The Society of Naval Architects of Japan

(昭和 41 年5月造船協会春季講演会において講演)

船舶建造時における船体変形の研究 (第6報 完結)

正員 小 田 道 隆*

The Deformation of Ship's Hull under Construction (No. 6, Final)

By Michitaka Oda, *Member*

Summary

This final report concerns the problem of deformation on the propulsion shafting.

First, from the results observed in actual vessels on berth, it will be shown that the amount of eccentricity of stern tube bossing when plotted against progress of work differs a little with the size of vessel. And the data on this eccentricity on one vessel may be applicable to its sister ship with a considerable accuracy.

Secondly, the relation between the amount of vessel's deformation such as stern rising and the vessel's scantlings, the berth foundation rigidity, and construction seasons will be discussed.

Regarding this problem, some experimental model tests and theoretical investigation were carried out. The conclusions are as follows ;

(1) The amount of stern rising due to main deck butt welding is decreased as the vessel's breadth, depth, and plating thicknesses are increased among which the influence of depth is most predominant.

(2) The amount of vertical bending deformation is decreased as the supports and/or berth foundation on which the vessel is being built become more rigid.

(3) The amount of vertical bending deformation is increased to a far greater degree when the vessel is water born than on building berth.

It follows from the aboves that the small, fine, thin vessel, if she is afloat, tends to deform easily by main deck welding, while the large vessel hardly deforms.

(4) The climatic conitions hardly affect the amount of stern rising because the temperature difference between main deck and bottom is very small during summer and winter.

Finally, from the actual vessel's service records, it will be shown that ore carriers and oil tankers tend to deform sagging when they are loaded. It is presumed, however, that even this heavy sagging condition will have only little affect on the deformation of propulsion shafting if the vessel is built with engine aft and the loading is mainly on the tanks or holds in way of vessel's parallel part.

1 ま え が き

本報では，軸心変形に関する実船計測結果，模型実験結果，理論的考察について述べる。

実船計測はボス後端と主機据付位置を基準点としたときの，スタンチューヴ前端隔壁位置における軸心の下り量の測定結果を示す。また，工程の進捗に伴なう船尾船底の船底～船台間距離の変化の計測結果を示す。

模型実験および理論的考察は，主として溶接による箱型船の上下わん曲および収縮変形に対する船の深さ，幅，

原稿受付 昭和 41 年1月 10 日

* 三菱重工業横浜造船所

NII-Electronic Library Service

The Society of Naval Architects of Japan

板厚などの影響について調べた結果について記す。

2 同型船における軸心の上下変形に関する実船計測

2·1 スタンチューヴの傾斜（軸心の偏心 E）

第4報において船尾船底の上下方向のわん曲変形の実測結果を述べ，とくに，ボス後端と主機台中心位置を基準としたときの，スタンチューヴ前端隔壁位置における船底（あるいは軸心）の下り量E（第4報，図・11）を示した。

本報では，この下り量Eについてさらに説明する（図·1）。図·2～図7はいずれもEの測定結果である。図中，細い実線はキール下面に取付けたスリットと光の見透しによるキールのわん曲に関するものであり（図·1のE_1），点線はキール下面と船台との距離の変化によるものである（図·1のE_2）。さらに，太い実線は軸心のわん曲に関するものである。（ピアノ線またはトランシットによる。図·1のE_3）。計測時の基本点の位置(Frame Station) については，E_1 と E_2 に関しては一致しているが，E_3 は少しズレているものもある。

結果的には3者とも少しずつ異なつた値となるが，大体同じ傾向を示している。図·2，図·3 は 5万t鉱石船

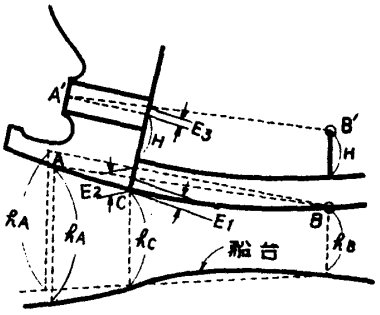


図 1 偏心Eの説明

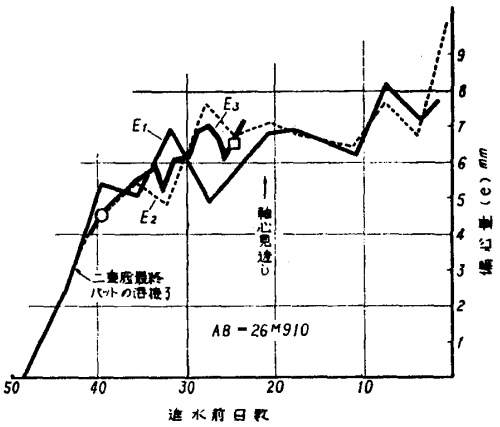


図 2 軸心の変形（S 27）

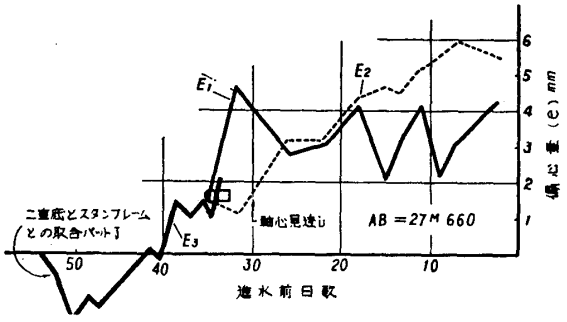


図 3 軸心の変形（S 28）

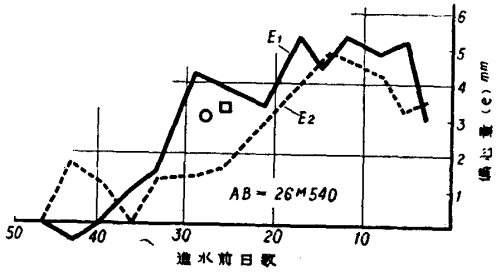


図 4 船尾船底の変形（S 63）

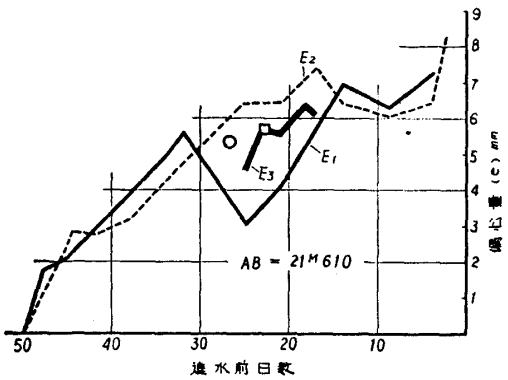


図 5 船尾船底の変形(S 83)

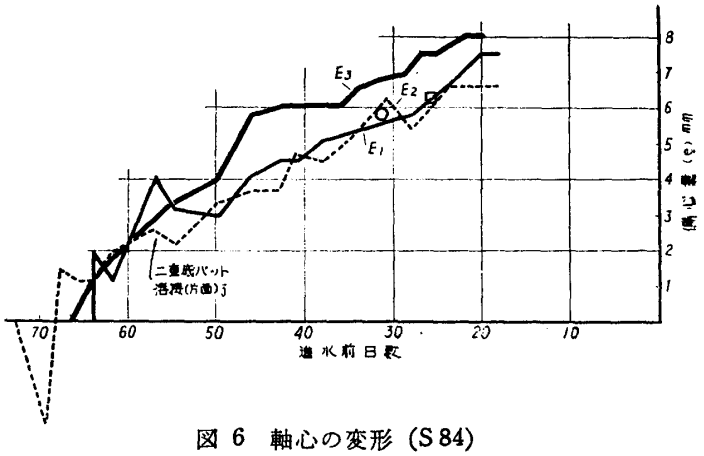


図 6 軸心の変形（S 84）

NII-Electronic Library Service

The Society of Naval Architects of Japan

であり，図·4 の S 63 は第 4 報に示したタンカー S 61，S 62 と同型船である。また図·5，6，7 はそれぞれ $L=160$m の漁工船 S 83，S 84，S 85 であつてこれら 3 船も互いに同型船である。

図·2～図·7 から（第 4 報，図·11 も考慮して）上記 E の値は大体下記のようにまとめられる。

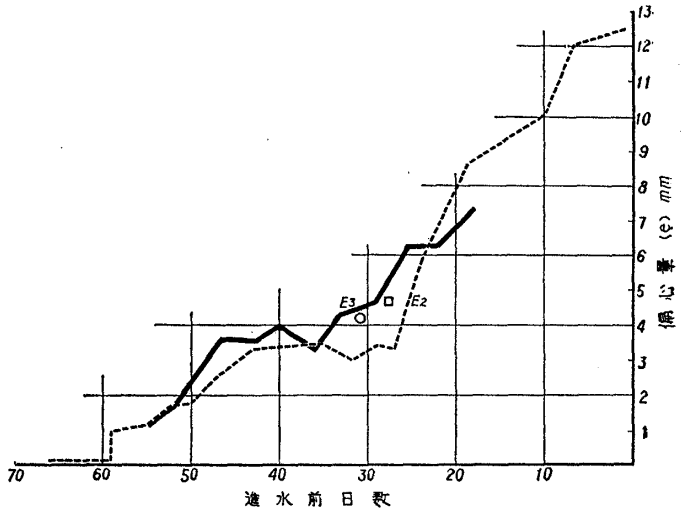
（1） UPP. DK のブロック継手の溶接(片面)終了時から進水までの E の増加 e_1 は

$$e_1 \fallingdotseq 1.5\,\text{mm} \qquad (1)$$

（2） 二重底の溶接（船底および内底板のブロック継手）終了後，進水までの E の増加 e_2 は

$$e_2 \fallingdotseq 6.5 \sin \frac{\pi(a-x)}{2a}\,\text{mm} \qquad (2)$$

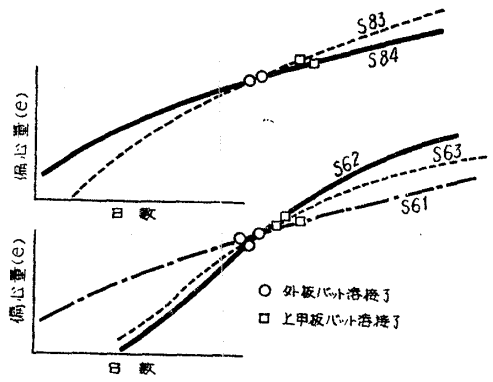
ただし，a は二重底の溶接終了後，進水までの日数。x は進水前日数。



図·7　軸心の変形（S 85）

同型船についての E の値の変化は，第 4 報，図·11 に示した S 61，S 62 と本報，図·4 に示した S 63 の 3 隻の同型船については略々同じであり，さらに本報，図·5～図·7 に示した S 83～S 85 の 3 隻の同型船同志についても同様である。このことは，同型船を建造する場合には，軸心の変形に関する前船の資料はかなりの精度をもつて次船に適用できることを意味している。

しかし細かく調べると，同型船でも工期が異なるときは 1 つの時点（例えば二重底溶接終了日とか Upp. DK 溶接終了日）における E の増加の tangent は必ずしも等しくはない。図·8 は上述の同型船の E の傾斜を示したものである。すなわち，側部外板のブロック継手の溶接（片面）終了日（○印）および機関室 Upp. DK のブロック継手の溶接（片面）終了日(□印)を合わせて，その時点における E 曲線の tangent をみたものであるが，短期建造の場合には E 曲線の傾斜が大きくなつている。これは長期建造の場合には，例えば二重底などの溶接工事はほとんど終つてから外板，中甲板へかかり，それが固まつてからさらに上甲板へという過程をとれるが，工期が短かいと搭載ピッチが急になり，あちこちに手を散らす関係で，例えば Upp. DK 溶接（片面）終了の時点でも，二重底のブロック継手の裏溶接，内部材の溶接などが相当に残つているため，船底の変形が続行しているためではないかと思われる。



図·8　同型船における偏心量（e）の増加の割合

一方，船の大小に関係なく，船台上では E の値が（2）式で近似されるということは，後述するように船台上では船の I の影響が減殺されることにもよるが軸系長さ（図·1 の A，B 間距離）が小型船では小さいことも原因の 1 つであろう。すなわち，短かいスパンで E が等しいということは小型船の方がわん曲が激しいことを意味する。これは第 1 報 2·1 で述べたように，小型船の方が船底の収縮歪（圧縮応力）が大型船より大きいことと関係があるものと考えられる。

2·2　船尾船底の吊上りと変形の要素

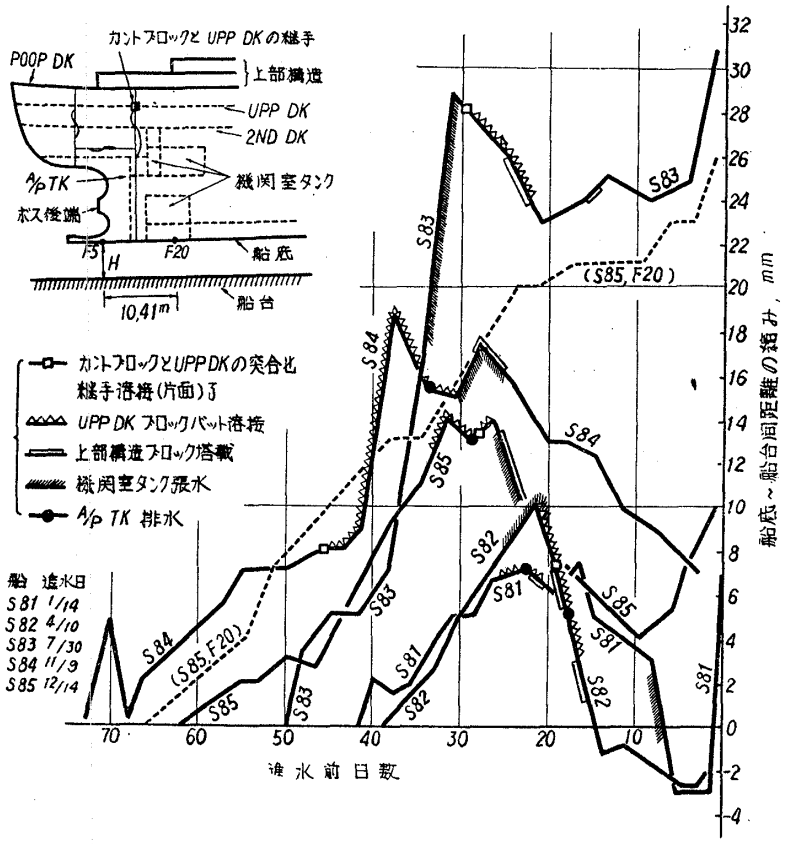
つぎに軸心変形に関連して，同型船における船尾船底（キール）の船底～船台間距離の変化と，その変形を起こす要素について述べる。船台上工事の進捗に伴う船底～船台間距離の変化（一般には縮み）についてはこれまでにも述べたが，船台自体も沈下するので，船底～船台間距離の変化からだけでは船底のわん曲変形を正確に把握することはできない。しかし，船尾の吊上りに及ぼす諸要素の比重をみるには役立つ。とくに同型船についての資料があれば（各船の工程は全く同じにはならないのが普通であるので）おのおのの要素の影響度をとり出

NII-Electronic Library Service

The Society of Naval Architects of Japan

すことができる。

図·9 は 2·1 で示した同型船 S 83～S 85 に加えて，さらに同型船2隻（S 81, S 82）の合計5隻の同型船についての船底～船台間距離の縮みを示したものである。計測位置はボス後端，Fr. 5 であるが，S 85 については Fr. 20 におけるものも併せて示してある。Fr. 20 の資料を選んだのは，機関室内で最大の沈下が，5隻とも，Fr. 20 附近で起きていることによる。Fr. 20 における船底～船台間距離は，二重底のブロック継手の溶接が終つたときに計測を開始すると，以後進水まで船底は沈下する一方であり，この傾向は5隻とも大体同じであつた。この傾向については⊠附近のタンク下の船底の横方向の沈下として前にも述べた（第2報，図·4)。



図·9 ボス後端位置における船底～船台間距離の縮み量
(S 81～85，同型船)

図·9から分るように，船尾端附近（例えば Fr. 5）の沈下は不安定であつて，建造初期においては船底は沈下を続けるが（これは明らかに搭載ブロックおよび水張りの重量のためである)，ある時期を過ぎると逆に浮上を始めるようになる。Fr. 20 が安定した沈下を続けているので，Fr. 5 が浮上を始めると，Fr. 20 を基準としたときの船尾（Fr. 5）の吊上り量は目立つて増加することになる。（スタンチューヴは船首下りの傾斜の傾向が強まることになる。)

船尾附近での船底～船台間距離が大きくなる（吊上りが生じる）主な原因としては

（1） 溶接（収縮力)

（2） ブロック搭載（Fr. 5 より船首部に搭載される上部構造の重量)

（3） 水張り（Fr. 5 より船首部にある機関室内の小タンク群の張水重量)

（4） A/P TK の排水（(Fr. 5 直上タンクの荷重の除去)

が考えられる。（このほか，前にも述べたスタンフレーム上下ガジョン間鋼製支柱の取外し，盤木の増減，気温の影響なども考えられるが，これらの要素は図·9に示されたような長期間にわたつて影響を及ぼすとは考えられないので除外した。）そこで，図·9にはそれぞれの要素が作用した時期あるいは期間を記入してみた。

図·9から分るように，船尾の吊上りが生じる時期から進水までの約1ケ月間は，これらの要素が揃つて作用

NII-Electronic Library Service

The Society of Naval Architects of Japan

しているので，船尾浮上の原因が果してどの要素によつてひき起こされたかを判別するのはかなり困難である。しかし，図·9 を注意ぶかく眺めると船尾浮上に寄与したと考えられる要素は（1）溶接および（2）上部構造の搭載の2つであると考えられる。

溶接の中でも，カントブロックと Upp·DK の取合いの突合せ溶接は必ずしも主な要因ではなくて，機関室の溶接作業全体が効いていると考えられるのである。というのは，図·9 には示してないが，Upp. DK ブロックのブロックバット（スキンプレート）の突合せ溶接にひきつづいて（あるいは平行して）内部材の溶接が行なわれる期間があり，これは進水直前まで継続されているのであるが，DK（Upp. DK, 2ND DK など）のスキンプレートの溶接が終つても船尾浮上が始まつていない船もあるので，これを説明するには，スキンプレート以外の内部構造の溶接の効果としか考えられない。

また，上部構造の搭載は，図·9 でみると，どの船についても常に船尾浮上と関連しているので，これは吊上りの因子として有意であるとみなすべきであろう。思うに，上部構造は Fr. 5 よりずつと船首側に搭載されるため，盤木反力の関係で船尾は却つてもち上げられることになるためであろう。そして（1）と（2）のどちらが影響力が大きいかといえば，図·9 で船尾浮上が続いている期間からいつて，やはり溶接の方が大きいと考えられる。

大型船ではボス後端位置における船底の浮上は僅かであつて（例えば第3報，表·1参照），このような大型船では船尾船底のわん曲変形に関しては工程初期に行なわれる船底に近い個所の溶接の影響は強く受けるが，進水日近くに行なわれる DK の溶接の影響はほとんど受けない。しかし，図·9に示した薄肉小型船のような場合には DK（内部材を含む）の溶接の影響をかなり強く受けるために，船尾の浮上（従つて船尾船底の上下のわん曲変形）が進水間際まで持続するのであると解される。

3　溶接による船体の上下わん曲変形と船体の幅，深さ，板厚などとの関係

前報までは1つの船に関して荷重，温度差，溶接，歪取りなどの変形の要素の影響を調べてきたが，本報では，1つの変形の要素（ここでは溶接）に関して船体の寸法（幅，深さ，板厚など），盤木配置，建造季節が変化することによつて船体の変形量がいかに変化するかについて行なつた模型実験の結果と理論的考察について述べる。船体の変形は船底の上下方向のわん曲と船首尾方向の収縮について調べた。

3·1　溶接による変形に関する模型実験　（幅，深さ，板厚の影響。DK と外板取合部の歪分布。溶接の重畳）

第4報では一定の寸法の模型について，溶接個所の相違による変形量の変化に関する実験結果を示したが，本報では，まず，溶接個所はそれぞれ同じであるが幅，深さ，板厚を異にする箱型模型について収縮量，吊上り量の測定結果を示す。次に，DK の突合せ溶接による各部（とくに外板と DK 取合部の剪断力の分布の調査を主眼とした）の歪分布の測定結果を示す。

そして最後に，DK の突合せ溶接が重畳されたときの歪分布の変化について記す。なお，この実験では，溶接と歪取りの影響力の差をみるために，溶接後に線焼き（水冷）を行なつて変形量の変動も調べた。

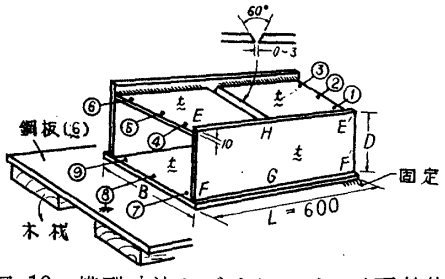
3·1·1　変形に対する幅，深さ，板厚の影響　試験材の寸法およびダイヤルゲージ取付位置は表·1および図·10 に示すとおりである。

F′ 点はタック溶接により基礎に固着。突合せ溶接（DK 中央）は手溶接後水冷（要領は第4報と同じ）。多層溶接のときは各層ごとにスラグ除去を実施，最終層の溶接終了直後に水冷。

試験材	t	D	B
No.1 (1′)	6	100	200
2	6	100	400
3	6	400	400
4 (4′)	12.5	100	200
5	12.5	400	200
6 (6′)	20	100	200
10	6	100	200
11	6	100	400

(L = 600mm)

表·1　試験材寸法 (mm)



図·10　模型寸法とダイヤルゲージ取付位置

DK およびボトムの，外板寄りのコーナーに沿つた収縮量およびボトムの端における吊上りの量についての測定結果を表2に示す。

表·2の結果は模型の数も少なくバラツキも大きいが，種々の t, $B.D$ に対する吊上りの量 δ だけをグラフにしてみると図·11～図·13 のようになる。

図·11～図·13 をみると，DK の突合せ溶接による船底の吊上りに関して下記のことがいえる。

NII-Electronic Library Service

The Society of Naval Architects of Japan

表・2 溶接による収縮（模型実験）

	試験材	溶接又は線焼きの時間（スラクとり含む）	伸縮 mm（－が縮み） DKサイド(A) ①+④	DKサイド(B) ⑤+⑥	DKサイド(平均) (A+B)/2	DK 七 ②+⑤	ボトムサイド (②+⑥)/2	ボトム吊上り mm ③ (＋が上り)
溶接	No. 1	1m 20sec	-0.64	-0.68	-0.66	—	-0.255	+1.47
	1′	1-55	-0.68	-0.64	-0.66	—	-0.225	+1.66
	2	2-27	-0.25	-0.34	-0.30	-0.67	-0.055	+0.42
	3	3-52	-0.51	-0.45	-0.48	-0.70	+0.015	+0.04
	4′	5-30	-0.50	-0.52	-0.51	—	-0.250	+1.24
	5	6-30	-0.19	-0.21	-0.20	—	-0.010	+0.09
	6	11-35	-0.72	-0.68	-0.70	—	-0.195	+1.00
	6′	12-45	-0.23	-0.30	-0.26	—	-0.110	+0.44
線焼	No. 1	1-20	+0.01	+0.01	+0.01	—	+0.020	-0.06
	4	5-20	+0.05	-0.095	-0.025	—	+0.010	-0.01

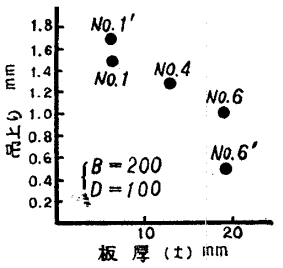
1）板厚 t が増すと δ は減少する。

2）深さ D が増すと δ は著しく減少する。（ボトム・サイドの収縮量も激減する。）

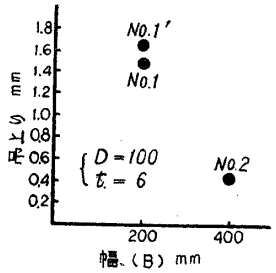
3）幅 B が増すと δ は減少する。

ただし 3）については，B が増すとDKサイドの収縮量も減少しているが，後述の歪計測では逆の結果が出ている。

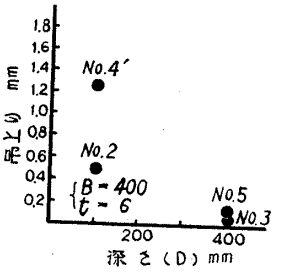
一方，この実験ではDKの突合せ溶接（水冷）終了後，突合せ溶接部をガス・バーナーで線焼き，水冷を行なつた。その結果は表・2の下段に示すとおりである。線焼きによる単位時間当りの入熱量は溶接による入熱量の 1/2.3 であつたが，船首尾方向の収縮に関しても，上下方向の吊上り量に関しても，線焼きの影響は突合せ溶接の影響に比べると小さいことがわかる。（第4報，p. 132 参照）



図・11 板厚と吊上り量

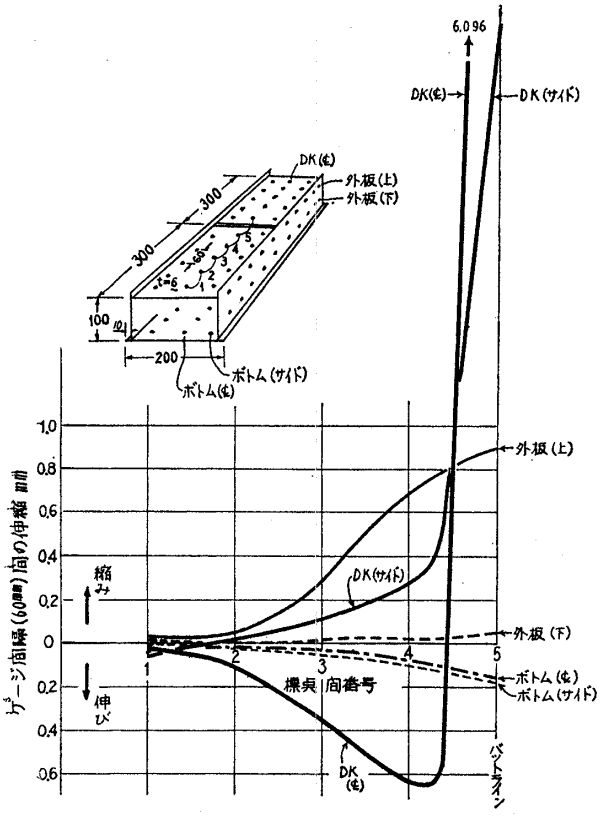


図・12 幅と吊上り量

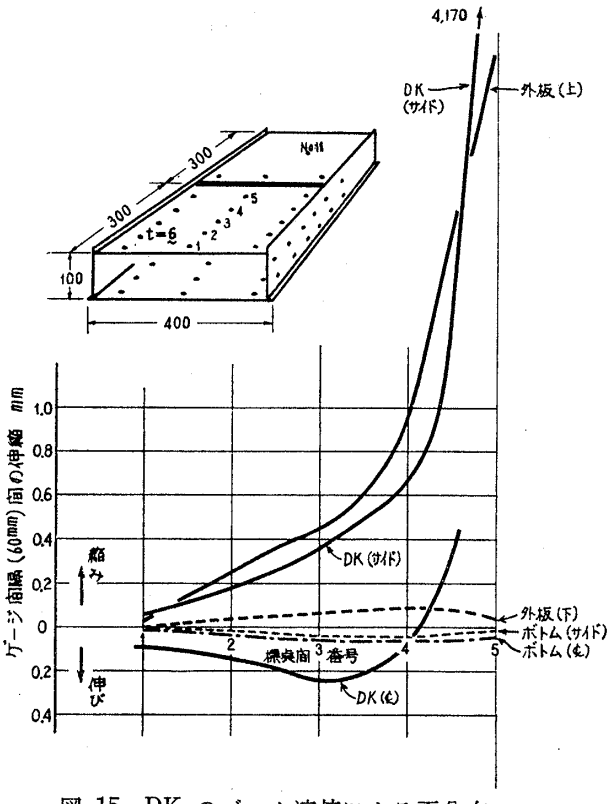


図・13 深さと吊上り量

3・1・2 **DK の突合せ溶接による歪分布** 模型 No. 10, No. 11 につき，図・14, 15 の左上に示すように，DK,



図・14 DK のバット溶接による歪分布（幅 200 mm）



図・15 DK のバット溶接による歪分布（幅 400 mm）

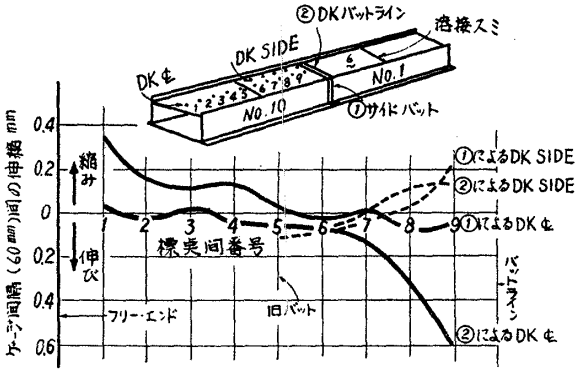
NII-Electronic Library Service

The Society of Naval Architects of Japan

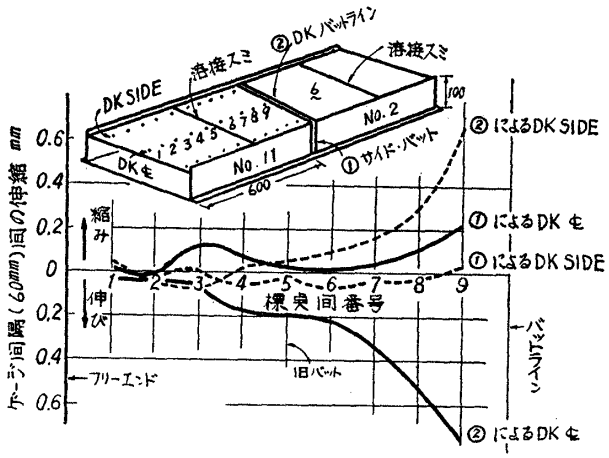
外板面に関しコンタクト・ストレンゲージ（ポール間隔 60 mm）を用いて船首尾方向の歪分布を計測した。DK，ボトムはそれぞれ3列，外板は片玄各2列とした。計測結果（前後，左右の平均値）をグラフで示すと図・14，図・15 のようになる。

この結果をみると，No. 10，11 の両者とも傾向は似ているが，幅が広くなると DKも の伸びが減少し，DK サイドの縮みは増加している。外板上部はいずれも縮みであり，DK 幅の広い方が顕著である。DK サイドおよび外板（上）の両者とも収縮を示し，突合せ継手の近傍を除けば大体直線的である。これは，武藤氏らの行なつた，上甲板の突合せ接接による船首尾方向の歪分布[1]と大体似ている。

3·1·3 DK の2本目の突合せ溶接による歪の重畳　DK の1本の突合せ溶接による歪分布は 3·1·2 で明らかとなつたが，突合せ溶接が重畳されたときの歪の増減をみるために，先に使つた模型，No. 10×No. 1 および No. 11×No. 2，を再び用いて，それぞれをさらに突合せ溶接したときの歪の計測結果を図·16，図·17 に示す。歪量はこの新しい突合せ溶接によるものだけあつて，前に発生した旧突合せ溶接による歪は除外してある。すなわち，歪は，新しい輪切り突合せに対し，ボトムの突合せ溶接終了時の状態を基準（零）とし，まず外板の突合せ溶接①による歪を示し，次に DK の突合せ溶接②による歪分布を示す。



図·16　外板および DK のバット溶接による DK の歪分布（幅 200mm）

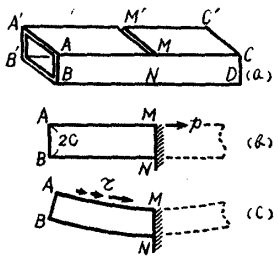


図·17　外板および DK のバット溶接による DK の歪分布（幅 400 mm）

図·16，17 を見てもわかるように，DK の新しい突合せ溶接により DKも には伸びが生じ，DK サイドには縮みが生じる。これを 3·1·2 と考え合わせると，DKも の引張応力および DK サイドの圧縮応力は DK の新しい突合せ溶接によつて累加されることがわかる。（図·16，17 のゲージ間隔の9番目は図·14，15 のゲージ間隔の4番目に相当することに注意）。ただし，その歪の累加も溶接部の近傍を除いては略々直線的であり，溶接部附近の歪の累加の量は1本目の溶接による歪量と余り変らないが，溶接部から遠い所になると歪の累加の量が減少してゆくことがわかる。

3·2 理論的考察

図·18（a）に示すような箱型船（中空梁）の DK 中央のバット MM′ を溶接したときの船底 BND の撓みを計算しようとする場合，バットに作用する収縮力を長手方向に一様に p であると仮定すると MN は不動（対称）につき図·18(b）のような構図となる。ところが，図·18(b）で普通の梁理論を適用しようとすると（着力点が M であるため）AM 間には曲げが生じないというおかしな結果が出る。（着力点がAであれば，もちろん，一様に曲げモーメント $p·c$ が作用することになつて円弧状の曲げ撓みが計算できる。）



図·18　外力の構図

この奇妙な現象は，普通の梁理論ではモーメント発生のメカニズムについては詮索しないことによる。すなわち，図·18(b）でいうと AM の水平移動ということは考慮されないことによる。もし AM の水平移動を考慮すると，当然図·18(c）のように辺 AM には剪断力 τ が発生するから BN は曲げ変形を起こす。従つてこの種の問題を取扱うには DK，外板，ボトムの各面について

NII-Electronic Library Service

The Society of Naval Architects of Japan

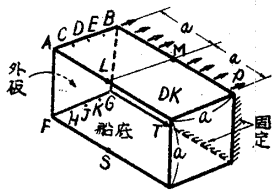
2次元問題的な取扱いをしてτを考慮する必要があるし，一般の梁理論を用いるとしてもτの分布を設定しなければならない。τの分布は一様引張力pが AM 間でどのような分散をしてゆくかという perturvation の問題に関係しており，一般には梁が中実であればpは着力点Mから（Aの方へ）遠ざかるに従つて exponential に急速に減衰してゆくが，中空の場合は薄肉になるほどpの影響が遠くまでおよび分布が linear（直線型）に近づく。

本報では，まず，中空梁の1つの場合につき DK，ボトム，外板の各面の接続を考慮した2次元問題としての解（応力函数）を“網の目”（net work）方式を用いて示し，次に，外板面だけについて上縁にτの分布を仮定したときの2次元問題の近似解を示す。そして梁の深さが深くないときは普通の梁理論が適用できることを確かめ，以降は，普通の梁理論を用いて B, D, t, k などの影響を計算することにする。

3·2·1 2次元問題としての考察

（a） 中空梁（“網の目”方式）

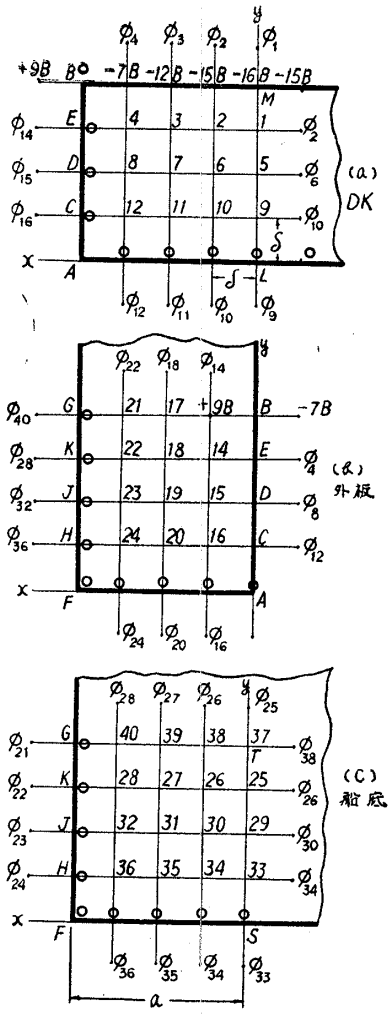
第5報では，外板1枚だけがある場合に外板上縁に抛物線分布の剪断力が作用するときの応力分布を“網の目”方式（第5報3）を用いて求めたが，本報では，DK，ボトムも考慮したときの応力函数（従つて応力）を求めてみる。



図·19 寸 法

中空梁の寸法は図·19 のとおりとし，DK に一様な分布力pが作用しているものとする。DK およびボトムと外板のそれぞれの接続点では，接続されているそれぞれの2つの平面の応力を相等しい（ただし $\sigma_x=0$）とするが，DK，ボトムの上下のわん曲による応力は考えていない。自重も盤木反力もないものとする。

応力函数φを求める“網の目”は図·20（a）～（c）に示すように割付ける。



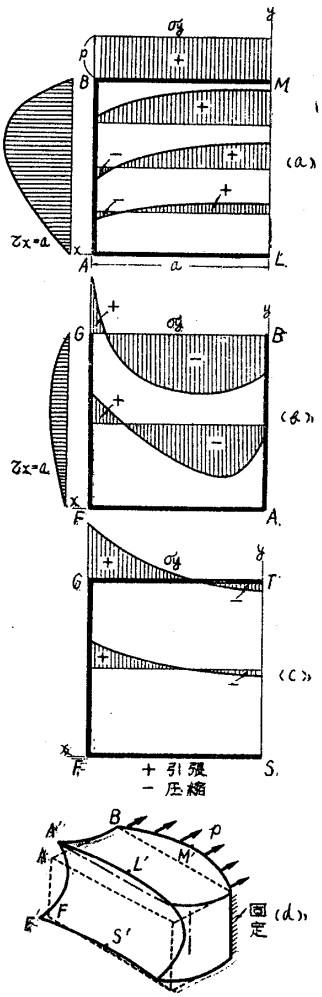
図·20 応力函数φの“網の目”

点	ϕ/B
1	−13.18
2	−12.32
3	−9.77
4	−5.56
5	−7.93
6	−7.39
7	−5.81
8	−3.24
9	−2.74
10	−2.55
11	−1.99
12	−1.10
14	+5.76
15	+2.90
16	+0.97
17	+7.58
18	+5.71
19	+3.15
20	+1.08
21	+3.68
22	+2.94
23	+1.69
24	+0.58
25	−0.64
26	−0.73
27	−0.99
28	−0.96
29	−0.40
30	−0.47
31	−0.64
32	−0.62
33	−0.09
34	−0.15
35	−0.24
36	−0.24
37	−0.77
38	−0.87
39	−1.14
40	−1.10

$\phi_{13}=9.00B$

$B=\frac{pa^2}{32}$

表·3 φの値



図·21 応力分布および変形

NII-Electronic Library Service

The Society of Naval Architects of Japan

DK の BM では $\partial\phi/\partial x=px$, $\phi=p(x^2-a^2)/2$ であるから $pa^2/32\equiv B$ とおくと $\phi_1\sim\phi_{40}(\phi_{13}=9B)$ は表·3のように求められる。ϕが分れば各点の応力はただちに求められる。すなわち，例えば点7については $\sigma_x=(\phi_3-2\phi_7+\phi_{11})/\delta^2$, $\sigma_y=(\phi_8-2\phi_7+\phi_6)/\delta^2$, $\tau_{xy}=(\phi_{10}-\phi_{12}-\phi_2+\phi_4)/4\delta^2$, ただし $\delta=a/4$ である。

σ_y を一部分だけ示したものが図·21（a）～（c）である。σ_x を無視すると y 方向の変位は図·21（d）のようになるであろう。すなわち，不動の断面 MBGT に対し，（1）点Aは近づく，（2）点Fは遠ざかる，（3）点Sは近づく，（4）点Lは近づく（ただし LM 間は σ_y は引張）

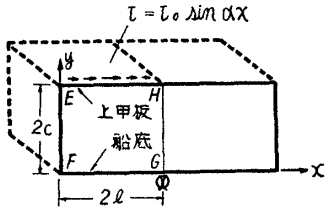
のような変位となるが，これは 3·1 で示した模型実験結果と似た傾向を示す。（図·14, 15 参照）

（b） 側部外板（2次元問題としての近似解）

第5報，図·3と同じ構図について考える。第5報では $\tau=\tau_0 x(2l-x)/l^2$ として“網の目”方式で解いたが，本報では図·22に示すように $\tau=\tau_0\sin\alpha x$（ただし $\alpha=\pi/2l$）として2次元問題として近似解を求める。応力函数ϕには適合条件を満足する，

$$\phi=\cos\alpha x(C_2 sh\alpha y+C_3 ych\alpha y+C_4 ysh\alpha y) \qquad (3)$$

を一まず選び，$y=0$ にて $\tau=0$, また $y=2c$ にて $\tau=\tau_0\sin\alpha x$ ならびに $\sigma_y=0$ とすれば，辺 EF で $\sigma_x=0$ という条件を満たせないほかは，全ての周辺条件を満足させることができる。このとき $x=0$ における $\sigma_x(\sigma_{x0})$ は，



図·22 寸法と外力

$$\sigma_{x0}=C_2\alpha^2 sh\alpha y+C_3\alpha(2\,sh\alpha y+\alpha y ch\alpha y)+C_4\alpha(2\,ch\alpha y+\alpha y sh\alpha y)$$

であるから，辺 EF で $\sigma_x=0$ とするために σ_x に $(-\sigma_{x0})$ を加えたものを改めて σ_x として採用する。（σ_{x0} は y に関して線型ではないから，ここで適合条件は最早完全には満足されなくなるがそれを無視しているわけである。この意味で，以下の解は厳密解ではなくなり，一種の近似解とみなされる。）そうすれば

$$\sigma_x=(\cos\alpha x-1)\{C_2\alpha^2 sh\alpha y+C_3\alpha(2\,sh\alpha y+\alpha y\,ch\alpha y)+C_4\alpha(2\,ch\alpha y+\alpha y\,sh\alpha y)\} \qquad (4)$$

$$\sigma_y=-\alpha^2\cos\alpha x(C_2 sh\alpha y+C_3 ych\alpha y+C_4 ysh\alpha y) \qquad (5)$$

$$\tau_{xy}=\alpha\sin\alpha x\{C_2\alpha\,ch\alpha y+C_3(ch\,\alpha y+\alpha y\,sh\alpha y)+C_4(sh\,\alpha y+\alpha y\,ch\alpha y)\} \qquad (6)$$

ただし

$$C_2=-\frac{2C\,ch\,2\alpha c}{(sh\,2\alpha c)^2-(2\alpha c)^2}\left(\frac{\tau_0}{\alpha}\right),\quad C_3=-\alpha C_2$$

$$C_4=\frac{sh\,2\alpha c-(2\alpha c)ch\,2\alpha c}{(sh\,2\alpha c)^2-(2\alpha c)^2}\left(\frac{\tau_0}{\alpha}\right)$$

を得る。（この結果は第5報，図·4 とよく似ている）。これから上下方向の撓み v は

$$\begin{aligned}Ev=&-\cos\alpha x\{C_2\alpha ch\alpha y+C_3(\alpha y\,sh\alpha y-ch\,\alpha y)+C_4(\alpha ych\,\alpha y-sh\alpha y)\}-\nu(\cos\alpha x-1)\\&\{C_2\alpha ch\alpha y+C_3(\alpha ysh\alpha y+ch\alpha y)+C_4(\alpha ych\alpha y+sh\alpha y)\}+\nu\{C_2\alpha ch\alpha y+C_3(ch\alpha y\\&+\alpha ysh\alpha y)+C_4(sh\alpha y+\alpha ych\alpha y)\}+(x^2/2)\{C_2\alpha^3 ch\alpha y+C_3\alpha^2(3ch\alpha y+\alpha ysh\alpha y)\\&+C_4\alpha^2(3sh\alpha y+\alpha ych\alpha y)\}-2lx(C_2\alpha^3+3\alpha^2C_3)+2l^2(C_2\alpha^3+3\alpha^2C_3)-\nu(C_2\alpha+C_3)\\&+(C_3-C_2\alpha)\end{aligned} \qquad (7)$$

F点の上り（$x=0$, $y=0$ での v）を δ_1 とし，$\nu=0.3$ とすれば，$C_3=-\alpha C_2$ の関係を用いて

$$\delta_1=-\frac{\alpha C_2}{E}(\pi^2+4)$$

$$\fallingdotseq\frac{27.6\,c\tau_0\sinh 2\alpha c}{E\{(\sinh 2\alpha c)^2-2\alpha c)^2\}} \qquad (8)$$

一方，普通の梁理論からは

$$\delta_2=\frac{3l\tau_0}{\pi c^2 E}\left(2l^2+\frac{8l^2}{\pi^2}\right)\fallingdotseq 2.7\frac{\tau_0}{E}\left(\frac{l}{c}\right)^2 l \qquad (9)$$

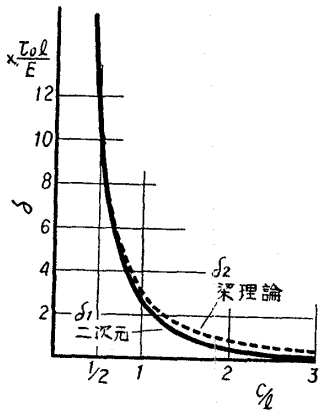
（8）と（9）とを比較すると図·23 のようになり，外板の深さが深くなると（c/l が大きくなると）δ_1 は δ_2 よりも目立つて小さくなるが $c/l<1$ のときは δ_2 の値，すなわち，普通の梁理論の値を用いても大差ないことがうかがえる。

3·2·2 基礎反力がない場合の幅，深さ，板厚の影響（梁理論による船底収縮，吊上りの計算）

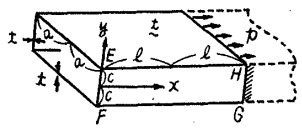
前述のように，外板については $c/l<1$ のときは普通の梁理論で十分であると考えられるので，ここでは $c/l\ll 1$

NII-Electronic Library Service

The Society of Naval Architects of Japan



図·23 (8), (9)式の比較



図·24 寸 法

の場合につき普通の梁理論を用いる。

(a) 船底の吊上り

図·24 で, p=一定のとき DK の応力分布は幅方向に一様ではないが, DK と外板との取合部で剪断力τは, $\tau=\tau_0 \sin \alpha x$ (ただし $\alpha=\pi/2l$) と仮定して計算する。また, 曲げモーメントはこのτによつて形成されるものを採り, 一方Iは全体のIをとることにする。そうするとx方向の任意の断面でのモーメントMは$M=2ct\int_0^x \tau_0 \sin \alpha x\, dx$であるから, 撓み$y$は

$$y=\mu\left(\frac{x^2}{2}+\frac{\cos \alpha x}{\alpha^2}\right)-2\mu l x+2\mu l^2+\frac{\mu}{\alpha^2} \tag{10}$$

ただし $\mu=\dfrac{2ct\tau_0}{\alpha E I_2}$, $I_2=4c^2t\left(a+\dfrac{c}{3}\right)$

$x=0$ でのyをy_1とすると

$$y_1 \fallingdotseq \frac{0.9\tau_0 l^3}{Ec(a+c/3)} \tag{11}$$

一方, 自重をwとすれば自重による $x=0$ での撓みをy_2とすると $y_2=-w(2l)^4/8EI_2$ であり鋼の比重を7.85とすれば $w=2(2a+2c)t\times 7.85\,\mathrm{kg/cm}$

であるから

$$y_2 \fallingdotseq -\frac{15.7(a+c)\times 10^{-3} l^4}{Ec^2(a+c/3)} \tag{12}$$

ゆえにpとwによるF点の撓み (吊上り) δは

$$\delta=y_1+y_2=\frac{0.9\tau_0 l^3}{Ec(a+c/3)}-\frac{15.7(a+c)\times 10^{-3} l^4}{Ec^2(a+c/3)} \tag{13}$$

(b) 船底の収縮

船底の平均応力σは曲げによる引張応力σ_1と平均圧縮応力σ_2との和である。

$$\sigma_1=\frac{2Mc}{I_2}=\frac{2c^2t\tau_0(1-\cos \alpha x)}{\alpha I_2},\quad \sigma_2=\frac{2t\tau_0}{\alpha A}(1-\cos \alpha x)$$

ただし $I_2=4tc^2(a+c/3)$, $A=2t(2c+a)$

であるから

$$\sigma=-\sigma_1+\sigma_2=\frac{2t\tau_0}{\alpha}(1-\cos \alpha x)(1/A-c^2/I_2)$$

船底の変位uは

$$u=\frac{2t\tau_0}{\alpha E}\left(x-2l-\frac{\sin \alpha x}{\alpha}\right)\left(\frac{1}{A}-\frac{c^2}{I_2}\right) \tag{14}$$

F点 ($x=0$) の収縮変位 u_0 は

$$u_0=\frac{4lt\tau_0}{\alpha E}\left(\frac{c^2}{I_2}-\frac{1}{A}\right) \fallingdotseq \frac{1.28l^2\tau_0}{E}\left\{\frac{1}{2(a+c/3)}-\frac{1}{a+2c}\right\} \tag{15}$$

ここで τ_0 を次のように定める。

$\int_0^{2l} \tau_0 \sin \alpha x = ap$ であるから $\tau_0 \fallingdotseq 0.785ap/l$, ここで τ_0 もpも降伏応力を越えないが, 何れか一方は降伏応力σ_eに達しているものとすれば

$$\left.\begin{array}{l} 1)\ \ 0.785\ a/l>1 \text{ のときは } \tau_0=\sigma_e \\ 2)\ \ 0.785\ a/l<1 \text{ のときは } \tau_0=785a\sigma_e/l \end{array}\right\} \tag{16}$$

と定める。吊上りδは自重による撓みを考慮する必要がないときは,

$$\delta=\frac{0.9\tau_0 l^3}{Ec(a+c/3)}=\begin{cases} \dfrac{0.9\sigma_e l^3}{Ec(a+c/3)} & \text{ただし}\quad a>1.28l \\ \dfrac{0.7a\sigma_e l^2}{Ec(a+c/3)} & \text{ただし}\quad a<1.28l \end{cases} \tag{17}$$

NII-Electronic Library Service

The Society of Naval Architects of Japan

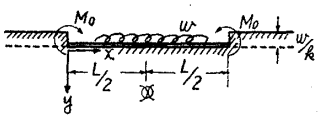
一方，船底の収縮 u_0 は

$$u_0=\frac{1.28l^2\tau_0}{E}\left\{\frac{1}{2(a+c/3)}-\frac{1}{a+2c}\right\}=\begin{cases}\dfrac{1.28\sigma_e l^2}{E}\left\{\dfrac{1}{2(a+c/3)}-\dfrac{1}{a+2c}\right\} & \text{ただし}\quad a>1.28l\\ \dfrac{a\sigma_e l}{E}\left\{\dfrac{1}{2(a+c/3)}-\dfrac{1}{a+2c}\right\} & \text{ただし}\quad a<1.28l\end{cases}\tag{18}$$

(17) より，長さ l が一定のとき，吊上り δ についていえることは（1）深さ c が深くなると δ は小さくなる。（2）長さ l に比べて幅 a が大きいときは a が大きくなると δ は小さくなるが，l に比べて a が小さいときは a が大きくなると δ はむしろ大きくなる。しかし a の変化による δ の変化は c の変化による δ の変化より小さい。これは 3.1 に示した模型実験結果と傾向が似ている。(17)，(18) 式には板厚 t の影響は入つてきていないが，模型実験結果からみると t が大きくなると δ も u_0 も減少する傾向にある。これは吉田氏らの完全拘束の実験[2]でも 3～4 層盛りのときの reaction stress が最大になつているから，板厚が 6 mm 位のところで τ_0 が最大値をとることによるのではないかと思われる。

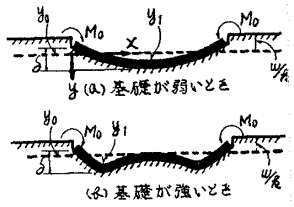
上式は簡単な仮定にもとづく結果であるが，実際には溶接による収縮力 p が継手に沿つて一様な引張力ということはないであろうし，溶接線方向（p と直角方向）にも降伏応力程度の圧縮力（残留応力としては引張り）が作用する。しかも変形は必ず塑性変形を伴なうからより正確な解析を行なうためにはこれらの点およびシヤ・ラグの影響（有効幅）をも考慮しなければならない。

3·2·3 基礎の強弱の影響　盤木，支柱の強弱，配置などによつて基礎常数 k は変るが，船台を剛と仮定したときこの k の大小によつて船尾の吊上りがいかに変化するかを調べてみる。簡単のために図·25 のように船体（長さ L）の両端に曲げモーメント M_0 が力用したときの撓みについて検討する。k, w, I は L 方向に不変とし船体は盤木，支柱から離れて空中に浮いている部分はないものとする。（撓み y は，自重 w によつて一様に w/k だけ沈下した位置を基準にとる。）



図·25　弾性基礎上の梁

撓みの形は，船体の剛性に比べて基礎が弱いときは図·26(a) のような形となり，基礎が強いときは図·26 (b) のような形となる。最大撓み δ は $\delta=y_0+y_1$ であるが，図·26 の (a) と (b) の場合では $y_1(y_{max})$ の x 方向の位置は同じではない。撓みの方程式は第 1 報 (4·3) 式で示されるが，βL（ただし $\beta=\sqrt[4]{k/4EI}$ の大小により近似的には下記のように表わせる。上記 (4·3) 式による計算例を図·27 に示す。



図·26　基礎の強弱と撓みの傾向

（1）βL が小さいとき（$\beta L<1$）

$$\delta\fallingdotseq\frac{M_0L^2}{8EI}\left(1+\frac{L^2}{48}\sqrt{\frac{k}{EI}}\right)\tag{19}$$

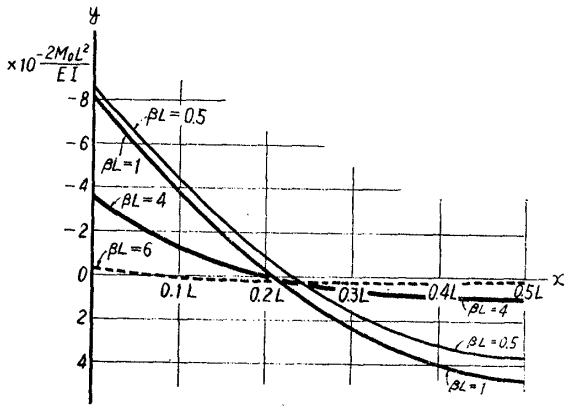
（2）βL が中位のとき（$\beta L=2\sim5$）

$$\delta\fallingdotseq\frac{1.8M_0}{\sqrt{kEI}}-\frac{0.08M_0L}{\sqrt[4]{kE^3I^3}}\tag{20}$$

（3）βL が大きいとき（$\beta L>6$）

$$\delta\fallingdotseq\frac{1.21M_0}{\sqrt{kEI}}\tag{21}$$

(19)，(20) 式の場合は図·26 (a) の形，(21) 式の場合は図·26(b) の形をとる。L が 150m～230m 程度の船では一般に $I_{\text{船}}=0.5\times10^9\sim3\times10^{10}\,\text{cm}^4$, $k=2\times10^3\sim8\times10^3\,\text{kg/cm}^2$ であるから，$E=2.1\times10^6\,\text{kg/cm}^2$ とすると，$\beta L=4\sim20$ となる。すなわち，船台上では δ は一般に (21) 式で表わされると考えてよい。



図·27　基礎の強弱と撓み量

(21) 式を見ると $\delta\propto1/\sqrt{k}$ であるから，基礎常数 k が大きいほど（つまり基礎が強いほど）吊上り δ は小さくなるが，k が変化するほどには δ は変化しないことがわかる。I についても同様である。また δ は船の長さ L には

NII-Electronic Library Service

The Society of Naval Architects of Japan

関係しなくなる。このように，船台上では，吊上り δ に対する船の剛性 EI の影響が減殺されるわけで，これは第4報および本報 2·1 で船台上における軸心の偏心 e が船の大小に関係なくほぼ1つの式でまとめられる理由の1つと考えられる。

一方，進水後の δ は (19) 式で $k=0$ (基礎反力なし) と置けばよい。すなわち，

$$\delta=\frac{M_0L^2}{8EI} \tag{19'}$$

船台上の (21) 式を βL の形で書けば $\delta\fallingdotseq 0.61\,M_0/\beta^2EI$ であり，$\beta L>6$ とすれば

$$\delta<\frac{M_0L^2}{59EI} \tag{21'}$$

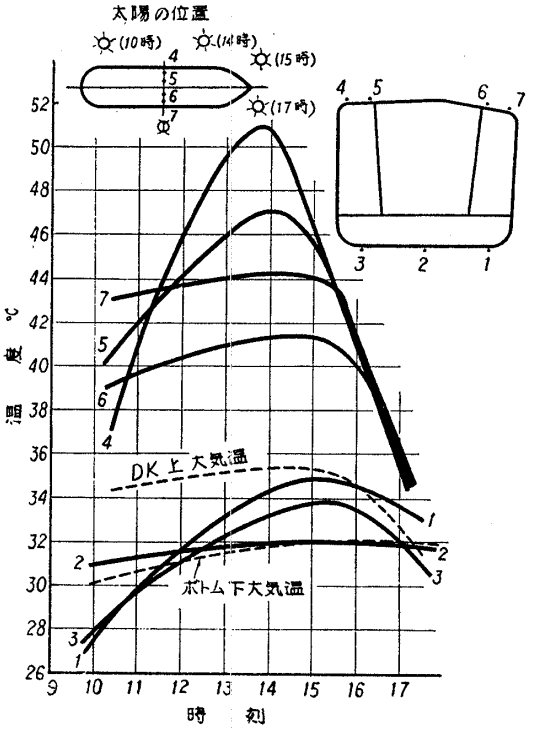
(19′) と (21′) とを比較すると，同じ曲げモーメントに対する最大撓み δ は船台上に比べて進水後 (艤装期間中) は非常に大きくなることがわかる。ただし (8) 式から分るように，DK の溶接 (または歪取り) による進水後の船底 (または軸心) の上下わん曲変形は c が深いときには非常に小さくなるが，深さ c が浅いときには変形量が相当に大きくなる。

すなわち，例えば軸心の上下変形について，大型船の場合は進水後の DK の溶接工事はほとんど問題にならないが，小型船 (あるいは薄板，痩型船) ではかなりの変形が生じることになる。

3·2·4 建造季節 (温度差) の影響

船台上の船体鋼温の上下方向の温度分布については，第1報図·11 に5万t鉱石船 S24 の冬期 (1月17日) の例を示した。図·28 は5万t鉱石船 S28 の夏期 (8月24日，晴天) の船体鋼温 (外面の表面温度) の測定結果を示す。DK，ボトムとも 13 時～14 時に最高温度に達する。S24 と S28 とは同型ではないが構造ではかなり似ている。この2例から夏と冬における晴天の日中の船体の上下の温度差は大ざつぱに下記のように表わされる。

夏期：DK 鋼温—DK (上) 気温＝8℃
　　DK 鋼温—ボトム鋼温＝12℃
冬期：DK 鋼温—DK (上) 気温＝4℃
　　DK 鋼温—ボトム鋼温＝8℃



図·28 船体鋼温 (8月24日，S28)

これらの温度差の最大値は 13～14 時に現われ，8時以前と 17 時以後には DK，ボトムの鋼温，気温がほぼ等しくなり，8時～17時の温度差は上記最大値をはさむ三日月状になつている。(第3報図·9ではタンカー S61 について，DK 鋼温－ボトム鋼温≒10℃$_{max}$，3月27日，である。)

上記の結果をみると，DK とボトムの船体の温度差は夏期の方が冬期より大きいが，両者の温度差の差は高々 12−8＝4℃ に過ぎないことがわかる。また DK の鋼温度と DK 上の大気温度との差も夏期の方が冬期より大きいが，その差も高々 8−4＝4℃ に過ぎないことがわかる。これは，日射量については夏期は冬期に比べて約 50% も多いけれども，夏期は大気温度自体も高くなるので，DK とボトムと鋼温の温度差は季節によつてほとんど変らなくなるのであろう。

したがつて，建造季節のちがいは船体の上下のわん曲変形にはほとんど影響しないと考えられる。これまでの実測結果では，少くとも船台上においては，船尾の吊上り量が建造季節によつて顕著な差異を示すという結果は出ていない。また，進水前後の hog，sag の変化についても明確な建造季節の影響は認められない。

しかし，僅かであるとはいえ，夏期の上下の温度差が冬期より大きいとしたとき，建造季節が船体の上下のわん曲にいかなる影響を及ぼすかについて考えてみよう。

NII-Electronic Library Service

The Society of Naval Architects of Japan

いま，仮に，盤木反力もなく温度差も無い状態で作られた船を急に船台上に乗せたとすれば，船体は夏期の方が冬期よりも hog になるであろう。したがつて，夏期と冬期にそれぞれ1隻ずつ全く同じ形状でしかも同じ応力分布に船を建造できたと仮定して，この2隻の船を同一の温度下に並べて浮かせるものとすれば，夏期建造船の方が冬期建造船よりも sag になる傾向が強い理である。

一方，夏期の上下の温度差が冬期より大きいとすれば，DK ブロックの切り合わせによる DK の内応力に差が生じることが考えられる。すなわち，船底→外板→DK の順に船を建造してゆくとき，夏期建造の場合は，DK ブロックの切合わせに当つて，DK ブロックの長さをすでに溶接ずみのボトムの長さに合わせて日中に切合わせ溶接したとすれば，その切合わせ溶接された DK ブロックの長さは，冬期の温度差を基準に考えると，DK ブロックの長さを引伸して切合わせ溶接したことになる。したがつて，夏期建造船と冬期建造船とを同じ温度下に並べると，夏期船の方が DK が縮もうとする内力が大きくなることになる。つまり，夏期建造船の方が sag になりやすいと考えられる。

実際問題としては，夏期が冬期より上下の温度差が大きいといつても日中の同じ時刻について比較した場合のことであつて，夏の夕方と冬の正午とを比較すれば DK とボトムの温度差は冬の方が大きくなり上記とは逆の結果になる。つまり上記は，DK を切合わせ溶接する時刻のバラツキは夏でも冬でも同じ頻度でおきることを前提としているわけである。

つぎに，突合わせ溶接による収縮量と建造季節との関係について考えると，冬期の方が収縮量が大きくなるようである。例えば，Sonderegger[3] は板の初期温度が低いほど自由収縮は大きいという結果を発表している。また，仲教授の理論式[4] $2\delta=q\alpha(1-e^{-a^2T})/a^2c\rho$ で $a^2T\ll1$ のときは $2\delta\fallingdotseq q\alpha T(1-a^2T/2)/C\rho$ となる。ここで q（熱量），T（溶接時間）が一定のとき，板の温度が高くなると a^2（冷却係数），α（線膨脹係数），c（比熱）は大きくなり ρ（比重）は小さくなるが，a^2の変化に比べれば α, c, ρ の変化は無視してよい。

冷却係数a^2は DK 鋼温と DK（上）気温のそれぞれの絶対温度の4乗差に関係するので，DK 鋼温と DK（上）気温の差が夏と冬とで同じであつたとしても（絶対値が夏期は大きいので）a^2は夏の方が大きくなる。すなわち，冬の方が収縮は大きくなる。したがつて冬期建造船の方が sag 化の傾向が強いということになる。しかし，前述のように鋼温と大気温との差は夏期と冬期とで大差はないのでa^2の差自体も無視できる order に過ぎない。したがつて，上記は理論上夏期の方が収縮量が小さいというだけであつて，実際問題としては，開先形状，熱入力のバラツキに比べて夏冬の温度差による収縮量の影響は現われてこないのであると考えられる。

ここで注意すべきことは，上述の切合わせの影響あるいは溶接の収縮量の影響で DK の内力が増大したとしても，それが直ちに進水後の船体の hog, sag 量の増減につながるものではないという点である。すなわち，DK の内力のうち，それが残留応力の形で周辺の部材（外板，BHD，骨部材）と釣合つているものについては，進水によつて盤木反力が無くなつても，船体の hog（または sag）の変形としては現われないからである。

最後に，夏期と冬期との船体の上下の温度差の違いは，船台上では，盤木の水平方向の反力の相違という形で船体の上下方向のわん曲に影響してくることが考えられる。すなわち，建造季節が真夏に向うときは，溶接による収縮と気温上昇による伸びとが相殺するので船底はあまり縮まないが，建造季節が真冬に向うときは，船底は相当に収縮するので盤木はマサツ力によつてこれを阻止しようとしていると考えられる。すなわち，冬期建造船は夏期建造船に比べて船底が伸びたがつている状態で建造されていることになる。したがつて盤木反力からみると，冬期建造船の方が sag 化の傾向が強いということになる。しかし，進水作業で船殻重量が滑動台に移されてゆく過程を観察していると，進水作業開始前を基準としたとき，進水直前では船底の長さは大体 0～10mm 伸びることが認められるが，夏期船と冬期船での明確な差異は認められない。換言すれば，船体のわん曲変形に及ぼす盤木反力の影響も極めて小さいと考えられる。

以上，建造季節が上下のわん曲に及ぼす影響について考えたが，季節による船体の上下の温度差のちがいが僅かであること，および，温度差の差異があつたとしても他の要素（例えば盤木配置，溶接順序など）に比べて船体の上下わん曲変形に占める建造季節の要素の比重は余りにも小さいために，実際面では，その影響があらわれないのであると思われる。

4 就航時の hog, sag の問題

これまでは船体の上下方向のわん曲についても船台上の変形だけを考えてきたが，軸心の変形の問題が本質的

NII-Electronic Library Service

The Society of Naval Architects of Japan

に重要な意味を有つのは，もちろん，船台上においてではなく就航時である。試運転時の hog, sag の状態については第2報，図·13, 14 でふれたが，船体の撓みが問題となるタンカー，鉱石船などは実際にどのような状態で就航しているのであろうか。その調査例を表·4に示す。

表·4 鉱石専用船，油槽船の DEFLECTION 調査

	鉱石専用船						タンカー							
船別	A			B			C		D	E			F	
DWT (t)	37,135			52,686			19,048		34,271	89,962			91,717	
航海 No.	6	6	7	15	15	16	83	98	47	1	2	2	1	1
L.Dの区別	L	D	L	L	D	L	D	L	L	D	L	D	L	D
Hog, Sagの別	S	S	S	S	S	S	S	S	S	S	S	S	S	S
Hog又はSagの量 mm	40	60	50	63	120	90	100	130	130	100	90	125	165	135
航海 No.	7	8	13	16	17	17	98	99	49	3	3	4	2	3
L.Dの区別	D	L	L	D	L	D	D	L	D	L	D	L	L	L
Hog, Sagの別	S	S	S	S	S	S	S	S	S	S	S	S	S	S
Hog又はSagの量 mm	140	60	90	100	30	73	100	10	130	109	119	69	160	120
航海 No.	13	15	16	18	18	19	99	—	51	4	5	5	3	4
L.Dの区別	D	D	L	L	D	L	D	L	L	D	L	D	D	L
Hog, Sagの別	S	S	S	S	S	S	S	S	S	S	S	S	S	S
Hog又はSagの量 mm	90	50	60	40	40	90	80	70	55	70	48	40	145	110
航海 No.	16	17	17	19	20	20	—	—	51	6	6	7	4	
L.Dの区別	D	L	D	D	L	D	D	D	D	L	D	L	D	
Hog, Sagの別	S	S	S	S	S	S	S	S	S	S	S	S	S	
Hog又はSagの量 mm	100	50	120	70	20	33	90	40	85	27	110	37	100	
航海 No.	19	19	20	21	21	22								
L.Dの区別	L	D	L	L	D	L								
Hog, Sagの別	S	S	S	H	S	H								
Hog又はSagの量 mm	100	100	80	10	40	10								

L；貨物満載積地発時

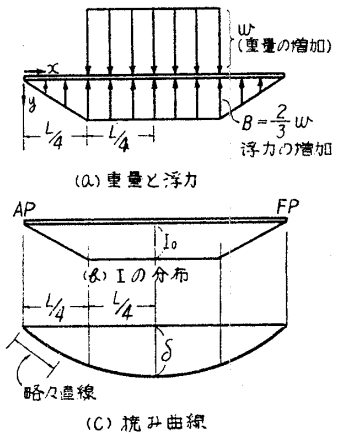
D；貨物満載揚地着時

表·4で，同一の航海で，出発時に比べて着港時に sag の量が増加することが多いのは，航海中に機関室周辺の燃料あるいは水を消費することによるものと考えられる。

表·4を見ると，タンカー，鉱石船の就航状態は圧倒的に sag 状態が多く，sag の量も 100mm を越える場合が珍らしくない。

これから考えると，軸心の決定についても就航時には船が sag 状態になることを予想してかかるべきであろう。いま，軸系長を $L/8$（Lは船の長さ），スタンチューヴの長さを $L/50$ とし，⊠ で $\delta=100$ mm の最大撓み (sag) を生じた状態について考える。もし撓みの形が円弧状であるとすれば，軸系長間の最大撓みは $\delta/16=1.56$ mm となり，スタンチューヴの長さについては（図·1 の E_8）は 0.84 mm となる。

しかし，船尾機関型のタンカー，鉱石船では平行部のタンク（またはホールド）に荷を満載したときにはほとんど必ず sag 変形となるが，その場合，船の長さ全体が円弧状に撓むことはなく，機関室間の撓み形はほぼ直線となるので軸系長間の撓みはほとんど問題にならないと考えられる。すなわち，いま even keel の状態を基準として図·29（a）のように平行部 $L/2$ 間に一様に載荷（w）した場合について考えると，wに対応して浮力 Bも増加する。



図·29 載貨時の変形

いま，浮力の増加が図·29（a）のように $x=L/4$ を境とする梯形分布であり，また I の分布も図·29（b）のように B と同様の梯形分布であるとすれば，$0<x<L/4$ 間の撓み y は

$$y=\{2.77(x/L)-6.32(x/L)^4\}\cdot\delta \tag{22}$$

となるが，$x/L<1/4$ であるから y は近似的には

$$y\fallingdotseq 2.77(x/L)\delta \tag{22'}$$

となり，撓み形はほぼ直線となる。したがつて，図·29（a）のような載荷状態で sag 量が大きくなつても，船尾機関船の軸系長間での軸心変形はほとんど問題にならないと考えられる。

NII-Electronic Library Service

The Society of Naval Architects of Japan

5 あとがき

軸心変形はスタンフレームと内底板との相対的な船体変形である。軸系と内底板との距離は軸受台，主機台の高さあるいは調整ライナの厚みの加減によつて調節ができるが，ボーリングを終つたスタンフレームを含むスタンチューヴ孔の傾斜は調節ができないので，上下方向の軸心変形で最も問題になるのは，ボス後端および主機台位置を基準としたときのスタンチューヴ前端隔壁での孔中心の上下変位（E）である。本報では，このEについての実測結果を示し，船台上でのEの増加が sine 形としてまとめられること，ならびに同型船の場合は前船実績がかなりの精度で利用できることを示した。

また，同型の小型船についての船底～船台間距離の変化の調査結果にもとづいて，進水前1ケ月前後から始まる船尾船底の浮上に強く影響する要素として溶接と上部構造の搭載の2つを挙げた。

つぎに，船体変形の大きな要素である溶接変形に関して，箱型船を用いて，DK の突合せ溶接による船底のわん曲変形に関する模型実験および理論的考察を行ない，船の深さ，幅，板厚と上下方向のわん曲変形量との関係を調べた。そして基礎反力がないとき，深さ，幅，板厚が増加すれば変形量は小さくなるが，深さの影響が最も著しいことを示した。一方，基礎反力があるときは，深さ，幅，板厚などの寸法の相違が変形量に及ぼす影響が減殺されることを述べた。これは例えば変形の外力の大いさが等しい場合には船台上に比べて進水後の方が船体ははるかに変形しやすいことを意味する。

また，建造季節のちがいは船台上における船体の上下わん曲変形にはほとんど関係がないことを述べた。

そして最後に，実船の就航実績からみるとタンカー，鉱石船などの就航時は sag 変形の場合が圧倒的に多いが，ホールド，タンクの載貨によつて sag(hog) になつても，船尾機関船の場合には，軸系長間ではほとんど上下わん曲変形は生じないことを説明した。

さて，第1報から本報に至るまで船舶建造時における船体変形について述べてきた。さらに研究すべきこともたくさん残つているが，本表題としては本報を以て最終としたい。船体変形の問題は極めて複雑多岐であつて本研究も「群盲象を探る」の感が深いが，少しでも関係者の方々のお役に立てば幸いこの上もない。

終りに，本研究にあたつてご助言を賜わつた東大吉識教授，ご援助をいただいた当所武藤部長をはじめ多くの方々に心からお礼申し上げる。

参考文献

（1） 武藤昌太郎外「船体構造における突合せ溶接継手の拘束と残留応力に関する研究（第4報）」造船協会論文集，第111号，p. 267
（2） 吉田兎四郎外「同上（第1報）」同上，第106号，p. 235
（3） 木原博外「溶接変形と残留応力」溶接叢書第2巻，5版，産報，昭39，p. 125
（4） 仲 威雄「溶接の収縮と亀裂」初版，小峰工業，昭27，p. 81
（5） 筆者「船舶建造時における船体変形の研究（第1報～第5報）」造船協会論文集，第 114～118 号

NII-Electronic Library Service