

社 団 法 人

日本造船研究協会報告

第 23 号

昭 和 33 年 10 月

船体溶接における残留応力及び変形の軽減対策……………第 18 研究部会

Studies on Residual Stresses and Deformation due to
Welding in Shipbuilding……………The 18th Research Committee

The Report
of the
Shipbuilding Research Association
of Japan
Tokyo, JAPAN
No. 23
October 1958

第 18 研究 部 会 委 員 名 簿

主　　查	木　原　博		
幹　　事	増　淵　興　一	楠　田　忠　雄	
委　　員	安　藤　順　太　郎	浅　沼　弘	安　藤　良　夫
	岩　田　金　吾	岩　井　次　郎	大　塚　碩　三
	大　谷　碧	金　沢　武	蒲　田　利　喜　藏
	川　勝　義　夫	藏　田　雅　彦	笛　山　徳　太　郎
	栖　原　二　郎	関　口　春　二　郎	土　井　正　三
	藤　井　義　六	松　永　陽　之　助	松　山　泰
	枠　田　吉　郎	南　一　技	村　上　敏　夫
	山　内　俊　平	吉　田　兎　四　郎	吉　田　俊　夫
		渡　辺　正　紀	

Membership of the 18th Research Committee

Chairman	Hiroshi KIHARA		
Secretaries	Kōichi MASUBUCHI	Tadao KUSUDA	
Members	Juntarō ANDŌ	Hiroshi ASANUMA	Yoshio ANDŌ
	Kingo IWATA	Jirō IWAI	Kōzō ŌTSUKA
	Midori ŌTANI	Takeshi KANAZAWA	Rikizō KAMATA
	Yoshio KAWAKATSU	Masahiko KURATA	Tokutarō SASAYAMA
	Jirō SUHARA	Harujiro SEKIGUCHI	Shōzō DOI
	Giroku FUJII	Yōnosuke MATSUNAGA	Yutaka MATSUYAMA
	Yoshirō MASUDA	Kazue MINAMI	Toshio MURAKAMI
	Shunpei YAMANOUCHI	Toshirō YOSHIDA	Toshio YOSHIDA
	Masanori WATANABE		

STUDIES ON RESIDUAL STRESSES AND DEFORMATION DUE TO WELDING IN SHIPBUILDING

The association concerned has conducted a series of study mainly on shrinkage and stress in fundamental joint and obtained the basic idea of the problem on shrinkage and residual stress to a certain extent. The study will be partly continued this year in trying to reflect the effort more on the practical aspect of the problem.

Subjects studied in this work are as follows:—

- 1 Effect of welding sequence upon residual stresses
- 2 Measurement of residual stress in actual ships
 - a) Preliminary experiment with Gunnert's apparatus
 - b) Experimental construction of X-ray stress measurement device.
- 1 Effect of Welding Sequence on Residual Stresses

Effect of welding sequence on transverse shrinkage and residual stress is investigated in this report.

Slit-type specimen, $1,200 \times 800 \times 19$ mm in size and having slit form butt joint in the center part of it is used in this experiment. The experiment was performed in four serieses of which main objects are mentioned below:—

- 1st series: Investigation on the principle of superposition in block sequence,
- 2nd series: Effect of weld length (slit is fully welded),
- 3rd series: Effect of length of slit (constant weld length),
- 4th series: Comparison between multilayer and block sequence

In the experiment the measurement was conducted on the following items:—

- i) Transverse shrinkage produced by welding: by measuring machine at each layer of welding,
- ii) Dislocation due to slitting along weld line: by measuring machine,
- iii) Residual stress: by electric resistance wire strain gauges excepting one specimen on which Gunnert's strain indicator was adopted.

In the course of analysis, the authors attempted to establish a method of quantitative investigation on this problem. Theoretical treatment similar to Prandtl's wing theory are widely adopted in the analysis of experimental results. The results obtained are summarized as follows:—

- 1) Transverse shrinkage

In case of specimens welded by multilayer sequence, the form of shrinkage constitutes a fair curve taking larger value in the center region of slit; however, it does not constitute a fair curve when block welding sequence is adopted. There exists a principle of superposition in regard to the transverse shrinkage produced by block welding sequence.

The value of transverse shrinkage increases in accordance with the progress of

welding. In this connection there exists a linear relation between the mean value of shrinkage and logarithm of weight of deposited metal or that of electrode consumed, when the increase of shrinkage during multilayer welding is concerned. When the block welding sequence is adopted, this logarithmic relation holds good as far as the increase of shrinkage and that of weight of deposited metal are taken into consideration, but this relation does not hold good when these values are considered across two blocks and over.

The value of shrinkage may be affected by the change in degree of constraint of weld joint. In order to carry out an analytical investigation on this problem, a coefficient of constraint K expressing the degree of constraint is used. This coefficient K is defined by following factors:—

- i) length of slit,
- ii) length of weld,
- iii) relative situation of weld to slit.

By using above mentioned logarithmic relation and the coefficient of constraint K the authors obtained an experimental formula expressing the value of shrinkage as a function of coefficient of constraint K and weight of deposited metal.

2) Residual stress

Distribution of residual stress shows a fair curve when the specimen is welded by block. Maximum value of residual stress in tensile is produced at the center of weld, and the value of transverse stress at that point increases accordingly with the increase in degree of constraint. When the specimen is welded by two or more blocks, however, there occurs a fairly different phenomenon and the distribution of residual stress shows much complicated one even when complete multilayer sequence is adopted.

3) Dislocation

Dislocation resulting from slitting along weld line is almost similar to transverse shrinkage in its form and slightly small in its quantity. Consequently, the majority of transverse shrinkage produced in this type of specimen is of elastic nature. Longitudinal shrinkage has only a slight effect upon dislocation.

4) Relations among transverse shrinkage, dislocation and transverse stress

As there is a close relation among transverse shrinkage, dislocation and transverse stress, an attempt was made for examining the interrelation of them, and a new method of estimating the distribution of residual stress from the value of transverse shrinkage has been established.

Since the distribution of residual stress on the weld line is considerably uneven when any kind of welding sequence is adopted, therefore, it seems to be impossible in a practical sense to control the distribution of residual stress on the weld line in actual work. The value of strain energy U stored in joint, however, is considered to be possible to control. And in this connection, less value of strain energy is produced by block sequence.

2 Measurement of Residual Stresses in Actual Ships

a) Preliminary Experiments with Gunnert's Apparatus

It is an interesting problem to realize the magnitudes and the distributions of

residual stress in welded ships, but this problem has not been studied due to the fact that the measurement of residual stress in actual ship was considered very difficult.

In recent years, however, a simple instrument for measuring residual stress in welded structure, namely, Gunnert's strain meter, was imported into Japan. Consequently, this strain meter was used for measuring the residual stress in welded ships through the preliminary experiment.

This report is the result of measurement of residual stress in two ships built in 1954. These two ships were named "Ship A" and "Ship B", respectively. Their outlines are shown in Fig. 2-1 and Table 2-1. The result on Ship A is shown in Figs. 2-3 to 2-6 and on Ship B in Fig. 2-7.

船体溶接における残留応力及び変形の軽減対策

目 次

緒 言

第1章 溶接順序が残留応力に及ぼす影響	(1)
1・1 緒 言	(1)
1・2 実験方法	(1)
1・2・1 試験片の形状と熔接方法	(1)
1・2・2 実験条件	(2)
1・2・3 横収縮およびクイチガイの測定	(6)
1・2・4 残留応力の測定	(6)
1・3 実験結果及び解析	(7)
1・3・1 収縮形状の概要	(7)
1・3・2 平均収縮量について	(9)
1・3・3 収縮形状に関する解析	(21)
1・3・4 残留応力	(27)
1・3・5 クイチガイ	(29)
1・3・6 横収縮・クイチガイ・残留応力間の関係	(29)
1・4 熔接順序が残留応力に及ぼす影響についての考察	(32)
1・5 結 論	(33)
第2章 実船における残留応力の測定	(35)
a) グンネルト装置による予備実験	(35)
2・1 緒 言	(35)
2・2 測定方法	(35)
2・3 計測結果	(35)
2・3・1 A 船における計測結果	(35)
2・3・2 B 船における計測結果	(39)
2・4 計測結果に対する考察	(39)
2・4・1 測定値の信頼度について	(40)
2・4・2 外板の応力	(40)
2・4・3 甲板の応力	(40)
2・5 結 論	(41)
2・6 附 記	(41)
b) 双計数管 X 線応力測定装置による応力測定	(43)

緒 言

熔接に伴う収縮、変形ならびに残留応力は熔接船体の工作上多くの障害となるだけでなく、船体強度上にも複雑な影響を与えるものであつて船体熔接技術上最も重要な問題の一つであるが、現象として非常に複雑であるため従来から各方面で多くの研究が行われたにもかかわらず一般的な法則は殆んどえられていない。従つてこの問題を解決するには造船所および研究機関の緊密な協力による総合的な研究にまつほかはない。当協会は昭和 27 年度よりこの方面的研究に着手し（第 5 研究部会、第 12 研究部会等 2 小委員会）、基本接頭の収縮および応力に関する研究などを実施して、収縮および残留応力についての基本的な事項に関してはある程度の成果を収めたが、第 18 研究部会においては更にその一部を継続するとともに実際的な方面への拡張を試みた。

当研究部会において実施した研究項目は下記の如くであつて、その第 1 項目は第 5、12-2 研究部会よりの継続研究、第 2 項目は本研究部会が新規に実施したものである。

- 1) 熔接順序が残留応力に及ぼす影響
- 2) 実船における残留応力の測定
 - a) グンネルト装置による予備実験
 - b) X 線応力測定装置の試作

第1章 熔接順序が殘留応力に及ぼす影響

1・1 緒 言

甲板や外板の縦、横縁のごとく長い突合接手を熔接する場合には変形や残留応力を少くするために如何なる熔接順序を採用すべきかということが屢々問題になる。この問題については従来から多くの研究が行われてきたが未解決の点が多いのでここに系統的な研究を試みた。

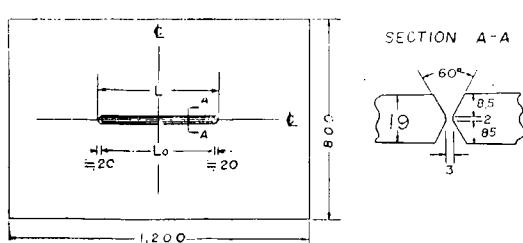
研究に当っては残留応力、収縮、クイチガイについての計測をあわせ行い、これらの相互関係を検討することによって熔接順序の問題について組織的な研究を進めるように努めた。また実験結果の解析に当つて出来るだけ定量的な解析を行うように努力を払つた。例えば熔接による収縮量は接手の拘束度や熔着量によつて変化し、熔接順序はこれに複雑な影響を与えるが、これについては接手の拘束係数を理論計算によつて求めるとともに、実験式によつて収縮量、拘束係数、熔着量との関係を求め、これを基準にして収縮量に及ぼす熔接順序の影響を検討するようにした。また収縮量と残留応力との関連、残留応力に及ぼす熔接順序の影響の問題については航空流体力学における翼理論と類似の方法によつて実験結果の検討を行つた。

これらの研究によつても未解決のまま今後に残された問題は多いが、熔接順序が収縮や残留応力に及ぼす影響について基礎的な事実はある程度明らかになつたと考えられる。

1・2 実験方法

1・2・1 試験片の形状と熔接方法

試験片としては Fig. 1-1 に示すようなスリット型拘束試験片 ($1,200 \times 800 \times 19\text{mm}$) を用いた。¹⁾ スリットの長さはその実験の目的によつて $75 \sim 500\text{mm}$ に変化させた。



(a) General View (b) Details of Size of Bevel

Fig. 1-1 Size of Specimen

開先形状としては対称 X 型（開先角度： 60° 、底部間隙：3mm、肩：2mm）を用い、角変形を少くするため表裏面交互に熔接を行つた。鋼材としては造船用圧延軟鋼板を用い、圧延の際の残留応力の影響を除去するため試験片には熔接前に応力除去焼純を実施した。

熔接棒としてはイルミナイト系 $4\text{ mm}\phi$ (神戸製鋼、B-17) を用いたが、一部の試験片では第1層に限り亀裂防止のため低水素系 $4\text{ mm}\phi$

¹⁾ 外板や甲板の縦横縁交叉部を現場熔接する場合、縦縁の一部(交叉部より前後に $6 \sim 9''$ 程度)を未熔接のまま残しておき最後にこれを熔接する方法が屢々採用されるが、この試験片の寸法はこの部分を一つの基準にとって定めたものである。(次頁左上図参照)

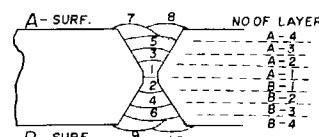
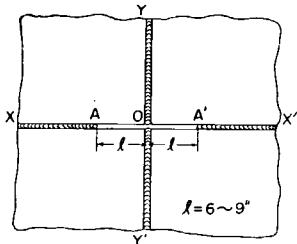


Fig. 1-2 Welding Procedure

(神戸製鋼：LB-26）を用いた。これらの熔接棒を用いた場合の標準熔接条件は Table 1-1 のごとくである。

熔接は Fig. 1-2 に示すごとく表裏面交互に各 4 層合計 8 層で行つた。

Table 1-1 Standard Welding Conditions

Type	Classification	Welding Current (Amp.)	Arc Voltage (Volt)	Travelling Speed (mm/min)	Deposition Efficiency*
Ilmenite type B-17	JIS D 4301	170	24	170	0.64
Low Hydrogen type LB-26	JIS D 4316	185	24	170	0.70

* Deposition Efficiency

$$\lambda = W_d / W$$

where, W : weight of electrode consumed

W_d : weight of deposited metal

The value of deposition efficiency for these electrodes were quoted from "Welding Note," 1955, published by the Kobe Steel Works.

1・2・2 実験条件

各試験片に対するスリットの長さおよび熔接長は Table 1-2 に、熔接順序の詳細は Table 1-3 に夫々示されている。この場合 Table 1-2 に示す値は実験の実施に先立つての計画上のスリットの長さ (Fig. 1-1 における L_s) および熔接長であるが、試験片の加工の関係上実際の値はこれとある程度異つていた。これらの実際上の値は Table 1-4 の如くである。

実験は 4 つの系列に分けて行つたが、各系列のおもな実験目的は下記の如くである。

第 1 系列： ブロック熔接における重畳の原理の検討。

第 2 系列： 収縮および残留応力に及ぼす熔接長の影響（但しスリット一杯に熔接を行う）。

第 3 系列： 熔接長が一定の場合のスリット長の影響。

第 4 系列： 全長多層法とブロック法との比較

第 1 系列の実験はブロック熔接における横収縮に関して重畳の原理が成立すると考えてよいか否かを検討することを目的として行つたものである。そのため試験片 1-4 及び 1-5 はそのスリット長が 1-1 及び 1-2 の $\frac{2}{3}$ になつており熔接順序はそれぞれ 1-1 及び 1-2 の第 2 ブロック以後の順と同じになつている。従つて重畳の原理が成立する場合は、試験片 1-1 および 1-2 の第 2 ブロック以後の熔接によつて生ずる収縮は 1-4 及び 1-5 において生ずるものと等しい筈である。また試験片 1-6

Table 1-2 Condition of Experiment

1st Series: Investigation on the Principle of Superposition
in Block Welding Sequence

No. of Specimen	Length of Slit (Designed) value of L_0 (mm)	Weld Length (Designed) / (mm)	Welding Sequence
1-1	500	166.7	$\boxed{-1 \rightarrow -2 \rightarrow -3 \rightarrow}$
1-2	500	166.7	$\boxed{-1 \rightarrow -3 \rightarrow -2 \rightarrow}$
1-3	500	166.7	$\boxed{-3 \rightarrow -1 \rightarrow -2 \rightarrow}$
1-4	300	150	$\boxed{-1 \rightarrow -2 \rightarrow}$
1-5	300	150	$\boxed{-2 \rightarrow -1 \rightarrow}$
1-6	150	150	$\boxed{-1 \rightarrow}$

2nd Series: Effect of Weld Length (slit is fully welded)

2-1	200	200	$\boxed{\rightarrow}$	
2-2	150	150	$\boxed{\rightarrow}$	(Same as Spec. No. 1-6)
2-3	100	100	$\boxed{\rightarrow}$	
2-4	75	75	$\boxed{\rightarrow}$	

3rd Series: Effect of Length of Slit (constant weld length)

3-1	500	166.7	$\boxed{\rightarrow}$	$l/L_0 = 0.33$ (Same as 1st block of Spec. No. 1-3)
3-2	350	150	$\boxed{\rightarrow}$	$l/L_0 = 0.43$
3-3	250	150	$\boxed{\rightarrow}$	$l/L_0 = 0.60$
3-4	150	150	$\boxed{\rightarrow}$	$l/L_0 = 1.00$ (Same as Spec. No. 1-6)

4th Series: Comparison between Multilayer and Block Welding Sequence

4-1	450	150		Complete multilayer
4-2	450	150		Block welding after completing 1st layer
4-3	450	150		Block welding after multilayer welding 4 layers
4-4	450	150	$\boxed{-1 \rightarrow -2 \rightarrow -3 \rightarrow}$	Multilayer sequence after welding 2 layers by block sequence
4-5	450	150		Multilayer sequence after welding 4 layers by block sequence
4-6	450	150		Multilayer sequence (shifted) after welding 4 layers by block sequence

Table 1-3 Details of Welding Sequence

(a) 1st Series: Block Welding Sequence

Spec. No. 1-1

LAYER	BLOCK		
	1	2	3
A-4	7	15	23
A-3	(5)	13	21
A-2	(3)	(11)	(19)
A-1	(1)	(9)	(17)
B-1	(2)	(10)	(18)
B-2	(4)	(12)	(20)
B-3	(6)	(14)	(22)
B-4	(8)	(16)	(24)

Spec. No. 1-2

LAYER	BLOCK		
	1	3	2
A-4	7	23	15
A-3	5	21	13
A-2	(3)	(19)	(11)
A-1	(1)	(17)	(9)
B-1	(2)	(18)	(10)
B-2	(4)	(20)	(12)
B-3	(6)	(22)	(14)
B-4	(8)	(24)	(16)

Spec. No. 1-3

LAYER	BLOCK		
	3	1	2
A-4	23	7	15
A-3	21	(5)	13
A-2	(19)	(3)	(11)
A-1	(17)	(1)	(9)
B-1	(18)	(2)	(10)
B-2	(20)	(4)	(12)
B-3	(22)	(6)	(14)
B-4	(24)	(8)	(16)

Spec. No. 1-4

LAYER	BLOCK		
	1	2	
A-4	7	15	
A-3	5	13	
A-2	(3)	(11)	
A-1	(1)	(9)	
B-1	(2)	(10)	
B-2	(4)	(12)	
B-3	(6)	(14)	
B-4	(8)	(16)	

Spec. No. 1-5

LAYER	BLOCK		
	2	1	
A-4	15	7	
A-3	13	5	
A-2	(11)	(3)	
A-1	(9)	(1)	
B-1	(10)	(2)	
B-2	(12)	(4)	
B-3	(14)	(6)	
B-4	(16)	(8)	

Spec. No. 1-6

LAYER	BLOCK		
	1		
A-4	7		
A-3	5		
A-2	(3)		
A-1	(1)		
B-1	(2)		
B-2	(4)		
B-3	(6)		
B-4	(8)		

(b) 4th Series: Comparison between Multilayer and Block Welding Sequence

Spec. No. 4-1

Complete Multilayer

LAYER	BLOCK		
	1	2	3
A-4	19	20	21
A-3	13	14	15
A-2	7	8	9
A-1	(1)	(2)	(3)
B-1	4	5	(6)
B-2	10	11	(12)
B-3	16	17	(18)
B-4	22	23	(24)

Spec. No. 4-2

1st Layer: Multilayer
2nd~8th Layer: Block

LAYER	BLOCK		
	1	2	3
A-4	9	16	23
A-3	7	14	21
A-2	5	12	19
A-1	1	2	(3)
B-1	4	11	18
B-2	(6)	(13)	(20)
B-3	8	15	22
B-4	(10)	(17)	(24)

Spec. No. 4-3

1st~4th Layer: Mult.
5th~8th Layer: Block

LAYER	BLOCK		
	1	2	3
A-4	15	19	23
A-3	13	17	21
A-2	7	8	9
A-1	1	2	(3)
B-1	4	5	6
B-2	10	11	(12)
B-3	14	18	22
B-4	(16)	(20)	(24)

Spec. No. 4-4

1st~4th Layer: Block
5th~8th Layer: Mult.

LAYER	BLOCK		
	1	2	3
A-4	19	20	21
A-3	13	14	(15)
A-2	3	7	11
A-1	1	5	9
B-1	2	6	10
B-2	(4)	(8)	(12)
B-3	16	17	(18)
B-4	22	23	(24)

Spec. No. 4-5

1st~2nd Layer: Block
3rd~8th Layer: Mult.

LAYER	BLOCK		
	1	2	3
A-4	19	20	21
A-3	13	14	15
A-2	7	8	(9)
A-1	1	3	5
B-1	(2)	(4)	(6)
B-2	10	11	(12)
B-3	16	17	(18)
B-4	22	23	(24)

Spec. No. 4-6

1st~4th Layer: Block
5th~8th Layer: Mult.
(Shifted)

LAYER	BLOCK		
	1	2	3
A-4	21	22	(23)
A-3	13	14	(15)
A-2	3	7	11
A-1	1	5	9
B-1	2	6	10
B-2	(4)	(8)	(12)
B-3	17	18	(19)
B-4	24	25	(26)

- 1) 2nd & 3rd Series: Details of welding sequence for specimens belonging to 2nd and 3rd series of experiment are the same as that of Spec. No. 1-6.
- 2) Direction of Welding: Welding was performed from the left to the right in the above tables.
- 3) Measurement of Shrinkage: The values of shrinkage were measured at some stages of welding. Brackets () in the above table show these stages.

Table 1-4 Length of Slit and Weld Length

No. of Spec.	No. of Block	Length of Slit (mm)		Weld Length l (mm)	
		Designed Value of L_s	Actual Value of L_s	Designed	Actual
1-1	1	500	513	166.7	173
	2	333.3	340	166.7	166
	3	166.7	174	166.7	174
1-2	1	500	523	166.7	174
	2	333.3	349	166.7	175
	3	166.7	174	166.7	174
1-3	1	500	510	166.7	163
	2	166.7	176	166.7	176
	3	166.7	171	166.7	171
1-4	1	300	340	150	168
	2	150	172	150	172
1-5	1	300	337	150	172
	2	150	165	150	165
1-6	—	150	202	150	202
2-1	—	200	224	200	224
2-2	—	Same as Spec. No. 1-6			
2-3	—	100	129	100	129
2-4	—	75	96	75	96
3-1	—	Same as 1st Block of Spec. No. 1-3			
3-2	—	350	390	150	149
3-3	—	250	300	150	150
3-4	—	Same as Spec. No. 1-6			
4-1	—	450	492	450	492
4-2	—	450	493	450	493
4-3	—	450	495	450	495
4-4	—	450	495	450	495
4-5	—	450	491	450	491
4-6	—	450	489	450	489

と 1-1～1-5 の最終ブロックとの比較によつても重畠の原理の検討が行える。試験片 1-1, 1-4 と 1-2, 1-5 とでは次の点が異つてゐる。すなわち 1-1 の第 2 ブロック及び 1-4 の第 1 ブロックは未熔接の接手に関し、拘束の大なる方から小なる方へ熔接を行つており、反対に 1-2, 1-5 のそれについては拘束の小なる方から大なる方に熔接を行つてゐる。また試験片 1-1～1-3 においては夫々左から右に順に熔接するもの、中央ブロックを最後に熔接するもの、および最初に熔接するものと変えている。

第 2, 第 3 系列は上記の第 1 系列に関する実験結果の解析に当つて必要な基礎資料をうることを目的として実施したものであつて、前述した如く、第 2 系列はスリット一杯に熔接する場合についての熔接長の影響を、第 3 系列は熔接長が一定の場合のスリットの長さの影響をしらべるようになつて

いる。これらによつて熔接長およびスリット長が接手の拘束度、ひいては収縮および残留応力に如何なる影響を与えるかを検討することが出来る。

上記 3 系列ではいづれもブロック熔接法を採用した場合の問題に重点がおかれてゐるが、第 4 系列では全長多層法の場合について検討を行つた。

試験片 4-1 では完全な全長多層法を採用したが、試験片 4-2 および 4-3 では夫々第 1 層および第 4 層まで全長多層法を採用し、以後の層ではブロック法を用いた。反対に試験片 4-4 及び 4-5 では夫々第 4 層及び第 2 層までブロック法を用い、以後の層では全長多層法を採用した。従つてこれらの試験片と第 1 系列において既に実験を行つた試験片 1-1 (完全なブロック法を採用) とを合わせれば全長多層法とブロック法に関し、夫々第 1 層から最終層まで完全に行つたもの、および途中 (各 2 段階) から他の方法を採用した形式のものがしらべられる。熔接順序の詳細は Table 1-3 の如くである。これらの熔接順序の中には実際の施工には余り用いないようなものも入つているが、これはブロック法と全長多層法の差を系統的に見出そうとして選んだものである。

1・2・3 横収縮およびクイチガイの測定

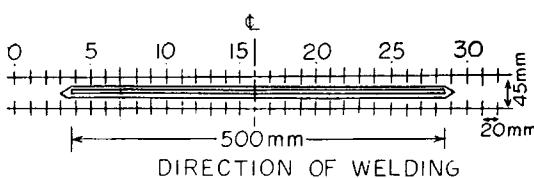


Fig. 1-3 Measuring Point of Shrinkage
(An Example)

板の表裏面に熔接線をまたがつて標点距離 45 mm の平行線をひき、10 あるいは 20 mm 間隔に 20~30 の十字線を野書き、これらの点について熔接による収縮を測長機を用いて測定した。野書き線の一例を Fig. 1-3 に示す。

収縮の測定は大体各層熔接後に行い、表裏面での計測値の平均をもつて板としての収縮を考えた。

残留応力のある物体に切断線を入れると応力が一部解放され、クイチガイを生ずるが、一部の試験片 (1-2, 1-3, 1-5, 4-3) について熔接線に沿つてカッター (巾 3 mm) でスリットを入れた際のクイチガイの測定を行つた。測定の要領は横収縮の場合と同様で測長機によつた。

クイチガイは理論的にはスリットの両岸に関して考えられるものであるので、横収縮とクイチガイとの比較を便ならしめるため標点距離は 45 mm (横収縮の場合と同じ) と 8 mm の両者を採用した。またビードの縦収縮がクイチガイに及ぼす影響をしらべるため試験片 1-2 についてはビードにスリットを入れた後ビードと直角方向に櫛状にスリット (長さ約 40 mm) を入れて縦収縮をも解放し、その際のクイチガイの変化をしらべた。

1・2・4 残留応力の測定

第 1 乃至第 4 系列に属する合計 17 枚の試験片のうち下記 10 枚について残留応力の測定を行つた。

ブロック数が 1 つでスリット一杯に熔接したもの：

試験片 1-6, 2-1, 2-3, 2-4

スリットの中間に 1 つのビードを置いたもの：

試験片 3-2, 3-3

2 或 3 はブロックで熔接したもの：

試験片 4-1, 4-2, 4-5

これらのうち試験片 3-3 だけには Gunnert 式歪計を用いたが、他は電気抵抗線歪計（1 方向ゲージとして K-22, 2 方向ゲージとして KR-4）を用いた。使用した歪計の特性を Table 1-5 に示す。

Table 1-5 Characteristics of Strain Gauges

Type	Gauge Length (mm)	Gauge Resist. (Ω)	Gauge Factor	Remarks
K-22	9	120	2.0	
KR-4	9	120	2.0	Dual direction

These gauges are manufactured by Kyowa-musen Kenkyujo Co.

筆者らの同様の試験片に関する残留応力測定を従来から何回か実施しているが、どの場合でもビード上の残留応力はかなり凸凹となり、はつきりした曲線が求めにくかつたので今回の実験においてはビード線上について詳しい測定を行うことにした。

歪計貼布位置の一例は Fig. 1-4 の如くで、長さ約 150 mm のビードについて縦、横両方向とも各 5 点測定出来る位の間隔に貼布した。

この場合ビードの縫目や端部などでは一部 2 方向ゲージを使用した。測定は表裏面で実施したが、表裏面交互に熔接した関係上表裏面で大体同じ値が得られたので後には片面だけについて測定を行つた。

切断にはドリルを用い、図に示す如く巾約 35 mm の帶状のものを切取つてその際の歪変化を測定した。²⁾ Gunnert 式歪計の測定間隔もビード上は約 30 mm とした。

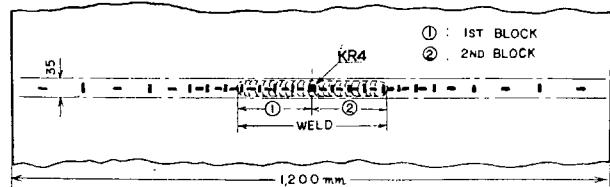


Fig. 1-4 Method of Strain Measurement
(Spec. No. 1-4)

1・3 実験結果及び解析

1・3・1 収縮形状の概要

熔接の各段階における収縮形状を Fig. 1-5 に示す。これから収縮の状況について次のようなことが言える。

(1) ブロック熔接法について

ブロック熔接法を採用した際の横収縮は直前に熔接したブロックの部分で最も大きな値を示し、熔接しないで残つているスリットの部分はスリットの端を中心として回転を生じている。また既に熔接

²⁾ 解放度を高めるため更に横方向に細分しても見たが、あまり好結果がえられなかった。

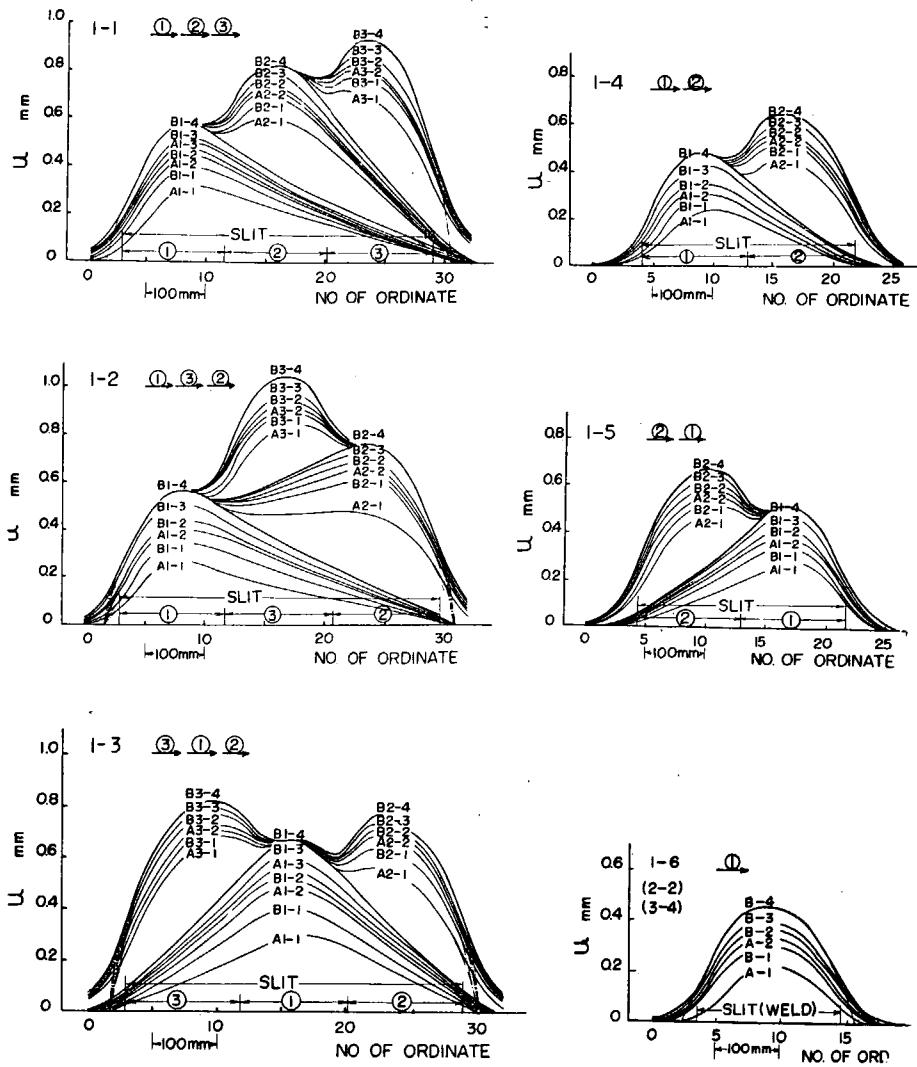


Fig. 1-5-1 Transverse Shrinkage, 1st Series

を行った部分では殆んど収縮を生じない。一部のブロックの熔接が完了して未熔接部の長さが短くなると拘束度が大となるのでその後の熔接によつて生ずる収縮は少くなる。(Fig. 1-6 参照)

従つてこれらの影響のために熔接順序によつて収縮形状は変化するが、一般に最後に熔接したブロックの位置での収縮が最も大きい。またいずれの熔接順序を採用した場合でもブロックの縦目において収縮は急激に変化し、なめらかな曲線にはならない。

(2) 全長多層法について

試験片の全層を通じて全長多層法を用いた試験片 4-1においては収縮形状はかなりなめらかでスリットを一つのブロックで熔接した試験片 2-1~2-4 とよく似た収縮形状がえられた。また全長多層法とブロック法を併用した場合については全長多層法を用いると収縮がなめらかになり、これに反しブロック法を用いると凹凸が著しくなる。全長多層法を採用する場合熔接棒の縦目の位置をずらすと更になめらかな形の収縮形状がえられる。

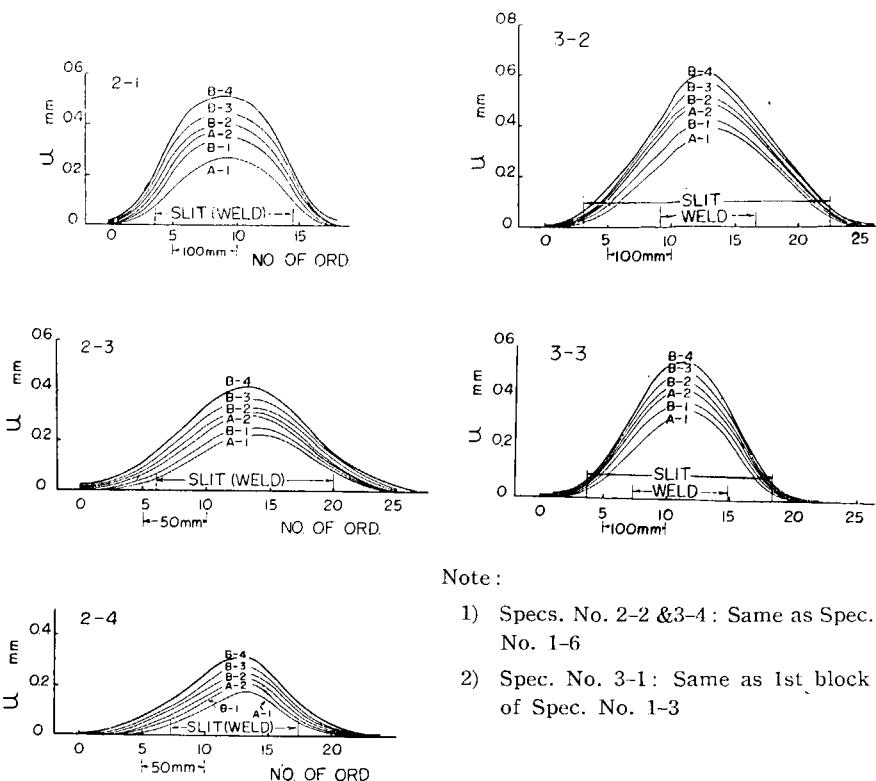


Fig. 1-5-2 Transverse Shrinkage, 2nd & 3rd Series

一方収縮量についてのべると完全なブロック法を用いた場合（試験片 1-1）は最も収縮量が少く、完全な全長多層法を用いると最も収縮量が多く、両者を併用するとその度合に応じて両者の中間の値がえられる。すなわちブロック法を採用した場合は収縮量は少いが反面収縮形状に凹凸が著しく、反対に全長多層法を用いるとなめらかな形ではあるが収縮量は多いという現象がみられる。

1・3・2 平均収縮量について

1・3・2・1 熔接棒使用量と横収縮量との関係

実験結果について解析的な検討を行うためには測定値の間の定量的な関係を求めておく必要がある。著者等はさきに基本接手の多層熔接に関する実験において熔接棒使用量の対数と平均収縮量との間に直線関係が成立することを確めたが、この実験の場合についてかかる関係を利用して定量的検討を行うことを試みた。

(1) 解析に使用する量の定義

先づ解析を行うに当り、収縮および熔接棒使用量に関連して次のように量を定義した。

i) 横収縮について (Fig. 1-7 参照)

\bar{n} : 回転した部分の収縮も考慮に入れ、かつ前のブロックの熔接も考えに入れた収縮量の接手全長に亘つての平均値

\bar{m} : 測定直前に熔接を行つたブロックの部分に関する平均値

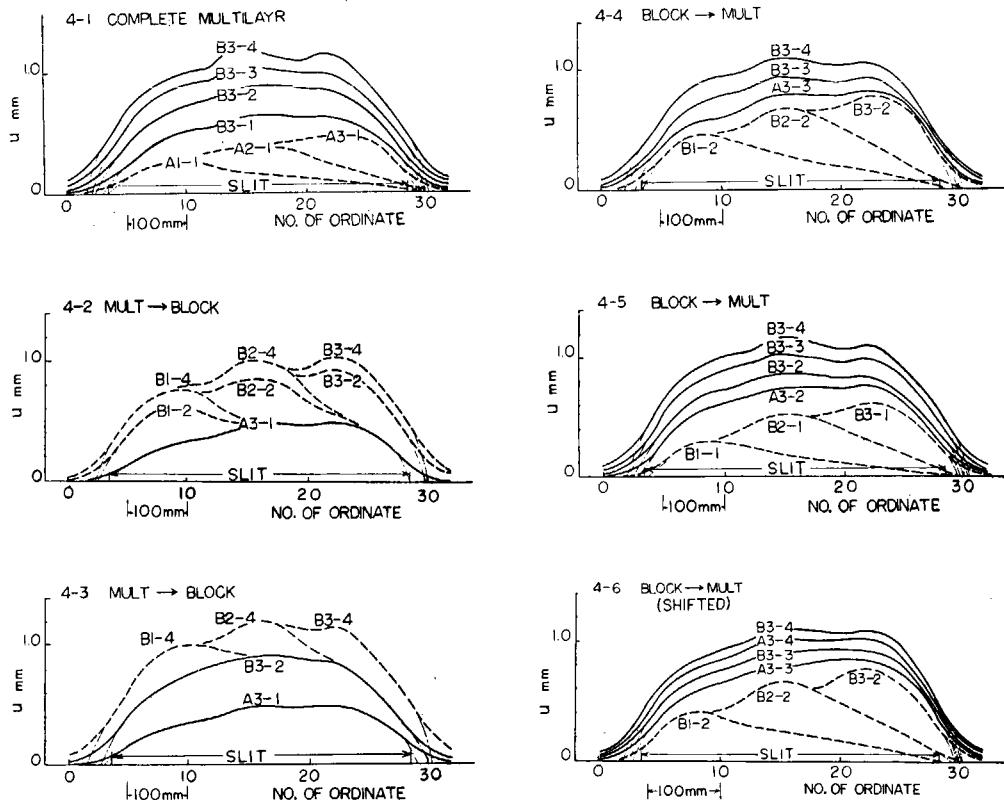


Fig. 1-5-3 Transverse Shrinkage, 4th Series

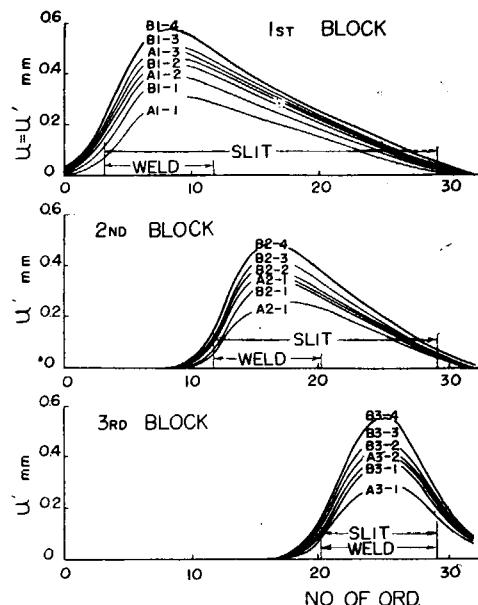
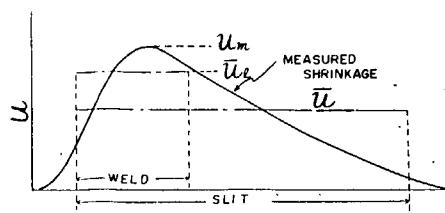


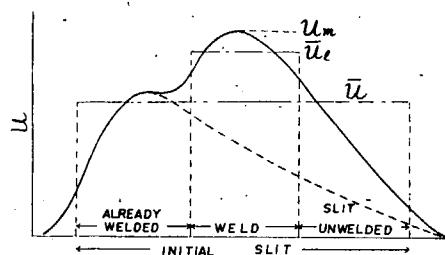
Fig. 1-6 Increase in Shrinkage due to Welding Each Block (Spec. No. 1-1)

(a) In case of 1st block



(b) In case of 2nd block

(i) Total value of shrinkage



(ii) Increase of shrinkage occurred in 2nd block

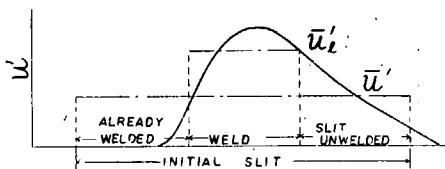


Fig. 1-7 Definition of Quantities concerning Mean Value of Transverse Shrinkage

\bar{u}' : 各ブロックを溶接した場合の \bar{u} の増加量

\bar{u}_i' : 各ブロックの溶接による \bar{u}_i の増加量

これらの諸量のうち技術的には \bar{u} と \bar{u}_i' とが特に意味のある量である。すなわち \bar{u} は接合全長に対する収縮の増加の状況を示し、 \bar{u}_i' はブロック法の溶接によってそのブロックの部分に生じた収縮量の増加状況をあらわすものである。

ii) 熔着量について

$w = W/L$: 第 1 ブロックの溶接から通算した総溶接棒使用量 (W) の接合全長 (L) に対する平均値

$w_i = W_i/l$: ブロック溶接法を採用した場合の、そのブロックの溶接において第 1 層から通算した溶接棒使用量 w_i のそのブロックの長さ (l) に対する平均値

これらの定義から明らかのように、 w および w_i は単位長さ当たりの溶接棒使用量に相当しているから、これらは熔着率（約 0.64）をかけば直ちに熔着金属の断面積に換算出来る量である。

このような量を定義し、接合全体としての収縮の増加状況をしらべる上には \bar{u} と w を、ブロック法を用いた場合の各ブロックの溶接によって生ずる収縮を取扱う際には \bar{u}_i' と w_i を用いて実験結果の整理を行つた。

(2) 対数法則の検討

第 1 および第 4 系列の実験結果について \bar{u} と $\log w$ との関係を示すと Fig. 1-8 および Fig. 1-9 の如くである。

Fig. 1-8 から明らかなように全層に亘つて全長多層法を用いた試験片 4-1 については \bar{u} と $\log w$ との間には直線関係が成立する。2 層あるいは 4 層までブロック法で溶接した場合でも、(試験片 4-4, 4-5, 4-6), その後全長多層法を用いればその間では同じくこの直線関係は成立する。

これに反しブロック法を用いた場合では、第 1 ブロックについては直線関係が成立するが、第 2, 第 3 ブロックにおいては直線関係は成立しない (試験片 1-1, 1-2, 1-3, 1-4, 1-5)。

また途中の層まで全長多層法で溶接した後にブロック法を採用すると (試験片 4-2, 4-3), 直線関係からはずれてくる。

さらにまたブロック法で溶接した場合の第 2, 第 3 ブロックにおいてはそのブロックの溶接に際して使用した溶接棒使用量とそのブロックの溶接によつて生じた収縮については Fig. 1-9 (b), (c) に示す如く、上述した直線関係が成立する。

これらの現象から熔接棒使用量と収縮量との間に次のような一般的傾向のあることが言える。すなわち多層熔接と考えられるものについてはそれが全長多層法によつて行われるものでろうと、一つ

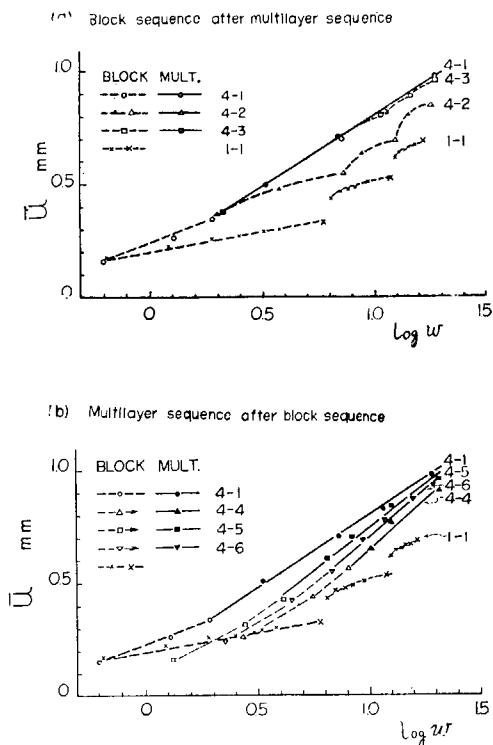
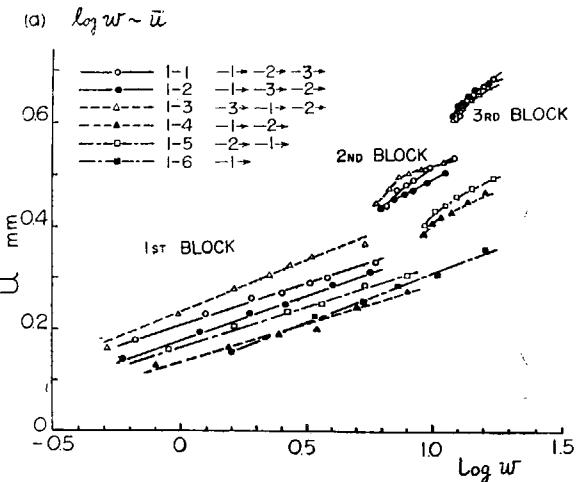
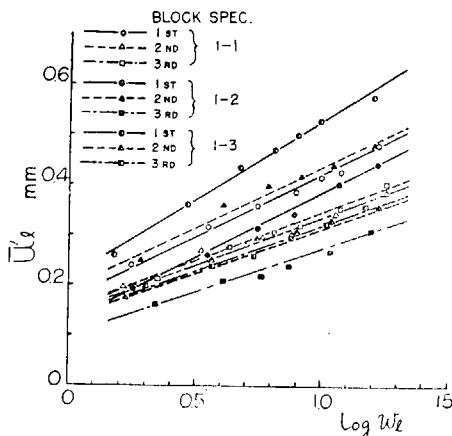


Fig. 1-8 Relation between Weight of Electrode consumed and Mean Shrinkage in Case of Multilayer and Block Sequence



(b) $\log w \sim u'$ (Specs. NO 1-1~1-3)



(c) $\log w_e \sim u_e$ (Specs. NO 1-4~1-6)

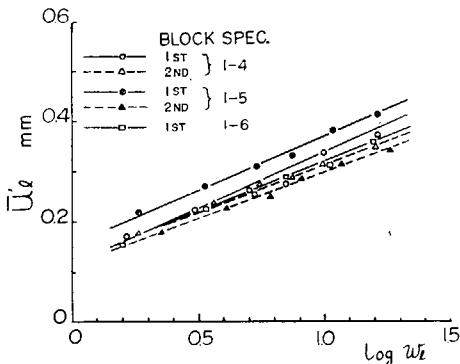


Fig. 1-9 Relation between Weight of Electrode consumed and Mean Shrinkage in Case of Block Sequence

のブロック内の場合であろうと、溶接棒使用量の対数と収縮量との間に直線関係が成立する。これに反し、多層溶接と考えられないような要素を含むものについてはこの対数法則は成立しない。つまりこの法則は実合せ多層溶接に限つて成立するものである。

1・3・2・2 ブロック法と全長多層法の比較

Fig. 1-8において明らかのように、全長多層法を用いた場合の収縮量はブロック法を用いた場合より多い。またブロック法と全長多層法とを混用した場合は全長多層法を用いた量の多い方が収縮量が多いという傾向がみられる。

この場合ブロック法の採用による収縮量の減少の状況をしらべてみると、Fig. 1-8から明らかに $\log w \sim n$ 関係図において直線の右下の方向に移動する形式のものとなつていて、直線の傾斜も少し変化するが、これらはむしろブロック法の利点を打消す傾向のものであり、且つその影響は少い。

すなわち直線関係が右下に移動することが主原因となつていて、これは太径棒を用いた場合の効果と同様のものである。

著者らは先に行つた実験において太径棒を用いると溶着量と収縮量との関係図において Fig. 1-10

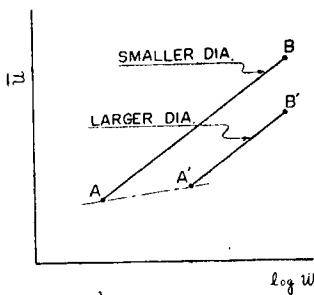


Fig. 1-10

Decrease in Shrinkage by the Employment of Electrode of Larger Diameter (Ring-form Constrained Specimen, Schematic Diagram)

に示す如く右下に移動することが認められた。すなわち太径棒を用いると第 1 層溶接時の収縮は増加するが、その時の増加傾向 (Fig. 1-10 → A → A') は多層溶接を行つた場合の増加 AB より少く、第 1 層目の溶着量を多くした方が最終的にえられる収縮は少い。

ブロック法を採用した場合の状況も同様でブロック法を始めに多量用いると収縮はそれだけ増して行くが、それと同じ溶着量だけ全長多層法で溶接したときよりも少く、結局でブロック法を出来るだけ多量に用いた方が収縮は少くなる。

このようにブロック法の採用と太径棒の採用とは類似の傾向を示すが、これはいずれも未だ溶接されていない接頭を始めて溶接する場合、出来るだけ多くの量を溶着した方が溶接完了後の収縮が少くなるということをあらわすものである。

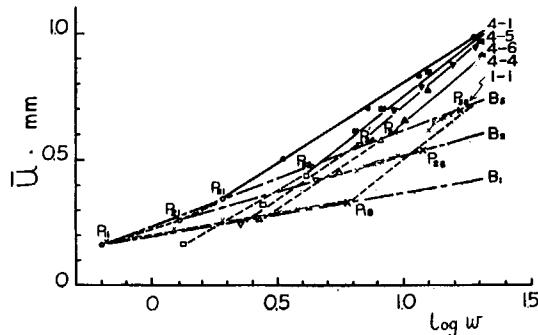
なおブロック法と全長多層法とを併用した場合の収縮の状況を概念的にあらわすと Fig. 1-11 の如くである。

全長多層法を用いた場合は第 1 層の第 1, 第 2, 第 3 ビードについて $P_{11} \rightarrow P_{21} \rightarrow P_{31}$ と変化し、以後は溶接完了までに $P_{31} U_1$ 上を増加し、溶接完了時には U_1 に至る。

完全なブロック法の場合は第 1 ブロック、第 1 ビードでは P_{11} であるが、第 1 ブロックの溶接において層数の増加とともに $P_{11} \rightarrow P_{12} \rightarrow P_{14} \rightarrow P_{18}$ と変化し、第 1 ブロックの完了で P_{18} に至る。ついで第 2, 第 3 ブロックの完了で P_{28}, P_{38} となり、完了時の状態は P_{38} であらわされる。

全長多層法とブロック法とを組合せた場合は上述の二つのケースの間に入つてくるが、例えば 2 層までブロック法を用い以後全長多層法を採用した場合の収縮の増加状況は $P_{11} \rightarrow P_{12} \rightarrow P_{32} \rightarrow U_2$ であらわされる。

(a) Experimental results (4th series).



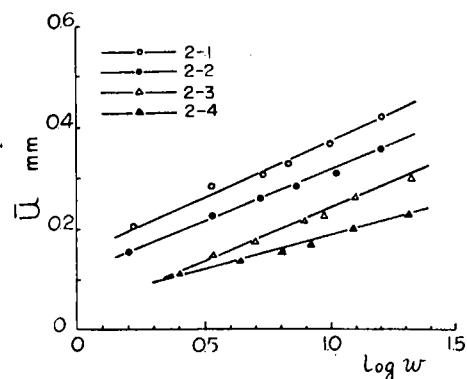


Fig. 1-12 Relation between Weight of Electrode consumed and Mean Shrinkage (2nd Series)

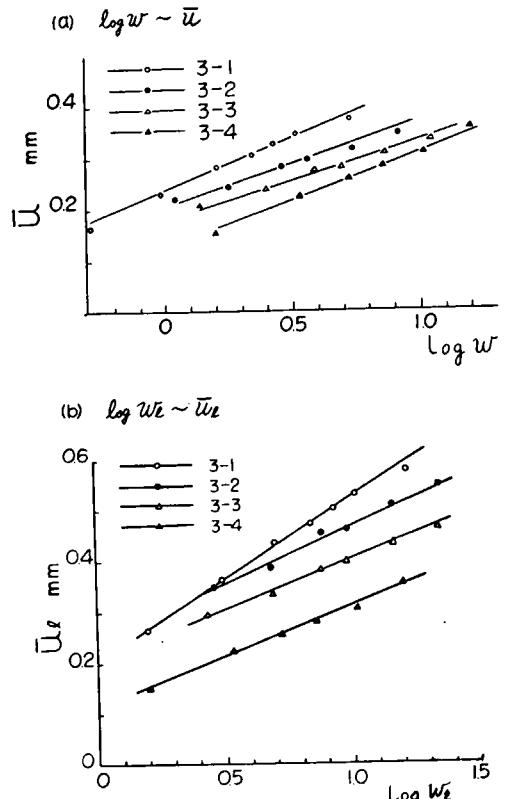


Fig. 1-13 Relation between Weight of Electrode consumed and Mean Shrinkage (3rd Series)

(2) 拘束係数 K の定義

先づ拘束度の定義であるが、それに際して一つの弾性学上の問題を考える。

無限板の実軸上 ($-L/2, 0$ から $L/2, 0$)までの長さ L の線分上に変位型クイチガイ $|\eta|$ が (1.1)' 式の如くに分布しているときのクイチガイ $|v|$ と線分上での直角方向の応力 σy_0 ($y=0, L/2 \geq x \geq -L/2$ における σy) との関係を求めるとき次の如くである。

$$[\eta] = \frac{d[v]}{dx} = -\frac{2}{L} \sum_{n=1}^{\infty} n A_n \frac{\cos nt}{\sin \theta} \quad \dots \dots \dots \quad (1.1)'$$

$$\text{但し } x = -\frac{L}{2} \cos \theta, \quad \theta: \text{パラメータ}$$

E : ヤング率

上に述べた関係は無限板に Fig. 1-14 に示すような長さ L の任意形状のスリットがあいているとき、そのスリットの上下両岸に力を加えて無理に接合するときに生ずる応力分布を与えていいると考えてよいものであつて、 σ_{yy} なる応力をスリットの両岸に加えたときのその両岸の近よりが σ_1 である。

次にこの問題をさらに特殊化し、 $x=x_1 \sim x_2$ ($\theta=\theta_1 \sim \theta_2$) なる長さ l なる領域（熔接部分に相当）にのみ一様な応力 σ_0 を加えた時の両岸の近より（クイチガイ）を求める (Fig. 1-15)。その計算法は次の如くである。

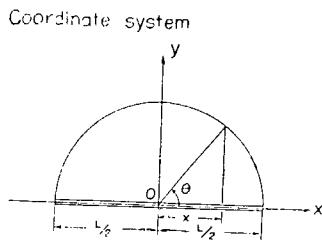
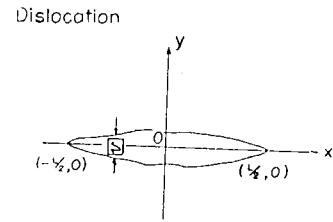


Fig. 1-14 Definition of Dislocation

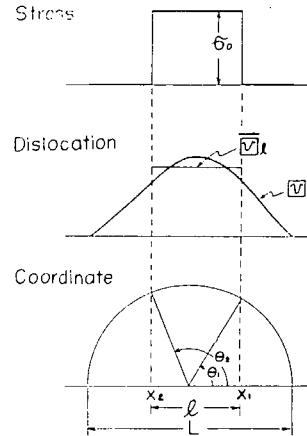


Fig. 1-15 Definition of Coefficient of Constant K

題意より

$$\frac{E}{2L} \sum_{n=1}^{\infty} n A_n \frac{\sin n\theta}{\sin \theta} = \begin{cases} \sigma_0, & \theta_2 \geq \theta \geq \theta_1 \\ 0, & \theta_1 > \theta \geq 0, \pi \geq \theta > \theta_2 \end{cases} \quad \dots \dots \dots (1.3)$$

故に

$$\frac{E}{2L} n A_n = \frac{2}{\pi} P_n \cdot \sigma_0 \quad \dots \dots \dots (1.4)$$

但し

$$P_n = \int_{\theta_1}^{\theta_2} \sin \theta \cdot \sin n\theta \cdot d\theta \quad \dots \dots \dots (1.4)'$$

よつてクイチガイ \boxed{v} は次式となる。

$$\boxed{v} = \frac{4}{\pi} \cdot \frac{L}{E} \sum_{n=1}^{\infty} \frac{P_n}{n} \sin n\theta \quad \dots \dots \dots (1.5)$$

これより $x=x_1 \sim x_2$ の間の \boxed{v} の平均値 $\boxed{\bar{v}}_l$ を求めると次の如くである。

$$\begin{aligned} \boxed{\bar{v}}_l &= \frac{1}{l} \int_{x_2}^{x_1} \boxed{v} dx \\ &= \frac{2}{\pi} \cdot \frac{L}{l} \cdot \frac{L}{E} \cdot \sigma_0 \phi \end{aligned} \quad \dots \dots \dots (1.6)$$

但し

$$\phi = \sum_{n=1}^{\infty} \frac{P_n^2}{n} \quad \dots \dots \dots (1.6)'$$

よつて (1.6) 式より次式がえられる。

但し、

$$K = \frac{\pi}{2} \cdot \frac{l}{L} \cdot \frac{E}{L} \cdot \frac{1}{\phi} \quad \dots \dots \dots \quad (1.7)'$$

上式は長さ L なるスリットの一部（長さ l ）に一様な応力 σ_0 をかけた場合、その部分（長さ l ）に生じたクイチガイの平均値を加えた応力との関係を示すものである。

ここに述べた応力計算の問題が溶接の場合と全く同様であるとは言えないかも知れないが、長さ L なるスリットの一部分（長さ l ）に溶接を行う場合に溶接部に生ずる平均収縮量と平均残留応力との関係をあらわすものと考えることが出来る。よつてここで（1-7 式に示される K をもつてその溶接に際しての接手の拘束係数と定義する。その物理的意味は単位の平均収縮量によって生ずる平均応力が K であるということであつて、単位としては $\text{kg/mm}^2/\text{mm}$ をとる。

拘束係数は (1-7)' 式より明らかなように、スリット長 L 、「熔接長とスリット長」との比 l/L 、および熔接部とスリットとの相対的な位置関係によって定まる無次元量 ϕ の 3 者によつて決定される。熔接がスリットの中央に行われる場合 (Curve ①) と、スリットの端部に行われる場合 (Curve ②)について l/L が変化した場合の ϕ の値を計算してみると Fig. 1-16 の如くである。

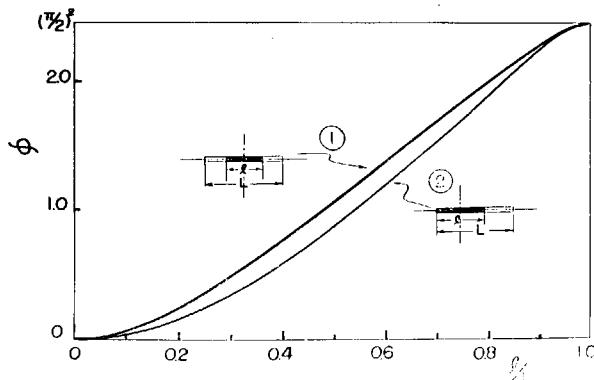


Fig. 1-16 Value of ϕ

Note: Curve ①: welding is performed at the center of joint
Curve ②: welding is performed at the end of joint

さらに上述した K の値を各試験片の各ブロック熔接時について求めてみると Table 1-6 の如くである。

(3) 拘束度、溶接棒使用量と収縮量との関係

前述したように接手の拘束係数を定義しておけば、収縮量に及ぼす拘束度の影響について定性的な検討を行うことができる。

一例として $\log w_i = 1.0$ に対する K と \bar{m}' の関係を今回実験したすべての条件についてプロットしてみると Fig. 1-17 の如くである。ここで図には全長多層法で熔接した試験片 4-1 のデータも \times 印で示してあるが、他はすべてブロック法の中で多層盛りを行つたものである。この場合これら

Table 1-6 Coefficient of Constraint K

No.	No. of Spec. & Block		Slit Length L mm	Weld Length l mm	l/L	Coeffit. of Const. K kg/mm ² /mm	\bar{u}_t' at $\log w_t = 1.0$	$K\bar{u}_t'$ at $\log w_t = 1.0$	Remarks
1 2 3	1-1	1 2 3	513 340 174	173 164 174	0.334 0.488 1.000	51.6 56.4 76.8	0.420 0.350 0.337	21.7 19.7 25.8	
4 5 6		1 2 3	523 349 174	174 175 174	0.330 0.502 1.000	52.0 55.2 76.8	0.385 0.440 0.275	20.0 23.25 21.1	
7 8 9		1 2 3	510 176 171	163 176 171	0.320 1.000 1.000	38.3 76.0 78.2	0.525 0.315 0.320	20.2 23.9 25.0	Same as Spec. No. 31
10 11	1-4	1 2	340 172	168 172	0.494 1.000	57.0 77.8	0.337 0.315	19.2 24.5	
12 13		1 2	337 165	172 165	0.510 1.000	55.5 81.0	0.370 0.300	20.5 24.3	
14	1-6		202	202	1.000	66.2	0.321	21.2	Same as Spec. No. 2-2 & No. 3-4
15	2-1		224	224	1.000	59.6	0.375	22.3	
16	2-3		129	129	1.000	103.5	0.240	24.8	
17	2-4		96	96	1.000	139.1	0.190	26.4	
18	3-2		390	149	0.382	45.6	0.465	21.2	
19	3-3		290	150	0.518	52.2	0.400	20.85	
20	4-1		492	492	1.000	27.7	0.780	21.4	Welded by Multilayer Sequence

のデータはその実験条件により記号を次のように分けて記述してある。

i) 前の熔接の有無

第2, 第3 ブロックのように接手の他の部分がすでに熔接されているものには ○, △, □ と中白の記号を、第1 ブロックのように始めて熔接を行う場合には ●, ▲, ■ と中黒の記号を用いている。したがつてこれらの比較によつて重畠の原理が成立すると言つてよいか否かの検討が出来る。

ii) 熔接長とスリット長との比

熔接長とスリット長との比 l/L に応じて ●○, ▲△, ■□ と変化させている。この比較によつて上述した拘束係数が種々の l/L に関して適用出来るものであるか否かが検討出来る。

iii) 熔接方向

拘束度の大なる方から小なる方に熔接するものについては L , 反対に小なる方から大なる方に熔接するものについては S , 接手が左右に対称なものについては E なる記号が図の註においてつけてある。これらの比較によつて熔接方向の影響が検討出来る。

実験結果を見れば以上の諸点に関し、次のような結論がえられる。

(i) 重畠の原理

中白の点と中黒の点とでは特に変つた傾向は認められない。これはある部分を熔接する場合、熔接

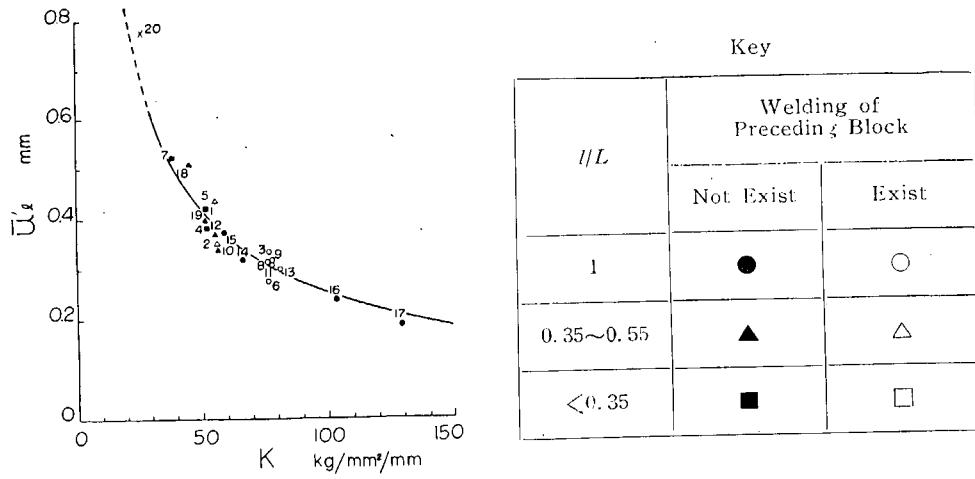


Fig. 1-17 Effect of Degree of Constraint on Transverse Shrinkage ($\log w_t = 1.0$)

Note:

- 1) K : Coefficient of constraint defined by Eq. (10)'
 - 2) Notations 1, 2, ..., and 19 show the number of weld as shown below. First and second number show the number of specimen; and the third the number of block.
- 1: 1-1-1 (L) 1st block of specimen No. 1-1
 - 2: 1-1-2 (L) 2nd block of specimen No. 1-1
 - 3: 1-1-3 (E) 3rd block of specimen No. 1-1
 - 4: 1-2-1 (L), 5: 1-2-2 (S), 6: 1-2-3 (E),
 - 7: 1-3-1 (E) and 3-1 (E), 8: 1-3-2 (E), 9: 1-3-3 (E),
 - 10: 1-4-1 (L), 11: 1-4-2 (E),
 - 12: 1-5-1 (S), 13: 1-5-2 (E), 14: 1-6 (E) and 2-2 (E),
 - 15: 2-1 (E), 16: 2-3 (E), 17: 2-4 (E),
 - 18: 3-2 (E), 19: 3-3 (E), 20: 4-1 (E), Multilayer Seq.,

where, notations L, S, E indicate the relations between the direction of welding and the geometry of joint as shown below.

Notation L: Welding is performed starting from the part where the constraint is large to that small.

Notation S: Welding is performed starting from the part where the constraint is small to that large.

Notation E: Geometry of joint is symmetric about the center of slit.
The effect of welding direction on shrinkage is studied by comparing these notations.

部の一部が既に熔接されていてもその後の収縮に影響を与えないことを意味する。すなわちブロック法を採用した場合の収縮に関しては重畳の原理が成立すると考えて差支えない。

(ii) 熔接長とスリット長との比

I/L の差異は結果に影響を与えず K の増加に伴つて大体 1 本の線に沿つて収縮は減少している。よつてこゝに定義した拘束度はこれらの各様式の接手に関し大体妥当なものと言うことが出来る。

(iii) 熔接方向

熔接方向の影響は少いが、強いて言えば拘束の大なる方から熔接した方が収縮量は少いようである。

Fig. 1-17 から明らかなように拘束度が増すほど収縮は減少しているが、 K と $K \times \bar{u}'$ との関係を求めてみると Fig. 1-18 の如くであつて、 K が増大すると $K \times \bar{u}'$ は増大している。 $(1 \cdot 7)'$ 式から考えるとこれは拘束度が大になるほど平均残留応力の値が大きくなることを示すものである。

なお Fig. 1-17, 1-18 から分るように全長多層法で熔接した試験片 4-1 では他のものよりも収縮量が多かつた。

ここに述べた拘束度の影響と、さきにのべた熔着量と収縮量との間の対数関係とを利用すれば、収縮量を拘束係数と熔着量の函数としてあらわすことができる。すなわちこれらの間には次のような実験式が近似的に成立する。

$$\bar{u} = (4.82 \log w + 3.06) K^{-3/4} \quad \dots \dots \dots (1 \cdot 8)$$

さらに w を熔着金属断面積 S に推算してみると、 $S = \eta \cdot w / \rho$ (但し、 η : 熔着率、 ρ : 熔着金属の密度、今回の実験では $\eta = 0.64$ 、 $\rho = 7.85 \text{ gr/cm}^3$) の関係から次式であらわされる。

$$\bar{u} = (4.82 \log S - 2.25) K^{-3/4} \quad \dots \dots \dots (1 \cdot 8)'$$

但し単位は

\bar{u} : mm, w : gr/cm, S : cm^2 ,

K : $\text{kg/mm}^2/\text{mm}$ である。

またこの式の適用範囲は $w = 0.2 \sim 1.4$, $K = 30 \sim 120$ である。

参考のためこの式による計算結果を図にあらわしたものを作成したものを Fig. 1-19 に示す。なおこの式の信頼

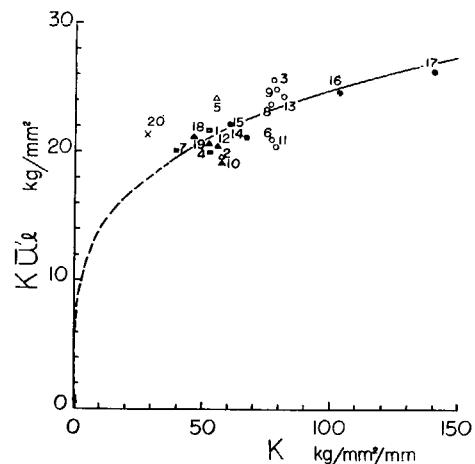
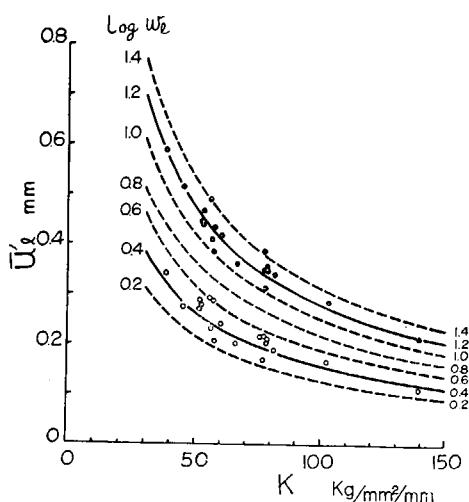
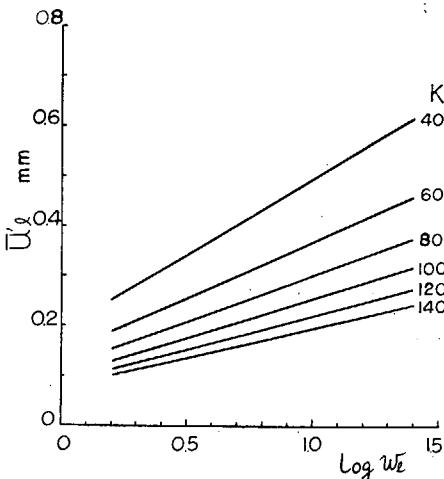


Fig. 1-18 Relation between K and $K \bar{u}'$
($\log w_t = 1.0$)



(a) $K \sim \bar{u}'$



(b) $\log w_t \sim \bar{u}'$

Fig. 1-19 Relation among Weight of Electrode consumed,
Degree of Constraint and Mean Shrinkage

度をあらわす尺度として $\log w=0.4$ および 1.2 の 2 つの場合について実験結果を図にプロットしておいた。

以上の各節でのべた諸性質を利用すれば、任意の接手に任意の順序で熔接した場合に生ずる収縮量を推定することが原則的には可能である。

1・3・3 収縮形状に関する解析

1・3・1において述べたようにブロック法を採用すると収縮は凸凹のものとなるが収縮量は少く、反面全長多層法を用いると収縮量は多いが、収縮形状は滑らかなものとなつていて。したがつてブロック法を用いると熔接部の残留応力が不均一でどこかに高い応力を生ずるかも知れないが、反面収縮量が少いために接手全体に誘起される歪エネルギーは少いかも知れない。こうした問題についての解析的な検討を試みた。

(1) 収縮不整率 “ δ ” および見掛けの収縮エネルギー “ U ” の定義

解析的な検討を行うためには定量的な量を定義することが必要であるが、前述の拘束係数の場合と同様、任意形状のスリットのあいた無限板（板厚 t ）のスリットの両岸に力を加えて無理に接合する問題を考える。

クイチガイ及び応力が (1・1) および (1・2) 式であらわされるような場合かゝる載荷に除して離えられる弾性歪エネルギー U を求めると次式であらわされる。

$$U = t \int_{-L/2}^{L/2} -\frac{1}{2} \sigma_{y0} \cdot [\bar{v}] dx \\ = -\frac{\pi Et}{16} |\bar{v}|^2 (1 + \delta) \quad \dots \dots \dots \quad (1 \cdot 9)$$

ここに、 $[\bar{v}]$ はクイチガイ $[\bar{v}]$ の平均値であつて、

$$[\bar{v}] = -\frac{1}{L} \int_{-L/2}^{L/2} [\bar{v}] dx = -\frac{\pi}{4} \cdot A_1 \quad \dots \dots \dots \quad (1 \cdot 10)$$

また

$$\delta = \frac{1}{A_1^2} \left(\sum_{n=1}^{\infty} n A_n^2 \right) \quad \dots \dots \dots \quad (1 \cdot 11)$$

これらの式から明らかなようにクイチガイの平均値 $[\bar{v}]$ はクイチガイ $[\bar{v}]$ が (1・1) 式であらわされる場合の第 1 項だけによつて定まり、歪エネルギー U は平均クイチガイ $[\bar{v}]$ とクイチガイにおける高次の項の影響をあらわす無次元量 δ によつて定められる。また平均クイチガイ $[\bar{v}]$ が一定ならば第 1 項 A_1 のみが存在し、他の項がすべて〇の場合歪エネルギーは最小となる。よつて上述の δ は高次の項が存在する時の歪エネルギーの上昇率を与えるパラメーターであると言つうことが出来る。なお第 1 項のみの場合は (1・1) および (1・2) 式より明らかのように応力はスリット上で一様であり、クイチガイは橿門状の形 ($[\bar{v}] = A_1 \sin \theta = A_1 \sqrt{1 - (2x/L)^2}$) をなす。

こゝに示したクイチガイの問題と溶接による残留応力の問題とでは多少の相違はあるが、上述の考

え方を実験結果の解析に利用した。すなわち実測した収縮量をそのまま弾性的なクイチガイと考え、これを Fourier 級数に展開して各項の係数 A_n を求め、これから U 及び δ を求めて収縮形状を代表する定量的な尺度として採用することとした。

δ の方は収縮形状の凸凹をあらわす無次元量であつてこれをここでは“収縮不整率”と名付けた。また U の方は残留応力によつて蓄えられた歪エネルギーに相当するものであるから、“見掛けの収縮エネルギー”と名付け、収縮形状と収縮量の両者を総合した接手に与えた無理の総体的な代表値として利用することにした。

なお上述の考え方は Prandtl の 3 次元翼理論ならびにこれを利用した風洞実験の解析方法と極めて類似したものであるが、ここに採用した弾性学上の問題と翼理論との比較表を Table 1-7 に示す。

(2) 収縮不整率 δ

第 4 系列の試験片について実測値より計算した δ の値を単位熔接長当りの熔接棒使用量 w を横軸にとってプロットすると Fig. 1-20 (a), (b) のごとくである。³⁾

いずれの試験片においても熔接の進行に伴つて δ の値は減少している。中でも完全な全長多層法を採用した試験片 4-1においては第 1 層の完了時 (Fig. 1-20 (b) の Q_{31} 点)においてすでに 0.12 となり、以後の層の熔接によつて更に減少し、約 0.03 程度にまで小さくなつてしまい、最小歪エネルギーに近い形状の収縮を生じている。

完全なブロック法を採用した試験片 1-1 については第 1 ブロック完了時で 0.52、第 2 ブロック完了時で 0.15 と低下し、熔接完了時では 0.09 にまで少くなつているが他の試験片にくらべればその値は最も大きい。

ブロック法と全長多層法とを併用した場合は上述の両者の間に入つてくるが、ブロック法を用いると δ が増し、全長多層法を用いると δ が急激に減少することが明らかに示されている。

これらの実験結果を整理し、ブロック法と全長多層法との関係を模型的にあらわしたもの Fig. 1-20 (c) に示す。図

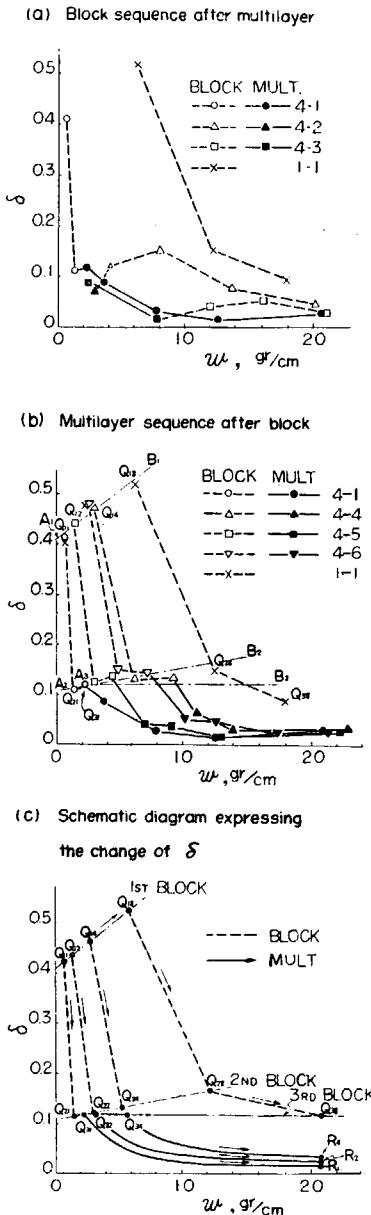
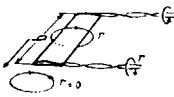
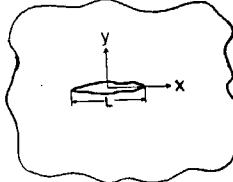


Fig. 1-20

Change of Unfairness Index of Shrinkage δ during the Progress of Welding (4th Series)

³⁾ 収縮から δ および U を計算する場合熔接部の両端附近では実測値に一部修正を加えた。これは熔接後熔接線にスリットを入れた際に得られるクイチガイと収縮との比較実験の結果から推定したものである。この推定値は Fig. 1-5 において鎖線で示してある。

Table 1-7 Comparison between Wing Theory and Theory of Inherent Stress

Wing Theory	Theory of Inherent Stress
 <p>velocity: u, v wing breadth: b <u>Down-wash:</u> w</p> $w = \frac{1}{4\pi} \int_{-b/2}^{b/2} \frac{1}{x-x'} \left(\frac{d\Gamma}{dx} \right) dx'$ <p>Γ: circulation ρ: density</p> $\Gamma = 2b V \sum_{n=1}^{\infty} A_n \sin n\theta$ $w = V \sum_{n=1}^{\infty} n A_n \frac{\sin n\theta}{\sin \theta}$ <p>where, V: velocity at infinity</p> $x = \frac{b}{2} \cos \theta$ <p><u>Lift:</u> L</p> $L = \rho V \int_{-b/2}^{b/2} \Gamma(x) dx$ $= \rho V^2 b^2 \int_0^\pi \left(\sum_{n=1}^{\infty} A_n \sin n\theta \right) \sin \theta d\theta$ $= \frac{\pi}{2} \rho b^2 V^2 A_1$ <p>The magnitude of lift is determined only by the value of A_1.</p> <p><u>Induced Resistance</u></p> $D_i = \rho \int_{-b/2}^{b/2} \Gamma(x) w(x) dx$ $= \frac{\pi}{2} \rho b^2 V^2 \sum_{n=1}^{\infty} n A_n^2$ <p>put,</p> $\sum n A_n^2 = (1+\delta) A_1^2$ $D_i = \frac{1}{2} \pi \rho b^2 V^2 (1+\delta) L^2$ <p>The magnitude of induced resistance becomes to the minimum when the distribution of circulation is of elliptical one if the lift and wing breadth are constant. (Down-wash is uniform along the wing breadth.)</p>	 <p>stress: $\sigma_x, \sigma_y, \tau_z$ weld length: L (slit length)</p> <p><u>Transverse stress on slit line:</u> σ_{y0}</p> $\sigma_{y0} = \frac{E}{4\pi} \int_{-L/2}^{L/2} \frac{1}{x-x'} \left(\frac{d[\bar{v}]}{dx} \right)_{w'} dx'$ <p>E: Younge's modulus $[\bar{v}]$: dislocation (transverse shrinkage)</p> $[\bar{v}] = \sum_{n=1}^{\infty} A_n \sin n\theta$ $\sigma_{y0} = \frac{E}{2L} \sum_{n=1}^{\infty} \frac{n A_n \sin n\theta}{\sin \theta}$ <p>where $x = \frac{L}{2} \cos \theta$</p> <p><u>Mean Dislocation (Mean Shrinkage):</u> $[\bar{v}]$</p> $[\bar{v}] = \int_{-L/2}^{L/2} [\bar{v}] dx$ $= \frac{1}{L} \int_0^\pi \frac{L}{2} \left(\sum_{n=1}^{\infty} A_n \sin n\theta \right) \sin \theta d\theta$ $= \frac{\pi}{4} A_1$ <p>The magnitude of mean dislocation is determined only by the value of A_1.</p> <p><u>Strain Energy:</u> U</p> $U = \frac{1}{2} t \int_{-L/2}^{L/2} \sigma_{y0} [\bar{v}] dx$ $= \frac{1}{16} \pi E t \sum_{n=1}^{\infty} n A_n^2$ <p>put,</p> $\sum n A_n^2 = (1+\delta) A_1^2$ $U = \frac{\pi E t}{16} (1+\delta) A_1^2 = \frac{E t}{\pi} [\bar{v}]^2 (1+\delta)$ <p>The magnitude of strain energy becomes to the minimum when the distribution of dislocation is of elliptical one if the weld length and mean dislocation (mean shrinkage) are constant. (Transverse stress along the weld line is uniform.)</p>

において Q_{ij} は i 番目のブロックの j 層目の熔接を完了した状態を意味している。よつて完全な全長多層法は $Q_{11} Q_{21} Q_{31} R$ で示され、完全なブロック法は $(Q_{11} Q_{12} Q_{14}) Q_{18} Q_{28} Q_{38}$ であらわされる。

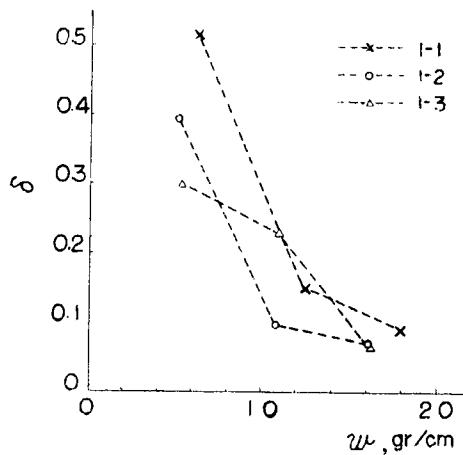


Fig. 1-21

Change of δ in the 1st Series of Experiment

ブロック法において熔接順序をかえた試験片 1-1, 1-2, 1-3 について δ の値を比較したもの を Fig. 1-21 に示す。これをみるとブロック法を採用する限り、熔接順序を変化させても δ の値には大した影響を与えないことが分る。

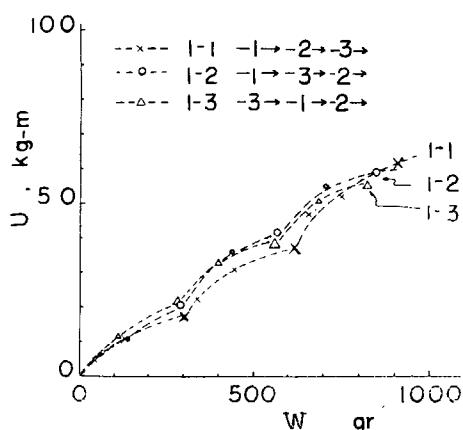


Fig. 1-23

Relation between Weight of Electrode consumed W and Apparent Shrinkage Energy U (1st Series)

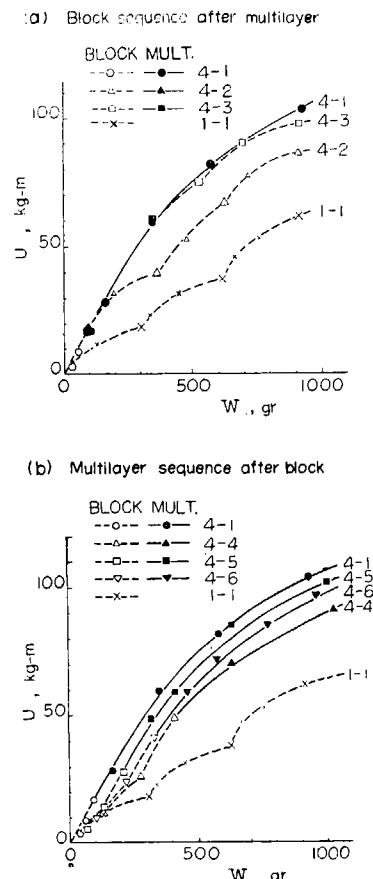
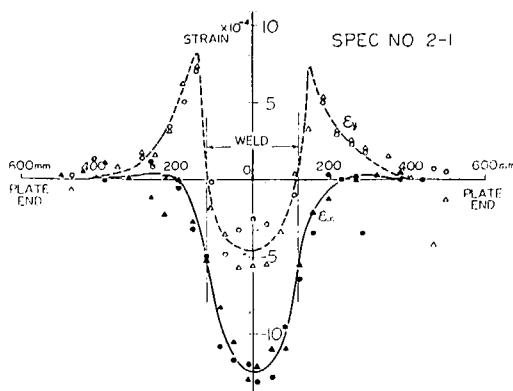


Fig. 1-22

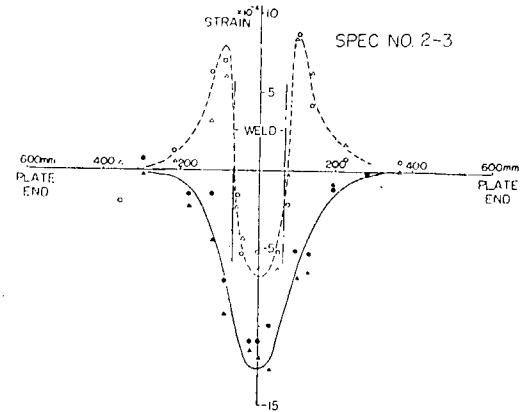
Relation between Weight of Electrode consumed W and Apparent Shrinkage Energy U (4th Series)

(3) 見掛けの収縮エネルギー U

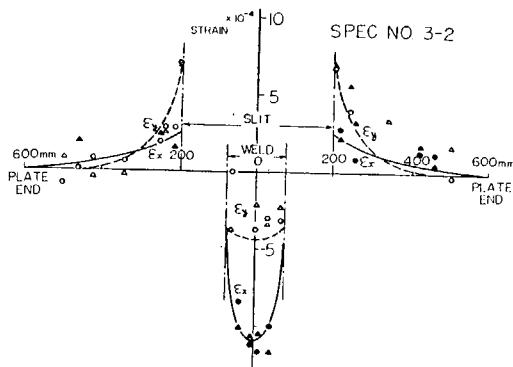
第 4 系列の試験片について熔接棒使用量 W_{gr} と見掛けの収縮エネルギー U との関係を求めるところ Fig. 1-22 の如くである。完全な全長多層法を採用した試験片 4-1 の場合 U の値は最も高く、完全なブロック法を採用した試験片 1-1 で最も低い。また他の試験片に関しては完全なブロック法に近づく程 U は減少し、逆に完全な全長多層法に近づくほど U は増大するが、いづれの試験片の



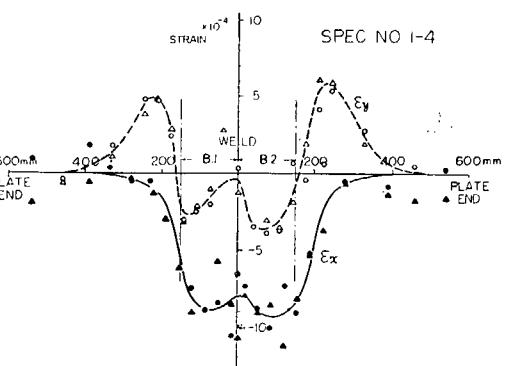
(a) Spec. No. 2-1, welded by one block



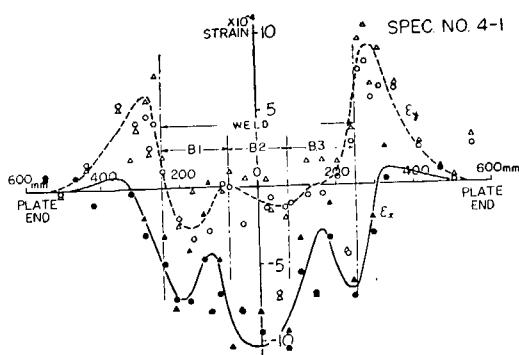
(b) Spec. No. 2-3, welded by one block



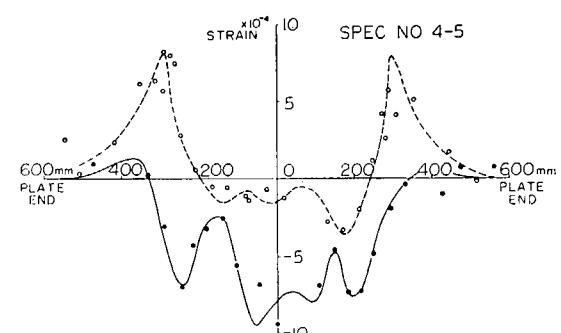
(c) Spec. No. 3-2, partially welded by one block



(d) Spec. No. 1-4, welded by two blocks
(block sequence)



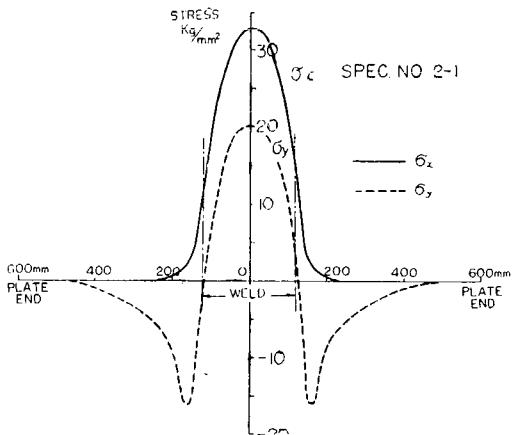
(e) Spec. No. 4-1, welded by three blocks
(complete multilayer sequence)



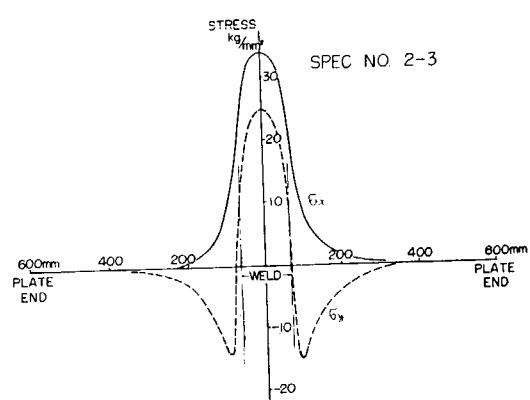
(f) Spec. No. 4-5, welded by three blocks
(multilayer sequence after adopting block sequence)

Fig. 1-24 Strain Change due to Releasing

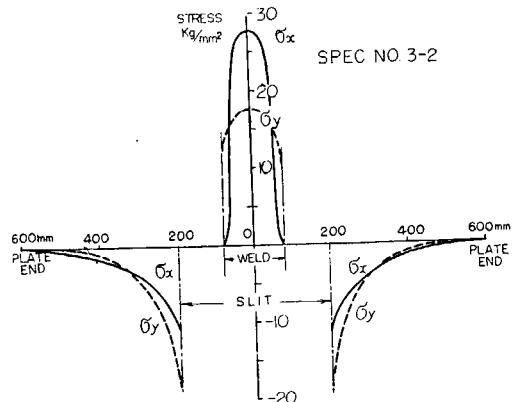
- Note :—
- Longitudinal strain at A-surface
 - ▲ " " at B-surface
 - Transverse strain at A-surface
 - △ " " at B-surface
 - Longitudinal strain
 - Transverse strain ϵ_y



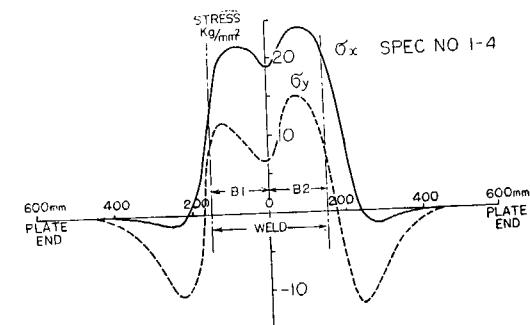
(a) Spec. No. 2-1, welded by one block



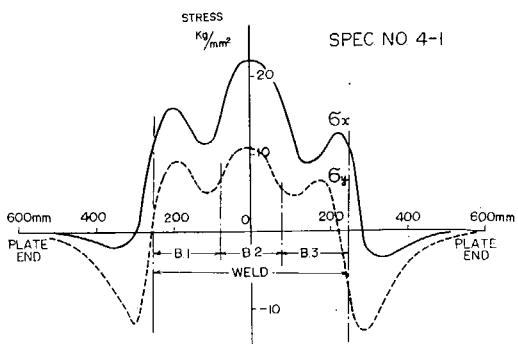
(b) Spec. No. 2-3, welded by one block



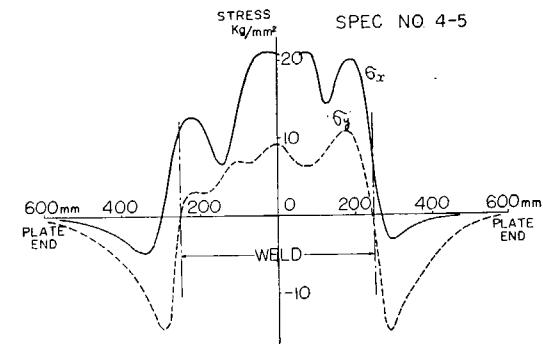
(c) Spec. No. 3-2, partially welded by one block



(d) Spec. No. 1-4, welded by two blocks
(block sequence)



(e) Spec. No. 4-1, welded by three blocks
(complete multilayer sequence)



(f) Spec. No. 4-5, welded by three blocks
(multilayer sequence after adopting block sequence)

Fig. 1-25 Distribution of Residual Stress

場合も最終状態での U の値は 4-1, 1-1 の間になつてゐる。すなわちブロック法を用いると収縮は凸凹になるが収縮量は少く、結局歪エネルギーが少くなつてることが分る。

ブロック法を採用して熔接順序を変化させた試験片 1-1, 1-2, 1-3 について U の値の比較を行うと Fig. 1-23 の如くで、熔接順序を変えただけでは特に U の値に著しい変化は与えない。⁴⁾

1・3・4 残留応力

計測した歪変化の例を Fig. 1-24 に、またこれから求めた残留応力分布の例を Fig. 1-25 に示す。

先ずブロック数が 1 つでスリット一杯に熔接を行つた場合について述べると Fig. 1-25 (a), (b) に示す如く、熔接線に直角方向の応力（以下 σ_y と略す）は熔接部の中央では高い引張応力で両端に近づくと減少するが、熔接の端部から母材に少し入つた所で高い圧縮応力を示し、それより遠方では漸次減少して ○ に近づく。これは横収縮のため熔接部に引張応力が発生し、母材にはそれに対応して圧縮応力が生ずるからと考えられる。熔接線方向 (σ_x) の応力は熔接部の中央で高い引張応力を示し、端部に行くに従つて減少する。この場合試験片によつては熔接端から母材に少し、入つた附近で低い圧縮応力を示し、それから ○ に近づくこともある。熔接中央では σ_x , σ_y ともに引張応力であるが値は σ_x の方が高く、大体降伏点程度になつてゐる。

スリットの中間に 1 つのビードを置いた場合は Fig. 1-25 (c) および Fig. 1-26 の如く σ_x , σ_y 両者とも熔接部は引張、母材部は圧縮で熔接部から離れるに従つて減少する。熔接部においては σ_x の方が σ_y より値が大きく、反対に母材部では σ_x の方が絶対値が小さいようである。なお Fig. 1-26 は Gunnert 式歪計によつて計測したものである。

これに対しブロック数が 2 つ或は 3 つの試験片については Fig. 1-25 (d), (e), (f) に示す如く熔接の端部から少し母材側に入つた所で σ_y が圧縮で最大となり、それよりも遠方では漸次 ○ に近づくなど母材部に生じている応力分布の傾向はブロック数が 1 のものと大体同じであるが、ビード上の応力分布についてはかなり特異な結果がえられた。すなわち σ_x , σ_y とも平均的には引張応力を示し、 σ_x の方が σ_y よりも大であることなどは

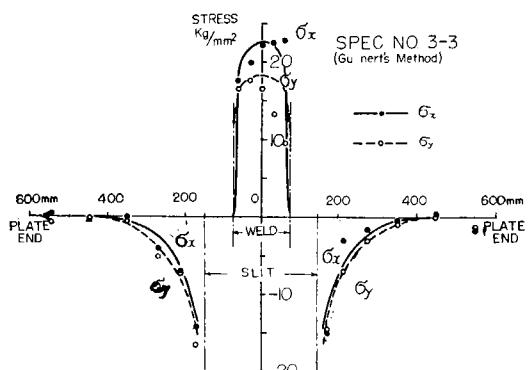


Fig. 1-26
Distribution of Residual Stress measured by Gunnert's Method (Spec. No. 3-3, partially welded by one block)

⁴⁾ 参考のため熔接棒使用量 W から熔接アークの供給エネルギー Q を推定し、見掛けの収縮エネルギー U との比較を行つたところ、 U は Q に比べてはるかに少い量であることが分つた。 Q を (熔接電流) × (アーク電圧) × (熔接時間) と考え、 Q と W との関係を求めると、今回の実験については次式がえられる。

$$Q \text{ (joule)} = 7.7 \times 10^4 W \text{ (gr)}$$

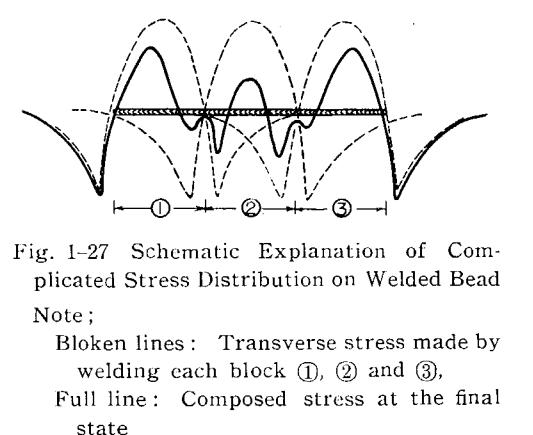
よって一例として $W=1000 \text{ gr}$ の時の Q を求めると

$$Q = 7.7 \times 10^6 \text{ joule} = 7.85 \times 10^6 \text{ kg-m}$$

一方 $W=1000 \text{ gr}$ に対する U の値を試験片 4-1 について推定すると $U=117 \text{ kg-m}$ であつて Q の 1.5×10^{-4} に相当する。

ブロックの数が1つの場合と同様であるが、測定した値の値がかなりバラついて滑らかな曲線が求めにくかった。この場合ブロック法で熔接した試験片（例えば試験片1-4）だけでなく、全長多層法で熔接した場合（例えば試験片4-1）でも同様であった。これは1つのビードを熔着するとその部分には引張、その両側には圧縮といった工合にFig. 1-25 (a), (b)に示すような応力が生じ、熔接を次々と行うに伴つて概念的にはFig. 1-27に示すような工合に重畠され、複雑な応力分布が形成されて行くからであると考えられる。

熔接順序と残留応力との関係という問題は從来から懸案になつていながらはつきりした結論のえられなかつたものであるが、このように複雑な応力分布を示すといふこともその大きな原因の1つになつていると思われる。すなわちこの問題について広範囲な実験を行つた例としては De Garmo 及び Weck の研究があるが、それについて測定法と実験結果とをしらべてみると、前者では1ビード当り約1点の測定（ビード長約7'', 測定間隔約6'')を行つており実験結果は適当な曲線で結んである。これに対して Weck の実験では1ビード当り3~4点の測定（ビード長約6'', 測定間隔約2'')を行つているが、実験結果は非常に凸凹になつていて殆んど傾向が見出せない。また Sheppard は Weck の実験に關連して“残留応力は施工のちよつとした工合で著しく変化するものであるから施工上これを control することは不可能である”と述べているが、今回の実験から考えると、ビードを何本か継いだ試験片に関しては応力分布は本質的に著しく凸凹になつてゐるものと考えられる。



なお单一ブロックの場合には接手の拘束度のなるほど残留応力が高いという一般的傾向がみられた。拘束係数 K と熔接部中央での σ_y の値との関係を求めるに Fig. 1-28 である。ここで参考のため K と $K\bar{n}_t$ との関係をプロットしてみるとさきに Fig. 1-18 で求めた如く K の増大とともに $K\bar{n}_t$ も増加しており、0.80 $K\bar{n}_t$ の値をプロットすると実験で求めた σ_y の値と大体近い値がえられた。

れなかつたものであるが、このように複雑な応力分布を示すといふこともその大きな原因の1つになつていると思われる。すなわちこの問題について広範囲な実験を行つた例としては De Garmo 及び Weck の研究があるが、それについて測定法と実験結果とをしらべてみると、前者では1ビード当り約1点の測定（ビード長約7'', 測定間隔約6'')を行つており実験結果は適当な曲線で結んである。これに対して Weck の実験では1ビード当り3~4点の測定（ビード長約6'', 測定間隔約2'')を行つているが、実験結果は非常に凸凹になつていて殆んど傾向が見出せない。また Sheppard は Weck の実験に關連して“残留応力は施工のちよつとした工合で著しく変化するものであるから施工上これを control することは不可能である”と述べているが、今回の実験から考えると、ビードを何本か継いだ試験片に関しては応力分布は本質的に著しく凸凹になつてゐるものと考えられる。

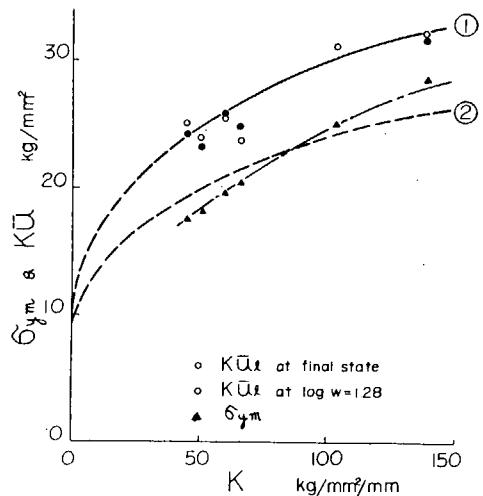


Fig. 1-28 Effect of Degree of Constraint on Transverse Stress

Note: Curve ①: $K\bar{n}_t$ Curve ②: 0.80 $K\bar{n}_t$
Curve ③: σ_{y_m}

1・3・5 クイチガイ

熔接後ビードにスリットを入れると切口は拡がつてクイチガイを生ずるが、クイチガイの測定結果を Fig. 1-29 に示す。Fig. 1-29 (a) は 3 つのブロックで熔接した試験片 1-2 について熔接と逆の順序にそのブロックの部分にスリットを入れた時のクイチガイの変化を示したものであつて、これと収縮とを比較するとクイチガイの形状は収縮と相似であるが量的には収縮よりやや少い。この場合標点距離が 45 mm と 8 mm のものとではその量は殆んど変わらないが、棒の継目およびスリットの端部での値が異なつている。すなわち 8 mm の場合は両端で急に減少するが、45 mm の場合では両端での減少は収縮とよく似ている。また棒の継目では 8 mm の場合は継目でナックルがついているが、45 mm ではこれがない。この差は標点距離が長くなつたための減衰の影響であつて、8 mm の場合の方が理論的なクイチガイに近いものと考えられる。

熔接と同じ長さにスリットを入れた時のクイチガイは横収縮よりも量が少く約 80% 程度であるが、スリット長を延長すると Fig. 1-29 (b), (c) に示す如くに増加する。この増加は延長量が 40~60 mm (両端に各 20~30 mm) になるとほぼ収斂する。またその程度まで延長した時のクイチガイは初期の収縮量の約 85% に達する。更に横方向に櫛状の割りを入れ、縦収縮を解放してもクイチガイは殆んど変化しない。

従つてこゝに示したような試験片の場合は熔接による横収縮の大部分は弾性的クイチガイと考えられるものであつて、塑性歪に由来する不可逆な量は極く一部に過ぎないことが分る。またビードの縦収縮はクイチガイに殆んど影響を与えない。

1・3・6 横収縮・クイチガイ・残留応力間の関係

Figs. 1-28, 1-29 に関連して述べた如く収縮、クイチガイ、残留応力 (熔接線に直角方向の応力 σ_y) に相互に関連した量であるが、更に検討した結果を以下に述べる。

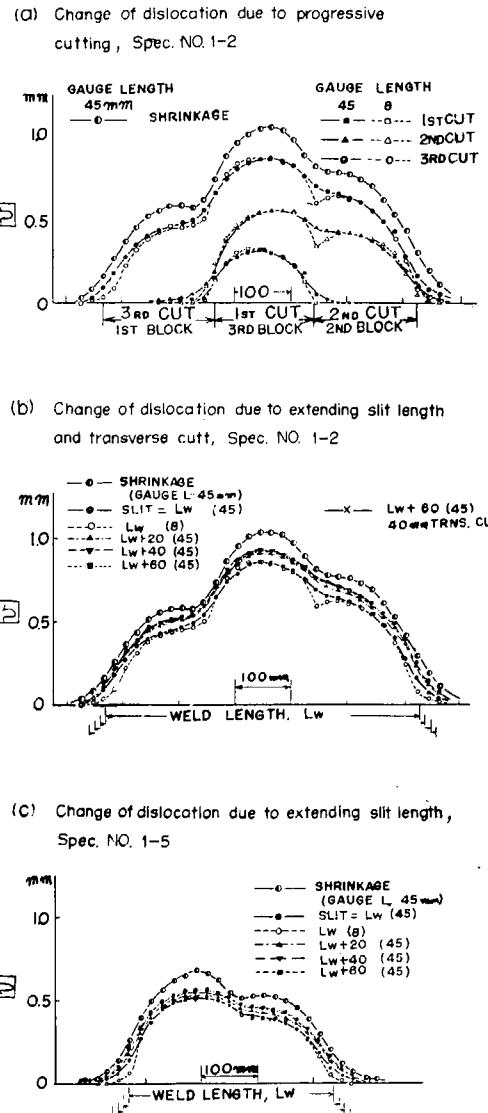


Fig. 1-29 Dislocation

クイチガイの大部分が弾性的なものであることから考えて σ_y の分布は変位型クイチガイ $[\eta]$ に起因する応力分布として推定することが可能である。すなわち無限板に(1・1)式で与えられるようなクイチガイがある場合、その部分での σ_y の分布は(1・2)式で与えられる。また実軸上 $|x| \geq \frac{L}{2}$ の部分での σ_y 値は次式で与えられる。

$$\sigma_{y0} = \begin{cases} -\frac{E}{2L} \sum_{n=1}^{\infty} n A_n \frac{e^{-n\alpha}}{\sinh \alpha} & \dots \dots \dots x > \frac{L}{2} \\ \frac{E}{2L} \sum_{n=1}^{\infty} (-1)^n n A_n \frac{e^{-n\alpha}}{\sinh \alpha} & \dots \dots \dots x < -\frac{L}{2} \end{cases} \quad (1 \cdot 12)$$

但し $x = \frac{L}{2} \cosh \alpha$

よつてこの関係式を利用すれば収縮、クイチガイ、 σ_y 間の関係を求めることができるのであるが、技術的には次のようなことが問題になる。

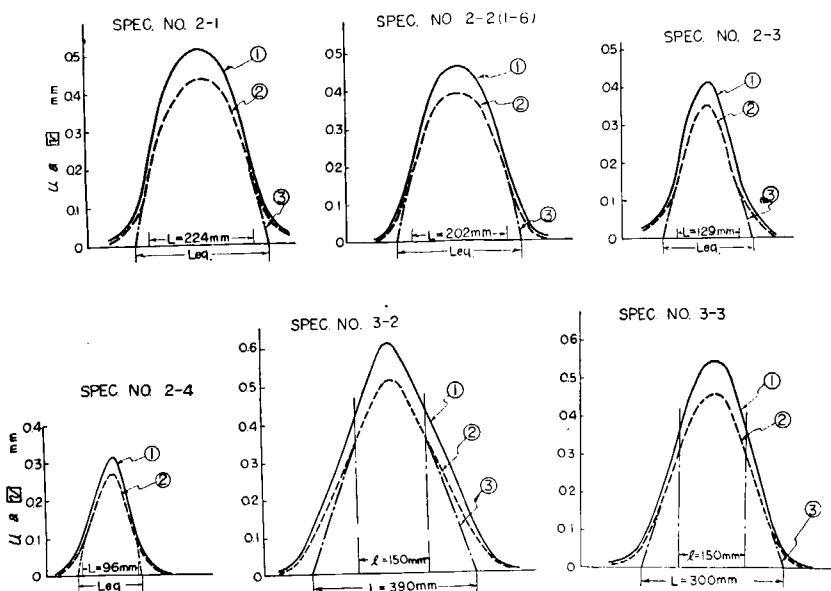
先づ不適合度の分布している範囲としては熔接部は勿論、その両端の部分でも著しく塑性変形の生じた範囲は含めて考えるのは妥当である。実験結果をみても ① 残留応力は母材に少し入った所で最大の圧縮応力となっている、② クイチガイについてもスリットの長さを約 60 mm 延長するとクイチガイがほぼ収斂し、且つその値および形状が熔接時にえられた横収縮と類似のものとなつてくるなどのことから熔接長から約 60 mm 延長したもののもつて不適合度の存在していると考えられる見掛けのスリット長 L_{eq} として計算に用いたことにした。

収縮からクイチガイを推定するに当つてはその 85% をクイチガイとした。またその形状については応力分布がほぼ前後に対称な 2 次曲線をなすことから考えて第 3 項まで考慮することとし、(1・1) 式における A_1 と A_3 のみが存在するものと想定した。このような仮定を設けて実測した収縮から σ_y の分布を推定すると Fig. 1-30 の如く実測値と非常に近い値がえられる。この場合スリット長の短い試験片 2-4 については L_{eq} に対するスリットの延長量を 60 mm とするのは長すぎて不自然であるのでこれを 40 mm とした。スリットの一部だけ熔接した試験片 3-2, 3-3 に関しては熔接した部分には高々 2 次曲線であらわされるような応力が作用し、他の部分は自由であるとして計算を行つた。この場合はスリット長をそのまま L_{eq} とした。

ブロック数が 2 つ以上の場合は応力分布が著しく不規則になりクイチガイから応力分布を推定することは出来ない。逆に実験で求めた応力分布からクイチガイを推定してみたところ収縮とほぼ相似のものがえられた。但しこの場合推定クイチガイの純対値は実測した収縮よりかなり少なかつた。

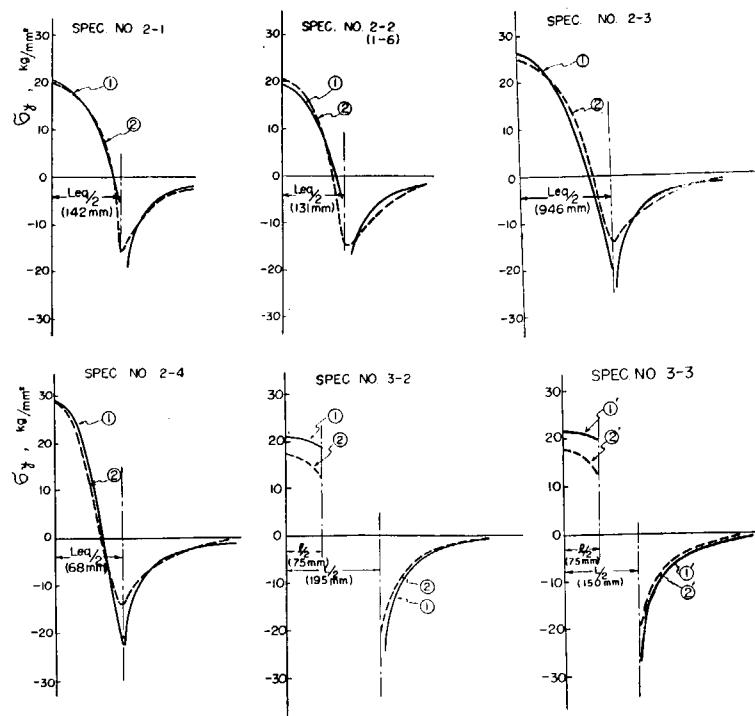
なお以上の解析は熔接に直角方向の応力 σ_y に限定されているが、 σ_x に関しては横収縮よりはビードの縦収縮の方が本質的に主要な役割を演じているのであるから、これについて解析を行うためには縦収縮を考慮に入れなくてはならない。この問題については更に研究を行う必要がある。但しここに述べた横収縮、クイチガイ σ_y 間の関係に対しては縦収縮は重要な影響を与えないからこれを無視しても大体差支えないと考えられる。⁵⁾

⁵⁾ 縦収縮が応力分布に及ぼす影響については別途研究が行われている。



(a) Transverse shrinkage and dislocation

Note: Curve ①: Measured shrinkage u Curve ②: $0.85 u$
 Curve ③: Estimated dislocation v



(b) Transverse stress

Curve ①': Calculated stress Curve ②': Measured stress

Fig. 1-30 Method of Estimating Transverse Stress from Transverse Shrinkage

1-4 熔接順序が残留応力に及ぼす影響についての考察

熔接順序を工夫することによって変形や残留応力を少くしようという目的に対して如何なる熔着法が適切であるかをこれだけの実験から簡単に述べることは困難であるが、現在までに得られた実験結果からは次の如きことが言える。

この際の criterion としては先づ第 1 に熔接完了時におけるビード上の応力の最高値、多軸性などが問題となるが、① 全長多層法を用いた場合でも応力分布はブロック毎に激しく振動していること、② 多くの場合応力の最高値が大体降伏点近くに達していることなどを考え合わせると熔着順序を工夫することによつてこれらの値を control しようとすることは实际上余り意味がないように思われる。例えは仮りにかなり良い熔着順序があつたとしてもある部分に補修熔接でも行えばその部分では応力が激しく乱れて了う可能性がある。

一方板全体に生じた歪エネルギー（これは熔接線に亀裂が入つたと仮定した場合に解放される歪と密接に関連したものである）は control することが可能ではなかろうか。そしてこの見地からするとブロック法が優れていると考えられる。ブロック法を用いると収縮不整率が大きいからビード附近での応力分布は全長多層法に較べて不均一の度合が著しいかも知れないが、全体としての収縮は少いわけであるから熔接部からある程度離れた部分での応力はブロック法の方が低く、そのため歪エネルギーが少くなるものと思われる。

なお熔着順序の影響に関しては歪エネルギーが変化しやすい接手とならざる接手、言い換えれば熔着順序の影響をうけやすい接手とそうでない接手とがあるようと思われる。すなわち一般に残留応力の最も高い部分は熔接部であつて熔接部から離れると応力は漸次低くなるが、一方最も高い熔接部の応力には降伏現象のため自ら上限がある。従つて歪エネルギーが大いに変化するためには熔接部から遠い箇所で応力が中々減衰しないような接手、すなわち大きな reaction stress を生ずるようなものでなければならない。例えは自由突合接手、スリット型拘束接手、はめ込み熔接の 3 者を比較するとこの順序に影響をうけやすくなつてゐると思う。自由接手では reaction stress は存在しない故、歪エネルギーは熔着順序によつて余り変化をうけないであろう。スリット型拘束試験片、はめ込み熔接の両者では拘束応力が発生しうるが、前者の例では遠方に行くほど拘束応力は減衰するのに対し、後者の場合にははめ込まれた板については広範囲に高い応力が存在しうる。よつてこの場合には熔着順序によつて歪エネルギーにかなりの差のできる可能性がある。例えはブロック法と全長多層法について U の比較を行うとスリット型拘束試験片の場合は全長多層法に対し約 60% であつたが、はめ込み熔接の時は約 45% にまで低下した。これははめ込み熔接においてはブロック熔接を採用すると熔接による収縮の多くが剛体的移動という形になつて現われ、応力となつて蓄積しないのに反し、全長多層法ではこれが蓄積されて行くからである。従つて熔着順序を問題にするには順序によつて残留応力に変化をうけやすい接手か否かを先づ判別する必要があると考えている。

熔着順序の選定についての criterion には第 1 層における亀裂の防止ならびに角変形の減少という問題がある。本研究ではこれらに関して余り力を注がなかつたが、亀裂（拘束亀裂）は σ_y と密接

な関係にあるのであるから前述した方法で検討出来るのではないかと思われる。

また前述の見掛けの収縮エネルギーについてはこれは熔接線に沿つて脆性破壊が発生した際に解放される歪エネルギーに密接に関連したものであるから、見掛けの収縮エネルギーの大小はかかる見地から把握すればその物理的な意味が更にはつきりとしてくる。ちなみに3ブロックで熔接した試験片（スリット長約500mm, 板厚19mm）の場合では熔接完了時に蓄えられるUの値は約100kg-mであるから、単位面積当たりでは1kg-m/cm²のオーダーになる。一方脆性破壊に関する各種の実験結果から考えると延性破壊の場合には亀裂の進展に要するエネルギーはこれより相当高いが、脆性破壊の場合にはこれと大体同じオーダーになる。従つて脆性破壊に際しては残留応力のもつエネルギーは破壊の伝播に実質的な影響を与える可能性がある。

1-5 結論

今回の実験によつて得られた結論は大要下記の如くである。

(1) 横 収 縮

1) 収縮形状の大要

ブロック熔接法を採用した場合の収縮形状について述べると、熔接しないで残つているスリットの部分ではスリット端を中心とする回転があらわれ、既に熔接が完了した部分ではもはや収縮を生ぜず、現在熔接している部分で最も多くの収縮を生ずる。また一部のブロックの熔接が完了し、未熔接のスリットの長さが短くなると拘束度が大になるためその後の熔接によつて生ずる収縮は少くなる。こうした影響のため熔接順序を変えると収縮の形状は変化するが、一般に最後に熔接を行つた部分での収縮量が最も多くなる。なおブロック熔接においては収縮の形状はブロックの所で急に折れ曲つた凸凹のものとなる。

これに反して全長多層法を採用するとなめらかな形の収縮がえられる。また両者を併用すると両者の中間的なものがその度合に応じてあらわされる。

2) 平均収縮量

全長多層法による収縮、ブロック法を用いた場合の各ブロックの熔接における収縮など、多層法を用いると考えられるものについては熔着量の対数と平均収縮量との間には直線関係が成立する。

ブロック法と全長多層法との比較に関しては完全な全長多層法は最も収縮量が多く、完全なブロック法は最も収縮が少く、両者を組合せた場合には両者の中間的な値がえられる。

ブロック法を採用するとあるブロックの完成により未熔接のスリットが短くなると接手の拘束度が増大するため以後のブロックの熔接による収縮は減少するが、この場合に生ずる収縮には重畠の原理が成立し、その時に生ずる収縮はこれと拘束状態の等しい新しい新しい接手に生ずる収縮と相等しい。

拘束度が収縮量に及ぼす影響については(1-7)'式で示される拘束係数Kによつて一義的にあらわすことが出来ることが分り、収縮量を拘束係数と熔着量との函数としてあらわす実験式を求めた。

3) 収縮形状についての解析

ブロック熔接法を採用すると収縮形状は凸凹であるが収縮量が少く、反対に全長多層法を用いると

なめらかな形状の収縮がえられるがその量は多い。こうした現象を研究するため“収縮不整率” δ と“見掛けの収縮エネルギー” U とを用いて実験結果の検討を行つた。その結果ブロック法を用いた方が、 U の値が少く、歪エネルギーの見地からはブロック法の方が有利であることが分つた。ブロック法において熔着順序を変化させても U の値は殆んど変わらない。

(2) 残留応力

1つのブロックで熔接を行つた試験片については応力分布に関して次に述べるような一般的傾向が認められた。すなわち熔接に直角方向の応力 σ_y については熔接部では引張であるが、熔接の端部から少し遠方の母材部では高い圧縮応力となり以後は遠くなるほど減少する。また熔線方向の応力 σ_x については熔接部の中央では高い引張応力を示しそこから離れるに従つて減少する。

一方2つ以上のブロックで熔接した場合は応力分布は著しく不規則であつた。この傾向は全長多層法で熔接した試験片の場合でも同様であつた。これは熔接棒の継目毎に著しく不規則な応力分布が生じていることを示すものである。

(3) クイチガイ

熔接後熔接線に沿つてスリットを入れた際に生ずるスリットは熔接によつて生ずる収縮と相似の形状をもち、その量は熔接によつて生ずる収縮よりも少し少い。このことはかかる接手において生ずる横収縮の大部分が弾性的なものであることを示すものである。

(4) 収縮・クイチガイ・残留応力間の関係

横収縮、クイチガイ、熔接線に直角方向の残留応力の間には密接な関係があることが分つた。このことは前述した拘束係数、収縮不整率、収縮エネルギー等の定義において採用した弾性学的な考察が当を得ているものであることを示している。

さらに横収縮らか残留応力分布を理論的に推定する方法についても検討を行い、ほぼその目的を達した。

以上を勘案するにビード上の残留応力は1つのビード毎に著しく変動するものであるから、これを工作上 control しようとしても殆んど不可能であると思われる。しかし接手全体に生ずる歪エネルギーの方はこれを control することは可能であると考えられる。そして拘束接手においてはブロック法を用いた場合の方が全長多層法よりも歪エネルギーの値は小さく、その意味ではブロック法の方が望ましいと考えられる。

第2章 実船における残留応力の測定

a) グンネルト装置による予備実験

2・1 緒 言

熔接船に残留する応力がどの程度の大きさのものとなり、どのような分布を示すかは甚だ興味ある問題であるが、実験を行うことは從来極めて困難であった。その理由の第1は限られた工期内に短時間で測定を行うことの出来る簡便な測定器のなかつたことである。

上述の目的にある程度がなかつた測定器として約4年程前にグナートの直計が我国に輸入せられた。この測定器は標点距離の変化を機械的に拡大して読みとるものであるから、電気抵抗線直計に比して精度はやゝ劣る点もないではないが、小型軽量であつて所要測定時間が短いという点で実物の応力測定に適している。

この測定器の入手にともない我が国でも実船における残留応力を測定する計画がたてられた。もつとも我が国におけるこの種研究は未だその緒についたばかりで未解決の点も多々あるが、昭和29年の後半に建造せられた二隻の船についての概要を述べる。

なお船体に残留する応力は溶接自体によるものに他に自重による船体の撓みに起因する応力や、船体の入渠時における船体の配置状態など極めて多くの複雑な要因に左右せられ、これらをそれぞれ分離して計測を行うことは不可能ではないが甚だ困難である。以下に述べる残留応力とはこれらの各種の要因の結合せられたものであることを附言しておく。

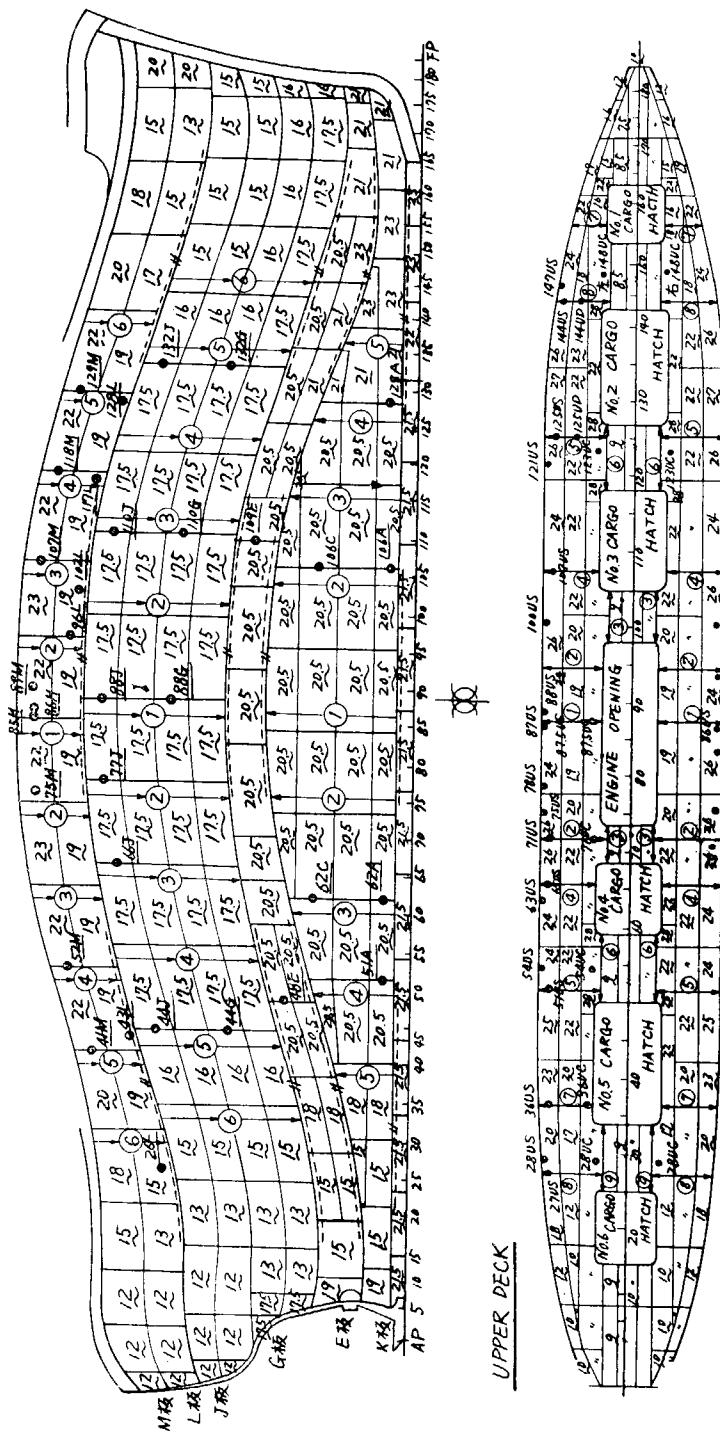
2・2 測 定 方 法

計測の対象とした船舶は昭和29年後半に建造せられた二隻で、その一つは新三菱重工業神戸造船所建造の貨物船（以下A船と称す）で他の一つは藤永田造船所建造の警備艇（以下B船と称す）である。その概要およびブロック建造順序をTable 2-1 およびFig. 2-1 (a), (b) に示す。測定は両船とも船側および船底外板と甲板（A船では上甲板、第二甲板、B船では上甲板）の主要部分について行つた。

その測定位置は、A船ではFig. 2-1 (a) に●印で示した外板現場継手の熔接線上と、後にFig. 2-3 およびFig. 2-5 に示す位置で行い、又B船では測定位置を船体中央部附近の現場継手にえらんだ。

Table 2-1 The Outline of Measured Ships

	Ship A	Ship B	Ship A	Ship B
L	140.00 M	51.00 M	d	9.10 M
B	19.20	7.60	D.W.	11050 KT
D	12.30	4.10	G.T.	8800 T



①, ..., ⑥: Welding Sequence, Back Step Method Grove Type: 60° Vee
 Back Grove: by Gas Gouging Side Shell: Down by Back Step Method

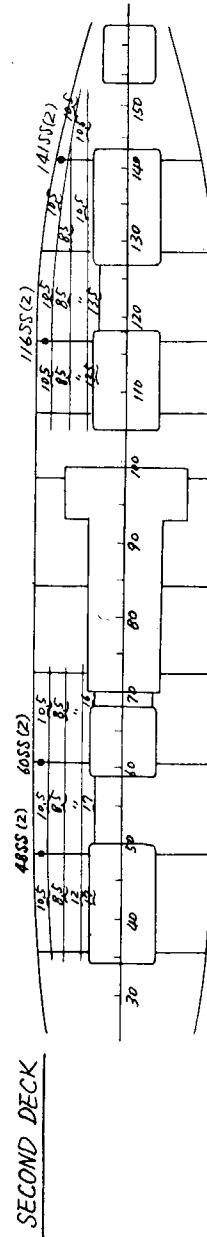


Fig. 2-1 (a) Building Sequence and Measured Point of Ship A

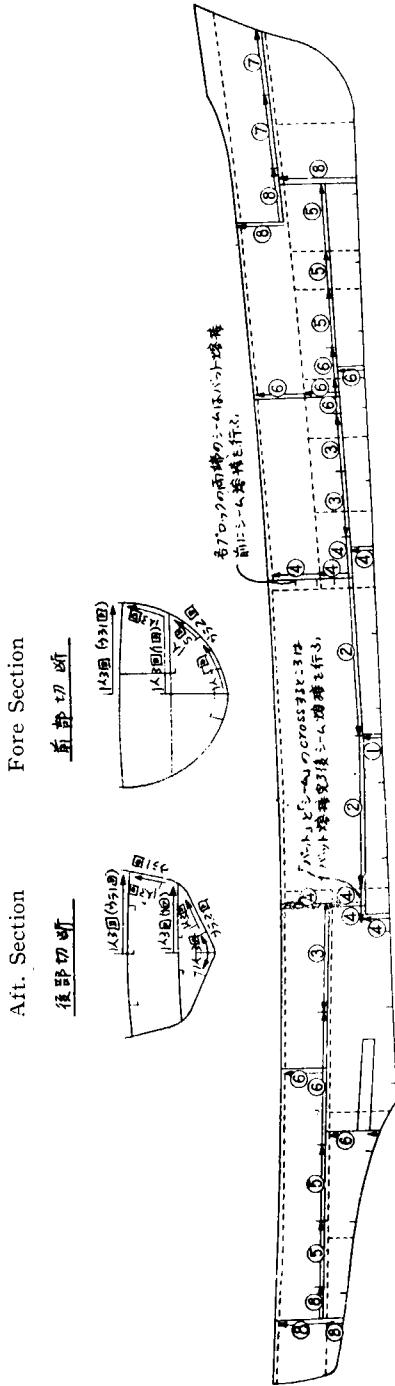


Fig. 2-1 (b) Building Sequence of Ship B

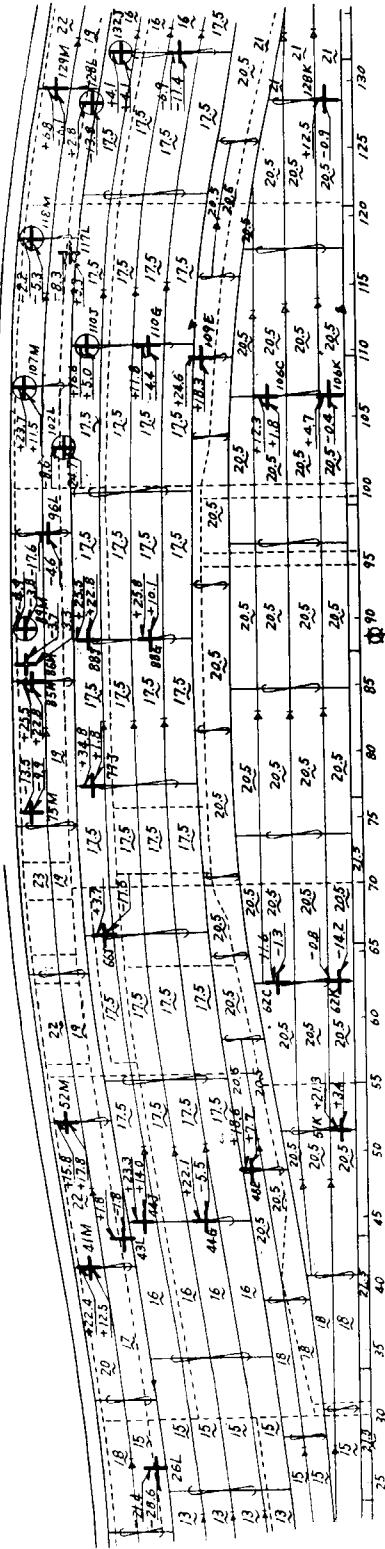


Fig. 2-2 The Residual Stress on Shell Plate in Ship A

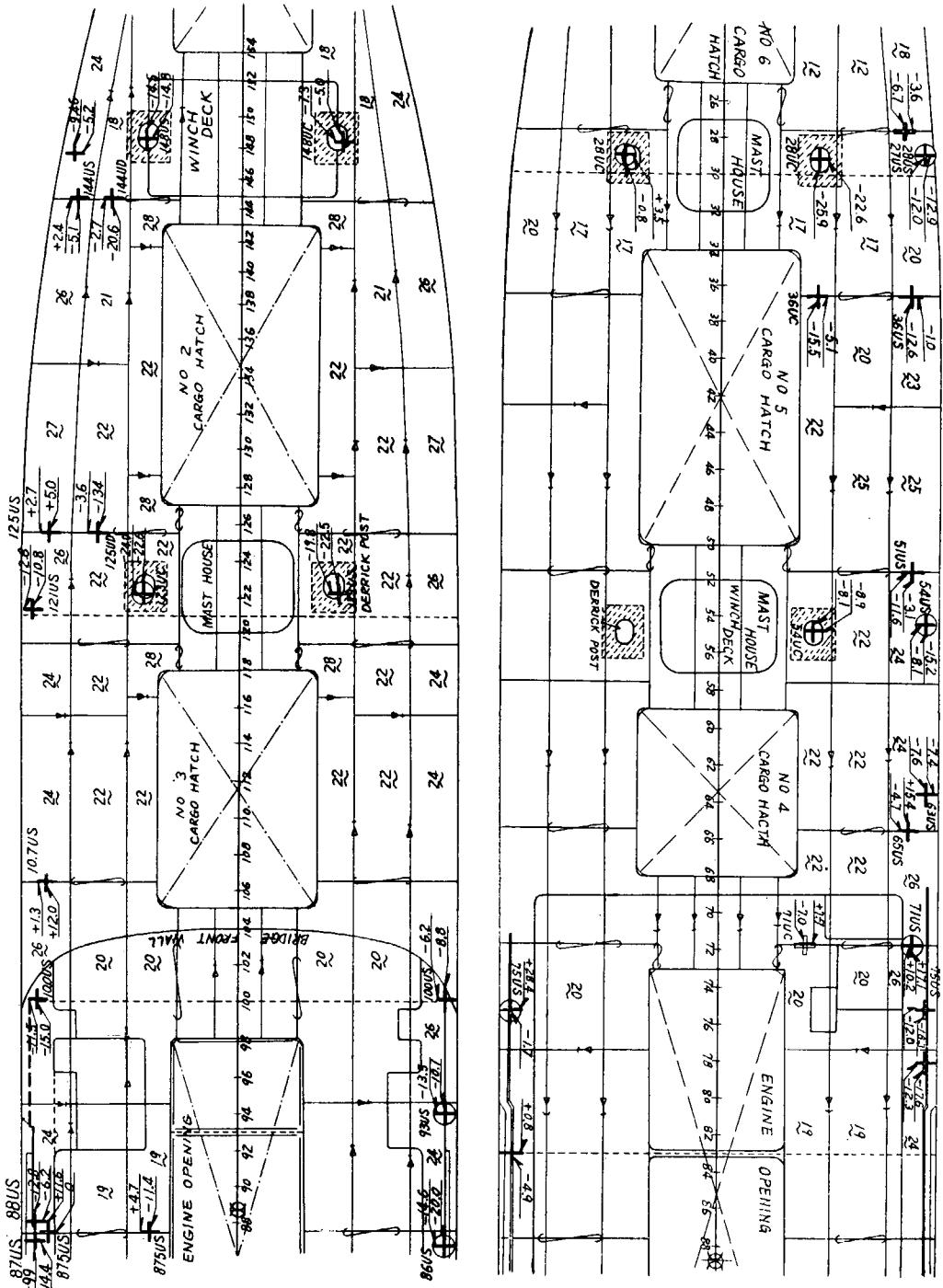


Fig. 2-3 The Residual Stress on Upper Deck in Ship A

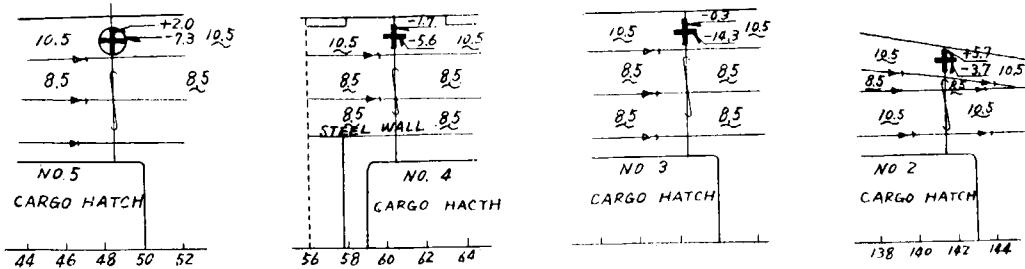


Fig. 2-4 The Residual Stress on 2nd Deck in Ship A

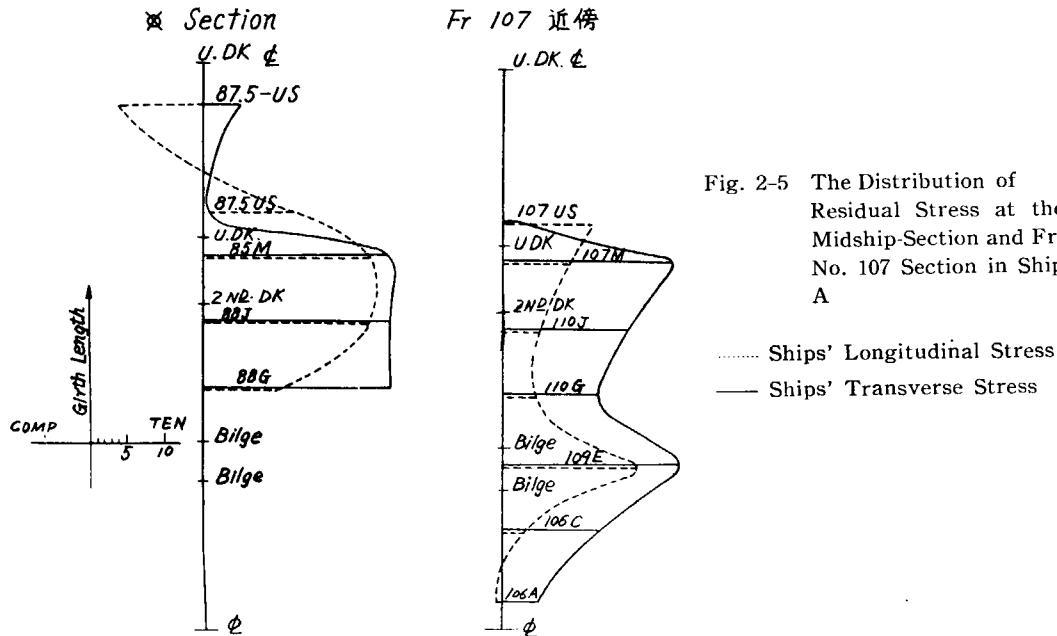


Fig. 2-5 The Distribution of Residual Stress at the Midship-Section and Fr. No. 107 Section in Ship A

2・3 計測結果

2・3・1 A 船における計測結果

A 船における測定結果を図示すると Fig. 2-2~4 のようになる。これらの図では測定位置を + 印で示し、その位置での船体縦方向応力と横方向応力の値を kg/mm^2 の単位で記入してある。なおこれらの測定結果から中央横断面および Fr. 107 で附近の横断面上で船体縦方向および横方向応力の分布を描いてみると Fig. 2-5 のようになる。

2・3・2 B 船における計測結果

B 船における測定結果を図示すると Fig. 2-6 のようになる。Fig. 2-6 は船体中央部附近の現場継手における残留応力分布である。

2・4 計測結果に対する考察

前述のように本測定はすべて船体ブロックの現場溶接継手の溶接を完了した後行つてゐる。従つて

周辺自由な熔接継手に発生するいわゆる狭義の残留応力と拘束状態で熔接せられた際に発生するいわゆる Locked-in-stress との和が計測せられたこととなる。船体現場継手の拘束状態は現場継手の熔接順序によつても異なるであろうが一般に極めて複雑であることは想像に難くない。我々の計測結果が上に示したようにかなり複雑な分布をする理由の一つもこのような点にあると考えられる。従つて測定結果の個々について明確な理論的解釈を下すことは現状では甚だ困難であるが大体の特性について考察を行つてみた。

2・4・1 測定値の信頼度について

本実験はグナートの歪計を使用した最初の実物応力測定であるから、信頼度の高い測定値の得られるよう出来る限りの努力を払つた。このために実物測定にかかる前に予め小型試験片について基礎実験を行つた。この点については附録で述べる。なお A 船の測定には阪大渡辺研究室と新三菱重工神戸造船所の両者が担当し、それぞれ同一計測箇所を同時に計測してデータを比較した。従つて測定値はかなりの信頼度を有していると思う。

2・4・2 外板の応力

Fig. 2-2 に示したように A 船では主として外板の Butt 熔接線上で計測が行つた。船体横方向応力（熔接線については縦方向に相当する。）は大体において引張応力で、その値はほぼ $15 \sim 25 \text{ kg/mm}^2$ 程度である。船体縦方向応力（熔接線については横方向応力に相当する。）はこれに比してかなり小さく場合によつては圧縮応力となつているところもある。なお数ヶ所の測定位置では船体縦方向応力が 15 kg/mm^2 前後のかなり大きな引張応力となつている。上述のように熔接線方向応力が降伏点に近い大きな引張応力となつているのは、周辺自由な熔接継手の場合とよく一致している。船体縦方向応力が場合によつてかなり異なるのは継手の拘束状態の影響によるものであろう。

2・4・3 甲板の応力

Fig. 2-3 および Fig. 2-4 に示したように甲板の残留応力の傾向は外板の場合とかなり異なつてゐる。すなわち、熔接線上の熔接線方向応力はかなり小さくむしろ $0 \sim 10 \text{ kg/mm}^2$ の圧縮応力となつてゐる箇所が多い。甲板の船体縦方向応力は大体において $-5 \sim -15 \text{ kg/mm}^2$ 程度の圧縮応力となつてゐる。

Fig. 2-6 に示す B 船の場合は A 船の外板の場合に類似している。これは甲板の応力はすべて表面において測定せられているので、船全体の曲りと局所的な曲りの影響も入つてゐるものと考えられる。

2・5 結 言

最初に述べたように熔接船に残留する応力は熔接自体によるもの他に多くの要因に支配せられる関係上測定値は極めて複雑な分布を示す。熔接船の残留応力についての一般的特性を見出す為にはなお多くの実験を重ねる必要があるが、本実験によつて、グナートの歪計を使用することにより、比較的簡単に実船の残留応力を計測できること、および実船に残留する応力の大体の程度を明らかにするこ

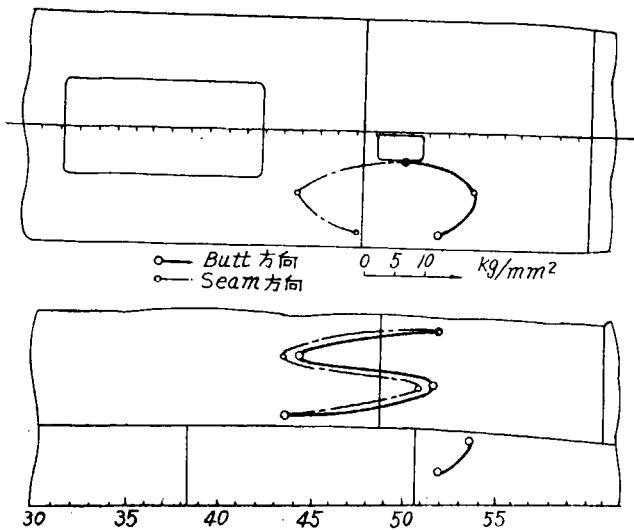


Fig. 2-6 The Distribution of Residual Stress at the Midship-Section in Ship B

— Butt Direction
- - - Seam Direction

とが出来た。

本実験の結果から痛感したことであるが、実船における測定では工期の関係もあって各測定点における測定時の条件は必ずしも同一条件とならないうらみがある。上述の複雑性も一つはこれに基因するようである。

今後は測定点を多少犠牲にしても、測定条件のわかつた点について、建造順序と残留応力の関係を調査することが望ましいようである。

2・6 附 記

グナートの歪計の特性を調る為に予め小型試験片について実験を行つた。その結果について簡単に述べる。

1. 解放の深さの影響

解放する深さと解放せられる歪量との関係をもとめる為に板厚 9 mm および 16 mm の細長い拘束熔接継手（巾 30 mm）の試験片の長さ方向の歪の変化と解放する深さとの関係を調べてみた。実験結果を無次元化して一つの曲線にまとめるために横軸に解放する深さと板厚の比（これを切削比と名付ける）をとり、縦軸に任意の切削比における歪量と、切削比 100% の場合の歪量の比をとつてデーターを整理してみると Fig. 2-7 のようになり、いずれの場合もすべてほぼ一つの曲線上にのる。これから切削比 50% すなわち板厚の 1/2 程度の深さまで解放してやれば充分であることが確かめられた。

2. 解放する範囲の影響

グナートの歪計では解放する範囲が一定（直径約 20 mm の円）であるから問題はない。しかし電気抵抗線歪計による測定の場合にはその特性上解放する範囲が割合に大きくかつ不規則になり易い。そこでグナートの歪計による測定値と電気抵抗線歪計による測定値とを比較しようとすると解放する

範囲の影響が問題となる。この点を明らかにするため、自由突合せ熔接継手（板厚 10 mm）の熔接線上において解放する範囲と解放せられる歪量との関係をもとめてみた。解放領域の形はすべて測定点を中心とする円形とした。今、解放領域の直径を横軸にとり、縦軸に任意の解放直径に対する応力値と解放直径 20 mm の場合（グナートの歪計に附属する鋸刃で解放した場合）の応力の比をとつてデータを整理してみると Fig. 2-8 のようになる。これからわかるように解放直径が大きくなると応力の測定値はかなり小さくなる。電気抵抗線歪計の場合、仮に標点距離 10 mm のゲージを使用するすれば解放直径は少くとも 50 mm 程度になるから、その測定値はグナートの歪計による測定値の 50%～60%になると考えられる。

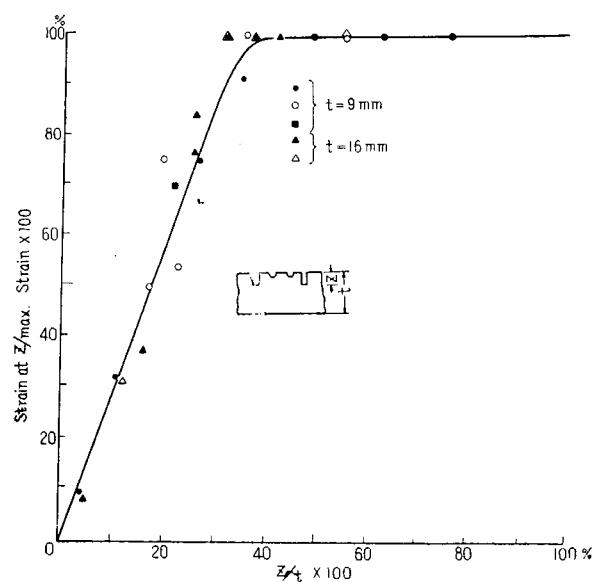


Fig. 2-7 Relation between Trapanning Depth (Z) and Released Strain

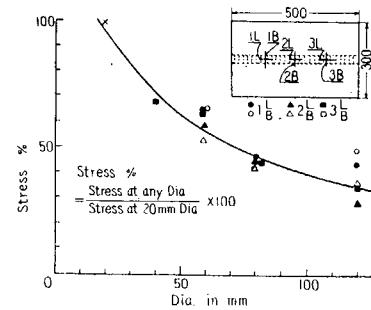


Fig. 2-8 Relation between Trapanning Diameter and Released Stress

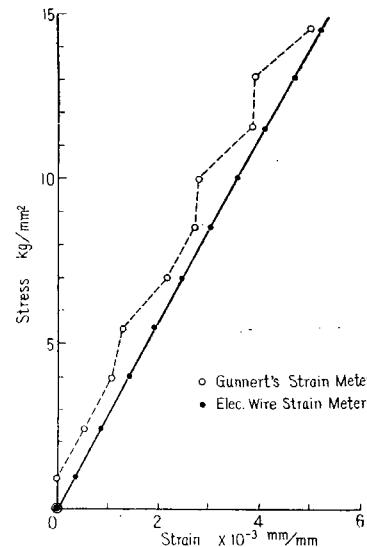


Fig. 2-9 Stress-Strain Relation in Tension Test

3. 引張試験による検定

グナートの歪計の信頼度を調べる目的で、グナートの歪計と電気抵抗線歪計とを併用して引張試験による応力一歪の関係を求めて比較してみた。その結果は Fig. 2-9 に示すようになる。この結果によるとグナートの歪計による計測ではスムーズな直線がえられない。元来グナートの歪計は熔接残留応力の計測を目的として製作せられたものであり、この計器の機構上 $\pm 2 \text{ kg/mm}^2$ (軟鋼) 程度の誤差はまぬがれない。Fig. 2-9 に示したようにグナートの歪計による測定値のばらつきが電気抵抗線歪

計の測定値のそれに比して大きいのはこのような機構上の特性に基因するものと考えられる。なお同一の重に対する応力はグナートの歪計の方が電気抵抗線歪計に比しておよそ 1 kg/mm^2 程度大きく出るようであるが、これはグナートの歪計の誤差であつて、これが個人誤差によるものか歪計自体の特性によるものかは明らかでない。

以上の点を考慮するとグナートの歪計は比較的大きな残留応力を測定する場合には、かなりの信頼を有していると見なし得よう。

b) 双計数管 X 線応力測定装置による応力測定

1 測 定 装 置

本研究においては残留応力を直接測定し得る方法として期待のかけ得る X 線応力測定法を実船における残留応力測定の為に実用化しようとしたものである。

X 線廻折法によって試験材の格子面間距離を測定する時はその値から直ちに歪の測定が出来、応力が求められることになり、従って切抜、孔明け等の応力解放を行わないで現在の試験材内の残留応力を知り得るわけである。

従来は特別なカメラ内部におかれたテストピースの格子面間距離を撮影したフィルム上の廻折像から格子面間距離を求めたものである。計数管を使用することによってカメラ—フィルムを用いないで、測定装置を試験材に取付けて測定する可能性が出来た。

この実験は運輸技研で試作した測定装置を更に改良した東芝製双計数管 X 線応力測定装置に大型の試験材に取付けられるようマグネットチャックの脚を附した。これによって垂直に立つ鋼板に取付けて測定することが出来るようになったものである。

2 片持梁による検定

改造後の応力測定装置について片持梁による検定を行った。

片持梁の寸法は Fig. 2-10 の通りである。材質は手許にあった造船用軟鋼材、成分不明。弾性率は抵抗線歪計の検定に使用した実験値から 21500 kg/mm^2 となっている。

グラインダー及 0 番ペーパー研磨 10 %

Nital 腐蝕法によるこの試験材の 45° 投射測定における双計数管差動目盛は Fig. 2-11 の如くで良好であった。

これによる精度検定結果は 45° 投射における測定値はほぼ計算値と一致する。測定の再現性もよい。但し実験測定方向は引張りの現われている図 XZ 面内の測定のみである。

垂直方向における測定値は期待値より 30% 位大きく現われる。但し廻折線がやや弱くて精度が多少落ちるので毎回の測定の再現性があまり良好でなく期待値よりのずれの量は精確に断言出来ない。また大きく測定される理

由については不明である。この原因については機械自身の不備、実験の誤りではない本質的な原因があると思われる。この点に関して後に再び検討を行った。

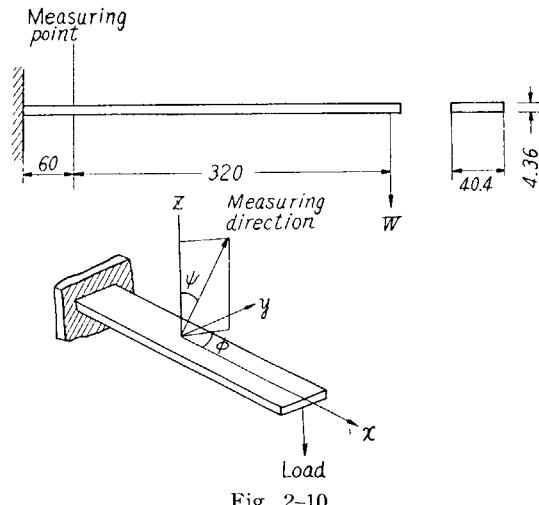


Fig. 2-10

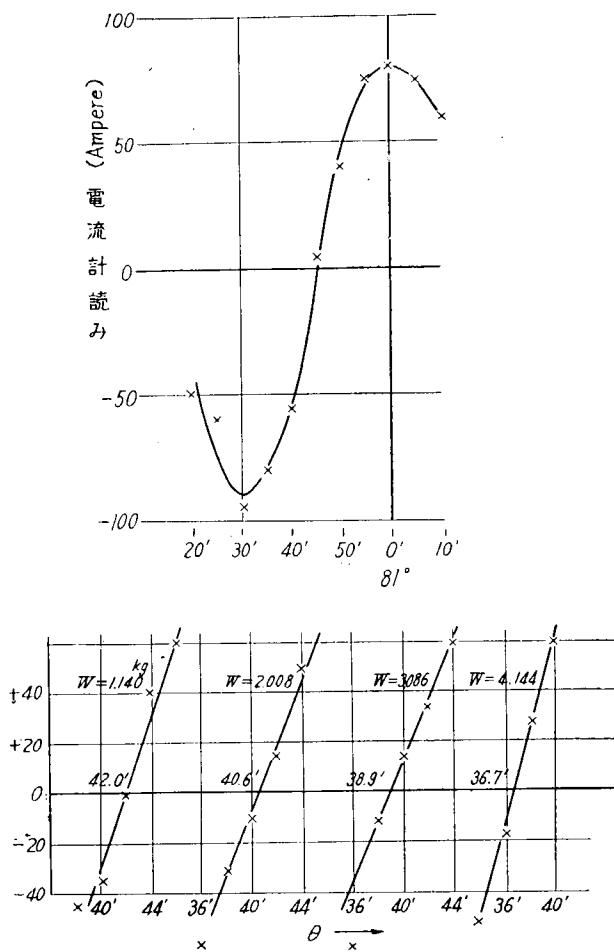


Fig. 2-11

試片は溶接前に熱処理をして残留応力除去を行ったことになっているが、腐食状況からみて十分に応力除去が出来ているとするには多少疑問が残っている。

測定結果は Fig. 2-13 の如くである。

実線は計算値である。二回の測定でその度にペーパー作業及び腐食が行われていて再現性もよいので比較的信頼がおけるものと思われる。とすればスケールの圧痕の残っているような鋼板については大きな測定誤差を免れないものとせざるを得ない。

4 片持梁による再検討

被測定面の法線に対して 45° 投射垂線から 54° 方向の格子常数変化測定においてはほぼ期

回折 X 線の測定においては回折角の読み取り値は被測定物の結晶粒度に左右されることが多いので溶接部分の測定が可能か否かを試みた結果は、ビードを削った後は黒皮を削落した母材と同じ研磨腐食作業で十分明瞭な回折線を検出することが出来た。

3 軟鋼板試験片における測定例

試験材は Fig. 2-12 の如くである。

切欠部溶接による歪応力の最も簡単な方向として溶接部分の反対側を半径と直角方向に 45° 投射 54° 方向格子面を $\text{CoK}\alpha_1$ 線で測定した。

材料はグラインダーで黒皮を除き 0 番ペーパー研磨 10% Nital 腐食を行った。黒皮に縞状のスケールのロール跡が深く残って居り、研磨作業で表面はすぐ平滑となるが腐食によってロール跡が現われ、黒皮共約 0.5 mm まで削取っても腐食の際に現われるロール跡は消し得なかった。

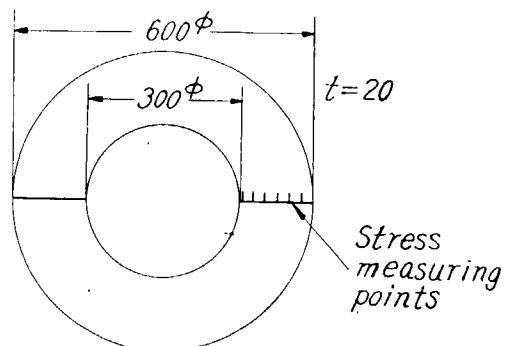


Fig. 2-12

待する計算値が測定されるにもかかわらず、法線方向の格子常数変化は計算値よりも必ず大きい変化（従って見掛け上数割大きい応力）が測定される現象に気がついたので再検討の意味で再び片持梁の実験を行った。

法線方向の格子面間距離変化の為に Fig. 2-10 の如く XZ 面内で法線から約 9° 傾けて X 線を投射し、法線方向の格子面に対する廻折線を測定するには X 線量が不足で精度が十分でなかった。よって X 線管球、GM 管等を改造する一方、実験回数を増して精密な値を求める努力をして、 $\phi=0^\circ$ の法線方向だけでなく $\phi=10^\circ$ 、 $\phi=20^\circ$ の測定を行った。

ある引張応力 σ_x によって XZ 面内の格子面間距離の変化は、X 方向に +、Z 方向に -、その間に歪橈円の示すごとく変化のない方向を中間に挟んで変化する。

CoK α_1 線で鋼の測定をする場合ポアソン比を 0.28 とする時 $\phi=28^\circ$ の方向では変化がない筈である。故に一方向だけで歪の変化を測定している時は ϕ を 0 から増して $\phi=28^\circ$ に近づくにつれて測定誤差が応力計算値に齎らす誤差は大きくなる。よって測定可能な範囲として

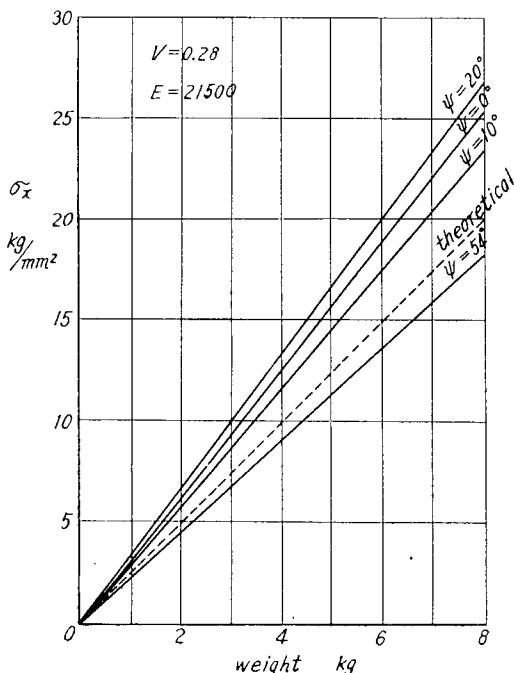


Fig. 2-14

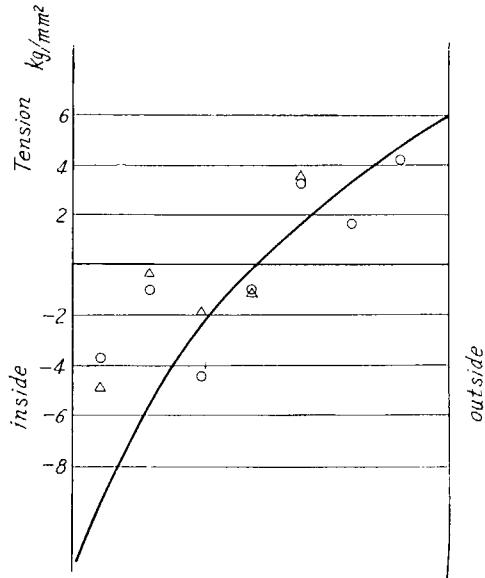


Fig. 2-13

$\phi=0^\circ, 10^\circ, 20^\circ, 54^\circ$ とした。

この中 $\phi=28^\circ$ に近い $\phi=20^\circ$ の応力計算値は精度が悪い。

XZ 面内の測定値は Fig. 2-14 の如くで $\phi=54^\circ$ を除いて法線に近い方向は皆計算期待値より 30% 位大きく応力が求められる。54° 方向はわずか小さめである。

このバラバラな関係が測定方法による誤差でないとするならば廻折 X 線の角度変化から応力計算に至る間の理論に実情に沿わない点があると見なければならない。

弾性係数 E はほぼ 21500 kg/mm^2 と抵抗線歪計で測定された材料で、表面に沿って測った値としては今更疑う余地もない。また E の値を増減しただけでは図の縦軸の値が変化するだけで方向変化については何らの説明も与え得ない。

いので、ポアソン比の値に疑問を抱いて $\nu=0.28$ から徐々に増加して計算を進めたところ、 $\nu=0.37$ を与える（即ち歪橿円体の形を多少変更することになる）ことによって Fig. 2-15 の如く計算上精度の低い $\psi=20^\circ$ を除いて XZ 面内の測定値についてほぼ満足を得た。

念の為 YZ 面内に格子面間距離を選んでこの方向の歪を測定したところ、本来ならば法線方向格子面の変化と同じ測定値を得る筈のが、また異った測定値を得た。これは $\nu=0.28$ では小に過ぎ $\nu=0.37$ を与えるときは甚だ過剰な修正を施すことになる。

よってこの検討により次の結論を得た。

1. 被測定面法線と単純引張応力方向とで決まる面内の測定では鋼材のポアソン比として $\nu=0.37$ を採用すればよい。
2. $\psi=54^\circ$ (45° X 線投射) 近傍では $\nu=0.28$ のままでも大きな誤差は現われない。
3. 上記面の外では簡単にポアソン比を決めることが出来ない。このことは今迄の歪応力の計算過程において何らかの理論的修整を要する。

この検定実験から X 線による応力測定法については実用とする前に解決すべき問題が存在すると思われる。

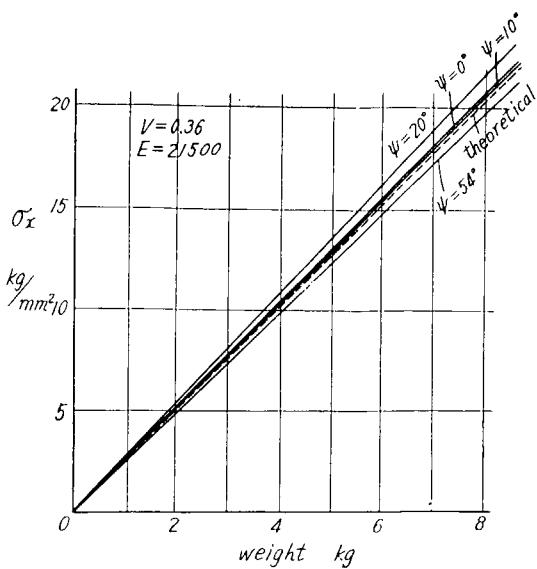


Fig. 2-15

昭和33年10月20日 印刷
昭和33年10月25日 発行

日本造船研究協会報告 第23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

電話 (28) 1409

印刷所 松 本 印 刷 所

電話 (34) 4853