



社 团 法 人

# 日本造船研究協会報告

第 26 号

昭和 34 年 9 月

---

超大型船の建造に際しての厚板の溶接施工法に

関する研究（第 1 報） ..... 第 39 研究部会

Researches on Welding Procedures of Thick Steel Plates

used in the Construction of Large Size Ships.

(Report 1) ..... The 39th Research Committee

---

The Report

of the

Shipbuilding Research Association

of Japan

Tokyo, JAPAN

No. 26

September 1959

第39研究部会委員名簿（第1年度）

主 営	木 原 博	寺 沢 一 雄	吉 識 雅 夫
顧 問	福 田 烈	岡 野 朝 吉	佐 藤 邦 彦
幹 事	飯 田 国 広	増 淵 興 一	
	申 井 孝 孝	安 藤 次 郎	安 藤 良 夫
委 員	浅 沼 弘	梅 沢 春 雄	市 川 慎 平
	秋 田 好 雄	小 倉 信 和	大 谷 碧
	奥 田 克 己	河 東 克 己	神 田 好 雄
	賀 来 信 一	蒲 田 利 喜 蔵	木 下 共 武
	河 相 保	田 知 本 一 雄	高 木 乙 磨
	白 谷 大 平	寺 尾 貞 一	野 村 義 三
	高 岡 卓 郎	福 田 英 夫	藤 田 讓
	春 木 英 夫	松 山 泰	村 上 弥 助
	松 岡 忠 正	山 口 宗 夫	吉 田 兔 四 郎
	山 内 俊 平	吉 田 俊 夫	渡 边 正 紀
	吉 田 隆		

Membership of the 39th Research Committee

(The First Year in the Research Program)

Chairman	Hiroshi KIHARA		
Advisers	Tadashi FUKUDA	Kazuo TERAZAWA	Masao YOSHIKI
Secretaries	Kunihiko IIDA	Asakichi OKANO	Kunihiko SATO
	Takashi NAKAI	Kōichi MASUBUCHI	
Members	Hiroshi ASANUMA	Jiro ANDO	Yoshio ANDO
	Yoshio AKITA	Haruo UMEZAWA	Shinpei ICHIKAWA
	Katsumi OKUDA	Nobukazu OGURA	Midori OTANI
	Shinichi KAKU	Katsumi KAWAHIGASHI	Yoshio KANDA
	Tamotsu KAWAI	Rikizō KAMATA	Tomotake KINOSHITA
	Tahei SHIROTANI	Kazuo TACHIMOTO	Otomaro TAKAGI
	Takurō TAKAOKA	Teiichi TERAO	Yoshizo NOMURA
	Hideo HARUKI	Hideo FUKUDA	Yuzuru FUJITA
	Tadamasa MATSUOKA	Yutaka MATSUYAMA	Yasuke MURAKAMI
	Shunpei YAMANOUCHI	Muneo YAMAGUCHI	Toshiro YOSHIDA
	Takashi YOSHIDA	Toshio YOSHIDA	Masaki WATANABE

# **Researches on Welding Procedures of Thick Steel Plates used in the Construction of Large Size Ships**

## **(Report 1)**

The present volume describes technical questions on the construction of large size ships more than some 60,000 Tons DWT which are now going to be constructed or to be planned. The 39th Research Committee of the Shipbuilding Research Association of Japan has investigated on the questions since a few years ago. Many problems would have to be resolved from technical standpoints in order to complete large size ships of highest quality. This volume contains some of them, which were investigated in the first year of the research program. They are divided into the following three items.

- 1 Submerged arc welding procedures for thick steel plates.
  - a) Notch toughness of weld metal
  - b) Control of weld cracking
- 2 Manual arc welding procedures for thick steel plates.
  - a) Control of weld cracking
  - b) Suitable groove shape in butt-joints of thick plate
- 3 Strength of thick steel plate weldments.
  - a) Resisting property for the propagation of brittle fracture in each part of welded joints
  - b) Strength of welded joints of heat-treating steel plates

Summaries of them are as follows.

1-a) Notch toughness of submerged arc weld metal was investigated from several standpoints such as effect of number of passes, effect of welding conditions, effect of rod-flux combinations and multiple rod welding method. Generally, V-notch Charpy impact value of submerged arc weld metal at 0°C is some 4 kg-m/cm<sup>2</sup>. It is difficult in the present stage to get constantly higher impact value of some 6 kg-m/cm<sup>2</sup> or more even if it may be realised by a suitable welding condition.

1-b) Weld crack due to submerged arc welding will be divided into three groups, that is, 1) bead crack due to welding of backing pass, 2) bead crack due to welding of finishing pass and 3) crack produced in the so-called "pearoid" type bead. The investigations were conducted on the above three groups of crack, and welding conditions for the control of the cracking were explored.

2-a) Cracking in manual arc welds will be important at the welding of the first pass in thick plate's welded joint. The problems were investigated on the effect of plate thickness, initial temperature of weldment (or preheating temperature), root gap, type of electrode and the degree of constraint of weldment by modified Fisco type cracking tests. In manual arc welding of thick plate, low hydrogen type electrodes are so often used in

earlier passes from the standpoint of weld cracking, but weld metal made by electrode of this type often contains some blowholes, especially it was so at the beginning of this research program. Effect of hot start method, therefore, was also investigated as a mean of the blowhole controlling.

2-b) The most suitable groove shape in butt-welded joints of thick steel plates was determined from the standpoints of angular change, shrinkage, economy and strength of weld metal.

3-a) In order to obtain resisting property for brittle crack propagation in both weld metal and heat affected zone, fracture transition temperature in each part of manual and submerged arc welded joints was compared by Van der Veen tests and V-notch Charpy tests. On the other hand a preliminary test on the effect of residual welding stress on the initiation and propagation of brittle fracture was also undertaken. The test results show that brittle fracture may be occurred at low stress level under some evil conditions such as poor notch toughness of materials, existence of residual stress and sharp notch and so on.

3-b) It will be much effective for the construction of large size ships to use high strength steels such as quenched and tempered steel or heat-treating steel. In welded joints of heat-treating steel, however, joint strength may be lowered in comparison with the strength of mother plate because of welding heat. On this question tension tests of welded joints of heat-treating steel were performed. It was known that the lowering of the joint strength is not so appreciable if strength of weld metal is not inferior to mother plate.

# 超大型船の建造に際しての厚板の 溶接施工法に関する研究

(第1報)

## 目 次

緒 言	( 1 )
第1章 厚板自動溶接における溶着金属の切欠韌性に関する研究	( 2 )
第2章 自動溶接によつて生ずる亀裂の防止に関する研究	( 17 )
第3章 厚板手溶接の亀裂防止に関する研究	( 31 )
第4章 厚板手溶接突合せ継手の最適開先形状に関する研究	( 43 )
第5章 厚板溶接継手の強度に関する研究 (その 1)	( 59 )
第6章 厚板溶接継手の強度に関する研究 (その 2)	( 66 )
第7章 調質鋼溶接継手の強度に関する研究	( 74 )
結 論	( 84 )

## 緒 言

近年、船舶の大型化が著しく、6.5万ton或は8~10万tonの超大型船が建造される傾向にあるが、これら超大型船は従来の船級協会規則の対象とする限界を越えるものであるから、信頼性の高い超大型船の建造を達成するためには、その建造技術を早急に確立する必要がある。

超大型船建造上の技術的問題点については造船技術審議会においても取上げられ、運航性能、構造、材料、建造法の各方面に亘ってその問題点の審議を行つているが、超大型船においては比較的厚板を使用する関係上、その溶接施工上には多くの問題点がある。

当研究部会においては、上記審議会の答申の線に沿い、昭和32年度以来引き続いて、この問題について研究を行つて来た。この中、昭和32年度には下記の諸項目について研究を実施した。

- 1) 厚板の自動溶接施工法
  - a) 溶着金属の切欠靱性に関する研究
  - b) 自動溶接の亀裂防止に関する研究
- 2) 厚板の手溶接施工法
  - a) 亀裂防止に関する研究
  - b) 突合接手の開先形状の選定
- 3) 溶接々手の強度
  - a) 溶接々手各部の脆性破壊伝播特性
  - b) 調質鋼溶接々手の強度

本報告はこれらの研究成果を取りまとめたものである。

# 第1章 厚板自動溶接における溶着金属の 切欠靱性に関する研究

## 1・1 緒 言

船舶の大型化とともに使用鋼材の板厚増加は溶接建造上幾多の諸問題を提起しているが就中建造能率の向上と溶接構造部の強度との両観点から厚板の自動溶接施工法の解決が現在最も重要な問題点の一つとなつてゐる。

大型船舶の主要強度部材に使用する造船用厚板に対しては船舶の脆性破壊の危険防止上船級協会は鋼材々質を規定し  $0^{\circ}\text{C}$  に於ける衝撃値が  $6\text{ kg}\cdot\text{m}/\text{cm}^2$  以上の靱性を示す良質鋼を使用すべきであるとしている。この  $6\text{ kg}\cdot\text{m}/\text{cm}^2$  の認定値については多く議論の余地はあるが造船現場で使用している従来の自動単層溶接は（以後ユニオンマルトサブマージドアーク溶接による単層溶接を指すこととする）溶接作業の高速、経済性、接手信頼度の均一性、溶接変形の僅少等、多層溶接に比して数多くのすぐれた点をもつてゐる反面其の溶接部の靱性は一般に  $4\text{ kg}\cdot\text{m}/\text{cm}^2$  強度の低い値を示す場合が多く厚板良質鋼のそれにおよばないのが現状である。

そこで本研究では溶着鋼の低靱性に関するこの問題点解決の端緒を見だすとともに自動単層溶接部溶着鋼の靱性向上の限度を明らかにする目的をもつて、溶接層数、溶接条件、心線と溶剤の組合せ、溶接法の差異等の諸要因が切欠靱性におよぼす影響について実験を行つた。

## 1・2 溶着金属の切欠靱性におよぼす溶接層数の影響

溶着金属の切欠靱性が溶接層数によってどの程度の影響をうけるかを知る為、溶着金属内の各部の切欠靱性試験および溶着金属全体としての切欠靱性試験を実施した。

溶着金属各部の切欠靱性を調べるには、Table 1・1 に示す鋼材（板厚 45 mm）を使用し、Table 1・2

Table 1・1 Chemical Compositions and Mechanical Properties of Steel

Thickness of Plate mm	Standard	Chemical Composition					Y.P. $\text{kg}/\text{mm}^2$	T.S. $\text{kg}/\text{mm}^2$	Elong. %
		C	Si	Mn	P	S			
45	NK.KSM-41W	0.13	0.20	0.83	0.011	0.018	27.7	43.5	26.0

Table 1・2 Edge Preparations for Submerged Arc Welding

Groove	$\theta_1$ degree	A mm	B mm	C mm	$\theta_2$ degree	No. of Passes	Detail of Groove
1	60	12	12	21	80	2 Passes	
2	60	17	12	16	80	2 Passes	
3	90	18	8	19	80	Multi Pass	

Table 1-3 Welding Conditions

Groove	Pass	Current	Arc Voltage	Travel Speed	Core Wire & Flux	Consumption of Rod and Flux		Remarks
		Amp.	V	In./min.		Rod (kg/m)	Flux (kg/m)	
1	B P	1 st	1100	35	10.4	#36 1/4"φ #20 20×200	0.867	0.910
	F P	1 st	1425	38	4.1	#36 5/16"φ #20 20×D	3.000	1.760
2	B P	1 st	1400	35	7	#36 5/16"φ #20 20×D	1.810	1.040
	F P	1 st	1400	36	7.9	#36 5/16"φ #20 20×D	1.580	0.840
3	B P	1 st	750	33	13.3		0.482	0.500
		2 nd	830	33	13.0		0.580	0.520
		3 rd	830	33	13.0		0.580	0.520
		4 th	850	35	11.8		0.645	0.540
		5 th	900	36	10.6	#36 1/4"φ #80 20×200	0.750	0.620
	F P	1 st	1000	34	10.0		0.942	0.720
		2 nd	850	34	15.2		0.522	0.640
		3 rd	850	34	15.2		0.522	0.720
		4 th	850	34	13.3		0.500	0.800

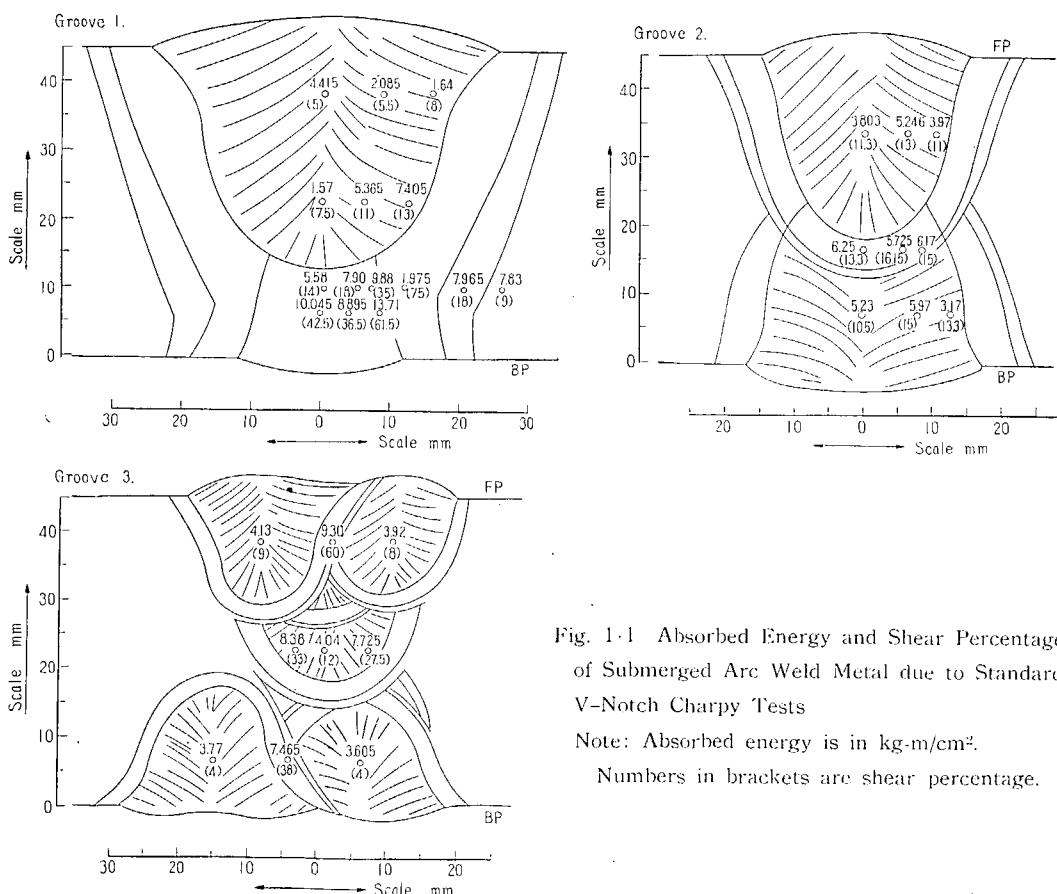


Fig. 1-1 Absorbed Energy and Shear Percentage of Submerged Arc Weld Metal due to Standard V-Notch Charpy Tests

Note: Absorbed energy is in kg-m/cm<sup>2</sup>.

Numbers in brackets are shear percentage.

に示す、3種の開先形状を採用した。それぞれの溶接条件をTable 1・3に示す。表示のように開先1および2はいずれも表裏各1層、開先3は表裏とも多層溶接である\*。切欠韌性を調べるには、Vノッチ・シャルピー衝撃試験によつた。Fig. 1・1に示す○印の位置から3コ宛の試験片を採取した。切欠は板厚方向につけ、試験温度は-20°Cとした。各位置における衝撃値および剪断破面率(いずれも3コの平均値)はFig. 1・1に示す通りである。これから次のような特性が観察せられる。

開先1——表裏各1層溶接。表溶接は比較的小電流、大速度、裏溶接は比較的大電流、小速度。

この場合、裏溶接は表溶接部に大きな熱影響を与え、表溶着鋼の韌性は向上される。(-20°Cにおいて平均9.33 kg-m/cm<sup>2</sup>)、しかし、裏溶着鋼自体の韌性は-20°Cにおいて1.6~7.4 kg-m/cm<sup>2</sup>程度で比較的低い。

開先2——表裏各1層溶接。表裏とも比較的大電流、大速度。

この場合、裏溶接による熱影響をうけた表溶接溶着鋼の韌性は-20°Cにて平均6.11 kg-m/cm<sup>2</sup>と改善される。一方裏溶接溶着鋼自体も-20°Cにおいて3.2~6.0 kg-m/cm<sup>2</sup>で比較的良好である。

開先3——表溶接5層、裏溶接4層。いずれも比較的小電流で、やや大きな速度。

この場合、熱影響をうけた溶着鋼の韌性は比較的高く、(-20°Cにおいて平均8.1 kg-m/cm<sup>2</sup>)、他の部分の韌性も概して良好(-20°Cにおいて3.7~4.1 kg-m/cm<sup>2</sup>)である。

すなわち、開先2のように表裏とも比較的大電流、大速度の溶接条件を必要とする開先形状(表裏の開先深さの割合が1:1の場合)では比較的良好な韌性が得られ、多層溶接の場合に比してほとんど遜色のないことがわかる。

以上は溶着金属各部の衝撃特性であるが、溶着金属全体としてはどのような特性を示すであろうか。この点を明らかにする為に大型衝撃試験を行つた。Table 1・4に示す4種の条件の異なる継手から、Fig. 1・2に示すような大型衝撃試験片を採取した。

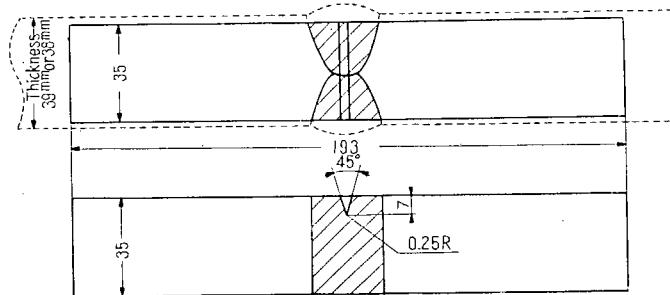


Fig. 1・2 Specimens for Large Scale Impact Tests

\* 厚板自動溶接における開先形状を決定する場合、造船現場における実際の溶接作業の見地から、次の点を考慮せねばならない。すなわち、

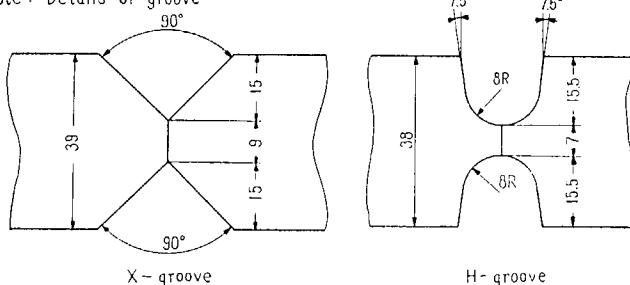
- 1) 溶接完了後の収縮および角変形が最小となるような開先形状を選ぶこと。
- 2) 表溶接完了後、板を天地転倒したり、移動したりする場合、自重によつて溶接部に相当程度の曲げモーメントが働く。このような曲げモーメントに対して安全な表溶接の溶着深さが得られるような開先形状を選ぶこと。

この点については厚さ45 mmの鋼板について別に実験を行い、最適開先形状を決定した。Table 1・2に示す開先1および2はこの実験によつて求められた最適開先形状である。

Table 1-4 Welding Conditions

Test No.	Pass	Rod	Size (inch)	Flux	Current (A)	Arc Voltage (V)	Travel Speed in./min.	Thickness of Plate	Groove
A-5	B-1 F-1	# 36	1/4	G 80	1100 1230	33 35	7.6 6.9	t=39	X
A-17	B-1				1170	33	17.6		
	B-2				900	34	18.4		
	B-3	# 36	1/4	G 80	760	38	11.4	t=39	X
	F-1				1150	35	17.0		
	F-2				900	35	20.3		
	F-3				770	38	10.6		
B-2	B-1				450	30	14		
	B-2				550	30	14		
	B-3				650	30	16		
	B-4				650	30	16		
	B-5	# 36	3/16	G 80	800	33	10	t=38	H
	F-1				800	30	14		
	F-2				750	32	14		
	F-3				650	32	16		
	F-4				650	30	16		
	F-5				750	33	10.4		
B-4	B-1				700	30	12.8		
	B-2				950	33	8.8		
	B-3	# 36	1/4	G 80	1000	33	10	t=38	H
	F-1				1100	28	8		
	F-2				1000	33	9.6		

Note: Details of groove



衝撃試験結果は Fig. 1-3 に示すとおりであつて、層数を変えても、切欠韌性には顕著な差は見出されない。溶接線の中央部で採取した組織試験片で調査した内眼組織は Fig. 1-4 のごとくであつて、多層溶接部でも柱状晶は充分に消えていないので切欠韌性の向上におよぼす多層盛りの効果が明瞭に現われなかつたのかも知れない。したがつて柱状晶を完全に消すような施工条件の下で多層溶接を行わぬ限り、層数は溶着金属の切欠韌性に対して顕著に影響しないと考えられる。

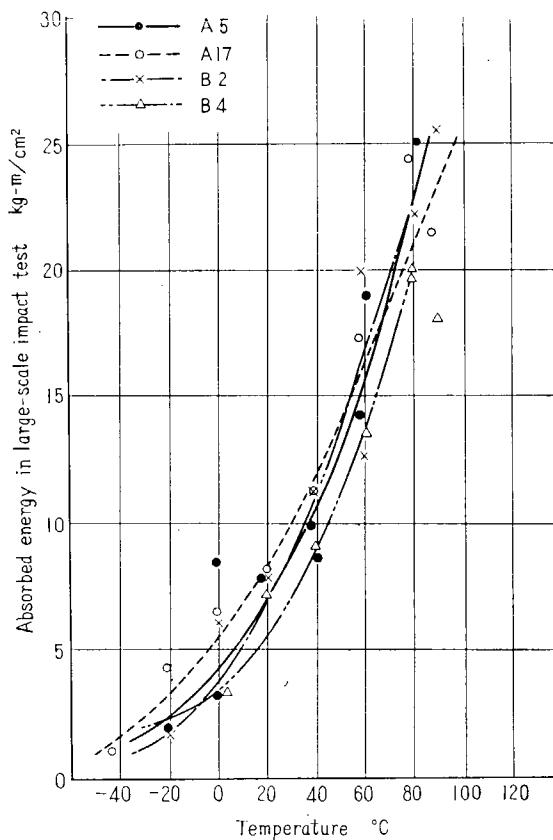


Fig. 1·3 Effect of Number of Passes on the Notch Toughness of Unionmelt Weld Metal

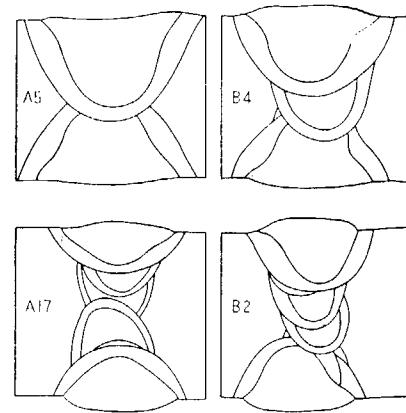


Fig. 1·4 Cross Section of Welds

### 1·3 溶着金属の切欠靱性におよぼす溶接条件の影響

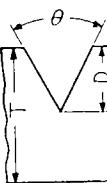
溶接条件の選択によつて溶着鋼の切欠靱性を向上させ得るかどうかを知る為、諸種の溶接条件でユニオンメルト溶接を行い、溶接部の切欠靱性を調査してみた。すなわち、心線及び溶剤の組合せを一定として、溶接電流、電圧及び溶接速度、ならびに心線経を変へることによつて溶接部の切欠靱性が如何に変化するかをVノッチ標準シャルピー衝撃試験(0°C及び-20°C試験)によつて調査した。\*

試験条件としてTable 1·5に示すA, B, C……Pの16種の溶接条件で溶接し、溶着鋼から衝撃試験片を採取した。溶着鋼内各位置の-20°C及び0°C衝撃値はFig. 1·5の通りである。衝撃試験片は各試験位置において3本宛採取し、その平均値をFig. 1·5に示している。

Fig. 1·5からわかるように同一開先形状では溶接電流の大なる程衝撃値は大である。すなわち溶着部断面形状からみれば溶込の増加とともに衝撃値は大となりビード巾の広がりの小なる程衝撃値は増加しているようである。

\* 本実験では通常の単極ユニオンメルト溶接のみについて調査したが、これとは別に多電極ユニオンメルト溶接についても詳細な実験を行つた。その結果については第1·5節で述べる。

Table 1-5 Conditions of Submerged Arc Welding

Groove	Specimen	Thick- ness <i>T</i> (mm)	Groove Angle <i>θ</i> (deg.)	Groove Depth <i>D</i> (mm)	No. of Pass	Wg. Current (A)	Arc Voltage (V)	Dia. of Rod in. or mm	Travel Speed mm/min
	A	45	80	20	1	1500	37	5/16	151
	B	"	"	"	1	1400	37	"	125
	C	"	"	"	1	1300	36	"	135
	D	"	"	"	1	1200	36	"	106
	E	"	"	16	1	1400	37	"	156
	F	"	"	"	1	1300	37	"	141
	G	"	"	"	1	1200	36	"	130
	H	"	"	"	1	1100	36	"	117
	I	35	"	12	1	1300	37	1/4	252
	J	"	"	"	1	1200	36	"	210
	K	"	"	"	1	1100	36	"	175
	L	"	"	"	1	1000	36	"	157
	M	"	"	8	1	1200	36	"	341
	N	"	"	"	1	1100	36	"	318
	O	"	"	"	1	1000	36	"	250
	P	"	"	"	1	900	36	"	210

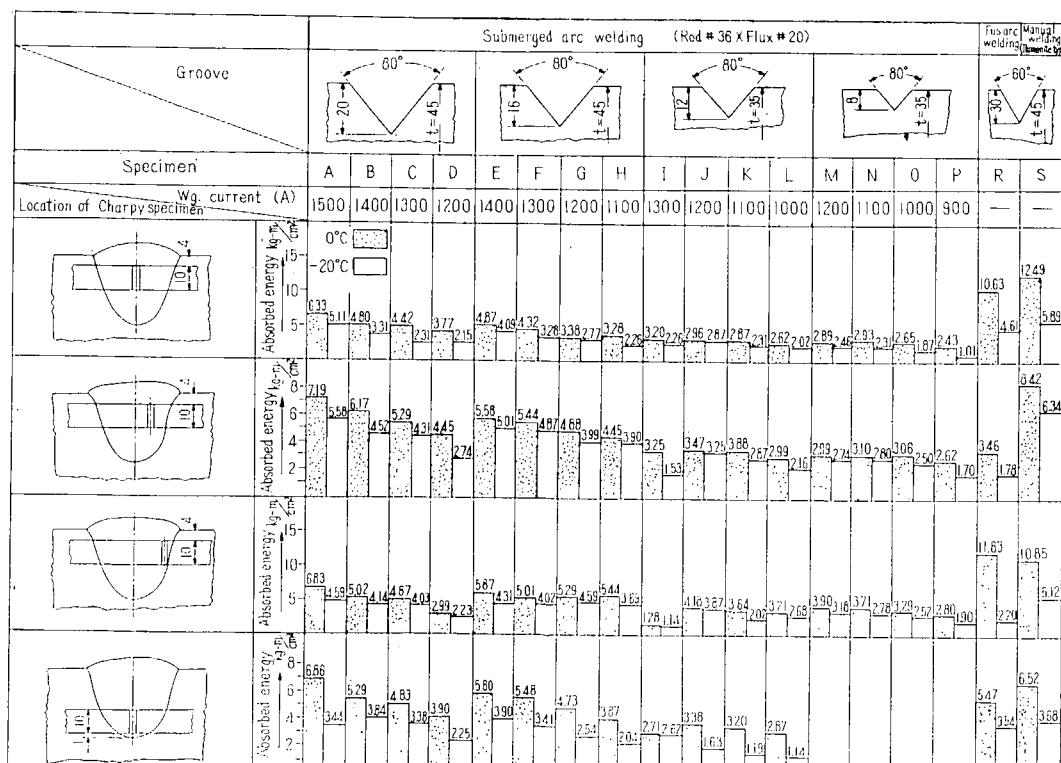
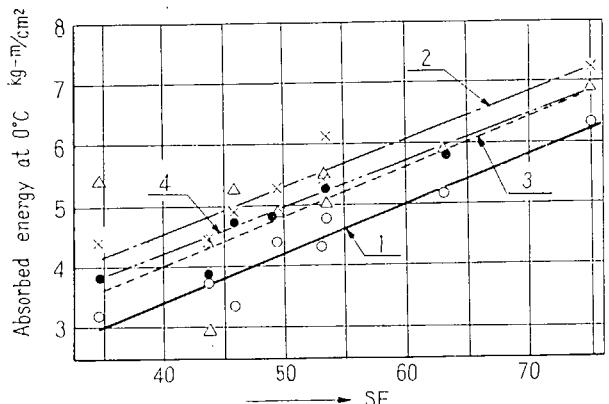
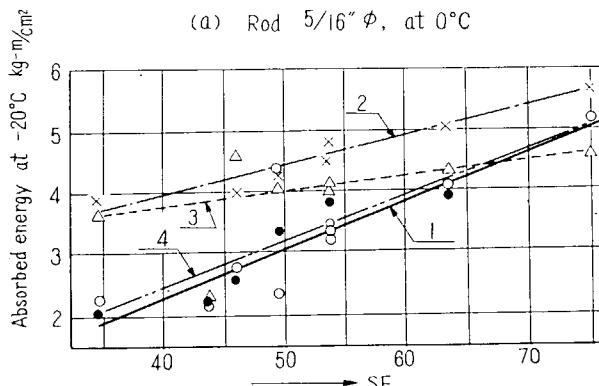


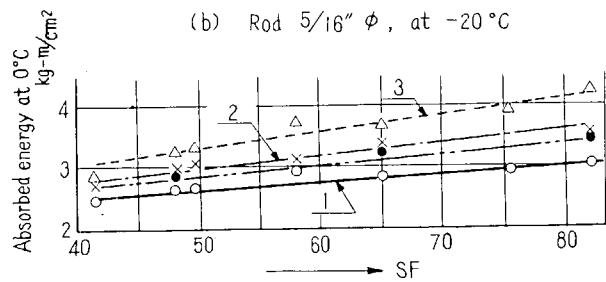
Fig. 1-5 Impact Value of Weld Metal (Standard V-Notch Charpy Test)



(a) Rod  $5/16" \phi$ , at  $0^{\circ}\text{C}$



(b) Rod  $5/16" \phi$ , at  $-20^{\circ}\text{C}$



(c) Rod  $3/4" \phi$ , at  $0^{\circ}\text{C}$

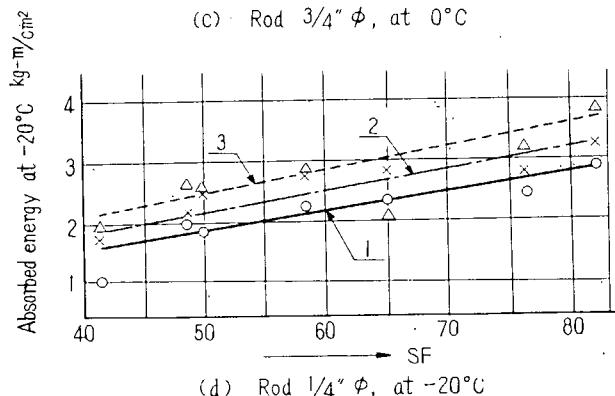
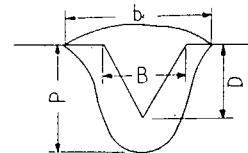


Fig. 1-6 Effect of Nugget Shape on the Impact Value of Submerged Arc Weld Metal (Standard V-Notch Charpy Test)

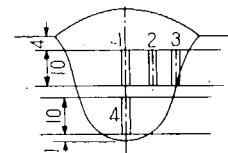
#### Note

1.  $S_f$ : Coefficient of nugget shape



$$S_f = \frac{P}{D} \times \frac{B}{2b} \times 100$$

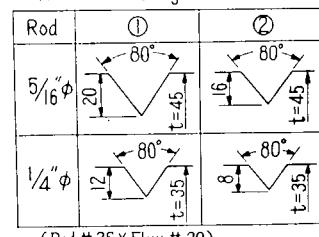
2. Locations of V-notch



3. Key

- |          |     |
|----------|-----|
| Notch 1. | —○— |
| “ 2      | —×— |
| “ 3      | —△— |
| “ 4      | —●— |

4. Details of groove



(Rod #36 X Flux #20)

5. Welding current and  $S_f$

Groove	①	②
Rod	$5/16" \phi$	$5/16" \phi$
Current	1500 1400 1300 1200	1400 1300 1200 1100
Travel speed (mm/min)	151 125 135 106	156 141 130 117
$S_f$	75 53 49 43	63 53 45 34
Groove	①	②
Rod	$1/4" \phi$	$1/4" \phi$
Current	1300 1200 1100 1000	1200 1100 1000 900
Travel speed (mm/min)	252 210 175 157	341 318 250 210
$S_f$	99 82 65 48	76 58 49 41

以上の実験結果を整理するため、次に述べる方法を採用した。すなわち、溶着部の断面形状は母材の開先形状と溶接条件との函数であると考え、溶着部断面の形状をあらわす量として次式で示される量  $S_f$  (これを便宜上形状係数と名付けることにする) を採用する。(Fig. 1-6 参照)

$$S_f = \frac{B}{2D} \cdot \frac{P}{b} \times 100$$

$B$ : 開先巾 (mm)

$D$ : 開先深さ (mm)

$P$ : 溶込み (mm)

$b$ : ビード巾 (mm)

この  $S_f$  の値を用いて溶着金属内の各位置における衝撃値を整理してみると Fig. 1-6 のようになる。これから次のような特性がわかる。すなわち

- 1) 使用する棒径が同一の場合形状係数のある範囲に於て衝撃値は形状係数の増加に比例して増加する傾向がある。この特性は棒径  $5/16''\phi$  の場合、 $S_f \approx 35 \sim 75$ 、棒径  $1/4''\phi$  の場合  $S_f \approx 45 \sim 80$  の範囲で成立する。この範囲外、たとえば溶着鋼の断面形状がクルミ形で  $S_f$  の大なる場合および、溶着鋼の断面形状がハマグリ形で  $S_f$  の小なる場合には衝撃値のはらつきが大きい。
- 2) 使用心線径の大なる溶着鋼は小なるものに比べて同一形状係数に於て高い韌性を示す。

Table 1-6 Welding Conditions

Specimen	Pass	Rod	Rod Dia. (in)	Flux	Current (A)	Arc Voltage (V)	Travel Speed (in/mm)	Plate Thickness	Remarks
A-2	B-1	# 36	1/4	G20	1180	33	7.0	$t=39$	
	F-1				1150	33	6.5		
A-5	B-1	# 36	1/4	G80	1100	33	7.6	"	
	F-1				1230	35	6.9		
A-9	B-1	# 43	1/4	G50	1100	33	8.0	"	
	F-1				1240	32	8.0		
A-12	B-1	# 40A	1/4	G80	910	31	7.9	"	
	F-1				1180	33	7.2		
A-15	B-1	# 36	1/4	G50	1180	35	8.5	"	
	F-1				1300	35	8.3		
A-17	B-1		1/4	G80	1170	33	17.6	"	
	B-2				900	34	18.4		
	B-3	# 36			760	38	11.4		
	F-1				1150	35	17.0		
	F-2				900	35	20.3		
	F-3				770	38	10.6		
A-18	B-1		3/16	G80	900	34	21.2	"	Slag is remained
	B-2				750	35	12.0		
	B-3	# 36			720	36	10.3		
	F-1				1060	35	19.9		
	F-2				820	36	13.6		

3) 溶着鋼の韌性は断面上の各位置に於て異なり、溶着部断面中央上部が最も低い値を示し、最高の韌性を示す位置に比較すると  $0^{\circ}\text{C}$  衝撃値で大略 39~12% 低下が見られる。

#### 1.4 溶着金属の切欠韌性におよぼす心線と溶剤の組合せの影響

Table 1-6 に示す 5 種の心線と溶剤の組合せについて実験を行った。切欠韌性を調べるには、Fig. 1-2 に示したような大型衝撃試験片を採用した。なお試験片 A-18 は、下層ビードのスラグの剥離が困難な場合、スラグを残したままで上層の溶接を行うことによって、どの程度の影響をうけるかを特に調査する目的で行つたものである。

Fig. 1-7 は心線と溶剤の組合せの影響を示したものである。図に示すように、組合せ  $36 \times 20$ ,  $36 \times 80$  および  $43 \times 50$  は同程度の切欠韌性を示すが  $40A \times 80$  および  $36 \times 50$  は前 3 者に劣り殊に  $36 \times 50$  の切欠韌性は低いようである。

次に残存スラグが切欠韌性におよぼす影響を知る為、試験片 A-17 (スラグの残存しない場合) と A-18 (スラグの残存する場合) との吸収エネルギーを比較してみると Fig. 1-8 の通りである。

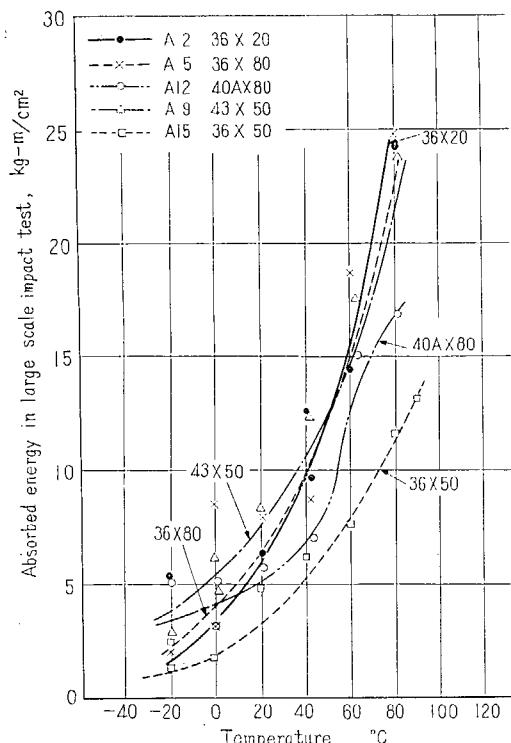


Fig. 1-7 Effect of Rod-Flux Combination on the Notch Toughness of Unionmelt Weld Metal

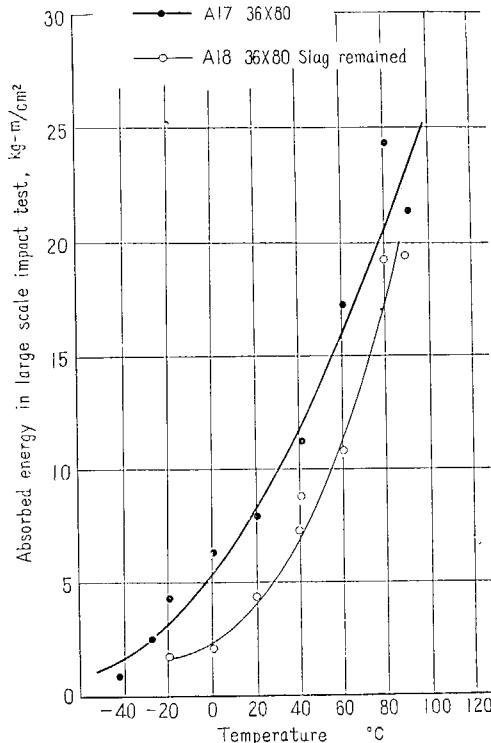


Fig. 1-8 Effect of Remained Slag on the Notch Toughness of Unionmelt Weld Metal

Table 1-7 Effect of Remained Slag on the Chemical Compositions of Weld Metal

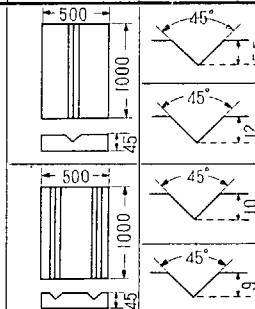
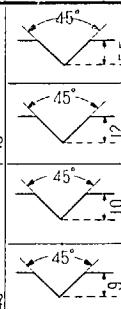
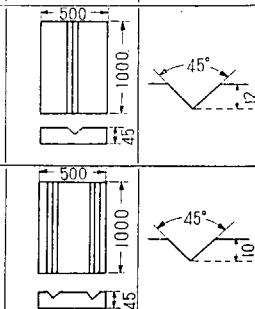
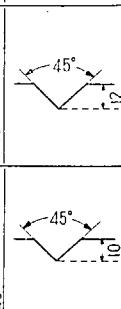
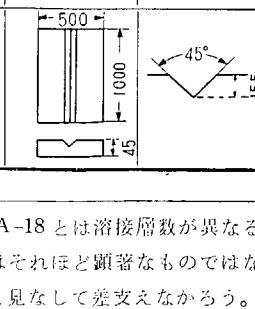
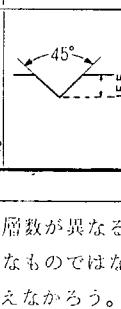
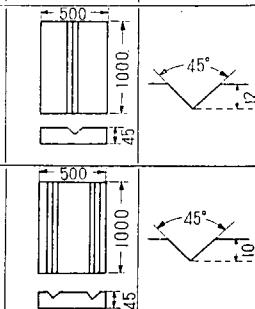
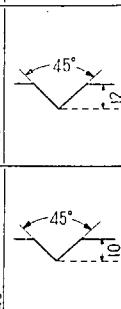
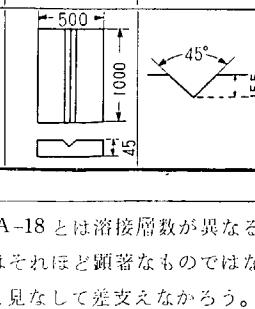
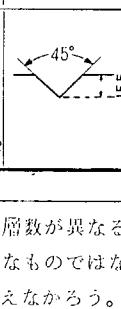
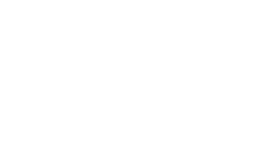
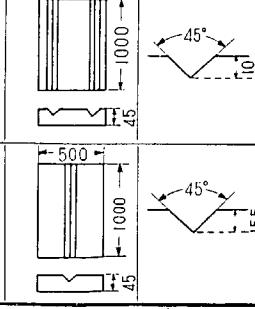
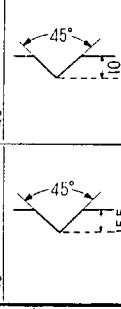
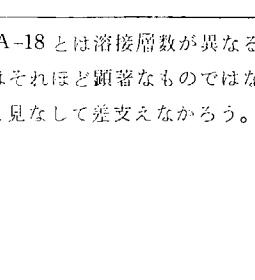
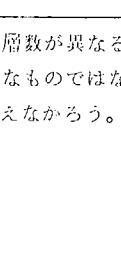
Specimen	C	Si	Mn	P	S	Note
A-17	0.11	0.36	1.13	0.024	0.026	—
A-18	0.12	0.38	1.21	0.027	0.027	Slag is remained

図からわかるように、多層溶接に於て、下層ビードのスラグを残留したまま次層溶接を行つた溶着部（36×80 の組合せ）は各層を清掃した溶着鋼に比較して明かに切欠靱性が低下し 0°C に於ける衝撃値は前者は後者の 50% にも達していない\*。なお参考の為に、両試験片の溶着金属の化学成分を示すと、Table 1・7 のごとくであつて、下層スラグを残存せしめることにより、Si, Mn が僅か増大することが認められ、本質的には Si, Mn の増大は切欠靱性を上昇せしめる作用をすると考えられるので溶着金属の清浄度、脱酸程度等の差が切欠靱性の低下に影響したものと思われる。

### 1・5 多電極自動溶接法による溶着金属の切欠靱性

前節までに述べたのは一本の心線を用いる通常のユニオンメルト溶接（単電極自動溶接）の場合であるが、次に多電極自動溶接を用いた場合に溶着金属の切欠靱性の改善が期待されるか否かについて検討する為、種々の溶接条件で得られた溶着金属の切欠靱性を V ノッチ標準シャルピー衝撃試験（0°C）で調査し、併せて引張試験および分析試験も行つた。実験条件の詳細を Table 1・8 に示す。

Table 1・8 Test Conditions of Multiple Electrode Submerged Arc Welding

Machines	Items	Specimen		Welding conditions							
		Size	Groove	Current	Arc voltage	Travel speed	Rod	Flux	Rod distance		
Multiple electrode	Effect of travel speed			L. 1200	L. 40~42	30	# 36 1/4 φ	G. 20	1		
								G. 80			
								G. 20			
								G. 80			
	Effect of rod distance			L. 1200	L. 40~42	50		G. 20	1		
								G. 80			
								G. 20			
								G. 80			
Ordinary unionmelt	Effect of w.g. current			T. 700	T. 36~38	37.5	# 36 1/4 φ	G. 20	1		
								G. 20			
				L. 1200	L. 40~42	73		G. 20			
								G. 20			
								G. 20			
								G. 20			

\* 試験片 A-17 と A-18 とは溶接层数が異なるが、第 1・2 節で述べたように、溶接层数が溶着金属の切欠靱性におよぼす影響はそれほど顕著なものではないので、Fig. 1・8 に示した 2 曲線の差は主として残存スラグの影響によるものと見なして差支えなかろう。

衝撃試験片の採取要領は Fig. 1-9 の通りである。

実験結果を各試験項目毎に述べると次の通りである。

### 1) 溶接速度の影響 (Fig. 1-10 参照)

溶接速度の増加につれて衝撃値は略直線的に低下する。一方引張強さは衝撃値とは逆に溶接速度とともに増加し、従つて伸び減少している。すなわち一般に低速度溶接の場合の方が切欠靱性及び機械的性質は良好となる傾向にある。

又、溶着鋼中の Mn と Si 含有量は速度の増加とともに前者は増加し後者は減少する。

各溶接速度におけるビード断面のマクロ写真を Fig. 1-11 に示す。

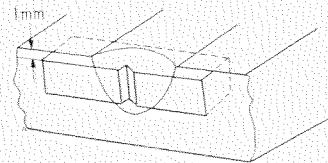


Fig. 1-9 Location of V-Notch Charpy Specimen

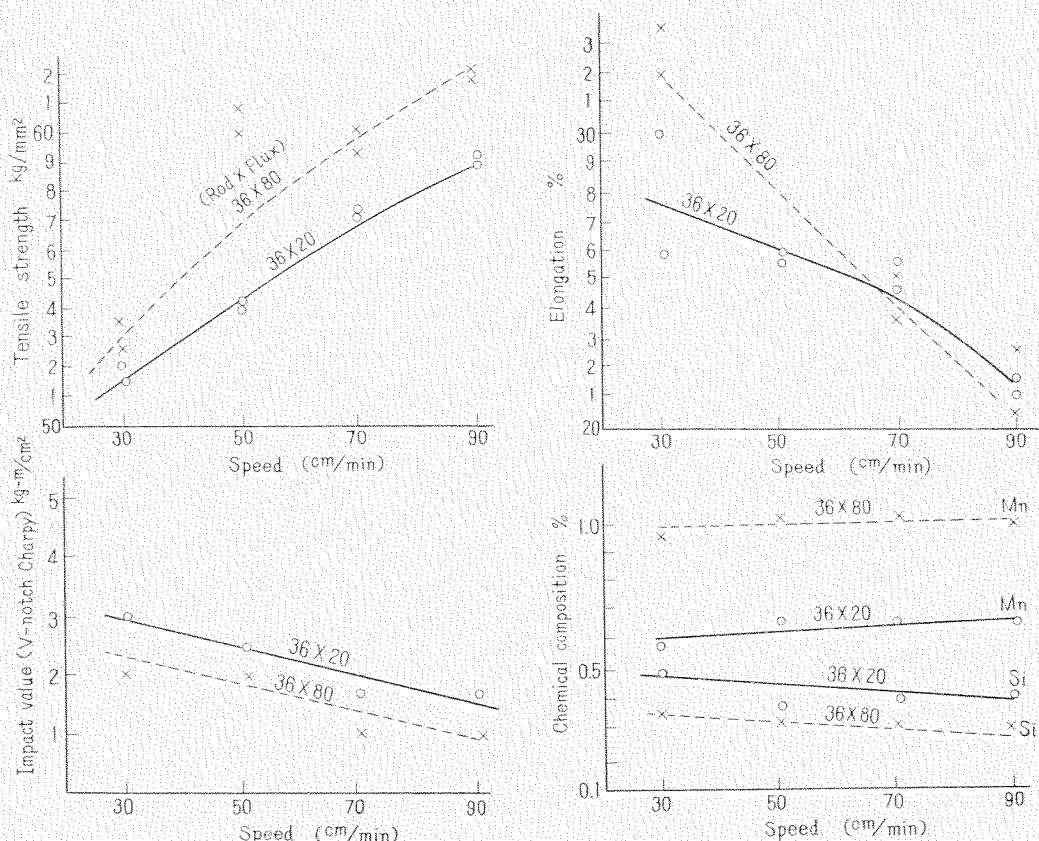


Fig. 1-10 Effect of Travel Speed on the Various Properties of Weld Metal

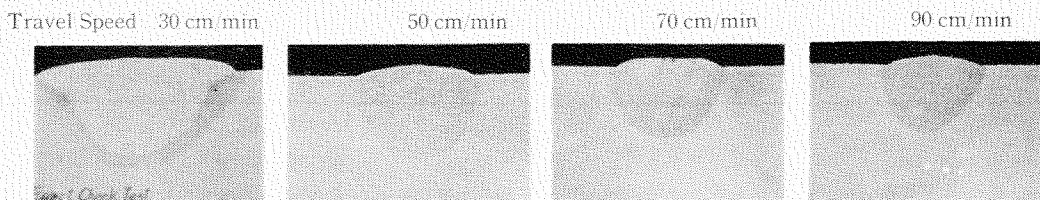


Fig. 1-11 Cross Section of Welds for Various Travel Speed

## 2) 溶接電流の影響 (Fig. 1-12 参照)

溶接電流の変化は切欠靱性に殆ど影響を与へないようであるが、溶着鋼中の Mn, Si 含有量は電流の増加とともに直線的に変化し、前者は高くなり、後者は低くなる傾向がある。各溶接電流におけるピード断面のマクロ写真を Fig. 1-13 に示す。

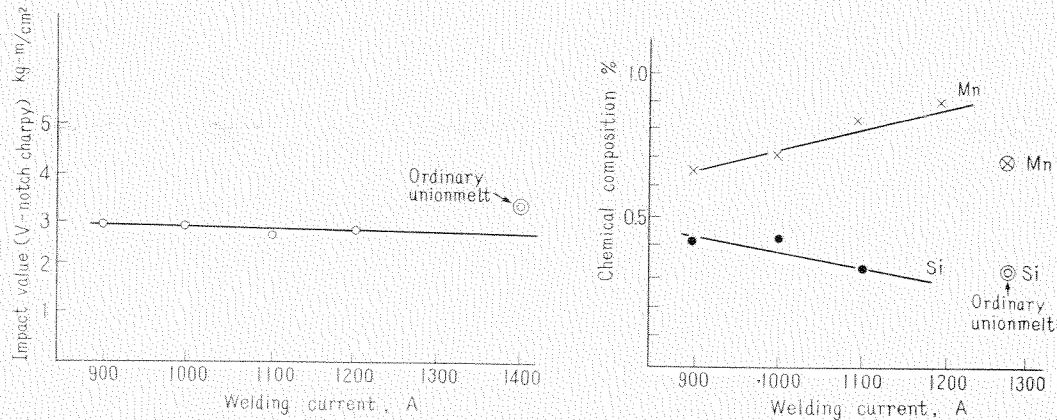


Fig. 1-12 Effect of Welding Current on the Various Properties of Weld Metal

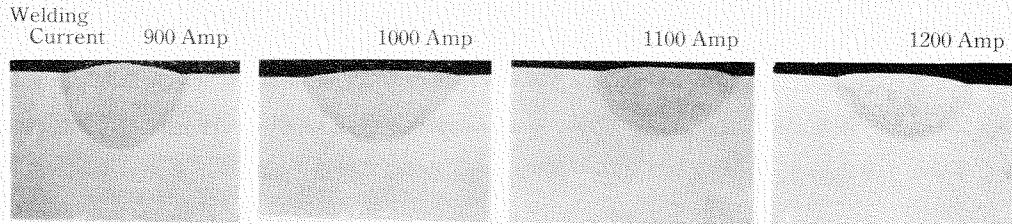


Fig. 1-13 Cross Section of Welds for Various Welding Current

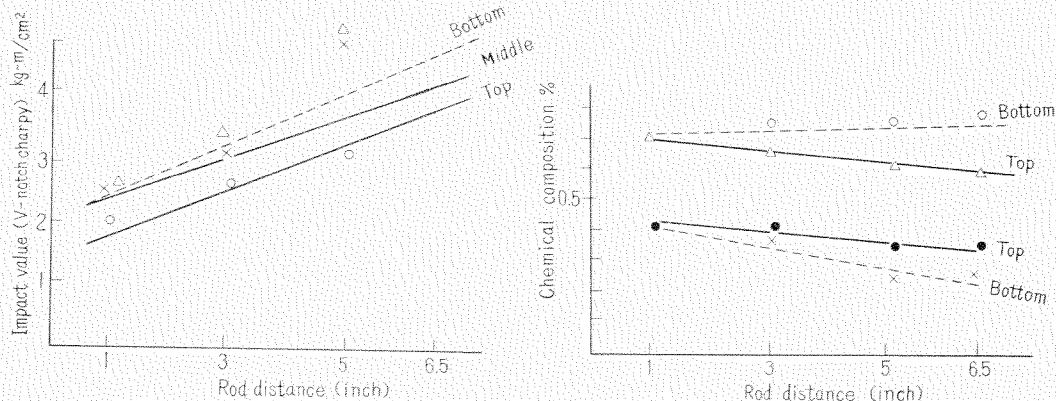


Fig. 1-14 Effect of Rod Distance on the Various Properties of Welds Metal



Locations of Charpy Specimen

### 3) 溶接棒間隙の影響 (Fig. 1-14 参照)

切欠靭性におよぼす棒間隙の影響は極めて大きく衝撃値は間隙の増加に略直線的に増加する傾向があるが、最も極端な場合でも  $5 \text{ kg}\cdot\text{m}/\text{cm}^2$  程度に止まっている。

なお図に示すように同一の溶着金属内でも断面中央上部における衝撃値が最も低い。この特性は単極ニオノンメルトの場合と同様である。

各試験条件におけるヒート断面のマクロ写真を Fig. 1-15 に示す。

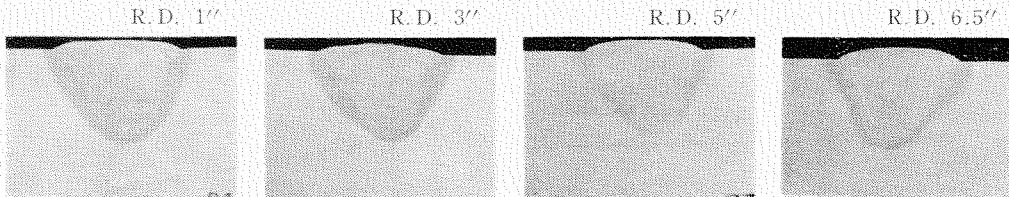


Fig. 1-15. Cross Section of Welds for Various Rod Distance

### 4) 多層溶接

多電極ニオノンメルト溶接によって 2 層溶接を行つた場合の衝撃値は  $2.4 \text{ kg}\cdot\text{m}/\text{cm}^2$  程度で単極ニオノンメルト溶接の場合と大差がない。

## 1-6 ユニオンメルト溶接法、手溶接法およびヒューズアーク溶接法による溶着金属の切欠靭性の比較

ユニオンメルト溶接、手溶接およびヒューズアーク溶接の各溶着鋼の切欠靭性を大型衝撃試験および標準シャルビー衝撃試験で比較した。標準シャルビー衝撃試験によつて、切欠靭性の比較を行つた結果を Table 1-9 に示す。手溶接及びヒューズアーク溶接部は多層盛のためユニオンメルト溶着部に

Table 1-9 Comparison of Weld Metal Notch Toughness for Various Welding Method (V-Notch Charpy Tests at 0°C)

Welding Method	V-Notch Charpy Impact Value (kg·m/cm <sup>2</sup> )	Average of Impact Value (kg·m/cm <sup>2</sup> ) (%)		Remarks
		(kg·m/cm <sup>2</sup> )	(%)	
Manual	6.52~12.49	9.57	100	
Fuse Arc	3.46~11.83	8.11	85	
Unionmelt 5/16'' φ Rod ①	6.33~7.19	6.80	71	Ilumenite type electrode, 17 passes
	" ②	3.28~5.44	4.26	9 passes (see Fig. 1-5)
	1/4'' φ Rod ①	2.96~4.18	3.49	Good conditions (see Fig. 1-5 A)
	" ②	2.43~2.80	2.62	No good conditions (see Fig. 1-5 H)
				Good conditions (see Fig. 1-5 J)
				No good conditions (see Fig. 1-5)

比べ一般に衝撃値が高く  $0^\circ\text{C}$  衝撃値で靭性を比較すれば大略 100 : 85 : 71~27 の比率で手溶接 (イルミナイト太径棒による溶着部) に対し、ヒューズアーク溶接、ユニオンメルト溶接の順に低下する。溶着鋼断面の各位置に於ける衝撃値の変化もユニオンメルト法に比し少ないが、稍高電流を使用するヒューズアーク法では他層の熱影響の少ない溶着量の多い層 (デントライトの消失の少い層) の部分に衝撃値の低下が見られた。

次に大型衝撃試験によつてユニオンメルト溶接の溶着金属の切欠靭性と手溶接のそれとの優劣の程度を明かにするために、i) 全部をイルミナイト系溶接棒で施工したもの、ii) ルート・バス表裏各 2

層を低水素系溶接棒で盛り、その後をイルミナイト系溶接棒で盛つたもの、iii) 全部を低水素系溶接棒で施工したものとの3種の手溶接溶着金属の切欠靱性を大型衝撃試験によって求めた。

衝撃試験の結果をFig. 1・16に示す。一般に手溶接溶着金属の遷移温度曲線の方が低温側に位置しており、そして低水素系溶接棒の累層率（継手部全厚に対する低水素系溶着金属の厚さ）の増大とともに低温側に移動していく切欠靱性が改善されることがうかがわれる。

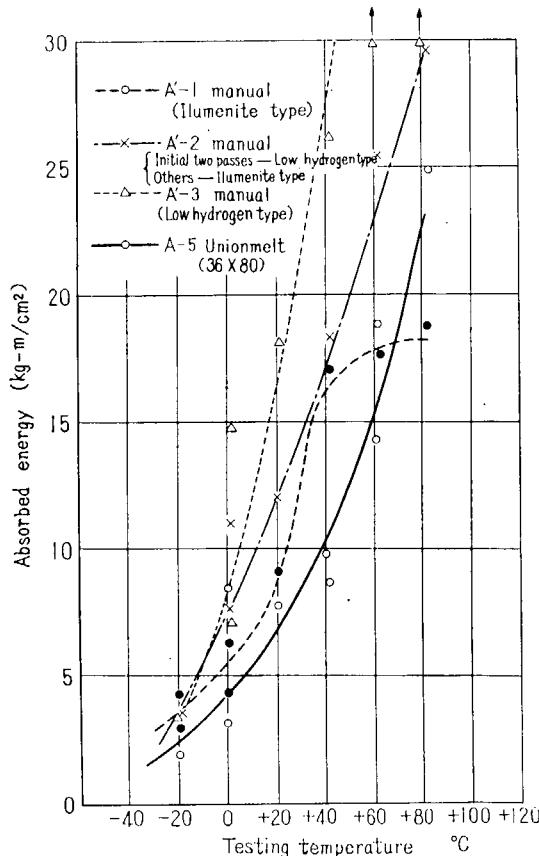


Fig. 1-16 Notch Toughness of Weld Metal due to Manual and Submerged Arc Welding. (large size impact tests)

## 1.7 結 論

本研究によつて得られた主な結論を総括してみると次の通りである。

1) 層数の影響: 溶着金属断面各位置の標準Vノッチシャルピー試験、および全板厚の大型衝撃試験によつて表裏各单層と多層の溶着金属の靱性の比較を行つたが切欠靱性向上におよぼす多層溶接の効果は余り認められなかつた。また多電極ユニオンメルト法の場合も同様で多層溶接（2層）によつて靱性が改善されるとは限らないようである。

なお衝撃値は溶着金属断面内の位置によつてかなり変化し单極多極とも断面中央上部では最も低く、反対に後層の熱によつてデントライトの消失した部分では比較的高い値（-20°Cで 6~10 kg-m/cm²）を示した。

- 2) 溶接条件の影響: 溶接条件が溶着金属の切欠靱性に与える影響はかなり複雑なものであるが、今回の調査によれば溶接条件のとり方によつてはかなり高い靱性の得られる場合もあつた。
- 3) 心線、溶剤の組合せの影響: 心線、溶剤の組合せ 5 種について比較検討を行つたところ、組合せ  $36 \times 20$ ,  $36 \times 80$ , および  $43 \times 50$  は同程度の切欠靱性を示したが  $40A \times 80$  および  $36 \times 50$  は前者に劣り、ことに  $36 \times 50$  の組合せは劣るようであつた。
- 4) 多電極溶接: 多電極溶接を採用した場合棒の間隔が増大するにともなつて切欠靱性が良好になる傾向がみられたが、溶着金属の切欠靱性がいちじるしく向上するとはいえない。
- 5) 手溶接およびフューズアーク溶接との比較: ユニオンメルト溶接、手溶接、フューズアーク溶接の各溶着金属の切欠靱性を大型衝撃試験および標準 V ノッチシャルピー試験によつて比較したところ、手溶接(イルミナイト系、太径棒)、フューズアーク溶接、ユニオンメルト溶接の順に切欠靱性が低下していることが分つた。また低水素溶接棒とユニオンメルト溶接との混用接手では低水素系溶接棒による溶着金属の多いものほど切欠靱性は向上する。

以上のように心線、溶剤の組合せ、溶接条件の選定の如何によつては  $6 \text{ kg}\cdot\text{m}/\text{cm}^2$  を越える高い切欠靱性の溶着金属をうることも可能ではあるが、実際の施工に当つて定常的にこれを確保することは現状では困難であつて、更に今後の研究が必要であろう。

## 第2章 自動溶接によって生ずる亀裂の防止に関する研究

### 2.1 緒 言

鋼板の自動潜弧溶接（いわゆるユニオンメルト溶接）において、溶接条件の選定が適当でないと溶着金属に亀裂の発生をみる場合がある。特に厚板になるほど亀裂発生の傾向が著しい。

本研究はこのような亀裂防止の見地からみた適当な溶接条件を見出す目的をもつて行つたものである。

ユニオンメルト溶接部に生ずる亀裂にはその発生機構および発生状態により種々のものが考えられるが、本研究で取扱つた亀裂はおよそ次の4種類に分類することができる。

- 1) Backing pass 溶接中の回転変形により、継手終端部に生ずる割れ
- 2) Finishing pass 溶接中既に溶着せられた backing pass 側のビードに生ずる縦割れ
- 3) Finishing pass を溶接して冷却中に finishing pass 側のビードに生ずる縦割れ
- 4) 溶接条件が不適当でいわゆる“梨形ビード”になるために生ずる割れ

本章ではこれらの中 1), 3), 4) の3種類の亀裂の発生におよぼす板厚、溶接条件その他の影響について実験を行つた結果について以下順次説明する。

### 2.2 Backing pass 溶接 中の回転変形により生ずる亀裂

#### 2.2.1 溶接中の回転変形におよぼす板厚および仮付け量の影響

一般に手溶接の場合には継手の未溶接部の開先は溶接の進行とともに閉じる傾向にあり、自動溶接の場合にはこれが逆に開く傾向があつて、この為に溶接終端の仮付けが切れたりする場合もあることは従来からよく知られていた。すなわち、この種の亀裂の発生には溶接中の回転変形が重要な役割を果していると考えられる。そこでまず実船の自動溶接施工時を利用して、Backing pass 溶接における継手の回転変形を仮付け量および板厚の二つの面から調査してみた。

測定を行つたのは長さ約 12 m, 幅 2.3 m, 板厚 21.5, 28, 31.5 および 33 m のユニオンメルト継手である。各試験片の仮付け状態および溶接条件の詳細を Table 2.1 に示す。仮付けには LB-55 溶接棒を、ユニオンメルト溶接には 36×20 の組合せを用いた。

溶接中の回転変形を測定する為に、Fig. 2.1 に示すように溶接線上に No. 1～5 の5個のダイヤル・ゲージを横方向に配置し、溶接開始と同時に各ゲージの読みを溶接が 100 mm 進行する毎に計測した。

溶接中の回転変形状態を知る為、各板厚毎に代表的なものについて各ダイヤル・ゲージの挙動を、溶接の進行した長さ（溶接開始後の時間に対応する。）を横軸にとつてプロットしてみると Fig. 2.2 Fig. 2.5 の通りである。図からわかるように溶接の始点に近い No. 1 および No. 2 ダイヤル・ゲージの位置では最初から収縮するが、No. 3 および No. 4 ダイヤル・ゲージの位置では溶接の進行とともに最初わずかながら伸び、溶接がその位置を通過した後に急激に収縮に転ずる。溶接の終点に近い No. 5 ダイヤル・ゲージの位置ではこの傾向が特に顕著で、溶接終了時まで連続的に伸びてい

Table 2·1 Specimens and Welding Conditions

Specimen No.	L×B×t mm	Tack Weld Length-Pitch	Welding Current	Arc Voltage	Travel Speed	Remarks
22-1	12,150×2,300×21.5	W P 30-200	680~700	32	min/m 320	
22-2	"	30-250	700	30~32	320	
22-3	"	30-300	680~690	30~32	310~320	
28-1	12,150×2,300×28	30-100	940~960	28~30	210~220	
28-2	"	30-150	960	30	210	
32-1	12,150×2,300×31.5	30-100	940~950	26~28	150~170	
33-1	10,700×2,300×33	30-100	950	30	160	
33-2	"	30-150	950~960	28~29	160~170	
33-3	"	30-200	930~950	28~29	160~170	{Reinforcing members are settled other than tack welds.

Details of Groove, Run-Off Tab and Tack Welds

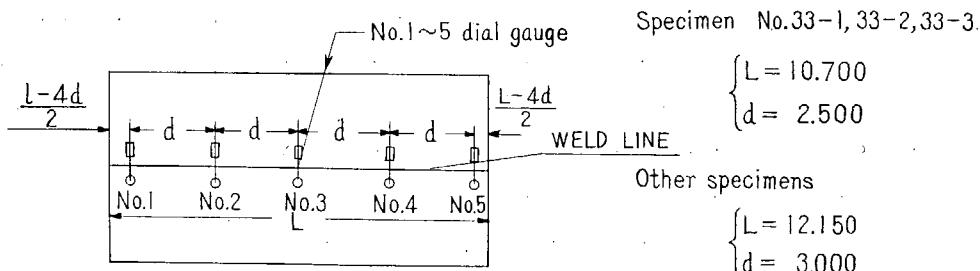
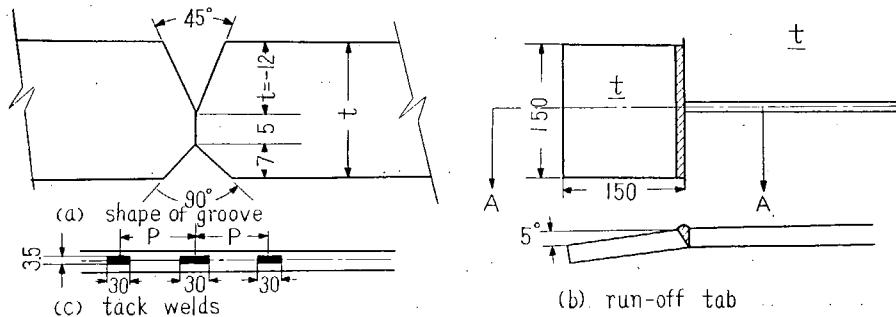


Fig. 2·1 Location of Dial Gauge for the Measurement of Transverse Displacement of Welds

る\*。したがつて、溶接中の回転変形量は溶接終点附近で最も大きい。そこで溶接終点付近の開先の挙動と仮付け量および板厚との関係を調べてみた。

Fig. 2·6 は各試験片の No. 5 ダイヤル・ゲージ測定結果を示したものである。図からわかるように溶接終了時における伸びの量は仮付け状態を変えても大差がなく、仮付け量の影響は本実験の範囲ではほとんどないと見て差支えない。一方、溶接終了時における終点附近の伸びの量は、Fig. 2·6 から、

\* 溶接終了時に計測を打ち切つたが、溶接終了後冷却中には No. 5 ダイヤル・ゲージの位置も収縮に転ずるものと推定せられる。

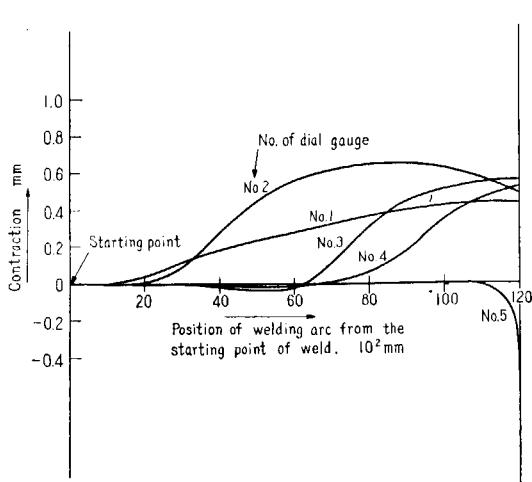


Fig. 2-2 Transverse Displacement of Welds during Welding (thickness of plate 21.5 mm)

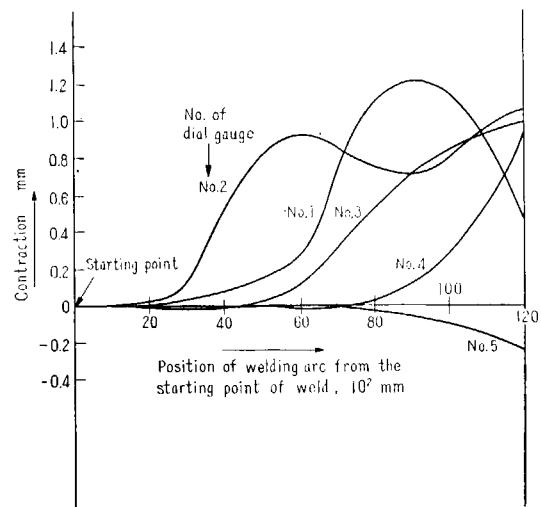


Fig. 2-3 Transverse Displacement of Welds during Welding (thickness of plate 28.0 mm)

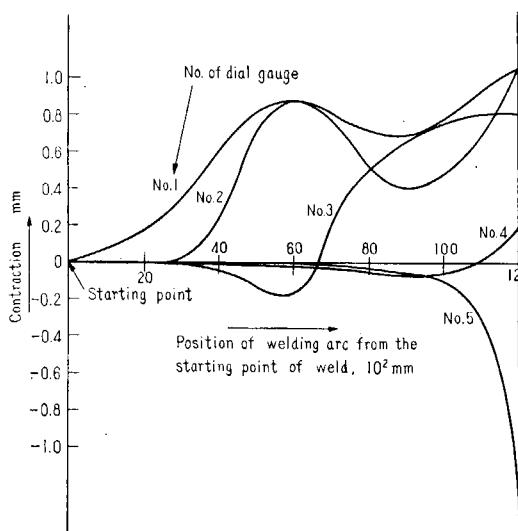


Fig. 2-4 Transverse Displacement of Welds during Welding (thickness of plate 31.5 mm)

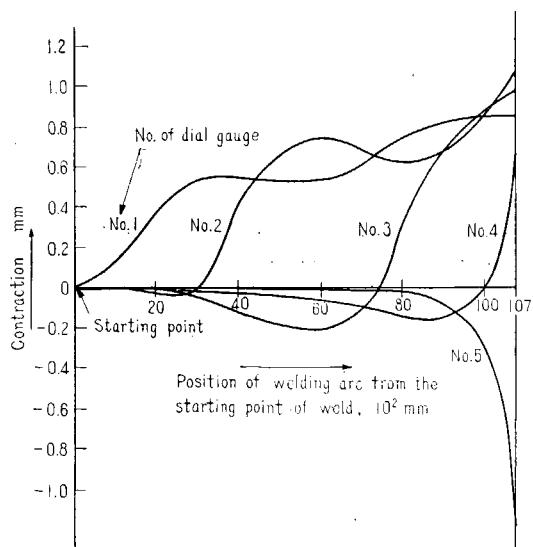


Fig. 2-5 Transverse Displacement of Welds during Welding (thickness of plate 33 mm)

板厚 21.5 mm の場合; 約 0.4 mm

〃 28.0 mm 〃 ; 約 0.24 mm

〃 31.5 mm 〃 ; 約 1.4 mm

〃 33.0 mm 〃 ; 約 1.2 mm

であつて、板厚の大なるほど回転菱形によつて開先の開こうとする傾向が強い。したがつて厚板のユニオン・メルト溶接では継手の回転菱形によつて溶接終点附近に横方向引張応力が働き亀裂の発生をみる可能性のあることが明らかとなつた。

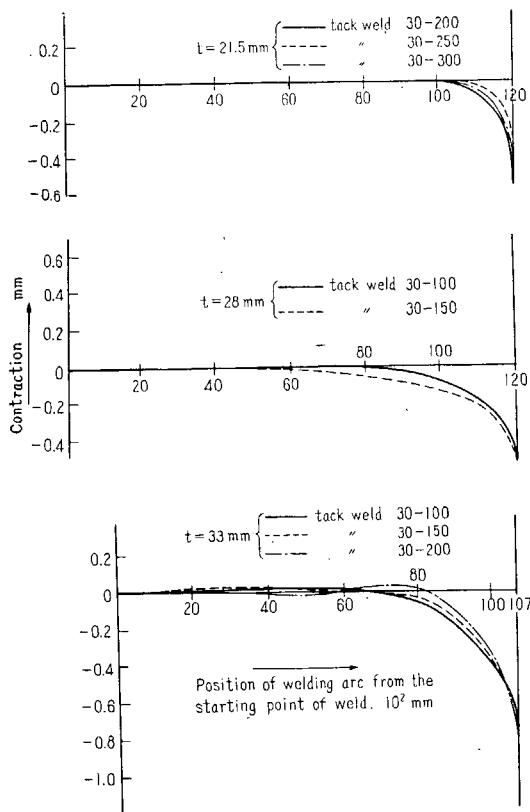


Fig. 2-6 Transverse Displacement during Welding at the End of Weld Line (location of No. 5 dial gauge)

て底部間隙が 0 となる迄加熱し、次に図の上下方向自動溶接を行う。その後交叉部の表面ビードをはつり、左右方向の自動溶接を行う。この間加熱をつけ、最後に溶接完了後 2 分後に水冷した。いずれの場合も溶接完了後、完全に冷却した後に表面にあらわれた亀裂の長さを測定し、(亀裂長 ÷ 溶接

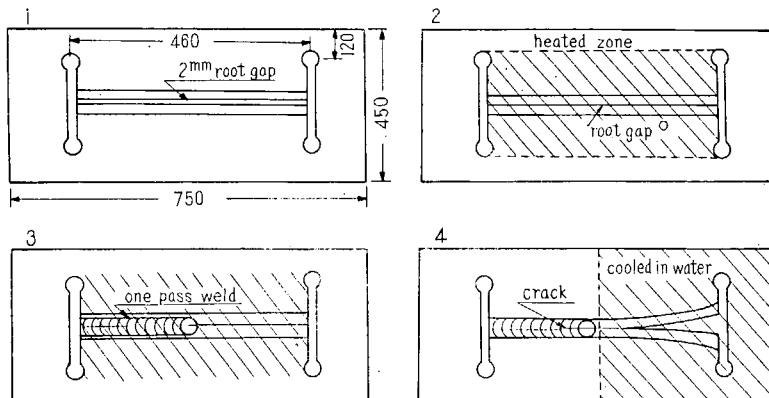


Fig. 2-7 Slit Type Constrained Specimen and the Welding Method

## 2・2・2 亀裂におよぼす溶接条件の影響

縦手の回転変形による亀裂の発生は溶接条件によつて影響をうけるものと考えられるが、この点を明らかにする為に Fig. 2-7 に示すスリット型拘束試験体および Fig. 2-8 に示す十字縦手拘束試験体を用いて、実験室的にこのような亀裂を再現してみた。

実験に用いた母材は板厚 42 mm のキルド鋼板でその化学分析値及び機械的性質は Table 2-2 に示す通りである。

芯線、フラックスの組合せは現場施工法と同様の Oxweld No. 36 1/4φ および Grade No. 12×200 とした。

実験の要領は次の通りである。スリット型拘束試験体の場合 (Fig. 2-7 参照) には、溶接前にプロパンガス・バーナーで 30 分間加熱して底部間隙が 0 となつた状態で溶接を行い、溶接の途中で未溶接部を水冷することにより溶接部に大きな引き裂き応力を生ぜしめ亀裂をおこさせた。

十字型拘束試験体の場合 (Fig. 2-8 参照) にも同様に溶接前にプロパンガスバーナーによつて底部間隙が 0 となる迄加熱し、次に図の上下方向自動溶接を行う。その後交叉部の表面ビードをはつり、左右方向の自動溶接を行う。この間加熱をつけ、最後に溶接完了後 2 分後に水冷した。いず

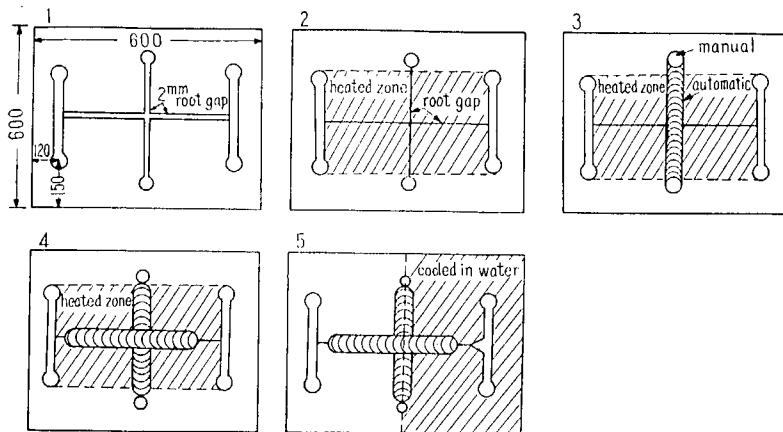


Fig. 2-8 Cross Type Constrained Specimen and the Welding Method

Table 2-2 Properties of Steel used

Thickness of Plate (mm)	Chemical Analysis						Physical Properties		
	C (%)	Mn (%)	Si (%)	P (%)	S (%)	Grain (size)	Y.P. (kg/mm <sup>2</sup> )	T.S. (kg/mm <sup>2</sup> )	Elong. (%)
42.0	0.17	0.76	0.23	0.03	0.023	7.0	32.7	46.4	31.0

長)×100% を以つて亀裂度とした。

Table 2-3 および Table 2-4 はそれぞれスリット型拘束試験体および十字型拘束試験体における実験結果を示したものである。この結果によれば一般に溶接速度の大なるほど、溶接電流の小なるほど亀裂度は大となつている。

Table 2-3 Welding Conditions and Test Result of Slit Type Specimens

(a) Welding Condition

Specimen No.	Welding Current (A)	Welding Voltage (V)	Welding Speed (cm/min)
1	850	35	24
2	"	"	30
3	800	32	31
4	900	"	21
5	"	"	30

(b) Test Results

Specimen No.	Nugget Areas (mm <sup>2</sup> )	Nugget Breadth (mm)	Nugget Height (mm)	Height/ Breadth	Bead Length (mm)	Crack Length (mm)	Crack Sensitivity* (%)
1	290	17	19	1.1	240	65	27.1
2	215	12	21	1.8	210	205	97.6
3	260	18	22	1.2	170	145	85.3
4	370	21	20	0.9	240	80	33.3
5	285	17	20	1.2	230	80	34.8

\* crack sensitivity = (crack length ÷ weld length) × 100 %

Table 2-4 Welding Conditions and Tests Results of Cross Type Specimens

Specimen No.		Bead Length (mm)	Crack Length (mm)	Crack Sensitivity* (%)	Time	Breadth/Height
Wg. Speed (cm/min)						(600 A, 30 V)
1	35	275	275	100	1 day	2.7
2	37	272	272	100	"	2.5
3	40	280	280	100	"	2.0
4	45	291	187 291 255	64.3 100 93.2	6 min 1 day 6 min	1.5
5	55	270	270	100	1 day	1.2
Wg. Current (A)						(30 V, 35 cm/min)
6	400	295	295	100	2 min	3.0
1	600	275	275	100	1 day	2.7
7	900	295	0	0	—	2.0
Wg. Voltage (V)						
8	28	292	145	49.7	1 day	1.9
1	30	275	275	100	"	2.7
9	33	295	295	100	"	3.0

\* crack sensitivity = (crack length ÷ weld length) × 100 %

### 2.3 Finishing pass 側のビードに生ずる亀裂

厚板のユニオンメルト溶接では Backing pass を溶接後 Finishing pass 溶接時に Finishing pass 側に亀裂を生ずることがある。

この種の亀裂は従来比較的厚板のボイラドラムにおいて発生した例があるが、造船方面でも厚板の使用増大にともない問題となる場合もあると考えられる。そこでこの種の割れの発生状況を観察し割れの発生におよぼす溶接条件の影響を調査するとともに併せてその発生機構についても考察を行つた。

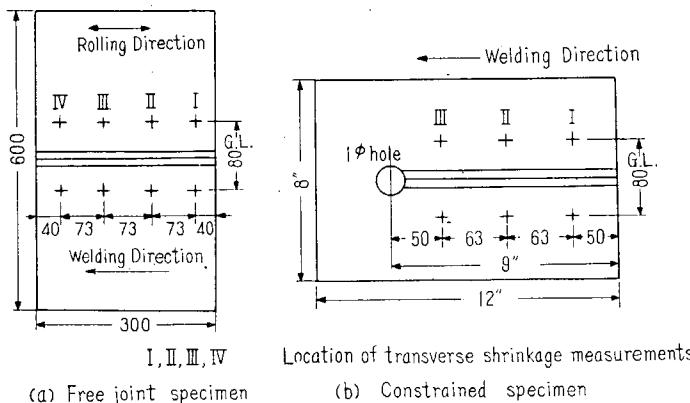


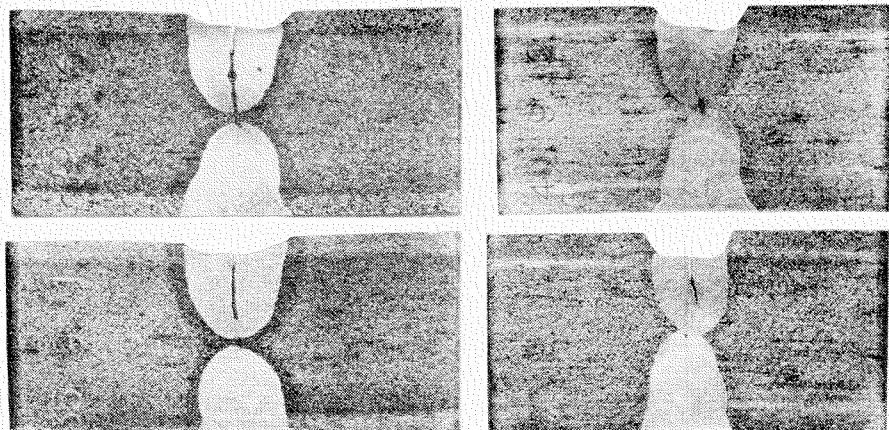
Fig. 2-9 Specimen

### 2・3・1 実験方法および実験結果

試験片として Fig. 2・9 に示すような形状寸法の自由継手試験片と拘束継手試験片の 2 種類を採用した。供試材料を一括して Table 2・5 に示す。Fig. 2・9 に示した 2 種の試験片の中、(b) はいわゆる

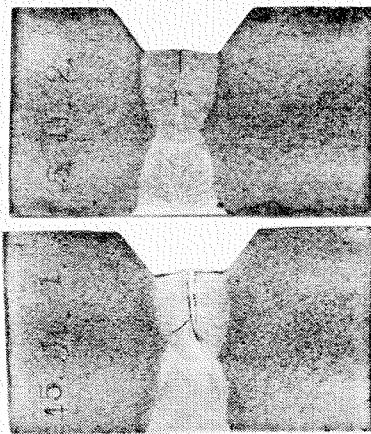
Table 2・5 Mechanical Properties and Chemical Compositions of Steels used

Plate Thickness (mm)	Tension Specimen	Y. P. (kg/mm <sup>2</sup> )	T. S. (kg/mm <sup>2</sup> )	Elongation (%)	C (%)	Si (%)	Mn (%)	P (%)	S (%)	Mn/C
25	JIS No. 1	24.4	43.9	32.0	0.16	0.16	0.61	0.012	0.020	3.81
32	"	27.3	44.6	30.5	0.14	0.13	0.86	0.010	0.027	6.41
35	"	29.5	49.8	29.5	0.21	0.22	0.76	0.036	0.040	3.62
40	"	26.1	43.7	30.7	0.16	0.08	0.56	0.009	0.021	3.50
45	"	26.9	43.9	30.0	0.13	0.10	0.48	0.011	0.033	3.69



(a) Thickness 35 mm  
Current 900 A

(b) Thickness 40 mm  
Current 900 A



(c) Thickness 45 mm  
Current 1100 A

Fig. 2・10 Typical Examples of Bead Crack

る NRL 型拘束試験片で予め開先部分を加工した 2 枚の鋼板を拘束材の中央で溶接して作製し、Root 部が充分密着するようにした。

亀裂はすべて Finishing pass 第 1 層溶接中にその表面に生じた。亀裂発生位置は溶接線上比較的始点寄りに発生した場合と終点寄りに発生した場合とがあり、必ずしも一定の傾向は見られなかつたが、エンドタブの部分には発生しなかつた。亀裂状況の数例を Fig. 2-10 に示す。

図において断面 1 は溶接始点に近い側、断面 2 は溶接終点に近い側である。なお亀裂発生温度を推定する為、破面の X 線回折写真を撮影した結果、破面には相当程度の格子歪が残留しており、少くとも 500°C 程度以下の比較的低温において発生したものと推定せられる。

Fig. 2-11 は縦軸に溶接電流と溶接速度の比  $I/V$  をとり\*、横軸に板厚をとつて亀裂発生の有無を

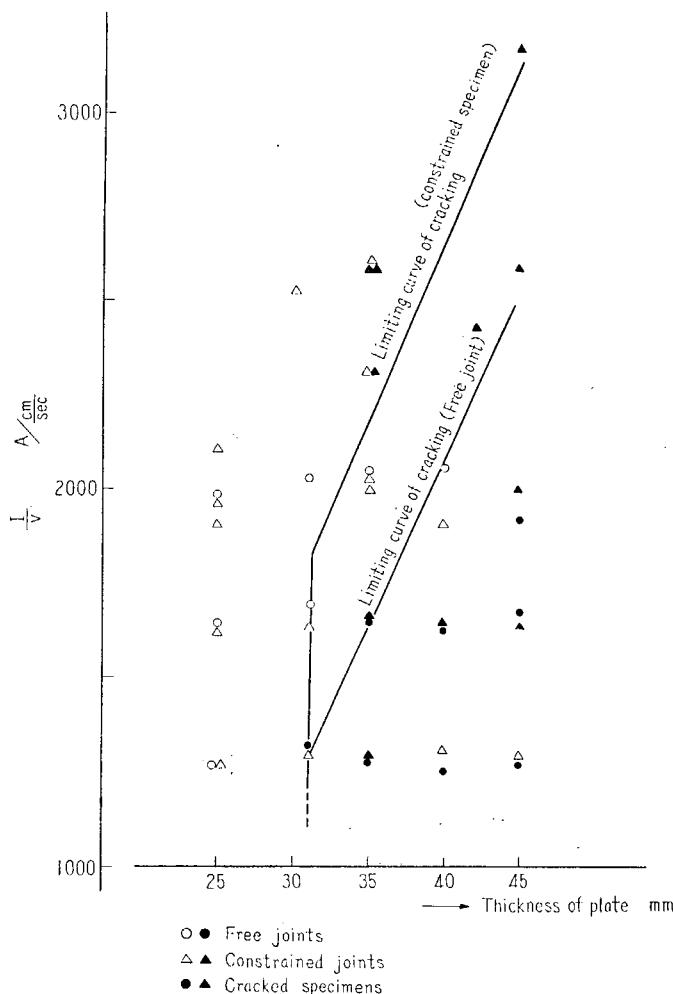


Fig. 2-11 Effect of Welding Conditions on the Weld  
Cracking of Submerged Arc Welds

\*  $I/V$  は単位溶接長当たりの溶着金属量に比例する量である。

プロットしたものであつて、多少の例外はあるが図に示すような亀裂限界曲線を引くことができる。

図からわかるように板厚の大なるほど亀裂を発生しない  $I/V$  の限界値は高くなる。この限界値は拘束継手の方が自由継手に比べてやや大きく、板厚 30~40 mm の範囲では自由継手の場合および 1600~2000 A/cm/sec 拘束継手の場合およそ 2000~26000 A/cm/sec と判定せられる。

### 2・3・2 割れの発生機構に関する考察

以上の実験結果から Finishing pass の第 1 層にあらわれるビード割れの特性を列記して見ると次の通りである。

- 1) 溶接線に直角方向に拘束をうけていない自由継手にも割れの発生が認められた。
- 2) 割れの発生位置に一定の傾向がなくクレータ部に生じた割れがビード上を進展したものとは認め難い。
- 3) 板厚の大なるほど、割れが発生し易い。
- 4) Finishing pass 第 1 層の溶着金属量の小なるほど割れが発生し易い。
- 5) 割れの発生温度は比較的低温 (500°C 以下) と推定せられる。

以上の特性を考慮して、この種の割れの発生機構について考察を行つてみた。

割れの発生温度が比較的低温であるとの事実から、溶着金属の収縮による横方向応力が割れの発生に重要な役割を演じていることは当然考えられる。われわれは上記の 1)~4) の特性を総合して、この種の割れの発生には『Finishing pass の溶接によつて生ずる横方向の曲り変形が既に固まつている Backing pass 部によつて拘束せられるために生ずる拘束曲げ応力が主要な役割を果している。』と判断した。

そこでこの事をやや定量的に明らかにする為に次に述べる実験ならびに考察を行つた。

#### 1) Finishing pass 溶接時に生ずる角変形による拘束曲げ応力の測定

Finishing pass 溶接時に生ずる角変形による拘束曲げ応力の大きさを推定する為、Fig. 2-12 に示すような実験を行つた。図に示すように Backing pass の溶接だけを行つた継手から試験片を切り出

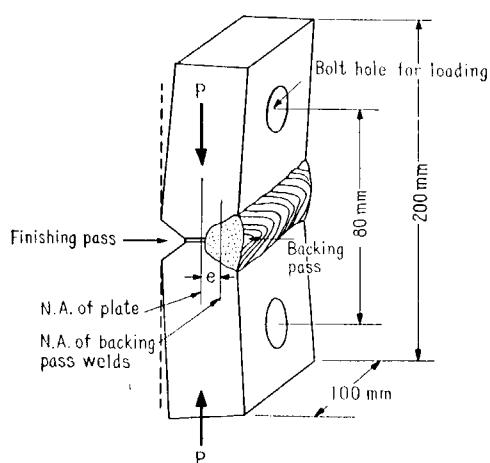


Fig. 2-12 Measurement of Angular Change due to Eccentric Load  $P$

し、図のように圧縮荷重  $P$  を加える。この場合試験片は Backing pass 側に若干曲り変形を生じてゐるが、圧縮荷重  $P$  の作用線（母材板厚の中央面に働くと考えられる。）が既溶着部の中立軸から  $e$  だけ偏心している為に生ずる曲げモーメント  $Pe$  によって Finishing pass 側への曲りを生ずる。圧縮荷重  $P$  とこれによる角変化量とを実測した。

実験には特別に製作した圧縮用治具を使用し、50t アムスラ試験機で載荷した。角変化量を測定するには SR-4 歪計を応用した特殊な測定器を使用した。試験後に各試験片の溶接部を切断して偏心量  $e$  を実測し、曲げモーメント  $M = Pe$  値を求めた。以上のようにして求めた単位溶接長当りの曲げモーメン

トと角変化量との関係を Fig. 2·13 に示す。この結果から、 $1/1000$  radian の角変化を生ずるに要する単位溶接長当たりの曲げモーメント  $M_1$  の値を求めてみると Table 2·6 のようになる。ただし Fig. 2·13 に示すように厚板では角変化量が比較的小さいこのデータから  $M_1$  の値を求ることは無理があるので、最も信頼度の高いと思われる板厚 25 mm の場合の  $M_1$  の値を基準として若干の補正を行つてある\*。

Table 2·6 に示した  $M_1$  は Backing pass を溶接した状態で Finishing pass 側に  $1/1000$  radian だけの角変形を生ずる際に発生する拘束曲げモーメントに相当している。したがつて、Finishing pass の溶接により  $\delta$  radian の角変形を生じたとすれば、この際発生する拘束曲げ応力は、仮に単位溶接長の巾をもつ梁を考えると次式で与えられる。

$$\sigma_b = \frac{M_1 \delta}{Z} \quad (2·1)$$

ただし

$$Z = \frac{h_w^2}{6}$$

Table 2·9 (a) に示した自由縫手試験片の  $\delta$  および  $h_w$  の値を実測し、上式から  $\sigma_b$  の値を計算し

Table 2·6 Bending Moment  $M_1$  per Unit Weld Length required for Angular Change of  $10^{-3}$  Radian

Thickness of Plate (mm)	Throat of Backing Pass $h_B$ (cm)	Eccentricity of Load $e$ (cm)	Eccentric Load per Unit Weld Length (kg/cm)	$M_1$ measured (kg·cm/cm/ $10^{-3}$ rad)	$M_1$ corrected (kg·cm/cm/ $10^{-3}$ rad)
25	1.10	1.90	570	400	400
32	1.30	2.32	765	740	660
35	1.40	2.61	655	690	820
40	1.60	3.41	590	710	1220
45	1.80	4.32	930	1250	1750

\* 補正是次のようにして行つた。

$P_1$ :  $1/1000$  radian の角変化を生ずるに要する単位溶接長当たりの圧縮荷重

$h_B$ : Backing pass の溶接によるのど厚

とすると梁の曲げ理論から

$$P_1 \propto h_B^3/e$$

上の関係が成立するものとして補正を行つた。

$h_w$ : Finishing pass の第 1 層溶接後の溶接部全のど厚

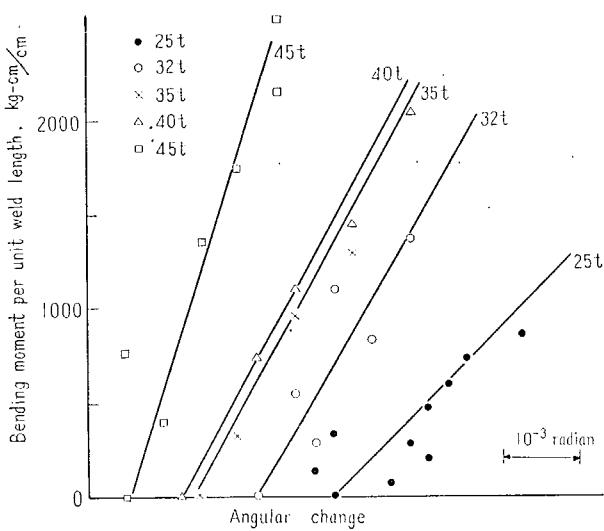


Fig. 2·13 Relation between Bending Moment applied to Welds and Angular Change

た<sup>\*</sup>。Fig. 2-14 はこれを各板厚に対してプロットしたものである。図中黒く塗りつぶしたものは割れの発生した試験片である。Fig. 2-14 を見ると、拘束曲げ応力がある限界値（およそ  $40 \text{ kg/mm}^2$ ）を超えるものに割れが発生しており、拘束曲げ応力の大きさがこの種の割れに重要な役割を果していることがほぼ確認せられた。

なお Table 2-6 に示した  $M_1$  の値は自由継手の場合であるが、拘束継手の場合には Backing pass 溶接部の拘束のみならず拘束材も曲り変形に抵抗するので、 $M_1$  の値はこれより更に大となると考えられる。したがつて、同じ溶接条件の場合には拘束継手の方が割れを発生し易いことが予想せられる。第 2-3-1 節で述べた拘束継手の割れ発生に対する  $I/V$  の限界値が自由継手のそれに比して大きい理由をこれによつて定性的に説明することができる。

## 2) 拘束継手に生ずる平均横方向拘束応力の推定

拘束継手試験片では上に述べた曲げ拘束応力の他に横方向拘束応力も働く。その大きさを推定する為に前節と類似の方法で実験を行つた。

Fig. 2-15 に示すように、拘束継手試験片の溶接線のほぼ中央に縮圧荷重  $P$  を加え、 $P$  と開先間隙の平均変化量との関係を求めた<sup>\*\*</sup>。力を加えるには 50 t アムスラ試験機を使用した。この場合試験機の舟の移動量をダイヤル・ゲージで測定し、これを開先間隙の平均変化量とした。荷重と開先間隙の変化量との関係から、開先間隙を平均 1 mm 縮めるに要する力  $P_1$  を求めた。

今 Finishing pass の第 1 層溶接後に生ずる平均横

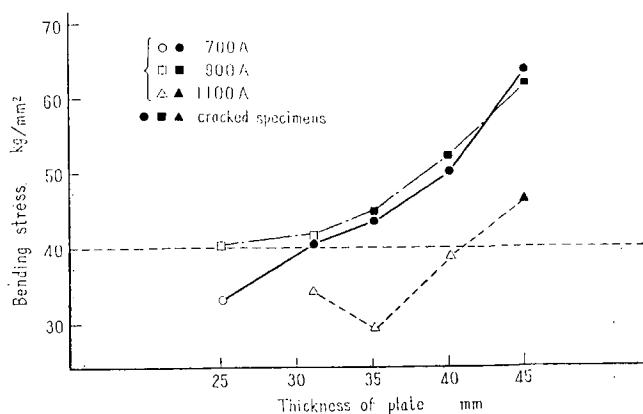


Fig. 2-14 Bending Stress produced by Angular Change due to Welding of Finishing Pass (free joints)

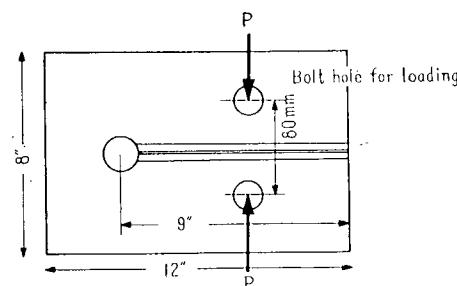


Fig. 2-15 Measurement of Root-Gap Change due to Transverse Load  $P$

\* 一例として板厚 25 mm, 700 A の場合についての計算例を示すと次の通りである。

$$M_1 = 400 \text{ kg} \cdot \text{cm}/\text{cm}/10^{-3} \text{ rad.}$$

$$\left. \begin{array}{l} h_m = 2.45 \text{ cm} \\ \delta = 8.3 \times 10^{-3} \text{ rad.} \end{array} \right\} \text{実測値}$$

よつて (2-1) 式より

$$\sigma_b = \frac{400 \times 8.3}{1.00} = 3320 \text{ kg/cm}^2$$

\*\* 繋手の Root 部にある程度隙間をつけた試験片を使用し、圧縮荷重  $P$  によって開先間隙が自由に変化し得るようにした。

収縮量を  $S_t$  とすると、平均横方向拘束応力  $\sigma_t$  は次式で与えられる。

$$\sigma_t = \frac{P_t S_t}{L h_w} \quad (2 \cdot 2)$$

ただし  $L h_w$ : 溶接の断面積

拘束継手試験片に生ずる平均横方向拘束応力を式 (2・2) によつて計算してみると Table 2・7 のようになる。これを Fig. 2・14 に示した拘束曲げ応力の値と比較すると著しく小さい。本研究で問題としているビード割れの発生には横方向拘束応力よりも、むしろ拘束曲げ応力が重要であることがこの点でも明らかにせられたわけである\*。

Table 2・7 Transverse Shrinkage Stress in Constrained Specimens

Thickness of Plate and Wg. Current	Trans. Shrinkage (average) (mm)	Trans. load per Unit Weld Length kg/cm	Throat of Welds cm	Trans. Shrinkage Stress kg/mm <sup>2</sup>
25 t, 700 A	1.44	121	2.20	0.55
32 " "	1.08	107	2.55	0.42
35 " "	1.21	174	2.75	0.63
40 " "	1.25	246	3.00	0.82
45 " "	0.91	183	3.15	0.58
25 t, 900 A	1.85	153	2.40	0.64
32 " "	1.67	155	2.75	0.56
35 " "	0.93	169	2.90	0.58
40 " "	1.40	262	3.15	0.83
45 " "	1.54	307	3.25	0.94
32 t, 1100 A	1.64	160	3.00	0.53
35 " "	1.74	320	3.20	1.00
40 " "	1.46	273	3.35	0.82
45 " "	1.83	367	3.65	1.00

#### 2・4 いわゆる梨形ビードに生ずる亀裂

ニオインマルト溶接において大電流を用い、ビードの断面形状がいわゆる梨形を呈するようになると溶着金属内に亀裂を内包する傾向がある。この種の亀裂の発生におよぼす溶接条件の影響を調べる為、次に述べる実験を行つた。

実験に使用した鋼板は板厚 45 mm のロイド規格材で、その化学成分及び機械的性質を Table 2・8 に示す。

Table 2・8 Chemical Composition and Mechanical Properties of Steels used

C (%)	Si (%)	Mn (%)	P (%)	S (%)	Mn/C	C eq.* (%)	Y. P. kg/mm <sup>2</sup>	T. S. kg/mm <sup>2</sup>	Elongation (%)
0.13	0.21	0.94	0.021	0.022	7.2	0.30	24.2	42.1	35.1

\* C eq. (%) = C + 1/6 Mn + 1/24 Si

\* 実際には溶接終点附近には Table 5 に示した値よりはるかに大きい横拘束応力を生じている筈である。しかし、第3節で述べたように、ビード割れが溶接終点附近に生じているとは必ずしも限らないので、一応横方向拘束応力の平均値で比較してみたのである。

本実験の実施に先立つて、試験板形状決定のための予備試験及び再現性検討のための予備試験を行つた結果 NRL 型 (Naval Research Laboratory) の拘束試験板の改良型を用いた。試験板形状寸法の詳細を Fig. 2-16 に示す。

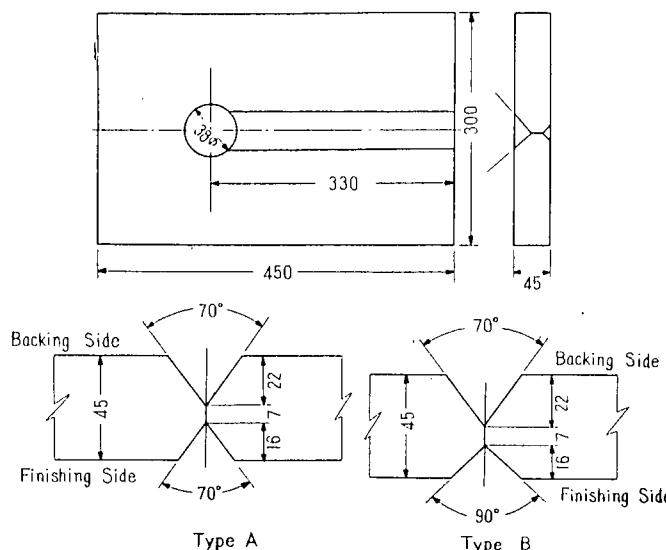


Fig. 2-16 Large Size N.R.L. Constrained Specimen

溶接完了後、完全に冷却してからX線透過試験によつて亀裂の発生状況を調査するとともに、ビード断面形状の測定を行つた。

一般に亀裂の発生している試験板のビード形状は上に凸になつてゐるに反し亀裂の発生していないビード形状は上に凹となり巾広い形状を呈していた。このように梨形ビードに生ずる亀裂はビード断面の形状と関連を有すると思われる所以、ビード断面形状をあらわす諸要素の中、とけこみの面積ととけこみ深さとをそれぞれ縦横軸にとつて亀裂発生の有無をプロットしてみた。実験結果は Fig. 2-17 に示す通りで、とけこみの面積が一定の場合には、とけこみ深さがある値以上になると亀裂を発生することが明らかとなつた。

## 2・5 結 論

ユニオンメルト溶接部に生ずる亀裂には多くの種類があり、その発生時期発生位置によつて機構が異なるので、それに応じた防止対策を考える必要があると思われる。本研究では最初にも述べたように

- 1) Backing pass 溶接中の回転変形によりビード終端部に生ずる縫われ
- 2) Finishing pass 溶接によつて Finishing pass 側のビードに生ずる縫われ
- 3) いわゆる梨形ビード内部に生ずるわれ

の三種類を対象として研究を行い、次の結論が得られた。

- 1) Backing pass 溶接中の回転変形によつて溶接終点附近の開先が開こうとする傾向がある。この傾向は仮付量によつては大して影響をうけないが、板厚が大なるほど著しくなる。したがつて厚板

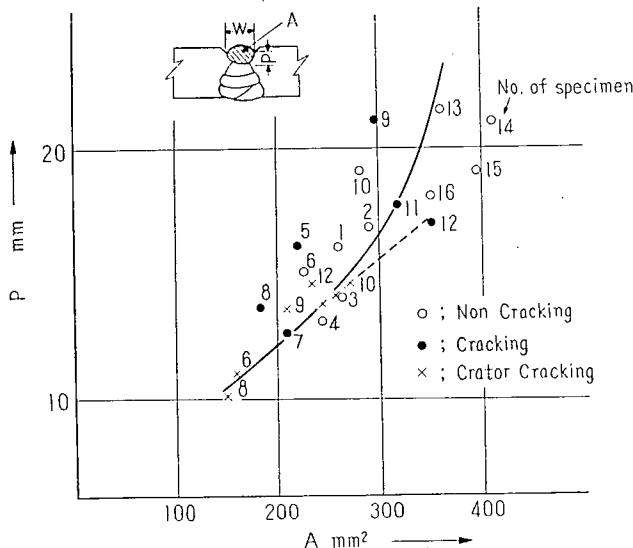


Fig. 2.17 Effect of Nugget Shape on the Cracking of Submerged Arc Welds

になるほど Backing pass の終点附近に亀裂発生の可能性が大になると考へられる。実験室的にこの亀裂を再現せしめた結果、この亀裂は溶接速度が大なるほど、溶接電流の小なるほど発生し易いことが明らかとなつた。

2) Backing pass を溶接後、Finishing pass の溶接時に Finishing pass 側に亀裂を生ずる場合がある。この亀裂は Finishing pass の溶接によつて生ずる横方向の曲り変形が既に固まつている Backing pass 部によつて拘束せられる為に生ずる拘束曲げ応力に起因するものと考えられる。Finishing pass の溶着金属量（あるいは溶接電流  $I \div$  溶接速度  $V$ ）の小さいほど板厚の大なるほど亀裂を発生し易い。(Fig. 2.11 参照)

3) 溶接条件が不適当でいわゆる梨形ビードになるとビード内部に亀裂を生ずることがある。この種の亀裂はビードの断面形状と密接な関係のあることが明らかとなつた。(Fig. 2.17 参照)

## 第3章 厚板手溶接の亀裂防止に関する研究

### 3.1 緒 言

厚板の手溶接では多層溶接が行われる為、自動溶接に見られるような溶着金属の韌性低下のおそれはないが、手溶接では一般に各層毎の供給熱量が少い為、冷却速度が比較的大きいこと、および第1層目ののど厚が小さいことなどの理由によつて、特に拘束状態で溶接が行われる場合、初層に亀裂の発生する危険性が大となる。このような亀裂防止の立場から低水素系溶接棒が広く採用せられていることは周知の通りであるが、本研究開始当時、この種の溶接棒には特に溶接開始点附近にプローホールを発生し易い欠点があつた。

そこで本研究では厚板手溶接の初層に生ずる亀裂の防止を目的として、この種の亀裂におよぼす各種施工条件の影響について調査を行うとともに、併せてホットスタート法の採用による低水素系溶接棒のプローホールの防止についても検討を行つた。

### 3.2 亀裂の発生におよぼす施工条件の影響

突合溶接継手の初層溶着鋼の亀裂発生は人為的条件を除けば、次のような諸因子により左右されるものと考えられる。

- |            |             |
|------------|-------------|
| 1) 板 厚     | 4) 溶 接 棒 種  |
| 2) 初期の母材温度 | 5) 母材の化学成分  |
| 3) 開先底部間隙  | 6) 継手周囲の拘束度 |

使用鋼材の板厚が増大するにともない上記の諸因子の影響は益々強くなるものと考えられる。そこで本実験では、これらの諸因子と突合継手の初層溶着鋼の亀裂感度との関係を求め、実際工事の場合の亀裂防止対策を明らかにしようとした。

#### 3.2.1 実験方法

上記の諸因子の中、因子1)～4)の影響を調べるにはいわゆるフィスコ型亀裂試験法に準ずる方法(以下便宜上準フィスコ型亀裂試験と名付ける。)を採用し、因子6)の影響はやや大型の拘束試験片および実船のブロックバット継手を用いて調査した。

使用した鋼板は各試験ともTable 3.1に示す板厚38 mmのキルド鋼である。ただし準フィスコ型

Table 3.1 Chemical Compositions of Steels used

Plate Thickness		Chemical Composition %					
		C	Si	Mn	P	S	C eq.*
38	Ladle	0.16	0.25	0.85	0.014	0.020	0.31
	Check	0.15	0.25	0.85	0.023	0.024	0.30
45	Ladle	0.15	0.22	0.74	0.014	0.024	0.28
	Check	0.17	0.25	0.75	0.008	0.020	0.30

\* C eq.=C+1/6 Mn+1/24 Si

Table 3·2 Test Conditions

Electrode	Plate Thickness (mm)	Root Gap (mm)	Test Temperature (°C)
Humenite Type	20	0	0
	30	2	15
	38	2	100
	45	4	150
Low Hydrogen Type	38	0	0
		2	15
		2	100
		4	150

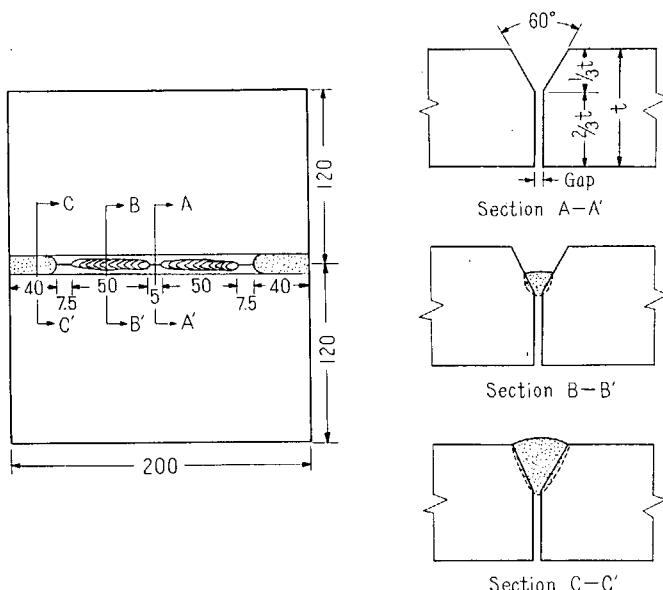


Fig. 3·1 Modified Fisco Type Specimen

試験片で板厚 20 mm, 30 mm のものは 38 mm のものから切り出したものであり、また、板厚 45 mm のものはこれらと Charge を異にしているが、化学成分はつとめて近いものを選ぶようにした。

準フィスコ型亀裂試験における実験の組合せは Table 3·2 に示す通りであり、試験片の形状はフィスコ試験に準じて Fig. 3·1 に示す通りとしたが、亀裂感度が 0% から 100% にわたる様にするため図のように開先の両端にやや拘束を追加した。

一方継手の拘束度が亀裂発生におよぼす影響を調べるには Fig. 3·2 に示す試験片を用い、開先両端の切込みの深さ B をかえることによって継手の拘束度を加減した。尚この場合予め Fig. 3·3 に示す治具を用いて試験片の拘束度を測定した後、亀裂試験を行った。この場合の亀裂試験の組合せは Table 3·5 の通りで、

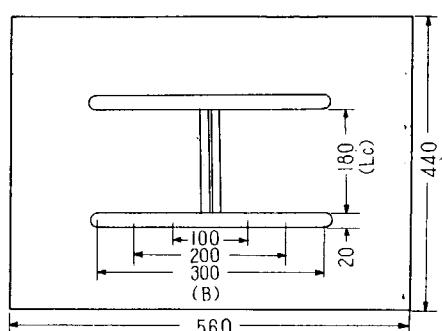


Fig. 3·2 Constrained Specimen

Table 3-3 Welding Conditions

Electrode	Size (mm)	Current (Amp)	Travel speed (mm/min)	Weight of Deposited Metal (g)
Ilmenite Type	5	215	300	6.6
Low Hydrogen Type	5	240	300	6.6

板厚 38mm について拘束度を 4 通りにかえ溶接棒種を 2 種としている。尚その他に実船のブロックパットでの亀裂試験をも追加した。その詳細は後述する。

準フィスコ型試験片ならびに継手拘束度試験片を使っての亀裂試験の際の溶接条件はすべて同一となるようにつとめた。標準の溶接条件は Table 3-3 の通りである。亀裂感度は同一溶着鋼をうるビード長さに対する亀裂長さの百分率で表示した。

### 3・2・2 実験結果ならびにその考察

準フィスコ型亀裂試験の結果を使用し、母材温度と溶接棒種をパラメータにして描いた板厚亀裂感度曲線を Fig. 3-4 に、板厚と溶接棒種をパラメータにして描いた母材温度一亀裂感度曲線を Fig. 3-5 に、板厚と溶接棒種をパラメータにして描いた開先底部間隙一亀裂感度曲線を Fig. 3-6 および Fig. 3-7 にそれぞれ示す。

Fig. 3-4 をみると、予熱温度のいかんにかかわらず板厚の増加について亀裂感度も若干増している。一方、Fig. 3-5 をみると、予熱は亀裂感度を減少せしめるのに極めて有効であつて、僅かの予熱によつて亀裂感度は著しく減少している。また

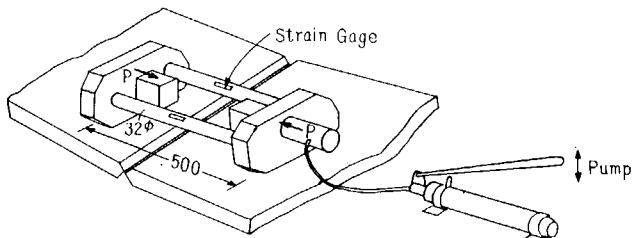


Fig. 3-3 Apparatus for Measuring the Degree of Constraint

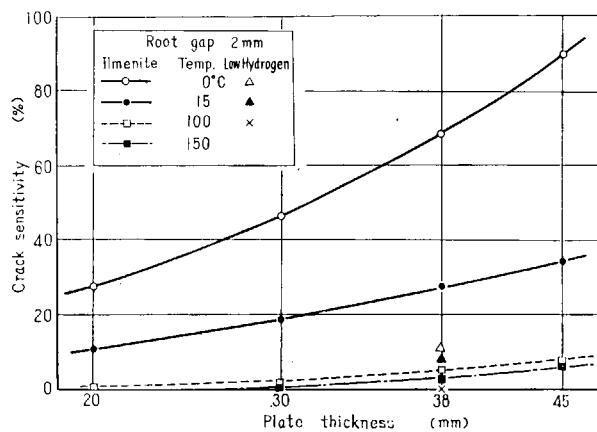


Fig. 3-4 Effect of Plate Thickness on Crack Sensitivity in M. Fisco Specimens

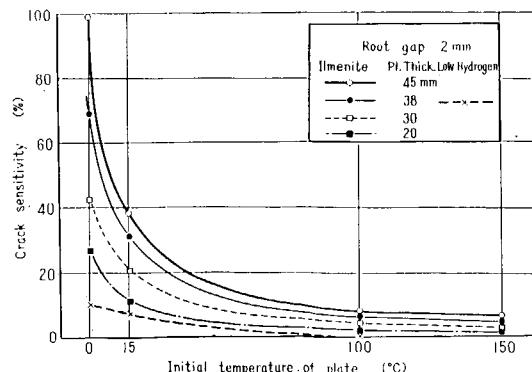


Fig. 3-5 Effect of Initial Temperature of Plate on Crack Sensitivity in M. Fisco Specimens

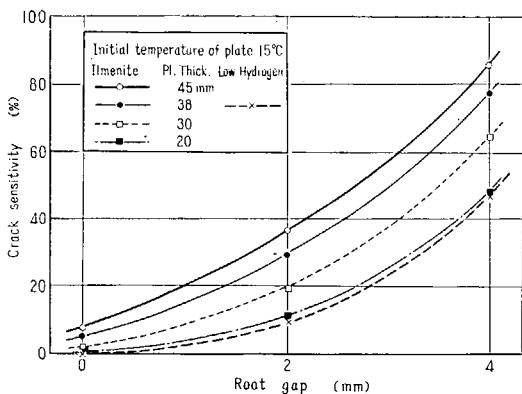


Fig. 3-6 Effect of Root Gap on Crack Sensitivity in M. Fisco Specimens

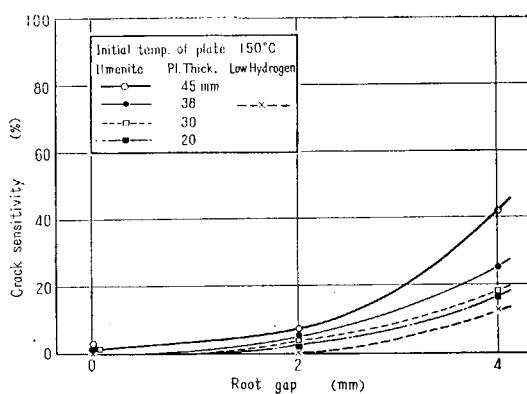


Fig. 3-7 Effect of Root Gap on Crack Sensitivity in M. Fisco Specimens

Fig. 3-6 および Fig. 3-7 からわかるように、他の条件が一定ならば、開先間隙の大なるほど亀裂感度は大きい。

今、参考の為に上記の実験に使用したのと同一の鋼板に、Table 3-3 に示した溶接条件で初層溶着鋼を置いた場合の最高硬度曲線を求めてみると Fig. 3-8 および Fig. 3-9 のようになる。亀裂の発生に重要な影響をもつと考えられる溶接ボンド近傍の最高硬度は板厚の増大とともに若干増加し、100°C の予熱によつて著しく減少している。この特性は Fig. 3-4 および Fig. 3-5 に示した亀裂感度曲線の特性と定性的に一致している。

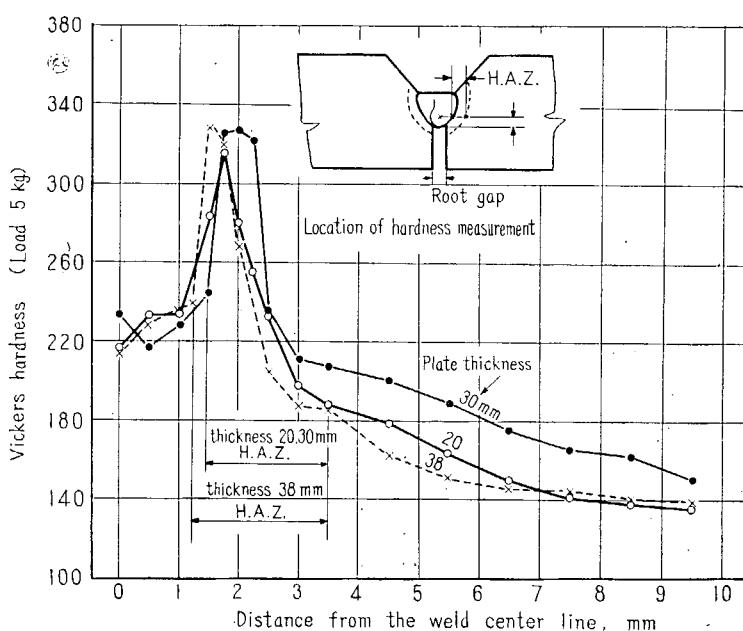


Fig. 3-8 Hardness Distribution across the Weld

Electrode: Ilmenite Type 5 mm $\phi$

Root Gap: 2 mm

Initial Temp.: 0°C

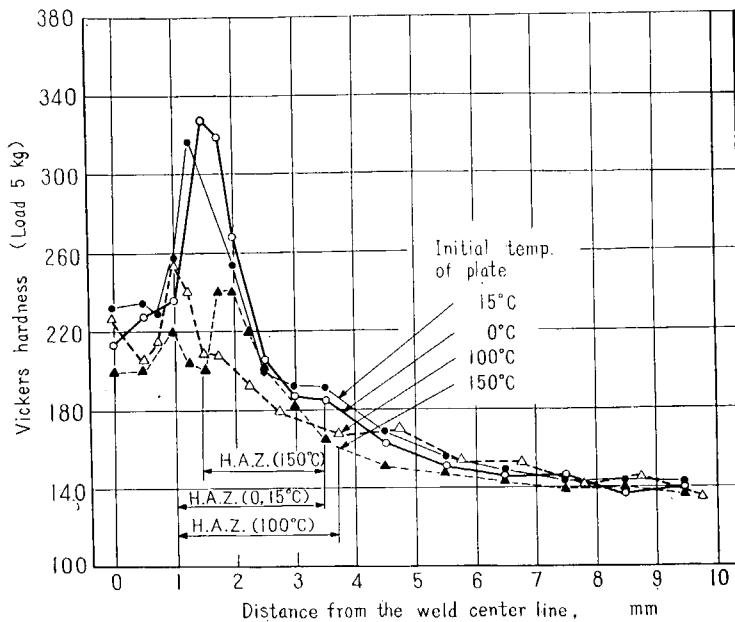


Fig. 3-9 Hardness Distribution across the Weld

Electrode: Ilumenite Type, 5 mm $\phi$

Root Gap: 2 mm

Plate Thickness: 38 mm

前述のように一般に予熱すると、その効果があらわれて、亀裂感度は低下するが、開先底部間隙が大きい場合には、なおかつある程度高い亀裂感度を示している。たとえば板厚 38 mm の場合 150°C 程度の予熱を行つた時の開先底部間隙 4 mm の亀裂感度は 25~30% であり (Fig. 3-7) これは 15°C の場合の開先底部間隙 2 mm の亀裂感度とはほぼ同じである。(Fig. 3-6)

又板厚 38 mm の試験片にイルメナイト系および低水素系の溶接棒で Bead を置いた場合の亀裂感度を比較すると、母材の初期温度、開先底部間隙の大小を問わず、後者の方が大巾に減少して、その効果をみせている。しかし、この場合も、開先底部間隙 4 mm ではなおかなりの亀裂感度を示している。(Fig. 3-6)

Table 3-4 Degree of Constraint

Series	$L_c$ (mm)	<sup>1)</sup> $B$ (mm)	<sup>2)</sup> Plate Thickness (mm)	$P$ (Ton/mm) <sup>3)</sup>	$p$ (kg/mm <sup>2</sup> /mm) <sup>4)</sup>
A	180	300	38	79.8	11.5
B	"	200	"	112.0	16.3
C	"	100	"	147.5	21.4
D	"	0	"	251.0	36.6
Erection Butt	1000	0	33	28.0	0.8

Note 1), 2): See Fig. 3-2

3):  $P$ =Load per Unit Change of Root Gap

4):  $p$ =Degree of Constraint= $P \div (L_c \times \text{Plate Thickness})$

次に継手拘束度の影響に関する試験結果について述べる。まず継手拘束度の計測が必要であるが、このために Fig. 3-3 に示す治具を使用した。この治具で試験片の裏表から同時に同じだけの荷重を与える、それによる継手の変位を indicator (精度 1/1000 mm) で計測した。尚この場合加えた荷重は治具に添附した Strain Meter で計算した。実船の上甲板のブロックバットについても同じ治具を使い、同一要領で計測したが、その状況を Fig. 3-10 に示す。この場合、拘束の程度をあらわすには、継手に平均 1 mm の弾性的くい違いを生ずるに要する平均応力の大きさを用いることとした。(これを拘束度と名付けている。) 試験片および実船ブロックバット継手における拘束度測定結果は Table 3-4 のようになつた。

次にこれらの試験片および実船ブロックバット継手について亀裂試験を行つた。実験条件および試験結果を一括して Table 3-5 に示す。表示のように試験番号 6 を除いてあとは、全部亀裂感度 100% となつた。これらの試験片はそれぞれ拘束の程度が少しづつ異なる様につくつたのであるが、試験温度 0°C の場合には上記のように継

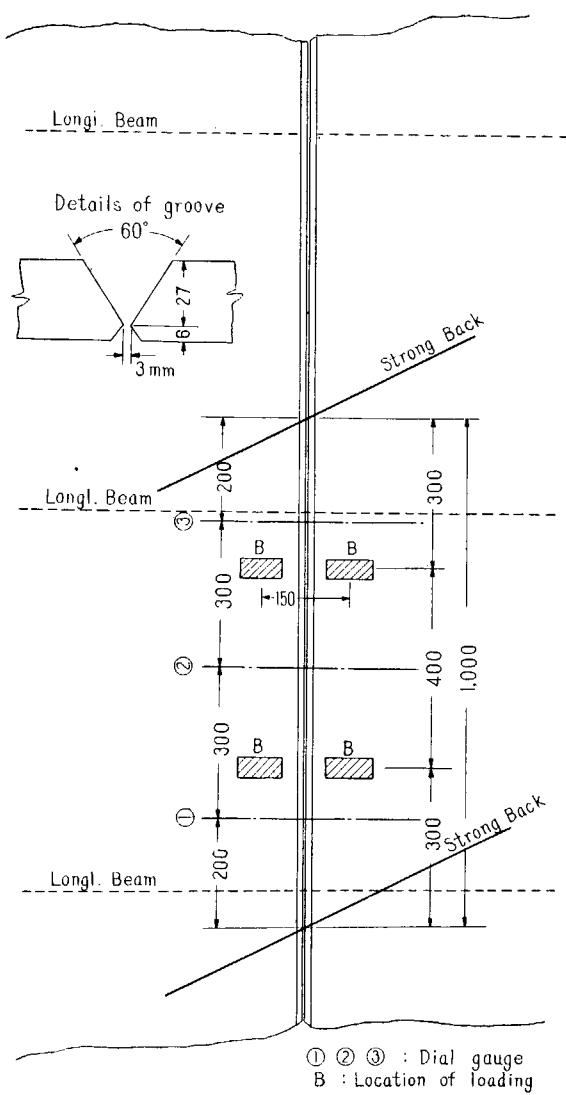


Fig. 3-10 Measurement of Degree of Constraint at a Erection-Butt Welded Joint

Table 3-5 Relation between Degree of Constraint and Crack Sensitivity

Test No.	Specimen	Plate Thickness (mm)	$L_c$ (mm)	B (mm)	Electrode	Testing Temp. (°C)	Crack Sensitivity (%)	Degree of Constraint ( $\beta$ ) (kg/mm <sup>2</sup> /mm)
1	D-I	38	180	0	Ilumenite	0	100	36.6
2	C-I	"	"	100	"	"	"	21.4
3	B-I	"	"	200	"	"	"	16.3
4	A-I	"	"	300	"	"	"	11.5
5	D-L	"	"	0	Low Hydrogen	"	"	36.6
6	C-L	"	"	100	"	"	35	21.4
7	Erection Butt <sup>1)</sup>	33	—	0	Ilumenite	5~10	0 <sup>2)</sup>	0.8

Note 1) Observation was performed at the twenty of upper deck erection butt-welded joints in actual ship.

2) Several crater cracks were observed in some cases.

手の全長にわたつて亀裂が生じた為、拘束度の影響による差異は見出されなかつた。

尚、実船の Block Butt を冬季の寒い時期をえらんでイルミナイト系で溶接して亀裂感度を測定したが、一部にクレータークラックの発生をみた以外は総体的に亀裂感度は 0 であつた。

試験片のほとんどが亀裂感度 100% になり、そのため亀裂発生のための限界拘束度 (Critical Constraint) を見出すことが出来なかつた。これは試験片相互間の剛性にはさほど大きな差はないが、反面これらと現場 Block Butt の間には相当大きな開きがあつたことに起因するようである。いずれにしても実船の Block Butt の剛性はそれほど大きなものでないことが予想せられる。

### 3・3 ホット・スタート法による低水素系溶接棒のプローホールの防止

Fig. 3・4～3・7 に示したように低水素系溶接棒を使用した場合の亀裂感度は通常のイルミナイト系溶接棒を使用した場合に比して著しく小さい。したがつて厚鋼板の手溶接に際しては、亀裂防止の見地から低水素系溶接棒の使用が望まれる。しかしこの種溶接棒は始点にプローホールを発生することが比較的多く、この為に従来その使用範囲の拡大を阻止されていた。

このような欠陥防止の方法としては、古くから最近に至るまでいろいろと考えられている。その主なものを挙げると次のようになる。

- 1) 他の板でアーケを出し棒端の赤熱しているうちに開先に移す方法。
- 2) バックステップスタート法のような連棒法。
- 3) 立向、上向で最初の溶滴を落下させ、捨ててしまう方法。
- 4) 溶接棒の先端加工。

しかし 1) の方法は、大構造物でアーケストライクを避けたい場合には適用しがたく、2), 3) の方法は相当熟練を要する。4) の方法は溶接棒のコストを高くし、また使用途中の溶接棒を捨てなければならないという欠点がある。

この低水素系溶接棒の溶接始端部におけるプローホールの防止に、アーケプースターを使用するホットスタート法が注目され、昭和 32 年 2 月に 60 kg 高張力鋼並びに同鋼用溶接棒による簡単なチェックテストで有望なことが認められたので本研究ではホットスタート法の条件を変えて一群の実験を行い、プローホール防止に効果のある適正条件を求めるのを目的として実験を行つた。

#### 3・3・1 実験方法

ホットスタート研究用の溶接機としては電気試験所の可飽和リアクトル型、容量 500 Amp. のものを使用した。これにホットスタート用回路を取り付け、時間は手動及び自動でコントロール出来るようにした。ホットスタート用回路の調整により、ホットスタート時間並びに電流を相当広範囲に変化させることが出来た。ホットスタートの原理図を Fig. 3・11 に、又、ホットスタートによる電流一時間の関係を Fig. 3・12 に示す。

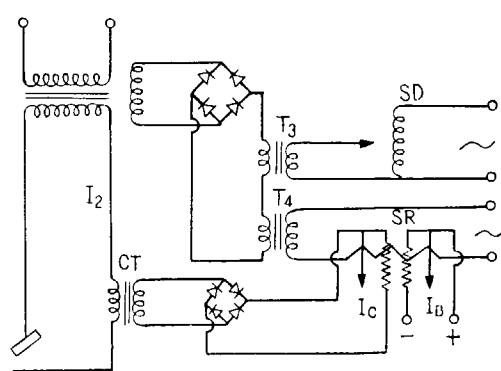


Fig. 3・11 Principle of Hot Start Apparatus

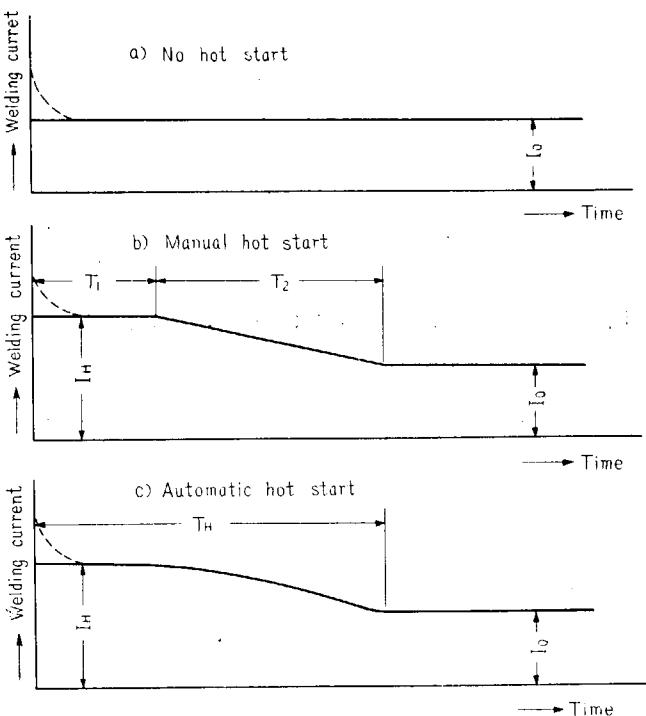


Fig. 3-12 Welding Current versus Time Curves

溶接棒は低水素系軟鋼用の LB-26 を主とし、一部高張力鋼用溶接棒 LB-55 および LB-60 をも使用した。この報告書には LB-26 4φ の記録を採用している。供試溶接棒は、使用途中の棒の先端をヤスリで仕上げて使用した。これは溶接棒の節約、先端条件の統一のためで使用途中の棒をそのまま使用すると、保護筒の欠け方によつてシールド条件が著しく変化するからである。

試験片は Fig. 3-13 に示すものを使用した。溶接開先の形状は、この中でアーケが容易に出せる程度とした。この試験片 1 枚につき 10~16 箇の小ビードを置きプローホールの発生頻度を比較したわけである。

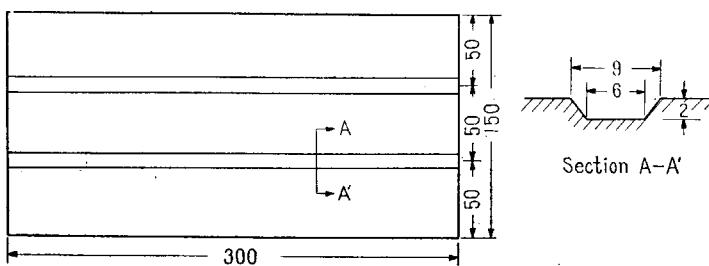


Fig. 3-13 Specimen

溶接電流は 4φ 棒については下向 165 Amp. 立向および上向は 140 Amp. とし、これを基準にして所定の倍率のホットスタート電流を所定の時間だけ附加した。

時間の計測はサイクルカウンターによつたが、自動式の場合にはオシログラフを利用して電流ならび

に時間を同時に計測した。

プローホールの検査には X 線を使用したが、その時プローホール箇数の検出には次に示す換算値を用いた。

プローホールの径	係 数
0~0.3 mm	0
0.4~0.6	0.5
0.7~0.9	1
1.0~1.2	2
1.3 以上	適 宜

手動時間制禦による実験の間は、ホットスタート電流を溶接電流の 1.25, 1.5, 1.75 及び 2 倍に、またホットスタート時間  $T_1$  (Fig. 3-12 参照) を 0.5, 1, 1.5, 2, 2.5 秒に変化させて試験溶接を行なつた。 $T_2$  の値はほぼ 1 秒であつた。

この成績にもとづいて自動制禦によるホットスタート実験を行つた。

またこれらと別に、極端なショートビードをおいて、プローホール発生の経過についても、若干の試験を行い、併せて先端加工との比較を行つた。

### 3-3-2 実験結果ならびにその考察

LB-26 4φ を使用した手動時間制禦ホットスタート試験の結果を Fig. 3-14, 3-15 に示す。

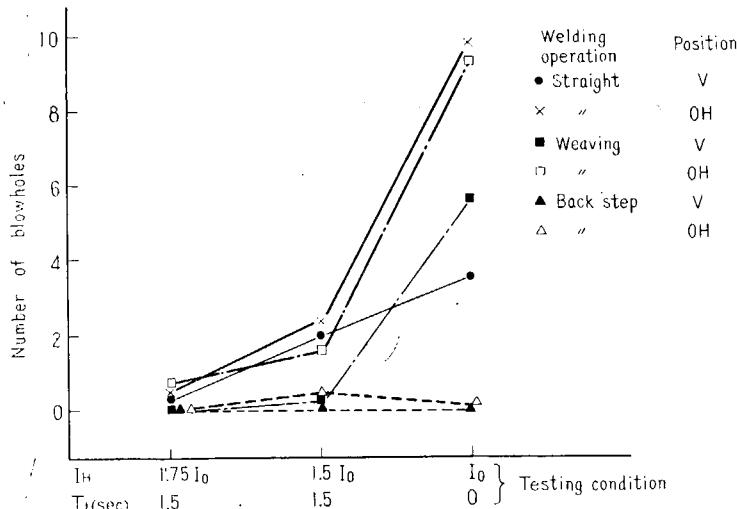


Fig. 3-14 Relation between Hot Start Condition and Number of Blowholes

Fig. 3-14 は手動時間制禦による立向及び上向溶接におけるホットスタート条件の影響を示している。ここに示すように適当なホットスタート条件を用いることにより、プローホール発生数を著しく減少させることが出来る。実験は、前述の如くホットスタート時の条件（電流・時間）を種々かえて行つたが  $I_H/I_0 \leq 1.25$  ではあまり効果がなく、 $T_1 < 0.5$  秒でも効果は少なかつた。また時間及び電流の双方を大きくすると溶接作業が困難となり、X 線成績も悪くなる。試験溶接の際の種々の誤差要

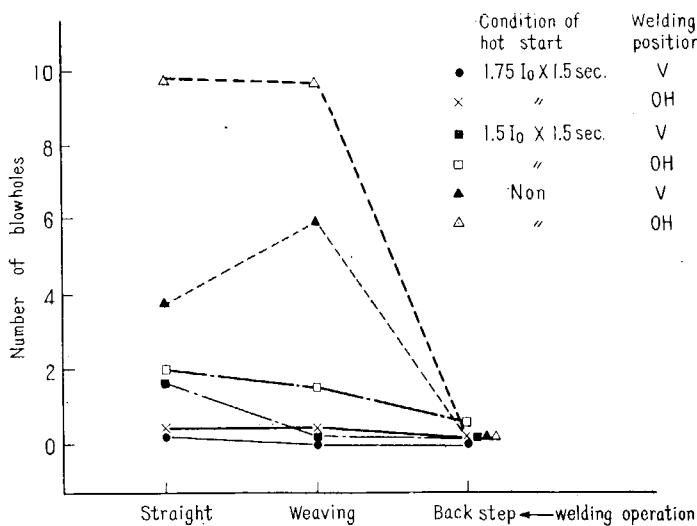


Fig. 3-15 Relation between Hot Start Condition and Number of Blowholes

因のために、極めて明確に見出すことは困難であったが、 $I_H/I_0$  が 1.5~1.75,  $T_H$  が 1~1.5 秒程度の条件がとくに立向、上向では好成績であり、図はこの条件について繰返し試験した結果から得られたものである。

Fig. 3-15 は同じものを、横軸に運棒法をとつて画いたものである。運棒法の効果の極めて大きいことは明瞭に見られ、ストレート、ウィビング、バックステップの順に著しく良くなっている。ここでウィビングというのは、全くバックステップを行わないで、ウィビングしながら前進する方法であり、バックステップ法とウィビングを併用すればその効果が極めて大きく、試験片溶接程度ではほぼ

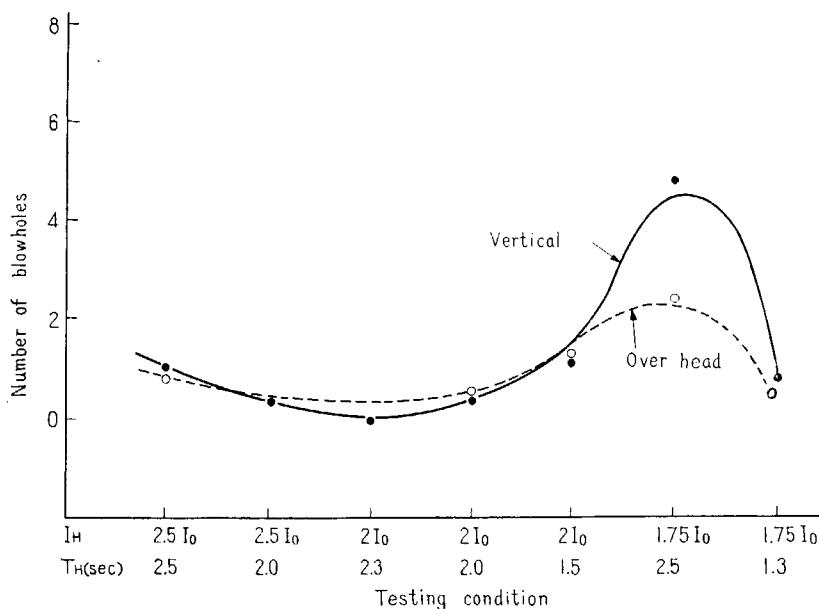


Fig. 3-16 Relation between Hot Start Condition and Number of Blowholes

100% プローホールを防止し得ることが経験的に言われているが、この図からもこの点は裏書きされる。しかし Fig. 3-14 と比較した場合、ホットスタートの効果の大きいこともまた十分認められる。

同様に LB-26 4φ を用いた自動制禦ホットスタート試験の結果を Fig. 3-16 に示す。この条件は手動時間制禦ホットスタート試験の結果から選定されたものである。自動制禦の場合には、手動制禦の場合に比べて  $I_h$  が幾分高目の方が良いようであるが、これは Fig. 3-12 に示す電流一時間グラフの形の差によると思われる。Fig. 3-16 の  $T_h$  は、抵抗によつて加減したものであるが、これをオシログラフから見当を付けて読み取つた値である。

このようにホットスタートの条件についてはほぼ適當と考えられる条件が得られたように思われる。但し下向については、立向、上向と同様の  $I_h/I_0$  では旨く行かず、また本来プローホールの出方が少ないと、ホットスタート条件の変化による有意差が見出しがたい、この点については更に研究が必要のように思われる。

プローホールの防止のためには、プローホールの発生機構を知ると好都合である。ホットスタート試験の一部として数サイクルないし数十サイクルの極めて小さいビードを置き、その場合のプローホールの発生状況について、若干の興味ある事実が発見できた。

普通の先端の棒を適正電流で溶接する場合、保護筒の形成には比較的長時間を要し、この間に母材に移行した溶滴内にはプローホールの存在が著しい。ホットスタートにより、高い電流を用いてスタートさせると、爆發的に多量のガスを発生し、また保護筒の形成も早い。このような条件が旨く重なるとプローホールのない、或いは極めて少ないショートビードが得られる。しかし条件が旨くないと、例えば電流過大の場合には、アーケーの力によつて溶融金属が母材の上にオーバーラップし、このオーバーラップ部にプローホールが見られるようになる。先端加工の場合には、未だ完全な保護筒が出来ないうちでも棒端が若干溶融すれば、先端の細い心線の周りに小さな保護筒が出来てプローホールは出難くなる。この点には、溶接開始時の被覆材の反応が不十分であることから、被覆材の量が溶接開始時に多量に存在していることが関係しているかもしれない。被覆材の粉末を開先に撒布してホットスタートでショートビードを置くとプローホールの発生は極めて少ないようである。

先に、バックステップスタート法の効果についてふれたが、このバックステップ中に母材におかれ薄い溶着金属は、ほとんどといつて良い程、プローホールが充満している。しかし、これは極めて薄く、また母材に溶け込んでいないので、次の本溶接によつて再溶融されプローホールは除去されてしまう。しかしながら、上向の場合などで、バックステップ中の溶着金属が塊状に付着して、その中に丸いプローホールがある場合には、これは、本溶接で溶かされずに残る可能性が多い。このようにバックステップ法を用いるときには、プローホールの有無と共に、その大きさ、厚さ、存在位置なども重要である。大きい厚いプローホールを避けるためには、溶融金属のスプレー状の移行が望ましく、この点で高い電流密度は好影響があるようである。

### 3・4 結 論

本研究は厚板の手溶接における初層の亀裂防止を目的として、この種の亀裂におよぼす各種施工条件の影響について調査を行うとともに、併せてホットスタート法による低水素系溶接棒のプローホールの防止についても検討を行つたものである。本研究の結果を要約すれば次の通りである。

まず、初層における亀裂の発生におよぼす施工条件の影響については、種々の条件の下で亀裂試験を行つた結果次の結論が得られた。

### 1) 板厚の効果

板厚の増大により亀裂感度は漸増するが、他の因子の影響に比し大きくはない。

### 2) 初期の母材温度の効果

一般に母材の初期温度が大になれば亀裂感度は低下するが、開先底部間隙が大きい場合には、その効果は減殺される。

以上2因子による亀裂感度は、溶接部硬度試験の結果からも裏付けられ、板厚による最高硬度の相異は小さいが、初期の母材温度による最高硬度は大巾に変化している。

### 3) 開先底部間隙の効果

間隙が大きくなると亀裂感度は急激に上昇し、予熱の効果も殆んどない。

### 4) 溶接棒種の効果

イルメナイト系と、低水素系の2種を比較すると低水素系の溶接棒の使用は相当の効果が認められ、開先底部間隙が大きい場合でも有効である。更に予熱を行えば亀裂感度は激減する。

### 5) 継手周囲の拘束度

拘束度を溶接継手に平均 1 mm の弾性的くい違いを生ずるに要する平均応力と定義し、この大きさが 11.5~36.6 kg/mm<sup>2</sup>/mm の範囲の試験片を用い、0°C で実験を行つたが亀裂感度はほとんどの場合 100% となつた。一方実船のタンカー上甲板ブロックパット 20 箇所で亀裂試験を行うとクレータークラックがいくつか発生しているのみで殆んど 0% という結果を示した。実船に於ける接手の拘束度は、実験に使用したものと同じ治具にて計測の結果 0.8 kg/mm<sup>2</sup>/mm であり、ストロングバックによる継手拘束度は実験に用いられた拘束度をはるかにしたまわつていた。

次に、低水素系溶接棒の使用によるプローホールの発生におよぼすホットスタート法の効果について、約 3,500 個の小ビードによる実験を行い、次のような結論が得られた。

- 1) ホットスタート法により低水素系溶接棒のスタート部のプローホールは減少させることが出来る。この適正条件は  $I_H/I_0$  が手動で 1.5~1.75、自動で 1.75~2 位、 $T_1$  が 1~1.5 秒程度である。
- 2) ホットスタートの条件が決定されれば、自動制御とすることは容易である。
- 3) ホットスタート法によりプローホールを 100% 消失させることは、現在のところでは困難である。
- 4) 適当な運棒法とホットスタート法との併用は極めて効果が大きい。
- 5) プローホールの発生機構については、実験的並に理論的研究が今後望まれる。

## 第4章 厚板手溶接突合せ継手の最適開先形状に関する研究

### 4・1 緒 言

厚板の突合せ継手を手溶接で仕上げる場合、現在 X 型開先と V 型開先が併用されているが、経済性、作業性、横収縮、角変形、強度などの面から、開先角度および X 型開先の上下比に関して各板厚に応じた最適の開先形状が存在するはずである。本実験は板厚 1" 以上の板厚について主として経済性、作業性、横収縮、角変形、強度および韌性の面から手溶接突合せ継手にもつとも適した開先形状を選定することを目的として行つた。

### 4・2 実験方法

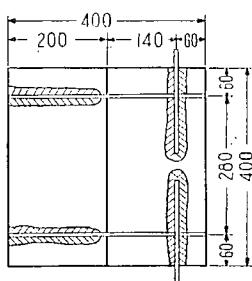
本実験に使用した鋼板はロイド規格軟鋼材、板厚 25 mm, 34 mm および 39 mm のものでその分折結果は Table 4・1 に示す通りである。使用溶接棒はすべてイルミナイト系溶接棒である。この鋼材を使用し、板厚、開先条件および拘束状態を Table 4・2 のように変化させて実験を行つた。

Table 4・1 Chemical Composition of Steels used

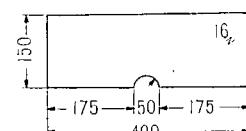
Thickness mm	C	Mn	Si	P	S
25	0.20	0.51	0.082	0.020	0.027
34	0.18	1.11	0.07	0.017	0.026
39	0.16	1.12	0.22	0.021	0.022

Table 4・2 Test Conditions

Thickness	Use of Strongback.	V Groove				X (7 : 3) Groove				X (1 : 1) Groove			
		40°	45°	50°	55°	45°	50°	55°	60°	45°	50°	55°	60°
25	Yes	○	○	—	○	○	○	○	○	○	—	—	○
	No	—	—	—	—	○	○	○	○	○	○	○	○
34	Yes	○	○	○	—	○	○	○	○	○	—	—	○
	No	—	—	—	—	○	○	○	○	○	○	○	○
39	Yes	○	○	○	—	○	○	○	○	—	—	—	—
	No	—	—	—	—	○	○	○	○	○	○	○	○



(a) Location of strongback

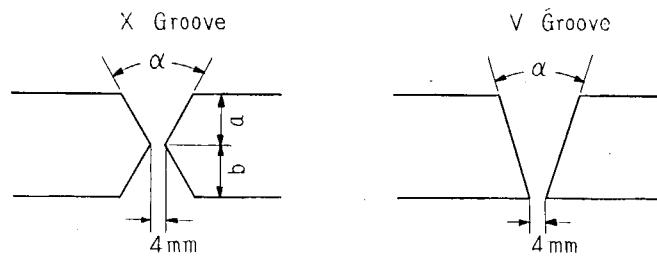


(b) Size of strongback

Fig. 4・1 Size and Arrangement of Strongback

各板厚とも寸法  $200 \times 400$  の鋼板を 2 枚突合せて溶接した。拘束溶接として使用したストロングバックの寸法およびその取付位置を Fig. 4・1 に示す。Table 4・2 の試験条件に従つて溶接を行つたが、その溶接条件を Table 4・3 に示す。なお開先間隙はすべて 4 mm とした。

Table 4・2 に示す実験条件に従つて行つた結果を角変形、横収縮、溶接作業時間、溶接棒消費量、強度および韌性の各項目毎に以下順次述べる。なお図あるいは表中に用いている記号と開先形状の関係は Fig. 4・2 に示す通りである。



Specimen	Groove			Strongback
	X	V		
	$\alpha$	$a : b$	$\alpha$	
X (7 : 3) (F)	45~60	7 : 3	—	No
X (1 : 1) (F)	"	1 : 1	—	No
X (7 : 3) (SB)	"	7 : 3	—	Yes
X (1 : 1) (SB)	"	1 : 1	—	Yes
V (SB)	—	--	40~55	Yes

Fig. 4-2 Details of Groove

#### 4・3 開先形状が角変形におよぼす影響

板厚 39, 34, 25 mm について角変形を表溶接終了時まで、表溶接終了時から裏溶接終了時までの 2 つに分けて図示すると Fig. 4・3 および Fig. 4・4 のごとくである。Fig. 4・3 からストロングバックで拘束して溶接した場合の角変形は開先形状の如何によらず各実験値が一直線上に分布しており心線消耗量と比例関係があることがわかる。これに反し拘束なしで溶接した場合の角変形は各実験値がばらついている。

特に各板厚の X (7 : 3) 型および板厚 34 mm の X (1 : 1) 型がばらついている。これは表溶接の初層の溶接が溶着不充分のためか、溶接による角変形により、この初層にクラックが入りそのため正常な角変形を示さなかつたものと思われる。この傾向は開先角度が狭いものに多く見られた。図中直線は上記のようなクラックが入つていなかつた場合の実験値を正常な角変形を示すと見做して描いたものである。なお横軸にとつた心線消耗量とは溶接単位長さ当りの溶接棒の心線消耗量のことである。Fig. 4・4 は表溶接完了時から裏溶接完了時までの角変形すなわち裏溶接により生じた角変形を示したものであるが図の如く拘束した場合もしない場合も開先形状の如何にかかわらず角変形は心線消耗量に比例していることがわかる。

以上の板厚別に示した Fig. 4・3 (a) (b) (c) および Fig. 4・4 (a) (b) (c) の各実験値を一まとめにして図示すると Fig. 4・5 (a) および (b) のごとくなる。

Table 4-3 Welding Conditions of each Specimen

No. of Pass	Thickness of Plate 39 mm															
	X-7-3 (F)				X-7-3 (SB)				X-1-1 (F)				V			
	45°	50°	55°	60°	45°	50°	55°	60°	45°	50°	55°	60°	40°	45°	50°	
Backing Pass	G 200 5φ 205 A	G 200 5φ 200 A	G 200 5φ 195 A	G 200 5φ 195 A	G 200 5φ 160 A	G 200 5φ 160 A	G 200 5φ 155 A	G 200 5φ 165 A	LB-26 4φ 160 A	LB-26 4φ 160 A	LB-26 4φ 160 A	LB-26 4φ 160 A	B-17 4φ 130 A	G 200 5φ 190 A	G 200 5φ 190 A	
	G 200 5φ 285 A	G 200 5φ 280 A	G 200 5φ 280 A	G 200 5φ 285 A	G 200 5φ 235 A	G 200 5φ 235 A	G 200 5φ 215 A	G 200 5φ 196 A	LB-26 4φ 190 A	LB-26 4φ 200 A	LB-26 4φ 200 A	LB-26 4φ 180 A	B-17 4φ 245 A	G 200 5φ 245 A	G 200 5φ 245 A	
	B-17 8φ 410 A	B-17 8φ 420 A	B-17 8φ 420 A	B-17 8φ 440 A	B-17 8φ 370 A	B-17 8φ 370 A	B-17 8φ 380 A	B-17 8φ 380 A	B-17 6φ 315 A	B-17 8φ 440 A	B-17 8φ 440 A	B-17 8φ 440 A	B-17 5φ 270 A	G 200 5φ 240 A	G 200 5φ 245 A	
	B-17 8φ 440 A	B-17 8φ 430 A	B-17 8φ 430 A	B-17 8φ 430 A	B-17 8φ 370 A	B-17 8φ 370 A	B-17 8φ 380 A	B-17 8φ 380 A	B-17 8φ 420 A	B-17 8φ 420 A	B-17 8φ 430 A	B-17 8φ 440 A	B-17 5φ 270 A	B-17 8φ 390 A	B-17 8φ 390 A	
	B-17 8φ 430 A	B-17 8φ 430 A	B-17 8φ 430 A	B-17 8φ 430 A	B-17 8φ 380 A	B-17 8φ 380 A	B-17 8φ 380 A	B-17 8φ 380 A	B-17 8φ 430 A	B-17 8φ 420 A	B-17 8φ 425 A	B-17 8φ 425 A	B-17 8φ 340 A	B-17 8φ 390 A	B-17 8φ 390 A	
	B-17 8φ 430 A	B-17 8φ 430 A	B-17 8φ 430 A	B-17 8φ 430 A	B-17 8φ 340 A	B-17 8φ 340 A	B-17 8φ 340 A	B-17 8φ 340 A	B-17 8φ 425 A	B-17 8φ 425 A	B-17 8φ 425 A	B-17 8φ 425 A	B-17 8φ 400 A	B-17 8φ 390 A	B-17 8φ 390 A	
	B-17 8φ 440 A	B-17 8φ 440 A	B-17 8φ 440 A	B-17 8φ 440 A	B-17 8φ 340 A	B-17 8φ 340 A	B-17 8φ 340 A	B-17 8φ 340 A	B-17 8φ 400 A	B-17 8φ 380 A	B-17 8φ 400 A	B-17 8φ 400 A	B-17 8φ 390 A	B-17 8φ 390 A	B-17 8φ 390 A	
	B-17 8φ 440 A	B-17 8φ 440 A	B-17 8φ 440 A	B-17 8φ 440 A	B-17 8φ 370 A	B-17 8φ 350 A	B-17 8φ 350 A	B-17 8φ 350 A	B-17 8φ 350 A	ND 150 4.5φ 180 Å	ND 150 4.5φ 180 Å	ND 150 4.5φ 175 Å	ND 150 4.5φ 180 Å	B-17 8φ 360 A	B-17 8φ 360 A	B-17 8φ 360 A
	B-17 8φ 430 A	B-17 8φ 430 A	B-17 8φ 430 A	B-17 8φ 430 A	B-17 8φ 350 A	B-17 8φ 350 A	B-17 8φ 350 A	B-17 8φ 350 A	B-17 8φ 340 A	G 200 5φ 175 Å	G 200 5φ 170 Å	G 200 5φ 170 Å	G 200 5φ 170 Å	B-17 8φ 360 A	B-17 8φ 365 A	B-17 8φ 365 A
	G 200 6φ 265 A	G 200 6φ 275 A	G 200 6φ 270 A	G 200 6φ 290 A	G 200 6φ 250 A	G 200 6φ 250 A	G 200 6φ 240 A	G 200 6φ 240 A	G 200 5φ 165 A	G 200 5φ 165 A	G 200 5φ 165 A	G 200 5φ 155 A	B-17 8φ 410 A	B-17 8φ 370 A	B-17 8φ 380 A	
Finishing Pass					G 200 4φ 145 A	G 200 4φ 140 A	G 200 4φ 145 A	G 200 4φ 145 A	G 200 5φ 170 Å	G 200 5φ 160 A	G 200 5φ 170 Å	G 200 5φ 175 Å	B-17 8φ 420 A	B-17 8φ 380 A	B-17 8φ 340 A	
					G 200 5φ 165 A	G 200 5φ 165 A	G 200 5φ 165 A	G 200 5φ 150 Å	G 200 5φ 160 A	G 200 5φ 160 A	G 200 5φ 160 A	G 200 5φ 150 A	B-17 8φ 340 A	B-17 8φ 340 A	B-17 8φ 340 A	
					G 200 5φ 150 A	G 200 5φ 150 A	G 200 5φ 150 A	G 200 5φ 150 A	G 200 5φ 160 A	G 200 5φ 160 A	G 200 5φ 160 A	G 200 5φ 160 A	B-17 8φ 340 A	B-17 6φ 340 A	B-17 6φ 340 A	
					G 200 5φ 135 A	G 200 5φ 135 A	G 200 5φ 135 A	G 200 5φ 135 A					B-17 6φ 280 A	G 200 5φ 160 A	G 200 5φ 150 A	
														B-17 4φ 140 A		
														B-17 4φ 160 A		

Table 4-3

No. of Pass	Thickness of Plate 34 mm														
	X-1-1-(F)				X-1-1-(FC)				X-1-1-(SB)		X-7-3-(F)				
	45°	50°	55°	60°	45°	50°	55°	60°	45°	60°	45°	50°	55°	60°	
Backing Pass	1	G 200 5φ 205A	G 200 5φ 205A	G 200 5φ 180A	G 200 5φ 185A	G 200 4φ 200A	G 200 4φ 180A	G 200 4φ 180A	G 200 5φ 195A	G 200 5φ 195A	G 200 5φ 200A	G 200 5φ 200A	G 200 5φ 200A	G 200 5φ 200A	
	2	G 200 5φ 240A	G 200 5φ 240A	G 200 5φ 240A	G 200 5φ 250A	G 200 4φ 180A	G 200 4φ 180A	A 200 4φ 245A	B 17 6φ 330A	B 17 6φ 310A	G 200 5φ 240A	G 200 5φ 230A	G 200 5φ 225A	G 200 5φ 240A	
	3	B 17 8φ 420A	B 17 8φ 420A	B 17 8φ 420A	B 17 8φ 420A	G 200 4φ 180A	A 200 5φ 240A	A 200 5φ 245A	B 17 6φ 300A	B 17 6φ 300A	B 17 8φ 400A	B 17 6φ 300A	B 17 6φ 300A	B 17 6φ 300A	
	4	B 17 8φ 400A	B 17 8φ 400A	B 17 8φ 400A	B 17 8φ 400A	A 200 5φ 240A	B 17 6φ 300A	B 17 6φ 300A	B 17 8φ 400A	B 17 8φ 400A	B 17 8φ 410A	B 17 8φ 410A	B 17 8φ 410A	B 17 8φ 410A	
	5	B 17 8φ 350A	B 17 8φ 350A	B 17 8φ 350A	B 17 8φ 350A	B 17 6φ 300A	B 17 6φ 300A	B 17 6φ 300A	B 17 8φ 400A	B 17 8φ 370A	B 17 8φ 390A	B 17 8φ 400A	B 17 8φ 400A	B 17 8φ 400A	
	6	B 17 8φ 370A	B 17 8φ 370A	B 17 8φ 370A	B 17 8φ 370A	B 17 6φ 300A	B 17 6φ 300A	B 17 6φ 285A	B 17 8φ 280A	B 17 8φ 370A	B 17 8φ 370A	B 17 8φ 400A	B 17 8φ 400A	B 17 8φ 400A	
Finishing Pass	7	G 200 4φ 165A	G 200 4φ 165A	G 200 4φ 165A	G 200 4φ 165A	ND 150 4.5φ 160A	B 17 6φ 285A	B 17 8φ 370A	B 17 8φ 355A	G 200 4φ 160A	G 200 4φ 160A	B 17 8φ 365A	B 17 8φ 365A	B 17 8φ 365A	
	8	G 200 4φ 155A	G 200 4φ 155A	G 200 4φ 155A	G 200 4φ 155A	ND 150 4.5φ 160A	ND 150 4.5φ 160A	A 200 5φ 155A	A 200 5φ 160A	ND 150 4.5φ 170A	ND 150 4.5φ 165A	B 17 8φ 350A	B 17 8φ 350A	B 17 8φ 365A	
	9	G 200 4φ 145A	G 200 4φ 145A	ND 150 4.5φ 170A	ND 150 4.5φ 170A	ND 150 4.5φ 140A	ND 150 4.5φ 160A	A 200 5φ 155A	A 200 5φ 160A	ND 150 4.5φ 165A	ND 150 4.5φ 165A	G 200 4φ 150A	G 200 4φ 150A	G 200 4φ 150A	
	10	ND 150 4.5φ 175A	ND 150 4.5φ 165A	ND 150 4.5φ 165A	ND 150 4.5φ 165A	ND 150 4.5φ 140A	ND 150 4.5φ 135A	ND 150 4.5φ 135A	ND 150 4.5φ 135A	G 200 5φ 180A	G 200 5φ 175A	ND 150 4.5φ 165A	ND 150 4.5φ 160A	ND 150 4.5φ 165A	
	11	ND 150 4.5φ 155A	ND 150 4.5φ 155A	ND 150 4.5φ 155A	ND 150 4.5φ 155A					G 200 5φ 170A	G 200 5φ 175A	ND 150 4.5φ 160A	G 200 5φ 155A	G 200 5φ 165A	G 200 5φ 165A
	12											G 200 5φ 160A	ND 150 4.5φ 165A	G 200 5φ 160A	G 200 5φ 165A

(Continued)

								Thickness of plate 25 mm							
X-7-3-(SB)				V-(SB)				X-1-1-(F)				X-7-3-(F)			
45°	50°	55°	60°	45°	50°	55°	45°	50°	55°	60°	45°	50°	55°	60°	
G 200 5φ 195 A	G 200 5φ 190 A	G 200 5φ 195 A	G 200 5φ 195 A	G 200 5φ 175 A	G 200 5φ 180 A	G 200 5φ 180 A	G 200 5φ 200 A	G 200 5φ 200 A	G 200 5φ 180 A	G 200 5φ 200 A	G 200 5φ 180 A	G 200 5φ 200 A	G 200 5φ 180 A	G 200 5φ 175 A	
B 17 6φ 305 A	B 17 6φ 305 A	B 17 6φ 305 A	B 17 6φ 310 A	B 17 6φ 310 A	B 17 6φ 310 A	B 17 6φ 255 A	B 17 6φ 300 A	B 17 6φ 300 A	B 17 6φ 280 A	B 17 6φ 250 A	B 17 6φ 245 A	B 17 6φ 300 A	B 17 6φ 300 A	B 17 6φ 300 A	
B 17 6φ 305 A	B 17 6φ 305 A	B 17 8φ 390 A	B 17 8φ 390 A	B 17 6φ 310 A	B 17 6φ 310 A	B 17 6φ 310 A	B 17 6φ 300 A	B 17 6φ 290 A	B 17 6φ 300 A	B 17 6φ 290 A	B 17 6φ 300 A	B 17 6φ 300 A	B 17 8φ 395 A	B 17 8φ 385 A	
B 17 8φ 390 A	B 17 8φ 390 A	B 17 8φ 390 A	B 17 8φ 370 A	B 17 8φ 370 A	B 17 8φ 370 A	B 17 8φ 265 A	B 17 6φ 300 A	B 17 6φ 300 A	B 17 6φ 295 A	B 17 6φ 360 A	B 17 6φ 360 A	B 17 8φ 375 A	B 17 8φ 375 A	B 17 8φ 385 A	
B 17 8φ 390 A	B 17 8φ 390 A	B 17 8φ 390 A	B 17 8φ 390 A	B 17 8φ 380 A	B 17 8φ 370 A	B 17 8φ 380 A	B 17 8φ 180 A	B 17 6φ 280 A	B 17 6φ 275 A	B 17 6φ 270 A	B 17 6φ 310 A	B 17 8φ 390 A	B 17 8φ 380 A	B 17 8φ 380 A	
B 17 8φ 390 A	B 17 8φ 390 A	B 17 8φ 390 A	B 17 8φ 390 A	B 17 8φ 370 A	B 17 8φ 380 A	B 17 8φ 390 A	B 17 8φ 165 A	ND 150 4.5φ 165 A	ND 150 4.5φ 175 A	ND 150 4.5φ 175 A	ND 150 4.5φ 175 A	ND 150 8φ 355 A	B 17 8φ 375 A	B 17 8φ 380 A	
B 17 8φ 375 A	B 17 8φ 360 A	B 17 8φ 365 A	B 17 8φ 400 A	B 17 8φ 395 A	B 17 8φ 390 A	B 17 8φ 165 A	ND 150 4.5φ 165 A	ND 150 4.5φ 165 A	ND 150 4.5φ 165 A	ND 150 4.5φ 175 A					
G 200 4φ 150 A	G 200 4φ 160 A	G 200 4φ 160 A	G 200 4φ 160 A	B 17 8φ 390 A	B 17 8φ 390 A	B 17 8φ 390 A	ND 150 4.5φ 165 A	ND 150 4.5φ 160 A	ND 150 4.5φ 165 A	ND 150 4.5φ 165 A	ND 150 4.5φ 170 A	ND 150 4.5φ 175 A	ND 150 4.5φ 175 A	ND 150 4.5φ 160 A	
ND 150 4.5φ 165 A	ND 150 4.5φ 170 A	ND 150 4.5φ 170 A	ND 150 4.5φ 170 A	B 17 8φ 360 A	B 17 8φ 370 A	B 17 8φ 390 A	ND 150 4.5φ 170 A	ND 150 4.5φ 170 A	ND 150 4.5φ 165 A	G 200 5φ 170 A	ND 150 4.5φ 165 A	ND 150 4.5φ 165 A	ND 150 4.5φ 165 A	G 200 5φ 165 A	
G 200 5φ 165 A	G 200 5φ 170 A	G 200 5φ 170 A	G 200 5φ 170 A	B 17 6φ 300 A	B 17 8φ 400 A	B 17 6φ 300 A	ND 150 4.5φ 155 A	ND 150 4.5φ 155 A	ND 150 4.5φ 155 A	G 200 5φ 170 A	ND 150 4.5φ 165 A	ND 150 4.5φ 165 A	ND 150 4.5φ 165 A	G 200 5φ 165 A	
G 200 5φ 160 A	G 200 5φ 160 A	G 200 5φ 165 A	G 200 5φ 160 A	ND 150 4.5φ 155 A	B 17 6φ 300 A	ND 150 4.5φ 155 A	ND 150 4.5φ 145 A								

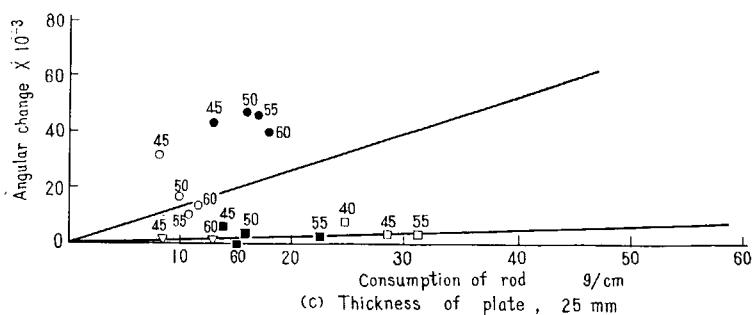
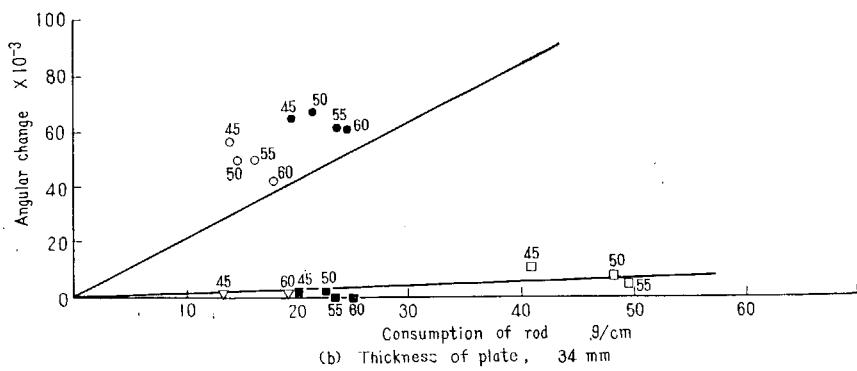
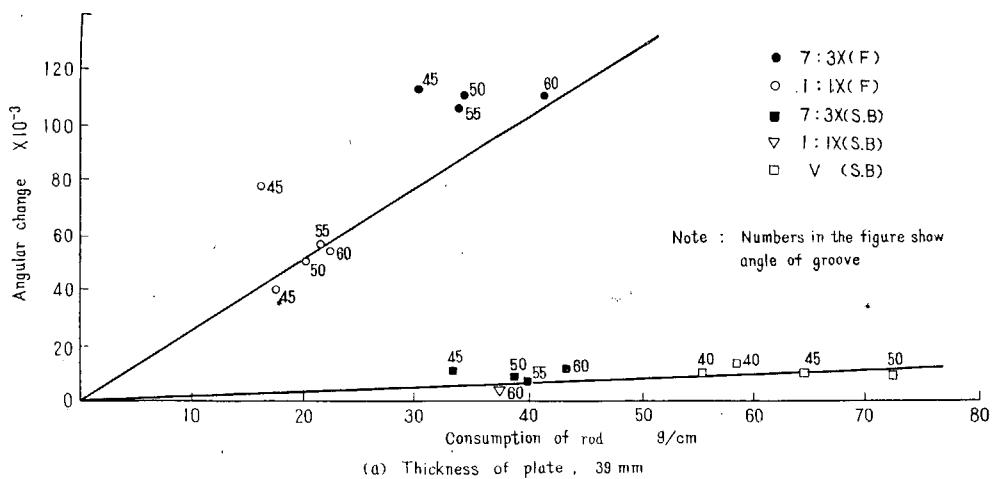


Fig. 4.3 Angular Change due to Welding of Backing Pass only

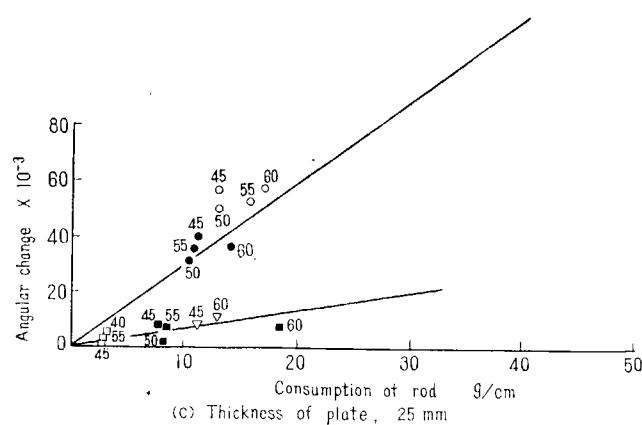
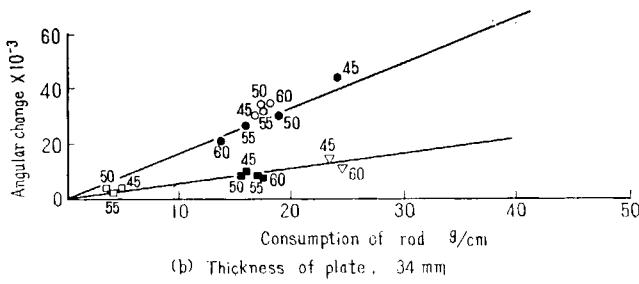
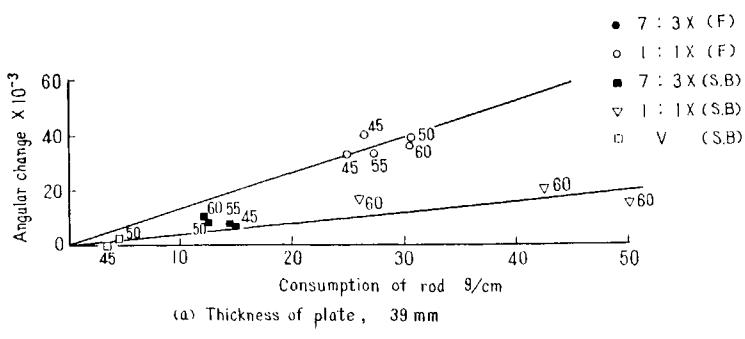


Fig. 4.4 Angular Change due to Welding of Finishing Pass only

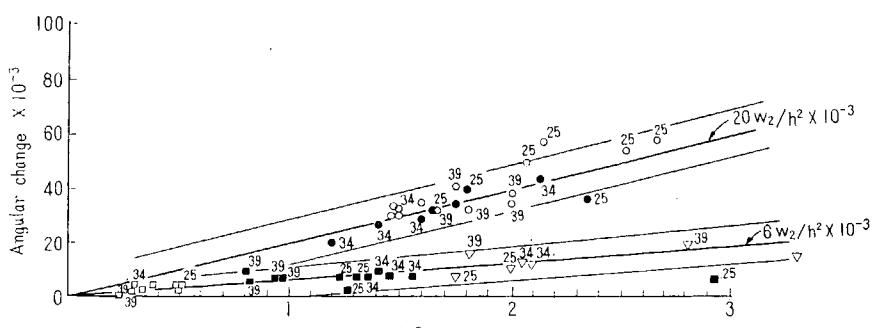
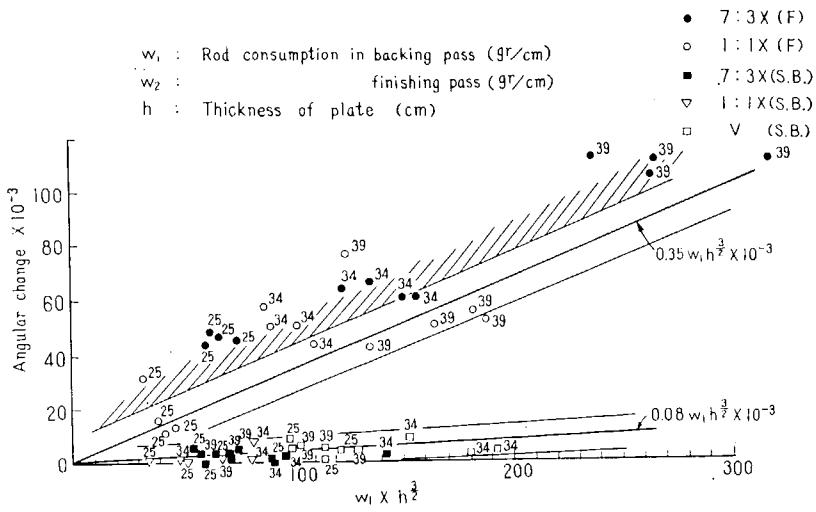


Fig. 4.5 Relation between Angular Change and Rod Consumption

Fig. 4-5 (a) のハッチをほどこした部分にプロットされている点は拘束なしで溶接した場合にクラックが入つたものの角変形の各実験値であり、それより下側の点はクラックが入らなかつた角変形の各実験値を示す。クラックの入らなかつた角変形の各実験値は大体一直線上に分布している。拘束して溶接した場合の角変形および拘束なしで溶接した裏溶接の角変形は Fig. 4-5 (a) (b) のように一直線上に大体分布している。Fig. 4-5 (a) (b) より角変形の実験式を求めるとき、

表溶接終了時の角変形 ( $T_f$ ) は

$$\text{拘束なしの場合} \quad T_f = 0.35 \cdot h^{3/2} \cdot w_1 \times 10^{-3} \quad (4 \cdot 1)$$

$$\text{拘束した場合} \quad T_f = 0.08 \cdot h^{3/2} \cdot w_1 \times 10^{-3} \quad (4 \cdot 2)$$

表溶接終了時から裏溶接完了までの角変形 ( $T_b$ )

$$\text{拘束なしの場合} \quad T_b = 20 \cdot h^{-2} \cdot w_2 \times 10^{-3} \quad (4 \cdot 3)$$

$$\text{拘束した場合} \quad T_b = 6 \cdot h^{-2} \cdot w_2 \times 10^{-3} \quad (4 \cdot 4)$$

ただし  $h$ : 板厚 (cm)

$w_1$ : 表溶接終了時までの心線消耗量 g/cm

$w_2$ : 表溶接終了時から裏溶接完了時までの心線消耗量 g/cm

実験式 (4・1)～(4・4) により角変形を 0 にするための  $w_1$  と  $w_2$  との関係を求めることができる。各板厚について角変形を 0 にするための  $w_1/w_2$  の比を求めて図示すると Fig. 4-6 のごとくなる。Fig. 4-6 よりわかるように板厚が大になるにつれて X 型の上下の比は小さくしなければならないことになる。すなわち拘束なしで溶接する場合には板厚 20 mm 附近なら X (7 : 3) がよいが、板厚 32 mm 附近では X (1 : 1) がよく板厚 40 mm 附近では X (4 : 6) の方がよいことになる。

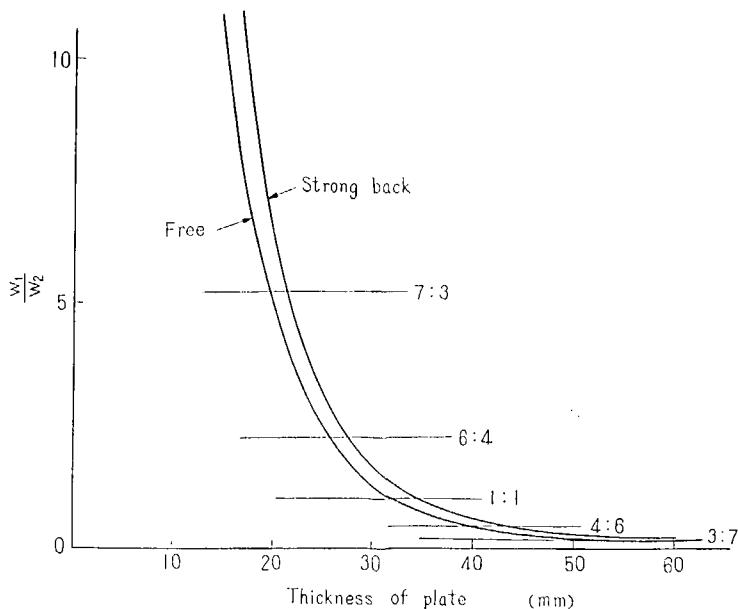


Fig. 4-6 Ratio of  $w_1/w_2$  required to obtain Zero Angular Distortion

#### 4・4 開先形状が横収縮におよぼす影響

横収縮量は溶着金属の量に比例関係があると思われるので溶接の単位長さ当たりの溶接棒心線消耗量(以下単に心線消耗量と言う)を横軸にしてプロットすると Fig. 4・7 (a) (b) のごとくである。(a) は表溶接による収縮量 (b) は裏溶接による収縮量を示すものであるが、表溶接による収縮量は図の如く開先形状の如何にかかわらず板厚ごとにわかれるようである。また本実験のごとき拘束では拘束したものしないものに關せず同じような収縮量を示している。

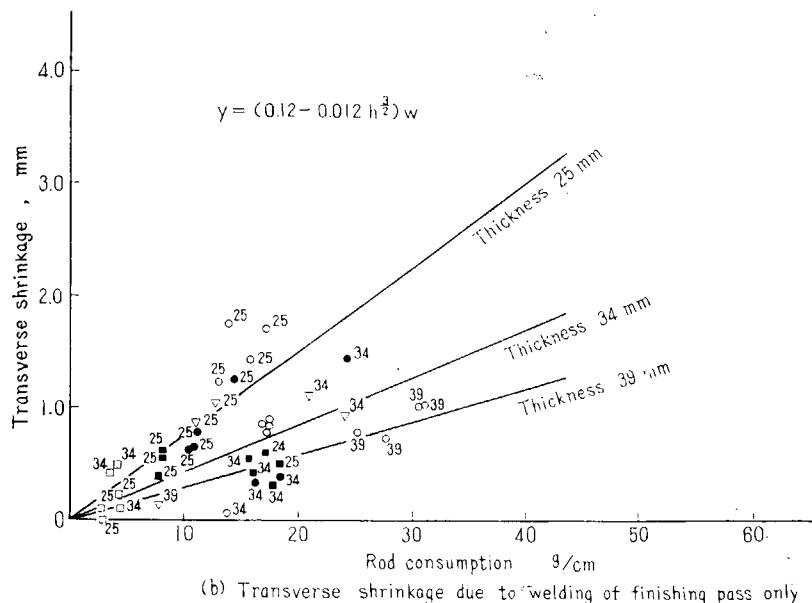
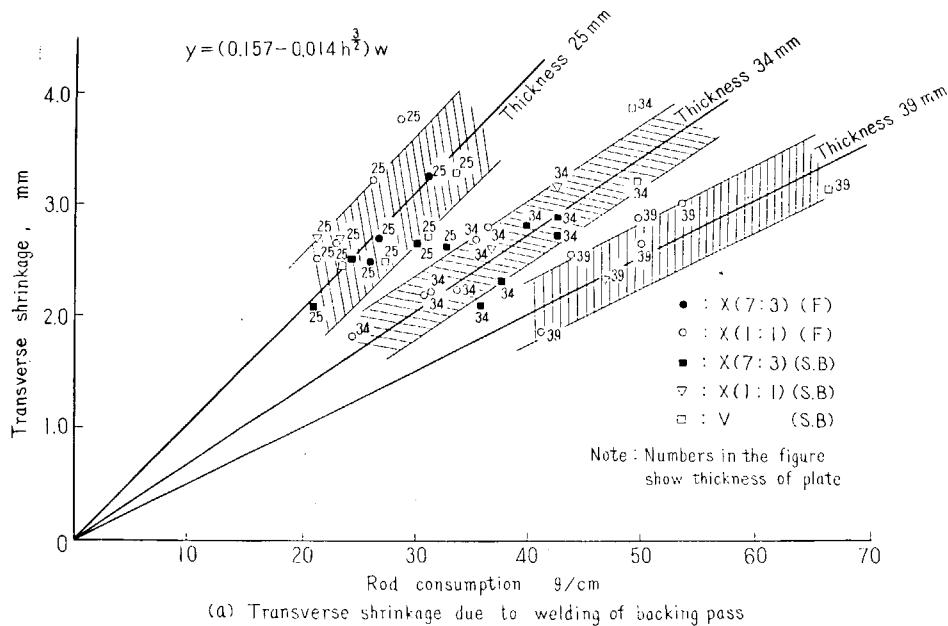


Fig. 4・7 Relation between Transverse Shrinkage and Rod Consumption

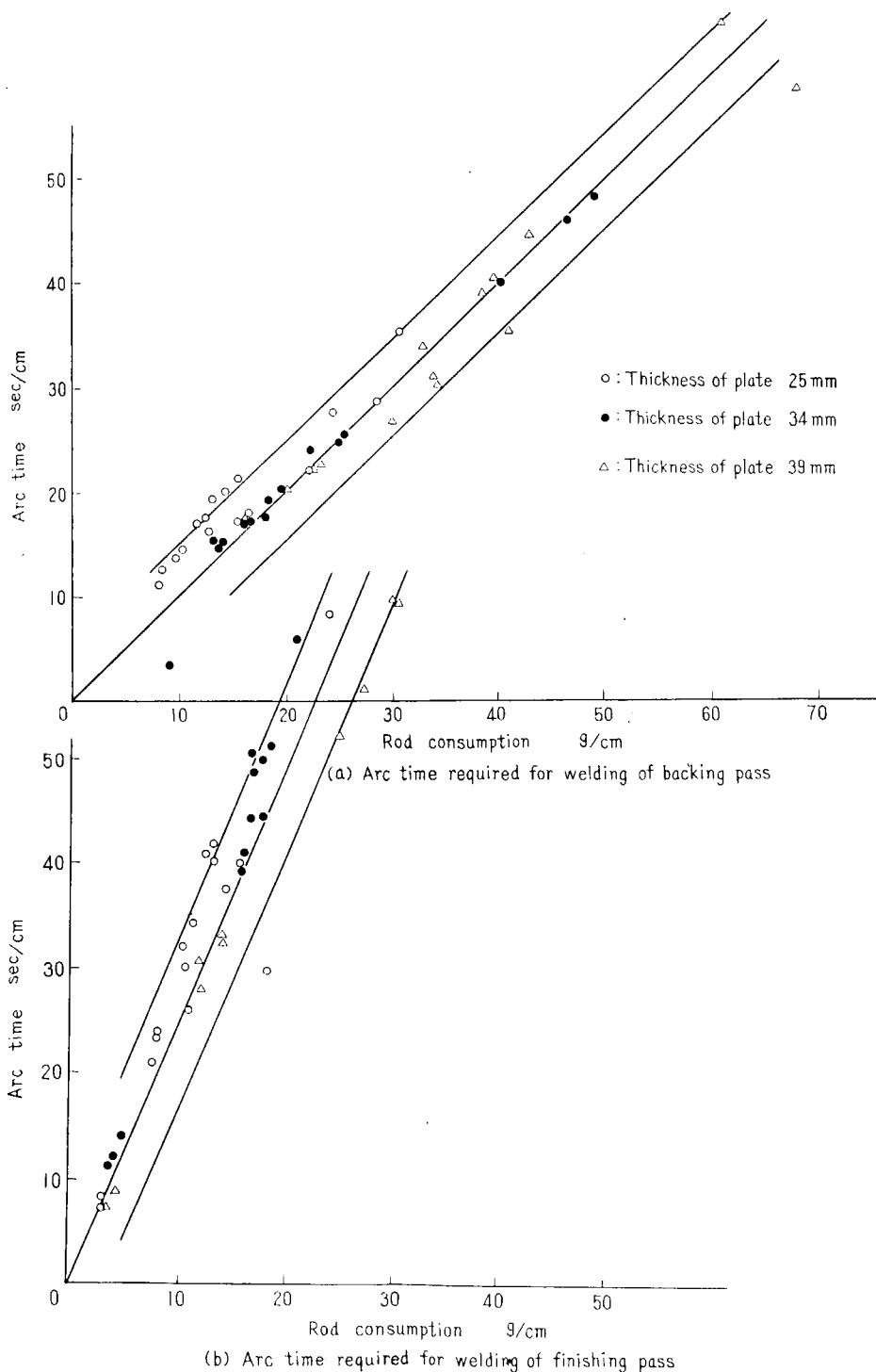


Fig. 4·8 Relation between Arc Time and Rod Consumption

この各板厚の平均直線の傾向は板厚の  $3/2$  乗と逆比例関係があり実験式を求めるとき縮量  $\delta_f$  は次式であらわされる。

$$\delta_f = (0.157 - 0.014 h^{3/2}) w \quad (4 \cdot 5)$$

ただし  $h$ : 板厚 cm

$w$ : 心線消耗量 g/cm

裏溶接による収縮量は (b) 図を見ればわかるように表溶接による収縮量のように板厚毎に判然と分かれていません。これは裏はつり量が板厚に関せずばらついているためと思われる。(b) 図の直線の傾斜から実験式を求めるとき縮量  $\delta_b$  は

$$\delta_b = (0.12 - 0.012 \cdot h^{3/2}) w \quad (4 \cdot 6)$$

であらわされる。

(4・5) と (4・6) 式から全体の収縮量  $\delta$  は

$$\delta = (0.277 - 0.026 \cdot h^{3/2}) w \quad (4 \cdot 7)$$

であらわされる。

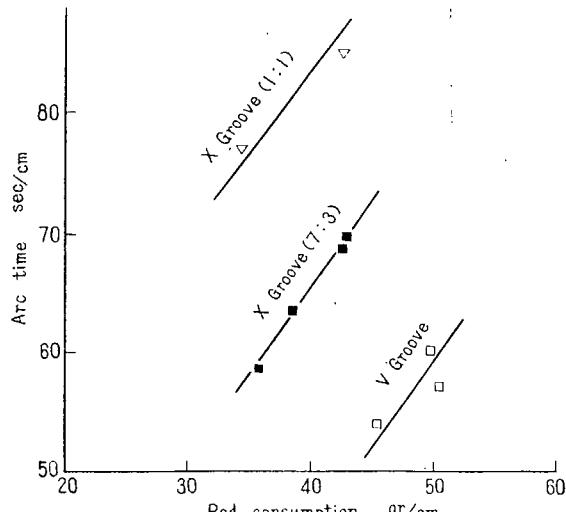
#### 4・5 開先形状と溶接作業時間との関係

溶接作業時間のうちここでは溶接している時間すなわちアーク・タイムのみを調べた。Fig. 4・8 の (a) は表溶接を行うのに要したアーク・タイムをまた Fig. 4・8 (b) は、裏溶接を行うのに要したアーク・タイムを示す。図のようないくつかの開先形状、板厚および拘束の有無に関せずすべて心線消耗量に比例している。(a) は表溶接すなわち下向溶接の場合で (b) は裏溶接すなわち上向溶接の場合であり、同一心線消耗量に対して後者は前者の約 2.5 倍の時間を必要としている。従つてこのことから上向溶接の量ができるだけ少い開先形状の方がアーク・タイムが少いことになる。1 例として板厚 34 mm の場合の V 型、X (7 : 3) 型および X (1 : 1) 型について図示すると Fig. 4・9 のごとくである。図のごとく上記の順にアーク・タイムは少い。なおここではアーク・タイムだけを取り上げているが、実際には棒の取り換え時間があるので下向の量が多い程大径の棒の使用率が増すから棒の取り換え時間およびスラッジ除去時間が少くなり実際にはもつと溶接作業時間に差が生ずると思う。また裏はつりの量を考えると X (1 : 1) 型、X (7 : 3) 型は裏はつりの量が多くなりそれだけ裏溶接の時間が多くなると考えられる。

#### 4・6 開先形状と溶接棒消費量との関係

上述したように溶接棒消費量として溶接単位長さ当たりの溶接棒心線消耗量をみると Fig. 4・10 (a)

Fig. 4・9 Relation between Arc Time and Rod Consumption in 34 mm Thick Plate



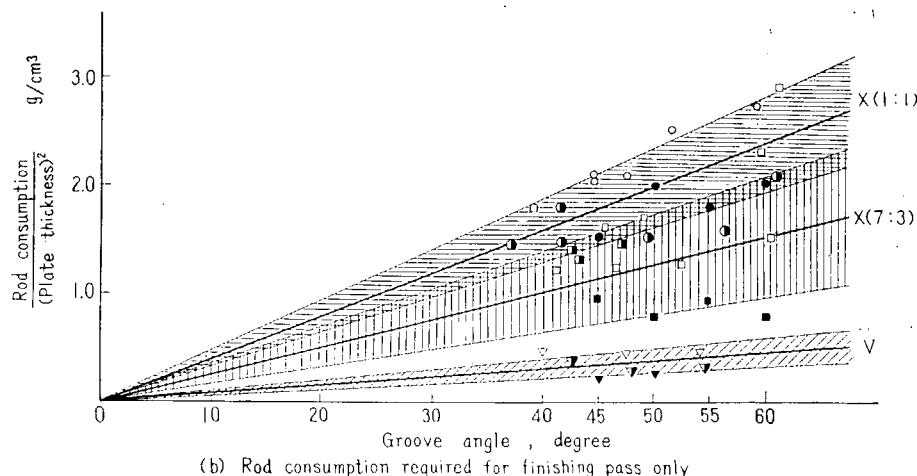
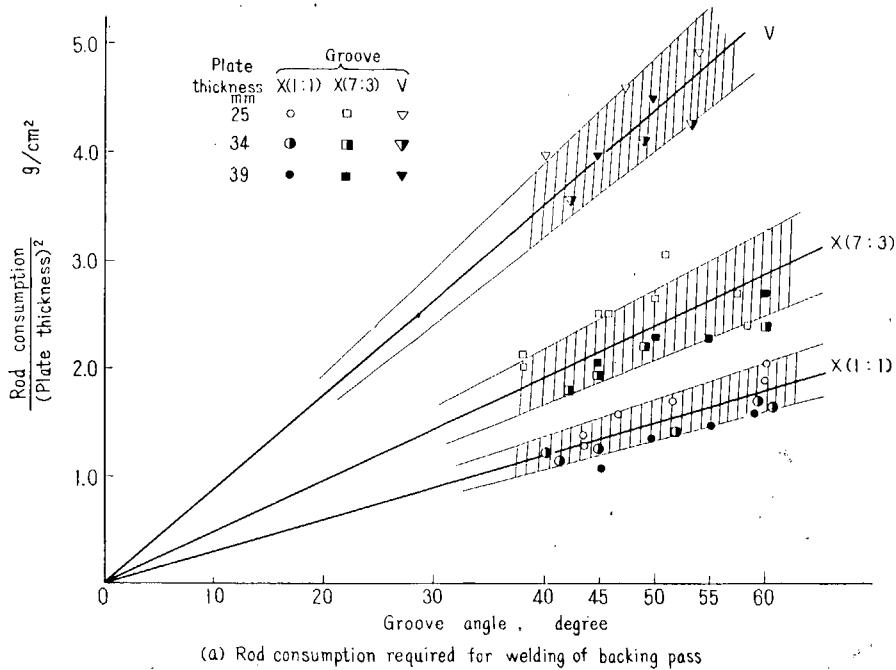


Fig. 4·10 Relation between Rod Consumption and Groove Angle

(b) のようである。(a) は表溶接の場合であり、(b) は裏溶接の場合である。図のように表溶接では開先形状の差が判然としていて、かつ実験値のはらつきが少いが裏溶接では V 型を除いて実験値のはらつきが多い。これは(1) 角変形の項で述べたように角変形により表初層部にクラックが入り、これを裏はつりではつる量がばらつくためである。Fig. 4·10 (a) (b) の実線はそれらばらつきの平均値を表わしたものである。これら実線の表わす傾斜から実験式を求めると

#### 張溶接の場合

$$V \text{ 型の心線消耗量 (g/cm)} = 0.088 \cdot h^2 \cdot \alpha$$

$$X(7:3) \text{ 型 } " = 0.048 \cdot h^2 \cdot \alpha$$

$$X(1:1) \text{ 型 } " = 0.030 \cdot h^2 \cdot \alpha$$

裏溶接の場合

$$V \text{ 型の心線消耗量 (g/cm)} = 0.007 \cdot h^2 \cdot \alpha$$

$$X(7:3) \text{ 型 } " = 0.025 \cdot h^2 \cdot \alpha$$

$$X(1:1) \text{ 型 } " = 0.038 \cdot h^2 \cdot \alpha$$

ただし  $h$ : 板厚 (cm)

$\alpha$ : 開先角度 ( $^\circ$ )

従つて全体としては

$$V \text{ 型の心線消耗量 (g/cm)} = 0.095 \cdot h^2 \cdot \alpha$$

$$X(7:3) \text{ 型 } " = 0.073 \cdot h^2 \cdot \alpha$$

$$X(1:1) \text{ 型 } " = 0.068 \cdot h^2 \cdot \alpha$$

いま  $X(7:3)$ ,  $X(1:1)$  型の心線消耗量と  $V$  型の心線消耗量の比をとり、開先形状の断面図から計算して求めた  $X(7:3)$ ,  $X(1:1)$  型の断面積と  $V$  型の断面積の比とを比較すると Table 4-5 のごとくである。

Table 4-5

Groove	Ratio of Rod Consumption	Ratio of Sectional Area of Groove (calculated)	Difference
V	1.000	1.000	
X(7:3)	0.770	0.645	0.125
X(1:1)	0.715	0.575	0.140

従つて心線消耗量は溶接断面に比例して  $V$  型,  $X(7:3)$  型,  $X(1:1)$  型の順に少くなるが、計算による断面比に比例した割合程は減少していない。その原因として裏はつりの量、裏溶接による角変形に伴う開先角度の開き、下向溶接と上向溶接との溶接棒の溶着効率の差、などが考えられる。

#### 4.7 開先形状の差異が継手の強度および韌性におよぼす影響

各種の開先形状によって機械的強度および韌性に差が生ずるかいなかを調べるために板厚 39 mm の試験材に対して溶接部の引張りおよび曲げ試験を行つたが、その結果を Table 4-6 に示す。表に示す

Table 4-6 Mechanical Test Results of Butt-Welded Joints of 39 mm Thick Plate

Groove	Groove Angle	Y.P. (kg/mm <sup>2</sup> )	T.S. (kg/mm <sup>2</sup> )	Location of Rupture	Result of Bend Test
X(7:3)	45°	27.7	46.9	Mother Plate	Good
"	50°	27.2	46.3	"	"
"	55°	26.7	45.7	"	"
"	60°	28.0	47.2	"	"
X(1:1)	45°	30.9	47.4	"	"
"	50°	32.0	47.9	"	"
"	55°	30.8	47.9	"	"
"	60°	30.5	46.8	"	"
V	45°	27.7	46.6	"	"
"	50°	26.4	47.3	"	"

ごとく開先形状（開先型、開先角度）の如何による差は認められない。また板厚 39mm, 34mm および 25mm について各種の開先形状のものについて全板厚の大型衝撃試験による切欠脆性試験を行つた。その結果の1例を示すと Fig. 4·11 (a) (b) のごとくであり各種開先形状による差は認められない。

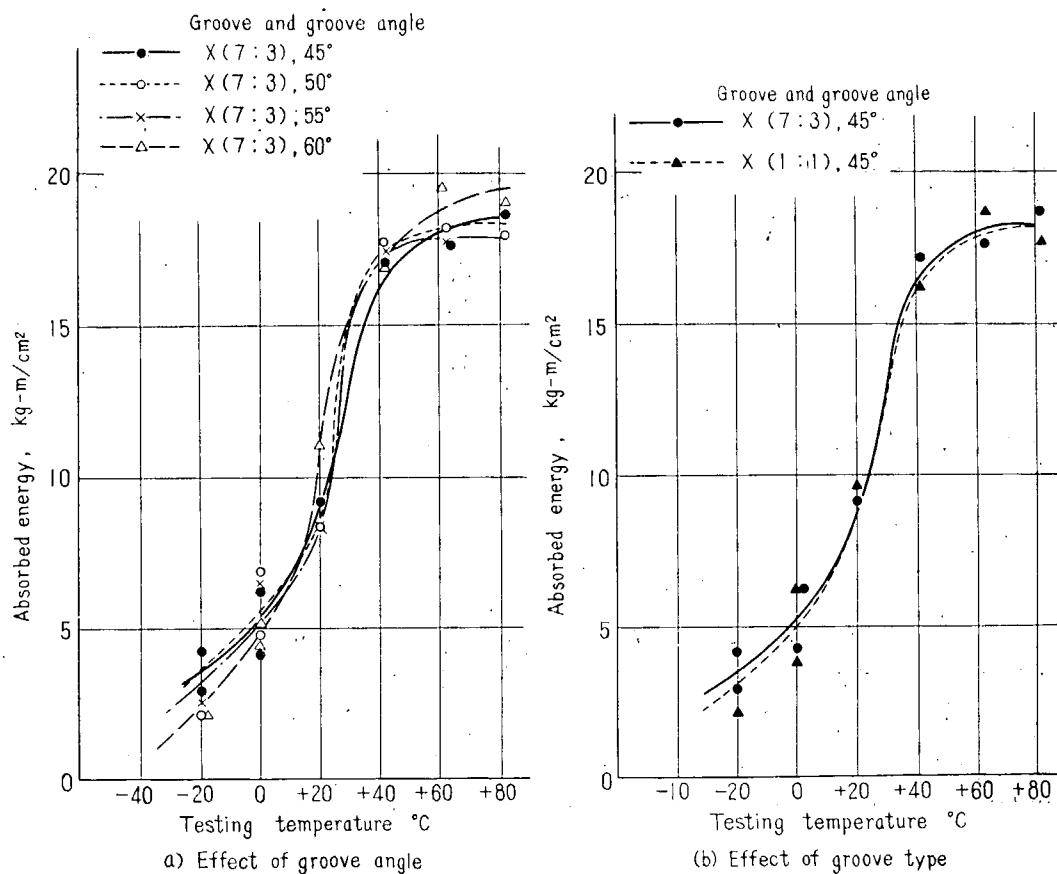


Fig. 4·11 Effect of Groove Angle and Groove Type on the Notch Toughness of Weld Metal  
(Thickness of plate 39 mm. Tests were made by large size impact testing machine.)

#### 4·8 結 論

板厚の手溶接の開先形状を選定するため板厚 39, 34 および 25 mm について各種開先形状について溶接を行い、角変形、横収縮、溶接作業時間、溶接棒消耗量、強度および韌性について調べた結果次のことがわかつた。

(1) 角変形ができるだけ少くするためには表溶接に要する心線消耗量と裏溶接に要する心線消耗量との比を Fig. 4·6 の曲線に沿うように板厚に応じて決めればよく厚板になるに従つてその比は小さい方がよい。例えば板厚 40mm 附近であれば開先形状 X 型の場合の上下の比を 4 : 6 にすればよい。しかし適当に拘束して行えば V 型でも十分角変形を許容される限度に抑制することができる。

(2) 横収縮の量は大体心線消耗量に比例しておりその量は次式で表わされる。

$$\text{横取縮量 } \delta = (0.277 - 0.026h^{3/2})w$$

ただしここに  $h$ : 板厚 (cm)

$w$ : 心線消耗量 (g/cm) である。

(3) 溶接作業時間については同一の溶着量を溶接するためには上向溶接は下向溶接の約 2.5 倍の溶接時間を必要とするので、上向溶接の量ができるだけ少なくした方がよい。従つて溶接作業時間を少なくするためには開先形状としては V 型が一番よく X 型についてはその下向、上向の比が大きい程よい。

(4) 溶接棒の消耗量は開先形状の断面積に大体比例しているが、裏はつりの量、角変形の発生などにより、開先形状の断面積の比程は差が表われない。その量は次式で表わされる。

心線消耗量 g/cm

V 型の場合  $0.095 \cdot h^2 \cdot \alpha$

X (7 : 3) 型の場合  $0.073 \cdot h^2 \cdot \alpha$

X (1 : 1) 型の場合  $0.068 \cdot h^2 \cdot \alpha$

ただし  $h$ : 板厚 (cm)  $\alpha$ : 開先角度 ( $^\circ$ )

従つて X (1 : 1) 型の開先角度  $60^\circ$  の場合と開先角度  $45^\circ$  の V 型とでは心線消耗量は大差ないことになる。

#### (5) 強度および韌性について

強度および韌性の開先形状の如何による差は殆んど認められない。以上 (1)～(5) 項について実験結果を報告したが (1)～(4) 項からえた結果では開先形状の選定に当り相反する利害があり、例えば溶接時間を短縮しようとすれば溶接棒の消耗量が増すことになり、角変形を小にしようとすれば溶接時間が増し、しかも溶接棒の消耗量も増すようになる。ただどの項にも共通して云えることは開先角度をできるかぎり小さくするのがよいということである。従つて開先角度をできるかぎり小さくして (3) (4) 項の経済性と、(1) (2) 項の作業性を考慮して適当な開先形状を選ぶのがよいと考えられる。

## 第5章 厚板溶接継手の強度に関する研究(その1)

### —溶着金属、熱影響部、脆化領域等が脆性破壊の伝播におよぼす影響—

#### 5.1 緒 言

溶接構造物の脆性破壊の問題を解決するには、鋼材そのものの切欠脆性の研究と併行して、溶接接手近傍の脆性破壊の研究を同時に実施する必要がある。溶接構造物の脆性破壊伝播の事例を見ると概して溶接線を交叉して母材を伝播するものと、溶接線或はその近傍に沿つて伝播する2種類に大別せられる。このうち後者の場合を考えると、溶着鋼及び溶接熱影響各部は、母材原質部とは異った組織を呈するので伝播の様相も又異った特性を有するものと考えられる。超大型船に使用されんとする船体用厚鋼板の脆性破壊の伝播特性に関しては現在二段引張試験、S.O.D. 試験、Robertson 試験等によつて解明されつつあるが、溶着鋼、溶接熱影響部、脆化領域等溶接接手各部の特性に関しては未だ明かにされていない。本実験は、まずこの問題の解明に関する手掛として、比較的 Brittle な Semi-Killed 鋼及び Notch Tough な 2H 鋼の溶接接手各部について、Van Der Veen 試験及び工業的試験法として一般に用いられる V 切欠標準 Charpy 試験を行い、主として脆性破壊の伝播停止遷移温度に関連のあると考えられる夫々の破面遷移温度  $T_H$  および  $T_{RS}$  を求め溶着鋼、熱影響部、脆化領域等における脆性破壊の伝播に関する特性を母材原質部と対比して評価しあわせて手溶接接手及び自動溶接接手に関しても比較を行わんとするものである。もとよりこの実験のみにてこの問題を解明し得べくもなく引続き大型広巾引張試験等を実施中であるが本報告はその予備実験としての結果を取りまとめたものである。

#### 5.2 実験要領

##### (1) 供試鋼板

供試鋼板は、Brittle な材料として特に Roll した板厚 25 mm の Semi-Killed 鋼及び Notch Tough な焼入焼戻の調質処理を行つた板厚 20 mm の 2H 鋼の2種を使用した。化学成分及び機械的性質を夫々 Table 5.1 および Table 5.2 に示す。

##### (2) 溶接条件

供試の溶接接手は巾狭い熱影響部の各姿質層を、板厚方向全断面に直線的に分布せしめるために特に K 型の開先を用いて溶接を行つた。自動溶接接手および手溶接接手の開先形状および溶接条件を

Table 5.1 Chemical Composition of Steels tested

Kinds of Steel	Chemical Composition (%)									Heat Treatment
	C	Si	Mn	P	S	Cu	Ni	Cr	Mo	
Mild Steel	0.22	0.06	0.46	0.010	0.018	0.017	--	--	--	As Rolled
2H Steel	0.11	0.44	1.26	0.012	0.010	0.23	0.12	0.06	0.03	Quenched & Tempered

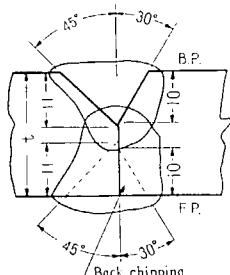
Table 5.2 Mechanical Properties, Grain Size and Hardness Max. of Steels tested

Kinds of Steel	Mechanical Properties			Grain Size No.		Hardness (Max.)
	$\sigma_y$ (kg/mm <sup>2</sup> )	$\sigma_B$ (kg/mm <sup>2</sup> )	Elongation (%)	Austenite	Ferite	
Mild Steel	26.2	43.4	33.0	2.5	6.5	230
2 H Steel	50.9	59.8	23.0	5.5	—	276

Table 5.3 に示す。自動溶接は船体建造において一般に用いられる 2 層盛溶接を行い、手溶接では、予め切欠を入れる側の開先に、ビードによる肉盛を行い、K 型開先を X 型開先に補修を行つてから本溶接を行つた。自動溶接の心線、フラックスの組合せは軟鋼には No. 36 と #80, 2 H 鋼には No. 40 と #80 を、手溶接の溶接棒は軟鋼には神鋼 B 17, 2 H 鋼には神鋼 LB 62 を使用した。予熱後熱処理は行つていない。

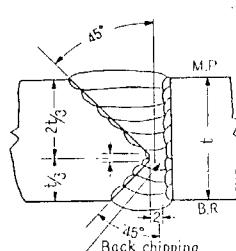
Table 5.3 Welding Condition of Joints tested

(1) Automatic Welding Condition of joint



Kinds of Steel	Plate Thickness	Pass	Amp.	Volt	Speed (in/min)	Combination of Rod and Flux
Mild Steel	25 mm	F. P.	1100	34	14	Oxweld No. 36 Rod
		B. P.	"	"	"	X Unionmelt #80
2 H Steel	20 mm	F. P.	1050	"	"	Oxweld No. 40 Rod
		B. P.	"	"	"	X Unionmelt #80

(2) Manual Welding Condition of joint



Kinds of Steel	Plate Thickness	Pass	Amp.	Volt	Speed (mm/min)	Electrode
Mild Steel	25 mm	M. P.	170~190	22~24	100~150	Sinko B 17
		B. R.	"	"	"	4φ
2 H Steel	20 mm	M. P.	"	"	"	Sinko LB 62
		B. R.	"	"	"	4φ

(3) 溶接継手の切欠位置決定

溶接熱影響部は、入熱量の大小によって変質層の巾の差とあれボンドから母材原質部に至るまで溶接熱サイクルの最高加熱温度および変態領域における冷却速度の差異によって、連続的に変化する様々の組織を示す。そこで Van der Veen 試験片の切欠位置決定の為に、各鋼種各溶接接手の横断面についてあらかじめ、

(i) ピッカース硬度分布試験 (Fig. 5.1 参照)

(ii) 連続顕微鏡組織試験 (倍率 100)

(iii) 0°C におけるシャルピー脆化領域試験

の各試験を行い、軟鋼および 2 H 鋼の溶接継手について切欠位置を夫々次の 4 個所に決定した。すな

- 軟鋼 (a) 溶着鋼中心部  
 (b) ボンド  
 (c) 脆化領域  
 (d) 母材原質部

- 2 H 鋼 (a) 溶着鋼中心部  
 (b) ボンド  
 (c) 軟化部  
 (d) 母材原質部

である。両者の切欠位置の相異する所は軟鋼の脆化領域と、2 H 鋼の軟化部であるが、後者の 2 H 鋼は特に切欠韌性に富むために脆化領域らしきものが見当らず逆に最高加熱温度が  $A_1$  変態点付近に達し、Sorbitic な組織が崩れた所に軟化という特有の現象を示すので、特にその個所を選んだものである。Bond は文字通り溶着鋼と熱影響部の境界線を意味するがこの境界線にピッタリと切欠を入れることは技術的に困難をともなうので境界線より少し熱影響部側にずらして、結晶粒の粗大化した Widmanstätten 組織に切欠を入れることとした。拘束された溶接継手の亀裂がよくこの組織に発生

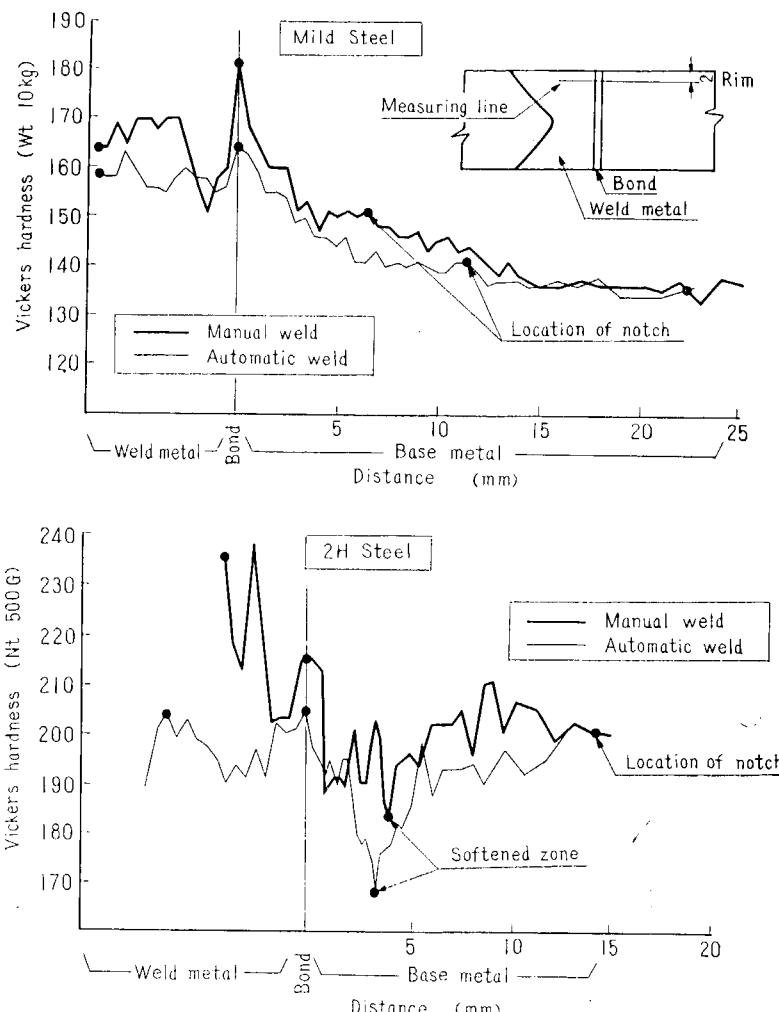


Fig. 5-1 Comparison of Hardness Distribution between Manual Welded Joint and Automatic Welded Joint

し、且つ成長する事例から見て妥当なものと考えられる。

#### (4) Van der Veen 試験要領

試験片の形状は Fig. 5・2 に示す如く、試験片中央部に溶接継手を有する標準型のものである。溶着鋼の余盛は板厚に等しく面一に切削した。溶接継手はすべて一旦断面をマクロエッチして夫々前節に記した4個所の切欠位置をボンドを基準として書きいておき、1% Cr 鋼を  $45^\circ$  の角度に鋭く研磨したナイフエッヂにて、3 mm の深さに押込んで形成した。切欠のプレスは 10 t アムスラー試験機にて行つたが切欠底部の半径は 0.004 mm 以下であった。また時効の影響をなくするために破壊試験は切欠をプレスしてから 2 時間以内に行つた。

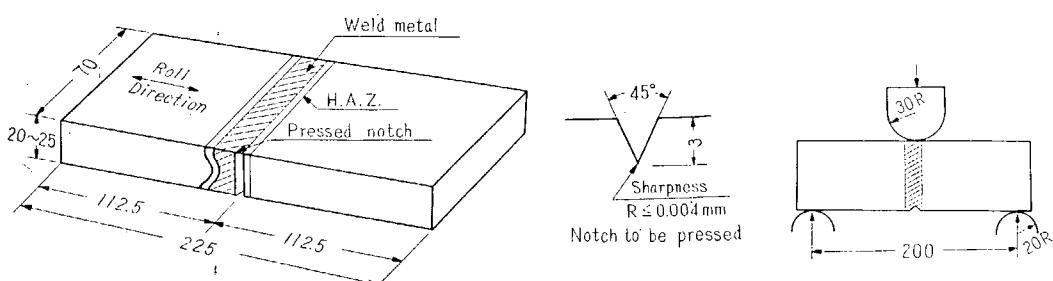


Fig. 5-2 Van der Veen Test Specimen for Welded Joint

Fig. 5-3 Procedure of Van der Veen Test

試験片は試験温度  $0^\circ\text{C}$  以下はドライアイスアルコール溶液槽を、それより高い温度は水槽を用いて予め所定の温度に 10 分以上保つて置き、試験直前に横より取出し直ちに試験を開始した。試験片は Fig. 5-3 に示すように、切欠を下にして 200 mm の距離を保つた半径 20 mm の 2 個の支点で支え中央を直径 60 mm の荷重ロールで押し曲げた。荷重速度は大体  $20 \text{ mm/min}$  を保つようにした。

### 5・3 試験結果および考察

#### (1) 溶接継手各部の V 切欠 Charpy 試験結果

Van der Veen 試験結果と比較するため軟鋼および 2H 鋼の自動溶接継手および手溶接継手の溶着鋼、Bond、脆性領域または軟化部、および母材原質部の夫々 4 個に V 型切欠を入れた標準 Charpy 試験を最低  $-90^\circ\text{C}$  最高  $80^\circ\text{C}$  の温度範囲にて行い、これらの溶接継手各部の延性遷移温度 ( $\text{Tr}_{15}$ )、破面遷移温度 ( $\text{Trs}$ ) を求めた。これらの試験結果を総括したものを Fig. 5-4 に示す。

Fig. 5-4 において Charpy 試験による溶接継手各部の Ductility 遷移温度  $\text{Tr}_{15}$ 、Fracture 遷移温度  $\text{Trs}$  および  $0^\circ\text{C}$  における比吸収 Energy  $E_a$  を比較すると次のことが明かとなる。

- 自動溶接継手の溶着鋼の  $\text{Tr}_{15}$  および  $\text{Trs}$  は、Notch Tough な 2H 鋼と Brittle な軟鋼とを比較して共にその差は認められず、構造用鋼の鋼種によつて余り影響を受けないようである。
- 自動溶接継手の Bond についても同様であり、2H 鋼の Bond の  $\text{Trs}$  は却つて Brittle な軟鋼の Bond より高温側にある。これは自動溶接による入熱量が大きいため調質鋼のこの部分における Low Carbon Martensite の生成が阻止せられたためと考えられるので、溶接条件の選定には注意を要する。
- 2H 鋼の軟化部は母材原質部の Sorbitic な組織が失われても尚且つ母材に劣らぬ良好な切欠

韌性を有することが判る。一方軟鋼の熱影響部と母材原質部との間を占むる領域は著しく脆化せられ、母材に比べて  $T_{R15}$  及び  $T_{RS}$  共に約  $20^{\circ}\text{C}$  も上昇している。

(d) 手溶接継手の溶着鋼について低水素系の溶着鋼はイルミナイト系にくらべて、Energy Level が高く且つ  $T_{R15}$  は著しく低温側ではあるが破面遷移温度  $T_{RS}$  には大差が認められない。

## (2) 溶接継手各部の Van der Veen 試験

軟鋼および 2H 鋼の自動溶接継手および手溶接継手の各部に関し各温度について最大荷重時における試験片の撓み量 (Deflection at Max. Load) および切欠底部からの剪断亀裂の伸びた長さ (Depth of Fibre) をプロットした。その結果溶着鋼や Bond に切欠を入れた試験片においては、これらの部分の体積が少ないために塑性変形の受け方が少なく、したがつて撓みが少ない。そこで延性遷移温度  $T_1$  (Deflection at Max. Load=6 mm の温度) は保留して、破面遷移温度の温度  $T_H$

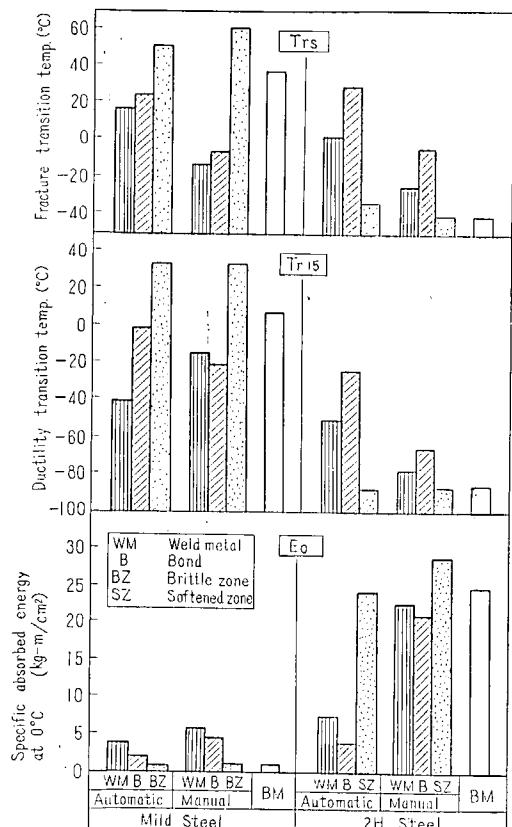


Fig. 5-4 Summary of Standard V-Notched Charpy Impact Test of Automatic and Manual Weld Joints. Showing the Effect of Welding Procedure on its Notch Toughness

の温度) は保留して、破面遷移温度の温度  $T_H$

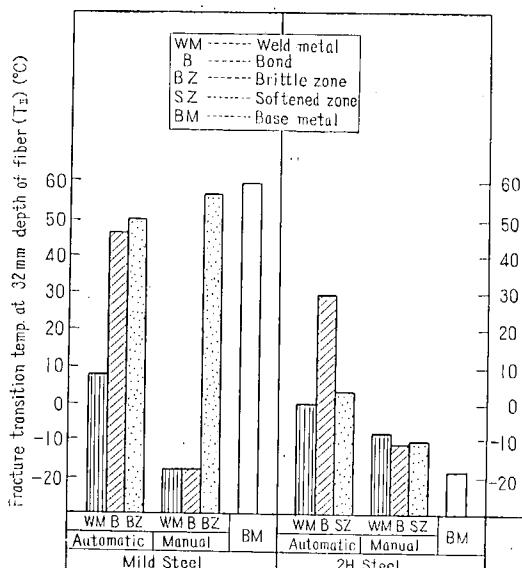


Fig. 5-5 Comparison of Fracture Transition Temperature ( $T_H$ ) by Van der Veen Tests for Various Welded Joints

(Depth of Fibre=32 mm の温度) のみを比較すると Fig. 5-5 のようになる。

Fig. 5-5 によると、前述の Charpy 試験結果に比べて特に次の事項がその様相を異にしている。すなわち、

(a) 2H 鋼の自動溶接継手における Bond の脆化が Charpy 試験よりも顕著に現われており、更に軟鋼の自動溶接継手における脆化領域の Fracture 遷移温度も溶着鋼のそれに較べて著しく上昇している。

(b) 2H鋼の軟化部のFracture遷移温度は比較的低温であつたが、Van der Veen試験においては溶着鋼のそれと大差が見られなかつた。

(c) 低水素系溶着鋼のFracture遷移温度はイルミナイト系溶着鋼に較べて逆に上昇した。等である。此處において、Charpy試験のFracture遷移温度( $T_{II}$ )とVan der Veen試験のFracture遷移温度( $T_{II}$ )とを比較して見るとFig. 5・6の如くになる。一般にCharpy試験の $T_{II}$ とVan der Veen試験の $T_{II}$ との間には略一定の関係があると云われているが、溶接継手近傍の如き非均質な材料に関してはそこに一定の関係を求めるることは稍々困難ではないかと考えられる。すなわち、図から明かな如く性質の夫々異なる溶接継手各部のFracture遷移温度の表示に関し、Brittleな軟鋼ではVan der Veen試験の方がその差を大きく表わし、Notch Toughな2H鋼では逆にCharpy試験の方がその差を大きく表しているが、これらの関係については今の所明瞭な解釈が得られず今後の検討に譲る。

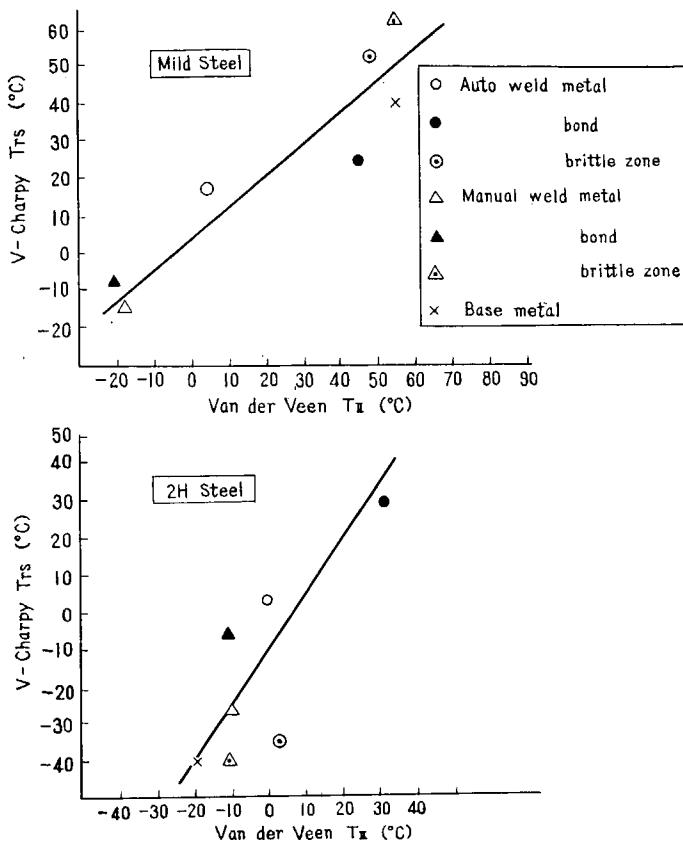


Fig. 5-6 Relation between  $T_{II}$  (Van der Veen Test) and  $Trs$  (Charpy Test)

#### 5・4 結論

以上において軟鋼及び調質鋼の自動溶接および手溶接の継手各部の切欠韌性について、Van der Veen試験およびV切欠Charpy試験を行い、溶着鋼、熱影響部、脆化領域等が脆性破壊の伝播に

およぼす影響について、主としてこれに関連があると思われる。Fracture 遷移温度  $T_{II}$  (Van der Veen 試験) および  $T_{RS}$  (Charpy 試験) の両者に関し検討を行つた結果をまとめると大略次の如くである。

- (1) 自動溶接は手溶接に較べて Bond 付近の Fracture 遷移温度を上昇せしめる。特に調質鋼においてはその傾向が著しく溶接条件の選定に注意を要する。
- (2) 軟鋼溶接継手においては溶接熱影響部と母材原質部の間に脆化領域を示し、Fracture 遷移温度を著しく上昇せしめる。調質鋼の溶接継手においてはこの傾向は認められず、却つて  $A_1$  変態点付近に達する熱サイクルを受けた軟化部付近の切欠靱性は良くなる傾向にあるようである。
- (3) 自動溶接の溶着鋼の Fracture 遷移温度は鋼種或いは心線とフラックスの組合せ等により大きな影響を受けないようである。
- (4) 手溶接の溶着鋼に関して、低水素系溶接棒による溶着鋼は、イルミナイト系のそれに比し、Ductility 遷移温度は低温側にあるが Fracture 遷移温度には大差が認められない。
- (5) 2層盛自動溶接の溶着鋼は多層盛手溶接のそれと較べて、明かに Ductility 遷移温度および Fracture 遷移温度が上昇する傾向にあるが、これを以つて、直ちに構造物脆性破壊の危険性を論ずべくもなく、これが評価に関しては検討を行う必要がある。

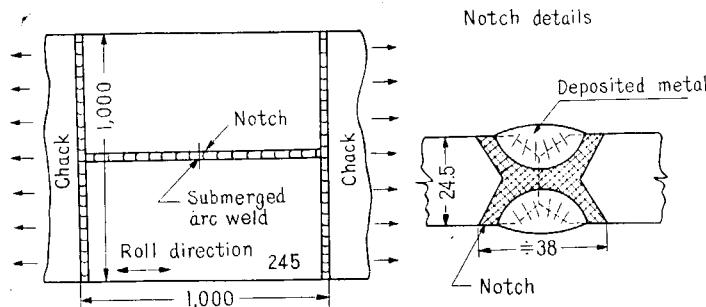
## 第6章 厚板溶接継手の強度に関する研究（その2）

### — 残留応力が脆性破壊の発生と伝播におよぼす影響 —

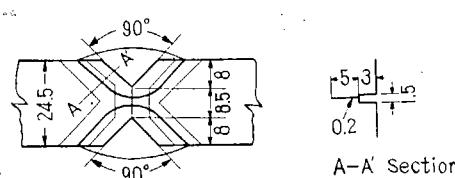
#### 6・1 緒 言

脆性破壊には破壊に要するエネルギーが少いことや破壊の進行速度が著しく速いことなどの特徴があるが、低い応力下において実際の事故が生じているということも一つの著しい特徴であつて材料の降伏点よりかなり低い応力（例えば  $7\sim10 \text{ kg/mm}^2$ ）において実際の船舶や Oil Tank 等に脆性破壊が生じている。したがつて如何なる機構によつてかかる低応力下の破壊が生ずるかという問題は脆性破壊に関して基本的に重要な問題である。一方溶接には残留応力の発生をともなうが、残留応力が構造物の強度にどのような影響を与えるかということは溶接界にとつて多年の懸案となつてゐる重要な問題である。構造物が延性破壊をする場合には残留応力の影響は殆どないが、脆性破壊には悪影響を与えるおそれがあり、溶接部およびその近傍に生じた高い引張の残留応力は上記の低応力下における脆性破壊の重要な因子となる可能性がある。この可能性は最近英國で行われた実験からある程度推察することができるが、英國での実験では低応力下で破断を生じたのは唯一例に過ぎず、実験結果に対する説明にも独創的な点が多いのでここに以下の実験を試みた次第である。

A) Test specimen



B) Shape of notch and joint preparation



C) Welding condition

Amps	Volts	Speed( $\text{in}/\text{min}$ )	Rod dia(in)
750	33	12	$1/4$

Fig. 6-1 Specimen

- Note: (1) First Notch (1.5 mm breadth) is filled by Carbon Power before Welding  
(2) Same Welding Conditions are used in Both Sides of Bevel  
(3) Flux and Rod Flux: Unionmelt #20, 20×D Rod: Oxweld No. 36

## 6・2 実験要領

(1) 試験片：試験片は Fig. 6・1 に示すような  $1000 \times 1000 \times 24.5$  mm の突合継手で、溶接部の中央横方向に予め短かい切欠をつけた状態で溶接し、これについて長手方向の引張試験を行つた。切欠形状の詳細は図に示す如くで、所定開先をとつた後、巾 1.5 mm、深さ 3 mm の切欠をつけ、更にその先に巾 0.2 mm、深さ 5 mm の鋭い切欠をつけた。溶接はユニオンメルト溶接によつたが、切欠部の溶着金属の韌性を低下させるため、巾 1.5 mm の第 1 段切欠には炭素粉末を珪酸ソーダで囲めたものを挿入した。溶接条件は第 1 段の切欠を丁度溶け込ますように選んだ。

(2) 材料：材料としては切欠韌性の劣つた材料を特にえらんで使用した。使用した材料は厳密には A, B, C 3 種類であるが、A, B 材は Same Charge で Roll の異なるものであるので同一のものとして取扱つた。これらの材料の性質を Table 6・1 に示す。

Table 6・1 Properties of Materials tested

### (1) Chemical Composition

	Chemical Composition % (check analysis)					Character of Steel Making			
	C	Si	Mn	P	S	Kind of Steel	Roll Finish Temp. °C	Ferrite Grain Size	Austenite Grain Size
A	0.24	Trace	0.49	0.022	0.022	Rimmed	1120	6~6.5	1.
B	0.28	Trace	0.50	0.023	0.034	Rimmed	1140	6~6.5	1.5
C	0.21	0.04	0.42	0.016	0.020	Semi-Killed	1030	6.5	2.5

Note: Steels "A" and "B" are made from steel of same charge.

### (2) Mechanical Property and Notch Toughness

	Mechanical Property			Notch Toughness				Tipper Test
	Yield Strength kg/mm <sup>2</sup>	Ultimate Strength kg/mm <sup>2</sup>	Elongation (G. L. = 50 mm)	V-Charpy Test				
				Energy Abs. at °C	15 ft-lbs Trans. Temp. °C	Shear Trans. Temp. °C	Shear Trans. Temp. °C	
A	22.4	46.2	33	1.0	22	50	39	
B	23.9	46.3	36	1.1	24	55	46	
C	23.5	41.1	34	1.5	8	32	15	

(3) 試験機その他：試験機としては鉄道技術研究所與銅構造実験所所在の大型試験機（容量：引張 1500 T）を用いた。脆性破壊においては亀裂の伝播速度が極めて速く、試験片に蓄えられた弾性エネルギーが破壊の伝播に重要な役割を演ずる。そのため試験片を充分大きなチャック板に溶接し、試験片に充分な弾性エネルギーを蓄積するようにした（引張の際の試験機のピン用距離：10m）試験片の温度はドライアイスとアルコールの混合液を入れた容器 4 個で試験片の周囲をかごむことによつて所定の温度を得た。但し  $-40^{\circ}\text{C}$  以下の低温ではこの外に冷却したアルコールを直接試験片に注ぐ方法を併用した。また常温以上の高温に対しては赤外線ランプにより照射する方法をとつた。温度測定は鉄-コンスタンタン熱電対 ( $0.3 \text{ mm} \phi$ ) によつた。

(4) 予備実験：本実験に先立つて長さ 700 mm、巾 400 mm の接手について予備実験を行つた。材料は C 材を用いた。切欠の形状も本実験と略々同じであるが、第 2 段の鋭い切欠の深さは 3 mm とした。試験はこのため製作した容量 200 ton の引張試験装置を行つたが、破断強度の高いと思われる試験片の場合は試験装置の関係からその巾を約 300 mm まで減少させた。

Table 6-2 Summary of Test Results

Material	Spec. Code No.	Length of Crack after Welding mm	Length of Partial Fracture <sup>1)</sup> mm	Temperature °C			Mean Stress <sup>2)</sup> kg/mm <sup>2</sup>		Mode of Fracture and etc. <sup>3)</sup>
				Set	Partial Fracture	Comp. Fracture	Partial Fracture	Comp. Fracture	
Material A & B	A B 2 <sup>4)</sup>	—	81	42.4	39.8	38.0	21.4	>31.2 <sup>4)</sup>	Shear Fracture
			155 <sup>1)</sup>		15.2		3.7		
	A 7	—	258	15.1	15.3	15.3	23.1	24.3	M
	B 8	—	—	-6.0	—	-3.2	—	24.8	H
	B 12	—	372	-16.6	-15.0	-14.4	6.0	24.2	M
	B 11	—	—	-24.2	—	-22.6	—	8.4	S
	B 9	—	—	-33.7	—	-31.0	—	8.2	S
	B 14	—	303	-45.6	-42.7	-39.5	3.5	24.6	M
			181 <sup>1)</sup>				23.0		
	A 3	172	312	33.3	31.8	31.8	23.9	27.4	H
	A 4	135	198	12.1	12.7	12.8	22.5	23.8	H
	A 6	114	—	-23.1	—	-17.8	—	24.9	H
	A 2	140	—	-25.2	—	-21.8	—	24.2	H
	A 1	130	—	-53.1	—	-48.0	—	6.7	S
	B 13	133	—	-61.1	—	-55.8	—	24.0	H
	A B 1	137	367	-71.2	-69.7	-69.5	2.3	11.2	Fracture at Low Stress Level in Multiple Stage
Material C	C 6 <sup>5)</sup>	—	—	25.2	—	26.7	—	>34.3 <sup>5)</sup>	Shear fracture
	C 4	—	182	-7.8	-7.5	-6.2	5.6	23.3	M
	C 8	—	—	-21.7	—	-20.0	—	20.1	S
	C 5	—	283	-24.7	-23.4	-21.8	4.2	25.7	M
	C 9	—	175	-40.3	-38.0	-36.5	4.5 <sup>5)</sup>	21.8	M
	C 2	—	—	-47.3	—	-45.3	—	4.5	S
	C 7	—	290	-66.0	-63.3	-61.1	3.5	23.5	M
(Preliminary Test)	U 6	—	—	17.5 <sup>6)</sup>	—	—	—	27.5	H
	U 5	—	—	-10.5	—	—	—	17.8	S
	U 1	—	—	-22.5	—	—	—	15.2	S
	U 3	—	—	-54.0	—	—	—	8.0	S
	U 2	119	—	-20.0	—	—	—	26.8	H
	U 4	110	—	-53.0	—	—	—	5.6	S
	U 7	—	—	-54.9	—	—	—	29.1	H (Mechanically stress relieved)

Note: 1) Partial fracture: Partial fracture occurred in twice in specimens. A 2 & AB 1.

2) Mean stress: Mean stress is calculated in the following manner, where,

$$\sigma = \frac{P}{l(B-l)} \quad P: \text{Load at fracture}, t: \text{Original plate thickness}, \\ B: \text{Initial breadth of specimen}, \\ l: \text{Length of partial crack or crack after welding}.$$

3) Mood of fracture:

S: Single stage fracture at low stress level, M: Multiple stage fracture,

H: Fracture at high stress level.

4) Spec. AB 2: Partial crack of 81 mm long occurred in brittle manner at 525.0 ton load, and after then the specimen fractured in completely ductile manner. Fracture stress in the table (>31.2) was calculated from max. load equating  $P=702.8$  ton and  $L=81$  mm. The actual value of fracture stress may be much higher than the value listed, because the length of crack gradually increased in shear fracture.

5) Spec. C 6: Specimen fractured in completely ductile manner. The value of fracture stress in the table is calculated from max. load.

6) In the case of preliminary test the temperature measurement was conducted only at the beginning of loading.

### 6.3 実験結果

(1) 溶接による亀裂の発生: これらの試験片には母材としては切欠靱性の劣るものを用い、予め鋸い切欠がつけてあり、且つ切欠部の溶着金属の靱性を低下させるために切欠部分には炭素粉末を挿入するなどの方法を講じておるため試験前にすでに亀裂を生じている場合がかなりあつた。亀裂の発生した時期については詳しいことは分らないが、溶接後相当時間を経過した後に発生することが多かつたようである。チャックの溶接中に亀裂を生じた場合もかなりあつた。

亀裂は切欠から溶接と直角方向にのび、その長さは 140 mm 内外であつた。これはこの程度まで伸びると残留応力が解放されるからであると考えられる。

(2) 破断応力: 各試験に対する試験温度、破断時の応力などのおもな測定事項を Table 6.2 に示す。

また各試験片に対する温度は破壊応力との関係を Fig. 6.2 に示す。C 材については予備実験の結果も同じ図にプロットしておいた。試験片の破断様式は試験温度および初期亀裂の状況によって著しく異なるが、大要次の如くである。

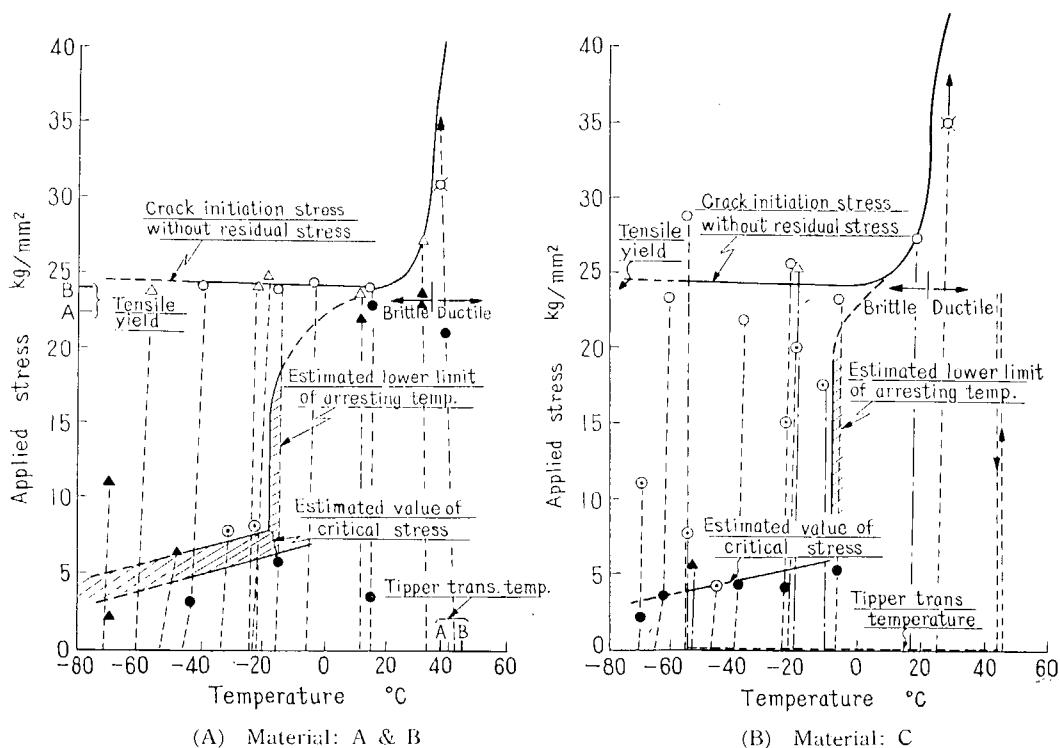


Fig. 6.2 Fracture Strength of Welded Plate

Note:

- …●…○ Stress at Partial Fracture (●) and Complete Fracture of Specimen without Crack after Welding
- …▲…△ Stress at Partial Fracture (▲) and Complete Fracture of Specimen which contains Spontaneous Crack after Welding

○, △: Single Stage Fracture (including multiple stage fracture under 20 kg/mm<sup>2</sup> applied stress)

○: Fracture in Ductile Manner

Data connected by chain lines belong to preliminary test.

まず高温においては剪断破壊をするので破断強度は著しく高い。ある温度より低温では脆性破壊を生ずるが、これには大別して次の種類がある。

(1) 低応力下における一段破壊 (Single Stage Fracture at Low Stress Level): 降伏点以下低応力において亀裂を生じ一瞬にして試験片全巾に亘つて破断を生ずるもの。この種の破壊は亀裂発生応力がある程度より以上高い場合に生ずる。

(2) 多段破壊 (Multiple Stage Fracture): (1) よりも低い応力 (大約 3~6 kg/mm<sup>2</sup>) において亀裂を生ずると亀裂はある長さ進展しただけで一旦停止し一部分破壊 (Partial Fracture), かなり高い応力に達して後に亀裂が再び進展して破断に至るもの。

(3) 高応力下の破壊 (Fracture at High Stress Level): 降伏点程度の高い応力において破壊するもの。この場合詳しく初期亀裂の進展がみられず、いきなり Single Stage で破断するものと, Pre-existing Crack から一旦亀裂が進展し停止するという Multiple Stage のものとがある。しかし Multiple Stage の場合においても前述の (2) にくらべると亀裂発生時の応力は遙かに高く、発生する亀裂の長さも遙かに短かく前述の (2) とは状況が著しく異なつてゐる。

今回の実験の第1目的は低応力下における脆性破壊を実験室において再現させることであるが、今回実施した本実験では21枚中6枚、予備試験で6枚中4枚が降伏点以下の低応力において破断した。したがつて溶接構造物がこのような状態におかれた時は降伏点よりかなり低い応力を静的に受けるだけで脆性破壊を生じ、一瞬にして破断しうることが分つた。かかる低応力下の破壊を起す温度範囲に關しては図から明らかなように Wells の場合と異なつてかなり広い範囲に亘つていた。溶接によつて亀裂を生じたものと然らざるものとの間には顕著な差がみられた。高温で剪断破壊を生じた場合では両者には大きな差はないと考えられるが、脆性破壊を生じた温度範囲では亀裂の有無によつて結果は著しく異なつてゐた。溶接の際亀裂を生じなかつた試験片では上記の3つの破壊様式のいずれもがあらわれていたが、溶接によつて亀裂を生じたものでは High Stress Level で破壊を生じた。これは亀裂の発生のため残留応力が除去され、ただの切欠試験片と同じ状態になつたからであると考えられる。しかし遙かに低温になると様子が異なり、亀裂を生じた試験片においても Low Stress Level での破壊がみられた。

(3) 破断面の状況: 破断は切欠あるいは亀裂から発生し、荷重方向に直角にはぼ直線的に走つてゐるが、破断面の状況は試験温度、荷重状態などによつて異なる。高温で実験を行つた剪断破壊を生じた場合では破面は板面に 45° をなし板厚および板巾の減少も著しい。遷移温度以下の脆性破壊を生じた場合では破面に直角で板厚の減少も殆どみられない。この場合常温程度では板縁 Shear Lip を生じていたが、0°C 以下のものではほぼ完全に脆い破面を示した。破面の様式は応力状態によつても著しく異なる。すなわち低応力で破断した破面は凹凸が少く、Chevron Pattern も不明瞭であるが、高い応力で破断した破面では凹凸が著しく、Chevron Pattern も明瞭に観察できる。溶接後の亀裂、部分破壊 (Partial Fracture) のいずれの場合でも一旦亀裂が停止した部分では局部的に剪断破壊を生じていた。これに反し低応力で亀裂が発生する場合には肉眼では発生部に剪断破壊を生じた部分が認められなかつた。

Multiple Stage Fracture および High Stress の破壊の場合は亀裂の先端のところで僅かではあ

るが板厚が減少し、同時に亀裂の先端を起点として試験片の表面に荷重と  $45^\circ$  の方向に Lüdes' lines が明瞭にあらわれる。よつてこの場合には破壊に先立つて General Yield を起していることが分る。

#### 6・4 考 察

前節で述べた如く試験片の破断強度は試験温度、溶接後の亀裂の有無によつて著しく異つてゐる。このような現象の起る機構については更に研究を要する点が多いが、次のような考え方によればその大要を説明することができる。

まず残留応力のない切欠試験片の破断強度曲線を概念的に描くと Fig. 6-3 の曲線 PQRS の如くであると考えられる。温度が  $T_1$  以上では剪断破壊をするので破断強度は高く、母材の引張強さに近い。 $T_1$  以下では脆性破壊をするので強度は低下するが、大体母材降伏点に近い。つぎに脆性破壊の伝播に要する応力と温度との関係を描くと UVW の如くで、ある温度  $T_2$  以下ではかなり低い応力で脆性破壊は伝播しうる。ここで切欠を持つた溶接接手の破壊強度を考えると、 $T_1$  以上の温度では接手の破断強度は高く、このような高い応力をうけた状態では初期に残留していた応力は接手の応力分布に殆ど影響を与えないから、残留応力の有無によつて試験結果は変わらない。 $T_1$  と  $T_2$  との間の温度では残留応力のある試験片では切欠の付近の応力が RS 線に達すると亀裂を発生しうるから、低い外力下で亀裂を生ずるか、亀裂伝播に要する応力が高いため亀裂はある長さ進展した状態で停止する。

一旦亀裂が停止すれば応力は再分布し、残留応力の影響は除去されるので試験片の終局的な破断強度は残留応力の存在によつて低下しない。すなわち残留応力があると低い応力において構造物に部分的な亀裂を生ずるが、構造物の Load Carrying Capacity は低下しない。

温度が  $T_2$  以下になると残留応力の存在は強度に重要な影響をもつようになる。残留応力のない試験片では外力の値が RS 線に達しないと破壊しない。これに対して残留応力のある試験片の場合は低いが外力下で切欠部分の応力が RS 線に達するのでここで亀裂を生ずるか、その時の遠方の応力が脆性破壊の伝播に要する応力 VW よりも高いか、低いかによつて現象は大いに異つてくる。この時の遠方の応力が VW 以下であれば亀裂はある長さ進展しただけで停止するが、一旦停止すると残留応力の影響は殆ど除去されるので結局は Applied Stress の値が RS 線に達した時に破壊する。これに対して全体としての応力が VW 以上であつた場合には一旦発生した亀裂は際限なく進展し、低応力下で Single Stage Fracture を生ずる。すなわちこの場合には亀裂を発生した応力の値如何によつて低応力での破壊を生ずる場合と、低応力で亀裂は生ずるが終局的な破断強度は低下しない場合との 2 者があらわれる。この両者のいずれが、どのような比率であらわれるかについては今後の研究に俟

(註)  $T_1$  と  $T_2$  とが如何なる関係にあるかはよく分らないが  $T_2$  が  $T_1$  以下にあると考えられるので一応図の如く描いた。

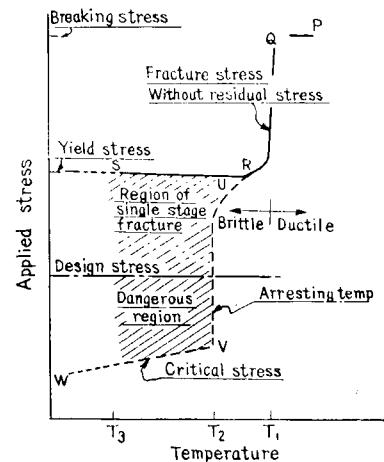


Fig. 6-3 Fracture Strength of Welded Joint and Effect of Residual Stress on It

たねばならないが、脆性破壊の発生および伝播に要する応力の位置関係（材料によつて異なる）、初期の切欠の長さ、残留応力の分布などによつて種々に変化し、これらの条件の如何によつてこの両者のいづれか、あるいは両者が混在して発生するものと思われる。なお一旦停止した亀裂の長さについては高い応力で亀裂を生じた場合ほど長い亀裂を生ずる傾向がみられた。温度が著しく低くなつた場合に残留応力のなくなつたと考えられる試験片に関して低応力での破断を生じたり、高い応力で破断したりするという現象がみられた。この理由はよく分らないが、次のようなことによるのではないかと考えている。すなわちこれは Ductility Transition とでも言える現象で、亀裂発生に要する応力の値は低温においても依然として高いが、ある温度以下では殆ど塑性変形を生ぜずに脆性亀裂を発生するようになるのではないかと思われる。そうすれば脆性亀裂の発生に要するエネルギーは急激に減少するから、例えは微少であつても残留応力のエネルギーが残つていたとか、何か少量の Disturbance が加えられると低応力で Single Stage Fracture を生ずるものと思われる。

しかしこの現象については更に研究を行つてみたいとはつきりしたことは言えない。以上の如く考えれば今回行つた実験結果を大体無理なく説明することができるが、この場合上述の考察に用いた脆性亀裂の発生および伝播に要する応力の特性は材料の固有な性質であり、残留応力をもつた接手の各荷重状態における応力の分布も一つの別の問題である。したがつて原理的にはこれらの個々の性質を知ることによつて今回の試験結果は演繹できる筈であり、この問題の根本的な解釈にはこれが必要である。よつて今後かかる方面的研究を実施する心算である。

なお翻つて考えるとこの種の実験は小規模な形で脆性破壊事故を実験室内で再現しているものと言つてよい。したがつてこの種の実験結果からそれに用いた材料について脆性破壊の発生および伝播の特性を検討することができると考えられる。亀裂発生に要する応力は溶接のみによつて亀裂を生じた試験片の破断応力あるいは一旦亀裂の停止した試験片の破断応力から直ちに求められる。

亀裂伝播の特性については伝播限界応力に相当するものが Single Stage Fracture を生ずる応力の下限ならびに Partial Fracture を生ずる応力の上限として求められる。また伝播停止遷移度に相当する温度は Single Stage Fracture を生ずる温度の上限として求めることが可能である。

今回の実験ではこれらの値を正確に求めるには試験片の枚数が足りないが、参考のため実験結果からこれを推定したものを図に描いておいた。伝播限界応力の方は大体の値が推定出来ると考えられるが、伝播停止遷移温度の方はその下限を推定するに止まつてゐる。なお材料の脆性破壊伝播特性を求める試験法には S.O.D. Test, 2 重引張試験などがあるが、これらによる結果との比較も今後研究すべき事項である。温度  $T_1$ ,  $T_3$  についても今後研究すべき点が多いが、 $T_1$  はいわゆる破面遷移温度 (Fracture Transition Temperature),  $T_3$  は延性遷移温度 (Ductility Transition Temperature) に相当するものと考えてよいであろう。

なお今回実施した鋼材に関しては上記  $T_1$  は Tipper 試験片の破面遷移温度とよく一致していた。以上のように考えれば実験結果を大体無理なく説明出来るが、残留応力は  $T_2$  以下の温度では構造物の Load Carrying Capacity に実質的に大きな影響を与え、残留応力は低応力下の脆性破壊の重要な因子の一つであると言える。すなわち構造物の設計応力が Fig. 6・3 の鎖線で示す如くである場合、温度と応力との組合せが図のハッチで示した状態で破壊が発生すれば低い応力下で構造物全体が瞬時

に破断するおそれがあるわけで、構造物にとつてはこの部分が一種の危険範囲であると言える。低応力下の脆性破壊を防ぐためにはこのような範囲を避けるように設計することが必要であるが、高温において高い応力をかけると残留応力が除去されるのでかかる破壊が防止される。C材について実験を行つた1例がFig. 6・2 (B) に示してあるが、高温(44°C)で降伏点近くの応力をうけた試験片を低温で実験したところ破断強度は高かつた。

## 6・5 結論

脆性破壊におよぼす残留応力の影響に関しては今後更に検討すべき点が多くあり、現在直ちに全般的な結論を下すことは早計であるが、従来までに行われた研究成果ならびに今回行つた実験結果を総合すると、試験温度ならびに応力状態に関連して残留応力の影響は次のような形であらわれるものと考えられる。

(1) 延性破壊をするような高い温度では破断強度は高く、残留応力は継手の破断強度に影響を与えない。

(2) 脆性破壊をする場合でも伝播停止遷移温度(Arresting Temperature)以上の温度では残留応力は継手の終局的な破断強度には影響を与えない。但しこの場合には高い引張の残留応力が存在する部分に鋭い切欠があると低い外力で部分的な破壊を生ずる。

(3) 伝播停止遷移温度以下では残留応力は破断強度に重要な影響をもつようになる。高い引張の残留応力が存在する部分に鋭い切欠があると低い外力下において脆性亀裂を生ずるが、その時の応力状態に応じて次の2つの現象があらわれる。亀裂発生時の外力の値が母材の伝播限界応力(Critical Stress)よりも低ければ破壊はある長さ進展して停止し、その亀裂から再び破壊を生ずるには降伏点程度の高い応力が必要である。これに反して、亀裂発生時の外力が伝播限界応力より高ければ発生した脆性破壊は際限なく進展し、接手は低い応力の下で瞬時に破断する。すなわちこの場合は残留応力が存在したために接手の強度は著しく低下する。なお温度が著しく低くなつた場合には残留応力が除去されたと考えられる亀裂を生じた試験片においても低応力下の脆性破壊がみられた。この原因については更に検討を要するが、Ductility Transitionとでも言えるような現象があるように見受けられる。

以上述べた如く、母材の韌性が乏しく、残留応力が存在し、切欠がこれに伴つている場合には静的に低い応力をかけただけで脆性破壊を生ずる場合があり、今回行つた実験においてもかなり多数の試験片にかかる低応力下の脆性破壊がみられた。したがつて溶接による残留応力はそれ自身の持つているエネルギーは少なくとも、これに溶接欠陥等の切欠が伴つた場合は脆性破壊の重要な因子となるおそれがある。

しかしこれらの破壊様式に及ぼす鋼材の材質、残留応力分布、各種施工法の影響などについては未解決の点が多いので今後これらの問題について研究を進めたいと考えている。

## 第7章 調質鋼溶接継手の強度に関する研究

### 7.1 緒 言

超大型船の建造には高張力鋼の使用が考えらる、特に調質鋼は最も有望なものであるが、調質鋼に溶接を行うと溶接熱のため、材質が軟化し継手強度が低下するおそれがある。そこで自動溶接および手溶接の場合について継手の引張試験を行い、その特性について検討を行なつた。

本研究においては2種類の鋼材について板厚を変えた場合の研究を行つたが、この研究と併行して当協会第36研究部会(HT 60厚板の溶接性及び加工性の研究)において試験片の板巾効果ならびに溶着金属の強度の影響について調査を行つたのでその結果と比較しつつ本研究の結果の概要を以下に述べる。

### 7.2 実験方法

試験材としては目標強度 $60\sim62 \text{ kg/mm}^2$ の材料(A4材)と $66\sim68 \text{ kg/mm}^2$ のもの(A5材)の2種類を使用し、夫々 $20, 25, 30, 35 \text{ mm}$ のものについて実験を行つた。これらの試験材の機械的性質をTable 7.1に示す。

実験は自動溶接および手溶接継手について行つたが、A4材板厚 $20 \text{ mm}$ の場合については第36

Table 7.1 Mechanical Properties of Steels used

Code of Steel	A 4				A 5			
	20	25	30	35	20	25	30	35
No.	A <sub>4</sub> 3	A <sub>4</sub> 5	A <sub>4</sub> 6	A <sub>4</sub> 8	A <sub>5</sub> 10	A <sub>5</sub> 11	A <sub>5</sub> 12	A <sub>5</sub> 13
Y.P. kg/mm <sup>2</sup>	52.1	50.7	53.5	51.8	59.3	60.8	59.9	60.1
T.S. kg/mm <sup>2</sup>	62.0	63.5	64.0	63.3	69.1	70.3	69.0	69.7
Elongation %	18.3	19.6	19.6	21.8	18.0	19.8	19.8	20.0

Table 7.2 Dimensions and Welding Conditions of Specimens

Code of Steel			A 4						A 5			
			A <sub>5</sub> Rolled		20		25 30 35		20 25 30 35			
Plate Thickness		Machined	18		23 28 33		18 23 28 33					
		Breadth/Thickness	1	2	3	4	6	10	6			
Base Metal			2	2	2	2	2	1	2	0	0	0
Transverse Joint	Automatic Welding	Rod and Flux for MS: (43×50)	2	2	2	2	2	—	—	—	—	—
		Rod and Flux for HT: (40×80)	2	2	2	2	2	2	2	2	2	2
	Manual Welding	Rod: LB 62	2	2	2	2	2	2	2	—	—	—
		Rod: LB 68	—	—	—	—	—	—	—	2	2	2
Longitudinal Joint	Automatic Welding	Rod and Flux for MS: (43×50)	0	1	1	1	1	0	—	—	—	—
		Rod and Flux for HT: (40×80)	0	1	1	1	1	0	—	—	—	—

研究部会において横継手のほかに縦継手についても実験を行い、さらに溶着金属の静的強度や試験片中の影響についての検討をも実施した。これらの実験条件を Table 7·2 に示す。

自動溶接においては A 4 材、A 5 材とも Oxweld #40 ( $1/4''\phi$ )、Grade 80 の組合せを用いたが、A 4 材 20 mm に対しては継手の強度に及ぼす溶着金属の強度の影響を検討するため、軟鋼用の Oxweld 43, Grade 50 の組合せのものも作製した。また手溶接においては A 4 材には LB 62, A 5 材には LB 68 を用いた。

これらの心線および溶接棒を用いた場合の溶着金属の機械的性質を Table 7·3 に示す。

Table 7·3 Mechanical Properties of Weld Metal

	Manual Weld		Automatic Weld	
	LB 62	LB 68	Oxweld # 40	Oxweld # 43
Y. P. kg/mm <sup>2</sup>	54.0	59.4	46.2	36.6
T. S. kg/mm <sup>2</sup>	63.3	68.0	61.9	47.1
Elongation (G. L. 2'')	29.2	28.0	18.0	25.3

### 7·3 実験結果

#### 7·3·1 降伏点および引張強さ

先ず第 36 研究部会において実施した実験の結果は Fig. 7·1 の如くで要約すると次のことが言える。

- (1) 母材: 降伏点、引張強さとも  $B/t$  によって特に値は変わらない。
- (2) 横継手: 溶着金属の強度の低い場合 (TAM) および軟化部の存在している自動溶接の場合

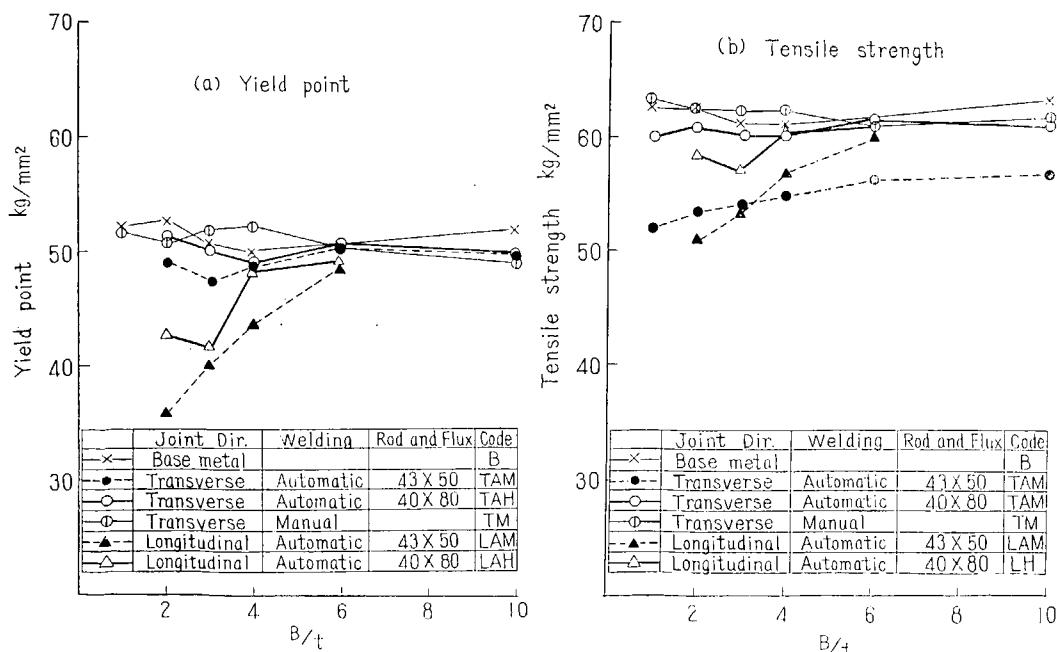


Fig. 7·1 Scale Effect of Specimen on Yield Point and Tensile Strength

(TAH) のように強度の低い部分を含む継手においては  $B/t$  の値が小さくなると強度が低下する。これは  $B/t$  の値が小さいと横方向の拘束の強度が減少し、強度の低い各部において横方向の変形が生じ易くなるからである。溶着金属と母材との強度の差の著しい条件 TAM ではこの効果が明瞭にあらわれているが、軟化部の存在が問題となつている条件 TAH ではこの効果は少く、降伏点では殆んど差がなく、引張強さに多少の効果が現われる程度である。 $B/t$  が 6 程度以上の場合は軟化部の存在による強度の低下は殆んど問題にならない。また供給熱量の少い手溶接では軟化の影響は殆んど現われない。

(3) 縦継手:  $B/t$  の値が小さい場合は強度の低い溶着金属および軟化部の影響があらわれて強度が低下するが  $B/t$  が 6 以上ではこの影響は殆んどなくなる。なお試験片の種別によつて、降伏現象の現れ方がかなり異り、母材および縦継手では降伏現象が明瞭に現われるが、横継手では不明瞭になる。特に溶着金属の降伏点の低い場合 (TAM) では降伏現象が殆んど判別できなかつた。これは溶着金属が低い荷重で降伏し、そこに変形が集中するため試験片全体に亘つて変形の急増という形の降伏現象があらわれないからである。

次に当研究部会において実施した A 4 材および A 5 材について板厚を変えた場合の実験結果は Fig. 7-2 の如くである。なお今回の実験では母材の大型引張試験は極く少数しか実施できなかつたのでこれらの図には母材の標準引張試験の結果を記入した。

これらの試験はいずれも  $B/t=6$  の状態で行つてあるから母材と溶接継手とでは強度に殆んど差がない。板厚の効果に関しては A 4 材 35 mm の場合を除くと降伏点、引張強さとも母材に劣らない値を示した。

今回の実験の場合母材の大型引張試験結果が標準試験結果よりもかなり低い値を示していたが、そ

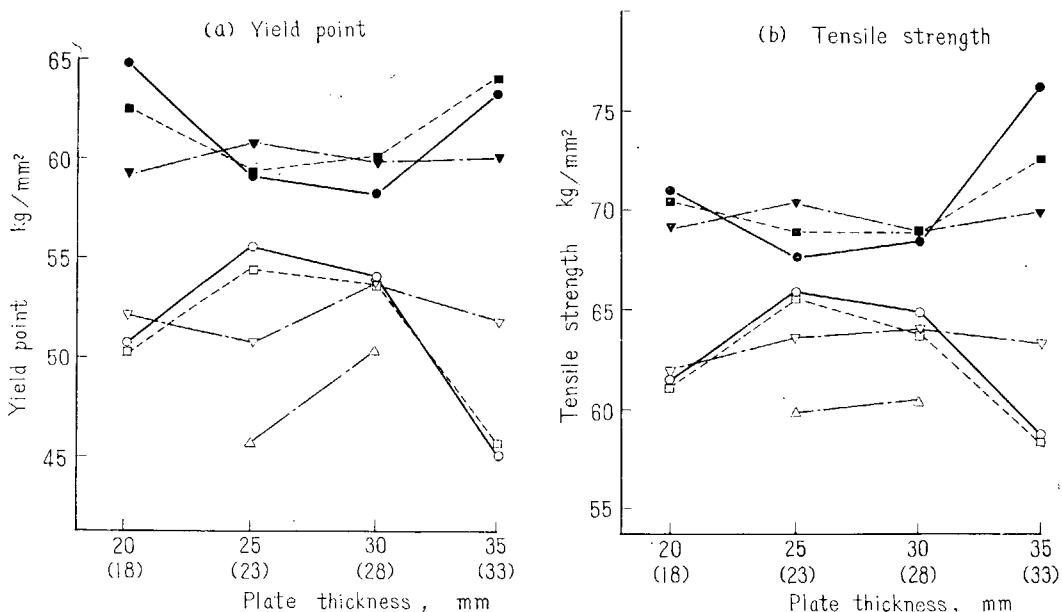


Fig. 7-2 Effect of Plate Thickness on Mechanical Properties

の理由はよく分らない。

### 7.3.2 伸び

#### (1) 試験片の変形状況

いろいろの継手形式の場合の、応力一歪線図の典型的な例を示すと Fig. 7.3 の如くで次のことが言える。

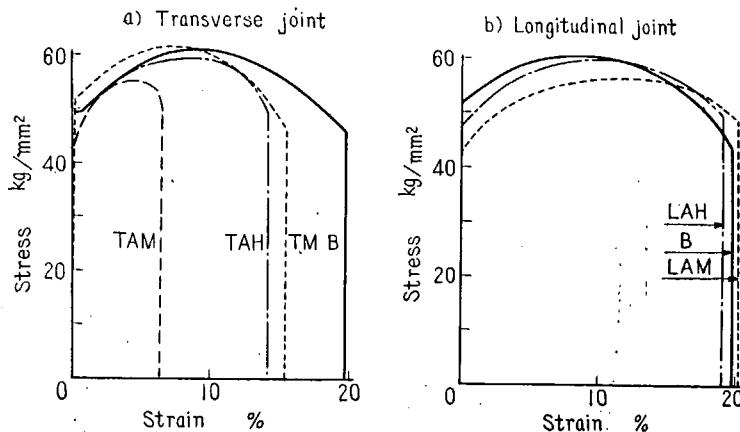


Fig. 7.3 Typical Stress-Strain Diagrams of Various Specimens ( $B/t=4$ )

縦継手では母材と大体似た形の応力一歪線図が得られているが横継手では母材に較べると破断までの伸びが減少している。特に軟鋼用心線を用いた場合 (TAM) においてこの傾向が著しい。これは横継手では溶着金属部 (TAM), 軟化部 (TAH, TM) といった弱い部分が存在して、そこに変形が集中するため全体としての伸びが減少することを示している。

今回の実験結果の例を板厚 25 mm の場合について示すと Fig. 7.4 の如くで前述の場合と同様破断までの伸びは母材に較べると溶接継手では減少している。

自動溶接との差については A 5 材の自動溶接において破断時の歪が少くなっているがこれについては次のように考えている。すなわち手溶接の場合は A 4 材では LB 62, A 5 材では LB 68 と A 5

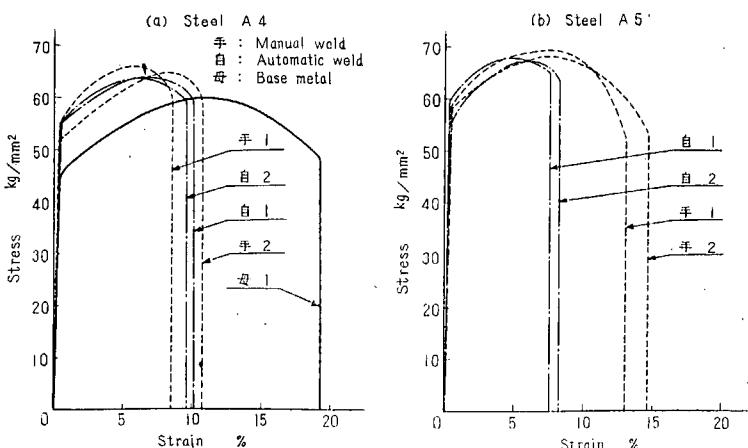


Fig. 7.4 Typical Stress-Strain Diagrams of A-4 Steel and A-5 Steel Specimens

材では溶着金属の強度をあげているが自動溶接は A4, A5 材とも  $40 \times 80$  の組合せを用いているため A5 材では母材との強度差が著しく溶着金属部に変形が集中するからである。

以上の現象は破断部附近の歪分布とも関連している。

試験片中心線上における破断部附近の長手方向の歪分布の測定を行つたが第 36 研究部会において行つた実験結果の一部を Fig. 7-5 に示す。

歪は破断部の極く近傍に集中し、破断部から遠ざかると急激に減少しているが、試験片の巾や継手の種別は下記に示すような影響を与える。

(i) 試験片巾: 試験片の巾が大となるに従つてより遠方まで歪がおよんでいる。

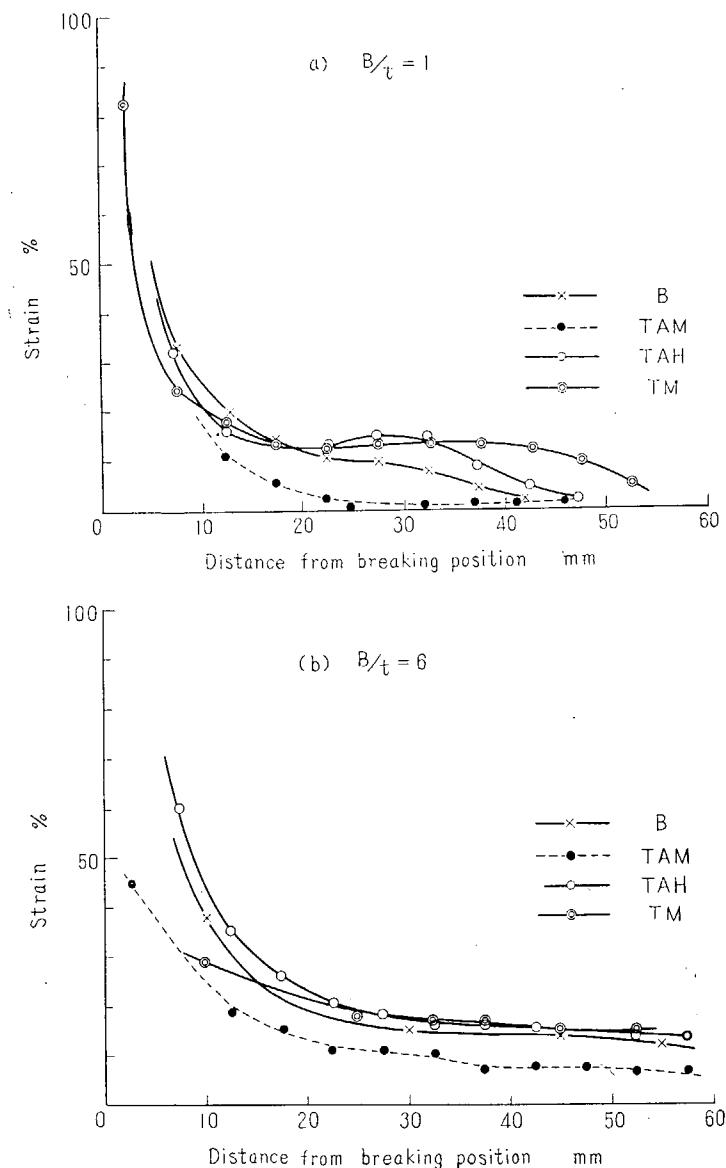


Fig. 7-5 Strain Distributions in Fractured Specimens

(ii) 継手種別: 軟鋼心線による自動溶接横縫手では溶接部の近傍のみが変形を生じ溶接部から離れた板の部分では変形が非常に少い。条件 TAH では母材とあまり異なるが  $B/t$  が小さい時には軟化部において歪が増大していることが分る。また条件 TM は母材と殆んど変わらない。なお縦縫手の場合は図示することは省略したが母材と殆んど変わらなかつた。

今回実験を行つた場合の同様の実験結果の例は Fig. 7·6 の如くであつた。

(i) 材質および施工条件の影響: 母材に較べて溶接継手では破断部から離れた部分での変形量が少いが、A5材の自動溶接では特にこれが著しい。

(ii) 板厚の影響: 板厚が厚くなる程遠方まで変形がおよんではいる。

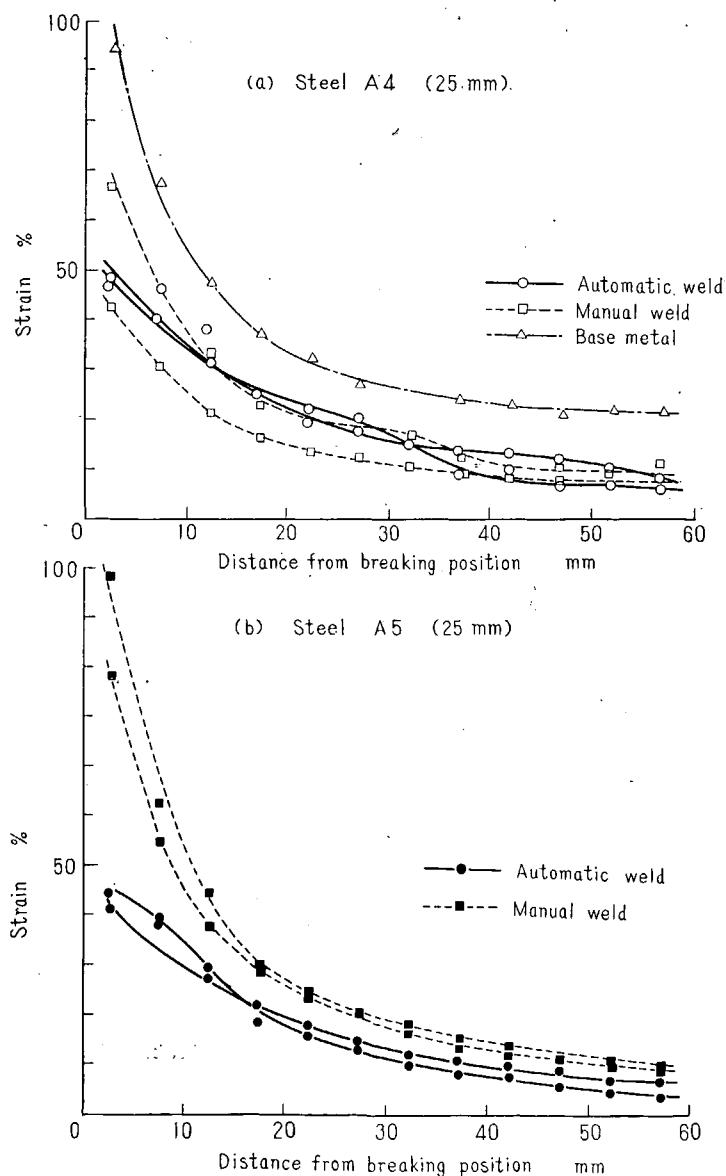


Fig. 7·6 (i) Strain Distributions in Fractured Specimens

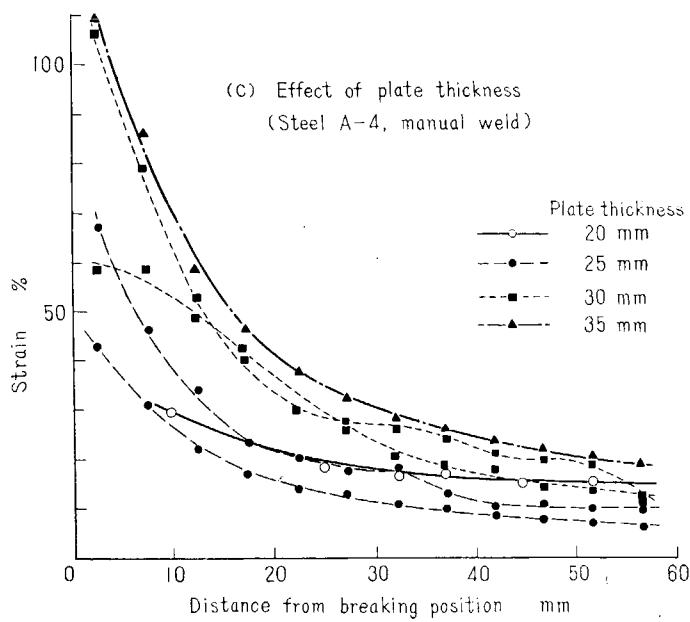


Fig. 7-6 (ii) Strain Distributions in Fractured Specimens

## (2) 伸び率\*

A 4 材 20 mm の場合について伸び率におよぼす試験片巾および施工条件の影響を求めるに Fig. 7-7 の如くで条件 TAM では変形が著しく少い。条件 TAH は  $B/t$  が小さい範囲では母材よりも

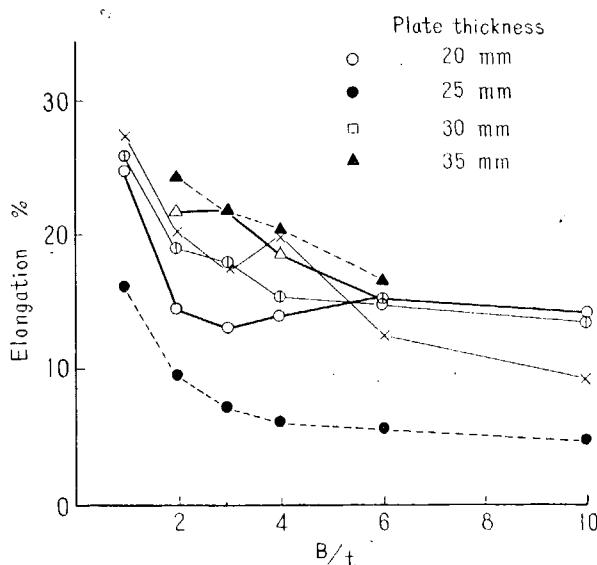


Fig. 7-7 Scale Effect of Specimen on Fracture Strain (G.L.=4 B)

\* 伸び率の値は標点距離  $l$  のとり方によってかなり異り、板厚  $t$  や試験片巾  $B$  もこれに複雑な影響を与える。そこで実験結果の解析に当つては標点距離を試験片巾の 4 倍のもの、破断部の近傍 50 mm のもの、これらの中間の  $l=4\sqrt{Bt}$ 、或は  $\frac{20}{3}\sqrt{Bt}$  のものもとつてみたが、大体類似の傾向が得られたので Fig. 7-7 および Fig. 7-8 では 4 B のもののみを掲げた。

伸び率が小さいが広巾になると母材と差がなくなる。また条件 TM および縫継手は母材と殆んど異ならない。

今回の実験結果について同様のことを示すと Fig. 7·8 の如くで図から分るように溶接継手は母材より変形が少く、手溶接と自動溶接とは、自動溶接の方が変形が少い。また板厚に関しては特に目立つた効果は認められなかつた。

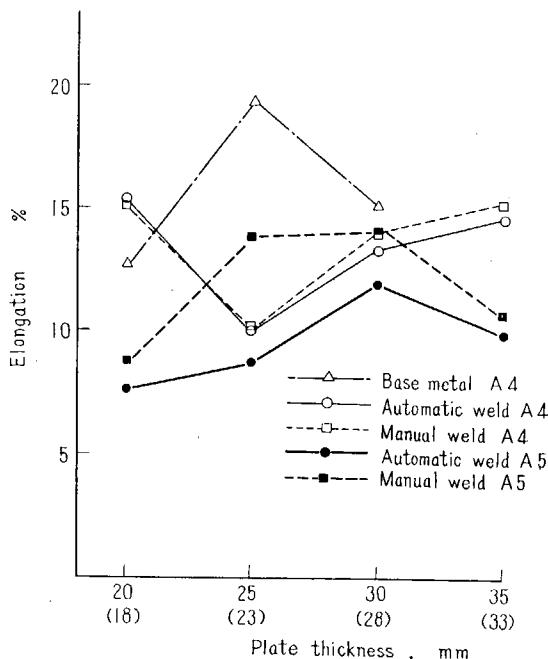


Fig. 7·8 Effect of Breadth on Fracture Strain (G.L.=4 B)

### 7·3·3 破断部の位置

板厚 20 mm の場合については破断部の位置に及ぼす施工条件の影響をしらべてみると Table 7·4 の如くである。

MS 心線を用いた横縫手では破断は例外なく溶着金属部に生じていた。HT 用心線で自動溶接を行つた継手では  $B/t$  が小さい場合は軟化部で破断したが、 $B/t$  が大きくなると母材部で破断した。また

Table 7·4 Fractured Position

$B/t$	Automatic Weld		Manual Weld
	軟鋼心線 M.S.	高張力心線 H.T.	
1	Weld Metal	Softened Zone	Base Metal (about 20 mm)
2	Weld Metal	Softened Zone	Base Metal (about 40 mm)
3	Weld Metal	Softened Zone	Base Metal (about 45 mm)
4	Weld Metal	Softened Zone	Base Metal (about 90 mm)
6	Weld Metal	Base Metal (40~70 mm)	Base Metal (about 90~110 mm)
10	Weld Metal	Base Metal (40~70 mm)	Base Metal (about 100~115 mm)

\* Distance of fractured position from the center of joint is given in parentheses.

手溶接継手では母材に破断を生じていたが  $B/t$  が大きくなる程破断個所は溶接部から離れていた。これは手溶接では熱量が少いため軟化部の巾が狭く、また溶着金属が横収縮を妨げるからであると考えられる。

これに対して今回行つた実験における破断部の位置は Table 7・5 に示す如くである。

Table 7・5 Fractured Position

Plate Thickness (mm)	Welding	A-4		A-5	
		Automatic	Manual	Automatic	Manual
20 (18)*		Softened Zone (40~70 mm)**	Base Metal (90~110 mm)**	Weld Metal	Weld Metal
25 (23)*		Heat Affected Zone	Weld Metal	Weld Metal	Base Metal (80~140 mm)**
30 (28)*		Softened Zone	1. Base Metal (35 mm)** 2. Heat Affected Zone	1. Softened Zone 2. Heat Affected Zone	Base Metal (85~180 mm)**
35 (33)*		Softened Zone	Base Metal (95~105 mm)**	1. Weld Metal 2. Heat Affected Zone	1. Weld Metal 2. Heat Affected Zone

\* Machined thickness.

\*\* Distance of fractured position from the center of weld.

先ず自動溶接について述べると A4 材では殆んどが軟化部で破断し、一部熱影響で破断を生じたが A5 材では溶着金属、熱影響部軟化部で破断していた。また手溶接では母材で切断することが多いが熱影響部、溶着金属では破断する場合もあつた。

#### 7・4 考察および結論

第 36 研究部会において実施した A4 材板厚 20 mm に関する実験においては大要次のような結果がえられた。

- i) 溶着金属の強度が母材よりも相当低いような場合には溶接部に変形が集中するため低い荷重で破断し、破断までの変形量も少い。
- ii) 溶着金属の強度が母材に劣らないような場合には継手強度の低下は大した問題にならない。この場合熱影響の少い手溶接では殆んど影響なく、自動溶接では軟化の影響が現われるがその程度は特に著しいものではない。

今回の実験結果は前述の如く第 36 研究部会の結果と互いに矛盾なくその傾向は一致しており、次の如きことが言える。

##### (1) A4 材自動溶接継手

極く一部熱影響部で破断したものを除き他はすべて軟化部で破断した。破断状況を詳しく述べると溶着金属の両側の軟化部で対称に Necking を生じやがてどちらか一方で破断している。この挙動だけから言えば軟化の影響は明瞭にあらわれているが、引張強さの点から言えば母材や手溶接に比較して毫も遜色を示さない。

##### (2) A4 材手溶接継手

手溶接の場合の一層当たりの供給熱量が少いため軟化部の存在は顕著でなく母材で破断するものが多

かつたが溶着金属部或は熱影響部で破断するものもあつた。この場合も引張強さの点で母材に劣るようなことはなかつた。

#### (3) A5 材自動溶接継手

A5 材では母材の強度が高いため一部の試験片では溶着金属部で破断し、他は軟化部で破断した。しかし引張強さの点では特に低下はみられなかつた。

#### (4) A5 材手溶接継手

母材或は溶着金属部で破断を生じたが特に強度の低下はみられなかつた。

#### (5) 板厚の影響

板厚に関しては特に明瞭な傾向はみられなかつたが、板厚によつてかなり機械的性質に変動があるようみられた。この点はこの種の鋼の実用に際しては更に工夫を要するものと思われる。

これらの実験結果を要約すると調質鋼の溶接継手の強度に関して次の如き結論がえられる。

調質鋼の溶接継手においては母材に匹敵する強度を有する溶着金属をえられるような溶接を行えば母材の軟化の影響を強度上心配しなくても差支ない。この場合熱影響の少い手溶接を採用すれば強度に対する影響は殆んどない。自動溶接では軟化の影響が多少現われるがその程度は特に著しいものではない。

## 結論

本報告は超大型船に使用せられる厚板の接接施工法に関し当研究部会が実施して来た研究の中、昭和 32 年度に実施した研究の成果を取りまとめたものである。各研究項目について得られた主な結論はそれぞれの章において述べた通りであるが、最後にこれらを総括するとともに、併せて今後の問題点についても述べる。

(1) 自動溶接における溶着金属の切欠靱性：現在の技術的水準においてはユニオンメルト法によつて良質な鋼板と同等の衝撃値を有する溶着金属を施工上安定な状態でうることは極めて困難である。したがつて衝撃値の向上には抜本的な研究対策が必要である。なお今回の調査は標準 Charpy 試験および大型 Charpy 試験にのみよつているが、広巾試験片による脆性破壊伝播特性についての研究を早急に実施する必要がある。また船体構造における縦縁および横縁の溶接に対してどのような靱性を要求するかという基本問題についても、併せ調査検討を行う必要がある。

(2) 自動溶接の亀裂防止：厚板ユニオンメルト溶接において問題となる 3 種類の亀裂について溶接条件が亀裂の発生に及ぼす影響に関し検討を行いかかる亀裂の防止に必要な基礎資料をえた。

(3) 手溶接の亀裂防止：今回行つた実験の結果からすると母材の材質および施工法が適切であれば厚板に生ずる亀裂は十分防止することが可能であると考えられる。

(4) 低水素系溶接棒におけるプローホールの防止：低水素系溶接棒を使用した場合溶接開始部に生ずるプローホールについては適切な運棒法とホットスタート法の採用によつてほぼ除去しうることがわかつた。

(5) 突合接手の開先形状の選定：開先形状が角変化、横収縮、溶接作業時間、溶接棒消耗量、強度および靱性に及ぼす影響について系統的な実験を行い開先形状の選定に際して考慮すべき諸条件についての考え方を確立した。

(6) 溶着金属、溶接熱影響部、脆化領域などが脆性破壊の伝播に及ぼす影響：Van der Veen 試験および V Charpy 試験による基礎的調査を行つた結果、① 自動溶接は手溶接に較べて Bond 附近の遷移温度を上昇させ特に調質鋼においてそれが著しいこと、② 表裏面各单層のユニオンメルト溶着金属は多層盛手溶接のそれにくらべて遷移温度が上昇すること、など溶接部およびその近傍の脆性破壊伝播特性に多くの問題があることが明らかになつた。よつてこの問題については広巾試験などによつて詳細な検討を行うことが必要である。

(7) 残留応力が脆性破壊の発生と伝播に及ぼす影響：今回の実験によつて溶接による残留応力は脆性破壊の重要な因子であることが明らかとなつた。しかしこの現象の詳細な検討、各種残留応力除去法の影響などについては未解決の点が多いので、今後更に研究を進める必要がある。また今回の実験結果から考えると、構造的応力集中、繰返し応力などが存在すると低い荷重の下に脆性亀裂が発生し、これが他の部分に伝播して構造物の低応力下における脆性破壊を誘起する可能性がある。よつてこれらの問題に關しても研究を進める必要がある。

なお、これらの研究と併行して、実船建造時における拘束度について検討を行い、実船における残留応力については精密なる資料を求めることが必要である。

(8) 調質鋼溶接接手の強度：調質鋼の溶接接手においては母材に匹敵する強度を有する溶着金属をえられるような溶接を行えば母材の軟化の影響を強度上心配しなくとも差支えない。この場合熱影響の少い手溶接を採用すれば、強度に対する影響は殆んどない。自動溶接では軟化の影響が多少現われるがその程度は特に著しいものではない。

(9) 調質鋼について：高張力鋼の採用により溶接構造物の軽量化をはかることは最近の世界的傾向であつて、超大型船においては高張力鋼の採用が強く望まれている。高張力鋼にもいろいろのものがあるが切欠韌性、溶接性などの点から調質鋼は最も有望なものであつて本研究においてはこれに重点をおいて調査を行つた。

溶接接手の静的強度については強度の著しい低下はみられなかつたが、自動溶接においては軟化部の存在が明瞭にあらわれていた。接手各部の脆性破壊試験においては自動溶接接手の Bond 附近で著しい遷移温度の上界がみられた。また接手の引張試験において認められたことであるがチャージによつて材料の性質にかなり変動を生じていた。これらの点から超大型船に対する調質鋼の使用についてはなお一層の研究を必要とするものと考えられる。

この場合上述の接手各部の静的強度あるいは脆性破壊の伝播特性に関する調査と相まって、鋼材そのものの品質改善についての研究が必要である。また自動溶接施工法および手溶接用溶接棒についても研究を進めることが必要である。

昭和34年9月5日 印刷  
昭和34年9月10日 発行

**日本造船研究協会報告 第26号**

発行人 出 淵 義

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  
電話 (28) 1409

印刷所 松 本 印 刷 所  
電話 (34) 4853