

社 団 法 人
日本造船研究協会報告

第 17 号

昭 和 32 年 4 月

船体の熔接による変形及び残留応力に関する研究

..... 第12研究部会第2小委員会

Studies on Deformation and Residual Stress due to
Welding encountered in Shipbuilding

..... The 12 th Research Committee,
the 2 nd Subcommittee

The Report
of the
Shipbuilding Research Association
of Japan,
Tokyo, JAPAN
No. 17
April 1957

第12研究部会第2小委員会委員名簿

委員長	木原 博		
幹事	増淵 興一		
委員	藤井 義六 吉田 俊夫 川勝 義雄 土井 正三 蒲田 利喜蔵 渡辺 正紀 栖原 二郎	松山 泰 山内 俊平 笠山 徳太郎 舛田 吉郎 金沢 武 大谷 碧	浅沼 弘 吉田 兎四郎 岩井 次郎 申村 成勝 関口 春次郎 安藤 良夫

Membership of the 12 th Research Committee, the 2 nd Subcommittee

Chairman	Hiroshi KIHARA		
Secretary	Koichi MASUBUCHI		
Members	Yoshiroku FUJII Toshio YOSHIDA Yoshio KAWAKATSU Shozo DOI Rikizo KAMATA Masanori WATANABE Jiro SUHARA	Yasushi MATSUYAMA Shunpei YAMANOUCHI Tokutaro SASAYAMA Kichiro MASUDA Takeshi KANAZAWA Midori OTANI	Hiroshi ASANUMA Toshiro YOSHIDA Jiro IWAI Narikatsu NAKAMURA Harujiro SEKIGUCHI Yoshio ANDO

Studies on Deformation and Residual Stress due to Welding encountered in Shipbuilding

Abstract

1. Studies on Shrinkage and Residual Stress in Fundamental Joint

Serial experiments were performed on the effect of welding procedures upon the shrinkage and residual stress of constrained butt joint continuing to the studies conducted in the 5th Research Committee.*

The ring form constrained specimens were used in the experiment. The experiment was conducted in six serieses, and in these serieses the effect of following factors on shrinkage were investigated:—

- (a) Effect of combination of welding direction (6th series),
- (b) Chipping and flame gouging (7th series),
- (c) Electrode diameter (8th series),
- (d) Type of electrode (9th series),
- (e) Root distance (10th series),
- (f) Type of bevel (11th series).

Measurement of transverse shrinkage was conducted after the welding of each layer using a measuring machine. Measurement of angular change and deflection of specimen using dial gauge was also performed in 11th series of experiment. Change of reaction stress during multilayer welding, distributions of residual stress released by slitting along weld line were measured by electric resistance wire strain gauges.

The main results obtained in this experiment are summarized in the following:—

1) Value of Mean Shrinkage

In the multiple layer welding there exists a linear relation between shrinkage and logarithm of weight of electrode consumed per unit weld length. The effect of welding procedures on the mean shrinkage were investigated by this theorem. The root distance and type of bevel have remarkable effects on shrinkage among other procedures. The value of shrinkage does not change by chipping and increases by re-welding after chipping. For this reason shrinkage at the final stage increases by chipping and re-welding. On the other hand, shrinkage increases by flame gouging because of the supply of heat

* The Report of the Shipbuilding Research Association of Japan, No. 12, Oct. 1956.

during flame gouging.

2) Form of Shrinkage

The shrinkage due to welding is not uniform along the weld line. As the form of shrinkage is nearly linear, the authors investigated the shrinkage as the combination of uniform shrinkage and rotational motion of plate edges during welding. Magnitude of rotational component at the welding of first layer greatly depends upon the welding direction. In the multiple layer welding, the value of rotational component gradually changes approaching to a certain value which originates the minimum strain energy irrespective to the combination of welding direction.

3) Angular Distortion

The increase in angular distortion during multilayer welding was investigated. Angular distortion mainly increases at the welding of 2nd or 3rd layer. Chipping has little effect on angular distortion. Deformation of specimen due to angular change was also investigated, and it is found that the deflection of specimen can be calculated from the value of angular change as a problem of elastic dislocation.

4) Change of Reaction Stress

Change of reaction stress during multilayer welding was also measured. The value of reaction stress can be estimated from the magnitude of transverse shrinkage as a problem of Volterra type dislocation.

5) Residual Stress and Dislocation

Changes of strain due to slitting, cutting out the weld metal and fine cutting were measured and the relation between strain change and dislocation produced by slitting was also examined. From these experiments it was shown that the residual stress transverse to the weld line seems to be estimated from the dislocation due to cutting along the weld line as a problem of elastic dislocation of higher order.

2. Angular Distortion in Fillet Welding, especially Initial Corrugation of Shell Plating

In recent years corrugation damage of shell plating was observed in many welded cargo ships. Through a thorough investigation conducted by the Ship's Hull Failure Investigation Committee of Nippon Kaiji Kyokai (Japanese Maritime Corporation) it was found that the initial corrugation of ship bottom due to fillet welding between shell plating and transverse floor would be the most significant cause of this kind of failure.

This experiment was performed in order to investigate the mechanism of origin and methods of reducing angular distortion in fillet welding. In this experiment the effects of various factors on the magnitude of angular distortion in free joint were studied.

Main results obtained in this experiment are summarized in the following:—

1) The magnitude of angular change due to fillet welding increases as the increase of weight of deposited metal or length of leg. In regard to the effect of plate thickness the value of angular change takes the maximum when the thickness of flange plate is about 10 mm, and less value of shrinkage is obtained in plates thicker or thinner than that. This seems to be attributed to the combined effect of following two factors:—

(a) Distribution of temperature rise during welding become more uniform in thinner plates,

(b) Rigidity of plate increases as the increase of plate thickness.

A chart and also a formular expressing the relations among thickness of plate, length of leg (or weight of deposited metal) and magnitude of angular change are obtained.

2) Following three factors were found to give only small effects on the magnitude of angular distortion:—

(a) Magnitude of gap between web and flange,

(b) Diameter of electrode,

(c) position of welding.

3) The effect of type of bevel on angular change was also investigated.

The adoption of single bevelled joint in stead of usual Tee joint was found to be favorable in regard to the reduction of angular distortion. However, in case of double bevel joint greater distortion was obtained.

4) Intermittent weld produces less value of angular distortion than continuous welding, and therefore, it is favorable to adopt the intermittent weld from the view point of reducing distortion.

3. Effect of Welding Sequence on Transverse Shrinkage and Residual Stresses

3-1 Effect of Welding Sequence on Transverse Shrinkage

An investigation was conducted on the effect of welding sequence on transverse shrinkage. Slit-type constrained specimens were used in this experiment. Conditions of experiment investigated are as follows:—

Spec. No. 1 : Block method in progressive direction,

Spec. No. 2 : Multilayer method in progressive direction,

Spec. No. 3 : Block method in step-back direction,

Spec. No. 4 : Multilayer method in step-back direction.

Welding was performed on slit form joint of 500 mm long prepared in the specimen 1200 × 500 mm in size. The value of transverse shrinkage was measured by a measuring machine after welding each layer.

Main results obtained in this experiment are summarized in the following:—

- 1) Form of shrinkage at the completed stage of welding does not constitute a fair curve when block method is used. On the contrary, it becomes to a fair one when multilayer method is adopted.
- 2) The specimen, in which the welding is performed starting from the part where the degree of constraint is large to that small, has rather smaller shrinkage than that of specimen welded in the opposite direction.
- 3) In regard to the increasing tendency of shrinkage there exists a linear relation between mean shrinkage and logarithm of weight of electrode consumed when multilayer method is adopted. However, in case of specimens welded by block sequence, logarithmic relation holds good when the increase of shrinkage obtained in welding of a certain block is taken into consideration.

3-2 Effect of Welding Method and Sequence on Residual Stresses

In order to control the residual stress and distortion of welded joint various welding methods such as symmetry, step-back, skip method and etc. are used in actual works. In this report, we compared each other the residual stress distributions of joints welded by these methods.

In most case joints of actual structure are welded under constrained state, and so the determination of welding sequence is one of the most important problems in actual works. In this report, the authors used the constrained specimens and discussed the effect of welding sequence on residual, locked-in and weld stresses. For the sake of convenience, we call these experiments "Test I" and "Test II", respectively.

Material used is SS41 steel plate. The specimens in "Test I" are $500 \times 200 \times 6$ mm bead-welded specimens, $500 \times 100 \times 6$ mm and $500 \times 100 \times 19$ mm butt welded specimens, which, are welded along the 500 mm edge. The residual stresses were measured by SR-4 strain meter. In "Test II" the locked-in stresses were at first measured by releasing the constraint and next the residual stresses were measured by usual trepanning method.

The results of the tests are shown in Figs. 43, 44, 45, 47, and 48. Fig. 46 shows schematic diagram of the residual stress distribution of bead welded plate. The diagram was obtained by simple stress analysis. We compared this diagram with the experimental results, and discussed the effect of welding methods and welding sequences.

The distributions of residual stress in "Test I" agree in most with the schematic diagram, Fig. 46, but the result of specimen A-4 (skip method) is a little different. In this specimen, transverse stress increases in spite of the decrease of longitudinal stress, and the peaks of residual stress are produced at the last bead. In "Test II", stress distributions are a little different from the schematic diagram. This difference is due to

the disturbance of external constraint and the cross point of welded joint.

At the last we discussed which method and sequence is favorable from the view point of residual stress distribution. We adopted maximum stress and triaxial ratio as the criterion of comparison, where triaxial ratio is defined by $|\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3| / 3|\sigma_{\max}|$ (σ_1, σ_2 and σ_3 are principal stresses and σ_{\max} is maximum principal stress.) The values of maximum stress and triaxial ratio are shown in Table 2 and 3. From these results we concluded as follows:

- 1) In the case that thin plate is welded by one pass, skip method gives comparably small residual stress, but for thick plate welded by multiple pass, cascade block method is most favorable from the view point of residual stress distribution.
- 2) In constrained specimens, it is favoured to weld at first the shorter joint (for example \overline{YO} and $\overline{Y'0'}$ in specimen "D") before welding longer joint (for example $\overline{XX'}$ in specimen "D").

4. Studies on the Method of Relieving Deformation and Residual Stress

4-1 Relation between Condition of Welding and Angular Distortion

As a fundamental study on the method of relieving deformation due to welding the effect of condition of welding on angular distortion produced by welding bead laid on a plate.

Mild steel plate of 6, 10, 15 and 20 mm thick (200 × 200 mm in size) were used as specimens. String bead was laid on the plate and the angular change due to welding was measured.

In analysing the experimental results the following formula expressing the relation between condition of welding and depth of penetration was utilized:—

$$d/h = \frac{I}{S} (vh)^{-D} (I/h)^F$$

where, d : depth of penetration,

h : thickness of plate,

v : travelling speed of welding arc,

I : welding current,

D, F : constants,

S : coefficients determined by the character of welding electrode.

It was found that the value of angular distortion can be defined as a function of ratio of depth of penetration and plate thickness. This phenomenon was also observed in the experiment conducted in Item 2 of this research.

4-2 Application of Low Temperature Stress Relieving Method on Small Scale Welded Pipes

Effectiveness of low temperature stress relieving method applied to small scale welded pipes is treated in this item. Pipes, 180 mm in diameter, 7 mm in thickness and 500 mm in length, having longitudinal (seam joint) and transverse (butt joint) weld are prepared for specimens. These specimens were heated by travelling oxy-acetylene torch to a maximum temperature of approximately 200°C and then cooled by water. The region to be heated was varied in several conditions. The measurement of residual stress was conducted using electric resistance wire strain gauges. Results of residual stress measurement are shown in the figures. From these figures it can be concluded that the low temperature stress relieving method is effective for the purpose of relieving residual stress when the condition of application is settled to a suitable one.

船体の熔接による変形及び残留応力に関する研究

目 次

緒 言

1. 熔接基本接手の収縮及び残留応力に関する研究……………(1)
2. 開肉接手の角変化、特に“やせ馬”の軽減に関する研究……………(17)
3. 熔接順序に関する研究……………(22)
4. 熔接による変形ならびに残留応力除去法の研究……………(36)

船体の熔接による変形及び残留応力に関する研究

緒 言

熔接においては急速な加熱、冷却を伴うため残留応力を生じ、収縮や変形を伴うが、これらの変形や残留応力は船体の建造に熔接を採用する際に種々の障害となるものである。すなわちこれらの収縮や変形は製品の仕上り精度を低下させその匡正には多大の工数を要する。また熔接によつて生じた脊馬状の変形が近年頻発した船底凹損事故の主要原因であるなど、船体の性能上にも悪影響を与えることがある。

このように熔接による変形や残留応力の問題は船体熔接技術上最も重要な問題の一つであつて、これらを施工上できるだけ少くするように努めなければならない。

この見地から第5研究部会（わが国の造船工作に適した熔接技術確立の研究）においても本問題についての研究を取上げ、ある程度の成果を得たが、当研究部会においてはその成果をもとにして研究を発展させた。

今回取上げた研究題目、ならびにその実施場所、担当者は下記の通りである。

主任研究者氏名 藤井義六

研究細目

研 究 細 目		実 施 場 所	担 当 者	担 当 者 職 名
1	基本接手の収縮及び残留応力に関する研究	運輸技研 播磨造船	増淵興一	運研熔接部技官
2	隅肉接手の角変化、特に「やせ馬」の軽減に関する研究	各造船所 (幹事造船所) (石川島重工)	藤井義六	石川島重工第二工場所長
3	熔接順序に関する研究	播磨造船 川崎重工 神戸造船 運輸技研 大阪大学	松山泰	播磨造船造船部次長
4	熔接による変形並びに残留応力除去法の研究	大阪大学 日立造船 長崎造船	渡辺正紀	大阪大学教授

1. 熔接基本接手の収縮及び残留応力に関する研究

基本的な突合せ接手を熔接する場合の収縮、変形及び残留応力に関しては第5研究部会においても一部研究を行つたが、当研究部会においても同研究を継続して実施した。

1-1 研究目的

本研究は収縮や残留応力に及ぼす溶接施工法の影響を検討することを目的とするもので、前回においては

- (1) 棒径及び層数の影響 (第1, 第5系列)
- (2) 溶接方向の影響 (第2系列)
- (3) ユニオンメルト溶接 (第2系列)
- (4) 運棒法及びピーニングの影響 (第3系列)
- (5) 溶接棒の種類の影響 (第4系列)

に関して検討を行つたが、今回は更にこれを拡張し、下記項目について検討を行つた。

- (6) 溶接方向の組合せの影響 (第6系列)
- (7) チッピング及びフレームガウジングの影響 (第7系列)
- (8) 棒径の組合せの影響 (第8系列)
- (9) 溶接棒の種類の影響 (第9系列)
- (10) 底部間隙の影響 (第10系列)
- (11) 開先形状の影響 (第11系列)

実験は整理の都合上第6～第11系列に分けて行つた。

1-2 実験方法

〔1〕 試験片形状及び実験条件

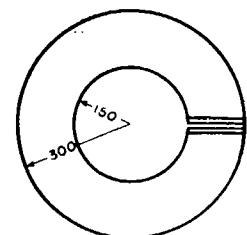
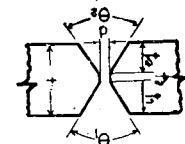
試験片としては円輪型の拘束試験片（第1図）を用いた。この際標準実験条件としては次の如きものを選んだ。

- i) 試験片の形状……63型（外径 600 mm, 内径 300 mm, 板厚 19mm）
- ii) 開先形状……対称X型(開先角 60°, 底部間隙 3 mm, 肩 2 mm)
- iii) 溶接棒……イルミナイト系溶接棒, 4 mm ϕ (神戸製鋼 B-17, 或は東洋電極 G-200)
- iv) 熔着方法……表裏交互にストリンガービードにて表裏各4層, 計8層, 熔接。裏はつりは一般に行わない。
- v) 溶接方向……円輪の内側より外側へ。

各系列の実験に於いてはその目的に応じてこれらの条件のうちのいくつかを適宜変更した。各系列における実験の目的及び実験条件を一括して第1表に示すが、各系列毎にその目的の詳細を述べれば次の如くである。なお今回の実験では試験片としては63型のもののみを使用した。

1) 第6系列

第6系列は溶接方向の組合せの影響を検討することを目的としている。溶接方向が収縮形状に及ぼす影響については、すでに第2系列で検討を行い、初層においては溶接方向によつて収縮形状は非常に異なるが、後になるとこの差がなくなるという結果が得られており、その説明として試験片について



第1図 円輪型拘束試験片

第1表 実験条件

No. of Experimental Series	Object of Observation	No. of Specimen	Size of Bevel			Direction of Welding	Electrode	Remarks
			t_1	t_2	d			
6th Series	Effect of Combination of Welding Direction	61	8.5	8.5	3	All Layers from Inner Circle	G-200, 4mmφ (Ilmenite Type)	
		62	"	"	"	A1 & B1: from Inner Circle, after A2: from Outer Circle	"	
		63	"	"	"	A1: from Inner C., after B1: from Outer Circle	"	
		64	"	"	"	Only A1 Layer welded from Inner Circle	"	
		65	"	"	"	All Layers from Outer Circle	"	
		66	"	"	"	A1&B1 from Outer Circle, after A2: from Inner Circle	"	
		67	"	"	"	A1 from Outer Circle, after B1: from Inner Circle	"	
		68	"	"	"	Only A1 Layer welded from Outer Circle	"	
7th Series	Effect of Chipping and Flame Gouging	71	8.5	8.5	3	Inner to Outer Circle	B-17, 4mmφ (Ilmenite Type)	Chipping
		72	"	"	"	"	"	Flame Gouging
		73	"	"	"	"	"	"
		74	"	"	"	"	"	"
8th Series	Effect of Combination of Rod Diameter	81	8.5	8.5	3	Inner to Outer Circle	B-17, 6mmφ All Layer	
		82	"	"	"	"	Al&B1 : B-17, 6mm φ Others : B-17, 3.2mm φ	
		83	"	"	"	"	B-17, 3.2mm φ All Layers	
		84	"	"	"	"	Al&B1 : B-17, 3.2mm φ Others : B-17, 6mm φ	
9th Series	Effect of Type of Electrode	91	8.5	8.5	3	Inner to Outer Circle	Al&B1: B-17, 3.2mm φ Others : B-17, 6mm φ	Ilmenite Type (Same as Spec. No. 84)
		92	"	"	"	"	Al&B1: B-17, 3.2mm φ Others : TB-24, 6mm φ	High Titania Type
		93	"	"	"	"	Al&B1: B-17, 3.2mm φ Others : LB-26, 6mm φ	Low Hydrogen Type
		94	"	"	"	"	Al&B1: B-17, 3.2mm φ Others: B-25, 6mm φ	High Iron Oxide Type
10th Series	Effect of Root Distance	102	8.5	8.5	2	Inner to Outer Circle	B-17, 6mm φ	
		103	"	"	3	"	"	Same as Specimen No. 81
		104	"	"	4	"	"	
		105	"	"	5	"	"	
11th Series	Effect of Type of Bevel	111	8.5	8.5	3	Inner to Outer Circle	B-17, 6mm φ	
		112	11	6	"	"	"	
		113	13	4	"	"	"	
		114	15	2	"	"	"	
		115	17	0	"	"	"	
								After completing A surface turn the specimen, back-chip and then weld the B surface

歪エネルギーが最小になるような形状に近づこうとする傾向があるためであるとの結論を下した。この議論からするならば2層目あるいは3層目から熔接方向を変化させてもそれに関係なく最終状態では一定の形状に近づいてくる筈である。

- 第6系列はこの点を吟味するため行つたものであつて、2層目あるいは3層目から熔接方向を種々に変更してその際の収縮形状の変化を調査した。

2) 第7系列

第7系列ではチッピング及びフレームガウジングの影響を検討した。チッピングの影響は試験片71を用い、チッピングの方法としてはチッピングハンマーによらずセーパーにより機械切削する方法をとつた。フレームガウジングの影響は72～74の3枚の試験片について調査したが、そのガウジングの条件を第2表に示す。

第2表 ガウジングの条件

Number of Specimen	72		73		74	
Number of Tip	No.2		No.1		No.2	
Tip Diameter, mm	3.0		4.3		3.0	
	1st Case	2nd Case	1st Case	2nd Case	1st Case	2nd Case
Oxygen Pressure, psi	70	70	70	70	70	70
Acetylene Pressure, psi	0.6	0.6	0.5	0.8	0.8	0.8
Gouging Speed, cm/sec	0.39	0.56	0.31	0.47	0.44	0.54
Weight of Gouged Metal, Wg gr	86	68	67	57	47	57
Loss of Weight of Electrode Consumed, Wg·1/n gr	143	113	112	95	78	95

Note: The weight of gouged metal is estimated by making a wax impression, and the loss of weight of electrode consumed is calculated from the weight of gouged metal.

チッピングやフレームガウジングは通常は表熔接を完了し、裏熔接を施行する前に行うものであるが、今回の実験では一旦熔接を完了したものにチッピングやガウジングを行い更に熔接する方法をとつた。従つて特に新らしい試験片を用いず、71～4についてそれぞれ試験片61, 92, 93及び94を用いた。

3) 第8系列

第8系列は棒径の組合せの影響を検討するため行つたものである。棒径の影響については第1及び第5系列で既に検討し、太径棒を用いた方が細径棒を用いるよりも収縮が少く、その効果は主として第1層に現われることが判つた。従つてこの議論によるならば第1層において太径棒を用いなければ太径棒を使用した効果は得られないとの推論が得られる。これを検討するため初層から最終層まで太径棒あるいは細径棒を熔接したもの、及び途中から棒径をかえたものについて比較実験を行つた。

4) 第9系列

熔接棒の種類については既に第4系列で調査したが、その時は収縮の増加傾向を示す傾斜が熔接棒の種類によつて異なるように見受けられた。今回の第9系列はこの問題を再検討するため行つたもの

で、初層及び次の層を同じ熔接棒（神戸製鋼、B-17、3.2mm ϕ ）で熔接し、3層目（A-2層）から熔接棒をかえて実験を行つた。使用した熔接棒はイルミナイト系（B-17）、高チタニヤ系（神戸製鋼、TB-24）、低水素系（神戸製鋼、LB-26）、及び高酸化鉄系（神戸製鋼、B-25）の4種で、いずれも6mm ϕ を用いた。なおイルミナイト系を用いた試験片91としては試験片84の結果をそのまま利用した。

5) 第10系列

第10系列では底部間隙の影響を調査した。底部間隙は2、3、4、5mmの4種類にかえ、熔接棒としてはB-17、6mm ϕ を使用した。また底部間隙3mmの試験片103については試験片81の結果をそのまま使用した。

6) 第11系列

第11系列では開先形状の影響を検討した。開先形状は対称X型からV型まで変更した。なおこの場合は実際の施工法に近い熔接法を採用し、表裏交互に熔接せず、表を熔接した後に裏はつりをし、裏熔接を行つた。

なおこの実験の時はダイアルゲージを用いて角変化及び撓み変形の詳しい測定を行つた。

また今回使用した各熔接棒に関する平均的な熔接条件を第3表に示す。

表3 表 実 験 条 件

番号	特性番号	条件	上板厚	下板厚	ギャップ	棒 径	熔接姿勢	開 先	連続、断続	上板高
1	F S 1		11	18	0	5	Horizontal	なし	C	130
2	F S 2	標準	"	"	"	"	"	"	"	"
3	F T 4		7	4.5	0	5	H	なし	C	50
4	F T 7		7	8	"	"	"	"	"	70
5	F T 10	板厚	10	10	"	"	"	"	"	80
6	F T 13		11	13	"	"	"	"	"	80
7	F T 25		11	25.4	"	"	"	"	"	200
8	F G 1	ギャップ	11	18	1	5	H	なし	C	130
9	F G 2	"	"	"	2	"	"	"	"	"
10	F G 3	ツブ	"	"	3	"	"	"	"	"
11	F R 4	棒径	11	18	0	4	H	なし	C	130
12	F R 6	"	"	"	"	6	"	"	"	"
13	F R D	姿勢	"	"	"	HB26P-A 4mm ϕ	"	"	"	"
14	F F		"	"	"	5	Flat	"	"	"
15	F E E 4		11	18	0	5	H	片復45°	C	130
16	F E E 6		"	"	"	"	"	片復60°	"	"
17	F E B 3	開先	"	"	"	"	"	両復30°	"	"
18	F E B 4	"	"	"	"	"	"	両復45°	"	"
19	F E B 6	"	"	"	"	"	"	両復60°	"	"
20	F D S 7		11	18	0	5	H	なし	千島 75~125	130
21	F D S 5		"	"	"	"	"	"	50~80	"
22	F D S 3		"	"	"	"	"	"	30~50	"
23	F D P 7	断続	"	"	"	"	"	"	並列 75~125	"
24	F D P 5		"	"	"	"	"	"	"	"
25	F D P 3		"	"	"	"	"	"	50~80	"
26	F S N 7		"	"	"	"	"	"	セレーション 75~125	"

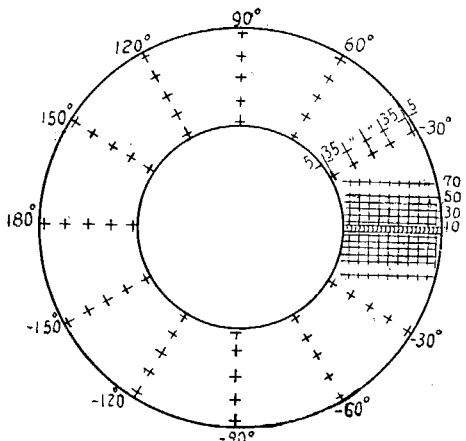
〔2〕 横収縮測定方法

横収縮の計測方法は前回と同様、ビードをまたがつて 60 mm の距離で平行線を引き、15 mm 間隔で 10 点の十字線を書き、各層熔接ごとに表裏面について測長機を用いて計測した。

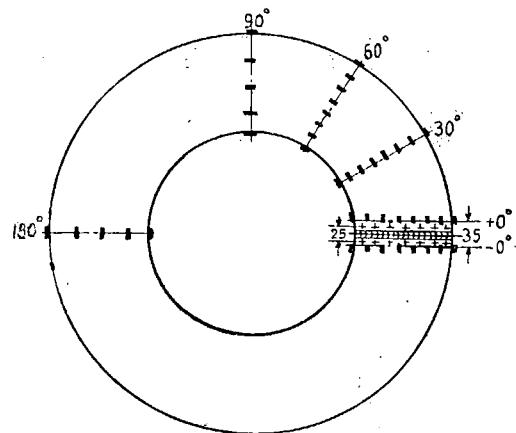
〔3〕 角変化及び撓み変形の測定

一般の試験片の場合は横収縮に重点をおき角変化の影響を少くするため表裏交互に熔接を行つたので、角変化については両面の差から算定しこれ以上詳しい計測を行わなかつた。

然し第 11 系列（開先形状の影響）に於いては表側の熔接を完了した後に裏熔接に移つた関係上相当の角変化を生じたので、ダイアルゲージを用いての角変形及び撓み分布についての測定も行つた。測定点は第 2 図に示す如く総計 169 点である。



第 2 図 撓み測定点



第 3 図 残留応力測定のための歪計貼布位置ならびにクイチガイ測定点（標点距離 25 mm）

〔4〕 残留応力測定

1) 多層熔接に於ける拘束応力の測定

第 1 系列に属する試験片について抵抗線歪計を用いて計測した。測定は各層熔接後常温に冷却してから行つた。測定位置は 60°, 90°, 120° 及び 180° の位置で円輪の円周とした。

2) 熔接後の残留応力及びクイチガイの測定

試験片 65 (第 6 系列, 5 mm ϕ 熔接棒) に関する第 3 図に示す位置に抵抗線歪計を貼布し残留応力の測定を行つた。この際次の 3 段階における応力変化を測定した。

- (1) ビードにスリットを入れた場合
- (2) 更にビードを切り取つた場合
- (3) 歪計貼布箇所を更に細分した場合

またこの場合熔接部をまたがつて 25 mm の距離でゲージ線を書き、ビードにスリットを入れた場合のクイチガイも併せ測定した。

以上の測定に於いては残留応力とクイチガイの両者の測定を行つた関係上半径方向の歪変化の測定は技術的に困難であつた。そこで試験片 56 (第 5 系列, 6 mm ϕ 熔接棒) について残留応力の測定だ

けを γ , θ 両方向について実施した。この際歪計貼布位置は第3図に大体準ずるものであつて, θ 方向に関しては熔接中心から 17.5 mm の位置に熔接部の両側各 7 点, 90° , 180° 離れた位置に同じく各 7 点, γ 方向については熔接部の $+0^\circ$ の側には熔接中心から 17.5 mm 及び 27.5 mm の位置に各 6 点, -0° の側には熔接中心から 17.5 mm の位置に 6 点, 90° 及び 180° の位置に各 6 点, 従つて両方向合計して 58 点となつてゐる。

1-3 実験結果及び解析

〔1〕 収縮の一般的傾向

表裏面に於ける収縮量の平均値 U_m は、熔接線方向に一様ではなく、ほぼ直線的に変化するのでこれを次式の如くおいて整理した。

$$U_m = \bar{u} \left\{ 1 + \alpha \left(\frac{r}{\bar{r}} - 1 \right) \right\} \dots \dots \dots \dots \dots \dots \dots \quad (1)$$

但し

$$\bar{r} = 1/2 (a + b), a : \text{外半径}, b : \text{内半径}$$

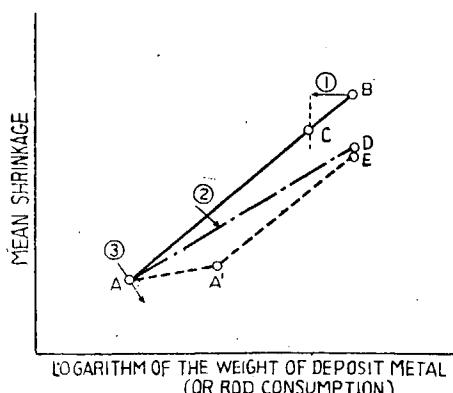
\bar{u} : 全測定値の平均収縮量

α : 収縮量中に示める回転成分の量 (無次元)

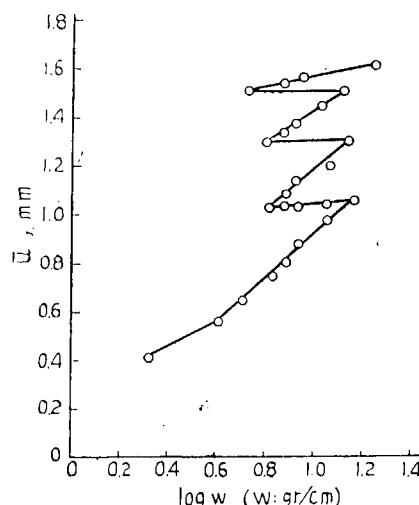
また 2 層, 3 層と層を重ね熔着量がますに従つて収縮量は増加するが, \bar{u} と “単位熔接長当たりの熔接棒使用量” W の対数との間には、ほぼ直線関係が成立する。このことは熔接施工法を変化させて収縮を少くするには次の 3 つの手段があることを示している。

- 1) 第4図に於いて矢印の(1)如く最終的に熔着する量を減少させる。(収縮は B より C まで減少)。
- 2) (2) の如く傾斜を少くする。(収縮は B より D まで減少)
- 3) 初層熔接時に於いて矢印(3)の方向にもつて行く。(初層の点が A より A' に移れば収縮は B より E まで減少)

この考え方にもとづいて各系列の実験結果を検討した。



第4図 施工法の変化が収縮に及ぼす影響
(概念図)



第5図 チッピングおよび再熔接の繰返しによる収縮の変化 (試験片No. 71)

〔2〕 平均収縮量に及ぼす熔接施工法の影響

1) チッピングの影響

チッピングを行つた試験片 71 についての $\log W - \bar{u}$ の関係を第 5 図に示す。

この図に於いて、チップした量は熔着効率 0.60 として熔接棒使用量の減量に換算した。

この図から明らかなように、チッピングを行つても熔着量は殆んど変化せず、その後再び熔接すると収縮は最初の熔接の場合とほぼ平行に増加する。試みに同一の試験片についてチッピングを繰返したが、第 2 回まではこの傾向は変らず、第 3 回のチッピングを施した時はその後の熔接の際に収縮増加傾向が減少した。チッピングによつて収縮量の減少しないのは、チッピングによつてもクイチガイが発生せず、彈性的な平衡が少しく変化するに過ぎないためであり、その後再熔によつて収縮が増加するのは、新たに熱が加えられビードの収縮が加算されるからである。また数回熔接を繰返すと傾斜が減少するのは塑性変形の増加のためと考えられる。

ここでチッピングを行つた後の収縮の増加傾向が初期の熔接の場合と同等であるという上述の考え方を利用すれば簡単な換算式が得られる。

すなわち W_1 だけ熔接した後、 ΔW_1 だけチッピングし更に熔接して結局 W だけの熔着量に達した場合の収縮量は、次式で示す等価熔接棒使用量 (W_{eq}) だけチッピングせずに熔接した場合に等しい。

$$W_{eq} = W \times \frac{1}{1 - \frac{\Delta W_1}{W}} \quad \dots \dots \dots \dots \dots \dots \dots \quad (2)$$

従つて同一量 (ΔW_1) だけチップする場合には、チップする前に熔接する量 (W_1) が多い程 W_{eq} は少く収縮の増し方が少い。

よつて非対称 X 型開先を熔接する場合には開先断面積の大きい方を先に熔接する方が収縮の点からは有利であると考えられる。

またチッピングを n 回繰返した場合、収縮の増し方は変わらないと考えるならば、 W_{eq} は次式で示される。

$$W_{eq} = W \times \frac{1}{1 - \frac{\Delta W_1}{W_1}} \times \dots \dots \times \frac{1}{1 - \frac{\Delta W_n}{W_n}}$$

これらの状況を示せば第 6 図の如くなる。

2) フレームガウジングの影響

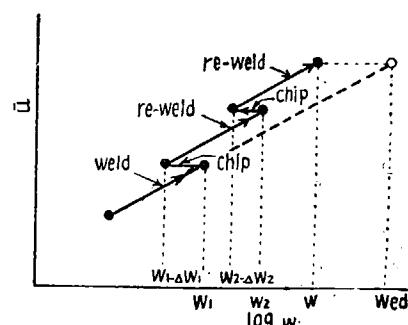
フレームガウジングを行つた試験片についての $\log W - \bar{u}$ の関係を第 7 図に示す (7-2~7-4)。

この際チッピングと異り、ガス焰によつて加熱されるため、ガウジングそのものによつて収縮は増加するがその量は熔接の場合に比較すると少い。

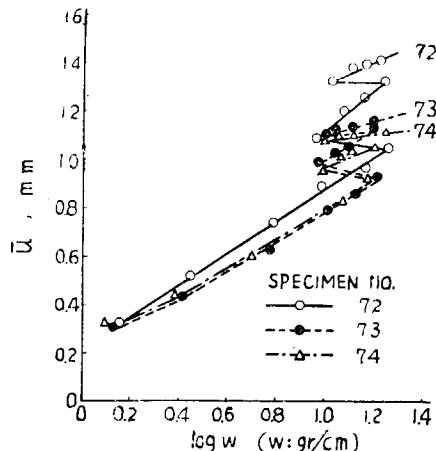
再熔接について示される傾向はチッピングの場合と同様である。

3) 棒径組合せの影響

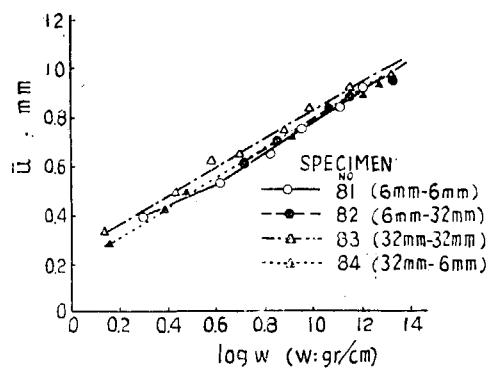
第 8 系列 (棒径の影響) の $\log W - \bar{u}$ の関係を第 8 図に示す。この図によると各層とも太径棒を用



第 6 図 チッピングの繰返しによる収縮の変化 (概念図)



第7図 ガウジングの施工による収縮の変化(試験片)



第8図 収縮に及ぼす熔接棒径の影響
(第8系列)

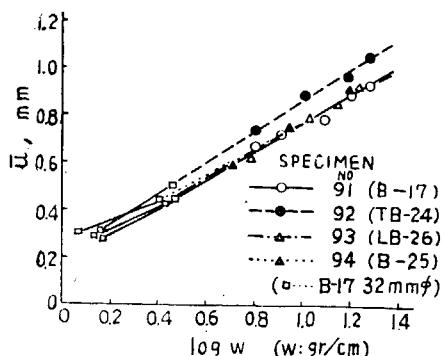
いたものは、各層とも細径棒を用いたものに較べると収縮量は少いが、途中から棒径を変えてても収縮には影響を与えないという点に関して明らかでない。

これは図からも明らかなように第1層熔接時の熔着量が棒径によつて大きく変化しなかつたので、これが実験結果に影響を与えてゐると思われる。従つて $2.6\text{ mm}\phi$ 及び $8\text{ mm}\phi$ 位に棒径の非常に異なるものについて更に検討を加えたいと思う。

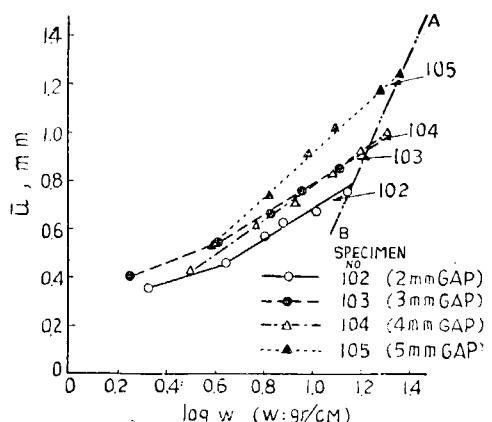
4) 熔接棒の種類の影響

第9系列の実験結果は第9図の如くであつて、第4系列の場合とは全く異り、高チタニヤ系以外は全く変わらないという結果となつた。

この両実験のくいちがいについては更に詳しい考察を要するが、これらの実験から普通の熔接棒の間では余り大差はないと考えて一応差支えないものと思われる。



第9図 収縮に及ぼす熔接棒の型式の影響
(第9系列)



第10図 収縮に及ぼす底部間隙の影響
(第10系列)

5) 底部間隙の影響

実験結果は第10図に示す如く、収縮量は底部間隙がませば著しく増加している。

即ち、底部間隙の増加に伴い、開先断面積は増加するから第4図に示した。①の効果があることは明かである。

ところが実験結果をみると収縮の傾斜は底部間隙の増大とともに著しく増加しており、この②の効果は①に優るとも劣らぬ程度のものであるという注目すべき事實を示している。

次に③の効果については底部間隙が広い程第1層目の収縮量は増大するものと考えるのが自然であるが、然し実際には底部間隙が広くなると裏側に溶け落ちる量が増加してしまうので、熔接棒使用量だけからこの問題を詳しく吟味することはできなかつた。

底部間隙の影響は他の影響よりも非常に大きいということは、施行上重視すべきものと思われる。

6) 開先形状の影響（第11系列）

第11図に示す如く、前述の①及び②の効果は顕著に現われている。

即ち開先の非対称性が強くなる程収縮の増加傾向は大となつてゐる。但し対称X型はV型に次ぐ収縮の傾斜をもつてゐるが、その理由は明かでない。

なお、開先形状の影響は5)の場合と同様に単に①のみでなく、②の影響もあり、その影響が量的にも大きいことは注目すべきものと思う。

[3] 収縮形状ならびにその変化

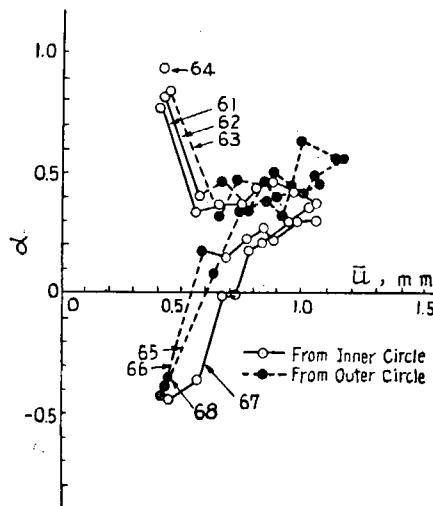
収縮は熔接方向及び层数によつて相當に変化する。これについては既に第2系列において①式の α なる量を量いて検討を行つた。

即ち初層の熔接時には開先の移動が収縮形状に重要な影響を与えるが、最終状態では歪エネルギーの少い試験片として安定な形に近づこうとする傾向がある。そして最終状態での α の値は、内径及び外径の比で決まり、①式で示されるようなクイチガイをもつた円輪を接合する時の歪エネルギーを考え、更に上述の初層の影響をも考慮に入れれば、 α は0.65より少し低い値に収斂するであろうと結論した。

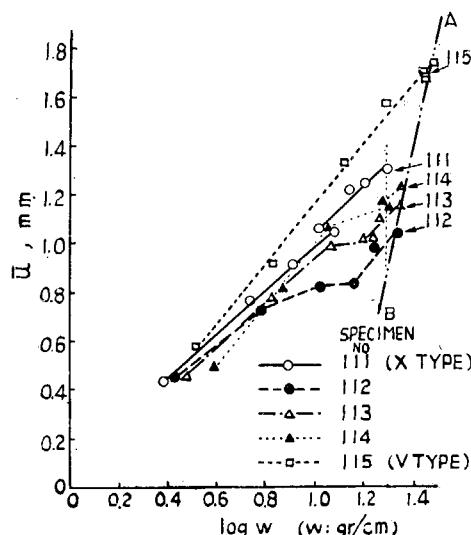
この議論からするならば、2層目或いは3層目から熔接方向を変化させても、それに関係なく一定の形状に近づく筈である。

第6系列はこの点の吟味を目的としたものであるが、その実験結果を第12図に示す。

これを見ると熔接方向の影響、各層に於ける影響



第11図 収縮に及ぼす開先形状の影響
(第11系列)



第12図 収縮形状に及ぼす熔接方向の組合せの影響 (第12系列)

は前回と同様な傾向を示している。また α の値は第 2 層以後に於いては層数を重ねるに従つてある一定のことろ (0.3~0.6) に近づき熔接方向には全く関係はないことがわかる。即ち上述の議論の妥当であることが確認されたわけである。

〔4〕 角変形及び撓み変形

1) 角変形と撓み変形との相互関係

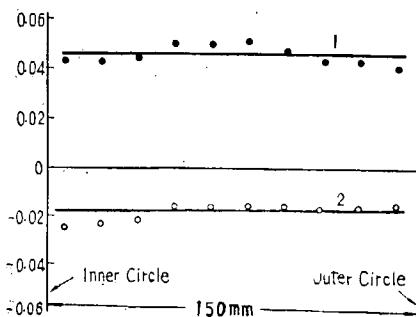
熔接に於いては熔着金属の収縮が板厚方向に一様ではないため角変化を生じ、同時に撓み変形が発生する。この角変化量 φ は A, B 両面での横収縮 U_A , U_B から次式で求めることができる。

$$\varphi \doteq (U_A - U_B)/t \quad t: \text{板厚}$$

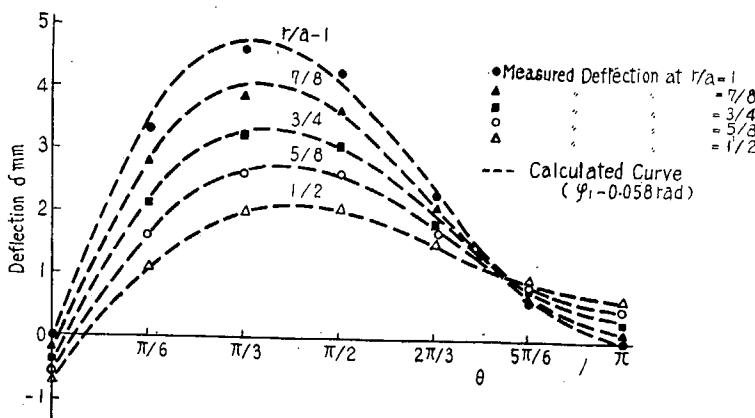
φ の熔接線方向の分布をこのようにして求めることができる。その一例を示せば第 13 図の如くでこれから判るように φ は熔接線方向にほぼ一定であり、ここではその平均値をのみ取扱うこととした。

熔接部の近傍の撓み変形からも角変化量を求めることができると、これは前述の φ とほぼ等しい傾向を示している。然しダイアルゲージの撓み分布の切線を引いて角度を求めるので、精度は寧ろ前者に劣ると考えられる。

さて角変化が生ずれば当然の結果として接手には撓み変形が誘起される。試験片全体としての撓み分布の測定例を第 14 図以下に示す。



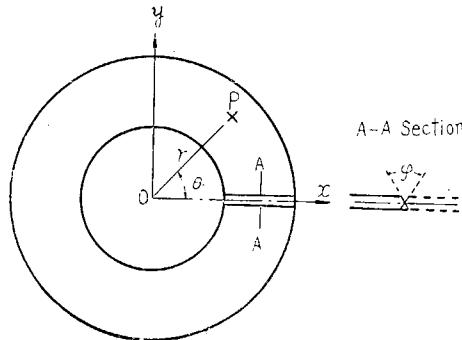
第 13 図 角変化量 (単位 radian) の熔接線方向の分布例 (直線 1: 試験片 No. 115, B 1 層, 直線 2: 試験片 No. 111, B 3 層)



第 14 図 撓み分布の例 (試験片 No. 115, A 5 層)

この撓み変形と角変化とは独立なものでなく相互に関連をもつている。この両者の関係を弾性的なクイチガイの考え方を用いて検討してみる。

即ち第 15 図に示す円輪に於いて、 $\theta = 0$, $\theta = 2\pi$ との両岸が一致せず φ だけ傾斜している場合、その両岸を無理に接合した際の撓み δ を考えると、次式で表わされる。



第 15 図 曲げ形式のクイチガイ

$$\frac{\delta}{a} = \frac{1-\nu}{8\pi} \cdot \varphi \cdot H(\varphi, \theta)$$

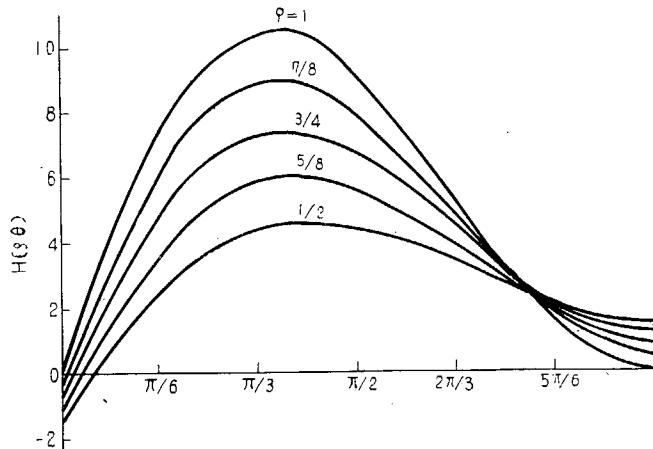
$$H(\varphi, \theta) = \varphi \left[\left\{ 2 \frac{1+\nu}{1-\nu} \log \varphi + \frac{1-\nu}{3+\nu} \frac{1-\varphi^2}{1+\lambda^2} - \frac{1-\varphi^2}{1+\lambda^2} \frac{\lambda^2}{\varphi^2} \right\} \cos \theta + \frac{4(\pi-\theta)}{1-\nu} \sin \theta \right]$$

但し $\varphi = r/a$, ν : ポアソン比

$\lambda = 1/2$ の場合の $H(\varphi, \theta)$ の値は第 16 図に示す如くである。

上式より算定した計算値を実測した角変化と比較するためには、第 14 図には計算値をも示した。

この図から明らかな如く計算した撓み分布は実測値とかなりよく一致しており、熔接によつて生ずる撓み変形は、その角変化が完全に弾性的なものであると考えて計算したものと殆んど等しいことを示している。



第 16 図 $H(\varphi, \theta)$ 但し $\lambda = 1/2$

2) 角度変化量と熔接量との関係

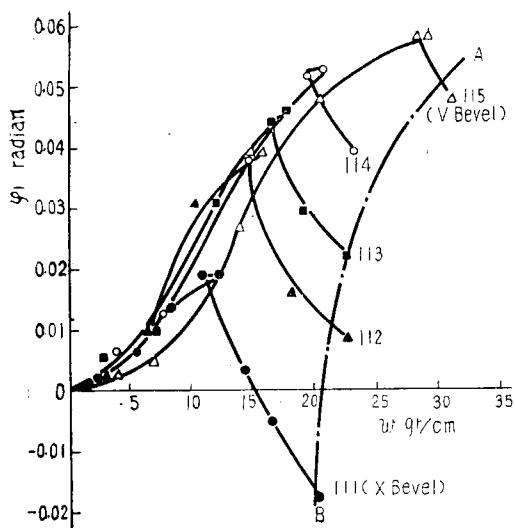
角変化について詳しい実験を行つた第 11 系列について単位熔接長当たりの棒使用量と角変化との間には第 17 図の如き関係がある。

角変化は横収縮とは異り第 1 層ではあまり増加せず、3 層附近で急速に増加し最終層に近づくと再び増加しなくなる。

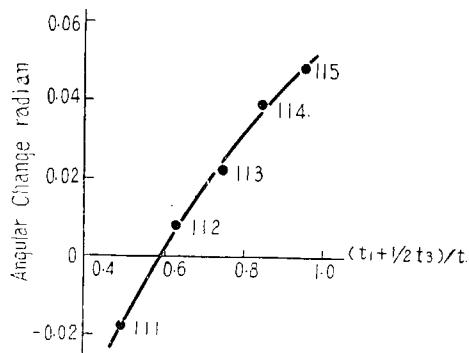
チッピングは横収縮の場合と同様に角変化には影響はない。また裏熔接を行えば反対側に角変化を生ずるが、この際の変化率は同じ量だけ表熔接を継続したと仮想した場合に比べればかなり大きく、また裏熔接を続けて行くとその変化率は減少する。

開先形状による最終状態の変化は第 17 図の鎖線 A-B で示される。

以上の実験結果から最終状態に於ける角変化量を最小にするような接手形状を考えるために ($t_1 +$



第 17 図 熔着量と角変化との関係 (第II系列)



第 18 図 角変化量 (熔接完了状態) に及ぼす開先形状の影響
($t=19$, $t_3=2$ mm)

$1/2 t_3)/t$ と最終状態の角変化量との関係を求めるとき第 18 図の如くなる。(但し t_i = 表側開先の深さ, t_3 = 肩 ($= 2$ mm))。

この図より $(t_i + 1/2 t_3)/t$ は 0.6 の時角変化は 0 であり、これに肩が 2 mm であること、チッピングの量は実際の量より少いことなどを考えれば、開先としては表 7, 表 3 の非対称型 X 型を用い、裏溶接の後初層までチッピングによりはつり取った後、裏溶接を行うような施工法が適していると考えられる。

〔5〕 残留応力

1) 多層溶接に於ける拘束応力の変化

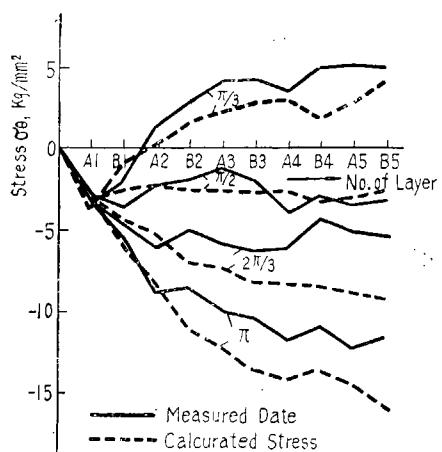
第 1 系列の実験において測定した。これを第 19 図に示す。また横収縮を Volterra 型のクイチガイと考えて計算した結果を同図に破線で示した。これによると実測値と計算値はかなりよく一致しており、横収縮量をクイチガイと考えて、拘束応力は計算し得ることを示している。

2) 残留応力とクイチガイとの関係

溶接部よりかなり離れた個所に発生しているいわゆる拘束応力は収縮量をもととして算出し得るが、溶接部の近傍に関しては、そう簡単な取扱いはできない。

それは溶接部の近傍では塑性変形を生じ、またビードの横収縮も大きく関与しているからである。

ここで溶接による残留応力を理論的に考えて、弾



第 19 図 多層溶接における拘束応力の変化 (試験片 No. 11)

性の個有応力の問題として考え、これと実測値との比較検討を行つてみる。

即ち円輪を熔接した時に生ずる残留応力は、円輪の多連結性によるクイチガイの問題及び熔接による不適合度の分布によるクイチガイの問題と併せて考えねばならない。ここでは前者を Volterra 型クイチガイ、後者を高次のクイチガイと呼ぶことにする。また残留応力について次の 3 者について考えてみた。

(1) Volterra 型クイチガイによる応力

(2) ビードにスリットを入れた時に生ずる高次のクイチガイによる応力

(3) ビードで切断し接手を単連結領域に導いた時に生ずる応力

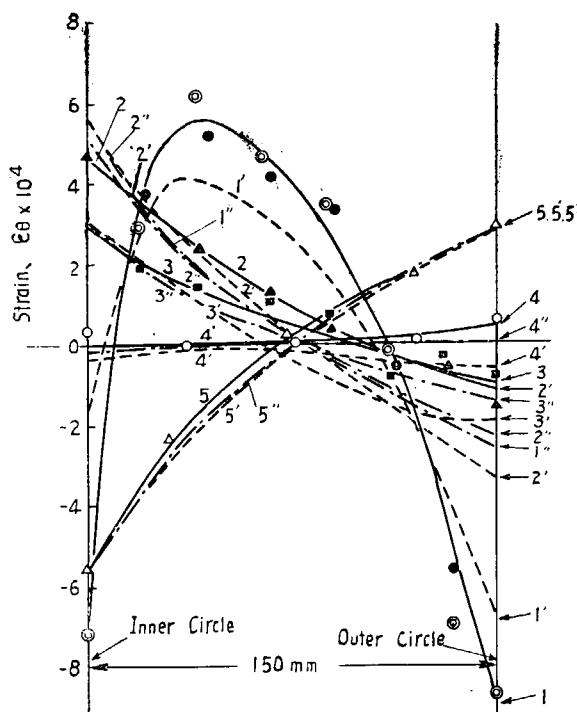
このように分けて考えた根拠は次のようにある。先づ Volterra 型クイチガイは横収縮との関係を調べるに便利である。また(2)の場合はスリットの個所では $a = 0$ であることを考慮すると、高次のクイチガイによる応力分布は熔接線に直角方向に関してはそれがそのまま残留応力を意味するわけであるから、クイチガイの測定からビード上の横方向の応力分布だけは直ちに推定できる。

以上の考察からするならば、高次のクイチガイによる応力分布はスリットを入れ解放した際に 0 になるような応力分布についてのみ厳密には意味をもつことになるが、熔接によって生ずる不適合度は熔接部の近傍にかなり集中していると予想されるから、(3)に属する応力或は(3)の段階に於いてビードだけを取り除いた後に残る応力は相当少い可能性がある。そしてそのような場合には Prandtl の 3 次元翼理論の場合と同じように不適合度の線上分布の問題として熔接による残留応力の問題を扱えることになるわけである。

今回の残留応力測定に当つては以上の考え方の検討に主眼点を置き次の 3 段階に分けて測定した。

第 1 ビードにスリットを入れた際の応力変化を測定した。この状態では Volterra 型クイチガイと高次のクイチガイに相当する応力が測定できる。試験 No. 65 に関するこの応力変化を第 20 図に示す。但し ε_0 のみを測定した。

この際クイチガイの測定をも行つたが、

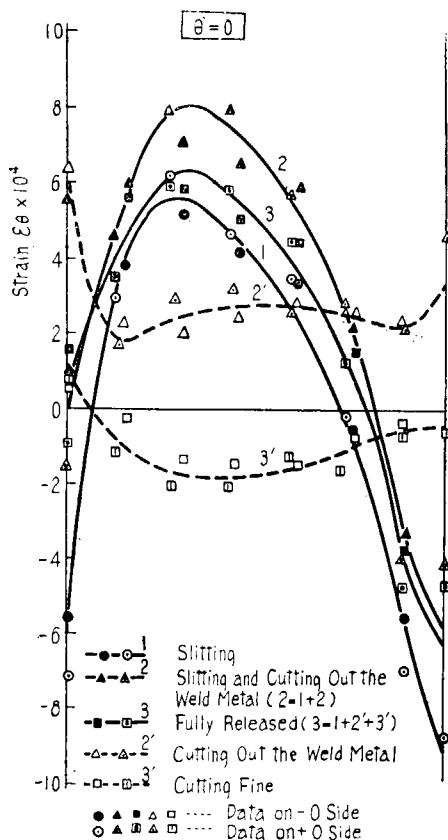


Position	$\theta = 0$	$\theta = \frac{\pi}{16}$	$\theta = \frac{\pi}{13}$	$\theta = \frac{\pi}{12}$	$\theta = \frac{\pi}{4}$
Measured Strain	-0	+0	-2	-3	-4
Calculated Strain (Dislocation of Higher Order)	-1'	-2'	-3'	-4'	-5'
Calculated Strain (Volterra Type)	-1''	-2''	-3''	-4''	-5''

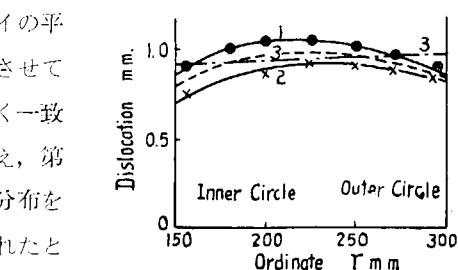
第 20 図 熔接線に沿つてスリットを入れた際の歪変化
(試験片 No. 65)

その結果を第 21 図に示す。ここで表裏面のクイチガイの平均値を平面的クイチガイと考え、これを 2 次式で近似させて計算すると第 20 図の点線群となり実測値とかなりよく一致している。この場合 Volterra 型クイチガイのみを考え、第 21 図の鎖線の如くクイチガイを直線とした場合の応力分布を求めると第 20 図の鎖線群の如く示され、 60° 以上離れたところではかなりよく一致しているが、 30° のところでは相当異り、 0° のところでは全く傾向の違つたものとなつてゐる。

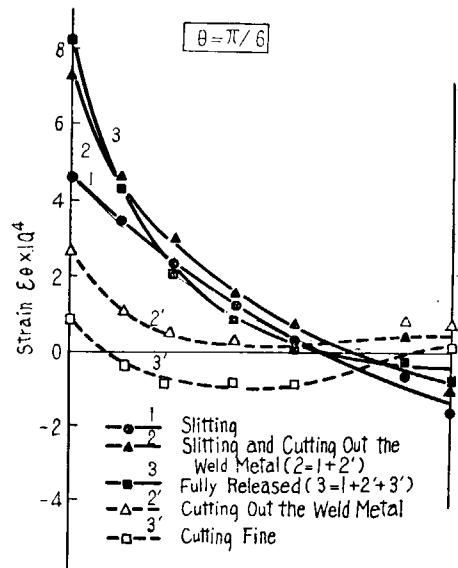
次に第 2, 3 段階としてビードを取り除き、更に細分した時の応力分布を求めたが、これらの結果を第 22 図以下に示す。この図を見ると 30° 及び 60° の位置では応力変化は少いが、 0° のところでは特に第 2 段階でかなりの変化が認められる。これはビードの横取締の影響と考えられる。



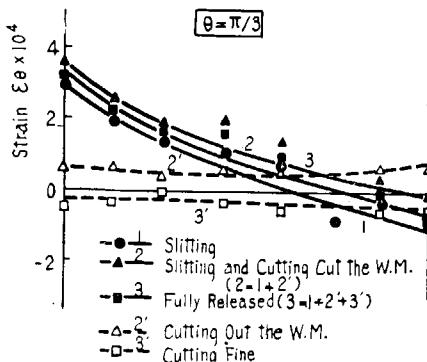
第 22 (a) 図 各解放状態における歪変化
(試験片 No. 65, $\theta = 0$)



第 21 図 熔接線に沿つてスリットを入れた際に生ずるクイチガイ (試験片 No. 65)



第 22 (b) 図 各解放状態における歪変化
(試験片 No. 65, $\theta = \pi/6$)



第 22 (c) 図 各解放状態における歪変化
(試験片 No. 65, $\theta = \pi/3$)

然し応力分布の傾向は第1段階のものと大体類似している。

以上の結果を総合して、横方向の応力分布を考察するに際しては高次のクイチガイまで考慮に入れるならば大体の傾向は知ることができるようである。

これに反して熔接線方向の応力は第23図から判るように不適合度の平面的分布を考慮に入れなければ不充分と思われる。

1-4 結論

前項に於いて述べた結果を総合すると次のようなことが言える。

1) 平均収縮量

各施行法の中で最も大きな影響を与えるものは、底部間隙と開先形状である。

チッピングやガウジングはこれらを行つた後熔接すれば、これを実施しなかつた場合より収縮は増大する。従つて裏はつりや補修のためのチッピングなどは最小限度に止めることが望ましい。裏はつりは開先の大きい方を先に熔接した後に施行する方がよい。またチッピングの方がガウジングよりは収縮に対する影響は少い。

上記の事実から仮りに収縮の少い施行法を考えて見ると次の如くなる。

即ち開先としては底部間隙の少いH型開先をとる。これは熔着断面を少くするとともに、底部間隙が少くとも初層から太径棒を使用できるようにしたからである。この開先についてはできるだけ太径棒を用いてその大きい方の側から熔接し裏側をチッピングした後熔接する。この際開先の表裏の対称度は角変化の問題から考えて7:3位が適當と思う。

2) 収縮形状及びその変化

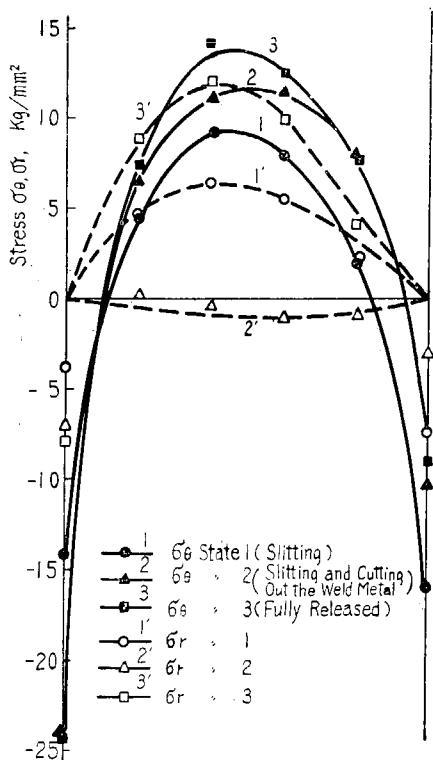
収縮形状は初層の熔接方向によつて大いに影響するが最終状態に於いては、熔接方向に關係なく接手として安定な歪エネルギーの少い形状に近づいて行くことが判つた。

3) 角変化と撓み変形との関係

拘束衝合せ接手に於いては角変化や撓み変形が生ずるが熔接部の角変化を弾性的クイチガイと考えて計算した撓み分は実測値と良く一致する。

4) 角変化と熔接量との関係

横収縮の場合と異り、初層では余り角変化は生ぜず、第3層附近で急速に角変化が増大し、最終層に近づくと再び増加しなくなる。チッピングは横収縮の場合と同様影響はない。



第23図 残留応力(曲線)ならびにスリットを入れ且つ熔接部を除去した際の応力変化(試験片No.56, 測定位置:熔接線の近傍)

また裏溶接を行えば反対側に角変化を生ずるが、この際の変化率は同じ量だけ表溶接を継続したと仮想した場合より大きい。また裏溶接を続けて行くとその変化率は減少する。

開先形状が異ればそれに伴つて角変化は異なるが、これについての施工法の考察は 3) に於いて述べた。

5) 多層溶接に於ける拘束応力の変化

溶接部よりかなり離れた個所に生ずる拘束応力は各層溶接時の横収縮を Volterra 型のクイチガイと考えて計算して大体差支えない。

6) 残留応力とクイチガイの関係

溶接部の近傍に於ける残留応力に関しても溶接線の直角方向の応力は高次のクイチガイまで考慮に入れるならば溶接後ビードの個所で切断した際に生ずるクイチガイから大体の傾向を知ることが可能である。

2. 隅肉接手の角変化、特に“やせ馬”の軽減に関する研究

2-1 研究目的

昨今、新造貨物船が就航後に船底外板が、肋骨間で甚だしく凹入するという事故が数隻に発生した。

これは構造、工作法、載貨状況、就航時の天候など、あらゆる角度から検討をする必要があるが、しかし建造時のいわゆる“やせ馬”が事故に大きく関与していることは明らかである。

本研究はこのやせ馬の発生に関する因子をつきとめ、これの軽減方法の一指針とする目的としたものである。

即ち、ここでは、自由接手に関する研究、拘束接手に関する研究、及び実船に於ける検討をも目的としたが、やせ馬の問題に関しては昭和 29 年度の第 16 研究部会に於いても取上げられることになつたので、これらの項目について一律に研究を行うことはやめ、やせ馬に関しては基礎となつている自由接手の問題に主力を注ぎ、他の項目については、二、三の予備的調査をのみ行うこととした。

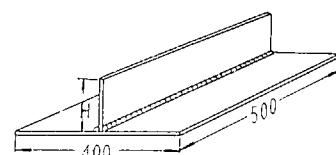
実施した実験結果は次の如くである。

2-2 実験方法

〔1〕 実験条件

第 24 図に示す如き T 型接手に対し、板厚、溶接方法等を種々に変え、角変化量に及ぼす溶接施工法の影響について検討を行つた。調査項目は下記の如くである。

- 1) 下板の厚さの影響
- 2) 上下板の間隙の影響
- 3) 棒栓の影響
- 4) 溶接姿勢の影響
- 5) 片刃及び両刃溶接における開先形状の影響
- 6) 断続溶接



第 24 図 試験片

〔2〕 試験片

第 24 図に示す如く下板はすべて $400 \times 500\text{mm}$ である。但し下板、上板とも厚さが変るので縦曲りの影響を除くため上板の高さ H は変っている。

なお標準試験片としては、上板 11 mm、下板 18 mm をとつているが、これは船底凹損に関連して問題になつてゐる D·W 10,000 t 貨物船の肋板と外板との寸法にはほぼ近いものをとつてゐる。

〔3〕 熔接

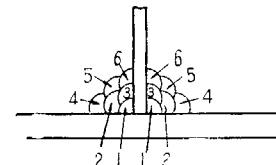
熔接は深熔込熔接棒 (HB 26-P A type) を除き、すべてで B·17, 5 mmφ で 6 passes, 3 層で行い、片側の熔接が終つて完全に室温まで冷却してから、他側の熔接に移つた。

熔接の標準条件は下記の如くである。

熔接電流 220~240 amp

アーク電圧 25~30 volt

熔接速度 240 mm/min.

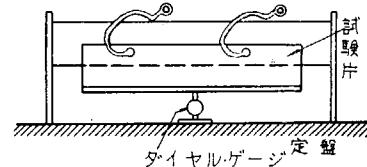


第 25 図 熔接方法

〔4〕 角変化測定

角変化の測定は第 26 図の如く、治具にて試験片を定盤の上に吊し、ダイアルゲージを熔接線に直角方向に移動して行つた。

測定位置は上板中心より両側 50 mm まで 10 mm 間隔に 6 点、両側合計 22 点、これを長手方向の中心及びその両側 125 mm の位置の 3 個所で行い結果の整理には対応位置 3 点の平均をとつた。



第 26 図 角変化の測定

2-3 実験結果

実験結果の大要を列挙すれば次の如くである。

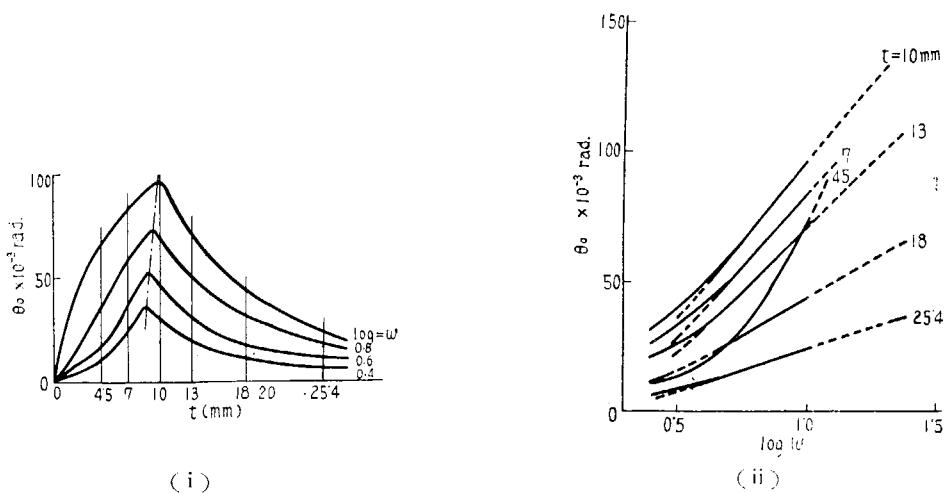
〔1〕 板厚及び熔着量の影響

下板厚を 4.5 mm (上板 7 mm), 7 (上板 7 mm), 10 (上板 10 mm), 13 (上板 10 mm), 18 (上板 11 mm), 25.4 (上板 11 mm) と変えた場合の熔接量 w と角変化 θ_0 との関係を図示すると第 27 図の如くなる。

ここで熔着量は単位熔接長当たりの熔接棒使用量 gr/cm をとつてゐる。これを実際の熔着量或は脚長に換算するには熔着率を 58 %—実測—として計算すればよい。

本図より $\log w = 1.0, 0.8, 0.6, 0.4$, なる等熔着量に於ける下板厚と角変化量との関係を図示すると第 27 図の如くなる。

これを見れば角変化 θ_0 は熔着量が増加するとその対数には比例して増加することがわかる。(但し熔着量が少い範囲ではかなり異なる。) また板厚についてはどの脚長に関しても約 10 mm の場合が



第 27 図 焼着量—板厚—角変化量間の関係

最も大きい。

これは 10 mm より薄い板では温度分布が均一になるために角変化が少く、厚板では反対に曲げ剛性が増すために角変化が少くなるものと考えられる。

[2] ギヤップの影響（第 28 図）

ギヤップは、0, 1, 2 mm の 3 条件について行った。ギヤップが大きくなると角変化量は少くなる傾向にあるようであるが、その差は少い。

[3] 棒径の影響（第 29 図）

棒径は 4, 5, 6 mm ϕ の 3 条件を行ったが、一定の傾向は出なかつた。

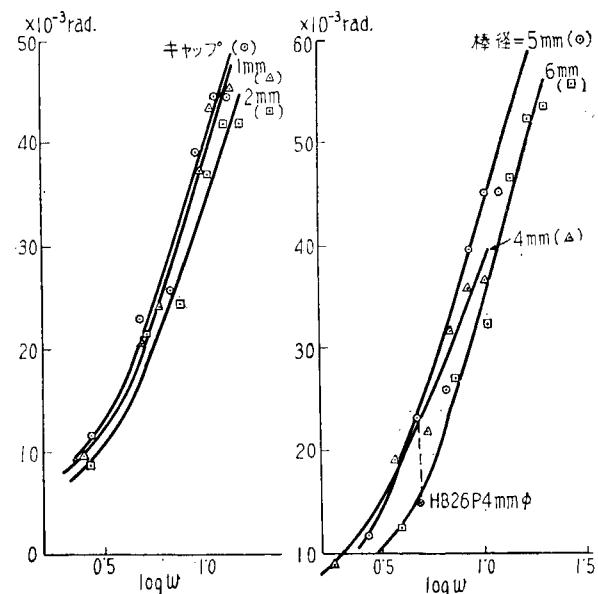
深熔送熔接棒としては神鋼 HB 26-P A-type を用いたが普通棒に較べて角変化は少くなる。

[4] 焊接姿勢の影響（第 30 図）

水平、下向の 2 条件について行ったが差は認められなかつた。

[5] 開先形状の影響（第 31 図）

開先形状に関しては T 接手に比べて片刃は少く両刃は大きな角変化を示す



第 28 図 ギヤップの影響

第 29 図 棒径の影響

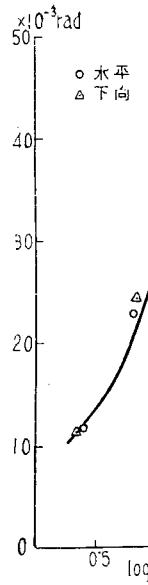
ことがわかつた。

然しこの問題に関しては当然開先が変れば同じ熔着量に対する接手の強度が変わってくるからこの問題もあわせ考えなければならない。

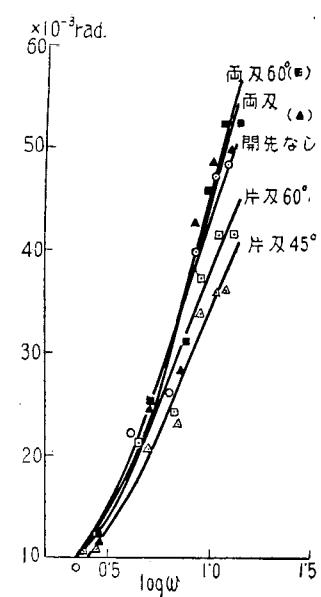
〔6〕 断続熔接の影響（第 32 図）

連続、並列、千鳥及び Serration についての実験結果を第 32 図に示す。この図に於いて熔接棒使用量としてはこれを熔接全長についての等価熔接棒使用量をとつてプロットしてある。図から明らかな如く連続に較べて断続熔接は角変化が少い。並列と千鳥との差は必ずしも明らかでないが並列の方が少いようである。セレーションは最も少い。

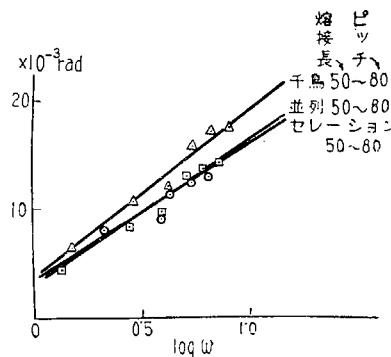
またピッチは影響があるようでピッチの長いものほど角変化が少い。これは熔接されない部分が曲げ変形に抵抗するからであろう。



第 30 図 熔接姿勢の影響



第 31 図 開先の影響



$w = w/L$
 w : 熔接棒使用量 g
 L : 接手全長 cm

第 32 図 断続熔接

2-4 解析及び考察

板厚、熔着量、ギャップ、棒径、熔接姿勢、開先形状、断続熔接などの各要因が自由隅肉接手の角変化 θ_0 に及ぼす影響の大要是上記の如くであつて、これらの中では板厚、熔着量及び断続熔接が大きな影響を与えていている。

これら各要因の影響をその発生機構にふれつつ理論的に検討することは現在の段階では不可能であるが、板厚及び熔着量の影響に関しては次のような実験式を導いた。

すなわち第 27 図に示す如く、角変化 θ_0 は板厚及び熔着量によつて顕著に変化し、板厚 $\geq 10\text{mm}$ 熔接棒使用量 $w \geq 8.5 \text{ gr/cm}$ ($\log w \geq 0.7$, 脚長 $\geq 9.5 \text{ mm}$)においては角変化量 θ_0 は熔接棒使用量の対数にほぼ比例して増加し、板厚の増加とともに減少する。そしてこの範囲については近似的に次式が成立する。

$$\theta_0 = \frac{4 \log w - 1}{t^{1.5}}$$

板厚が 10 mm 以下になると角変化は反つて減少する。これはさきにも述べたように板が薄くなると熔接時に生じた温度変化が板の厚さ方向に比較的均一になるため、角変化が減るものと考えられる。(4-1 参照)

断続熔接において角変化が著しく減することは実用上重要なことと思われる。第 28 図においては横軸の熔着量としては接手全長に対する熔着量の平均値をとつてある。従つてこの結果は断続熔接はそれと熔着量の等しい、いわゆる軽連続熔接よりも角変化が少ないと示すものであるから、同じ脚長の連続熔接よりは角変化が著しく少くなることを意味する。よつて角変形を減少し、やせ馬等を軽減するためには、棒径を変えて見るとか、開先形状を工夫するなどのことも考えられるが、強度上必ずしも必要でない部分の脚長をできるだけ減ずるなり、断続熔接を採用するなりした方が遙かに効果的であると考えられる。一般に船体構造における隅肉熔接部の使用箇所を考えてみると船底外板と肋板との熔接にしろ、他の場合にしても、この接手部に高い引張応力が加わるという場合は少ない。従つてこれらのことを考えても、隅肉接手の脚長を減ずるという点に更に検討を加える必要があるものと考えられる。

断続熔接において軽連続熔接よりも角変化が少くなるという現象に関しては未だ理論計算によりこれを解析するまでには至つていないが、次のような理由によるものと考えられる。すなわち、断続熔接においては熔接が断続的に行われるため、その中間の部分が変形に抵抗するためであろうと考えている。

2-5 結論

本研究の結果明らかとなつた事項は大要つきの如くである。

1) 隅肉接手の角変化量は熔着量(脚長)がますに従つて増大する。板厚についてはフランジの板厚が約 10 mm の場合が最大で、それよりも薄くても、また厚くても角変化は減少する。これは板があまり薄いと熔接による温度変化が一様になるからであり、また板が充分厚くなると板の曲げ剛性が大となるからである。

今回実施した系統的な実験結果から、板厚—脚長—角変化間の関係を求める第 27 図の如き图表を得ることができる。なおこの図はイルミナイト系熔接棒を用いた現在造船関係でひろく用いられている熔接条件を採用した場合について適用されるものであつて、ユニオンメルトその他の特殊の条件については別途の考慮が必要であるがこれに関しては 4-1 の研究成果を参照されたい。

- 2) 上板と下板とのギャップ、棒径、熔接姿勢等が角変化に与える影響は少ない。
- 3) 開先形状に関しては、T型接手に比べて片面は少く、両面は大きな角変化を示すことがわかつた。然しこの問題に関しては当然開先が変れば同じで熔着量に対する接手の強度が異つてくるから、

この問題もあわせ考えなければならない。

4) 実験結果から、軽連続に比べれば断続溶接は角変化が少ないことがわかつた。並列と千鳥との差は必ずしも明らかでないが並列の方が少いようである。

セレーションは最も角変化が少ない。またピッチは影響があるようでピッチの長いものほど角変化が少い。これは溶接されない部分が曲げ変形に抵抗するためであろう。

従つて角変化を少くするためには、軽連続溶接よりも断続しかもピッチの長いものを採用する方が望ましい。

(なおこの議論は等価溶着量に関して述べたものであるから近似的には接手として等強度に対する議論と考えて差支えない。)

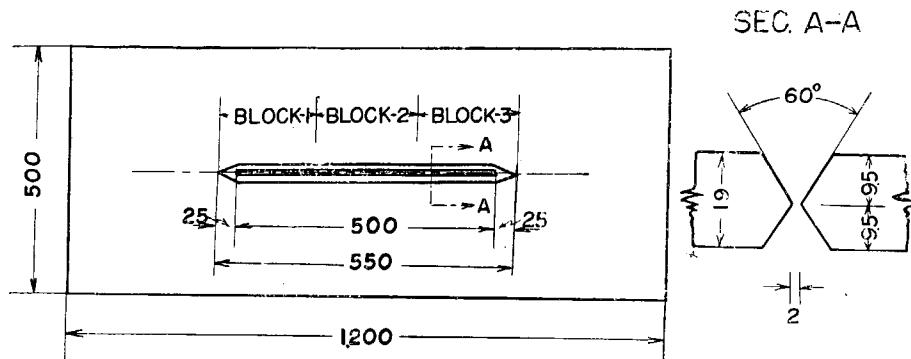
3. 熔接順序に関する研究

第5研究部会（わが国の造船工作に適した溶接技術確立の研究）においてはカスケード法、スキップブロック法など現在よく用いられる溶接順序について検討を行つたが、本年度は更にこれを進めて系統的に溶接順序を変えてその影響をしらべた、なお実験に当つてはスリット型試験片を用い主として溶接順序と収縮との関係を求めるものと、2円孔及び4円孔試験片を用い溶接順序と残留応力との関係を求めるものの2つに分けて実施した。

3-1 溶接順序が収縮に及ぼす影響

〔1〕 実験方法

第33図に示すようなスリット型拘束試験片を用い、横収縮に及ぼす溶接順序の影響について検討を行つた。



第33図 試験片 (Specimen)

溶接順序と一口で云つても、1本の長い溶接線をどういつた順序で溶接するかといふいわゆる溶着順序の問題と、何本もの溶接線がある場合の溶接順序の問題とがある。また前者に問題を限つても溶着順序には多くの種類がある。例えば仮りに対称法といつても、2人の溶接工が溶接長を2等分して中央から端部に向つて同時に溶接すれば対称法と云えるわけであるが、この場合溶接工は自分の持場を前進法の全長多層法で溶接することもありうるし、後退法のブロック法で溶接することもありうる

わけである。

さて熔着順序を考えてみると基本的には次の3要因からなつている。

(1) 接手全体として如何なる順序、方向で熔接するかという熔接方向の問題(対称法、漸進法、飛石法等の別)

(2) 全体としての熔接方向と個々の熔接の熔着方向との関係(前進法、後退法の別)

(3) 2層目、3層目など多層盛りを如何なる順序によるかという問題(全長多層法、ブロック法、カスケード法等の別)

したがつてこれら各要素の組合せによつて多種多様の熔着順序を考えられるわけであるが、今回の実験においては次のようにした。すなわち第1の項目については特に検討を行はず、漸進法を採用し、第2項目については前進法(progressive method)と後退法(step-back method)、第3項目については全長多層法(multilayer sequence)とブロック法(block sequence)との別の影響をしらべた。そのため熔接順序としては次のものをえらんだ。

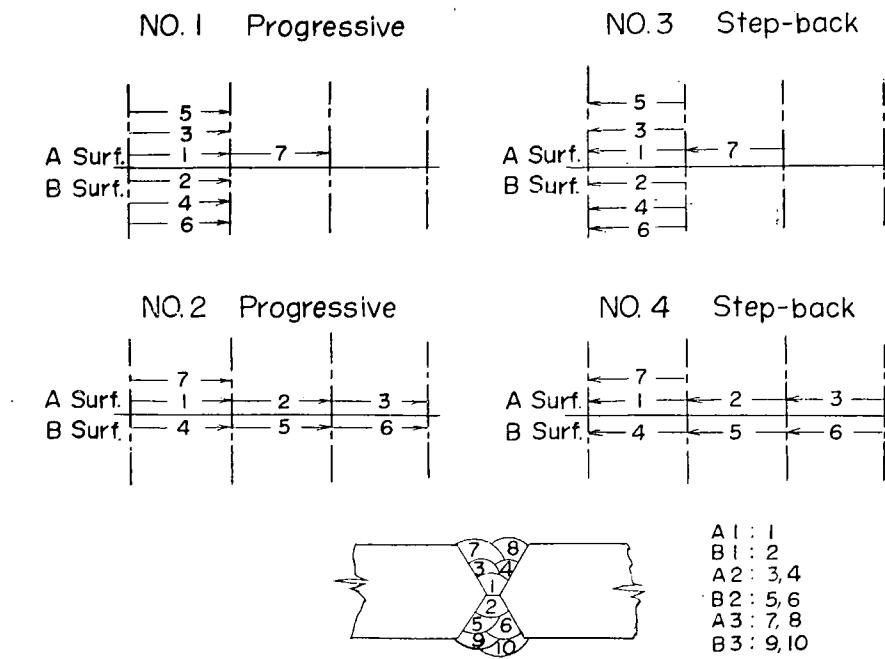
試験片1: progressive block 法

試験片2: step-back block 法

試験片3: progressive multilayer 法

試験片4: step-back multilayer 法

熔着順序の詳細は第34図に示す如くで、長さ500mmのスリットを3つのブロックに分ち、それぞれ試験片に対して図に示す順序で熔接を行つた。角変化を少くするため熔接は表裏交互に行つた。



第34図 熔接順序の詳細 (Details of Welding Sequence)

この際の熔接条件は下記の如くである。

熔接電流 170~190 Amp.

アーク電圧 25~30 Volt.

熔接速度 200~230 mm/min

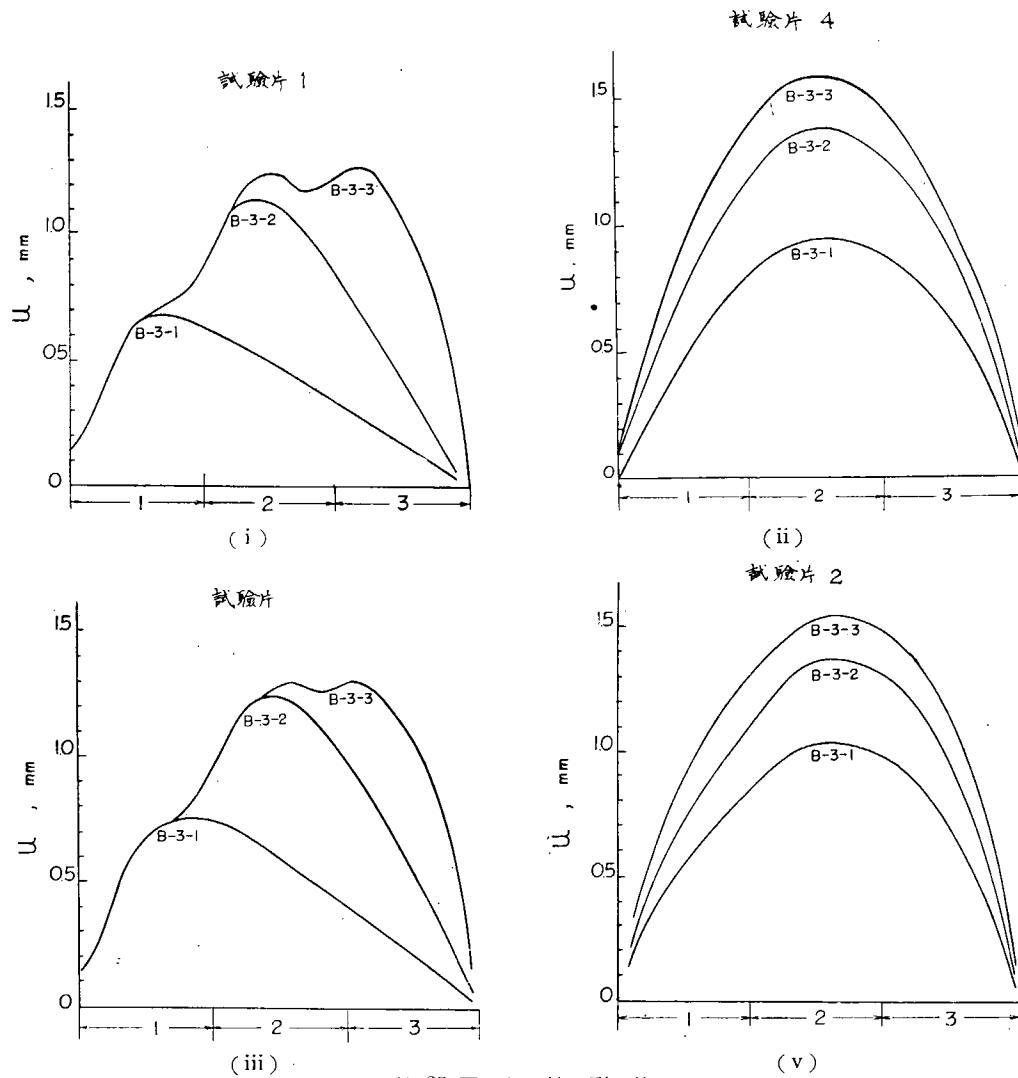
棒使用量 28~34 gr

横収縮量の測定は円輪型拘束試験片の場合と同様熔接線をまたがつて 45 mm の間隔で平行線を引き、約 20 mm 間隔に十字線を書きこれらの点について各層熔接毎にコンパレーターによつて収縮量の測定を行つた。

〔2〕 実験結果及び解析

1) 全体的傾向

熔接によつて角変化を伴うので表裏面の収縮量の平均値をもつて収縮量とした。各層についてこれ



第 35 図 収 縮 形 状

を示したものを第35.1図～第35.4図に示す。ここに収縮曲線B2-3等はB面の第2ブロックの3層目を熔接した時の収縮形状である。

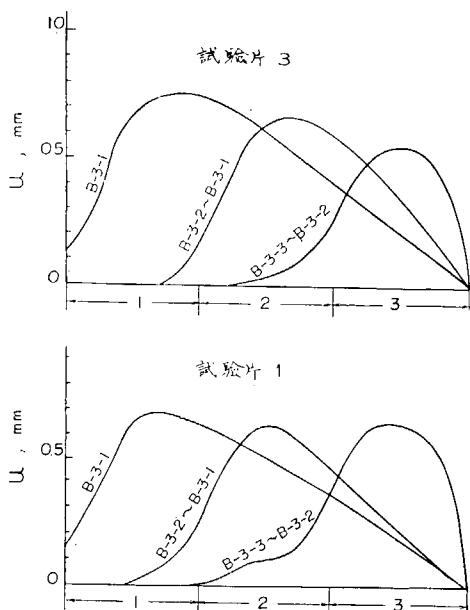
また第1ブロック及び第2ブロック終了後に於ける階差を求める第36.1～2図の如くなる。

これらより progressive step-back について比較してみると熔接方向はあまり大きな影響は与えないと云い得る。

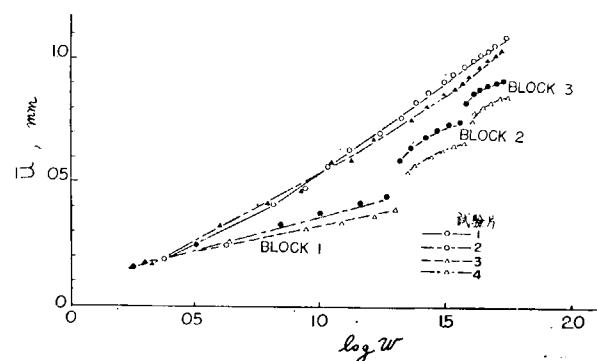
2) 横収縮量

基本接手に関する場合と同様熔着量の対数と収縮量との間には直線関係が成立する。

熔接全長に亘つての収縮量平均 \bar{u} と $\log w$ との関係は第37図に示す如くなる。



第36図 各ブロック熔接時の収縮形状の変化

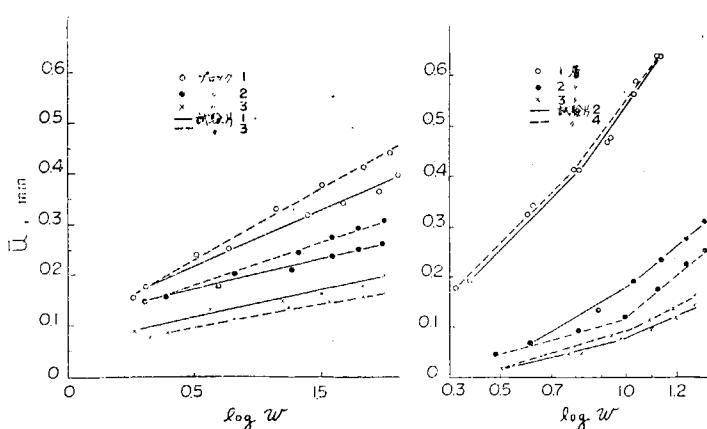


第37図 熔着量と平均収縮量との関係

またこれらの階差について示したもののが第38.1～3図である。

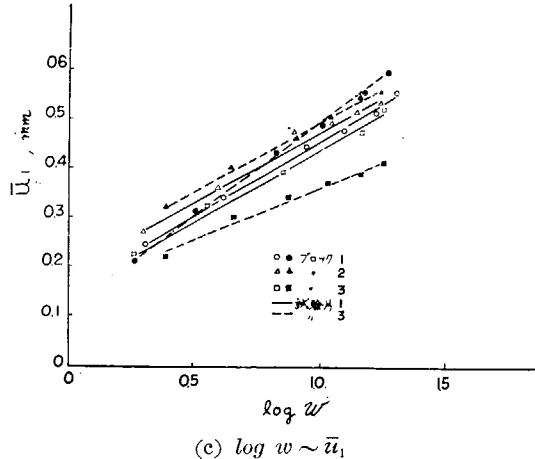
第38図

熔着量と平均収縮量との関係



(a) $\log w \sim \bar{u}$

(b) $\log w \sim \bar{u}$



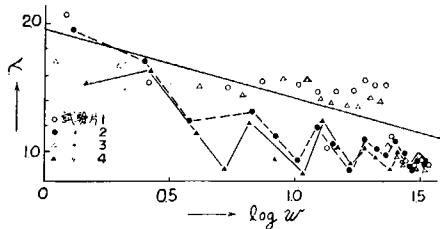
3) 収縮形状

multi-layer 法の場合は progressive, step-back のいずれも最終層に近づくと同じような収縮形状となる。

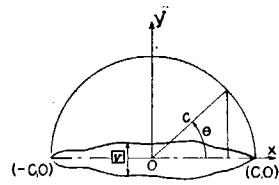
一方ブロック法の場合はハングが残る。これを検討するために $\lambda = u_{max}/\bar{u}$ を用いて $\log w$ との関係を求めてみた（第39図）。

即ち multi-layer 法では λ は漸次減少しほぼ 1.4 に近づく。一方 block 法の場合は大局的には漸次減少するが変動が非常に大きい。

この傾向を吟味するために次のような解析を試みた。



第39図 収縮形状をあらわす係数 λ の変化



第40図 クイチガイ | v |

まづ第 40 図に示す如き長さ $2c$ のスリットを無限板に於いてスリット部に (1) 式で示されるようなクイチガイ $|v|$ が存在する時スリット部に生ずる横方向応力 σ_y ($y = 0$) の分布は (2) 式で示される。

今(1)に於いて A_1 以外がすべて 0 とすると、 σ_y は uniform となり

となる。

この計算値をプロットすると大体実験結果とよく似た曲線が得られ、また $\lambda = \frac{\pi}{2}$ ($= 1.57$) となり実測値 $\lambda = 1.4$ とかなりよく一致している。

即ち multi-layer 法の場合は最終状態に近づくと収縮形状は、スリット上の応力が一応な応力分布を生ずるようなクイチガイの形に近づくことがわかり、基本接手の場合と同様に歪エネルギーが最少になるような傾向をもつているものと推察される。

一方 block 法では 1 部の block が完成された後に、次の部分の熔接に移るため、応力の変化は充分に行い得ないためであると考えられる。

〔3〕 結論

本実験の結果得られた結論は次の如くである。

1) 収縮量

- a) 収縮量と $\log w$ の間にはほぼ直線関係が成立する。
- b) step-back 法は progressive 法より収縮は大である。
- c) multi-layer 法は block 法より収縮は大である。

2) 収縮形状

- a) 熔接方向は収縮形状に変化を与えない。
- b) multi-layer 法の場合は最終状態に近づくにつれて、スリット上の応力が uniform と考えられる形状に近づく。
- c) これに反して block 法の場合はコブが残る。

以上を総合して multi-layer 法は、収縮が大きくそのため平均的 reaction stress は大きくなるが、反面歪 energy が少なくなつて行くという利点がある。

これに対して block 法では収縮は少ないが残留応力の局部的集中が起る可能性があることが推察される。

3-2 熔接法及び熔接順序が残留応力に及ぼす影響

接手の熔接法によつて熔接応力や歪を最小限度に止める目的で現在対称法、飛石法、後退法等種々の方法が考えられ、それぞれの場合に応じて適当な方法が考えられている。

ここでは、これら各種の熔接法を用い、自由接手並びに二円孔及び、四円孔型拘束試験片について、熔接順序が残留応力に及ぼす影響を調査した。この際交叉接手の残留応力の問題も研究の対象とした。

〔1〕 試験片及び熔接方法

使用材料は SS 41 規格材の板厚 6 mm 鋼板 [降伏点 30.7 kg/mm^2 、抗張力 41.2 kg/mm^2 、伸率 26.4 % (G. L. 90 mm)] 及び板厚 19 mm、鋼板 [降伏点 29.2 kg/mm^2 、抗張力 41.9 kg/mm^2 、伸率 23.1 % (G. L. 70 mm)] の 2 種で、各試験片とも所要の形状に切断後 650°C 2 時間の応力除去焼鈍を行つた。

1) 実験 I

試験片として $500 \times 200 \times 6$ mm のビード熔着試験片、 $500 \times 100 \times 6$ mm 及び $500 \times 100 \times 19$ mm の衝合熔接試験片（いずれも長辺を熔接）を使用した。衝合熔接試験片の開先形状は板厚 6 mm のものでは 60° V 形、板厚 19 mm のものでは 60° X 形である。第 4 表に熔接方法と熔接条件とを示す。試験片 A-1 は直線ビードを熔着したものであるが、熔着線が長いので途中で熔接棒取扱いのためにアークが中断される。このアーク中断の影響を除くため特に試験片 A-5 の Fusarc 熔接機によるビード熔着を追加した。衝合熔接試験片 A-6 はビード熔着の場合と実際の衝合熔接の場合との残留応力特性を比較する目的で行つたものである。試験片 B-4 は B-1 とほぼ同一条件で 4 層（片側 2 層宛）まで熔接を止めたもので、試験片 B-1 と B-4 の残留応力を比較することにより、熔接層数の増加と残留応力との関係を調べることとした。

第 4 表 試験片 A および B に対する実験条件

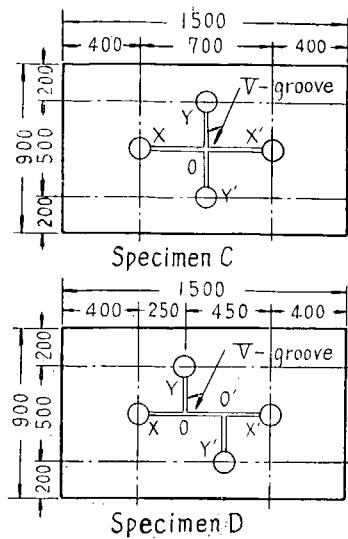
Specimen	Thickness of plate mm.	Weld. method	No. of Pass	Arcvoltage volt	Current amp.	Welding speed cm/min.	Electrode used.
A—1	6	Bead-on test	Straight ford,	1	22	160	24
A—2			Symmetry	1	22	160	22
A—3			Step back	1	22	160	20
A—4			Skip	1	28	160	15
A—5			Fusarc	1	26	400	72
A—6	6	V-groove butt weld	Straight ford.	1 st	22	150	B-17, 4φ
				2 nd	22	150	B-17, 4φ
				3 rd	22	185	B-17, 5φ
B—1	19	X-groove butt weld	Straight ford.	6	20	200	B-17, 5φ
B—2			Cascade block	6	27	210	25~16
B—3			Unionmelt	2	36	700	300
B—4			Straight ford.	4	30	205	19~21

2) 実験 II

第 41 図に示すような C, D 2 種の拘束試験体を使用した。これらの試験体は $1,500 \times 900 \times 6$ mm の鋼板に図示のように直径 100 mm の円孔をあけ各円孔の間に V 形開先をとつたものである。このような接手は船体外板のシームとバットの接手に通常見られるものである。熔接順序として種々の方法が考えられるが、ここでは第 42 図に示す三通りの方法を採用することとした。各接手とも熔接は 3 層、アーク電圧約 28 Volt 電流 130 Amp (第 3 層のみ 150 Amp) 熔接速度 2 mm/sec, 熔接棒は神鋼 B-17 (第 1, 第 2 層は 4 mm φ, 第 3 層は 5 mm φ) で熔接を行つた。各接手間の時間間隔はできるだけ長くし、温度が完全に常温まで下つた後に次の接手の熔接を行うようにした。

〔2〕 残留応力の測定

各試験片を熔接後、熔接線上において熔接線方向及びこれと直角方向に wire strain gauge (標



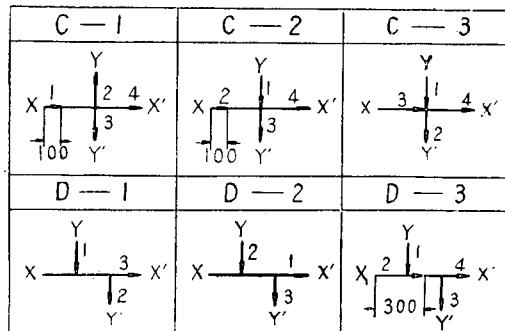
第 41 図 拘束試験片 “C”
および “D”

点距離 9.5 mm) を貼付け分割法によつて残留応力を測定した。特に実験Ⅱでは Locked-in stress と Residual stress とを別々に求めるため、まず第 41 図に鎖線で示す切断線で切断して外的拘束を除去した時の弛緩歪量から Locked-in stress を算定し、更に上述の分割法によつて Residual stress を算定した。wire strain gauge は試験片の表面側にのみ貼付け、分割片の大きさはほぼ 25×25mm 程度とした。

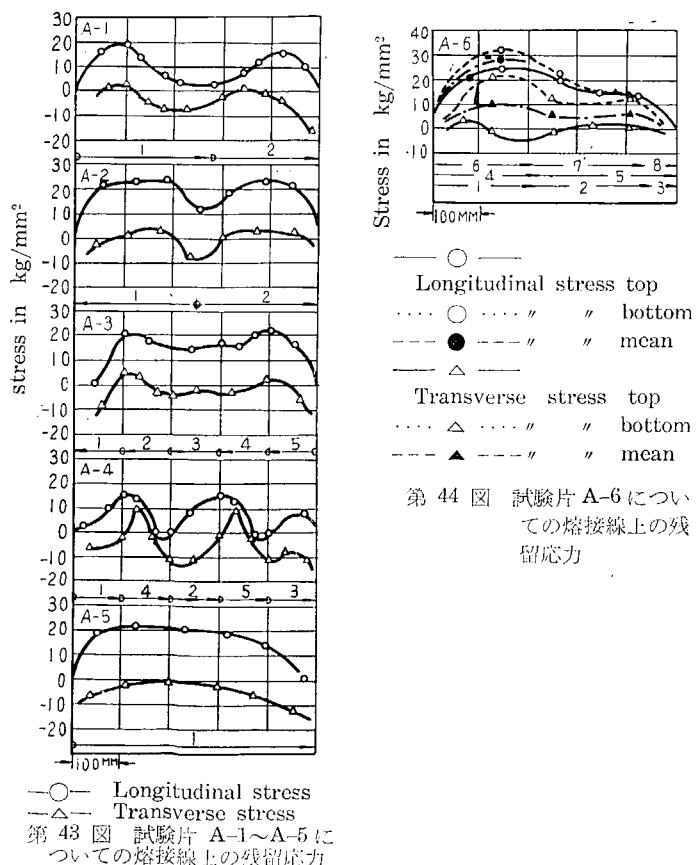
〔3〕 実験結果並びにその考察

1) 実験 I

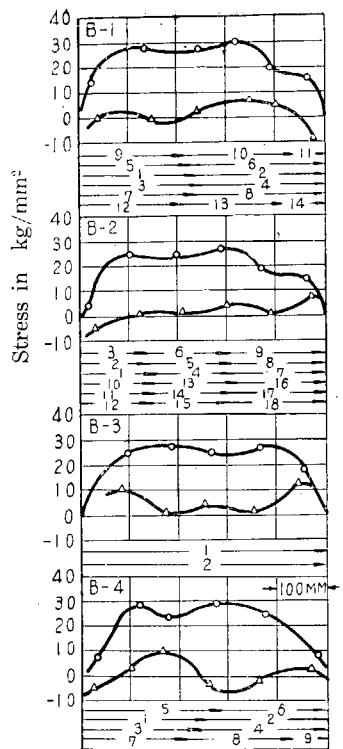
各試験片の熔接線上応力分布を第 43 図～第 45 図に示す。また第 46 図は鋼板上に図示のような連続直線ビードを熔着した場合の残留応力分布を簡単な弾性理論から求めた結果を模型的に示したものである。この理論曲線はビード近傍の一定範囲に一様な固定歪



第 42 図 試験片 “C” および “D” についての熔接順序

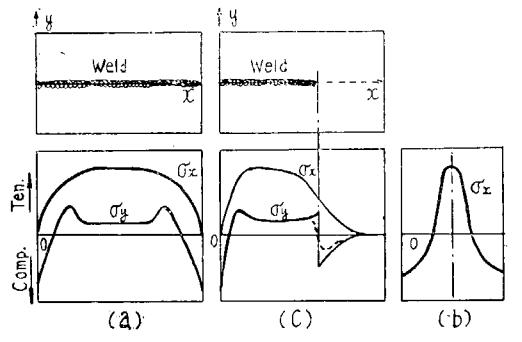


第 43 図 試験片 A-1～A-5 についての熔接線上の残留応力



—○— Longitudinal stress
—△— Transverse stress

第 45 図 試験片 B-1～B-4 についての熔接線上の残留応力



Stress distribution along the weld line Stress distribution across the weld line

第 46 図 残留応力分布の概念図

が残るものとして求められたためにビードの両端で熔接線に直角方向の応力は不連続となつてゐるが、実際には固有歪分布はビードの両端で漸減して零となるはづであるから、このことを考慮すると直角方向応力は第 46 図の点線で示すような連続曲線となるものと考えられる。以下この模型曲線と実験結果とを比較して考察を行つてみる。

(I) 試験片 A-1 (直線ビード)

この試験片は板のほぼ中央（熔接始点から約 280 mm）で熔接棒取換えのために熔接が約 35 sec 中断された。この中断点を境にしてその両側の応力分布をみると、いずれも第 46 図 (b) の理論曲線の傾向とよく一致している。これは熔接を中断した 35 sec 間に既に熔着したビードがかなり冷却して第 46 図 (b) の残留応力と似た傾向になるものと考えられる。このことから一般にビードの継目と継目との間を一区間として、この区間の中央部附近に残留応力分布曲線の山ができる、ビードの継目に谷ができるものと想像される。

(II) 試験片 A-2 (対称法)

ビード 1 及び 2 の継目に残留応力分布の谷ができる各ビードの中央部附近に山ができる。その理由は(I)の場合と同様に考えてよからう。なおビード位置の終点附近（板の端から約 40 mm）にもアーケの切れ目があるがここでは前述のような特性がみられない。これは板の端部の影響が大きく効

いでいるためと思う。

(III) 試験片 A-3 (後退法)

ビードの継目と継目との間で規則的な変化は見られず、全体として第 46 図 (a) の理論曲線とよく似た傾向を示している。この理由は明かでないが、熔接中断時間が前の場合より短い (10~20 sec) ことも一つの原因だと思う。

(IV) 試験片 A-4 (飛石法)

応力分布はかなり規則的である。すなわちビード (1, 4) 及び (3, 5) を一つの区間として残留応力分布の山と谷とが週期的に変化している。この残留応力の山の位置は最後に熔着せられたビード 4 及び 5 の始点近傍にある。なお特に目立つのは熔接線に直角方向の応力がかなり大となつて熔接線方向応力に近い値を示していることである。

(V) 試験片 A-5 (Fusarc 熔接)

ビードの継目がないので熔接線方向応力の分布は第 46 図 (a) の理論曲線とよく似た傾向を示している。直角方向応力が測定点すべて圧縮応力となつていている理由は不明であるが、試験片の曲りの影響によるものではないかと考えている。

(VI) 試験片 A-6 (板厚 6 mm 板の衝合熔接)

熔接片はかなりの曲り変形 (約 5° の横曲り変形) を生じたので、特に表裏両面の応力を測定した。熔接線方向応力は表裏両面とも大差はないが、直角方向応力は表面では一般に圧縮応力、裏面では引張応力となつてている。しかし表裏両面の平均応力曲線 (第 44 図の鎖線) は理論曲線の傾向とはほぼ一致している。この試験片には 2 箇所の熔接中断点があるけれども、残留応力曲線の起伏は試験片 A-1 の場合ほど著しくはない。これは 3 層熔接を行い、試験片全体の温度がかなり上昇していて、アーク中断後再び熔接を始める時の板の温度が大して低下していないためと考えられる。また熔接線方向応力は熔接終点に向つて漸次減少している。この傾向は試験片 A-5 でも見られた。この理由は熔接の進行に伴いアークの近傍の温度勾配が漸次ゆるやかになるためと考えられる。この試験片の残留応力をビード熔着試験 (例えば試験片 A-5) の場合と比較してみると、残留応力の絶対値は衝合熔接をした場合の方が大きいけれども応力分布の傾向は両者ともほぼ同様であることが確認せられた。

(VII) 試験片 B-1 ~ B-3 (板厚 19 mm 板の衝合熔接)

6 層 (片側 3 層づつ) 直線熔接 (B-1) Cascade 法 (B-2), Submerged Arc 熔接 (B-3) のいずれの場合も応力分布の傾向は第 46 図の理論曲線の傾向とはほぼ一致している。試験片 B-1 では最終層のアーク中断点附近に応力曲線の多少の起伏がみられるがその程度は僅少である。応力の絶対値は試験片 B-1 と B-3 ではほとんど差異が認められぬが、試験片 B-2 (Cascade 法) では応力値が或る程度小くなつてている。

(VIII) 試験片 B-4 (直線 4 層衝合熔接)

この試験片は試験片 B-1 とほぼ同一の条件で 6 層で完成すべきものを 4 層 (片側 2 層宛) だけ熔接して残留応力を測定したものである。試験片と B-4 とを比較してみると残留応力の最大値には大きな差異は認められないが、アーク中断点附近における応力曲線の起伏は試験片 B-4 の方が顕著である。両試験片の残留応力の最大値に大した差異のないことは、熔接層数と関連して興味ある問題で

あるが、試験片の数が1だ枚であるから明確な結論を下すことは差控えたい。

2) 実験 II

試験片の Residual stress, Locked-in stress 及びこれらを重畠した Weld stress の分布を第47図及び第48図に示す。

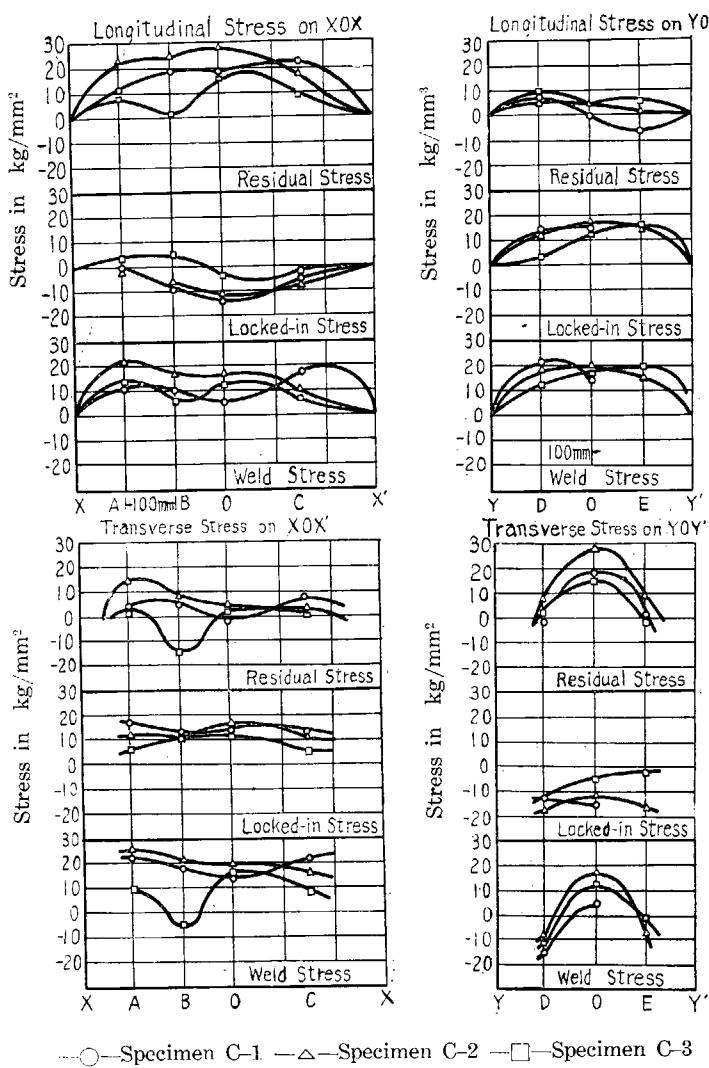
(I) Residual stress

周辺自由な衝合溶接接手の応力分布は第46図のような傾向を示すことは前に述べた。本実験の場合のように周辺拘束された状態で溶接を行つた場合には Residual stress の絶対値は周辺自由な場合と異なることは当然予想せられる。しかし応力分布の傾向だけについて本実験の結果を第46図の理論曲線と比較してみると次のような特性が観察せられる。すなわち各接手の溶接方向及びこれと直角方向の応力分布は多少の起伏はあるが大体において理論曲線の傾向と一致している。応力曲線の多少の起伏は、各接手の溶接中断の影響と、接手の交点 (O, O') 附近における相互干渉の影響によるものと考えられる。試験体Dにおいてこの起伏が特に著しいのは、この相互干渉をうける点が O, O' の2つあるためによるものと思われる。

(II) Locked-in stress

各接手の溶接線に直角方向応力分布は多少の起伏を除けば大体一様と見なし得るようである。このことは各接手の横収縮がほぼ一様に拘束されたことを示すものである。なお応力の符号が試験体Cと試験体Dとで大体において逆になつてゐるものが多い。たとえば接手 XOX' 上の直角方向応力は試験体Cでは引張応力、試験体Dでは圧縮応力となつてゐる。この理由は明らかでないが、両試験体の外的拘束状態の相異も一つの原因だと考える。

(III) Weld stress



…○—Specimen C-1 —△—Specimen C-2 —□—Specimen C-3

第47図 試験片“C”の溶接線上の残留応力分布

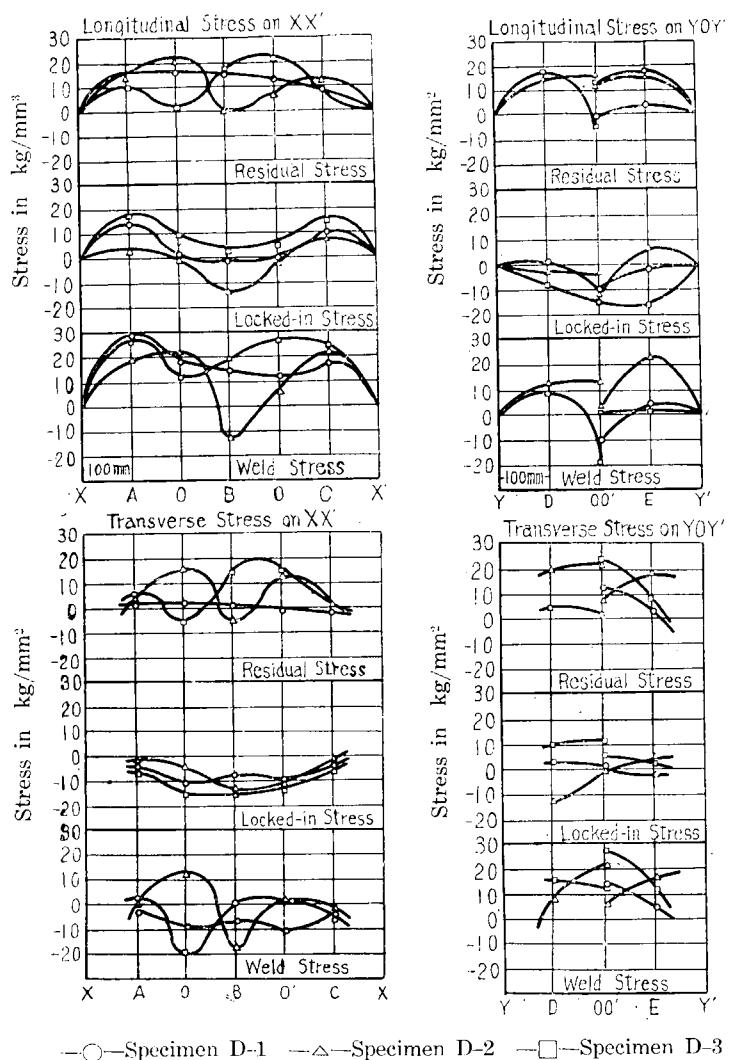
Weld stress は Residual stress と Locked-in stress と重畠して求めたものである。これについて特に目立つことは、外的拘束状態の下で溶接すると拘束のない場合に比して溶接線に直角方向応力がかなり大となることで、場合によつては溶接線方向応力よりも直角方向応力の方が大となることもあり得る。

[4] 各試験体の比較および総括

以上の実験結果から、どの溶接法または溶接順序が残留応力の点から考えて最適であるかについて比較考察を行つてみる。溶接法または溶接順序の適否はもちろん残留応力と溶接変形との2つの観点から判定を下すべきものと考えるが、今の場合残留応力だけを考察の対象とした。適否判定の規準としていかなる量を採用すべきかについても種々の議論はあるが、ここでは次のように考えた。

[4] 一般に溶接構造物の破壊事例をみると、伸びを殆んど伴わないいわゆる脆性破壊をおこしたと考えられる場合が多い。脆性破壊をおこすような外的条件の下で残留応力が破壊にどんな影響を及ぼすかは一概にはいえないが理論的には最も severe な条件として残留応力と外力が重畠することも起る。このような場合には残留応力値の大きいほど好ましくないので適否判定の規準としてまず各試験片の最大残留応力値をとつて比較してみた。

外的条件が脆性破壊をおこすほど severe でなく、従つて材料が充分な延性を示す場合には、残留応力は材料の自己救済能により直接には破壊には影響を及ぼさないと普通考えられている。従つてこのような場合には残留応力値が極端に大きくなり限りどんな応力分布のものでも大した差はないとも一応考えられる。しかし適否判定を次のようにして行うことも一つの方法だと思う。物体の任意の点



第48図 試験片“D”の溶接線上の残留応力分布

の三軸応力比 $T_r = |\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3| / 3 |\sigma_{\max}|$ (ただし $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$ は主応力, σ_{\max} は最大主応力) の大きいほど脆性破壊をおこし易いことはよく知られている。今、残留応力の三軸応力比がそれぞれ $T_r (= |\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3| / |\sigma_{\max}|)$, $T'_r (= |\sigma'_1 + \sigma'_2 + \sigma'_3| / 3 |\sigma'_{\max}|)$ なる 2 つの試験片 (但し $\sigma'_{\max} > \sigma_{\max} > 0$, $\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3 > \sigma'_1 + \sigma'_2 + \sigma'_3 > 0$, $T_r > T'_r$ とする) を考えてみる。この試験片の最大主応力方向に同じ外力が加わつて考えている点に $\sigma > 0$ なる応力がおこるとすると、外力の加わつた後の三軸応力比 T_r, T'_r は

$$T'_r = \frac{|\sigma'_1 + \sigma'_2 + \sigma'_3| + \sigma}{3\{|\sigma'_{\max}| + \sigma\}} < \frac{|\sigma'_1 + \sigma'_2 + \sigma'_3| + \sigma}{3\{|\sigma_{\max}| + \sigma\}} < \frac{|\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3| + \sigma}{8\{|\sigma_{\max}| + \sigma\}} = T_r$$

となつて明らかに最初の三軸応力比の大きいものは荷重後の三軸後応力比も大となる。このことは外力の加わる方向や最初の残留応力分布状態によつても異なるので必ずしも一般的に成立つとはいえないが、参考値として T_r の値も計算して比較に供した。

試験体 C 及び D では以上の他に接手の交点が種々の点から弱点と考えられるので、この点の応力値についても併せて比較を行つた。なお各試験片とも熔接線方向及びこれに直角方向の応力を主応力とみなすこととした。試験体 D は接手 A, B に関して非対称であるからこのことは厳密には成立しないが近似的にこのように仮定する。

以上の諸数値を各試験片について求めてみると第 5 表及び第 6 表の如くなる。これらの結果から次のような判定を下した。

第 5 表 残留応力の最高値および三軸応力比 (試験片 "A" および "B")

Series	Specimen No.	Welding method	Maximum residual stress σ_{\max} , kg/mm ²	Max. triaxial ratio $(T_r)_{\max}^*$
A	A—1	Straight forward	19.8	0.38
	A—2	Symmetry	23.6	0.37
	A—3	Step back	22.4	0.38
	A—4	Skip	14.5	0.56
	A—5	Fusarc weld	21.7	0.45
B	B—1	Straight forward	30.1	0.39
	B—2	Cascade block	26.0	0.38
	B—3	Unionmelt	27.5	0.39

* $(T_r) \equiv |\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3| / 3 |\sigma_{\max}|$

(I) 板厚 6 mm 試験片 (A-1~A-5)

最大残留応力 σ_{\max} について比較すると飛石法, 直線ビード, Fusarc 熔接, 後退法, 対称法の順となるが, 飛石法を除いた四者間には, それほど大きな差異はない, 一方三軸応力比の最大値 (T_r)_{max} について比較すると直線ビード, 対称法, 後退法の間には大差はないが Fusarc 熔接及び飛石法はややこの値が大きい。飛石法の三軸応力比が大きいのは熔接線方向応力が減少する代りに直角方向応力が大となつて両者の差が小となるためであるが, この程度の T_r の値が特に危険だとは考えられない。なお Fusarc 熔接については第 4 表に示したように他のものと熔接条件が異なるので直接の

第6表 残留応力の最高値および三軸応力比(試験片“C”および“D”)

Series	Specimen No.	Max. stress on the joint XOX' kg/mm ²		Max. stress on the joint YOY' kg/mm ²		Max. stress at the cross point O and O' kg/mm ²	Max. triaxial ratio (T_r) _{max}
		Long'l.	Transc.	Long'l.	Transc.		
C	C-1	17.5(C)	23.5(A)	20.5(D)	5.0(O)	13.8	0.60(C)
	C-2	22.0(A)	26.0(A)	19.5(O)	16.5(O)	19.7	0.61(O)
	C-3	12.5(A)	16.0(A)	19.5(E)	12.5(O)	16.2	0.59(O)
D	B-1	30.0(A)	-10.0(O')	-10.0(F')	12.5(O')	18.3	0.32(A)
	B-2	21.5(O)	-16.5(B)	23.5(E)	—	21.4	0.59(B)
	B-3	27.0(A)	-19.5(O)	-19.5(O)	27.0(O')	26.9	0.36(A)

比較にはならないかも知れない。

(II) 板厚 19 mm 試験片 (B-1~B-3)

(T_r)_{max} の値は三者ともほぼ同一であるが、 σ_{max} の値について比較すると Cascade 法、Submerged Arc 熔接、直線熔接の順に悪くなっている。

以上の考察により、薄板の熔接では飛石法が、また厚板の熔接では Cascade 法が比較的よい結果を示すように思われる。

(III) 拘束試験体 (C-1~C-3)

σ_{max} 及び (T_r)_{max} の大きさの順位はいづれも C-3, C-1, C-2 の順に大となつていて。しかし C-3 は熔接接手の交点において熔接の縫目をつくるような熔接順序を採用しているため、この交点における応力値はそれほど小さくない。この点を考慮すると C-3 の熔接順序が最良と判定を下すことは早計であろう。

(IV) 拘束試験体 (D-1~D-3)

判定の規準となる諸量の順位がまちまちであるが各基準量についての順位の和の最小のものから順にならべると、D-1 が最も良く、D-2, D-3 は優劣なしとなる。すなわち長さの短い接手 YO, Y'O' を先に熔接してから、長さの長い接手 XX' を熔接する方法が種々の点を総合して比較的好結果の得られることがわかる。

最後に従来行われたこの種の研究結果を本実験の結果と比較して考察を行つてみる。

F. Jonassen, J. L. Meriam 及び E. P. Degarmo 等は厚板の衝合熔接における種々の Block 熔接法と残留応力分布との関係について比較実験を行つてている。彼等の採用した熔接法は、対称法、直線プロック法、後退法、飛石法、Cascade 法等であるが、試験片の厚さが 1" で本実験の場合とかなり条件が異なる。しかし定性的には次のような比較考察を行うことができる。すなわち応力分布の傾向は本実験の場合と大体において一致しており、特に同研究では飛石法において最後に熔接せられたビードの位置に残留応力の peak を生ずると述べられているが、このことは本実験でも確認せられた(第 43 図参照)なお直線熔接に比して Block 法(特に Cascade 法)の方が残留応力値がかなり低いことも本実験の結果と一致してはいない。これは前述のように試験片板厚の相違にもよるものと考えている。

試験体 C のような十字型衝合熔接接手(周辺自由)の残留応力分布について F. Jonassen 等の実

験報告がある。この実験結果を拘束試験体Cの結果と比較してみると次のような特性が観察せられる。即ち Jonassen 等の実験では長い接手（本実験の場合の XOX' に相当する）の熔接線に直角方向応力は接頭の交点O以外で一般に熔接線方向応力に比して著しく小さいのに反し、本実験の場合には両者の値がほとんど同程度があるいはむしろ直角方向応力の方が大となつてゐる場合すらある。この相違は第3-2節でも言及したように外的拘束によつて生じたものと考えられる。

4. 熔接による変形ならびに残留応力除去法の研究

本研究は変形と残留応力とに分けて実施した。その各々について述べれば次の如くである。

4-1 熔接による角変形と熔接条件との関係

今回は基礎的な問題として、熔接ビードによる接頭の横曲り変形と熔接条件（電流、熔接速度）との関係を求めた。

(1) 実験方法

I) 試験片

右図第49図に示す如く 200×200 mm の正方形軟鋼板を用いた。

但し板厚は 6, 10, 15 及び 20 mm である。

II) 熔接方法

使用熔接棒は神鋼 B-17, 4 ~ 8 mm ϕ ; ESAB, OK-Rapid, 第49

図 4 ϕ ; OK-50 P, 4 ϕ でその他に Unionmelt についても実験を行つた。

III) 角変化測定

上記試験片の中央部にシングルビードを電流、熔接速度などを変え種々の条件で熔着し、ビードに直角な横断面 (A-A) に於ける角勾配を測定した。

なお、これと同時に熔込み深さ、熔込み面積、熔着重量の測定を行つた。

(2) 実験結果及び解析

熔接による角変形は上述の熔込み諸量と密接な関係を有すると考えたので、まず熔接電流、熔接速度と熔込み諸量との関係について解析を行つた。

理論解析の結果、熔込み深さと熔接条件との間には次のような関係があることがわかつたので、これに基いて実験結果の整理を行つた。

すなわち

$$d/h = \frac{1}{S} (vh)^{-D} (I/h)^F$$

但し d : 熔込み深さ

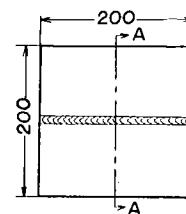
h : 板厚

v : 熔接速度

I : 電流

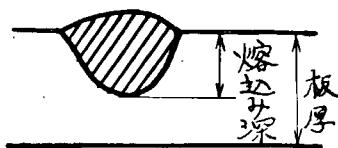
D, F : 常数

S : 使用熔接棒によつて決まる常数

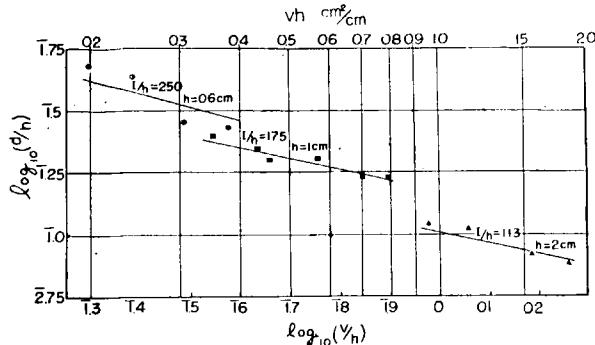


第49図 試験片

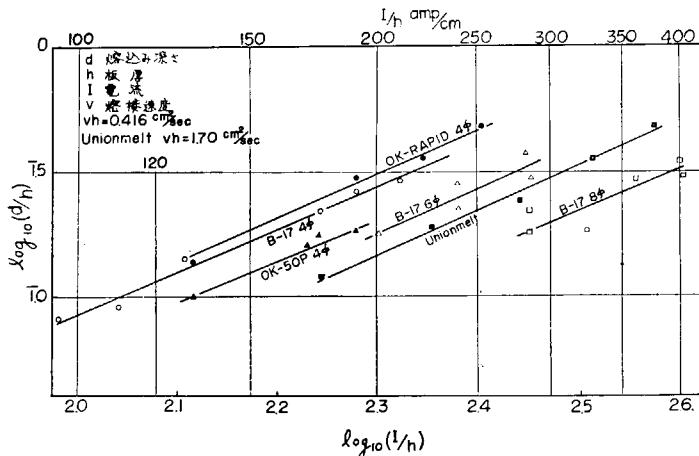
上式によつて各熔接棒 Unionmelt について整理した結果を第 51 図及び第 52 図に示す。



第 50 図 とけ込み



第 51 図 とけ込み深さ (d) と熔接速度との関係
(B-17, 4mm ϕ)



第 52 図 とけ込み深さ (d) と熔接条件との関係

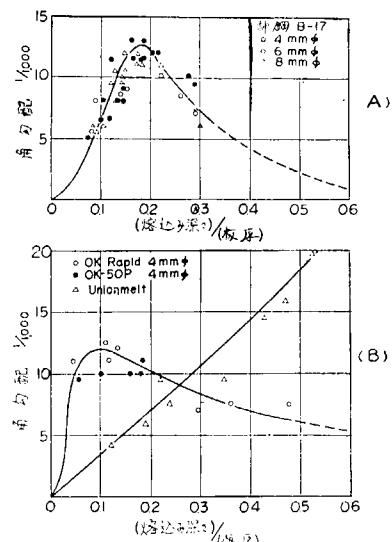
次に熔込み深さと角勾配との関係を求めた。その結果は第 53 図に示す通りであつて熔込み深さ増大に伴つて角勾配は漸次大となるある点で最大となり、角勾配は再び減少するという特性が明らかになつた。

4-2 低温応力除去法の小型熔接管の応用

低温応力除去について前年度に引き続き応力分布の割合に一定となる熔接管を資料として実験を行い、その有効性を確めた。

〔1〕 実験方法

実験に用いた試験体の寸法形状は第 54 図に示す如くであつて、熔接は神鋼 B-17, 4 mm ϕ 熔接棒によ

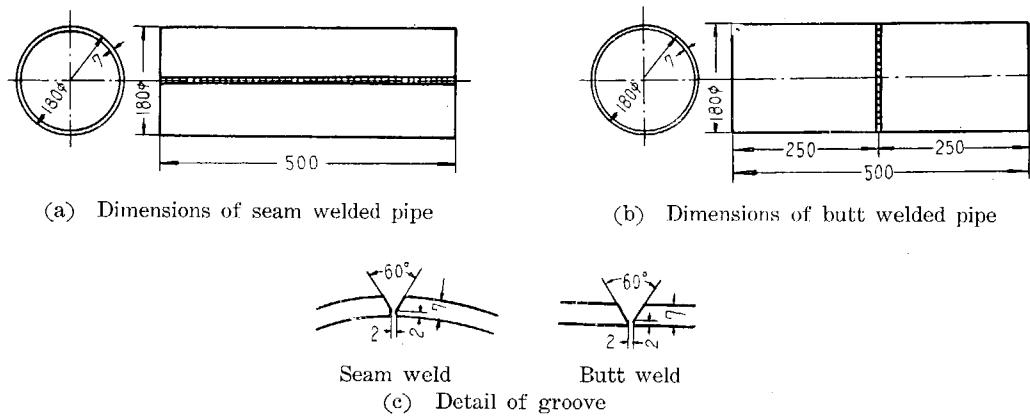


第 53 図 とけ込み深さと横曲りの角勾配との関係

り2層盛りで行つてある。これらの試験体に対して巾50 mmの特殊火口を用いて酸素アセチレン焰で200°Cに加熱、直ちに水冷する低温応力緩和法を実施した。

加熱位置としてはシーム溶接管の場合には溶接線の両側（溶接線より45°離れた位置）を、バット溶接管の場合には溶接線上と、溶接線の両側（溶接線より75 mm離れた位置）とを選んだ。

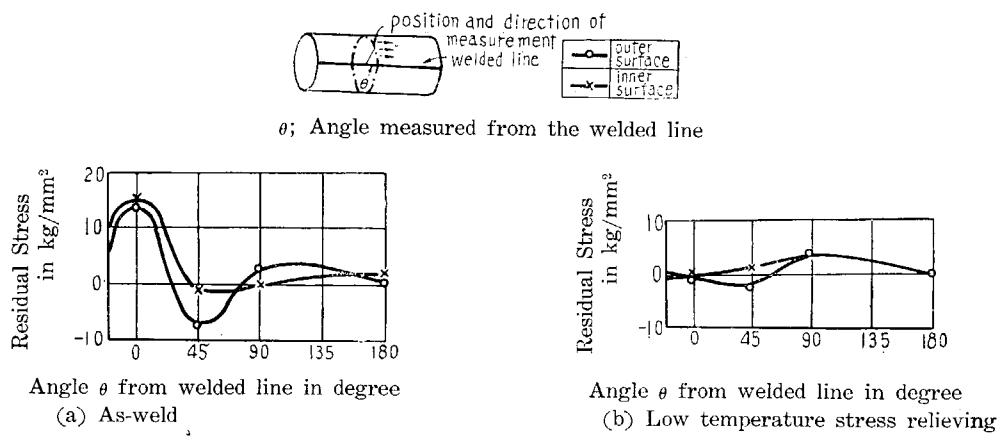
応力の測定には電気抵抗線歪計（標点距離9.5 mm）を用いた。ゲージを溶接線方向およびこれと直角方向に貼布し、できるだけ小さくその周囲を切出してその際の緩和歪を測定し、これより残留応力を算定した。



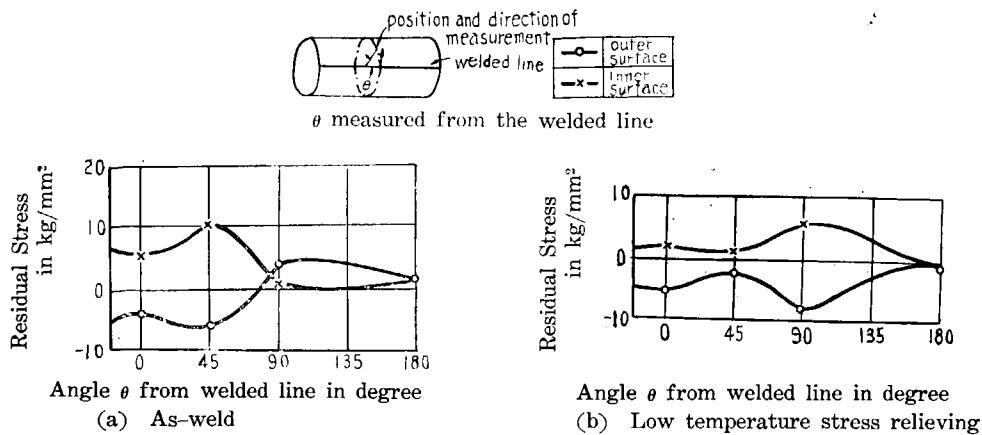
第54図 試験片

〔2〕 実験結果および考察

シーム溶接管の中央部円周上の溶接線方向（軸方向）の残留応力分布は第55図の如く平板の突合せ溶接の場合とはほぼ同様であつて、低温応力緩和法によつて満足すべき結果がえられている。第56図は同位置で求めた溶接線と直角方向（円周方向）の残留応力分布を示すものである。この場合内外両面の応力差がかなりあり、溶接のままのもので溶接線から45°離れた部分に最大の部分のあるのは円管の場合には溶接によつて変形を生ずるためと考えられ、低温応力緩和法を行つたものの最大の部分が溶接線から90°の部分にあるのも、加熱部が溶接部と同様の作用をするためと推定している。

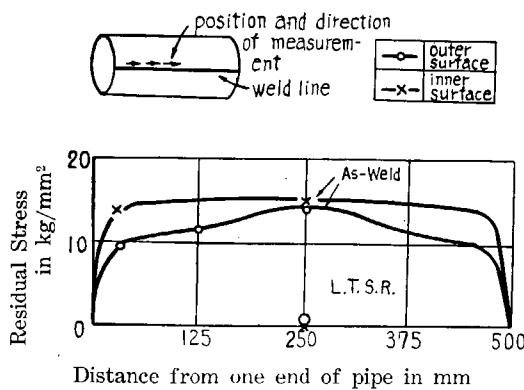


第55図 シーム溶接管における中央部円周上の溶接線方向応力分布

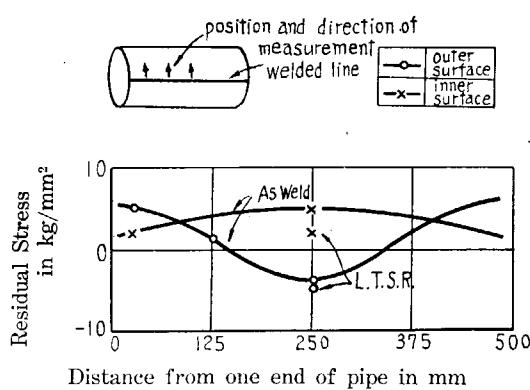


第 56 図 シーム熔接管における中央部円周上の応力分布

シーム溶接管の熔接線上熔接線方向の応力分布を第 57 図に示す。この場合低温応力緩和後の応力測定に実験の都合上中央部の一点だけより行つていいが、図にみられるように明らかに応力は減少している。第 58 図は同位置における熔接線と直角方向応力分布を示すものであるが、熔接のままの応力が少いため本法の効果はあまり明らかに表われていない。

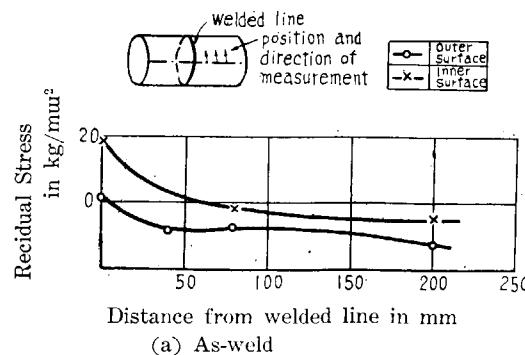


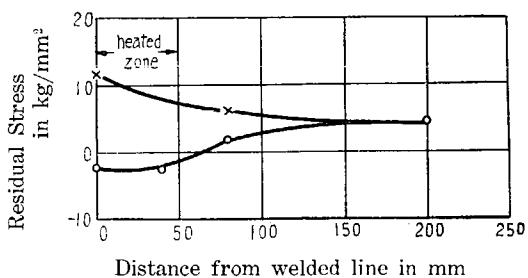
第 57 図 シーム熔接管における熔接線方向の応力分布



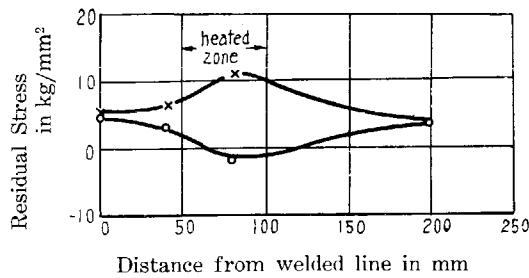
第 58 図 シーム熔接管における円周方向応力分布

バット熔接管の母線上熔接線方向（円周方向）の応力分布を第 59 図に示す。





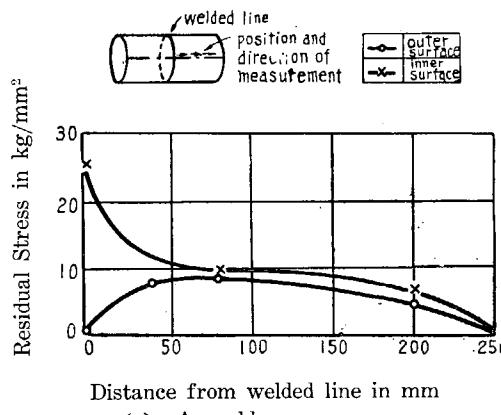
(b) Low temperature stress relieving on welded line



(c) Low temperature stress relieving in both sides of welded line

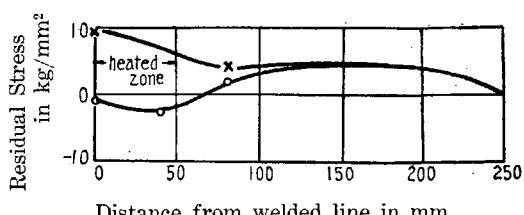
第 59 図 バット熔接管における母線上の熔接線方向（円周方向）応力分布

第 59 (a) 図では応力全体は減少しているが熔接部における内外両面の応力差は減少せず、モーメントが残留しているように思われるが第 59 (C) 図においては熔接部の応力差は消滅してしまい、しかも引張応力も減少しているからこの施行法の方が適当のようである。しかしこの場合にも加熱部には応力差が生じている。この応力差が生じているのは加熱を外面だけから行つてあるため内外両面に温度差を生じ、これが原因となつたものと考えている。第 60 図に同位置の熔接線と直角方向（軸方向）応力分布を示すが (a) 図では熔接線上で相当大なる応力差があるが、(b), (C) 図ではいずれもこの応力差も、引張応力も減少してより成績は良好である。しかしこの場合にも加熱部に新しく応力差が発生している。

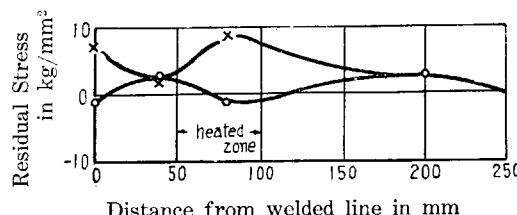


Distance from welded line in mm

(a) As-weld



(b) Low temperature stress relieving on welded line

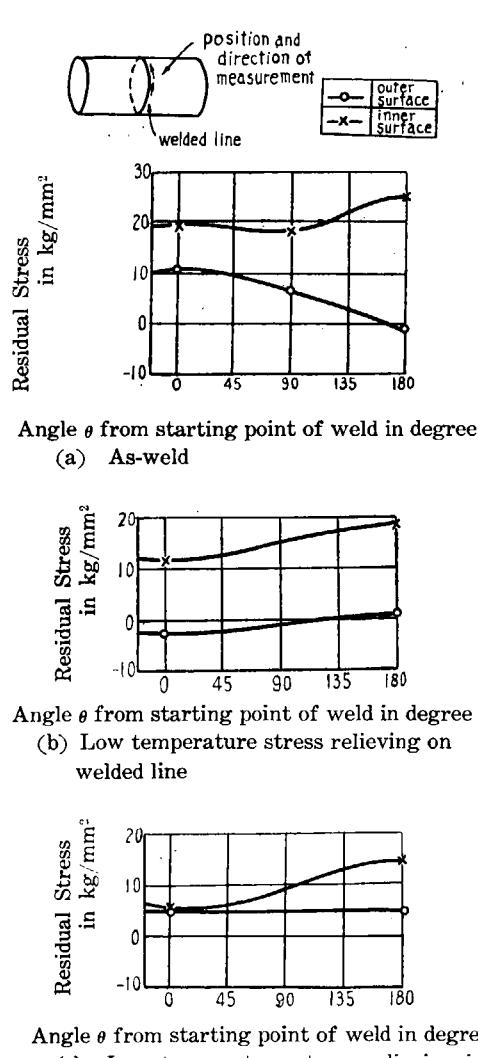


(c) Low temperature stress relieving in both sides of welded line

第 60 図 バット熔接管における母線上の軸方向応力分布

バット熔接管の熔接線上熔接線方向の応力分布を第 61 図に示す。(a) では全円周にわたつて相当

大きい引張応力と内外両面の応力差がある。(b) 図でも応力差は大きいが引張応力はかなり減少し、(c) 図は両者とも減少し最も好結果を示している。いずれの図でも 180° 附近で応力差が大きくなつてるのは管が全体として曲り変形をしていたためと考えられる。第 62 図は同位置での熔接線と直角方向応力の分布を示すものであるが、(b), (c) 両図は(a) 図に比して応力差も引張応力もかなり減少していることを示している。これらは第 59, 60 図で述べたことから充分理解できる現象であろう。

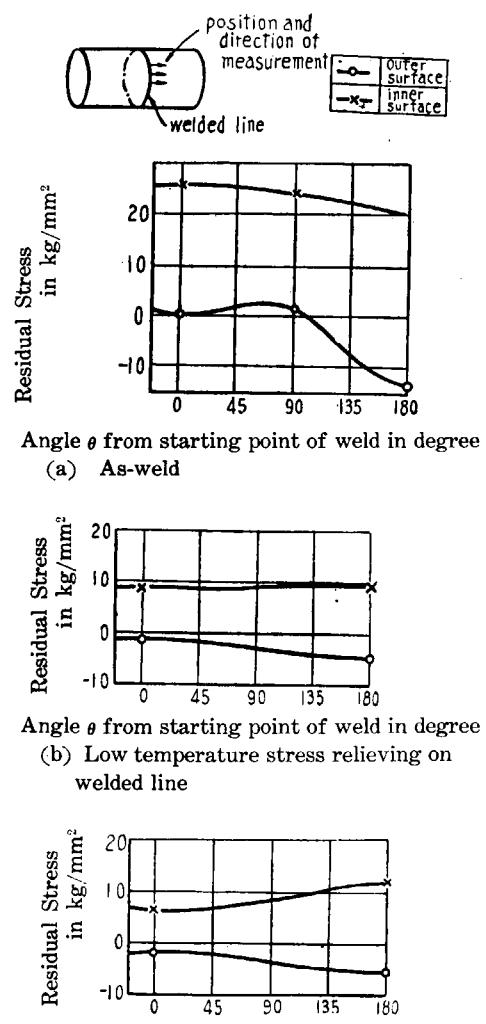


第 61 図 バット熔接管における熔接線上の熔接線方向（円周方向）応力分布

〔3〕 結論

今回の実験の結果次のことが明かとなつた。

(1) 熔接線方向の応力緩和はいずれの型式の熔接管の場合にも充分期待することができる。



第 62 図 バット熔接管における熔接線上の軸方向応力分布

(2) 熔接線に直角方向の応力緩和はシーム熔接管においては本実験の場合、熔接のままの残留応力そのものが少なかつたため余り効果を明白に見出しえなかつたが、バット熔接管の場合には内外両面の応力差の減少に著しい効果を示した。

(3) 加熱は熔接線の両側を同時に行うことが最も良いようである。

(4) バット熔接管の加熱位置は熔接線上とその両側との二ヶ所を選んでその効果を比較したが、いずれの場合にも加熱位置に内外両面の応力差が発生することが認められた。熔接線上にこのような応力差が生ずることは望ましいことではなく、したがつて熔接線上の加熱は好ましいものでないことがわかつた。

上記のことを総合するといずれの型の熔接管でも、熔接線の両側を約 200°C に加熱直ちに水冷する低温応力緩和法によつて、熔接線方向の応力は充分に緩和することができ、さらに熔接線に直角方向の応力もある程度の緩和を期待できるということができるよう。

昭和32年4月25日 印刷
昭和32年4月30日 発行

日本造船研究協会報告 第17号

発行人 出 潤 吳

発行所 社團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) 1-4-0-9

印刷人 笠 井 聰 義

印刷所 笠井出版印刷社

東京都港区芝南1-9-53
電話 (50) 3649-3641, 9212