

社 団 法 人

日本造船研究協会報告

第 19 号

昭 和 32 年 7 月

船底凹損事故防止対策の研究

.....第 16 研究部会

Investigations on the Corrugation Failure of
Bottom Plating of Ship

.....The 16 th Research Committee

The Report
of the
Shipbuilding Research Association
of Japan,
Tokyo, JAPAN
No. 19
July, 1957

第16研究部会委員名簿

委員長	井口常雄	佐藤正彦	彦増一	藤田良夫	夫勇夫
幹事長	木原博	秋友素慎	安井大	内藤智和	夫雄八
委員	秋田好雄	市川正三	蒲谷利喜	越智和忠	三泰
	石野一雄	氏家澤	山田大	原内井	平郎
	梅尾佳剛	金沢	山蒲	井原内	夫
	小林治男	五幣淳	山笠	井田泰	泰
	菅原芳藏	田中令	橋高	田原和資	平
	田代新吉	田中正	寺山	原内井	和
	中西久福	西牧義	塙一	井田誠	正
	本佳夫	藤井外	松浦	田山和	正
	武藤昌太郎	上井雄	上村義	浜松	道
	八木順吉	保井一	村勝	守山	越
	山口博	山本善	矢島	吉屋	識
	吉田兎四郎	渡英	湯口	吉吉	雅
			渡俊	渡弘	正

Membership of the 16 th Research Committee

Chairman	Tsuneo INOKUCHI		
Secretaries	Hiroshi KIHARA	Masahiko SATŌ	Kōichi MASUBUCHI
Members	Yoshio AKITA	Motomi AKITOMO	Fumitaka ANDŌ
	Yoshio ANDŌ	Kazuo ISHINO	Shinpei ICHIKAWA
	Toshio IMURA	Isamu UCHIDA	Gō UMEZUMI
	Shōzo UGIIE	Midori OTANI	Kazuo OCHI
	Takeshi OZAKI	Takeshi KANAZAWA	Rikizo KAMATA
	Tadao KUSUDA	Haruo KOBAYASHI	junji GOHEI
	Tokutarō SASAYAMA	Shihachi SHINOHARA	Yoshizō SUGAWARA
	Reiji SUMIDA	Kikuo TAKAHASHI	Seiichi TAKEUCHI
	Shinkichi TASHIRO	Shōichi TANAKA	Kazuo TERAZAWA
	Shōzo DOI	Hisashi NAKANISHI	Kyō NISHIMAKI
	Kiyokatsu HANITA	Kazuo HAMANO	Yoshio FUKUMOTO
	Giroku FUJII	Giichi MATSUURA	Yasushi MATSUYAMA
	Shōtarō MUTŌ	Sotoo MURAKAMI	Toshio MURAKAMI
	Kōhei MORIYA	Junkichi YAGI	Ichirō YASUI
	Shizuo YANO	Michirō YAMAKOSHI	Hiroshi YAMAGUCHI
	Yoshiyuki YAMAMOTO	Shunichi UGUCHI	Masao YOSHIKI
	Toshiro YOSHIDA	Eiichi WATANABE	Yoshihiro WATANABE
	Masanori WATANABE		

序 文

船体の建造に熔接が広く採用されるようになつて間もなく熔接貨物船において就航後船体中央部船底外板に凹入が生じ、中には更に凹入部に著しい線状腐蝕が見られる等の事故が相次いで生じた。この種の損傷は船体強度上最も重要な中央船底部に生ずるものであるので日本海事協会において調査専門委員会が設けられてその原因を調査し応急対策が提案されたが、実験的な基礎を有する防止対策が各方面から要望され、本研究が実施された。

本研究においては凹入損傷の原因の一つと考えられる熔接に基く瘠馬の発生機構とその防止対策、瘠馬を有する船底構造の撓屈強度、線状腐蝕の機構と対策などの問題を取り上げ、第1～第3分科会に分けて下記項目についての研究を実施した。

- | | |
|----------------------|-----------|
| 1. 船底パネルの撓屈強度（縦強度関係） | 第 1 分 科 会 |
| 2. 船底パネルの撓屈強度（横強度関係） | 第 2 分 科 会 |
| 3. ペイント脱付試験 | 第 3 分 科 会 |
| 4. 腐 蝕 試 験 | " |
| 5. 閔肉熔接による瘠馬の実験 | " |

研究の実施に当つては各研究担当者の多大な努力により予期以上の成果をあげ得て、本報告書の刊行をみるに至つた。各項目についての研究成果は以下に述べるごとくであるが、ここに本研究に協力された各大学、研究所、造船所等の各機関ならびに委員各位に厚く感謝の意を表するものである。

昭 和 32 年 7 月

第 16 研究部会 委員長

井 口 常 雄

Investigation on the Corrugation Failure of Bottom Plating of Ship

I. Buckling and Corrugation of Ships' Bottom Panel

Many experiences about corrugation failure of bottom shell plating of large cargo boat have been reported recently. In order to explore the causes of, and establish the adequate measures against, these failures, systematic compression tests were carried out with twenty nine ship bottom specimens.

Some theoretical considerations were also performed to clarify the effect of initial unfairness of continuous panel on the corrugation failure.

This investigation can be summarized to the following three items.

- (1) Research on the allowable initial unfairness of bottom plating.
- (2) Considerations about the effectiveness of bottom plating already corrugated.
- (3) Method of reinforcement to prevent these failures.

Summary of test results were as follows

- (1) Test of allowable initial unfairness.

Four series of specimens varying the (frame space)/(thickness of plate) ratio were provided. Initial deflection by welding the floor plate to bottom plating of each specimen was altered and, for comparison, all riveted specimen was made among each group.

Comparison test was carried out and allowable initial deflection was obtained, studying the stress distribution, deflection, contraction, buckling stress, and maximum load. While, theoretical calculation was performed and it was confirmed that theoretical curves coincided approximately with these obtained from experimental data.

After all, it was found that corrugation failure depended largely upon the magnitude of initial unfairness at large ships, and allowable initial deflection was about 0.3 times of thickness of bottom plating when (frame space)/(plate thickness) ratio is about 45.

In small ships, however, initial unfairness has little influence to these failures.

- (2) Effectiveness of bottom plating already corrugated.

After having been suffered permanent set, specimens were reloaded and reduction of efficiency of bottom plating was measured. It was found by this test that efficiency became about 40% when magnitude of corrugation was as same as the thickness of plate, and 15% when two times of the thickness of plate.

- (3) Reinforcement

Two series of specimens which were provided with one or two stiffeners respectively were made and the same test was performed as the previously stated way.

From the viewpoint of corrugation failure, minimum scantling and number of stiffener in this test program (i.e. one $30 \times 20 \times 4.5$ mm I.A.) was sufficient.

As these specimens which were provided with two stiffeners had little merit than

those with one stiffener in case aspect ratio was 4 as actual ship, two or more stiffeners may be wasteful for practical use.

It is noted that flat bar can be used instead of angle.

Summarizing the test results, the following conclusions were obtained.

(1) Critical stress of corrugation failure and allowable initial deflection of bottom shell plating were obtained by this compression test.

(2) The effect of unfairness on the corrugation failure is very small when (frame space)/(thickness of plate) ratio is large. (i.e. in case of small ships.)

(3) Critical stress of corrugation becomes low when the difference of initial deflection between adjoining panel exists.

It must be noted, however, that this value is rather small and absolute value of initial deflection is more essential.

(4) The efficiency of bottom plating decreases conspicuously after having been suffered corrugation failure.

(5) From the viewpoint of corrugation failure, comparatively small stiffener is sufficient for panel breaker, and flat bar and T bar may be used instead of angle shape for this object.

(6) As only small improvement of strength may be anticipated by two stiffeners when aspect ratio of panel is 4 as this test and actual transversely constructed ships, one stiffener is sufficient to prevent corrugation failure.

(7) Some theoretical considerations was studied and the agreement between measured and calculated deflection and stress is fairly good.

II. Transverse Strength of Longitudinally Constructed Ship

Recently, in constructing a ship, the "semi-longitudinal system" has been used in order to prevent the damage of the bottom plating of ships, especially of ships of welded construction, constructed by the "transverse system".

In this system of construction, the strength and stiffness of the bottom structure of a ship will be changed and, therefore, the transverse strength of the ship will also be different in comparison with the ship of transverse system.

Here, in order to clarify the behaviour of the bottom structure of a ship, some experimental and theoretical researches were carried out. Firstly, the experimental research (bending test) of the models of the individual members of the bottom construction which are the smallest structural elements of the bottom structure such as floors and skeleton floors, was carried out, and secondly, the experiment on the partial models of the bottom construction (box girders) was executed.

To analyse the experimental results, some theoretical calculations were carried out for each model with good agreement between them, and the following conclusion is obtained: every model except the skeleton floor may approximately be treated as a simple beam by the elementary beam theory, and the skeleton floor must be treated as a Vierendeel girder.

Types of structural models used in this experiments were as follows:

(1) A series (partial models of bottom construction [box girders])

A-1	(longl. partial model of longl. system bottom)	1	Fig. 2-1
A-2	(trans. partial model of longl. system bottom)	1	„
(2)	B series (models of centre [side] girder and solid floor)		
B-1	(model of centre [side] girder without hole)	1	Fig. 2-2
B-2	(„ „ with holes)	1	„
B-3	(model of solid floor without hole)	1	„
B-4	(„ „ with holes)	1	„
(3)	C series (models of skeleton floor)		
C-A-1	{		
C-A-2	{ (strut intervals are changed)	1	„
C-A-3	}		
C-B-1	{		
C-B-2	{ (strut dimensions are changed)	1	„
C-C-1	{		
C-C-2	{ (dimensions of top angle are changed)	1	„

III. Adhesion Test of Ship-bottom Paint

Besides the investigations on fundamental nature of ship-bottom paint such as long time exposure tests, dipping test in artificial sea water, and so forth, the experiments on adhesion and corrosion test of paint was performed.

In the investigation on the adhesion and corrosion characteristics of paint the experiment was undertaken in the following way. Coated specimens were bent after 7 days immersion in sea water and were immersed again in sea water for about 200 days, and then the change in the surface condition of specimen was investigated.

Among various kinds of paint tested the vinyl paint system showed the most excellent performance. Oleoresinous paint system indicated poor mechanical property and rapidly deteriorated in sea water, but improvement in results was gained when aluminum pigmented primer was adopted. In regard to the surface condition of steel plate it was proved that the presence of millscale remarkably interfered the adhesion of paint film to steel, and shot-blasting was found to be more advantageous to chipping.

IV. Corrosion Test

The effects of corrugation of bottom shell plating of ship on its corrosion behaviour, is one of the most interesting problems about the permanent buckling. Here we studied the relation between the amount of local plastic strain induced by the buckling and the rate of corrosion at the vicinity.

Aside from the effects of paints, exposed surfaces were tested for two conditions, with and without mill scale. The specimen bars modeled for the bottom plate, were buckled and set the amount of the max. prestrains at the center for several constant values. Except the concerning surfaces, the specimens were coated perfectly with resin, and immersed in a basin filled with 10% HCl solution.

The rate of corrosion was measured twice per week as the increase of electrical resistance of the section, using a double bridge circuit. Letting flow a large current of

about 100 amp., we can read the change of resistance in the accuracy of $0.1 \mu\Omega$, which corresponds to 0.016 gr/cm^2 corrosion of the surface.

After the tests for about 60 days, the rates of corrosion of the prestrained parts were not so distinguished, compared to the other parts having no strains. Particularly for the surfaces with mill scale, there were little effect of strains.

As for the mean value of the rate of corrosion of one specimen, those which had no mill scale generally showed proportional values to the max. prestrains at the center of the specimens. On the other hand for the specimens having mill scale, the existence of prestrains caused sudden increase of the corrosion rate, but the amount of the strain having little effects.

After all we can conclude that the strains caused by the permanent buckling have little effect to the corrosion of bottom shell plate of ship.

V. Initial Corrugation of Bottom Plate due to Fillet Welding

In case of constructing welded ships initial corrugation of shell plate is liable to occur by the fillet welding between shell plate and floor plate. This type of unfairness does not spoil the outside appearance but also reduces the buckling strength of shell plate, and it is believed that this type of deformation is a main cause of corrugation damage sometimes occurred in welded cargo ship. In addition to the investigations on the effect of initial corrugation upon the buckling strength of bottom plate mentioned in the above chapter studies on the mechanism of origin and method of reducing initial corrugation were conducted. The items investigated and the results obtained so far are abstracted in the following:

(1) Effect of welding procedures on initial corrugation

Magnitude of initial deformation caused by welding may be affected by such factors as thickness of bottom plate, frame space, length of leg of fillet joint, and so forth. The effects of these factors on the value of initial corrugation were investigated, and as the result of the experiment a set of charts to be used for the estimation of magnitude of initial corrugation was obtained. Variations in welding procedure such as the application of intermittent welding, adoption of strong-back, change in diameter or type of electrode and etc. may produce various effects on the value of initial corrugation. These effects were also studied in this item.

(2) Effect of ununiformity in weight of deposited metal and size of material

Ununiformity in the magnitude of initial corrugation reduces the buckling strength of bottom plating. This effect is not only estimated from theoretical consideration, but actually observed in the corrugation damage. Experimental studies on the occurrence of ununiformity in initial corrugation was also conducted.

(3) Effect of interval of additional girder on initial corrugation

Adoption of additional girder produces valuable effect on the distribution and the magnitude of initial corrugation. In order to survey this effect four specimens of panel type with girders were constructed by fillet welding and the deformation due to welding was measured. As it is shown in the figures, the interval of girder has considerable effect on the distribution and the magnitude of initial corrugation.

(4) Effect of welding condition on initial corrugation

Effects of condition of welding such as welding current and travelling speed of welding arc were investigated in this item, and an empirical formula expressing the effect of welding condition on the value of angular distortion was derived from the experiment. Surveys on the effect of preheating procedure were also attempted.

(5) Studies on the method of elimination of initial corrugation

It is a widely used procedure for eliminating initial corrugation to apply water cooling immediately after heating by acetylene flame, however, the mechanism of this treatment is not yet clarified enough and consequently the actual practice is said to be decided case by case based from the worker's experience. An attempt was also made to survey the effectiveness of various kinds of heating and cooling cycle.

船底凹損事故防止対策の研究

目 次

第1章 船底パネル挫屈試験（縦強度関係）	(1)
I 緒　　言	(1)
II 試験経過	(1)
III 試験結果	(4)
IV 試験結果の解析	(7)
V 結　　論	(16)
第2章 船底パネル挫屈試験（横強度関係）	(17)
I 緒　　言	(17)
II 模型実験並に実験結果	(17)
III 実験結果に対する解析並に結論	(22)
第3章 ペイント肌付試験	(30)
I 緒　　論	(30)
II 各種船底塗料の付着性比較試験	(31)
III 塗装の密着性及び防錆効果の比較試験	(36)
第4章 腐　　蝕　　試　　験	(47)
I 実験方法	(47)
II 試験結果	(49)
III 結　　論	(49)
第5章 開肉熔接による瘠馬の実験	(52)
I 緒　　言	(52)
II 瘦馬に及ぼす熔接施工法の影響	(52)
III 瘦馬に及ぼす熔着量及び部材寸法の不同性の影響	(61)
IV 瘦馬に及ぼす縫通桁間隔の影響	(69)
V 瘦馬に及ぼす熔接条件の影響（特に予熱による角変化の軽減）	(75)

第1章 船底パネル撓屈試験（縦強度関係）

1・1 緒 言

近時頻発した船底凹損事故の原因を研究し、その対策を立てるために当協会に第16研究部会が設けられたが、そのうち第1分科会では在来の横肋骨方式の船底パネルの大型模型を作つて圧縮試験を行い、実際に凹損を起させて、凹損の原因、主として溶接による瘠馬の影響を調べ、凹損限界応力を求めて許容瘠馬量を実験的に明らかにしようとした。

また既に凹損を起している船では、船底板の効率が減少し、従つて他の部分にそれだけ多くの負担が、かかつているので縦強度上危険である。そこでこの試験では凹損を起した試験片で再び試験を行つて船底板の効率の変化や凹入の進行等について調べた。更にこのパネルに補強材を入れた時の影響を調査し、凹損防止という見地から見た在来の船底補強法の実際的資料を得んとした。

なお船底凹損事故に関しては、日本海事協会船体損傷調査専門委員会で広範な調査研究が行われたが¹⁾、今回の試験によりその結論を実験的に確めた。

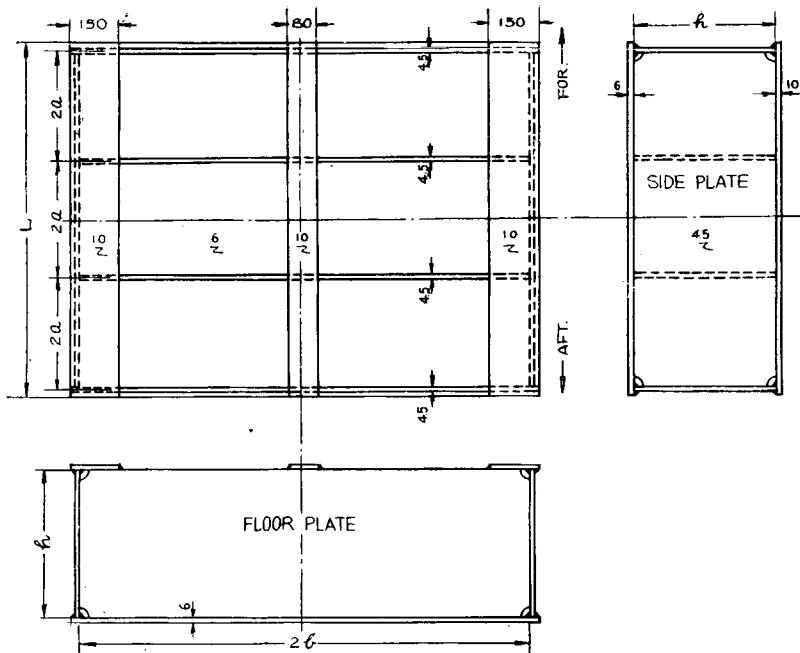
薄板の撓屈、及びこれに関連し問題の理論的研究は今まで非常に多くのものが、発表されており²⁾、船底凹損に関するものも既に幾つか発表されているが^{3)~5)}、この種の船体構造の圧縮試験は比較的その数が少なく^{5), 6), 7)} 凹損に関しては僅かに英國で Murray⁵⁾ が5種の試験片を用いて大体の傾向を調べたのがあるに過ぎない。今回の試験はあらゆる大きさの船にも適用されるような範囲で系統試験を行つたものである。

1・2 試 験 経 過

1・2・1 試 験 片

試験片は船底の一部を取出した模型であるが、一つのパネルの端部となるべく実際の船と条件を合せるために 3 frame space のものを作り、真中のパネルを研究対象のものとした。主構成部材は圧縮を受ける船底板であり、その両側に side girder を入れ、floor plate を 4枚つけて船底板を三つのパネルに分けている。また floor plate を内底板の位置で拘束するために、三本の strip を付受けた。

試験片の種類は大きく分けると、スチフナのないもの及び 1 乃至 2 本のスチフナを取付けたものの 2 種類である。スチフナのないものは瘠馬量を 0 から系統的に変え、比較のため、鉄構造のもの及び三つのパネルの瘠馬が同じでないものを作つた。また実際の船は（肋骨心寸）/（板厚）が大型船は小さく（40～50）、小型船になるほど大きくなつてるので、今回の研究をあらゆる大きさの船に適用できるようにするため、この（肋骨心寸）/（板厚）を変えた 4 系列を作つて、各系列毎に上記の瘠馬量の影響の比較試験を行つた。スチフナ付のものは 1 本及び 2 本入れた系列で、スチフナの寸法を変え、また比較のために flat bar 及び T bar のも行つた。試験片一覧を Fig. 1・1, Fig. 1・2 に示す。



δ	mm 0	mm 1.2	mm 1.8	mm 2.4	mm 4.8	mm 0-1.8-0	mm 1.8-2.4-1.8	Rivet
δ/t	0	0.2	0.3	0.4	0.8	0-0.3-0	0.3-0.4-0.3	
A	A-0	A-2	A-3					A-R
B	B-0	B-2	B-3	B-4		B-0.3	B-3.4	B-R
C	C-0	C-2		C-4	C-8			C-R
D	D-0	D-2		D-4	D-8			D-R

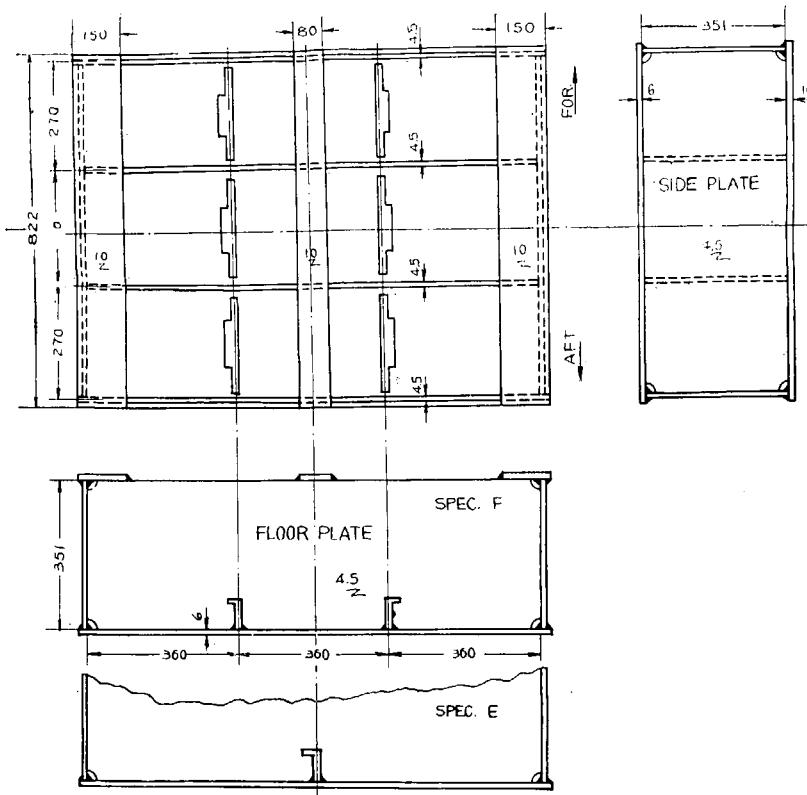
Spec. Code.	mm 2a	mm 2b	mm h	mm L	2a/t
A	210	840	273	642	35
B	270	1,080	351	822	45
C	360	1,440	468	1,092	60
D	450	1,880	585	1,362	75

Fig. 1・1 Specimens (without Panel Breaker)

1・2・2 試験法

以上試験片の各部寸法及び積馬量の精密な計測を行つた後、運研 300 ton 構造物試験機により大型 loading beam を介して船底板を圧縮し、各部の応力、撓、及び最大荷重を測定した。また各荷重に於ける残留撓みやそのときの板の効率の変化及び凹入の進行を調べるために或る荷重のところから一旦零荷重に戻し、上記の諸計測を行つてから再び荷重をかける操作を荷重を変えて数回繰返した。

なお中央点の歪の計測は、この試験の許容積馬量を求める上に重要な後割をするので、細かい荷重



Spec. No.	Panel Breaker
E-1	30 × 20 × 4 Inv. A. × 1
E-2	45 × 30 × 4 Inv. A. × 1
E-3	60 × 40 × 4 Inv. A. × 1
E-4	60 × 6 F. B. × 1
E-5	45 × 30 × 4 T. B. × 1
F-1	30 × 20 × 4 Inv. A. × 2
F-2	45 × 30 × 4 Inv. A. × 2
F-3	60 × 40 × 5 Inv. A. × 2

Fig. 1・2 Specimens (with Panel Breakers)

間隔で測定し、他の点の歪は数段階の荷重のみで求めた。ただし side girder 上の歪（応力）は凹入を起す前後の船底板の効きを出すのに直接必要なので最大荷重後、大きな凹入を生じた後も測定した。

以上いづれの場合も本試験を行う前に初めに僅かな荷重をかけ、左右の応力が等しくなっていることを確めてから、本試験を行い、片押しの状態にならぬよう注意した。

歪の計測は抵抗線型歪計を用い、特殊な場所以外は二方向表裏を測定した。また船底板の撓みはダ

イヤルゲーデで内底板を基準として内側から測定し、参考のために外側からも計測した。また最大荷重後の大きな凹入撓みは長ストロークのダイヤルゲーデ及びスライドスケールを併用して測定した。

1・3 試験結果

1・3・1 各部寸法及び初期撓みの計測

押屈試験に於ては試験片の寸法、特にその板厚が試験結果に非常に影響するので先づ各部の寸法を精密に計測した。その一覧表を Table 1・1 に示す。このうち板厚 t はマイクロメーターで四ヶ所を測

Table 1・1 List of Dimensions of Specimens

	$2a$ (mm)	$2b$ (mm)	t (mm)	t' (mm)	h (mm)	A (mm ²)	A' (mm ²)	$2a/t$	μ
A-R	210	842	6.35	5.00	275	5,347	6,172	33.2	0.375
A-0	211	841	6.26	4.44	274	5,270	6,092	33.7	0.275
A-2	212	842	6.36	4.74	273	5,360	6,182	33.2	0.320
A-3	211	840	6.53	4.75	273	5,480	6,299	32.3	0.297
B-R	270	1,081	6.44	5.10	353	6,962	8,013	41.9	0.380
B-0	268	1,081	6.59	4.54	350	7,120	8,170	40.7	0.250
B-2	271	1,080	6.66	5.01	351	7,190	8,240	40.7	0.328
B-3	271	1,081	6.67	4.87	351	7,210	8,263	40.6	0.232
B-4	280	1,080	6.61	4.74	351	7,150	8,202	42.4	0.282
B-0.3	269	1,079	6.65	4.66	352	7,175	8,231	40.4	0.263
B-3.4	274	1,096	6.75	4.77	353	7,398	8,457	40.6	0.273
C-R	357	1,441	6.46	4.95	469	9,310	10,726	55.3	0.340
C-0	360	1,438	6.00	4.80	468	8,629	10,033	60.0	0.393
C-2	360	1,440	6.03	4.80	469	8,683	10,090	59.7	0.387
C-4	361	1,436	6.15	4.85	468	8,831	10,235	58.7	0.378
C-8	360	1,435	6.00	4.84	467	8,610	10,011	60.0	0.404
D-R	450	1,801	6.50	4.70	585	11,710	13,465	69.3	0.292
D-0	448	1,800	6.50	4.85	586	11,700	13,458	68.9	0.314
D-2	451	1,800	6.46	4.46	586	11,570	13,348	70.1	0.256
D-4	449	1,799	6.63	4.47	587	11,930	13,691	67.7	0.234
D-8	452	1,799	6.60	4.40	586	11,870	13,360	68.5	0.228
E-1	270	1,077	6.32	4.73	352	7,020	8,075	40.9	0.321
E-2	270	1,079	6.34	4.67	352	7,137	8,193	41.2	0.307
E-3	270	1,081	6.31	4.54	351	7,289	8,342	42.8	0.285
E-4	269	1,083	6.75	4.70	351	7,693	8,746	40.0	0.259
E-5	269	1,081	6.57	4.80	350	7,420	8,470	40.8	0.300
F-1	275	1,080	6.57	4.76	352	7,095	8,151	41.9	0.298
F-2	267	1,079	6.71	4.62	350	7,240	8,290	39.8	0.249
F-3	269	1,079	6.55	4.63	351	7,067	8,120	41.1	0.271

定した値の平均値である。 A は断面積($2b \times t$)であるが、実際には side girder にも応力が流入し、いづれの場合も side girder の約 $1/3$ の面積が有効であったので、この面積を算入したのが A' である。以後の解析で荷重と平均応力の関係を出す場合は断面積としてすべてこの A' の値を用いた。

次にこの試験片で最も重要な初期撓みの計測を行つたが、これには定盤の上に試験片を船底板を下して乗せ、スタンドに取りつけたダイヤルゲージを定盤上を這らせて、初期撓みの横方向及び縦方向の分布を求めた。測定結果の一例を Fig. 1・3 に示す。

これで見ると縦方向断面に沿つての分布は大体規則正しい抛物線状をなしていないが、横方向断面に沿つての形は頭の扁平なやや不規則な形をなしている。

1・3・2 撓み及び応力分布

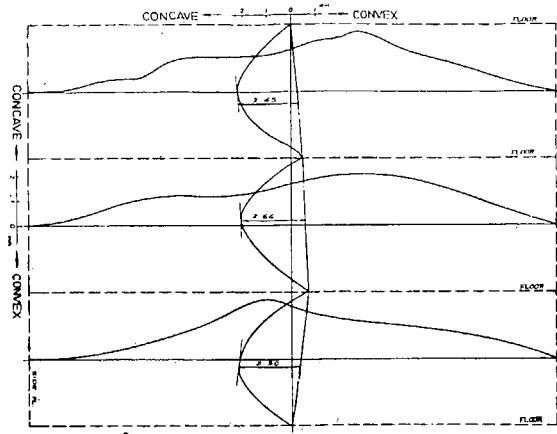


Fig. 1・3 Initial Deflection Curve (B-4)

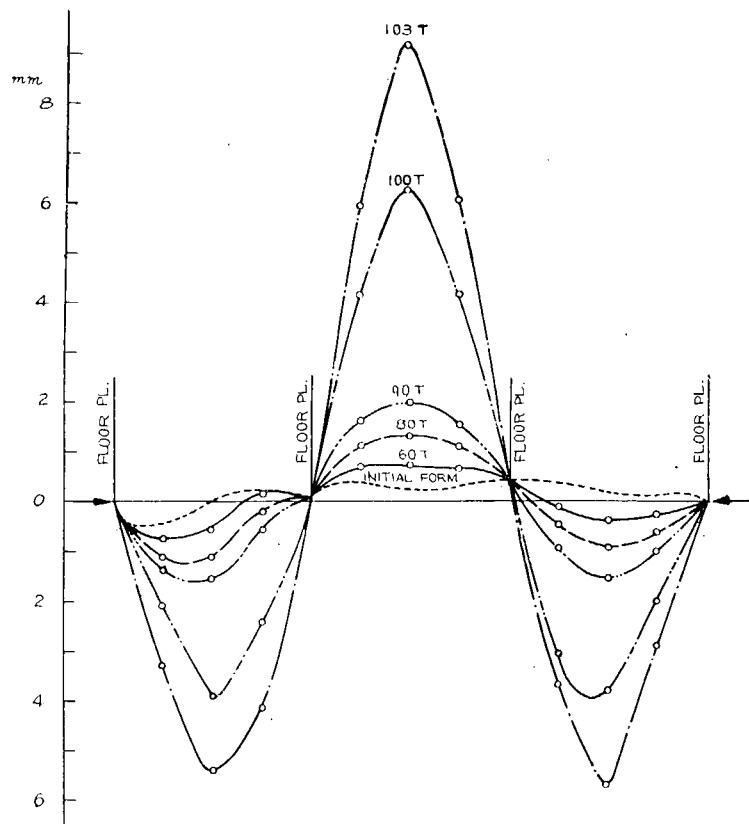


Fig. 1・4 Initial and Added Deflection Curve (B-0)

船底板を圧縮したときの各荷重時の付加撓み曲線、中央点の荷重撓み曲線、及び船底板の応力分布をそれぞれ Fig. 1・4, 5, 6 に示す。撓みは隣り合つたパネルで互に反対側に撓んで凸凹凸と S 字状になり、或る荷重になると真中のパネルの中央部が降伏して凹損を起す。(Fig. 1・7 参照)

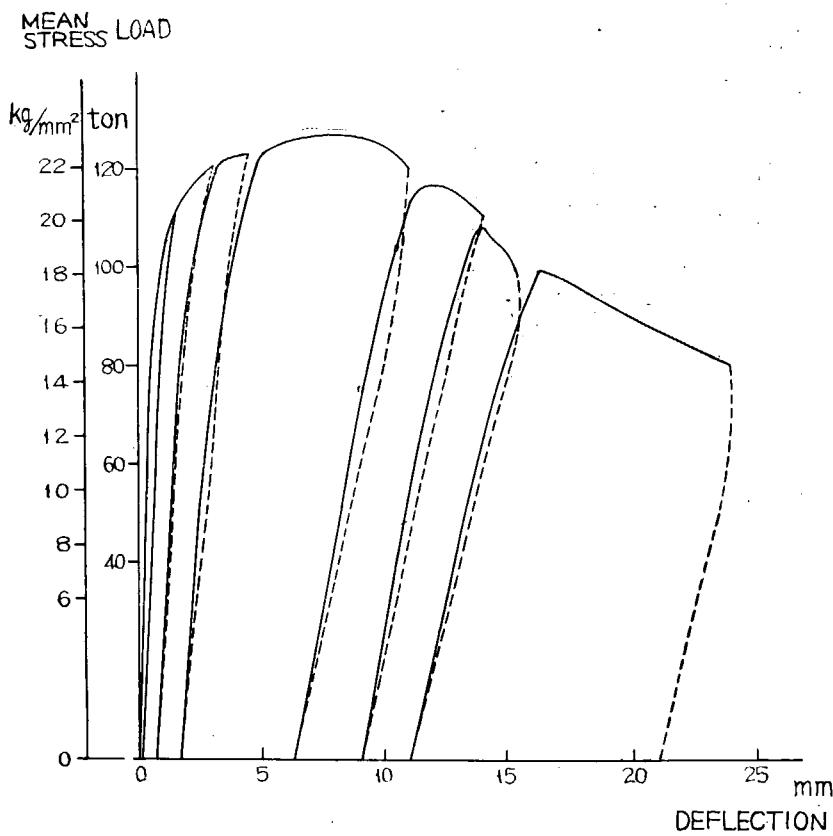


Fig. 1・5 Load-Deflection Curve (A-2)

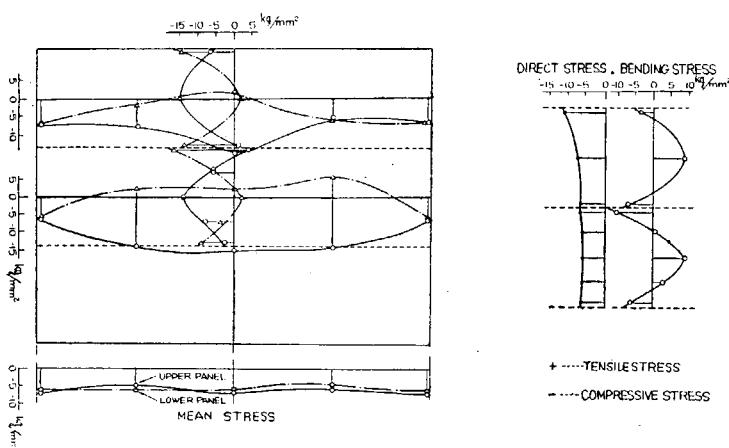


Fig. 1・6 Stress Distribution on Bottom Plate (C-4)

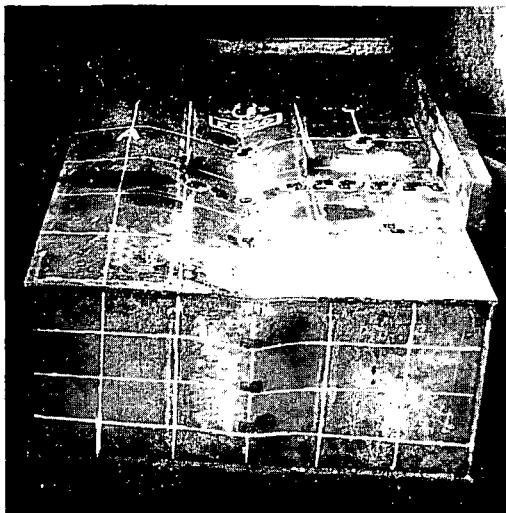


Fig. 1・7

応力分布の方を見ると、直接応力は大体一様にまた曲げ応力は端で負げモーメントが出て、このところで拘束を受けているのが判る。この値は試験片の大きさ、瘠馬の量、隣りのパネルとの瘠馬の差、荷重の大きさ等によつて変化する。

1・3・3 中央点の歪、挫屈応力、最大荷重

中央点の歪を各荷重毎に計測したものをプロットすると Fig. 1・8 のようになる。

船底板は圧縮されると初期撓みによる曲げが入るので凹側（表側）は平均歪に對して大きく、凸側（裏側）は小さく、図の如く或る荷重以上では逆に引張歪を受けることになる。後述の回損限界応力を出すに當つては、この凹側の歪が降伏に達するときの荷重から求めた。

挫屈応力の実験値はこの歪の表裏の差を用いて δ^2 法¹⁰⁾ で求めることができる。また直接に撓みからも δ^2 法で出せるが両者から出した値は比較的よく一致した。D 系列について結果を計算値とともに示すと Table 1・2 のようになる。

Table 1・2 Critical Stress

Unit : kg/mm²

	Calculated	δ^2 Method (Deflection)	δ^2 Method (Strain)
D-R	4.45	4.97	5.05
D-0	4.52	5.56	4.83
D-2	4.37	3.97	4.16
D-4	4.67	3.72	3.72
D-8	4.57	4.86	4.69

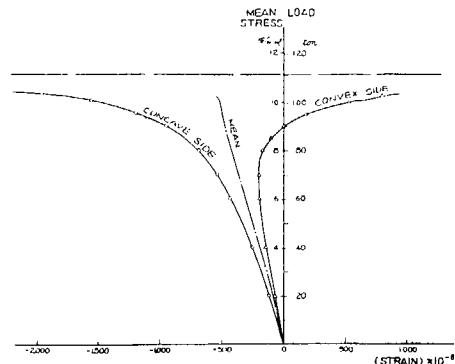


Fig. 1・8 Load-Strain Curve (C-2)

最大荷重、最大応力、及びその計算値 (Kármán⁸⁾、吉讃⁹⁾ を比較すると Table 1・3 のようになり、一般に計算値よりやや大きく出ている。また A 系列の如く、完全に塑性挫屈の範囲にあるものでは初期撓みが大きく影響し¹⁰⁾、弾性挫屈のものでは最大荷重が始んど一定で初期撓みに左右されないことが判る。

$$\therefore X = \frac{\cosh \alpha a \cos \alpha x - \cos \alpha a \cos h \alpha x}{\cos h \alpha a - \cos \alpha a} \quad \dots \dots \dots \quad (2)$$

$$\text{また } k = \frac{[X'']_{x=\pm a}}{2 [X'']_{x=0}} = - \frac{\cos h \alpha a \cdot \cos \alpha a}{\cos h \alpha a + \cos \alpha a} \quad \dots \dots \dots \quad (3)$$

すると板の曲げによるエネルギーは

$$V_b = \frac{D}{2} \int_{-b}^b \int_{-a}^a \left\{ \left\{ \frac{\partial^2(w-w_0)}{\partial x^2} + \frac{\partial^2(w-w_0)}{\partial y^2} \right\} - 2(1-\nu^2) \right. \\ \left. \left\{ \frac{\partial^2(w-w_0)}{\partial x^2} \cdot \frac{\partial^2(w-w_0)}{\partial y^2} - \left(\left(\frac{\partial^2(w-w_0)}{\partial x \cdot \partial y} \right) \right)^2 \right\} \right\} dx dy \\ = \frac{D_b}{2a^3} (\delta - \delta_0)^2 (1 + \frac{1}{\beta^2})^2 \Phi_1(\alpha a, \beta)$$

ただし

$$\Phi_1 = \frac{a^3}{\left(1 + \frac{1}{\beta^2}\right)^2} \int_{-a}^a \left\{ (X'' - \frac{\pi^2}{4b^2} X)^2 + \frac{\pi^2(1-\nu)}{2b^2} (XX'' + X'^2) \right\} dx \text{ で}$$

板の縦横比及び k によって定する無次元常数。

$$\text{また } e_x = e - \frac{1}{4a} \left\{ \int_{-a}^a \left(\frac{\partial w}{\partial x} \right)^2 dx - \int_{-a}^a \left(\frac{\partial w_0}{\partial x} \right)^2 dx \right\} \dots \dots \dots \quad (4)$$

横方向の歪を無視すると直接力による板のエネルギーは

$$V_d = \frac{Et}{2} \int_{-a}^a \int_{-b}^b e_x^2 dx dy \\ = \frac{Ebt}{2} \left\{ 4ae^2 - \frac{e}{a} (\delta^2 - \delta_0^2) \Phi_2 + \frac{3}{32a^3} (\delta^2 - \delta_0^2)^2 \Phi_2^2 \right\}$$

ただし

$$\Phi_2 = a \int_{-a}^a (X')^2 dx \text{ で } \alpha a \text{ のみによって定まる無次元常数。}$$

$$\frac{\partial}{\partial \delta} \frac{(V_b + V_d)}{\delta} = 0 \text{ より}$$

$$\frac{D_b}{a^3} (\delta - \delta_0) \left(1 + \frac{1}{\beta^2} \right)^2 \Phi_1 + Ebt \left\{ - \frac{e \delta}{a} \Phi_2 + \frac{3}{16a^3} \delta (\delta^2 - \delta_0^2) \Phi_2^2 \right\} = 0 \dots \dots \dots \quad (5)$$

ここで $\delta_0 = 0$ とおくと

$$\delta = \sqrt{\frac{16a^2}{3\Phi_2}} \left\{ e - \frac{D}{Eta^2} \left(1 + \frac{1}{\beta^2} \right)^2 \frac{\Phi_1}{\Phi_2} \right\} \\ \therefore e_{cr} = \frac{D \left(1 + \frac{1}{\beta^2} \right)^2 \Phi_1}{Eta^2 \Phi_2} = \frac{1}{12(1-\nu^2)} \left(\frac{t}{a} \right)^2 \left(1 + \frac{1}{\beta^2} \right)^2 \frac{\Phi_1}{\Phi_2} \dots \dots \dots \quad (6)$$

この値を (5) に入れると

$$e = e_{cr} \left(1 - \frac{\delta_0}{\delta} \right) + \frac{3}{16a^2} (\delta^2 - \delta_0^2) \Phi_2 \dots \dots \dots \quad (7)$$

また (4) より

kg/mm^2 として σ^* を $2a/t$ について各初期撓み毎に図示すると Fig. 1・11 の実線のようになる。

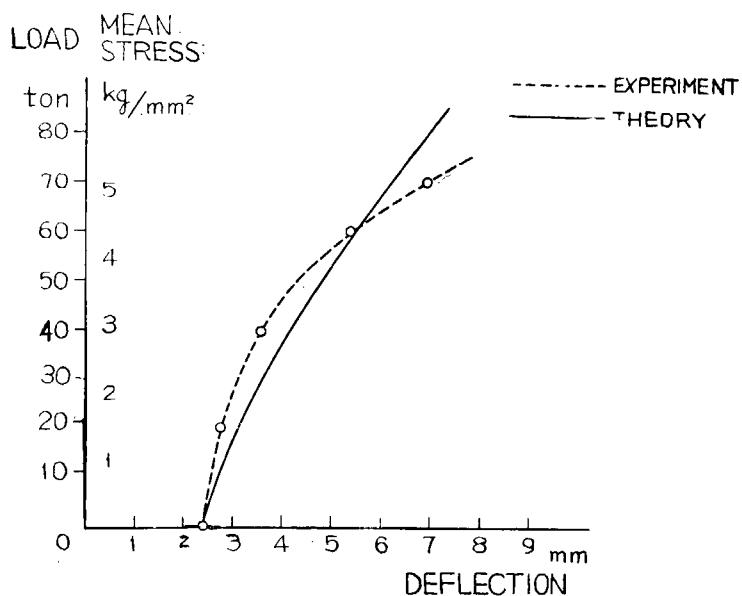


Fig. 1・10-A Comparison between Theory and Experiment
(Deflection)

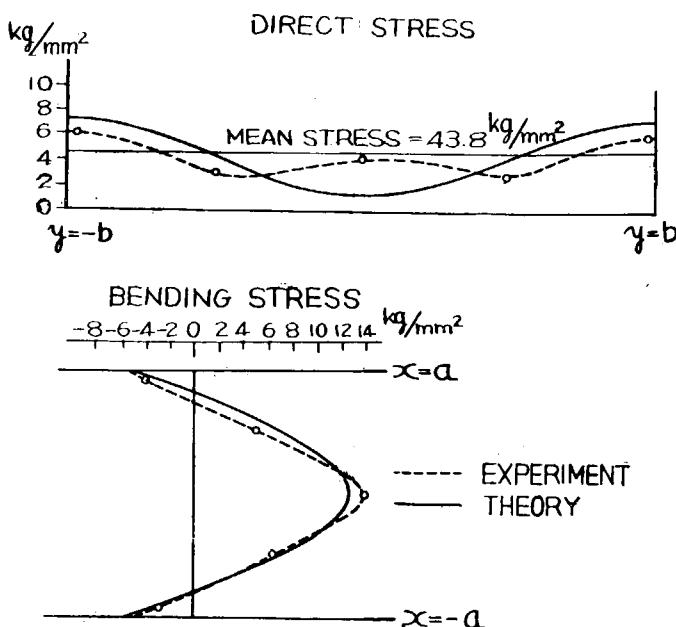


Fig. 1・10-B Comparison between Theory and Experiment
(Stress)

1・4・2 許容瘠馬量

Fig. 1・8 の中央点の歪の図から、中央点が降伏を起すときの荷重、即ち限界応力 σ^* を各試験片について求めると Fig. 1・11 中の点のようになる。

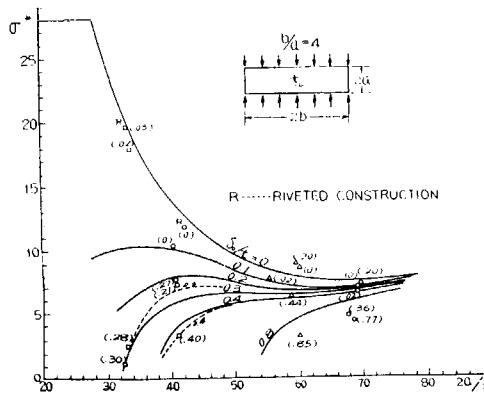


Fig. 1・11 Critical Stress of Corrugation Failure

前の理論曲線と比べると多少のバラツキはあるが比較的よく合っている。全般的にみて $2a/t$ が小さいところでは初期撓みの影響が大きく $2a/t$ が大きいところでは小さい。一般に大型船では $2a/t = 40 \sim 50$ 、小型船では $2a/t = 60 \sim 80$ であるので初期撓みの影響は大型船で大きく、小型船の場合は大して影響のないことが判る。ただし凹損限界の絶対値は小型船の場合でも低いことは注意を要する。

以上の如くして求められた Fig. 1・11 を基にして基準のホギング応力が定まれば任意の $2a/t$ に対して許容瘠馬量を求めることが出来る。ただしこの実験では実船と異り水圧の影響が入っていないのでここで得られた値はやや危険側にあることになる。然し凹損限界応力なるものは板の表面上の一点が降伏点に達する限界応力であり、基準応力としては相当酷な条件であることも考えねばならない。船の航海中のホギング応力をどの位におさえるかは一つの問題であるが一つの標準として $2a/t = 45$ 程度の大型船で 6 kg/mm^2 とすれば $\delta_0/t = 0.35$ となりこれで水圧その他の条件も考えて $\delta_0/t = 0.3$ を許容量と見るのが妥当であろう。

1・4・3 瘦馬の不同性による影響

相隣れるパネルで初期撓みに不同性があると端の拘束度が異つてくる。本実験で行つた B-0.3, B-3.4 の k の値を他の B 系列のものと比較すると次表のようになる。

	B-2	B-3	B-4	B-0.3	B-3.4
$2k$	1.55	1.80	2.13	1.33	1.14

B-0.3, B-3.4 の k の値は明らかにそれぞれ B-3, B-4 の値より小さくなつてゐる。そしてこれらの凹損限界応力を求めてみると、

	B-3	B-0.3	B-4	B-3.4
σ^*	7.7 kg/mm^2	6.6	3.4	3.8
δ_0/t	0.27	0.27	0.40	0.36

つまり B-0.3 は B-3 より低く出ている。然し B-3.4 は B-4 と大体同じ（絶対値はご

くわづか大きい) になつてゐるが、これは δ_0/t が異なるため換算すればやはり B-3.4 の方がやや下廻ると見るのが至当であり、瘠馬不同による影響が認められる。然しその差の絶対値が小さいのは B-3, B-4 等の試験片もやはり初期撓みに不同があるためである。実際の船でも必ずいいくらかの不同があることを考えると、実際問題としては初期撓みの不同性の影響はそれほど本質的でない。やはり初期撓みの絶対値が第一義的なことは明らかである。

1・4・4 凸損を起して後の現象

一般に板が撓んでいると軸方向の引張及び圧縮に対する見かけの有効性(効率)が減少する。船底が凹損を起すと船底板の効率は減少し、その減少分は他の部材にかかつてくる。実船のように曲げを受けている梁では船底板の有効性の減少に伴い、中立軸が上方に移行し、上部の構造物の応力はそれほど上昇しないが船底の諸構造部材の応力は急激に増加する。

そこで凹損を起している船舶を何等補強しないで運航させた場合どの位板の効率が減り、どの程度他の部材の応力が増加するかということは重要な問題である。この試験片は圧縮を受ける主構造部材が船底外板と side girder のみなので、外板の効率の減少と side girder の応力増加とは対応した関係がある。

- η 板の効率
- σ_s side girder の応力
- $\bar{\sigma}$ 平均応力
- e 圧縮辺の一様縮み
- \bar{e} P/AE

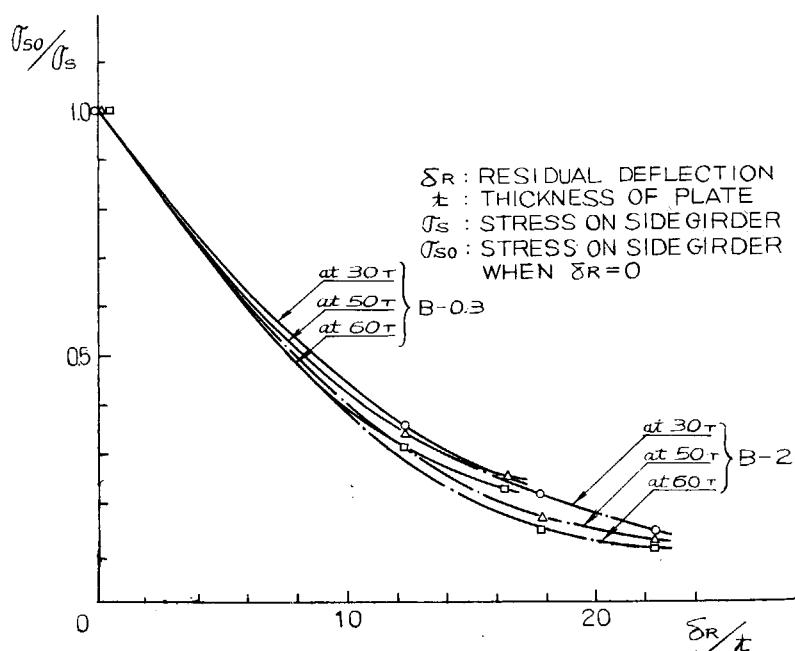
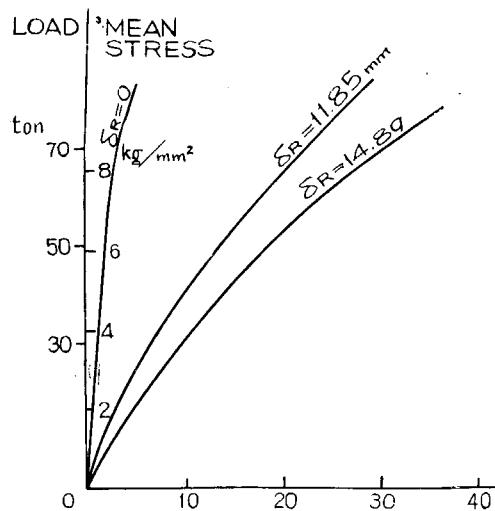
残留撓みが生じた場合のものにダッシュをつけると

$$\eta = \frac{\bar{e}}{e} = \frac{\bar{\sigma}}{\sigma_s}$$

$$\eta' = \frac{\bar{e}'}{e'} = \frac{\bar{\sigma}}{\sigma_s'} \quad \therefore \text{効率比 } \frac{\eta'}{\eta} = \frac{\sigma_s}{\sigma_s'}$$

故に side girder の応力比の逆数がその場合の板の効率比になる。このことを B 系列(大型船)の場合について調べて見よう。Fig. 1・12 に B-2 の測定値がプロットしてある。即ち $\delta_R = 0$ の曲線は初めて荷重をかけた場合のものであり、 $\delta_R = 11.85$ mm の曲線は荷重を 0 に戻したとき残留撓みが 11.85 mm あつた場合、再び荷重をかけたときの値である。そこでこの両者の比を δ_R/t を基準にして各荷重毎にプロットすると Fig. 1・13 のようになる。これでみると δ_R/t の増加によつて σ_s/σ_s' つまり板の効率比が急激に落ちている。即ち σ_R が板厚位になると約 40 %、板厚の 2 倍で約 15 % 位になる。即ち実船調査¹⁾による板厚の 0.8~1.0 の凹入がある場合は、その板の有効性は約 1/2 であることが云える。また図から判るようにこの値は δ_R/t のみに左右され、各試験片間では殆んど差がない。これは δ_R/t の大きさが初期撓みに比べて非常に大きいことからも当然であろう。

なお船底外板に凹損が生じた場合、その凹入が進行するや否やの問題は極めて興味ある問題である。然し本試験では試験片の構造上、最大荷重まではその残留撓みは非常に僅かであり、実船で生ずる如き凹入量は最大荷重後でなければ生じない。そのため測定に誤差が入る可能性が多く確定的なことは



云えなかつた。

このことに関しては試験片の構造を変え、また実際の船の如く引張り、及び圧縮の両方がかけられる方法で更に研究する必要があろう。

1・4・5 補強材の効果

補強材を1本入れた系列(E系列)と2本入れた系列(F系列)について前と同じように凹損限界応力を出してスチフナのないB系列のものと、比較すると大体瘠馬がない場合の相当値まで強くな

る。然し補強材の本数、寸法の相異による差異は判然としなかつた。

次に最大荷重を調べてみよう。補強された板の最大荷重は、この場合の如く境界条件が複雑なものでは理論的に直接求めることは非常に困難である。そこで、ここでは各場合の最大応力（最大荷重をスチフナも含めた断面積で割つたもの）を I/\sqrt{A} に従つて比較した。

ただし I ：スチフナの長さ、ここでは $2a$ をとつた。

I ：板付スチフナの断面二次モーメント

A ：同上の面積

スチフナに付ける板の巾としてはスチフナの両側に両隣の板巾の $1/4$ 宛、つまり $1/2$ を用いた⁶⁾。

これを E 系列、F 系列とも一緒にプロットすると Fig. 1・14 のようになる。これで見ると両者ともスチフナのないものに較べて相当強くなつてゐる。E、F 両系列の差は認められるが、あま

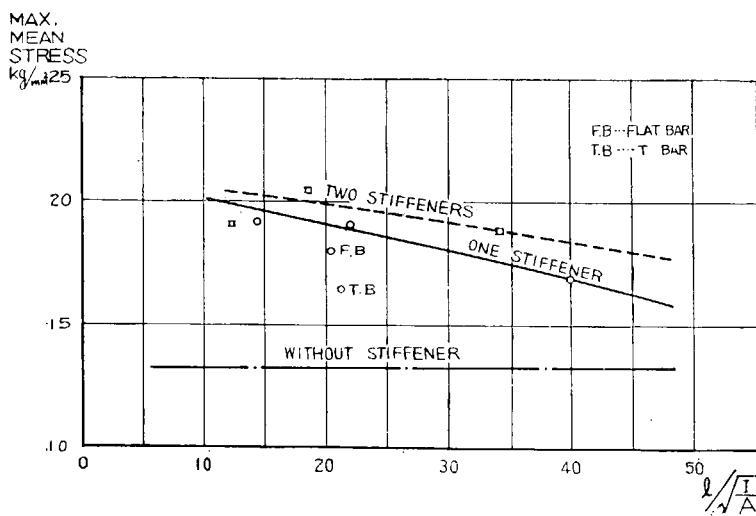


Fig. 1・14 Max. Mean Stress vs. I/\sqrt{A}

り大きくなく、特に I/A の大きいところでは殆んど差が出ていない。また寸法の差による相互の差は E 系列では明らかに出ているが、F 系列ではあまり目立たない。また両者とも或る程度以上寸法を大きくしても最大応力はあまり大きくならないことが判る。実際的な意味からスチフナの断面積を基準にして最大応力をプロットしてみると、Fig. 1・15 のようになる。これで見ても或る程度以上寸法を大きくしても、効果のないこと及び 2 本入れることは不利なことは明らかであろう。

以上のことから補強材の本数、寸法に關してまとめる。

(イ) 凹損防止という見地からののみみれば、この実験範囲で寸法が最小の E-1 ($30 \times 20 \times 4.5$ I.A. 1 本) でも十分であり、更にもつと減らすことも可能であろう。

然しこの実験では圧縮を受ける主要部材が船底板のみであるため、最大荷重に対してスチフナの効果の割合は相当強調されていることに注意しなければならない。

(ロ) E、F 系列の差はあまり大きくならないから實際にはスチフナを 2 本入れるのは不経済である。

(ハ) Flat Bar や T-Bar の如き対称断面の場合、この実験では却つて普通の山形より弱くなつて

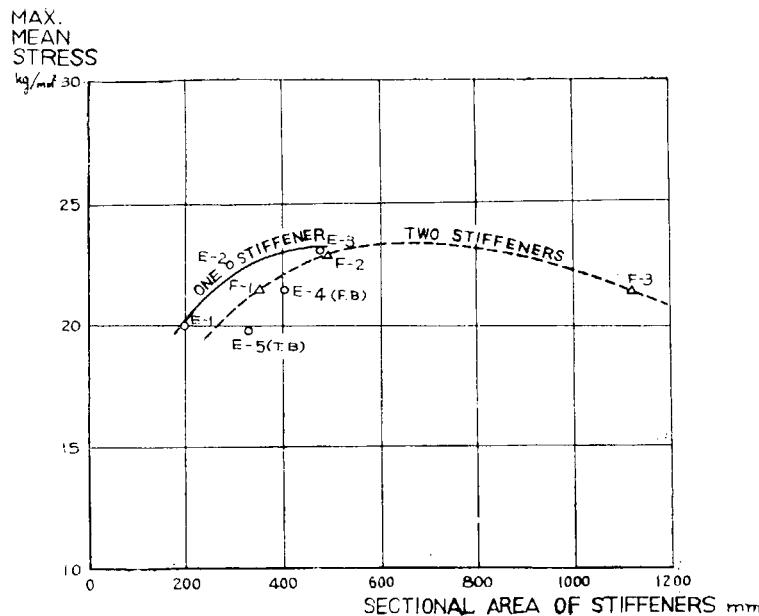


Fig. 1・15 Max. Mean Stress vs. Sactional Area

いる。然し flat bar と山形の差はごく僅かなので、場合により flat bar を山形の代りに用いても差支えないであろう。

1・5 結 論

以上の実験及びその解析から結論をまとめると、

- (i) 初期撓み及び(肋骨心距)/(板厚)を変えた系統的な圧縮実験を行つて、あらゆる大きさの船の凹損限界応力及び許容瘠馬量が求められた。
(肋骨心距)/(板厚) が 45 度程の大型船を例にとると許容瘠馬量は板厚の約 0.3 度あり、日本海事協会船体損傷調査専門委員会の結論の正しいことが証明された。
- (ii) (肋骨心距)/(板厚) が大きい船（小型船）では凹損に関しては 瘦馬の影響はあまり大きくな。
- (iii) 相隣るパネルで瘦馬に不同があると限界応力は低下する。然し実際上の意味からは、このことは本質的な要素でなく、瘦馬の絶対値が第一義的なものである。
- (iv) 凹損を起した船底板の効率は急激に減少し、板厚程度の残留撓みがあると板の効率は始めの半分以下に落ちる。
- (v) スチフナを入れると凹損限界応力よりみて初期撓みが零の場合に相当する程度まで強くなる。
- (vi) 凹損限界応力及び最大応力よりみると、このスチフナの寸法はかなり小さいものでも有効である。またスチフナとして flat bar や T-bar を用いると最大荷重はやや落ちるが、その量は僅かであり、凹損防止のためには flat bar を用いても差支えない。
- (vii) 縱横比が 4 のものではスチフナを 2 本入れても 1 本入れたものに対し強度の増加は僅かである。
- (viii) この試験による船底板の撓みや応力分布は端に拘束を持つた板の挫屈曲げ現象として理論的

に出した値とかなりよく一致した。従つてこの種の複雑な問題に対し大きな仮定をおいた理論的な解析も或る程度可能である。

参考文献

- 1) 日本海事協会：船体損傷調査専門委員会報告
- 2) 秋田好雄、吉本誠佑：舟馬が船底凹入に及ぼす影響〔造船協会論文集 第 95 号〕
- 3) 金沢 武、新田 順：A Study on the Strength of Rectangular Plate Structure. [Proc. 4 th J. N. C. A. M. 1954]
- 4) 安藤文隆：永久挫屈（凹損）より見た船底外板の圧縮強度について〔造船協会論文集 第 97 号〕
- 5) Murray : Corrugation of Bottom Shell Plating. [TINA, 1954]
- 6) 吉讃雅夫：圧縮を受ける船体構造部分の挫屈並びに圧壊強度の研究〔造船協会会報 第 75 号〕
- 7) 日本造船研究協会：熔接構造法の研究〔日本造船研究協会報告 第 8 号〕
- 8) 弹性安定要鑑
- 9) 山本善之：初期撓みを有する柱と板の塑性変形を伴う挫屈〔造船協会論文集 第 97 号〕
- 10) 吉讃雅夫：圧縮を受ける矩形板の挫屈限界の決定法の一試案〔応用力学 1〕
- 11) Timoshenko : Theory of Elastic Stability.

第 2 章 船底パネル挫屈試験（横強度関係）

2・1 緒 言

近時熔接船に於て船底凹損の事故が続出し、その防止対策として船底構造に縦肋骨方式を加味した所謂セミ・ロンジチューディナル・システム（以下ロンジ・システムと略称する）が採用される傾向にあり、この種の船体の横強度計算に当つては是非船体縦方向部材が横強度に寄与するものとしてその影響を考慮することが必要となり、従来の横強度計算法を更に拡張した立体的強度計算法の研究が望ましい。

ここに於て先づその研究の系口としてロンジ・システム船底構造の強度並に剛性に関する問題を探り上げた。船底構造の強度及び剛性に関する研究は既に W. Schilling¹⁾, H. A. Schade²⁾ 等によつてなされたものがあるが、何れの方法によつても船底構造を構成する各桁構造部材例えは中心線桁板、側桁板、実体肋板、組立肋板等のそれぞれの剛性の算定の方法如何により船底構造全体の強度及び剛性は可なり変化するものと思われる。従つてこれ等の各桁構造部材の剛性及び強度の適確な算定法を見出すことが先決問題となるので、この問題を先づ解決するために、上記の各桁構造の強度並に剛性についての実験的並に理論的研究を行つた。

2・2 模型実験並に実験結果

2・2・1 試験模型

ロンジ・システムによる実船の船底構造を参照して船底構造の縦方向及び横方向の部分模型及び前

記の各桁構造模型総計 13 個を実船の約 1/6 の寸法によつて設計製作した。模型は軟鋼製で鉄構造とした。模型の種類及び名称は次の如くである。

(1) A 系列模型（箱型船底部分模型） 2 個

A—1 (ロング・システム船底縦方向部分模型)
A—2 (ロング・システム船底横方向部分模型)

} 各 1 個

(2) B 系列模型（中心線（側）桁板、実体肋板模型） 4 個

B—1 (中心線（側）桁板模型、無孔)
B—2 (同 上, 有孔)
B—3 (実体肋板模型、無孔)
B—4 (同 上, 有孔)

} 各 1 個

(3) C 系列模型（組立肋板模型） 7 個

ストラットの間隔を変化させた系列 (3 個)

C—A—1, C—A—2, C—A—3 各 1 個

ストラットの寸法を変化させた系列 (2 個)

C—B—1, C—B—2 各 1 個

上弦材の寸法を変化させた系列 (2 個)

C—C—1, C—C—2 各 1 個

上記各模型の構造及び寸法は Fig. 2・1 及び Fig. 2・2 に示す如くである。

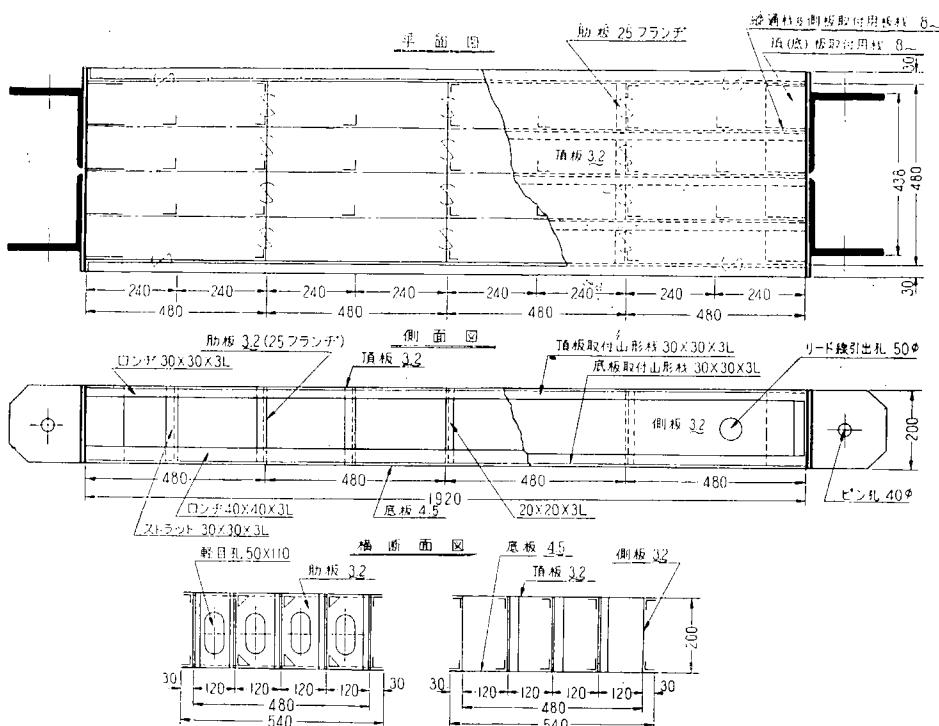
2・2・2 荷重装置及び実験方法

荷重装置は既に当協会第 11 研究部会（昭和 28 年度）「上部構造の船体強度への影響に関する研究」³⁾ に於て阪大工学部にて実験を行つた際に製作された荷重装置を利用し、荷重方法も第 11 研究部会の場合と同様にオイル・ジャッキによる中央集中荷重とした。即ち長さ 4 m の溝型鋼 8 本を組合せたレールをコンクリート床に埋め込んでこれを基礎とし、模型の端部とこの基礎との間に別に製作した模型支持脚によつてピン接合として結合するとともに、模型の下部中央を基礎上に置かれたオイル・ジャッキによつて押上げるという方式によつて両端支持・中央集中荷重の荷重状態を実現した。

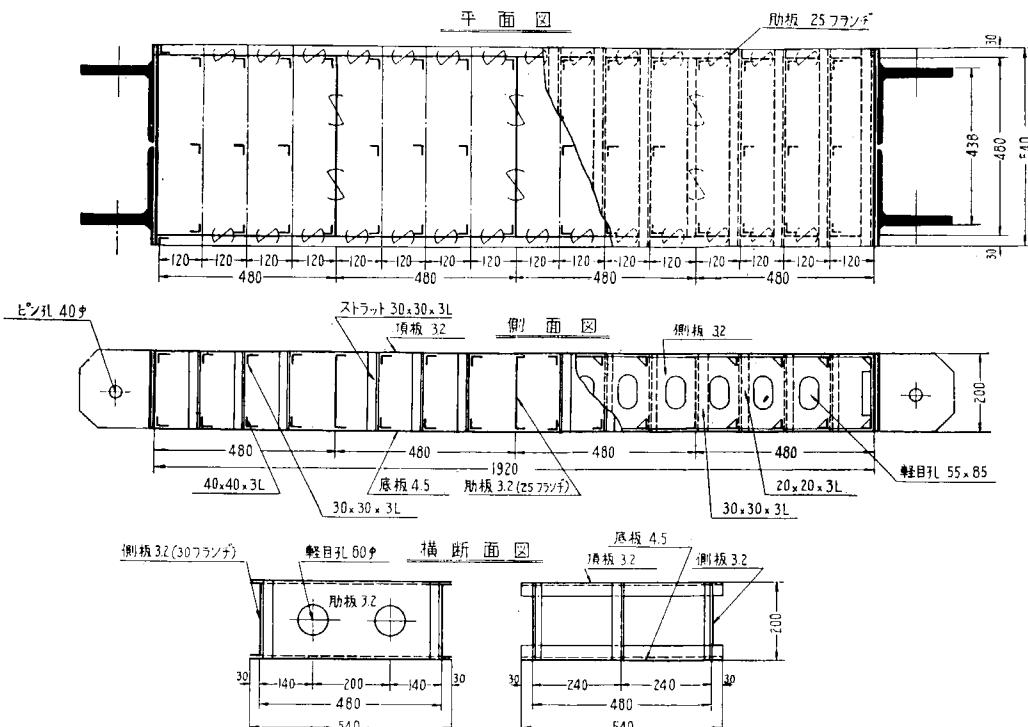
この荷重方法により各模型をすべて両端支持、中央集中荷重として実験を行い、荷重の測定はオイル・ジャッキ付属の圧力計の読みをとり、後にオイル・ジャッキをアムスラー試験機によつて実験を行い、圧力計の読みを力に換算した。実験に際して使用した荷重の大きさは全模型を通じ納 0.3 ton ~ 6.5 ton の範囲である。

各模型は SR-4 電気抵抗線型歪計（標点距離 9.5 mm, ゲージ・ファクター 1.88~1.96）による各断面の歪分布の測定とダイアル・ゲージによる撓みの測定を同時に行つた。なお歪計は板構造部分或いは型鋼部材のフランジ部分に於ける局部的な板の曲げによる影響を取除くため、すべて板の両面に貼布し、板の両面に於ける平均歪を測定した。またダイアル・ゲージによる撓みの測定はすべて模型の上面に於て行つた。

A 系列模型は模型の巾が可なり広いので、荷重を巾方向に一様に分布させるために特別に T 型断面



A-1 (縦方向エレメント模型) 縮尺 1/10 単位 mm (scale 1/10 unit mm)



A-2 (横方向エレメント模型) 縮尺 1/10 単位 mm

Fig. 2・1 A系列模型構造図

尺度 : $\frac{1}{10}$
 (Scale $\frac{1}{10}$)

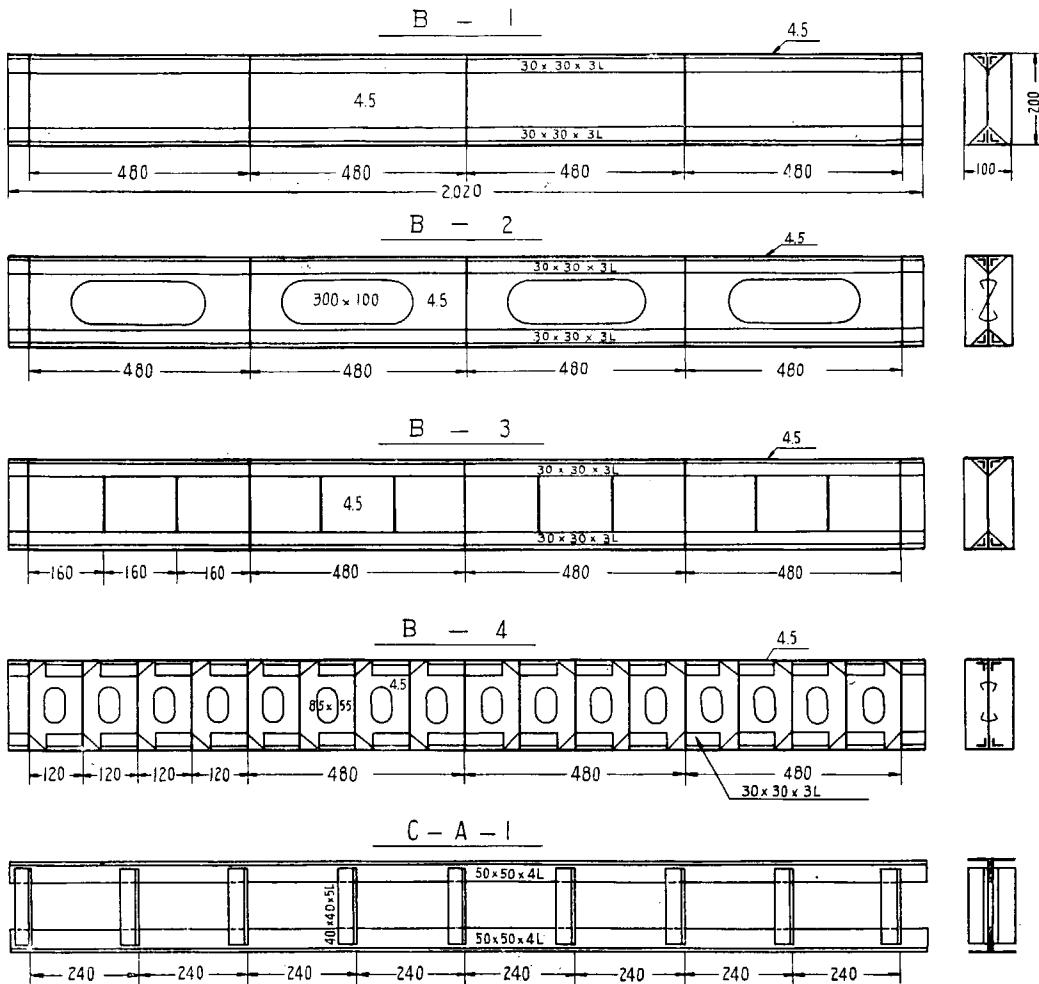
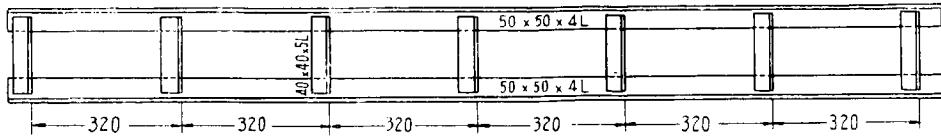
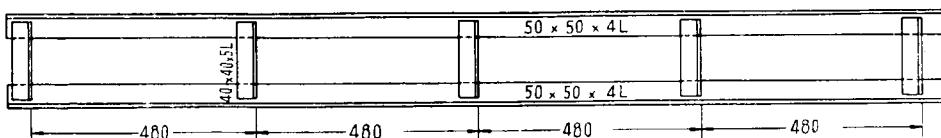


Fig. 2・2 B, C 系列模型構造図

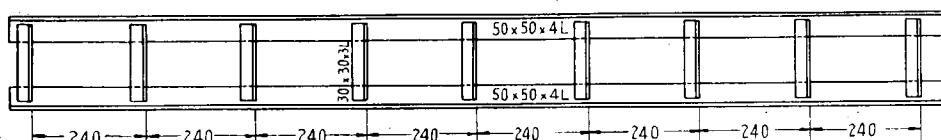
C - A - 2



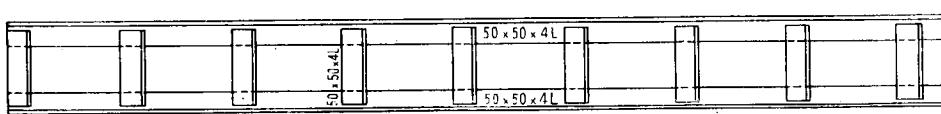
C - A - 3



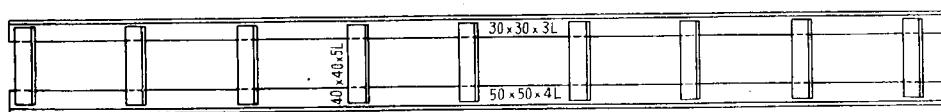
C - B - 1



C - B - 2



C - C - 1



C - C - 2

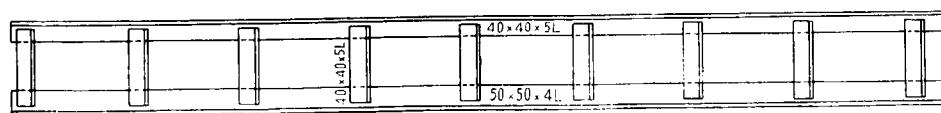


Fig. 2・2 B, C 系列模型構造図

をもつ荷重用ビームを製作し、これを模型の下面中央に横方向に取付け、このビームの中央をオイル・ジャッキによつて押上げることにより巾方向に一様に荷重を分布させるようにした。

2・2・3 実験結果

模型各部の歪を測定するために貼布した SR-4 歪計は本実験に於てはすべて 1 方向のものであり、即ち模型の長さ方向の歪のみを測定した。従つて実験結果に於て示す応力の値は測定された縦方向の歪 ϵ に弾性係数 E (21000 kg/mm^2 とした) を乗じて $\sigma = E\epsilon$ として求めた値である。この応力値は横方向に殆んど拘束がないと考えられる B, C 系列の模型に対するは実際の応力値を与えるものと考えても差支えないと思われる。一方 A 系列模型は箱型模型であり模型の巾も可なり広いので或る程度横方向の拘束があるものと予想されるから、横方向の歪をも測定しなければ実際の応力は求めなければならないのであるが、A 系列模型に於ても横方向の拘束による影響は小さいと考えられるから、この場合も近似的に縦方向の歪のみにより応力を求めた。A 系列模型に関する上述の近似法の妥当性を調べるために A-2 模型につき頂板及び底板に各 1 点づつ横方向に歪計を貼り横方向の歪を測定し、同点に於ける縦方向の歪と併せて縦方向の応力を求めたところ、上記の近似法による応力値との差は小さく約 5 %程度であつたので実用的には上の近似法によつても充分であると思われる。以下各系列の模型についての実験結果を述べる。

(1) A 系列模型

A-1, A-2 共荷重 $P = 3160 \text{ kg}$ 及び 6340 kg に對して実験を行つた。Fig. 2・3 (a), 2・3 (b), 2・3 (c), 2・3 (d) は、そのうち A-1 に対する応力分布及び撓みの実験値を示す。

(2) B 系列模型

実験結果の代表的なものを示すと、Fig. 2・4 (a), 2・4 (b) は B-1, Fig. 2・5 (a), 2・5 (b) は B-2 に対する実験結果である。

(3) C 系列模型

これは C-A-1 を基準としてその構造寸法を種々に変えた系列であつて、その代表的なものの実験結果として C-A-1 に対するものを Fig. 2・6 (a), 2・6 (b) に示す。

2・3 実験結果に対する解析並に結論

2・3・1 A 系列模型及び B 系列模型

A, B 両系列の模型に関する実験結果と比較するために種々計算を行つた結果、A, B 両系列の模型に対するは梁理論による簡単な計算によつて比較的よく実際の応力分布及び撓みに一致することが判つた。応力分布については A 系列模型の頂板及び底板の実際の応力分布には多少有効巾の影響がみられるが、平均応力は大体梁理論に一致している。B 系列模型は大部分が梁理論による計算値とよく一致した。撓みについては、計算に於ては剪断力による撓みその他の影響を無視しているので計算値の方が多少実験値より小さくなつている。

結論としては、A 系列及び B 系列模型に対するは大体に於て梁理論によつてその強度及び剛性を算定し得ると云うことができ、局部的な強度例えれば孔のある桁板の応力分布或いは有効巾の小さい板の応力分布等については更に別に補正のための計算を行うことが望ましい。

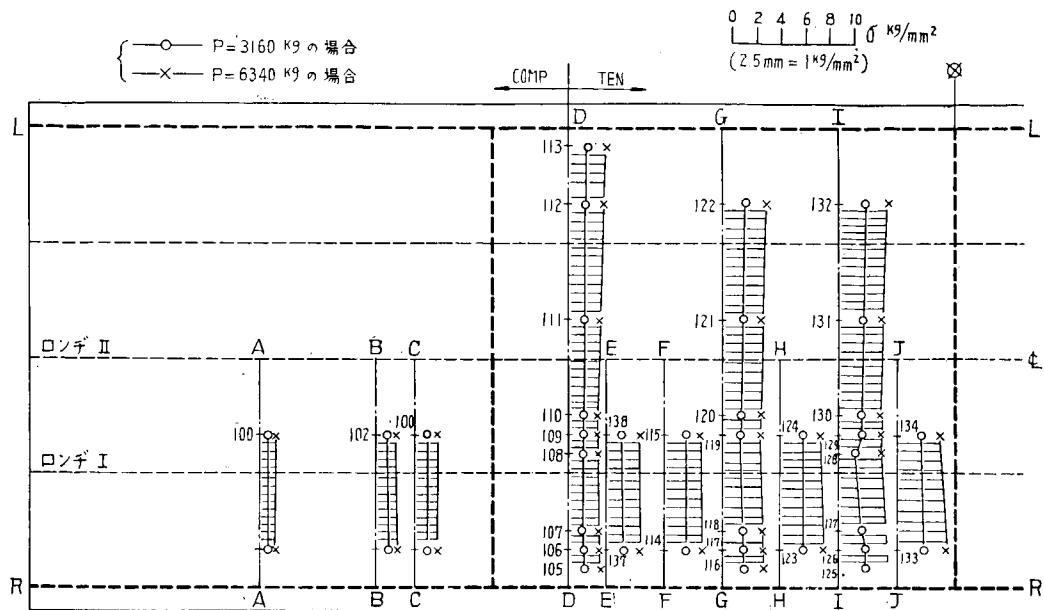


Fig. 2・3 (a) A-1 模型 頂板の応力分布 (引張側)

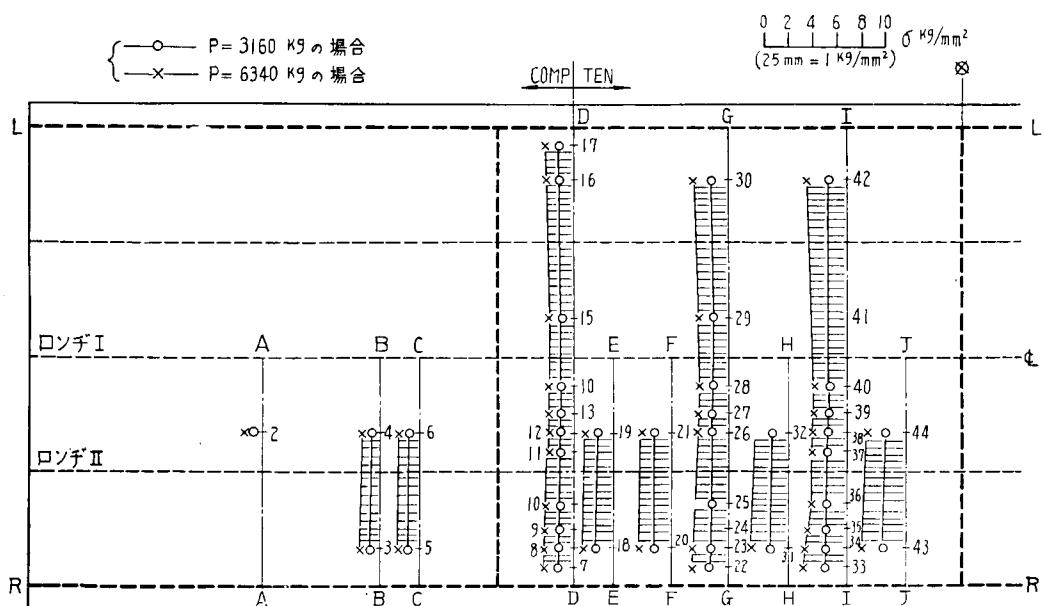


Fig. 2・3 (b) A-1 模型 腹板の応力分布 (圧縮側)

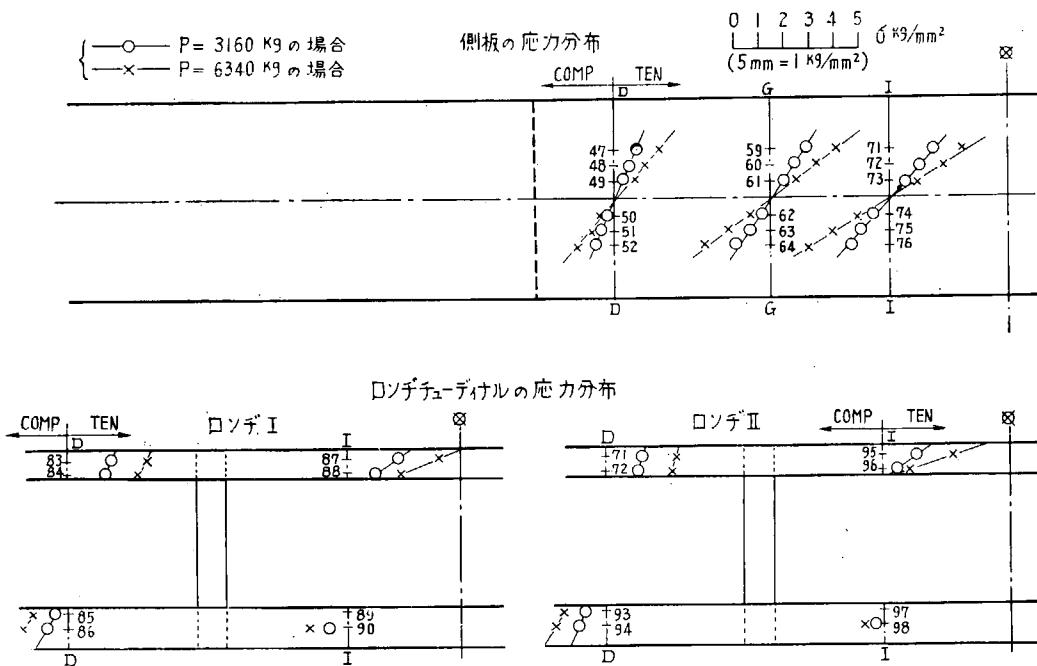


Fig. 2・3 (c) A-1 模型 側板及びロンデューディナルの応力分布

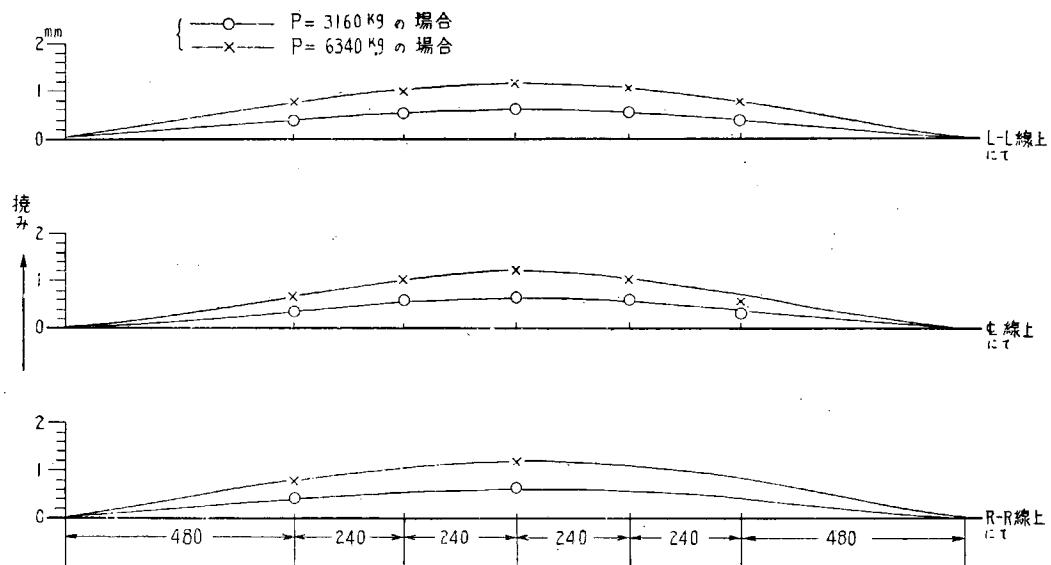


Fig. 2・3 (d) A-1 模型 拡み曲線

A-A 断面

$0 \ 1 \ 2 \ 3 \ 4 \ 5$ $\sigma \text{ kg/mm}^2$
($5 \text{ mm} = 1 \text{ kg/mm}^2$)

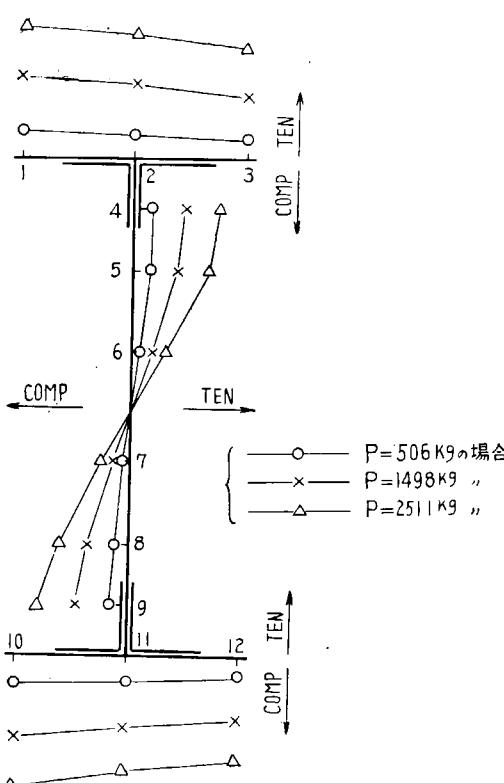


Fig. 2・4 (a) B-1 模型 応力分布

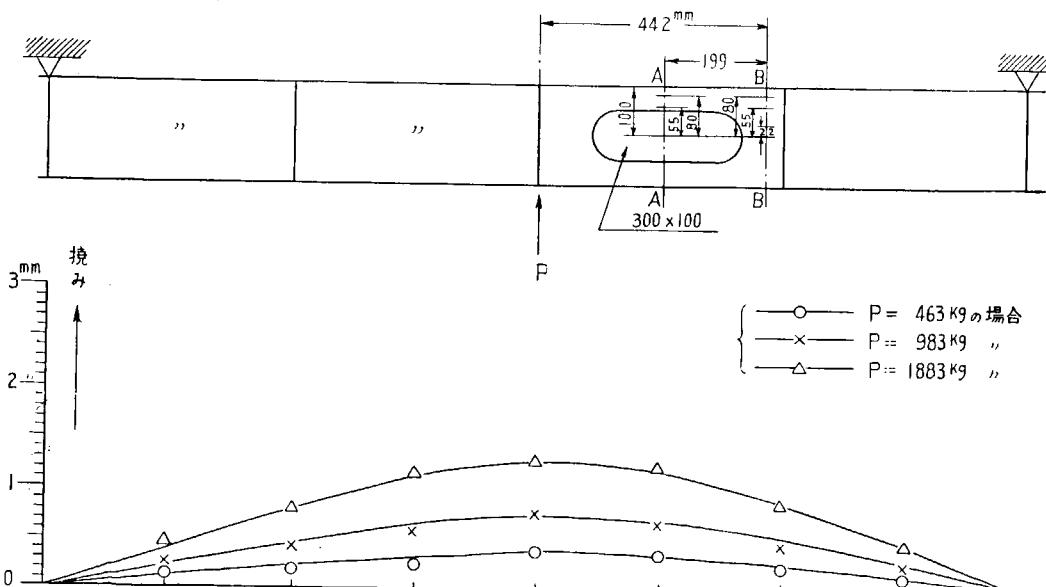
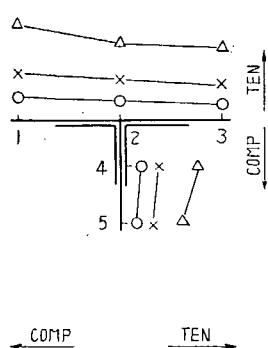


Fig. 2・4 (b) B-1 模型 振み曲線

—○— $P = 463 \text{ kg}$ の場合
 —×— $P = 983 \text{ kg}$ "
 —△— $P = 1883 \text{ kg}$ "

0 1 2 3 4 5
 (5 mm = 1 kg/mm²)

A ~ A 断面



B ~ B 断面

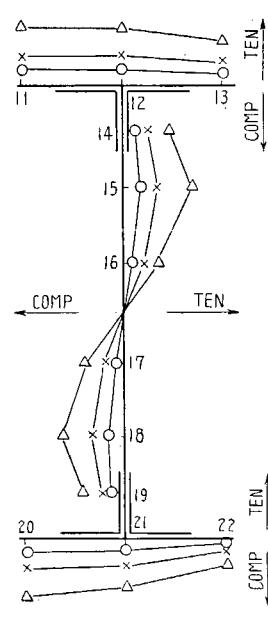


Fig. 2・5 (a) B-2 模型 応力分布

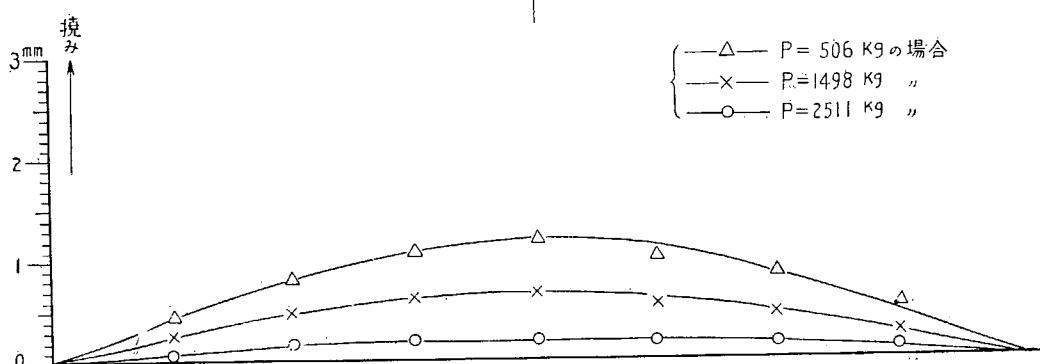
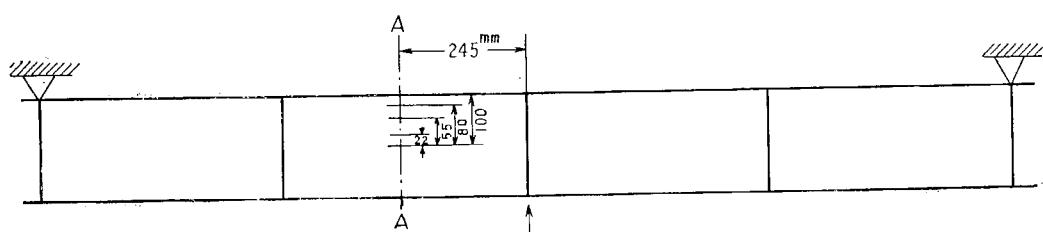


Fig. 2・5 (b) B-2 模型 撓み曲線

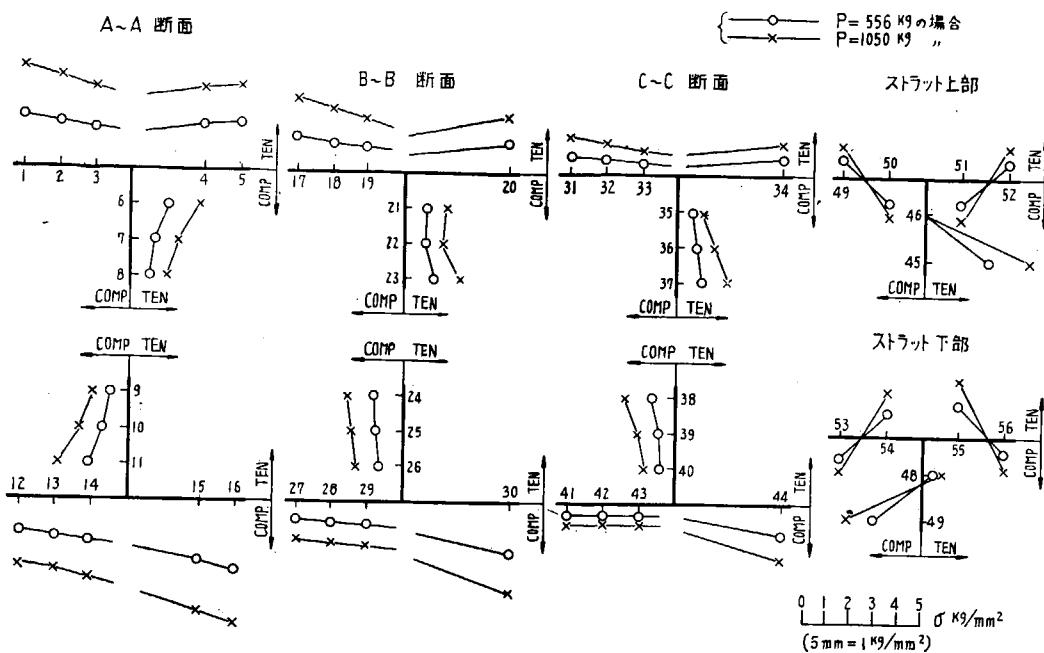


Fig. 2・6 (a) C-A-1 模型 応力分布

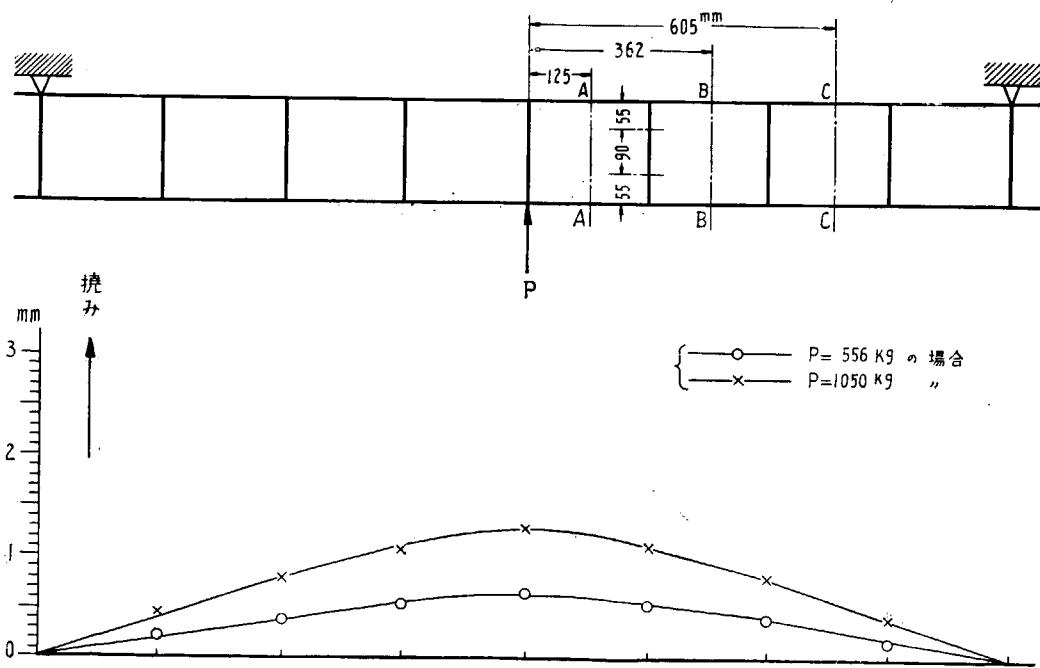


Fig. 2・6 (b) C-A-1 模型 振み曲線

2・3・2 C 系列模型

C 系列模型に対しては前節の如く梁理論によつて計算するとその強度及び剛性は可なり大きい誤差を示し実験結果と合わないことが判る。従つて特に C 系列模型に対しては次の如き取扱いをした。即ち C 系列模型はこれを構造力学的にフィーレンデール桁と考えることができるのであるから、各模型に対しフィーレンデール桁としての計算を行つた。今の場合はストラットの間隔が等間隔であり、またストラットは同一寸法であるから、数学的には階差方程式によつてその一般解が求められた。即ち各節点の節点回転角及び各部材の部材回転角を未知数としてこれ等に関する聯立階差方程式として基礎方程式が得られ、これを解くことによつて問題が解決せられた。この解法は各部材の軸力を未知数として解かれた Bleich⁴⁾ の方法と根本的には同じものであるが、上下の水平材の寸法が異なる場合にも適用でき、また各節点の変位が直接求められるという点に於て Bleich の方法よりも有利である。上記の方法によつて各模型についての計算を行つたが、そのうち C—B—1 に対する計算結果を Fig. 2・7 (a), 2・7 (b), 2・7 (c) に示す。

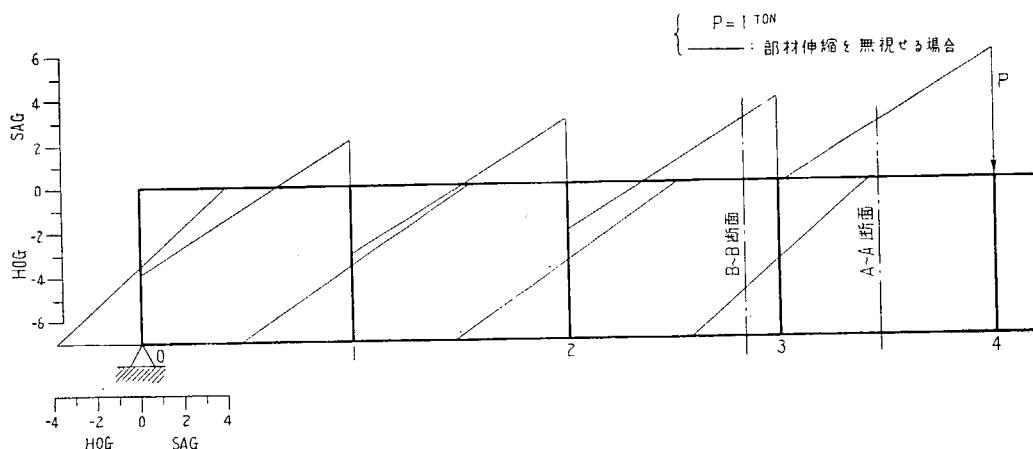


Fig. 2・7 (a) C—B—1 模型 各部材の曲げモーメント曲線

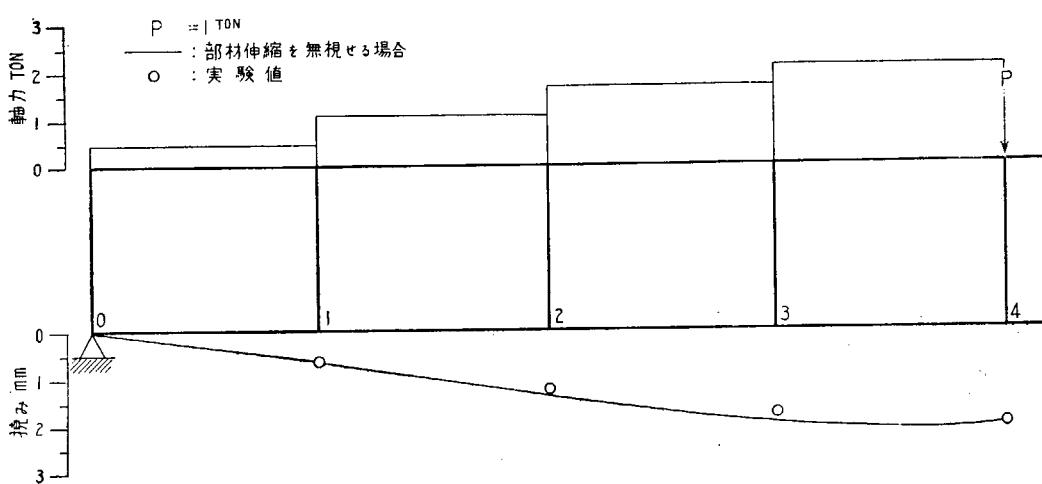


Fig. 2・7 (b) C—B—1 模型 各部材の軸力及び撓み曲線

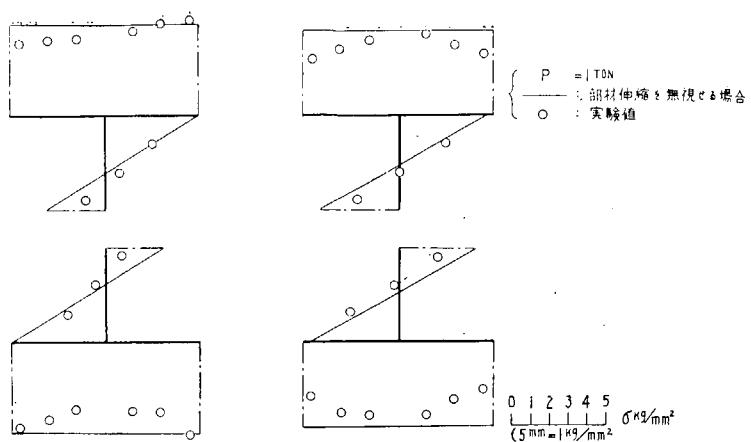


Fig. 2・7 (c) C-B-1 模型 各断面の応力分布

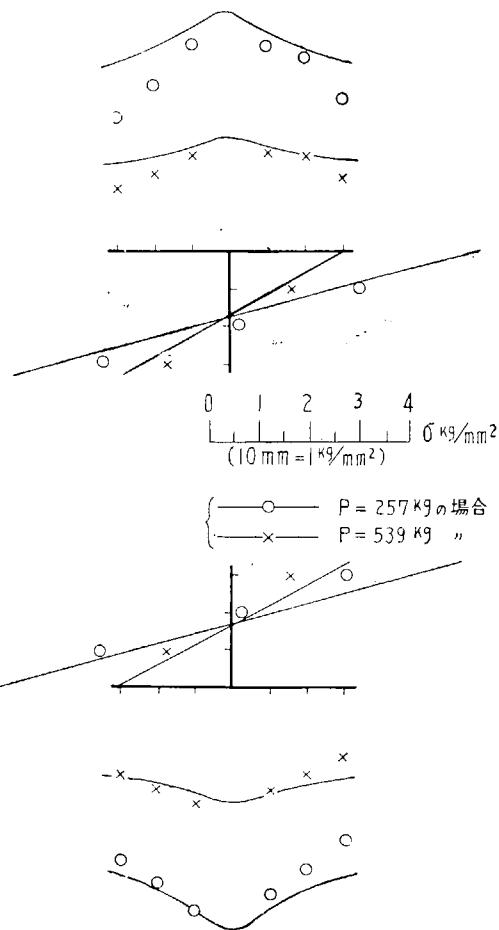


Fig. 2・8 C-B-1 模型 B-B断面の応力分布計算値

各模型についての上の方法による計算値は実験値と可成りよく一致している。ただ各部材の節点の近くに於ける断面のフランジの応力分布が實際には計算による一様な応力分布から多少はずれているので、これに対する説明として一応次の如く考えた。即ちこの断面に於てはフランジの有効巾が可成り減少しているためにこのような応力分布になるものと考えた。この事を計算によつて確かめるため有効巾の理論⁵⁾に於てよく用いられる手法により、フランジ部分を二次元平面問題として取扱い、フランジ部分に対する応力函数を求めて応力分布を計算したが、C—B—1 の B—B 断面について行つた計算結果は Fig. 2・8 に示した如くであつて實際の応力分布を可成りより説明する事ができる。

以上により C 系列模型に対しては、フィーレンデール柄として計算しフランジに対しては有効巾を考慮する事によつてその強度並に剛性を計算できるという結論を得た。

2・4 結 言

A, B, C 各系列の各模型についての実験結果と計算結果を比較する事により、各系列の模型について夫々適當な計算法を求める事ができた。今後は更に C 系列模型の計算法をより簡単な形、即ち實際の設計計算に便利な形におきかえる研究を行い、之等の結果を基礎として船底構造全体の強度並に剛性、更に船体横強度計算法の研究へと進む方針である。

参 考 文 献

- 1) W. Schilling : Statik der Bodenkonstruktion der Schiffe, Julius Springer, 1925.
- 2) H. A. Schade : Bending Theory of Ship Bottom Structure, S. N. A. M. E., Vol. 46, 1938.
- 3) 日本造船研究協会第 11 研究部会報告：上部構造の船体強度への影響に関する研究、日本造船研究協会報告 第 5 号 昭和 30 年
- 4) Bleich-Melan : Die gewöhnlichen und partiellen Differenzen gleichungen der Baustatik, Julius Springer, 1927.
- 5) H. A. Schade : The Effective Breadth of Stiffened Plating under Bending Loads, S. N. A. M. E., Vol. 59, 1951.

第 3 章 ペイント肌付試験

3・1 緒 論

船底凹損による鋼板の歪のために、船底塗料塗膜の密着性劣化および腐蝕の集中が予想されるので、塗膜の密着性及び防錆効果の比較試験を行つた。

個々の塗料については長期曝露試験、人工海水浸漬試験を行い、直徑 26 mm の鋼球によるエリクセン試験、描画試験、0.5 kg の重錘落下による衝撃試験を行つた。また長さ 300 mm の軟鋼板に下地処理をほどこして自由曲げの第 1 段屈曲を行い、塗装した後 7 日間海水に浸漬した。それより第 2 段屈曲を行い、110~200 日の海中浸漬を行つた後の状態を調査した。

3・2 各種船底塗料の付着性比較試験

1. まえがき

次節(3・3)にのべる海中浸漬を行つた後の塗料の密着性試験に先立つてこれに使用する油性及びビニル系船底塗料を検討作製し、塗料の付着性試験(エリクセン、衝撃、描画試験)を行つた。

2. 試料の組成

検討の対象となつた塗料の組成は下記の如くである。

2-1 ビニル系 塗料

ウォッシュプライマー (W/P)	
ビニルブチラール樹脂	7.8
アルコール系溶剤	71.3
水	2.8
正リシン酸(85%)	0.8
無水クロム酸	0.3
ケトン系溶剤	7.0
ジンククロメート	8.5
体质顔料	1.5
	100.0

ビニル系 船底塗料 ジンククロメート型 A/C (V A/C-Z)	ビニル系 船底塗料 シルバー型 A/C (V A/C-シルバー)
塩化ビニル醋酸	
ビニル共重合樹脂	16.0
ジンククロメート	9.5
体质顔料	2.0
可塑剤	1.6
ケトン系溶剤	34.9
芳香族溶剤	31.0
チタノン白	5.0
アルミニウム粉	—
	100.0
	100.0

ビニル系船底塗料2号 (V A/F)

塩化ビニル醋酸	
ビニル共重合樹脂	5.7
ロジン	5.7

亜酸化銅	55.0
可塑剤	1.5
ケトン系溶剤	15.0
芳香族溶剤	32.1
	100.0

2-2 油性塗料

油性船底塗料1号シルバー (O A/C シルバー)		油性船底塗料1号 (O A/C)	
フェノール樹脂ワニス	75.0	フェノール樹脂ワニス	61.5
アルミニウム粉	11.5	ベンガラ	18.0
亜鉛華	8.0	体质顔料	17.0
体质顔料	3.0	亜鉛華	1.0
ドライヤー	2.5	ドライヤー	2.5
	100.0		100.0

油性船底塗料1号 船台曝露型 (船台用 A/C)		油性船底塗料2号 (O A/F)	
フェノール樹脂ワニス	64.0	船底塗料用ワニス	48.5
ベンガラ	16.0	ベンガラ	7.0
体质顔料	17.0	体质顔料	3.0
亜鉛華	1.0	亜酸化銅	33.0
ドライヤー	2.0	酸化水銀	7.5
	100.0	ドライヤー	1.0
			100.0

3. 試験方法

新造船塗装の場合には、A/C 塗装後、1～3ヶ月間船台上に放置され、A/F は進水直前に塗られることが多い。また船底塗料では、海水浸漬後の付着性が事实上問題になると思われる。本試験では、上記の状況を考慮し、次の項目につき各種船底塗料の付着性を試験した。

- イ 船底塗料の種類(ビニル系、油性系及び顔料組成の相違)による付着性の比較
- ロ A/C 長期曝露の付着性に及ぼす影響
- ハ 人工海水浸漬前後に於ける船底塗料の付着性比較

3-1 試験板

150×70×1mm の軟鋼板(JIS-G-3305 SPR)をサンドペーパーで磨いた後、ベンゾールで洗滌。

3-2 塗装系および塗装間隔

油性系 船底塗料

(イ) O A/C (2回塗) ~ O A/F (2回塗) 塗装間隔: 各回 24 時間

(ロ) 船台用 A/C (2回塗) ~ O A/F (2回塗) " "

(ハ) O A/C シルバー (2回塗) ~ O A/F (2回塗) " "

ビニル系 船底塗料

(イ) W/P (1回塗) ~ V A/C-Z (4回塗) ~ V A/F (2回塗) 塗装間隔: 各回 3 時間

(ロ) W/P (1回塗) ~ シルバー (4回塗) ~ V A/F (2回塗) " "

3-3 A/C 長期曝露条件

3-2 塗装系中、(ロ) (ハ) (ホ) について A/C の最終塗装後、ウェザオメーター (註 1) による促進曝露を行い、引つづいて A/F を塗装した。曝露期間以外の塗装間隔は 3-2 と同様である。

WE-2 型

カーボンアーケ 2 灯 (AC 135V 16A)

降雨時間/周期 12 分/2 時間

310~400 m μ の紫外部の強度 北緯 35° に於ける年間平均強度 (夜間、曇天時を含む) の 42 倍

480~600 m μ 部の強度 同上の条件で 3.18 倍

紫外部より可視部までの年間倍率 約 22 倍

(東洋理化、カタログ)

従つて天然曝露とは必ずしも一致しないが、一応前記促進曝露時間を、天然曝露日数に換算すれば、次のようになる。

ウェザオメーターによる 促進曝露時間	換算値
16. 4 時間	約 15 日
30. 2 "	約 28 日
40. 2 "	約 37 日
113. 2 "	約 120 日

3-4 人工海水浸漬条件

3-2 及び 3-3 の塗装方法により作製した試験板は、

A, 人工海水 (註 2) 浸漬試験を行なわずに付着性試験するもの。

(A/F 最終塗装後 24 時間室内乾燥を行つた試験板について付着性試験を行う)

B, 人工海水浸漬試験後に付着試験を行うもの。

(A/F 最終塗装後 24 時間室内乾燥を行い、7 日間人工海水中に浸漬する。試験板を引き上げ後、24 時間室内で乾かしたものについて付着性試験を行う。)

3-5 付着試験方法

1) エリクセン試験

縦 26 mm の鋼球を試験板の裏面から押入れ、コブをつくる。

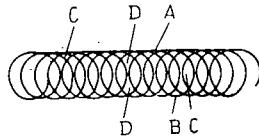
(註 1) 使用したウェザオメーターは東洋理化製 WE-2 型を用いた。

(註 2) 人工海水 (JIS-K-5631, 4.6)

塗膜表面にキレツの入つた点での、銅球押出し mm を測る。

2) 描画試験

1 kg の荷重をかけた蓄音機針で塗膜にラセン状の傷をつけハガレの程度により 10~0 点に分ける。



A 部のハガレないもの	10 点
B " "	8 "
C " "	6 "
D " "	4 "
E " "	2 "
E " ハガレるもの	0 "

3) 衝撃試験 (Du Pont 式)

0.5 kg の重りを 10, 20, 30, 40, 50 cm の高さから落下させ、先端直径 1/2 吋の球面で塗膜に衝撃を与え、塗膜のワレまたはハガレを生じた高さ (cm) を記録する。

4. 試験結果

Table. 3・1 に記す。

5. 試験結果の総括

ウェザオメーターによる促進曝露試験では、屋外曝露条件と相当異なると思われ、またこれだけの実験から早急な結論を記すのは危険であるが、実験の範囲内で一応次のような結果が得られた。

5-1 油性系船底塗料

- 1) 船台用 A/C が最も付着性がよく、油性 A/C シルバー、油性 A/C はやや劣る。
- 2) 油性系船底塗料 A/C は鉄面との付着性がよく、A/C と A/F との間でハガレの生じる傾向がある。A/F 塗膜は銅イオンの溶出率を調節するため、樹脂分が多く、従つて塗膜は硬くて、モロいためと考えられる。
- 3) 一般に油性船底塗料は、7 日間の人工海水浸漬により A/C~A/F 間の付着性が向上した。吸水により A/F 塗膜がやや軟化したためと思われる。更に長期間の浸漬を行つても、これと同程度の付着性を示すかどうかは疑問である。
- 4) 人工海水浸漬を行なわないで付着試験を行つた結果では A/F の付着性は A/C 曝露期間の長びくにつれて劣化する傾向がある。これに反し 7 日間の人工海水浸漬後に付着試験を行つたものでは、A/C を 16~40 時間、促進曝露した場合に A/C~A/F 間の付着性が向上し、113 時間では再び劣化する傾向がある。A/C 塗膜の硬化が余り進行しない間に、A/F 塗装を行つたものの方が A/C~A/F 間の付着性は良好と考えられるが、A/C 自身の耐水性は、或る程度曝露された後の方がよいため、上記の結果になつたのではないかと考えられる。

Table 3・1

塗装系	人口海水 浸漬条件 (A, B)	A/C促進 曝露時間 (hrs)	附着性試験成績			備考 (註 3)
			エリクセン (押出 mm)	衝撃 (cm)	描画 (点)	
(i) O A/C (2回塗)	A	0	2.5	30	7	A/C ~ A/F
	B	0	3.75	30	9	"
(ii) 船台用 (2回塗) A/C O A/F (2回塗)	A	0	3.0	30	8	A/C ~ A/F
		16.4	0.8	10	7	"
		30.2	0.8	10	6	"
		40.2	0.8	10	6	"
		113.2	0.7	10	7	"
	B	0	3.4	30	8	A/C ~ A/F
		16.4	6.0	40	8	"
		30.2	5.0	30	6	"
		40.2	5.0	30	4	"
		113.2	1.5	10	1	"
(iii) O A/C シルバー (2回塗) O A/F (2回塗)	A	0	1.0	30	7	A/C ~ A/F
		16.4	0.5	20	7	"
		30.2	0.6	20	5	"
		40.2	0.5	10	5	"
		113.2	0.5	10	6	"
	B	0	2.7	30	7	A/C ~ A/F
		16.4	3.4	30	7	"
		30.2	3.7	30	7	"
		40.2	4.2	30	7	"
		113.2	2.0	20	5	"
(iv) W/P (1回塗) VA/CZ (4回塗) VA/F (2回塗)	A	0	4	40	10	Fe ~ A/C
	B	0	2.4	30	10	"
	A	0	5	40	10	Fe ~ A/C
		16.4	6.7	50	9	"
		30.2	6	50	9	"
		40.2	6	50	8	"
		113.2	2.5	50	8	"
	B	0	4.2	30	10	Fe ~ A/C
		16.4	2.7	30	9	"
		30.2	1.8	30	8	"
		40.2	2.0	30	8	"
		113.2	1.5	30	8	"

(註 3) A/C ~ A/F A/C ~ A/F 間にハガレが生じたもの。

Fe ~ A/C A/C と鉄面との間にハガレが生じたもの。

5-2 ビニル系船底塗料

- 1) ビニル系ジンククロメート A/C は、ビニル系 A/C シルバーに比べ、やや付着性が劣つている。
- 2) ビニル系船底塗料は、油性系と異り、A/C ~ A/F 間の付着性は良好であるが、A/C (または W/P) ~ 鉄面との付着性が劣つている。
- 3) ビニル系船底塗料は、油性系船底塗料と異り 7 日間の人工海水浸漬により付着性がやや劣化した。
- 4) ビニル系船底塗料は、A/C 曝露が長びくにつれて付着性は悪くなる傾向がある。

3・3 塗料の密着性及び防錆効果の比較試験

1. 目的

塗装を施された鋼板が海水中で凹損を生じた場合に塗膜の密着性及び防錆効果を比較する。

試験片 船底外板を対象とする板厚 18 mm の船体用圧延鋼材 SS 41 を用い、300×50×18 mm に機械加工したものを用いた。

2. 下地処理

S ショットブラスト

試験片両面をショットブラストにより完全にミルスケールを除く。

SM セミミルスケール

両面ともショットブラストを不完全に行い一部のミルスケールを残す。

T チッピング

両面ともチューブクリーナでチッピングしミルスケールを除く。

M ミルスケール

ミルスケールのまま

3. 塗料及び塗装

塗料は委員会申し合せにより現用の各種船底塗料とし関西ペイント株式会社より提供された。塗装組合せはメーカーの指示により次の通りとした。

油性系 (1) 船底塗料 1 号 (A/C) 2 回塗

同 2 号 (A/F) 2 回塗

(2) 耐候性型 1 号 (船台用 A/C) 2 回塗

船底塗料 2 号 (A/F) 2 回塗

(3) シルバー型下塗 (S/X) 3 回塗

船底塗料 2 号 (A/F) 2 回塗

ビニル系 (1) ウオッシュユーブライマ (W/P) 1 回塗

シルバー型 A/C 4 回塗、ビニル 2 号 2 回塗

(2) ウオッシュユーブライマ (W/P) 1 回塗

ジンククロメート型 A/C 4 回塗

ビニル 2 号 2 回塗

塗装は何れも刷毛塗とし次項に示す時期に行つた。塗装間隔はウォッコプライマと A/C の間は 4 時間、その他は 24 時間とした。

4. 試験方法

所定の下地処理を行つた試験片を Fig. 3・1 のように第 1 段屈曲を行い上記の塗装を施す。1 昼夜乾燥後海水に浸す。7 日後に海水より取出し濡れている状態で第 2 段屈曲を行う。試験片の内側の塗膜に触れないよう注意して曲げる。

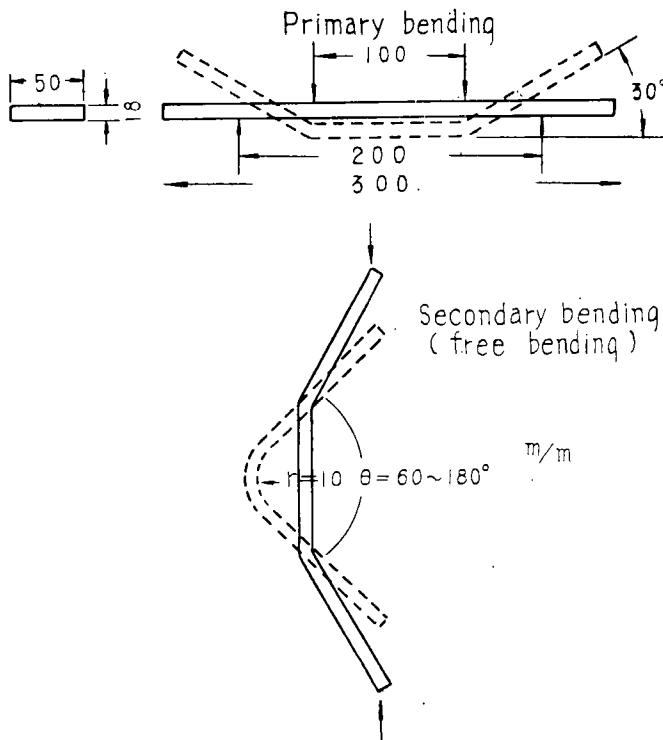


Fig. 3・1 Size of specimen and method of bending.

屈曲部内側の塗膜の亀裂、剥れその他の欠陥を調査した後、海中に漫漬し一定期間後に屈曲部内側面の塗膜の劣化状態（亀裂、剥れ、フクレ等）及び発錆を調査する。また新造船の A/C 塗膜が船台上で長期間曝露された場合の影響を見るため、一部の塗装系について A/C のままで一定期間曝露し、その後 A/F を塗装し爾後前記のように海水漫漬、2 段屈曲、再漫漬を行い耐候性を比較した。

これらの段階を Table 3・2 に示す。

結果の比較は肉眼で行い次の判定基準によつた。

二段屈曲後の塗膜状況

異状なし	A	実用に差支えない
僅かに亀裂その他の欠陥を示すもの	B	

Table 3・2 Procedure of test.

General test	Test for weathering
Pre-treatment	Pre-treatment
Primary bending	Primary bending
Painting of anticorrosive (A/C) (1 coat in 1 day)	Painting of anticorrosive (A/C) (1 coat in 1 day)
Painting of antifouling (A/F) (1 coat in 1 day)	Weathering (1 to 90 days)
Drying (1 day)	Painting of antifouling (A/F) (1 coat in 1 day)
Immersion in sea water	Drying (1 day)
Secondary bending	Immersion in sea water (7 days)
Immersion in sea water (200 days)	Secondary bending
Inspection	Immersion in sea water (110-200 days)
	Inspection

亀裂 剥れ等を示すもの

C } 実用に不適当

著しく亀裂 剥れ等を示すもの

D }

海中浸漬の状況

異状なし

A } 実用に差支えない

僅かに塗膜欠陥（亀裂、剥れ等）または発錆を生ずるもの

B }

塗膜欠陥（亀裂、剥れ等）を生じ、または発錆するもの

C }

同上 著しいもの

D }

塗膜に損傷を生じた部分には相当生物付着を認めたものもあつたが今回の試験目的から考えて評点から除外した。

5. 試験結果

(A) 屈曲後の塗膜状況（塗膜の密着性）

塗装した試験片を7日間海水に浸した後屈曲し内側面の塗膜状況を Table 3・3 に示す。この結果を要約すると次のようになる。

(イ) 塗料の種類の比較

(1) 油性系 A/C × A/F

ショットブラストによりミルスケールを除いても 60° しか耐えない。その他の下地処理は 60° で悉く亀裂する。

(2) 油性耐候性 A/C × A/F

(1) と同じ。

(3) 油性シルバー下塗 × A/F

ショットブラストは 60° しか耐えぬがセミミルスケールやチッピングは 90° に耐え (1) より良好と考えられる。

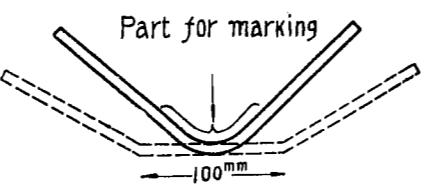
(4) ビニル系 (シルバ型 A/C)

Table 3・3 Result of immersion test on bent specimens.

Mark	Pre-treatment	Paint system	Thickness of Coating mm	Angle of bend °	Rusting or deterioration of coating					Mark	Pre-treatment	Paint system	Thickness of Coating mm	Angle of bend °	Rusting or deterioration of coating												
					Marking after bending	after 32 days	Marking after 112 days	Marking after 200 days	Marking						Marking after bending	after 32 days	Marking after 112 days	Marking after 200 days	Marking								
S 31	Millscale was removed by shot blasting	Oleoresinous type anti-corrosive anti-fouling	0.06	60	Slightly cracking cracking of A/F	B	A	C	D	SM51	Millscale was removed partly by shot blasting	Oleoresinous type A/C A/F	0.09	90	cracking	C	A	A	Flaking	B							
32			0.10	"		B	B	B	B	52		2 coats	0.08	60		C	A	A	B	B							
33			0.10	90		C	B	C	C	53		Oleoresinous type A/C for weathering A/F	0.08	90		C	A	A	Flaking	B							
34			0.14	"		C	B	D	C	54		2 coats	0.08	60		C	A	B	Flaking only edge	B							
35			0.09	120		D	C	D	D	55		Oleoresinous type Al pigmented undercoat antifouling	0.15	90		A	A	A	A	A							
36			0.07	"		D	B	drifted away	/	56		3 coats	0.14	60		A	B	A	A	A							
1			0.07	180		D	B	A	wrinkle	57		Vinyl type wash primer Al pigmented undercoat A/F	0.13	90		C	A	A	A	A							
2			0.08	"		D	B	A	A	58		1 coat	0.14	"		C	B	A	B	B							
S 3	ditto	Oleoresinous type A/C for weathering anti-fouling	0.06	60		B	A	C	drifted away	59		4 coats	0.15	"		A	B	A	A	A							
4			0.08	"		B	drifted away	/	B	60		A/F 2 coats	0.14	"		A	A	A	A	B							
S 37			0.06	60		B	B	D	C	T 71		Oleoresinous type A/C A/F	0.09	90	no change	D	D	D	D	D							
38			0.06	"		B	A	C	C	72		2 coats	0.10	60		D	B	C	D	D							
39			0.07	90		C	B	B	B	73		2 coats	0.10	90		C	C	C	all A/F flaking	D							
40			0.08	"		C	B	B	B	74		2 coats	0.09	60		C	B	C	flaking	D							
41			0.06	120		D	B	B	B	75		Oleoresinous type Al pigmented undercoat antifouling	0.16	90		A	A	A	A	C							
42			0.06	"		D	B	B	B	76		3 coats	0.16	60		A	A	B	B	B							
5			0.12	180	no change cracking only edge	A	drifted away	/	/	77		Vinyl type wash primer Al pigmented undercoat A/F	0.12	90	flaking and remarkable wrinkle	D	D	A	C	C							
6			0.11	"		B	A	B	A	78		1 coat	0.12	60		C	D	A	remarkable flaking	B							
S 7	ditto	Vinyl type wash primer Al-pigmented A/C anti-fouling	0.10	90		A	A	A	B	79		4 coats	0.12	"		A	A	A	B	B							
8			0.10	60		A	A	A	B	80		A/F 2 coats	0.13	90		C	A	A	A	B							
S 43			0.14	60		A	/	/	A	M 61		Oleoresinous type A/C A/F	0.10	90	cracking	D	D	D	D	D							
44			0.12	"		A	/	/	A	62		2 coats	0.10	60		D	C	D	D	C							
45			0.14	90		A	A	A	A	63		Oleoresinous type A/C for weathering A/F	0.08	90		D	D	D	D	drifted away							
46			0.13	"		A	A	B	B	64		2 coats	0.10	60		D	C	C	C	C							
47			0.16	120		B	A	B	B	65		Oleoresinous type Al pigmented undercoat antifouling	0.13	90		D	C	C	C	D							
48			0.15	"		B	A	A	A	66		3 coats	0.15	60		D	B	drifted away	/	/							
9			/	180		C	drifted away	/	/	67		Vinyl type wash primer Al pigmented undercoat A/F	0.14	90		D	C	D	D	D							
10			/	"		C	C	A	B	68		1 coat	0.14	60		D	C	A	C	C							
Note																											
Part for marking																											
100mm																											

A : Excellent
B : Good (with extremely small faults)
C: Moderate (with cracking, flaking, blistering or rusting)
D: No Good (with remarkable faults)

Edge was omitted for marking.



ショットブラストは 60° まで耐える。

その他の下地処理は不適当で 60° にすら耐えない。

(5) ビニル系 (ジンクロ型 A/C)

ショットブラストは 120° まで、セミミルスケールは 90° に耐える。チッピングは 60° 完全であるが 90° には漸く耐える。

(iv) 下地処理法の影響

(1) ショットブラスト

ビニル系は 120° に耐えるものもあるが油性系は 60° に漸く耐える。

(2) セミミルスケール

ビニル系 (ジンクロ型 A/C) 及び油性シルバ下塗系は 90° に耐える。ビニル (シルバ型 A/C) は 60° に耐える。

その他の油性系は 60° にも耐えない。

(3) チッピング

ビニル (ジンクロ型) は 90° に漸く耐える。油性シルバは 90° に完全。

(4) ミルスケール

何れの塗装系も 60° で著しい亀裂を生じる。

(v) 扱曲角度の影響 (下地処理はショットブラスト)

(1) 60° 油性系は漸く耐える。

(2) 90° ビニル (ジンクロ型 A/C) は完全、油性系は悉く亀裂する。

(3) 120° ビニル (ジンクロ型 A/C) は僅かに皺を生じる。

(4) 180° ビニル (ジンクロ型 A/C) は皺を生じるが亀裂剥離にはならない。

(vi) A/C 曝露期間の影響 (Fig. 3・5 または Table 3・4)

(1) 油性 A/C × A/F

曝露 7 日以上は例外なく性能低下し 60° で亀裂を生じる。

(2) 耐候性 A/C × A/F

曝露 30 日は耐曲性向上する。曝露 90 日は曝露しないものと同等

(3) ビニル (シルバ型 A/C × A/F)

曝露 7 日及び 14 日は 60° で亀裂を生じたが 30 日及び 90 日と曝露期間の長くなつたものは却つて向上し曝露しないものと同等となる。

(B) 海中浸漬試験 (塗膜の防錆効果)

2段曲を行つた塗装試験片を昭和 30 年 7 月 9 日横浜港内岸壁より海面下約 1M に浸漬し、昭和 31 年 1 月 25 日まで延 200 日継続し前後 3 回調査を行つた。この結果は Fig. 3・1 ~ 3・3 および Table 3・3 に示す。結果を要約すると次のとおりとなる。

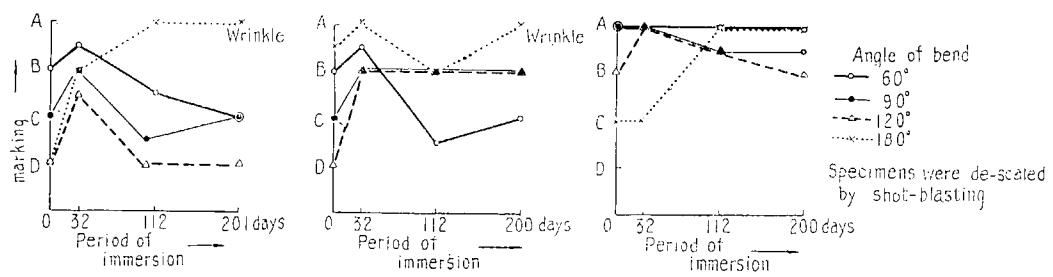
(i) 扱曲角度の塗膜劣化、発錆の関係 (Fig. 3・2) (下地処理はショットブラスト)

(1) 油性 A/C × A/F

扱曲角度が増すに従つて塗膜劣化と発錆が増加する。 180° が却つて良いのは扱

Table 3·4 Effect of weathering period on anti-corrosive film.

Mark	Pre-treat- ment	Painting system	Weathering period of A/C	Bending angle	Appeari- ance of inside film after bending	Condition of paint film and rusting after immersion in sea									
						13	32	73	88	95	& ¹¹⁰ ₁₁₂	170	186	193	200
S 31	Shot-blasting	Oleoresious type anti-corrosive 2 coats anti-fouling 2 coats	0	60°	B	—	A	—	—	—	—	—	—	—	D
32			"	"	B	—	B	—	—	—	—	—	—	—	B
11			7	"	C	—	—	—	—	—	C	—	—	—	B
12			"	"	D	—	—	—	—	C	—	—	—	—	D
13			14	"	D	—	—	—	D	—	—	—	—	B	—
14			"	"	D	—	—	—	A	—	—	—	—	C	—
15			30	"	C	—	—	B	—	—	—	C	—	—	—
16			"	"	C	—	—	A	—	—	—	C	—	—	—
17			90	"	C	A	—	—	—	—	—	C	—	—	—
18			"	"	C	A	—	—	—	—	—	C	—	—	—
S 3	ditto	Oleoresious type anti-corrosive for weathering 2 coats anti-fouling 2 coats	0	60°	B	—	A	—	—	—	C	—	—	—	drifted away
4			"	"	B	—	A	—	—	—	B	—	—	—	—
19			30	"	A	—	—	A	—	—	—	B	—	—	—
20			"	"	A	—	—	A	—	—	—	B	—	—	—
21			90	"	B	A	—	—	—	—	—	B	—	—	—
22			"	"	B	A	—	—	—	—	—	B	—	—	—
S 7			0	60°	A	—	A	—	—	—	—	—	—	—	B
8			"	"	A	—	A	—	—	—	—	—	—	—	B
23			7	"	C	—	—	—	—	A	—	—	—	A	—
24			wash primer 1 coat	"	C	—	—	—	—	A	—	—	—	A	—
25			Al pigmented anti-corrosive 4 coats	14	"	B	—	—	—	A	—	—	—	C	—
26			"	"	C	—	—	—	A	—	—	—	A	—	—
27			30	"	A	—	—	—	—	—	—	B	—	—	—
28			"	"	A	—	—	—	A	—	—	—	A	—	—
29			90	"	A	A	—	—	—	—	A	—	—	—	—
30			"	"	A	A	—	—	—	—	A	—	—	—	—

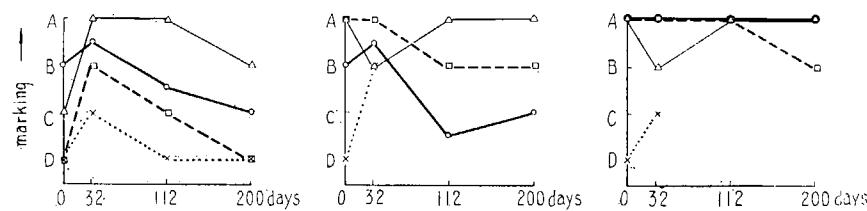


2-1 Oleo-resinous type: Anti-corrosive 2 coats, Anti-fouling 2 coats

2-2 Oleo-resinous type: Aluminum pigmented undercoat 3 coats, Antifouling 2 coats

2-3 Vinyl type: wash primer 1 coat zincchromated Anti-corrosive 4 coats Anti-fouling 2 coats

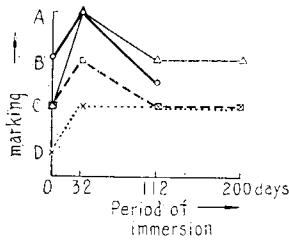
Fig. 3 · 2 Relation between bending angle and deterioration of coating and rusting.



3-1 Oleo-resinous type: Anti-corrosive 2 coats, Anti-fouling 2 coats

3-2 Oleo-resinous type: Aluminum pigmented undercoat 3 coats, Anti-fouling 2 coats

3-5 Vinyl type: Wash primer 1 coat zincchromated A/C 4 coats, Anti-fouling 2 coats



3-2 Oleo-resinous type: Anti-corrosive for weathering 2 coats, Anti-fouling 2 coats

3-4 Vinyl type: Wash primer 1 coat Aluminum pigmented A/C 4 coats Anti-fouling 2 coats

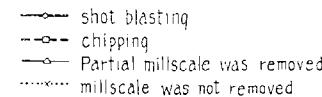
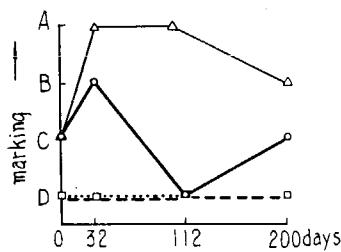
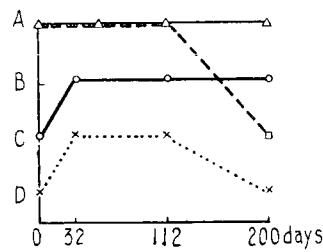


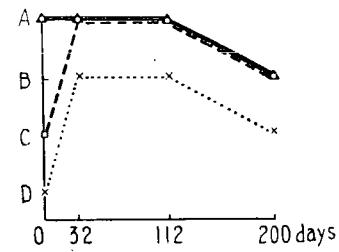
Fig. 3 · 3 Effect of pre-treatment and difference of paint system on the performance of coating.
(Angle bend was 60°)



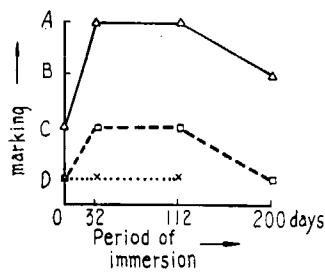
4-1 Oleo-resinous type : Anti-corrosive 2 coats, Anti-fouling 2 coats



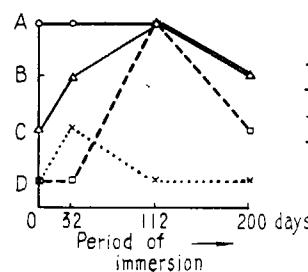
4-3 Oleo-resinous type : Aluminium pigmented undercoat 3 coats, Anti-fouling 2 coats



4-5 Vinyl type : Wash primer 1 coat zincchromated A/C 4 coats, Anti-fouling 2 coats

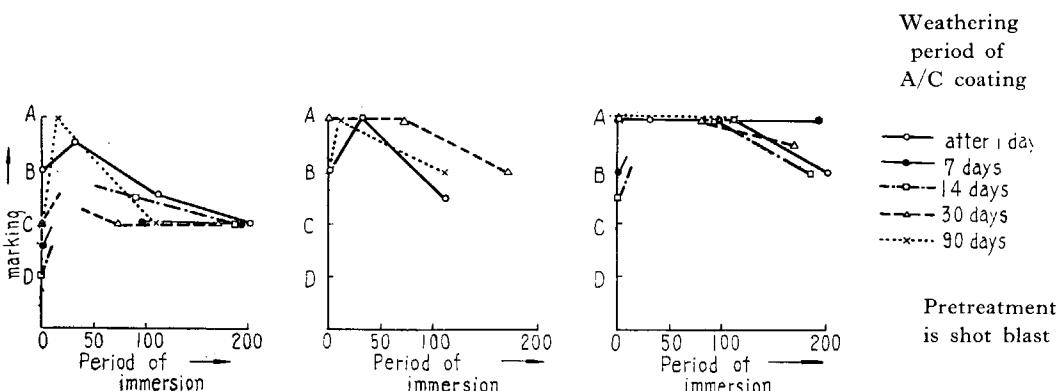


4-2 Oleo-resinous type : Anti-corrosive for weathering 2 coats, Anti-fouling 2 coats



4-4 Vinyl type : Wash primer 1 coat Al-pigmented A/C 4 coats, anti-fouling 2 coats

Fig. 3 · 4 Effect of pre-treatment and difference of paint system, on the deterioration of coating and rusting. (Angle of bend was 90°)



5-1 Oleoresinous type : Anti-corrosive 2 coats Anti-fouling 2 coats

5-2 Oleoresinous type : Anti-corrosive for weathering 2 coats Anti-fouling 2 coats

5-3 Vinyl type : Wash primer 1 coat, Al-pigmented A/C 4 coats, anti-fouling 2 coats

Weathering period of A/C coating

- after 1 day
- 7 days
- 14 days
- 30 days
- ×- 90 days

Pretreatment is shot blast

Fig. 3 · 5 Reference between weathering period of A/C or undercoat and rusting or deterioration of coating.

曲部内側面が皺寄せのため塗膜が厚くなつたもので例外と考えられる。

(2) 油性シルバ \times A/F

(1) より概して良好であるがバラツキ多い。

皺寄せによる影響も結果を向上させている。

(3) ビニル系 (ジンクロ型 A/C)

油性系より格段に良好である。

120° までは屈曲角度の増加とともに結果は低下する。

180° は皺寄せの影響で 60° と同等の結果である。

(e) 塗料の種類 (Fig. 3・3 Fig. 3・4 参照)

(1) 油性 A/C \times A/F

何れの下地処理を行つても浸漬 200 日では不良である。

ただしセミミルスケールはバラツキを示しショットブラストより却つて良好なものもある。

(2) 油性耐候性 A/C \times A/F 同 上

(3) 油性シルバー \times A/F

(1) (2) よりやや良好、セミミルスケールに却つて良結果のものがあり下地処理不完全でも下塗の防錆効果が認められる。

(4) ビニル (シルバー A/C)

油性系に比べて格段に良好であり、ミルスケール以外は 60° の屈曲でも良好である。

(5) ビニル (ジンクロ型 A/C)

シルバー型より更に良く屈曲 90° でもミルスケール以外は良好であつた。

ショットブラストしたものは 120° の屈曲を受けたものも良好であつた。

(f) 下地処理 (Fig. 3・3, Fig. 3・4 参照)

(1) ショットブラスト

油性系最も不良、ビニル系は格段に良い、油性シルバはやや良好。

(2) セミミルスケール

多少のバラツキはあるがショットブラストと同様の傾向。

(3) チッピング

油性系は三種とも不良、ビニル (ジンクロ A/C) はやや良好

(4) ミルスケール

何れの塗装系も結果不良である。

(=) 1 号塗膜曝露の影響 (Fig. 3・5 参照)

ショットブラストを行つたものについて油性系、同耐候型 A/C ビニル系 (シルバ型 A/C) の塗装を行つたものについて 1 号塗膜を曝露したものの結果を Fig. 5 に示す。

その結果を要約すると

- (1) 油性 A/C × A/F は 1 号塗膜の曝露期間が延長するに従つて海中浸漬後短期間に劣化する。然し劣化程度は浸漬 170~200 日曝露しなかつたものと同等になる。
- (2) 油性耐候型 A/C × A/F は (1) の油性系より良結果で、30 日及び 90 日の 1 号塗膜曝露したものは曝露しないものより良好である。これは曝露中に 1 号塗膜の酸化重合が進み性能が良くなつたものと考えられる。
- (3) ピニル系 (シルバ型 A/C) は多少のバラツキはあるが、曝露による劣化は少く曝露しないものとほぼ同等の結果が得られた。
- なお参考のために代表的な試験片の写真を末尾に添付した。

6. 結果の総括

塗装された軟鋼板が海水中で凹損を受けた場合に塗膜の密着性と防錆効果の範囲内で次の結果が得られた。

- (1) ピニル系塗料は油性系塗料よりも極めて良好で密着性も防錆力も大きい。1 号塗料の顔料にアルミニウムを用いたシルバー型は耐候性に勝れ、またジンクロメートを用いたものは密着性並びに防錆力が大きい。
- (2) 油性系塗料は殆んど耐屈曲性劣り、屈曲されたものは海水中で塗膜劣化し易く防錆効果も不良であつた。
ただし下塗にシルバー型下塗塗料を用いたものはやや良好であつた。
耐候性型 1 号塗料を用いたものは曝露によつて性能低下せずやや良好であつた。
- (3) 何れの塗装系を通じてもミルスケールは最も成績不良であつた。
ピニル系に於てもショットブラストを施さなければその性能が完全に發揮されず下地処理の重要性が認められた。
下地処理法としてはショットブラストがチッピングより良好であつた。

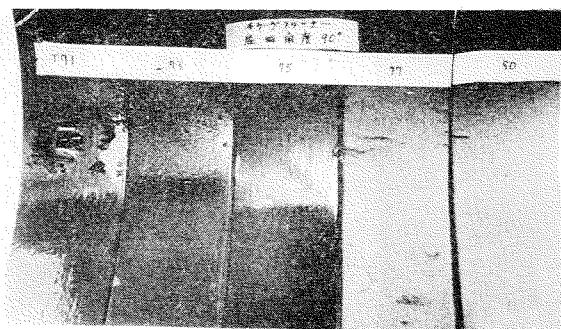


Photo. 1 Cracks of coating when bent (90°) after 7 days immersion,
millscale was removed by chipping.

- T 71 : Oleoresinous type
A/C 2 coats, A/F 2 coats.
T 73 : Oleoresinous type
A/C for weathering 2 coats, A/F 2 coats.
T 75 : Oleoresinous type
Al-pigmented undercoat 3 coats, A/F 2 coats.
T 77 : Vinyl type
wash primer 1 coat, Al-pigmented A/C 4 coats,
A/F 2 coats
T 80 : Vinyl type
wash primer 1 coat, zinc chromated A/C 4 coats,
A/F 2 coats.

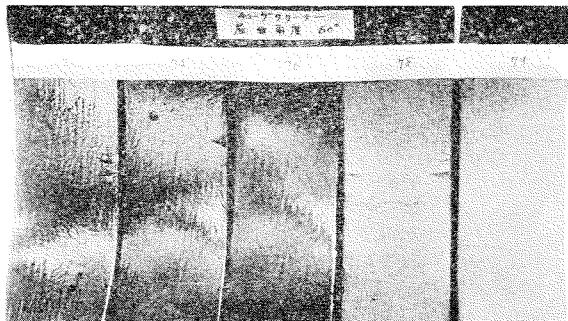


Photo. 2 Cracks of coating when bent after 7 days immersion,
specimens with millscale.

- M 61, 62 : Oleoresinous type
A/C 2 coats, A/F 2 coats.
M 55, 56 : Oleoresinous type
Al-pigmented undercoat 3 coats, A/F 2 coats.
M 69, 70 : Vinyl type
wash primer 1 coat, zinc chromated A/C 4 coats,
A/F 2 coats.

Angle of bend 90° or 60°

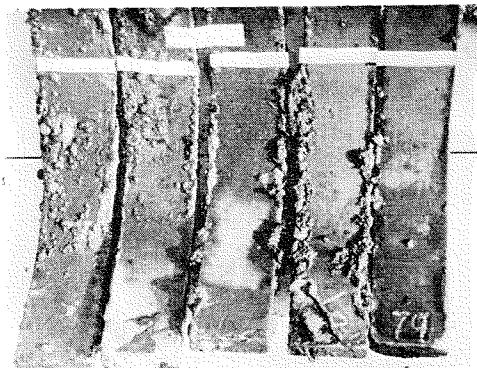


Photo. 3 Rusting and adherent shells after 200 days immersion, without millscale.

T 72 : Oleoresinous type
A/C 2 coats, A/F 2 coats.

T 74 : Oleoresinous type
A/C for weathering 2 coats,
A/F 2 coats.

T 76 : Oleoresinous type
Al-pigmented undercoat 3 coats,
A/F 2 coats.

T 78 : Vinyl type
wash primer 1 coat, Al-pigmented
A/C 4 coats, A/F 2 coats.

T 79 : Vinyl type
wash primer 1 coat, zinc chromated
A/C 4 coats, A/F 2 coats.

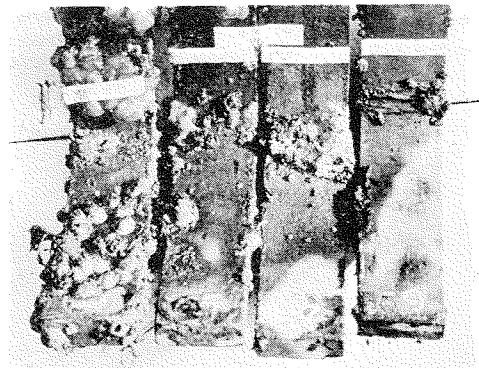


Photo. 4 Rusting and adherent shells after 200 days immersion, without millscale.

M 61 : Oleoresinous type
A/C 2 coats, A/F 2 coats.

M 65 : Oleoresinous type
Al-pigmented undercoat 3 coats,
A/F 2 coats.

M 67 : Vinyl type
wash primer 1 coat, Al-pigmented
A/C 4 coats, A/F 2 coats.

M 69 : Vinyl type
wash primer 1 coat, zinc chromated
A/C 4 coats, A/F 2 coats.

Angle of bend 90° or 60°

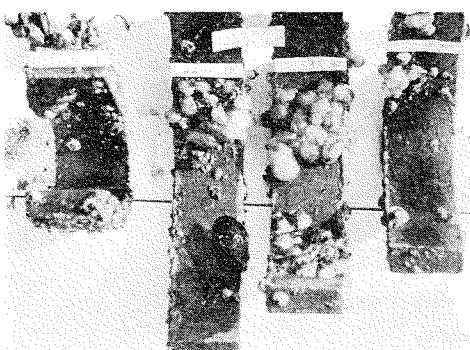


Photo. 5 Surface condition after 200 days immersion, without millscale, angle of bend is from left to right, 180°, 60°, 90°, 120°.

Painting system : Oleoresinous type
A/C 2 coats, and A/F 2 coats.

Pretreatment was shot blasting.

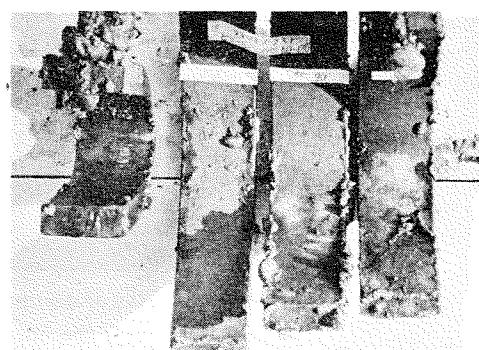


Photo. 6 Surface condition after 200 days immersion, without millscale, angle of bend is from left to right, 180°, 60°, 90°, 120°.

Painting system : Vinyl type
wash primer 1 coats, zinc chromated
A/C 4 coats, and A/F 2 coats.

Pretreatment was shot blasting.

第4章 腐蝕試験

4・1 実験方法

船底凹損による局部的な塑性変形が船底外板の腐蝕に及ぼす影響を調べるために、船底外板の模型に凹損に模して挫屈による局部的変形を与えた腐蝕実験を行つた。

材料は Table 4・1 に示すとおりの厚さ 10.05 mm の軟鋼板で寸法形状は Fig. 4・1 に示す。底板裏面の 6 本のボルトは電気抵抗測定用の電圧点となる点で、試験片はこれにより 5 区画に分けら

Table 4・1 Material

Chemical Analysis %	C	Mn	P	S
	0.19	0.43	0.013	0.023
Mechanical Properties	Yield Point	Tensile Strength	Elongation	
	27.7 kg/mm ²	46.7 kg/mm ²	26.5 %	

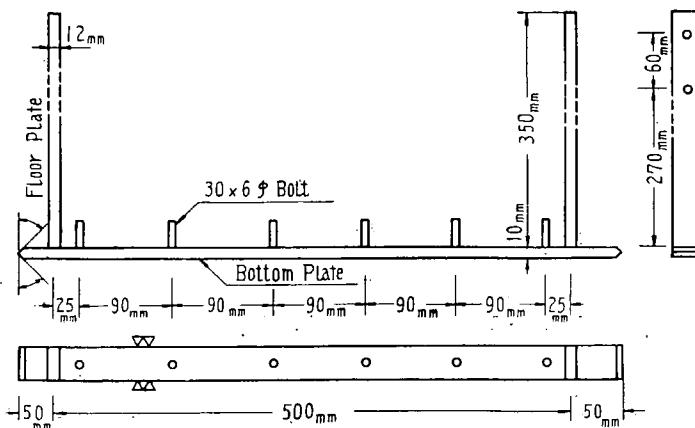


Fig. 4・1 Specimen

れる。フロアに相当する部分を治具に固定しておいて底を板両端から圧縮し、挫屈により船底凹損に相当する変形を与え、中央部の最大歪（標点距離 20 mm）を大体 0, 4, 7 および 10 % の 4 種類とした。

底板の表面は黒皮つきサンドblast施工の 2 種類とし、Pre-strain 4 種で計 8 種類合計 18 個の試験片について試験を行つた (Table 4・2)。歪の計測結果（標点距離 20 mm）を Fig. 4・2 に示す。

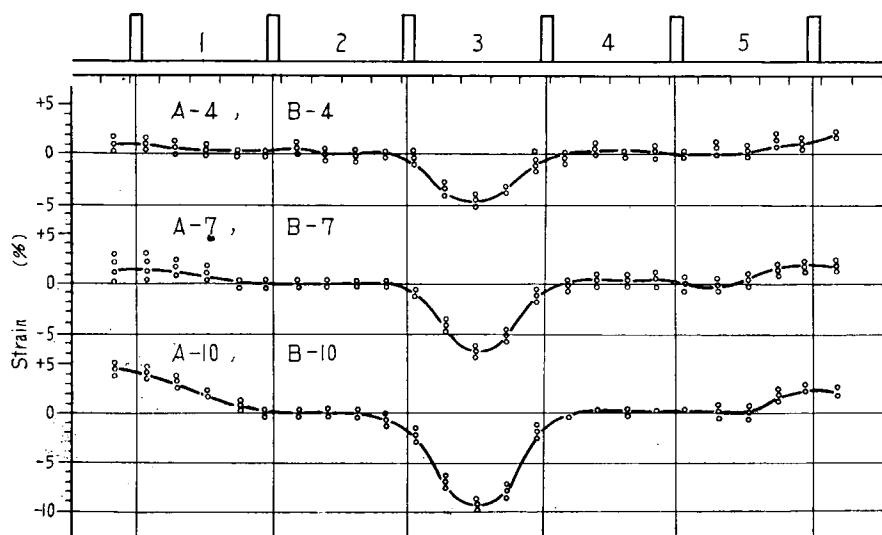
試験方法

腐蝕方法：試験片の底面以外の面はすべて防蝕塗料で被覆し、底面のみ腐蝕液に接するようにした。腐蝕液は 10 % HCl で毎日 9~17 時の 8 時間は槽内に空気を吹込んで攪拌および酸素の補給を計つた。

Table 4・2 Condition of Experiment

Code No.	Surface Condition	Max. Pre-strain %	Number of Specimen
A-0	Sand Blast	0	3
A-4	"	4	2
A-7	"	7	2
A-10	"	10	2
B-0	With Mill Scale	0	3
B-4	"	4	2
B-7	"	7	2
B-10	"	10	2

Total Number : 18

Fig. 4・2 Results of Strain Measurement
(Gauge Length : 20 mm)

測定方法：週2回づつ取出して腐蝕量の測定を行つた。試験片の5区画の電気抵抗を測定し、その抵抗増加率をもつて断面減少率（板厚減少）したがつて腐蝕量を求めた。すなわち各区画内では均等な腐蝕が行われるものと仮定している訳である。抵抗増加と腐蝕量の関係は Table 4・3 のとおりである。

測定回路：第 Fig. 4・3 のようなダブルブリッジを用いた。ここに電圧 $E = 6V$ 、電流 $I = 100$ Amp、標準抵抗 $y = 1,000 \mu\Omega$ で、 x は測定せんとする抵抗で本試験では $45 \sim 50 \mu\Omega$ であつた。ダイヤルを廻しても常に $r_1/r_2 = r_3/r_4 = k$ なる関係が成り立つようになつておいて、 k は本計器では $0.0100 \sim 0.1100$ の間で可変となつてゐる。今スイッチ S_w を閉じて主電流を流しておいて、ガルバノメーター G のスイッチを閉じても G が振れないように k を加減してダイヤルをセットすれば $x = ky$ から抵抗 x を求めることができる。

Table 4・3 Relation between Increase of Resistance and Corrosion

Increase of Resistance %	Decrease in Plate Thickness mm	Corrosion gr/cm ²
1	0.1	0.078
10	1	0.78
12.8	1.28	1

4・2 試験結果

〔I〕測定例：腐蝕を与えない試験片を1ヶ標準にとって毎回測定の前後にその抵抗を測定し、気温や液温による測定値変動の補正を行つた。この補正を施した抵抗増加率曲線の一例を Fig. 4・4 に示す。

〔II〕表面処見：腐蝕面は初期(30月頃まで)において黒皮つきのものに若干点蝕が見られる程度でほとんど一様な腐蝕状況を示していた。最終段階においては全面スポンジ状の表面となり、試験片による差異は全く見られなかつた。

〔III〕Pre-strain 部分の腐蝕：Fig. 4・4 に見るとおり中央区画の歪の大きい部分の腐蝕率が大きい傾向はいくらか見られるが余り顕著ではない。黒皮つきの方は一層不明確である。Pre-strain 7%以下では余り変化なく、7%以上で急に腐蝕率が増大している。黒皮つきのものは僅かの歪(4%)で腐蝕率が急増するがそれ以上の歪でも余り変化がない。これは大小に係らず歪によつて黒皮が破れることが大きく影響することを示すものと思われる。

〔IV〕平均腐蝕率：各試験片の5区画の平均腐蝕率を採り中央の最大歪と腐蝕日数をベースにして図示すると Fig. 4・5 および Fig. 4・6 が得られる。Fig. 4・5(サンドブラスト)では小さいPre-strain はほとんど腐蝕率に影響がないが、Fig. 4・6(黒皮つき)では歪の有無が腐蝕率に大きく影響し歪の量によつては余り変わらないことが判る。

4・3 結論

- (1) 歪のない場合は黒皮つきでもサンドブラスト施行のものでも腐蝕率は余り違わない。
- (2) サンドブラスト施行のものは相当大きい歪があると腐蝕率が増すが、船底凹損程度の歪ではほとんど影響がない。
- (3) 黒皮つきのものは僅かの歪でも腐蝕率が急増するが、歪の大小には余り影響されない。
- (4) いずれの場合でも歪を受けた部分のみ局部的腐蝕が進行するという傾向は見られない。
- (5) 要するに黒皮さえ除いておけば船底凹損が腐蝕におよぼす影響は無視することができる。ただし船底塗料が凹損によつて局部的に傷つくという問題は別に考えなければならぬ。

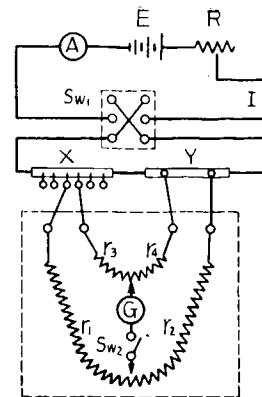


Fig. 4・3 Circuit for Measurement of Corrosion

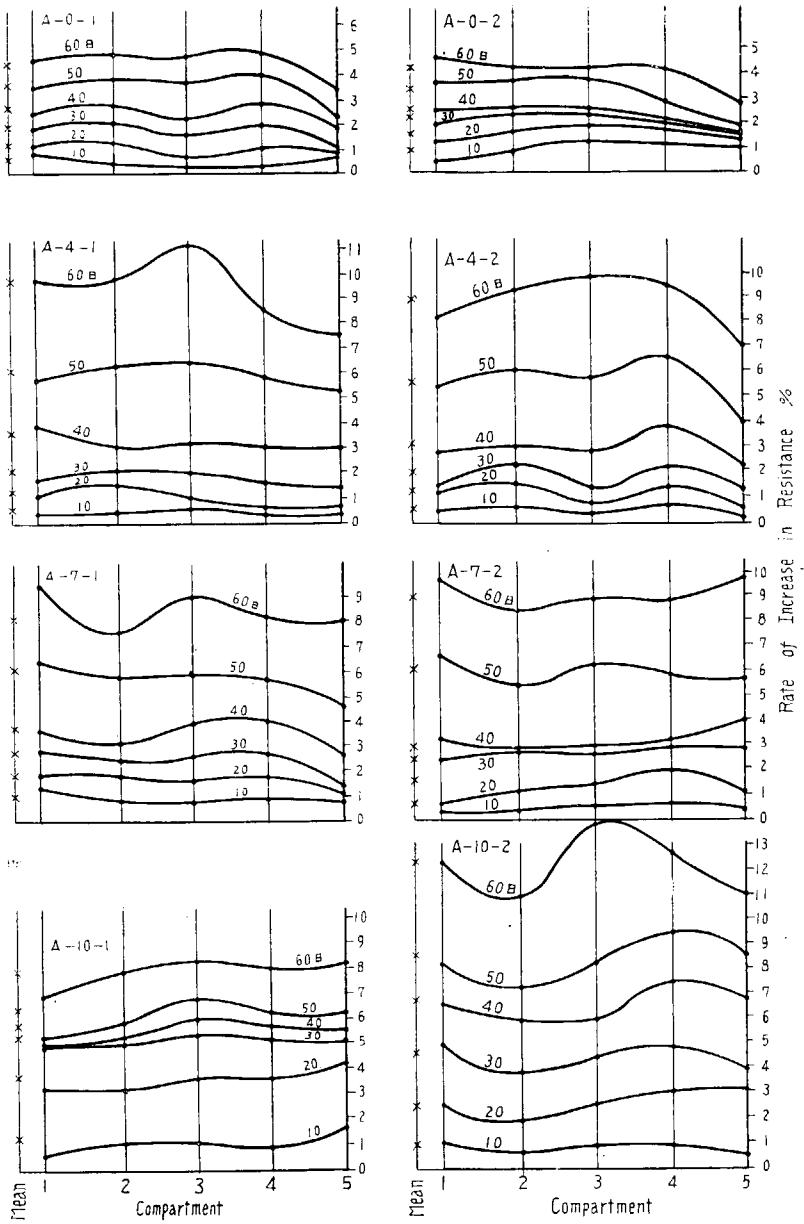


Fig. 4 · 4 Corrosion Recording

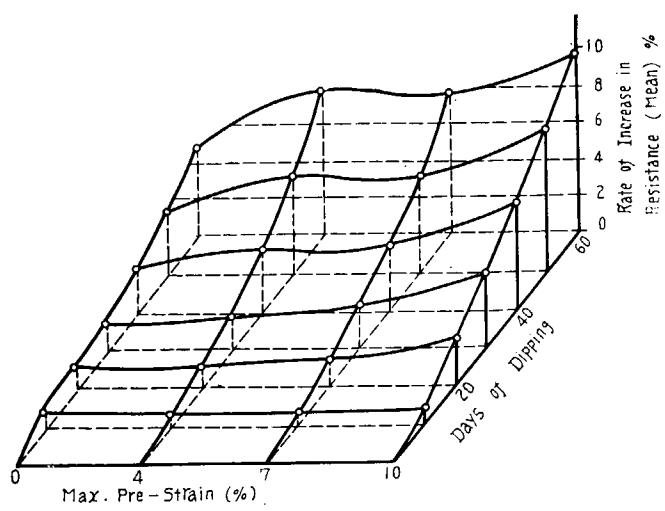


Fig. 4 · 5 Mean Value of Rate of Increase
in Resistance (Series A)

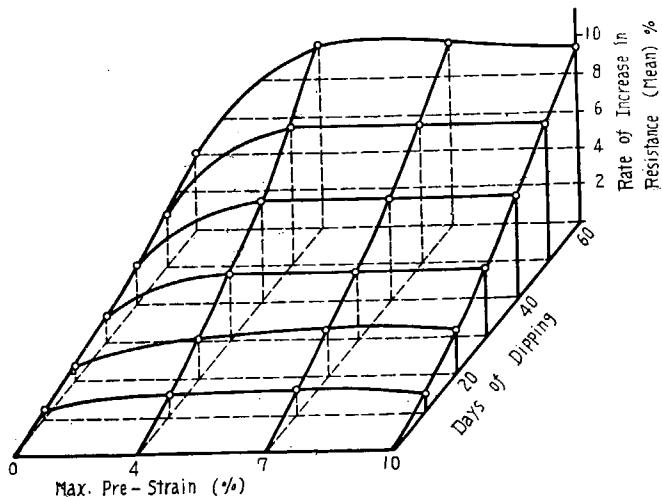


Fig. 4 · 6 Mean Value of Rate of Increase
in Resistance (Series B)

第5章 隅肉熔接による瘠馬の実験

5・1 緒 言

船底凹損事故の主要原因としては瘠馬の問題があげられる。瘠馬の存在が船底パネルの強度に及ぼす影響に関しては別に研究されているが、ここでは瘠馬の発生状況、軽減対策ならびに除去法についての研究を実施した。

取上げた研究項目は下記の5項目である。

- 1) 瘦馬の発生に及ぼす熔接施工法の影響
- 2) 瘦馬に及ぼす熔着量および部材寸法の不同性の影響
- 3) 瘦馬に及ぼす縦通桁間隔の影響
- 4) 瘦馬に及ぼす熔接条件の影響—特に予熱による角変化の軽減—
- 5) 瘦馬除去法に関する研究

これらの各項目に関する研究成果を以下に述べる。

5・2 瘦馬に及ぼす熔接施工法の影響

5・2・1 緒 言

熔接によつて生ずる瘦馬は外板の板厚、肋骨心距、脚長はもちろん、断続熔接の採用、ストロングバックの使用など施工条件の変化によつて種々に変化する。よつてこれらの諸条件が瘦馬の発生に及ぼす影響を調査し、船体に生ずる瘦馬量及びその軽減対策について基礎資料を求める目的として本研究を実施した。

瘦馬の発生機構に関してはさきに運輸技術研究所で行つた実験^{*}がある。同研究によれば瘦馬状の変形は隅肉熔接による角変化が周囲の拘束によつて阻止された場合に生ずるものであつて、その際生ずる残留応力及び変形は熔接部の角変化をもとにして一種の拘束応力の問題として取扱いうることが明らかになつてゐるが、本研究はこれを基礎にし、実験条件を拡張して実際的な方面に利用しうるよう努めたものである。この目的で昭和28年度においては主として自由接手に関する実験を行つたが、本研究ではこれを拘束接手の場合にまで研究の範囲を広めた。

5・2・2 実験方法

試験片は Fig. 5・2・1 の如くで上板の高さはすべて 200 mm、原則として 4枚すなわち、3 スパンとした。試験片の変形を拘束しないと隅肉接手のところで折れ曲り多角形状の変形をするだけで瘦馬状の変形を生じないので、これを図に示す如く拘束した。拘束材としては 7×100×200 mm、長さ 5 m の I 型梁を用い、これを試験片の上部に熔接した。

実験条件は Table 5・2・1 に示す如くに変化させた。すなわちスパンおよび板厚の組合せ、ギャップ

(註)* 増淵、小椋、石原、星野：造船協会論文集第 95 号

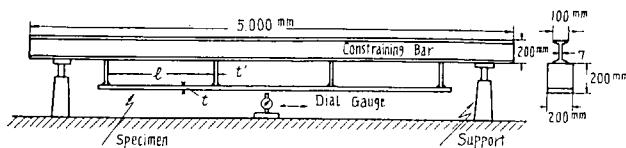


Fig. 5 · 2 · 1 Specimen

Note :

l : Length of span

t : Thickness of bottom plate

t' : Thickness of floor plate

Table 5 · 2 · 1 Condition of Experiment

No.	Code No.	Experimental Condition	Tick.of	Tick.of	Length	Gap	Rod	Bevel	Type	Add.	Const.	Remarks
			Floor t'	Plate t	Span l							
1	C S		11	18	800	0	5	Tee	Cont.	None		Standard Condition
2	CT 4-12	Effect of Plate Thickness and Length of Span	7	4.5	1,200	0	5					
3	CT 4-8		"	"	800	"	"					
4	CT 4-5		"	"	500	"	"					
5	CT 7-12		"	7	1,200	"	"					
6	CT 7-8		"	"	800	"	"					
7	CT 7-5		"	"	500	"	"					
8	CT10-12		10	10	1,200	"	"					
9	CT10-8		"	"	800	"	"					
10	CT10-5		"	"	500	"	"					
11	CT13-12		"	13	1,200	"	"					
12	CT13-8		"	"	800	"	"					
13	CT13-5		"	"	500	"	"					
14	CT18-12		11	18	1,200	"	"					
15	CT18-5		"	"	500	"	"					
16	CT25-12		"	25.4	1,200	"	"					
17	CT25-8		"	"	800	"	"					
18	CT25-5		"	"	500	"	"					
19	CG-1	Gap	11	18	800	1	5	Tee	Cont.	None		
20	CG-2		"	"	"	2	"	"	"	"		
21	CEE-4	Type of Bevel	11	18	800	0	5	S-45 ¹⁾	Cont.	None		
22	CEE-6		"	"	"	"	"	S-60	"	"		
23	CEB-4		"	"	"	"	"	D-45	"	"		
24	CEB-6		"	"	"	"	"	D-60	"	"		
25	CDS-5	Intermit-tent weld	11	18	500	0	5	Tee	Stag. ²⁾	None		Breadth : 500 mm
26	CDP-5		"	"	"	"	"	"	Chain	"		
27	CDS-5		"	"	"	"	"	"	Ser.	"		
28	CSB-1	Strong	11	18	500	0	5	Tee	Cont.	Strong		Strong Back
29	CSB-2	Back	"	"	"	"	"	"	"	Pitch : 100		Pitch : 150

30	CRD	Type of Electrode	11	18	800	0	HB26 ⁴⁾ 5	Tee	Cont.	None	
31	CST-1	Residual Stress	11	18	800	0	5	Tee	Cont.	None	Measurement of reaction stress due to welding was applied.
32	CST-2		10	13	"	"	"	"	"	"	
33	CST-3		11	18	1,200	"	"	"	"	"	

Note:

- 1) S-45, S-60: Single bevel 45° and 60°
D-45, D-60: Double bevel 45° and 60°
- 2) Stag.: Staggard, 50~80 (pitch)
Chain: Chain intermittent, 50~80 (pitch)
Ser.: Serration, 50~80 (pitch)
- 3) Strong back:
CSB-1: 100 mm pitch
CSB-2: 150 mm pitch
- 4) HB26: HB26P-A (Deep penetration electrode)

ア、開先（片刃または両刃溶接）、断続溶接等の条件を種々に変化させた。

溶接は深とけ込み溶接棒（HB 26 P-A）を除いてはすべてイルミナイト系（B-17），5 mmφ を用い3層（6パス）で行つた。各パスとも片側の溶接を全フロアーに対して行い完全に室温にまで冷却してから他の側の溶接に移つた。

撓み変形ならびに角変形の測定はダイアルゲージにより、Fig. 4-1 に示す如く定盤上に拘束I型梁の両端をジャッキで支え定盤上をダイアルゲージを移動させて計測した。測定時期は第1層は片側溶接毎に2層以後は両側とも溶接完了後とした。

代表的な形状の拘束試験片3枚について各パス溶接後の残留応力の測定を行つた。これには抵抗線歪計（共和無線 K-22，標点距離 9 mm）を用い、板の表裏面にこれを貼布し溶接後室温に冷却した後の歪変化を測定した。

5・2・3 実験結果

[1] 撓み変形

各パス毎の撓み曲線の一例を Fig. 5・2・2 に示す。図に見られるとおり、片側を溶接した時は非対象になるが両側の溶接が完了した状態ではスパン中央で撓みが最大の抛物線となる。また両側のスパンは端部の影響のために中央スパンとは大分形状が異なる。3 スパンの場合の中央スパンにはこの影響があるか否かを観るために他の条件は同一にしてスパンのみ5つの場合と比較したところ、両端のスパンを除く3スパンは同一形状で最大撓み量は大体等しかつた。したがつて“やせ馬”に関する限り中央スパンの撓み曲線について比較して差支えないと考えた。

この場合基本的なものとしては、接手部の角変化量であり、これは撓み曲線よりの実測でもよいが、スパン中央での最大撓み量 δ_{\max} より

$$\theta (\doteq \tan \theta) = \frac{4}{l} \delta_{\max} \text{ radian}$$

(l : スパン)

で算出した方が誤差が少いようである。

各試験片について、この θ と $\log w$ (w : 単位長当たりの溶着量, g/cm) とをプロットすると Fig.

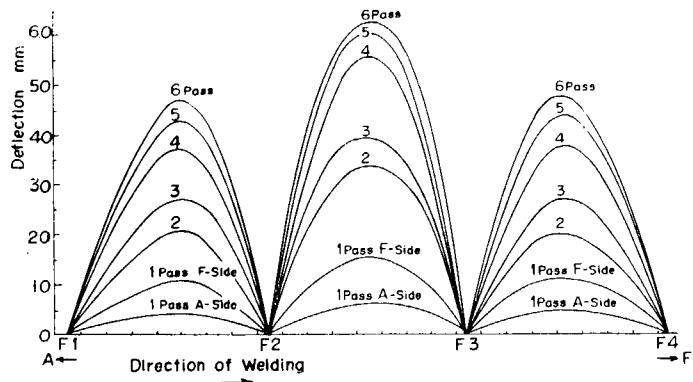


Fig. 5・2・2 Example of Form of Deflection

5・2・3～5・2・7のごとくになり、やはり直線関係にある。

1) 板厚およびスパンの影響

各スパンに対する $\theta - \log w$ の関係を Fig. 5・2・3 に示す。

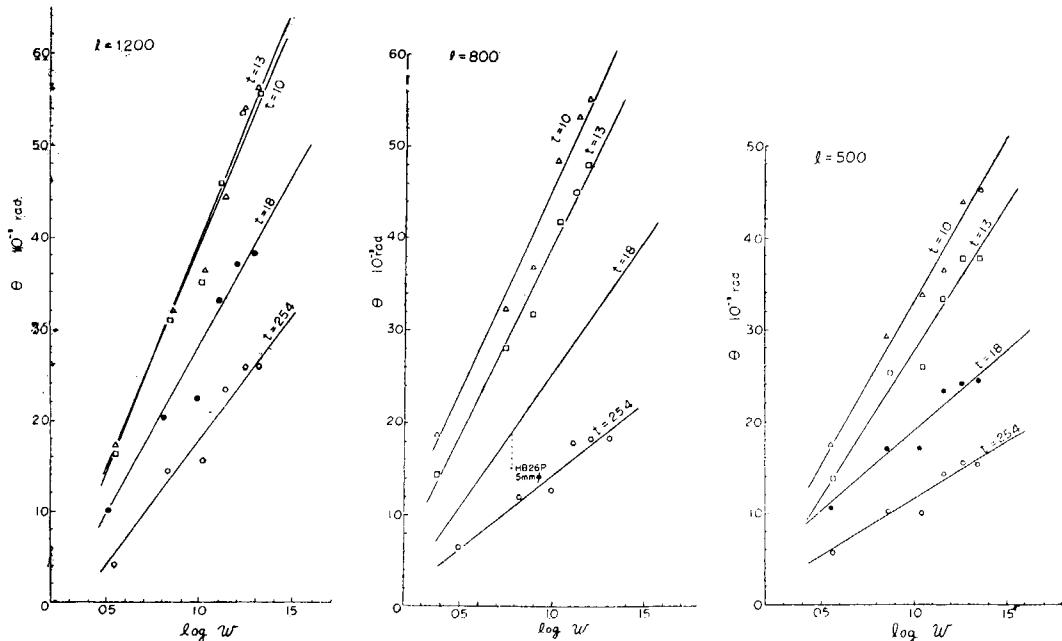


Fig. 5・2・3

板厚 4.5 mm (上板 7 mm), 7 mm (上板 7 mm) の場合は挫屈のごとき変形を起し、本研究の対象の“やせ馬”とは大分変形様式が異なるのでこの場合は捨て、板厚 10 mm 以上ののみを考えた。

現在もつとも問題となつてゐるのは船底外板の“やせ馬”であり、これは小型船舶でも 10 mm 以下は少なく、10 mm 以下を考慮外にしても充分目的は達し得ると考える。

同図を観ると、 $\theta - \log w$ の関係はほぼ直線関係にあり、角変化量には熔着量がまず第一に効くことが判る。またスパンが大きくなるにつれて角変化量は大きくなり、板厚 10 mm 以上の場合には板厚が

増すにつれて角変化量は減ずる。

2) ギャップの影響

ギャップを 1 mm および 2 mm 開けた場合の θ - $\log w$ の関係を Fig. 5・2・4 に示す。これは自由接手と同じく角変化には余り影響ないようである。

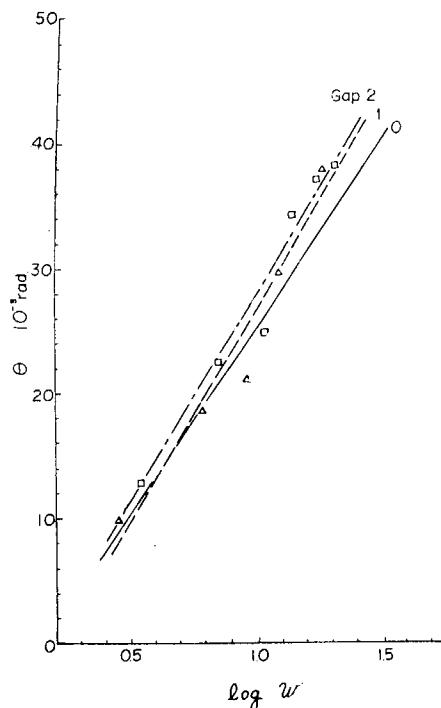


Fig. 5・2・4 Effect of Distance between Shell
Plating and Abutting Plate
(Gap : 0, 1, 2 mm)

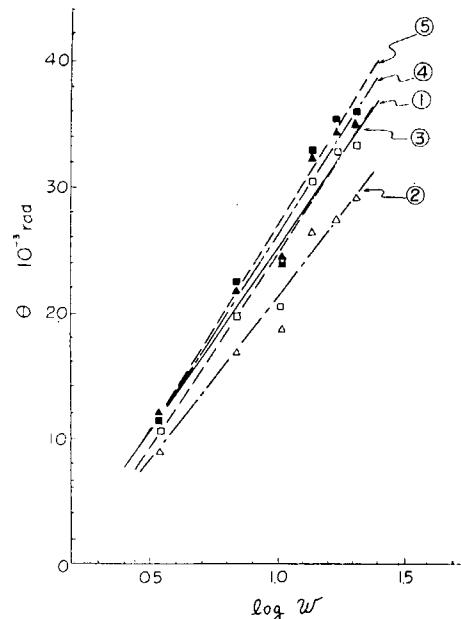


Fig. 5・2・5 Effect of Type of Bevel on
Angular Change

Note: ①: Usual 'Tee Joint'
②: Single Bevel 45°
③: Single Bevel 60°
④: Double Bevel 45°
⑤: Double Bevel 60°

3) 深熔込熔接棒の影響

自由接手で棒径 4, 5, 6 mm の差を調べたが、余り顕著な差は出なかつたので、拘束接手ではこれを止め、深熔込熔接棒 HB26-PA-type 5 mmφ と B 17.5 mm との差を自由接手の場合と同じく equivalent strength の考え方で比較した。Fig. 5・2・3 に示すごとく 80% に減じた。

4) 開先の影響

片刃、両刃とも 45°, 60° の 4 種類を行つたが、Fig. 5・2・5 に示すごとく傾向は自由接手と同じく、片刃は開先なしより角変化は小さく、両刃は大きかつた。

5) 断続

熔着長 50 mm, ピッチ 80 mm の場合の千鳥、並列、セレーションを付したものを行つたが、Fig. 5・2・6 に示すごとく、セレーション、並列、千鳥の順に角変化は大きくなる。この比較は W/L (W : 熔接棒使用量 g , L : 接手全長 cm) すなわち実際に熔着された量を接手全長にわたつてならして考えたものである。

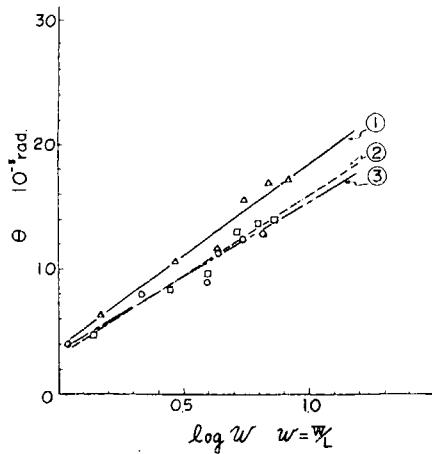


Fig. 5・2・6 Effect of Intermittent Weld on Angular Change

Note :

- ①: Staggard weld
 - ②: Chain weld
 - ③: Serration
- (Weld length : 50 mm, pitch : 80 mm)

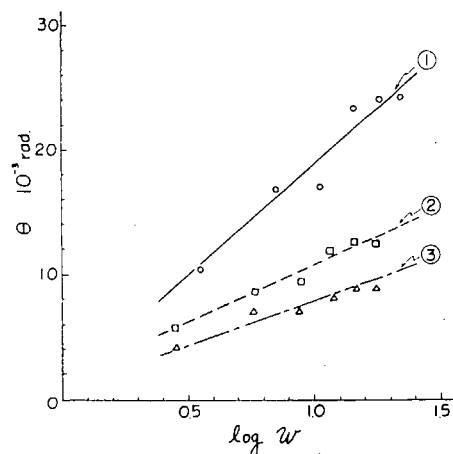


Fig. 5・2・7 Effect of Strong Backs on Angular Change

Note :

- ①: Standard (without strong back)
- ②: With strong backs, 150 mm pitch
- ③: With strong backs, 100 mm pitch

6) ストロングバック

ストロングバックで変形を拘束すると角変化は減少する。その状況は Fig. 5・2・7 に示す如くで、ストロングバックのピッチがこまかくなると変形は少くなる。

[2] 残留応力

代表的な形状の拘束試験片3枚について、各パス溶接後の残留歪を実測し、これより応力分布を求めると第1層片側のみを溶接した状態では応力分布はほぼ直線的に変化しており、それ以後の両側を対称に溶接した状態の応力分布は大体一様である。

したがつて両側対称に溶接した場合、接頭部に等しい単純曲げモーメントのみが働くと考えて差支えなく、接頭の間での繊維応力は次式で示される。

$$\sigma = \pm \frac{t}{l} E \cdot \theta$$

ただし + 引張 (表面)

- 圧縮 (裏面)

t : 板厚, mm

l : スパン, mm

E : ヤング率, kg/mm²

θ : 角変化, radian

σ : kg/mm²

なお計算値と実測値とはかなりよく一致する (詳細省略)。

5・2・4 解析

上述したごとく角変化にもつとも影響を与えるのは、溶着量、板厚、スパンの3者であるので主と

してこれについて解析を試みた。

[1] 熔着量、板厚およびスパンの影響

隅肉接手の角変化及び瘠馬量には熔着量板厚及び肋骨心距が基本的な影響を与えており。すなわち熔着量が増大するに伴つて瘠馬量は大きくなる。外板の板厚に関しては一定の熔着量に対し板厚が10mm程度の場合に瘠馬量は最大となり、それよりも厚い場合にも、また薄い場合にも瘠馬量は減少する。これは薄板においては板の表裏面がほぼ均等に加熱される（表裏の収縮量の差にもとづく曲げモーメントが減少する）からであり、また厚板においては変形に対する剛性が増加するからである**。

肋骨心距も瘠馬に影響を与え、肋骨心距の増大により瘠馬は増加するが、これにはスパンの増大に伴う瘠馬量の増加（隅肉熔接部の角変化が等しくてもスパンが増大すれば瘠馬量は増加する）と、スパンの増大による拘束度の減少に起因する角変化量そのものの増加との2つの効果が重畠される。この問題は増淵、小椋氏らの研究においても取扱つており、自由接手の角変化量、拘束接手の角変化量及び瘠馬量間の関係式として次式を提案している。

$$\left. \begin{array}{l} \theta = \frac{\theta_0}{1 + \frac{2E'I}{l}/c} \\ \delta = \frac{1}{4} \theta l \end{array} \right\} \dots \dots \dots \dots \dots \dots \dots \dots \quad (1)$$

ただし

θ_0 : 自由接手の角変化量 rad.

θ : 隅肉熔接部での角変化量 rad.

δ : スパン中央での瘠馬量 mm

l : 肋骨心距 mm

I : 外板の曲げ剛性（単位巾当たり） mm^4/mm

$E' = \frac{E}{1-v^2}$: 見掛けのヤング率 kg/mm^2

c : 熔接条件、板厚などによつて決まる係数 kg-mm/mm

今回の実験においても上述の式があてはまることが明らかとなつたが、系統的な実験の結果(1)式の θ_0 及び c については下記の如き実験公式を導いた。

$$\theta_0 = \frac{4 \log w - 1}{t^{1.5}} \dots \dots \dots \dots \dots \dots \dots \quad (2)$$

$$c = \frac{t^4}{1 + \frac{w}{5}} \dots \dots \dots \dots \dots \dots \dots \quad (3)$$

ただし

t : 外板の厚さ mm

w : 単位熔接長当たりの熔接棒使用量 gr/cm

(註)** 5・5 参照但し薄板においては隅肉接手の角変化に由来する曲げ変形だけでなく板の収縮による挫屈変形を伴うことがあるから注意を要する。

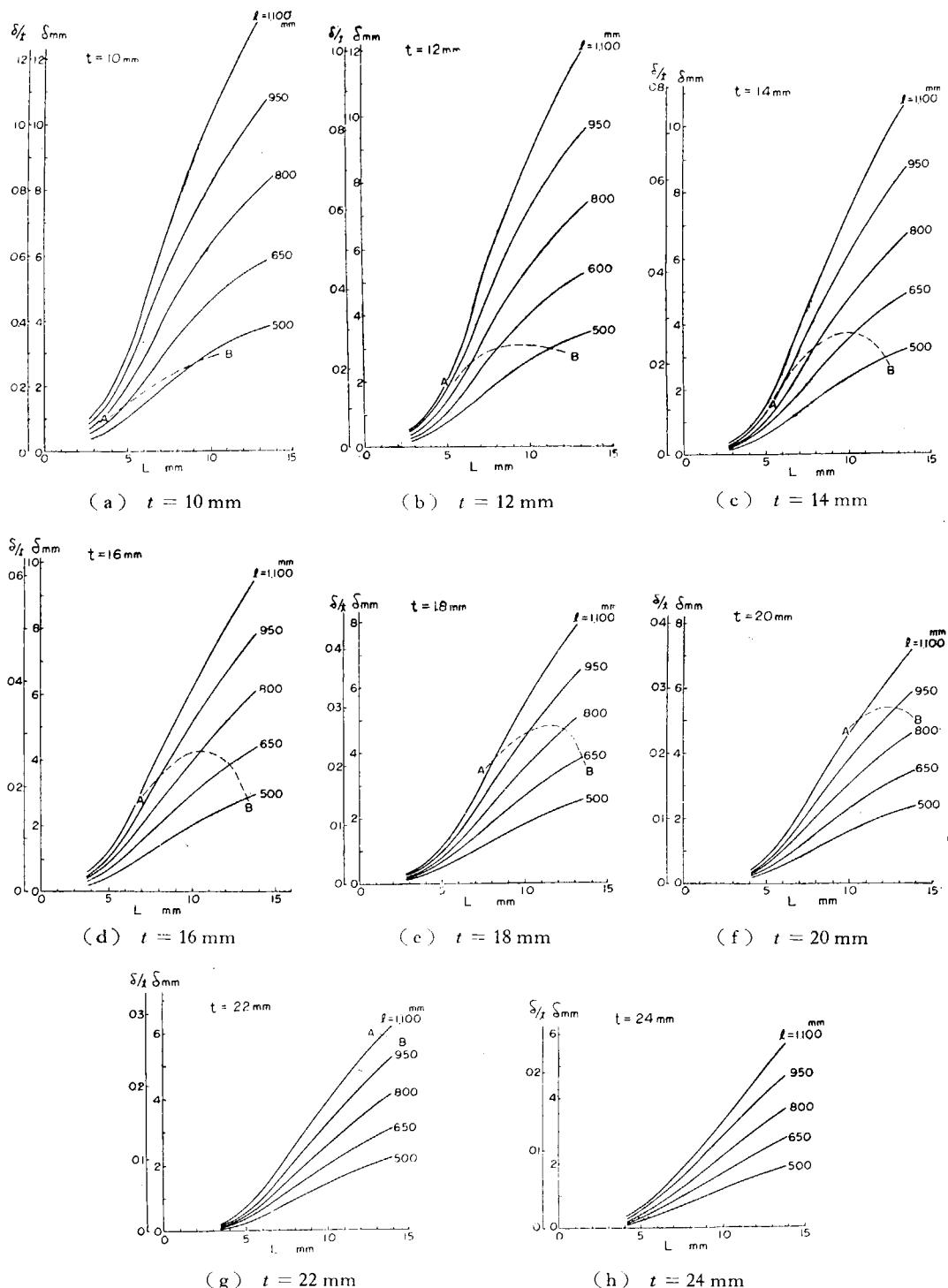


Fig. 5 · 2 · 8 Relations among Frame Space (l),
Thickness of Shell Plate (t), Length of Leg (L)
and the Value of Deformation at the Center
of Span (δ)

(脚長 L mm にこれを換算するには $w = 0.058 L^2$ とする)

なお上式は $t > 10$, $\log w > 0.7$ ($L > 9.5$) に対して適用されるものである。

これらをもとにすれば各板厚およびスパンの場合の脚長と瘠馬量を求めることができると、これを一括して Fig. 5・2・8 に示す。この図は 10~24 mm の各板厚について肋骨心距、脚長と瘠馬量との関係を示すものである。自由接手の場合の角変化量を Fig. 5・2・9 に示す。また参考のため実験で求めた c の値を Table 5・2・2 に示した。

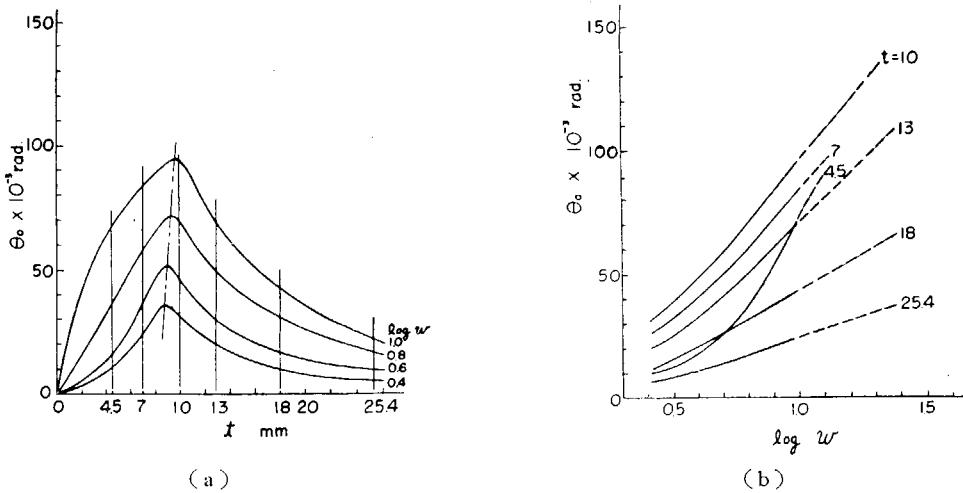


Fig. 5・2・9 Angular Change in Free Joint (θ)

Table 5・2・2 Value of C
 10^4 kg-mm/mm

$\log w$	10	13	18	25.4
0.5	0.54	2.41	7.18	24.09
0.6	0.47	2.01	6.09	21.13
0.7	0.43	1.51	4.93	18.72
0.8	0.38	1.33	4.30	17.07
0.9	0.38	1.22	3.71	16.28
1.0	0.36	1.11	3.65	16.02
1.1	0.36	1.03	3.51	15.19

Note:

t : Plate thickness, mm

w : Weight of electrode consumed per unit
weld length, gr/cm

これらの実験結果においては許容瘠馬量に関しても検討を試みた。船体強度に対する許容瘠馬量については秋田・吉本氏等の研究*があるが、これに基いて許容瘠馬量に相当するだけの瘠馬を発生する脚長を Fig. 5・2・8 に参考のため鎖線 A-B でこれを示した。これは瘠馬に不同性がないものと想定した場合の値で鎖線の値以上の脚長で溶接を行うと許容量以上の瘠馬を生じ凹損を誘起するお

* 秋田・吉本: 造船協会論文集 第95号

それがある。この場合の計算の基準となつた肋骨心距、板厚および許容瘠馬量の関係を Fig. 5·2·10 に示す。瘠馬に不同性がある場合には凹損を生じやすくなるので瘠馬の許容量はさらに少くなる。

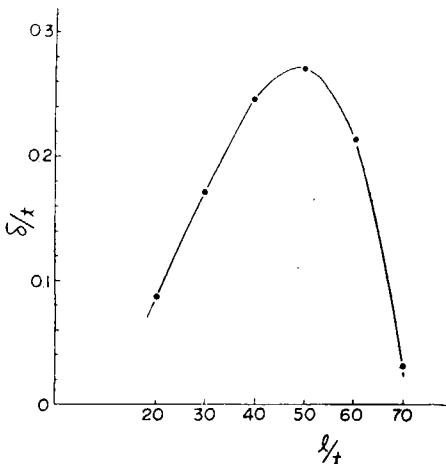


Fig. 5·2·10 Relations among Frame Space (l),
Thickness of Shell Plate (t) and Allowable
Unfairness (δ)

Note: Compressive stress due to hogging: 6 kg/mm²
Water pressure: 10 M Head

5·2·5 結 論

瘠馬量にもつとも影響するのは脚長(熔着量)、板厚、肋骨心距の3者であるが、系統的な実験によりこれらが与えられれば瘠馬量を求めることが可能な実験式を求めた。またこの関係を利用してこれらの諸量の関係を求める図表を作成した。

その他の施工法の諸因子の影響については次のようなことが明らかとなつた。

- i) 断続熔接: 断続熔接はそれと熔着量の等しい輻連続熔接よりも角変化が少い。
- ii) ストロングバック: ストロングバックを使用し、拘束を増大すると角変化従つて瘠馬量は著しく減少する。
- iii) 深とけ込み熔接: 深とけ込み熔接棒(HB-26-PA)は equivalent strength で比較すると普通の熔接棒よりも瘠馬は減少する(同じ熔着量で比較すると大体等しい)。
- iv) 隅肉接手の間隙: 上、下の板の間隙は殆んど影響がない。また片刃あるいは両刃開先の影響については熔着量が同じ場合には T 接手と特に角変化は異らなかつた。

5·3 瘦馬に及ぼす熔着量及び部材寸法の不同性の影響

5·3·1 研究目的

瘦馬に不同性があると凹損を生じやすいことは理論的にも明らかになつてゐるが、水密肋板下においては肋板の剛性や熔着量——一般の部分では肋板と外板との接合には断続熔接が用いられるが、水密肋板の部分では連続熔接が採用される——が他の部分と異つてゐるため瘦馬に不同性が生じやすく、実際の損傷においてもこの部分で凹損を生ずることが多い。そこでこの問題について実験を行い、不同

性の発生状況を確めた。

なお本実験は瘠馬の発生機構をしらべる上にも一つの目的をもつてゐる。すなわち、さきに運輸技術研究所で実施した研究の結果によれば、瘠馬状の変形は隅肉熔接による角変化が周囲の部材により拘束されることが原因となって起るものであつて、瘠馬の量及び形状は節点に角変化を生じたラーメンの固有応力問題として解くことができると述べている。この際全スパンについて部材寸法や熔着量が同じ時は生ずる変形も簡単なため理論的検討を行うことも簡単であるが、これらに不同性がある際には変形も複雑になり、同時に瘠馬の発生機構についてさらに詳しい検討を行うことができる。よつてこの点についての検討をも併せて実施した。

5・3・2 実験方法

〔1〕試験片

試験片としては Fig. 5・3・1 に示すような拘束試験片を用いた。下板（外板に相当）の厚さ t 及び肋板間の距離 l については $t = 14$, $l = 400 \text{ mm}$ とした。肋板の厚さ t' は一般の部分についてはすべて 8 mm としたが、中央部の 2 枚については、これを $8, 12, 18, 25.4 \text{ mm}$ と変化させた。

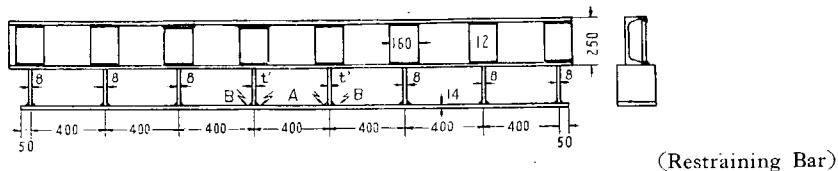


Fig. 5・3・1 Specimen

〔2〕実験条件

試験片としては 5 箇を用意したが、その条件は下記の如くである。

- | | |
|-------------------------------|--------------|
| 試験片 1 : $t' = 8$ | 内側 (A) を先に熔接 |
| " 2 : $t' = 12$ | |
| " 3 : $t' = 18$ | |
| " 4 : $t' = 25.4$ | |
| " 5 : $t' = 8$ ……外側 (B) を先に熔接 | |

すなわち試験片 1 ~ 4 においては肋板の剛性の不同性が瘠馬に及ぼす影響を主としてしらべた。また試験片 5 は試験片 1 と部材寸法は同じで、熔接順序のみを一部変化させたものであつて、この種の変形に際して重畠の原理が成立つと考えてよいか否かについての検討を主とするものである。

〔3〕 熔接

熔接棒としてはイルミナイト系 (B-17), $4 \text{ mm} \phi$ を用いた。熔接順序は下記の如くである。

- 試験片 1 ~ 4 : 各接手両面 1 層熔接 ……状態 ①
次に A 部のみを 4 層まで熔接 ……状態 ②, ③, ④
次に B 部を 4 層まで熔接 ……状態 ⑤, ⑥, ⑦
次に全部を 4 層まで熔接 ……状態 ⑧

- 試験片 5 : 上の例で A と B を逆にし B を先に熔接する。

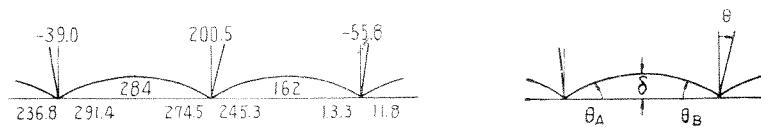
なお肋板と拘束部材とはあらかじめ隅肉溶接両面4層によつて完全に接合した。

5.4 拓み測定

拓み測定はダイアルゲージによつた。その測定要領は Photo. 5・3・1 及び 5・3・2 の如くである。下板(外板に相当)については①, ②, ③, ④, ⑤, ⑥, ⑦, ⑧ の各段階において測定を行つたが、上板(肋板の相当)の拓み測定は①, ④, ⑦, ⑧ の4状態についてのみ実施した。

5.3.3 実験結果

①, ④, ⑦, ⑧ 各状態における各試験片の拓み分布を Fig. 5・3・2~5 に示す。また A 部溶接による拓みの変化(試験片 1~4 にあつては状態 ④ と ① との差、試験片 5 にあつては状態 ⑦ と ④ との差)ならびに B 部の溶接による拓みの変化(試験片 1~4 にあつては状態 ⑦ と ④ との差、試験片 5 にあつては状態 ④ と ① との差)をそれぞれ Fig. 5・3・6 及び Fig. 5・3・7 に示す。なおこれらの図の記載方法は次の如くである。



Note on Fig. 5・3・6~7
1) θ_A , θ_B , θ については上記の方向の場合正とする。またスパンの中央での拓み δ についても図の如く門入のときに正とし凸出を負とする。

2) 単位(unit) δ : 1/100 mm
 θ , θ_A , θ_B : 1/100 radian

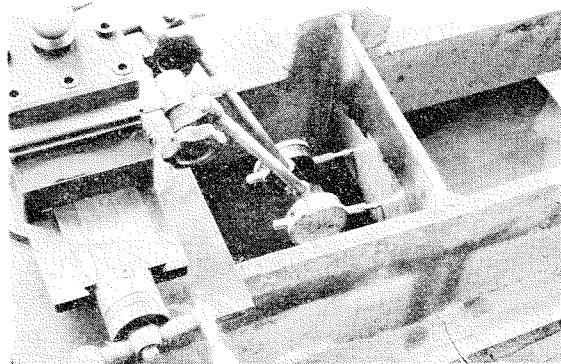


Photo. 5・3・1 Measurement of Deflection (upper plate)

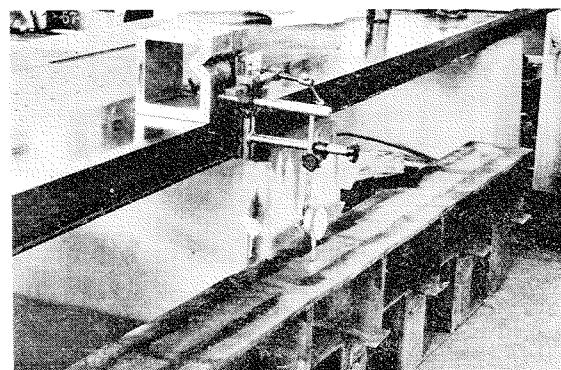


Photo. 5・3・2 Measurement of Deflection (lower plate)

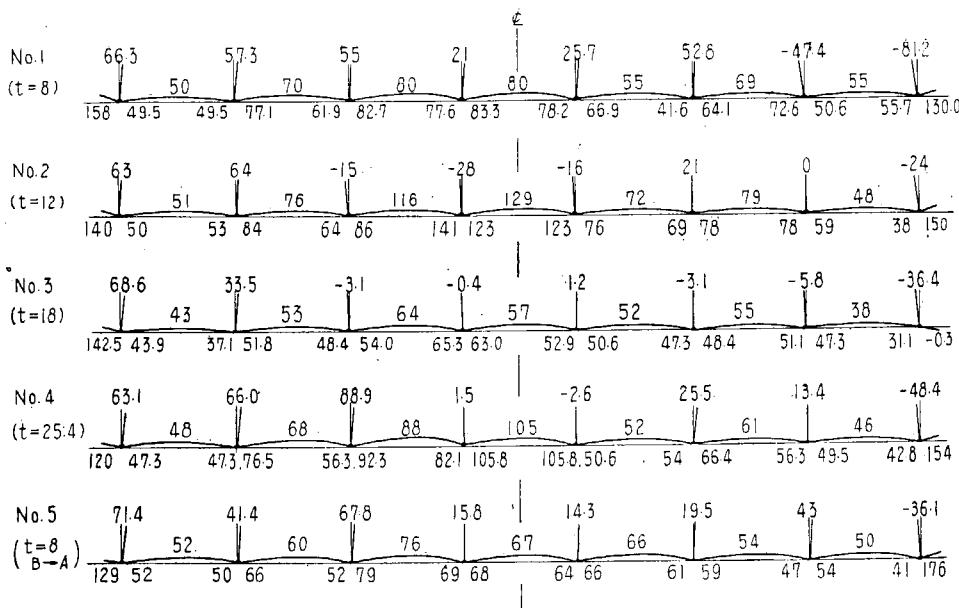


Fig. 5・3・2 Deflection and Angular Change, State ①

Note: One layer for each joint

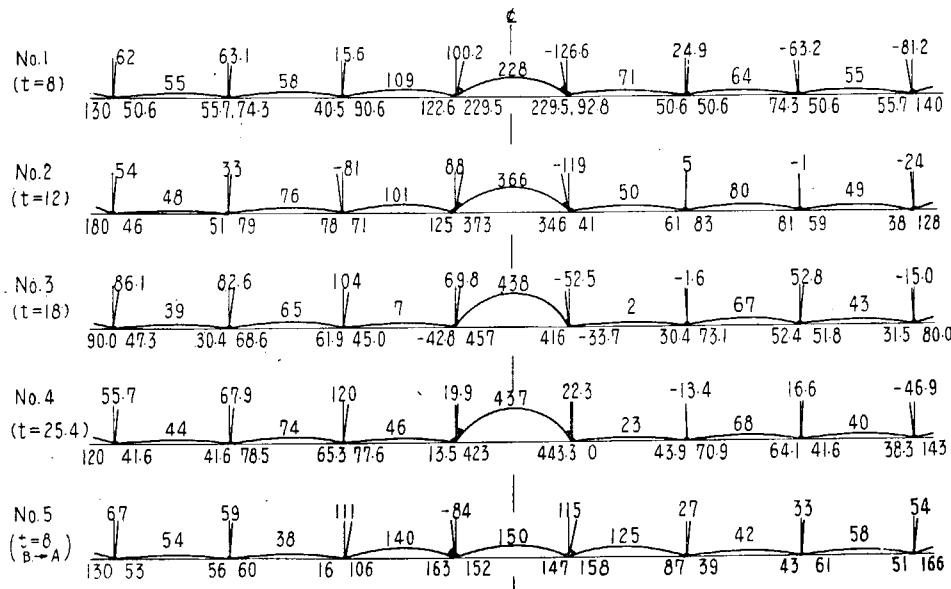


Fig. 5・3・3 Deflection and Angular Change, State ④

Note: Specs. No. 1~4: Only joint A is welded in four layers,
and other joints are welded in one layer.

Spec. No. 5: Only joint B is welded in four layers,
and other joints are welded in one layer.

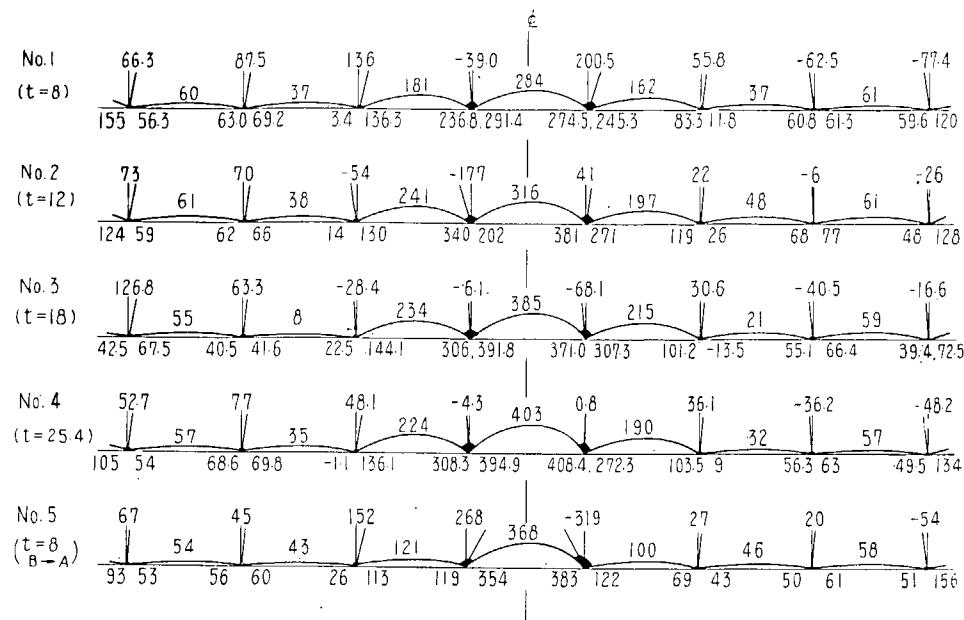


Fig. 5.3.4 Deflection and Angular Change, State ⑦

Note: Joints A and B are welded in four layers,
and other joints are welded in one layer.

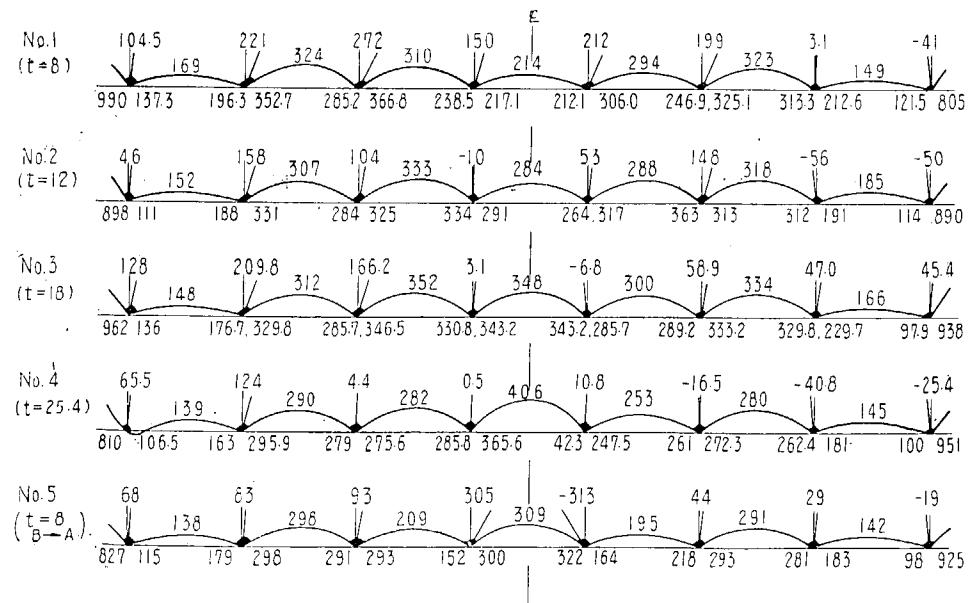


Fig. 5.3.5 Deflection and Angular Change, State ③

Note: Four layers for each joint

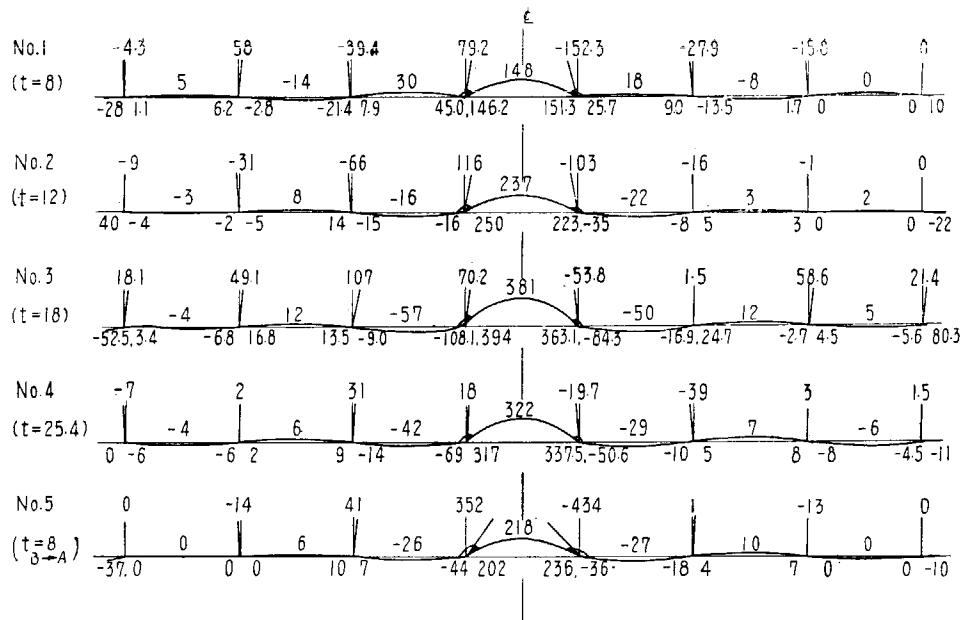


Fig. 5.3.6 Change in Deflection due to Welding the Position A

Note: Specs. No. 1~4: Difference in deflection between state ④ and ①
 Spec. No. 5: Difference in deflection between state ⑦ and ④

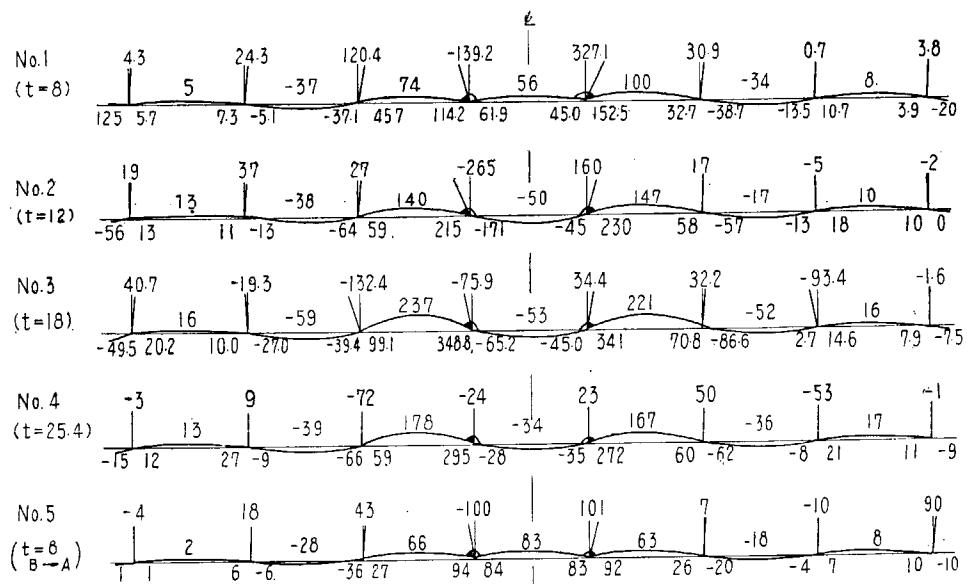


Fig. 5.3.7 Change in Deflection due to Welding the Position B

Note: Specs. No. 1~4: Difference in deflection between state ⑦ and ④
 Spec. No. 5: Difference in deflection between state ④ and ①

先ず状態 ①について述べると、この場合は熔着量が少ないので瘠馬量が少く、試験片の特性もまだよくあらわれていないが、中央付近のスパンでは瘠馬量が等しい関係もあつて生じている瘠馬も大体一様である。どの試験片の場合でも両端のスパンでは瘠馬が少いが、これは両端では肋板の回転が多くあらわれるからである。

状態 ④では A 部（試験片 1～4）あるいは B 部（試験片 5）において多量に熔接を行うため中央部では大きな瘠馬を生ずる。試験片 1～4 については肋板の剛性の大なるほど中央部の瘠馬が大きくなる。またよのよな場合には中央スパンの隣りでは反つて瘠馬は減少する。これは肋板の剛性が大きくなると、隅肉溶接による角変化は外板が肋板側にひきよせられるという形であらわれ、そのため連続梁としての外板の回転が起るからである。

状態 ⑦では中央及びその両側のスパンでの瘠馬が大であるが、中央での瘠馬は中央の肋板が剛なほど大きくなっている。熔接順序もかなり影響があり、試験片 1 と試験片 5 とでは変形量が相當に異なる。従つて全部の隅肉について 4 層熔接を行つた後の状態（状態 ⑧）での瘠馬も試験片によつて種々に変化する。

上述の現象は各部分の熔接による変化を観察すると更に明らかになる。

A 部及び B 部の熔接による変化はそれぞれ Fig. 5・3・6 及び Fig. 5・3・7 に示すごときものであるが、これに関しては次のような現象があらわれている。

先づ変形の種別であるが、次の 4 種類の変形があらわれる。

1) 上板のひきよせられる変形

どの例の場合でも隅肉の片側に熔接を行うと、上板は熔接した側にひきよせられる。この変形は肋板の剛性が増すと少くなる。またその場合には熔接した箇所に生ずる瘠馬は増加する。

2) 熔接した隅肉部分での下板の廻転

熔接後の収縮によつて下板もひきよせられるが、その結果下板は接合部を中心として廻転する。肋板の剛性が大な場合ほどこの廻転は著しく、その場合には隣りのスパンは突出する。

3) 熔接した側と他の側での角変化の減少（ゆるみ）ある隅肉接手の片側を熔接すると他の側の部分では反つて角変化は減少する。これは熔接による加熱のために既に熔着していた部分の収縮がゆるむからと考えられる。このゆるみ現象は前の角変化の大なるほど著しい。例えば Fig. 5・3・6 については No. 1 よりも No. 5 の方がすでに熔接していた側のゆるみ現象が著しい。

4) 他の接手部分における下板の連続梁としての変形熔接を行わなかつた部分では下板は連続梁として作用し、凹入と凸出とが交互にあらわれる。なお節点での支持条件は単純支持と固定との間にように見うけられる。

これらの変形が複雑してあらわれるため、熔接後の変形はかなり複雑なものとなる。また熔着量が同一であつても熔接順序によつて瘠馬量はかなり変動する。例えば $t' = 8 \text{ mm}$ の試験片において A 部を先に熔接した試験片（No. 1）と B 部を先に熔接した試験片（No. 5）との熔接完了時（状態 ⑧）の変形を比較すると No. 1 では中央スパンの瘠馬量は 2.14 mm 、その両側のスパンではそれぞれ 3.10 及び 2.94 mm であるのに対し、No. 5 では中央が 3.09 、左右がそれぞれ 2.09 , 1.95 mm と著しく異つており、不同率も著しい。

また実船について考えると、一般の肋板の部分では断続溶接を行うが、水密肋板の部分では両側連続溶接が行われ、その部分での瘠馬の状況は状態⑤の場合のそれに Fig. 5・3・5 から明らかなるにこの場合は瘠馬の不同性も著しくこの部分は極めて凹損を起しやすい状態になつてゐる。

5・3・4 瘦馬の発生機構に関する考察

今回の実験結果から瘦馬の発生機構ならびに分布状況について一・三考察を行つてみると下記の如くである。

1) 瘦馬の発生原因について 瘦馬状の変形の発生原因についてはすでに増淵・小椋氏らの研究があり、この種の変形は隅肉溶接による角変化が周囲の部材により拘束されることに起因する拘束応力の問題であることを明らかにしている。すなわち自由接手の場合には接手は単に多角形状に変化するが、拘束接手においては瘦馬状の変形を生じ、その変形は節点に角変化を生じたラーメンの固有応力問題として解くことができる。この現象は本実験においても明瞭にあらわれており、瘦馬を生じた試験片を拘束材から外すと Photo. 5・3・3 の如くに多角形状の変形に移つた。



Photo. 5・3・3 Deformation in Free State

2) 拘束の影響について 角変化には脚長や下板の厚さなどが影響するのは勿論であるが、拘束度も大いに影響し拘束が大きになると角変化は減少する。例えば今回の実験の場合でも試験片両端の自由な隅肉での角変化量は他の部分にくらべて著しく大(5~7倍)である。前記増淵・小椋氏らの研究においてもこの点について考察が行われ、拘束度の影響に関して次式が成立することが確められる。

$$\theta = \frac{\theta_0}{1 + \frac{2E'I}{l}c} \quad \dots \dots \dots \quad (1)$$

θ : 拘束接手の角変化量

θ_0 : 自由接手の角変化量

l : 肋骨心距

I : 板の曲げ剛性, $E' = \frac{E}{1 - U^2}$

c : 熔接条件によって変る係数

上式は瘦馬に及ぼす肋骨心距の影響を主目的として求めたものであるが、次のような形に書きあら

* 増淵・小椋・石原・星野: 造船協会論文集 第95号

わすこともできる。

$$M = c (\theta_0 - \theta) \dots \dots \dots \dots \dots \dots \dots \dots \quad (2)$$

ここで M は部材に θ なる角変化を与えた場合に生ずる曲げモーメントである。この関係式を拡張して利用すれば隅肉熔接によつて構造物を作製する際に生ずる変形の問題とかなり一般的に論ずることができる。例えば全部の接手について 4 層熔接を完了した状態 (8) について考えると (Fig. 5・3・5 参照), 両端のスパンでの変形は他の部分に比べて少いが, これは両端のスパンではそれから先が自由になり, 上板の廻転が許されるため拘束度が他の部分よりも小さくなつているからである。

3) 重疊の原理について 上述したようにある部分の熔接を行うとそのすぐ隣りのところでは緩みが生ずる。これはかかる変形について重疊の原理が成立しないことを意味する。この現象は隅肉接手による変形を理論的に求めることが非常に面倒な問題であることを示すものである。

5・3・5 結 言

今回の実験の結果によれば, 中央のスパンの部分のみ多量の熔接を行つた場合にはその部分で大きな瘠馬を生ずるだけでなく, 隣りのスパンの部分での瘠馬は反つて減少する。従つて水密肋板の部分では極めて凹損を起しやすい状態になつてゐることが言える。

また各試験片について熔接の各段階における瘠馬の変化状況をしらべた結果, 隅肉熔接に際して生ずる変形には ① 上板(肋板に相当)のひきよせられる効果, ② 下板(外板に相当)の廻転, ③ 隅肉の反対側の部分での角変化の減少(ゆるみ), ④ 遠くの接手部分での連続梁としての板の変形などの諸現象があらわれ, かつこれらが種々に変化する。従つて熔接完了状態における瘠馬量は熔着量が同一であつても熔接順序によつて相当変動する。このことは船底における瘠馬に関してかなり不同性が生じやすいことを示すものである。

なお, 今回の実験に関連して瘠馬の発生原因, 拘束度の影響, 重疊の原理の検討など瘠馬の発生機構について二三の検討を行つた。

5・4 瘦馬に及ぼす縦通桁間隔の影響

5・4・1 は し が き

凹損の防止対策としては側桁の中間に additional girder を付加するとか, あるいは縦肋骨構造方式を採用するなどのことが考えられる。この場合これらの部材の強度上の有効性は別として瘠馬量そのものも変化するのでこれについての検討を実施した。そのため平板に縦横に桁板を取付けたパネル構造物を隅肉熔接により組立て, その際に生ずる変形を測定し, これに及ぼす桁間隔の影響をしらべた。

5・4・2 実験方法

試験片としては Fig. 5・4・1 に示すようなパネル構造物であつて, 厚さ 14 mm の平板に縦横の桁板を図の如くに取付けた。この場合桁板としては相當に厚い材料をえらんだが, これは実験結果に対して桁板の揺れがあらわれないようにしたからである。

桁板の間隔は図に掲げたように 4 種類に変化させた。すなわち縦桁の間隔は一定 (400 mm) とし, 橫桁の間隔を 400, 600, 800, 1200 mm と変化させた。

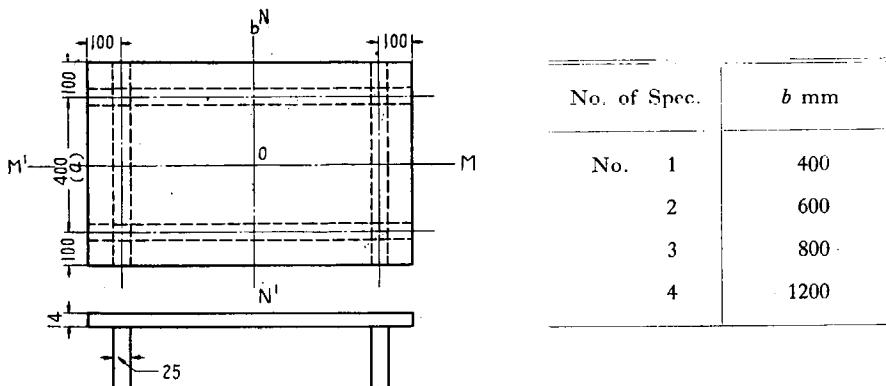


Fig. 5・4・1 Size of Specimen

熔接棒にはイルミナイト系熔接棒 $4\text{ mm}\phi$ (東洋電極, G-200) を用い、熔接層数は 4 層とした。熔接順序は構造物にできるだけ一様な変形を生ずるように選んだ。

撓み変形の測定はダイアルゲージにより、各層の熔接完了毎に測定を行つた。撓み測定の要領は桁板の近くで撓み変形が急激に変化している部分では 10 mm 間隔、中央付近では 50 mm 間隔とした。ダイアルゲージは特に試作した治具上にセットして撓み変形の測定を行つた。(Photo 5・4・1)。

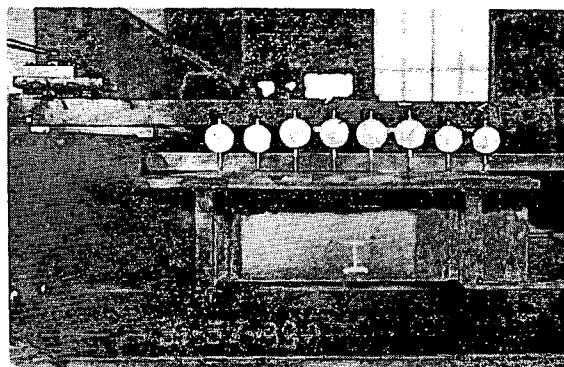


Photo. 5・4・1 Measurement of Deflection

5・4・3 実験結果ならびに考察

各試験片についての撓み分布の状況を Fig. 5・4・2~3 に示す。Fig. 5・4・2 は中心線上の撓み分布 (Fig. 5・4・1 の MM' 線上) を示し、Fig. 5・4・3 は同じく横方向の分布 (Fig. 5・4・1 の NN' 線上) を示す。図から判るように各試験とも層数の増加に伴つて撓みは増加しているが、撓み曲線の傾向はどの層でも大体同じである。 b/a が小さい試験片では中央の部分における撓みは最大であるが、 $b/a = 2$ の場合は中央付近で撓みの大体同じ部分があり、 $b/a = 3$ の試験片では反つて中央では撓みが減少する。横方向の分布に関してはいずれの試験片の場合も $a = 400\text{ mm}$ であるから大体傾向は同じである。

桁の外の部分では縁が自由になつてるので Fig. 5・4・2 及び Fig. 5・4・3 からも明らかなように撓みが著しく大である。参考のため Fig. 5・4・1 の NN' 線上における自由縁での角変化量

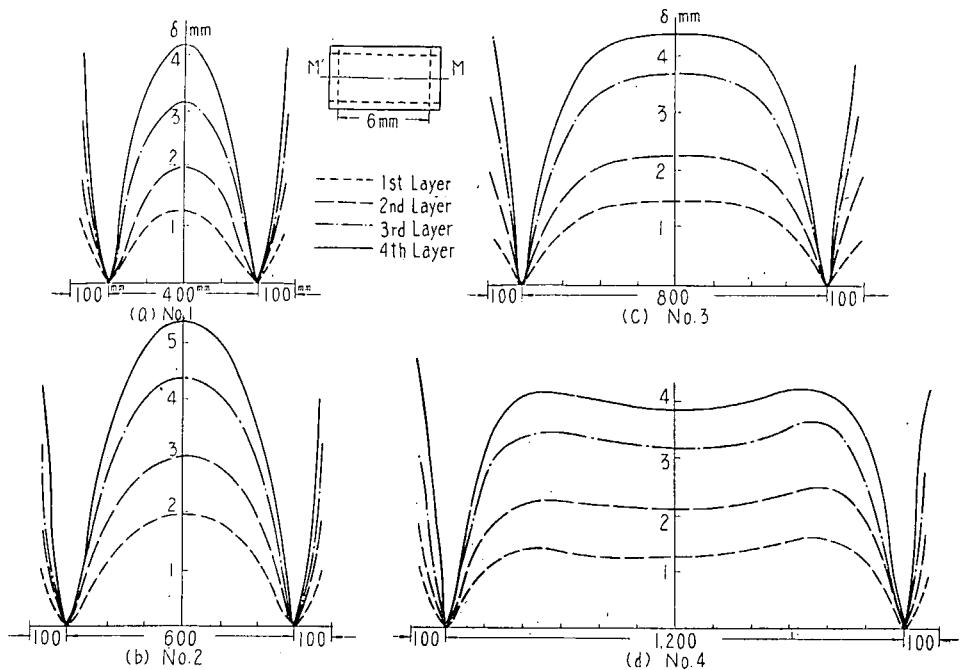


Fig. 5·4·2 Longitudinal Distribution of Deflection (δ) along Line MM'

と熔着量との関係を Fig. 5·4·4 に示す。図から明らかなように角変化量はスパンの長さ b が大なるほど大である。なお $b/a = 3$ の場合のデータは大体自由接手の角変化量を示すものと考えられる。

桁板の部分での縦曲りは平板の撓みにくらべると遙かに少い (Fig. 5·4·5 参照)。よつてこの縦曲りはいわゆる瘠馬の主要原因とは考えられない。

試験片の撓みは熔着量によつても異なるが、パネルの縦横比によつても変化する。パネル中央での撓みに関して熔着量との関係ならびに縦横比との関係を求めるに Fig. 5·4·6 の如くである。一定の熔着量に対しては $b/a = 1.5$ の場合に撓みは最大で、他はこれよりも小さかつたが、これは次の理由によるものと考えられる。

すなわち横方向のスパン (a) が一定で縦のスパン (b) が変化した場合の撓みを考えて見るに、縦方向の桁 (Fig. 5·4·7 (a) の AB, CD) の熔接による中央点 O の撓みは Fig. 5·4·7 の曲線 1 の如く、横桁の間隔が大となり、横桁に由来する拘束が少くなるほど増大する。次に横桁 AD, BC の熔接による中央点 O の撓みは概念的には Fig. 5·4·7 の曲線 2 の如きものと考えられる。つまり $b = 0$ の場合は完全に拘束されるので撓みは O である。 b が増大し拘束度が減すれば撓みは増大するが、 b がある値より大きくなると最早横桁の熔接による撓みは O 点に充分な影響を及ぼさなくなる。(そのときの撓み変形は Fig. 5·4·2 (d) の如く中央でくびれたものとなる。)よつて全部の桁の熔接による変形は Fig. 5·4·7 の曲線 3 の如くに b/a のある値で最大値をとるものと考えられる。

なお瘠馬の発板を平板の問題として取扱つたものとしては金沢・新田氏* の研究があるが、今回の実験結果についても更に理論的検討を実施したいと考えている。

* 金沢・新田：第4回応用力学連合講演会

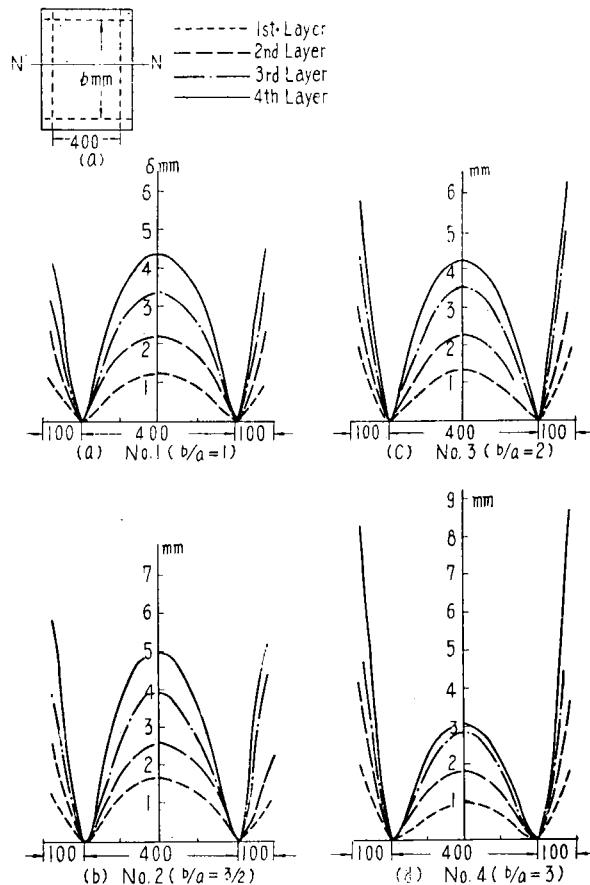


Fig. 5.4.3 Transverse Distribution of Deflection (δ) along Line NN'

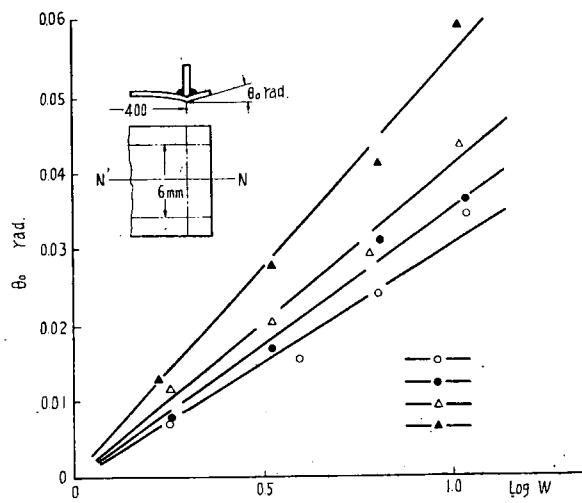


Fig. 5.4.4 Relation between Angular Change at Free Edge and Weight of Electrode consumed

Note : θ_0 : Angular change at free edge
(center point of free edge)

w : Weight of electrode consumed
per unit weld length, gr/cm

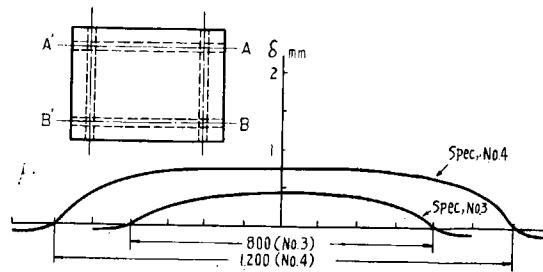
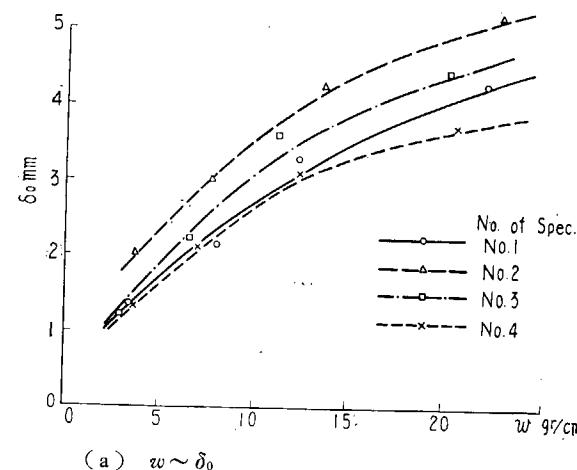


Fig. 5 · 4 · 5 Longitudinal Deformation of Girder
(At the Final State of Welding)



(a) $w \sim \delta_0$

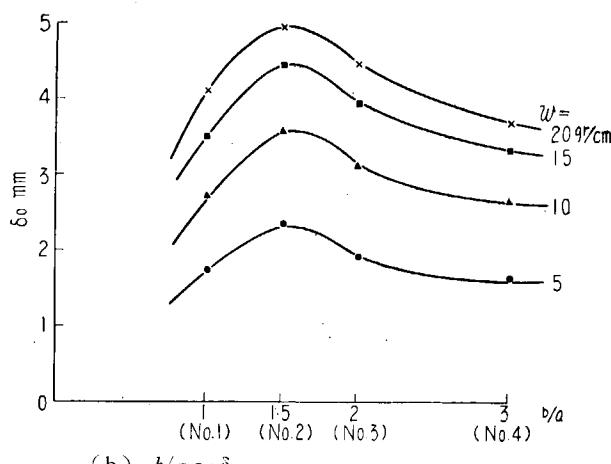


Fig. 5 · 4 · 6 Effect of Girder Space on Deflection

Note: δ_0 : Deflection at center of plate, mm

w : Weight of electrode consumed per unit weld length, gr/cm

a and b : Interval of girder, $a=400$ mm (unchanged),
 $b=400 \sim 1,200$ mm (varied).

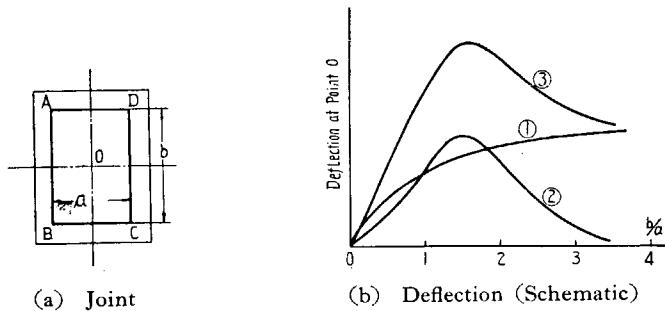


Fig. 5·4·7 Effect of Girder Space on Deflection (Schematic)

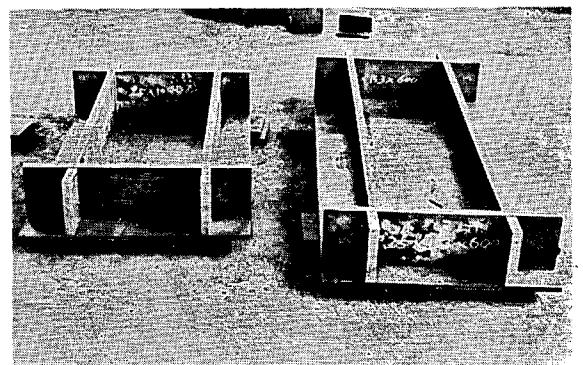
Note: Curve ①: Deflection at the point O due to welding AB and CD,
 Curve ②: Deflection at the point O due to welding AD and BC,
 Curve ③: Curve ① + Curve ②

5·4·4 結 言

4 箇の試験片を用いて縦通材の間隔が瘠馬に及ぼす影響についての検討を行つた。実験の結果によれば板の中央での瘠馬量は縦横比が約 1.5 の場合に最大となつてゐる。従つて横肋骨構造方式の船舶において additional girder を付加する場合を考えてみると、 $b/a \approx 4$ 程度のパネルに girder を追加するものであるから b/a の値は 2 ~ 1.5 位となり、additional girder の付加によつて瘠馬はむしろ反つて増加すると考えられる。また機関室内での船底の如く縦通桁の多い部分でも瘠馬量は概して大となりやすい。

なお今回の実験結果については未だ充分理論的な検討を行つていないが、次のようなことが考えられる。すなわち熔接構造物の変形を推定しようという試みは従来から数多く試みられているが、その大部分はごく簡単な自由接手に関するものであつて、拘束接手を取扱つたものは極めて少く、ことに平板構造物の変形を解析的に取扱つたものは殆んどない状態である。本研究は別に実施した骨組構造物に関する実験、瘠馬の不同性に関する実験などの各項目との関連において実施したものであるから、今後さらにこれら相互の関連を求める平板構造物の変形の問題について深い検討を行いたいと思つてゐる。

附 図



試験片の一例

5・5 瘋馬に及ぼす熔接条件の影響（特に予熱による角変形の軽減）

5・5・1 緒 言

船体外板に生ずる“痋馬”の軽減のためには、外板と肋板との隅肉熔接によつて生ずる角変形をできるだけ小さくするような施工法を探ることがまず必要である。

本研究は隅肉熔接継手の横曲り変形（角変形）が熔接電流、熔接速度、熔接棒径、熔着量（隅肉の脚長）などの熔接条件によつてどのような影響をうけるかを調査するとともに、さらに積極的な角変形軽減対策として、熔接時に継手の近傍を予熱した場合の効果を確認する目的で行つたものである。

5・5・2 実 験 方 法

試験片は Fig. 5・5・1 に示すような形状、寸法の T 型隅肉熔接継手である。試験片材料は SS 41 軟鋼板で母板の板厚 h_1 とスチフナの板厚 h_2 とを種々に変えていいる。(Table 5・5・1 参照)

熔接は Fig. 5・5・2 に示すような回転治具を使用して行つた。即ち、母板とスチフナとを所定の位置に取付けした後、スチフナをボルトで治具に固定し予熱、熔接を行つた。

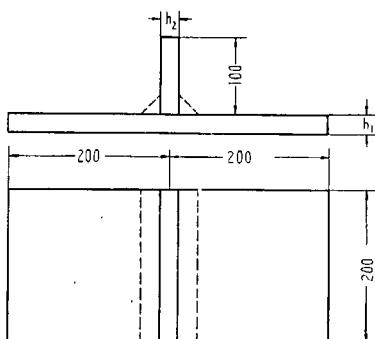


Fig. 5・5・1 Specimen

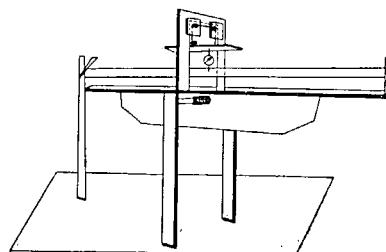


Fig. 5・5・2 Rotating Jig

予熱は酸素、アセチレン焰により Fig. 5・5・3 に模型的に示すような要領で行つた。熔接する側（以下表側と称する）の母板を予熱する場合と、熔接面と反対側（以下裏側と称する）の母板を予熱する場合とを行つたが、いずれの場合も予熱温度はほぼ 200°C の一定となるようにした。予熱条件は次のとおりである。

吹管：ピカール A 型吹管 350# 火口

加熱温度：約 200°C (接触温度計により測定)

熔接棒は B-10 3.2 mm ϕ , 4 mm ϕ , 5 mm ϕ を用い、それぞれの棒の適正条件の範囲内で電流と

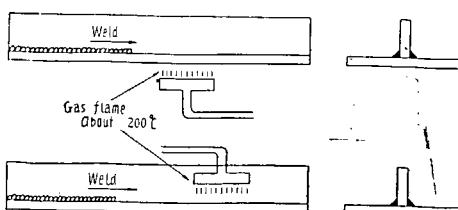


Fig. 5・5・3 Preheat

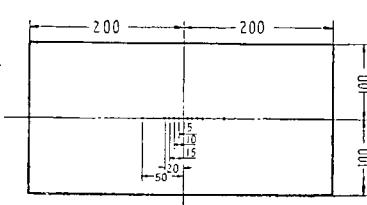


Fig. 5・5・4 Measuring Point

熔接速度を種々に変えた。熔接は各1層づつである。

角変化を測定するには 1/100 mm ダイヤル・ゲージを使用して、回転治具上で行つた。測定点を Fig. 5・5・4 に示す。熔接前（母板とスチフナとを仮付けして回転治具上に固定した状態）と熔接後（完全冷却後）のダイヤルゲージのよみの差を撓み変形量とした。

熔接条件の詳細は Table 5・5・1 に示すとおりであつて、合計 45 種類の実験を行つたものである。

Table 5・5・1 Welding Conditions

Test No.	Plate thickness		Leg length	Rod dia.	Average Welding Conditions			Used rod length	Preheat
	h_1	h_2			Current A	Voltage V	Speed mm/min		
1	4.5	5	3	3.2	215	23	227	610	T
					130	27	240	610	No
					135	24	227		B
2	4.5	5	3	4	159	29	273	412	T
					163	28	290		No
					162	28	277		B
3	6	5	3	3.2	129	24	238	606	T
					138	25	238		No
					139	26	230		B
4	6	5	3	4	160	28	273	419	T
					157	28	309		No
					159	28	290		B
5	9	5	3	3.2	134	25	253	613	T
					130	24	238		No
					131	24	242		B
6	9	5	3	4	159	29	304	386	T
					158	28	304		No
					159	28	308		B
7	9	9	5	4	173	31	201	667	T
					173	29	209		No
					176	28	223		B
8	9	9	5	5	212	29	231	420	T
					212	25	217		No
					213	25	238		B
9	12	5	3	3.2	125	24	236	577	T
					119	23	232		No
					123	23	231		B
10	12	5	3	4	156	31	293	420	T
					154	30	300		No
					159	28	304		B
11	12	9	5	4	198	31	229	653	T
					207	30	243		No
					204	30	238		B

Test No.	Plate mm thickness		Leg length mm	Rod dia. mm	Average Welding Conditions			Used rod length mm	Preheat
	h_1	h_2			Current A	Voltage V	Speed mm/min		
12	12	9	5	5	213	30	220	440	T
					226	27	219		No
					225	27	227		B
13	16	12	4.5	4	182	33	273	525	T
					178	35	267		No
					181	34	270		B
14	20	12	4.5	4	184	33	264	528	T
					173	33	264		No
					185	34	273		B
15	26	12	4.5	4	180	33	267	527	T
					180	33	270		No
					181	34	273		B

T: Top, B: Bottom

5・5・3 実験結果の解析

試験片中央断面における撓み変形の一例を Fig. 5・5・5 に示す。図に示すように熔接部から約 20 mm の範囲内では熔接熱の影響をうけて不規則な変形を示すが、それから離れた部分ではほぼ直線的であつてほとんど曲りをおこしていない。このような特性はビード熔接板の横曲り変形について見られる特性と類似している。本研究ではこの直線部分の傾斜の $1/2$ をすみ肉継手勾配と名付けることとする。*

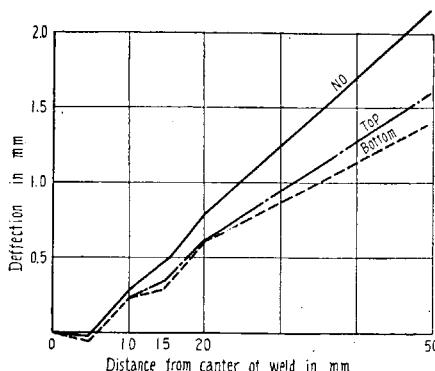
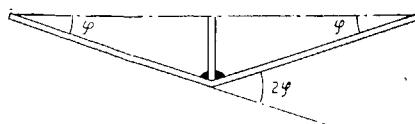


Fig. 5・5・5 Transverse Deflection Curve of Specimen No. 3

われわれは先にビード熔接板の横収縮および横曲り変形と熔接条件との関係について研究を行い、横収縮と横曲り変形とは熔接条件に関するパラメーター $I/h\sqrt{vh}$ (ただし I : 電流 (A) v : 熔接

* 右図の φ を角変形と定義している。



速度 (cm/s) h : 板厚 (cm) の函数として与えられることを明らかにした¹⁾。このパラメーターは熔接部近傍のある等温度曲線の深さと板厚との比に比例する量である²⁾。すみ内熔接継手とビード熔接板とはいずれも母板にビードを熔着する点で本質的な差がないと考えられるので、われわれは実験結果を整理するのに $I/h_1\sqrt{vh_1}$ (h_1 : 母板の板厚) なる量を用いることとした。

5・5・4 実験結果の考察

棒径 4 mm と 3.2 mm の試験片の実験結果を上述の方法で整理してみると Fig. 5・5・6 と Fig. 5・5・7 のようになる。いずれの場合も横軸のある値で角勾配は最大となつてている。熔接継手の横曲り変形がある一定温度 θ_p 以上に加線せられた領域に生ずる固有歪によつておこる* ものとするとこの曲線の特性は次のように定性的に説明することができる。

すなわち厚板では一般に $I/h_1\sqrt{vh_1}$ の値すなわち θ_p 等温度曲線の深さが小さく固有歪による収縮曲げモーメントが小さいのみならず板の曲げ剛性が大きいので角勾配は小さい。また薄板では板の曲げ剛性が小さいけれども、一方 $I/h_1\sqrt{vh_1}$ の値すなわち θ_p 等温度曲線の深さが大きく固有歪による収縮曲げモーメントも小さくなるので角勾配は小さくなるものと考えられる。(この点に関する数式的な取扱いは文献 1) 参照)。

表側から予熱を行つた場合は予熱を行わない場合と曲線の傾向は類似しているが、最大角勾配を生ずる位置が左えずれるとともに最大角勾配の値もやや減少する。表側から予熱を行うことは熔接による供給熱量を増加したのと同等であると考えると、曲線が左えずれる理由を説明することができる。また予熱によつて裏面の温度もある程度上昇し表裏両面の温度差がそれぞれ少くなるために最大角勾配値の減少するものと考えられる。

裏面から予熱を行うと、予熱を行わない場合に比べて角勾配はおよそ 50% 程度に減少する。これは表裏両面から与えられる熱量をバランスする方向に近づけるためと考えられる。この場合には最大角勾配の生ずる位置は予熱を行わない場合とほとんど変化しない。

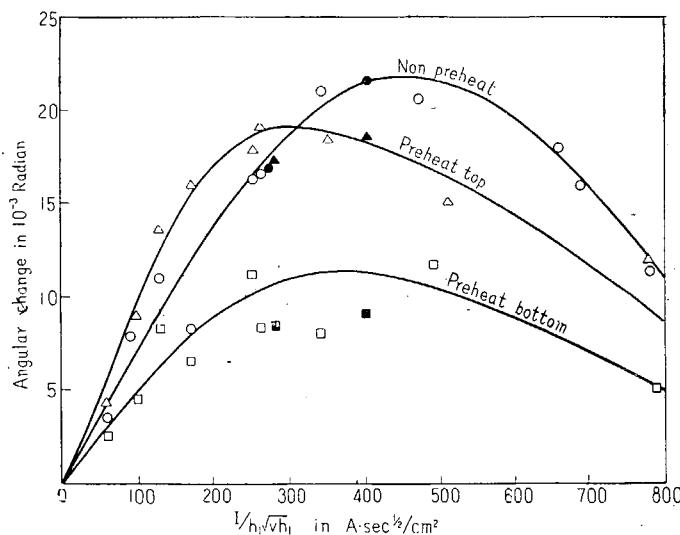


Fig. 5・5・6 Effect of Preheating on Angular Change of T-fillet Welded Joint (Rod Diameter 4 mmφ and 5 mmφ)

棒径 5 mm の実験値は数が少ないが Fig. 5・5・6 に黒印で示したように棒径 4 mm の場合とはほぼ同様の特性があるものと考えられる。

熔着量と角勾配との関係についてわれわれは次のような関係のあることを明らかにしている。

$$\varphi = C(w/h_1^{\frac{3}{2}}) \quad (h_1 \geq 0.8 \text{ cm})$$

w : 単位熔接長当りの熔着重量 (gr/cm)

h_1 : 母板の板厚 (cm)

C : 常 数

Fig. 5・5・8 はこの関係式によつて整理した結果である。

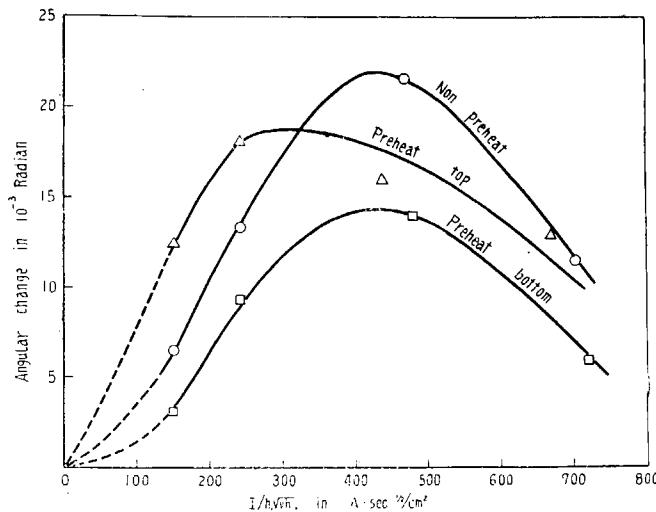


Fig. 5・5・7 Effect of Preheating on Angular Change of T-fillet Welded Joint (Rod Diameter 3.2 mmφ)

5・5・5 結 論

本研究の結果を要約すると次のとおりである。

- (1) T型隅肉熔接継手の横曲り変形は $I/h_1\sqrt{vh_1}$ なるパラメーターの函数として与えられる。
- (2) 予熱を行わない場合には $I/h_1\sqrt{vh_1} \approx 400 \text{ A} \cdot \text{sec}^{\frac{1}{2}}/\text{cm}^2$ の時に角勾配は最大となる。今仮に

$$I = 150 \text{ A} \quad v = 0.3 \text{ cm/s} \quad \text{とすると} \quad h_1 = 8 \text{ mm}$$

$$I = 250 \text{ A} \quad v = 0.3 \text{ cm/s} \quad \text{とすると} \quad h_1 = 11 \text{ mm}$$
 の時に角勾配は最大となる。角勾配の最大値は約 22×10^{-3} radian である。
- (3) 裏側から予熱を行うと角勾配の最大値はやや減少して 19×10^{-3} radian となる。角勾配の最大値は $I/h_1\sqrt{vh_1} \approx 300 \text{ A} \cdot \text{sec}^{\frac{1}{2}}/\text{cm}^2$ でおこる。 $I/h_1\sqrt{vh_1} \geq 300$ の場合には裏側からの予熱によつて角勾配は最大およそ 20% 程度減少する。
- (4) 裏側から予熱を行うと角勾配は 40 ~ 50% 程度減少し、かなり効果的である。
- (5) 熔着量(脚長)と角勾配との間には Fig. 5・5・8 のような関係が成立する。脚長の大きい方が当然角勾配は大きい。

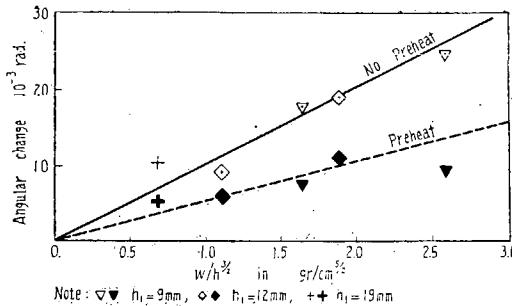


Fig. 5・5・8 Relation of Angular Change and Deposit Metal per Unit Length

文 献

- 渡辺・佐藤：ビード熔接による横収縮横曲り変形と熔接条件との関係（熔接学会誌 昭和31年4月号）
- 渡辺・佐藤：熔接継手のとけこみと熔接条件との関係（熔接学会誌 昭和31年1月号）
- 渡辺・佐藤：T型すみ肉熔接継手の横曲り変形と熔接条件との関係（熔接学会誌 昭和31年6月号）

5・6 痢馬除去法に関する研究

5・6・1 はしがき

痢馬の発生を軽減するためには種々の手段がとられるが、熔着量が多いような場合には許容量以上の痢馬を生ずることも止むを得ない。従つてこのような場合には発生した痢馬を除去しなければならない。そこで今回の研究においてもこの問題について簡単な実験を行つた。

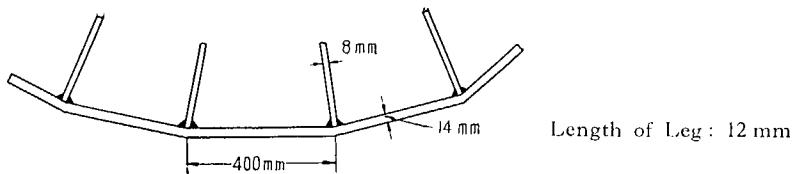
痢馬の除去法としてはガス焰により部材を加熱して塑性変形を生ぜしめ、これを水冷により収縮させる方法を用いることが多いが、加熱時に槌打あるいはジャッキによる引出しなど外力を加える場合もある。この際加熱温度、水冷の方法、加熱場所等の施工条件は痢馬の量、その部分の板厚などによつて異なるだけでなく、造船所によつてもかなりの差異があるようである。

熔接による収縮や変形の問題は現象が複雑であるため未解決の部分が多いが、特にその除去法に関する研究は極めて少い。従つて痢馬の除去に関しても肋板と外板との隅肉熔接部の外側付近を加熱する場合もあれば、肋板間の外板を加熱する方法を採用しているところもあるなど施工条件はかなりまちまちのようである。そこで今回の研究においても他の実験に使用された試験片を利用して痢馬除去法に関する二・三の調査を実施した。この実験においては試験片の形状、数量等にかなり制限があつたので、調査の対象をごく基本的な部分に定め加熱水冷に際しての自由接手と、拘束拘手との差異の調査に重点を置き、加熱部位、加熱方法の影響についても簡単な検討を行つた。

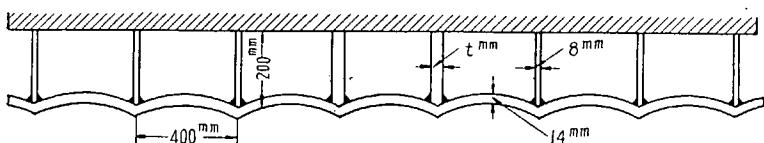
5・6・2 実験方法

試験としては自由接手、骨組拘束接手、枠組拘束接手の3種類を用いた。その形状寸法等は Fig. 5・6・1 に示す如くであつて、これらはいづれも「痢馬に及ぼす熔着量及び部材寸法の不同性に関する研究」ならびに「痢馬に及ぼす縦通栓間隔の影響に関する研究」に使用されたものである。

これらの試験片について種々の条件により加熱水冷を施し、その際の変形を測定したが、加熱用の



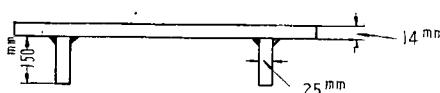
(a) Free Joint



No. 3 : $t = 18 \text{ mm}$
No. 4 : $t = 8 \text{ mm}$

Length of Leg : 12 mm

(b) Constrained Joint (Frame Work)



Length of Leg : 12 mm

(c) Constrained Joint (Panel Construction)

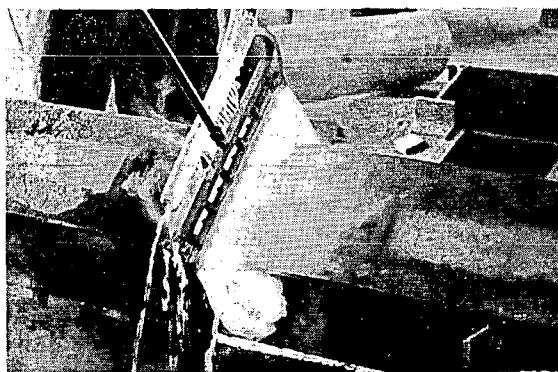
Fig. 5・6・1 Specimen

バーナーとしては Photo 5・6・1 に示すような特殊のバーナーと使用した。この火口はエアコ社製のフレームスカーフィング用のものであるが、これを用いると巾 200 mm の試験片の全巾を同時に加熱することができるので使用した。また水冷は水道水によつた。

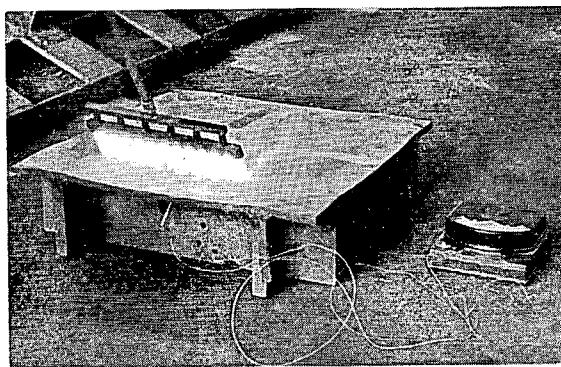
各試験片に対する加熱及び水冷の条件を Table 5・6・1 のごとくに定めた。すなわち加熱位置については肋板と外板との接合部付近（以下背骨と略す）を加熱する場合と、肋板間の外板の部分を加熱する場合とに大別する。

前者については

- ① 表面側を赤熱状態まで加熱した後に急冷したもの。
- ② 表裏の温度差を著しくするため熔接ビードのある側と水冷しながら表を加熱（300～400°C まで）し後に急冷したもの。
- ③ 隅内部付近を加熱した後徐冷したもの。
- ④ 逆にビードの方を加熱した後に水冷したもの。



(a) Constrained Frame Work



(b) Constrained Joint (Panel Construction)

Photo. 5・6・1 Heating Procedure

の条件について実験を行つた。①は隅内部を充分加熱した場合をしらべている。②と④はそれぞれ表裏に温度差をつけて曲げる効果を与えたものでその曲げを反対側に与えるようにしてある。また③は放冷した場合の状況をみようとしたものである。

一方板の方を加熱する場合についても

- ⑤ 表面を赤熱状態まで加熱した後急冷したもの。
- ⑥ 表面は加熱し裏面を水冷して表裏面の温度差を大にしたもの。
- ⑦ 火口を移動させたもの。
- ⑧ 裏面を加熱したものです。

の条件をしらべた。これらの意味は大体前と同じで、⑤は板を充分に加熱したもの、⑥は裏面を水冷して表裏面の温度差をつけたもの。⑧は反対側から加熱したものである。⑦は実際での応用も考慮して移動加熱の効果をしらべたものである。これら実験条件の選定に当つては試験片の数が限られているのであらかじめ予備実験を行い、各種加熱条件の影響について基礎的な資料を得た上で試験片の数を勘案して上記の如くに定めたものである。

骨組拘束接手に関しては上記8条件とも実験を行つたが、自由接手の場合には板の部分を加熱するということは意味がないので取止めた。また枠組拘束接手の方は試験数が少ないので2条件に止めた。

Table 5·6·1 Condition of Experiment and Experimental Results

Code No.	Heating Position	Method of Heating	Experimental Results				Panel Construction	
			Type of Joint	Free Joint	Constrained Frame Work	Rate of Change in Deflection $\delta_0 \sim \delta$ mm		
1	Fillet Joint	Red Heat (700 ~ 800°C) on Outer Surface → Quenching		1st Case 1.3 ~ 1.7	-24	3.00 ~ 2.90	3	
2		Heating (300 ~ 400°C) on Outer Surface with Cooling on Inner Surf. → Quenching on Outer Surf.		1st Case 1.5 ~ 1.7 2nd Case 1.7 ~ 1.7	-13 0	2.90 ~ 2.35 2.35 ~ 2.15	18 11	4.10 ~ 4.75* -13
3		Heating (500°C) on Outer Surface → Air Cool		1st Case 1.3 ~ 1.3	0	3.35 ~ 2.75	18	
4		Heating (350°C) on Weld Bead (Outer Surf. Water Cool) → Quenching		2nd Case 1.3 ~ 1.3	0	2.75 ~ 2.40	12	
5		Red Heat (700°C) on Outer Surface → Quenching		1st Case 1.35 ~ 1.4	10	3.40 ~ 2.95	15	
6		Heating (300°C) on Outer Surf. with Cooling on Inn. Surf. → Quenching		2nd Case 1.35 ~ 1.4	-3	3.10 ~ 3.90 3.90 ~ 3.45	-26 12	
7	Plate between joints	Heat and Quench by Travelling Torch (250 ~ 300°C)		1st Case Heat Travel		2.35 ~ 1.80 3.40 ~ 4.50	-19 -33	4.75 ~ 6.55* -38
8		Heating (400°C) on Inner Surface → Quenching		1st Case Heat & Quench Travel		2.05 ~ 2.70 2.70 ~ 2.80	-31 -2	
						2.95 ~ 4.40	-49	

$\theta_0, \hat{\theta}_0$: Before heating, $\theta, \hat{\theta}$: After heating,
 * Cooling on inner surface is not applied.

これらの各条件のうち、いくつかのものについてでは2~3回加熱、水冷を繰返して、その際の変化をしらべた。

加熱後は冷却した後にダイアルケージを用いて変形の測定を行つた。各試験片に対する撓み変形の測定方法はその試験片を溶接したときの変形の測定方法と同じであるから詳しいことは省略する。なお加熱温度の測定は熱電対によつた。

5・6・3 実験結果

各試験片における撓みの変化を Fig. 5・6・2 に示す。これらの実験結果の総括を Table 5・6・1 に掲げておく。この表には角変化量 θ (自由接手) 及びスパン中央での撓み量 δ (拘束試験片) に関する、加熱前後の値ならびに減少率 (減少の場合 + とする) が記載してある。

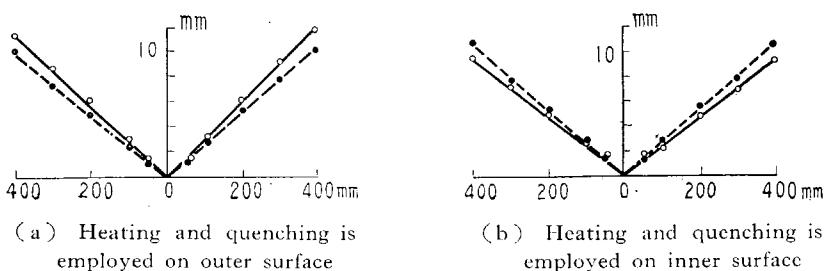


Fig. 5・6・2 Change of Angular Distortion due to
Heating and Quenching (Free Joint)

Note: Broken line: Before heating
Full line: After heating

(a): Condition 1 in Table 5・5・1
(b): Condition 4 in Table 5・5・1

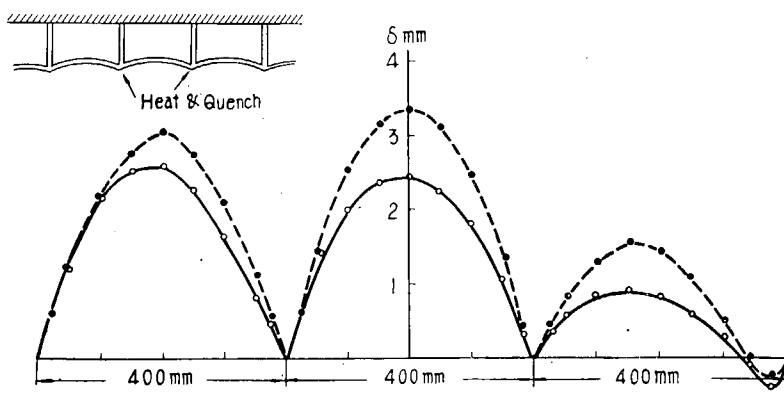
Table 5・6・1 の結果から先づ云えることは、①~④、⑤~⑧ というような加熱条件の影響といふものも勿論なくはないが、それよりはむしろ接手の性質 (自由、骨組拘束、棒組拘束の別) 及び加熱位置の方が大きな影響をもつてゐるように見受けられる。すなわち隅肉付近の部分を加熱したときの変化について述べると、自由接手においては加熱条件により角変化は減少したり、あるいは反つて増加したりするが、骨組拘束接手の場合には加熱条件の如何にかかわらず瘠馬は減少しており、加熱接手においては拘束応力が存在しているため、接手としては角変化が減少しようとする傾向が内在しており、加熱などの施工をうけると角変化が減少してしまうものと考えられる。

この場合加熱条件の影響は自由接手拘束接手とで異つてゐる。例えば条件 ②、③、④ の比較を行つてみると、拘束接手ではいずれを採用しても大体同じ量だけ瘠馬が減少しているにもかかわらず自由接手では減少殆んど同じ增加と全く変つてしまふ。従つて変形の除去に関しては自由接手に関する実験結果から拘束接手の状態を予測することはできない。

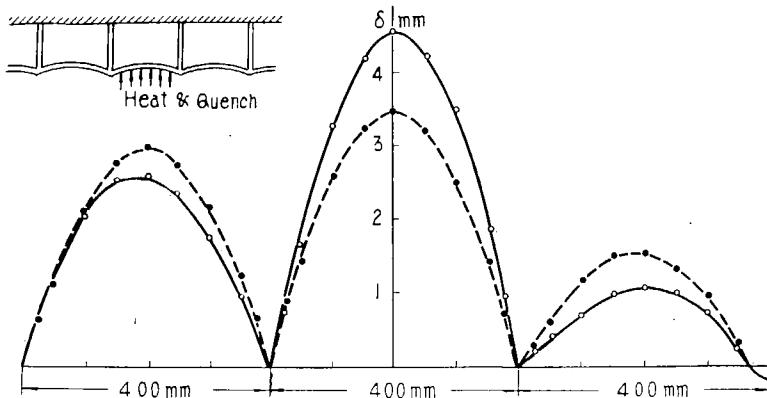
加熱位置は瘠馬の変化に著しい差異を与へ、肋板間の中央部を加熱した場合はどの加熱条件のときにも瘠馬は反つて増大している。これは板の部分で収縮を生ずるからであると考えられるが、背骨を加熱したときと、中央を加熱した場合とでは変化の機構がかなり異つてゐる。

すなわち背骨を加熱した場合 Fig. 5・6・3 (a) は隣りのスパンにおいても瘠馬は減少しており、

従つてこの瘠馬の減少は隅内部の角変化の減少に由来するものであると云える。これに対して板を加熱した場合 Fig. 5・6・3 (b) は加熱部分では瘠馬が増加しているが、その左右のスパンでは瘠馬が減少している。これは隅内部において下板（外板に相当）が廻転していることを示すものであつて、外板の収縮によつて隅内部が廻転し、そのため加熱部分で瘠馬が増大し、その両側では減少するのである。従つて瘠馬の除去法としては骨のところを加熱して角変化そのものを減少する方が本質的にすぐれている。



(a) Heating and quenching is employed at fillet joint



(b) Heating and quenching is employed at the plate

Fig. 5・6・3 Change of Deflection due to Heating and Quenching (Constrained Frame Work)

枠組拘束試験片の場合は 2 条件しか実験を行つていないが、実験の結果によれば 2 条件とも瘠馬量は反つて増大していた。ただし骨と板との差に関しては背骨の部分を加熱したときの方が瘠馬の増加は少なかつた。この原因については現在のところまだよく判らないが、いずれにしても瘠馬を除去することが相當に面倒なものをあらわしていると云えよう。

なお実船における瘠馬の問題に関しては実船での板厚、肋骨心距、縦横比などから考えると、むしろ骨組接手の方が参考になると思われる。

2 回、3 回と除去法を繰返すと、その都度瘠馬は減少するが、一般には段々除去しにくくなるよう

である。繰返し施工を行つた場合の瘠馬除去の総量は最大約30%であつた。

5・6・4 結果の考察及び結論

今回の実験においては他の実験に使用した試験片を用いるなどの制限をうけたこともあつて、充分な成果は得られなかつたが、瘠馬除去の基本的な事項について次のようなことが明らかになつた。

1) 接手の拘束条件(自由、拘束の別)、加熱場所(隅肉部付近、板の中央の別)、ならびに加熱水冷条件(加熱面、急冷、徐冷の別など)等の影響する度合については拘束条件の影響が極めて大きく、この差異によつて変形の様式は全く異つたものとなる。従つて自由接手における状態から拘束接手の状態を推定することは困難である。

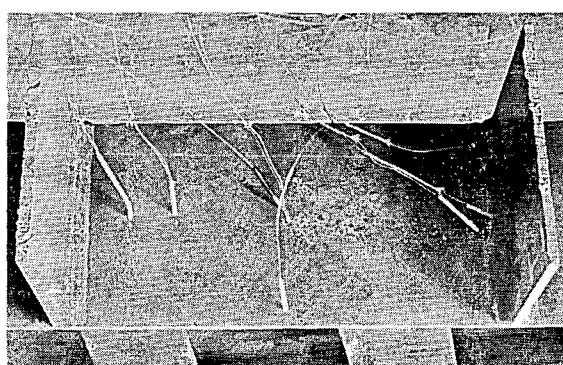
2) 隅肉熔接部付近を加熱する場合は、自由接手においては加熱条件により角変化は増加あるいは減少するが、骨組拘束接手においてはどの加熱条件の場合にも角変化は減少する。これは骨組拘束接手においては拘束応力が存在しており、角変化が減少しようとする傾向が内蔵しているためと考えられる。

3) 骨組拘束接手においては、加熱場所によつて瘠馬の変化状況は異なる。すなわち骨の部分を加熱すると角変化が減少し、瘠馬はどのスパンにおいても減少する。これに反して板の部分を加熱すると加熱部分の瘠馬は増加し、左右のスパンでは減少する。これは板が収縮し、節点のところで廻転を生ずるからである。よつて瘠馬の除去法としては骨の部分を加熱する方が本質的にすぐれていると云える。

4) 骨組拘束接手では現象がかなり異なり、骨、板いずれを加熱しても瘠馬は増加した。この点についてはまだよく判らないが、瘠馬の増加は骨を加熱した場合の方が少なかつた。なお実船における瘠馬の問題に関しては実船での板厚、肋組接手の方が参考になると思われる。

5) 瘦馬の除去法を繰返すとその都度瘦馬は減少するが、その変化率は段々減少して行くようである。なお今回の実験では繰返し除去により初期に存在していた瘦馬量の約70%程度にまで除去することができた。

附 図



熱電対による温度測定

昭和32年7月25日 印刷
昭和32年7月30日 発行

日本造船研究協会報告 第19号

発行人 出 淵 畿

発行所 社団法人日本造船研究協会

東京都中央区京橋1ノ2
セントラルビル5階
電話 (28) 1409

印刷人 笠 井 朝 義

印刷所 笠井出版社

東京都港区芝南佐久間町1~53
電話 (50) 3640, 3641, 9212