freeways 2. Expressways 3. Major highways and streets not included above Other highways and street not included in above	14'以上44'以下 (HS荷重) 0から14' (H荷重)	単一車輪の荷重長さは100ft.以上あるいは2輪以上の任意の長さの車輪	500,000以下
3	1. Freeways 2. Expressways 3. Major highways and streets	0から14' (H荷重)	単一車輪の荷重長さは100ft.以下	2,000,000以下

1. 最大応力を生じる荷重長さは次のように定義する (1) 橋上での最初・最後の車輪間距離 (2) 一様実荷重の長さ

疲労許容応力 (F_r)

$$F_r = \frac{k_1 \cdot f_{ro}}{1 - k_2 R} \quad (\text{Psi})$$

R: 応力比

α, f_{ro}, k_2 : Table 2B 参照

$$k_1 = 1.0 + \alpha \left(\frac{F_u}{5800} - 1 \right)$$

F_u : 引張り強さの規格値

TABLE 2B 疲労設計許容応力

材料の種類 および場所	最大応力の種類	荷重ケース No.1			荷重ケース No.2			荷重ケース No.3		
		f_{ro}	α	k_2	f_{ro}	α	k_2	f_{ro}	α	k_2
母材	4引張り 1圧縮	20,500	1.06	0.55	20,500	0.78	0.55	20,500	0.54	0.55
		13,300	1.06	—	13,300	0.78	—	13,300	0.54	—
溶着金属または溶接 溶接の隣接母材	4引張り 1圧縮	20,500	0.65	0.55	17,200	0.23	0.62	15,000	0	0.67
		13,300	0.65	—	10,600	0.23	—	9,000	0	—
スチール・パイプ・コネクティングフランジ	引張り	20,500	1.06	0.55	16,500	0	0.65	11,500	0	0.75
蝶形カバープレート 端での母材	5引張りまたは 圧縮	18,000	0	1.00	12,000	0	1.00	9,000	0	1.00
すべり溶接または溶接 溶接の隣接母材	5引張りまたは 圧縮	15,000	0	0.70	10,500	0	0.80	8,000	0	0.83
		15,000	0	0.70	10,500	0	0.80	8,000	0	0.83
溶着金属	4せん	12,000	0.78	0.50	10,800	0.36	0.55	9,000	0	0.62
スチールに隣接した コネクティングの母材	引張りまたは 圧縮	20,500	0	0.55	17,200	0	0.62	15,000	0	0.67

注: 1. 次式を使用のこと $F_r = \frac{0.55 F_y}{1 - \left(\frac{0.55 F_y}{S_{min}} - 1 \right) R}$

- 2. 通常の連続プレート溶接フランジは、継手は同一種類の継手は母材の標準内に入る
- 3. 蝶形カバープレート溶接は、隣接母材は同一種類の溶着金属は母材の標準内に入る
- 4. Fig 204(a)のグラフ参照
- 5. Fig 204(b)のグラフ参照

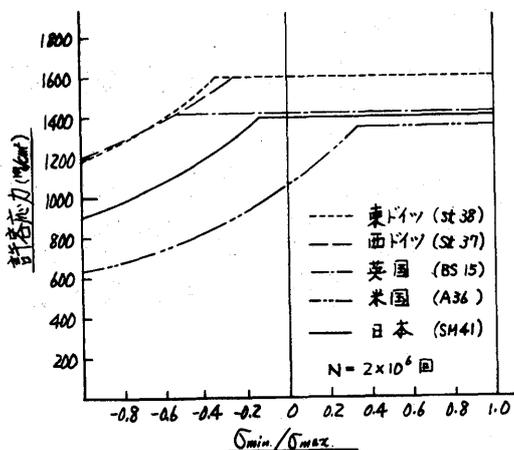


図3.1.27 表面にエゲた溶接部の疲労許容応力度の比較

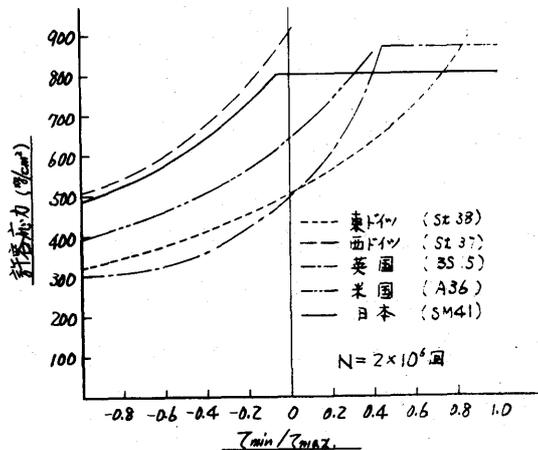


図3.1.28 荷重分担型十字むね溶接継手の疲労許容応力度の比較

図3.1.27は表面仕上げした突合せ溶接部の許容応力度を繰返し数 N が 2×10^6 回にて比較したものである。被溶接材は軟鋼相当材の場合である。これによると、ドイツの許容応力度が最も高く、次いで英国、日本、米国の順に低くなっている。この原因の一つとして、継手グループの分類の方法に問題があり、詳細に分類している規定ほど高い値を与えているようである。

図3.1.28は荷重分担型十字すみ肉溶接継手の許容応力度を $N = 2 \times 10^6$ 回にて比較したものである。この場合は日本と西ドイツが最も高い許容値を与えている。文献⁹⁾によれば、SM41鋼相当材にD4301を用いて溶接した同様な継手では片振りにおいて実測のと断面応力で約 900 kg/cm^2 の疲労強度(全振り)が与えられており、日本の規定はこの種の継手の疲労試験結果に近い値を示しているといえよう。

3.1.3 鋼道路橋の疲労設計について⁹⁾

上述したように、国内の道路橋示方書には、疲労について特別に考慮されていない。しかし、高張力鋼の使用が多くなり設計応力が増加したこと、解析法の発達によって全応力のうち死荷重の占める割合が減り活荷重の比率が高くなったこと、交通量が激増していること、あるいは溶接継手の大巾な採用がなされるようになったことなどによって床版や床組のように活荷重が大きいものは、疲労強度を考慮する必要が生じてきている。そこでこのような個所について、疲労強度をいかに考えるかという報告があるので以下それを紹介する。

(1) 疲労設計の手順

- 橋の全供用期間中に作用する応力集中と繰返し数との関係を求める。
これはT荷重またはL荷重がある換算等価繰返し数($C_1 N_{eq}$)で繰返されたものに書き改める。
- S-N線図から $C_1 N_{eq} = N$ として疲労強度を求める。
- この疲労強度に安全率をかけ許容応力振巾とする。
- 設計で求めたT荷重あるいはL荷重による応力がこの許容値以下になるように断面寸法を決める。

繰返し応力と等価繰返し数の求め方、一例としてT荷重(T-20の場合)の後輪が8 TONの基本輪荷重で考える。いま任意の輪荷重の場合がこのT荷重の何回の繰返しに相当するかを求める。この場合Miner則が成り立てば、等価繰返し数(N_{eq})は次式で与えられる。

$$N_{eq} = \int_{T_{min}}^{T_{max}} P(T) \cdot \left(\frac{T}{8}\right)^k dT$$

N_{eq} : 橋の寿命中の全交通量
 T : 輪荷重の大きさ

$P(\tau)$: T の載る確率

K : $S-N$ 線図の勾配

さて、基本交通量は1車線1時間当り2500台となっているが、時間帯による差を考慮して、1日1車線10000台ぐらいのものが多い。さらに橋の供用年数は道路技術基準(案)によれば、50年と定められている。この両者より N_0 が求められる。一方通過輸荷重の頻度分布は、昭和45~46年に全国26ヶ所での実測結果から求められているのでこれを利用すれば上述の N_0 が求められる。しかしこの N_0 は輸荷重の載荷位置(巾貫方向)に影響を受けるのでこれを補正しなければならない。その補正係数 C_1 は次式で求められる。

$$C_1 = \int \left(\frac{R(x)}{R_0} \right)^k \cdot P(x) dx$$

C_1 : N_0 に乗すべき係数

R_0 : 基本荷重が基本載荷位置にあるときの部材の応力

$R(x)$: 基本荷重が任意の位置 x に載荷したときの部材の応力

$P(x)$: $R(x)$ が生じる確率

以上の結果において $P(x)$ の実測結果があるので、それを参考にして C_1 が求められる。

参考文献

- 1) 建造物設計標準(鋼鉄道橋)解説 (昭和45年)
- 2) 道路橋示方書 (昭和47年3月) 日本道路協会
- 3) 橋梁工学 橋 善雄
- 4) 土木工学ハンドブック上巻 土木学会編
- 5) 疲労規定の各国比較 JSSC Vol.4, No.26 1968年
- 6) BS153 Part 3B 1972年
- 7) AWS D2.0-69 Section 2 1969年
- 8) すみ肉溶接部のルートギャップと溶け込み量が疲労強度におよぼす影響
造研研究資料 No.111
- 9) 鋼橋設計の考え方 JSSC Vol.9, No.86 1973年

3.2 建築構造物の疲労設計

日本において建築される構造物の設計においてどのような疲労に対する考慮がはらわれているかその実情調査結果を報告するとともに、その規準の紹介を行なう。なお外国における規準（例えばBS, AISC, DINなど）についてはすでに報告されているのでここでは取り上げない。

3.2.1 建築構造物の疲労設計規準

陸上に建築される構造物は多種多様であり、日本建築学会ではその設計に際して構造別に計算規準を与えている。これには例えば「薄板鋼造計算規準(1957)」「鋼管構造計算規準(1962)」「鉄塔構造計算規準(1962)」「鋼製煙突計算規準(1965)」などがあり、疲労設計に対する条項が含まれているものもある。しかし、この考え方の基礎となっているのは、日本建築学会の一般鋼構造に対する「鋼構造設計規準」の規定であり、これには疲労について明確に記述されている。この対象構造物は建築鋼トラス構造、鋼ラーメン構造、電力鉄塔、無線鉄塔、立体ラーメン、鋼製煙突、水槽、油槽、ガスタンク等である。この規準は昭和16年「鉄骨構造計算規準」として発表されたものを母体に、その後公布された「建築基準法(1950)」「建築施行令(1950)」「溶接規準(1952)」等との関連性の検討、および新しい研究成果をとり入れて数回の改訂を経て現在にいたっているものである。疲労に関しては昭和45年改訂の以前の旧規準では鋼板部と溶接部の規準が分けられていたのに対して現在の新規準ではこれらが一つにまとめられているのが特長であろう。

本報告では現在使用されている新「鋼構造設計規準」を紹介することにする。

3.2.2 鋼構造設計規準

(条文)

7章 繰返し応力をうける部材および接合部

7.1 疲れ係数と許容応力度

- (1) 繰返し数が 1×10^4 以下の場合は、繰返し応力の効果を考える必要はない。
- (2) 1×10^4 の繰返し数に応じて(7.1)式によって検討する。ただし、応力振

表 7.1 疲れ係数 γ と許容応力度 f

応力の繰返し数	γ	f (t/cm^2)
10^5 以下	$1 - \frac{2}{3} \frac{\sigma_2}{\sigma_1}$	鋼種・応力種別・接合材種別に応じ、5章および6章に与えられる許容応力度
10^5 をこえ 2×10^6 以下	$1 - \frac{2}{3} \frac{\sigma_2}{\sigma_1}$	鋼材、溶接継目に対してはSS41に対して与えられる許容応力度、リベットに対してはSV34、SV41Kに対して与えられる許容応力度
2×10^6 をこえるとき	$\frac{3}{2} \left(1 - \frac{3}{4} \frac{\sigma_2}{\sigma_1} \right)$	鋼材、溶接継目に対してはSS41に対して与えられる許容応力度、リベットに対してはSV34、SV41に対して与えられる許容応力度

(注) 1) 応力振幅の上下限において応力度の絶対値の大きいほうの値を σ_1 (t/cm^2)、応力度の絶対値の小さいほうの値を σ_2 (t/cm^2)とし、 σ_2/σ_1 は σ_1 と σ_2 が同符号のとき正、異符号のとき負とする。

2) f に対しては5.6による許容応力度の割増しを行なうことはできない。

幅の上限値および下限値は使用鋼材および使用接合材に応じて5章および6章に定められた許容応力度をこえることはできない。

$$r \cdot \sigma_1 \leq f \quad (7.1)$$

7.2 ボルト

繰返し応力をうける場合は、ボルトは使用しない。

7.3 高力ボルト

せん断力のみをうける高力ボルトの場合は、繰返し応力の効果を考える必要はない。

7.4 切欠き

鋭い切欠きのある場所では存在応力度が本章で規定される f/r の値の75%をこえないようにしなければならない。

注) 許容応力度については5章にのべられており、下表の如くまず鋼材別に F 値を定め、荷重の種類別に許容応力度 f を求めるようになっている。

例えば、引張り応力に対して $f_t = \frac{F}{1.5}$

剪断応力に対して $f_s = \frac{F_s}{1.5}$, $F_s = \frac{F}{\sqrt{3}}$

また組合せ応力については6章にのべられている。

F の値 (t/cm^2)

鋼材種別		一般構造用			溶接構造用			
		SS41 STK41 STKR41 SSC 41	SS50	SS55	SM41	SM50 SM50Y STKR 50 STK 50	SM53	SM58
F	厚さ40mm以下	2.4	2.8	3.8	2.4	3.3	3.6	4.1
	厚さ40mmをこえるもの	2.2	2.6	—	2.2	3.0	3.4	4.1

(解説)

7.1 疲れ係数と許容応力度

旧規準では疲労に関する事項は52条および58条に規定されていたが、これらを一本化し、また、新しく使用が認められた新鋼種も含めて統一的な疲労に対する許容応力度を与えた。

材の疲労強度は材料の引張強度にほぼ比例する。高張力鋼の引張強度はSS41級の軟鋼の引張強度に比べてさして高くなく、逆に材料構造的に不利

な面もあるので、軟鋼に比べてあまり大きな疲労強度が期待できないことがわかっている。そこで本規準では、繰返しの回数が 10^5 をこえる場合には、すべての高張力鋼の疲労に対する許容応力度はSS41に対するものと同じ値におさえてある。

表現は旧規準と同じく *goodman diagram* にもとづき、疲れ係数 γ を導き、これによって上限応力を割増しする形をとっている。

本規定の内容を *goodman diagram* で表わせば図 7.1.1、図 7.1.2 のようになる。これらの図で AB が (7.1) 式の与える f/γ の値であり、BC は静的引張許容応力度、DE は静的圧縮許容応力度で、図ではある細長比に対するものだけが例示してあるが、本来は材の細長比に応じて縦線の群をなしている。

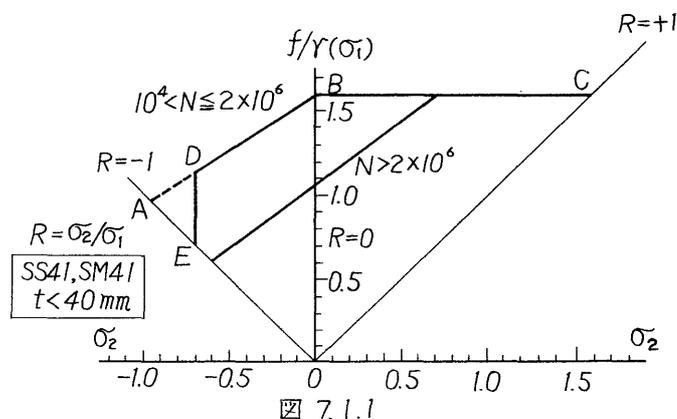


図 7.1.1

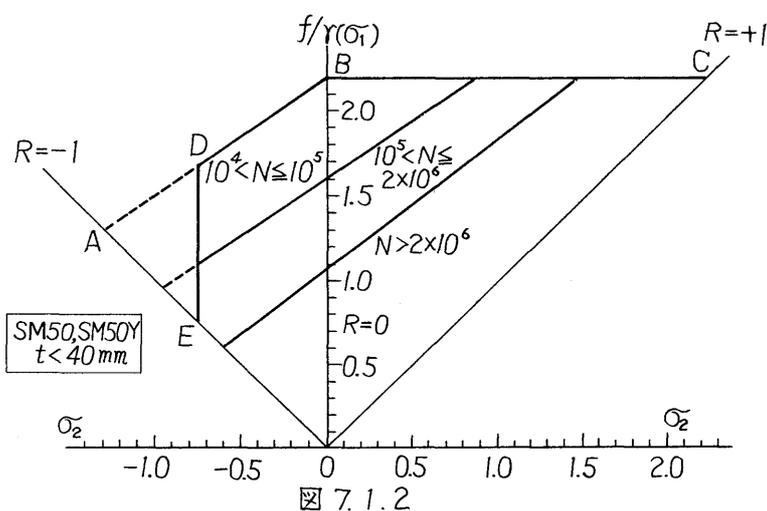


図 7.1.2

7.3 高力ボルト

高力ボルトに導入された締め付け力は、被接合部分に作用する繰返し応力によって影響を受けないので許容応力度を低減する必要はない。

高力ボルト接合の場合は、大きな締め付け力によって、接合部材間のすべりが阻止されているので、接合部全体の疲労強度も高まることが実験によって確かめられている。

7.4 切欠き

疲労強度は応力集中、切欠きに著しく影響されるので、応力集中、切欠きの大きい場合には存在応力度が(7.1)式に許容される $\sigma_t = f/r$ の値の75%をこえないようにすべきことを規定した。

建築構造で疲労が問題となるものは、動力機械を支持する骨組、クレーンガーダーおよびこれを支持する部分などごく限られているが、このような場合には部材相互が鋭い角度で交じわらないようにし、構造細部全般にわたって、断面の急変を極力さけるようにする。

切欠き効果が大きくて、 $\sigma_t = f/r$ の値の75%以下に低減すべきであると考えられる接合部を例示すれば、下記のようなものである。

- i) カバープレートの終端部〔図7.4.1〕
- ii) 溶接されたガセットプレートまたは突出板〔図7.4.2〕
- iii) すみ肉溶接による材端接合部全般〔図7.4.3〕

さらに下記のような接合部では、許容値は $\sigma_t = f/r$ の値の60%以下に低減させることが望ましい。

- i) すみ肉溶接による十字継手〔図7.4.4〕
- ii) 断続すみ肉溶接継手
- iii) シャーコネクター用スタッドボルトの溶接〔図7.4.5〕
- iv) プラグ溶接・スロット溶接接合部〔図7.4.6〕

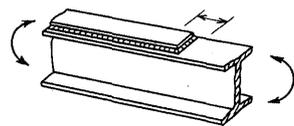


図7.4.1

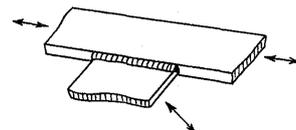


図7.4.2

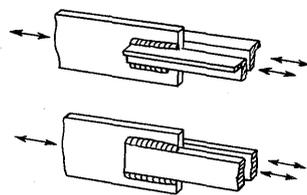


図7.4.3

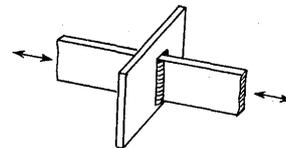


図7.4.4

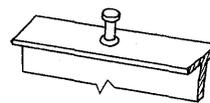


図7.4.5

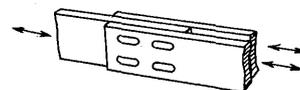


図7.4.6

3.2.3 疲労設計の実情

それでは実際の建築物設計者がどの程度疲労を考慮した設計を行なうものかについて 2.3 の関係者について聞いて見た所、純建築においては特に疲労を考慮した設計は行なっていない、プラント建築物等において機械振動等の影響を受けると思われる所では局部的に疲労設計を行なうことがある。

また特殊建築物で特にユーザより指定された場合には疲労設計をする場合がある。また日本国外の建築物では外国の規準を指定される場合もあり、ケース・バイ・ケースで疲労設計を考慮するとのことであった。

4. 損傷の形態と許容応力の検討

4.1 縦強度部材の疲労強度（平滑母材および突合せ溶接継手）

記号一覧表

σ_s	静水曲げ応力
σ_w	波浪曲げ応力
σ_a	応力振幅
σ_m	平均応力
σ_B	公称引張り強さ
σ_{-1}	両振りの時間強度
σ_0	片振りの時間強度
N	破壊までの繰返し数
n	ある応力振幅の繰返し数
D	累積被害 $\sum \frac{1}{N_i}$
Z_0	Ruleの要求する断面係数
Z	任意の断面係数
k	断面係数減少率 Z/Z_0
R	荷重比 最小荷重/最大荷重
f	材料係数 (material factor)

4.1.1 目的

船体の疲労に対する縦強度を検討するため、先づ基本的な部材として応力集中部の存在しない部材および突合せ溶接部材が波浪による繰返し荷重に対してどの程度の疲労被害が蓄積されるかを調査した。そのため平均応力の影響を考慮し累積被害則としてはマイナー則を用い、NVRuleによる波浪曲げ累積頻度分布を用い、軟鋼および高張力鋼HT50について行なった。

4.1.2 疲労限および時間強度に対する平均応力の影響

疲労限および時間強度に対する平均応力の影響に関しては明確な結論は未だ得られていない、またS-N線図と $\sigma_a \sim \sigma_m$ 線図との間にも同様に一般的な対応関係は明らかにされていないようである。¹⁾したがって本報告では $\sigma_a \sim \sigma_m$ 線図の形、すなわち平均応力の影響は実験結果に基づき近似的に次のような仮定を用いて定めることにした。

仮定

(1) 定荷重疲労試験において応力振幅 σ_a および平均応力 σ_m と公称応力で表示する場合には図4.1.1に示す斜線の範囲内に実験点が存在することになる

ので σ_m 軸との交点は材料の引張り強さ σ_B とする。

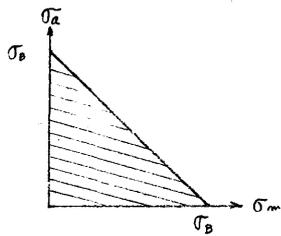


図.4.1.1 $\sigma_a \sim \sigma_m$ 線図

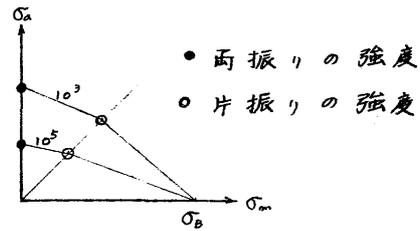


図.4.1.2 $\sigma_a \sim \sigma_m$ 線図

(2) $\sigma_a \sim \sigma_m$ 線図の近似は図 4.1.2 に示すように両振りの強度と片振りの強度を結ぶ直線および片振りの強度と σ_m 軸上の材料の引張り強さ σ_B を結ぶ直線で表示する。したがって実験資料が片振りの強度または両振りの強度のみの場合には両振りの強度、または片振りの強度を次に示すような方法で推定する。

(1) 軟鋼、高張力鋼、HT.50 平滑母材

(a) 高サイクル領域 ($N = 10^5 \sim 2 \times 10^6$)

疲労限 ($N = 2 \times 10^6$) での両振りの強度 σ_{-1} と片振りの強度 σ_0 との比 σ_{-1}/σ_0 が 1.2 から 1.25 程度となることが報告されているので、高サイクル領域 ($N = 10^5 \sim 2 \times 10^6$) では $\sigma_{-1}/\sigma_0 = 1.2$ を用いて片振りの強度または両振りの強度を推定する。

(b) 低サイクル領域 ($N < 10^5$)

S.R.95, S.R.109 などでは報告されている片振りと両振りの時間強度を用いて σ_{-1}/σ_0 と繰返し数 N との関係を探ると図.4.1.3 に示すようになる。すなわち σ_{-1}/σ_0 と $\log N$ は、ほぼ直線関係にある。これを用いて、低サイクル領域の σ_{-1}/σ_0 と $\log N$ の関係を次に示す近似的な方法で推定する。

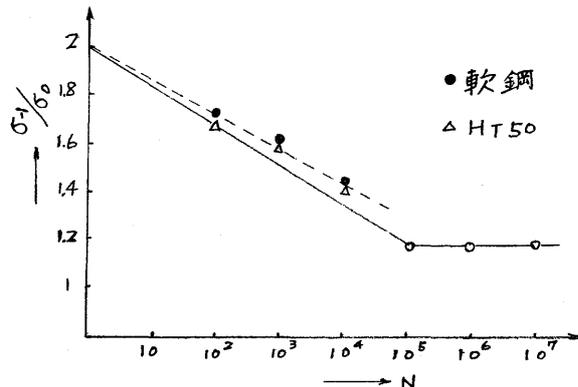


図.4.1.3 $\sigma_{-1}/\sigma_0 \sim N$ 線図

$N = 10^5$ で $\sigma_{-1}/\sigma_0 = 1.2$ 、 $N = 10^0$ (静試験) を繰返し試験の極根と考えれば $N = 10^0$ で $\sigma_{-1}/\sigma_0 = 2$ となる。この 2 点を結ぶ直線 $\sigma_{-1}/\sigma_0 = -0.16 \log N + 2$ で $N = 10^0$ から $N = 10^5$ までの時間強度比 σ_{-1}/σ_0 を求める。

上記の仮定を用いると σ_{-1}/σ_0 と繰返し数 N の関係は次のようになる。

$10^0 \leq N \leq 10^5$; $\sigma_{-1}/\sigma_0 = -0.16 \log N + 2$	(4.1.1)
$10^5 \leq N \leq 2 \times 10^6$; $\sigma_{-1}/\sigma_0 = 1.2$	(4.1.2)

(2) 軟鋼、高張力鋼、HT.50 の突合せ溶接継手

S.R.95, S.R.109, S.R.200 などでは報告されている片振りと両振りの時間強度を用いて σ_{-1}/σ_0 と繰返し N との関係を探ると図.4.1.4 に示すようになる。

$N = 10^4$ での時間強度比 σ_1/σ_0 は軟鋼でおおよそ 1.075, HT.50 でおおよそ 1.02 となる。 $N = 2 \times 10^6$ において $\sigma_1/\sigma_0 = 1.2 \sim 1.25$ という報告もあるが、本報告では $N = 10^4 \sim 2 \times 10^6$ に対しては $\sigma_1/\sigma_0 = 1.05$ を用いて時間強度を推定する。

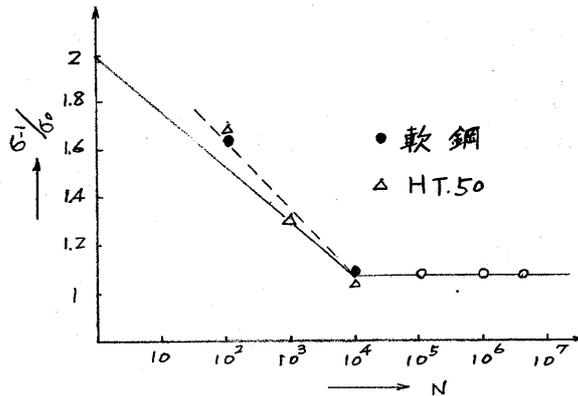


図. 4.1.4 $\sigma_1/\sigma_0 \sim N$ 線図

低サイクル領域では平滑母材の場合と同様に $N = 10^4$ で $\sigma_1/\sigma_0 = 2$,

$N = 10^4$ で $\sigma_1/\sigma_0 = 1.05$ の2点を結ぶ直線 $\sigma_1/\sigma_0 = -0.237 \log N + 2$ で $N = 10^4$ から $N = 10^4$ までの時間強度比 σ_1/σ_0 を求める。結局、 σ_1/σ_0 と繰返し数 N の関係は次のようになる。

$10^4 \leq N \leq 10^6$; $\sigma_1/\sigma_0 = -0.237 \log N + 2$ (4.1.3)
$10^4 \leq N \leq 2 \times 10^6$; $\sigma_1/\sigma_0 = 1.05$ (4.1.4)

4.1.3 累積被害量の計算条件

累積被害量の計算に対しては、次の法則、資料および許容応力などを用いた。

(1) 累積被害則

累積被害則はマイナー則を用い、疲労限は $N = 2 \times 10^6$ とする。

(2) 対象材料

軟鋼, 高張力鋼HT50の平滑母材および突合せ溶接継手。

(3) 実験資料

S.R.62, S.R.95, S.R.109, S.R.200 などに報告されている実験結果 (ほぼ平均値)。

(4) 公称引張り強さ

規格値の最小値および最大値の各々の場合について計算を行う。

軟鋼	規格値	$41 \text{ kg/mm}^2 \sim 50 \text{ kg/mm}^2$
高張力鋼HT50	規格値	$48 \text{ kg/mm}^2 \sim 60 \text{ kg/mm}^2$

(5) 平均応力

軟鋼	; NVRuleの要求する断面係数に対して、	$0 \text{ kg/mm}^2, 7.5 \text{ kg/mm}^2$
高張力鋼HT50	; " "	$0 \text{ kg/mm}^2, 9.375 \text{ kg/mm}^2$

(6) $\sigma_a \sim \sigma_m$ 線図

両振りおよび片振りの時間強度の実験資料がある低サイクル領域は、その実験値を用い、その他の高サイクル領域は 2.2 で示したように、平滑母材に対し

ては $\sigma_{1/6} = 1.2$, 突合せ溶接継手に対しては $\sigma_{1/6} = 1.05$ を用い両振りと片振りの時間強度を求め $\sigma_a \sim \sigma_m$ 線図を二本の直線に表示する。

(7) 応力

船体の縦曲げ応力の累積頻度分布としては NVRule によるものを用いる。(図.4.1.5) 応力頻度分布は、上記の累積頻度分布から次のような方法で求めた。すなわち累積頻度分布の応力振巾 σ_a と繰返し数、 N との関係 $N = f(\sigma_a)$ とすれば応力振巾 σ_{ai} の発生する回数 n_i は近似的に次式で与えられる³⁾。

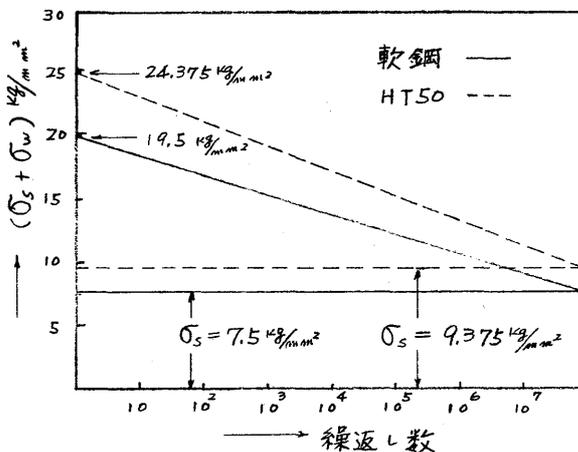


図.4.1.5 応力累積頻度分布(NVRule)

$$n_i = \left(\frac{df}{d\sigma_a} \cdot \Delta\sigma \right)_{\sigma_a = \sigma_{ai}} \cdot \Delta\sigma \quad ; \quad \Delta\sigma: \text{応力間隔 (4.1.5)}$$

本報告では $\Delta\sigma = 1 \text{ kg/mm}^2$ とした。

高張力鋼 HT50 は NV 規格による NV 32 に相当し、それに対応する材料係数 (material factor) f は

$f = 1.25$ である。すなわち軟鋼に対する NVRule の要求する断面係数を Z_{SM} とすれば、HT50 の対応する断面係数 Z_{H5} は次式で与えられる。

$$Z_{H5} = \frac{Z_{SM}}{1.25} \quad (4.1.6)$$

4.1.4 計算結果および考察

図.4.1.6 に軟鋼の $\sigma_a \sim \sigma_m$ 線図を示す。 $\sigma_a \sim \sigma_m$ 線図を二本の直線に表示することにより得られる S-N 線図を荷重比 R をパラメータとして図.4.1.7 に示す。同様に高張力鋼 HT50 の $\sigma_a \sim \sigma_m$ 線図を、図.4.1.8 に S-N 線図を、図.4.1.9 に示す。また図.4.1.7 および図.4.1.9 には一実鎖線で応力頻度分布曲線を示してある。ある繰返し応力振巾 σ_{ai} の発生回数を n_i 、その応力によって疲労破壊を生じるまでの繰返し回数を N_i とし、 σ_{ai} の応力が n_i 回加わった場合の疲労被害が n_i/N_i で与えられると仮定する、するとたとえば平滑母材の場合には図.4.1.7 あるいは図.4.1.9 に示すように、Rule の要求する許容応力は材料の疲労限以下であるので被害は生じないことになる。しかし突合せ溶接継手の場合には、疲労限より大きい応力が加わる場合があるからいくらかの被害を生じることになる。そこで、いまかりに断面係数 Z_0 を減少させて、断面係数が Z になったと仮定すると、応力頻度の分布形状はそのままに応力の絶対値が $1/Z$ 倍に上昇することになる。(ただし $f = Z/Z_0$) この f がどれほどの大きさのときにどれほどの疲労被害が生じるか検討してみる。各応力振巾による n_i および N_i を図.4.1.7 あるいは図.4.1.9 から求めて被害量 n_i/N_i を計算し、それらをまとめて

軟鋼および HT50 について、それぞれ図.4.1.10 および図.4.1.11 に示す。図.4.1.10 および、図.4.1.11 から被害量は一般に応力振巾が小さくなるにしたがい増加しており、その傾向は平滑母材に比べて突合せ溶接継手が強いようである。これは S-N 線図の勾配に依存するものと思われる。したがって疲労限は累積被害量に大きく影響することが推察でき、それゆえ累積被害則としてマイナー則と修正マイナー則を用いた場合とでは累積被害量はかなり異なった値となる可能性があり、疲労限をいかに定めるかは被害量に相当影響するものと思われる。断面係数の減少により応力振巾が全体的に増加すると低い応力振巾に比べて高い応力振巾による被害量が次第に増す傾向にある。引張り強さ σ_B の影響は最大応力が σ_B を超えない範囲ではほとんどないようであるが、断面係数が減少し最大応力 σ_B と同程度になると大きくなる。(規格値の範囲内で引張り強さ σ_B が変化すれば、両振りあるいは片振りの時間強度も変化し本来この修正を行うべきであるが、これを無視して、本報告では σ_B が静的強度を定めること、および $\sigma_a \sim \sigma_m$ 線図において平均応力 σ_m 軸との交点となるので、形式的に荷重比 R が、 $R > 0$ の範囲での時間強度に影響をおよぼす場合について、累積被害に与える影響についての検討である) 図.4.1.2 および、図.4.1.13 に軟鋼および高張力鋼 HT50 について累積被害量 $D = \sum m_i / N_i$ と断面係数減少率 λ との関係を示す。断面係数減少率 λ が同じ場合、軟鋼と HT50 の比較では、平滑母材の場合には軟鋼のほうが、やや累積被害量が少ないが、突合せ溶接継手ではほとんど同じである。静水曲げ応力 σ_s とならば平均応力が存在すれば、疲労被害は存在しない場合に比べ疲労被害は大きく、それは突合せ溶接継手より母材のほうが大きい。疲労破壊が、仮りに $D = \sum m_i / N_i = 1$ のときに生じるとすれば、たとえば軟鋼の平滑母材の場合で、平均応力が存在しなければ断面係数をおよそ $1/5$ に減少しなければ波浪曲げ応力による疲労破壊は生じないことになる。

2.5 結言

以上の計算から縦強度部材のうち、応力集中部の存在しない部材、および突合せ溶接部材の疲労強度に関しておよそ次の事が判明した。

- (i) 累積被害量に与える疲労限の値の影響は大きい。
- (ii) 累積被害量に与える引張り強さの影響は最大応力が引張り強さを超えなければほとんどない。

(iii) 軟鋼と高張力鋼 HT50 で、材料係数 f を考慮した断面係数に対して断面係数に対して、断面係数減少率 λ が同じなら、波浪曲げ応力に対する累積被害量はほぼ同じである。

なお本計算は平滑部および突合せ溶接継手部に対するものであり不連続部などの応力集中部に関して検討する必要がある。

参考文献

(1) S.R.200-ZK8-1 (昭和48年度資料)

(2) たとえば

金属材料疲労強さの設計資料

日本機械学会編

溶接便覧

溶接学会編

British Standard 153

British Standards Institution Specification

for Steel Girder Bridges

London B.S.I. 1966

(3) S.R.200-ZK4-1 (昭和48年度資料)

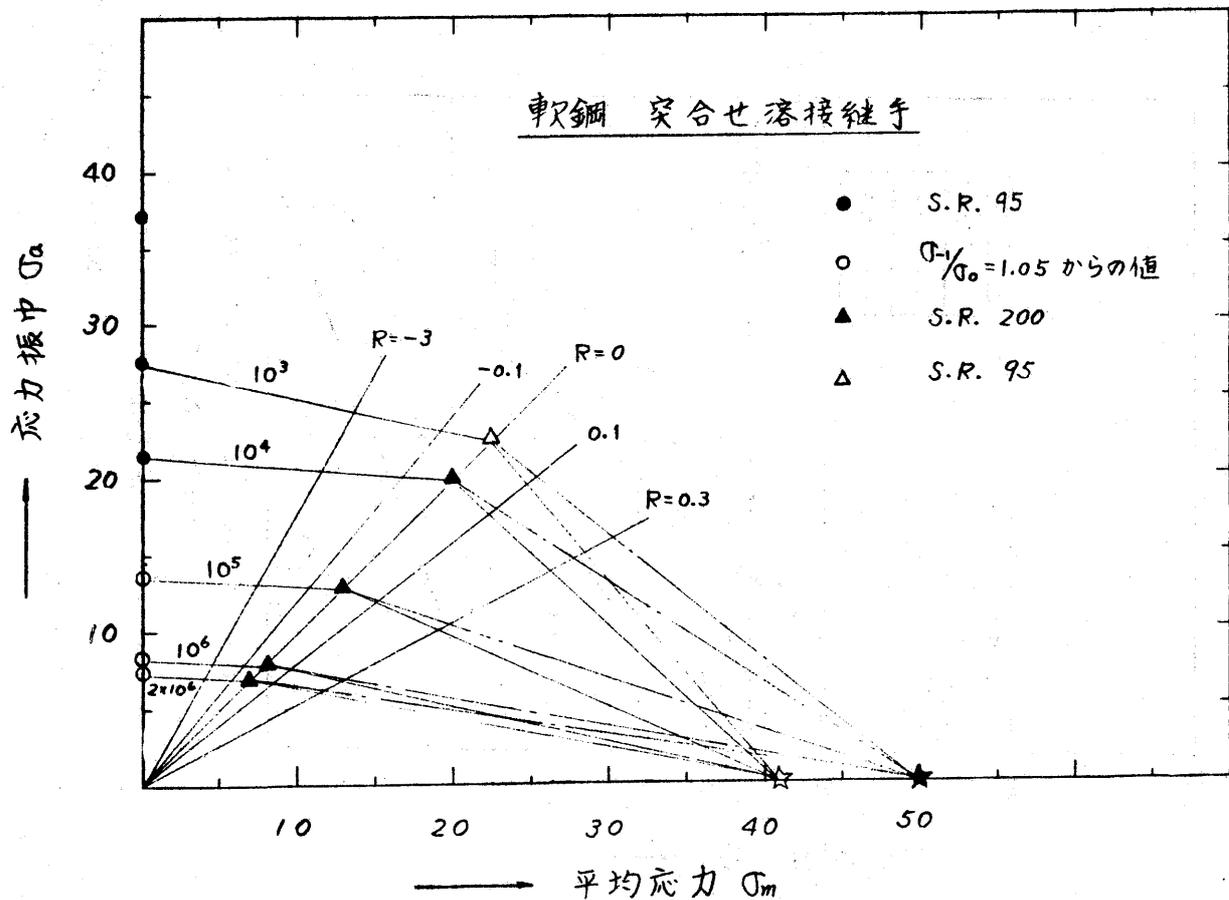
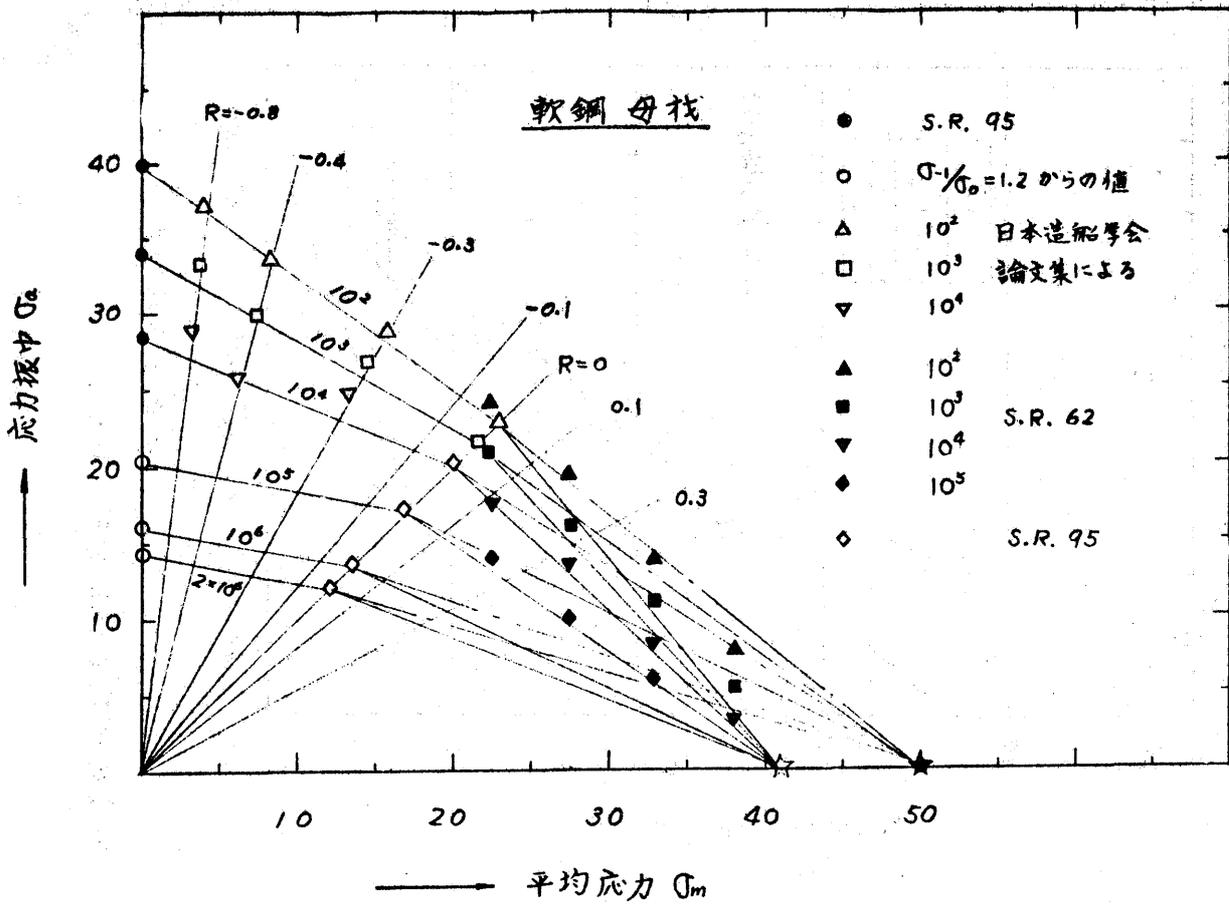
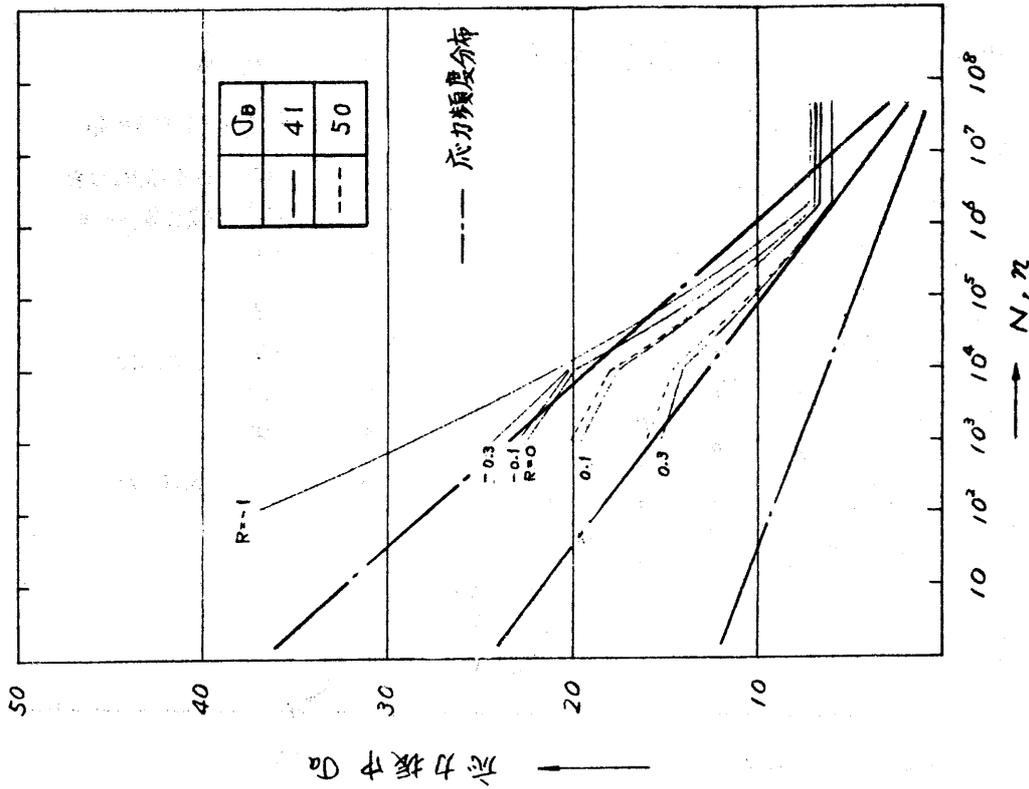
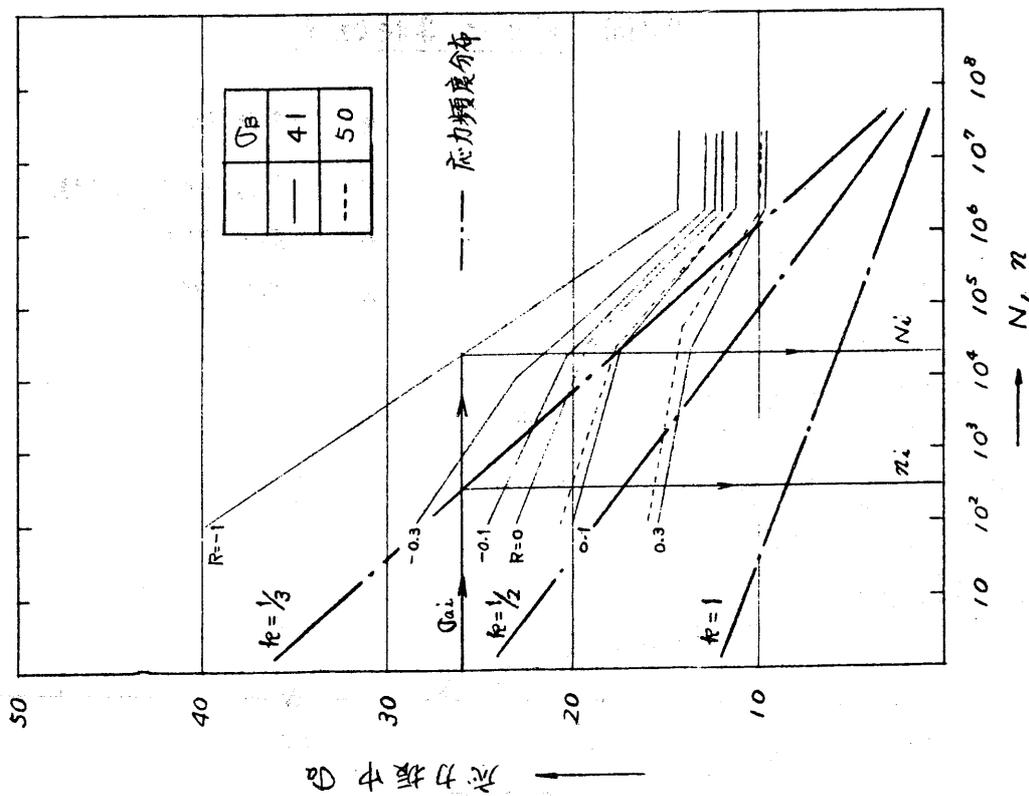


図 4.1.6 $\sigma_a \sim \sigma_m$ 線図 (軟鋼)



突合せ溶接継手

図 4.1.7 時間強度と波浪曲げ応力頻度分布 (軟鋼)



平滑母材

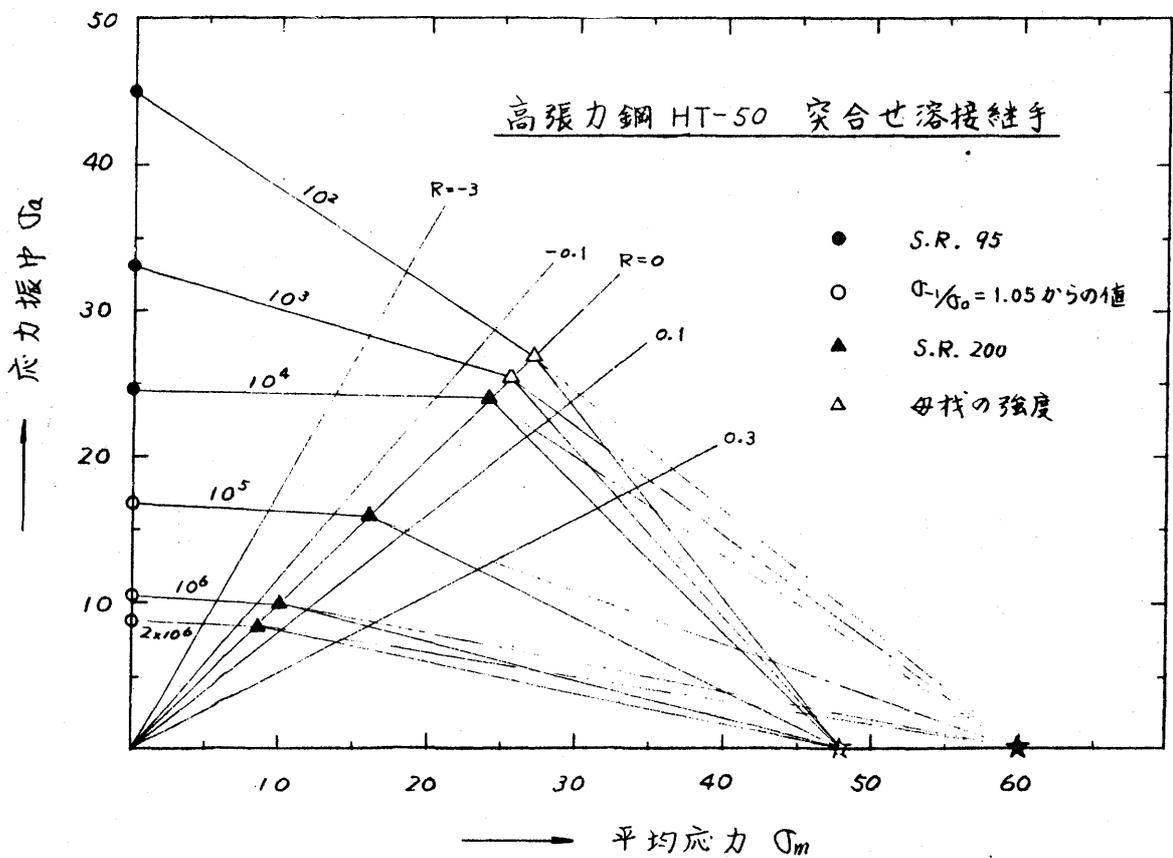
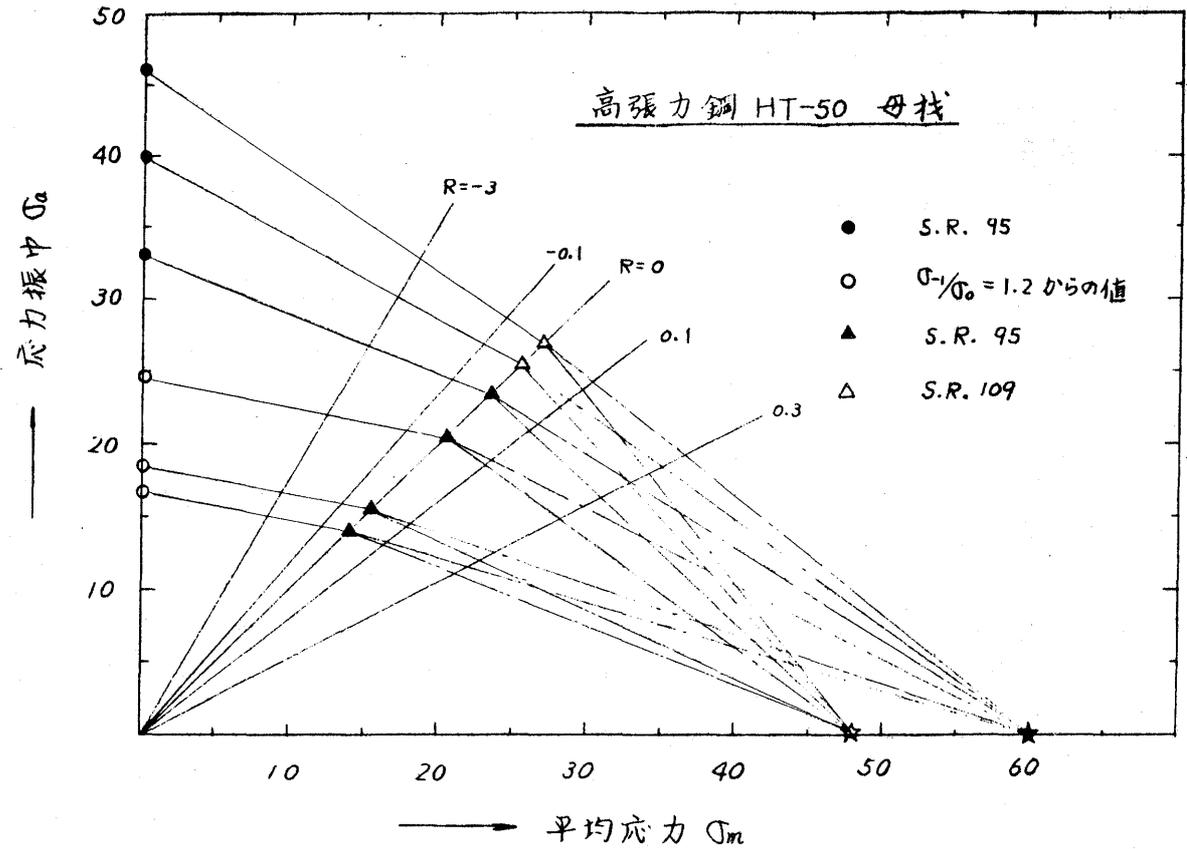
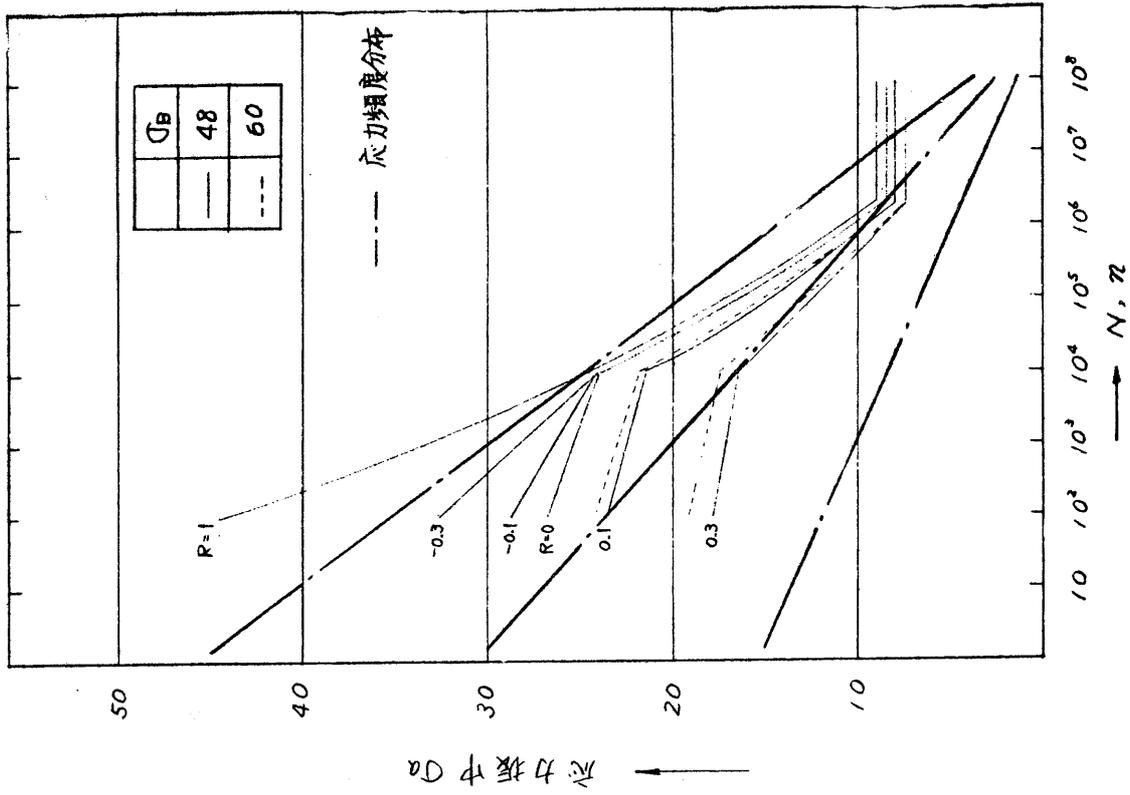
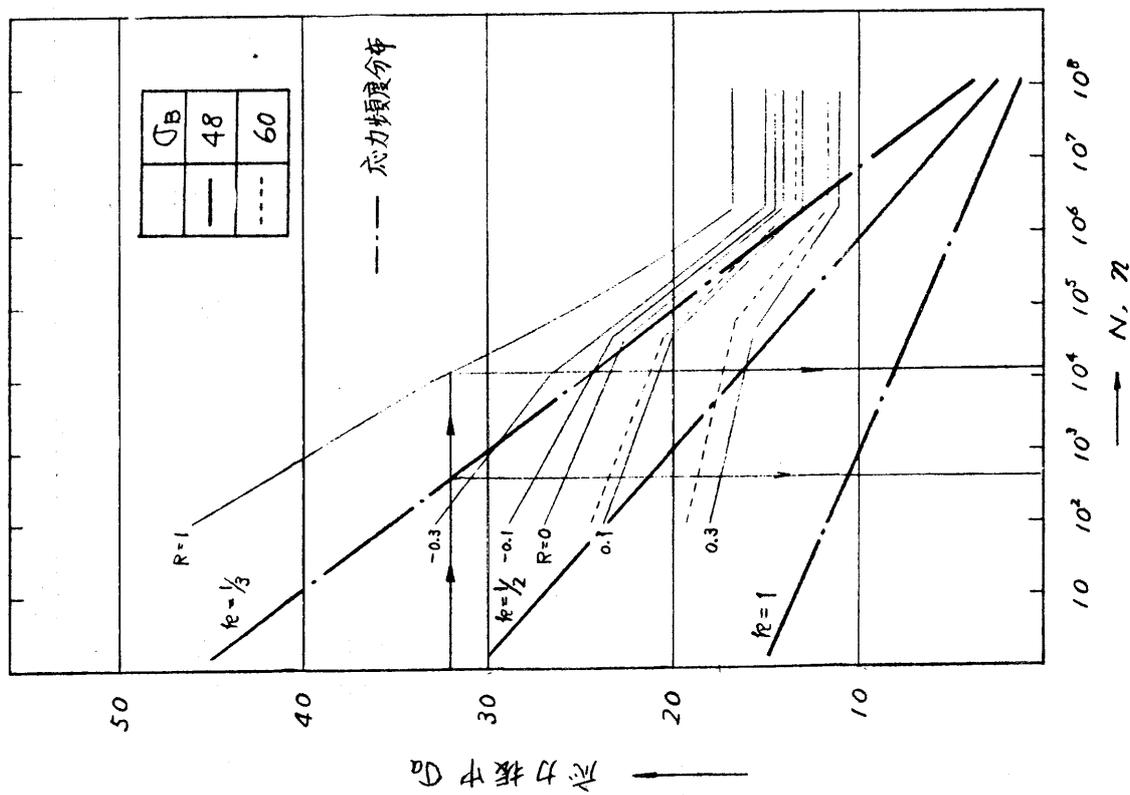


図 4.1.8 $\sigma_a \sim \sigma_m$ 線図 (高張力鋼 HT-50)



突合せ溶接継手

時間強度と波浪曲げ応力頻度分布 (高張力鋼 HT-50)



平滑母材

図 4.1.9

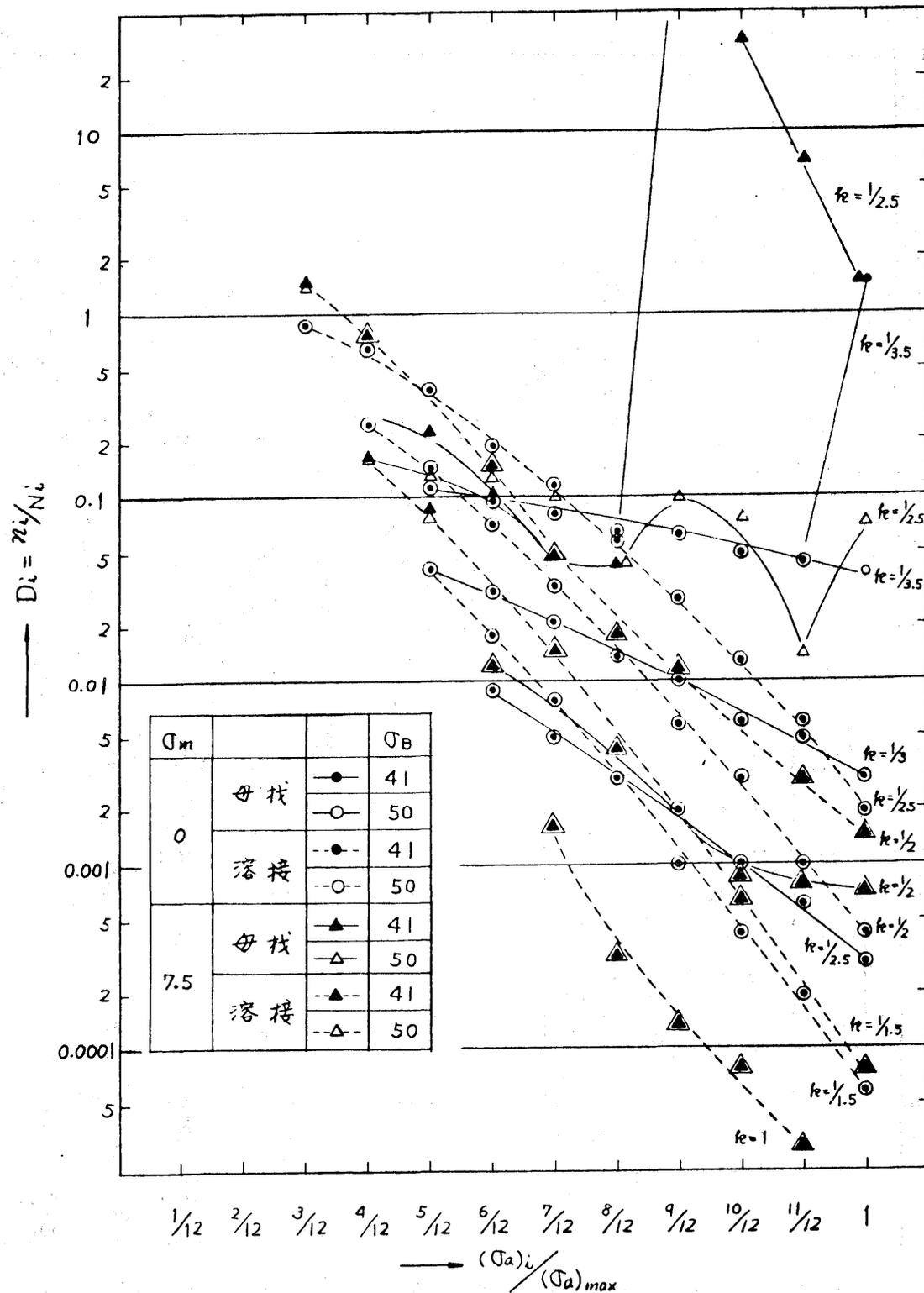


図 4.1.10 各応力振巾による被害量(軟鋼)

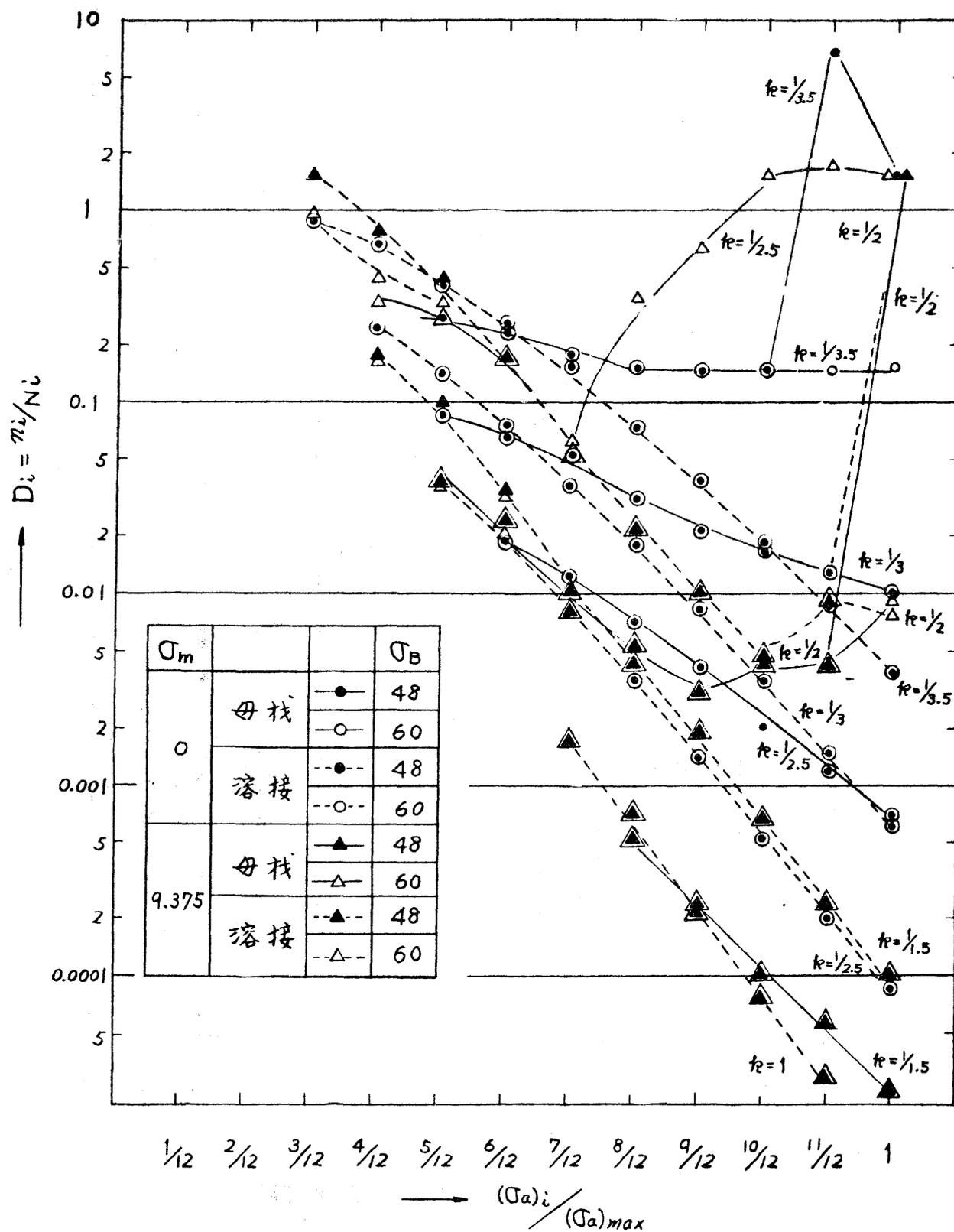
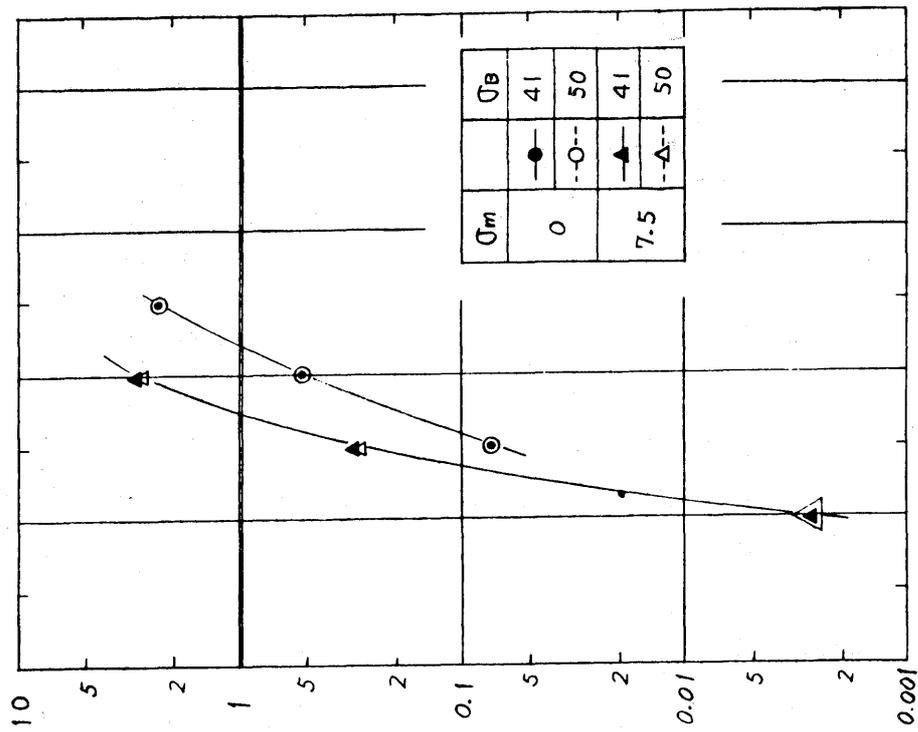
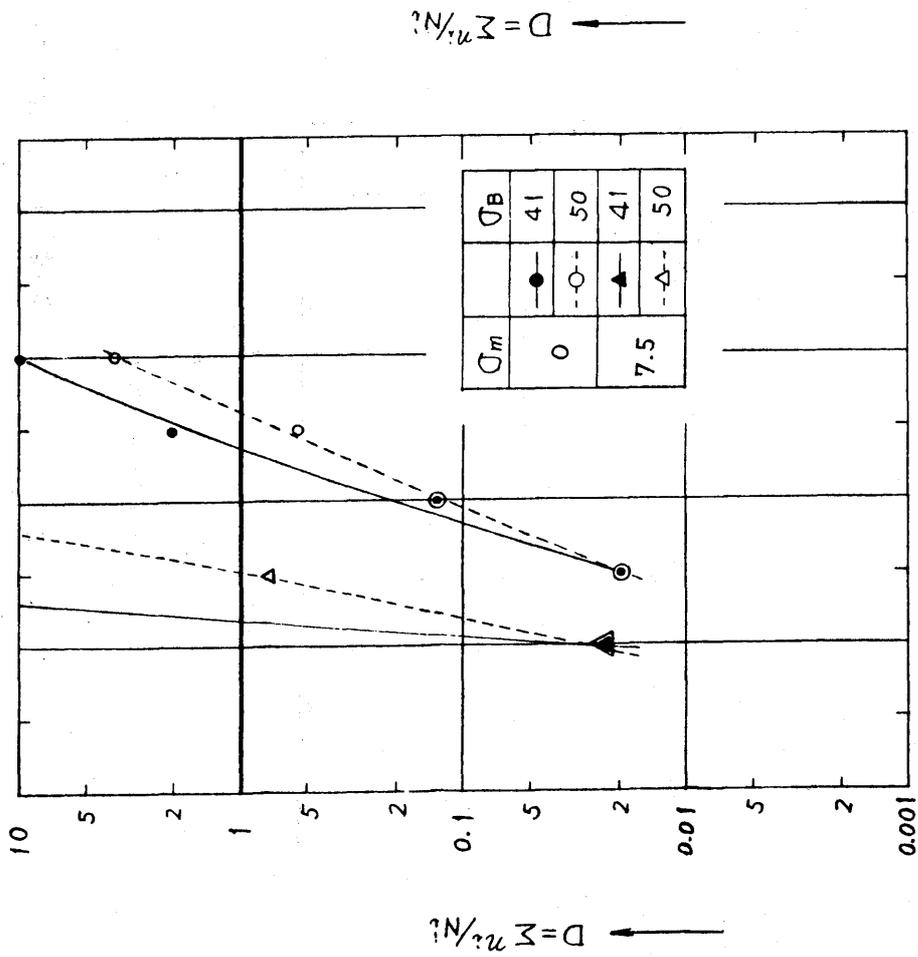


図4.1.11 各応力振中による被害量 (高張力鋼 HT-50)

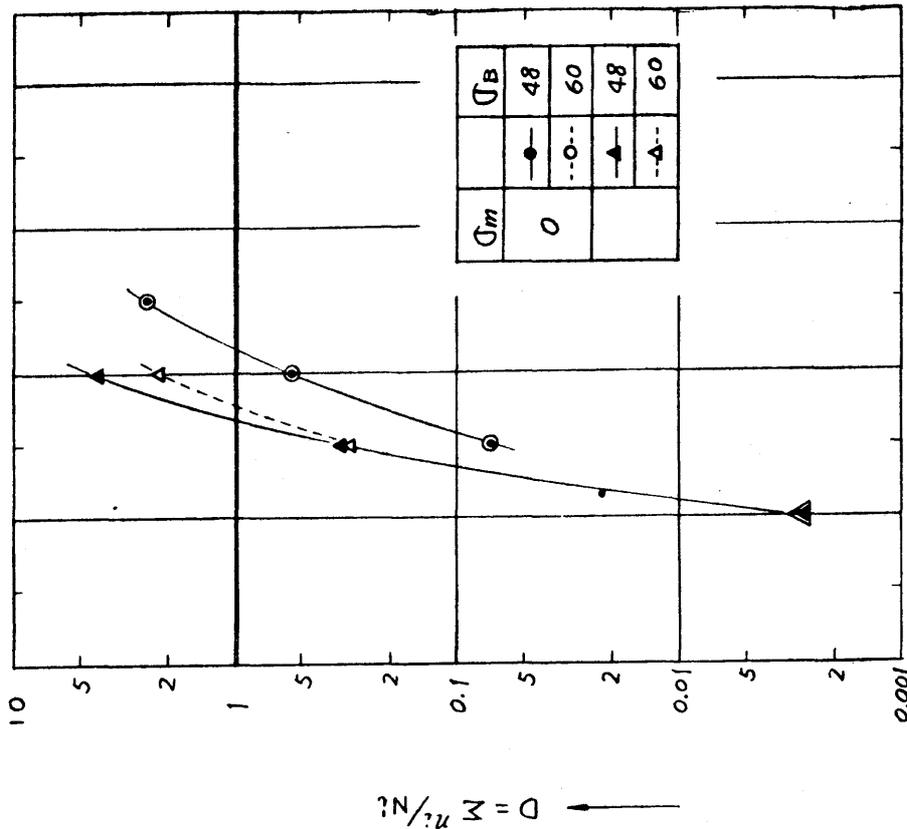


— 断面係数減少率 $\rho (= z/z_0)$
(実合せ溶接継手)

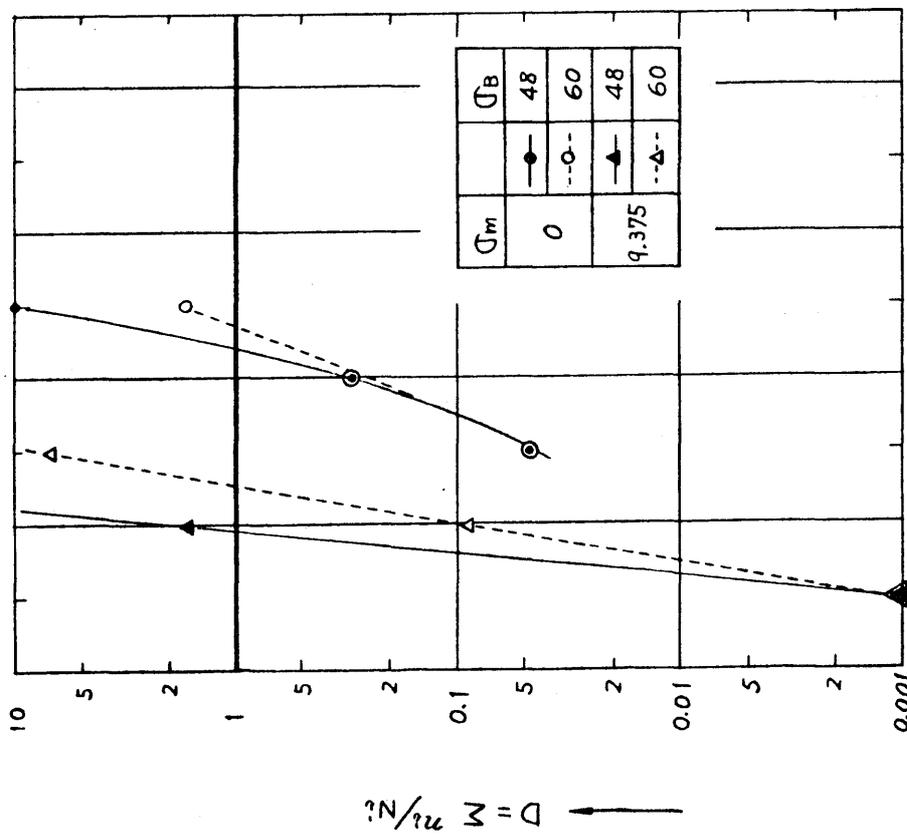


— 断面係数減少率 $\rho (= z/z_0)$
(平滑母材)

図 4.1.12 累積被害量と断面係数減少率の関係 (軟鋼)



—▲— 断面係数減少率 ρ ($=z/z_0$)
(突合せ溶接継手)



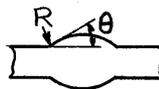
—▲— 断面係数減少率 ρ ($=z/z_0$)
(平滑母材)

図 4.1.13 累積被害量と断面係数減少率の関係 (高張力鋼 HT-50)

4.2. 船体縦強度部材における疲労亀裂伝播寿命について

記号一覧表

- a -----表面亀裂の表面半長さ mm
 a_0 -----表面亀裂の初期表面半長さ mm
 a_{th} -----表面亀裂の板貫通時の表面半長さ mm
 V_n -----航海数
 N -----繰返し数
 N_{th} -----表面亀裂の板貫通までの寿命
 N_{tho} ----- $b_0 = 1\text{mm}$ の余盛角 0° の試験片の表面亀裂の板貫通までの寿命
 C -----亀裂伝播の材料定数 } (mm, kg単位) $\frac{d(aorb)}{dN} = C(\Delta K)^m$
 m -----亀裂伝播の材料定数
 t -----板厚 mm
 A -----表面亀裂の表面上の亀裂先端
 B -----表面亀裂の深さ方向の亀裂最先端
 ΔK -----応力の拡大係数の振巾範囲 (mm, kg単位)
 K_A -----A点での応力拡大係数 ()
 K_B -----B点での応力拡大係数 (mm, kg単位)
 x -----表面楕円亀裂の長軸側座標
 y -----表面楕円亀裂の短軸側座標
 f_a, f_b ----- $f_a^2 = (a^2 - b^2) / a^2$, $f_b^2 = b^2 / a^2$
 $F(\theta)$ -----表面楕円亀裂のK値に与える有限巾影響係数
 $f_1(f_2)$ -----第一種完全楕円積分
 $E(f_2)$ -----第二種完全楕円積分
 S -----板面内の応力 kg/mm^2
 S_{max} -----板面内の応力の最大値 kg/mm^2
 U -----疲労損傷度 Usage Factor (船の一生 10^8 回繰返しおよび板貫通に対する値)
 R -----溶接余盛趾端半径 R mm
 θ -----溶接余盛立上り角度 θ°
 Q -----超過確率
 $W(R, \theta)$ -----表面亀裂のK値に与える余盛形状の影響係数
 F_s -----応力安全率 (計算応力 / N.V.ルールによる応力)



本文中)の中の数字は参考文献番号を表わす。

4.2.1. 目的

船体構造の溶接部の余盛趾端部には、検査によって見落とされた溶接欠陥（アンダーカット）や過大荷重による亀裂の発生等により初期亀裂が存在する可能性がある。初期亀裂は通常表面亀裂の形態である。

本報告は、この種の初期亀裂が船体の縦強度部材に存在する場合に、波浪による繰返し荷重でどのように伝播するかについて考察したものである。

4.2.2. 検討方法

疲労亀裂の伝播は、応力拡大係数 K 値を仲介にした算式4.2.1を用いた。

$$\frac{da}{dN} = C(\Delta K)^m \quad (4.2.1)$$

材料定数 C と m の間には、SR200-2 47年度報告¹⁾に述べられた関係式4.2.2 が成り立つとした。

$$\log_{10} C = -1.94m - 3.77 \quad (4.2.2)$$

さらに各種のデータをもとに材料別に m の統計量（平均と分散）を求めた。

伝播寿命の計算における仮定は、平均応力の影響と K thresholdの存在の無視であり、応力の振巾範囲は、すべて片振引張とした。

外力頻度は、N.V. RULE をもとに定めた。

表面亀裂は、形状を楕円に近似し、楕円亀裂の K 値は、A.S. Kobayashi²⁾の式を用いた。また余盛趾端の影響は応力分布の乱れと K 値計算の際の境界条件への影響として把握した。すなわち、三木による光弾性実験結果³⁾をもとにした応力分布の式と的場による K 値算式⁴⁾を用いてA.S. Kobayashiの式を補正した。

楕円亀裂の K 値計算式と亀裂の伝播法則式4.2.1によって表面亀裂が板を貫通するまでの寿命(N_{th})と貫通時の亀裂の表面長さ(a_{th})を計算した。なお、この際、亀裂が板の9割まで進展した時を貫通と仮定した（9割という値は、文献5)の実験を参照して定めた値である）。

亀裂が板を貫通した後は、 a_{th} を板厚方向に一樣な貫通亀裂長さ(a)とし、伝播を計算した。亀裂貫通後の K 値は、無限板一様応力における式4.2.3を用い

$$K = S\sqrt{\pi a} \quad (4.2.3)$$

どの程度の繰返し航海数で限界亀裂長さに達するかを求めた。

計算に際し、以下の項目をパラメータとした。

- (a) 溶接余盛半径 R } 実測値を参照し、 R, θ の範囲を $R=0.25 \sim 3\text{mm}$ 、
 (b) 溶接余盛角 θ } $\theta=30^\circ \sim 50^\circ$ とした。
 (c) 板厚 t ($10 \sim 30\text{mm}$)
 (d) 初期表面亀裂形状 a_0/b_0
 (e) 初期表面亀裂深さ b_0
 (f) 伝播材料定数 C, m ($m=3 \sim 4$ を主に計算した)

(1) 伝播材料定数

m, C としては、2)式より導かれる次の値を用いた。

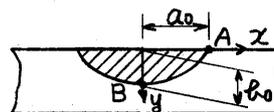
$$m=2 \quad C=2.24 \times 10^{-7}, \quad m=5 \quad C=3.39 \times 10^{-14}$$

$$m=3 \quad C=2.57 \times 10^{-10},$$

$$m=4 \quad C=2.95 \times 10^{-12},$$

(2) 表面楕円亀裂のK値と伝播に要する繰返し数

表面楕円亀裂でのK値は、A.S Kobayashi の方法に、B点のみに対して、余盛角の影響を加味し、式4.2.4, 4.2.5で表わされる。A点では、



$$K_A = \sqrt{\pi} \cdot \frac{b}{\sqrt{a}} \left(\frac{S}{E(\frac{t}{R})} \right) \quad (4.2.4)$$

B点では、

$$K_B = \sqrt{\pi} b \left(\frac{S}{E(\frac{t}{R})} \right) F\left(\frac{b}{t}\right) \cdot W(R, \theta) \quad (4.2.5)$$

式4.2.2.5において、有限巾補正 $F(\frac{b}{t})$ は、文献7)の値を用いた。余盛角の影響係数 $W(R, \theta)$ は、余盛による応力の乱れを文献3)に従い、K値計算を文献4)に従った。

また、 a_i が a_{i+1} になり、 b_i が b_{i+1} になるまでの繰返し数 N を式4.2.2.6により求めた。

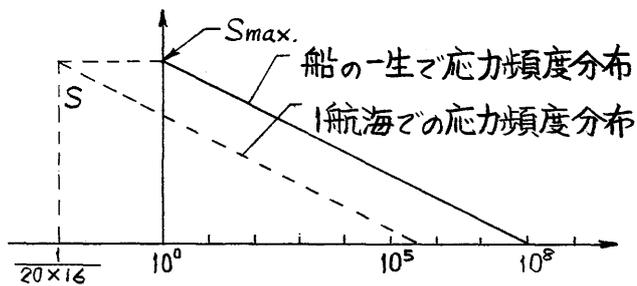
$$\int_{a_i}^{a_{i+1}} \frac{da}{C(\Delta K_A(a, b))^m} = \int_{b_i}^{b_{i+1}} \frac{db}{C(\Delta K_B(a, b))^m} = N \quad (4.2.6)$$

(3) 外力頻度

外力は船体縦曲げ状態を想定し、上甲板の一樣応力部分の応力頻度が加わるとした。船の一生20年(総繰返し数 10^8) に一度の振巾応力の最大値として $N.V.$ Rule によって与えられる軟鋼の場合の許容振巾応力を用いた。すなわち、

$$\left. \begin{array}{l} \text{Hog} \\ \text{Sag} \end{array} \right\} \text{でそれぞれ、} 12 \text{ kg/mm}^2 \text{ (} Q=10^{-8} \text{)}$$

複振巾 24 kg/mm^2 とした。繰返し応力は、圧縮応力を引張であるとし、片振引張 $S_{\text{max.}} = 24 \text{ kg/mm}^2$ とした。応力の頻度分布は、応力とそれを越える回数の対数の関係が直線であると仮定し、求めた。



船の一生20年での応力の総繰返し数を 10^8 回とし、一年に16航海行われると仮定した。1航海毎の亀裂進展の計算に用いた頻度分布は、図に示すように、船の一生での繰返し数の $1/20 \times 16$ 回とした。

(4) その他の諸パラメータの数値

余盛半径 (R)、立上り角 (θ) ; 実測値を参照し R、 θ の範囲を $R = 0.25 \sim 3 \text{ mm}$
 $\theta = 30^\circ \sim 50^\circ$ とした。

板厚 ; $t_{\text{mm}} = 10, 20, 30$

初期亀裂寸法 ; $a_0 \text{ mm} = 15$

$b_0 \text{ mm} = 1, 0.5$

初期表面亀裂形状 ; $a_0/b_0 = 0.25 \sim 5$

限界亀裂長さ ;

SR 200-2 47年度報告に示された限界 K_{IC} 値より求めた。

限界亀裂長さ算出の際、最大応力は、N. V. Rule における縦曲げ許容応力より 20 kg/mm^2 とした。

その結果、図4.2.11 に示すように諸条件 (外気温 $0^\circ \sim 20^\circ$ 、素材、母材および溶接ボンド部) に対しての限界亀裂半長さは、 200 mm 程度の値となる。

4.2.3. 計算結果

計算結果は、下記の図に一覧する。

(a) 疲労亀裂伝播式における材料定数 m および C (図4.2.1)

(b) 表面亀裂が板を貫通するまでの寿命 N_{th} (亀裂貫通) に与える諸因子の影響

(b)-1 伝播材料定数 m (図4.2.2)

(b)-2 表面亀裂形状 a_0/b_0 (図4.2.3)

(b)-3 表面亀裂深さ b_0 (図4.2.4)

(b)-4 板厚 t (図4.2.5)

(b)-5 余盛趾端半径 R (図4.2.6)

(b)-6 余盛趾端角 θ (図4.2.7)

(c) S-N_{th} 曲線の計算値と実験値の対応 (図4.2.8)

- ⇒ 応力安全率 (F_s) と損傷度 (U) の関係 (図4.2.9)
- ホ) 表面亀裂の板貫通時の表面亀裂長さ (図4.2.10)
- ハ) 貫通亀裂の伝播寿命推定 (図4.2.11)

(附録)

溶接法と余盛立上り角 θ と余盛趾端半径 R の関係の実測値 (図4.2.12, 図4.2.13)

4.2.4. 考察

- (a) 軟鋼および HT50 における亀裂伝播の材料定数 m の平均値は、3.85 であり、 C は $\log_{10} C = -1.94m - 3.77$ で関係づけられる。
- (b) 船の一生の繰返しにおける亀裂の板貫通に対する損傷度 (U) に与える m の影響は、材料定数 m が大きくなると U が小さくなる。
- (c) 寿命に与える板厚の影響は、わずかであり、 $t=10\text{mm}$ のものゝ寿命は、 $t=30\text{mm}$ のものゝ約1割少ない。
- (d) 表面亀裂形状 (a_0/b_0) が $a_0/b_0 > 3$ の亀裂の板貫通に対する寿命 (N_{th}) は、 $a=\infty$ の場合と変りない。
- (e) アンダーカット量 (b_0) が 0.5mm のものゝ寿命は、 1mm のそれの約1.5~2倍である。
- (f) 本報告で示した計算法による亀裂の板貫通に対する計算は、実験値⁶⁾(余盛付アンダーカット材の片振疲労試験)のほゞ下限値を与える(計算値は実験値の平均寿命のほゞ1/3の寿命である)。
- (g) 余盛角 60° の継手の亀裂の板貫通寿命 (N_{th}) は、 30° の継手の寿命のほゞ3割程度少ない値を示す。
- h) 余盛趾端 $R=0.25\text{mm}$ の継手の寿命は、 0.5mm の継手の寿命の約2割程度少ない値を示す。
- i) 船の一生の繰返しに対する、表面亀裂が板を貫通するまでの損傷度 (U) は、 $m=3.85$, $b_0=0.5\text{mm}$, $R=0.5\text{mm}$, $\theta=40^\circ\sim 50^\circ$ の場合にほゞ1になる。
- j) 長さ 60mm の亀裂は最大応力 20kg/mm^2 の直線型頻度分布をする応力の繰返しをうけると $m=3.85$ の場合、ほゞ1年で限界長さになる。

4.2.5 結言

本報告の計算結果は、船体上甲板溶接部の検査規準作成に際し、何らかの参考にはなるであろう。表面亀裂形状の亀裂が板を貫通するまでの寿命に与える影響についてみれば、亀裂表面の長さの影響は小さく、亀裂の深さに依存する。

軟鋼および HT50 の平均的な材料定数と余盛形状を用い、亀裂深さをパラメータにした計算を行なうとアンダーカット量 0.5mm においては、船の一生の繰

返して表面亀裂が板を貫通する、という結果が得られる。この事より許容すべき表面亀裂形状は、検査方法はともかくとして、深さ(アンダーカット量)で規制し、その値は0.5mm以下とするのが適当ではないかと考える。

なお、計算において、実船で生ずる圧縮側の応力を引張とみなした事や、計算値が対応した実験値のほゞ下限値を与える事は、計算値がかなり安全側(寿命を短かめに与える)の推定値であるという事が出来よう。

また長さ60mmの貫通亀裂は、ほゞ1年の航海によって限界亀裂長さ(200mm)にまで進展する。

参考文献

- 1) SR 200-2 47年度報告 寺沢 : 造船研究協会
- 2) "Stress intensity factors for an elliptical crack under arbitrary normal loading" R.C. Shah and A.S. Kobayashi : 1968 prepublication copy
- 3) "円弧状突起のある板、はりの光弾性的応力解析"
三木 教 : 機械学会論文集 22巻31号 昭和31年
- 4) "表面に曲率、折れ曲りを有する三次元体中にある表面亀裂のK値について" 的場正明 : 造船学会溶接一分科会 48年11月資料
- 5) "Fatigue strength of welded Tubular joints with Various Stiffeners in Offshore Structures" Susumu Teramoto, Masaaki Matoba and Tetsuro Kawasaki (M.H.I.) : Offshore Technology Conference 1973
- 6) "溶接欠陥および工作誤作の船体強度におよぼす影響に関する研究"
造船研究協会 ; SR109 昭和46年度報告
- 7) "Stress intensity factors for an elliptical crack approaching the surface of a beam in bending" R.C. Shah and A.S. Kobayashi : Fifth National Symposium on Fracture Mechanics (1971)
- 8) SR200-2 47年度報告による調査
- 9) 日本鋼管による亀裂伝播に関する調査 (造学論文集 S48-5)
- 10) 新日鉄の亀裂伝播に関するデータ (未発表)
- 11) 三菱の亀裂伝播に関するデータ (造船学会溶接一分科 昭和48年度資料他)
- 12) 東大の亀裂伝播に関するデータ (造学論文集 S48-11)
- 13) 日立造の亀裂伝播に関するデータ (造学論文集 S48-11 他)
- 14) "Fatigue crack propagation in weld metal and heat affected zone materials"
S.J Moddox welding Institute : 1969
- 15) "Fatigue crack crack propagation in steel weldments" F.V. Lawrence, Jr and W.H. Munse IIW XIII-646-72

m 値の統計量

材料	統計量 *)	平均	分散	信頼係数90%での 平均値の信頼区間
●	軟鋼	3.85	1.065	3.85 ± 0.562
○	9 Ni	3.01	0.71	3.01 ± 0.53
□	5083AL	3.06	1.3	3.06 ± 1.19
■	HT50	3.85	0.642	3.85 ± 0.587

S.J Maddox の文献より¹⁴⁾

- 軟鋼HAZ
- ◆ 手溶 BS1719 溶着金属 ($\sigma_B = 46 \sim 84 \text{ kg/cm}^2$)
- ⊕ CO₂ BS2401 溶着金属 ($\sigma_B = 51.5 \sim 52.5 \text{ kg/cm}^2$)
- 手溶 BS1719 溶着金属 ($\sigma_B = 62 \sim 63 \text{ kg/cm}^2$)

F.V. Lawrence, Jr and W.H. Munse の文献より¹⁵⁾

- ◇ マルテン鋼の平均
- ◆ フェライトパーライト鋼の平均
- ⊕ E70 溶着金属

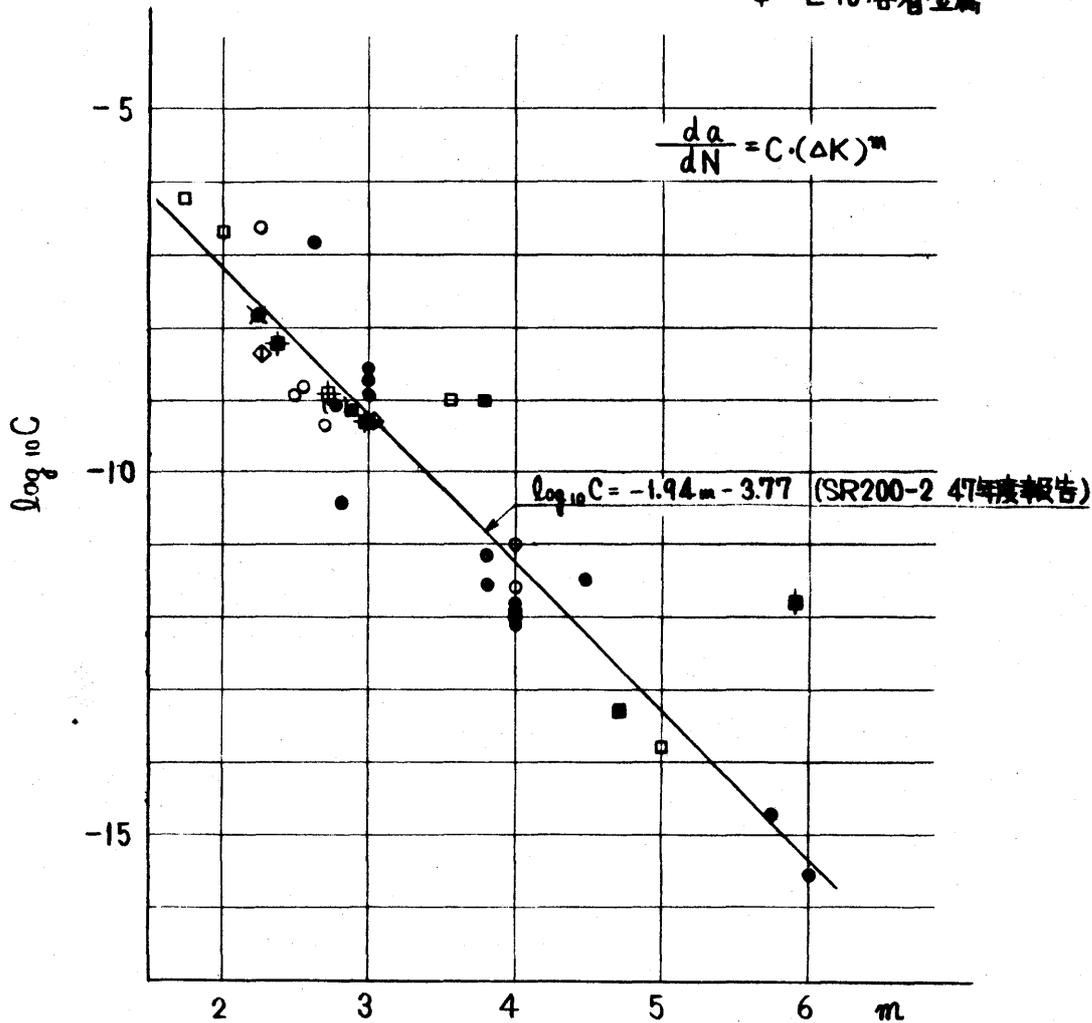


図4.2.1 疲労亀裂伝播式における材料定数 m および C

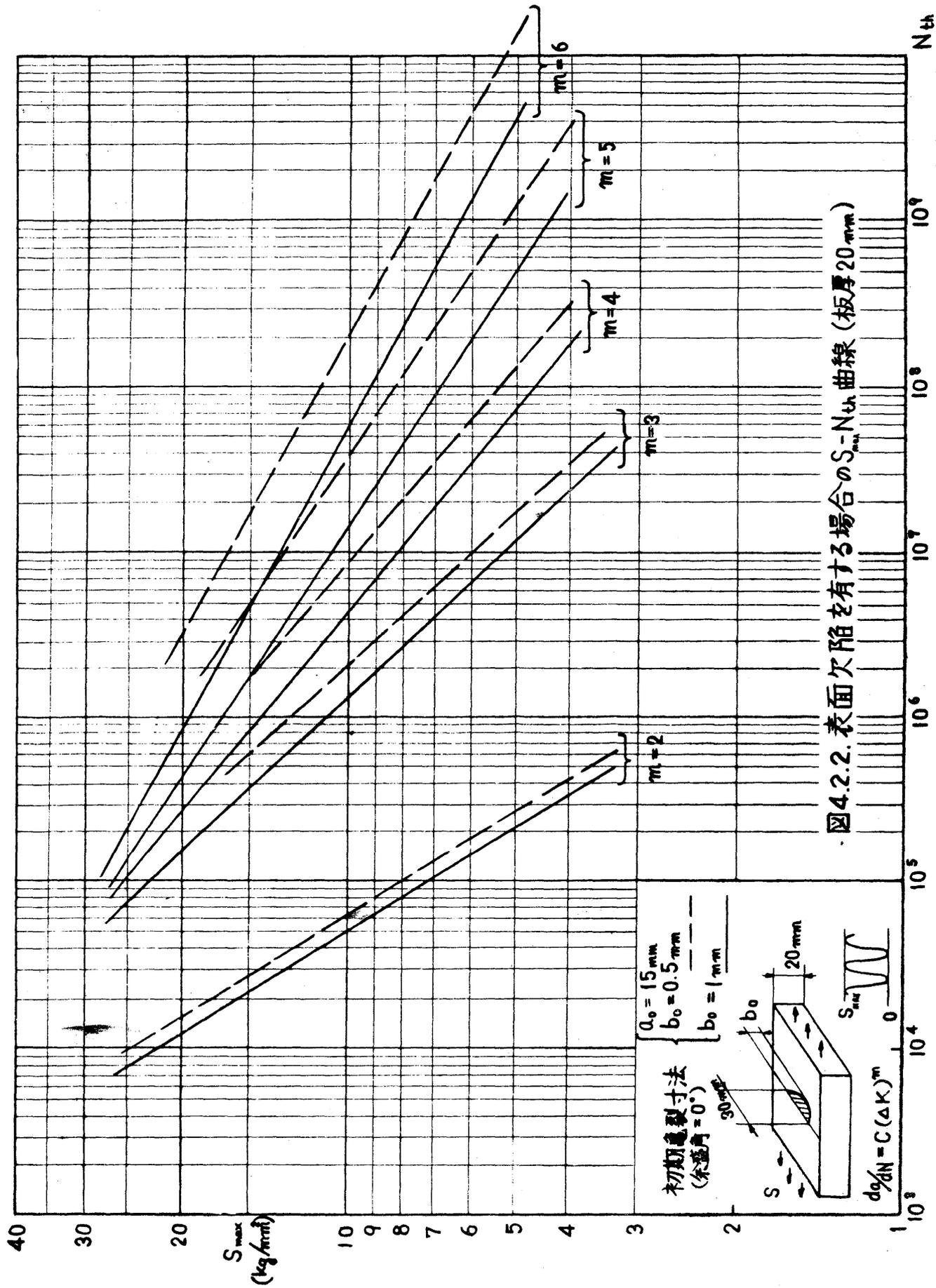


図4.2.2. 表面欠陥を有する場合の S_{max} - N 曲線 (板厚20mm)

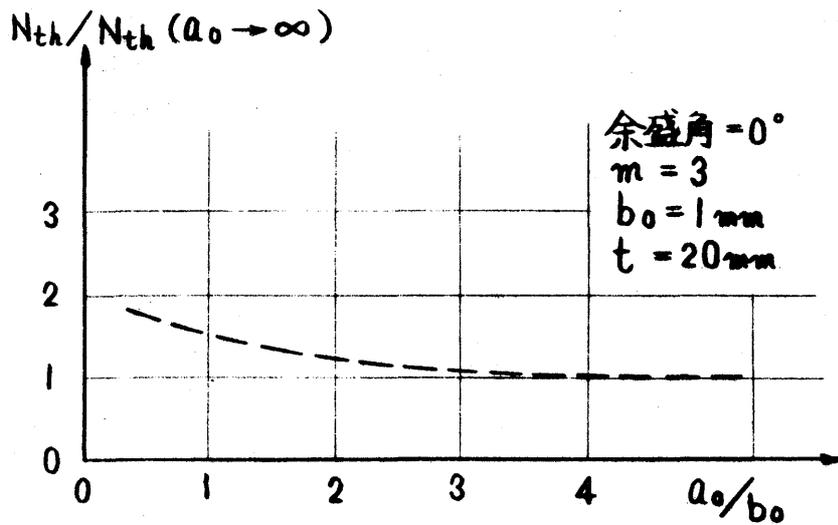


図4.2.3 表面亀裂が板を貫通するまでの寿命に与える亀裂形状の影響

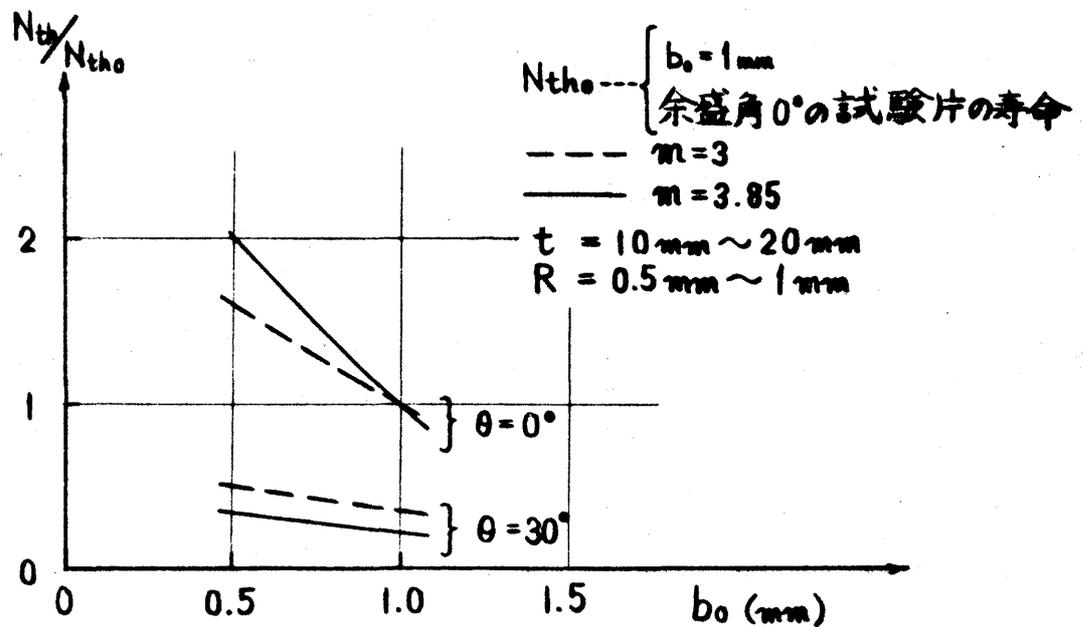


図4.2.4 表面亀裂が板を貫通するまでの寿命に与える表面亀裂深さ b_0 の影響

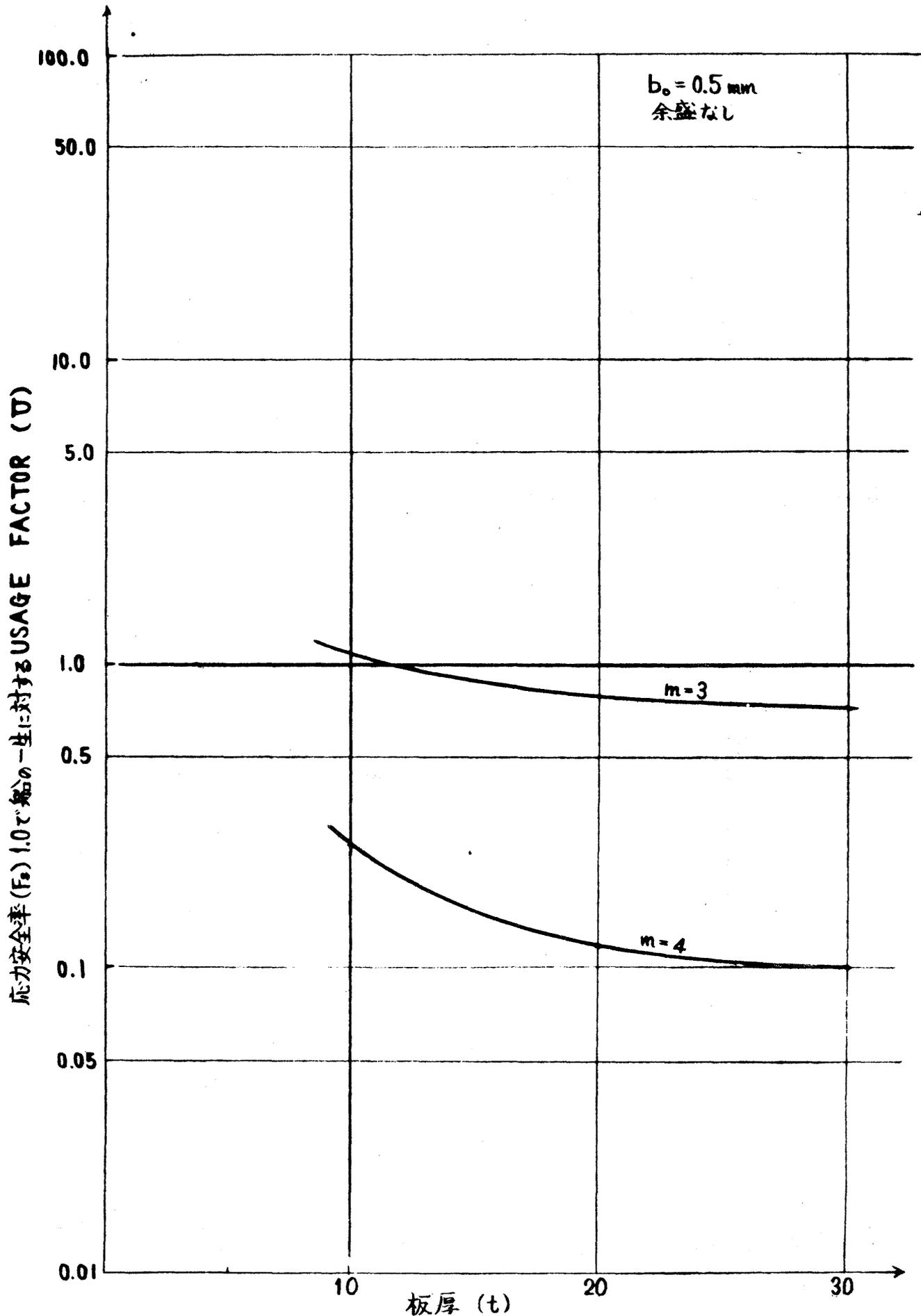


図4.2.5. 表面亀裂が板を貫通するまでの寿命に与える板厚の影響

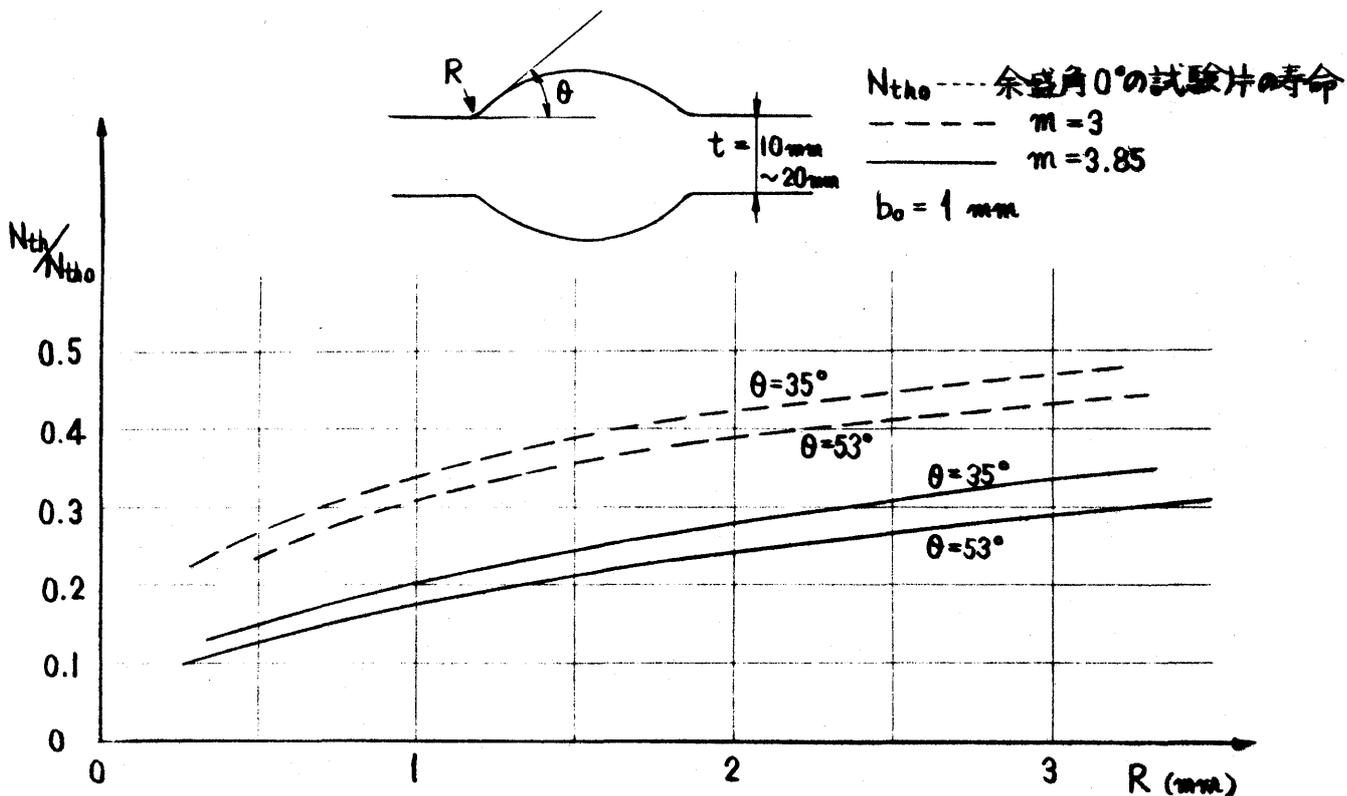


図4.2.6. 表面亀裂が板を貫通するまでの寿命に与える余盛趾端半径Rの影響

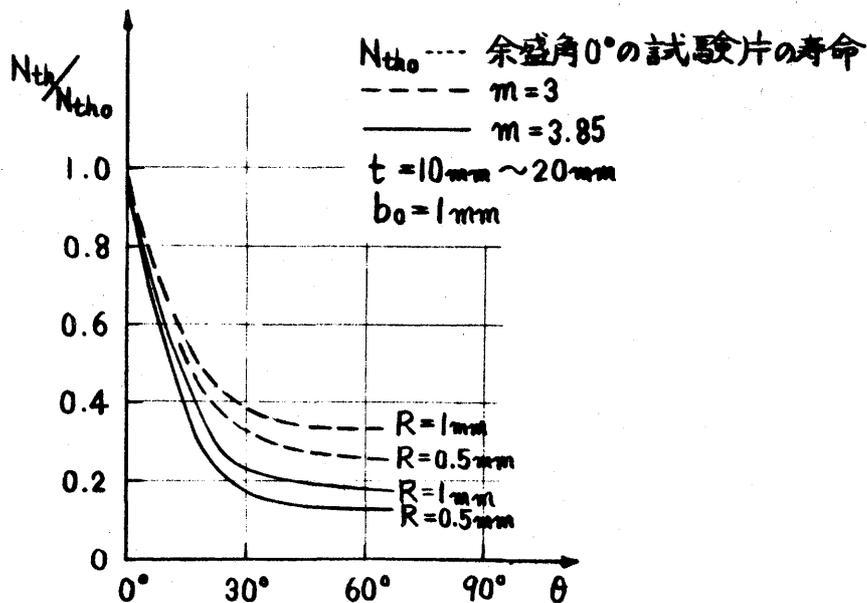


図4.2.7. 表面亀裂が板を貫通するまでの寿命に与える余盛趾端角thetaの影響

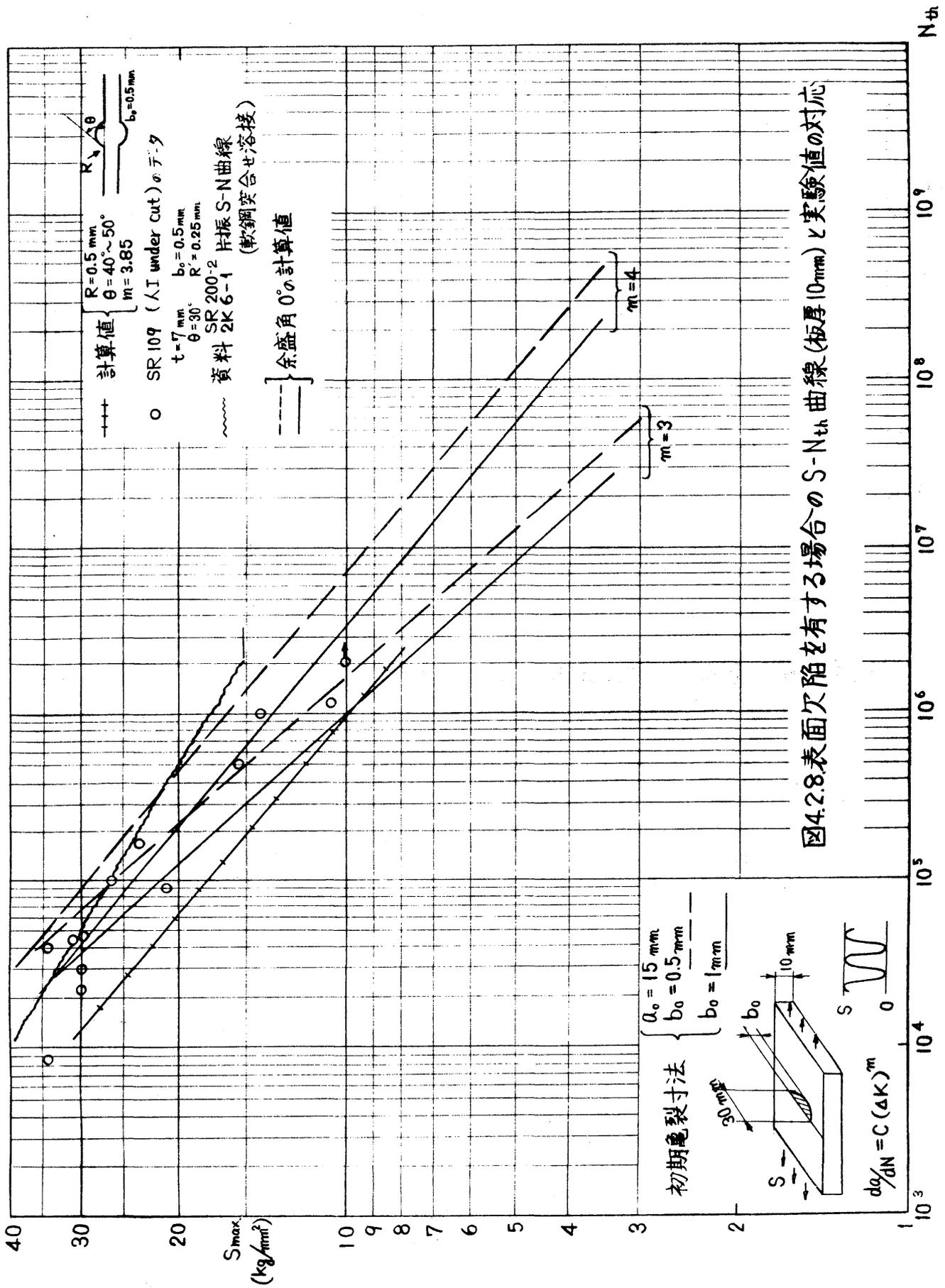


図4.2.8.表面欠陥を有する場合の S-N_{th} 曲線 (板厚 10mm) と実験値の対応

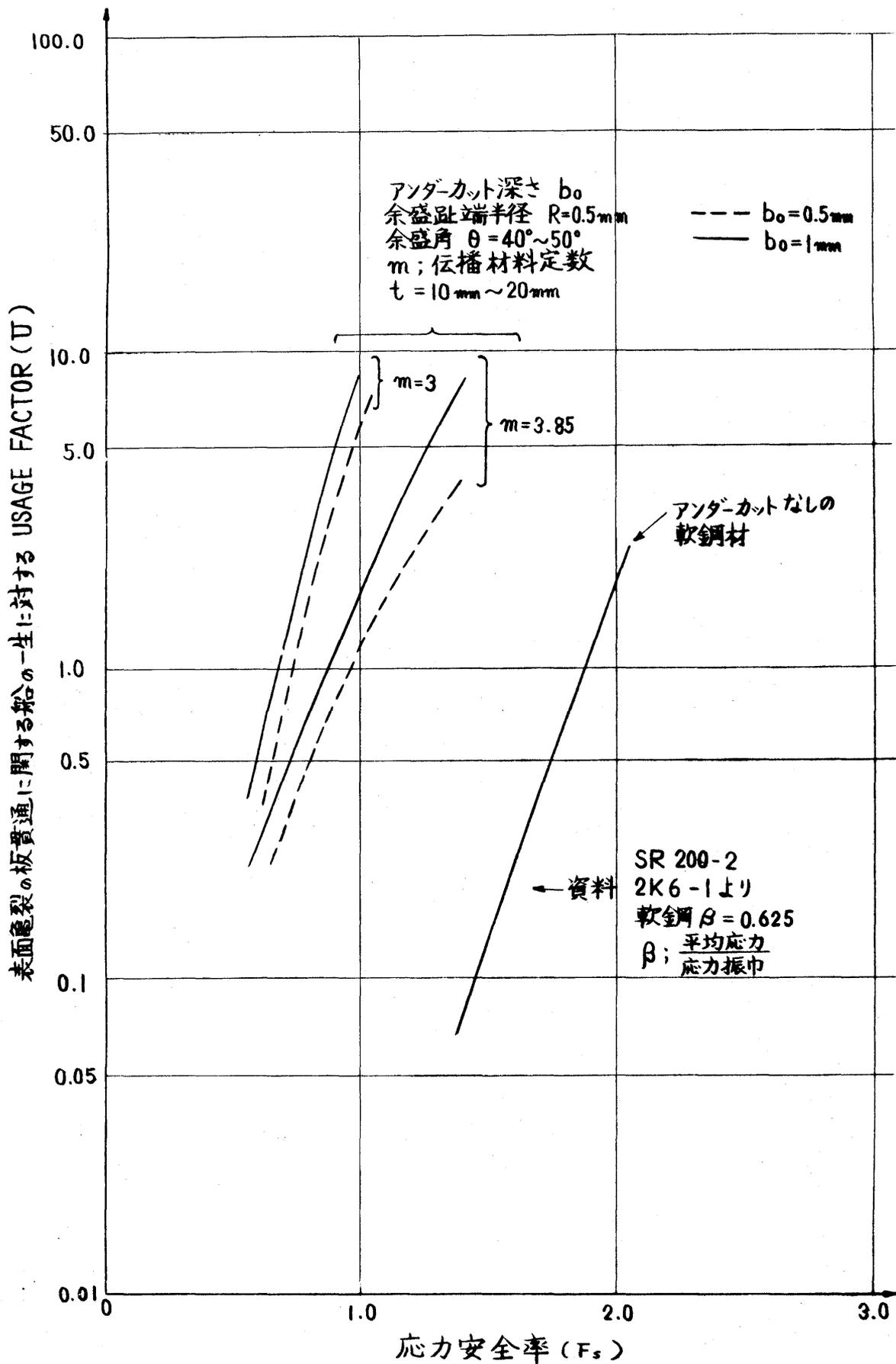


図 4.2.9 応力安全率 (F_s) と USAGE FACTOR (U)

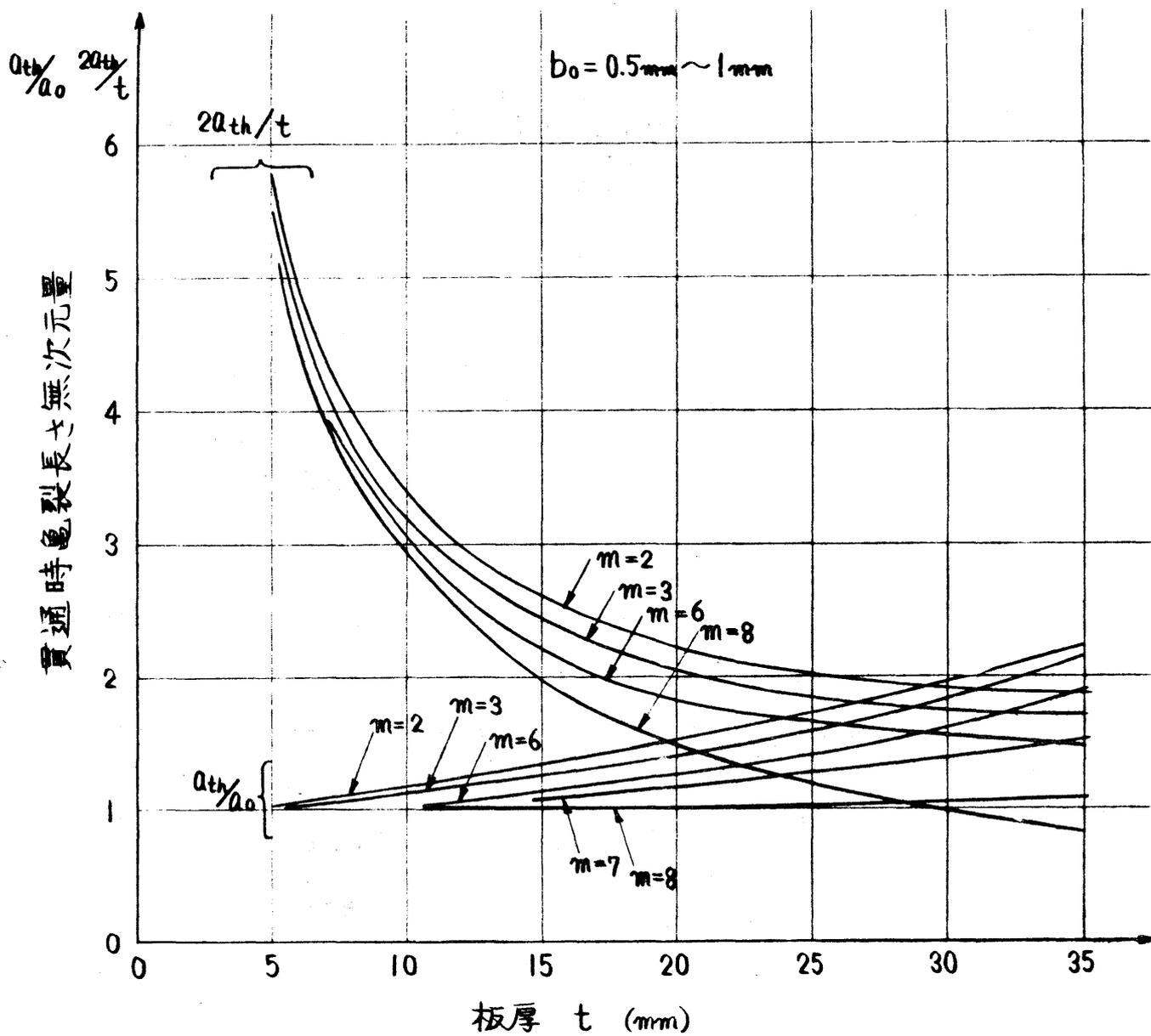


図4.2.10. 表面亀裂が板を貫通する際の表面亀裂長さ

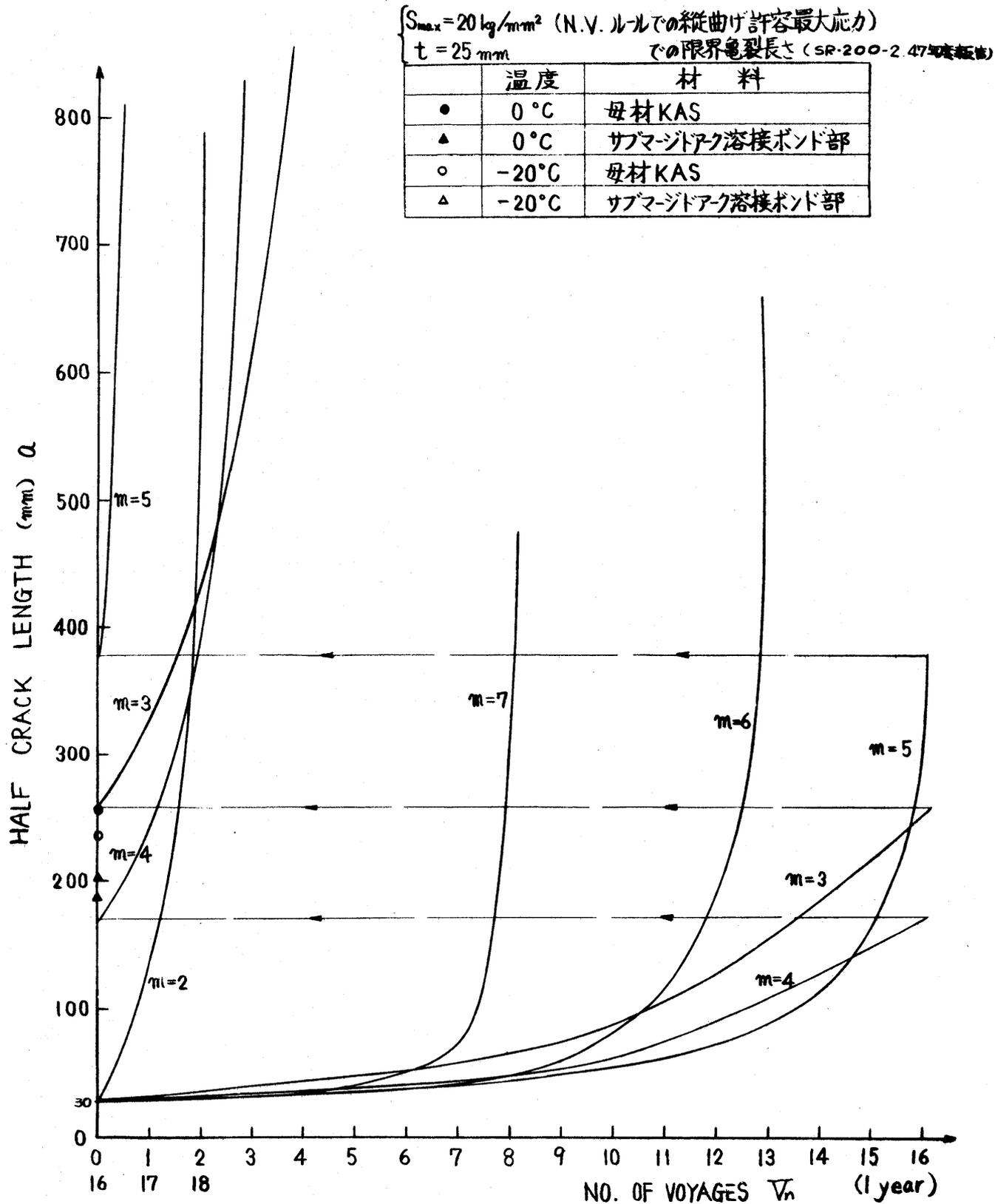


図4.2.11. 貫通亀裂の伝播寿命推定 (応力安全率=1.0)

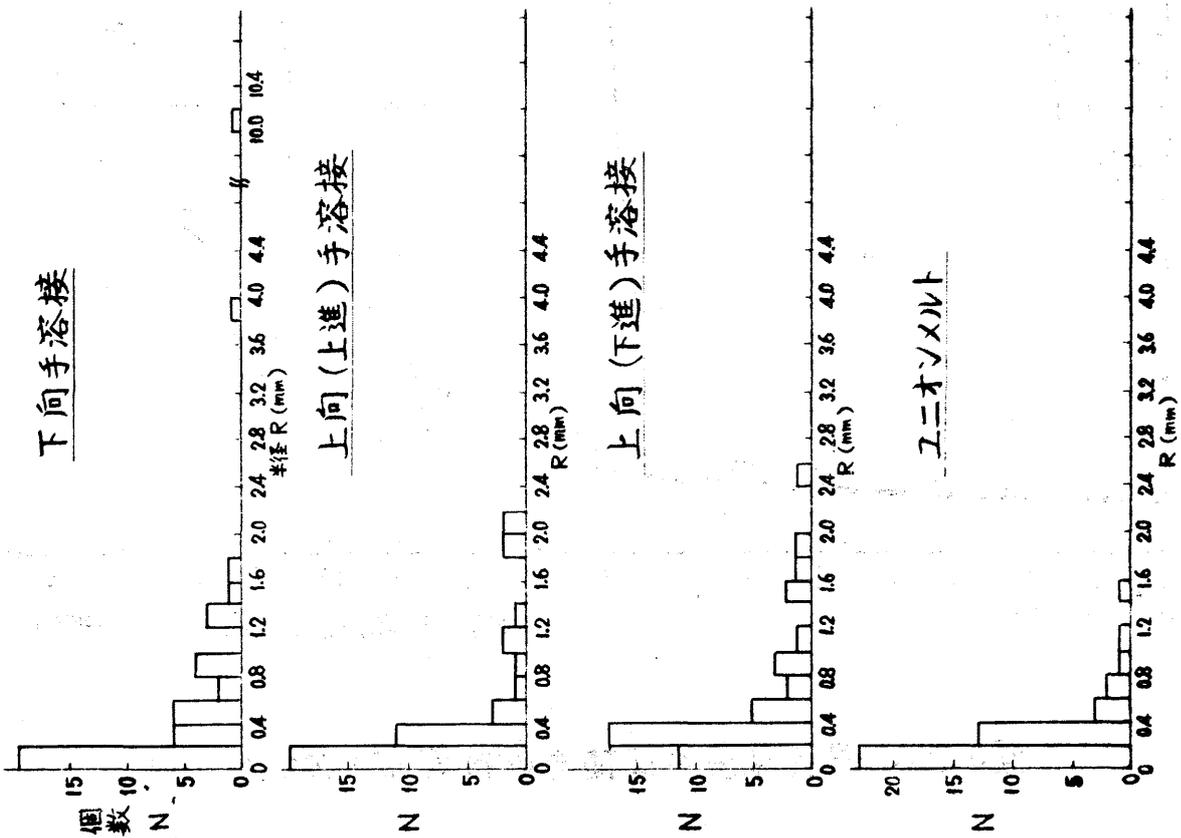


図4.2.12. 止端部半径実測値(軟鋼)

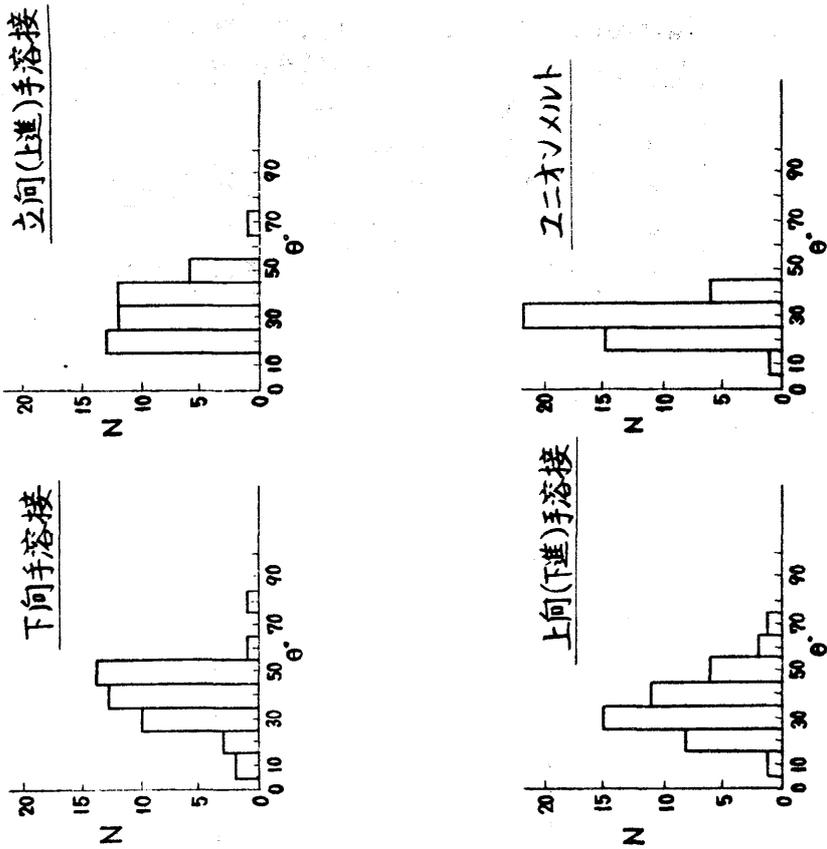


図4.2.13. 止端部立上り角 θ 実測値(軟鋼)

5. 部材の重要性と許容応力の検討

5.1. 270,000 DWT タンカー (STRUTLESS方式) の横強度検討

5.1.1 目的

一般に TANKER の横強度は、Up-RIGHT CONDITION に於ける静的対称荷重のもとで計算を行ない、求められた応力がある許容応力以下となるように設計されるのが普通である。

しかしながら、このような仮定のもとで計算された応力は船体運動による動的附加荷重、変動外圧や非対称荷重条件のもとで生じる応力と異なるのは勿論、構造解析法、構造様式の相違によっても異なる可能性がある。ここでは供試船として 270,000 DWT TANKER を採用し、この船の設計 BASE となった計算応力が上記の諸要因を考慮した場合、どの程度変化するものかを調査することを目的とする。

なお本年度は検討の BASE となる Up-RIGHT CONDITION に於ける静的対称荷重について 2通りの解析法による応力算出のみ行なったのでそれ等について報告する。

5.1.2 供試船

270,000 DWT OIL TANKER

$L \times B \times D \times d = 321.0 \times 55.2 \times 27.0 \times 21.0$

構造方式: 2-LONGITUDINAL BHD

VERTICAL MAIN SYSTEM, STRUTなし

CENTER GIR.なし, HORIZONTAL GIR.なし

CLASS: LLOYD'S REGISTER OF SHIPPING

5.1.3 計算条件及び計算方法

(1) 計算条件

横強度の見地から最も苛酷と思われる次の2つのCASEについて行なった。

(a) DRAFT = 0.3D : CENTER TANK FULL, WING TANK EMPTY

(b) DRAFT = 0.3D : CENTER TANK EMPTY, WING TANK FULL

(2) 計算方法

(a) 本船の各種 LOADING CONDITIONS の中より上記計算条件に最も近い条件を採択し、その CONDITIONS について側外板及び縦横隔壁よりなる平面格子構造につき側外板と縦隔壁の相対変位を求め、これと TRANS. RING に加わる荷重とを考慮して TRANS. RING の平面 F.E.M. 計算により応力を求める。

(b) 船体中央部 4 TANK LENGTH (112M) を取り出し、計算条件に最も近い LOADING CONDITIONS について 3次元 F.E.M. 計算により TRANS. RING の応力を求める。

5.1.4 計算結果

図 5.1.1 から図 5.1.4 に上記計算結果を示す。図 5.1.1 及び図 5.1.2 は、それぞれ平面 F.E.M. による計算結果を示す。

図 5.1.3 及び図 5.1.4 は、それぞれ 3次元 F.E.M. による計算結果を示す。各部の応力の中で最も重要と思われる TRANS. RING の面材の直応力について上記の 2通りの計算法による応力値を比較すると次の様になる。

(1) CENTER TANK FULL, WING TANK EMPTY

	平面 F.E.M.	3次元 F.E.M.
BOTTOM TRANS. IN CENTER TANK	16.3 kg/mm^2	16.2 kg/mm^2
BOTTOM TRANS. IN WING TANK	12.2	13.6
VERTICAL WEB	12.8	13.7
SIDE TRANS.	—	—
DECK TRANS. IN CENTER TANK	12.7	12.0
DECK TRANS. IN WING TANK	6.2	6.8

(2) CENTER TANK EMPTY, WING TANK FULL

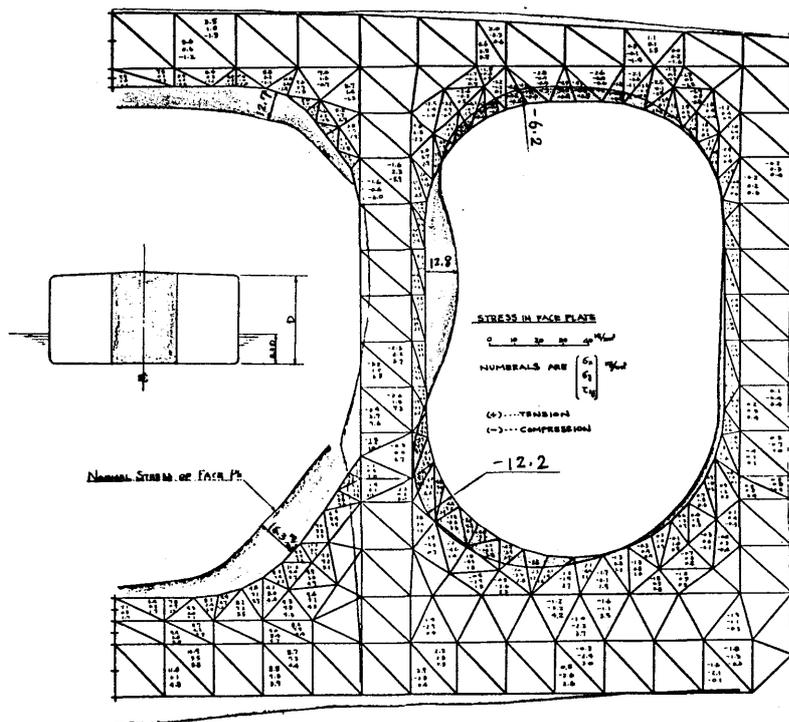
	平面 F.E.M.	3次元 F.E.M.
BOTTOM TRANS. IN CENTER TANK	8.3 kg/mm^2	8.5 kg/mm^2
BOTTOM TRANS. IN WING TANK	18.1	17.7
VERTICAL WEB	10.2	13.2
SIDE TRANS.	9.7	13.3
DECK TRANS. IN CENTER TANK	7.9	8.8
DECK TRANS. IN WING TANK	18.6	19.3

これらの結果から次のことが言える。

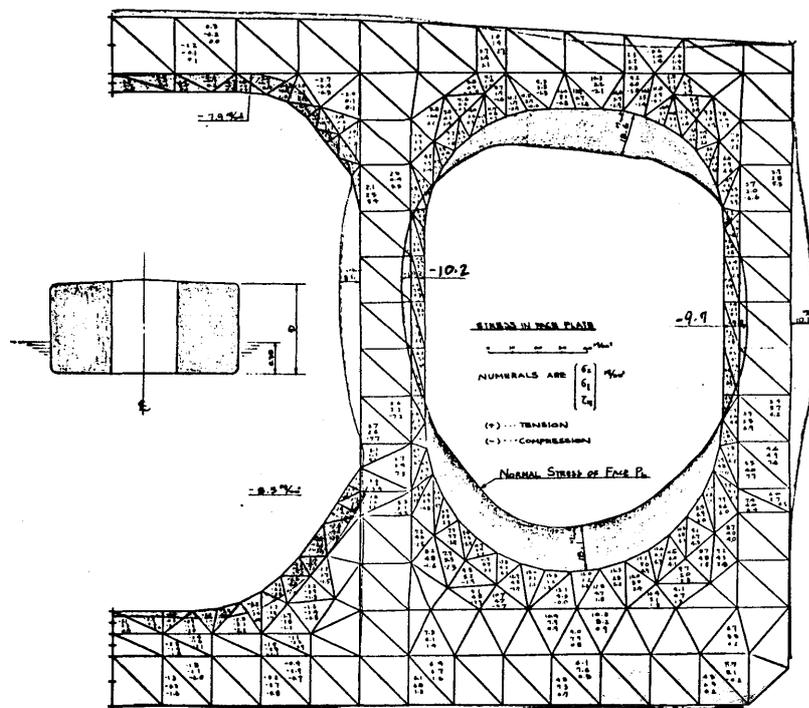
- (i) 応力分布はほとんど両計算とも同じである。
- (ii) 最大応力については両計算とも良い一致を示している。

5.1.5 今後の作業計画

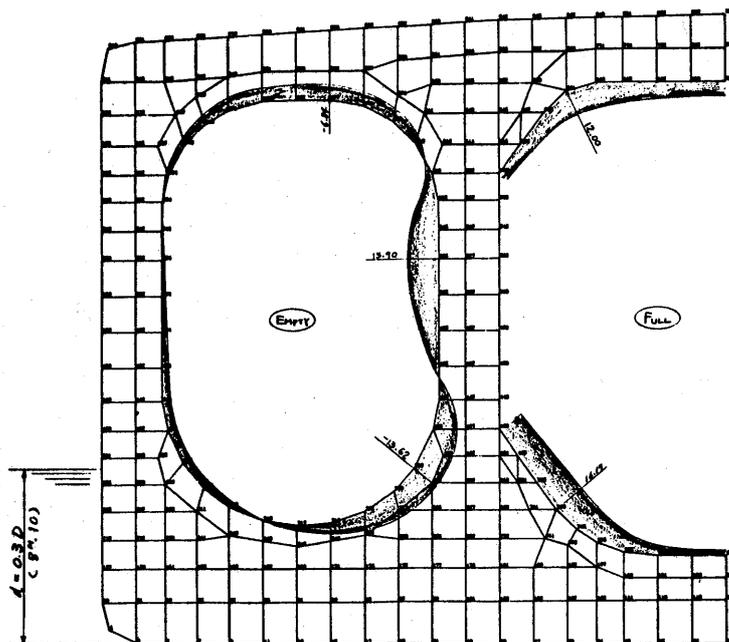
今迄の計算と同一LOADING CONDITIONSについて或る一定量の(仮定する)動的附加荷重、変動外圧、非対称荷重を加えた場合の応力の変動量を平面F.E.M.により計算し上記計算応力と比較するとともに、これら変動荷重が正確に求められた場合、それらに対応する応力が容易に求められるような基礎データを作成する計画である。



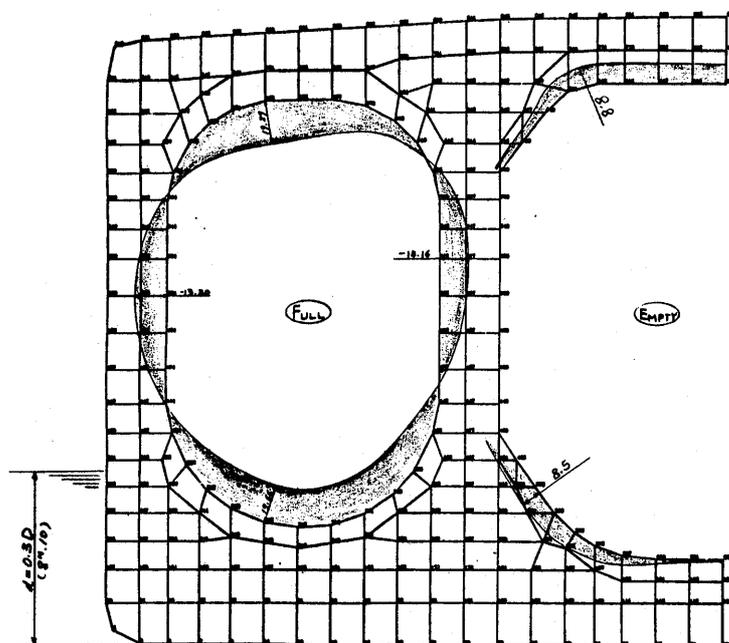
[5.1.1] NORMAL STRESS OF FACE PLATE BY 2D F.E.M.
(CENTER FULL , WING EMPTY)



[5.1.2] NORMAL STRESS OF FACE PLATE BY 2D F.E.M.
(CENTER EMPTY , WING FULL)



(图 5.1.3) NORMAL STRESS OF FACE PLATE BY 3D F.E.M.
(CENTER FULL, WING EMPTY)



(图 5.1.4) NORMAL STRESS OF FACE PLATE BY 3D F.E.M.
(CENTER EMPTY, WING FULL)

5.2 相対変形の影響に関する検討

波浪中の船体横強度に及ぼす ウィンプロマニアビセンターマニアの相対変形の影響はかなり大きいと推察される。この場合、変位量を精密に計算するためには船全体についての「立体骨組計算」或は「立体FEM計算」によらなければならないと考えられるが、膨大な計算ケースの総てについて当るのは、作業量から見て非常に困難であり、計算方法の簡略化を考慮する必要がある。

現在、平水中の横強度計算に於ける相対変位の計算は、SR83部会で提唱された簡易平面格子モデルによる近似法が一般的に用いられている。以下では、このSR83のモデルを波浪中に適用した場合の精度を検討し、簡略法としての使用の可否を考察するために、立体FEM計算による結果との比較を行うこととする。

但し、ここでは主として上下方向の相対変位について解析している。上甲板と船底との間の水平方向の相対変位（いわゆるラッキング運動）についての検討は(5.3)を参照されたい。

5.2.1 計算対象船

対象船としては、日本鋼管で建造された5万DWT型タンカーを選んだ。従来の計算結果から、一般にこの程度の船では、中央部の5マニア長さを取り出して計算すれば前後端の支持条件の影響は殆んど無視できると考えられるので、図5.2.1に示す範囲を計算モデルの対象とした。

$$L \times B \times D \times d_{full} = 314 \times 54.8 \times 26.4 \times 20.56$$

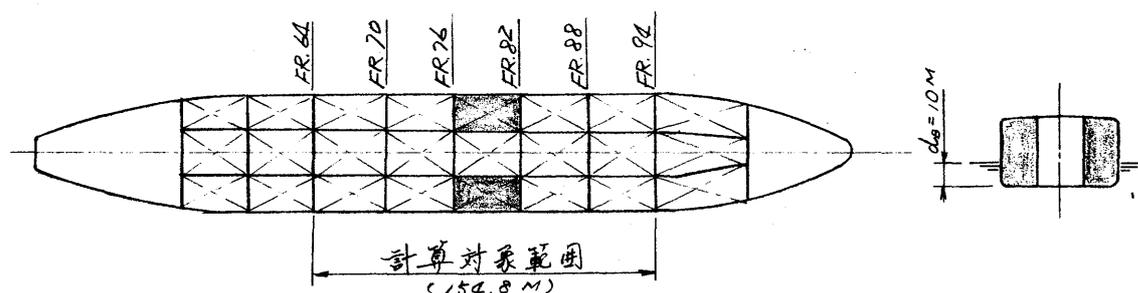


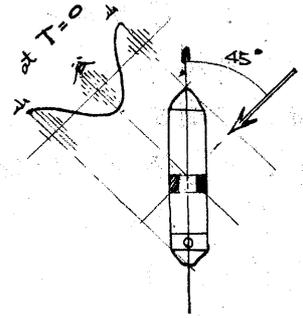
図 5.2.1 計算対象船

5.2.2 荷重条件

波浪中に於ける相対変位を比較検討するために、航行中の船体表面の変動水圧及び船体各部の加速度を計算した。

計算条件は以下に示す通りである。

喫水 ; $d = 10.0 \text{ m}$ (バラスト状態)
 船速 ; $V = 10.8 \text{ kt}$ ($V/\sqrt{Lg} = 0.1$)
 波長 ; $\lambda/L = 1$
 波高 ; $H = 10.0 \text{ m}$
 波の方向 ; 45° の斜波 (図 5.2.2 参照)



波の周期との位相差 $T=0$ の時点 (波の山と山の間に船体が位置する場合) に於て、横隔壁位置の、変動圧も含めた水圧分布を 図 5.2.3 に示す。尚、図中のマニフ内荷重については、船体運動による加速度の影響を考慮している。

図 5.2.2 変動圧計算状態

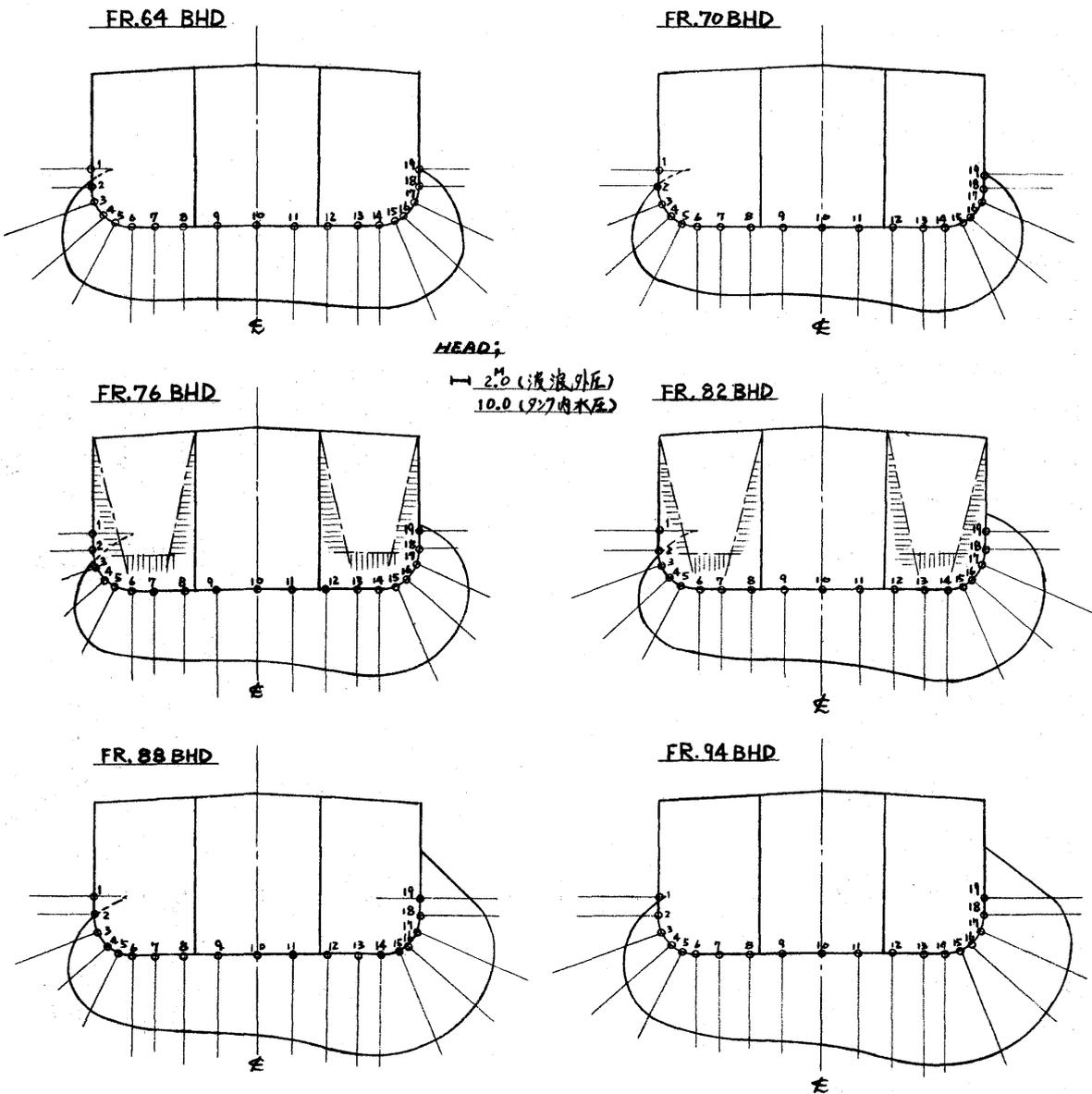


図 5.2.3 水圧分布 (静水圧 + 変動水圧)

5.2.3 構造のモデル化

(1) 平面格子構造モデル

計算は図5.2.4に示すように、両端固定の平面格子に置換したモデルについて考える。各々の部材のうち、船側外板、縦通隔壁及び横隔壁は曲げ及び剪断剛性を持つ梁に、トランスリンフは剪断剛性のみを持つ梁として扱った。(ウイングリンフ及びセンソーリンフのトランスの剪断剛性の算出は、図5.2.5に示すケースの計算により行った。)

Note:

 -Markの裏は完全固定

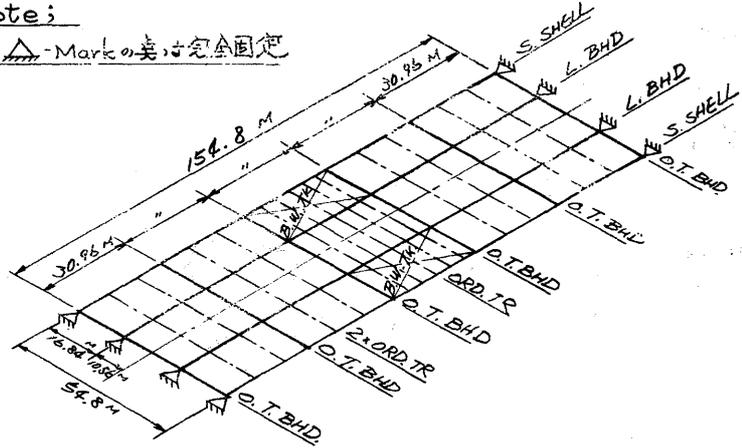


図5.2.4 平面格子構造計算モデル

また、比較対照を行うFEM計算の容量から、中央のバラストリンフを除いてはトランス2枚分を1本の梁に合わせたと考えた。

荷重は5.2.2で述べた規則液中及び喫水10mの平水中のケースである。荷重はトランスに沿って負荷するが平面格子構造であるので、上下方向成分のみについて考慮し、側圧は無視している。

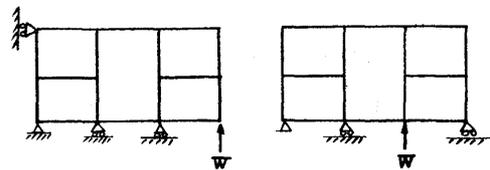


図5.2.5 剪断剛性の算出

(2) 立体FEM計算モデル

平面格子構造モデルの妥当性を検討するために、行った立体FEM計算のモデルを図5.2.6に示す。外板、甲板隔壁板等は防錆材を板厚に等しい異方性板とし、トランスのフェースはトラスとして算入した。

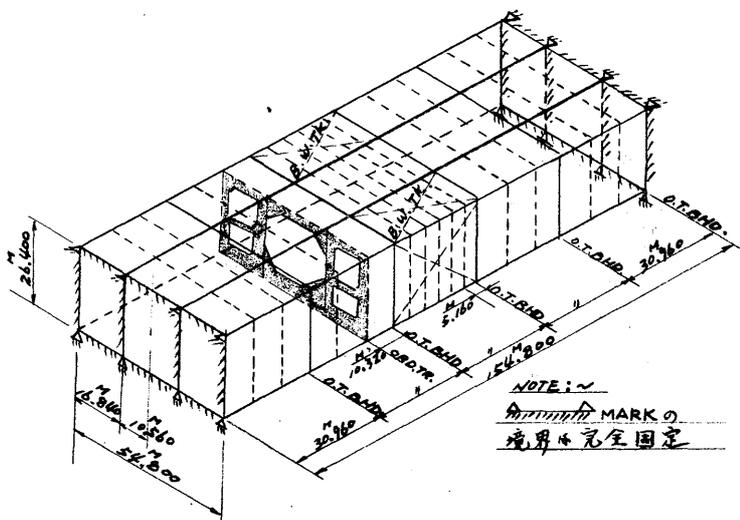


図5.2.6 立体FEM計算モデル

支持条件は、前後端で縦通部材（外板、甲板及び縦通隔壁）を全て完全固定とした。また、FEM計算では、船側水圧についても考慮した。荷重ケース等その他の項目については平面格子と同一である。

5.2.4 計算結果

波浪中に於ける、平面格子モデルと立体FEMモデルのウィングタンク及びセンタータンクの相対変位の船長方向分布を図5.2.7に、また、平水中の場合を図5.2.8に示す。但し、図に於ける値は、右舷側の縦通隔壁を基準とした。各トランス位置での相対変位量を示したものである。また、立体FEM計算の場合は、トランスリングの変形のために、船側及び縦通隔壁の上端（甲板面）及び下端（船底面）で上下方向の変位量に差が生ずる結果となるので、図には、甲板面及び船底面各々についての相対変位を示している。

図5.2.9は、相対変位の基準とした右舷の縦通隔壁の船長方向の絶対撓み量の分布を示したものである。また、バラスタタンクの中央のトランスに於ける変位量についての詳細を表5.2.1に示す。

これらの結果を見ると、平面格子と立体FEMの結果は、かなり良い一致を示しており、波浪中に於ても、船体の上下方向の相対変形は、平面格子による簡略法で求めたもので近似できるものと思われる。

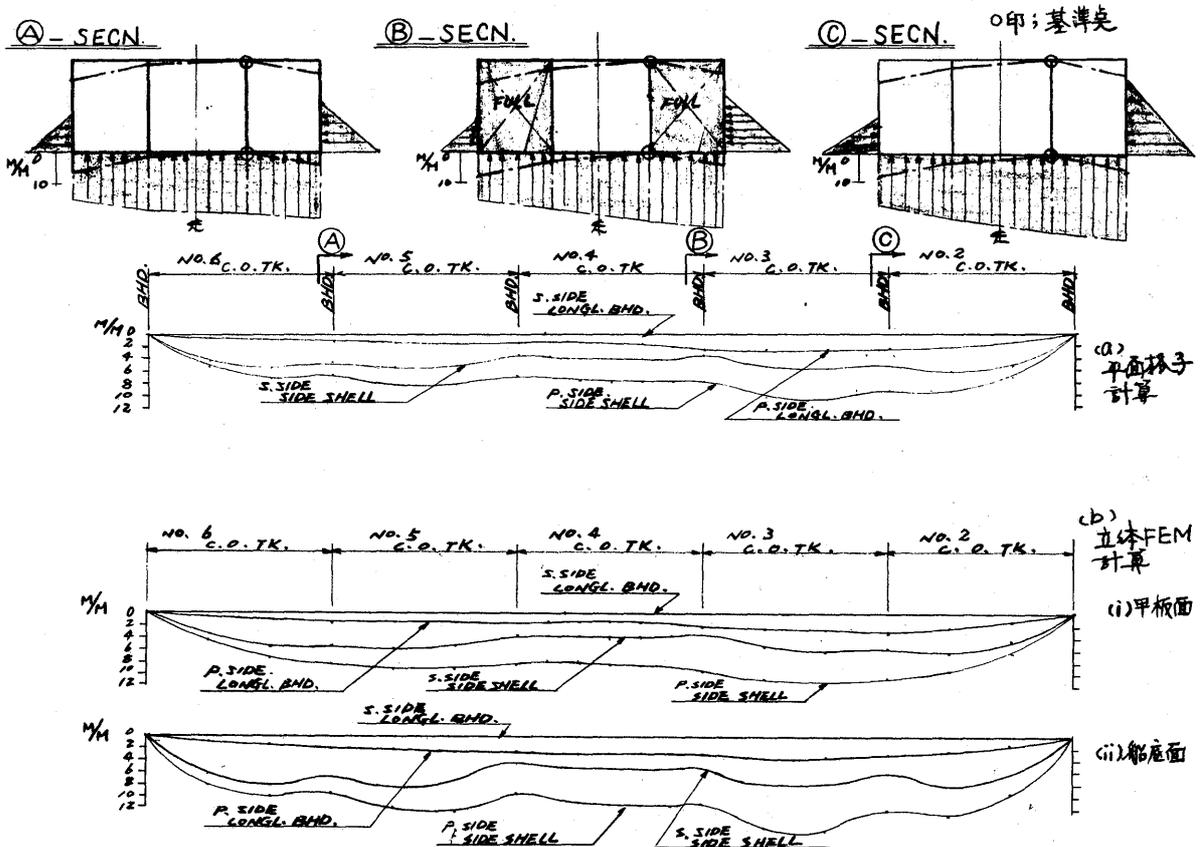


図5.2.7 波浪中に於ける船体の相対変形

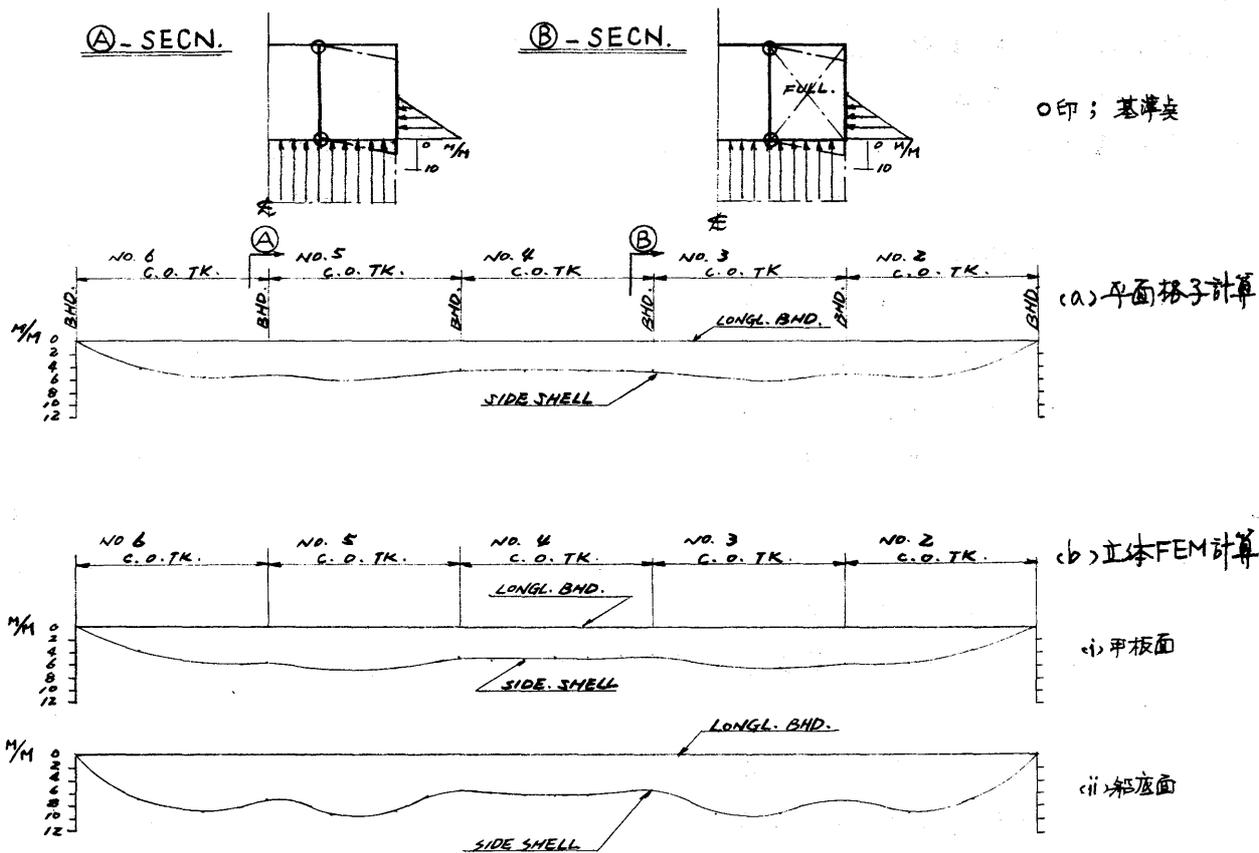


図 5.2.8 平水中に於ける船体の相対変形

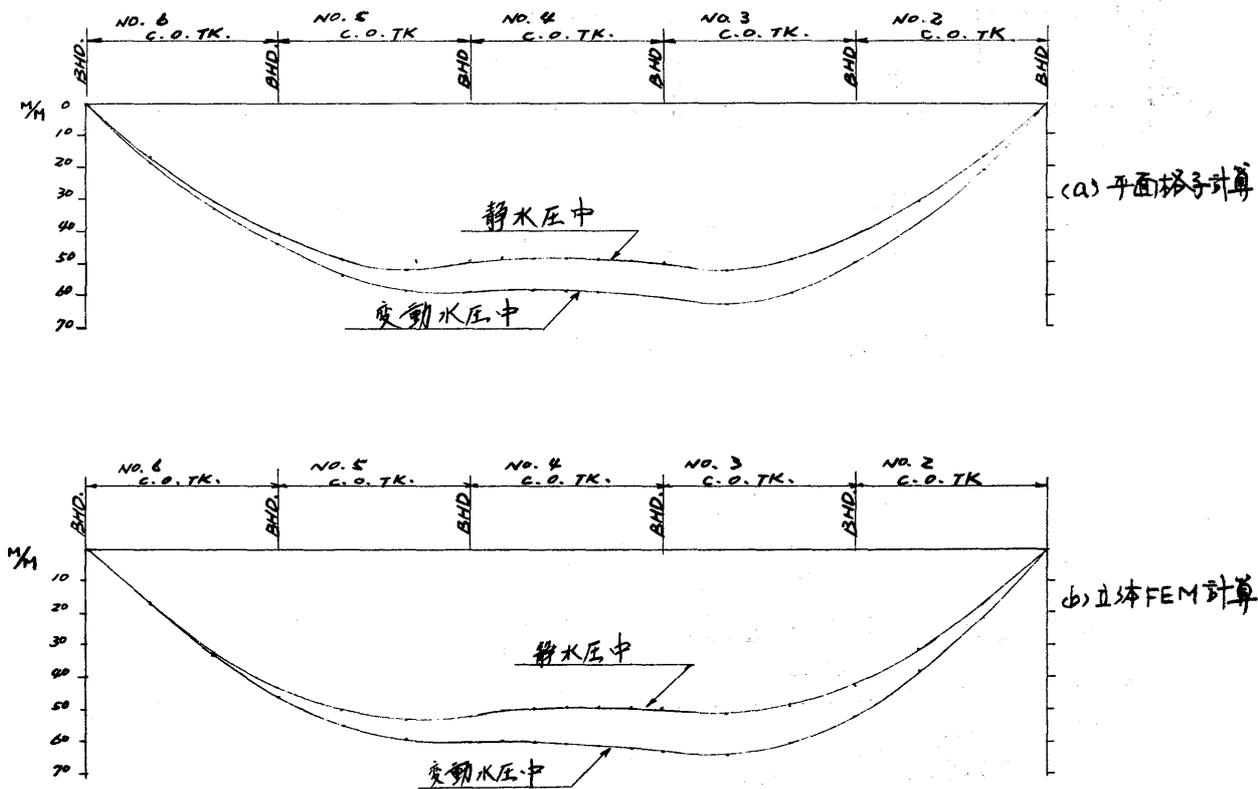
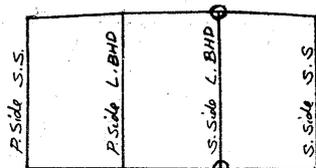
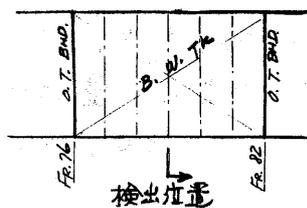


図 5.2.9 船長方向の撓み分布 (右舷の L. Bhd 位置)

表 5.2.1 バラストタンク中央の撓み量



絶対撓み量 (M/M)

荷重	モデル	右舷 L. BHD	左舷 L. BHD	右舷 S.S.	左舷 S.S.	
波浪中	平面格子	59.20	57.27	54.90	51.28	
	立体FEM	甲板面 (D)	60.51	58.77	56.50	52.09
		船底面 (B)	60.89	58.26	55.30	49.77
平水中	平面格子	48.37	←	43.39	←	
	立体FEM	甲板面 (D)	49.13	←	44.19	←
		船底面 (B)	48.80	←	42.20	←

尚、タンク内の荷重は、船体運動による加速度の影響を考慮した場合と、無視した場合のスケースを参考の比にて計算してみた。その結果、考慮した場合には、上下方向の相対変位は、両舷に於るアンバランスが減少する傾向にあることが判明した。

5.3 ラッキング現象が船体強度に及ぼす影響について

これまで一般に横強度計算は直立状態の荷重条件の下で行われているが、実際には船体が斜波中を航行する場合には左右非対称の荷重状態となり、このような場合には甲板と船底が水平曲げを受け、しかもそれぞれのたわみ量は一般には相等しくないのど、船体横断面は図5.3-1のように変形し、いわゆるラッキング現象を呈する。この

ラッキングによる変形量およびそれに伴う付加応力が一般に強度計算の対象としている直立状態の応力に比べてどの程度であるかを把握しておくことは大切なことであり、また今後全体強

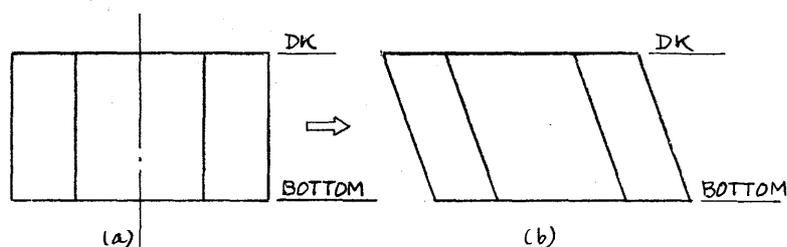


図5.3-1 ラッキング現象

度のトータルシステム計算法の開発に際して随所に近似化の手法をとり入れる必要が出てくるかも知れないが、そのためのある手がかりを与えるものと期待される。このような見地からラッキングによる変形量およびそれに伴うトランスリングの応力のオーダーを以下に計算する。

5.3.1 供試船

次のごとき主要寸法の載荷重量28万トンタンカーを対象とする(日立建造)。

$$L \times B \times D \times d = 325^m \times 53^m \times 28.3^m \times 22.05^m$$

船速 15.3 knots

構造方式 中央タンク：縦桁方式， 船側タンク：ストリング方式

5.3.2 計算法

下記のごとき斜め波中での船体表面水圧分布および貨油の慣性による変動圧力分布を求め、これらによる左右舷の荷重の差をとり、これを船体構造を平面構造におきかえたモデルに作用させて計算を行う。

(1) 荷重条件

(a) 積付状態

満載状態を対象とする。

(b) 波

実際には種々の波について考えるべきであるが、今回ははじめに述べたようにラッキングによる変形量およびそれに伴う付加応力のオーダーを把握するのが目的なので、過去に行われた船体表面水圧の計算例(たとえば文献))も参考にし、次のような波を考える。

(i) 波長入は船の長さしに等しいとする。

(ii) 波の方向は船の進行方向と120°の角をなす斜め向い波とする。

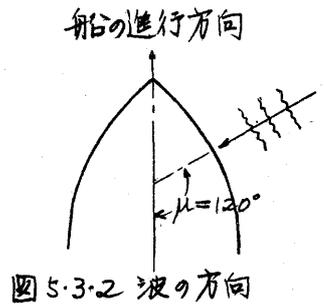
(図5.3.2参照)

(iii) 波高はNKの縦強度計算用の波高をとる。

本船の場合9.28mとなる。

(c) 船体表面水圧の計算法

文献りに述べられたのと同じ方法により、(b)のように波が与えられるとこれに対する船体表面水圧を求めることが出来る。



(a) 貨油の慣性による変動圧力

(b)のような波に対して船体運動の6成分が求められるが、このうちラッキングに関係するのは横運動のみである。これを次のようにおく。

横揺れ $\varphi = \varphi_A \cos(\omega_E t + \varepsilon_\varphi)$ ----- (5.3.1)

船首揺れ $\psi = \psi_A \cos(\omega_E t + \varepsilon_\psi)$ ----- (5.3.2)

左右揺れ $y_0 = y_{0A} \cos(\omega_E t + \varepsilon_y)$ ----- (5.3.3)

ここに、 ω_E : 船と波の出会周期

$\varphi_A, \psi_A, y_{0A}$: 各運動成分の片振幅

$\varepsilon_\varphi, \varepsilon_\psi, \varepsilon_y$: 各運動成分の位相角

φ, ψ, y_0 : 各運動成分の角変位または変位

t : 波の山が船体中央を通過する瞬間を原点とする時刻

こうするとそれぞれの運動成分による圧力は次のようになる。

(i) 横揺れによる静圧増加 ρ_0 。

横揺れによる静圧増加 ρ_0 は次のように表わされる(図5.3.3参照)。

$\rho_0 = \gamma_c B \sin \varphi$ ----- (5.3.4)

ここに、 γ_c : 貨油の単位体積当り重量

(ii) 横揺れの慣性による変動圧力 ρ_g

簡単に横揺れの中心が船の深さの中央

にあるとして、

$\rho_g = \ddot{\varphi} \frac{\gamma_c}{g} B \left(\frac{D}{2} - z \right)$

ここに、 z : 船底から測った考えている点の高さ

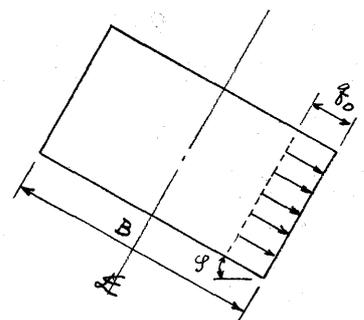
(5.3.1)を代入し

$\rho_g = -\frac{\gamma_c}{g} B \left(\frac{D}{2} - z \right) \omega_E^2 \varphi_A \cos(\omega_E t + \varepsilon_\varphi)$ ----- (5.3.5)

ρ_g の分布形は図5.3.4のようになる。

(iii) 船首揺れの慣性による変動圧力 ρ_ψ

図5.3.5より



$$p_4 = \ddot{\psi} \frac{\gamma_c}{g} Bx$$

ここに、 x : 船体中央から考え
こいる点までの距離

(5.3.2) を代入し、

$$p_4 = -\frac{\gamma_c}{g} Bx \omega_E^2 \psi_A \cos(\omega_E t + \epsilon_\psi)$$

----- (5.3.6)

(iv) 左右揺れの慣性による変動圧力 p_y

左右揺れの慣性による変動圧力 p_y は、

$$p_y = \frac{\gamma_c}{g} B \ddot{\psi}_0$$

(5.3.3) を代入し、

$$p_y = -\frac{\gamma_c}{g} B \omega_E^2 \psi_{0A} \cos(\omega_E t + \epsilon_\psi) \text{ --- (5.3.7)}$$

p_y の正の向きは p_4 の正の向きと同じ。

(v) まとめ

以上 (i) ~ (iv) の圧力を加え合せると貨油
による船側の圧力 p が次のように求めら
れる。

$$\begin{aligned} p &= p_0 + p_y + p_4 + p_x \\ &= \gamma_c B \sin \varphi - \frac{\gamma_c}{g} B \omega_E^2 \left\{ \psi_A \left(\frac{D}{2} - z \right) \cos(\omega_E t + \epsilon_\psi) \right. \\ &\quad \left. + x \psi_A \cos(\omega_E t + \epsilon_\psi) + \psi_{0A} \cos(\omega_E t + \epsilon_\psi) \right\} \end{aligned}$$

----- (5.3.8)

(e) ラッキングの原因となる荷重

ラッキングの原因となる荷重を求めるには、

(i) 前記(c) で求めた船体表面水圧のうち左右舷
の船側水圧の差および (ii) 前記(d) で求めた船側に加わる貨油の慣性による変動
水圧をとり、(i) と (ii) の差をとればよい。

(2) 計算モデル

図 5.3.6(a) のような実船の構造を図(b) のような平面格子構造におきかえる。

この計算モデルを構成する部材は

- 甲板を表わすビーム ①
- 船底を表わすビーム ②
- ストリングリングを表わすビーム ③
- 水密横隔壁を表わすビーム (TB)
- 割水隔壁を表わすビーム (SB)
- トランスリングを表わすビーム (TR)

である。各部材の断面二次モーメント I およびウエブ断面積 A_w は表 5.3.1 に示す

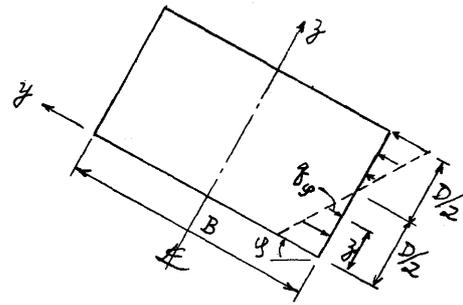


図 5.3.4 横揺れの慣性による変動圧力

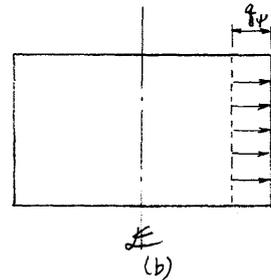
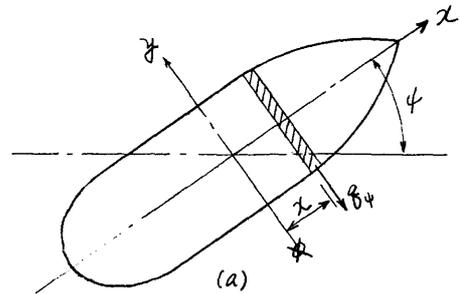


図 5.3.5 船首揺れの慣性による変動圧力

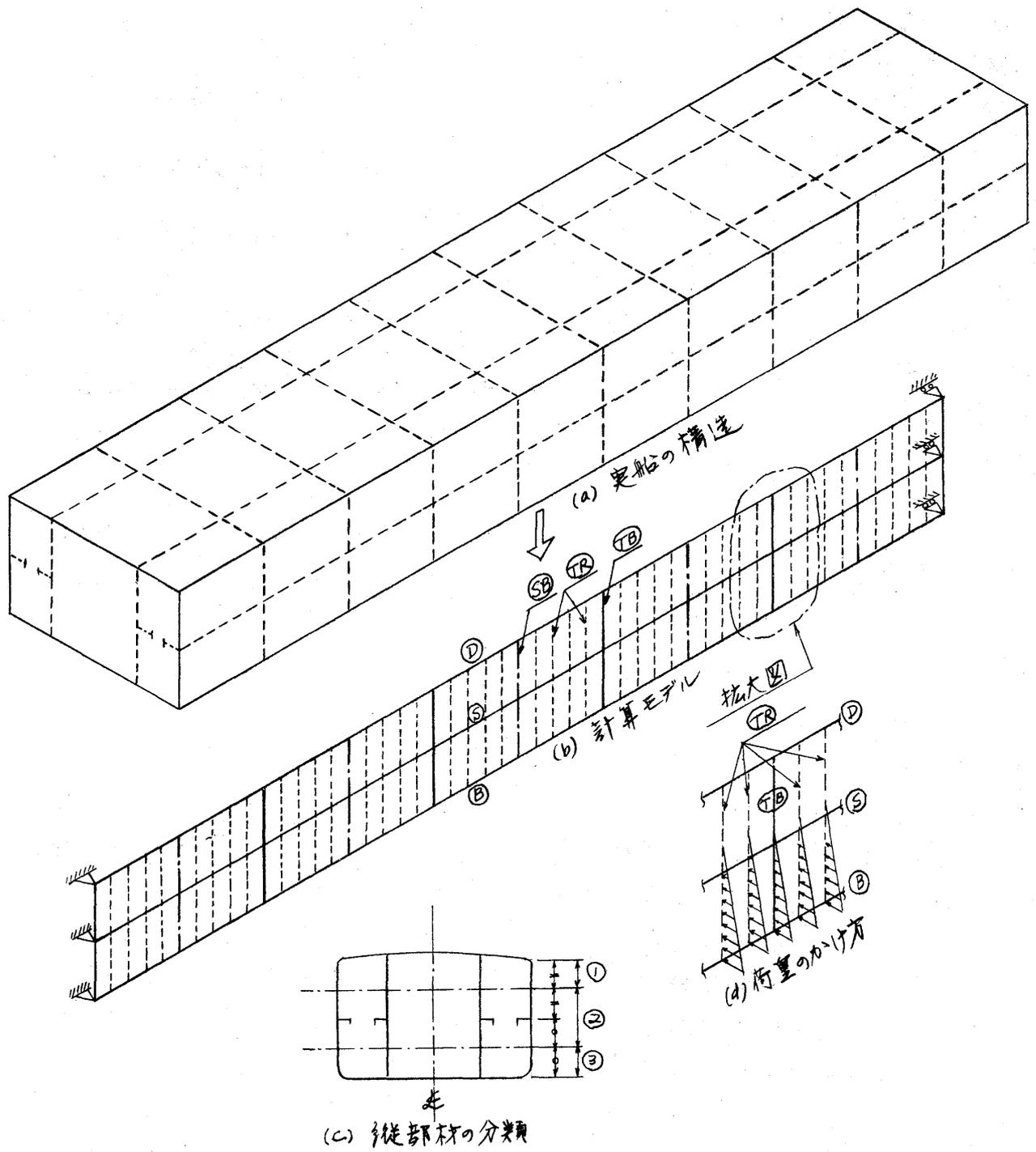


図 5.3.6 計算モデル

ようにとる。

このような計算モデルの横部材 (TB), (SB), (TR) に (1) (2) で求めたラッキングの原因となる荷重を加えて各ビームのたわみを求め、ビーム (D) とビーム (B) のたわみの差をラッキングによる横断面の変形量とする。なお荷重のかけ方については図 5.3.6 (d) を参照されたい。

表 5.3.1 各部材剛性のとけ方

ビーム名	断面二次モーメント I のとけ方	せん断々面積 A_w のとけ方
(D)	図 5.3.6 (c) の ① の範囲の縦部材のまわりの I	甲板の横断面積
(B)	図 5.3.6 (c) の ③ の範囲の縦部材のまわりの I	船底外板の横断面積
(S)	外板付さおよび縦隔壁付各ストリンガの I の和	外板付および縦隔壁付各ストリンガの A_w の和
(TB)	隔壁板の水平断面のまわりの I	隔壁板の水平断面積
(SB)	同上	同上
(TR)	船側横桁および縦隔壁横桁の I の和	船側横桁および縦隔壁横桁の I の和

5.3.3 計算結果

(1) 荷重

船と波の出会いの 1 同期間を 4 等分した各時刻で、各タンクの中央位置における船体表面水圧 (静水圧と変動水圧の和) の分布図を図 5.3.7 に示す。この場合、 $t=0$ は、前述のように波の山が船体中央を通過する時刻である。

さらにこの図から左右舷の船側水圧の差をとったものを図 5.3.8 に示す。

貨油の慣性による変動圧力についての同様の分布図を図 5.3.9 に示す。

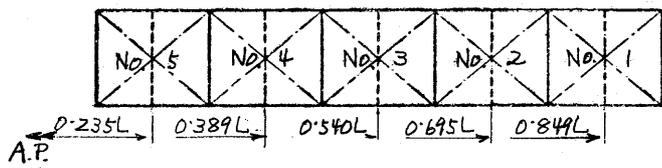
5.3.2 (1) (2) で述べたように図 5.3.8 の水圧分布と図 5.3.9 の水圧分布の差がラッキングの原因となる荷重分布である。これを図 5.3.10 に示す。

(2) ラッキングによるトランスリングの変形量

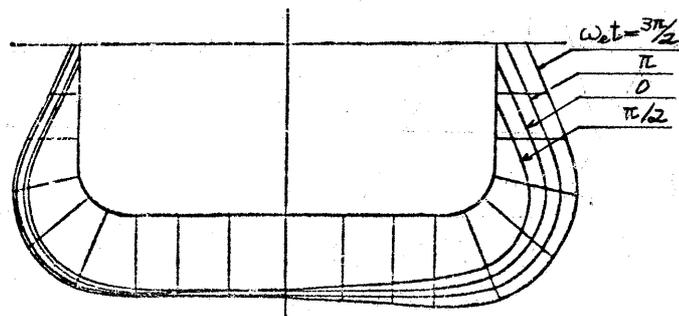
(1) で求めた荷重のうち図 5.3.10 (d) すなわち $\omega_{et} = 3\pi/2$ のときの荷重が他の場合に比して大きいのでこの荷重および参考に同図 (d) すなわち $\omega_{et} = \pi$ のときの荷重を図 5.3.6 (b) の計算モデルに加えてビーム (D), (B) および (S) のたわみを求めると図 5.3.11 のようになく (ただしこの図において $\omega_{et} = \pi$ の場合のビーム (S) のたわみは省略してあるが、ビーム (D) と (B) のたわみの中間の値をとる)、これからビーム (D) と (B) のたわみの差およびビーム (S) と (B) のたわみの差を求めると図 5.3.12 のようになる。これがラッキングによるトランスリングの変形量になる。

(3) ラッキングによるトランスリングの付加応力

図 5.3.12 よりラッキングによる変位量は $\omega_{et} = 3\pi/2$ のときが大きく、その最

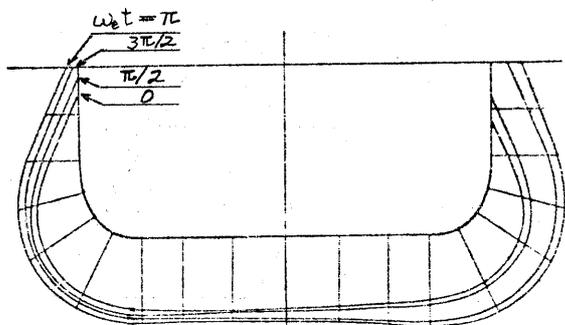


(a) タンク配置図

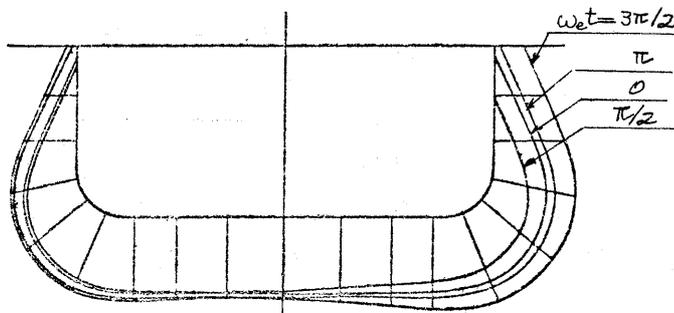


(d) No.3 タンク中央

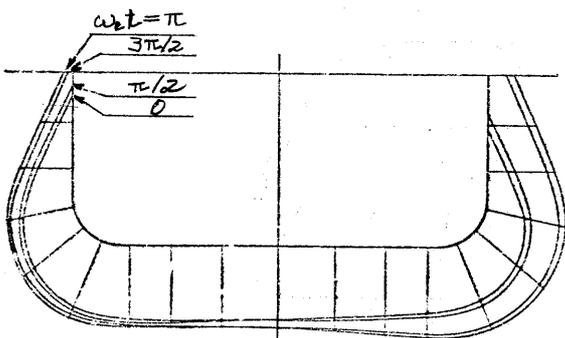
0 10 20 30 t/m^2



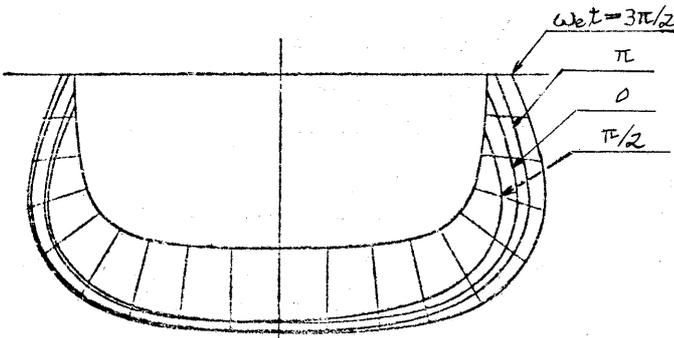
(b) No.1 タンク中央



(e) No.4 タンク中央



(c) No.2 タンク中央



(f) No.5 タンク中央

図 5.3.7 船体表面水圧分布 (静水圧+変動水圧)

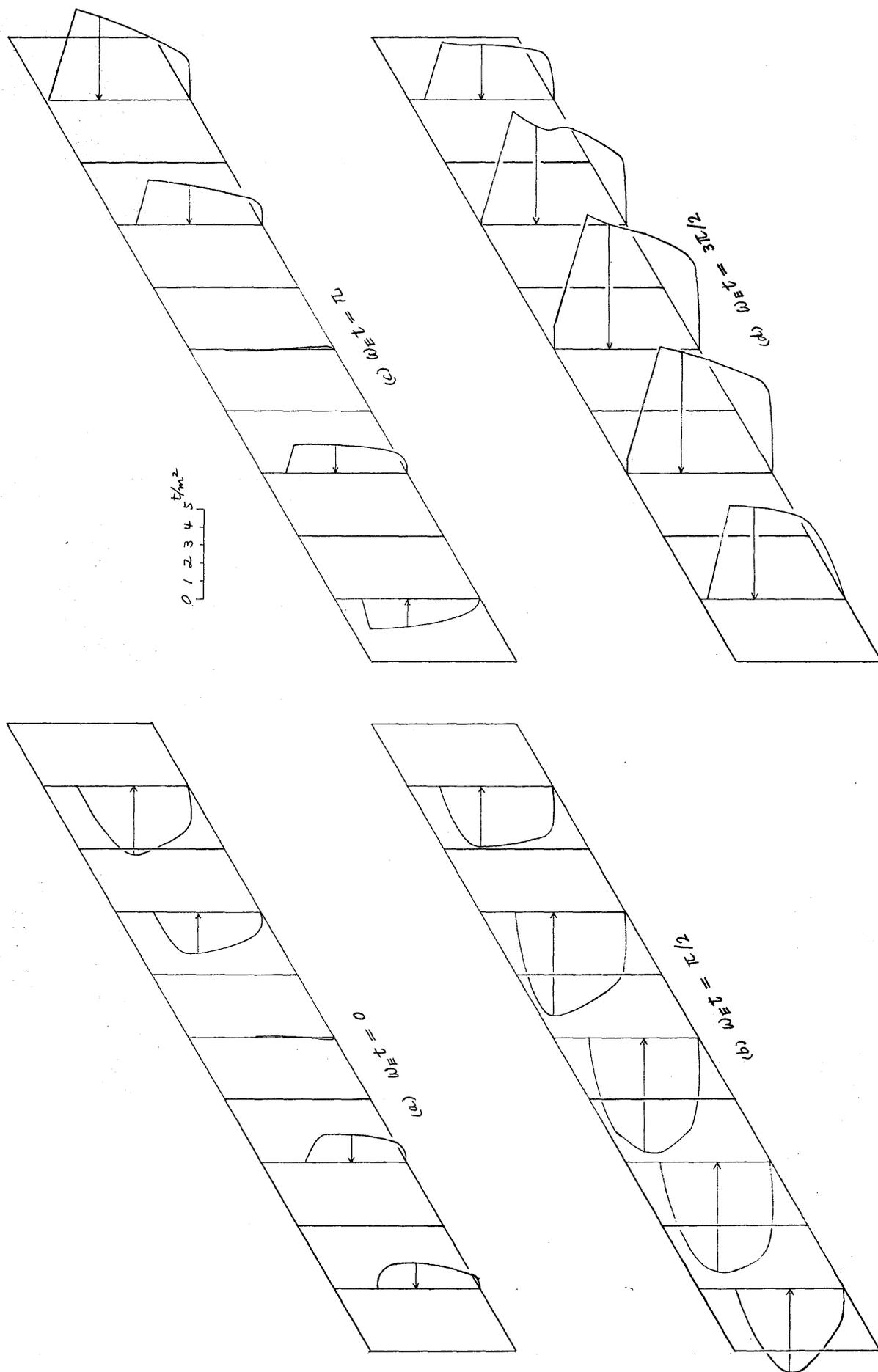


図 5.3.8 左右舷の船側外板に加わる変動水圧の差の分布

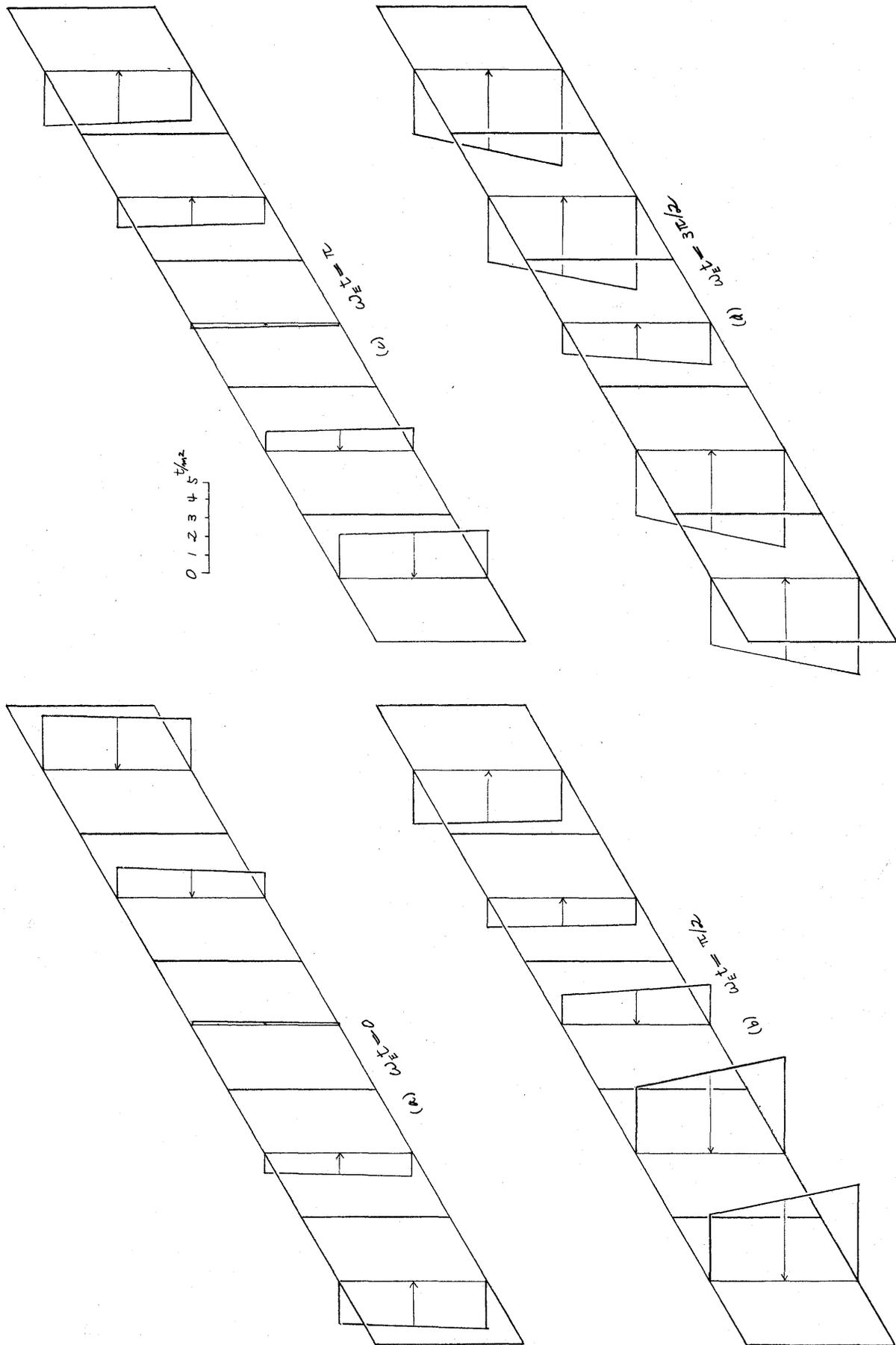


図 5.3.9 艀油の慣性による変動圧力の分布

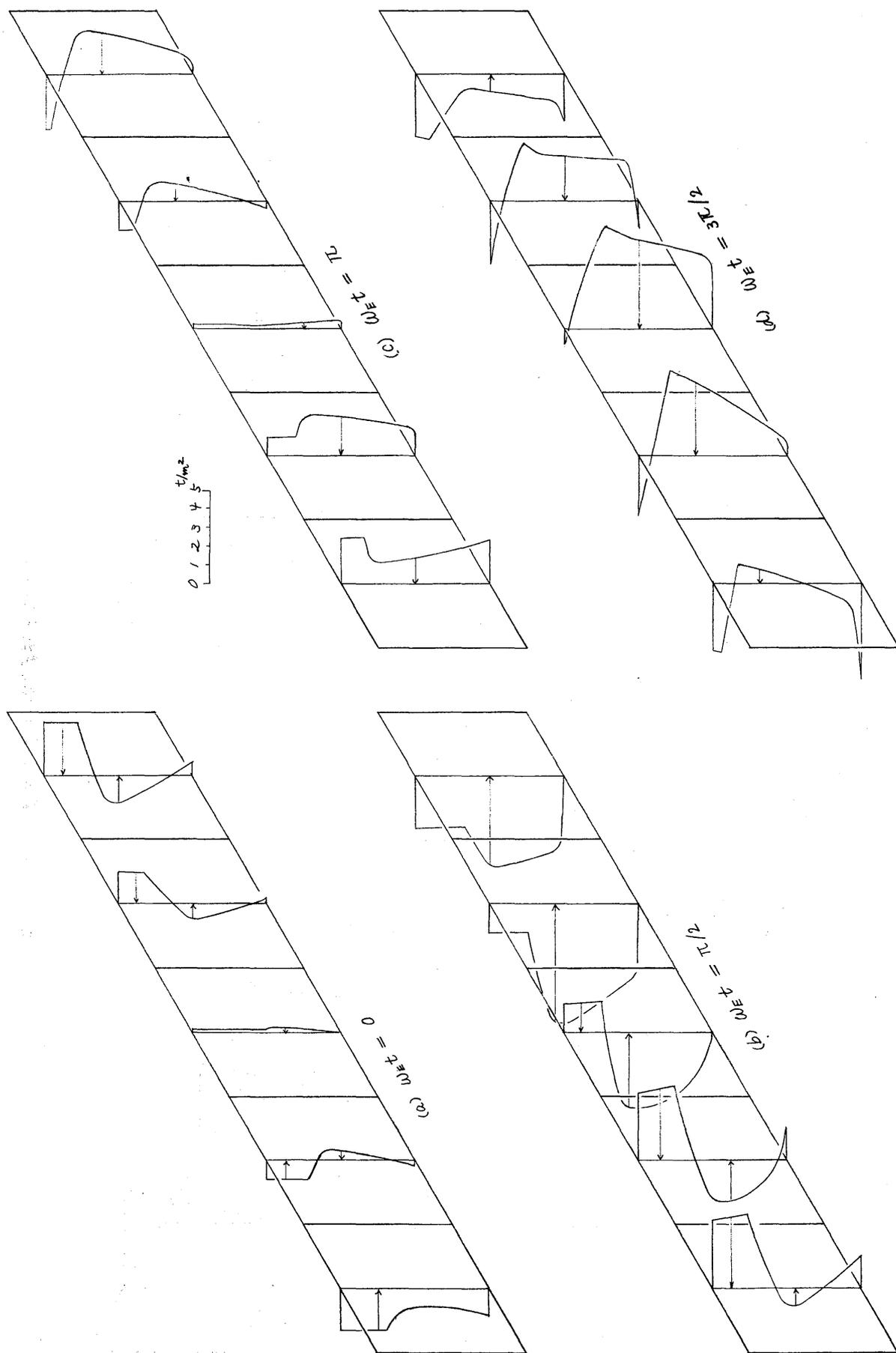


図 5-3-10 ラッキングの原因となる船側荷重の分布

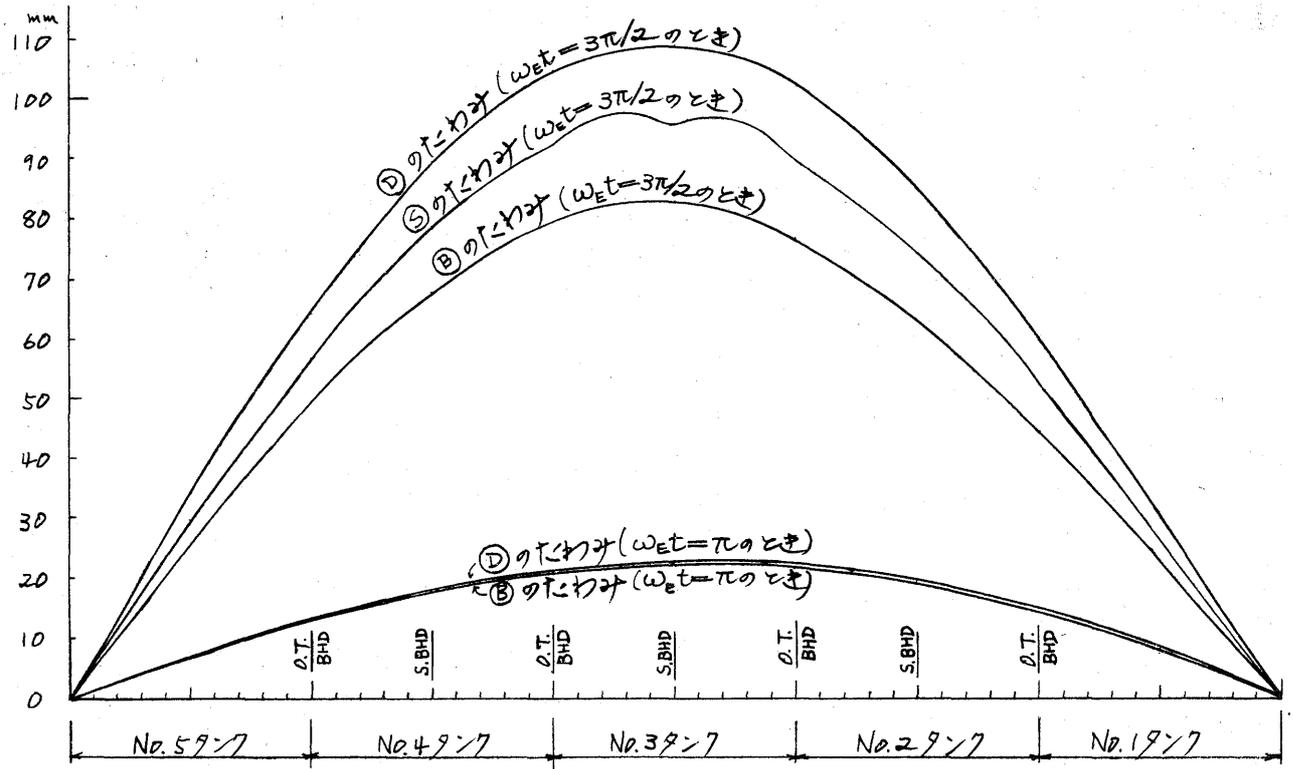


図 5.3.11 各縦部材のたわみ

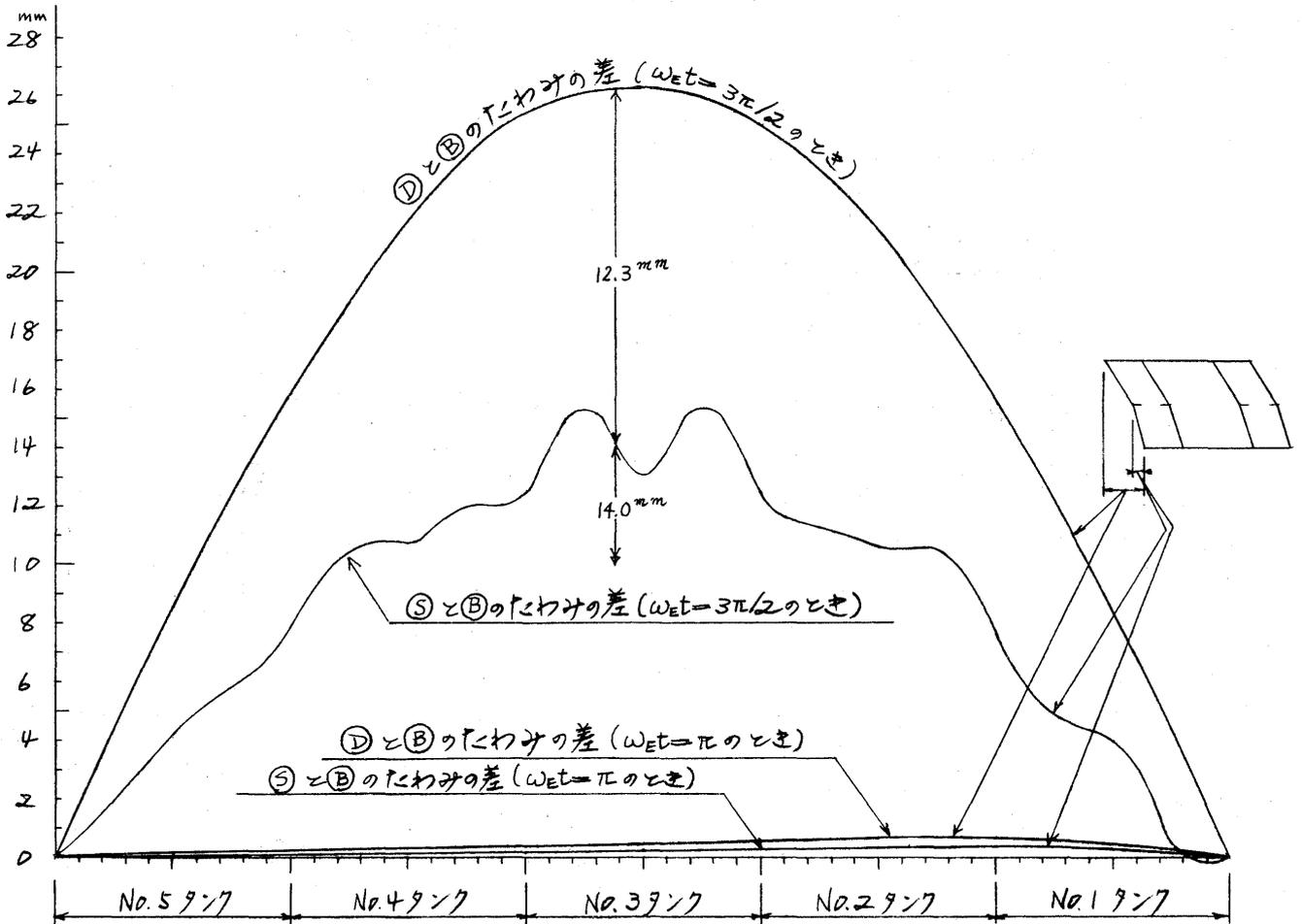


図 5.3.12 ラッキングによる変形量

大値は甲板—ストリング間 12.3 mm 、ストリング—船底間 14.0 mm である。
 ここでトランスリング1面をとく出し、これを図5.3.13に示すような条件で支持し、これに上で求めた変位量を強制変位として与える。

このようにして求められたトランスリング面材の直応力分布およびウェブのせん断応力分布を図5.3.14に示す。これがラッキングによるトランスリングの付加応力は面材の直応力 1 kg/mm^2 、ウェブのせん断応力 0.3 kg/mm^2 のオーダーであることがわかる。

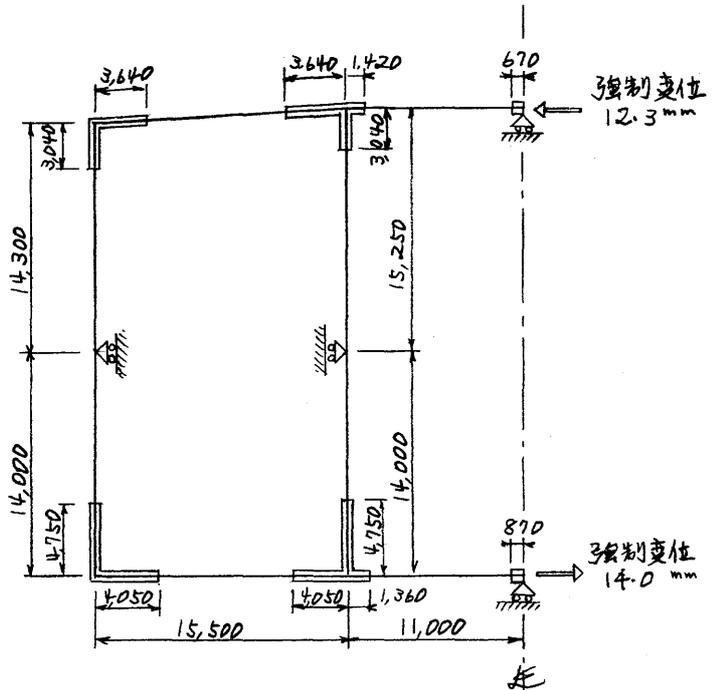


図 5.3.13 ラッキングによるトランスリングの付加応力計算モデル

⊕ 面材に引張, ⊖ 面材に圧縮

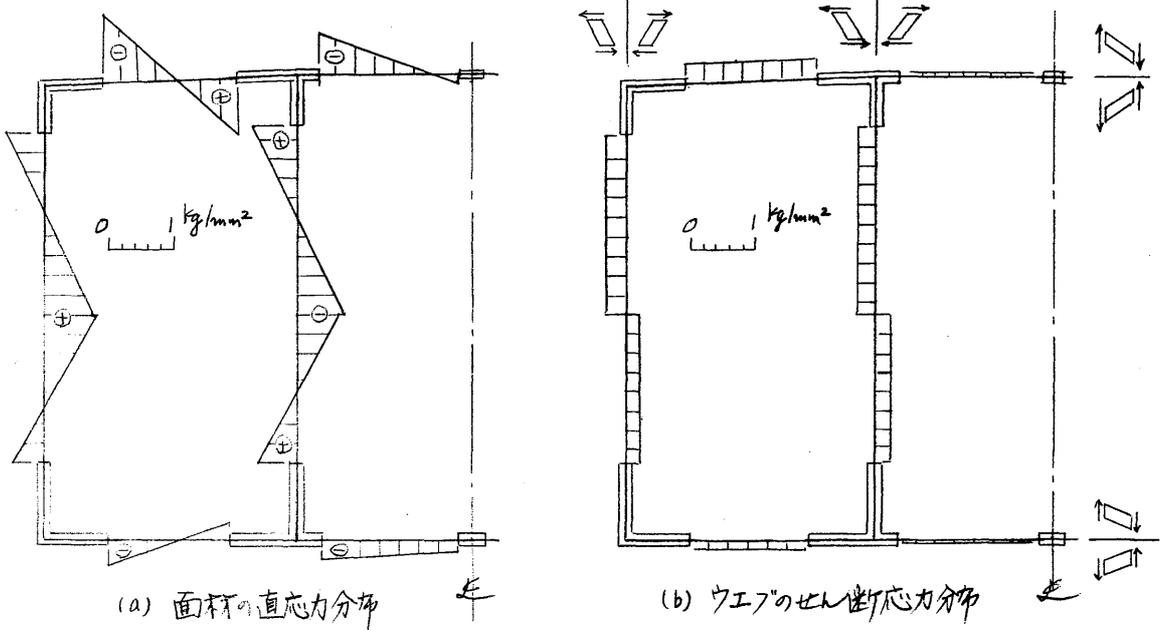


図 5.3.14 ラッキングによるトランスリングの付加応力

5.3.4 結言

以上述べたように供試船として載荷重量28万トンタンカーを選び、これについてラッキング現象が船体強度に及ぼす影響がどの程度であるかを調査した。すなわちこの船が船の進行方向と120°の角をなす、波長が船長に等しい斜め白い波中を航行する際の船体横断面のラッキングによる変形量およびそれに伴うトランスリングの付加応力を求めた。その結果この付加応力は面積の直応力ではたかだか 1 kg/mm^2 、ウェブのせん断応力ではたかだか 0.3 kg/mm^2 のオーダーであり、あまり大きくないことがわかった。

参考文献

- 1) 福田淳一・永元隆一・小沼守・高橋実

波浪中の船体運動と船体表面に働く変動水圧および横強度に関する
理論計算 日本造船学会論文集第129号 昭和46年6月

5.4 横強度トータルシステム

船体構造強度の安全性を把握し、その設計基準を確立するためには、就航実績の積み重ねのみならず合理的かつ総合的な強度解析が必要である。特に、新しいタイプの船舶の設計に際しては、合理的かつ総合的な強度解析を基盤とした安全性の評価は、欠かすことのできない要件であると考えられる。このためには、まず海洋を航行する船舶が、波浪によって受ける変動荷重を的確に把握し、この変動荷重による応力値を正確に予測することが必要である。これを直接的に実行するための電算プログラムとして「船体構造部材強度に関するトータルシステム」の開発を計画した。

5.4.1 本システムの計画概要

このシステムは、航行中の船体に加わる変動荷重を計算し、この荷重によって主要構造部材に生ずる応力の応答を求め応力値がある一定値をこえる長期確率を求めるのが目的で、大別して、下記の4ステップのプログラムから構成されるものとする。

(1) 船体運動解析および水圧分布計算

波長、波高、会角、船速などをパラメータとしていろいろ変化させた多くのケースについて、各規則波中での船体運動、荷重分布、断面力分布、横断面水圧分布などを求める。

(2) 構造解析

船体の一部分（通常1ないし3タンク程度）をとり出して、立体構造解析を行なう。この場合、荷重をかけるべき多くの点をあらかじめ設定しておき、これら各荷重点に加わる単位荷重に対する指定部材の指定点の応力を計算しておく。

(3) 応力の応答函数計算

上記(1)で求められた分布荷重を、(2)で設定した荷重点に関する等価な集中荷重に置き換える。また(2)で計算対象とした船体部分構造に加わるべき境界力も(1)の計算結果から求める。しかる後に、各荷重条件における指定点の応答を、(2)で求められている応力値の線形結合として得る。

(4) 統計解析

上記(3)で得られた応答について、海洋波の頻度観測データを用いて統計処理を行ない、変動応力の短期分布および長期確率を求める。

5.4.2 本システムに関する予備調査

以上の各ステップの具体的な処理方法およびプログラムの詳細フローについては、種種解決しなければならない多くの問題がある。たとえば、

(1) 多くの荷重ケースについて、効率よくしかも充分な精度で計算するため

の構造のモデル化と演算手順

- (2) 不規則変動をする応力変動の表われ方
- (3) 実行可能な演算時間と外部記憶容量

などは、その主なものである。

上記(2)について、以下に詳しく説明する。

船体運動解析で求められた変動荷重は、正弦規則波中のものであるから、周期が船と波との出合周期に等しい正弦規則変動であり、計算結果は振幅と位相の値で与えられている。応力計算においては、静水圧と変動水圧の和を考えなければならぬが、この場合、図5.4.1に示す理由で、応力の応答は荷重変動のような規則的変動とならないことが予想される。

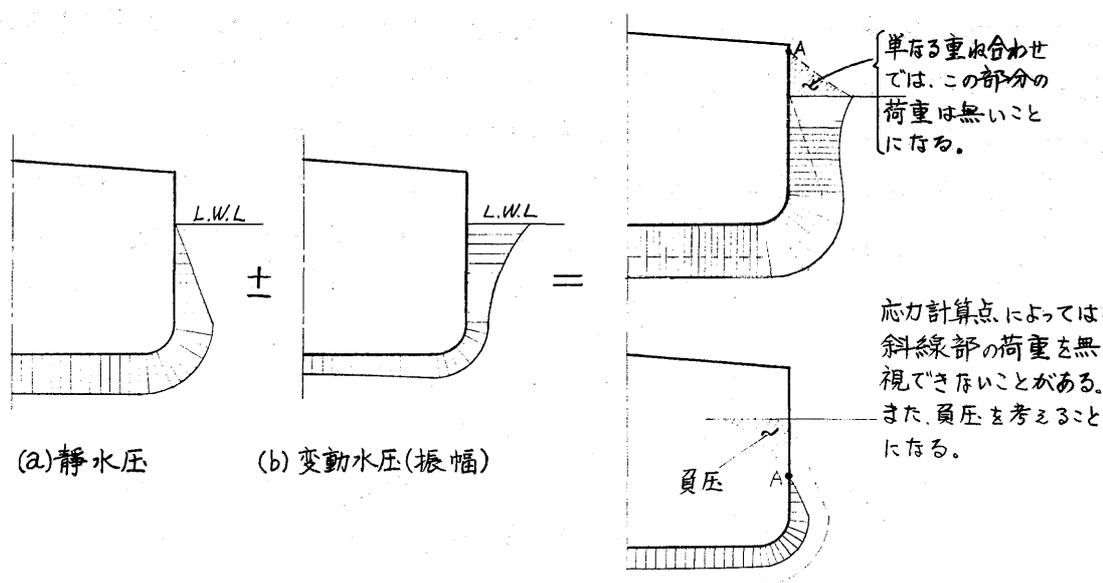


図5.4.1 横断面内水圧分布—静水圧と変動水圧との重ね合わせ

これを確かめるために、タンカーの貨物油タンク部を取り出したモデルで、各部材の応力を調べてみた。つぎに、この調査結果について述べる。

(1) 計算モデル

図5.4.2に示すようなトランスが等間隔に5枚(両端は隔壁)配置された立体骨組構造モデルを想定し、この構造モデルに、つぎに述べるような実船の荷重が加わるものとする。

(2) 計算条件

満載状態(計算対象部はウイングタンク空倉)で、向い波、 $\lambda/L = 0.82$ (λ は波長)、波高10mの規則波で航走中($F_N = 0.2$)の水圧荷重を計算した。

(3) 計算結果

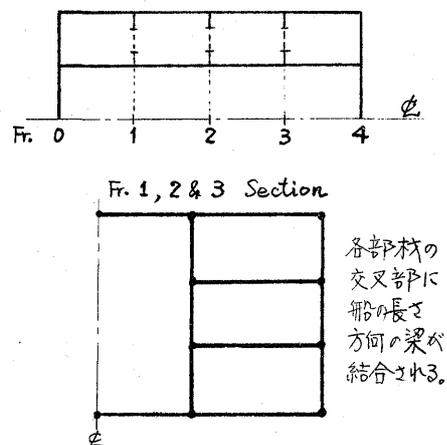


図5.4.2 計算モデル

上記の条件で求めた各トランス位置における水圧分布および内部荷重による圧力の一周期分の変動の例を図5.4.3に示す。

これらの変動荷重に、静水中の荷重を加わえて解析した節点変位の例を図5.4.4に示す。船底部では、ほぼ正弦曲線になっているが、船側部では、振幅が正と負で絶対値が異なった結果が出ている。

また、応力の応答の例を図5.4.5に示す。この図から、場所により不規則な応答をしていることがわかる。

以上のように、計算結果として得られる変動応力は、もはや正弦振動ではないために、振幅と位相のみでは表わすことができず、統計解析においても困難が生じる。このような問題は、今後解決して行く必要があるが、解決の方策としては、(a)最大振幅をもつ規則変動とみなして処理する簡便法、あるいは、(b)一周期間を区切って各時刻での応力値を計算し、簡単なフーリエ解析などを行なって数個の規則変動成分で表わすなどが考えられる。しかし、後者の方法では、計算ケースが増大する上に、統計解析にも特別な考慮が必要となる。したがって、とりあえず(a)の簡便法によってプログラムを作製しておき、将来のVersion Upとして、上記の問題の解決を図って行くこととしている。

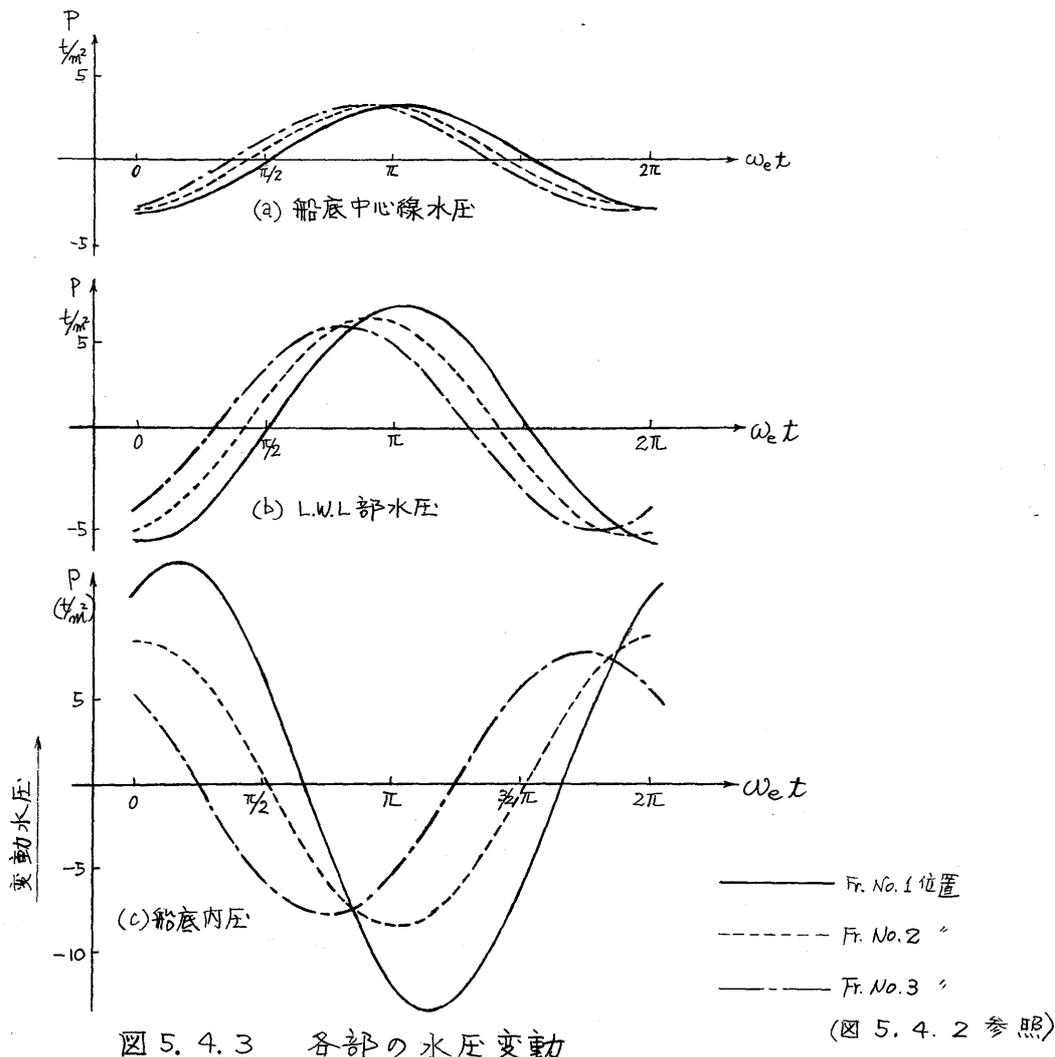


図5.4.3 各部の水圧変動

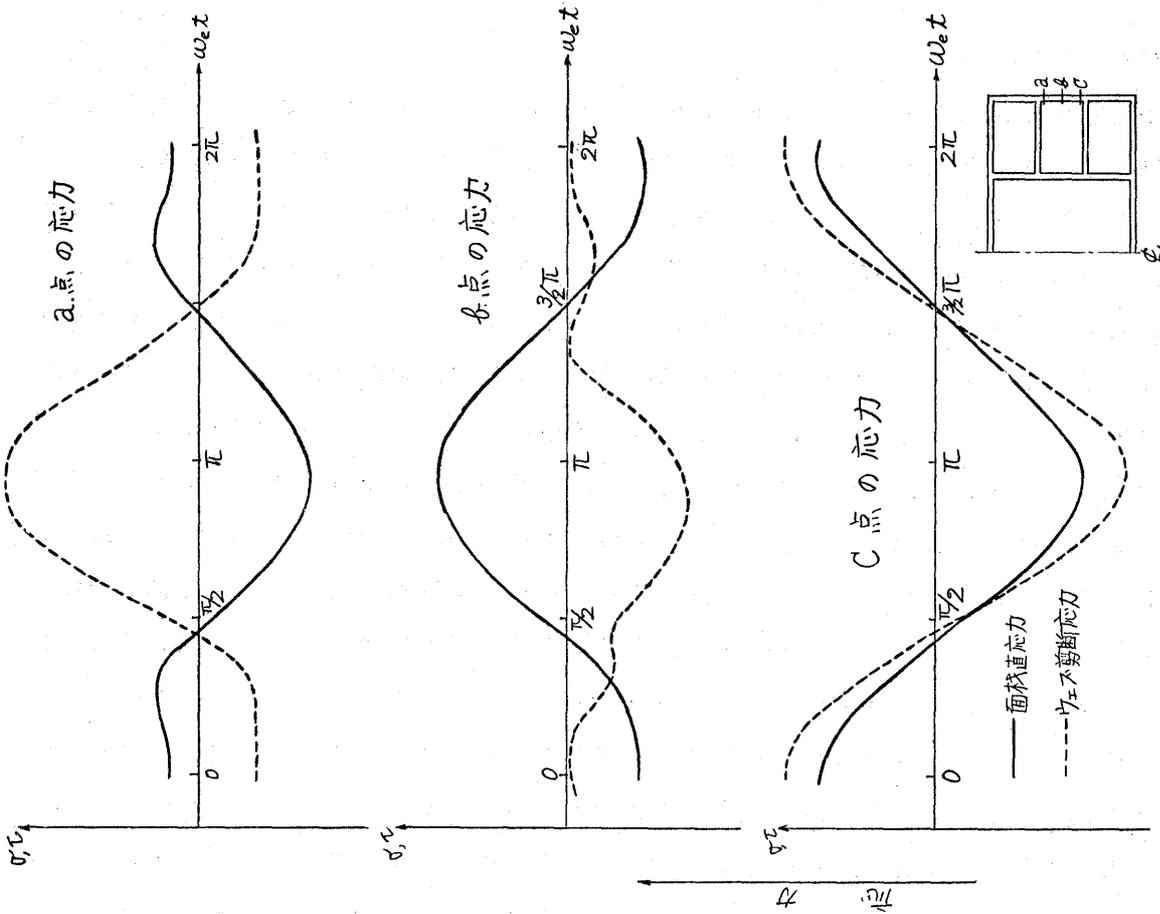


図5.4.5 中央トランス(Fr.2)の応力

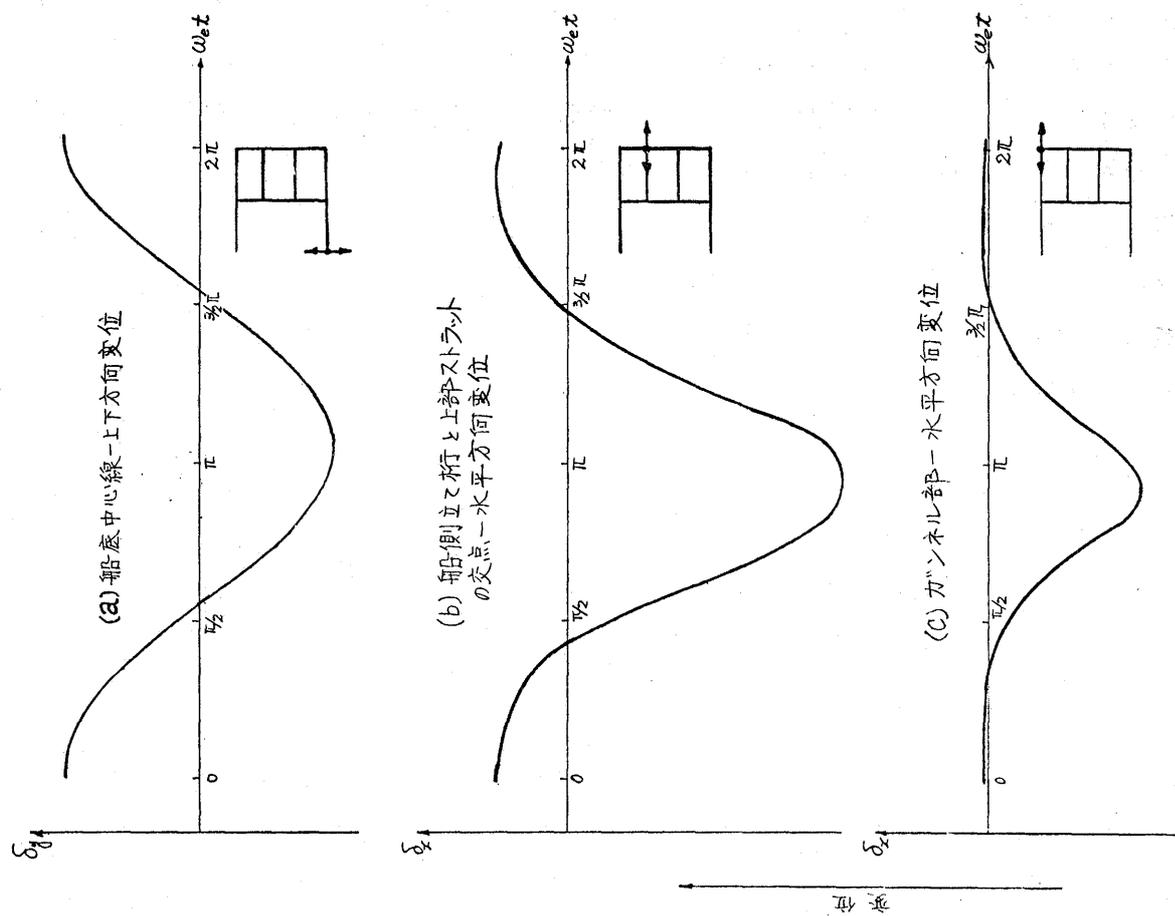


図5.4.4 中央トランス(Fr.2)の変位

5.5 波浪荷重の変化と期待値

近年船舶が急速に巨大化するにつれて種々の構造上の問題が提起された。これらの問題に対処するため横強度の詳細解析と高応力部に対する対策が痛感され、我国においても有限要素法による船舶用応力解析プログラム Passage の開発が進められている。また同時に外力としての波浪荷重の研究が進められ、さらに強度を検討するために座屈、疲労強度の研究が進められている。

現在一般に最も広く用いられている理論計算による強度解析は大略次のようである。まず規則波中における船体運動計算と波浪変動荷重の計算に始まり、船体運動の計算結果を用いて船体表面に作用する変動圧力を計算しこれ等の応答と海洋の不規則波のスペクトルとを線形重ね合せして短期海面における応答を求めた後、長期にわたる波浪の発現頻度を掛け合せて波浪荷重の長期予想値を求める。次にこの長期予測値を用いて応力解析を行ない横強度部材の応力を求め種々の強度検討を行なっている。このような方法は外力の最大期待値を把握しているという意味では巨視的な強度を推定していることになるが変動圧力の長期予測値は船体表面上の個々の点の応答を単独に統計処理するため最大期待値の包絡線になっており実際には外力分布はこれと異つた状態で時々刻々変化しているので横強度部材に働く応力状態も複雑に変化しており、座屈、疲労強度等の最終強度を充分把握しているか否をは今一度確かめてみる必要がある。(図5.5.1~図5.5.11参照)

従つて規則波中における船体各部に生じる横強度を含む変動応力を求めて統計処理する計算プログラムいわゆる波浪荷重計算と立体的な応力解析計算を結合したトータルシステムによる計算が必要となるが、これまで実現されなかつた大きな理由は、外力計算・強度計算共に個々の計算プログラムが非常に大きく膨大な計算時間を要することにある。

ここではまずオ2章で述べた供試船型について変動圧力の計算を行ないその分布がどのように時間的な変化をしているか調査した。

図中で用いた記号を下に列記する。

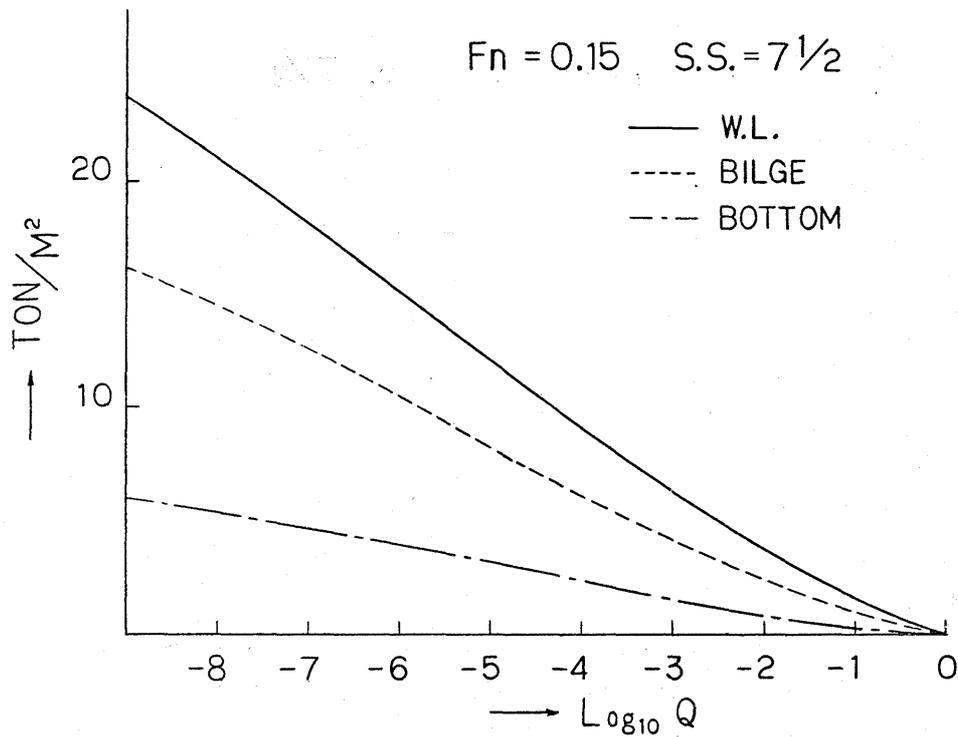
F_n : フルード数

T : 時間

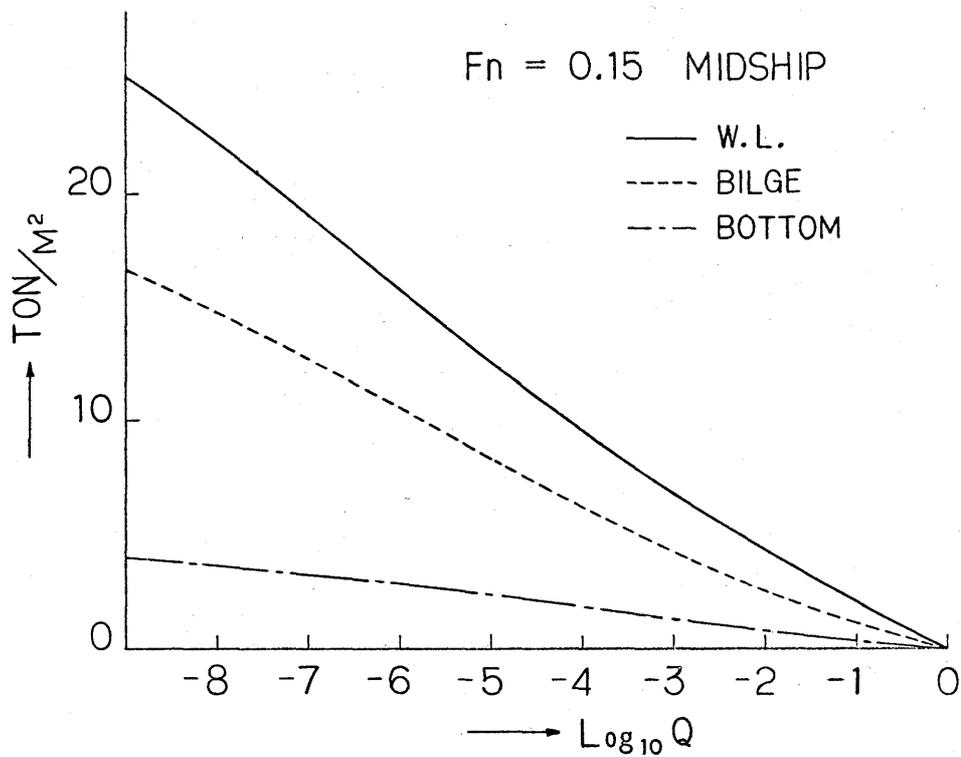
L : 船の長さ

ω : 出合円振動数

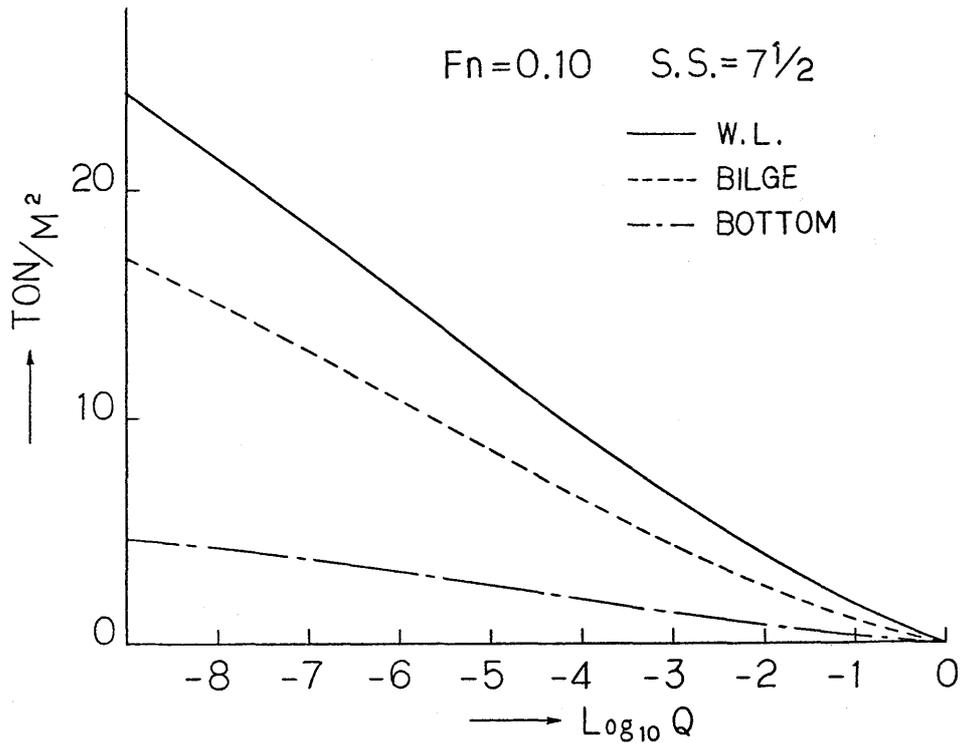
Q : 長期累積確率



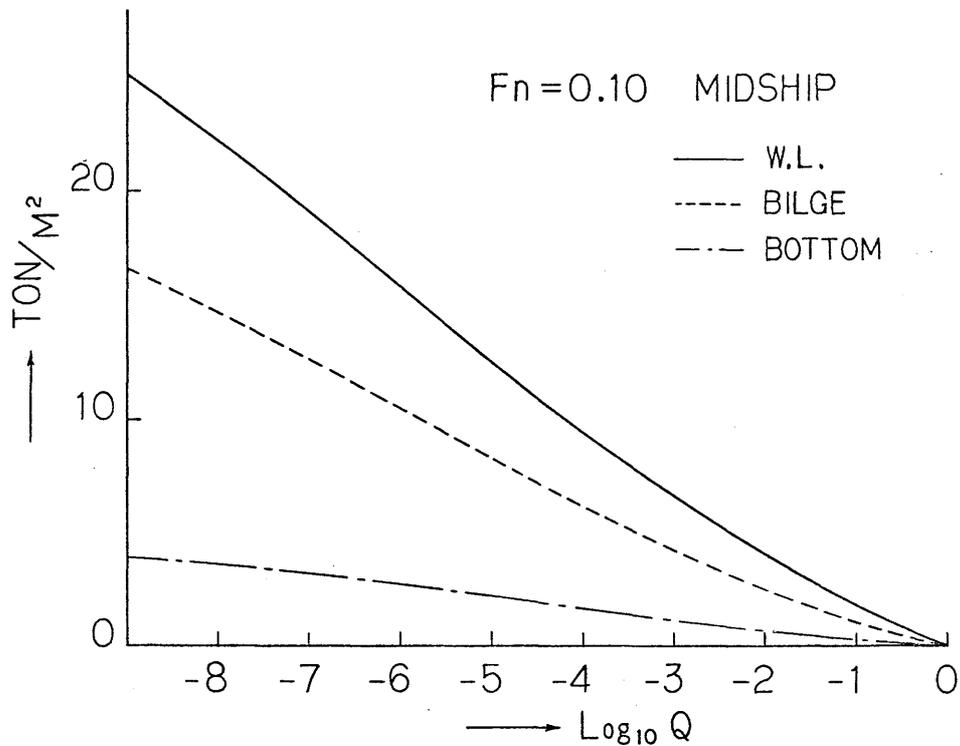
■ 5.5.1 Long-Term Distributions of Hydrodynamic Pressure on the Ship Hull Surface in the North Atlantic



■ 5.5.2 Long-Term Distributions of Hydrodynamic Pressure on the Ship Hull Surface in the North Atlantic

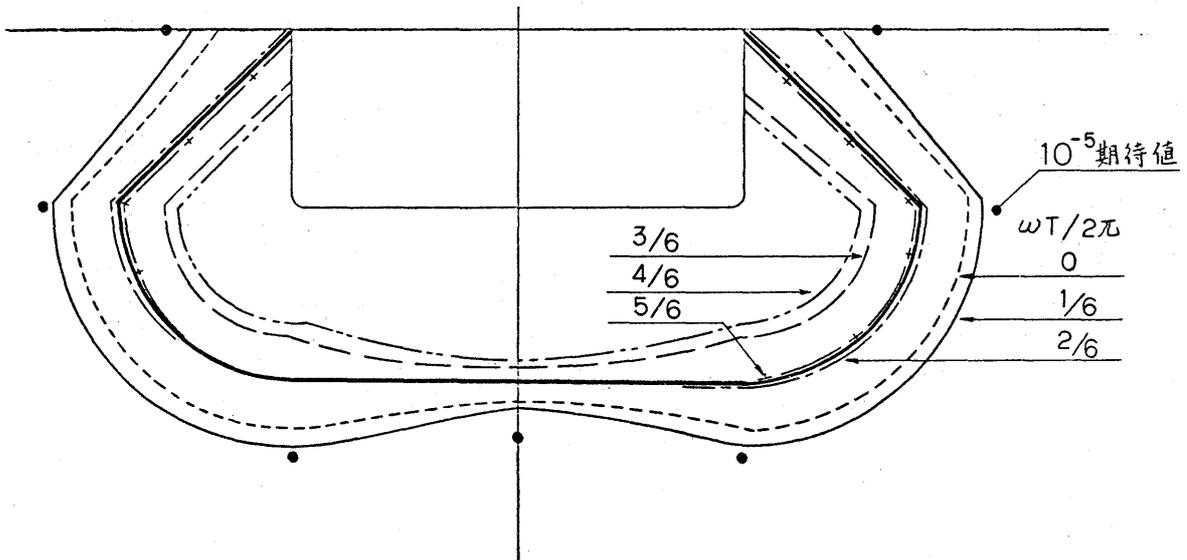


5.5.3 Long-Term Distributions of Hydrodynamic Pressure on the Ship Hull Surface in the North Atlantic



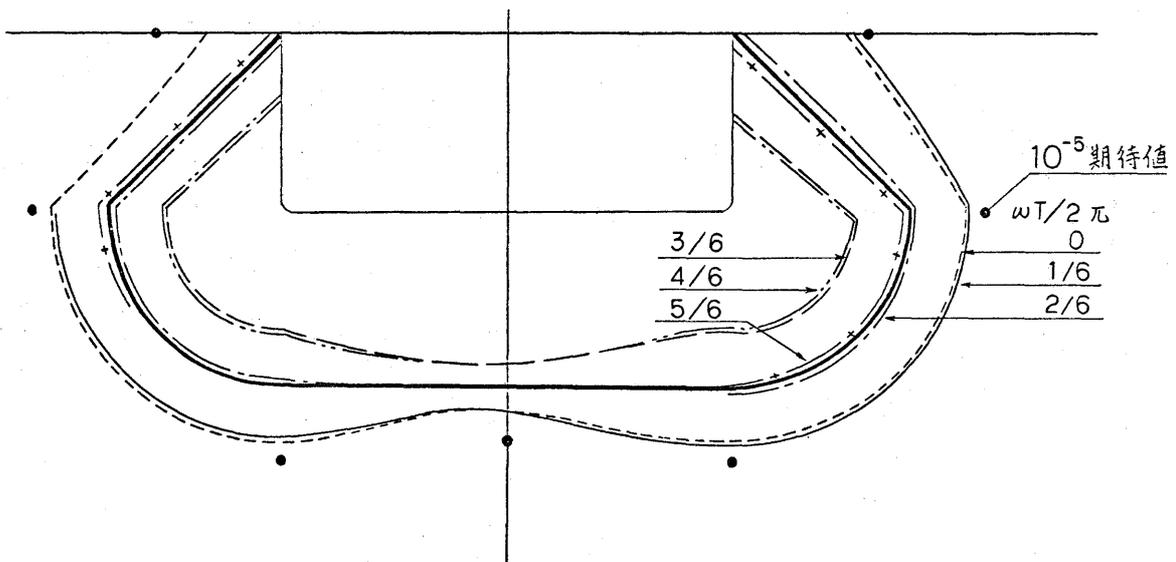
5.5.4 Long-Term Distributions of Hydrodynamic Pressure on the Ship Hull Surface in the North Atlantic

SS=7 1/2 SECTION Fn=0.15
 HEAD WAVE CONDITION
 WAVE HEIGHT=12 M $\lambda/L=1$



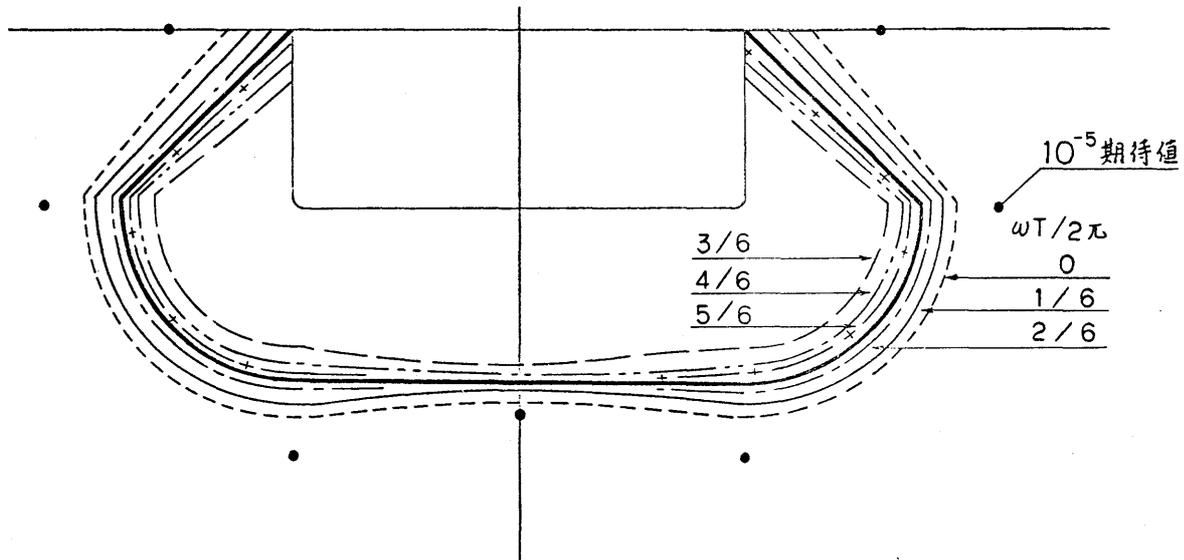
5-5-5 Pressure Distributions at Time Intervals of $T_e/6$ during an Encountered Period in Regular Waves

SS=7 1/2 SECTION Fn=0.15
 BOW WAVE CONDITION
 WAVE HEIGHT=12 M $\lambda/L=1$



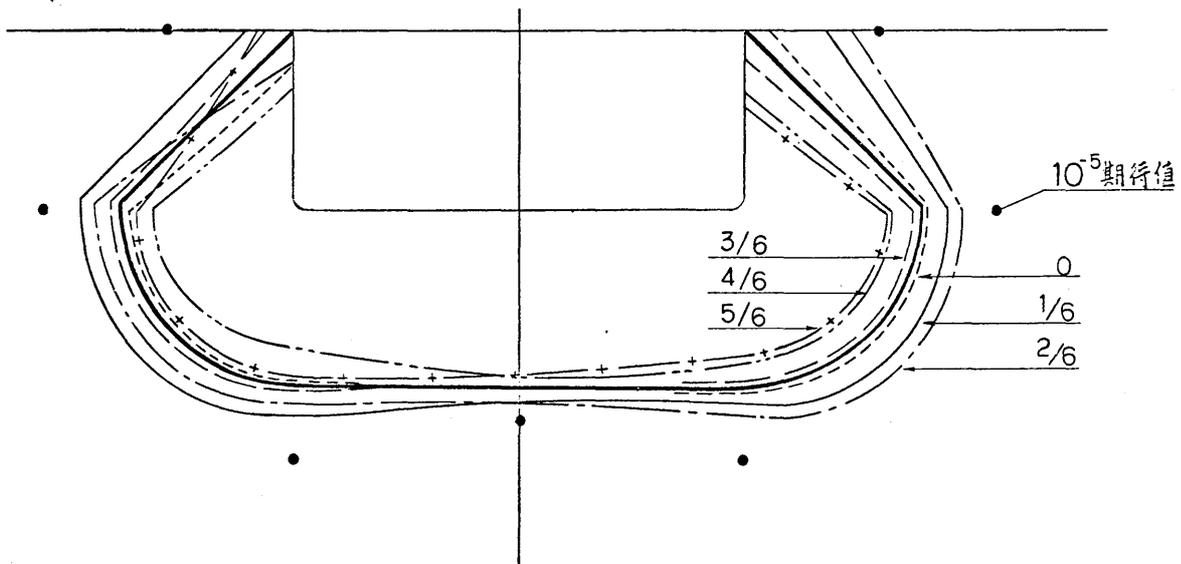
5-5-6 Pressure Distributions at Time Intervals of $T_e/6$ during an Encountered Period in Regular Waves

MIDSHIP SECTION $F_n=0.15$
 HEAD WAVE CONDITION
 WAVE HEIGHT = 12 M $\lambda/L = 1$



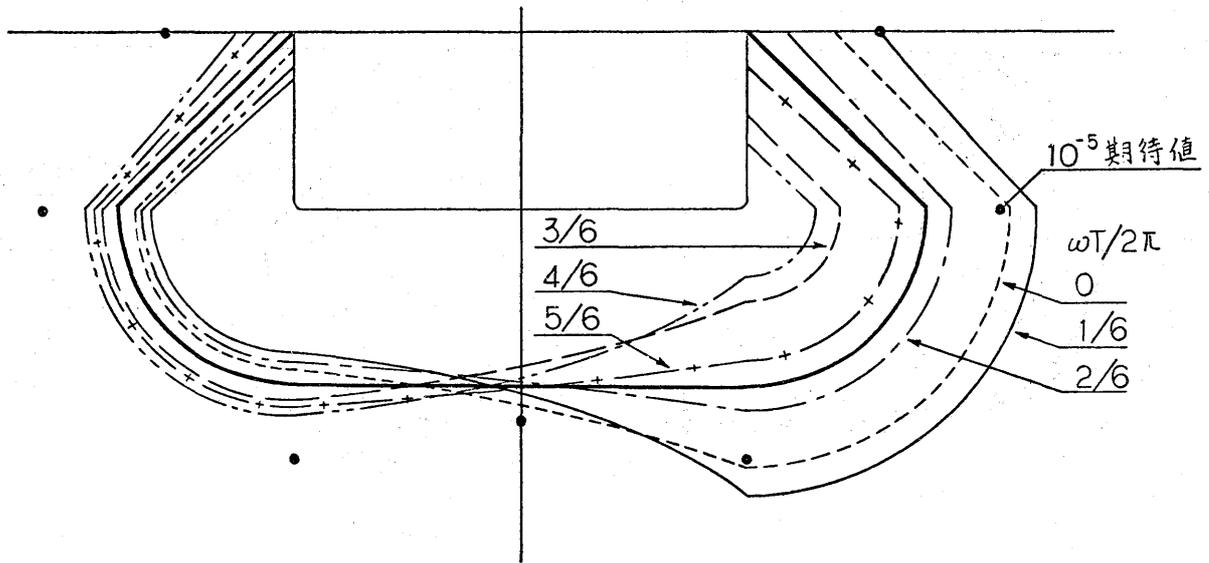
5.5.7 Pressure Distributions at Time Intervals of $T_e/6$ during an Encountered Period in Regular Waves

MIDSHIP SECTION $F_n=0.15$
 BOW WAVE CONDITION
 WAVE HEIGHT = 12 M $\lambda/L = 1$



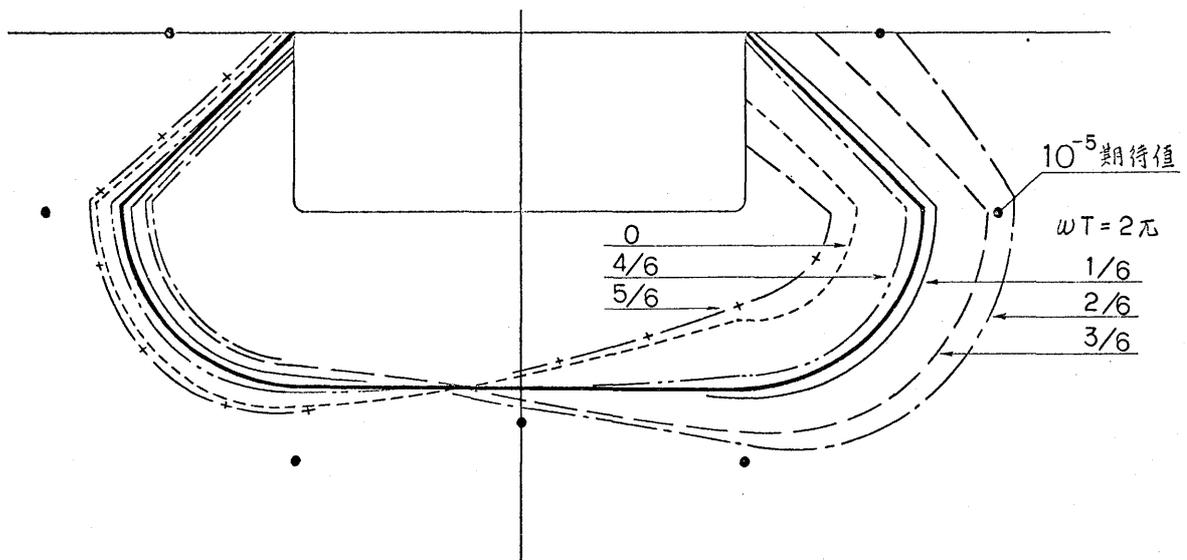
5.5.8 Pressure Distributions at Time Intervals of $T_e/6$ during an Encountered Period in Regular Waves

MIDSHIP SECTION $F_n=0.15$
 BEAM WAVE CONDITION
 WAVE HEIGHT = 12M $\lambda/L=1$



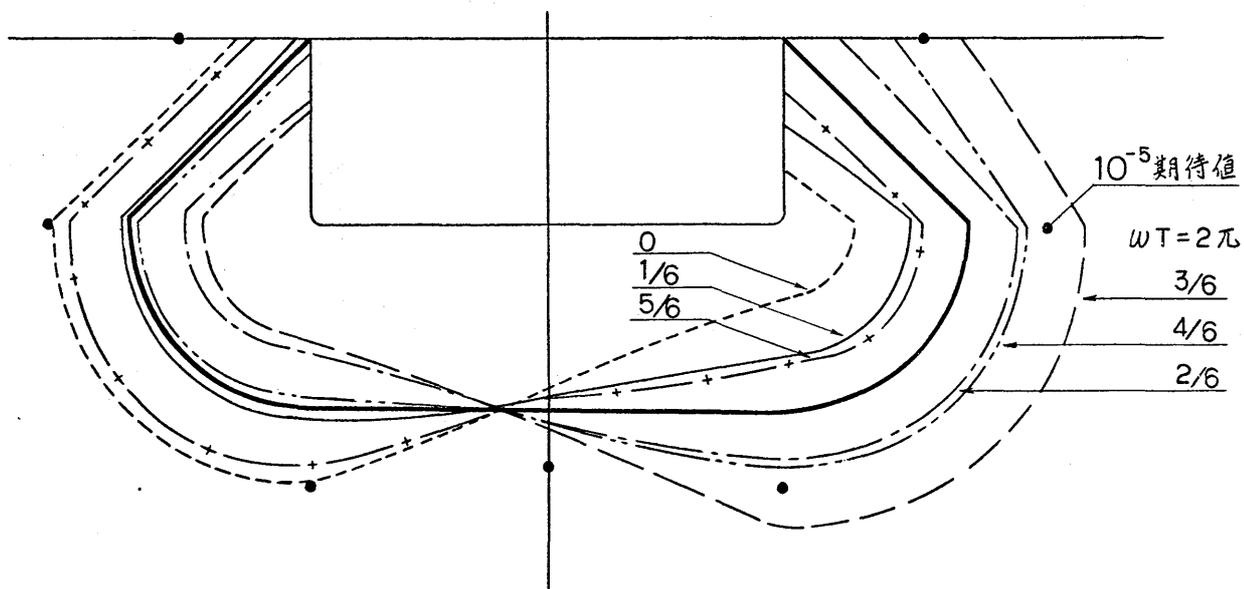
5.5.9 Pressure Distributions at Time Intervals of $T_e/6$ during an Encountered Period in Regular Waves

MIDSHIP SECTION $F_n=0.10$
 QUARTERING WAVE CONDITION
 WAVE HEIGHT = 12 M $\lambda/L=0.5$



5.5.10 Pressure Distributions at Time Intervals of $T_e/6$ during an Encountered Period in Regular Waves

S.S.=7½ SECTION $F_n=0.10$
QUARTERING WAVE CONDITION
WAVE HEIGHT=12 M $\lambda/L=0.5$



■ 5.5.11 Pressure Distributions at Time Intervals of $T_e/6$ during an Encountered Period in Regular Waves

5.6 斜め規則波中でのタンカ-の立体強度解析の一方法

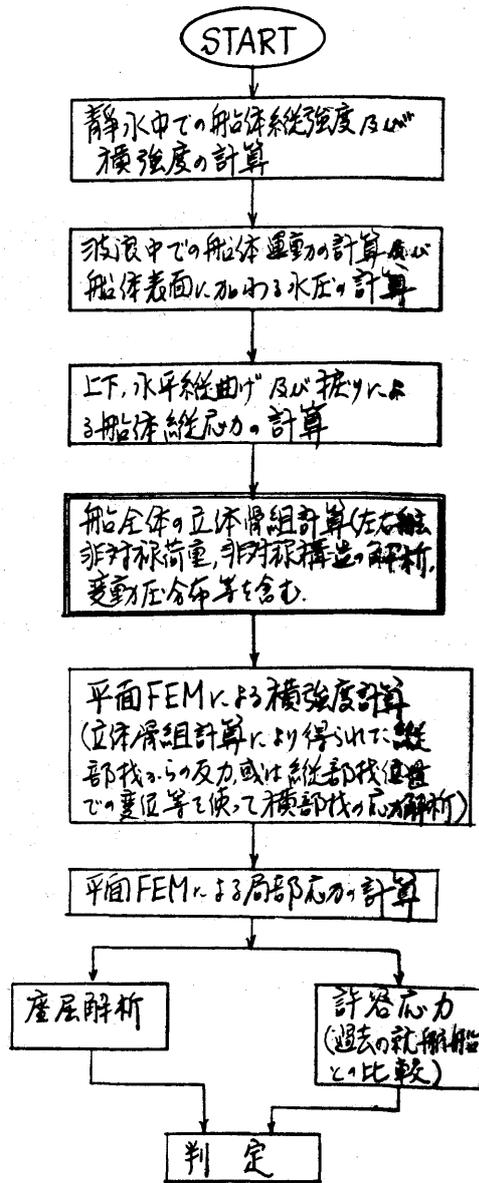


図 5.6.1 船体強度解析法、一例

横強度部材の応力解析を平面FEM(有限要素法)を使って行う。

また此の応力解析の結果を利用して、有限要素法のスケーリング手法によって応力集中や産層などの局部強度に関する検討を加える。

此處に示した船体の立体強度解析の一連の計算の中で、中心となる上記の立体骨組計算に対しては、専用プログラムの開発が必要と考えた。

此の骨組計算、専用プログラムとしては、船体の巨大化に関する最近の状況から見て次のような計算材能をもつ必要があるものと思われる。

波浪中での船体横強度解析のトータルシステムの開発については、現時点では色々な未解決の問題があるため、現状で最も可能性のあると考えられる斜め規則波中で、船体強度の計算法について検討した。此の計算法の簡単なフローを図5.6.1に示す。

斜め規則波中での船体運動及びこのとき船体表面に作用する流体力等はSR131研究部会で開発された方法によって求め、此の外力に対する船体縦強度及び横強度の計算を行う。

此の船体縦強度の計算では後言及する如く、船体を変断面港肉梁として取り扱い、船体の鉛直及び水平両面内での縦曲げ及び剪断を考之、さらに船体の捻りを考慮したHull Girderの解析を行い、これをもとに船体縦強度の評価を行う。

次に船体の横強度の計算では、船の貨油槽部を取り出し、これを立体骨組構造にモデル化し、その前後両端部、境界条件を上記の縦強度の計算結果から求め、全構造の立体骨組の解析を行う。

さらに此の骨組計算の結果を用い、検討しようとするトランスリンゴ等の船体

- (i) 中心線縦通隔壁を有する構造，及び左右舷非対称構造のタンカーの解析
- (ii) 左右舷非対称の波浪荷重を含む任意の外荷重が作用する場合の解析
- (iii) 船体の水平面内での変形をも考慮した骨組計算

5.6.1 船体縦強度解析法の概要

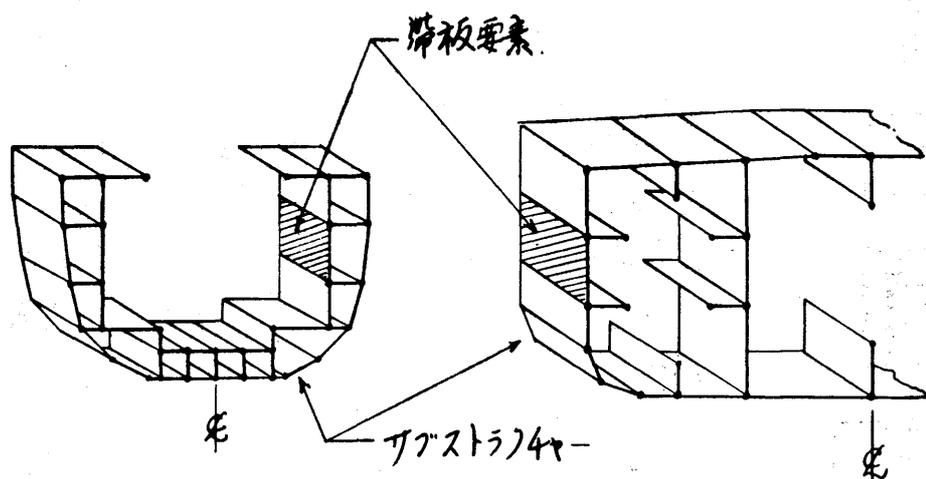


図5.6.2 船体縦強度計算におけるモデル化

船体縦強度の解析では船体を変断面深肉梁として取り扱い、船体をその長さ方向に通ずる数の等断面の構造要素(以後サブストラクチャーと仮称する)に分割する。

さらにこのサブストラクチャーは図5.6.2示す帯板要素の集合

体から成るものとして船体構造のモデル化を行う。この時船体横断面の形状は上図の如く折れ線に近似する。

此の帯板要素に対し剪断流理論を適用して各サブストラクチャーの諸断面定数の計算を行う。即ち

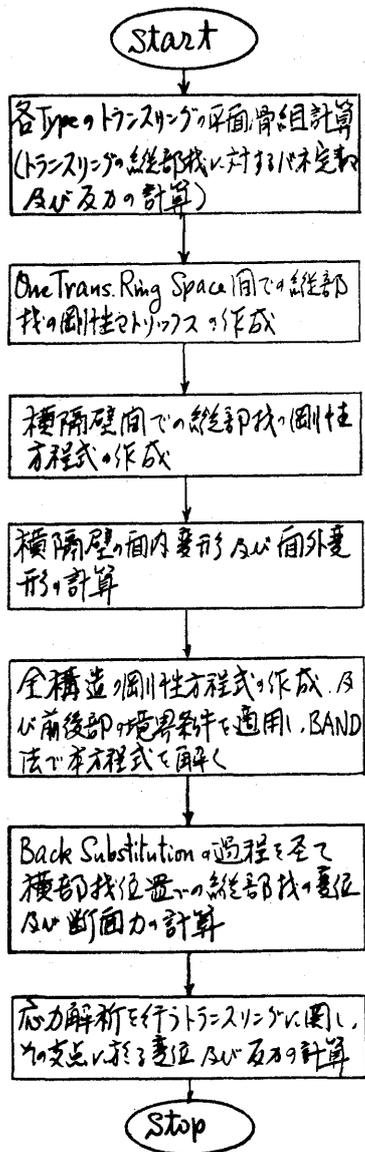
- a) 図心及び剪断中心の位置
- b) 鉛直及び水平面内での変形に関する曲げ剛性，及び剪断剛性
- c) ねじり関数(Warping Function)，ねじり剛性及び曲げねじり剛性

次に各サブストラクチャーの前後両位置での Hull Girder としての断面力及び変位に関する関係式を導き，又サブストラクチャー間の境界での変位の連続条件及び断面力に関する力の平衡条件を考慮し，さらに船首尾端での船体の境界条件を用いて船体全体を Hull Girder としての解析を遷移行列法で一括して行う。

このときの断面力としては船体の鉛直及び水平面内に作用する曲げモーメント及び剪断力，さらに船体のねじりに関係するねじりモーメント (Internal Torque) 及びバイモーメントの6個である。

一方変位は船体の鉛直，水平両面内での船体の撓み及び此れら両面内での船体横断面の回転変位，さらに船体の撓み変形に関連する撓み角及び撓み率の6他を採用している。

5.6.2 タンカ-の立体骨組計算プログラムの概要



このタンカ-貨油槽部の立体骨組計算では、今後の船体の巨大化及び計算の精密化（特に外力の計算の面）の上から、従来のタンカ-の立体骨組計算にさらに前に示した新たな計算機能と附加する必要が起り、このような機能をもった計算プログラムを開発することになった。本計算プログラムの簡単な概要を図5.6.3に示す。

このプログラムにおける船体構造の解析法は、従来のもの、例えば「SR83 研究部会」で開発されたタンカ-の構造解析の骨組計算と殆んど同一の考え方に基かいているが、これにここで新たに追加された検討事項として次のものがある。

- a). 上甲板や船底外板等も船側外板や縦通隔壁と同様、船体の縦強度部材と見做し、その水平方向の撓み変形を考慮すること。
- b). Vertical Main 及び Horizontal Main の両構造方式のタンカ-、さらに此れらの両方式で中心線縦通隔壁を有する左右舷非対称構造のタンカ-

図5.6.3 タンカ-の立体骨組計算の一例

- カ-の構造解析が本プログラムで処理出来ること。
- c). 横隔壁の面内変形のうち、隔壁板の剪断変形については、船側外板や縦通隔壁との相対撓みによるもの、他に、上甲板及び船底外板の水平方向の撓みの面内相対変位に基づく剪断変形をも考慮する必要が有ること。
- d). 横強度部材に作用する外荷重は、任意の部材に任意の外力が作用する場合の計算が出来ること。

6. 使用材料と許容応力の検討

近年、大型船では高張力鋼を使用する機会が多く、各船級協会でも高張力鋼使用についての材料係数を定めている。また、国際船級協会連合(略称IACS)でも、高張力鋼を使用した場合の縦強度に対する材料係数の統一規格を作成している。

一般に、高張力鋼では、引張強さ(σ_B)が大きくなるに従い、降伏応力(σ_Y)と引張強さとの比(σ_Y/σ_B)、すなわち、降伏比が大きくなる傾向にある。それぞれが構造物の許容応力を決定する場合、降伏応力を基準にすべきか、あるいは、引張強さを基準にすべきかについて多くの問題点がある。

ここでは、高張力鋼を使用した場合の許容応力の設定に関する諸問題点と、各船級協会およびIACSの高張力鋼を使用した場合の材料係数を比較検討した結果について報告する。

6.1 高張力鋼の許容応力設定についての問題点

一般に、構造物の弾性的あるいは塑性的挙動を考える場合、降伏応力が基準となる場合が多いが、一方、疲労強度も考える場合は降伏応力よりも引張強さに大きく影響され、さらに、溶接継手などでは引張強さに比較した疲労強度をも示さねばならないことが報告されている。その一例を図6.1に示す⁽¹⁾。この図で示されたデータは比較的古く、また、その鋼種も造船用鋼材と異なるかも知れないが、ある程度の目安となるであろう。その後、造船学会や日本造船研究協会などで発表された船体用鋼板についての疲労試験結果も、ほぼ同様の傾向を示している。

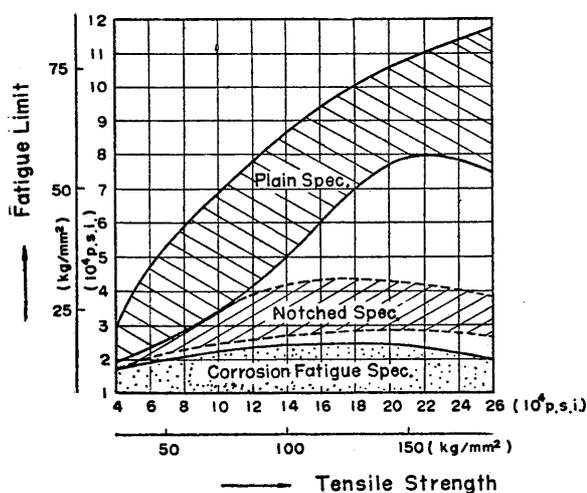


図6.1 引張強さと疲労強度との関係

また、英国のGurneyは各国の疲労設計規格を比較した論文⁽²⁾を発表してい

るが、その中に、高張力鋼の疲労設計規格について、次のように述べている。

“英国規格BS153では、溶接継手に対し高張力鋼の設計応力を軟鋼と等しく規定している。ただし、平均応力が高い場合や短寿命の場合は、高張力鋼が有利になるようになっている。米国や日本の規格も大体同じである。東西ドイツやスエーデンの規格では、高張力鋼に対し軟鋼よりも高い設計応力を与えている。東西ドイツの規定では、強度の低い継手ほど高張力鋼と軟鋼との開きを小さくしているが、スエーデン規格ではこの傾向が顕著でよい。”

以上のように、高張力鋼の疲労強度に関しては、軟鋼に比して、強度の向上はあまり望めない。

さて、船体構造部材に高張力鋼を使用する場合の許容応力の設定については、下記の破壊形式を考えねばならない。

- a) 単純引張り破断の場合 ----- σ_B ベース
- b) 弾性変形および塑性変形が重要な場合 ----- σ_Y ベース
- c) 塑性変形を伴ない崩壊する場合 ----- σ_Y ベース
- d) 弾性座屈あるいは塑性座屈の場合 ----- σ_Y ベース
- e) 疲労強度が問題となる場合 ----- σ_B ベース

しかし、これらの事柄を明確にして許容応力を定めるのは、現時点では困難であり、今後の検討が必要であろう。

6.2 各船級協会規則の比較

各船級協会では、縦強度の断面係数の算出に関し、高張力鋼を使用する場合の材料係数 (Material Factor) を与えている。また、IACSでもこれに関する統一規格を作成した。各船級協会およびIACSの材料係数を比較したのが、表6.1である。

表6.1で示されている材料係数が降伏応力を基準にしたものであるか、あるいは、引張強さを基準にしたものであるかを調査した。

図6.2は材料係数と降伏応力との関係を示し、図6.3は材料係数と引張強さとの関係を示したものである。これらの図において、縦軸は材料係数の逆数、横軸は降伏応力あるいは引張強さの軟鋼と高張力鋼との比を示す。各船級協会の規制値が、これらの図の45°の線上にある場合は、 σ_Y ベースあるいは σ_B ベースになっていることになるが、図からわかるように、これらの規制値は、降伏応力に関しては、45°の線より下の方、引張強さに関しては、45°の線より上の方にある。そこで、図6.4のように、降伏応力の比と引張強さの比の平均値を横軸にとると、大体45°の線上に集ってくる。このように、各船級協会の材料係数は σ_Y ベースと σ_B ベースとの丁度中間にあることがわかった。

参考文献

- (1) "Prevention of Failure of Metals under Repeated Stress"
John Wiley & Sons (1941)
- (2) T. R. Gurney; "A Comparison of Fatigue Design Rules"
ブライトンにおける疲労破壊に関する国際シンポジウム (1970)

表 6.1 各国船級協会の材料係数の値

材料クラス		AB	BV	GL	LR	NK	NV	RS	IACS	
材料係数の算式		$Q = \frac{70.45}{Y+17}$	$R = \frac{41}{R} (1.3 - \frac{R}{2R})$ $R_{min} = \frac{L}{16 \cdot 10}$	$R = \frac{31.5}{\sigma_s + 6.5}$	$K = \max \left[\begin{matrix} 25 \\ Y \\ 0.59 \frac{L}{D} \\ 0.725 \end{matrix} \right]$	L/bの修正 を行う	$\frac{1}{f_1}$	$\eta = \max \left[\begin{matrix} 2400 \\ \sigma_y \\ 3.84 \\ f(L) \end{matrix} \right]$		
軟鋼	σ_y (kg/mm ²)	(22.45)	(24.6)	(25)	24(25)	(24)	24	(24)	24	
	σ_B (kg/mm ²)	41~50	41~50	(41~50)	41~50	41~50	41~50	(41~50)	41~50	
	E (%)	22	22	/	22	22	22	/	/	
高張力鋼	$\sigma_y = 27$	σ_y	/	/	27	/	27	/	/	
		σ_B	/	/	41~52	/	41~52	/	/	
		E	/	/	22	/	22	/	/	
		材料係数	/	/	0.926	/	0.926	/	/	
	$\sigma_y = 32$	σ_y	32	32	(32)	32	32	32	(32)	32
		σ_B	48~60	48~60	/	45~60	48~60	48~60	/	48~60
		E	20	22	/	22	22	22	/	/
		材料係数	0.810	0.824	(0.818)	0.781	0.800	0.800	(0.750)	0.78
	$\sigma_y = 34$	σ_y	/	/	/	34.5	/	/	/	/
		σ_B	/	/	/	Max 62	/	/	/	/
		E	/	/	/	22	/	/	/	/
		材料係数	/	/	/	0.725	/	/	/	/
$\sigma_y = 36$	σ_y	36	36	(36)	36	36	36	(36)	36	
	σ_B	50~63	50~63	/	50~63	50~63	50~63	/	50~63	
	E	20	21	/	21	21	21	/	/	
	材料係数	0.758	0.770	(0.741)	0.725	0.740	0.730	(0.667)	0.72	
$\sigma_y = 40, 46$	σ_y	/	/	/	/	46	40	/	/	
	σ_B	/	/	/	/	60~72	54~66	/	/	
	E	/	/	/	/	16	20	/	/	
	材料係数	/	/	/	/	/	0.709	/	/	
材料係数の算式の記号の説明		$U = (\sigma_B)_{min}$ $Y = \begin{cases} (\sigma_y)_{min} \\ \sigma_{0.2} \\ 0.72(\sigma_B)_{min} \end{cases}$	$R = (\sigma_B)_{min}$ $R_e = \sigma_y$	$\sigma_s = (\sigma_y)_{min.}$ $\sigma_{pp.}$	$Y = \begin{cases} (\sigma_y)_{min} \\ \sigma_{0.5} \end{cases}$					

注 ()内の数値は逆算推定値

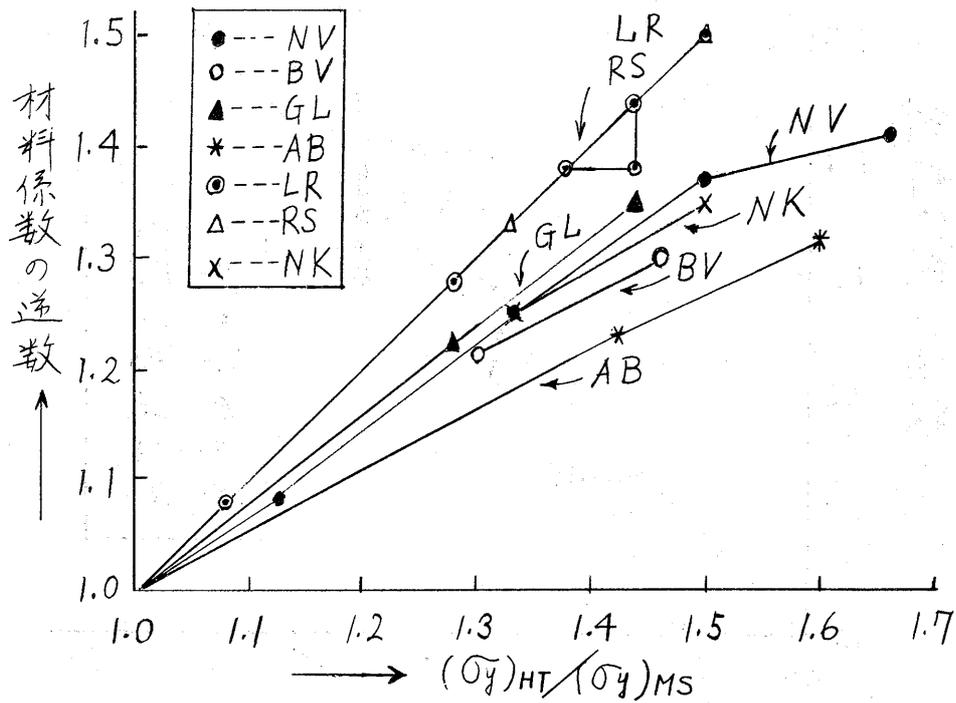


図 6.2 材料係数と降伏応力との関係

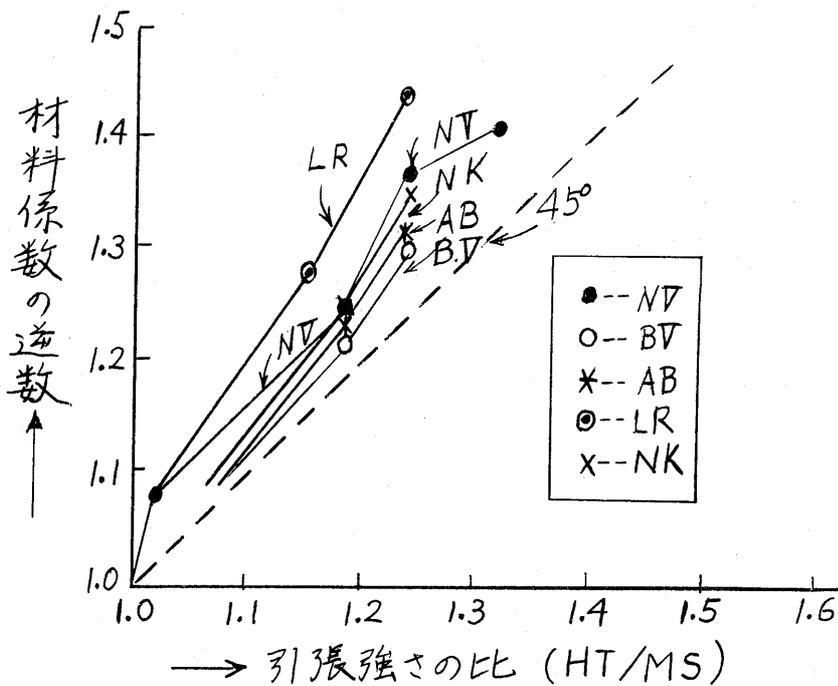


図 6.3 材料係数と引張強さとの関係

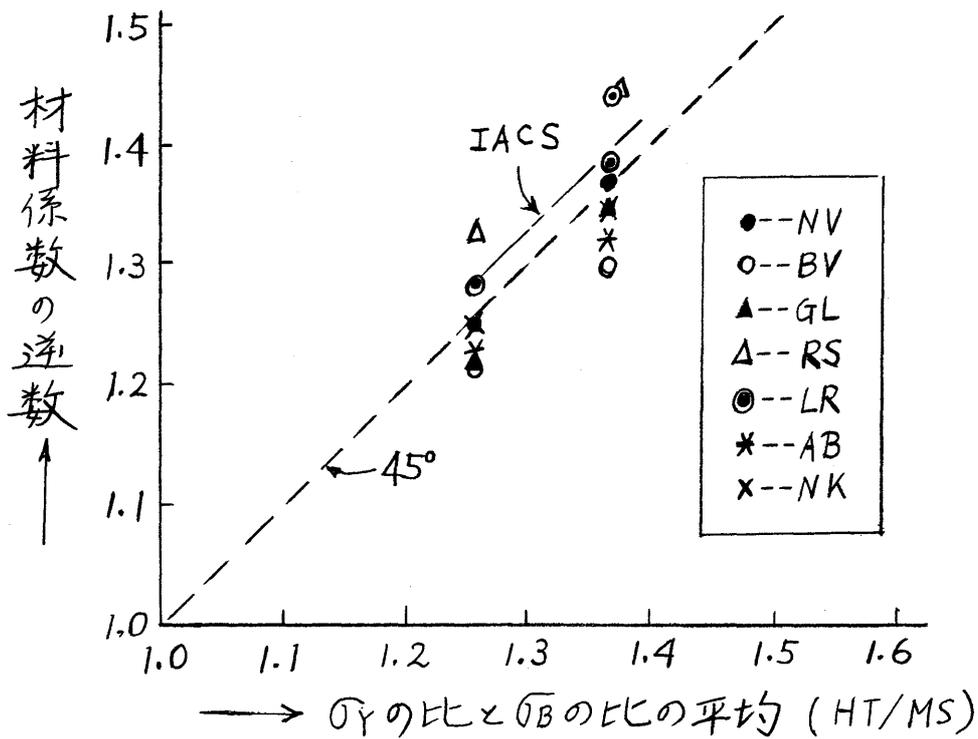


図 6.4 材料係数と σ_Y , σ_B との関係

7. 工作および保守査検の検討

船体強度の解析に際しては、船体およびその構成部材の強度、ならびにそれに働く荷重は、ある基準値を中心に分布した値をとる確率変数であるとの見地にたつべきである。したがって、船体構成部材の応力の許容値は、それと船体の信頼度の関係を解析した上で決定する必要がある。

この強度の分布は材料の強度、部材寸法のバラツキだけでなく、工作の誤差（それが許容範囲内にあるとしても）、初期変形量のバラツキによって生じる。

本章では船体縦強度のこれらの諸要因によるバラツキ、および船体の縦強度における信頼度解析方法について、調査検討を加えた結果について述べる。

7.1 縦強度における信頼性解析

縦強度面で考えられる船体主要部の損傷としては、塑性関節形成による崩壊、圧縮側の外板または甲板の全面座屈による崩壊、疲労による亀裂発生とその成長による破壊があげられるが、本年度はオ一段階として船体に塑性関節が形成され崩壊する場合の強度について検討を加えた。

7.1.1 船体最終強度

この場合には圧縮側の外板付縦フレーム、または甲板付縦ビームは座屈しないと仮定するから、塑性関節における圧縮側の応力分布は図7.1のようになる¹⁾。すなわち、縦フレーム（縦ビーム（図は縦ビームの場合））の応力はその材料の降伏応力 σ_Y になるが、外板（甲板）の圧縮応力の平均値は、それぞれのパネルの最終強度 p に低下している。いま、応力分布が均一であるとすると、

$$p = -\sigma_Y \quad (7.1)$$

となるから、船体最終強度 R_n は、

$$R_n = M_p = Z_{pn} \sigma_Y \quad (7.2)$$

ここに、 M_p = 全塑性モーメント

Z_{pn} = 塑性断面係数

で与えられるが、前述のように一般に p はパネルの初期撓み等の影響で σ_Y 以下の値になる。

$$p \leq -\sigma_Y \quad (7.3)$$

したがって、

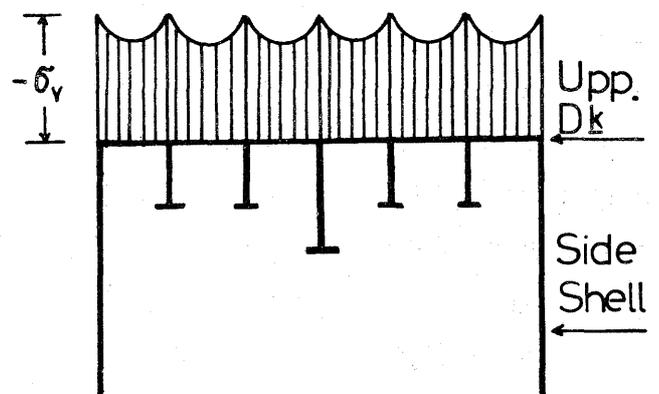


図7.1 Distribution of compressive stress on compressive side of plastic hinge (sagging)

$$R = M_p' = Z_p' \sigma_Y \leq Z_{pn} \sigma_Y \quad [7.4]$$

ここに、 Z_p' = 有効塑性断面係数

船体の各部材寸法が与えられたとすると、 Z_{pn} は容易に求められる。しかし、 Z_p' は図 7.2 に示すように、 p はパネルの初期撓み w/h (w = 初期撓み量、 h = 板厚) およびパネル寸法 $\sqrt{\sigma_Y/E}$ (a/h) (a = 縦骨の心距)、(他にパネルの縦横比) によって変化し、これらは種々の値をとる確率変数とみなすべきものであるから、 Z_p' もまた確率変数となる。

さらに、 σ_Y はその規格値 σ_{Yn} まわりに分布する確率変数であるから、最終強度 R は Z_p' とは異なる分布を示す確率変数となる。

これを詳細に観察すると、図 7.3 に示すように、 w/h は日本鋼船工作法精度標準 (J S Q S)²⁾ の許容限とその上限値とし、0 をその下限値とする 1 種の truncated distribution となるとみられる。 a/h もその上限値は船級協会規則に規定される最小板厚から定められるある値、下限値は板厚の実用限界から定められるある値で切られる truncated distribution に従うとみられる。また、 σ_Y はその下限値だけがその材料に対する規格値で定められる truncated distribution に従う。これらは建造時の検査、材料検査が完全であって、いわゆる検査もれはないと見た場合の分布で、検査もれがあるとすると w/h 、および σ_Y の分布はさらに複雑なものとなる。

図 7.2 は 4 辺支持の正方形板の p に与えるこれらの要素の影響についての計算結果で、³⁾ パネルの縦横比の影響は大きくないとすると、これらの要素の分布形が定めれば同図を使用して Z_p' の分布形は定められる。 Z_p' と σ_Y の分布形から最終強度の分布形が定められる。(図 7.3 参照)

7.1.2 荷重

荷重 S は静水曲げモーメント M_s と、波浪曲げモーメント M_w の和で与えられる。静水曲げモーメントは船種によって分布形が異なる確率変数であり、波浪曲げモーメントはワイブル分布 (形状パラメータ = 1 のワイブル分布) に従う確率変数とみなせる。したがって、荷重 S もまた確率変数とみなすことができる。(図 7.3 参照)

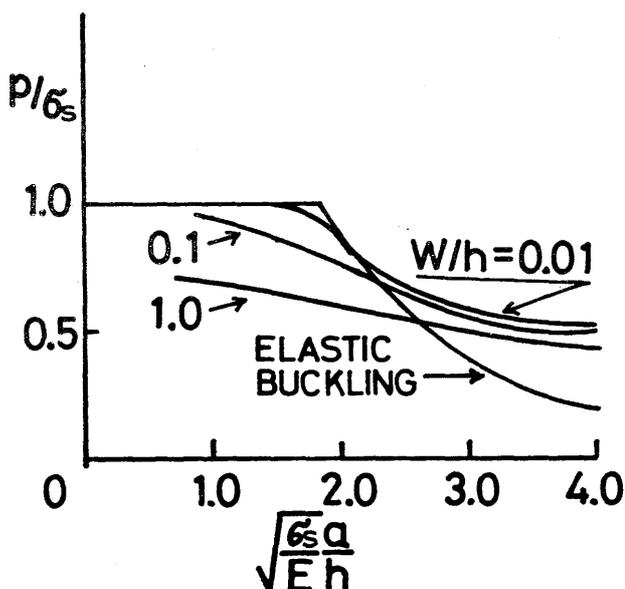


図 7.2 Compressive strength of square pannel

$$S = M_s + M_w$$

[7.5]

一般貨物船の M_s は、ある基準値のまわりに正規分布に近い分布形に従って分布すると推定されるが、目下のところその資料はきわめて少ない。タンカーのような専用船では積付状態が限定されており、それぞれの積付状態における M_s

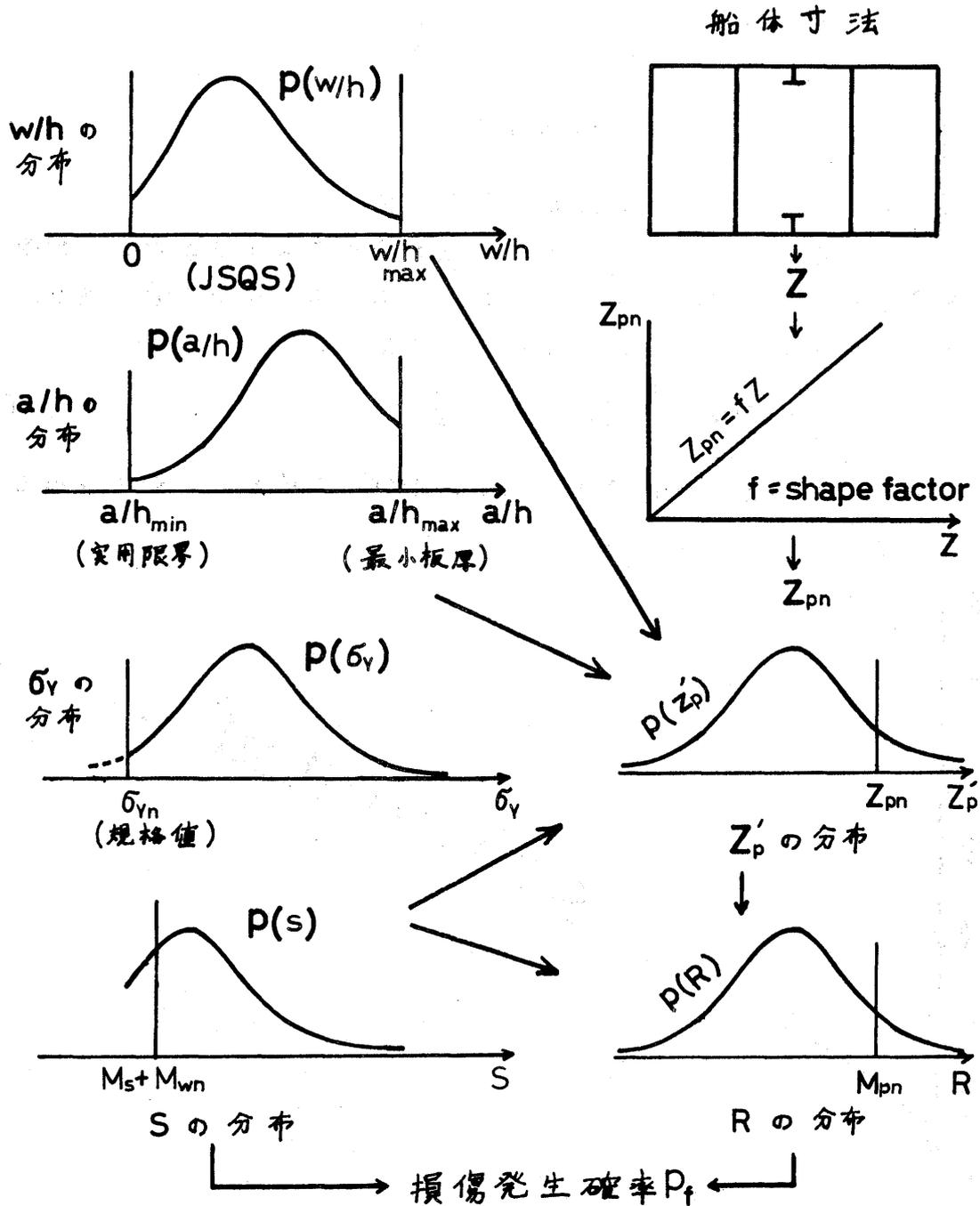


図 7.3 Estimation procedure of reliability of main hull girder strength

以外の値はとらないとして、 M_S の分布形を与えても大きな誤差はないと思われる。

荷重の最大値（これを S とする）が船体の最終強度を超過する確率を考慮して縦強度を論じるとすると、 M_w の最大値の推定が問題となる。船の生涯に N 回の波浪曲げモーメントが働くとする、その長期分布において超過確率 $Q(M_w)$ が $1/N$ である値 M_{wn} を普通最大値とみなしている。 M_w はワイブル分布に従うとすると、

$$\frac{1}{N} = Q(M_{wn}) = \exp\left[-\frac{M_{wn}}{R_m}\right]$$

$$\therefore M_{wn} = R_m \log_e N \quad [7.6]$$

ここに、 R_m = ワイブル分布の尺度パラメータ

この M_{wn} は1種の公称値であって、実際の最大値はそのまわりに分布する。 M_w の母集団からランダムにとり出された N 個の M_w の中の最大値が、ある値 M_w を超える確率 $Q_m(M_w)$ は次式で与えられる。

$$Q_m(M_w) = 1 - \left\{1 - \exp\left[-\frac{M_w}{R_m}\right]\right\}^N \quad [7.7]$$

[7.6] [7.7] より最大値が $C M_{wn}$ (C = 係数) を超える確率を求めると、次のようになる。

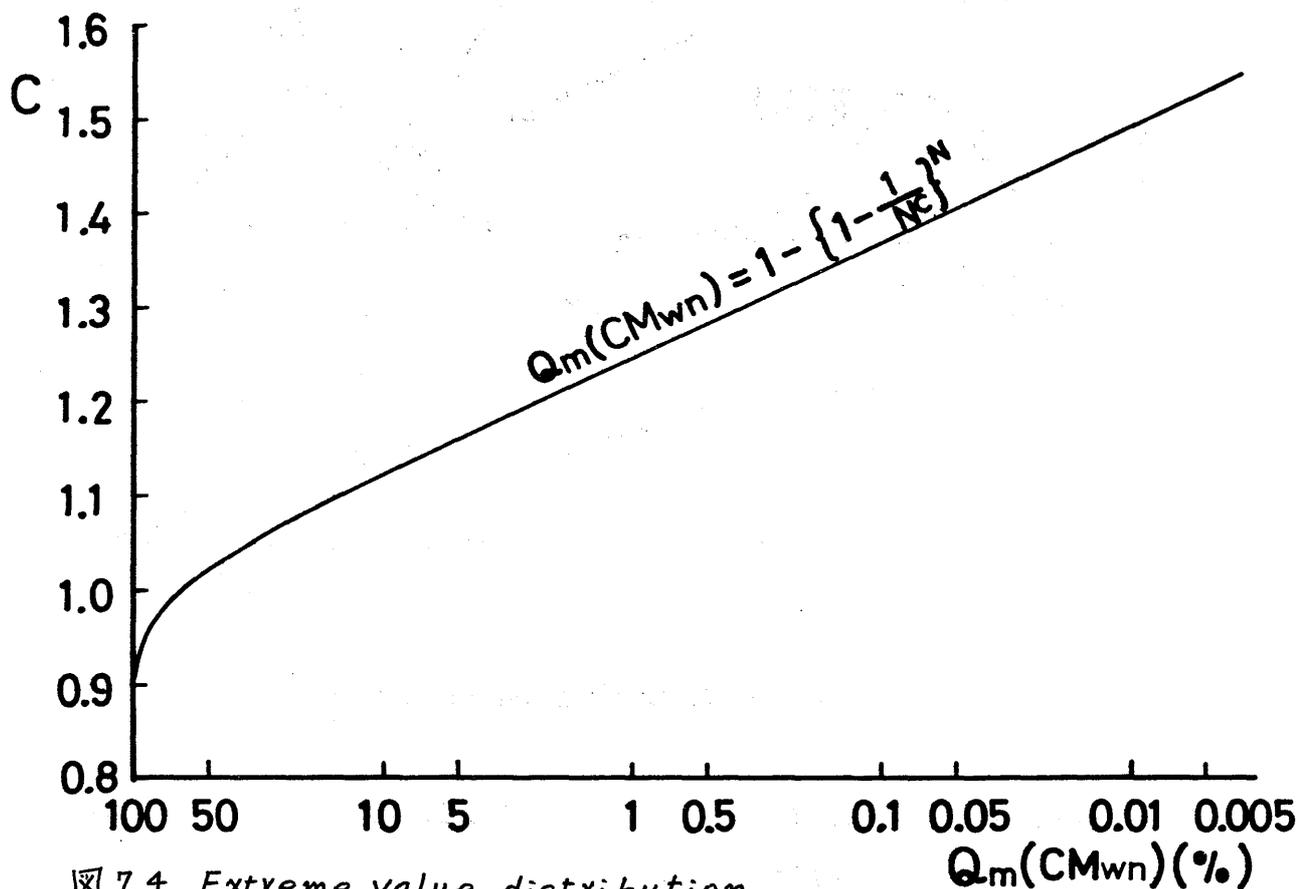


図 7.4 Extreme value distribution

$$Q_m(CM_{wn}) = 1 - \{1 - \exp[-\log_e N^c]\} = 1 - \left\{1 - \frac{1}{N^c}\right\}^N \quad (7.8)$$

図7.4は上式から求められるCと $Q_m(CM_{wn})$ の関係を図示したもので、 M_w がその公称値 M_{wn} を超える確率は63%、 $1.5 M_{wn}$ を超える確率は0.01%程度になる。⁴⁾

7.1.3 損傷の発生確率

縦強度を検討する場合は、船体は1本の静定梁とみなせるから、後述の単一枚の信頼度の解析と全く同様に取り扱える。荷重の最大値 S の分布形と、最終強度 R の分布形が与えられれば、直接損傷の発生確率 P_f を求めることは可能であり、また次に示される確率変数 X_1 が1を超える確率、あるいは X_2 が負の値をとる確率として求めることも可能である。

$$\left. \begin{aligned} X_1 &= \frac{S}{R} \\ X_2 &= R - S \end{aligned} \right\} (7.9)$$

この場合、 P_f はそれぞれの公称値 S_n ($S_n = M_s + M_{wn}$)、 R_n ([7.1] 参照) の比、または差によって変化する。

一般に縦強度の許容応力 σ_a は次に示す弾性計算値が使用されている。

$$\sigma_a = \frac{S_n}{Z} \quad (7.10)$$

ここに、 $Z_{pn} = fZ$ (f = 形状係数)

したがって、前記の S_n 、 R_n の比または差は次のようになる。

$$\left. \begin{aligned} \frac{S_n}{R_n} &= \frac{\sigma_a}{f\sigma_{ym}} \\ R_n - S_n &= R_n \left(\frac{f\sigma_{ym}}{\sigma_a} - 1 \right) \end{aligned} \right\} (7.11)$$

縦強度の解析では、 P_f は無次元化した許容応力 $\sigma_a / f\sigma_{ym}$ の関数として示すのが便利と思われる。

7.1.4 縦強度の信頼性解析に対する考察

本年度は第一段階として、船体に塑性関節が出来て崩壊する場合の信頼性解析の方法について検討を進めてきたが、基本的な事項としてこのような崩壊の発生条件、さらに他の形式の破壊の発生条件およびその場合の信頼性解析の方法についての研究が必要といえる。

信頼性解析を基礎として許容応力を検討する場合には、許容損傷発生確率が問題となるが、この問題の解明は現在の船の P_f について研究するのがその第一歩と思われるので、今後はこの点について研究を進める予定である。

7.2 信頼性解析法

7.2.1 単一材

荷重 S 、強度 R がともに確率変数であり、それぞれの確率密度を $p_s(x)$ 、 $p_r(x)$ 、またそれらが任意の値 x 以下である確率をそれぞれ $P_s(x)$ 、 $P_r(x)$ とすると、 R が $x \sim x + dx$ の値をとる確率は $p_r(x) dx$ であり、その部材に x を超える荷重が加わる確率は $\{1 - P_s(x)\}$ となるから、損傷発生確率 P_f は次式で求められる。(図 7.5)

$$P_f = \int_0^{\infty} \{1 - P_s(x)\} p_r(x) dx = \int_0^{\infty} P_r(x) p_s(x) dx \quad [7.12]$$

強度が一定値 R_0 の場合の P_f は次のようになる。

$$P_f = \int_{R_0}^{\infty} p_s(x) dx = 1 - P_s(R_0) \quad [7.12']$$

同様、荷重が一定値 S_0 の場合は、

$$P_f = \int_0^{S_0} p_r(x) dx = P_r(S_0) \quad [7.12'']$$

P_f は S および R の統計値の比または差の関数となる。例えその平均値の比 θ ($\theta = \bar{R} / \bar{S}$ 、 \bar{R} 、 \bar{S} は平均値) にとると、 θ が大になるとともに P_f は減少する。

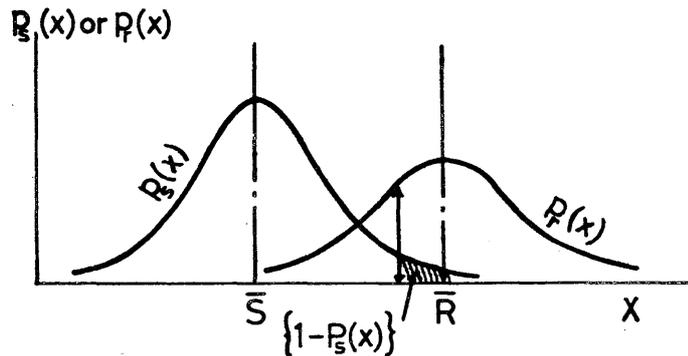


図 7.5 Estimation of P_f

(7.9) の X_2 を対象とし、 X_2 が負になる確率から P_f を求める場合は、 X_2 の分散は S および R の分散の和、平均値 \bar{X}_2 は \bar{R} と \bar{S} の差となるから、

$$\gamma = \frac{\bar{X}_2}{\sigma_{X_2}} = \frac{\theta - 1}{\sqrt{\theta^2 V_r^2 + V_s^2}} \quad [7.13]$$

ここに、 $V_r^2 = R$ の分散、 $V_s^2 = S$ の分散、 $\sigma_{X_2}^2 = X_2$ の分散

$$\theta = \bar{R} / \bar{S}$$

図 7.6 に示すように、 θ と S および R の分散から γ が与えられれば、 P_f は求められる。⁵⁾

7.2.2 構造物

静定構造物においては、それを構成する部材のどれかが破壊すれば、構造物全

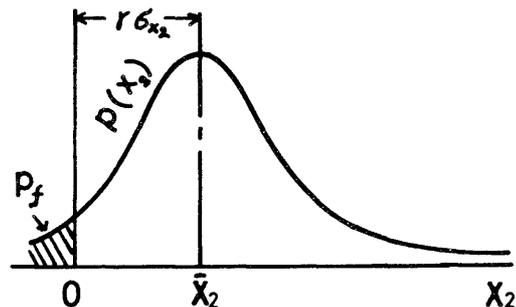
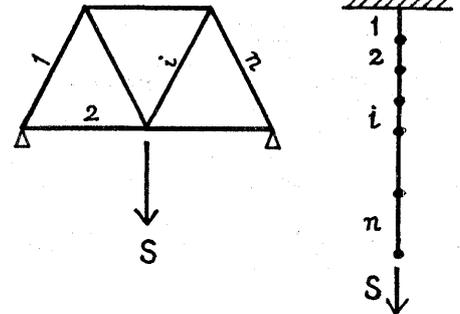


図 7.6 Distribution of X_2

体が破壊することになる。したがって、図7.7のような構造物の P_f は次式で計算される。

$$P_f = 1 - \int_0^{\infty} \left[\prod_{i=1}^n \{1 - P_f(\alpha_i X)\} \right] P_S(X) dX \quad [7.14]$$

ここに、 α_i = 部材 i ($i = 1, 2, \dots, n$) の荷重レベルによって変化する係数
 不静定構造物でも、それを構成する部材のどれかの損傷が、構造物全体の破壊とみなせるときは、[7.14]によって P_f を求めることができる。しかし、その1個の部材の損傷後のいわゆる fail-safe probability を求める場合は複雑なものとなる。



中央に集中荷重 S が加わる長さ L の両端固定梁の崩壊を考えると、

$$\frac{SL}{2} > M_{p1} + 2M_{p2} + M_{p3} \quad [7.15] \quad \text{図 7.7 Structures corresponding to Eq. [7.14]}$$

ここに、 M_{p1}, M_{p3} = 梁の両端の全塑性モーメント
 M_{p2} = 梁の中央の全塑性モーメント
 の場合に崩壊する。 $S, M_{p1}, M_{p2}, M_{p3}$ は確率変数であるとする、次の確率変数 X_3 が負の値をとる確率が P_f となる。

$$X_3 = M_{p1} + 2M_{p2} + M_{p3} - \frac{SL}{2} \quad [7.16]$$

任意の構造物の崩壊を考えると、崩壊形式 j に対応する次の確率変数 X_j の分布を求めなければならない。

$$X_j = \sum_i a_{ji} M_{pi} - \sum_k b_{jk} S_k \quad [7.16]$$

ここに、 a_{ji} = 崩壊形式 j と塑性関節 i の位置から定められる係数
 b_{jk} = 崩壊形式 j と荷重 k の位置から定められる係数
 S_k = 任意の荷重 k に加わる荷重
 たとえば、図7.8の構造物の場合は3個の崩壊形式が考えられ、 X_j は

$$\left. \begin{aligned} X_{j1} &= (M_{p2} + 2M_{p5} + M_{p3}) - \frac{SL}{2} \\ X_{j2} &= (M_{p1} + M_{p2} + M_{p3} + M_{p4}) - S_h H \\ X_{j3} &= (M_{p1} + 2M_{p5} + 2M_{p3} + M_{p4}) - \frac{S_v L}{2} - S_h H \end{aligned} \right\} [7.17]$$

となる。 P_f は X_j が負となる確率を求めればよいが、図7.8に示すように他の形式の崩壊も同時に生じる確率を考慮すると、 P_f は次のようになる。⁶⁾

$$P_f = P(X_{j1} < 0) + P(X_{j1} > 0, X_{j2} < 0) + P(X_{j1} > 0, X_{j2} > 0, X_{j3} < 0) \quad [7.18]$$

7.2.3 Bayes の統計的決定理論¹⁾

いままでは荷重、強度を確率変数としてきたが、さらにそれらの分布形を定めるパラメータも確率変数として取扱わねばならないときの、工学的決定をする方法 (統計的決定理論) の一つが、この Bayes の統計的決定理論である。

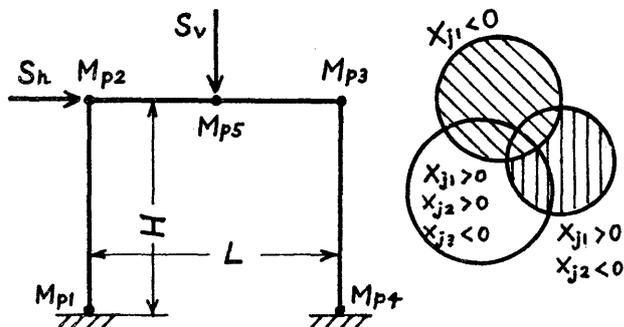


図7.8 Structure corresponding to Eq.[7.17] ~ Eq.[7.18]

これは直接観測されたデータを有効に利用する理論で、専門的情報と統計的データを組み合わせることが出来る。Bayes の理論を基礎としている。すなわち、A という観測結果が得られた場合、それから推定される仮定 H_i が成立する確率 (事後確率) $P(H_i|A)$ は、仮定 H_i が成立したときに A が観測される確率 $P(A|H_i)$ と、最初に専門的情報等から与えた H_i が成立する確率 $P(H_i)$ の積に比例する。

$$P(H_i|A) \propto P(A|H_i) P(H_i) \quad [7.19]$$

H_i については r 個の仮定 ($H_1, H_2 \dots H_r$) が考えられるとすると、

$$\sum P(A|H_i) P(H_i) = P(A) \quad [7.20]$$

が得られる。

具体例で示すと、ある製品の破壊までの寿命は指数分布に従い、そのパラメータ $1/\lambda$ は専門的情報から 1000 時間 ($1/\lambda_1 = 1000$) であると思われる。 $1/\lambda$ がこの値であり (仮定 H_1) その確率 $P(H_1)$ は 0.9, パラメータが他の値たとえば 100 時間 ($1/\lambda_2 = 100$) である (仮定 H_2) 確率 $P(H_2)$ は 0.1 であるとする。

この製品 1 個をとり出して、300 時間の試験をしたところ破壊しなかったとする。(事象 A) 指数分布においてパラメータが λ_1 のとき、寿命が 300 時間以上である確率は $\exp[-300\lambda_1]$ となる。それぞれの場合の事後確率は、

$$\left. \begin{aligned} P(\lambda=\lambda_1|A) &\propto P(A|\lambda=\lambda_1) P(\lambda=\lambda_1) = \exp(-0.3) 0.9 = 0.247 \\ P(\lambda=\lambda_2|A) &\propto P(A|\lambda=\lambda_2) P(\lambda=\lambda_2) = \exp(-3.0) 0.1 = 0.005 \end{aligned} \right\}$$

λ がこれ以外の値をとることがないときは、上記の $P(H_i|A)$ の和は1になる。
したがって、

$$\left. \begin{aligned} P(\lambda=\lambda_1|A) &= \frac{0.247}{0.247+0.005} = 0.976 \\ P(\lambda=\lambda_2|A) &= \frac{0.005}{0.247+0.005} = 0.024 \end{aligned} \right\}$$

すなわち、観測結果をとり入れることによって、 H_1 の確率は0.9から0.976に増加し、 H_2 の確率は減少した。この考え方を分布に応用したBayesian分布を導入すると、荷重、強度だけでなくそれらの分布のパラメータの分布を含む信頼性解析ができる。

参考文献

- 1) J. B. Caldwell : Ultimate Longitudinal Strength, T. R. I. N. A. vol. 107, 1966.
- 2) 鋼船工作法研究委員会カ一分科会 : 日本鋼船工作法精度標準, 1973年版。
- 3) 大坪英臣 : 平板の弾塑性たわみ問題の一解法——とくに平板の圧縮最終強度について, 日本造船学会論文集第130号, 昭46年。
- 4) R. Bennet : Modern Ship Structural Philosophy, III. Loads.
- 5) A. Mansour : Approximate Probabilistic Method to Ship Longitudinal Strength, M. I. T. Report No. 73-8, 1973.
- 6) F. Moses, J. D. Stevenson : Reliability-Based Structural Design, Proceedings of A. S. C. E., 1970.
- 7) C. A. Cornell : Bayesian Statistical Design Theory and Reliability-Based Design, International Conference on Structural Safety and Reliability, Pergamon Press, 1969.

8 初期訂造時における電算機の利用

最近の船舶の建造にあたっては、引合毎に船主要求により船型を決定する方法を採る場合は少なく、手持ち標準船型の中から船主要求に近いものを選んで建造する場合が多い。従って標準船型を選定する場合の検討が重要となるが、一般にこのような検討は電算機を利用して行われる。

ここではこのような電算機による初期訂造の概要について述べ、さらに設計時に利用されている Total System の現状についても、その概略をとり纏めて述べる。

8.1. 初期訂造時における利用プログラム

初期訂造用プログラムを大別すると、次の2種類に分類される。

(1) 主要寸法、運航採算、その他初期訂造に必要な諸訂算を行なうための各種の個別プログラム。

(2) 個別プログラムを一貫処理するための総合訂算プログラム。

これらのプログラムは、それぞれ初期訂造時に必要に応じて随時有効に利用される。

個別訂算プログラムの主なるものとしては、次のようなものがある。

(a) 主要寸法決定プログラム

D.W, Speed, draft 等の主要な性能をインプットして建造コストが最小となる船型を決定するプログラムであり、コスト算定は標準仕様に対して行われるのが通例である。プログラムの詳細内容については、各社の考え方によって若干の相違はあるが、一般的には IMCO の Tank Size 制限も考慮し得る内容のものとなっている。

(b) 運航採算訂算プログラム

船価, Speed, 航路等をインプットして輸送コスト, 資本回収率等を求めるプログラムである。

(c) その他の訂造用諸訂算プログラム

訂造線図, ハイドロ訂算, 速力と所要馬力, タンク容積, トリム訂算, 初期縦強度訂算, 船殻部材寸法訂算, 鋼材重量推定, その他所要の訂造用諸訂算を個別に行なうプログラムである。

実際の検討手順としては、上記の個別訂算プログラムを使用して段階的に順次シリーズ訂算を行ない、それらの中から最も経済的な船型を選択採用して、それによって総合プログラムにより最終的に一貫訂算による Check を行なう方

式を採るものと、初期から一貫処理プログラムを適用して自動的に一貫計算を進めてゆく方式を採るものと两种方式があり、これらそれぞれの方式のプログラム例をブロックダイアグラムで示すと 図 8.1. ~ 8.3. のようなものがある。なお、後者の一貫処理方式においては、中間段階で適当に必要なデータをアウトプットし得ることは勿論である。

図. 8.1. MULTI-STEP INITIAL DESIGN SYSTEM.

図. 8.2. TOTAL INITIAL DESIGN SYSTEM (1)

図. 8.3. TOTAL INITIAL DESIGN SYSTEM (2)

(別紙)

8.2. 強度解析用 Total System の現状

ここで述べる Total System とは、波浪中における船体の諸応答を求めるための Total System を指しており、その他の分野のものについては採り上げない。

当委員会では、現在各社で保有している Total System の概要を把握するため、アンケート方式により各社で現在保有しているプログラムおよび、その将来計画について調査した。

アンケートは任意の9社に対して行われたが、その結果によると、訂算法はすべてストリップ法が採用されているが、求め得る応答関数の内容、統計処理および強度解析プログラムとの一貫性の面では、各プログラム間でお互いの差がある。また、統計処理に使用される Wave Spectrum は、大部分のプログラムが短期分布に対しては ISSC 発表のものを、長期予測に対しては Walden 発表のものが採用されているが、1社のみが長期予測に対して福田敏俊の方法を採用している。

いまこれらの概要を纏めると表 8.1. のようになる。

表. 8.1. Total System の現状

(別紙)

これらの Total System は、一部のものを除いて大部分のものが主として新船型および特殊船(例えば LNG 船等)の解析に使用されており、日中の設計作業にはあまり使用される。通例は、従来の個別プログラムによる部分解析のみが行なわれているようである。

将来計画については、各社ともすべて、全運動成分、全応答関数、波浪外力および変動水圧分布を求め、さらに、統計処理および船体強度解析(縦強度および横強度解析)までの全行程を一貫処理し得るプログラムの完成を期しているようである。

表. 8.1. TOTAL SYSTEM の現状

プログラムの 一貫性	(1) 船体運動, 応答関数, 統計処理(短期, 長期)および 縦強度解析(FEM)まで一貫処理可能なもの。 ----- 1社	
	(2) 船体運動より統計処理(短期, 長期)まで一貫処理と し, 強度解析は別プログラムによるもの。 ----- 4社	
	(3) 船体運動および応答関数のみを一貫処理とし, 統計処理 (短期, 長期)および強度解析は, それぞれ別プログラムによるもの。 ----- 2社	
	(4) 船体運動およびその統計処理(短期)のみを一貫処理と し, 他はすべて個々の別プログラムによるもの。 ----- 1社	
	(5) 船体運動のみを求め, 他はすべて別プログラムによるもの。 ----- 1社	
求め得る 応答関数	船体運動	(1) 6成分の全てを求め得るもの。 ----- 5社
		(2) 5成分(Surge以外)を求め得るもの。 ----- 3社
		(3) 3成分(Pitch, Heave, Rollの3成分)を求め得るもの。 ----- 1社
	縦曲げモーメント および 剪断力等	(1) 縦曲げモーメント(上下, 水平), 剪断力(上下, 水平), 捩りモーメント および縦方向軸力の全てを求め得るもの。 ----- 1社
		(2) 縦曲げモーメント(上下, 水平), 剪断力(上下, 水平), 捩りモーメント を求め得るもの。 ----- 5社
		(3) 縦曲げモーメント(上下), 剪断力(上下)のみを求め得るもの。 ----- 1社
		(4) 上記の何れの項目も求め得ないもの。 ----- 2社
	波浪外力 および 変動水圧	(1) 相対水位および変動水圧分布を求め得るもの。 ----- 2社
		(2) 変動水圧分布のみを求め得るもの。 ----- 3社
		(3) 上記の何れの項目も求め得ないもの。 ----- 4社
	既存の強度解析用 プログラム	(1) 縦強度解析用 FEM(平面, 立体)プログラムを有するもの。 ----- 1社
		(2) 横強度解析用 FEM(平面, 立体)プログラムを有するもの。 ----- 3社
(3) 横強度解析用 FEM(平面)プログラムを有するもの。 ----- 1社		
(4) 骨組解析(平面, 立体)プログラムを有するもの。 ----- 2社		

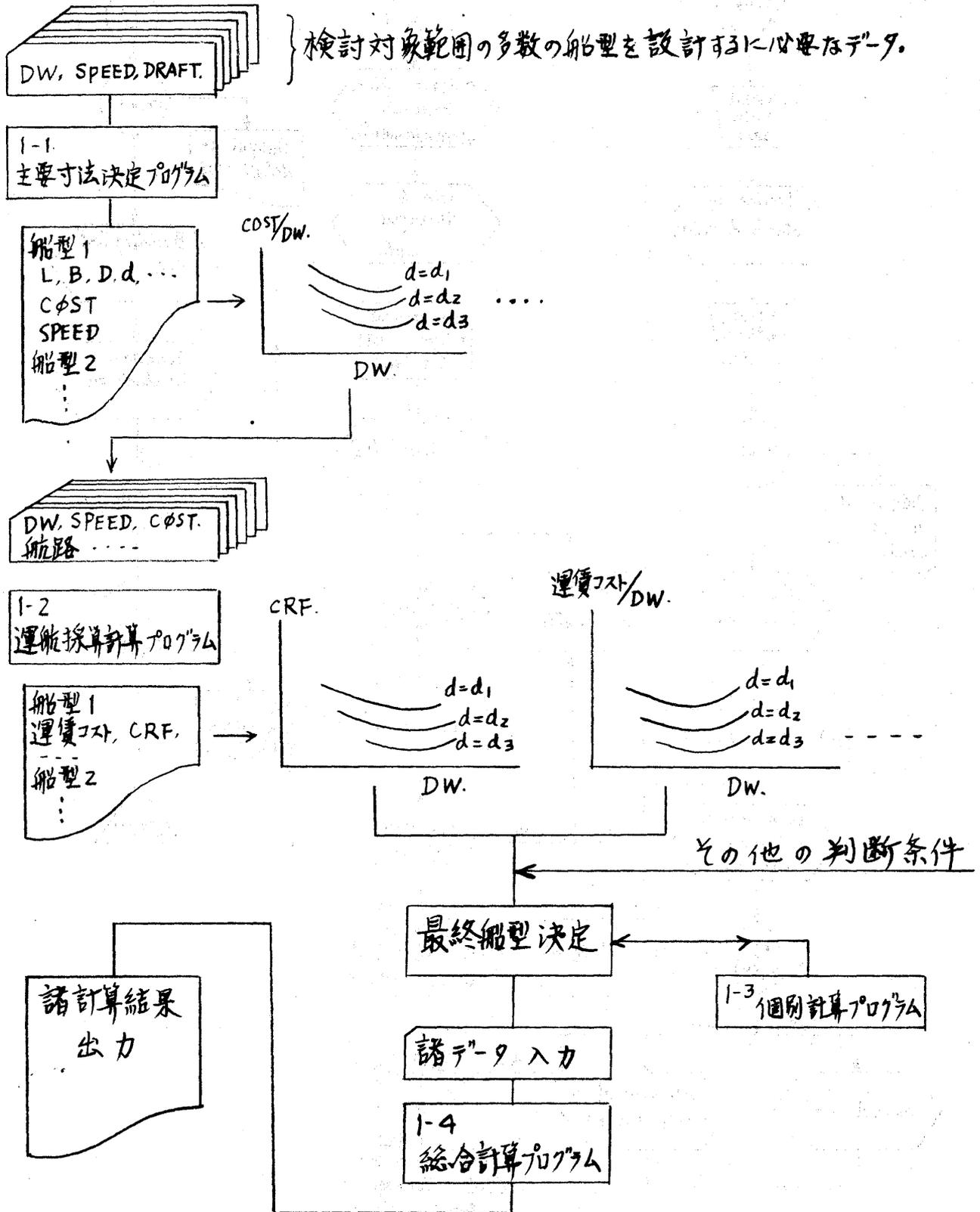
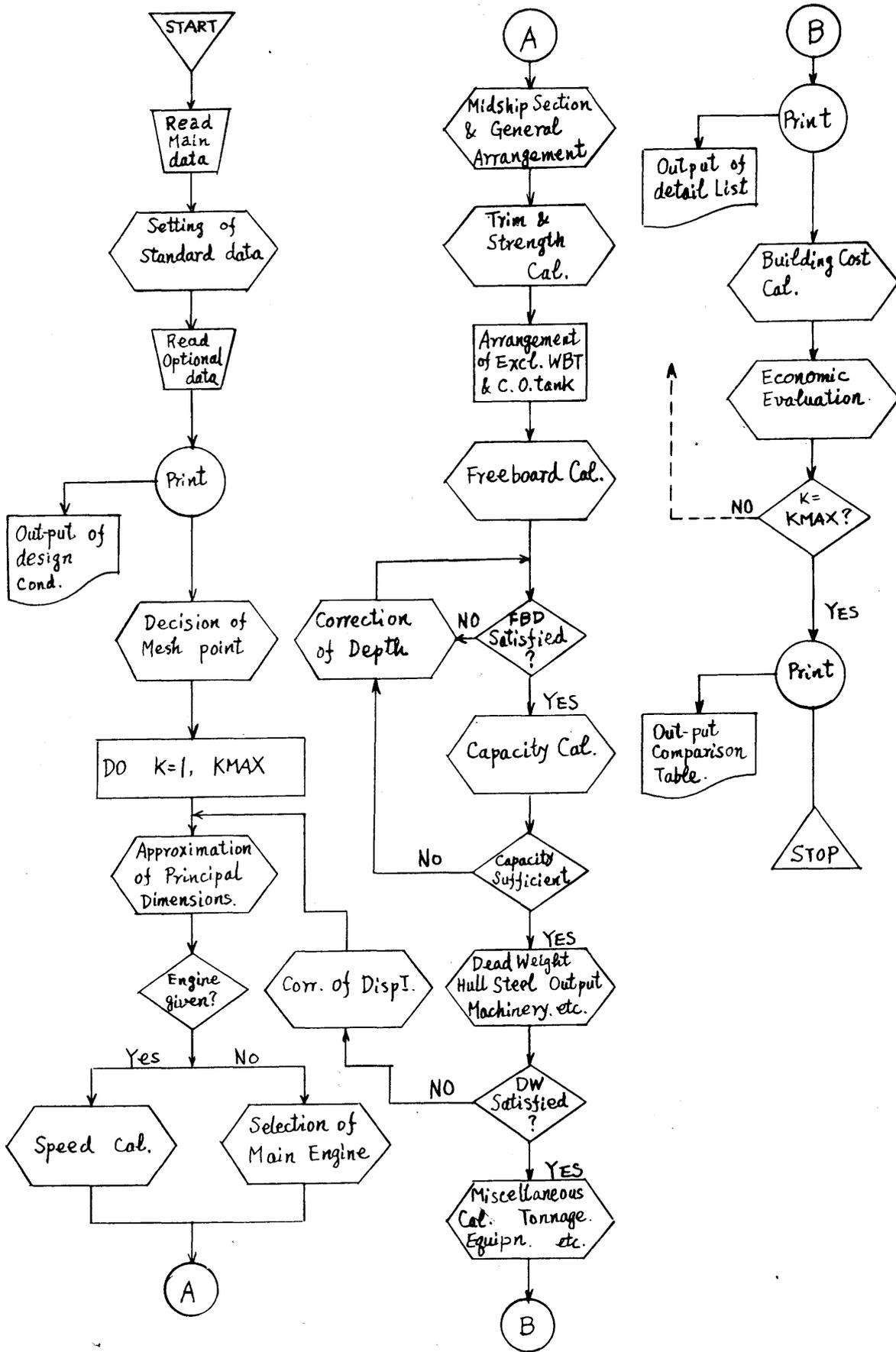
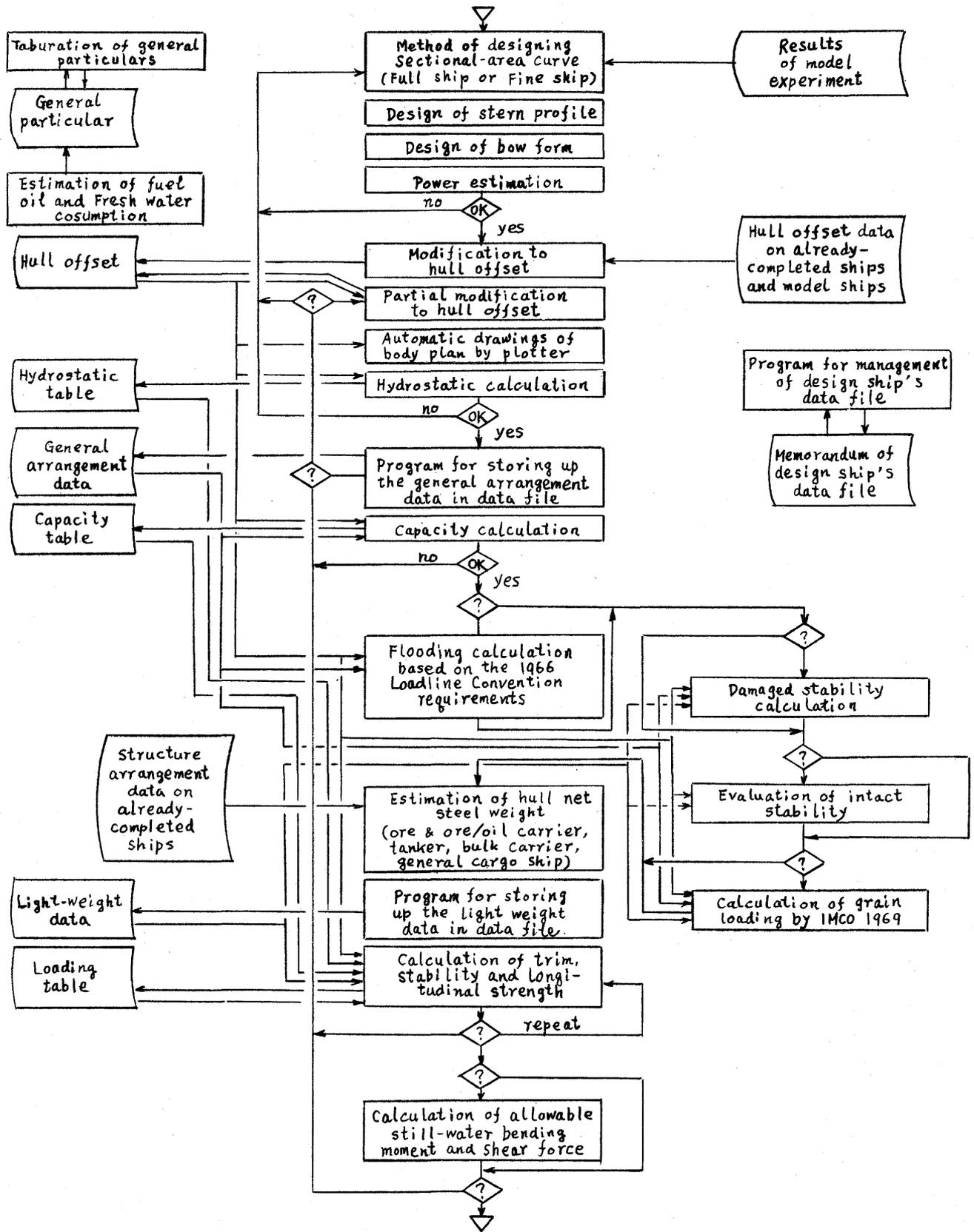


図 8.1. MULTI-STEP INITIAL DESIGN SYSTEM.



8.2. TOTAL INITIAL DESIGN SYSTEM.



8.3. TOTAL INITIAL DESIGN SYSTEM.