



社 団 法 人

日 本 造 船 研 究 協 会 報 告

第 32 号

昭和 35 年 12 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 3 報) 第 39 研究部会

Researches on Welding Procedures of Thick Steel Plates

used in the Construction of Large Size Ships

(Report 3) The 39th Research Committee

**The Report
of the
Shipbuilding Research Association
of Japan**

Tokyo, JAPAN

No. 32

December 1960

第39研究部会委員名簿（第3年度）

主査 顧問 幹事 委員	木原博	福田烈	吉識雅夫
	寺沢一雄	大庭浩	楠田忠雄
	佐藤邦彦		
	秋田好雄	安藤良夫	池田兼昌
	市川慎平	今井光男	今井保穂
	泉谷弥一	大谷碧	奥田克己
	小倉信和	河相保武	河東克己
	賀来信一	金沢武	蒲田利喜蔵
	神田好雄	木下昌雄	木下共武
	小島穀男	清水澄	白谷太平
	高岡卓郎	高木乙麿	田知本一雄
	田村博	寺尾貞一	中村清二
	児子茂	野村義三	長谷川健二
	長谷川光雄	林一男	春木英夫
	藤田讓	松岡忠正	松山泰
	村上弥助	森永孝三	山口宗夫
	吉田隆	吉田俊夫	吉田兔四郎
	吉田道一	渡辺正紀	

Membership of the 39th Research Committee
(The Third Year in the Research Program)

Chairman	Hiroshi KIHARA		
Advisers	Kazuo TERAZAWA	Tadashi FUKUDA	Masao YOSHIKI
Secretaries	Kunihiro IIDA	Hiroshi ŌBA	Tadao KUSUDA
	Kunihiko SATŌ		
Members	Yoshio AKITA	Yoshio ANDŌ	Kaneakira IKEDA
	Shinpei ICHIKAWA	Mitsuo IMAI	Yasuo IMAI
	Yaichi IZUMIYA	Midori ŌTANI	Katsumi OKUDA
	Nobukazu OGURA	Tamotsu KAWAI	Katsumi KAWAHIGASHI
	Shinichi KAKU	Takeshi KANAZAWA	Rikizō KAMATA
	Yoshio KANDA	Akio KINOSHITA	Tomotake KINOSHITA
	Nobuo KOJIMA	Kiyoshi SHIMIZU	Tahei SHIRATANI
	Takurō TAKAOKA	Otomaro TAKAGI	Kazuo TACHIMOTO
	Hiroshi TAMURA	Teichi TERAŌ	Seiji NAKAMURA
	Shigeru NIGO	Yoshizō NOMURA	Kenji HASEGAWA
	Mitsuo HASEGAWA	Kazuo HAYASHI	Hideo HARUKI
	Yuzuru FUJITA	Tadamasa MATSUOKA	Yasushi MATSUYAMA
	Yasuke MURAKAMI	Kōzō MURAKAMI	Muneo YAMAGUCHI
	Takashi YOSHIDA	Tōshio YOSHIDA	Toshirō YOSHIDA
	Dōichi YOSHIDA	Masaki WATANABE	

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 3 報)

目 次

緒 言

第 1 編 溶接接手の脆性破壊発生および伝播に及ぼす溶接残留応力或いは構造上の不連続性の影響に関する研究.....	(1)
第 1 章 溶接接手における切欠の長さ及び先端半径が接手の脆性破壊強度に及ぼす影響に関する研究.....	(1)
第 2 章 溶接構造物の不連続構造端部における形状影響が脆性破壊の発生と伝播に及ぼす影響に関する研究.....	(14)
第 3 章 連続 2 次部材の破断による脆性破壊の発生並びに 2 次部材に発生した脆性亀裂の主部材への伝播に関する研究.....	(27)
第 4 章 低衝撃エネルギーによる脆性亀裂発生に関する研究.....	(38)
第 5 章 軟鋼溶接接手における残留応力が脆性破壊の伝播に及ぼす影響に関する研究.....	(49)
第 6 章 調質鋼と軟鋼の混用接手における脆性破壊の伝播に関する研究.....	(68)
第 2 編 厚板の現場溶接施工法に関する研究.....	(79)
第 1 章 立体構造の拘束度及び実船の拘束度に関する研究.....	(79)
第 2 章 大型突合わせ接手の変形及び残留応力に関する研究.....	(95)
第 3 章 厚板溶接接手の剝離発生機構に関する研究.....	(104)
第 4 章 二重張鋼板溶接部に生ずる顕微鏡的細疵が接手の疲労強度に及ぼす影響に関する研究.....	(120)
第 5 章 厚板隅肉溶接部の顕微鏡的細疵に関する研究.....	(134)
第 6 章 突合わせ溶接接手における顕微鏡的細疵が疲労強度に及ぼす影響に関する研究.....	(149)

あ と が き

緒 言

近年、船舶の大型化に伴い油槽船においては 60,000 ton、或いは 80,000～100,000 ton の所謂超大型船が続々と建造される傾向にある。これらの超大型船は従来の船級協会規則の対象とする限界を超えるため、建造に際しては種々の技術的な問題点が提起される。本邦で建造される超大型船があらゆる点で世界的水準を凌駕し、且つその優秀性が認められるためにはその建造技術が十分な安全性と経済性に基づいた信頼性の高いものでなければならない。

以上の事態の重要性に鑑み運輸大臣は去る昭和 32 年 1 月“超大型船建造の技術的問題点ならびにその対策”に関して造船技術審議会に諮問を發した。技術審議会はこれに対し問題を構造関係、建造法関係、鋼材関係、運航性関係その他に分けて重要な問題点の所在とその解決のための具体策について答申を行なつた。この答申に基づき日本造船研究協会には他の研究部会と併置して“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”のための研究部会（第 39 研究部会）が設置され緊急に解決を要する関連問題についての共同研究を 3 年計画で行なうこととなつた。

第 39 研究部会は答申された重要研究項目に従つて順を追ひ次の如く各年度別の研究を行なつた。

第 1 年度（昭和 32 年度）

- (1) 厚板の自動溶接施工法に関する研究
 - (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) 厚板の手接接施工法に関する研究
 - (a) 亀裂防止に関する研究
 - (b) 突合わせ溶手の開先形状の選定に関する研究
- (3) 溶接接手の強度に関する研究
 - (a) 溶接接手各部の脆性破壊伝播特性に関する研究
 - (b) 調質鋼溶接接手の強度に関する研究

第 2 年度（昭和 33 年度）

- (1) 厚板溶接接手の脆性破壊の発生と伝播に関する研究
 - (a) 残留応力及び溶接欠陥が脆性破壊の発生と伝播に及ぼす影響に関する研究
 - (b) 軟鋼溶接部各部の脆性破壊伝播特性に関する研究
 - (c) 調質鋼溶接接手の脆性破壊伝播特性に関する研究
- (2) 厚板の現場溶接施工法の確立に関する研究
 - (a) 厚板溶接部の剝離に関する研究
 - (b) 調質鋼用溶接棒の研究

- (c) 調質鋼の自動溶接に関する研究
- (d) 二重張銅板の溶接施工法に関する研究
- (e) 厚板隅肉溶接に関する研究

第3年度（昭和34年度）

- (1) 溶接接手の脆性破壊発生及び伝播に及ぼす溶接残留応力或いは構造上の不連続の影響に関する研究
 - (a) 切欠形状が脆性破壊の発生と伝播に及ぼす影響に関する研究
 - (b) 溶接構造上の不連続性が脆性破壊の発生と伝播に及ぼす影響に関する研究
 - (c) 溶接による残留応力場における脆性破壊の伝播特性に関する研究
- (2) 厚板溶接接手における拘束度と残留応力に関する研究
- (3) 厚板溶接接手の剝離発生機構に関する研究
- (4) 二重張銅板溶接部及び厚板隅肉溶接部の顕微鏡的細疵に関する研究

第1年度及び第2年度に実施された研究成果は既に本研究協会報告の第26号、第27号に発表されている。

本報告は第39研究部会の第3年度即ち最終年度に実施された研究の成果を取りまとめたものである。

第 1 篇

溶接接手の脆性破壊発生および伝播におよぼす溶接残留応力 或いは構造上の不連続性の影響に関する研究

第 1 章 溶接接手における切欠の長さおよび先端半径が 接手の脆性破壊強度に及ぼす影響に関する研究

1.1 ま え が き

溶接構造物における脆性破壊の発生と伝播に関する諸問題は、超大型船の建造に際しての溶接施工法に関する研究課題として最も重要且つ緊急に解決を迫られているものの 1 つである。

溶接接手の残留応力、鋭い切欠等の悪条件が重畳した場合には、脆性破壊は極めて低い外力（例えば平均応力にして $3 \sim 7 \text{ kg/mm}^2$ 程度）を静的に負荷することによつて発生し、且つ瞬時に伝播することが昭和 32 年度の研究により確められ、また溶接残留応力や鋼材の材質が脆性破壊の発生と伝播に及ぼす影響、外部応力が重畳した際の溶接接手における歪エネルギー解放率、残留応力の変化、更に溶接接手の残留応力を機械的或いは焼鈍によつて応力除去した場合の破壊発生及び伝播に関する問題については昭和 33 年度の研究によつて明らかにされた。

しかしながら溶接欠陥等によつて生ずる自然の切欠にはその程度に差があり、切欠長さや切欠先端の R も種々のものが考えられる。前年度行なわれた研究においては切欠長さも R も一定として実験が行なわれたが、これらが変わった場合の残留応力の影響に関しては未だ明確ではない。従つて実際の溶接構造物の脆性破壊発生及び伝播に関する総合的な結論を得るためには、切欠形状が脆性破壊の発生と伝播に及ぼす影響について研究を行なわなければならない。

以上の見地から、本年度は切欠長さとその尖鋭度を数条件づつ変えて切欠形状の影響を調べた。実験は主として従来から採用している縦溶接接手試験片の接手中央に切欠を加工したものをを用い、これを低温で引張つた。残留応力の影響を明確にするため、縦接手試験片と同寸法、同一切欠形状で母材の試験片を製作し併せて実験を行なつた。

1.2 試 験 方 法

1.2.1 供 試 鋼 材

供試鋼材としては切欠靱性の劣つた板厚 25 mm のセミ・キルド鋼を選んだ。これは数多くの大型試験片を極く低温まで冷却する煩しさを避けるために特に試作したものである。供試鋼材の化学成分および機械的性質を、それぞれ Table 1-1 および Table 1-2 に示す。

本年度の研究は主として表中の A-2 材によつた。A-1 材は昭和 33 年度の研究に使用した脆性材

で、前年度の研究と比較のため一部実験に使用した。

なお本実験に先立つて、予め素材の切欠靱性および機械的性質におよぼす試験温度の影響を調べるため、各温度における V あるいは U 切欠シャルピー試験および JIS 4 号試験片による丸棒引張試験を行なつた。その結果をそれぞれ Fig. 1-1 および Fig. 1-2 に示す。

Table 1-1 Chemical Composition and Grain Sizes of Steels Tested

Steel	Chemical Composition (%)					Grain Size		Kinds of Steel
	C	Si	Mn	P	S	Ferrite	Austenite	
A-1	0.16	0.10	0.45	0.035	0.021	7	3	Brittle Semi-Killed Steel
A-2	0.26	0.05	0.50	0.040	0.025	7	3	

Table 1-2 Mechanical Properties of Steels tested (by JIS No. 1 Specimen)

Steel	Thickness (mm)	Yield Point σ_r (kg/mm ²)	Tensile Strength σ_u (kg/mm ²)	Elongation G.L.=8" (%)	Temper T_f (°C)
A-1	25.0	24.4	43.9	32.3	35
A-2	25.0	27.0	48.0	25.0	51

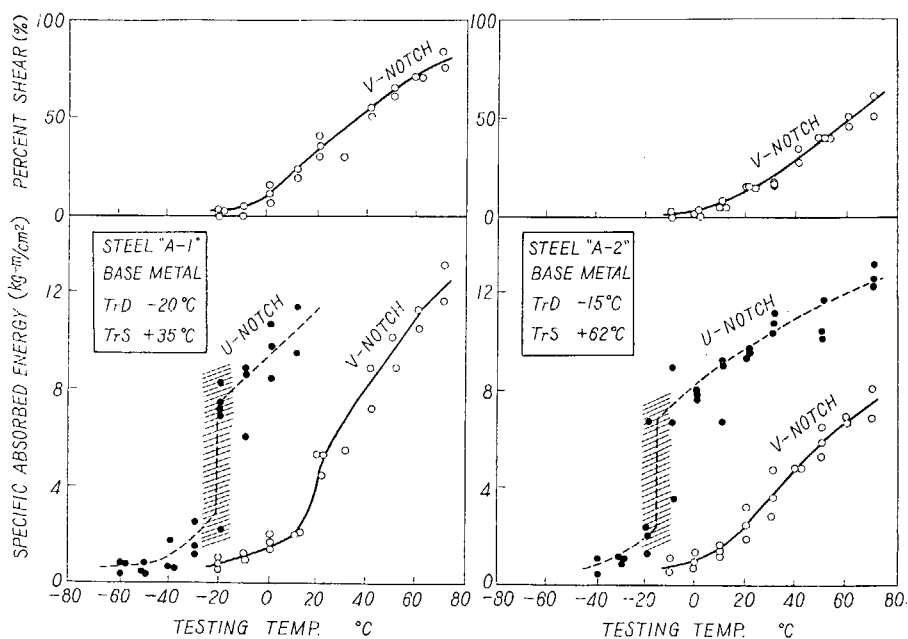


Fig. 1-1 Results of U and V Notch Charpy Impact Tests of Base Plates

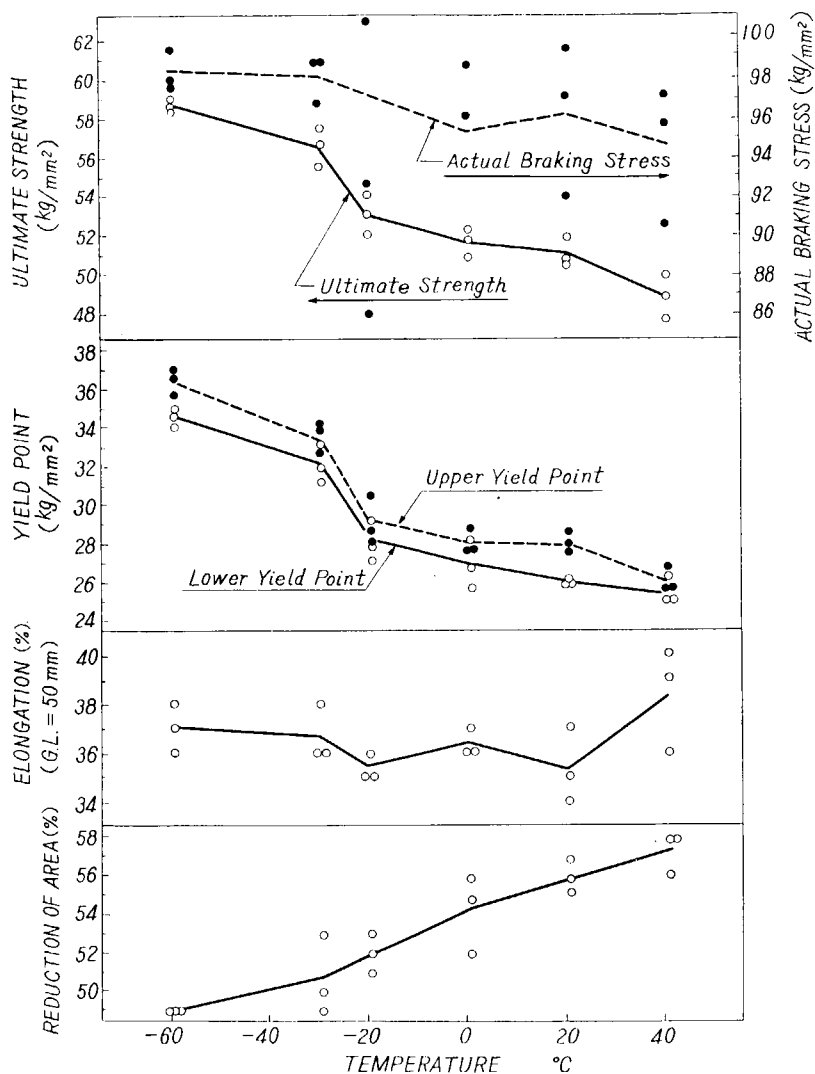


Fig. 1-2 Effect of Temperature on Various Mechanical Properties of the Base Plate (A-2 Steel) by JIS No. 4 Tensile Test Specimen

1.2.2 試験片

試験片は Fig. 1-3 に示すような寸法 1,000 mm × 1,000 mm × 25 mm の突合わせ溶接接手で、溶接接手の中央部に接手と直角方向に後述の切欠をつけて長手方向の引張試験を行なった。

溶接はすべてユニオンメルト法によつたが、その溶接条件を Table 1-3 に示す。

なお、母材の切欠引張試験片の寸法は溶接接

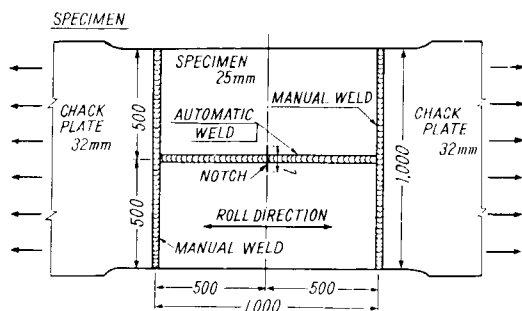
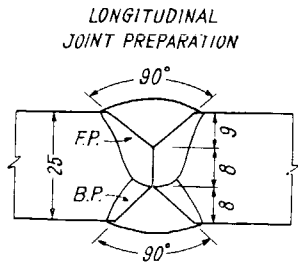


Fig. 1-3 Wide Longitudinal Welded Specimen for Notch Tensile Test

Table 1-3 Automatic Welding Conditions of the Seam



Pass	Amps. (A)	Volts (V)	Speed (in/min)	Rod Dia (in)
Backing Pass	800	36	11	1/4
Finishing Pass	1100	36	13	1/4

Flux: Unionmelt # 80

Rod: Oxweld No. 36

手試験片と同一の 1,000 mm×1,000 mm×25 mm とし、切欠も同様な方法で試験片の中央部に荷重方向と直角につけた。

1-2-3 切欠形状

切欠形状の詳細を Fig. 1-4 に示す。溶接接手の中央部に 10 mmφ の孔をドリルで開け、さらに鋸切断によつて以下に示すように長さ (l) および切欠尖端の半径 (r) を種々にかえた。

母材の切欠引張試験においても同一の加工方法をとつた。

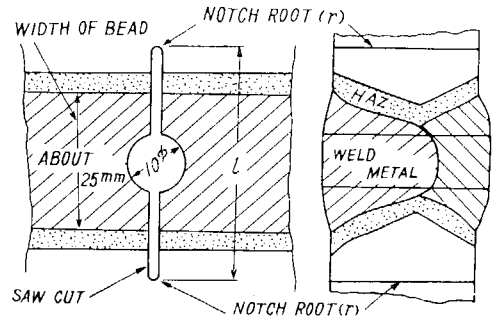


Fig. 1-4 Details of Saw Cut Notch

1-2-3-1 切欠長さの影響に関する試験系列

1) 溶接接手切欠引張試験 (残留応力を利用する場合)

a) 切欠長さ $l=18, 27, \underline{36}, 54, 72, 108, \underline{144}, 180, 216, 288$ mm 10 条件

b) 切欠先端半径 $r=0.1$ mm 一定

c) 試験温度

i) $l=36, \underline{144}$ mm の場合: $-60, -40, -30, -20, -10, 0, +10, +25, +40, +60^\circ\text{C}$ 10 温度

ii) $l=18, 27, 54, 72, 108, 180, 216, 288$ mm の場合: -30°C 一定 1 温度

2) 母材切欠引張試験 (残留応力のない場合)

a) 切欠長さ $l=18, \underline{36}, 72, 144, 216, 288$ mm 6 条件

b) 切欠先端半径 $r=0.1$ mm 一定

c) 試験温度

i) $l=36$ mm の場合: $-60, -40, -30, -20, -10, 0, +10, +25, +40, +60^\circ\text{C}$ 10 温度

ii) $l=18, 72, 144, 216, 288$ mm の場合: -30°C 一定 1 温度

1-2-3-2 切欠尖鋭度の影響に関する試験系列

1) 溶接接手切欠引張試験 (残留応力を利用する場合)

a) 切欠先端半径 $r=1.0, 0.5, 0.3, \underline{0.1}$ mm 4 条件

b) 切欠長さ $l=36$ mm 一定

c) 試験温度

i) $r=\underline{0.1}$ mm の場合: $-60, -40, -30, -20, -10, 0, +10, +25, +40, +60^\circ\text{C}$ 10 温度

ii) $r=1.0, 0.5, 0.3 \text{ mm}$ の場合: $-60, -40, -30, -20^\circ\text{C}$

4 温度

2) 母材切欠引張試験 (残留応力のない場合)

a) 切欠先端半径 $r=1.0, 0.5, 0.3, \underline{0.1} \text{ mm}$ 4 条件

b) 切欠長さ $l=36 \text{ mm}$ 一定

c) 試験温度

i) $r=0.1 \text{ mm}$ の場合: $-60, -40, -30, -20, -10, 0, +10, +25, +40, +60^\circ\text{C}$ 10 温度

ii) $r=1.0, 0.5, 0.3 \text{ mm}$ の場合: -30°C 一定

1 温度

以上のべた試験片の種類, 切欠長さ (l), 切欠尖鋭度 (r) および試験温度等の諸条件を総括すると Table 1.4 のようになる。

Table 1.4 Summary of Testing Conditions

		Notch Length $l \text{ mm}$ ($r=0.1 \text{ mm}$)									Radius of Notch Root $r \text{ mm}$ ($l=36 \text{ mm}$)		
		18	27	36	54	72	108	144	216	288	0.3	0.5	1.0
Testing Temperature ($^\circ\text{C}$)	-60			⊙				○			○	○	○
	-50			⊙				○					
	-40			⊙				○			○	○	○
	-30	⊙	○	⊙	○	⊙	○	⊙	○	⊙	⊙	⊙	⊙
	-20			⊙				○			○	○	○
	-10			⊙				○					
	0			⊙				○					
	+10			⊙				○					
	+25			⊙				○					
	+40			⊙				○					
	+60			⊙				○					

Note: ○: Notch Tensile Test of Longl. Welded Joint

⊙: Notch Tensile Test of Base Plate

1.2.4 実験装置¹⁾

広幅試験片の引張試験装置としては, 昭和 33 年度の研究と同様に 300 ton の Oil Jack 4 個からなり, これを同一弁で操作する容量 1,200 ton の Test Rig を使用した。

一方, 試験片の冷却にはドライアイスとアルコールの混合液を入れた容器を使用し, 加熱には同じ容器に温湯を入れる方法によつた。温度計測は鉄-コンスタンタン熱電対 ($0.3 \text{ mm}\phi$) により試験片の切欠を含む中央線上 6 点の温度変化を電磁オシログラフに自動記録した。更に荷重計測には電気抵抗線歪計式指圧計を, また伸び計測には試験片の上下端面に取り付けた同様の伸び計 (G.L.=1,000 mm) 2 個を用い, 両者の出力を動歪増幅器で増幅し, X-Y レコーダーで自動記録し, 直読可能な荷重-伸び線図を得た。

1.3 実験結果ならびに考察

溶接接手および母材の広幅切欠付引張試験結果の総括を, それぞれ Table 1.5 および Table 1.6 に示す。

Table 1-5 Summary Results of Notch Tensile Test of Welded Joint

Kinds of Specimen	Specimen Code Number	Notch Length l (mm)	Notch Radius r (mm)	Temperature ($^{\circ}\text{C}$)	Mean Stress σ (kg/mm 2)	Elongation (%) G.L. = 1000mm	Mode of Fracture
Welded Joint Test of Steel A-2	WL-36-1	36	0.1	-62	2.52	0.007	S
	" 2	"	"	-52.5	8.0	0.026	S
	" 3	"	"	-41.5	2.6—19.6	0.044	M
	" 4	"	"	-30.5	6.0	0.018	S
	" 5	"	"	-21.0	10.65	0.042	S
	" 6	"	"	-10.0	7.97	0.036	S
	" 7	"	"	- 1.0	9.6	0.034	S
	" 8	"	"	-10.0	15.2	0.035	S
	" 9	"	"	+23.5	24.7	0.36	H
	" 10	"	"	+41.0	26.7—33.2	1.13	M
	" 11	"	"	+51.0	33.4—34.5		M
	" 12	"	"	+61.0	27.8—35.0	22.5	M
	WL-144-1	144	"	-34.5	9.5	0.038	S
	" 2	"	"	-21.5	17.3	0.07	S
	" 3	"	"	-12.5	11.4	0.044	S
	" 4	"	"	- 1.0	19.0—24.6	0.03—	M
	" 5	"	"	+10.0	24.0—26.3	0.11	M
	" 6	"	"	+26.0	25.6—45.2	0.61	M
	" 7	"	"	+39.5	26.7—33.1	> 22.5	M
	" 8	"	"	+50.0	> 33.8	> 22.5	H
	" 9	"	"	+60.0	< 34.0	> 22.5	H
	2 WL-18	18	"	-30.5	8.7	0.03	S
	" 27	27	"	-30.5	8.0	0.034	S
	" 72	72	"	-32.5	7.17	0.03	S
	" 108	108	"	-30.5	11.0	0.06	S
	" 180	180	"	-30.0	11.8	0.04	S
	" 216	216	"	-34.5	12.5	0.044	S
	" 288	288	"	-31.5	13.8	0.014	S
Welded Joint Test of Steel A-1	1 WL-18	18	0.1	-30.5	15.05	0.058	S
	" 27	27	"	-29.5	14.25	0.056	S
	" 36	36	"	-26	7.6	0.03	S
	" 54	54	"	-32	13.15	0.026	S
	" 72	72	"	-29.5	14.45	0.074	S
	" 108	108	"	-30.5	11.32	0.046	S
	" 144	144	"	-29	12.73	0.050	S
	" 216	216	"	-32.5	15.0	0.05	S
	" 288	288	"	-32	19.0	0.07	S

Note: 1) Mean Stress is calculated in the Following Manner.

$$\sigma = \frac{P}{t(B-l)}$$

where P: Load at Fracture
B: Initial Breadth of Specimen
l: Length of Notch or Partial Crack
t: Original Plate Thickness

2) Mode of Fracture:

S: Single Stage Fracture at Low Stress Level
H: Fracture at High Stress Level
M: Multiple Stage Fracture

Table 1-6 Summary Results of Notch Tensile Test of Welded Joint and Base Metal

Kinds of Specimen	Specimen Code Number	Notch Length l (mm)	Notch Radius r (mm)	Temperature (°C)	Mean Stress σ (kg/mm ²)	Elongation (%) G.L. = 1000 mm	Mode of Fracture
Base Metal Test of Steel A-2	O-36-1	36	0.1	-61.0	28.8	0.14	H
	" 2	"	"	-52.5	28.6	0.20	H
	" 3	"	"	-40.5	26.9	0.15	H
	" 4	"	"	-31.5	27.7	0.14	H
	" 5	"	"	-23.0	27.3	0.19	H
	" 6	"	"	-11.0	26.6	0.32	H
	" 7	"	"	- 1.0	25.6	0.21	H
	" 8	"	"	+ 8.0	24.5	0.31	H
	" 9	"	"	+23.5	23.8	0.70	H
	" 10	"	"	+40.5	32.8	2.25	H
	" 11	"	"	+62.5	27.6	2.25	H
	OL - 18	18	"	-29.5	28.2	0.26	H
	" 72	72	"	-30.0	26.8	0.13	H
	" 144	144	"	-30.5	23.8	0.08	H
	" 216	216	"	-32.0	22.3	0.11	H
	" 288	288	"	-31.5	21.6	0.07	H
	OR - 03	36	0.3	-30.0	27.0	0.35	H
	" 05	"	0.5	-32.5	26.9	0.42	H
	" 10	"	1.0	-30.5	33.8	0.44	H
Welded Joint Test of Steel A-2	WR-03-1	36	0.3	-66.5	8.9	0.03	S
	" 2	"	"	-47.5	18.4	0.07	S
	" 3	"	"	-28.5	20.7	0.09	S
	" 4	"	"	-20.5	28.6	0.19	H
	WR-05-1	"	0.5	-68.0	14.2	0.05	S
	" 2	"	"	-49.5	24.6	0.115	S
	" 3	"	"	-31.0	21.4	0.10	S
	" 4	"	"	-22.5	21.8	0.095	S
	WR-10-1	"	1.0	-67.5	32.5	0.31	H
	" 2	"	"	-62.0	31.5	0.218	H
	" 3	"	"	-44.5	30.4	0.4	H
	" 4	"	"	-30.0	29.0	0.34	H
	" 5	"	"	+ 0.5	26.2	0.35	H
	" 6	"	"	+29.0	27.1—32.5	—	M

1-3-1 溶接接手の広幅切欠引張試験における低応力破壊条件

溶接接手の高い引張残留応力場に鋭い切欠をつけた試験片が、低い静的外力の下で脆性破壊を発生し、且つ伝播するためには、試験温度は切欠底部が殆んど延性を失う温度 (T_d) 以下で、しかも応力は母材の亀裂伝播の限界応力 (σ_{cr}) 以上の領域内でなければならないことは、すでに切欠長さ (l) を 36 mm, 切欠先端半径 (r) を 0.1 mm 一定とした昭和 33 年度研究によつて明らかにされたところである。

一方, Mylonas は rimmed 鋼の両端切欠引張試験片の切欠底部に局部的に、大きな圧縮予歪 (約

15%) を与えて降伏応力の 12% の平均応力のもとで脆性破壊を生ぜしめ、この低応力破壊の要因を延性の消失にあるものと主張している²⁾。

そして更に第 39 研究部会の昭和 33 年度の実験結果に言及し、引張残留応力の影響を否定し溶接接手の低応力破壊の原因を溶接時の歪硬化および時効による切欠底部の延性の消失のみに帰している。

Mylonas が取扱った局部的に甚しい圧縮歪歪を与えた試験片の切欠底部には un-loading に際して当然高い引張残留応力の分布が予想されるのであるが、それはさておき、溶接接手の脆性破壊強度におよぼす切欠長さおよび切欠半径の影響を研究するに当つて、とりあえず彼の指摘した切欠底部のいわゆる溶接脆化を取り除いた場合について低応力破壊の可能性を検討した。

Fig. 1-5 および Fig. 1-6 は A-2 材の溶接接手試験片の Notch Root をそれぞれ溶接熱影響部と溶接熱影響のない母材原質部とするように切欠長さ (l) を 36 mm および 144 mm とし、一方切欠半径 (r) は 0.1 mm 一定として各温度について引張試験を行ない、残留応力のない母材の切欠引張試験の結果と対比したものである。

これによると、切欠底部が母材原質部にある切欠長さ (l) を 144 mm とした溶接接手試験片においても -5°C 以下においてその材料の降伏点以下の低応力で脆性破壊が発生することが認められた

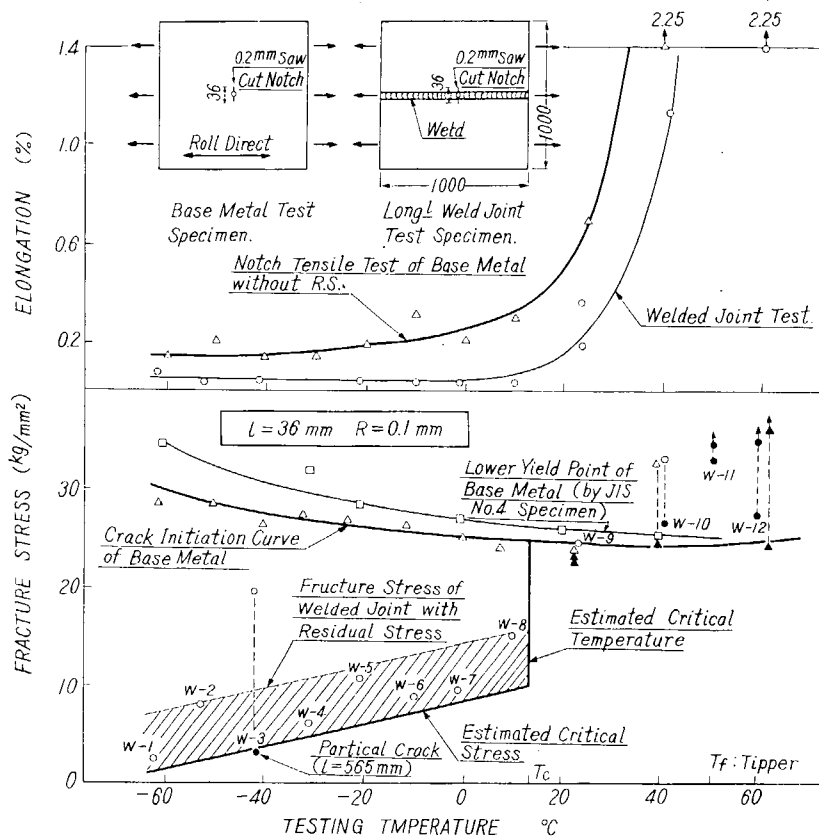


Fig. 1-5 Effect of Residual Stress on Brittle Fracture Stress of Welded Joint, and Relation between Lower Yield Stress and Fracture Stress of Saw Cut Notch Tensile Test Specimen of Base Plate of Steel A-2

(Fig. 1-6)。ここに示される溶接接手の低応力破壊の事例は、溶接による切欠底部の材質的変化を取り去って引張残留応力のみの影響を取り出し得たものと考えられる。一方、低応力破壊の限界温度すなわち残留応力により低荷重で脆性破壊が発生する限界温度は切欠長さを 36 mm とした場合は略々

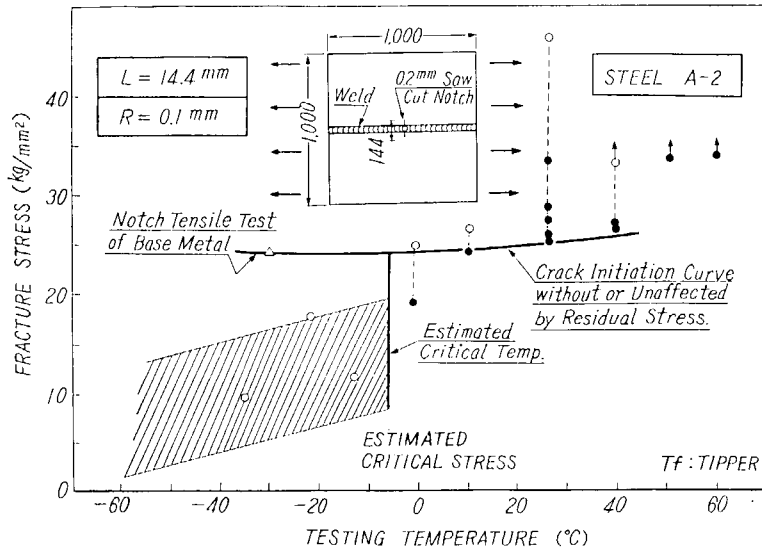


Fig. 1-6 Results of Notch Tensile Test of Welded Joint in Case of $L=144$ mm

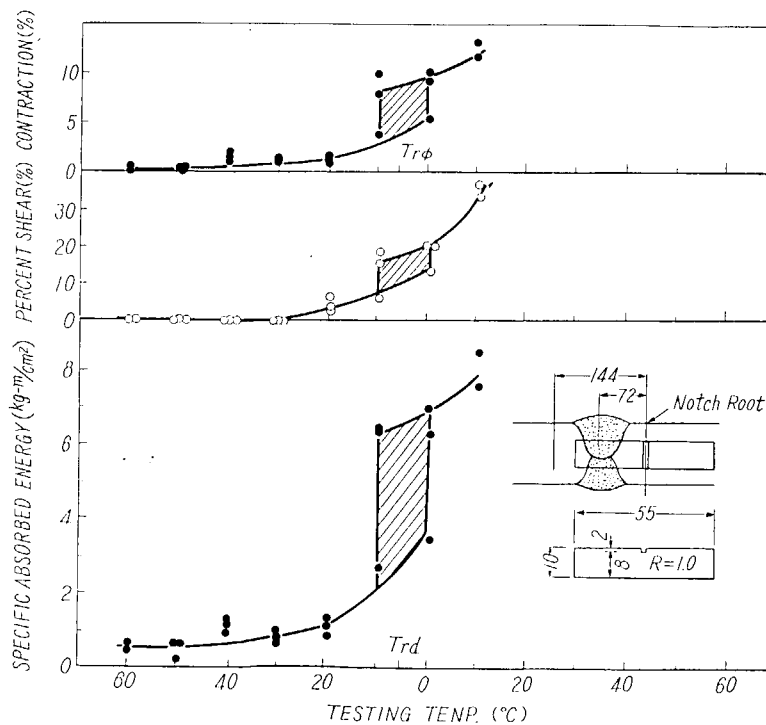


Fig. 1-7 Results of U Notch Charpy Test at Notch Root of Wide Welded Joint Specimen in Case of $L=144$ mm

+15°C で、切欠長さ 144 mm の場合の -5°C に比べて約 20°C 高温側に移っているのは主として切欠底部の溶接による脆化に起因するものと考えられる。

さて Fig. 1-7 は切欠が接手中心から 72 mm になるように広幅接手試験片から採取した U 切欠シャルピー試験片の試験結果であつて、脆性破壊試験片の切欠長さ 144 mm (接手中心より 72 mm の位置に切欠先端がある) の場合の切欠先端部の材質の切欠靱性を示すものである。U シャルピー試験の延性遷移温度 (Tr_d) と Fig. 1-6 に示す広幅切欠引張試験の低応力破壊遷移温度 (T_c) とがよく一致していることは、残留応力が脆性破壊の発生に影響をおよぼし得る条件が切欠底部延性が殆んど失なわれる温度領域にあることをさらに立証するものである。

以上の予備実験の結果より、切欠形状の影響を調べる本実験においてはその試験温度を母材原質部の延性遷移温度 (Tr_d) から約 20°C 低く下げた -30°C としたのである。

1.3.2 切欠長さが溶接接手における脆性破壊発生におよぼす影響

Fig. 1-8 は試験温度を略々 -30°C 一定とし、且つ切欠先端半径 (r) を 0.1 mm 一定とした場合の溶接接手の切欠引張試験において、切欠長さ (l) が脆性破壊の発生応力におよぼす影響を残留応力をもたない母材の切欠引張試験と対比して示しているが、この場合、溶接接手試験片はいずれも Single Stage で母材試験片よりも低い応力で破壊を起している。また溶接接手の破壊応力は昭和 33 年度の研究で採用された切欠長さが 36 mm の場合を谷として切欠長さがそれより短かくても長くても発生応力は大となつている。

切欠長さ (l) が 36 mm より短い場合、破壊応力が大きくなるのは主として Notch Root の材質影響によるものと考えられる。すなわちこの場合、溶接接手の断面を観察すれば、 $l=18$ mm の場合の切欠底部は略々溶着鋼の部分に相当し、また $l=27$ mm の場合は略々熱影響細粒化部に相当する

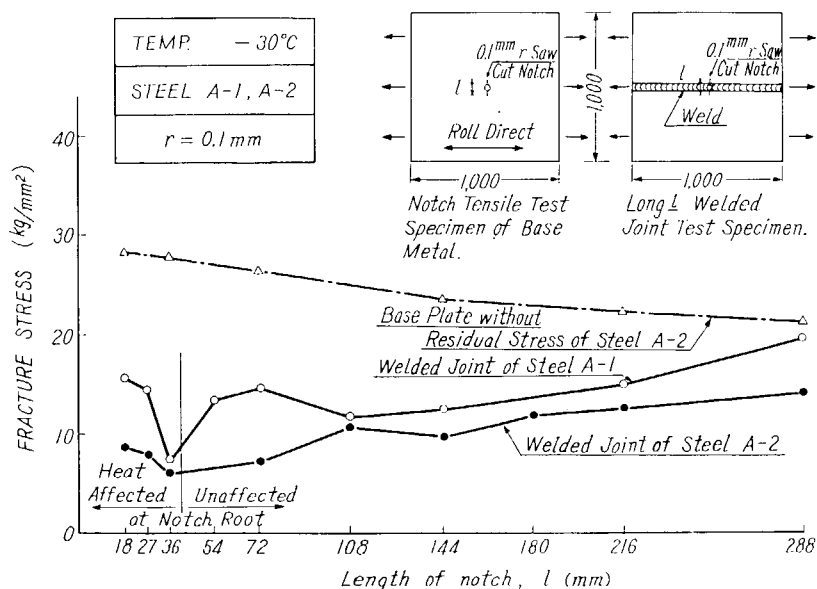


Fig. 1-8 Effect of Notch Length on Brittle Fracture Stress in Notch Tensile Test of Wide Welded Joint and Base Plate

もので、この部分の強度、靱性が $l=36\text{ mm}$ の切欠底部に較べて優れていることに起因するものであろう。要するに切欠底部が溶接接手の極く近傍にある場合には、その試験片の破壊応力は材質的影響に大きく支配されて不安定であることは略々明らかのものである。

一方、切欠長さ (l) を 36 mm 以上に長くした場合の溶接接手切欠引張試験片の切欠底部に関しては一様に略々母材原質部として、材質的变化は一応切離して切欠長さの形状的影響およびこれに伴う残留応力の影響のみを取り出して検討することができると考えられる。

すなわちこの場合、溶接接手の破壊応力は切欠長さと共に大きくなっており、鋼種によつて破壊応力値は若干異なるものの、切欠長さに対する増加率は略々同様の傾向を示している。

さらに破壊応力に対する切欠長さの形状効果は母材の切欠引張試験の結果にもあらわれている。すなわち残留応力のない母材の切欠引張試験の破壊応力は切欠長さの増加に伴い逆に低下しており、この点から考えれば前掲の Fig. 1-5 における Partial Crack ($l=565\text{ mm}$) を起した試験片 W-3 の第 2 次破壊応力 (19.6 kg/mm^2) が切欠長さ 36 mm の母材切欠引張試験片の破壊応力 (26.9 kg/mm^2) に達しない理由が略々説明し得るものと考えられる。Partial Crack を起した試験片の破壊応力に関しては Arrest による切欠底部の塑性変形およびこれに伴う応力解放等不明な点が多いので今後の研究に譲る。

さて昭和 33 年度の研究成果³⁾ から明らかなように、溶接接手試験片の接手中心に接手と直角方向にスリットを入れて行くとスリットの開口が生ずる。接手中心における開口の量はスリット（中心に对称）が半幅（接手中心よりスリット端までの長さ） 120 mm 程度までは略々直線的に増加し、それ以上スリットが長くなるに従つて漸次増加の割合は減少して行く。溶接による接手方向（即ち切欠と直角方向）の残留応力の分布は、切欠のない場合接手中心より 80 mm 程度まで引張りであり、それより離れると圧縮となる。

本実験のように切欠がある場合切欠部は応力解放されるため切欠先端部に引張残留応力が集中し、漸次減少して次第に低い値となり、切欠先端から相当離れたところから圧縮になつていふと考えられる。前述のスリット開口の測定結果から考察すると、切欠長さが増すに従つて切欠先端部の引張残留応力の値及びその分布領域の広さは次第に減少して行くであろうと考えても差支えあるまい。

Fig. 1-8 において、母材試験片においては切欠長さの増大に伴い破壊応力が減少しているに反し、溶接接手試験片においては切欠長さの増加に伴つて破壊応力が次第に高くなつて行くのは、以上のような理由によるものと考えられる。

1.3.3 切欠尖鋭度が溶接接手における脆性破壊の発生応力におよぼす影響

溶接接手および母材の切欠引張試験（切欠長さ 36 mm 一定）において、切欠先端半径 (r) を $0.1, 0.3, 0.5, 1.0\text{ mm}$ とかえた場合の切欠尖鋭度が脆性破壊の発生応力におよぼす影響を Fig. 1-9 に示す。上下の図はいずれも同じ内容をあらわしているが、上図は温度をパラメーターに、下図は切欠半径をパラメーターにとつたものである。

切欠尖鋭度が脆性破壊の発生に影響をおよぼす重要な因子であることは申すまでもなく、その影響は Charpy 等の小型切欠試験において吉識、金沢両教授を始め 多くの人々によつて理論的にあるいは実験的に解明せられており、一般に切欠半径 r と試験片の厚さ t との比 r/t が小さい値の時には

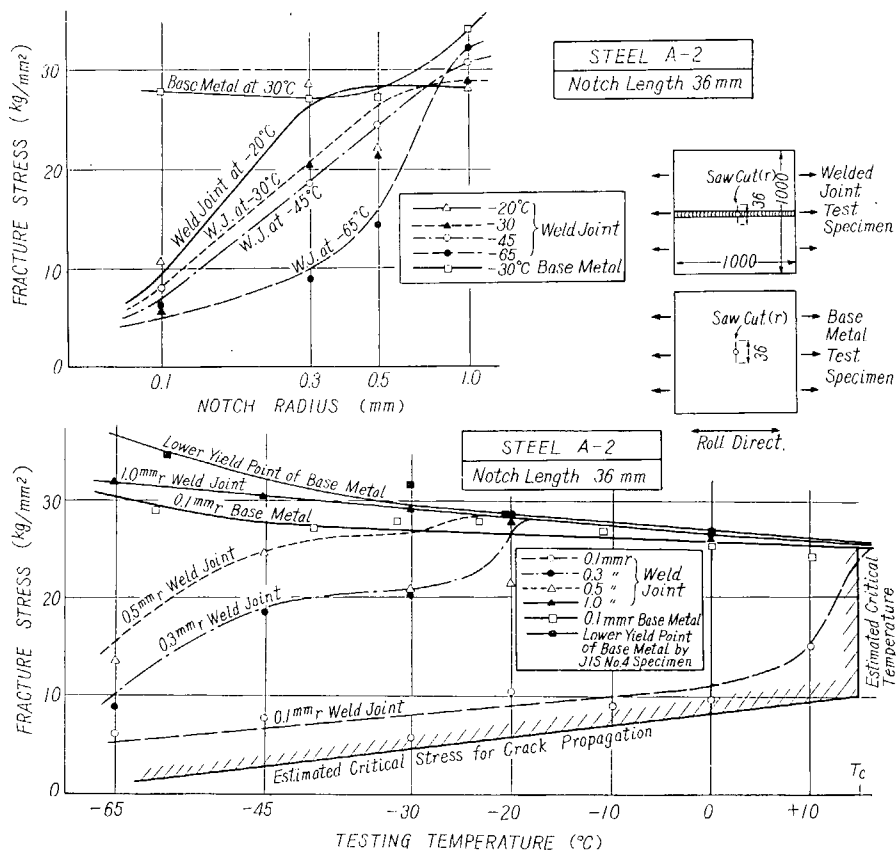


Fig. 1-9 Effect of Notch Radius on Brittle Fracture Stress in Notch Tensile Test of Welded Joint and Base Metal of Steel A-2

エネルギー遷移温度は略々一定であるが、 r/t が大きくなるに従つて低下し、次第に切欠のない場合の値に近づくことが立証されている。

小型試験の結果から直ちに大型試験の結果を推定することは、試験条件すなわち荷重速度、Stress Level、あるいは切欠底部の3軸応力比等が異なるため危険ではあるが、Fig. 1-9 の下図の結果をみると、溶接接手の広幅切欠引張試験においても切欠半径の影響は明らかに示されている。

すなわち切欠半径 r が 0.1 mm と充分尖鋭な場合には、溶接接手試験片は切欠底部の延性が殆んど失なわれる温度領域 (N.D.T.) 以下において高い引張残留応力の重畳と相俟つて容易に低応力破壊を起し得るが、切欠半径を 0.3, 0.5, 1.0 mm と大きくして行くと次第に低応力破壊は起し難くなり、 $r=1.0$ mm の場合には -65°C の低温まで冷却しても遂に降伏点以下の低応力破壊がえられず、また切欠半径 $r=0.3, 0.5$ mm の場合にはほぼ -30°C 以下の低温で降伏応力以下の平均応力で脆性破壊を発生することができたが、その破壊応力はいずれも切欠半径が 0.1 mm の場合より高い値を示した。この破壊応力におよぼす切欠半径の影響を Fig. 1-9 の上図に示すごとく試験温度をパラメーターにして整理してみると、溶接接手の破壊応力は同一試験温度 (ただし切欠底部の無延性遷移温度以下) において切欠半径の増大につれて高い値を示し、切欠半径が 1.0 mm になるとほぼ母材の降伏応力に達する傾向を示している。

以上の結果により溶接接手の脆性破壊発生応力におよぼす切欠半径の影響が略々明らかにせられ、これによつて高い引張残留応力場における低応力破壊には切欠の尖鋭度が温度と共に必要条件となることが判明した。

なお本報告に冒頭において切欠半径 1.0 mm の溶接接手引張試験片の低応力破壊遷移温度 (T_c) が切欠半径 1.0 mm の U 切欠シャルビー試験の延性遷移温度 (T_d) と相関を有することを述べて来たが、厳密な解釈をすればシャルビー試験片の切欠半径は広幅試験片の切欠半径と同一にすべきである。

しかるに急激に延性を失なう遷移温度は材料によつて一定の値を示すべき性質のものであり、また切欠半径が小になるとこの遷移温度を判然と見分けられぬ困難さの故に、発生エネルギーを多く必要とする切欠半径 1.0 mm の U 切欠シャルビーを選んだ訳である。

1.4 結 論

以上、突合せ溶接接手の広幅切欠引張試験において明らかにされた切欠形状、すなわち切欠の長さおよび切欠半径が脆性破壊の発生応力におよぼす影響を残留応力を有しない母材の切欠引張試験の結果と対比して、これを総括すると次のような結論が得られる。

(1) 切欠長さを延長して切欠底部を溶接熱影響部から母材原質部に移した溶接接手試験片では、母材の延性が殆んど失なわれた温度領域において低応力破壊を起し、これと同じ切欠形状を有する母材試験片の脆性破壊応力は同じ温度領域で降伏応力に近い値を示すことから、溶接接手の低応力破壊の要因は主として残留応力にあり、Mylonas の指摘した切欠底部の延性の消失はその必要条件であるが充分条件ではないものと考えられる。

(2) 溶接接手における脆性破壊の発生応力はまた切欠の長さにも影響される。切欠長さが充分短かくて切欠底部が溶接接手の近傍にあるときは、破壊強度は主として切欠底部の材質的变化に左右され、また切欠底部が母材原質部に達するように長ければ破壊強度は切欠長さに比例して増大するが、これは主として残留応力の解放の程度に左右されるものと考えられる。一方、母材の切欠引張試験においては、切欠長さの増大に従い破壊強度は逆に低下する。

(3) 切欠半径が大きくなると同一温度における溶接接手の破壊応力は増大し、切欠半径が 1.0 mm に達すると -65°C の低温においても、もはや低応力破壊を起し難いことが判つた。切欠半径がそれ以下の 0.5, 0.3 mm 程度になると低応力破壊が一部認められ、切欠半径が 0.1 mm 程度になると切欠底部の延性遷移温度 (T_d) 以下の全温度領域にわたつて低応力破壊の可能性のあることが明らかにされた。

考 参 文 献

- 1) 日本造船研究協会報告 No. 27, 5/6
- 2) Prestrain, Size and Residual Stress in Static Brittle Fracture Initiation, by C. Mylonas, Weld. Jour., Oct., 1959, 414S/424S
- 3) 日本造船研究協会報告 No. 27, 21/22

第2章 溶接構造物の不連続構造端部における形状影響が 脆性破壊の発生と伝播に及ぼす影響に関する研究

2.1 ま え が き

溶接接手の中央に切欠が存在する場合には、その高い引張残留応力の影響により、鋼材特有の或る温度以下の低温では、試験片全体から見た平均応力は低くても、極めて低い外荷重（例えば平均応力が降伏点の 1/5 程度）を静的にかけるだけで脆性亀裂が切欠から発生し、試験片全面に亘って伝播する可能性のあることが前年度の研究によつて明らかにされた。

さて実際の溶接構造物においては程度の差はあるが構造的な不連続性を避け難い。そして溶接構造物の脆性破壊の事故例を見るとこのような不連続部から破壊を発生している例がほとんどである。このような場合には不連続局部における溶接残留応力と構造上の不連続性による歪集中とが重畳して上に述べた平板溶接縦接手と同様に脆性破壊発生の要因を形成していると考えられ、したがつて不連続端部の溶接に際しての溶接欠陥あるいは使用中疲労その他の事由により不連続端部に切欠となる微小亀裂を生じた場合にはやはり或る温度以下で割に低い外荷重によつて脆性破壊を発生する危険性が考えられる。

以上述べたような現象を実験室的に再現し、これを解析するため以下に述べるような実験研究を行なつた。

2.2 予 備 実 験

本実験に先立ち標準 V シャルピーによる Tr_{15} が $+14^{\circ}\text{C}$ の鋼材を選び Fig. 2.1 のような試験片を作成した。すなわち板厚 20 mm の 500 mm $\times$ 500 mm の平板の中央に図のような鋭切欠を加工してから二重張板を溶接し、更にその上に T 型の防撓材を溶接した。試験片製作後、その 1 枚は 650°C 、1 時間の応力除去焼鈍を行なつた。

切欠方向と平行の端面をチャック板に溶接してから荷重装置にとりつけ、試験片全体を所定の温度に冷却し、その温度に保持しながら荷重を加えた。

試験結果は Fig. 2.2 に示す通り As Weld 試験片が -63°C において平均応力 9.5 kg/mm^2 で破壊を発生し全面に亘って伝播したが、焼鈍した試験片は -53°C において平均応力 24.7 kg/mm^2 に達してもなお、破壊を発生しなかつた。標準 V シャルピーの試験結果から考えるとこの材料は -50°C 程度においては完全に脆性であり、したがつて焼鈍した試験片がこの低温において降伏点以下の低応力で脆性破壊を生じなかつたのは、二重張板の幅と間隔および T 型材の寸法が不適当であるため切欠部における歪集中が少なかつたことと、焼鈍によつて残留応力が除去されたことによるものと考えられる。尤もこの試験片における隅肉溶接による残留応力は、前年度の研究または本編第 1 章の試験片におけるような突合せ接手の残留応力に比べれば、当然相当に低いものであることが推定

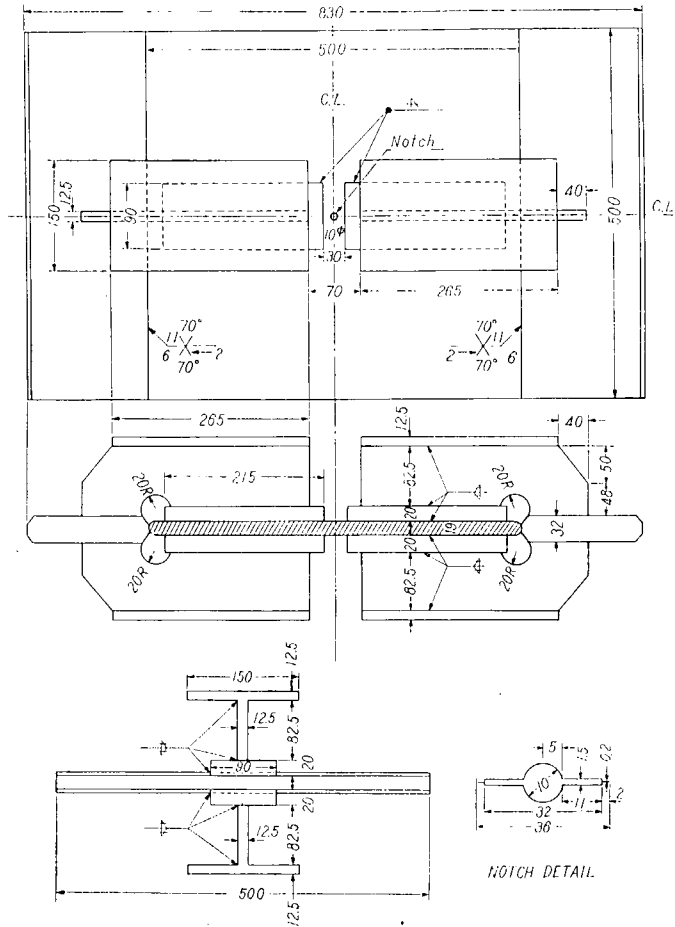


Fig. 2-1 Details of Preliminary Test Specimen

されるが、いづれにせよこのような残留応力がない場合でも切欠部の歪集中が大きければ低荷重において脆性破壊を生じ得るし、またこれに残留応力が重畳していれば更に低い荷重で破壊が発生する筈である。実際の溶接構造物では一般にこのような局部を焼鈍することはなく皆 As Weld の状態であることを考えて、本実験においては As Weld 試験片について破壊試験を行なうこととした。

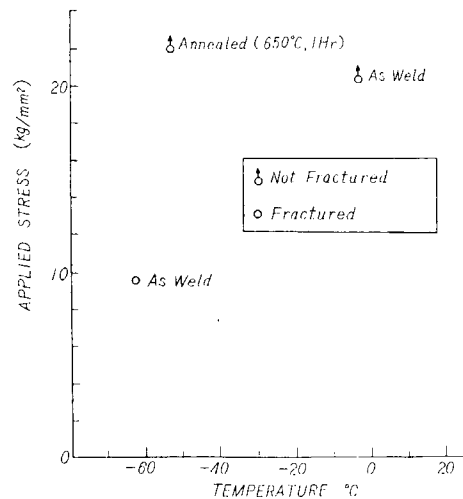


Fig. 2-2 Results of Preliminary Test

2.3 試 験 片

2.3.1 供 試 鋼 材

本試験に採用した鋼材は特に脆性破壊試験用として試作した板厚 20 mm の脆性材であり、その化学成分および機械的性質を Table 2.1 に示す。

Table 2.1 Chemical Composition and Mechanical Properties of Steel tested

Chemical Composition (%)						Mechanical Properties		
C	Si	Mn	P	S	Mn/C	σ_y (kg/mm ²)	σ_u (kg/mm ²)	ϵ (%)
0.24	0.02	0.40	0.040	0.026	1.7	26.0	45.2	30

試験温度を設定する際の参考とするため供試鋼のロール方向およびそれと直角方向に試験片を採取し、板厚方向に切欠を付けた標準 V シャルピー、標準プレスシャルピー、標準 U シャルピー、衝撃試験を行なった。試験結果を Fig. 2.3 より Fig. 2.5 に示す。また各遷移温度を重ねると Fig. 2.6 のようになる。Fig. 2.7 はシャルピー試験片の破断面の写真である。シャルピー試験結果を総括したものが Table 2.2 である。以上の試験結果より -20°C 、 0°C 、 20°C の 3 温度における吸収エネルギーをまとめると Table 2.3 を得る。

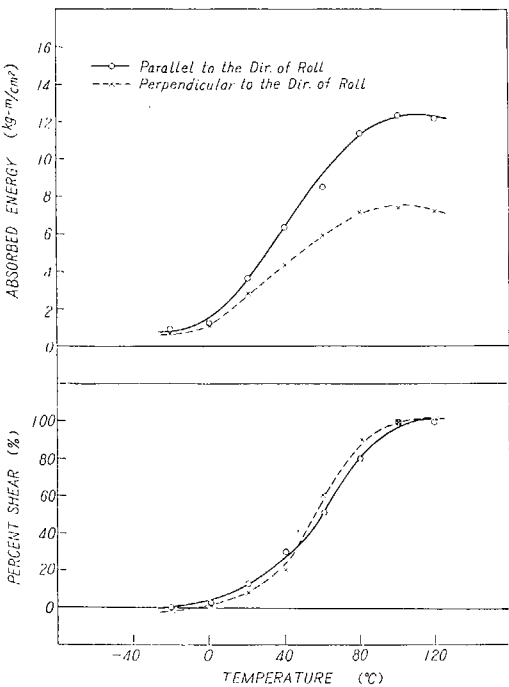


Fig. 2.3 Results of Standard V-Notch Charpy Impact Test of Base Plate

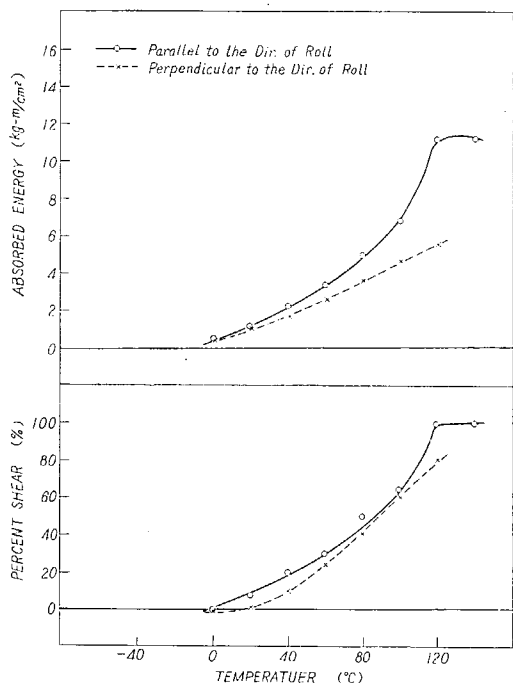


Fig. 2.4 Results of Pressed Notch Charpy Impact Test of Base Plate

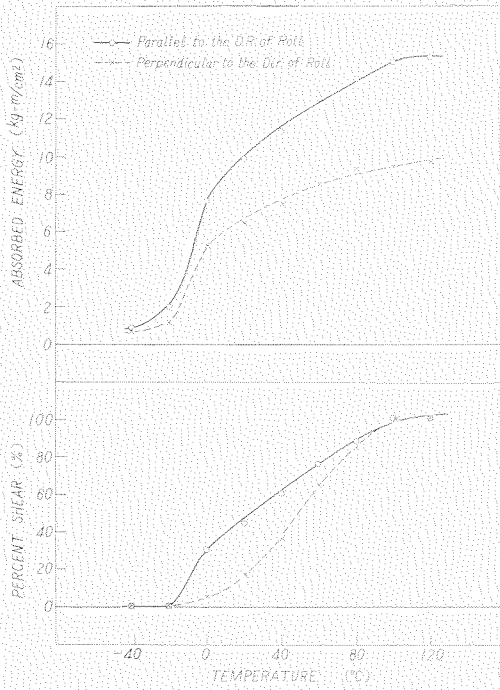


Fig. 2-5 Results of Standard U-Notch Charpy Impact Test of Base Plate

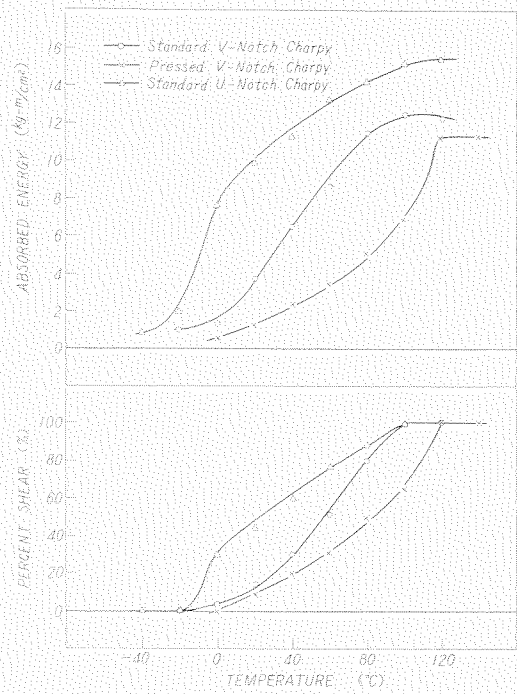


Fig. 2-6 Comparison of Transition Curves (Parallel to the Direction of Roll)

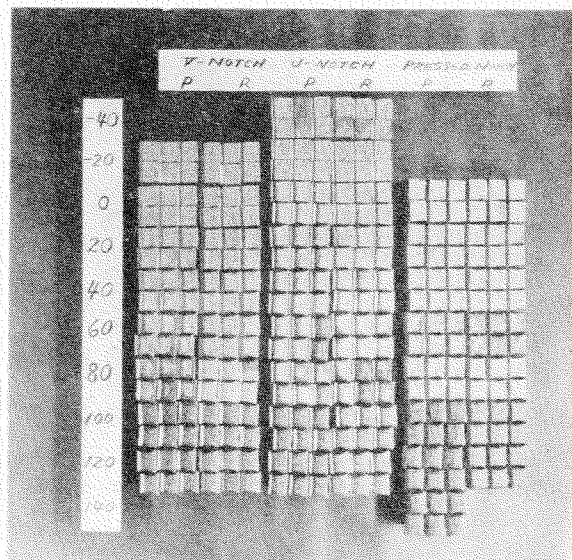


Fig. 2-7 Fractured Surface of Charpy Impacted Specimens

Table 2-2 Absorbed Energy and Shear Percent in Charpy Test

Temp. (°C)	E kg-m/cm² S %	Standard V-Notch						Standard U-Notch						Pressed Notch									
		P			R			P			R			P			R						
		1	2	3	mean	1	2	3	mean	1	2	3	mean	1	2	3	mean	1	2	3	mean		
		1	2	3	mean	1	2	3	mean	1	2	3	mean	1	2	3	mean	1	2	3	mean		
-40	E									0.48	0.97	0.97	0.8	0.73	0.45	0.97	0.8						
	S									0	0	0	0	0	0	0	0						
-20	E	0.97	0.73	0.97	0.89	0.97	0.48	0.97	0.8	1.7	2.3	2.0	1.9	1.2	1.2	0.73	1.0						
	S	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0						
0	E	1.2	1.2	1.2	1.2	1.2	1.2	1.2	1.1	8.3	7.3	7.3	7.6	4.1	5.2	5.8	5.2	0.48	0.48	0.48	0.48	0.48	0.48
	S	2	3	2	2.3	2	0	1	1	30	3.5	3.0	27	5	7	7	6.3	0	0	0	0	0	0
20	E	3.3	3.8	3.8	3.6	3.0	2.3	3.0	2.8	9.3	10.3	9.8	9.8	5.8	6.7	6.4	6.3	1.2	1.2	1.2	1.2	0.97	1.2
	S	20	15	20	18	10	7	10	9.0	45	45	40	43	12	20	17	16.3	5	8	8	7.0	1	3
40	E	5.5	6.4	7.3	6.4	4.6	4.4	3.9	4.3	11.3	11.3	10.6	11.1	7.3	7.3	7.7	7.4	2.5	2.3	2.0	2.3	1.7	1.7
	S	25	30	40	3.2	3.0	2.0	2.5	25	60	60	60	60	35	35	35	35	20	20	25	22	10	13
60	E	9.3	7.0	9.3	8.5	6.4	5.8	6.5	5.9	13.4	13.8	12.3	13.2	8.9	8.3	8.0	8.4	3.5	3.3	3.8	3.4	2.5	2.8
	S	55	50	55	53	6.0	6.5	6.5	63	80	70	68	70	65	70	65	67	30	30	30	35	35	30
80	E	11.3	10.9	12.0	11.4	7.3	7.3	7.0	7.2	14.1	14.1	14.1	14.1	9.3	9.3	9.3	9.3	4.6	5.2	5.2	5.0	3.8	3.8
	S	80	80	80	80	8.5	90	95	90	90	90	90	90	85	80	85	83	50	55	50	51	40	45
100	E	12.0	12.3	12.2	12.4	7.3	7.3	7.2	7.3	14.8	14.8	15.6	15.1	9.3	9.3	9.6	9.4	70	6.7	6.7	6.8	4.9	4.6
	S	100	100	100	100	100	97	100	99	100	100	100	100	100	100	100	100	7.0	65	65	67	70	70
120	E	12.0	12.7	12.0	12.2	7.0	7.3	7.2	7.2	16.3	14.8	14.8	15.3	9.3	9.6	12.3	9.7	11.3	11.0	11.3	11.2	58	58
	S	100	100	100	100	100	100	100	100	100	100	100	100	100	100	100	100	100	100	100	100	80	80
140	E																	11.3	11.0	11.3	11.2		
	S																	100	100	100	100		

Note: P = Parallel to the Direction of Roll E = Absorbed Energy kg-m/cm²
R = Perpendicular to toe Direction of Roll S = Percent Shear %

Table 2-3 Absorbed Energy (E temp.)

Notch Temp. (°C)	Standard. V	Standard U	Pressed V
0	1.2	7.6	0.48
20	3.6	9.8	1.2
-20	0.89	1.9	—

2-3-2 試験片形状および寸法

予備実験の結果を参考として Fig. 2-8 に示すような試験片を製作した。すなわち予備試験片と同様に板厚 20 mm, 500 mm×500 mm の母板中央に 10 mmφ の円孔を開け, バンドソーによつて幅 2 mm 長さ 11 mm のスリットを左右対称に拡げてから更に 0.2 mm 幅で 2 mm 切り進んで鋭切欠を加工した。その後幅 b の二重張板を間隔 d で母板に隅肉溶接し, 別に組立てておいた T 型材をその上に隅肉溶接した。二重張板の幅 b および間隔 d は図中の表のように変え各組合わせに対して 5 枚乃至 6 枚づつの試験片を製作した。組立てた試験片の 1 例を Fig. 2-9 に示す。

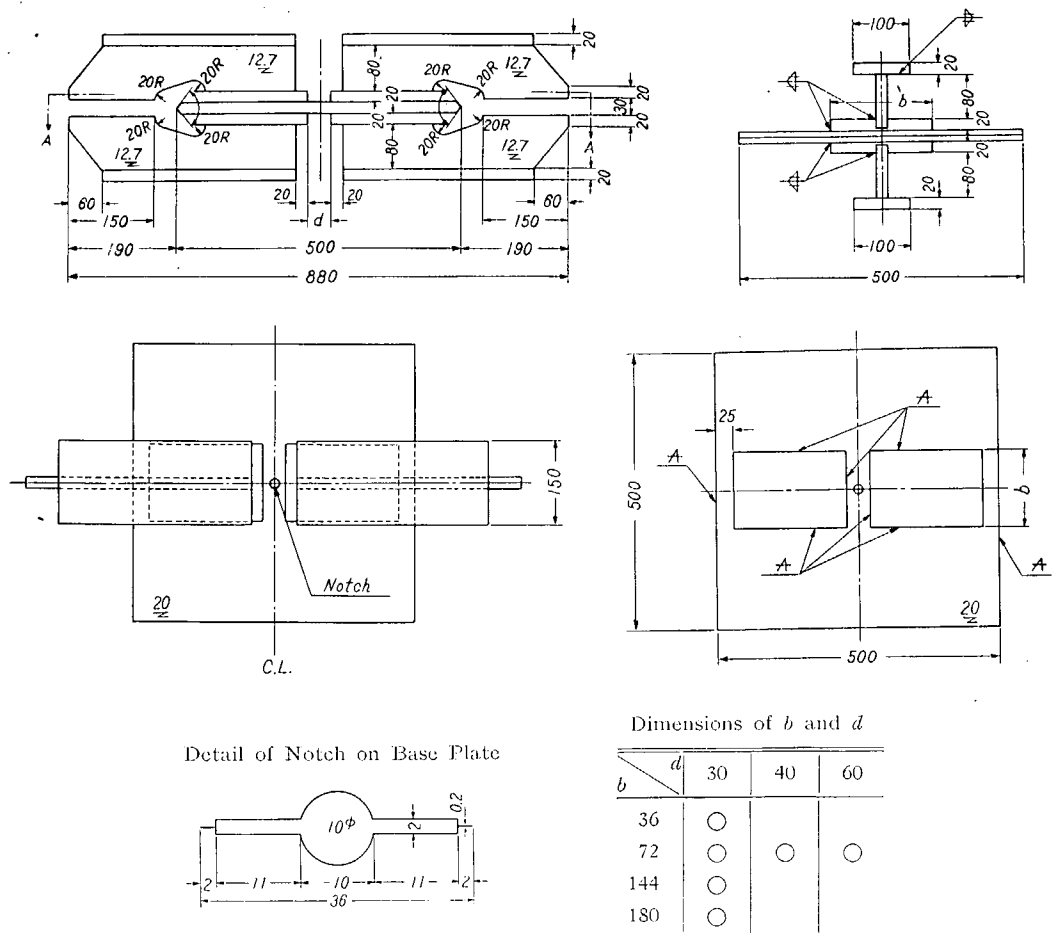


Fig. 2-8 Details of Test Specimen (Code: DW)

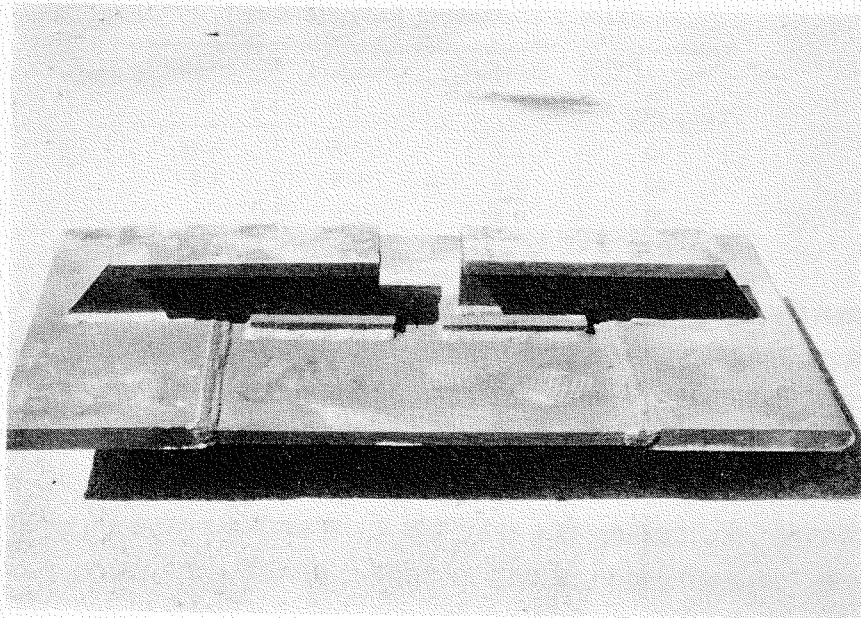


Fig. 2-9 Test Specimen

2-3-3 溶接による亀裂発生

二重張板の幅 b が 36 mm および 72 mm、間隔 d が 30 mm および 40 mm の試験片は組立て溶接後 1 日乃至 3 日放置している間に切欠先端より亀裂を発生し若干距離進展した。Table 2-4 に試験片符号、製作総数、溶接後放置の状態で亀裂を発生した試験片の数を総括してある。なお試験片符号

Table 2-4 Number of Specimens cracked after Their Built Up

Code of Specimen	Total Number of Specimen (N)	Number of Specimen in which Crack observed after Built Up (Nc)	Nc/N (%)
DW-36-30	5	4	80
DW-72-30	5	2	40
DW-72-40	4	1	25
DW-72-60	4	0	0
DW-144-30	4	0	0
DW-180-30	5	0	0

の前の数字は二重張板の幅を、又後の数字は間隔を示し、例えば DW-36-30 は二重張板の幅が 36 mm、間隔が 30 mm の試験片である。さて DW-36-30 は製作総数の 80% に亀裂を生じ、DW-72-30 は 40%、同一幅でも間隔の広い DW-72-40 は 25% の発生率となつている。この亀裂の発生には母材の脆性遷移温度が高いことと相俟つて二重張板と母板との隅肉溶接および防撓材の隅肉溶接による残留応力が大きな要因をなしていることは明らかであるが、特に二重張板の幅が切欠幅より広くなる程、又間隔が大きくなる程亀裂発生率が低下しているのは興味深い。溶接後進展した亀裂の長さは大体において全幅 100 mm~190 mm 程度であつた。亀裂発生した試験片について X 線写真をとり亀裂長さを求めたが、破断後破面より直接求めた亀裂長を Table 2-5 備考欄に記入しておいた。

2.4 試 験 方 法

2.4.1 破 壊 試 験

予備試験の場合と同様に試験片をチャック板に溶接し荷重装置に設置し、Fig. 2.10 のように冷却槽を取り付けドライアイスとアルコールにより試験片の冷却を行なった。冷却された試験片の温度は切欠を含む中心線上6点にハーカッション溶接した 0.6 mm ϕ の銅・コンスタンタン熱電対により検出した。試験片の温度が各測定点で均一になったのを確認してから、荷重をかけ破壊させた。

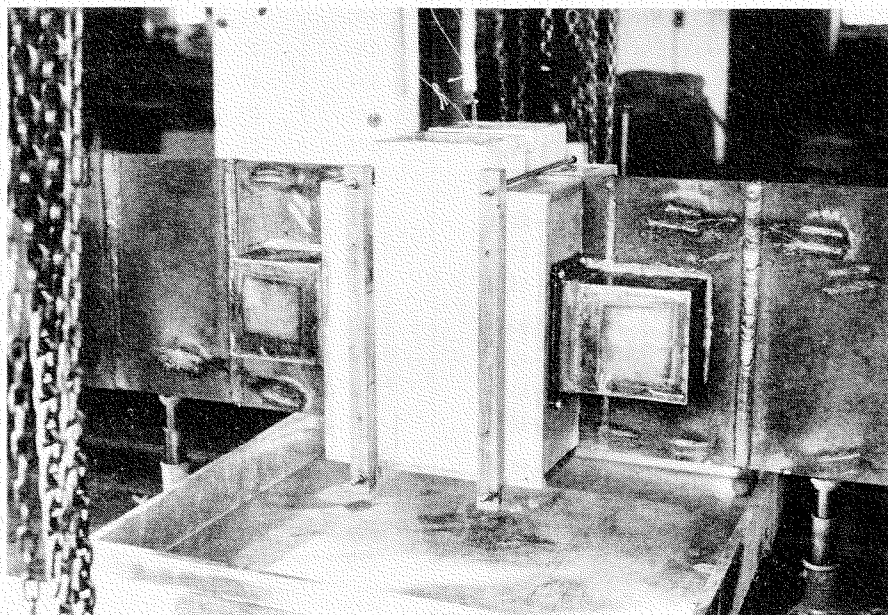


Fig. 2.10 Specimen with Cooling Boxes and Thermo-Couples

2.4.2 歪 測 定

脆性破壊試験結果を考察するため試験片の切欠を含む中心線において各荷重時の歪測定を行なった。すなわち切欠を加工していない試験片をチャックに溶接した後 Fig. 2.8 の平面図の C.L. に沿って表裏面に2軸歪計を貼付した。歪計の配置は二重張板の幅に応じて適宜変えた。次に荷重装置により平均応力 5, 10, 15 kg/mm² の外力をかけその各応力に保持した際の歪分布を測定した。

2.5 試 験 結 果

2.5.1 破 壊 試 験

試験結果を Table 2.5 に総括した。表中試験片符号にCを付けてあるのは 2.3.3 節で述べたように組立て溶接後放置の状態で亀裂を生じた試験片であり、その亀裂長さを備考欄に示す。DW-72-30-4C は温度 -25°C 、平均応力 15.9 kg/mm² において部分破壊を生じたがその他はすべて一段破壊を示した。破断応力は切欠を除き、又溶接後亀裂を生じたものではその亀裂長を除いた断面積で求めた。Table 2.5 をプロットして Fig. 2.11 を得る。

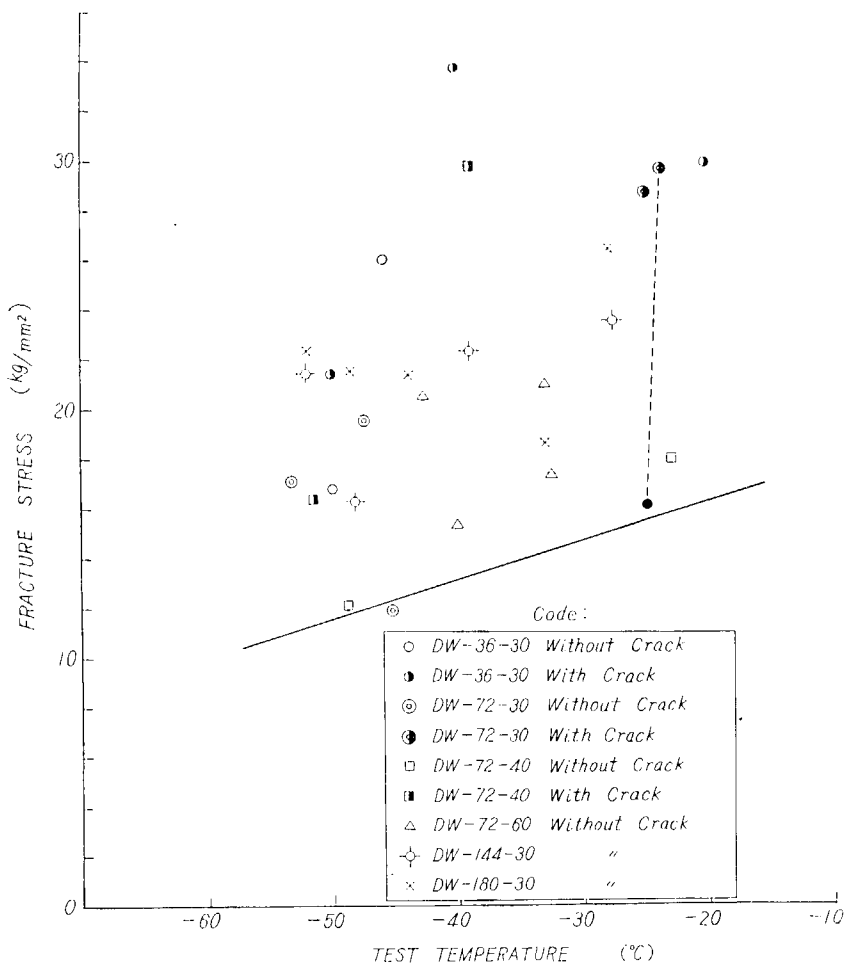
Table 2.5 Summary Results of Test

Code of Specimen	Temperature of Specimen (°C)		Breaking Load (ton)	Breaking Stress (kg/mm ²)	Remark
	At Start of Loading	At Breaking			
DW-36-30-1C		-40.0	213	33.5	a.w.c. 144 mm
-2C	-54.6	-50.2	155	21.3	a.w.c. 141 mm
-3	-52.5	-49.5	157	16.7	
-4C	-51.2	-46.1	195	25.9	a.w.c. 124 mm
-5C	-33.3	-20.2	225	29.7	a.w.c. 100 mm
DW-72-30-1		-45.3	109	11.8	
-2	-53.0	-47.7	180	19.4	
-3	-54.6	-53.5	157	17.0	
-4C	-37.6	-23.8	165	29.6	a.w.c. 93 mm
-5C	-27.4	-24.8	175	28.7	p.f. 15.9 kg/mm ² , -25°C a.w.c. 189 mm
DW-72-40-1C	-44.5	-38.9	200	29.7	a.w.c. 164 mm
-2	-53.2	-51.5	155	16.4	
-3	-25.7	-23.1	167	17.9	
-4	-49.6	-48.8	109	12.0	
DW-72-60-1		-39.8	142	15.4	
-2	-46.2	-42.4	193	20.5	
-3	-38.0	-33.1	195	21.0	
-4	-35.9	-32.3	162	17.4	
DW-144-30-1	-48.6	-48.2	150	16.1	
-2	-54.3	-52.0	200	21.3	
-3	-41.9	-39.3	206	22.2	
-4	-33.8	-27.7	218	23.5	
DW-180-30-1	-55.4	-51.0	205	22.1	
-2	-46.1	-44.0	198	21.3	
-3	-41.6	-33.0	172	18.6	
-4	-29.7	-27.7	243	26.2	
-5	-51.3	-48.5	202	21.7	

Note: a.w.c. Length of Crack before Tension Test

p.f. Partial Fractured; Temperature -25°C, Mean Stress 15.9 kg/mm²

二重張板の幅 72 mm, 間隔 30 mm の DW-72-30-1 試験片は -45.3°C において 11.8 kg/mm² の平均応力で破断し, 試験結果中最低の破断応力を示している。これに次いで DW-72-40-4 の破断応力は -48.8°C で 12.0 kg/mm² である。DW-36-30, DW-72-30, DW-72-40 試験片の中溶接後亀裂を生じたものは破壊試験前の亀裂長が初めに加工した亀裂長とすでに異なっているため同系列のものとして扱うことは出来ない。例えば DW-36-30-1C は DW-144-30 にまた DW-36-30-5C は DW-100-30 系列と見做さなければならない。したがって DW-36-30 系列の試験片は実際には DW-36-30-3 のみであり, これは -49.5°C において 16.7 kg/mm² で破断しその破断応力は最低の DW-30-1 より約 5 kg/mm² 高い。前に述べたように DW-36-30 系列の溶接による亀裂発生率が最高であつたことから考えれば DW-36-30 の破断応力は最低値に近い値となるべきであるが, 試験片の数



が少なく、また歪集中の因子の他に諸因子が混在しているためこのような結果を示したものと考えられる。大体において間隔 30~40 mm で幅が 72 mm までの試験片による実験点は低応力側に属し、幅が 144 mm~180 mm および 72-60 の点は高い方に属しているようである。溶接後 120 mm から 190 mm の亀裂を生じた試験片の破断応力は当然高いが、亀裂長 93 mm であった DW-72-40-4C だけは 15.9 kg/mm² で部分破断を起している。破断面の 1 例として DW-36-30-5C の中央部破面の写真を Fig. 2・12 に示す。切欠中心を対称として左右 50 mm 程度づつ伸びた亀裂は溶接後生じたものである。

2・5・2 応 力 集 中

2・4・2 節に述べた方法に従って測定した応力分布の測定結果の例を Fig. 2・13 および Fig. 2・14 に示す。各平均応力に対する応力分布曲線はいずれも二重張板のある中央部において集中を生じてい

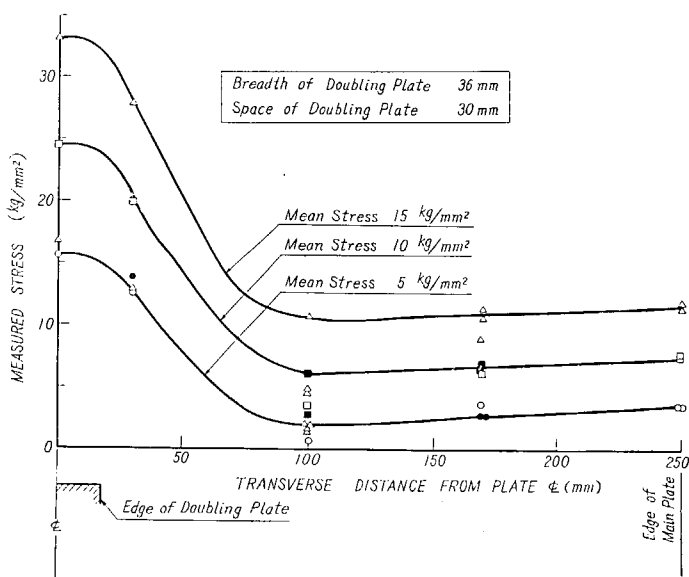


Fig. 2・13 Transverse Distributions of Longitudinal Stress in DW-36-30 Specimen (Without Notch in the Center of Plate)

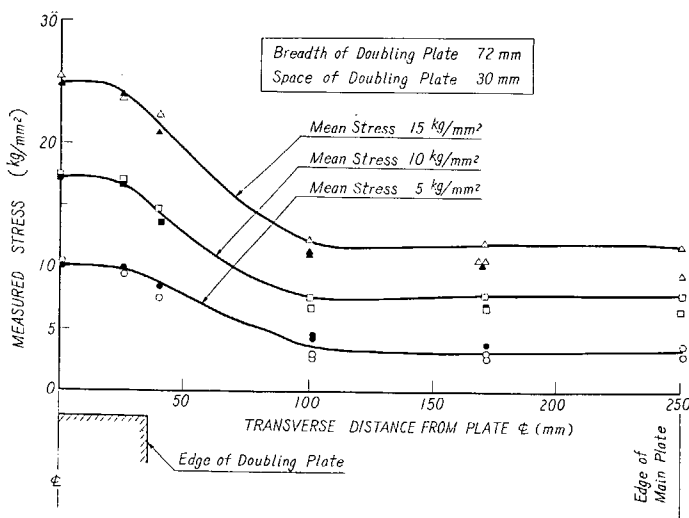


Fig. 2・14 Transverse Distributions of Longitudinal Stress in DW-72-30 Specimen (Without Notch in the Center of Plate)

る。今中央における応力と端面における応力とを各試験片についてプロットすると Fig. 2-15 のようになる。横軸は試験片全断面に関しての平均応力、縦軸は測定された応力である。端面における応力はいずれの試験片についてもほぼ同等で常にその時の平均応力より低い。試験片中央の集中応力の値は試験片によつて異なり二重張りの幅 36 mm, 間隔 30 mm の場合が最も高かつた。平均応力と各点の応力との比をとり二重張板の幅との関係をとると Fig. 2-16 のようになる。すなわち幅が広くなる

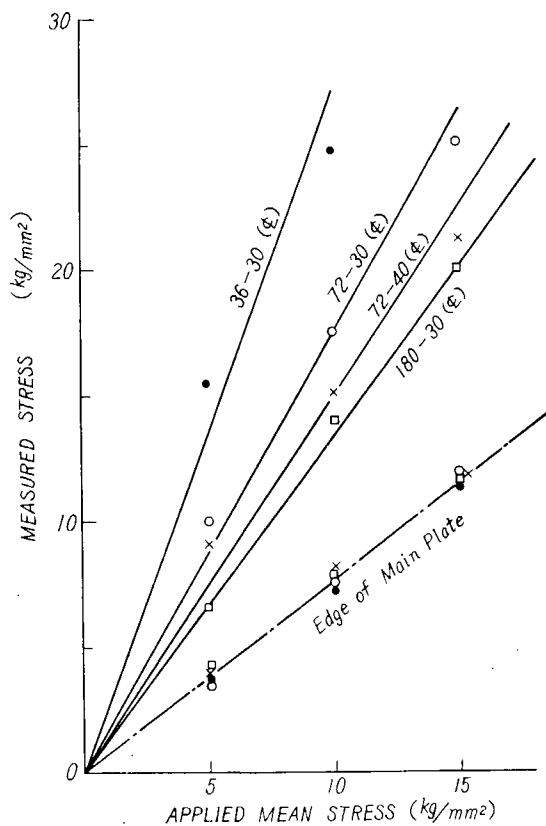


Fig. 2-15 Relations between Applied Mean Stress and Local Stress

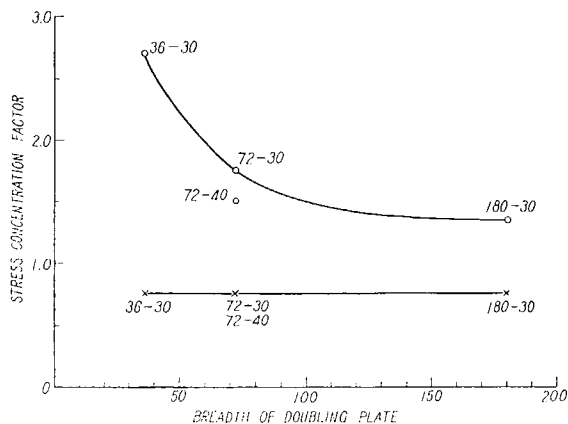


Fig. 2-16 Relation between Stress Concentration Factor and Breadth of Doubling Plate

程中央部での集中係数は減少し、また間隔が 30 mm (72-30) から 40 mm (72-40) に広がるとやはり集中度が減少している。さきに述べたように DW-72-30, 72-40 が割合に低い外荷重によつて脆性破壊を生じ、DW-144-30, DW-180-30 および DW-36-30, 72-30, 72-40 試験片で溶接後割れを生じたものが降伏点程度の高い応力で破断した理由の大きな要因として Fig. 2-16 の曲線を考えることが出来る。

2.6 結 論

以上の結果を考察して次の結論が得られる。

(1) 切欠幅の 1 倍乃至 2 倍程度の幅を有する二重張板が 40 mm 程度以下に近接するような不連続部を有する溶接構造物において、その不連続部に切欠が存在し且つ母材の遷移温度が高い場合には組立溶接後放置しておくだけで切欠から亀裂を生じ二重張板の幅の 2 倍乃至 2.5 倍の長さに進展する可能性が充分にあり、これが爾後の使用状態における脆性破壊を惹起する要因となる危険性がある。

(2) 上記のような不連続構造ならびに切欠を有する溶接構造物は溶接によつて亀裂が進展しなかつたような場合においては、母材の脆性亀裂伝播限界温度以下では相当に低い外力を静的にかけるだけで切欠から脆性破壊を発生する可能性がある。本研究で得られた最低の破断応力は二重張板の幅 72 mm, 間隔 30 mm の場合 -45.3°C において平均応力にして 11.8 kg/mm^2 であつたが、不連続構造端部の形状が更に苛酷な条件であればより一層低い応力で脆性破壊を発生するであろうと考えられる。

第3章 連続2次部材の破断による脆性破壊の発生並びに2次部材に発生した脆性亀裂の主部材への伝播に関する研究

A. 連続2次部材破断の影響に関する研究

3.1 ま え が き

強度部材に T 型鋼などの連続防撓材が溶接されている構造物においては、普通型鋼の切欠靱性が、強度部材のそれよりも劣る場合がある。このような場合、防撓材などの2次部材が疲労による亀裂などにより脆性破壊を発生して破断した場合、その衝動によつて強度部材が影響を受け、もし強度部材と2次部材との接合部に溶接欠陥その他による切欠が存在する場合には、このため強度部材においても切欠から脆性破壊が発生し、且つ進展する可能性が考えられる。このような現象を実験室的に再現しようとする試みはまだなされていなかった。そこで以上の可能性を確めるため、以下に述べる研究を行なつた。

3.2 予 備 試 験

本 A 項目および次の B 項目の実験をするためにはその研究目的からかんがみて、なるべく低い平均応力において防撓材に加工してある切欠から脆性亀裂が発生することが望ましい。

そこで、防撓材端面に加工する切欠の条件を見出すため、予備実験を行なつた。

予備試験片形状を Fig. 3.1 に示す。切欠としては Fig. 3.2 の4種類を採用した。また切欠加工後、補助溶接ビードをおいた試験片についても実験を行なつた。試験片の各要目を Table 3.1 に総括し

Table 3.1 Specimens in Preliminary Test

Code of Specimen	Notch	Auxiliary Weld	Reference Fig.
P	5 mm Pressed	No.	Fig. 3.1
PW-1	5 mm Pressed	Longitudinal Bead Weld	Fig. 3.3
PW-2	5 mm Pressed	Transverse Bead Weld	Fig. 3.5
P 5 W	5 mm Pressed	Longitudinal Bead Weld	Fig. 3.3
P10W	10 mm Pressed	Longitudinal Bead Weld	Fig. 3.3
MW-1	Kenedy	Longitudinal Bead Weld	Fig. 3.4
MW-2	Kenedy	Transverse Bead Weld	Fig. 3.5

た。Fig. 3.3 から Fig. 3.5 に各試験片の詳細を示す。なお寸法はすべて Fig. 3.1 と同一である。補助溶接には D 4303 の TB-24 (神鋼) の 4 mm ϕ を使用し PW-1, MW-1 に対しては4パス、1層 (高さ 2 mm, 幅 20 mm) とし、PW-2, MW-2 に対しては2パス、1層 (高さ 3 mm, 幅 12 mm) とした。MW-1 試験片における補助ビード溶接は Fig. 3.4 のように切欠を中心として長さ 180 mm に盛つた。この場合あらかじめ切欠にカーボランダムを充填しておいたがビードに割れを生じなかつた。

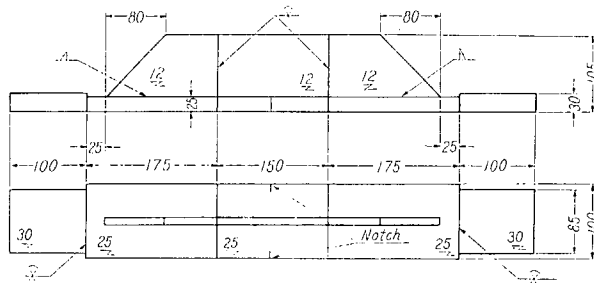
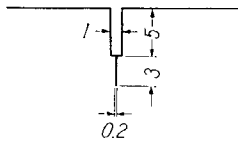
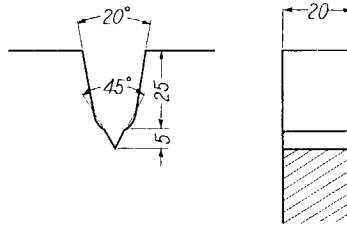


Fig. 3.1 Principal Dimensions of Specimen in Preliminary Test

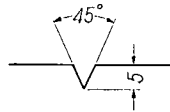
- (1) KENEDY TYPE NOTCH
FOR MW-1, MW-2



- (2) PRESS NOTCH FOR
P. PW-1. PW-2



- (3) PRESS NOTCH
FOR P5W



- (4) PRESS NOTCH
FOR P 10 W

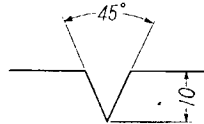


Fig. 3.2 Notch Details

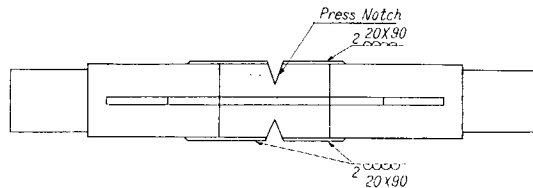


Fig. 3-3 Specimen with Pressed Notches and Longitudinal Bead Welds (PW-1, P 5 W, P 10 W)

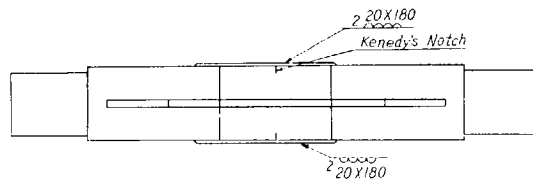


Fig. 3-4 Specimen with Kennedy's Notches and Longitudinal Bead Welds (MW-1)

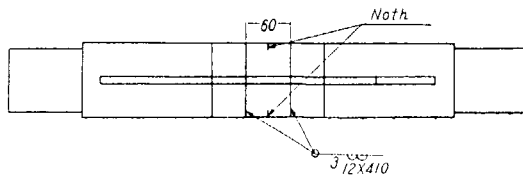


Fig. 3-5 Specimen with Pressed Notches and Transversal Bead Welds (PW-2, MW-2)

Table 3-2 Results of Preliminary Test

Code of Specimen	Test Temp. °C	Max. Load ton	Fracture Stress kg/mm ²
P	-60	26.0	12.8
PW-1	-60	27.8	13.7
PW-2	-59	33.0	16.3
P 5 W	-60	37.5	12.0
P10W	-61	24.8	8.5
MW-1	-60	45.0	Not Fractured
MW-2	-60	47.0	Not Fractured

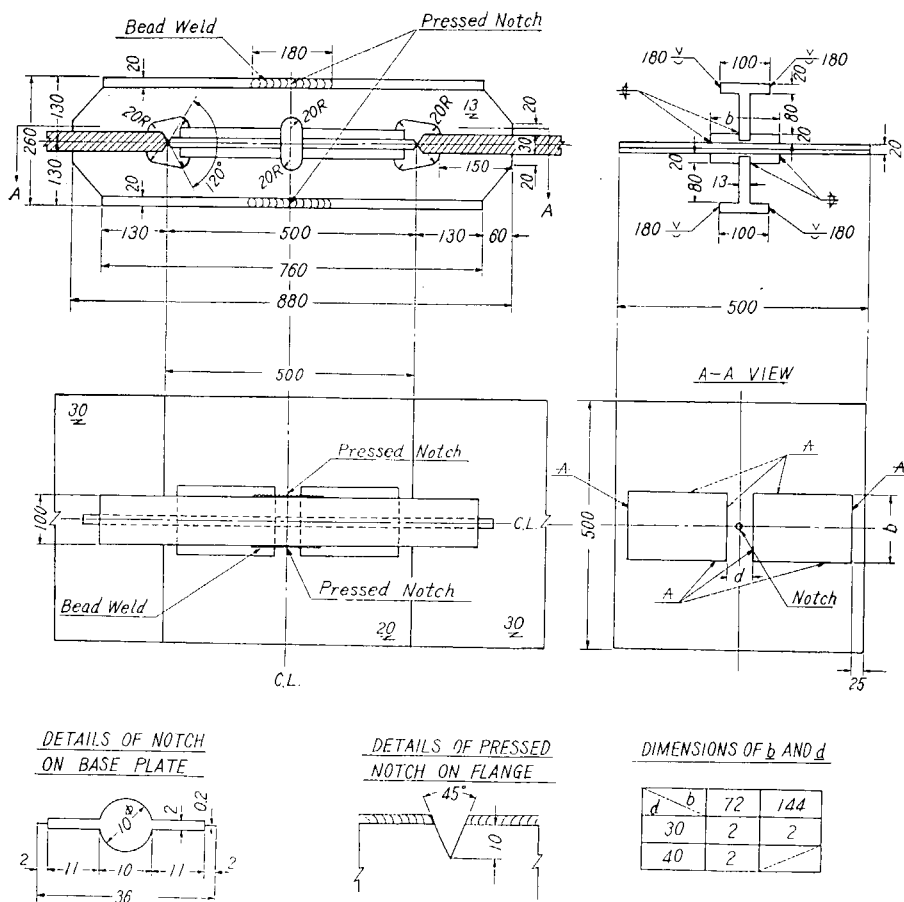


Fig. 3-6 Details of Test Specimen (Code: SW)

試験片を -60°C 前後に冷却した後 50 ton アムスラー試験機により荷重をかけて破断させた。試験結果を総括したのが Table 3・2 である。MW 試験片は 45 ton に至っても破断しなかったため試験を中止した。試験結果中最も低い平均応力で破断したのは P 10 W 試験片、すなわち 10 mm の深さプレスしてから 250°C 、1 時間の時効をし、その後補助溶接を行なったものである。そこで本試験片の防撓材の端面にはこの型の切欠を加工することとした。

3・3 本試験片および試験方法

試験片の詳細を Fig. 3・6 に示す。板厚 20 mm、500 mm×500 mm の主部材の材質は第 1 編第 2 章の研究に用いたものと同種であるのでその詳細は省略する。T 型防撓材および二重張板は造船用の普通の材料を使用した。さて主部材の中央に第 2 章において述べたと同様な鋭切欠を加工し、二重張板を溶接してから防撓材を隅肉溶接した。なお、防撓材のフランジ端面およびスカロップしたウェブ下端に Fig. 3・7 のように深さ 10 mm プレスした切欠をつけてから 250°C 、1 時間の時効を行なっておいた。またフランジ端面には図のように補助溶接を行なった。試験片の二重張板の幅および間隔は 2 条件づつ変え Fig. 3・6 の表のような組合わせとした。

前章と同様にチャックを溶接し低温において荷重をかけ破断させた。



Fig. 3・7 Test Specimen (Code: SW)

3・4 試験結果

試験結果を Table 3・3 に総括する。破断応力は切欠を含む断面について切欠を除いた断面積によ

Table 3・3 Results of Test (Specimen Code: SW)

Code of Specimen	Test. Temp.		Breaking Load (ton)	Fracture Stress (kg/mm^2)
	Start	Finish		
SW-72-30-1	-53	-52	215	15.3
SW-72-30-2	-51	-50	165	11.8
SW-72-40-1	-52	-51	180	12.8
SW-72-40-2	-53	-52	175	12.5
SW-144-30-1	-54	-53	230	16.4
SW-144-30-2	-53	-52	220	15.7

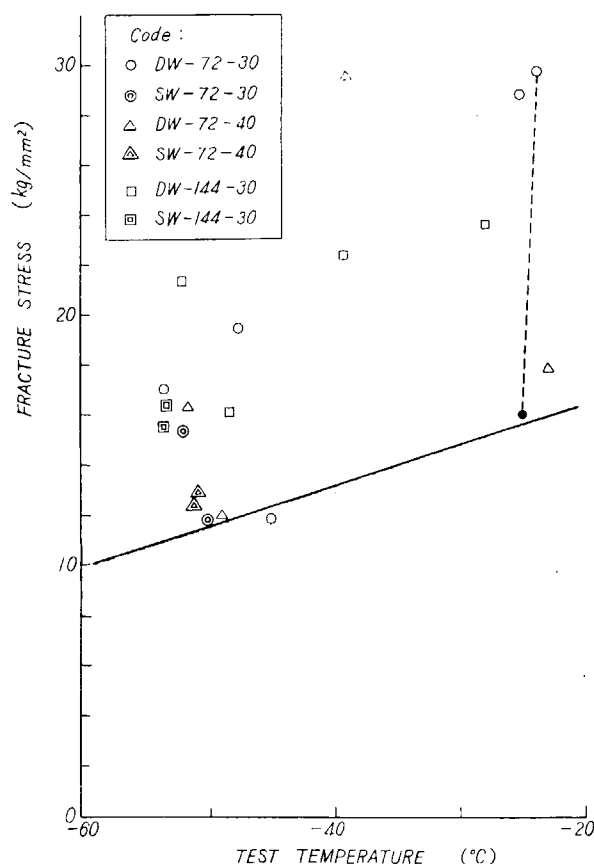


Fig. 3.8 Results of Test

り計算した。Table 3.3 をプロットして Fig. 3.8 を得る。同図には前章で行なった実験結果の中、二重張板の幅および間隔の同一なものを比較のためプロットしておいた。

破断した試験片の1例を Fig. 3.9 に、また破断面の拡大写真の1例を Fig. 3.10 に示す。試験片の主部材を伝播した亀裂は Fig. 3.9 からわかるようにほぼ直進しているが、一般に防撓材の特にウェブにおいては図のように大きく曲つて伝播している。

さて Fig. 3.10 を見ると脆性破壊の発生点は主部材の切欠および防撓材のフランジにおけるプレス切欠である。一方 Fig. 3.8 において各系列についてその破断応力の最も低いものを比較すると前章および本章の試験片は大体同じ値を示している。予備試験においては破断応力が -50°C で 9.0 kg/mm^2 と低かつたにも拘らず本試験片においては応力の流れが異なるためこのように低い平均応力では破壊を発生しなかつたものと考えられる。本試験片のフランジから、更に低い応力例えば 10 kg/mm^2 以下で確実に脆性破壊が発生するような切欠が求められていたならば Fig. 3.8 よりも一層興味深い結果が得られたであろう。

Fig. 3.8 における DW 試験片の結果が大きくばらついているのに対し本章の SW 試験片が割合まとまつていることより考えれば、若干の疑問はあるが防撓材破断の影響があらわれているものと推察される。

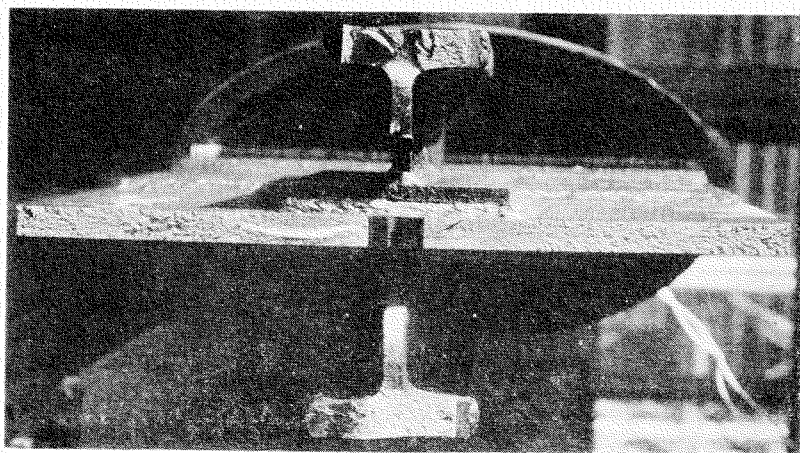
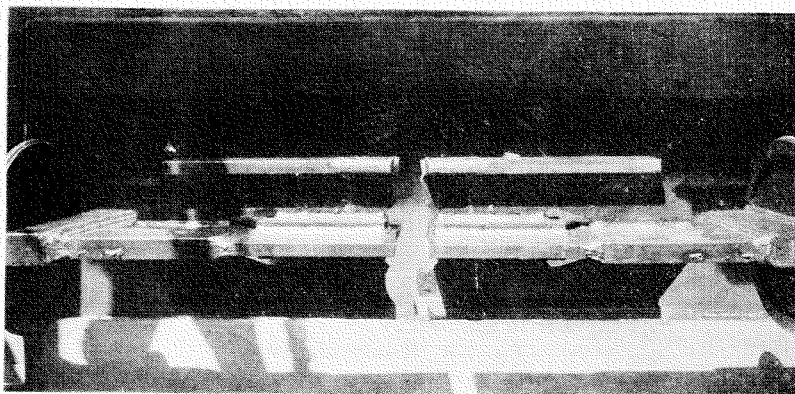
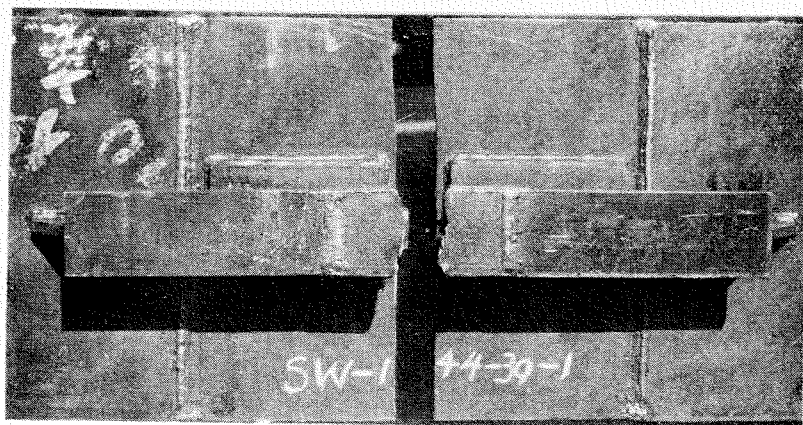


Fig. 3-9 Fractured Specimen (Code No. SW-144-30-1)

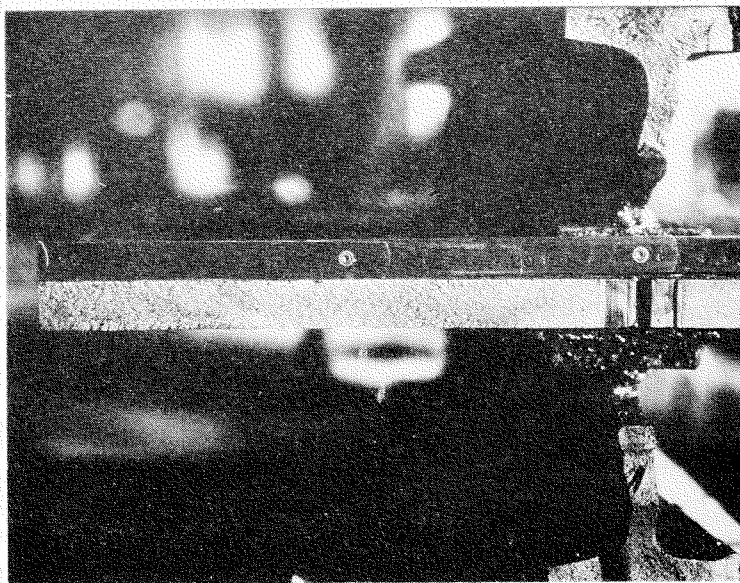


Fig. 3-10 Surface of Fracture in SW-72-30-1 Specimen

3.5 結 論

主部材に溶接された2次部材が、疲労による亀裂その他の切欠により、脆性破壊を生じて破断した際、主部材に切欠があり且つ、主部材に脆性破壊が発生する条件が満たされる場合には、2次部材の破断の衝撃により、主部材にも脆性破壊が発生し、伝播を続ける可能性のあることを明らかにするため実験を行なったが、本試験片のフランジに加工した切欠の条件が適切でなかったため、この点を十分に明確にすることは出来なかった。しかしながら前章の実験結果と比較して見るとこのような傾向のあることはほぼ推察し得る。本章において採用された切欠よりも更に低い平均応力で確実に脆性亀裂を発生する切欠を開発するか、もしくはフランジに衝撃を興えるなどして前章の結果より更に低い応力で防撓材から亀裂を発生させることが出来れば上に述べた推察はよりの確になるであろう。

B. 連続2次部材に発生した亀裂伝達に関する研究

3.6 ま え が き

3.1 節に述べたと同じような理由により、2次部材に生じた亀裂(例えば、疲労亀裂とか脆性亀裂)が温度および応力条件によつては、2次部材を伝播し、更に、隅肉溶接を通つて主部材に伝達し、これが更に発生点となつて、主部材に脆性破壊が伝播することが考えられる。このような伝達による脆性破壊の再発生は、母材の冶金的諸性質、隅肉溶着金属の切欠靱性、温度、応力条件などの諸要因によつて支配される。例えば、溶着金属と母材との組み合わせ、2次部材と主部材との溶接開先形状などによつても影響される。そこで本項目においては、開先形状を2種類としてその他は一定とした試験片を製作し、低温において引張試験を行なった。

3.7 試験片および試験方法

試験片形状は Fig. 3.11 の通りである。連続防撓材 (T 断面) に挿まれた中央の主部材 (500×500×20 mm) の材質は、前 A 項と同一である。T 型材のウェブ端は図のように K 開先をとつたものと、とつていないものと 2 種類ある。防撓材のフランジ中央の端面には 3.2 節で求めた 10 mm 深さの Press Notch を加工してから 25°C、1 時間の時効を施した後、ビード溶接を行なった。なお主部材に切欠はない。試験片の写真を Fig. 3.12 に示す。

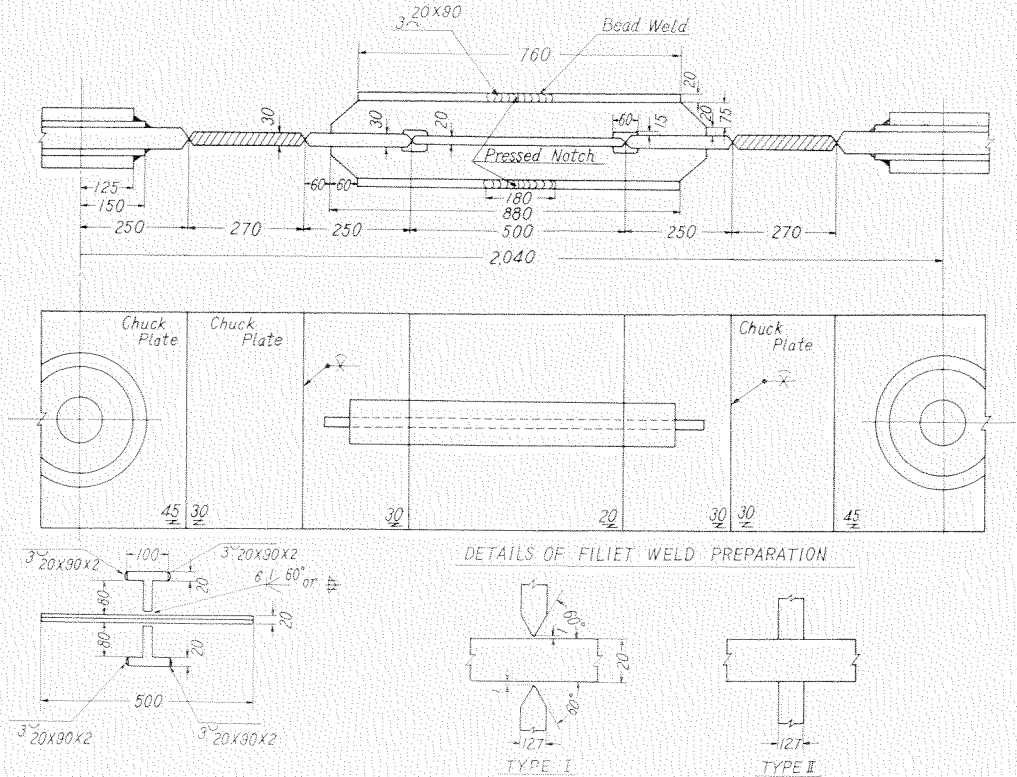


Fig. 3.11 Details of Test Specimen (Code: PW)

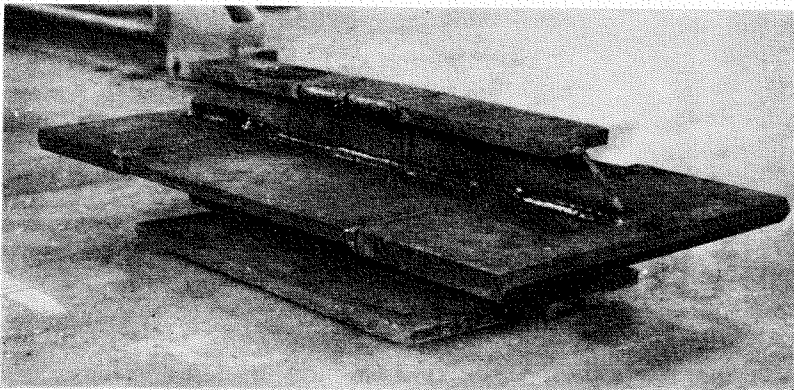


Fig. 3.12 Test Specimen (Code: PW)

試験片両端に 30 mm 厚のチャックを溶接し、容量 600 ton の脆性破壊試験専用の荷重装置により低温において引張荷重をかけた。詳細については前節および第 2 章に述べてあるのでここでは省略する。

3.8 試験結果

引張試験を行なった結果 Table 3.4 のようになった。PWTA-1 試験片は切欠部の補助溶接がなかったため板厚 20 mm の主部材と 30 mm 厚のチャック板との接手上的のスカロップの R 部から破断した。その他の試験片は中央部で破断している。

Table 3.4 Results of Test (Specimen Code: PW)

Code of Specimen	Test Temp.		Breaking Load (ton)	Fracture Stress (kg/mm ²)
	Start	Finish		
PWTA-1	-49	-47	390	25.6
PWTA-2	-50	-49	350	23.0
PWTA-3	-52	-51	120	7.9
PWKA-1	-53	-51	270	17.7
PWKA-2	-54	-54	190	12.5
PWKA-3	-51	-49	270	17.7

さて防撓材フランジの切欠附近のシェベロン模様は明瞭に切欠から脆性亀裂が発生したことを示しているが、防撓材のウェブ断面のシェベロン模様は一般に極めて不明瞭であり、そのためこの試験のように引張荷重のみで脆性破壊を生じさせた場合、果して防撓材の切欠から発生した亀裂が主部材に伝播したものか、あるいは防撓材との隅肉溶接部から発生したものか判然としない場合がある。この系列の試験片の隅肉溶接には D 4320 の B-30 (神鋼) を使用したが、この棒の切欠靱性はあまり優れていないため破面によつては隅肉部からの発生が優先したのではないかと考えられるようなものもあった。

また隅肉溶接の開先形状の差の影響を特に見出すことは出来なかつた。

PWTA-3 が 7.9 kg/mm² と極めて低い応力で破断しているのに PWTA-2 の破断応力は 23.0 kg/mm² と高い。試験温度範囲が狭いのこのように結果が大きくばらついているのは諸要因が混在するためである。試験片によつてはウェブの亀裂は Fig. 3.13 のようにフランジから極端に曲りその主部材における破断線は切欠の位置から相当離れている。

このような場合には主部材と防撓材ウェブとの隅肉溶接部よりの破壊発生が優先していると考えるのが妥当であり、したがつてこのように破壊発生が防撓材フランジあるいは隅肉部のいずれから優先して生ずるかもその破断応力がばらつく一因となつていると推察される。この型の試験片に関してもやはり 3.5 節で述べたように、更に低い応力で確実にフランジから亀裂を発生させるような切欠条件が要望される。

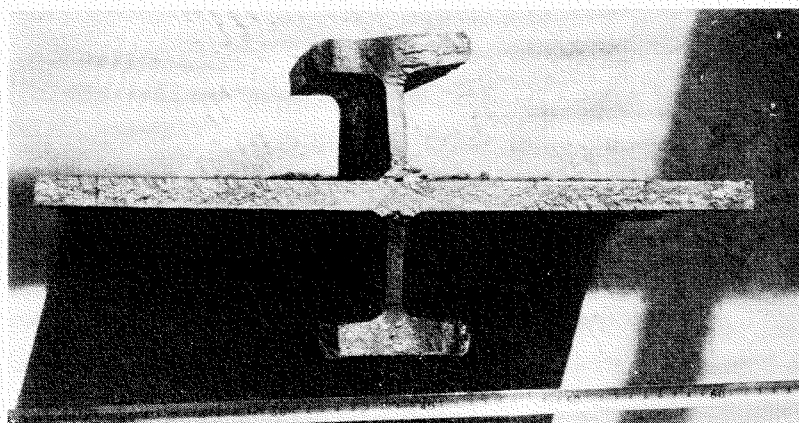
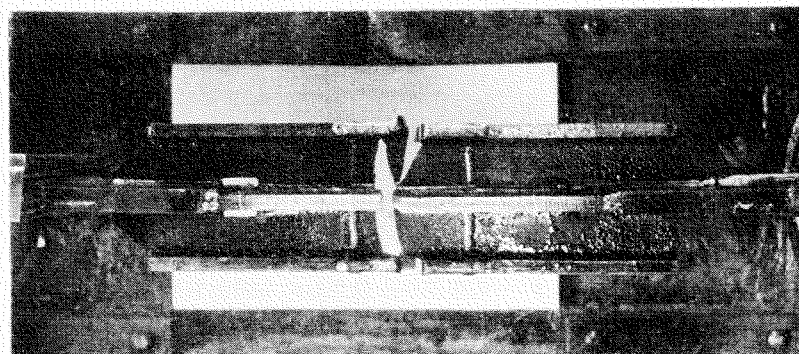


Fig. 3:13 Fractured Specimen (PWTA-2)

3.9 結 論

種々の要因により試験結果がばらついたため確固とした結論は導き難いが、2次部材に発生した脆性亀裂が主部材に伝達し、さらに進展する可能性のあることがほぼ推察された。

前節の結論にも述べたように本章の研究課題に関しては今後より一層低い平均応力で確実に脆性破壊が発生するような切欠を研究するか、もしくは衝撃によるなどして主部材あるいは隅肉溶接部よりの脆性亀裂発生応力よりも更に相当低い応力で防撓材を脆性破断させて諸要因を研究する必要があると考えられる。

第4章 低衝撃エネルギーによる脆性亀裂発生に関する研究

A. 切欠条件の選定

4.1 ま え が き

プレス切欠をつけた試験片を 250°C で1時間時効させ、さらに溶接残留応力を重畳させると 10 kg/mm^2 程度の低い平均応力のもとで破壊が発生することは既に小形試験片による実験により確められていた。この試験の結果よりプレス切欠を採用することは、脆性クラック伝播試験における脆性クラックの発生手段として極めて有効であることが考えられ、種々の溶接残留応力の場に脆性クラックを伝播させようとする試験のクラック発生手段としてプレス切欠に軽衝撃を与える方法を検討した。

4.2 予 備 試 験

まずプレス刃を直接試験片の縁に深さ 10 mm 圧入したもつとも簡単なプレス切欠 (Fig. 4.1 左上) およびさらに斜よりプレスを行ない、合計3方向よりプレスを行なったハ形プレス切欠 (Fig. 4.1 左下) についての実験を行なった。試験片に 250°C 、1時間の加熱を行なって切欠部を時効させ、角度 45° 、先端半径 1 mm の楔を $20\text{ kg}\cdot\text{m}$ の衝撃力により打ち込んだ。この結果は 0°C 、 -10°C 、 -20°C の各試験においていずれもクラックは発生せず、一部試験片においては数回の打撃を加えたがやはり同様であつた。

この形の試験片においては脆性クラックの発生は困難であることがわかつたので、Fig. 4.2 のごとくプレス切欠を中央に狭んで間隔 30 mm 、 40 mm 、 60 mm の位置に深さが間隔の半分に等しい幅 2 mm のスリットを切り、クラック発生に対する周囲の部分の拘束を緩和した形の試験片について同様な実験を行なつてみた。何れの試験片においても -20°C に冷却し $20\text{ kg}\cdot\text{m}$ の衝撃を与えた結果クラックの発生はみられたが、間隔 30 および 40 mm のスリットの場合には発

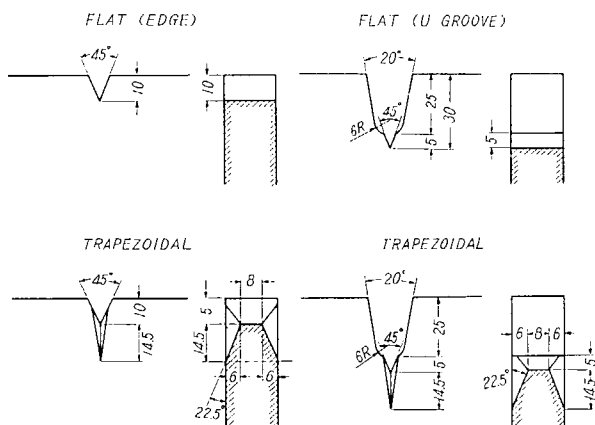


Fig. 4.1 Details of Pressed Notches

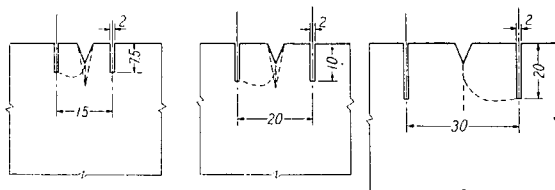


Fig. 4.2 Dimension of Slits Cut for the Removal of Restrictions from the Surrounding Parts and the Paths of Crack

生じたクラックはスリット低部へと方向を変えてしまい (Fig. 4・2 点線), 間隔 60 mm ハ形プレス切欠の場合のみ 2 枚中 1 枚の試験片においてクラックは直進した。この際発生したクラックの深さは約 40 mm である。

この実験の結果よりみて, スリット間隔を 80 mm または 100 mm とすれば安定して直進するクラックを得ることが出来ると思われる。しかしながらこれらの実験では打ち込む楔が先端半径 1 mm, 壁角度 45° とかなり鋭いものであるため, その先端部付近で楔の折損した数かなりに達した。このため U 形切欠の底部にプレス切欠を加工し, 楔は U 形グループに打ち込むという形の試験片について検討を行なつてみた。

U 形グループの底部にプレス切欠を加工した切欠の形状を Fig. 4・1 右側に示す。右上は平形プレス, 右下はハ形プレスの場合である。この形の切欠を採用した試験片全体の外形は Fig. 4・3 の通りであり, また切欠底部に溶接による引張の残留応力を重畳させ, クラックの発生を容易にする目的で Fig. 4・4 のごときグループ溶接を行なつた試験片についても実験を行なつてみた。これらについて実施した試験の結果をまとめたものが Table 4・1 である。

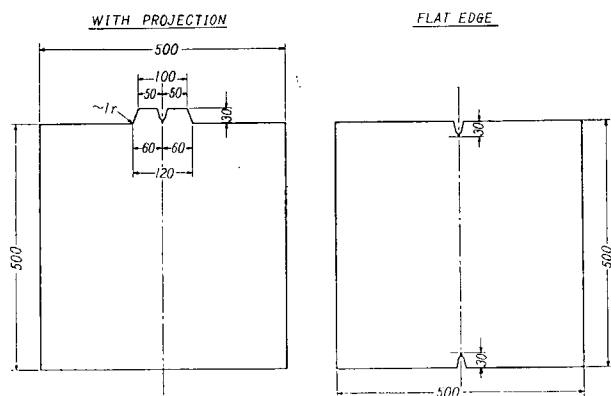


Fig. 4-3 Shapes of 50 cm Specimens

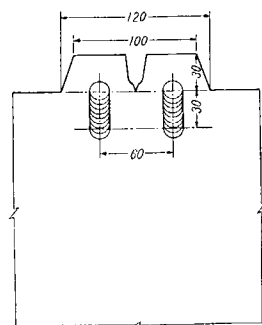


Fig. 4-4 Dimensions of Welds which help the Initiation of Crack (Type A Weld)

Table 4・1 に示すごとく, クラック発生用の補助溶接を行なつた試験片 No. 5 および No. 3 においては明瞭にクラックの発生が認められたが, 溶接を行なわぬ No. 3 および No. 4 試験片においては, 外観上クラックの発生は認められなかつた。このため試験片 No. 4 および No. 1 に対して予め静的試験機により楔を圧入しておき, その状態のままで冷却し衝撃を加える方法を試みてみた。No. 4 の試験片においては 13 ton の荷重を加えたが, この荷重では試験片の突出部が降伏してしまい, 楔の圧入量が著しく大となつたため一度楔をはずし, U 切欠底部を手やすりにより 1 mm 程度深くし, 250°C で 1 時間加熱歪時効を行なつて後, 再び楔を 12.5 ton の荷重まで圧入した。No. 1 試験片の場合は前記 No. 4 試験片の場合にかんがみ楔の圧入荷重は 12.5 ton までとし, 歪時効は行なわず楔を圧入したまま直ちに冷却した。まず No. 1 の試験片について -20°C の温度で衝撃を加えたがクラックの発生は認められず, 同温度で 5 回衝撃を加えたが外観上クラック発生の徴候は見られなかつた。ところが No. 4 の試験片においては 1 回の衝撃により 63 mm のクラックが発生し, これはクラック発生用の補助溶接を行なつた試験片のそれに匹敵するものであつた。

静的に楔を圧入する際、楔を圧入するに要する荷重は予想された値より極めて大きく、楔を圧入するのに要する仕事の極めて大きな部分が楔の側面と切欠の壁面との摩擦に費されていると考えられた。このため楔および切欠にグリースを塗布しこの摩擦抵抗を除去することを試み、この方法により No. 9 および No. 2 の試験片を -20°C にて衝撃した。この結果、何れの試験片においてもクラックは明瞭に発生し、グリース塗布の効果は極めて大きいことがわかった。同様の条件で 0°C において4枚の試験片について実験を行なつたが、この結果は外部よりはクラックの発生は認められず、試験片をガス切断により切断し、切欠を含む部分を静的試験機により曲げ破断させた結果、Table 4-1 に示したごとく No. 6 の試験片を除きクラックが発生していることがわかった。

また前記の No. 1, No. 3, No. 4 の外観上クラックの認められなかつた試験片についても切欠を含む部分を切り出し曲げ破断させた結果、Table 4-1 に示す深さのクラックが発生していたことを認めた。このようにクラック深さの浅い場合には、外観からはクラックの発生は探知出来ぬものである。

以上述べた予備試験の結果、楔と切欠との接触面にグリースを塗布すれば $20\text{ kg}\cdot\text{m}$ の衝撃力でか

Table 4-1 Results of Wedge-Impact Test on 50 cm Specimens without the Applied Load (Steel: A)

Specimen Number	Type of Specimen			Temp. $^{\circ}\text{C}$	Numbers of Blow [*]	Crack Length (mm)	Remark
	Edge	Pressed Notch	Weld				
5	Straight	Flat	Type A	-20	1	74	Not visible on surface
3	Straight	Flat	Type A	0	1	57	
3	with Projection	Trapezoidal	—	-20	2	27	
4	Straight	Flat	—	-20	1	3	Impressed wedge up to 13 ton, and aged again
4	with Projection	Flat	—	-20	1	63	
1	Straight	Trapezoidal	—	-20	5	13	
9	with Projection	Trapezoidal	—	-20	1	48	Greased the wedge
2	//	Flat	—	-20	1	49	//
6	//	Trapezoidal	—	0	1	11.5	//
8	//	Flat	—	0	1	1.5	//
2	Straight	Trapezoidal	—	0	1	5.5	//
6	//	Flat	—	0	1	0	//

* The Energy of a Blow is $20\text{ kg}\cdot\text{m}$ by Drop Weight Method

Table 4-2 Chemical Composition and Mechanical Properties of the Steels tested

Steel	Chemical Composition					Mechanical Properties			Charpy Test Results			
	C	Si	Mn	P	S	Y.P. kg/mm^2	T.S. kg/mm^2	El. %	15 ft-lbs	30 ft-lbs	50% E	50% S
A	0.13	0.12	0.99	0.019	0.024	29.5	47.3	30.0	-49	-38	-22	-12
B	0.21	0.02	0.83	0.030	0.032	26.4	45.4	30.0	+20	—	+45	+48

なり良好に脆性クラックを発生させ得ることがわかつたので、この条件を標準として以下の試験を進めた。

なお前記の予備試験は予備試験材 A を使用して実施したものであつて、この鋼材の諸性質は Table 4.2 に示した。

4.3 脆性クラックの伝播試験への応用

前記予備試験の結果得られた試験条件は脆性クラックの発生手段として簡単且つ優れたものと考えられたため、この試験片に引張荷重を加えて発生したクラックの伝播に対する応力及び温度の影響を調べる試験、すなわち脆性クラックの伝播試験を鋼材 B (Table 4.2) について実施した。

この場合の引張試験片全体の形状を Fig. 4.5 に示す。

引張試験機としては 600 ton テストリグを使用し、冷却には冷却槽を取り付け、水と氷またはドライアイスとアルコールで冷却し、室温より高い温度の試験に対しては赤外線ランプにより加熱して実験を行なつた。与えた外荷重は 57 ton, 95 ton, 142.5 ton, 190 ton の 4 段階であつて、これらはそれぞれ試験片に 6 kg/mm^2 , 10 kg/mm^2 , 15 kg/mm^2 , 20 kg/mm^2 の平均引張応力を与えるものである。この結果を Fig. 4.6 に示す。

Fig. 4.6 は 10 枚の試験片を使用していわゆる脆性クラック伝播に対する限界条件を求めたものであるが、同じ条件を求めるために現在まで行なわれてきた試験方法であるロバートソン試験、2 重引張試験と比較すればこれらの試験方法においては温度勾配をつけ、クラック発生部をより低温にしなければ脆性クラックの発生が見られず、この温度勾配による複雑な問題が付随するのに対して、本試験においては全く均一な温度分布のもとで試験を実施することが出来る利点があり、また均一温度分布のもとで試験を行なう ESSO 試験と比較した場合、打撃力が 1/10 程度で充分なクラックの発生条件が得られること、及び切欠の加工が簡単であること等が本試験方法の長所と言ひ得よう。

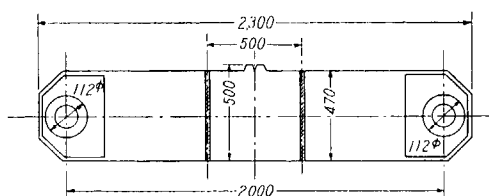


Fig. 4.5 The Shape and Dimensions of Tension Test Specimen

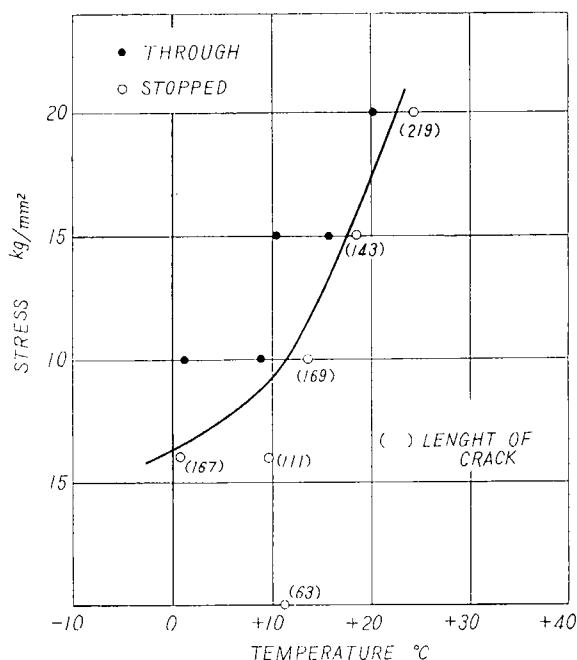


Fig. 4.6 Result of Brittle Crack Propagation Test. The Impact Energy for Crack Initiation is 20 kg-m by Pneumatic Gun

本試験においては極めて小さいとは言いながら ESSO 試験と同様 クラックの発生に対して打撃を加えるという方法を採用しているので、この打撃力の影響を調べるための試験を実施してみた。その結果を Fig. 4-7 に示す。

IMPACT		TEMPERATURE °C				
APPARATUS	ENERGY	5	10	15	20	25
PNEUMATIC GUN. (HAMMER WEIGHT: 4 kg)	20 kg-M		●	●	○(143)	
	10 kg-M			●		
	5 kg-M			○*		
DROP WEIGHT DEVICE. (HAMMER WEIGHT: 13 kg)	20 kg-M		●	●	○(128)	
	10 kg-M			●	○(130)	
DROP WEIGHT DEVICE. (HAMMER WEIGHT: 6.5 kg)	20 kg-M		●	●	○(65)	
	10 kg-M			●	○(210)	

* THE CRACK STARTS AT THE 2nd BLOW

● THROUGH. ○ STOPPED. () LENGTH OF CRACK

Fig. 4-7 Effects of the Methods and Energy of Impact on the Arresting Temperature at the Stress Level of 15 kg/mm²

同図はハンマー重量一定 (約 4 kg), ガス圧力を変化させて種々の打撃力を得る ガス圧式打撃装置及びハンマーの釣上げ高さ約 1.5 m で落下ハンマーの重量 13 kg, 6.5 kg, それぞれ 20 kg・m 及び 10 kg・m の打撃力を発生し得る落重装置を使用して、応力 15 kg/mm² における脆性クラックの停止温度を比較したものである。この結果、打撃エネルギーが 5 kg・m となつた場合、この際は 2 回打撃を加え、2 回目の打撃でクラックが発生、伝播したものであるが、クラックの発生は不確実となり、また阻止温度も幾分低下すると思われるほかは 15°C と 17.5°C の間を種々の試験条件の総合されたバラツキの範囲と考えれば、打撃力、打撃方法の影響は Fig. 4-7 に示された試験条件の範囲においては殆んど影響を示さぬものと考えてよいと思われる。

4-4 ノッチ近傍の残留応力分布、硬度分布、外荷重による歪分布の計測

予備試験のなかでのべたごとく、切欠底部に溶接残留応力を重畳させる方法は脆性クラックの発生に対して大きな効果を持つものではあるが、研究の進むにつれて本試験に採用した方法は溶接残留応力を重畳させる必要の無い程良好なクラック発生特性を持つものであることが明らかとなつた。しかしながら研究の頭初においてはこのような結果は予想出来ず、特に調質高張力鋼を試験材としたような場合にはクラックの発生が困難となるのではないかと考え、クラック発生のための補助溶接により切欠底部にどのような歪分布が発生するかを調べるための実験も併せて行なつた。

歪分布を測定した試験片形状は Fig. 4-4 に示したものおよび Fig. 4-8 示すものであつて、これらより得られた結果を

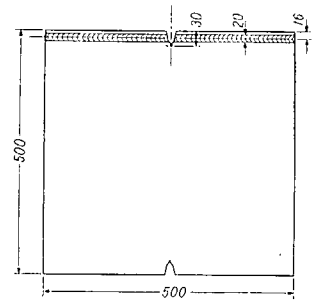


Fig. 4-8 The Specimen with Type C Weld

Fig. 4-9 および Fig. 4-10 に、また Fig. 4-11 には開放して残留応力を求めた結果を示した。これらによりこのような溶接を行えば極めて大きな伸歪が切欠底部付近に発生するものであり、またこの部分の残留応力もかなり高い値となることがわかった。

切欠底部付近の硬度分布測定の結果を Fig. 4-12 に示す。この結果よりみるとプレス切欠の底部はかなり広い領域にわたり一様に硬化しているようであり、その硬化の度合は予想より極めて小さいものであった。顕微鏡で調べた結果ではプレス切欠先端部においてはその先端丸みに沿って 0.05 mm 程度の薄い層が極度に押しつぶされた組織を示しており、当然この部分は極めて硬化しているものと思われる。しかしながらこの部分の硬度変化を調べるためにはさらに精密な硬度計を使用することが必要のようで、今回の測定ではこれを取り出すことが出来なかった。

外荷重による歪分布の測定は先に日立

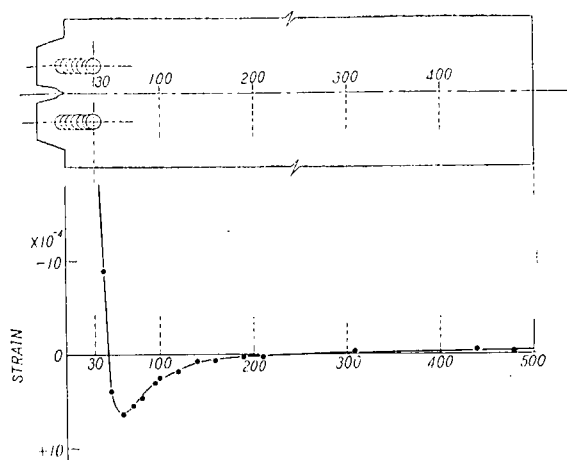


Fig. 4-9 Strain Distribution by Type A Welding

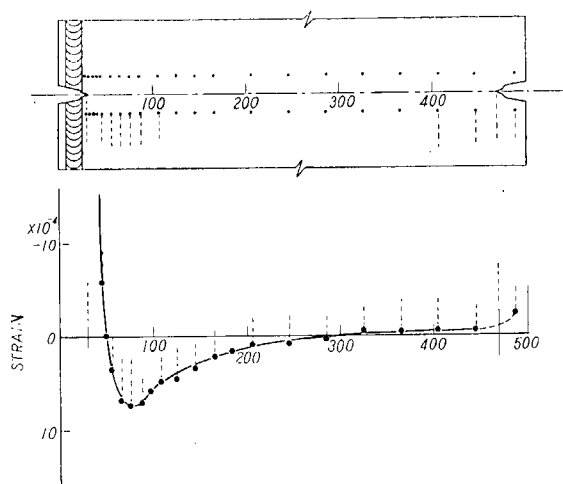


Fig. 4-10 Strain Distribution by Type C Welding

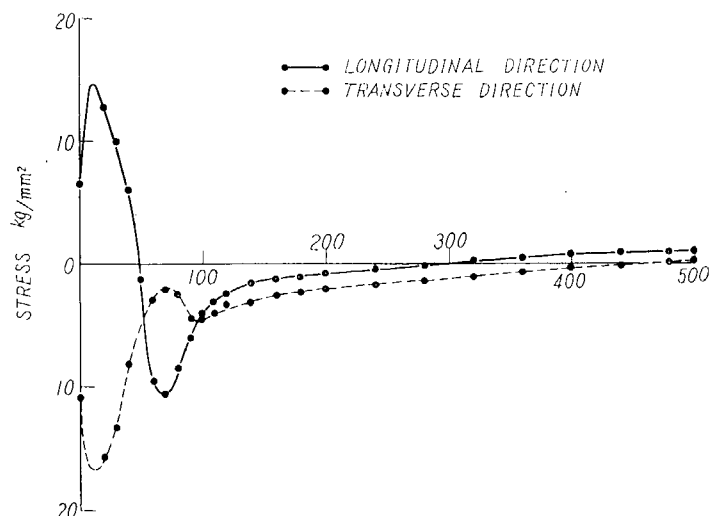


Fig. 4-11 Residual Stress Distribution of the Specimen with Type A Weld

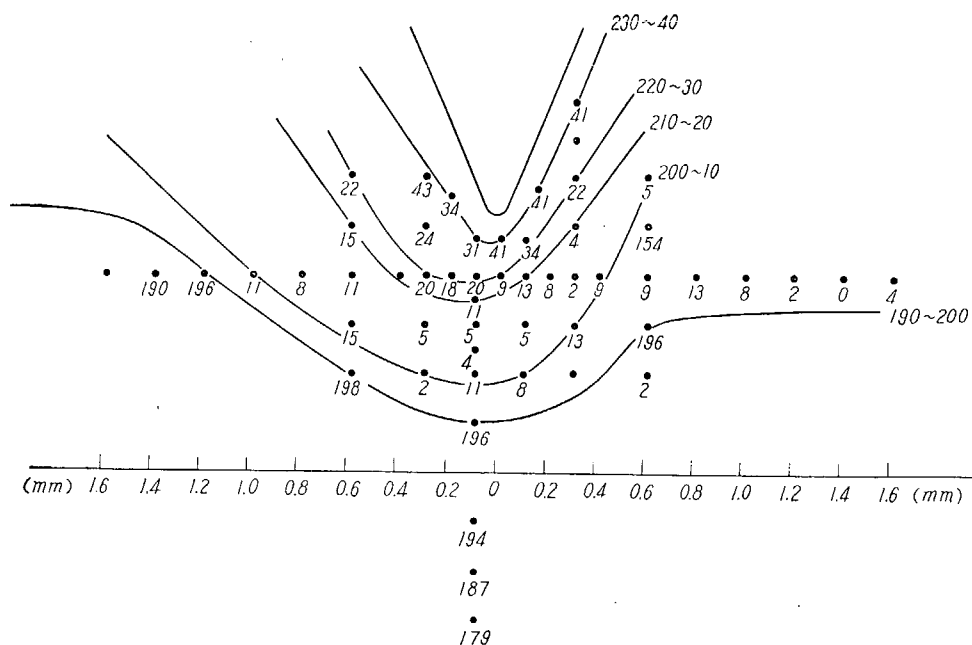


Fig. 4-12 Hardness Distribution at the Vicinity of Impressed Notch (Vickers 1 kg)

技術研究所において計測されたような切欠底部付近の歪分布の乱れがどの程度の荷重で発生するかを知るために行なったものである。測定結果の1例を Fig. 4-13 に示す。

この結果によると、歪測定用のゲージ長さが40 mm と抵抗線歪計と比較すれば、大きいことも一因と思われるが発生していないものと考えられる。

4.5 結 論

以上述べた実験の結果を結論としてまとめれば凡そ以下の如くである。

(1) 250°C 1時間歪時効をほどこしたプレス切欠の脆性クラック発生特性は極めて優れたものであり、外荷重を加えることなく打撃を加えることのみによつて脆性クラックを発生、伝播させることが出来る。

(2) ESSO 試験と同様な試験方法にこの切欠を採用すれば脆性クラックを発生、伝播させるのに必要な打撃力は ESSO 試験の場合の 1/10 程度で充分である。

(3) 本試験に採用した範囲では打撃力 (5~20 kg・m), 打撃装置の種類 (ガス圧式打撃装置及び落重式打撃装置) はいずれも脆性クラック阻止温度に影響を及ぼさぬことが確かめられた。

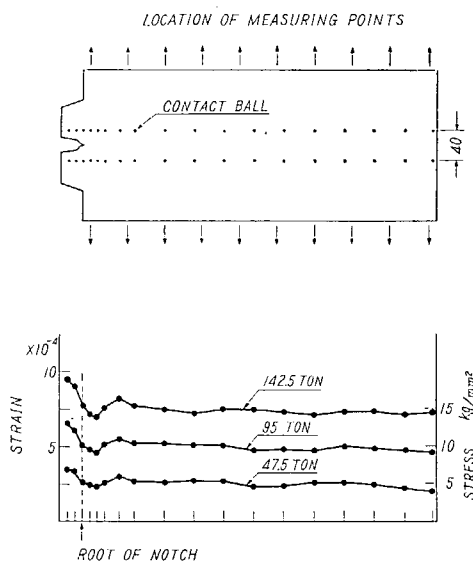


Fig. 4-13 An Example of Strain Distributions under the Tensile Load

B. 衝撃エネルギーの影響

4.6 ま え が き

前節においては、出来る限り低い衝撃エネルギーで脆性亀裂を発生させるための切欠条件を選定することを目的として研究が行なわれ、 $20\text{ kg}\cdot\text{m}$ 以下の低い衝撃エネルギーで確実に脆性亀裂を発生させることが出来た。一方、本編第6章の研究は前年度より継続されたものであり、従つて比較を容易にするため切欠条件および衝撃エネルギーは前年度と同一の条件が採られた。

前節の結論によれば $5\sim 20\text{ kg}\cdot\text{m}$ の範囲内では衝撃力は脆性亀裂の阻止温度に影響を及ぼさないことが明らかにされているが、第6章のように高い衝撃エネルギー、あるいはそれ程までではなくても本編第5章のように $20\text{ kg}\cdot\text{m}$ 以上の衝撃エネルギーを必要とする場合がある。そこで中程度までの衝撃エネルギーによつて脆性亀裂の阻止温度がどのように変化するかを調べた。

4.7 実験方法

試験片を所定の低温に冷却し、一定時間その温度に保持してから、試験片の端面に加工した切欠に落重により衝撃を加え脆性亀裂を発生させた。落重の重量および落下距離により衝撃エネルギーを変えて試験を繰り返した。

本実験に使用した落重試験装置の概要を Fig. 4-14 に示す。

落重エネルギー $70\text{ kg}\cdot\text{m}$ までは 61.3 kg の重錘を使用し、それ以上の $150\text{ kg}\cdot\text{m}$ までは 144.3 kg の重錘を使用した。試験片の保持方法は図に示す通りである。また使用した楔の寸法を Fig. 4-15 に

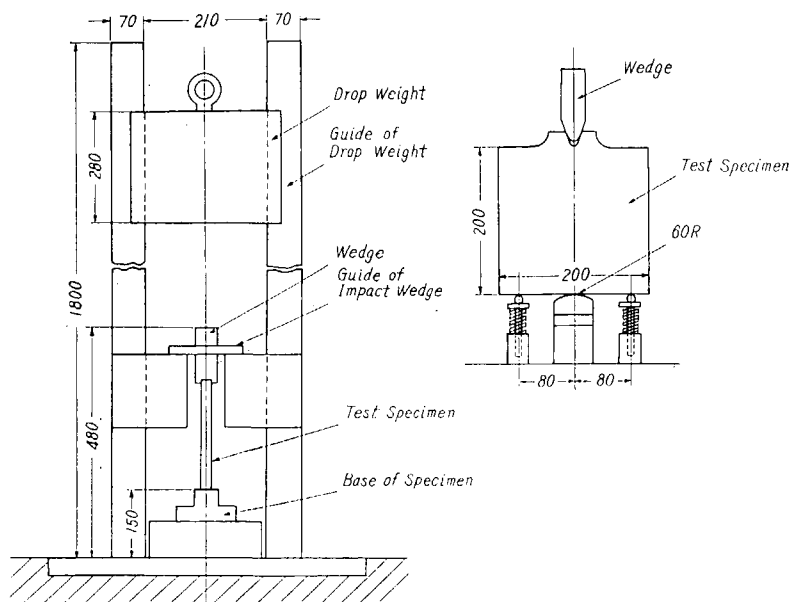


Fig. 4-14 General View of Drop Weight Impact Apparatus

さて試験片材料は脆性破壊実験のため特に試作した軟鋼材で、その化学成分ならびに機械的性質は Table 4.3 の通りである。

Chemical Contents (%)					Mechanical Properties				Charpy Impact Value kg-m/cm ²	
C	Si	Mn	P	S	Yield Point kg/mm ²	Tensile Strength kg/mm ²	Elongation %	Bending	E ₀	E ₂₀
0.21	0.02	0.38	0.030	0.032	26.4	45.4	30.0	Good	1.2	2.7

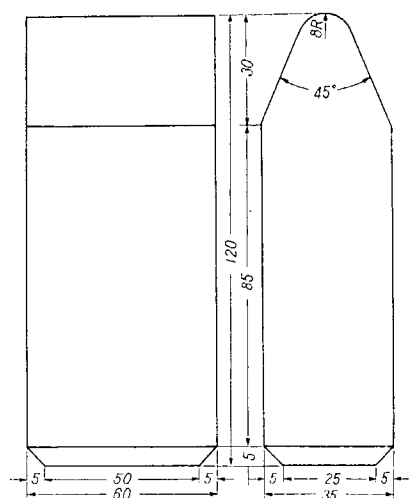


Figure 1: Dimensions of the test specimen. The top view shows a rectangular plate with a central notch. The notch has a width of 40 mm at the top and tapers to a point. The distance from the center of the notch to the side edges is 100 mm, and the total width is 200 mm. The plate thickness is 20 mm. The roll direction is indicated by a double-headed arrow. A thermocouple is fastened to the center of the notch to measure the test temperature. The bottom view shows the profile of the notch with a 45-degree angle, a 3.5R fillet, and a 20R fillet. The notch depth is 17 mm, and the distance from the center to the side edges is 20 mm.

本実験に使用した試験片寸法を Fig. 4・16 に示す。実験に際して試験片はあらかじめ適当な大きさの冷却槽の中に全部を浸し、アルコールとドライアイスで冷却したのち冷却槽から取り出して直ちに打撃を行なった。したがって一応試験片全体が均一な温度になっているものとして Fig. 4・16 に示すように切欠底部に 1 点だけ熱電対を取り付けて温度を計測した。試験温度の計測は試験片を冷却槽から取り出し試験機に取り付けて打撃する直前に行なった。なお試験片を冷却槽から取り出して打撃するまでの間における温度上昇は -50°C 附近で 1°C 程度であつた。

4.8 実験結果

— 46 —

Table 4-4 Summary of Test Results

Specimen	Impact Energy (kg-m)	Weight (kg)	Dropping Distance of Weight (mm)	Test Temperature (°C)	Crack Length (mm)			
					Visual Inspection	Radio-graphic Inspection	Magnetic Particle Inspection	Inspection by Etching Solution
5	18	61.3	294	-56	0	0	4	7
6	"	"	"	-70	200	—	—	—
7	"	"	"	-66	15	27	24	27
8	"	"	"	-70	0	0	8	8
9	"	"	"	-71	200	—	—	—
10	36	"	588	-35	100	114	109	118
11	"	"	"	-42	0	0	5	5
12	"	"	"	-45	200	—	—	—
13	"	"	"	-40	0	0	9	9
14	"	"	"	-40	200	—	—	—
15	54	"	880	-35	200	—	—	—
16	"	"	"	-24	0	0	4	9
17	"	"	"	-29	0	0	7	9
18	"	"	"	-30	0	0	7	9
19	"	"	"	-35	200	—	—	—
20	"	"	"	-32	0	0	7	9
21	"	"	"	-32	200	—	—	—
22	—	—	—	—	—	—	—	—
23	140	144.3	970	-25	0	—	5	5
24	—	—	—	—	—	—	—	—
25	140	144.3	970	-26	200	—	—	—
26	"	"	"	-20	0	—	8	8
27	"	"	"	-24	0	—	8	15
28	—	—	—	—	—	—	—	—
29	140	144.3	970	-27	200	—	—	—
30	"	"	"	-26	200	—	—	—

が、当然のことながら破面に錆を生ぜしめてから試験片を引裂いて計測したものが最も大きな値を示している。以下実験値の整理に当つてはこの錆の発生により求めた亀裂長を用いる。

Table 4-4 から代表例として打撃エネルギー

— 54 kg-m の場合の試験温度と亀裂深さとの関係をまとめてみると Fig. 4-17 のようになる。本実験の範囲内では図の -30°C 以上の場合のように短い亀裂 (10 mm 程度) が発生しても伝播しない (以下このような範囲を非伝播領域と言う) か或いは -30°C 以下のように一度亀裂が発生すればそのまま伝播して完全に破断する場合 (以下このような範囲を伝播領域と言う) が多く、発生した亀裂

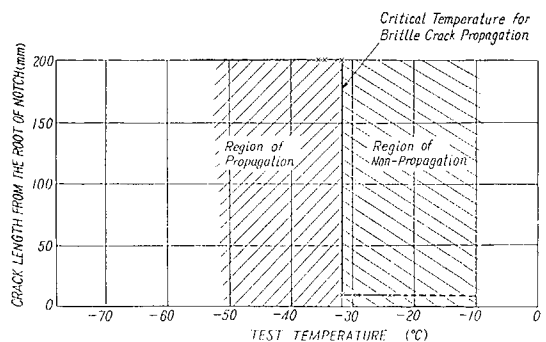


Fig. 4-17 Relation between Test Temperature and Crack Length (Impact Energy: 54 kg-m Constant)

が或る程度伝播してから停止する例は稀であつた。このことは他の打撃エネルギーで実験した結果においても同様であつた。打撃エネルギー別に試験温度と亀裂深さとの関係をまとめると Fig. 4-18 が得られる。また Fig. 4-18 における 限界温度と衝撃エネルギーとの関係を求めると Fig. 4-19 のようになる。

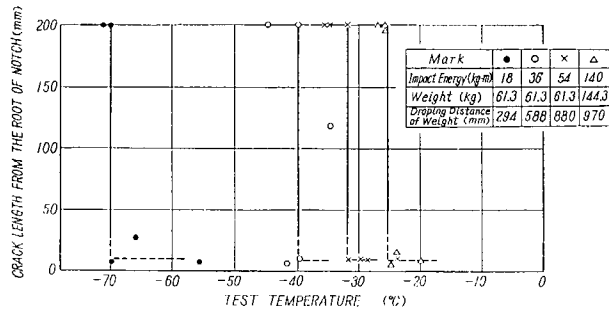


Fig. 4-18 Relation between Test Temperature and Crack Length

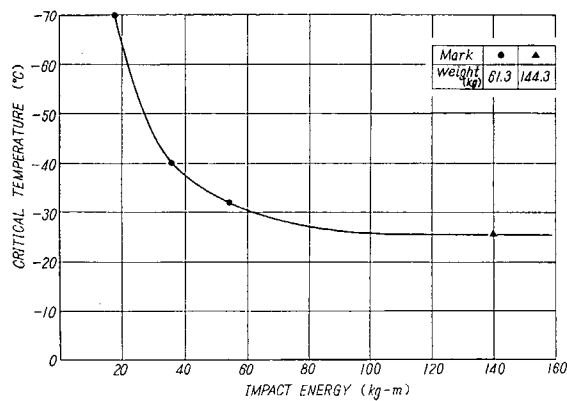


Fig. 4-19 Relation between Critical Temperature and Impact Energy

4.9 結 論

板厚 20 mm, 200 mm 角の切欠付試験片に対し、無荷重で落重による衝撃エネルギーだけで、脆性亀裂を発生させる試験を行なつた。本試験では衝撃エネルギーを 18 kg·m から 140 kg·m まで変えて実験を行なつたが、その範囲内では衝撃エネルギーが大きくなると、脆性亀裂伝播の限界温度は上昇し、特に衝撃エネルギー 50 kg·m 程度まではその上昇の度合いが著しかつた。エネルギーが 80 kg·m 程度以上になると限界温度に対する影響は非常に少なくなる。

第5章 軟鋼溶接接手における残留応力が脆性破壊の 伝播に及ぼす影響に関する研究

5.1 ま え が き

溶接構造物においてはもし脆性破壊が発生すれば鉄構造物よりも大きい事故になり易いことがこれまでの調査研究の結果報告されている。これには種々の理由が挙げられるが、その中主要なものとして溶接による残留応力がある。すなわち、一旦発生した脆性破壊が引張残留応力の存在する領域を伝播する際には解放される残留歪エネルギーによつて更に加速され伝播し易い状態となるため亀裂長さが伸びて大きな事故となり易いと考えられる。一方溶接構造物においては溶接接手および接手を中心とする 150 mm 程度の範囲に引張の残留応力が存在するのに対して接手より更に離れた部分にはこの引張残留応力と平衡して圧縮残留応力場が存在する。

本研究部会においては溶接による残留応力、特に接手部の引張残留応力が脆性破壊の発生におよぼす問題に関し第一年度より研究を継続し、引張残留応力は脆性破壊の発生に顕著な影響をおよぼし、このため大型の溶接縦接手試験片は著しい場合には脆性亀裂伝播阻止温度以下の低温において平均応力 3 kg/mm^2 程度の外力を静的に負荷するだけで脆性破壊を発生し得ることを明らかにしたが、この種の研究の途次において接手につけた切欠から発生した脆性亀裂がある距離進展して停止したり、また進展して来た亀裂が接手を通過後 2 つに分岐して停止したりする現象が見られ、これらは接手よりある程度離れた部分に存在する圧縮残留応力と関係のあることが推定された。

さて実際の現場施工においては補修その他の必要性から 2 本以上の溶接接手を平行してしかも近接しておかなければならないことがある。このような場合に 2 本の接手の間隔がある程度以下に短い時には接手方向残留応力のトランス分布曲線は単接手の場合と同様に単峰性であり、しかも 2 本の接手の間でも相当に高い引張残留応力場が生じ、したがつて引張残留応力の分布する領域は単接手の場合よりも相当に広範囲となる。このような近接接手に対し接手と直交して伝播して来た脆性亀裂は単接手の場合より広範囲に分布する引張残留応力場によつて、より一層加速促進されることが考えられる。しかしながら、或る程度接手の間隔が大きくなるとかえつて接手の間には深い圧縮残留応力場が生ずるため、これが逆に接手と直角方向に伝播して来た脆性亀裂を阻止するように働く可能性が考えられる。このような見地から、溶接接手を近接させる場合にはどの程度の近接度が脆性亀裂の伝播に対して最も有効であるかという問題が提起される。

一方大型船舶の主要強度部材に使用される造船用厚板に対しては、船舶の脆性破壊の危険防止から船級協会は鋼材材質を規定し 0°C における V シャルビー衝撃値が $6 \text{ kg}\cdot\text{m/cm}^2$ 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。しかしながら溶接作業の高速化、経済性の向上、接手信頼度の均一性、溶接接手における変形の僅少化のために使用せんとする自動溶接接手の切欠靱性は一般に $4 \text{ kg}\cdot\text{m/cm}^2$ 程度の低い値を示す場合が多く、これがためもし脆性亀裂が接手あるいは熱影響部を接

手と平行に伝播するような場合には母材部よりも悪い伝播特性を示すのではないかと危惧されている。しかし接手あるいは熱影響部において接手と平行または斜に発生した脆性亀裂が接手近傍の残留応力によつて以後の伝播方向を変えられることが明らかとなるならば溶着金属および熱影響部の切欠靱性の低いことは別の観点から論ぜられることとなる。

以上の見地から縦接手、近接接手および斜接手試験片により、溶接接手と直角またはある傾斜角で伝播して来た脆性亀裂の伝播に対する溶接残留応力の影響を調べた。

5.2 試 験 片

試験片の系列は縦接手試験片、近接接手試験片および斜接手試験片に分れており、夫々の形状寸法は Fig. 5-1 の通りである。Fig. 5-1 において K0W は縦接手試験片であり、また K5W, K15W, K25W は夫々接手間隔 50 mm, 150 mm, 250 mm の近接接手試験片である。斜接手試験片の切欠方向と接手中心線とのなす角度 θ は 15° , 30° , 60° の 3 条件とした。試験片寸法はいずれにおいても 500 mm $\times$ 500 mm, 板厚 20 mm の一定とした。

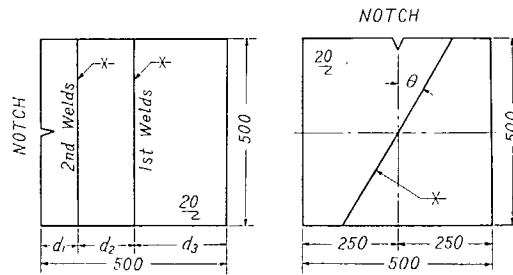


Fig. 5-1 Codes and Dimensions of Specimens

Fig. 5-2 左図の開先を用意し、表裏面各一層のユニオンメルト溶接を行なつた。尚溶接による残留応力の条件を揃えるため、溶接方向は表裏同方向とし、切欠に対する溶接方向も同一とした。近接接手試験片にあつては図のように接手の溶接順序も一定とした。

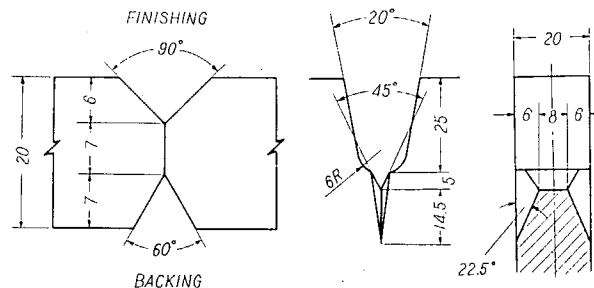


Fig. 5-2 Details of Joint Preparation and Trapezoidal Press Notch

溶接後 Fig. 5-2 右図に示すような切欠を加工し、3方向から 5 mm 深さのプレスを行なつた後、切欠部に 250°C , 1 時間の時効を施した。但し、後述する溶接後応力除去焼鈍して残留応力を取り去つた試験片に関しては、焼鈍後切欠を加工してから時効を行なつた。

試験片材質は Table 5-1 のような脆性材でこの実験のために特に試作されたものである。JIS 2 号試験片 (6.25 mm ϕ , G.L.=50 mm) による母材および溶着金属の σ_Y および σ_u は夫々 26.1 kg/mm², 33.1 kg/mm², 45.2 kg/mm², 52.2 kg/mm² である。

Table 5-1 Chemical Composition and Mechanical Properties

Chemical Composition of Base Metal (%)					
C	Si	Mn	P	S	Mn/C
0.24	0.02	0.40	0.040	0.026	1.7
Mechanical Properties (kg/mm ²)					
Base Metal			Deposite Metal		
σ_Y	σ_u	Elong.	σ_Y	σ_u	Elong.
26.1	45.2	28.7%	33.1	52.2	21.8%
Impact Value (kg·m/cm ²)					
	V-Notch	U-Notch	Press V-Notch		
E ₀	1.2	7.6	0.48		
E ₂₀	3.6	9.8	1.2		
E ₋₂₀	0.89	1.9	—		

5.3 試験方法

5.3.1 弾性的喰い違い

縦接手および近接接手試験片においては切欠から溶接接手と直角方向に進展して行く亀裂に対する弾性的喰い違い (Elastic Slot Opening) を測定した。このためあらかじめ切欠を含む中心線 (接手と直角方向) に沿って中心線の両側に 1.6 mm ϕ の鋼球を 2 個づつ組んで G.L.=10 mm で打ち込んだ。測定点は表裏対称とし 10 mm 間隔に配置した。つぎに本年度試作した残留歪エネルギー解放率測定装置により切欠側から中心線に沿って標点ボールの中間をスリット状に解放しながら繰り返し G.L. の変化を測定した。E.S.O. の測定に使用した計器は Pfender の Contact Meter および Feucht の BAM-Adapter である。尚本測定の要領は日本造船研究協会報告第 27 号の p. 18 より p. 19 に述べてある方法と同様である。

5.3.2 残留応力測定

脆性破壊試験結果を考察するためあらかじめ溶接による残留応力分布の測定を行なつた。尚残留応力測定用試験片はすべて溶接前 645~670°C, 1 時間の応力除去焼鈍を行なつておいた。縦接手および近接接手試験片においては切欠より発生した脆性亀裂は切欠を含み接手と直交する中心線上を伝播することが想定される。そこでこの線上に特殊短標点 2 軸ロゼット歪計 (G.L.=4 mm, 5 mm; ポリエステル) を 12.5 mm 乃至 50 mm の間隔で表裏面対称に貼付した。次に歪計を含む幅約 30 mm の帯板に切り出し、その時の解放歪より溶接接手と平行あるいは直角方向の残留応力のトランス分布を求めた。

斜接手試験片にあつては $\theta=30^\circ$ の試験片について、接手部および母材部全面に亘つて残留主応力の方向および大きさの測定を行なつた。このため各測定点を中心としてコンタクトメーターの標点ボール ($1.6\text{ mm}\phi$) を G.L.=20 mm で 60° の等角ロゼットに組んで打ち込んだ。この場合も試験片の表裏面同位置で測定を行なつた。残留主応力測定のためロゼット部を切り出す大きさに関してはあらかじめ予備実験を行なつて、測定精度の点から G.L.+8 mm 以上の大きさとしなければならないことを確めた。そこで各測定点を中心とする $40\text{ mm}\times 40\text{ mm}$ 角にロゼットを切り出した。切り出しによる標点距離の変化から次式によつて残留応力を求めた。

$$A = \frac{1}{3}(\varepsilon_0 + \varepsilon_{60} + \varepsilon_{120}) \quad (1)$$

$$B = \sqrt{(\varepsilon_0 - A)^2 + \frac{1}{3}(\varepsilon_{60} - \varepsilon_{120})^2} \quad (2)$$

$$\tan 2\alpha_1 = \frac{\sqrt{3}(\varepsilon_{60} - \varepsilon_{120})}{3(\varepsilon_0 - A)} \quad (3)$$

$$\sigma_{\max} = \frac{E}{1-\mu}A + \frac{E}{1+\mu}B \quad (4)$$

$$\sigma_{\min} = \frac{E}{1-\mu}A - \frac{E}{1+\mu}B \quad (5)$$

但し ε_0 …… 0° 方向の歪
 ε_{60} …… 60° 方向の歪
 ε_{120} …… 120° 方向の歪
 α_1 …… 0° 方向歪計と $\sigma_{\max}$ 方向とのなす角

5.3.3 脆性破壊試験方法

切欠方向と平行の端面に開先を切り、荷重装置のチャックに溶接を行なつてから、試験機にかけ試験片を所定の低温に冷却した。次に荷重装置により試験片に引張応力を与えて保持した状態で切欠より脆性亀裂を発生させた。亀裂発生のためには本年度試作した気圧式衝撃装置を用い、切欠に楔を打ち込んだ。なおこの際楔と切欠側面との摩擦損失を小さくするためあらかじめ楔側面にグリースを塗布しておいた。またチャックを含めて荷重装置のピン間隔は 2,000 mm 程度に揃えた。

試験片によつては外力を与えない状態で切欠に衝撃を加えた。このため 500 mm 角のままで試験片の切欠と反対側の端面の中央を支持して切欠に楔を打ち込んだ。

試験片の温度は切欠を含む中心線上表裏 6 点でサーモカップルより測定し、各点での温度が均一となるように冷却した。なお試験温度としては各点の測定値を平均した値を採用した。

5.4 試験結果

5.4.1 弾性的喰い違い (E.S.O.)

縦接手および近接接手試験片における E.S.O. の測定結果を Fig. 5.3 より Fig. 5.6 に示す。Fig. 5.3 は縦接手試験片の切欠側からスリットを入れて行なつた際の E.S.O. の変化を示しているが、切欠側端面上の標点距離の変化はスリットの先端が接手中心にかかるまで負の値をとり続けた

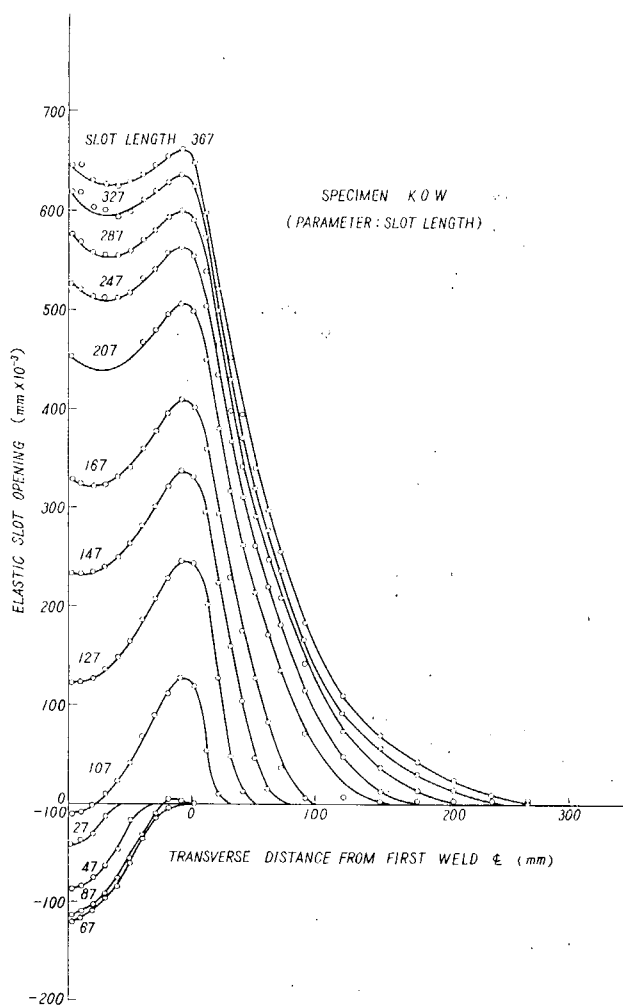


Fig. 5.3 Distributions of Elastic Slot Openings
in KOW Specimen

後、接手中心を 10 mm 程度越してから始めて正となっている。後述する Fig. 5.7 と対照させて見ると、切欠近傍に存在する接手方向の残留応力は圧縮であり、端面より 40 mm 以上になって引張応力となっている。一方スリット先端が端面より 67 mm 程度までは切欠側端面上の標点距離は減少し続け、70 mm 程度で増加する方向に変っている。このように端面の E.S.O. が最初負の値をとるのは端面近傍の圧縮残留応力のためであるが、E.S.O. の変化は残留応力の変化よりも常に遅れて生ずる。この傾向はいずれの試験片においてもあらわれている。特に Fig. 5.6 の K25W 試験片においてはスリットの口は最初閉じ、次に開いて 227 mm で最大値に達してから再び閉じ始めスリット先端が端面より 350 mm 程度で負側の最小値をとり、また開き始めて 390 mm 程度ではほとんどスリット解放前の初期状態に落着いている。このような現象は複雑ではあるが大変興味深い。

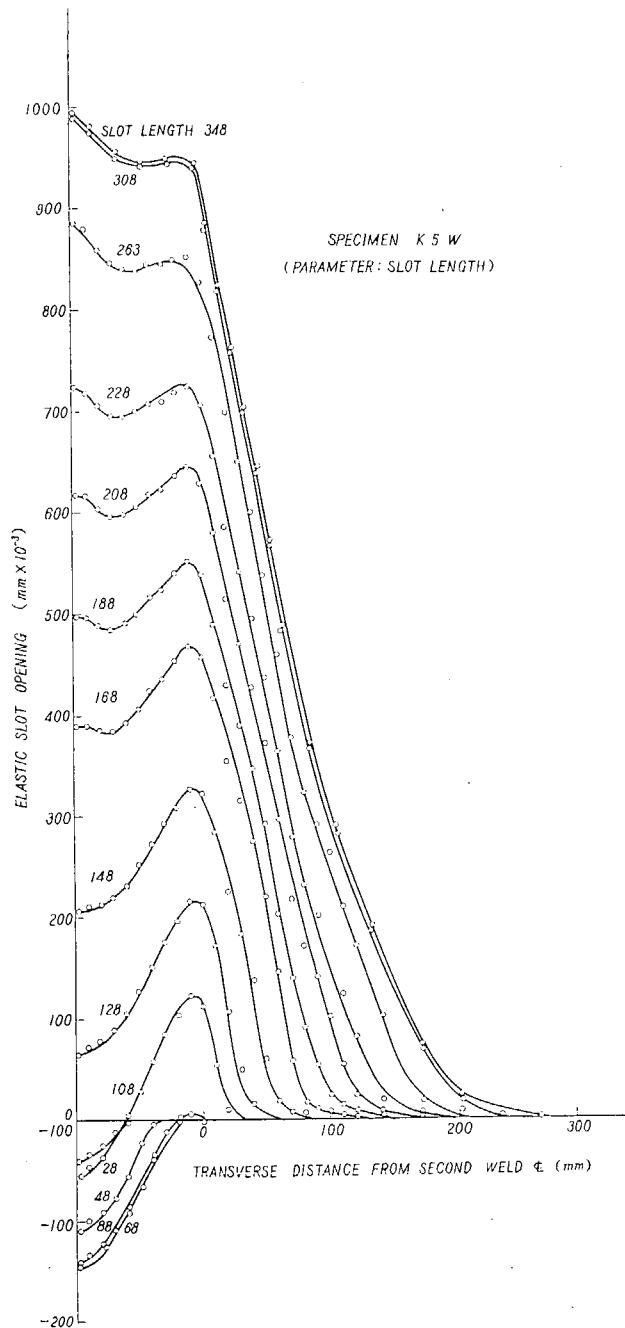


Fig. 5-4 Distributions of Elastic Slot Openings
in K5W Specimen

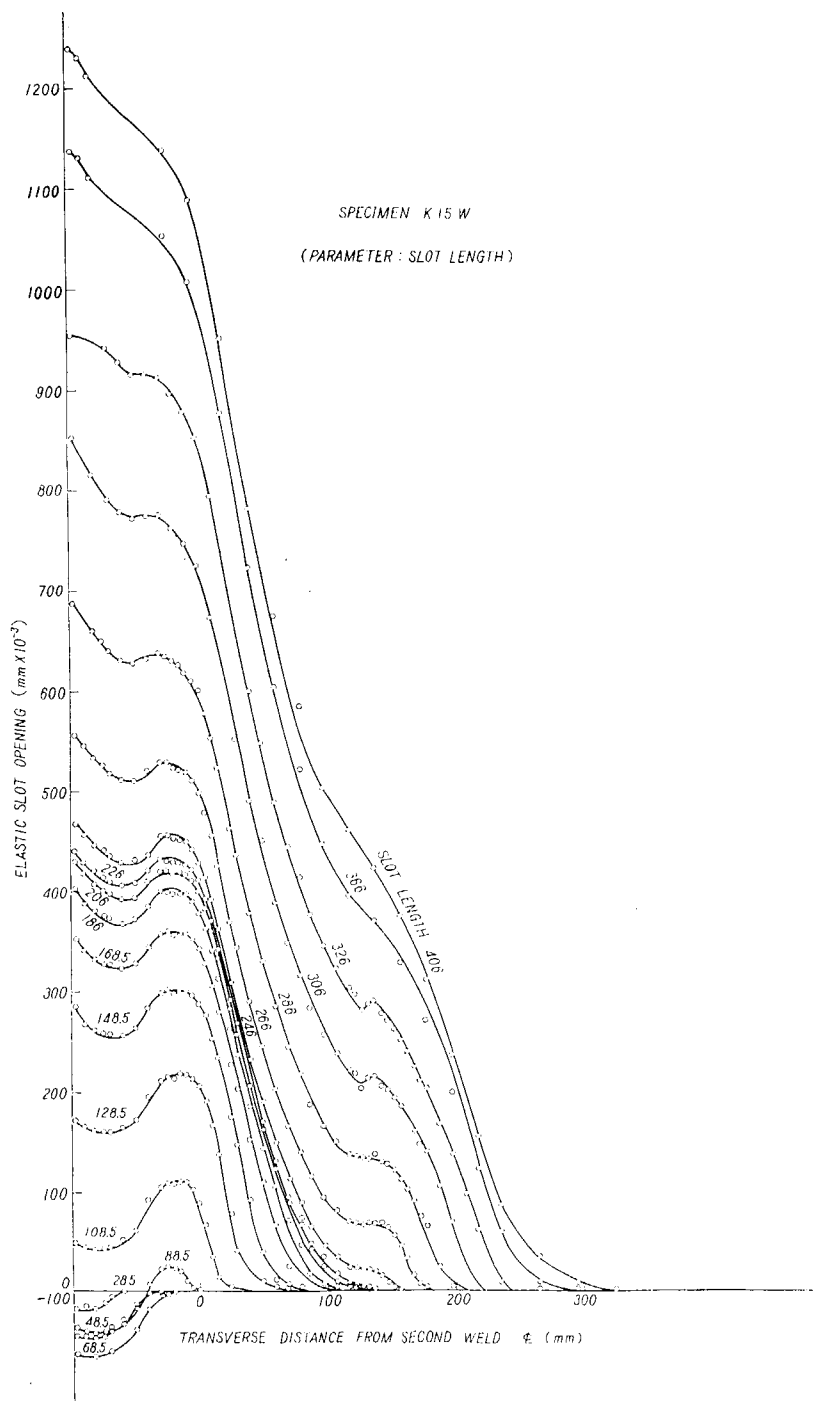


Fig. 5.5 Distributions of Elastic Slot Openings
in K15W Specimen

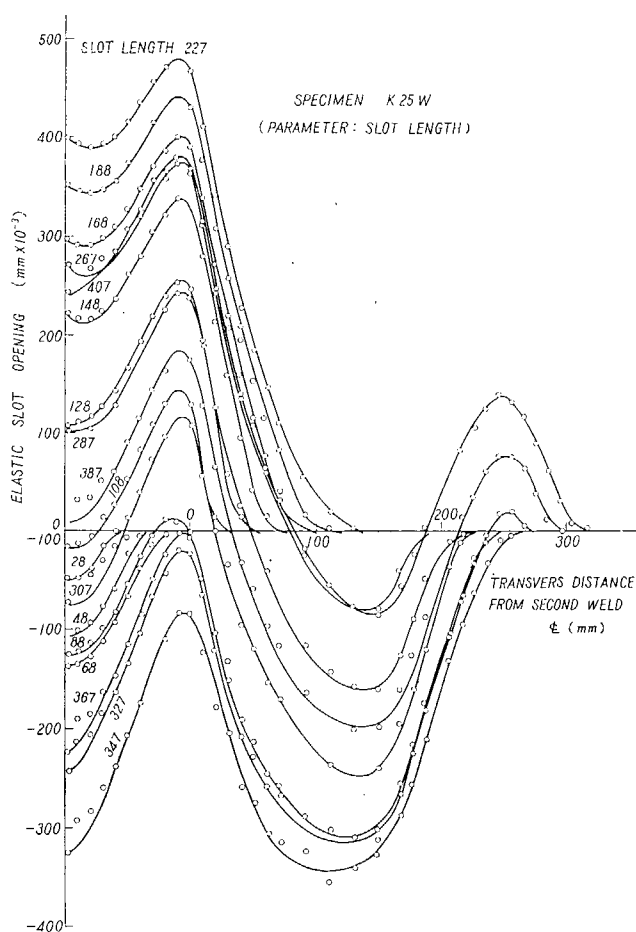


Fig. 5-6 Distributions of Elastic Slot Openings
in K25W Specimen

5.4.2 残 留 応 力

本研究の目的の性質上、縦接手および近接接手試験片においては切欠方向と直角方向（即ち接手方向）の残留応力のトランス分布が第1義的に重要である。そこで接手方向残留応力のトランス分布だけを各試験片について Fig. 5-7 より 5-10 に示す。図中○印は表面でまた●印は裏面での測定値である。

偏心縦接手試験片 K0W (Fig. 5-7) においては右端面側に偏心による曲げ応力のための引張応力が生じている。接手近傍の応力分布は通常の対称形の接手の場合と同様である。ただ試験片の寸法が小さいため接手中心の残留応力は溶着金属の降伏点に到達していない。

接手間隔が 50 mm の近接接手試験片 K5W では 2 本の接手近傍の応力分布の形状は K0W と同様に単峰性であり接手間で圧縮応力を生じていないが、間隔が広がるにつれて接手の中間に圧縮残留応力場を生じ、特に接手間隔 250 mm の K25W では最も深くしかも広い圧縮残留応力分布を生じている。

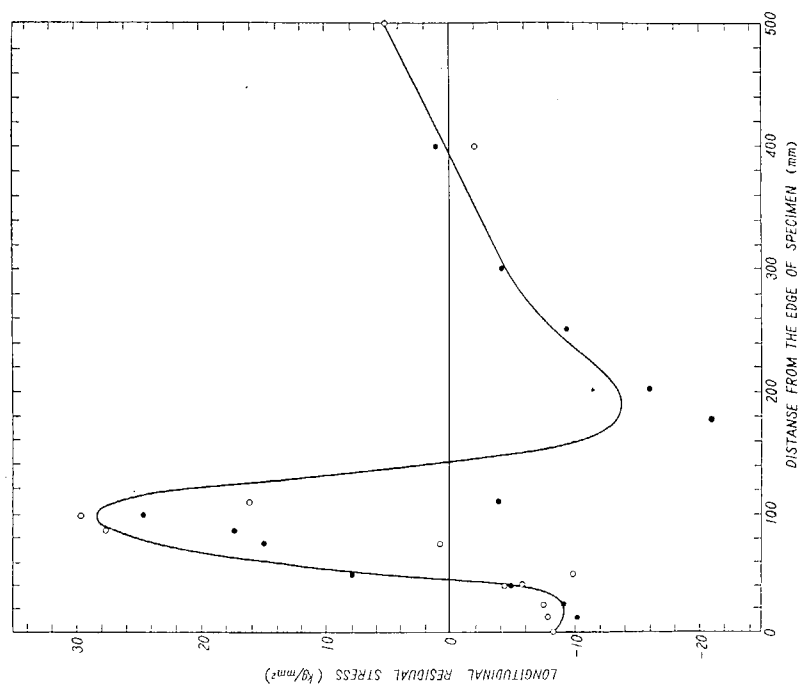


Fig. 5-7 Distribution of Longitudinal Residual Stresses in K5W Specimen

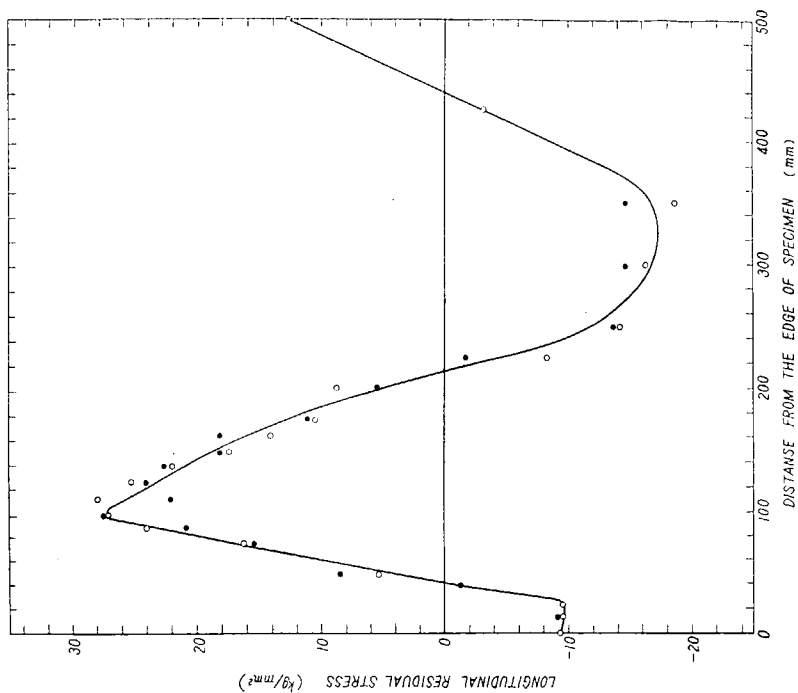


Fig. 5-8 Distribution of Longitudinal Residual Stresses in K5W Specimen

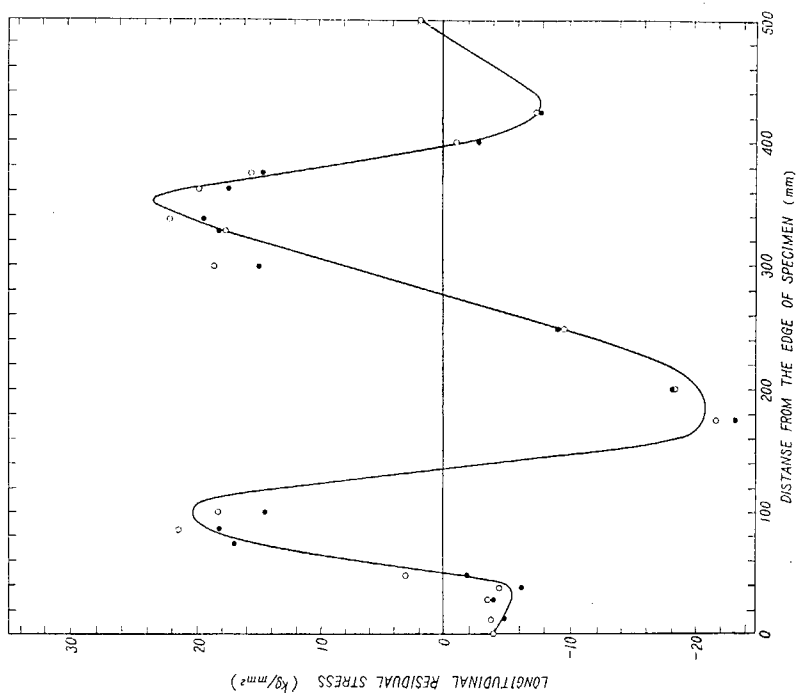


Fig. 5.10 Distribution of Longitudinal Residual Stresses in K25W Specimen

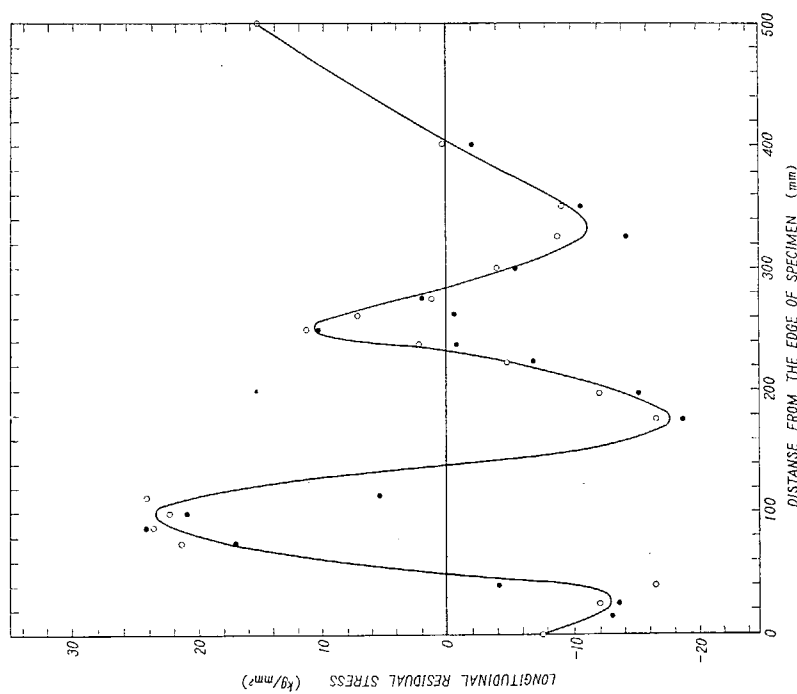


Fig. 5.9 Distribution of Longitudinal Residual Stresses in K15W Specimen

さて偏心縦接手および近接縦接手試験片においては、いずれの場合も左右どちらかの端面に偏心による曲げ応力のための引張応力を生じており、また近接接手では2本の接手それぞれの中心における引張残留応力の値には必ず差がある。このような現象は始めに突合わせ溶接した2枚の板の幅の比および次に突合わせた2枚の板の幅の比によつて定まるものである。

$\theta=30^\circ$ の斜接手試験片に対して行なつた残留主応力の測定結果は Fig. 5-25 の通りである。図中実線外向きの矢印は最大引張主応力の方向および大きさを、また点線内向きの矢印は最小圧縮主応力の方向と大きさを示し、傍の数字はそれらの値をあらわしている。溶接接手内では主応力方向は接手およびそれと直角方向であるが、母材部では接手中心よりの放射線およびそれと直交する方向になっている。後述するように外力をかけた状態での $\theta=30^\circ$ および $\theta=60^\circ$ の試験片における亀裂伝播路はほとんど同じである。そこでこの共通な伝播路に沿つた各点の主応力を測定したのが同図左下である。

5.4.3 脆性破壊試験

5.4.3.1 縦接手試験片

各系列試験片の脆性破壊試験結果を Table 5.2 に総括した。破壊試験はすべてこの試験片母材の亀裂伝播限界温度以下の低温で行なつた。

まづ外荷重のない状態で切欠に衝撃だけを加えて発生させた脆性亀裂が衝撃によるエネルギーおよび残留応力により解放される歪エネルギーによつてどの程度まで伝播するかを調べるため KOW-1 に衝撃だけを加えた。すなわち -31.8°C において $20\text{ kg}\cdot\text{m}$ の打撃を与えたが亀裂を発生しなかつたので、KOW-2 を更に低い温度 -58.0°C に冷却し外力なしで $30\text{ kg}\cdot\text{m}$ の衝撃を加えたがやはり亀裂は発生しなかつた。そこで -63.0°C に温度を下げ同じく外力なしで $40\text{ kg}\cdot\text{m}$ の打撃を加えたところ切欠より亀裂を発生して伝播し切欠側端面より 210 mm 附近で Fig. 5-11 のように2つに分岐してから 100 mm 程度走つて停止した。試験片

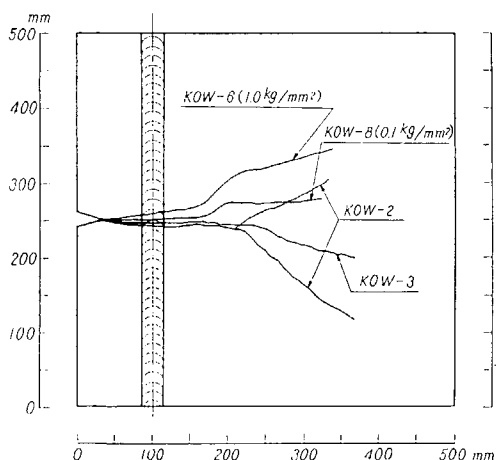


Fig. 5-11 Crack Paths KOW-2, KOW-3, KOW-6 and KOW-8 Specimens

を変え KOW-3 を -59.5°C に冷却して KOW-2 と同じ衝撃力を加えた結果 Fig. 5-11 に重ねて示してあるようにやはり 220 mm 程度から曲がり始めて KOW-2 と同じような位置で停止した。次に試験片をチャックに溶接し荷重装置で平均応力 0.1 kg/mm^2 に保持しながら -58.1°C において同じ衝撃エネルギーを与えた KOW-8 試験片では端面より 180 mm 程度から大きく曲つた後、再び接手と直角方向に伝播して停止した。KOW-6 は試験温度 -51.4°C 、平均応力 1.0 kg/mm^2 で同じ衝撃力により図のように伝播して停止した。

以上の試験結果により接手を通過した脆性亀裂が曲げられたり、または分岐したりする点は Fig. 5-7 と対照して見るといずれの場合も圧縮残留応力が最低である点かあるいはその近傍であることがわかる。

Table 5.2 Test Results

Type of Joint	Code of Specimen	Test Temperature °C	Applied Mean Stress kg/mm ²	Impact Energy kg-m	Remark
Unsymmetric Longitudinal Butt Joint	K0W-1	-31.8	0	20	Not initiated
	K0W-2 ⁽¹⁾	-58.0	0	30	Crack started after 2nd Impact
		-63.0	0	40	
	K0W-3 ⁽¹⁾	-59.5	0	40	
	K0W-4	-43.5	12.1	20	
	K0W-5	-49.7	3.0	20	Completely fractured after 2nd Impact
		-57.2	3.0	40	
	K0W-6 ⁽¹⁾	-51.4	1.0	40	
Adjacent Longitudinal Butt Joint	K5W-1	-58.0	0	50	Not initiated
		-59.0	0	50	
	K5W-2	-61.8	3.0	40	
		-61.0	4.1	40	
	K15W-1 ⁽¹⁾	-59.9	0	40	Crack started after 2nd Impact
		-58.2	0	50	
	K15W-2 ⁽¹⁾	-59.2	3.0	40	
	K25W-1 ⁽¹⁾	-60.0	0	50	
Oblique Butt Joint	N15W-1	-54.0	12.1	20	
	N15W-2	-50.5	6.1	20	
	N15WR-1 ⁽²⁾	-50.5	6.1	20	Stress annealed
	N30W-1	-49.5	8.9	—	Crack started without Impact
	N30W-2	-40.7	5.7	—	Crack started without Impact
	N30W-3	-50.5	0	20	Completely fractured after 3rd Impact
		-50.0	0	30	
		-50.0	0	40	
	N30WR-1 ⁽²⁾	-51.4	6.1	20	Stress annealed
	N60W-1 ⁽¹⁾	-40.2	6.1	20	
	N60W-2	-48.9	4.6	—	Crack started without Impact
	N60WR-1 ⁽²⁾	-39.2	6.1	20	Stress annealed

Note: (1) Started Brittle Crack was arrested in the Specimen

(2) Stress annealed at 900°C for 1 Hour

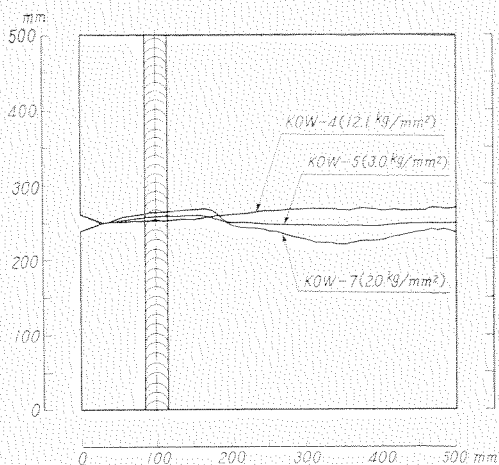


Fig. 5.12 Crack Paths in KOW-7, KOW-5 and KOW-4 Specimens

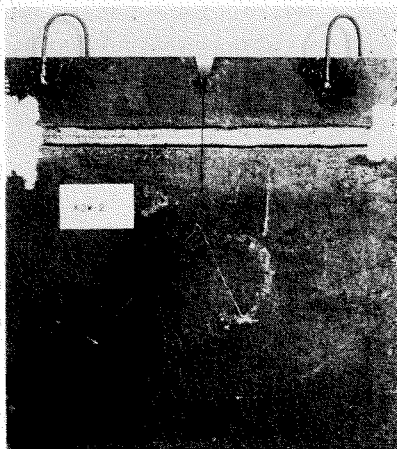


Fig. 5.13 Crack Path in KOW-2 Specimen

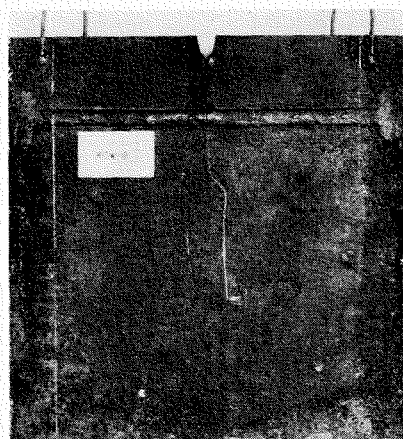


Fig. 5.14 Crack Path in KOW-8 Specimen

存在していた附近で亀裂伝播の安定性が阻害される傾向があらわれている。また当然ではあるが外力の低い程曲げられる程度も大きい。

KOW-2, KOW-8 試験片における脆性亀裂の伝播路の写真を Fig. 5.13 および Fig. 5.14 に示す。

5.4.3.2 近接接手試験片

接手中心線の間隔が 50 mm の近接接手試験片 K5W-1 は -58°C で $50\text{ kg}\cdot\text{m}$ の衝撃を 2 回与えたが亀裂を発生しなかつた。そこで試験片を変え荷重装置により 3.0 kg/mm^2 の応力に保ち $40\text{ kg}\cdot\text{m}$ の衝撃を加えたがやはり亀裂は発生し

Fig. 5.12 は試験温度 -43.5°C より -61.9°C の範囲内においてそれぞれ外力を変えて衝撃を加えた試験片の亀裂伝播路を重ねたものである。さて溶接継接手に外力が重畳した場合の残留応力の変化については前年度研究を行なつたが（造船研究協会報告第 27 号 p. 19~p. 21 参照），その結果によれば Fig. 5.12 程度の外力に関しては大略，外力による平均応力と最初の残留応力とを重畳したものとして差支えない。Fig. 5.12 の各亀裂伝播路が若干ではあるが曲げられた位置はやはり切欠側端面より 170 mm 程度であり，したがつて Fig. 5.11 の場合と同様に最低の圧縮残留応力が

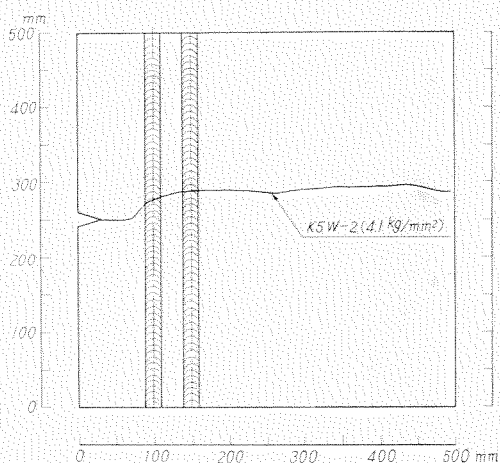


Fig. 5.15 Crack Path in K5W-2 Specimen

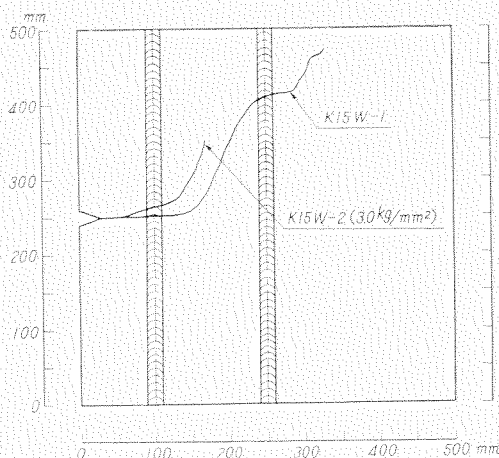


Fig. 5.16 Crack Paths in K15W-1 and K15W-2 Specimens

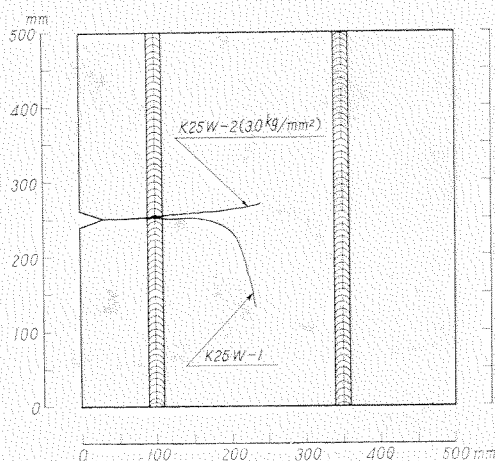


Fig. 5.17 Crack Paths in K25W-1 and K25W-2 Specimens

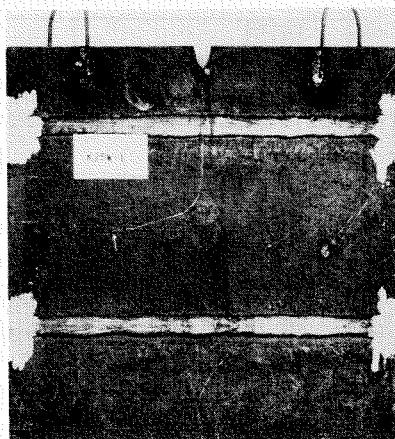


Fig. 5.18 Crack was arrested in the Middle of Two Joints

なかつたので、更に応力を上げ 4.1 kg/mm^2 で再び $40 \text{ kg}\cdot\text{m}$ の衝撃を与えたところ Fig. 5.15 のように切欠側の接手の直前からゆるやかに彎曲して接手を横ぎりほぼ直進して完全に破断した。この場合もやはり圧縮残留応力の最低な部分でわずかなではあるが亀裂が曲げられている。

接手中心線の間隔を 150 mm とした K15W-1 試験片は 500 mm 角のままで外荷重をかけないで切欠に衝撃を与えた。2 回目の衝撃により亀裂は Fig. 5.16 のように伝播し 2 本目の接手を越えてから停止した。左端面から 140 mm 程度で大きく曲つたのは深い圧縮残留応力のためであり、又 2 番目の接手に入る直前で再び接手と直角方向に曲つたのは、接手の引張残留応力の影響を受けたものと考えられる。同じような温度で 3.0 kg/mm^2 の応力に保ち衝撃を与えた K15W-2 の亀裂は接手中間で停止した。

更に接手間隔を 250 mm に広げた K25W 試験片においては Fig. 5.17 のような伝播を行なった。K25W-1 試験片の伝播路の写真を Fig. 5.18 に示す。

さて K0W 試験片では外応力 1.0 kg/mm^2 で亀裂は停止し、 2.0 kg/mm^2 で完全に破断したのに、K25W-2 試験片では試験温度がほとんど同じで、しかも衝撃エネルギーが同一であるのに、 3.0 kg/mm^2 の応力で尚亀裂は接手中間で停止した。この理由を明らかにするためには、これら各試験片の残留応力分布が夫々異なるため種々の要因を与えなければならないが、接手間の深い圧縮残留応力がその主要な要因となつていていると考えて差支えないであろう。

5.4.3.3 斜接手試験片

各試験系列とも As Weld 試験片の他に 3 条件の 1 枚づつを溶接後 900°C , 1 時間の応力除去焼鈍を行ない (試験片符号 NWR) 残留応力を完全に除いてから破壊実験を行なった。又外力の影響

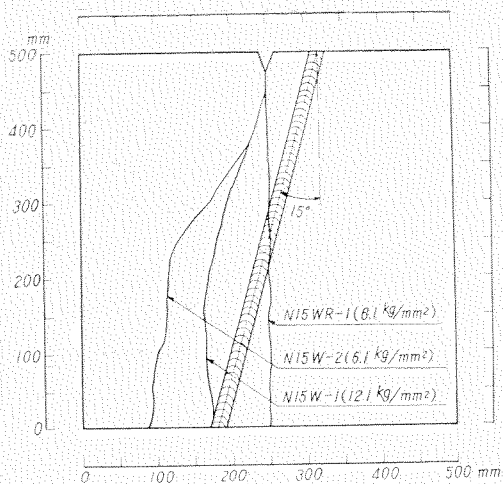


Fig. 5-19 Crack Paths in N15W-1, N15W-2 and N15WR-1 Specimens

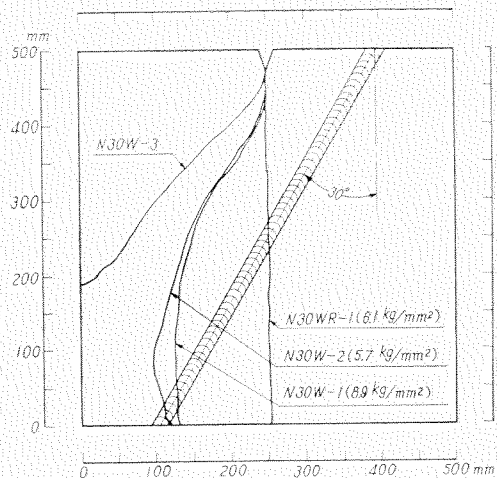


Fig. 5-20 Crack Paths in N30W-1, N30W-2 and N30W-3 Specimens

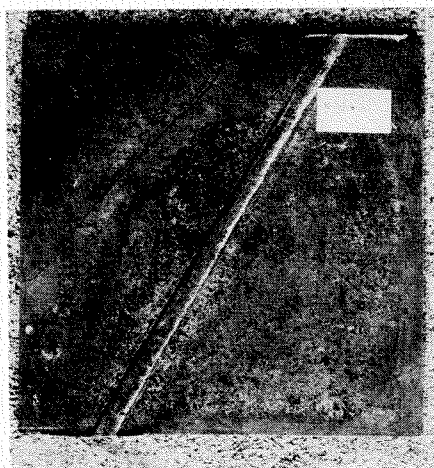


Fig. 5-21 Crack Path in N30W-3 Specimen

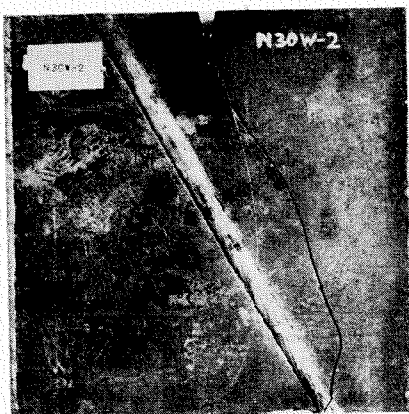


Fig. 5-22 Crack Path in N30W-2 Specimen

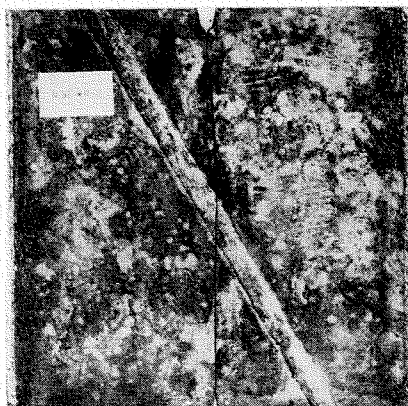


Fig. 5-23 Crack Path in N30WR-1 Specimen

を明らかにするため、 $\theta=30^\circ$ の N30W-3 試験片は -50°C において 500 mm 角のままで外力をかけないで衝撃を加えた。

Fig. 5-19 は $\theta=15^\circ$ の各試験片の亀裂伝播経路を重ねたものである。図中に試験片符号及び加えた外応力を入れてある。試験片はほとんど同一と見做し得る温度で行なわれ、加えた衝撃エネルギーは等しい。応力除去焼鈍した N15WR-1 の亀裂は直進しているのに As Weld 試験片における亀裂は切欠から直ちに曲り始め、接手からかなり離れて伝播している。

$\theta=30^\circ$ の試験結果を Fig. 5-20 に示す。外力を加えないで試験した N30W-3 の亀裂は接手から相当離れた場所を伝播している。N30W-3, N30W-2, N30WR-1 各試験片の破壊後の写真を Fig. 5-21 より Fig. 5-23 に示す。 $\theta=60^\circ$ の結果は Fig. 5-24 の通りである。斜接手全体を通じ焼鈍し

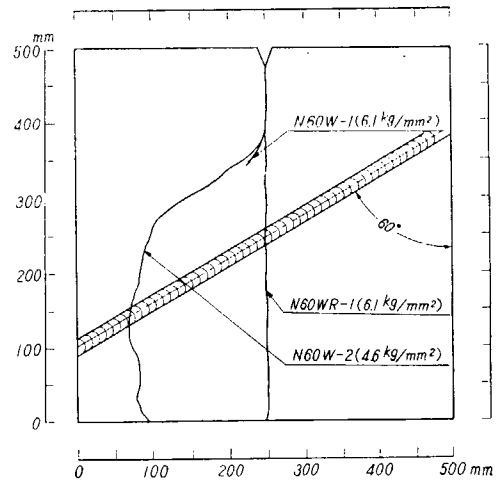


Fig. 5-24 Crack Paths in N60W-1, N60W-2 and N60WR-1 Specimens

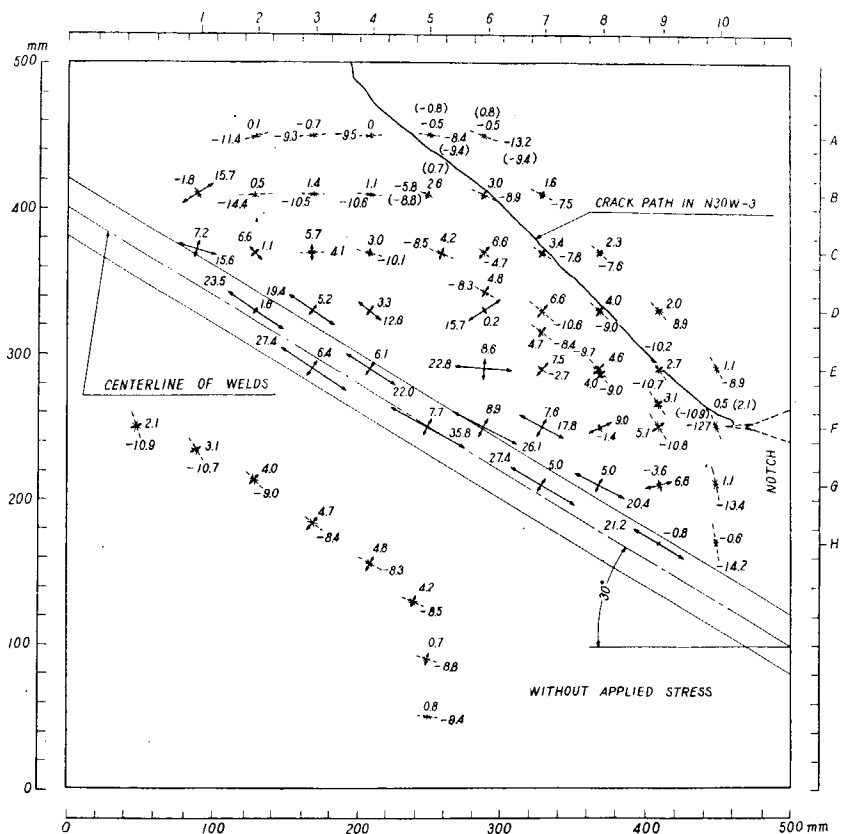


Fig. 5-25 Residual Stress Field and Crack Path without Applied Stress. Outward Arrows indicate Tension Stresses, and Inward Arrows Compression Stresses

た試験片の亀裂は接手に関係なく直進しているのに対して As Weld では外力の高い程その伝播路が中心に寄せられてはいるが、いづれもかなり曲つて伝播していることから残留応力が脆性亀裂の伝播に顕著な影響を及ぼしていることがわかる。

Fig. 5-25 は $\theta=30^\circ$ の斜接手試験片について行なつた残留応力の測定結果に、外力なしに衝撃エネルギーだけで伝播した N30W-3 試験片の亀裂伝播路を重ねたものである。伝播路に沿つた各点の主応力についてみると 切欠の極く近傍および 端面附近を除いて 各点の最大引張主応力の 方向は伝播路にほとんど直交していることがわかる。直交する最大引張主応力の値は割合に低く $2.7 \text{ kg/mm}^2 \sim 4.0 \text{ kg/mm}^2$ 程度である。

さて切欠先端の近傍には集中応力、および楔の打ち込みによる動的応力等が生じ、実際の場合はこの図と違つたものとなるが、切欠先端附近の主応力方向は切欠方向からかなり傾いていて、切欠から発生した亀裂が接手に向うためには相当に高い値の圧縮応力方向と直交しなければならない。切欠先端から接手に向かう主応力線と直交する主応力は値は低いが引張応力であり、従つて切欠から出た亀裂は図のように最大引張応力と直交するように曲げられて伝播したものと考えられる。

さて残留応力場に外力による応力が重畳すると外力の影響を受けて主応力の方向並びに大きさが変化する。即ち、残留応力による主応力を σ_1, σ_2 , 外力と残留応力との重畳により生じた主応力を σ_p ,

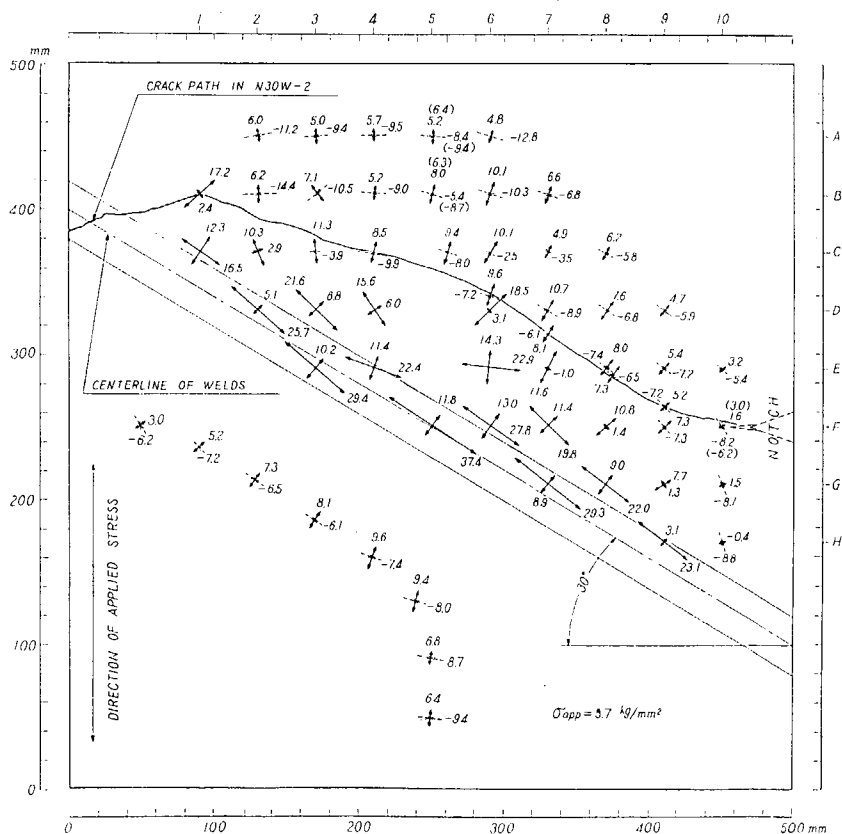


Fig. 5-26 Residual Stress Field and Crack Path under the Applied Stress $\sigma_{app}=5.7 \text{ kg/mm}^2$
Outward Arrows indicate Tension Stresses and Inward Arrows Compression Stresses

σ_q とし、外力による均一応力を σ_{app} 、 σ_{app} と前の主応力 σ_1 とのなす角を φ 、 σ_{app} と新しい主応力 σ_p とのなす角を θ とすると、 σ_p 、 σ_q 、 θ は夫々次式で与えられる。

$$\sigma_p = \frac{\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_{app}}{2} + \sqrt{\left\{ \frac{(\sigma_1 - \sigma_2) \cos 2\varphi + \sigma_{app}}{2} \right\}^2 + \left\{ \frac{(\sigma_1 - \sigma_2) \sin 2\varphi}{2} \right\}^2} \quad (6)$$

$$\sigma_q = \frac{\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_{app}}{2} - \sqrt{\left\{ \frac{(\sigma_1 - \sigma_2) \cos 2\varphi + \sigma_{app}}{2} \right\}^2 + \left\{ \frac{(\sigma_1 - \sigma_2) \sin 2\varphi}{2} \right\}^2} \quad (7)$$

$$\tan 2\theta = \frac{(\sigma_1 - \sigma_2) \sin 2\varphi}{(\sigma_1 - \sigma_2) \cos 2\varphi + \sigma_{app}} \quad (8)$$

Fig. 5-26 は上式により N30W 試験片に外応力 5.7 kg/mm^2 が加えられた場合の新しい主応力を計算した結果である。応力 5.7 kg/mm^2 で破断した N30W-2 試験片の亀裂を图中に示す。又 N30W-1 は外力 8.9 kg/mm^2 で破断したが、同様に計算すると Fig. 5-27 のようになる。いずれの場合も亀裂伝播路は最大引張応力とほとんど直交している。但し亀裂が相当程度伝播して端面に近づくとき端面の影響を受けて必ずしも直交しなくなる。

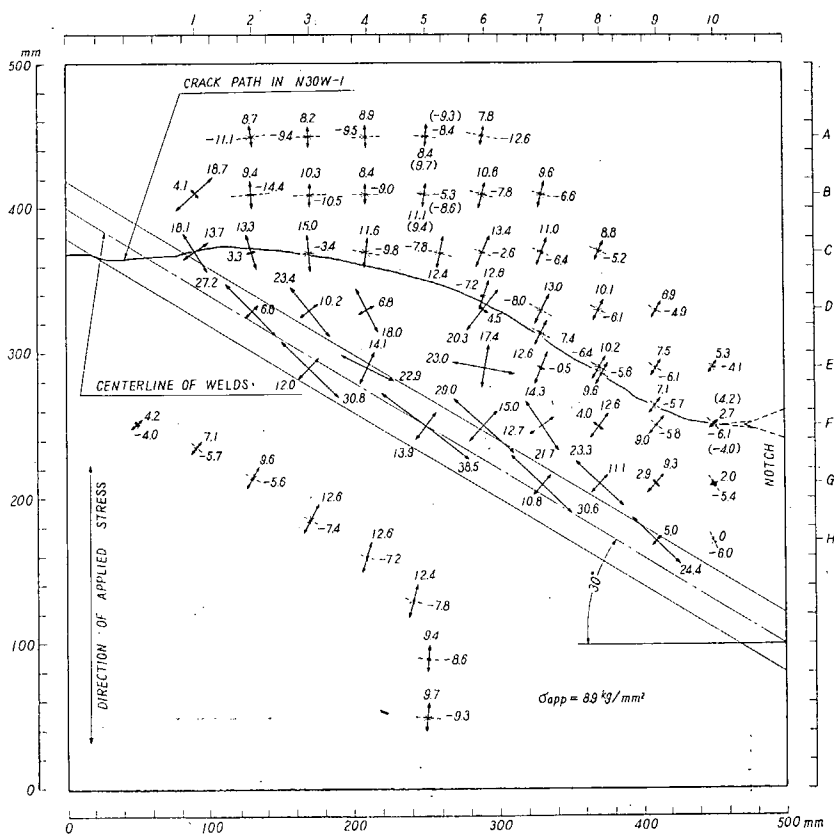


Fig. 5-27 Residual Stress Field and Crack Path under the Applied Stress $\sigma_{app} = 8.9 \text{ kg/mm}^2$
Outward Arrows indicate Tension Stresses, and Inward Arrows Compression Stresses

5.5 実験結果の考察ならびに結論

以上のように残留応力場又はこれと外力による応力とが重畳した応力場を伝播する亀裂の進展方向は大局的には残留応力によつて顕著な影響を受け、圧縮残留応力は亀裂進展の安定性を妨げ、進展を阻止するように働くことが実験的に明らかとなつた。しかしながらこのように複雑な応力場を伝播する脆性破壊の進展方向に関する安定性、停止条件等を更に明確にするためには伝播する亀裂の先端の応力集中、応力再配分、伝播速度の変化その他を明らかにし、亀裂進展に伴つて解放される歪エネルギー解放率を求めるなど尚今後研究を行なうべき諸問題がある。

本研究から得た主な結論は次の通りである。

脆性破壊が伝播する際の進展方向に関する安定性は亀裂の先方に存在する応力場の影響を顕著に受け、亀裂先端前方の応力場の最大引張応力と直交する方向に進展する傾向にある。また圧縮残留応力場は脆性破壊を阻止するように働く。

第6章 調質鋼と軟鋼の混用接手における 脆性破壊の伝播に関する研究

6.1 ま え が き

調質鋼は軟鋼に比べて、脆性破壊伝播停止温度が非常に低く、又、伝播限界応力が高いことは、本研究部会の昭和 33 年度研究によつて明らかにされている。したがつて、超大型船の建造材料としても有望なものであると考えられる。

この調質鋼と、軟鋼とが混用された場合、軟鋼側から伝播して来た亀裂を調質鋼によつて、停止させるためには、最小どれだけの幅を必要とするかという問題も極めて重要である。

この問題に関しては、昭和 33 年度に予備研究として幅 50 mm の調質鋼を軟鋼で挟んだ縦継手試験片について研究が行なわれ、中間に介在する調質鋼により、停止温度は下り、混用の有効性が立証された。(日本造船研究協会報告第 27 号参照)

そこで本年度は研究を進め軟鋼の間に介在する調質鋼の有効性を更に詳しく調べるため、調質鋼と軟鋼の板幅の比を変えた調質鋼軟鋼混用接手試験片について前年度と同じ方法により脆性破壊の伝播試験を実施した。

6.2 試 験 方 法

本試験に用いた軟鋼および調質鋼の化学組成ならびに機械的性質を Table 6.1 および 6.2 に示す。軟鋼は本部会のために特に脆性材料として製鋼したものである。

Table 6.1 Chemical Contents of Tested Steels

Steel	Plate Thickness mm	C %	Si %	Mn %	P %	S %
Mild Steel	20	0.21	0.02	0.38	0.030	0.032
Heat Treated Steel	20	0.16	0.44	1.05	0.017	0.020

Table 6.2 Mechanical Properties of Tested Steels

Steel	Plate Thickness mm	Yield Point kg/mm ²	Tensile Strength kg/mm ²	Elongation %	Bending 180°
Mild Steel	20	26.4	45.4	30.0	Good
Heat Treated Steel	20	51.5	65.2	20.8	Good

試験片の溶接は Fig. 6.1 のように行なつた。すなわち調質鋼の幅を 3 条件 (50 mm, 150 mm, 250 mm) 変え、これを中心として、その両側に軟鋼を突合わせ溶接した。調質鋼の幅に従つて軟鋼板の幅を変え、試験片の全幅は常に 500 mm 一定としてある。溶接のための開先形状は Fig. 6.2 にまた溶接条件は Table 6.3 に示す通りである。

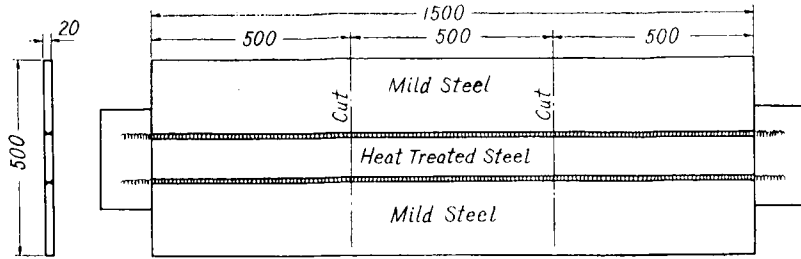


Fig. 6-1 Welding Dimensions of Test Specimen

調質鋼の幅の各1条件毎に Fig. 6-1 のような、溶接試験材を2枚ずつ製作した。溶接を終えたのち、長手方向に3等分して切断し、500 mm×500 mm の試験板を6枚ずつ採取した。試験片の種類を Table 6-4 示す。

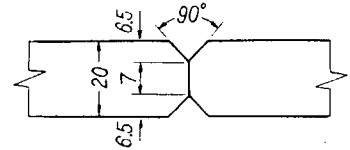


Fig. 6-2 Joint Preparation

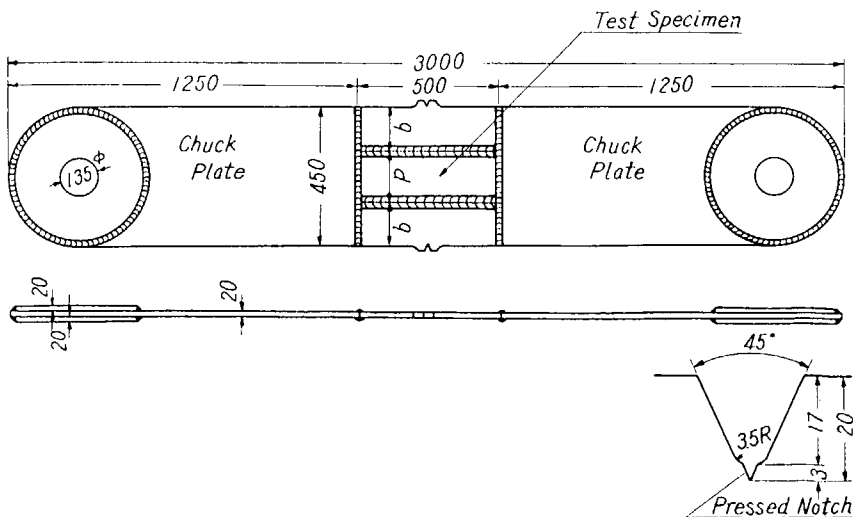
混用接手試験片3種類について各々1枚ずつ残留応力の測定を

Table 6-3 Welding Condition

Pass	Composition	Rod Wire	Dia. of Wire (in)	Current (A)	Voltage (V)	Speed (cm/min)
Backing	G80	# 40	3/16	600	32	25
Finishing	"	"	"	850	36	30

Table 6-4 Test Specimen

Code of Specimen	Width of Inserted Heat Treated Steel p (mm)	Width of Mild Steel b (mm)	Remark
C 0	0	450	Mild Steel
C 5	50	200	Combined Joint
C 15	150	150	Combined Joint
C 25	250	100	Combined Joint
C 45	450	0	Heat Treated Steel



DETAILS OF NOTCH

Fig. 6-3 Dimensions of Wide Plate Tension Test Specimen with Chuck

行ない、残り5枚づつに Fig. 6・3 のように引張治具を溶接し低温において引張試験を行なった。

引張試験機としては、400 ton アムスラー型万能試験機を用い、Fig. 6・4 に示すような要領で試験片に冷却槽をとりつけ、ドライアイスとアルコールで冷却して所定温度にまで試験片が冷却したときに打撃を加えた。打撃には東京衝機製の高压打撃装置を使用した。なお温度は Fig. 6・5 に示すように銅—コンスタンタン熱電対を試験片の表面4点にハンダ付けして測定した。

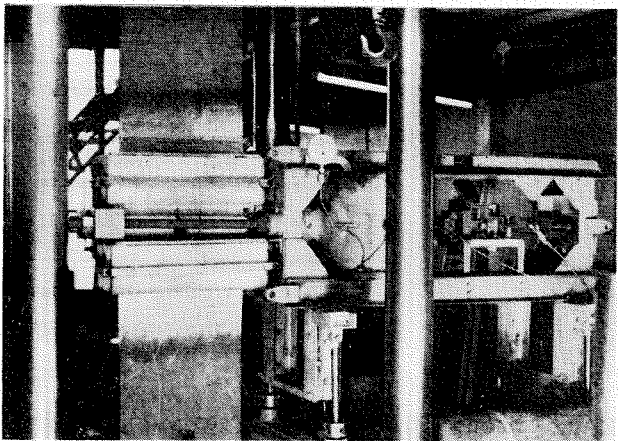


Fig. 6・4 Partial View of Specimen, Cooling Boxes and Impact Apparatus

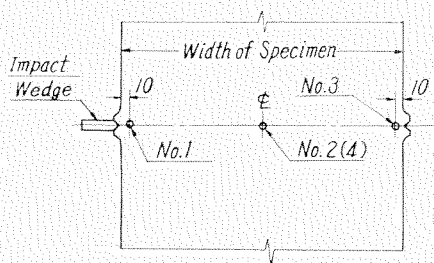


Fig. 6・5 Arrangement of Thermo-Couples

温度分布の一例を Table 6・5 にあげる。以下の実験結果にある温度は、打撃側切欠に一番近い計測点1の温度である。

Table 6・5 An Example of Temperature Distribution

No.	1	2	3	4
Temperature °C	-50	-51	-48	-51

6・3 試験結果及びその考察

6・3・1 伝播試験結果

軟鋼母材、調質鋼母材、調質鋼と軟鋼の混用接手各試験片の試験結果を Table 6・6 および Fig. 6・6 より Fig. 6・10 に示す。図中 ●印は完全破断を、○印は無破断を、また ◐印は一部亀裂の進展したものを意味し、◐印の下の()内の数字は、その亀裂長さ(mm)を示している。

これらの実験点によつて、脆性破壊が完全に伝播する範囲と調質鋼で停止する範囲とを区別する線を引くことができる。すなわち限界線の左上の部分は、脆性破壊を生ずる危険範囲である。Fig. 6・11 に軟鋼母材、調質鋼母材、混用継手、各試験片における限界線だけを総括した。

図から明らかなようにこれらの限界線は試験片の調質鋼の部分の幅が増大するにつれて、高応力、低温度側へ移動している。

さて Fig. 6・11 に総括された限界応力および限界温度を混用接手における調質鋼の幅についてプロットすると Fig. 6・12 が得られる。

限界温度については、調質鋼の部分の幅が 150 mm に達するまでは、幅の増大につれて、限界温度は顕著に低くなつて行くが、150 mm 以上になると調質鋼の部分の幅の大小にかかわらず調質鋼母材の示す限界温度に近くなり、調質鋼の部分の幅の寸法の影響は極めて小さくなる。

Table 6-6 Results of Crack Propagation Tests on Combined Joint

Code of Specimen	Width of Heat Treated Steel (mm)	No. of Impact	Test Temperature				Applied Mean Stress kg/mm ²	Impact Energy kg-m	Fracture Appearance			Remark
			No. 1 °C	No. 2 °C	No. 3 °C	No. 4 °C			Not Initiated	Crack Length mm	Through	
C 0-1	0	1	-30	-24	-34	-23	2.0	320			○	
C 0-2	"	1	-31	-29	-40	-31	0.5	"		125		
C 0-3	"	1	13	13	13	13	15.0	"			○	
C 0-4	"	1	38	39	35	38	15.0	"	○			
	"	2	31	31	26	30	"	"		5		
	"	3	21	23	21	23	"	"		20		
C 0-5	"	1	8	8	8	8	1.0	"	○			
	"	2	8	8	8	8	2.0	"	○			
	"	3	8	8	8	8	3.0	"	○			
	"	4	8	8	8	8	4.0	"	○			Impact on the Opposite Side
	"	5	8	8	8	8	5.0	"	○			"
	"	6	8	8	8	8	6.0	"			○	"
C 0-6	"	1	31	32	27	32	10.0	"	○			
	"	2	22	23	18	22.5	10.0	"	○			
	"	3	16	17	13	17	10.0	"	○			
	"	4	7	7	7	7	10.0	"		100		Impact on the Opposite Side
C 5-1	50	1	-20	-16	-16	-16	20.0	320		230		Arrest at 30mm Over Weld Joint
C 5-2	"	1	-49	—	-40	-34	6.0	"		200		Arrest in Weld Metal
C 5-3	"	1	-30	-24	-27	-24	20.0	"			○	
C 5-4	"	1	-40	-40	-42	-40	8.0	"		220		Arrest at 20mm Over Weld Joint
C 5-5	"	1	-60	-63	-63	-67	8.0	"			○	
C 15-1	150	1	-39	-44	-44	-44	20.0	320		190		Arrest at 40mm Over Weld Joint
C 15-2	"	1	-62	-63	-61	-63	5.0	"	○			
C 15-3	"	1	-66	-65	-57	-64	10.0	"			○	
C 15-4	"	1	-45	-45	-38	-45	20.0	"		225		Arrest at 75mm Over Weld Joint
C 15-5	"	1	-45	-40	-43	-39	30.0	"			○	
C 25-1	250	1	-45.5	-43	-51	-46	20.0	320		105		Arrest at 5mm Over Weld Joint
C 25-2	"	1	-65	-64	-47	-63	15.0	"			○	
C 25-3	"	1	-69	-70	-64	-67.5	10.0	"		155		Arrest at 35mm Over Weld Joint
C 25-4	"	1	-69	—	-65	-70	5.0	"	○			
C 25-5	"	1	-45	-46	-46	-42	30.0	"		150		Arrest at 50mm Over Weld Joint
C 45-1	450	1	-34	-30	-29	-31	30.0	320	○			
	"	2	-41	-42	—	-43	30.0	"	○			Impact on the Opposite Side
	"	3	-45	-45	—	-47	30.0	"	○			"
C 45-2	"	1	-53	-52	-49.5	-54	30.0	"			○	
C 45-3	"	1	-63.5	-62	-62	-62	25.0	"			○	
C 45-4	"	1	-64	-60	-61	-59	22.0	"			○	
C 45-5	"	1	-55	-54.5	-54	-57	20.0	"	○			
	"	2	-54	-56	-55.5	-57	22.5	"	○			
	"	3	-65	-67	—	-68	15.0	"		50		Impact on the Opposite Side

Note: Crack Length was observed on the Surface of Specimen

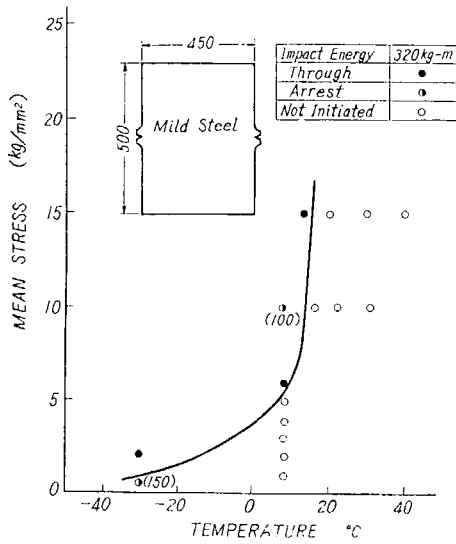


Fig. 6.6 Results of Propagation Test (Specimen CO)

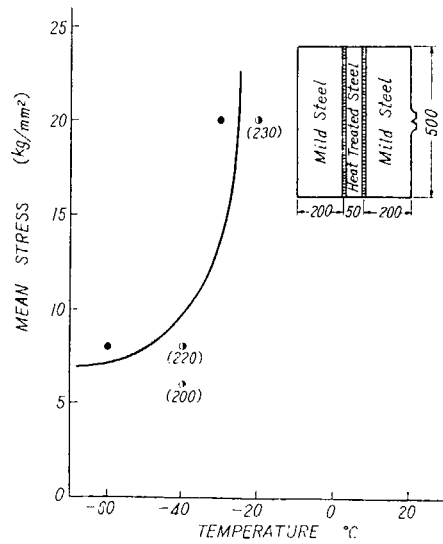


Fig. 6.7 Results of Propagation Test (Specimen C5)

(Figures in parenthesis show crack length in mm)

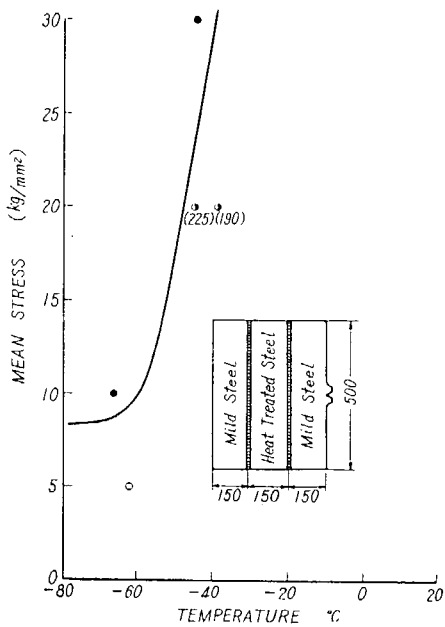


Fig. 6.8 Results of Propagation Test (Specimen C15)

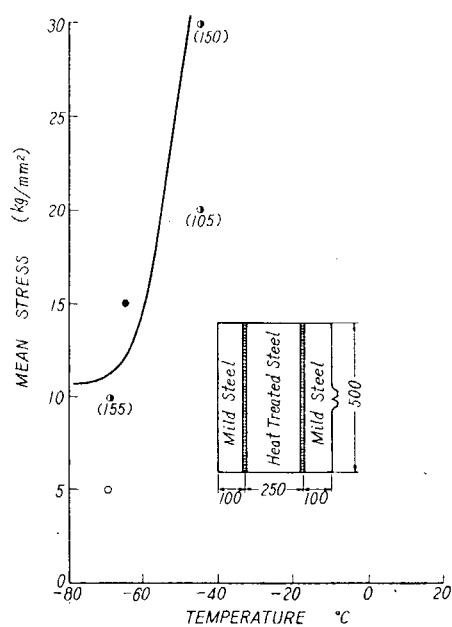


Fig. 6.9 Results of Propagation Test (Specimen C25)

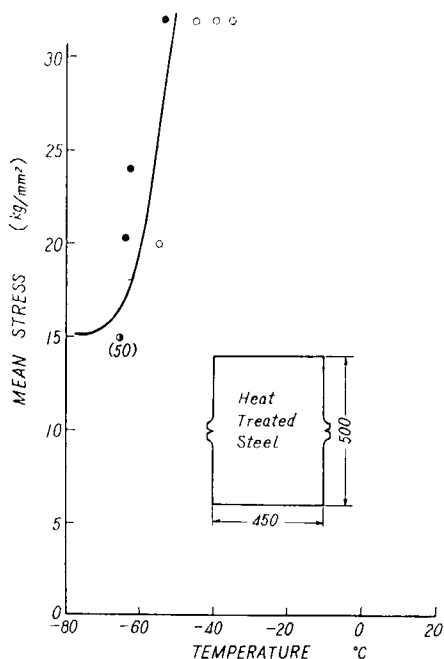


Fig. 6-10 Results of Propagation Test (Specimen C45)

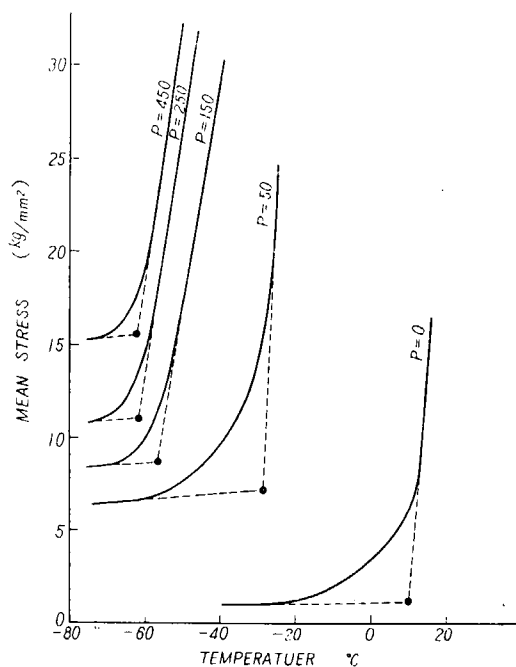


Fig. 6-11 Summary Results of Propagation Tests on Combined Joint

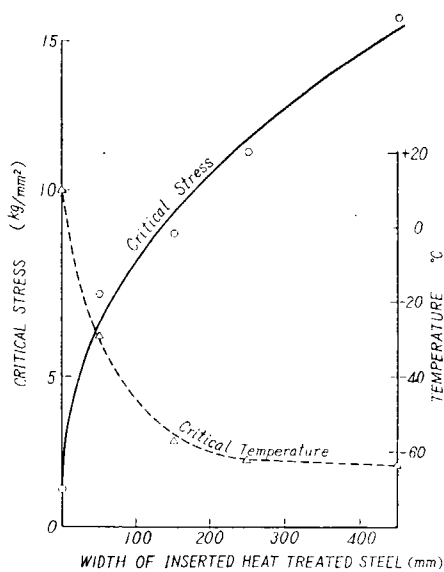


Fig. 6-12 Critical Stress and Temperature vs. Width of Heat Treated Steel

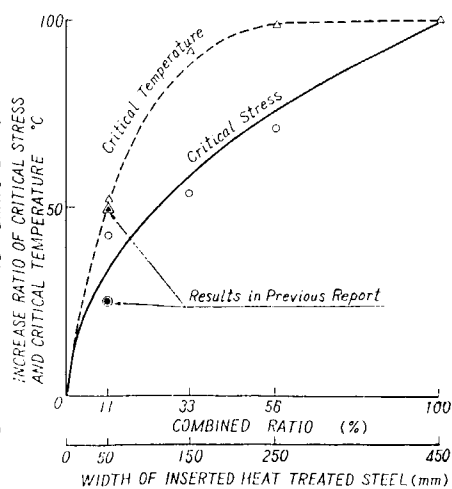


Fig. 6-13 Combined Ratio vs. Increase Ratio of Critical Stress and Temperature

限界応力については、調質鋼の部分の幅を増すにつれて、調質鋼母材の示す値まで限界応力は漸増して行く傾向がある。

限界応力上昇率および限界温度上昇率を取つて、Fig. 6・12 をプロットし直すと Fig. 6・13 のようになる。

但し Fig. 6・13 の混用率、限界応力上昇率、限界温度上昇率は次のように定義した。

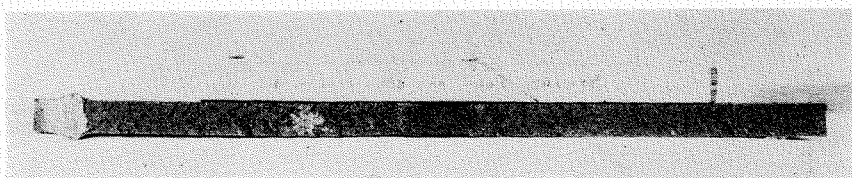
$$\text{限界応力上昇率} = \frac{(\text{各種混用接手の限界応力}) - (\text{軟鋼の限界応力})}{(\text{調質鋼の限界応力}) - (\text{軟鋼の限界応力})}$$

$$\text{限界温度上昇率} = \frac{(\text{各種混用接手の限界温度}) - (\text{軟鋼の限界温度})}{(\text{調質鋼の限界温度}) - (\text{軟鋼の限界温度})}$$

$$\text{混 用 率} = \frac{\text{調質鋼の幅 (mm)}}{450 \text{ mm}}$$

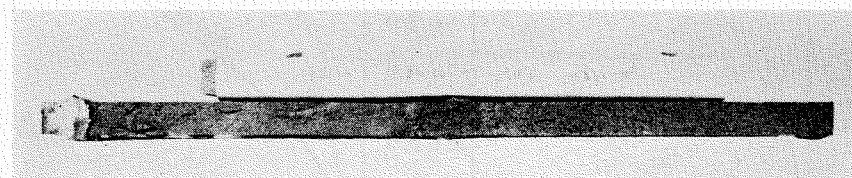
Fig. 6・13 の中に、昭和 33 年度に行なつた実験値を ●, △印でプロットしてあるが、今回の実験値の曲線上によく乗つている。

混用接手試験片で、完全破断した試験片は 5 枚あるが、これらの破断面の写真を、Fig. 6・14 より Fig. 6・18 に示す。このうち 3 枚の試験片、C5-5, C15-3, C25-2 は調質鋼母材の限界温度より低い温度で、破断したものであり、また試験片 C5-3 と C15-5 とは調質鋼母材の限界温度より高い温度で破断したものである。後者の 2 枚については、調質鋼の部分の破断面のシェヴロン模様が異常であるように見られる。これは亀裂伝播時の平均応力が高くしかも試験温度が調質鋼母材の限界温度よりも高いためであろう。



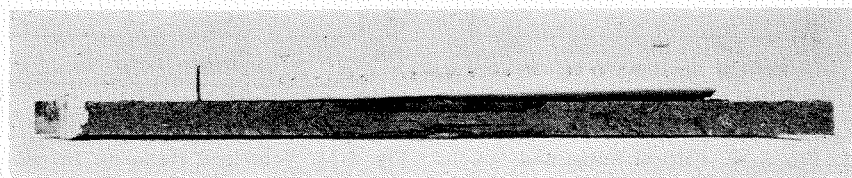
Test Temp. -30°C . Mean Stress 20 kg/mm^2 . Impact Energy 320 kg-m

Fig. 6-14 Fracture Surface of Specimen C5-3



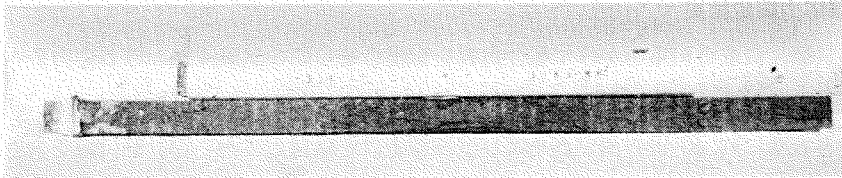
Test Temp. -60°C . Mean Stress 8 kg/mm^2 . Impact Energy 320 kg-m

Fig. 6-15 Fracture Surface of Specimen C5-5

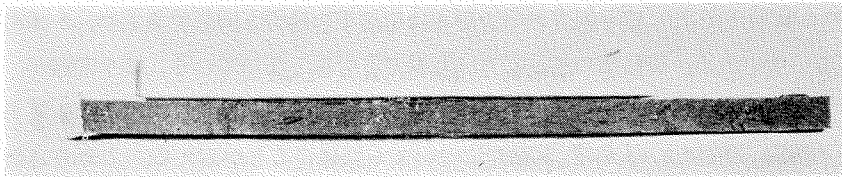


Test Temp. -45°C . Mean Stress 30 kg/mm^2 . Impact Energy 320 kg-m

Fig. 6-16 Fracture Surface of Specimen C15-5



Test Temp. -66°C . Mean Stress 10 kg/mm^2 . Impact Energy 320 kg-m
 Fig. 6-17 Fracture Surface of Specimen C15-3



Test Temp. -65°C . Mean Stress 15 kg/mm^2 . Impact Energy 320 kg-m
 Fig. 6-18 Fracture Surface of Specimen C25-2

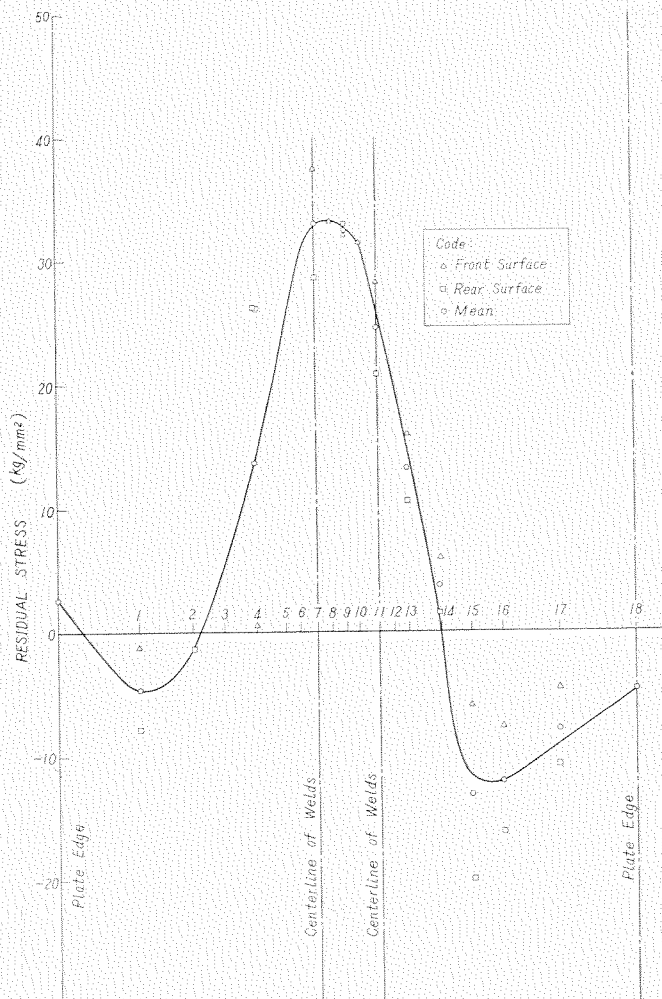


Fig. 6-19 Transverse Distribution of Longitudinal Residual Stress in C5 Specimen

6.3.2 残留応力測定結果

混用接手試験片に或る荷重をかけて脆性亀裂を伝播させる際の試験片における応力分布を推定するため、混用接手試験片各1枚に対して残留応力測定を行なった。

試験片の表裏面に約40点の測定点を選び抵抗線歪計を貼付してから歪計貼付線を含む棒状に切り出して応力解放を行なった。

測定結果を Fig. 6.19 より Fig. 6.21 に示す。図からわかるように C5 試験片では、2 本の接手の間隔が 50 mm と短いため接手附近の応力分布は単接手の場合と同じであるが、2 本の接手は同時に溶接されていないため、母材部の圧縮応力は左右で非対称となつている。接手間隔が 150 mm の C15 試験片では接手間母材部に圧縮応力が生じており、また両方の接手における引張応力の値も等しくない。接手間隔 250 mm の C25 試験片についても同様のことが云える。これらは皆始めに突合せ溶接する板相互の板幅の比と次に突合せ溶接する板相互の板幅の比と、さらに、接手間隔により生ずる現象であつて、このような有限幅の、近接接手試験片における残留応力は単接手の場合とは著しく変つた分布を示すようである。

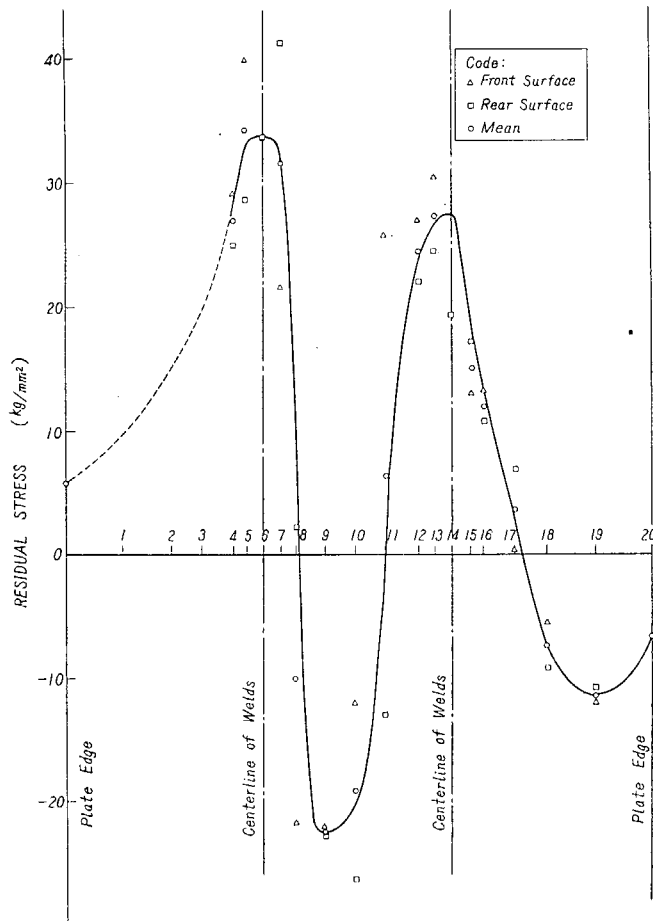


Fig. 6.20 Transverse Distribution of Longitudinal Residual Stress in C15 Specimen

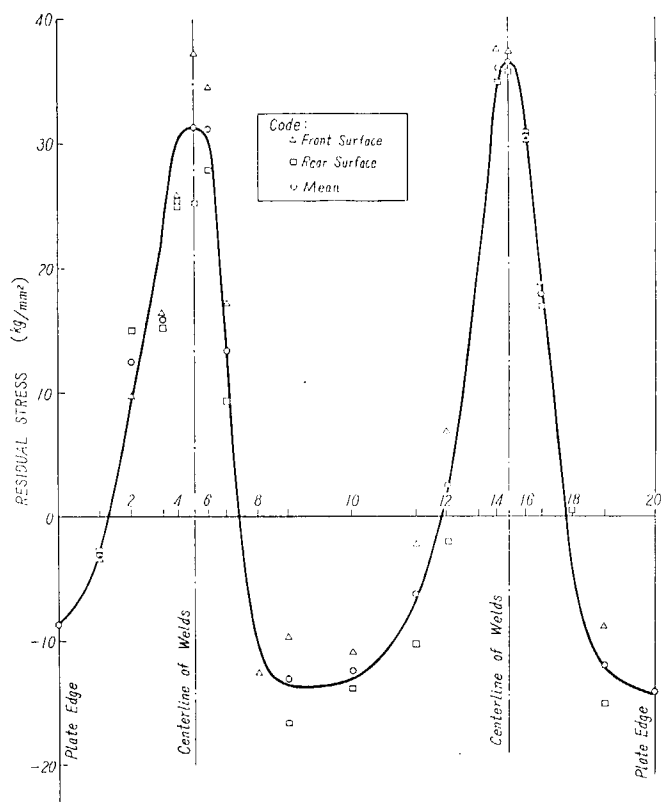


Fig. 6-21 Transverse Distribution of Longitudinal Residual Stress in C25 Specimen

しかしながら前に述べた破壊試験結果から明らかなように混合接手においては 10 kg/mm^2 程度以上の平均応力で亀裂が試験片を貫通しており、そのように高い平均応力の下では接手間の圧縮残留応力は相当程度緩和されて、本編第5章におけるような顕著な影響（例えば、最大圧縮残留応力のある付近で亀裂が曲げられると云うような）は生じなかつたと考えて差し支えなく、従つて、むしろ接手間の調質鋼の材質自体が、脆性亀裂の阻止に役出つたと考えて差し支えあるまい。

6.4 結 論

軟鋼、調質鋼の混用接手について、広幅伝播試験を行ない、調質鋼の幅が脆性亀裂の伝播の阻止にどのように影響するかを実験研究した結果、次のことが明らかになった。

- i) 限界温度は調質鋼の部分の幅が 150 mm 以上となると、調質鋼母材の限界温度にほぼ等しくなる。
- ii) 限界応力は調質鋼の部分の幅を増すにつれて、調質鋼母材の限界応力値まで漸増する。

拘束材7本 (11本) の場合は 500, 300, 200, 100, 30 mm の5条件とした。

拘束度計により荷重を加える位置は場の対称を考慮し、拘束材が偶数本数の時は中間拘束材間の中央部両面 (または片面)、奇数本数の時は中央拘束材の裏側とし、荷重を加えた際の変位量を測定して拘束度を求めた。

測定中の試験片を Fig. 1-2 に示す。

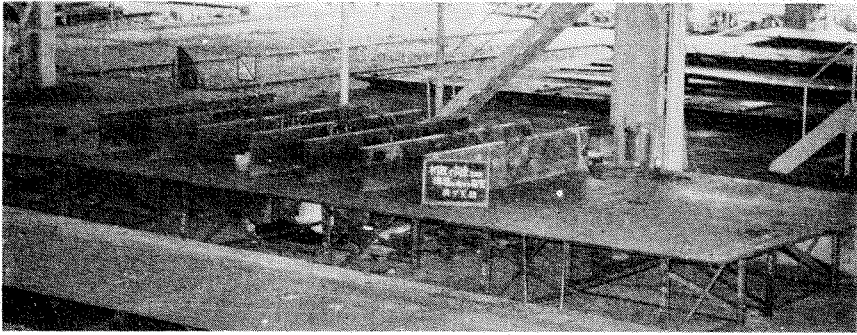


Fig. 1-2 Panoramic Photograph of Test Specimen

1-2-2 残留応力測定

次に Fig. 1-3 に示すような開先を取り、Fig. 1-4 のように拘束材を取り付けて溶接を行なった。溶接は拘束材側を先に手溶接してから裏側をユニオンメルト二層にて仕上げた。

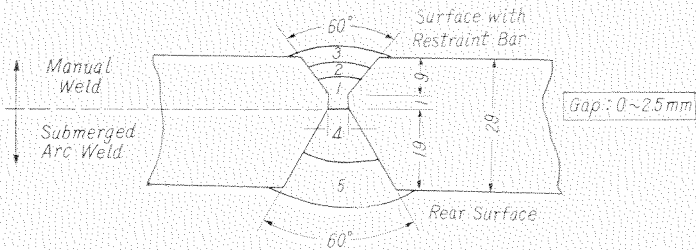


Fig. 1-3 Edge Preparation and Welding Sequence

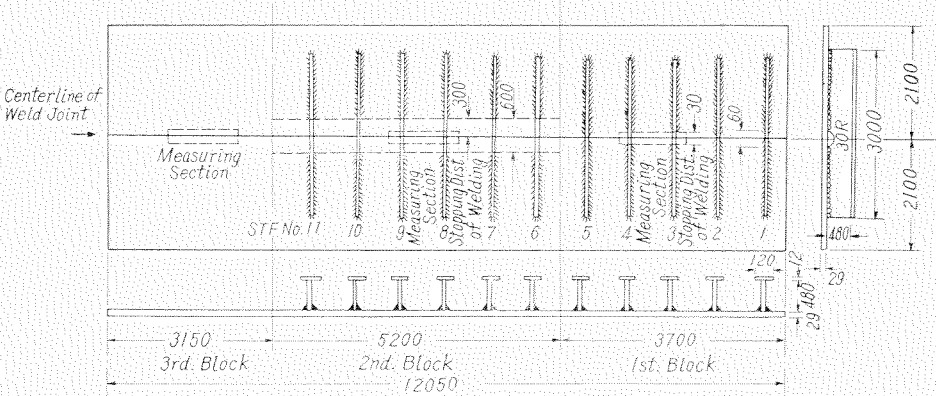


Fig. 1-4 Details of Test Specimen for Residual Stress Measurement

図のように拘束材 No. 1~5 の5本は接手片側の溶接待ちを 30 mm とした隅肉溶接で取り付けられ、No. 6~11 の6本の拘束材の溶接待ちは 300 mm である。

この様に拘束の度合が条件異なる接手を作り、それらを第1 Block, 第2 Block, 第3 Block とした。即ち、第1 Block は溶接待ちが 30 mm の拘束材、第2 Block は溶接待ち 300 mm の拘束材によつて拘束されている場合であり、第3 Block は一応自由接手と考えられるものである。

それぞれについて、主として図中破線で囲んだ接手の部分の残留応力測定を行なつた。

1.2.3 拘束度計に依る荷重の測定

Fig. 1-5 に示すような拘束計(本年度試作)で、開先両岸に溶接した取り付けベースを狭み、ボルトを締めることにより荷重を与えた。

取り付けベースは Fig. 1-6 に示す如く、幅 30 mm、奥行 35 mm のもので、板縁より約 15 mm

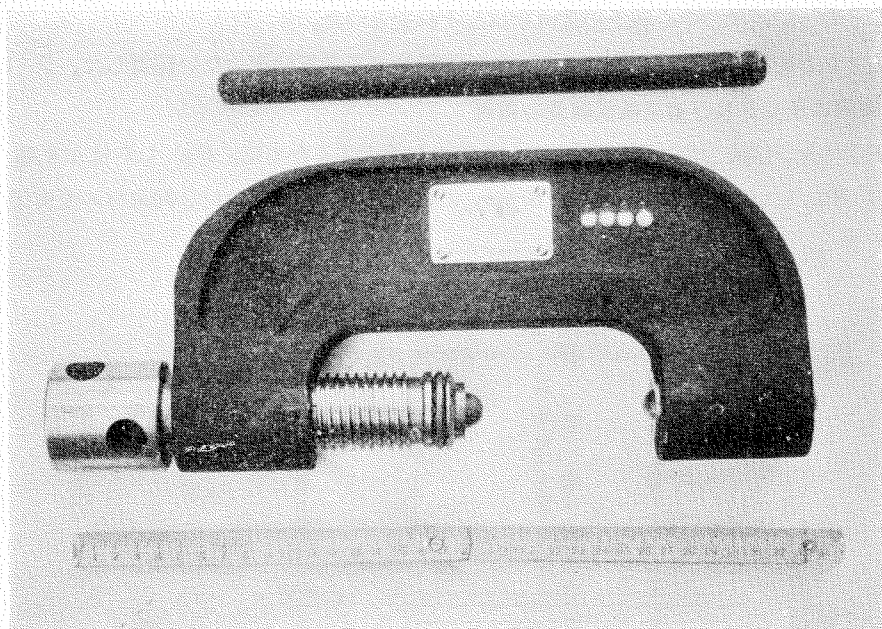


Fig. 1-5 Restraint Measuring Apparatus

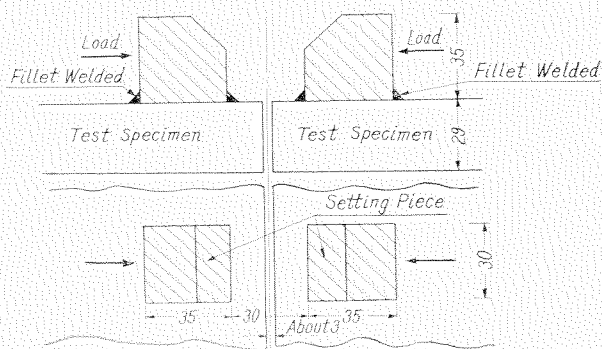


Fig. 1-6 Details of Setting Piece

離れた位置に溶接した。

このため、取り付けピースによつて板縁にかかる荷重の分布は等分布ではなく、取り付けピースの幅 30 mm より更に広い範囲に荷重が分布していると考えられる。

しかしながら完全な荷重の分布状態を調べるのは困難であるので、前の実験で行なつたと同様な理論計算の可能なスリット型試験片を用いて検定した結果、この拘束度計の荷重領域は 80 mm、即ち 80 mm の範囲に等分布荷重がかかるものとみなすことにした。

1.2.4 グナート歪計に依る変位量の測定

変位量はグナート歪計を用いて測定した。

拘束度計の周辺は拘束度計でふさがれるため、直接板面上での測定は出来なかつたので、約 6 mm 角、高さ約 25 mm の測定台を開先両岸に植えつけその頭部で変位を測定した。

試験片の変位量としては、その表裏で測定した変位量を、試験片の板厚の中心線から測定点迄の高さの逆比で平均し、板厚の中心線上の変位を出しそれをとつた。

この方法で求めて差し支えない事はスリット型試験片で予備実験を行ない確認した。

1.2.5 拘束材の歪変形及び溶接横収縮量の測定

拘束度測定時及び溶接の際に拘束材にかかる応力を測定するために、Fig. 1.7 に示す如く拘束材 No. 3 及び No. 7 の中央部に標点距離 10 mm の単軸抵抗線歪計を貼付し拘束材の歪変化を測定した。

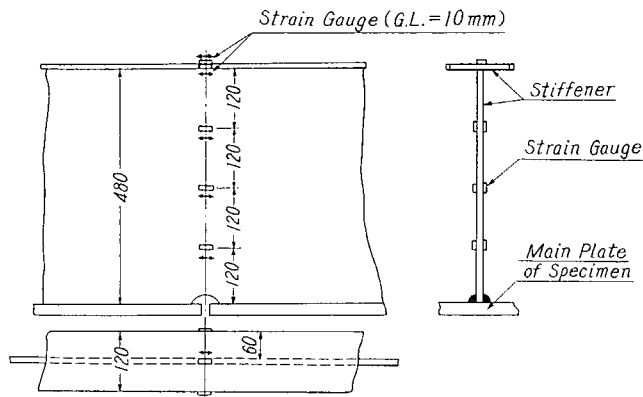


Fig. 1.7 Arrangement of Strain Gauge on Stiffener and Main Plate

また横収縮量の測定にはマイクロメーターも併用した。即ち標点距離 60 mm で接手両岸にポンチ穴をあけ、それにマイクロメーター先端を挿入し計測した。

これは溶接各層終了毎に試験材の冷却（常温）を待つて測定を行なつた。

1.2.6 溶接残留応力の測定

残留応力の測定は Fig. 1.8 に示す如く、溶接線上に標点距離 4 mm、5 mm の直交二軸抵抗線歪計 KPR-10 を貼付し、その周囲をドリルにより切り出す事により行なつた。

切削解放中の様子を Fig. 1.9 に示す。

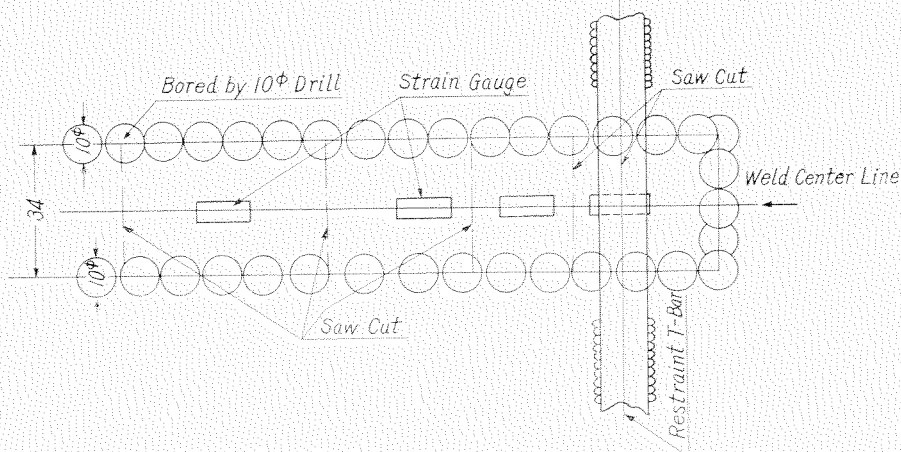


Fig. 1-8 Method of Residual Stress Releasing

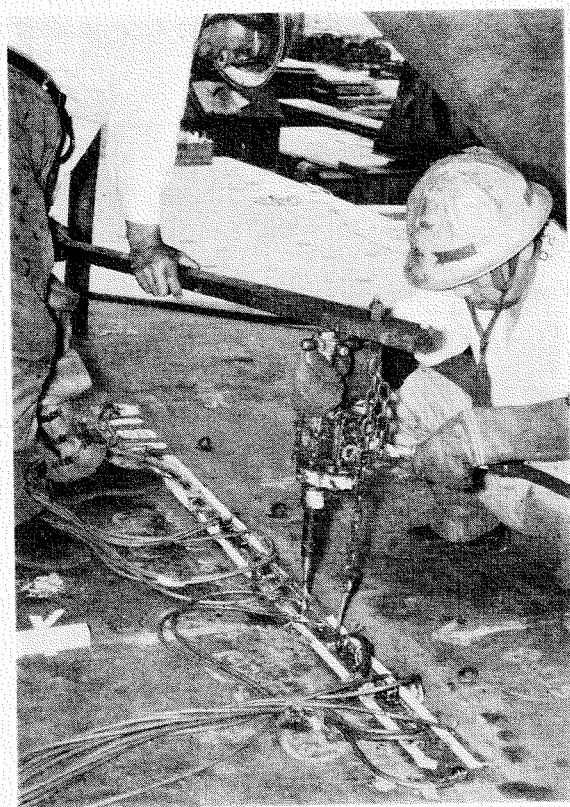


Fig. 1-9 Perforation by Drilling Machine

1.3 実験結果及び考察

1.3.1 拘束度

1例として拘束材が11本で溶接待ち $d=30\text{ mm}$ の場合の変位曲線を拘束材間中央荷重の場合、拘束材直下荷重の場合についてそれぞれ Fig. 1-10, 1-11 に示す。

この変位曲線から荷重領域 b (mm) の間の平均変位量 $\bar{v}_b$ (mm) を求めると、拘束度 K (kg/mm²/mm) は次の如く表わされる。

$$K = \frac{\sigma_0}{v_b}$$

$$\text{但し } \sigma_0 = \frac{P}{b \cdot t}$$

K : 拘束度 kg/mm²/mm

σ_0 : 平均応力 kg/mm²

P : 荷重 kg

b : 荷重領域 mm

t : 試験片板厚 mm

$\bar{v}_b$: 荷重領域間の平均変位量 mm

各実験条件において求めた結果を Table 1-1 に示す。

Table 1-1 Restraint Factor

No. of Stiffener	Lording Point Stopping Distance of Welding d	Center of Two Stiffeners K (kg/mm ² /mm)	Under a Stiffener K (kg/mm ² /mm)
2	300 mm	20.2	
3			24.0
4		24.7	
5			27.0
6		28.5	27.8
		25.7*	27.8
		27.8*	28.6*
		26.8**	17.1*
		29.0**	29.0*
7 (11)	200 mm	29.0*	31.5
			32.0
	100 mm	32.4*	37.9
	30 mm	37.8*	45.9
		36.5*	45.4*
		35.9**	47.2*
		36.9**	45.1*
	500 mm	22.5*	26.6*
		25.4*	26.4*

*: 11 Stiffeners

** : One Side Loading

No. of Stiffener: 11
 Stopping Distance of Welding: $d=30$ mm
 Loading Point: Center of Two Stiffeners
 Load: $P=7.21$ ton
 (Stiffener Side 3.97 ton, Rear Side 3.84 ton)
 Average Value of Lateral Shrinkage: $\bar{v}_{80}=0.082$ mm
 Restraint Factor: $K=37.8$ kg/mm²/mm

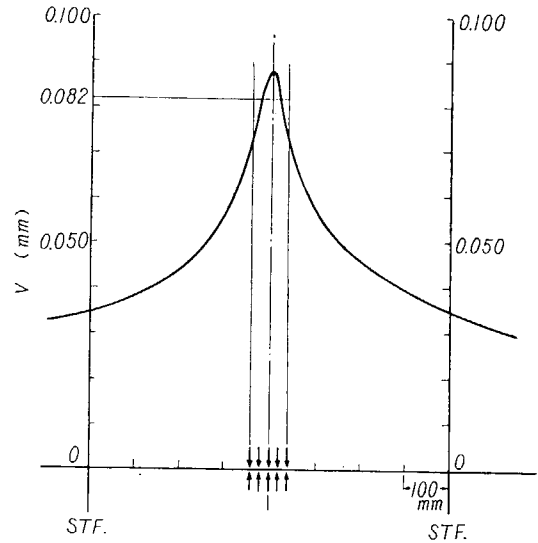


Fig. 1-10 Distribution of Lateral Shrinkage due to Loading

No. of Stiffener: 11
 Stopping Distance of Welding: $d=30$ mm
 Loading Point: Just under a Stiffener (on Rear Surface)
 Load: $P=6.06$ ton
 Average Value of Lateral Shrinkage: $\bar{v}_{80}=0.058$ mm
 Restraint Factor: $K=45.1$ kg/mm²/mm

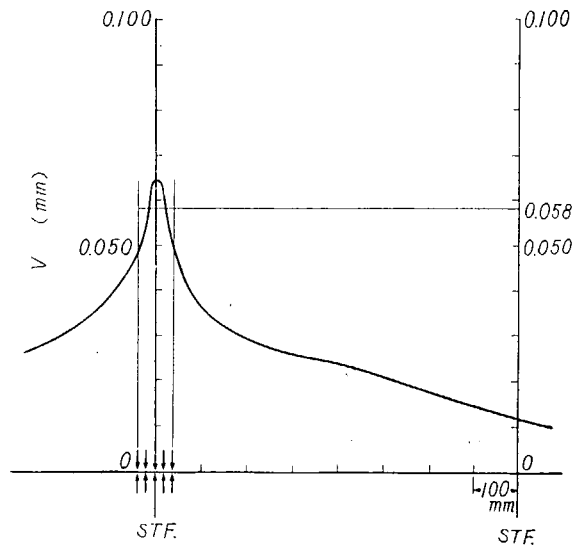


Fig. 1-11 Distribution of Lateral Shrinkage due to Loading

これを拘束材の本数についてまとめると Fig. 1・12 の如くなり、溶接待ちが接手の片側で 300 mm の場合は、拘束材の真下の拘束度も拘束材間の拘束度も殆んど変りがなく、拘束材本数が測定部分の両側に増加してゆくに従つて拘束度は高くなる。

しかしながら測定部の両側に拘束材が 3 本づつ以上になれば、拘束度の増加は止み、殆んど一定の値をとり、拘束材の真下も中間も $26 \sim 28 \text{ kg/mm}^2/\text{mm}$ 程度となる。

また溶接待ちを変化させた場合は Fig. 1・13 のようになり、溶接待ちが接手の片側で 300 mm 以上あれば拘束材の真下も中間も大きな差はないが、300 mm から溶接待ちが小さくなるに従つて両者の拘束度の差は順次増大し、それぞれの拘束度も大きくなる。

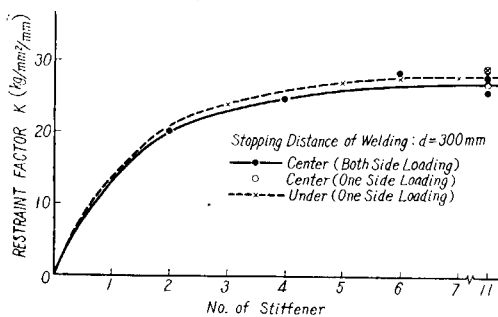


Fig. 1-12 Relation between Restraint Factor and No. of Restraining Members

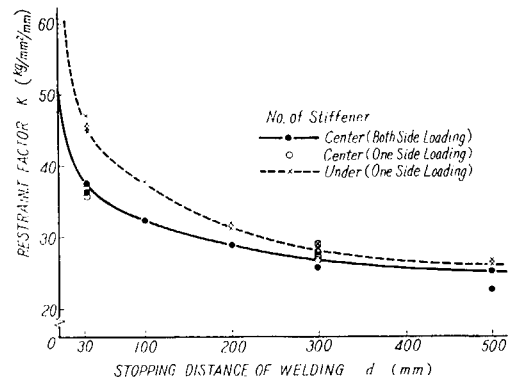


Fig. 1-13 Relation between Restraint Factor and Stopping Distance of Welding

拘束材間中央の場合は溶接待ち 300 mm で $27 \text{ kg/mm}^2/\text{mm}$ 程度であつたものが、溶接待ち 30 mm では $37 \text{ kg/mm}^2/\text{mm}$ 程度となり、その収斂値即ち溶接待ち 0 mm の値は、スリット長 800 mm のスリット型試験片のスリット端より 40 mm を中心として 80 mm の間に荷重をかけた場合の拘束度の理論値 $110.0 \text{ kg/mm}^2/\text{mm}$ に漸近すると考えられる。

1・3・2 拘束材の歪変形

拘束度測定のため荷重をかけた際に、拘束材に生ずる応力は上端 face 板において引張り応力、ウェブ下端において圧縮であり、理論的な中性軸（拘束材の下端から 303 mm の高さ）附近で零である。応力の変化は略々直線的で偏心荷重による曲げ変形を生じていることが明らかである。拘束材に生ずる歪の値は、当然荷重点から離れるに従つて減少し、例えば荷重点から 3 本目の拘束材にかかる応力は何れの場合も殆んど零となつている。これは Fig. 1・12 について拘束材 6 本の場合に相当し、このように離れた拘束材は、もはや効いていないことを示している。

溶接による拘束材の歪変化の例を示すと Fig. 1・14, 1・15 のようである。

1st Block の拘束材 No. 3（溶接待ち $d=30 \text{ mm}$ ）の場合、スカラップ附近に可成りの応力集中があることが測定点を結ぶ線の折れで推察される。この折れは段々大きくなるが、2 層目ですでに拘束材下部は降伏点近くに達し、その後は塑性変形に入るが、ついに第 4 層（Union melt）に至つて拘束材表裏の歪差は大きく現われ、かつ不規則となり、拘束材が挫屈を起したことを示している。

2nd Block の拘束材 No. 7（溶接待ち $d=300 \text{ mm}$ ）の場合、1, 2, 3 層の溶接ではまず弾性変形

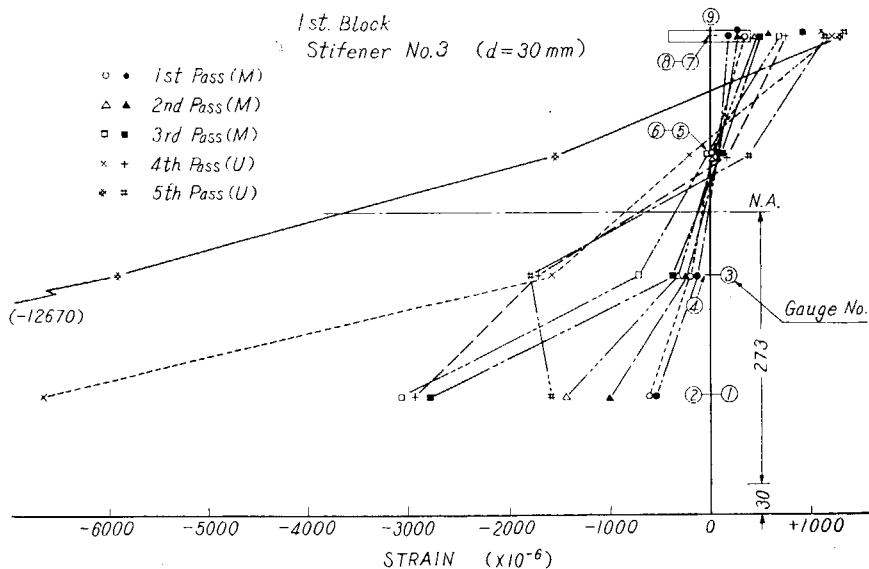


Fig. 1-14 Strain Increase on a Stiffener due to Welding

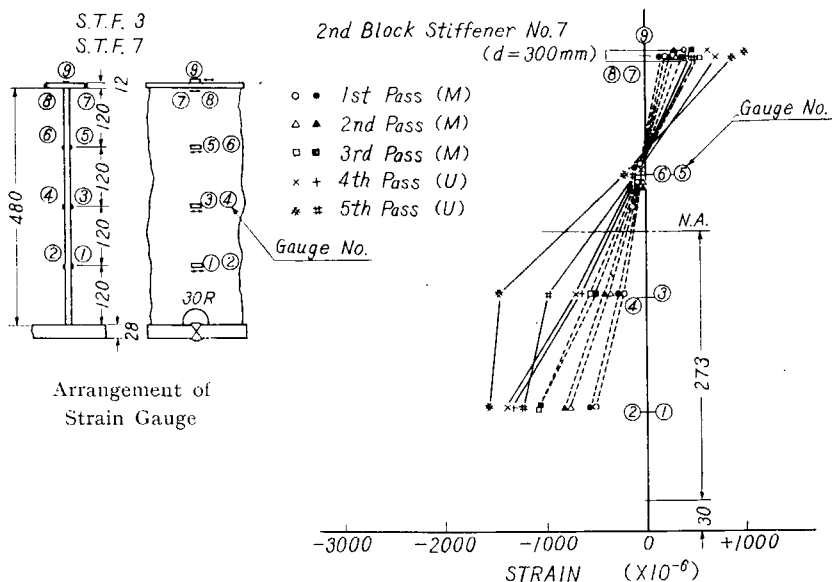


Fig. 1-15 Strain Increase on a Stiffener due to Welding

と見做せるが、4層目では拘束材下部は殆んど降伏点を越え、塑性領域に入り、そして最終層ではこれもまた挫屈を生じていると考えて差し支えない。

この拘束材が単純に曲げのみを受けるとすれば、その中性軸は接手の母材より 303 mm の高さの所にあるはずであるが、実際には可成り上方になっている。この事は溶接横収縮に依つて拘束材にかかる応力が単に曲げ応力のみでなく、面内圧縮と曲げの合成されたものであることを示している。また歪が零となる点は各層を重ねる毎に徐々に上昇している。拘束材 No. 7 では変化は少ないが、

拘束材 No. 3 では顕著であり、拘束材の下部から徐々に塑性変形を生じ、その量が段々大きくなっていることを示している。

1.3.3 溶接による横収縮量

溶接による横収縮量の変化を示すと Fig. 1-16 の如くである。

開先間隙の相違による変化はあつたが、第 1, 2, 3 Block 共、総体的な横収縮量には大きな差は見

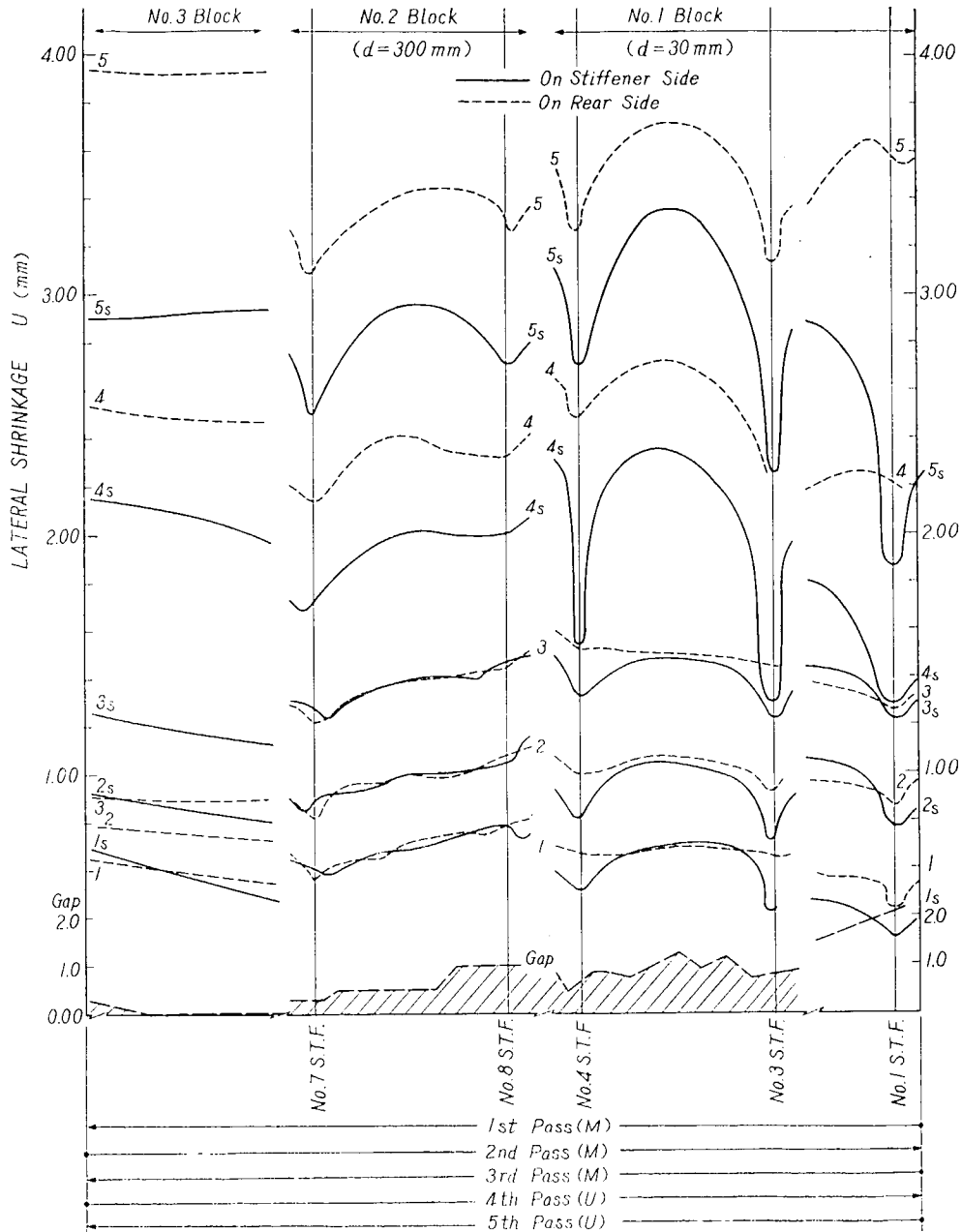


Fig. 1-16 Lateral Shrinkage Distribution due to Welding

られなかつた。第 1, 2 Block における拘束材間中央部と、拘束材直下との山谷の差が大きいのは、拘束材の“効き”の点から当然と思われる。

1.3.4 溶接残留応力

各 Block 毎に全測定点の平均値を求めると、Fig. 1-17 の如くなる。図において、各点がそれぞれ 1 つの測定値を示すが、大体において溶接線方向のロンズ応力 σ_x は溶接線上で 20~30 kg/mm² の相当高い引張応力であり、溶接線と直角方向のトランス応力 σ_y は比較的小さく、数 kg/mm² 程度の引張応力である。

1st, 2nd Block における σ_x の平均値は、拘束材間中央部が最大であり、拘束材直下の値が最小となつてゐる。また σ_y の平均値に関しても同様の傾向を示し、拘束材直下の値は殆んど零または僅かな圧縮応力となつてゐる。

3rd Block の σ_x は、手溶接面の値がユニオンメルト面の値よりかなり大きい。また σ_y についても同様な傾向を示している。

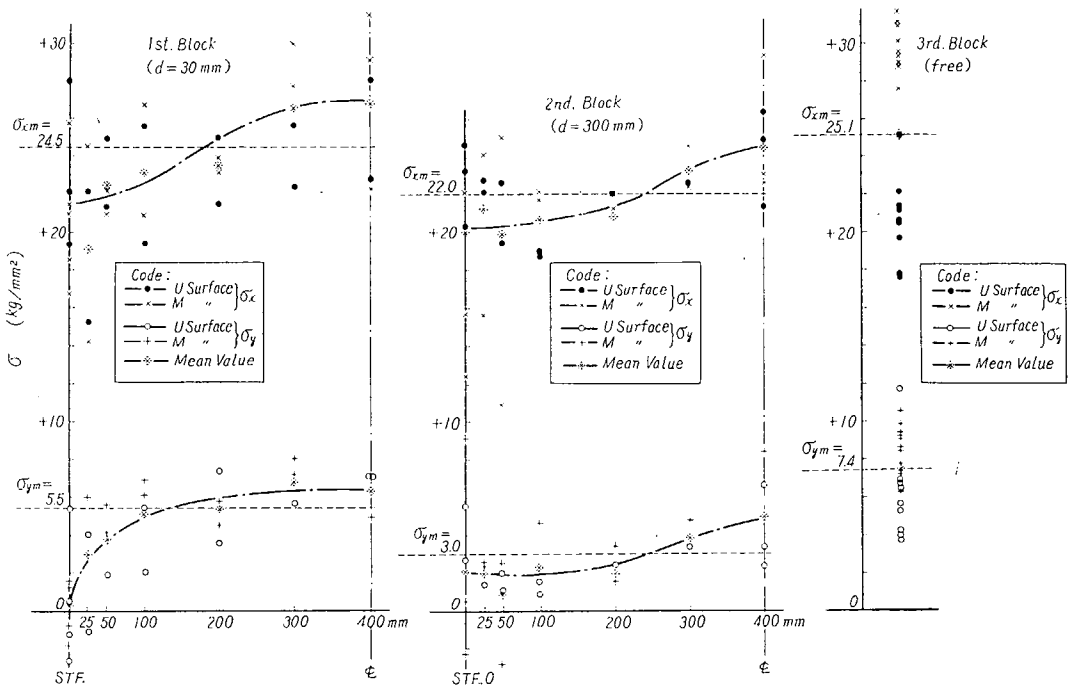


Fig. 1-17 Distribution of Residual Stress

1.3.5 拘束度と残留応力との関係について

前述の如く本実験における拘束度と残留応力との関係は明瞭でない。これは拘束度の測定は拘束材の弾性範囲内において行なわれたものであるが、実際には接手を拘束している拘束材は、溶接によって挫屈し、塑性的な変形をしたために、その関連性は特に求め難いものになつてゐると思われる。

1.4 結 論

以上述べた実験結果より次のような結論を得た。

1. 本試験材で溶接待ちが接手の片側で 300 mm の場合、拘束材本数の増加に伴って拘束度は増大するが、測定場所に拘らず測定部の片側に 3 本以上の拘束材があれば、それ以上拘束材を増加しても拘束度は殆んど一定の値となる。
 2. 溶接待ちが接手の片側で 300 mm 以上では拘束材の真下の拘束度と拘束材中間の拘束度とはほとんど同等であり、その値は $27\sim 28 \text{ kg/mm}^2/\text{mm}$ 以下の値である。
 3. 溶接待ちを 500 mm から順次減少せしめると、拘束材の中間及び真下における拘束度は共に上昇するが、その程度は拘束材真下の方が急激である。溶接待ちが接手の片側 30 mm の場合、前者では $37 \text{ kg/mm}^2/\text{mm}$ 程度であり、後者では $46 \text{ kg/mm}^2/\text{mm}$ 程度となる。
 4. 本実験材に用いた程度の拘束材は接手を溶接することにより塑性変形をなし、溶接完了時には溶接待ち 300 mm, 30 mm のいずれの場合も挫屈を起した。
 5. 溶接横収縮量は同一 Block 内では拘束度の最も低い拘束材間中央で最大、拘束度の最も高い拘束材真下で最小となつたが、各 Block 平均しての横収縮量はいずれも溶接完了時 3.2 mm 程度であつた。
 6. 溶接残留応力は、溶接線上で溶接線方向に $15\sim 30 \text{ kg/mm}^2$ 程度、溶接線直角方向に $0\sim 8 \text{ kg/mm}^2$ 程度の引張応力であつた。
- 以上のように本実験に用いた拘束材は溶接終了までに挫屈を生じたため、弾性試験で求められた拘束度と残留応力との関連性は把握することが出来なかつた。

B. 実船に於ける拘束度測定実験

1.5 ま え が き

船台にて建造中の実船のブロック溶接接手の拘束度がどの程度であるかを測定し、先に行なつてきたスリット型試験片に依る平面構造実験及び前節の如き立体構造模型実験の結果と比較するために本実験を行なつた。

一部の接手については拘束度は理論式及び模型実験から推定出来たが、実際の構造物の大半においては構造物自体の大きさと重量とに相当影響をうけることがわかつた。

1.6 実験方法及び測定場所

測定方法は前節の立体構造模型実験における拘束度測定法と全く同様である。

測定の時期はいずれも船台上に搭載されたブロックの取り付けが完了し、溶接される直前の状態で普通の溶接接手であり、特に実験のための作意はしなかつた。

タンク内隔壁の最下端は船底外板と仮付けを行なつていたので、隔壁と隔壁との突合わせ接手の最下部及びその附近は拘束が非常に大きな状態にあると思われるのでその附近を測定した(実験 1~2)。

外板の突合わせ接手で、模型実験に類似した変則的な工作法を採用した場合の拘束度を測定した(実験 3)。

船底外板及び上甲板は模型実験の場合と一見類似しているのであるが、スティフナーは接手にまたがつて溶接されてはいない。即ち、接手近傍のみを考えれば接手の片側の板には骨がついており、反対側は板そのままであるといった状態であり、その拘束は 10 m 近い接手で 2, 3 のストロングバック及び目違い修正のための多数の馬のみであると考えられたが、一応、模型実験と比較するためスティフナー間中央 (両面荷重) 及びスティフナーの真下 (片面荷重) を測定した (実験 4~8)。

1.7 実験結果及び考察

各測定場所及び測定結果を Fig. 1.18~1.26 に示す。

実験 1 横隔壁の突合わせ接手

拘束度 (1) $K=102.4 \text{ kg/mm}^2/\text{mm}$

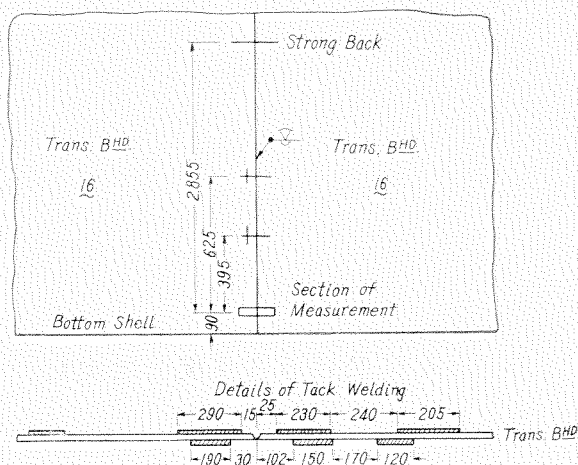


Fig. 1.18

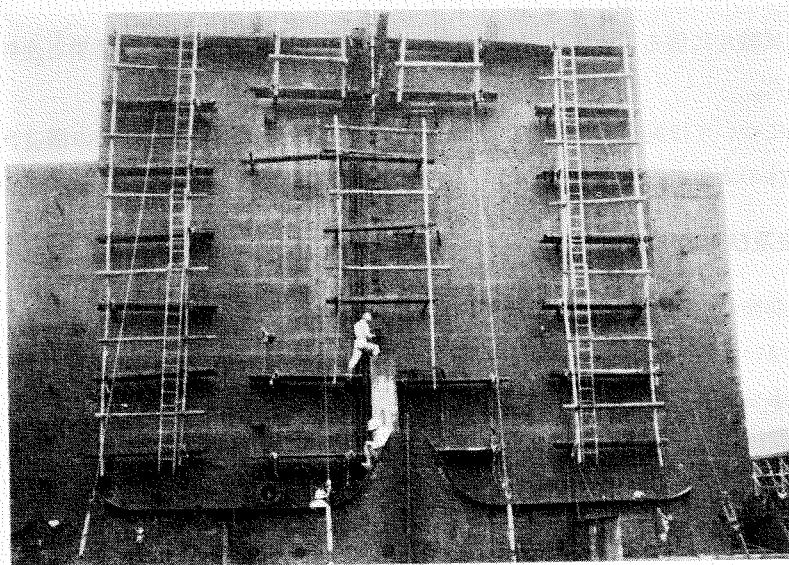


Fig. 1.19

実験 2 縦隔壁の突合わせ接手

拘束度 (2) $K=93.2 \text{ kg/mm}^2/\text{mm}$

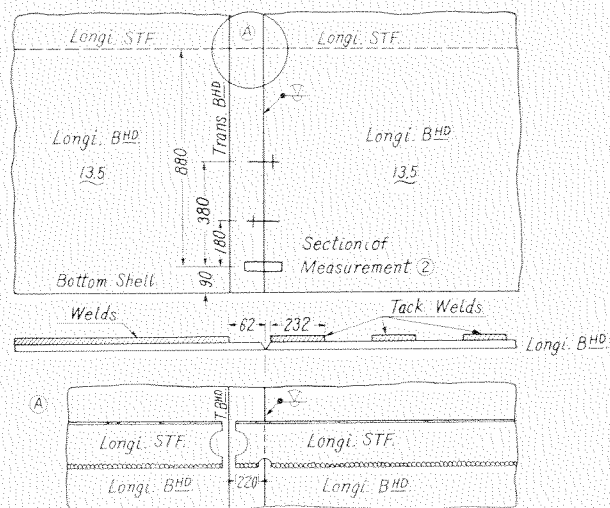


Fig. 1-20



Fig. 1-21

実験 3 外板の突合わせ接手

拘束度 (3) $K=44.3 \text{ kg/mm}^2/\text{mm}$

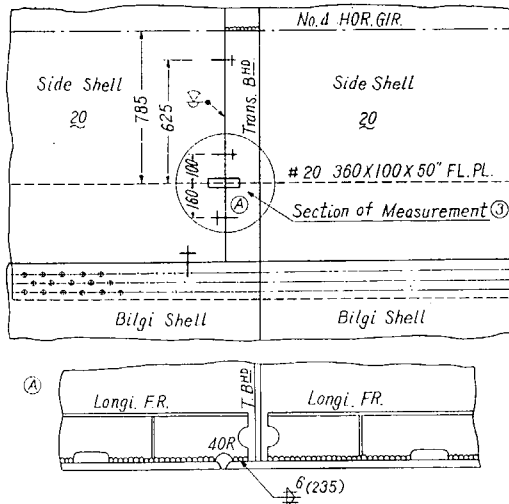


Fig. 1-22

実験 4, 5, 6 船底外板の突合わせ接手

拘束度 (4) $K=26.1 \text{ kg/mm}^2/\text{mm}$

(5) $K=24.7 \text{ kg/mm}^2/\text{mm}$

(6) $K=28.0 \text{ kg/mm}^2/\text{mm}$

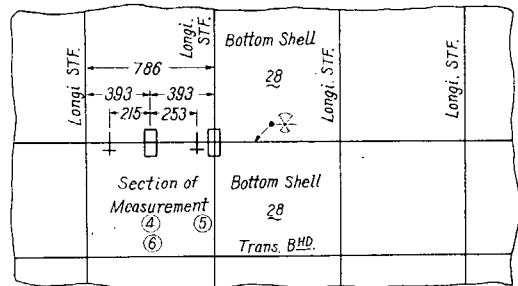


Fig. 1-23

実験 7 上甲板の突合わせ接手

拘束度 (7) $K=39.9 \text{ kg/mm}^2/\text{mm}$

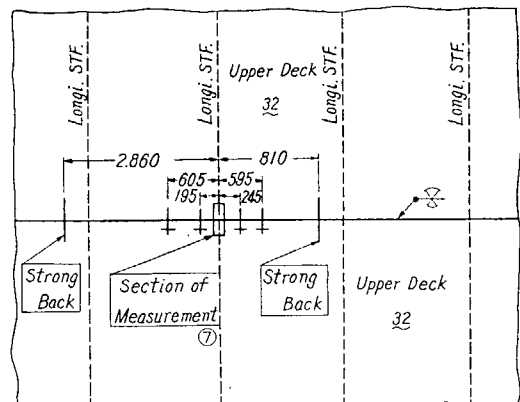


Fig. 1-24

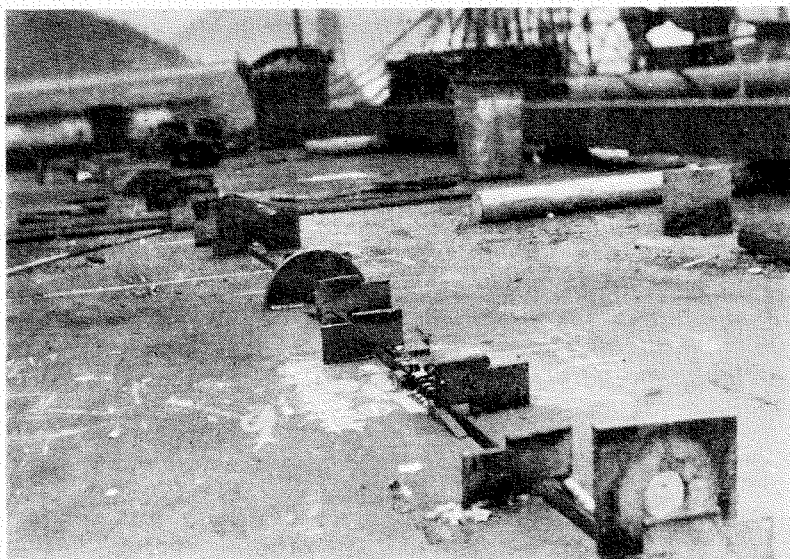


Fig. 1-25

実験 8 上甲板の突合わせ接手

拘束度 (8) $K=38.2 \text{ kg/mm}^2/\text{mm}$

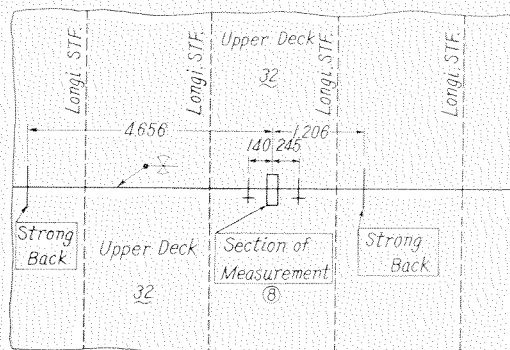


Fig. 1-26

1・7・1 隔壁の突合せ接手の場合 (実験 1~2)

これらはいずれの場合も隔壁と船底外板との取り合いは、すみ肉溶接で仮付けを行なっている。このため隔壁の突合せ接手の下端部は非常に長いスリットの端部に相当すると考えられる。そこで下端より 90 mm 上方を拘束度計の中心として測定した。

スリット端から 90 mm の点を中心に 幅 80 mm の等分布荷重を加え、スリット長 L mm を種々変えた場合の拘束度 $K \text{ kg/mm}^2/\text{mm}$ を理論式より求めると、 $L=130 \text{ mm}$ で $K \approx 110 \text{ kg/mm}^2/\text{mm}$ 、 $L=200 \text{ mm}$ で $K \approx 90 \text{ kg/mm}^2/\text{mm}$ 程度となり、 $L \geq 400 \text{ mm}$ では $K \approx 76 \text{ kg/mm}^2/\text{mm}$ で殆んど一定の値を示す。実験においてスリット他端と仮定されるストロングバック迄の船底からの距離は、いずれの場合も 400 mm 以上の速くにある。しかし隔壁に比べて船底外板は非常に厚いので、スリット端の船底外板側が平面的な場合に比べて非常に強いと考えられ、その附近は平板スリット型試験

片におけるよりは拘束は相当に大きくなるのではないかと考えられる。

1.7.2 外板の突合せ接手の場合 (実験 3)

測定位置は図に示す如く模型実験の場合とフレームの大きさ及び間隔はやや異なるが、一応模型実験における溶接待ち $d=40\text{ mm}$ の場合に相当すると考えられる。

模型実験の場合は、この場合 $K=44.0\text{ kg/mm}^2/\text{mm}$ となり、本実験の値 $K=44.3\text{ kg/mm}^2/\text{mm}$ と良く合っている。

1.7.3 船底外板及び上甲板の突合せ接手の場合 (実験 4~8)

これらの場合は模型実験とよく似ているが、得られた結果は船底外板の場合 $K=25\sim 28\text{ kg/mm}^2/\text{mm}$ 程度であり、また上甲板の場合 $K=38\sim 40\text{ kg/mm}^2/\text{mm}$ 程度の値を示し、これらは意外に大きな値を示している。

いずれの場合も 10 m 近い接手で拘束材と考えられるのは数箇のストロングバックのみであり、他には従来目違いだけを修正し、接手の拘束にはならないと考えられているクサビを打つたいわゆる“馬”があるだけである。またブロックの部材同志が接触していわゆる“寄り”をさまたげる部分もあったが、これらはいずれも擦れ合っているにすぎない状態であつた。そこでストロングバック以外にブロックの大きさ、即ち重量に依る抵抗がこの比較的大きな拘束度を示す原因と考えられる。即ちブロック重量は船底で 30~47 ton、上甲板で 50~60 ton あり、それらの重量に原因する摩擦抵抗は非常に大きいものとなり、従つて模型実験で得られた値をはるかに上廻る大きな拘束度となつたのであろう。

1.8 結 論

以上の測定結果をまとめると次のようになる。

1. 船底外板に仮付された隔壁同志の突合せ接手の下端部船底から 90 mm のところの拘束度は約 $100\text{ kg/mm}^2/\text{mm}$ 程度の値であつた。
2. 殆んど拘束されていないと考えられる接手、例えば船底外板の突合せ接手で $25\sim 28\text{ kg/mm}^2/\text{mm}$ 、上甲板の突合せ接手で $38\sim 40\text{ kg/mm}^2/\text{mm}$ 程度の拘束度があつた。
3. 実船のブロックの如き重量物同志の接手はその接手にまたがる拘束材が無くとも、その重量自体によつて相当大きな拘束があり、高い拘束度を示す。
4. 接手によつては平板における理論計算、または立体構造模型実験の結果から拘束度の推定をしても大體差し支えない。

第2章 大型突合せ接手の変形及び残留応力に関する研究

2.1 ま え が き

厚鋼板を自動溶接する際、溶接条件が不適当であると溶着金属に亀裂を発生することがある。この問題に関してはすでに昭和 32 年度に基礎研究が行なわれ、Backing Pass 溶接中の回転変形、Finishing Pass の溶接による拘束曲げ変形、溶接条件の不適正による梨形ビードなどが亀裂発生の原因となり易いとの結論が得られた。

従つて大型試験片を溶接中の開先の角変形、横収縮、上下移動などは亀裂発生の大きな要因となることが明らかとなつたが、上述の研究においては、基本的な検討を目的としたため、実験結果に不十分な点のあることは否めない。そこで実際の大型構造物の場合と同等と考えられる大型試験片について、開先の変動に関する各種のデータを動的に記録し、大型突合わせ試験片を溶接する際に溶着金属に発生し易い亀裂の発生要因に関する検討を行ない、尚溶接終了後の接手部における残留応力の測定を行なつた。

2.2 実 験 方 法

2.2.1 試験片及び溶接条件

厚さ 34.5 mm、幅 1,500 mm、長さ 6,000 mm の造船用圧延鋼板 (AB 規格材、キルド鋼) 2 枚を突合わせ溶接する際の角変形、横収縮、未溶着部の接手が開閉しようとする力などを測定した後、3,000×6,000 mm の溶接試験片の接手における残留応力を測定した。

開先の形状は Fig. 2.1 に示す通りの非対称 X 型とし、Backing Pass 及び Finishing Pass 溶接の諸条件は Table 2.1 の通りである。尚使用した溶接心線は Oxweld #36 (1/4") であり、又フラックスは Unionmelt Gr. No. 20 (20×D) を用いた。

自動溶接に先立つて手溶接で仮止めを施した。即ち仮止めピッチ 270 mm、溶接長 70 mm とし、溶接棒は LB-55 (4 mmφ) を用いた。

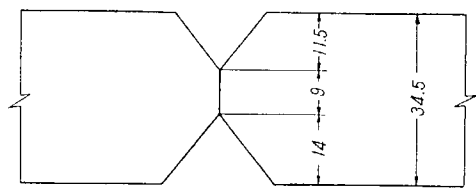


Fig. 2.1 Edge Preparation

Table 2.1 Welding Condition

Pass	Welding Condition			Welding Time	Heat Input per unit Length (J/cm)
	Current (A)	Voltage (V)	Speed (cm/min)		
Backing	950	36	22	28'15"	93.3
Finishing	1,230	37	20	29'25"	136

2.2.2 計 測 要 領

溶接中の開先の角変化を測定するため、Fig. 2.2 中に示した各点において、Fig. 2.3 の要領でダイヤルゲージを設置した。即ち溶接中心線より 50 mm 及び 150 mm の個所にセットしたダイヤルゲージの読みを 1 分毎に記録し 2 者の差から角度を計算した。

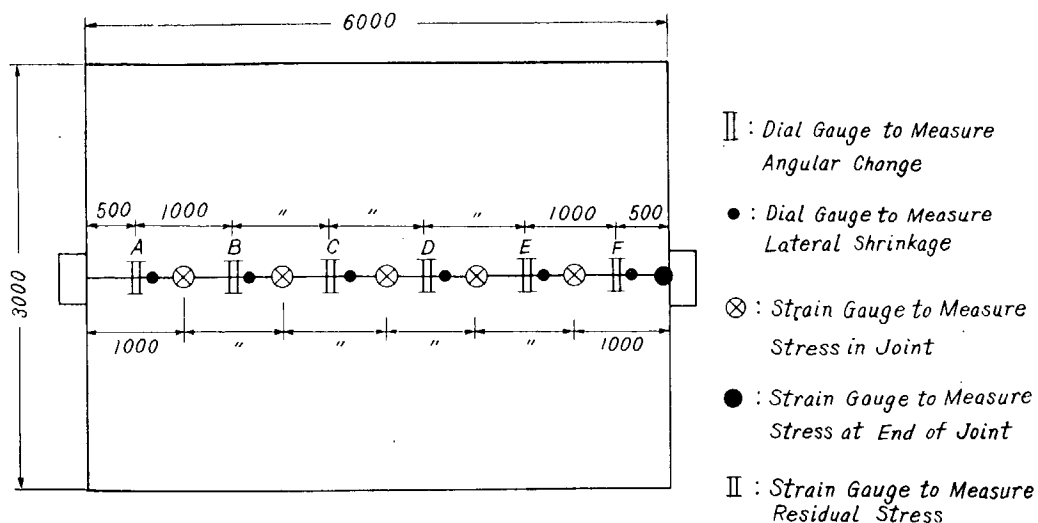


Fig. 2.2 Arrangement of Dial Gauges and Resistance Type Strain Gauges

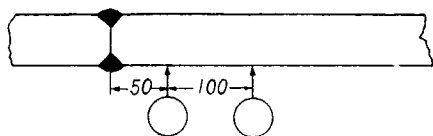


Fig. 2.3 Setting of Dial Gauges for Angular Change Measurement

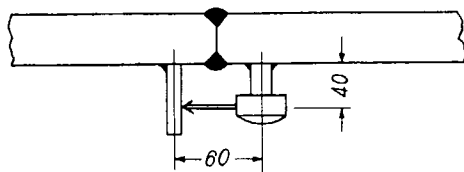


Fig. 2.4 Setting of Dial Gauge for Lateral Shrinkage Measurement

動的な横収縮量の変化を測定するため試験片中心線上の 6 点において Fig. 2.4 のように接手中心を挟んでダイヤルゲージを設置し、ダイヤルの読みの変化を 1 分毎に読み取り、角変形量からこの値を補正して横収縮量を求めた。尚補正に当つては計測位置のずれを考慮して、1 分前の角変形の測定

量を用いた。

Fig. 2.2 に示す 5 点の開先を手溶接で埋め、接手表裏面に電気抵抗線歪計を貼付し、動的歪計測装置により溶接進行中の接手部における応力の変化を記録した。又、同様な方法で接手の終端部も手溶接で埋め、この部分の表面及び裏面に二軸短標点歪計を貼付し、静的歪計により、1 分毎に歪変化を測定した。

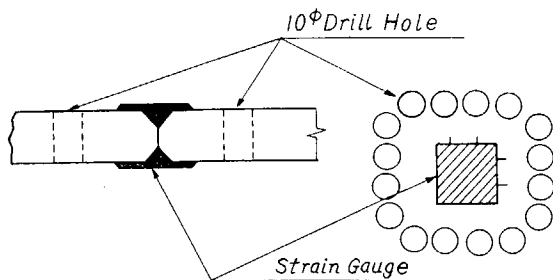


Fig. 2.5 Illustration of Residual Stress Measurement

溶接終了後、接手中心線上に、短標点二軸歪計を貼付し、Fig. 2.5 の要領で歪計の周囲を 10 mmφ のドリルで開放して、歪変化を読み、残留応力を測定した。

2.3 測定結果

溶接中の角変形の変化を Fig. 2.6 及び Fig. 2.7 に示す。Fig. 2.6 は Backing Pass 溶接時の変化で、変化曲線上の丸印は溶接が測定点を通過した瞬間を示している。溶接開始点に近い位置では、溶接が通過するまであまり増えないで、通過後急激に角変形が増大し、殆んど数分で一定値に収斂しているが、終端部に近い附近では、溶接棒が到達するまでに全変化量の 50 乃至 80% まで変化している。A, C, D 点では最大変化量が約 $28 \sim 35 \times 10^{-4}$ rad. 程度であるのに、その間にある B 点の最大変化量が 75×10^{-4} rad. 程度であるのは興味深い。

Fig. 2.7 は Backing Pass と同方向に Finishing Pass を溶接した際の角変形の変化を示しているが、Fig. 2.6 と比べてその変化量は非常に大

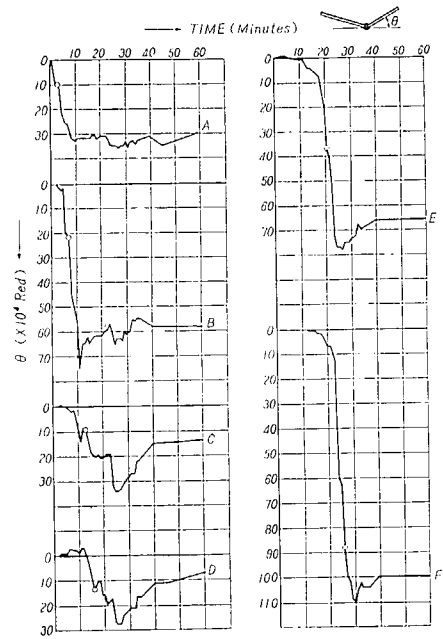


Fig. 2.6 Angular Change (B.P.)

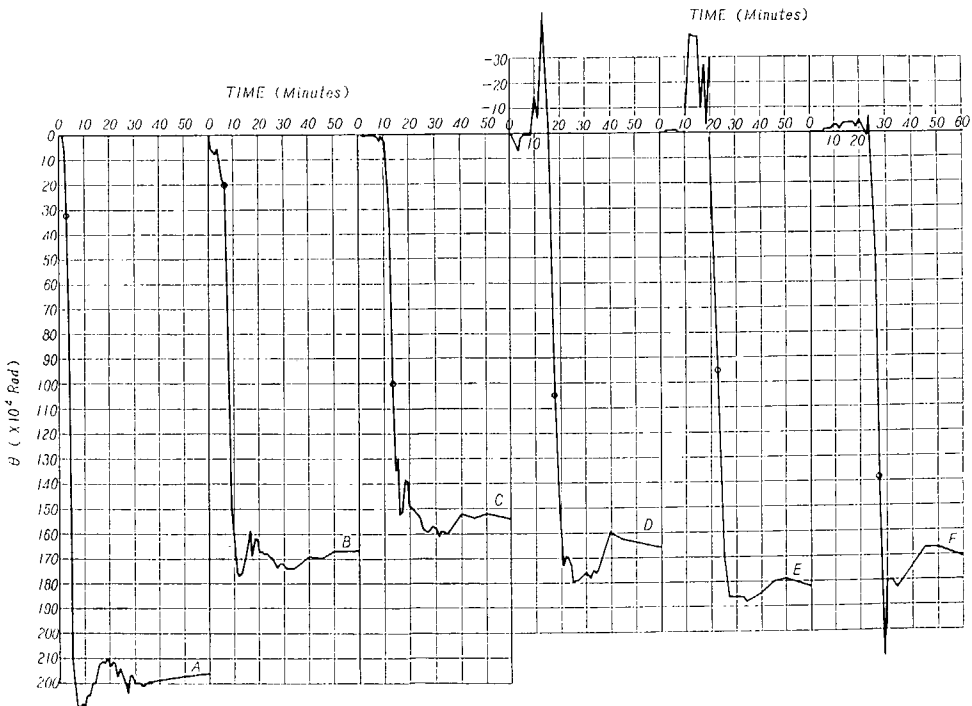


Fig. 2.7 Angular Change (F.P.)

きい。これは Backing Pass の単位長さ当りの入熱量が 93.3×10^3 Joule/cm であるのに対して Finishing Pass の入熱量が 136×10^3 Joule/cm と大きいためであると考えられる。

溶接中の溶接中心線附近の上下移動量の変化を Fig. 2.8 及び Fig. 2.9 に示す。又、横収縮の変化は Fig. 2.10 及び Fig. 2.11 の通りである。

さきにも述べたように接手開先を部分的に手溶接で埋め、歪計を貼付して溶接中の歪変化を動的に記録したが、その変化の記録を Fig. 2.12 及び Fig. 2.13 に示す。即ち図中の歪計配置図の通り未溶接部の開先の中で A 点より E 点までを局部的に埋め、表裏面に歪計を貼付し、A 点側より溶接を行なっている。A より E までは表面で測定した値であり、A' より E' までは裏面で測定した値である。Fig. 2.12 は Backing Pass, Fig. 2.13 Finishing Pass 溶接の際の変化である。又、F, F' 曲線は図から分るように、接手終端部において測点した変化曲線である。

実験用架台及び試験片の写真を Fig. 2.14 に、又ダイヤルゲージの取り付けの様子を Fig. 2.15 に示す。

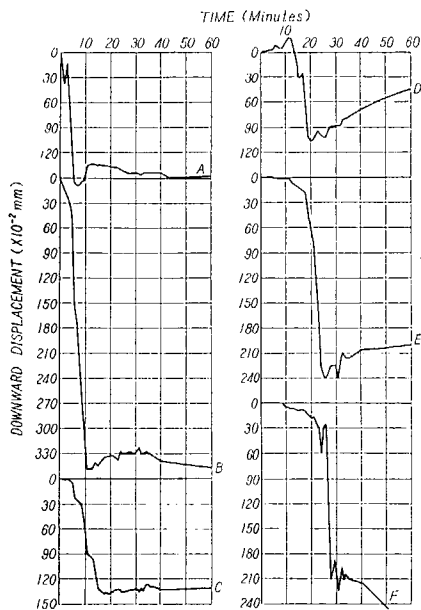


Fig. 2.8 Changes of Downward Displacements (B.P.)

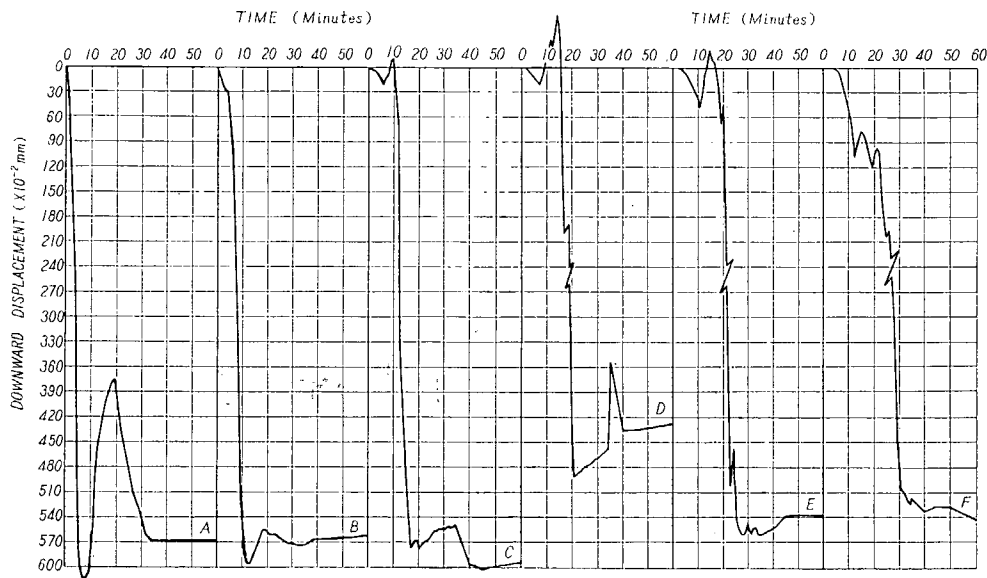


Fig. 2.9 Changes of Downward Displacements (F.P.)

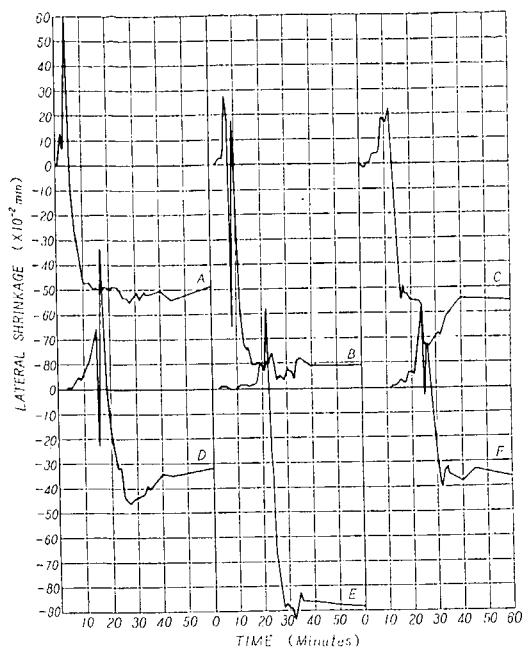


Fig. 2-10 Changes of Lateral Shrinkages (B.P.)

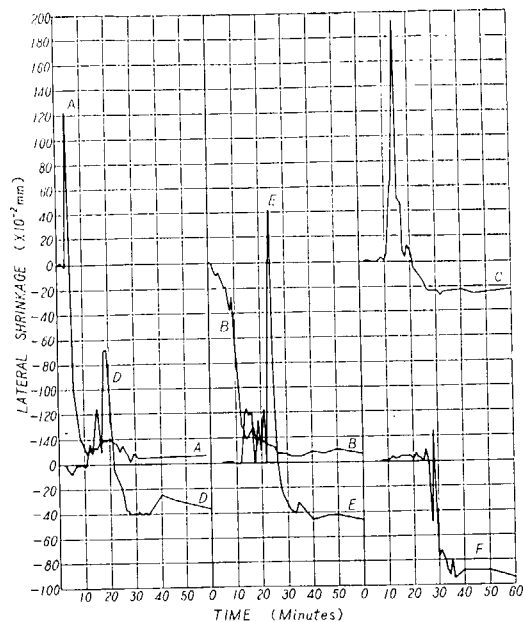


Fig. 2-11 Changes of Lateral Shrinkages (F.P.)

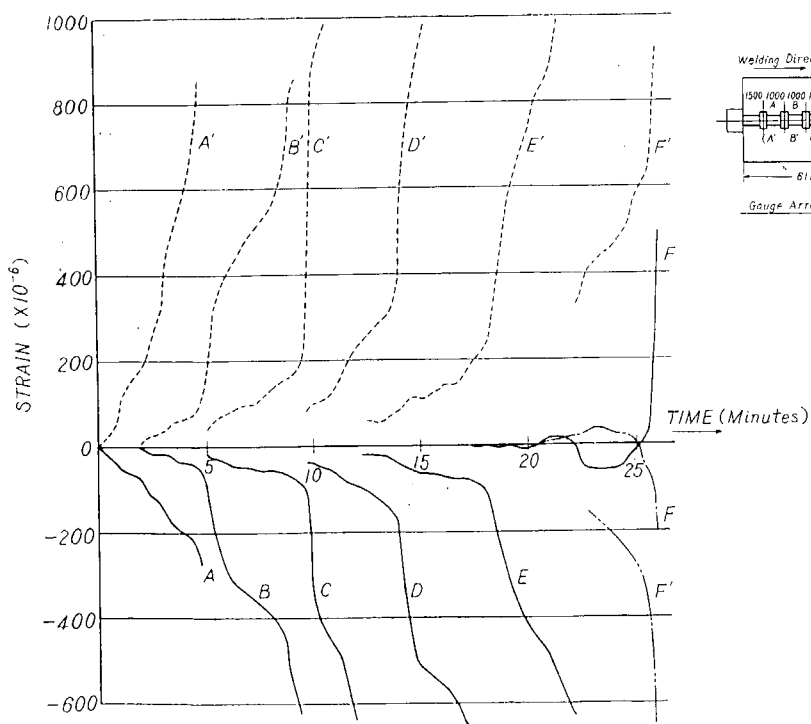


Fig. 2-12 Strain Changes in Joint (B.P.)

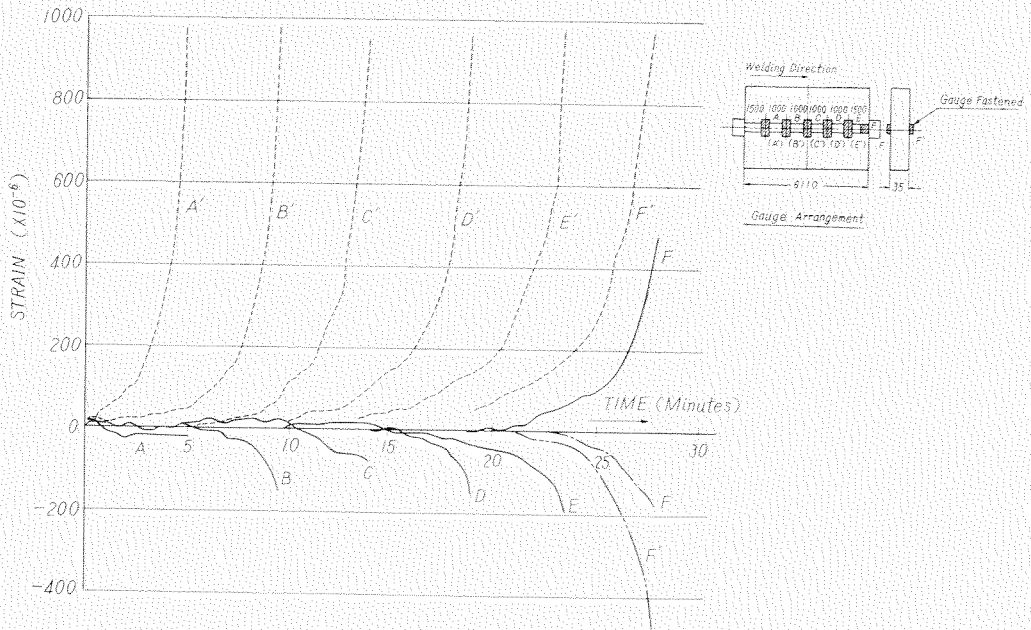


Fig. 2-13 Strain Changes in Joint (E.P.)

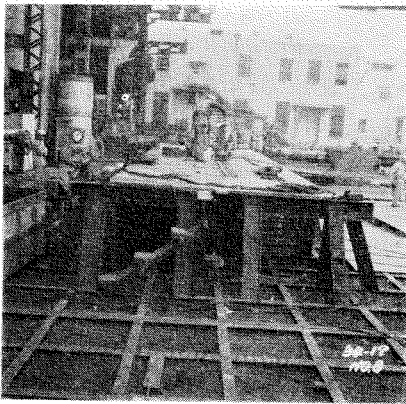


Fig. 2-14 Set Up of Specimen

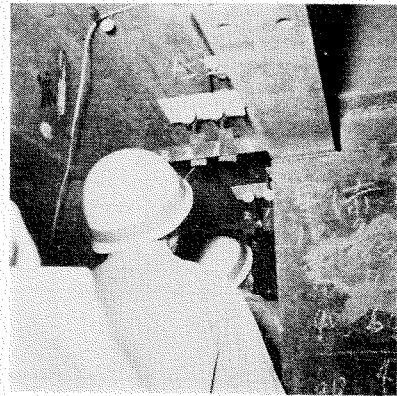
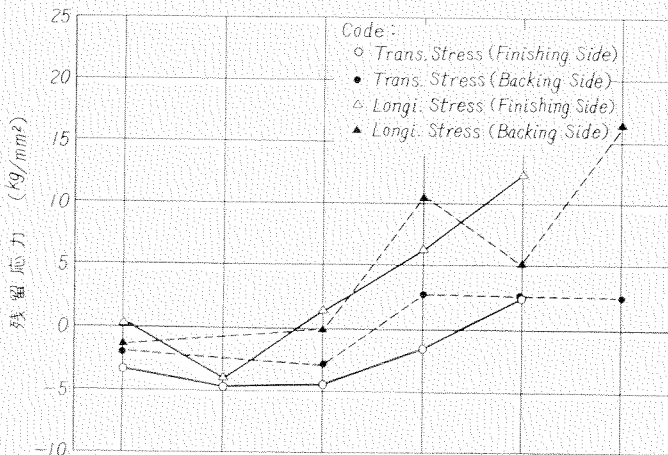


Fig. 2-15 Setting of Dial Gauges



溶接終了後、測定した接手中心線における残留応力の分布は Fig. 2-16 の通りである。各応力共通常の実合せ接手における分布とはかなり異なっているが、その理由については良く分らない。

Fig. 2-16 Distribution of Residual Stress on Welds

2.5 考 察

2.5.1 亀裂発生機構に関する基礎的な考察

厚板の自動溶接を行なう際に、その溶接終端部附近に見られる亀裂を現象的に分類すると、下記の4種類に分けられる。

- (1) Backing Pass 溶接時の仮付溶接の割れ。
- (2) Backing Pass 溶接時の溶接ビードの割れ。
- (3) Finishing Pass 溶接時の Backing Pass ビードの割れ。
- (4) Finishing Pass 溶接時の Finishing Pass をも含めたビードの割れ。

これらの亀裂のうち、現場施工上、最も重要な意味を持ち、また従来問題にされていたのは (3) の亀裂である。この種の亀裂について、その発生要因と考えられるものを列記すると次の通りである。

亀裂発生時期*	原 因	要 因 細 目	関 連 の ある 施 工 条 件**
(1) Finishing Pass 溶接時	回転変形に基づく引裂き応力	熱横縦 膨収収 脹縮縮	開先形状、板の予歪、溶接電流、アーク電圧、溶接速度、(心線径)、(極数)
	角変形に基づく引裂き応力	熱横縦 膨収収 脹縮縮	開先形状、板の予歪、溶接電流、アーク電圧、溶接速度、(心線径)、(極数)
	残 留 応 力	曲 げ モーメント	板の保持方法
		横収縮の不整縦収縮	開先精度、開先形状、溶接方向、仮付長さ、タブの大きさ、溶接電流、アーク電圧、溶接速度、(心線径)、(極数)
		曲 げ モーメント	板の保持方法
		(拘束応力)	開先精度、仮付長さ、板の予歪
(2) Backing Pass 溶接時	溶着金属の機械的劣性	線 状 組 織	溶接電流、アーク電圧、溶接速度、開先精度
	溶接欠陥	インクルージョン	開先面内の不純物、開先精度、板の予歪
(3) 吊上げ回転時	溶着金属の機械的劣性	線 状 組 織	溶接電流、アーク電圧、溶接速度、開先精度
	応力集中 応力集聚力		

* Finishing Pass 溶接時に発生したと考えられている亀裂でも実際はすでに発生しているものもある。従つて (2) (3) の項を設けた。

** この他設計上定められる板厚、板幅、板長も勿論、どの場合にも重要な Factor である。

表に示された施工条件のうち、銅板寸法(板厚、板幅、板長等)は設計上定められる。そこで重要要因として溶接電流、アーク電圧、溶接速度、(心線径)、(極数)が考えられ、これらは主として開先形状によつて決定される。しかし、これらは切欠靱性を主とする溶着金属の機械的性質の見地から制約されることが大きく、従つて溶接電流、溶接速度等を一定の開先形状について独立して変え得る範囲はかなり狭い。次に考えられる要因は仮付け溶接の長さ、及びピッチ、タブの大きさ(そして Fin-

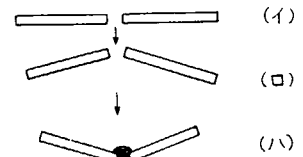
ishing Pass の溶接の際には Backing Pass の大きさ) 等接手面の動きを拘束する要素である。その他、更に考えねばならぬ要因としては開先精度、開先面の不純物の介在、板の予歪等開先準備に関する要因がある。

2・5・2 実験結果に対する考察

これまで述べて来た試験片の他に、試験片の大きさ溶接方向、開先形状を変えた 5 種の試験片についても同様な実験を行なった。これら全試験結果を総合して各項目毎に考察を行なう。

(1) 角変形について

各計測位置に於ける角変形は一般に右図に示すように Flat な状態から溶接機ヘッドが近づくに従つて (通過の 5~10 分前) 下へ反りかえろうとする動きを見せ、通過の寸前から、逆に溶接収縮によつて上へ反りかえる変形を示した。全実験を通じて (ロ) の動きは最大 $8/1000 \text{ rad.}$ 程度、(ハ) の動きは $4/1000 \text{ rad.}$ 程



度のものが見られ、ことに (ハ) の変形量は溶接電流の大小によつて極めて著しい相違が示された。又 (ロ) の動きは Finishing Pass の溶接の際には Backing Pass の溶着金属に亀裂を生じさせる大きな原因ともなるが、本実験で示された値からはそれが決定的な要因になろうとは思われない。また Backing Pass 溶接の際に (ハ) の動きが大きいと、その変形の極めて大きいことから、横収縮の不整、大きな残留応力等を招き易いことが考えられる。

(2) 溶接線の上下移動

溶接線の位置は角変形に応じて極めて顕著な上下移動を示す。これは角変形及び、溶接線の縦方向の収縮によつて褶曲運動をおこすためと考えられ、その移動の傾向及び移動量は角変形との対応が明瞭である。

(3) 横収縮について

試験板の回転変形は溶接機のヘッドが近づくに従つて接手面が開くように変形し、通過と同時に急激に収縮する。この時の変形量は角変形と同様に溶接電流によつて大きな差があり、甚しい時には 1 mm 程度の開きを示す場合もあつて、この際の接手を引き裂こうとする力は極めて大きいものと思われる。

また各計測位置による変形量の差について云えば、本実験ではそのピークの現われる個所が不定であつたが、板長が 12 m の場合には板の中央 6 m の個所と、終端部手前 1 m 位の所に大きなピークが現われ、しかも終端部のピークの方が高い値 (回転変形量) を示した。この現象は特に大型試験片の終端部付近に発生する亀裂に何らかの説明を与えるように考えられるが、それを裏づけるためには溶接ビードの縦収縮、溶接線近傍の熱膨脹等の機構が解析されねばならず、今後の課題として残されている。

(4) 残留応力について

Backing Pass 溶接のみの残留応力は溶接面の表面応力のみしか計測できなかつたが、これはいずれも溶接線直角方向で $6 \sim 10 \text{ kg/mm}^2$ の引張残留応力を示し、しかも溶接方向による差は見られなかつた。従つて長さ 12 m の板で行なつた溶接方向を逆にした Finishing Pass 溶接の際の変形挙動

がほとんど変らなかつたことと考え合わせても、溶接方向による亀裂発生の相違は考えられぬようである。

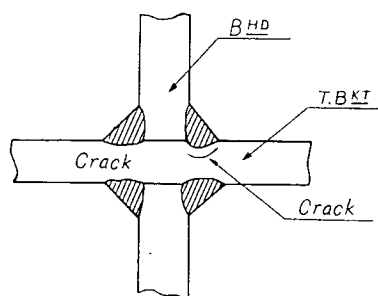
上記実験結果から、現場施工的には、仮付け量を増すこと、タブの大きさを増すこと等から亀裂発生は一応防止出来る見通しが得られたが、厚板に大電流を使用した場合の変形、応力分布、構造物としての強度等については未だ検討を要する面が多く、移動点熱源による応力分布の理論的解析もなお今後の研究を待たねばならない問題である。

第3章 厚板溶接接手の剥離発生機構に関する研究

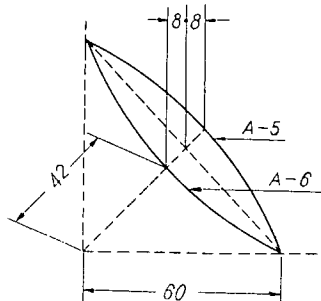
3.1 ま え が き

隅肉溶接部に生ずる剝離性破壊は主として

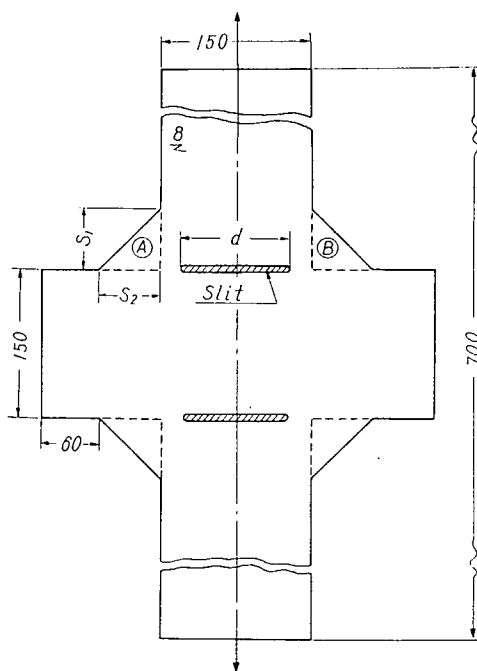
- (1) 鋼材自体の機械的異方性
- (2) 鋼材と溶着金属との強度あるいは靱性の差異
- (3) 隅肉溶接部とその近傍の応力状態



a) An Example of Pull-Out Fracture

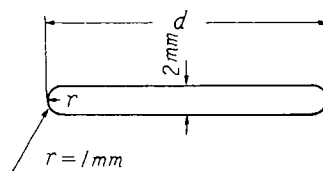


c) Shape of Deposited Fillet Welds in Specimen No. A-5 and A-6



b) Cross-Type Tensile Specimen

Series of Specimen	d (mm)	Leg Length (mm)		Remark
		S_1	S_2	
A-1	150	60	60	Effect of Penetration
A-2	100	60	60	
A-3	50	60	60	
A-5	150	60	60	Shape Effect of Fillet
A-6	150	60	60	
A-8	150	60	120	Effect of Unequal Leg Length
A-10	150	120	60	



d) Details of Machined Slit

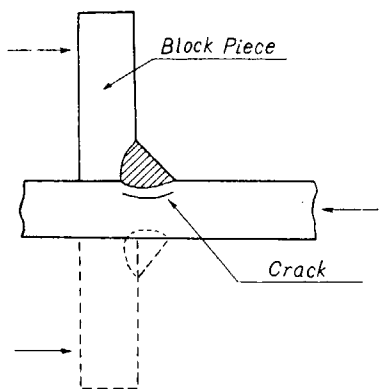
Fig. 3.1 (A) Details of Cross-Type Specimens

の3つの要因に関係するとの考えに立つて前年度は1,2の問題について研究を行なつたが、本年度は第3の要因について調べた。即ち“剝離性破壊とは応力論的に見るならば引張試験における破断現象などから考えられるように破壊が応力レベルの最も高い断面には起らず、他の応力レベルの低い断面に起るような破壊を意味する”との見解の下に塑性域における隅肉接手部の応力分布を調べ剝離性破壊の発生機構について考察を加えると同時にとけ込み、溶着金属の形状（凹凸）並びに非等脚性の影響を調べた。

3.2 隅肉溶接部模型試験片

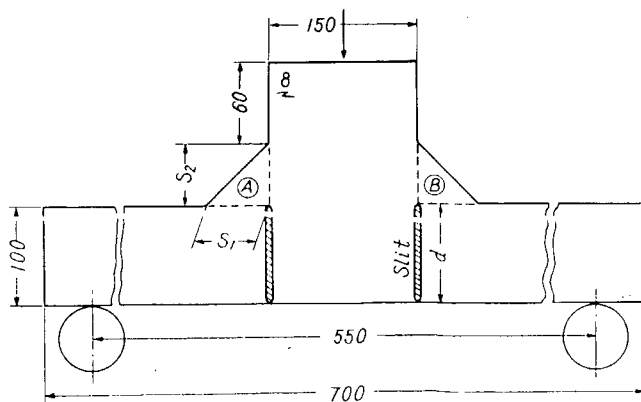
塑性応力分布を調査するために使用した試験片は8 mm 板厚の軟鋼板から切り出した Fig. 3.1 (A), 3.1 (B) に示す形状、寸法のもので A 系列の十字隅肉引張試験片は同図に併記するような Through Bracket と Trans. *Bhd.* との隅肉溶接部の剝離性破壊の実例を念頭に於いて選んだものであり、B 系列の T 型隅肉曲げ試験片はブロック接手の寄せピース除去時に起つた実例を考慮して選んだものである。

A, B 両系列とも No. 1 試験片により剝離性破壊の発生機構について考察を行ない、同時に No. 2,



a) An Example of Pull-Out Fracture

Series of Specimen	d (mm)	Leg Length (mm)		Remark
		S_1	S_2	
B-1	100	60	60	
B-5	100	60	60	Shape Effect of Fillet
B-6	100	60	60	
B-8	100	60	120	Effect of Unequal Leg Length
B-10	100	120	60	



b) T-Type Specimen

Fig. 3.1 (B) Details of T-Type Specimens

No. 3 の試験片と共にとけ込みの影響を調査した*。No. 5, No. 6 ではビードの凹凸の影響を No. 8, No. 10 では脚長の相違が如何なる影響を示すか調べた。

3.3 歪測定要領並びに主歪及びその方向

塑性歪 (natural strain) の測定は試験片をまず最大荷重近くまで引張り除荷した後行なつたが測定位置は Fig. 3.2 に一例を示すように A, B 両側 (Fig. 3.1 (A) 参照) において 22.5° おきに A, B,

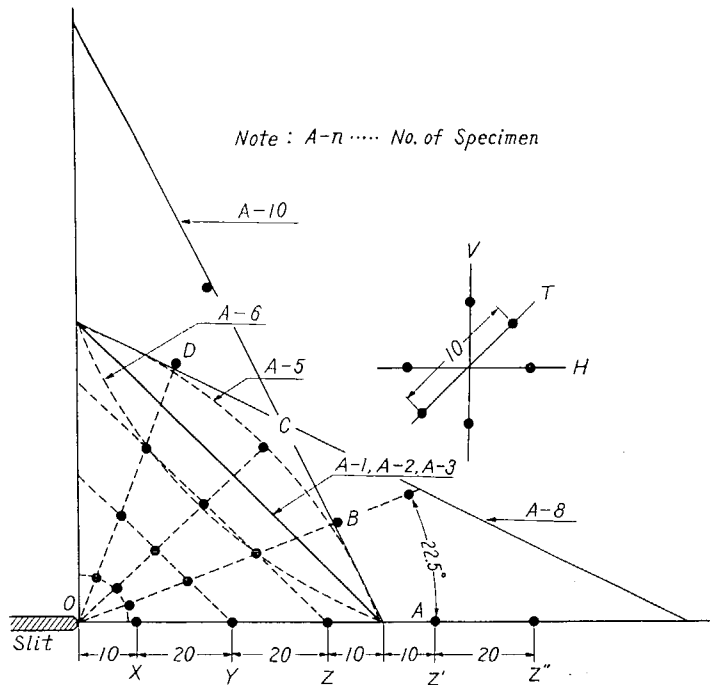


Fig. 3.2 Arrangement of Gauge Points on Cross-Type Specimens

C, D の 4 断面を選び、それぞれの断面上で点 0 から図示のように 3 点を取り、各点で V, T, H の 3 方向の歪を 10 mm 標点距離間で測定した。主歪並びにその方向は次式によつて計算した。

$$\left. \begin{aligned} \varepsilon_1, \varepsilon_2 &= \frac{\varepsilon_V + \varepsilon_H}{2} \pm \frac{1}{2} \sqrt{(2\varepsilon_T - \varepsilon_H - \varepsilon_V)^2 + (\varepsilon_H - \varepsilon_V)^2} \\ \tan \theta_0 &= \frac{\varepsilon_H - \varepsilon_V}{2\varepsilon_T - \varepsilon_H - \varepsilon_V} \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

但し θ_0 は ε_1 と基準方向 (T) とのなす角。歪 (ε) の添字 V, T, H はそれぞれ V, T, H 方向の直歪を表わす。

3.4 塑性応力値の計算並びにその結果

塑性主歪 $\varepsilon_1, \varepsilon_2, \varepsilon_3$ と主応力 $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$ 間の関係式は塑性変形理論によれば 2 次元の場合次式で与えられる。

* B 系列の No. 2, No. 3 は充分留意したに拘らず Local Buckling を起したので Data から除外した。

$$\left. \begin{aligned} \varepsilon_1 &= \frac{1}{\varphi} \left(\sigma_1 - \frac{\sigma_2}{2} \right) \\ \varepsilon_2 &= \frac{1}{\varphi} \left(\sigma_2 - \frac{\sigma_1}{2} \right) \\ \varepsilon_3 &= \frac{1}{\varphi} \left(-\frac{\sigma_1 + \sigma_2}{2} \right) \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

但し $\varphi \equiv \bar{\sigma}/\bar{\varepsilon}$

$$\bar{\sigma} = \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2}$$

$$\bar{\varepsilon} = \frac{\sqrt{2}}{3} \sqrt{(\varepsilon_1 - \varepsilon_2)^2 + (\varepsilon_2 - \varepsilon_3)^2 + (\varepsilon_3 - \varepsilon_1)^2}$$

φ の値は一軸引張りにおいて真応力～歪曲線を作ればそのまま、 $\bar{\sigma} \sim \bar{\varepsilon}$ 曲線となるので簡単に決定できるから (2) 式より主応力 σ_1, σ_2 が求まる。このようにして求めた結果が Table 3・1～3・12 である。計算に使用した $\bar{\sigma} \sim \bar{\varepsilon}$ 曲線は Fig. 3・3 に示すものである。

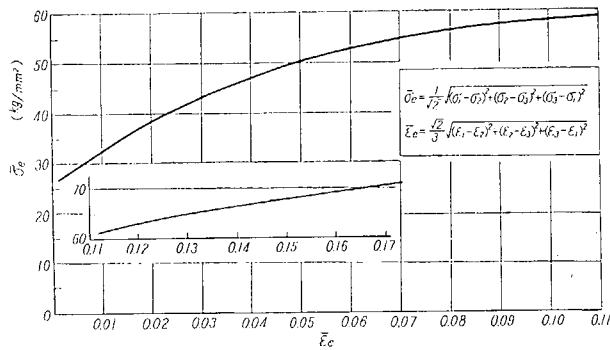


Fig. 3.3 $\bar{\sigma} \sim \bar{\varepsilon}$ Curve

3.5 剝離性破壊の発生機構

上記の実験並びに計算結果より断面 A, B, C, D における応力値が分る。従来溶着金属部で起る破壊は正常なものとして取り扱われて来たのであるが、A-断面に近い即ち圧延面に平行な母材部分で起る破壊がここで問題とする剝離性破壊である。今この剝離性破壊の現象を発生とか伝播に分けて応力状態と関係づけることは非常に困難であり現在の所不可能であろう。と云うのは Slit 先端における応力集中、破壊の拡大と共に変化する応力分布の変化など不明であり、更に破壊の経路を予知する確立された理論も見当らない。従つて十字引張り (A-系列) の場合、各断面上では、たいして応力の勾配はないから引張試験あるいは薄肉円筒の二軸応力下の破壊などと同じく断面の平均応力が破壊現象と関連あるものと仮定して A-1 試験片の結果より剝離性破壊の発生機構の考察を行なうこととする。一方T字曲げ (B-系列) の場合は夫々の断面上でかなりの応力勾配があり、破壊も当然 slit 端部近傍の引張応力場に起ることが予想されるから、0 点から等距離の点 (Fig. 3・2 の X 線上) の応力値を用いて考察を行なうこととする。

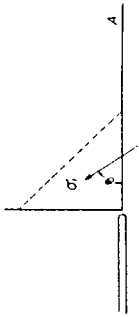


Table 3-1 Experimental Results (A-1 Specimen)

	A			B			C			D		
	X	Y	Z	X	Y	Z	X	Y	Z	X	Y	Z
ε_1	0.0415	0.0184	0.0144	0.0652	0.0258	0.0123	0.0866	0.0570	0.0272	0.0131	0.0876	0.0681
ε_2	-0.0116	-0.0017	-0.0036	-0.0016	-0.0004	-0.0030	-0.0170	-0.0177	-0.0104	-0.0600	-0.0485	-0.0301
σ_1	53.3	43.7	39.5	66.1	49.2	38.2	65.4	57.5	44.6	62.9	54.0	56.3
σ_2	13.6	18.7	11.3	30.8	24.0	11.2	22.0	12.9	6.5	3.4	-4.0	4.3
σ_1		45.5		51.2				55.8			57.7	
σ_2		14.5		22.0				13.8			1.2	
n_m		0.319		0.429				0.247			0.0208	
θ°	60	45	51	58	55	45	68	60	53	62	58	54
Mean θ°		52			53			60			58	

Table 3-2 Experimental Results (A-2 Specimen)

	A			B			C			D		
	X	Y	Z	X	Y	Z	X	Y	Z	X	Y	Z
ε_1	0.0156	0.00395	0.00262	0.0205	0.0100	0.00388	0.0131	0.0115	0.00657	0.0223	0.0224	0.0193
ε_2	-0.0036	-0.00162	0.00019	-0.0048	-0.0016	-0.00097	-0.0027	-0.0011	-0.00131	-0.0051	-0.0075	-0.0082
σ_1	40.3	29.8	32.3	43.8	37.9	31.2	38.8	40.1	34.7	44.7	43.0	39.5
σ_2	12.3	3.2	17.7	13.3	14.0	8.9	16.3	17.3	11.7	13.9	8.4	3.9
σ_1		34.1			37.6			37.9			42.4	
σ_2		11.1			12.1			15.1			8.7	
n_m		0.325			0.321			0.399			0.206	
θ°	51	59	52	51	45	56	55	56	53	55	59	55
Mean θ°		54			51			55			56	

Table 3.3 Experimental Results (A-3 Specimen)

	A			B			C			D		
	N	Y	Z	X	Y	Z	X	Y	Z	X	Y	Z
ε_1	0.0134	0.00400	0.00646	0.0137	0.00981	0.00278	0.0254	0.00677	0.00489	0.0223	0.0185	0.0110
ε_2	-0.00138	-0.00231	-0.00578	-0.00398	-0.00068	-0.00436	-0.0165	-0.00322	0.00243	-0.00728	-0.00777	-0.00613
σ_1	40.0	26.7	20.4	38.1	38.4	5.15	36.3	30.4	33.3	43.8	38.8	31.6
σ_2	15.7	-2.91	-14.5	9.34	17.1	-25.4	-8.06	1.00	26.7	9.20	3.92	-2.30
σ_1		29.0			27.2			33.3			38.1	
σ_2		-0.57			0.35			6.55			3.6	
μ_m		-0.0197			0.0128			0.197			0.0945	
θ^e	62	62	58	60	57	46	57	50	53	61	58	59
Mean θ^e		61			54			53			59	

Table 3.4 Experimental Results (A-5 Specimen)

	A			B			C			D		
	N	Y	Z	X	Y	Z	X	Y	Z	X	Y	Z
ε_1	0.0475	-0.0177	0.0117	0.0470	0.0199	0.00228	0.0452	0.0214	0.0170	0.0821	0.0557	0.0311
ε_2	-0.0035	-0.00465	-0.00424	-0.0011	0.0290	0.00017	-0.0066	-0.0058	-0.00154	0.0383	-0.0304	-0.0158
σ_1	58.8	40.7	36.0	58.9	46.5	31.9	56.9	43.6	44.7	57.9	50.3	43.3
σ_2	26.1	11.1	6.05	28.4	25.2	17.6	21.7	11.6	19.3	2.57	-3.11	0.37
σ_1		45.2			45.8			48.4			50.5	
σ_2		14.4			23.7			17.5			0.057	
μ_m		0.318			0.517			0.362			0.0011	
θ^e	52	49	45	58	50	43	69	61	52	59	55	52
Mean θ^e		49			50			61			55	

Table 3-5 Experimental Results (A-6 Specimen)

	A			B			C			D		
	X	Y	Z	X	Y	Z	X	Y	Z	X	Y	Z
ε_1	0.0782	0.0149		0.0948	0.0379		0.123	0.0647		0.178	0.111	
ε_2	-0.0094	-0.00599		0.0003	-9.0066		-0.0254	-0.0146		-0.0578	-0.0338	
σ_1	65.5	37.3		66.4	53.5		72.9	61.3		70.7	65.6	
σ_2	26.4	4.73		34.5	19.1		24.5	19.1		15.2	15.6	
σ_1		51.4			60.0			67.1			68.2	
σ_2		15.6			26.8			21.8			15.4	
n_m		0.304			0.447			0.325			0.226	
θ°	59	42		58	49		67	62		59	56	
Mean θ°		51			54			65			58	

Table 3-6 Experimental Results (A-8 Specimen)

	A				B				C				D			
	X	Y	Z	Z'	X	Y	Z	Z'	X	Y	Z	X	Y	Z	X	Z
ε_1	0.0253	0.00787	0.00202	0.00100	0.0907	0.0149	0.00797	0.00133	0.0381	0.0230	0.0139	0.0590	0.0414	0.0276		
ε_2	-0.00143	-0.00352	-0.00132	-0.00354	-0.00392	-0.0074	-0.00099	-0.00204	-0.0076	-0.00728	-0.00638	-0.0313	-0.0211	-0.0182		
σ_1	48.5	33.1	23.7	-8.08	67.5	42.0	36.0	5.33	53.1	47.3	35.5	51.5	47.2	37.1		
σ_2	22.3	2.3	-5.41	-31.9	29.5	20.0	14.5	-23.6	17.7	10.3	0.89	-2.13	-0.61	-8.80		
σ_1			14.9			37.7				45.3			45.3			
σ_2			-8.8			10.1				10.0			-3.85			
n_m			-5.90			0.268				0.221			-0.085			
θ°	52	57	52	47	53	49	45	39	64	60	51	60	56	52		
Mean θ°			48			46				58			56			

Table 3.7 Experimental Results (A-10 Specimen)

	A			B			C			D		
	X	Y	Z	X	Y	Z	X	Y	Z	X	Y	Z
ε_1	0.0701	0.0263	0.0187	0.0568	0.0333	0.0216	0.0649	0.0522	0.0381	0.0280	0.0568	0.0403
ε_2	-0.0090	-0.00691	-0.00516	-0.0053	-0.0031	-0.0104	-0.0233	-0.0188	-0.0142	-0.0115	-0.0329	-0.0216
σ_1	63.9	46.1	37.6	61.5	55.3	39.6	58.4	55.1	49.6	43.9	49.1	45.6
σ_2	25.3	6.66	9.89	26.3	23.7	0.96	10.1	9.40	7.84	4.97	-5.5	-2.16
Mean	σ_1	49.2			52.1			51.8			49.8	
	σ_2	14.0			17.0			8.08			-1.1	
	μ_m	0.283			0.320			0.156			-0.022	
Mean	θ^o	63	61	57	67	70	60	69	69	66	64	66
	θ^o	60	60			60		71			64	

Table 3.8 Experimental Results (B-1 Specimen)

	A			B			C			D		
	X	Y	Z	X	Y	Z	X	Y	Z	X	Y	Z
ε_1	0.0657	0.0056	-0.000555	0.0868	0.0134	0.0260	0.127	0.0206	0.0427	0.143	0.0904	0.0176
ε_2	-0.0023	-0.0023	-0.00155	0.0018	-0.0126	-0.0528	0.0100	0.0138	-0.0624	-0.012	0.0807	-0.032
σ_1	64.6	31.2	-21.6	68.0	22.3	0.516	75.5	47.7	12.9	76.7	39.4	2.91
σ_2	32.3	3.47	-30.2	35.1	18.5	-51.3	42.0	41.7	-46.1	33.3	-28.0	-42.1
$\mu = \sigma_2/\sigma_1$	0.5	0.111	1.40	0.516	0.830	-99.4	0.556	0.874	-3.57	0.434	-0.708	14.5
θ^o	49	90	67	46	18	54	45	8	47	50	89	71

Table 3-9 Experimental Results (B-5 Specimen)

	A			B			C			D		
	X	Y	Z	X	Y	Z	X	Y	Z	X	Y	Z
ε_1	0.0463	0.00265	0.0033	0.0673	0.0126	0.0208	0.0644	0.0148	0.0271	0.0837	0.0152	0.0341
ε_2	0.0007	-0.00465	0.0195	0.0063	-0.00115	-0.0397	0.0126	0.0016	-0.0319	-0.0033	0.0050	-0.0280
σ_1	59.3	5.68	-16.0	65.2	39.7	1.41	64.8	41.5	19.2	67.1	43.2	33.2
σ_2	30.4	-24.9	-43.5	37.1	16.8	-46.1	41.1	17.2	-31.7	31.6	30.8	-18.0
$n=\sigma_2/\sigma_1$	0.513	-4.38	2.72	0.569	0.423	-32.7	0.634	0.414	-1.65	0.471	0.713	-0.542
θ°	58	40	51	42	48	64	58	34	46	55	29	25

Table 3-10 Experimental Results (B-6 Specimen)

	A			B			C			D		
	X	Y	Z	X	Y	Z	X	Y	Z	X	Y	Z
ε_1	0.0604	0.00471		0.0995	0.0290		0.0823	0.0408		0.140	0.0266	
ε_2	-0.0072	-0.00483		0.0003	-0.0412		0.0197	-0.0592		-0.0157	-0.0418	
σ_1	62.0	16.1		69.3	12.7		66.9	13.0		75.3	8.59	
σ_2	25.1	-17.5		34.6	-40.3		44.1	-45.1		30.9	-42.9	
$n=\sigma_2/\sigma_1$	0.405	-1.09		0.503	-3.17		0.659	-3.47		0.410	-4.99	
θ°	48	21		39			46	48		53	30	

Table 3-11 Experimental Results (B-8 Specimen)

	A					B					C					D		
	X	Y	Z	Z'	Z''	X	Y	Z	Z'	X	Y	Z	Z'	X	Y	Z	Y	Z
ε_1	0.0431	0.00402	0.00164	0.000951	0.00093	0.0539	0.0148	0.00266	0.0088	0.0793	0.0110	0.0236	0.0294	0.117	0.0146	0.0323		
ε_2	-0.0074	-0.00210	-0.00206	-0.000639	-0.00203	-0.0061	-0.0048	-0.00348	-0.0107	0.0079	-0.0007	0.0358	-0.0546	0.002	0.0008	-0.0561		
σ_1	56.8	27.7	10.1	5.0	-1.6	60.4	42.0	9.43	15.5	67.2	38.7	9.51	2.63	73.5	42.4	5.19		
σ_2	19.9	-0.84	-20.5	-24.0	-27.6	25.3	8.80	-22.0	28.5	38.4	17.6	-40.0	-49.9	38.0	22.9	-49.2		
$n = \sigma_2/\sigma_1$	0.350	-0.00303	-2.03	-0.258	17.3	0.419	0.210	-2.33	1.85	0.571	0.455	-4.21	-19.0	0.517	0.54	-9.47		
θ°	46	35	52	59	46	41	9	53	37	29	14	39	31	32	86	24		

Table 3-12 Experimental Results (B-10 Specimen)

	A					B					C					D		
	X	Y	Z	Z'	X	Y	Z	X	Y	Z	Z'	X	Y	Z	Z'	X	Y	Z
ε_1	0.0883	0.0068	0.0144	0.0773	0.0142	0.0365	0.0992	0.0298	0.0257	0.0249	0.1007	0.0223	0.0103	0.0106				
ε_2	0.0037	-0.0146	-0.0484	0.0207	0.0066	-0.0607	0.0124	0	-0.0305	-0.0439	-0.0183	-0.0103	-0.0016	0.0033				
σ_1	68.3	-1.6	-13.2	67.1	42.5	7.04	70.5	51.6	18.7	4.25	67.7	40.1	37.3	39.5				
σ_2	36.3	-35.9	-55.5	45.3	33.2	-48.9	41.5	25.9	-31.7	-46.3	23.7	2.11	14.0	27.6				
$n = \sigma_2/\sigma_1$	0.531	22.4	4.20	0.675	0.781	-6.95	0.589	0.502	-1.70	-10.9	0.350	0.0526	0.375	0.699				
θ°	64	88	66	64	39	66	80	88	47	55	62	74	76	35				

さて材料の異方性を考慮した破断理論¹⁾によると応力状態即ち応力比と応力の作用方向の一軸引張破断強度が分れば、その時の破壊応力値が予知できることになる。

さて溶着金属は附記に示す如く引張特性において殆んど方向性はなく、等方性と見做せる程度であるから B, C, D 断面では溶着金属のある一方向の一軸引張強度さえ分れば破壊応力値が計算できる。

次に A 断面は母材部と考えているから異方性を考慮した計算を行なうと結局 Table 3・13, 3・14 に示す如く各断面の破断応力（最大主応力で示した）が得られる。

Table 3・13 Fracture Stress in Each Section (A-1 Specimen)

Section Spec. No.	A	B	C	D
A-1	$0.908 \sigma_{1p}$	$0.893 \sigma_d$	$0.925 \sigma_d$	$0.993 \sigma_d$

Note: σ_{1p} : Tensile Stress in σ_1 -Direction (Max. Principal Stress)
 σ_d : Tensile Stress of Weld Metal

Table 3・14 Fracture Stress in Each Section (B-1 Specimen)

Section Spec. No.	A	B	C	D
B-1	$0.880 \sigma_{1p}$	$0.879 \sigma_d$	$0.877 \sigma_d$	$0.888 \sigma_d$

次にこれらの破壊応力値でそれぞれの断面に分布する応力 σ_1 （最大主応力）を除すと、この値はそれぞれの断面において分布応力とその断面の破断応力の何 % になっているかを示すもので、この値の大きい断面程破壊の危険のあることを示すものと考えられる（以下この値を危険の度合と呼ぶ）。従つて破壊はこの値の最大の断面で起ることになる。このような考え方に従つて各断面の値を求めたものが Table 3・15, 3・16 である。

Table 3・15 Danger Factor in Each Section (A-1 Specimen)

Section Spec. No.	A	B	C	D
A-1	$50.1/\sigma_{1p}$	$57.3/\sigma_d$	$60.3/\sigma_d$	$58.3/\sigma_d$

Table 3・16 Danger Factor in Each Section (B-1 Specimen)

Section Spec. No.	A	B	C	D
B-1	$73.4/\sigma_{1p}$	$72.5/\sigma_d$	$86.1/\sigma_d$	$86.4/\sigma_d$

これより各断面の危険の度合を比較することによつて次のことが分る。

1) 先ず隅肉部に注目すると引張り、曲げ共、C, D 断面の危険の度合が大で、C, D 断面近傍で破壊が起り易い傾向にある。これは従来発表されてきた隅肉接手の破断結果とも一致するものであり、かかる解析方法の妥当性を証明するものである。

2) 剝離性破壊は剝離面である A-断面と隅肉部の危険の度合が最大である面との危険の度合を比較することによつて、溶着金属の引張破断強度 (σ_d) と鋼板の板厚方向の強度²⁾ ($\lambda\sigma_p$, σ_p は圧延方向

の破断強度) との相対関係に支配されるようである。即ち強度の大なる溶着金属の場合程剝離性破壊の危険がある。更に溶着金属と同程度の圧延方向の強度を有する鋼板でも一般に鋼板は異方性をなし板厚方向の強度は劣るから即ち λ が、小なる程剝離性破壊が起り易い。又同一鋼板と同一溶接棒で剝離性破壊が起つたり、起らなかつたりすること、例えばタブ・テストなどで試験結果がばらつくということは λ の値は同一鋼板で位置によりかなりばらつく性質のものであるから λ のばらつきによつて Table 3-15, 3-16 に示した A 断面の危険の度合が変化し、かかる現象が見られるものであらう。

3-6 剝離性破壊に及ぼすとけ込みの影響

とけ込みの影響の調査を目的として Slit の長さを変えた試験片 A-2, A-3 (A 系列) を用いたが前節と同様な解析を行なうと Table 3-17 に示す如く各断面の破壊応力値が計算される*。

Table 3-17 Fracture Stress in Each Section (A-2, A-3 Specimen)

Section Spec. No.	A	B	C	D
A-2	$0.910 \sigma_{1p}$	$0.910 \sigma_d$	$0.898 \sigma_d$	$0.945 \sigma_d$
A-3	$0.982 \sigma_{1p}$	$0.997 \sigma_d$	$0.938 \sigma_d$	$0.969 \sigma_d$

これより各断面の危険の度合を計算すると Table 3-18 の如くなる。

Table 3-18 Danger Factor in Each Section (A-2, A-3 Specimen)

Section Spec. No.	A	B	C	D
A-2	$37.5/\sigma_{1p}$	$41.3/\sigma_d$	$42.2/\sigma_d$	$44.8/\sigma_d$
A-3	$29.5/\sigma_{1p}$	$27.3/\sigma_d$	$35.5/\sigma_d$	$39.3/\sigma_d$

今 A-1 試片 とけ込み 零 } なる場合と考えていずれが剝離性破壊を
 A-2 " " 中 } 起し易いか比較するため
 A-3 " " 大 }

$$C = \frac{\text{A-断面の危険の度合}}{\text{溶着金属内の危険の度合最大の断面の危険の度合}}$$

なる criterion を採用すると C 値が最も 1 に近い場合程剝離性破壊を起し易い傾向にあることが分る。従つて今それぞれの“とけ込み”の場合の C 値を計算すると Table 3-19 に示すようになる。これよりとけ込み深さが大となる程剝離性破壊は起りにくくなることが分る。

Table 3-19 Effect of Penetration on C-Value

とけこみ深さ	零 (A-1)	中 (A-2)	大 (A-3)
C	$0.83 \sigma_d/\sigma_{1p}$	$0.81 \sigma_d/\sigma_{1p}$	$0.75 \sigma_d/\sigma_{1p}$

* B-2, B-3 の結果は Buckling を起したので信頼性に乏しいと見て省略した。

3.7 剝離性破壊に及ぼす溶着金属の形状（凹凸）の影響

溶着金属の形状と剝離性破壊との関係も前節と同様な解析方法で A-5, A-6 並びに B-5, B-6 試片の結果により調査した。

それぞれの試験片の各断面の破壊応力値は Table 3-20, 3-21 の如く計算される。

Table 3-20 Fracture Stress in Each Section (A-5, A-6 Specimen)

Section Spec. No.	A	B	C	D
A-5	$0.912 \sigma_{1p}$	$0.885 \sigma_d$	$0.908 \sigma_d$	$1.015 \sigma_d$
A-6	$0.913 \sigma_{1p}$	$0.896 \sigma_d$	$0.910 \sigma_d$	$0.930 \sigma_d$

Table 3-21 Fracture Stress in Each Section (B-5, B-6 Specimen)

Section Spec. No.	A	B	C	D
B-5	$0.885 \sigma_{1p}$	$0.877 \sigma_d$	$0.874 \sigma_d$	$0.883 \sigma_d$
B-6	$0.891 \sigma_{1p}$	$0.880 \sigma_d$	$0.873 \sigma_d$	$0.891 \sigma_d$

従つて各断面の危険の度合は Table 3-22, 3-23 の如く計算される。

Table 3-22 Danger Factor in Each Section (A-5, A-6 Specimen)

Section Spec. No.	A	B	C	D
A-5	$49.6/\sigma_{1p}$	$51.5/\sigma_d$	$53.3/\sigma_d$	$49.7/\sigma_d$
A-6	$56.2/\sigma_{1p}$	$66.9/\sigma_d$	$73.7/\sigma_d$	$73.3/\sigma_d$

Table 3-23 Danger Factor in Each Section (B-5, B-6 Specimen)

Section Spec. No.	A	B	C	D
B-5	$67.0/\sigma_{1p}$	$74.3/\sigma_d$	$74.2/\sigma_d$	$76.0/\sigma_d$
B-6	$69.6/\sigma_{1p}$	$78.8/\sigma_d$	$70.6/\sigma_d$	$84.4/\sigma_d$

これより Table 3-24, 3-25 に示す如く各場合の C 値が求まる。従つて A-1, B-1 試片のフラットな場合を含めて比較すると凸形が最も大であり、剝離性破壊を最も起し易い傾向にあることが分る。

Table 3-24 Effect of Shape of Fillet on C-Value

Shape	Convex (A-5)	Flat (A-1)	Concave (A-6)
C	$0.932 \sigma_d/\sigma_{1p}$	$0.83 \sigma_d/\sigma_{1p}$	$0.762 \sigma_d/\sigma_{1p}$

Table 3-25 Effect of Shape of Fillet on C-Value

Shape	Convex (B-5)	Flat (B-1)	Concave (B-6)
C	$0.882 \sigma_d/\sigma_{1p}$	$0.842 \sigma_d/\sigma_{1p}$	$0.825 \sigma_d/\sigma_{1p}$

3.8 剝離性破壊に及ぼす“不等脚性”の影響

不等脚性と剝離性破壊との関係も前節と同様な手順に従つて調査した。十字引張の場合は A-8, A-10, T 字曲げの場合には B-8, B-10 を比較することにより求められる。それぞれ試験片の各断面の破壊応力値は Table 3-26, 3-27 の如く計算される。

Table 3-26 Fracture Stress in Each Section (A-8, A-10 Specimen)

Section Spec. No.	A	B	C	D
A-8	0.640 σ_{1p}	0.923 σ_d	0.933 σ_d	0.922 σ_d
A-10	0.919 σ_{1p}	0.909 σ_d	0.950 σ_d	0.979 σ_d

Table 3-27 Fracture Stress in Each Section (B-8, B-10 Specimen)

Section Spec. No.	A	B	C	D
B-8	0.901 σ_{1p}	0.891 σ_d	0.876 σ_d	0.880 σ_d
B-10	0.878 σ_{1p}	0.874 σ_d	0.875 σ_d	0.901 σ_d

従つて各断面の危険の度合は Table 3-28, 3-29 の如く計算される。

Table 3-28 Danger Factor in Each Section (A-8, A-10 Specimen)

Section Spec. No.	A	B	C	D
A-8	23.2/ σ_{1p}	40.8/ σ_d	48.5/ σ_d	49.1/ σ_d
A-10	53.6/ σ_{1p}	57.3/ σ_d	54.5/ σ_d	50.9/ σ_d

Table 3-29 Danger Factor in Each Section (B-8, B-10 Specimen)

Section Spec. No.	A	B	C	D
B-8	63.0/ σ_{1p}	67.7/ σ_d	76.7/ σ_d	83.5/ σ_d
B-10	77.8/ σ_{1p}	76.8/ σ_d	80.6/ σ_d	75.1/ σ_d

これより C 値を求めると Table 3-30, 3-31 の如くなり, Slit に平行になる側の脚長が大なる程剝離性破壊は起りにくくなることが分る。

Table 3-30 Effect of Unequality of Leg Length on C-Value
(A Series Specimen)

Leg Length	Unequal* (A-10)	Equal (A-1)	Unequal* (A-8)
C	0.936 σ_d/σ_{1p}	0.83 σ_d/σ_{1p}	0.472 σ_d/σ_{1p}

Table 3-31 Effect of Unequality of Leg Length on C-Value
(B Series Specimen)

Leg Length	Unequal* (B-10)	Equal (B-1)	Unequal* (B-8)
C	0.965 σ_d/σ_{1p}	0.842 σ_d/σ_{1p}	0.755 σ_d/σ_{1p}

Note *: See Fig. 3-1

3.9 結 言

以上十字隅肉接手，T字隅肉接手の模型試験片によつて接手部の塑性応力分布を求め，剝離性破壊の発生機構について力学的に考察を加えると同時にとけ込み，溶着金属の凹凸，非等脚性などについて調べたが，結果を要約すると次の通りである。

- 1) 隅肉溶接部の剝離性破壊は使用溶接棒の強度と使用鋼板の板厚方向の強度との相対関係に支配され溶接棒の強度が大なる程剝離性破壊の危険が増す。
- 2) とけ込み深さの大なる程剝離性破壊の危険性は小となる。
- 3) 脚長は剝離性破壊を起すおそれのある鋼板側を大とする程危険性は小となる。
- 4) 溶着金属の表面形状が凹形になる程剝離性破壊の危険性は小となる。

参 考 文 献

- 1) 「二軸応力下の機械的異方性体の破壊について」渡辺，出口，材料試験協会講演会（昭和35年5月）にて発表。
- 2) 「圧延鋼板の異方特性とその発生原因に対する実験的考察」，渡辺，出口，造船協会論文集100号によると，A-断面の主応力方向は板厚方向に対し 45° 以内であるから，この方向では板厚方向の強度と殆んど同じ値とみてよい。

(附記) 手溶接による溶着金属の機械的性質の方向性

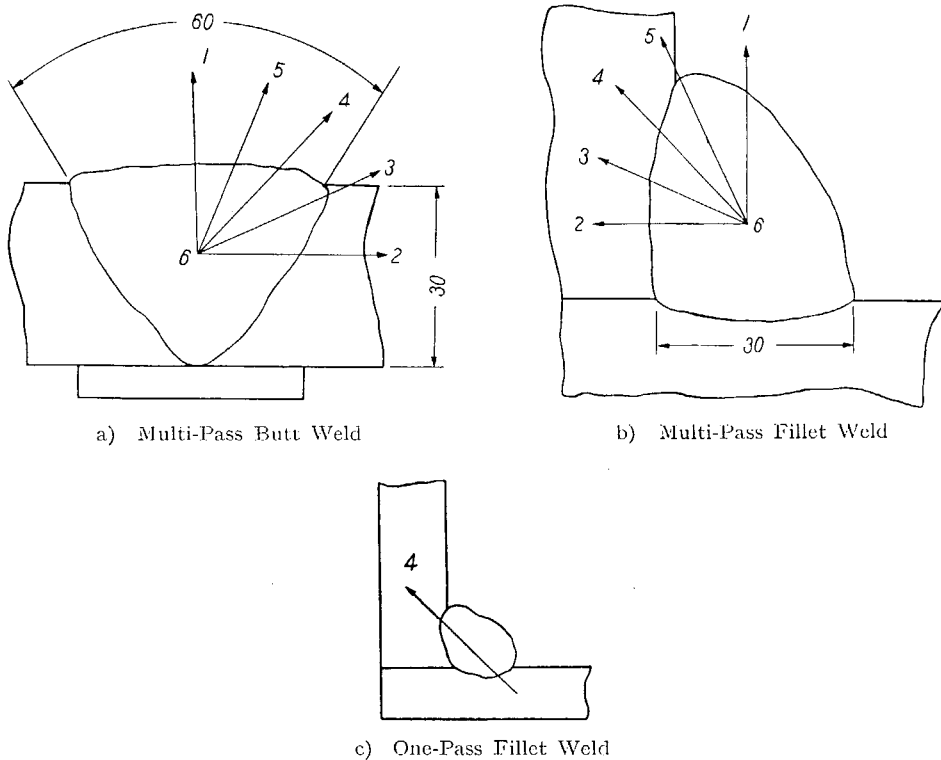


Fig. 3.4 Test Welds and Direction of Loading on Micro-Tension Specimen (indicated by arrow)

本実験は手溶接による溶着金属の各種方向の引張特性の調査を目的として実施したものである。溶接棒として LB-26 及び B-17 を使用し、Fig. 3・4 (a), (b), (c) に示す 3 種の接手から小型引張試験片を採取した。試験片寸法は Fig. 3・5 に示す通りである。試験片採取方向は Fig. 3・4 の矢印で示す通りである。

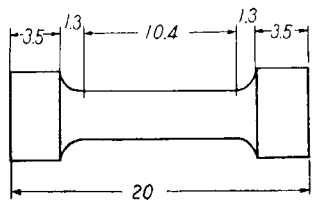


Fig. 3・5 Micro-Tension Specimen

引張試験結果を Fig. 3・6 に示す。図から分るようにいずれの接手でも溶着金属の異方性は殆んどないようである。

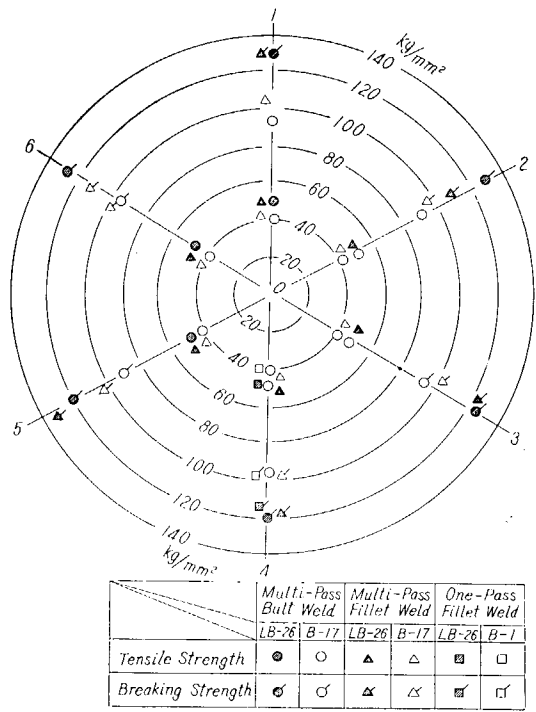


Fig. 3・6 Results of Micro-Tension Test

第4章 二重張鋼板溶接部に生ずる顕微鏡的細疵が 接手の疲労強度に及ぼす影響に関する研究

4.1 ま え が き

超大型船の建造に際しては、必要な強度を得るための一方法として二重張構造の採用が考えられるが、30 mm から 40 mm 程度の厚板を重ねる現場溶接施工法に関しては種々の問題点があり、特に溶着金属に顕微鏡的細疵が生じた場合、それが接手の強度に悪影響を及ぼすことが危惧される。この問題に関する研究は、当研究部会の昭和 33 年度研究計画に織り込まれ、当時採用された 3 種の施工法、すなわち、

- a. ワカシ付溶接による方法
- b. 裏当金溶接による方法
- c. 二重張する鋼板を別箇に溶接（裏側ハツリ、裏溶接）した後、親板に鉸鉸する方法

について、開先形状、溶接棒、材質、板厚等の施行条件を変えて、細疵の発生条件、溶接部の衝撃強度、低温における引張および曲げ強度等に対する検討を行ない、又若干の疲労試験を補足した。

その結果一般に、このような細疵は接手の静的強度には大して影響を及ぼさないが、とり立てて云えば、接手の安全度は上記 c. の方法が、当然最も優れているが、工数がかかり、その上親板と重ね合わせる際に尚問題があり、ライナーを使用する b. の方法は、細疵の発生を制限する点では a. よりも効果があるが、応力集中度が高く、したがって低温における靱性および疲労強度で劣り、一方 a. のワカシ付溶接では細疵を発生し易く、これを出来るだけ避けるためには開先条件の選定に充分に留意する必要がある等の結論を得た（日本造船研究協会報告第 27 号参照）。そして当時は、未だ実用化試験の段階であつた裏波溶接棒による施行により、ワカシ付溶接に付随して生ずる細疵の発生の問題を解決出来るのではないかと期待が持たれ、尚疲労試験を広範に行なつて、細疵が動的強度に及ぼす影響を一層解明することが要望された。

本年度は以上の経過にかんがみ裏波溶接棒による施行試験を実施した後、昨年度採用された 3 種の施行法に、更に裏波棒による方法を加えた 4 種の接手について疲労試験を行ない、細疵が動的強度に及ぼす影響に関する検討を行なつた。

4.2 裏波溶接棒による施行試験

4.2.1 適正溶接条件の選定

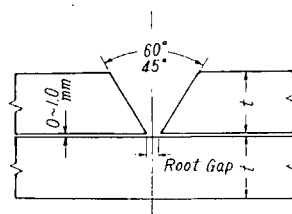
各溶接姿勢での、適正な溶接条件を選定するため多くの実験を行なつた結果、姿勢別の適正条件の範囲として、Table 4.1 を得た。また Table 4.1 の条件に従つて溶接したビードの裏面側の写真の例を Fig. 4.1 に示す。

Table 4-1 Optimum Conditions for Back-Bead Welding Procedures

Position	Electrode	Dia. (mm)	Root Gap (mm)	Bevel Ang.	Current (Amp.)		
					Lower Limit	Optimum	Upper Limit
Flat	LB-26 LB 55R* S-16W* KS 70*	4.0	1.0-2.0	45°	120	150	170
				60°	100	130	160
			2.1-3.0	45°	120	130	160
				60°	100	120	150
			3.1-4.5	45°	110	120	140
				60°	100	110	130
		3.2	1.0-2.0	45°	80	110	140
				60°	80	100	130
			2.1-3.0	45°	80	110	130
				60°	80	100	110
			3.1-4.5	45°	80	100	120
				60°	80	90	100
Vertical	do.	3.2	1.0-2.0	60°	85	105	120
			2.1-3.0	60°	85	95	110
			3.1-4.0	60°	85	90	100
Over-Head	do.	3.2	1.0-2.0	60°	90	100	125
			2.1-3.0	60°	85	95	110
			3.1-4.0	60°	85	90	100

Remarks: *=Double Coated Electrode

Detail of Joint



Position	Dia. (mm)	Bevel Angle	Photo of Rear Surface	Root Gap (mm)	Current (Amp.)
Flat Position	4.0	45°		2.0	150
				2.6	130
				3.5	120
		60°		2.0	130
				2.6	120
				3.5	110
	3.2	45°		2.0	110
				2.6	110
				3.5	100
		60°		2.0	100
				2.6	100
				3.5	90

Fig. 4-1 Appearances of Rear Surfaces of Welded Joints by Back-Bead Electrodes

4.2.2 溶接部の機械的性質

裏波棒によつて下向き溶接した接手の機械的性質を試験した。試験に使用した鋼材は板厚 38 mm でその化学成分は 0.16 C, 0.21 Si, 0.76 Mn, 0.02 P, 0.021 S である。試験片の溶接条件は Table 4.1 に基づいて Table 4.2 のようにとつた。

実施した機械試験の種類、試験法の符号は次の通りである。すなわち、引張試験 (T), 自由曲げ試

Table 4.2 Welding Conditions

Test No.	Bevel Angle	Electrode	Dia. (mm)		Current (Amp.)	
1	45°	1 LB16	4.0		130	
		2-3 " "	5.0	6.0	250	330
		4-Upp. B17	6.0	8.0	330	430
2	60°	1 KS70	4.0		120	
		2-3 LB26	5.0	6.0	250	330
		4-Upp. B17	6.0	8.0	330	430
3	60°	1 LB55R	4.0		120	
		2-3 LB26	5.0	6.0	250	330
		4-Upp. B17	6.0	8.0	330	430

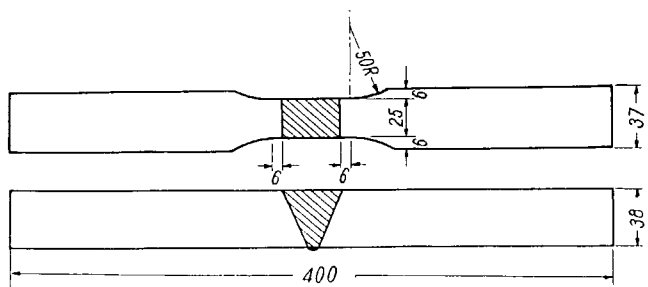


Fig. 4.2 Tension Test Specimen

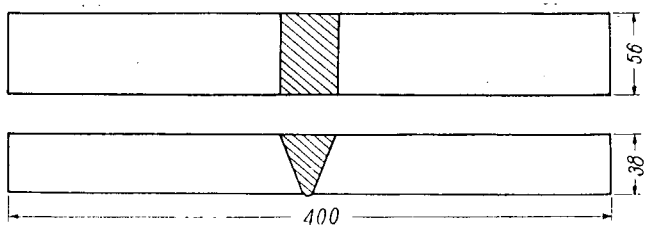


Fig. 4.3 Free Bend Specimen

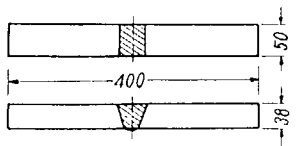


Fig. 4.4 Root Bend Specimen

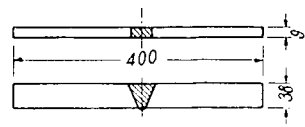


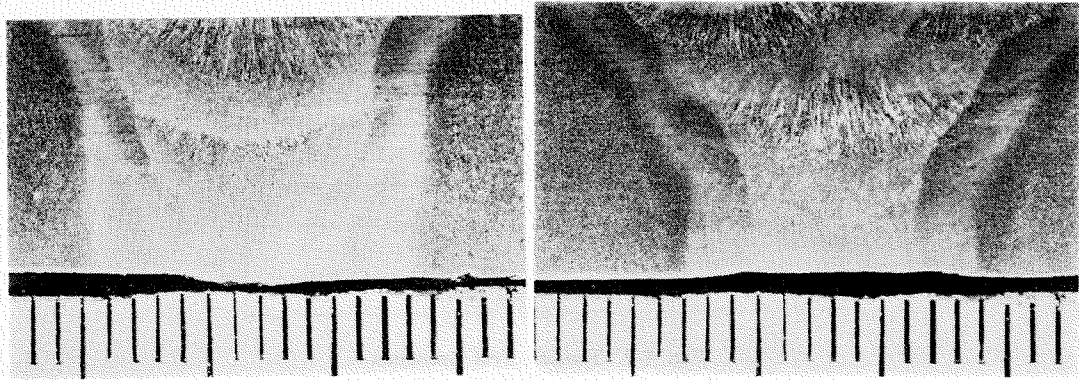
Fig. 4.5 Side Bend Specimen

験 (F.B.), ルート曲げ試験 (R.B.), 側曲げ試験 (S.B.)。これらの各試験片の寸法を Fig. 4・2 より Fig. 4・5 に示す。

試験結果を Table 4・3 に総括した。表からわかるように引張試験による破断位置は、すべて母材部であり、その他の試験結果も良好である。Fig. 4・6 は各接手のルート部の拡大写真である。試験終了後の、ルート曲げ試験片の写真を Fig. 4・7 および Fig. 4・8 に示す。

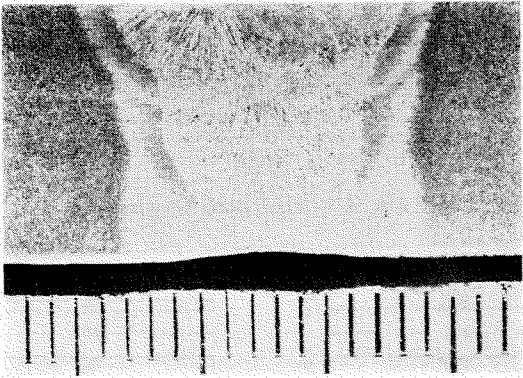
Table 4・3 Test Results

Test No.	Tension Test		Free Bend Test		Root Bend Test	Side Bend Test
	T.S. kg/mm ²	Location of Break	Gage Length (mm)	Elongation (%)		
1	47.7	Base Metal	2.6 3.0	38.5 43.5	Good "	Good "
2	48.3	"	3.2 3.9	50.6 41.1	" "	" "
3	47.9	"	3.8 3.9	31.6 35.9	" "	" "



Test No. 1

Test No. 2



Test No. 3

Fig. 4・6 Sectional Appearance (enlarged) at the Root

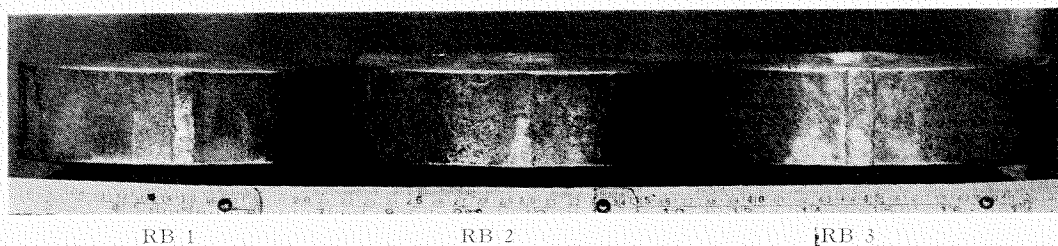
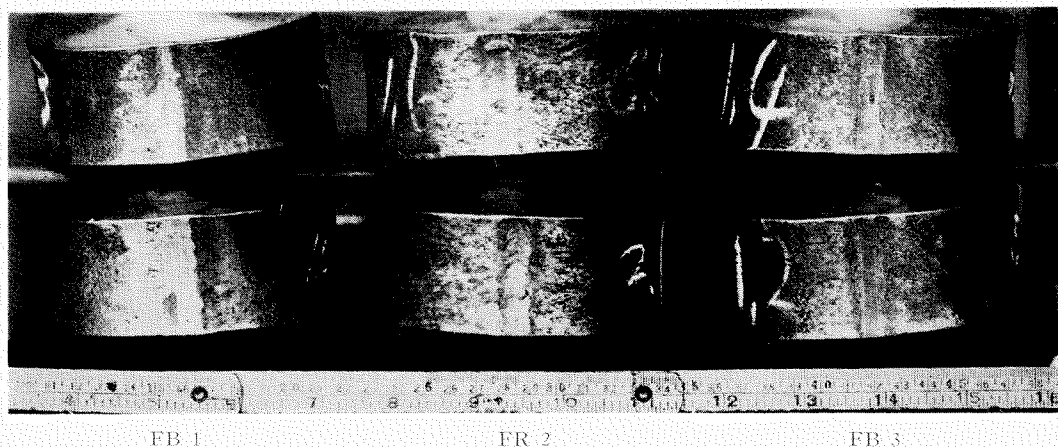


Fig. 4-7 Root Bending



Note: Upper Group of Specimens shown in Photo include a Junction of Electrode and lower exclude Any Junction

Fig. 4-8 Free Bending

4.2.3 二重張鋼板の溶接えの適応性

以上の実験結果からも明らかなように、裏波溶接棒による接手の強度ならびにビード裏面の外観は良好である。上述以外にも広範な施工試験が行なわれたが、これらの試験結果を総合すると、裏波溶接棒を使用して、適当な溶接条件で溶接を行えば、スラグが裏面にもまわりこむため、下板に溶着することがなく、平滑な裏波を作ることが出来るため通常のワカン込み溶接で発生するような顕微鏡的細疵は発生しない。したがって、予想通り二重張鋼板の溶接への適応性はワカン込み溶接、あるいはライナー挿入による施行法よりもすぐれていると考えられる。

4.3 疲 労 試 験

4.3.1 試 験 片

疲労試験に供した鋼材は、AB 規格 AB-C 材で板厚は 34 mm である。鋼材の化学成分ならびに機械的性質を、Table 4.4 に示す。また裏当金溶接試験片に使用した当金の材質は Table 4.5 の通りである。

さてまえがきにも述べたように (a) ワカン付溶接, (b) 裏波溶接, (c) 裏当金溶接および (d) 裏ハツリ, 重溶接による二重張接手の疲労試験片を製作するため Fig. 4.9 のような寸法に材料を加工

して、試験溶接を行なった。試験溶接のための4種類の開先形状および溶接順序は Fig. 4-10 に示す通りである。

Table 4-4 Chemical Composition and Mechanical Properties of Steel used

Code	Plate Thickness (mm)	Chemical Composition %					Mechanical Properties		
		C	Si	Mn	P	S	Y.P. kg/mm ²	T.S. kg/mm ²	Elongation % (G.L. = 50mm)
Killed Steel AB-C	34	0.14	0.23	0.71	0.025	0.024	30.2	48.6	37.5

Table 4-5 Chemical Composition of Liner Plate

C %	Si %	Mn %	P %	S %
0.21	0.030	0.50	0.012	0.017

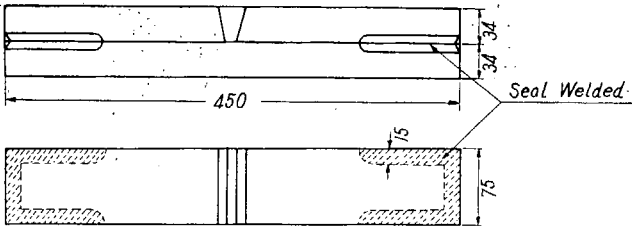


Fig. 4-9 Dimensions of Specimen

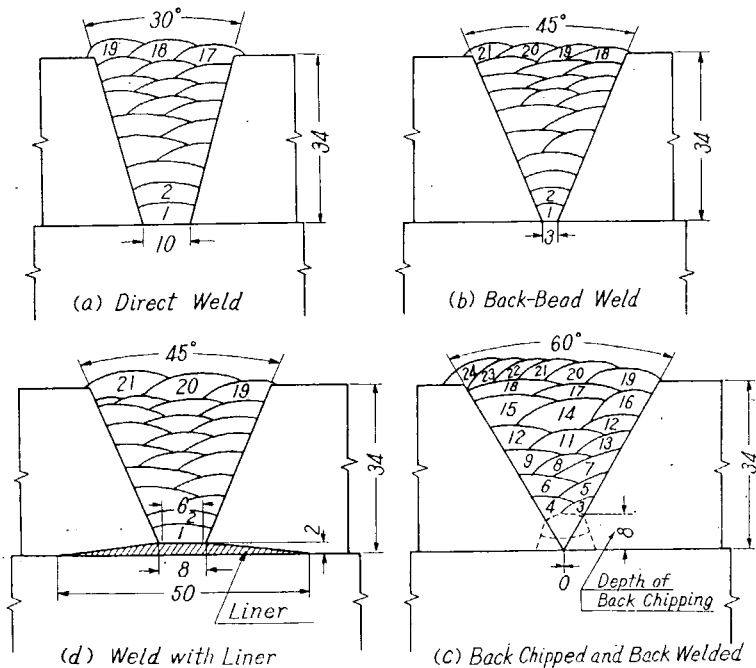


Fig. 4-10 Edge Preparations and Welding Sequences for Four Kinds of Specimen

二重張する2枚の板の合わせ面は1~2 mm 程度の深さ機械加工し、平滑に仕上げて互に良く密着するようにした。試験片は Fig. 4-11 のような拘束治具を用いて、長手方向に4箇所を拘束した状態で溶接を行なった。接手の溶接終了後、試験片の4隅のシール溶接を行なった。

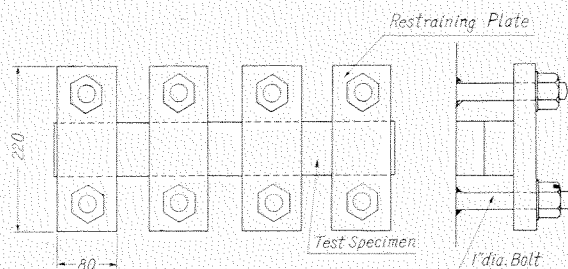


Fig. 4-11 Welding Jig to Restraint

裏ハツリ裏溶接試験片の裏溶接だけは表溶接の裏ハツリ後上向き姿勢で行なったが、その他はすべて下向きで溶接した。各試験片の接手の溶接条件は Table 4-6 に示す通りである。また接手の溶接に際して予熱は行なわなかった。

Table 4-6 Welding Condition

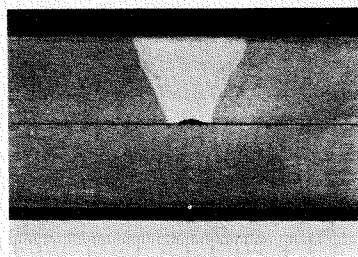
Types of Welded Joint	First Pass		On and After Second Pass		No. of Pass
	Electrode (Dia. mm)	Current (Amp.)	Electrode (Dia. mm)	Current (Amp.)	
Direct Weld	LB 26 (4)	170~180	LB 26 (5)	250~260	18~19
Back-Bead Weld	OK53P (3.2)	110~120	LB 26 (5)	250~265	20~21
Weld with Liner	LB 26 (4)	150~160	LB 26 (5)	250~260	20~21
Back Chip and Back Weld	LB 26 (4)	170~180	LB 26 (5)	250~260	23~24 (Back Weld 2 Pass)

4.3.2 溶接接手のマクロ写真および細疵の発生状況

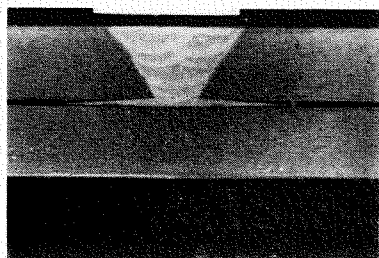
Fig. 4-12 は各二重張溶接接手のマクロ写真である。従来の実験において、細疵の発生のあつたワ



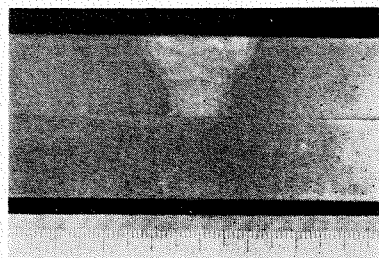
(a) Direct Weld



(b) Back Bead Weld

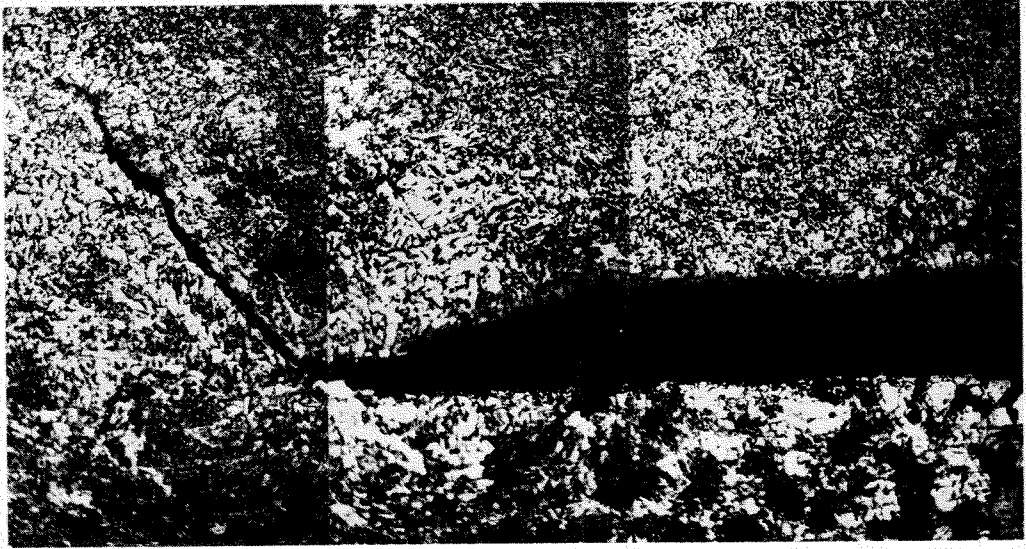


(c) Weld with Liner

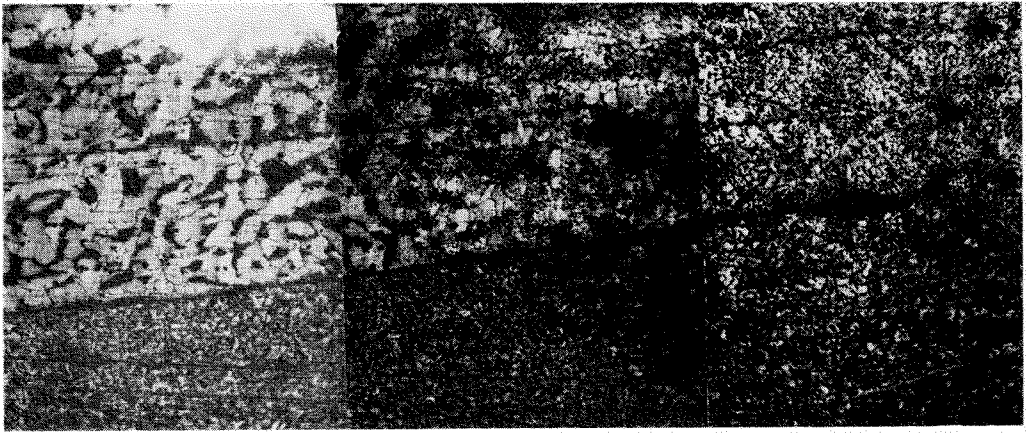


(d) Back Chipped and Back Welded

Fig. 4-12 Macro-Etched Section of Four Kinds of Weld Joints



(a) Micro-Crack in Direct Weld



[(b) Micro-Crack in Weld with Liner

Fig. 4-13 Illustrations of Grown Micro-Crack

カン付溶接接手と、裏当金溶接接手については顕微鏡で細疵の発生状況を調査した。これら2種の試験片における細疵の発生例を Fig. 4-13 に示す。

細疵は、ワカン付溶接、裏当金溶接いずれにおいてもルート部に発生し、溶着金属の中ヘデンドライトに沿って進んでいる。また一般に細疵の大きさは裏当金溶接よりもワカン付溶接の方が大であった。

4.3.3 疲労試験法および試験結果

試験溶接と四隅のシール溶接を行なった Fig. 4-9 の試験材を機械加工し、Fig. 4-14 に示すような寸法の疲労試験片に仕上げた。

試験機にはローゼンハウゼン型疲労試験機（動的最大容量 40 ton）を用い、下限応力は零として片振引張り繰り返し応力をかけた。

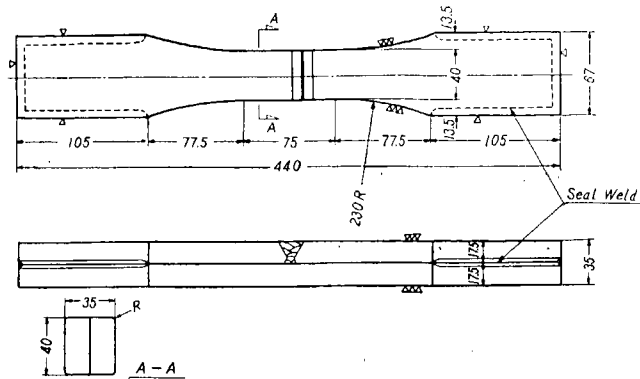


Fig. 4-14 Dimensional Details of Fatigue Test Specimen

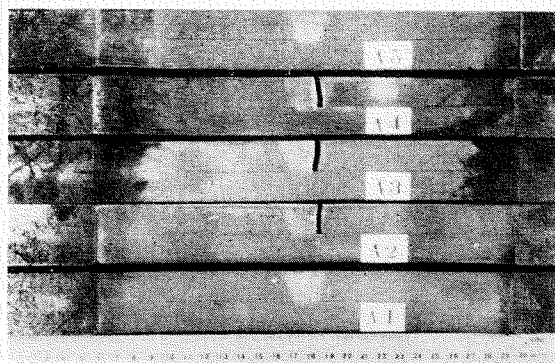
Table 4-7 Test Results of Fatigue Test

Types of Weld Joint	No. of Specimen	Stress (kg/mm ²)	No. of Cycles	Location of Fracture
Direct Weld	A-1	20.0	2.07×10^6	No Fracture
	A-2	22.0	2.26×10^6	Initiated at Root and propagated through Weld Metal
	A-3	25.0	4.67×10^5	Do.
	A-4	23.0	4.11×10^5	Do.
	A-7	24.15	1.02×10^5	Do.
Back Bead Weld	B-1	25.0	4.80×10^5	Weld Metal
	B-2	23.0	2.75×10^5	Do.
	B-3	22.0	2.79×10^5	Do.
	B-4	21.0	2.47×10^5	Do.
	B-5	24.0	6.25×10^5	Do.
	B-6	17.9	2.16×10^5	No Fracture
	B-7	19.4	3.83×10^5	Weld Metal
	B-8	20.1	7.18×10^5	Do.
	B-9	26.1	2.18×10^5	Do.
	B-10	18.6	8.48×10^5	Do.
Back Chipped and Back Welded	C-4	23.2	3.00×10^6	No Fracture
	C-5	25.0	1.29×10^6	H, A, Z.
	C-6	25.1	1.09×10^6	Do.
	C-10	27.2	3.45×10^5	Do.
Weld with Liner	D-1	20.0	3.72×10^5	Initiated at Root and propagated through Weld Metal
	D-2	20.0	3.61×10^5	Do.
	D-3	17.9	1.53×10^6	Do.
	D-6	22.2	2.46×10^5	Do.

試験結果を総括して Table 4-7 に示す。

Fig. 4-15 は疲労試験を終了した各種試験片の端面をマクロ・エッチしたものである。ワカシ付溶接した試験片 (Fig. 4-15 a) ではルートから入った疲労亀裂は溶着金属中を伸び、裏波溶接した試験片 (Fig. 4-15 b) では疲労亀裂はルート部の溶着金属のほとんど真中から入り、溶着金属の真中を通

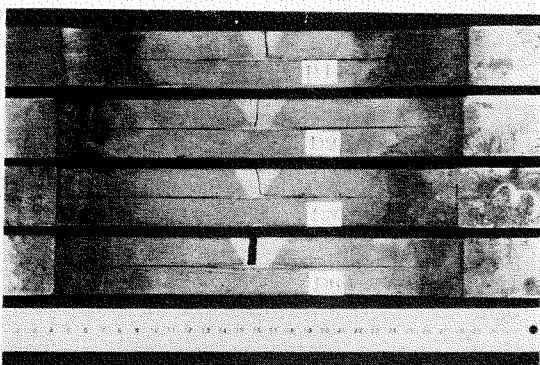
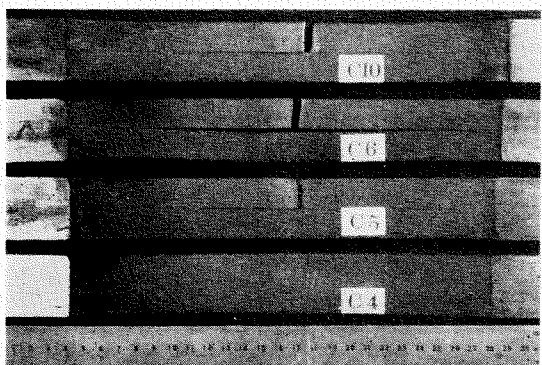
過している。一方、裏ハツリ裏溶接したもの (Fig. 4・15 c) では、熱影響部から、亀裂が発生して真上に伸び、また裏当金を使用した場合 (Fig. 4・15 d) には当金と上板の溶着部のルートから入った亀裂は溶着金属の中を通過している。



(a) Direct Weld



(b) Back-Bead Weld



(c) Back Chipped and Back Welded

(d) Weld with Liner

Fig. 4・15 Appearance of Fatigue Tested Specimens (Macro-Etched)

疲労亀裂の入る位置および亀裂が進展した経過が試験片について相違のあるのは興味深い。すなわち裏ハツリ裏溶接した試験片の破断位置は、通常の突合わせ溶接接手の疲労試験結果と合致していて、いわゆる二番が疲労破壊の発生源となつたものである。裏波溶接試験片では、細疵の発生は考え

られないが、Fig. 4・12 b 図からも明らかなようにビード裏面は凹となる傾向があり、これがため、応力集中を生じ疲労破壊の発生点となつたものと考えられる。これら 2 種の試験片における疲労強度は、溶着金属の強度、熱影響部の性質およびビードの形状影響により疲労強度が定まるのに反し、ワカン付溶接およびライナー挿入による裏当金溶接試験片においては、溶着金属の中に伸びた顕微鏡的細疵が、疲労破壊の発生点となつている。

各試験片毎に試験結果を $S-N$ 線図にプロットして Fig. 4・16 より Fig. 4・19 を得る。裏波溶接試験片を除き、各実験点は溶接接手の試験結果としては割合によく直線にのつている。Fig. 4・17 の

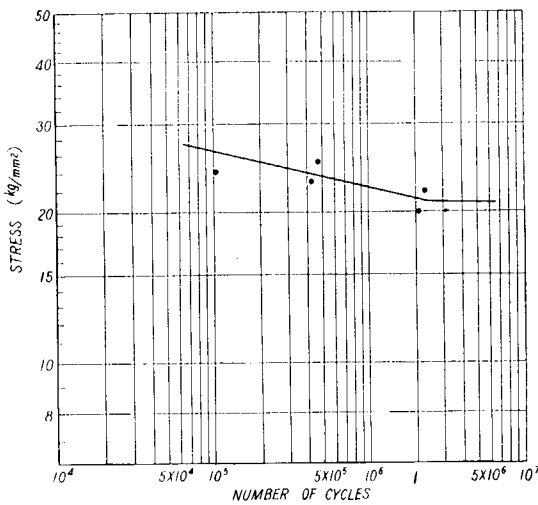


Fig. 4-16 Result of Fatigue Test on Direct Weld Specimens

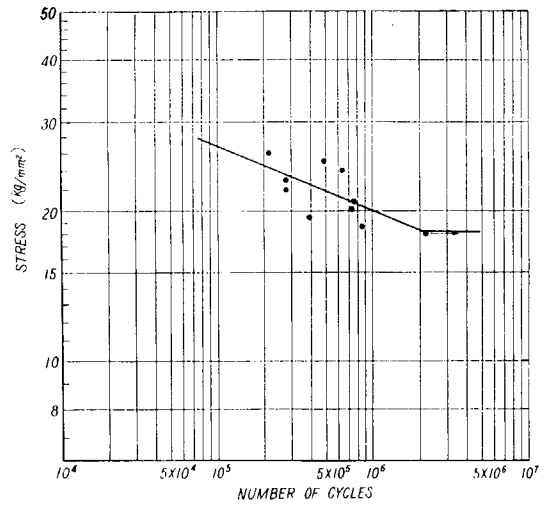


Fig. 4-17 Result of Fatigue Test on Back-Bead Specimens

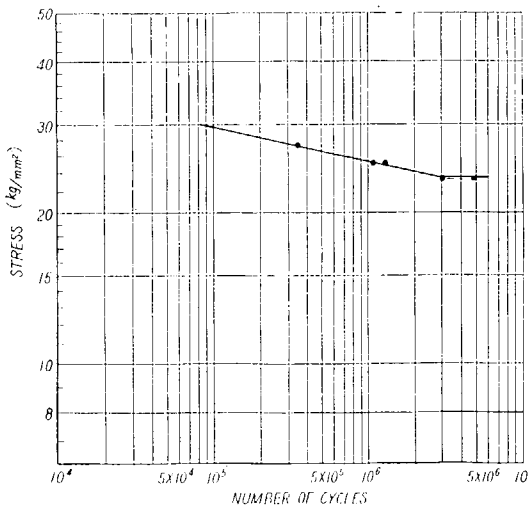


Fig. 4-18 Result of Fatigue Test on Back-Chipped and Back Welded Specimens

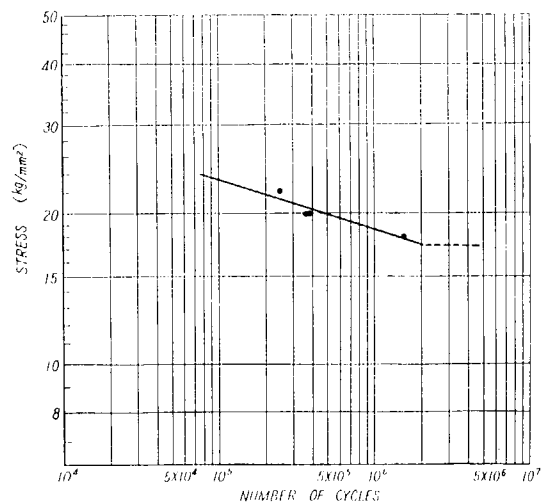


Fig. 4-19 Result of Fatigue Test on Liner Weld Specimens

裏波溶接試験片の結果が、バラついている理由は現在のところ不明である。各実験点より次式により最小二乗法を用いて計算した直線を各図中に示す。

$$\log S=a-k \log N$$

但し、 S は応力、 N は繰返し数、 a, k は実験常数

Fig. 4-16 より Fig. 4-19 の各直線をまとめると Fig. 4-20 のようになる。これより 時間強度 ($5 \times 10^5, 2 \times 10^6$ 回)、 k 値を求めてまとめたのが Table 4-8 である。なお表中の百分率は裏ハツリ裏溶接試験片の強度を 100% として求めた。

以上の試験結果から判定すると一番優れているのは裏ハツリ裏溶接による方法であり、以下ワカシ付溶接、裏波棒による溶接、裏当金を使用した方法の順に疲労強度は低下しているが、他の3種の試験系列における k 値がほとんど同じであるのに、Fig. 4-20 から明らかなように、裏波棒による試験系列の k 値は他に比べて大きく、したがって 1×10^5 回における疲労強度は裏ハツリ裏溶接に次いで優れているのに、繰返し数の大きい例えば 2×10^6 回ではワカシ付溶接法より疲労強度が低下しているのは尚検討を要する問題であると考えられる。しかし今回の実験結果で最も悪い結果を示した裏当金溶接においても、耐久限度は 17 kg/mm^2 以上あり、たとえ顕微鏡的細疵が発生したとしても設計上考えられる応力状態においては、安全性が充分認められるといえる。

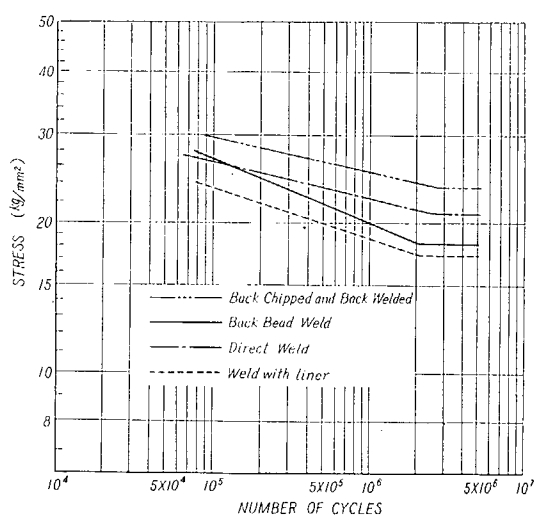


Fig. 4-20 Summary Results of Fatigue Tests

Table 4-8 Fatigue Strength for $5 \times 10^5, 2 \times 10^6$ Cycles, and K

Types of Welded Joint	Fatigue Strength kg/mm^2				K
	5×10^5 Cycles	%	2×10^6 Cycles	%	
Direct Weld	23.7	89.4	21.2	87.9	0.096
Back Bead Weld	21.8	82.3	18.3	75.9	0.129
Back Chipped and Back Welded	26.5	100.0	24.1	100.0	0.067
Weld with Liner	20.0	75.5	17.4	72.2	0.101

4.4 結 論

裏波溶接棒の施工試験を行なった後、ワカン付溶接、裏波溶接、裏当金溶接および裏ハツリ裏溶接法により製作した二重張溶接試験材より疲労試験片を切り出し、片振り引張り疲労試験を実施した結果、次の如き結論が得られた。

(1) 顕微鏡的細疵の発生が認められるワカン付溶接および裏当金溶接試験片の 2×10^6 回における時間疲労強度はそれぞれ 21.2 kg/mm^2 , 17.4 kg/mm^2 であり、接手の安全度の最も高いと考えられる裏ハツリ裏溶接試験片の時間強度に対する百分率はそれぞれ 87.9%, 72.2% であつた。

(2) 裏波棒による接手の 2×10^6 回における時間疲労強度は 18.3 kg/mm^2 であり、裏ハツリ裏溶接の時間強度の 75.9% であつた。しかしながら、繰返し数の少ない例えば 1×10^5 回における時間強度は裏ハツリ裏溶接接手の 91.5% 程度である。他の 3 種類の $S-N$ 曲線に比べて、裏波棒による接手の $S-N$ 曲線だけが著しく傾斜が急であり、したがつて多い繰返し数における時間強度が低下する理由については、尚今後検討の余地が残されている。

(3) 前年度の研究結果から或る程度予測はされていたが、一般的に云つて、若し細疵が発生したとしてもその疲労限は最も悪い場合でも 17 kg/mm^2 程度あり、繰返し応力に対する強度としてはあまり危惧する必要はないと考えられる。しかしながら顕微鏡的細疵があることは決して望ましいことではないので、いづれの方法によつて施工する場合でも、溶接条件の選定に留意して細疵を発生させないようにすべきである。

第5章 厚板隅肉溶接部の顕微鏡的細疵に関する研究

5.1 ま え が き

船舶の大型化に伴い、Shear Strake と Stringer Plate の取合い箇所が、従来のような山型鋼では寸法的に不足して大型隅肉溶接で Built up されることが多くなつた。ところがその場合に隅肉溶接のルート部に顕微鏡的細疵の発生をみることがあり、これまで当研究部会でもその防止法について種々の検討が試みられた。

ここでは別の観点から、このような顕微鏡的細疵が存在する場合にそれが接手強度にどの程度の影響を及ぼすものかを調査研究した。ここでいう顕微鏡的細疵とは肉眼では認め難い程度の微細なものであり長さはせいぜい 0.5~1.0 mm 程度のものである。

試験方法としてシュナット試験、低温での引張試験、ならびに疲労試験の3種を選んだが、これらの試験は顕微鏡的細疵の影響をみやすくするために故意に苛酷な条件下で行なつた。また引張試験や疲労試験では顕微鏡的細疵を全く含まない試験片の製作が困難であるため（顕微鏡的細疵を完全に防止するような施工法にすると溶着金属の性質が異なるため比較がむづかしくなる）細疵を含むものと含まないものととの比較は不可能であつたが、接手強度として実用上、充分であるか否かは調査できた。

5.2 実験項目及び試験片形状

5.2.1 シュナット試験

シュナット試験はシャルピー試験に比べて切欠底部断面が小さく切欠形状、寸法が衝撃値に大きな影響を及ぼすといわれており、この特性をいかして衝撃荷重を受けた場合に顕微鏡細疵が如何なる影響を及ぼすかについて知ろうとするものである。

(1) 試験片形状

試験片形状を Fig. 5.1 に示す。

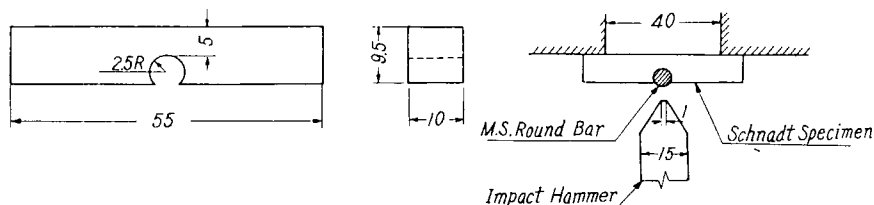


Fig. 5.1 Dimensions of Schnadt Specimen

(2) 試験温度

-110°C~50°C

(3) 試験機

30 kg·m シャルピー衝撃試験機

ただしハンマー先端形状は Fig. 5.1 に示すシュナット試験用のものを用いた。

5.2.2 低温引張試験

切欠が存在した場合、鋼材の低温における破壊様式に変化を生ずるか、顕微鏡的細疵を含む接手が低温における引張に際して如何なる挙動を示すかについて検討するものである。

(1) 試験片形状

試験片の詳細を Fig. 5.2 に示す。

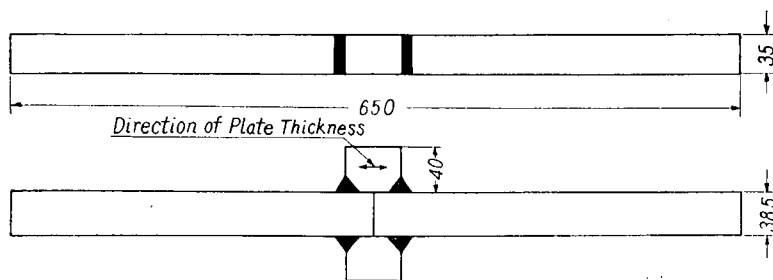


Fig. 5.2 Dimensions of Tension Specimen

(2) 試験温度

-196°C ~ 5°C 10 温度

(3) 試験方法

試験片に恒温槽を取りつけたまま 100 ton Amsler で引張った。

5.2.3 疲労試験

船の生涯に加わる変動応力の繰返し回数については未だ詳細なる計測がないのであるが疲労限に

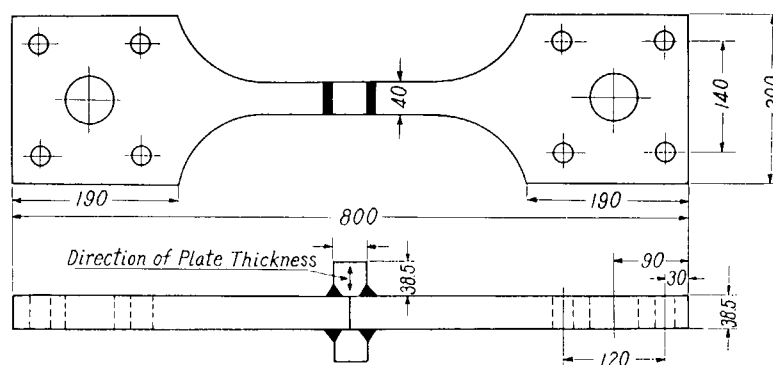


Fig. 5.3 Dimensions of Fatigue Specimen

は至らないものであるとの見解がある。しかし本実験では疲労限界までの繰返し応力を加えその破壊に顕微鏡的細疵が如何なる役割を果たすかについて検討するものである。

(1) 試験片形状

試験片形状を Fig. 5.3 に示す。

(2) 試験応力

Fig. 5.4 に示すような断面での剪断応力にて 15, 12, 8, 7, 6, 6.5, 5.5 kg/mm

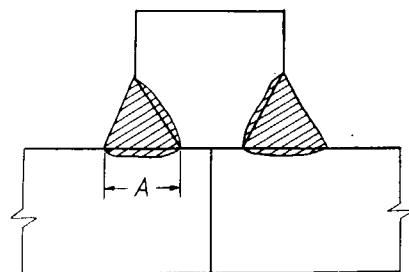


Fig. 5.4

の片振引張り繰り返し応力を加える。

(3) 試験機

油圧式引張疲労試験機 600 rpm 公称容量 100 tons

5.3 試験片作製要領

5.3.1 シュナット試験片

(1) 供試鋼板

供試鋼板は板厚 38.5 mm の A.B.S.C-class で化学成分及び機械的性質を Table 5.1 に示す。

(ミルシートによる)

Table 5.1 Chemical Composition and Mechanical Properties of Steel used

Chemical Composition					Mechanical Properties			Remark
C	Si	Mn	P	S	kg/mm ² Y. P.	kg/mm ² T. S.	Elonga- tion	
0.15	0.17	0.69	0.013	0.024	30.4	46.6	32.7	Normalized

(2) 供試溶接棒

系 統 D 4316 (LB-26)

棒 径 5, 6 mm ϕ

(3) 試験片

シュナット試験片製作のための溶接開先および試験材の組立ての詳細を Fig. 5.5 に示す。

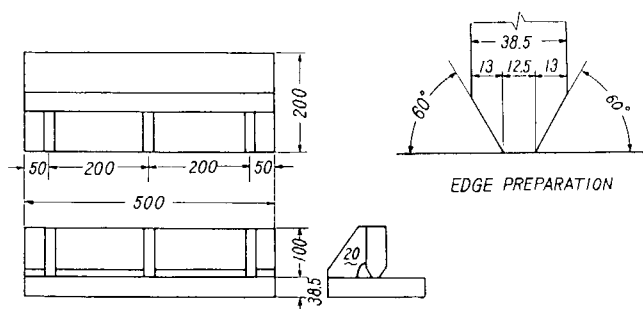


Fig. 5.5 Sketch showing Plate Fabrication for Fillet Welding

Table 5.2 Welding Condition

No. of Pass	Dia. of Rod. (mm)	Current Amp.	Speed (mm/min)
1	5	230~250	200~250
2	6	300~320	180~250
3	"	"	"
4	"	"	"
5	"	"	"
6	"	"	"
7	"	"	"

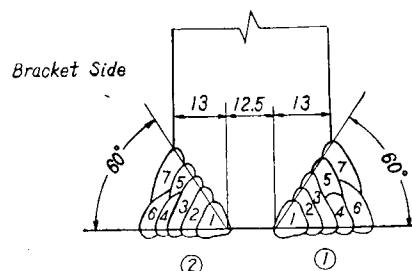


Fig. 5.6 Welding Sequence

(4) 溶接条件及び溶着順序

溶接条件及び溶着順序は Table 5.2 及び Fig. 5.6 の通りである。

尚溶着順序は Fig. 5.6 に示す通り各 1 Pass ずつ ①, ② の順序で溶接した。又層間温度は連続溶接を行なつたので 50~100°C である。但し 1 層目は各ビード共室温まで降下してから次のビードをおいた。室温は 15~20°C である。溶接姿勢はすべて positioner で下向として溶接した。

(5) シュナット試験片採取要領

(a) 顕微鏡的細疵の有無の調査

溶接後拘束用のブラケットをとりはずし、Fig. 5.7 に示すように 20 mm おきに試験片を切り出し、片面を研磨して顕微鏡的細疵の有無を調査した。

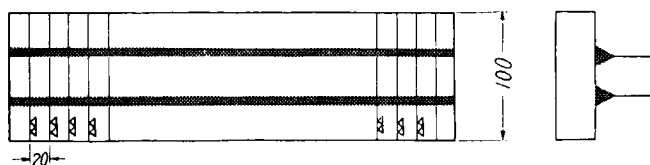


Fig. 5.7 Cutting Plan of Schnadt Specimen

調査の結果、肉眼で判明し得る程度の細疵を発生しているものもあり、更に 50 倍、120 倍の万能投影器で観察してはじめて細疵の発生が認められたものもあつた。また細疵は Root 部より発生し、Gunwale Plate 側の Bond に沿って進展している形式のものがほとんどであつた。

(b) 採取要領

シュナット試験片は Fig. 5.8 に示す要領で採取した。

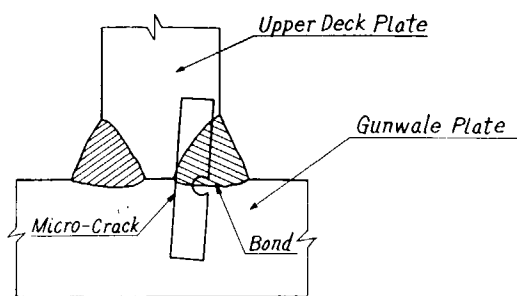


Fig. 5.8 Design of Schnadt Type Impact Test Specimen

顕微鏡的細疵は Gunwale Plate 側の Bond に沿って発生しているものが大半であるので、細疵を含む試験片の採取にあつてはすべて Gunwale Plate 側に発生した細疵を含むようにし、細疵が出来る限り試験片に直角に入るようにした。また細疵を含まない試験片についても細疵を含む試験片と同一条件にするため出来る限り Root 部に片寄せ Bond が試験片に直角になるように採取した。

(6) 試験片のチェック

採取した試験片についてはマイクロメーター、万能投影器を使用し、試験片の形状及び寸法をチェックした。また細疵を含む試験片については万能投影器を用いて 120 倍に拡大し、その深さを調査した。その結果を Table 5.3 に示す。

Table 5-3 Depth of Micro-Crack in Schnadt Type Specimen

Code of Specimen	Depth of Micro-Crack (mm)		Code of Specimen	Depth of Micro-Crack (mm)	
	A Surface	B Surface		A Surface	B Surface
C 1	0.56	0.62	C 14	0.87	0.73
" 2	0.37	0.62	" 15	0.92	1.03
" 3	1.07	1.05	" 16	0.32	0.37
" 4	0.46	0.58	" 17	0.67	0.58
" 5	0.30	0.50	" 18	0.50	0.58
" 6	0.42	0.48	" 19	0.46	0.50
" 7	0.92	0.67	" 20	0.92	0.75
" 8	0.42	0.42	" 21	0.67	0.67
" 9	0.80	0.50	" 22	0.54	0.71
" 10	0.67	0.71	" 23	0.50	0.50
" 11	0.83	0.87	" 24	0.42	0.42
" 12	0.50	0.50	" 25	0.62	0.33
" 13	0.40	1.00			

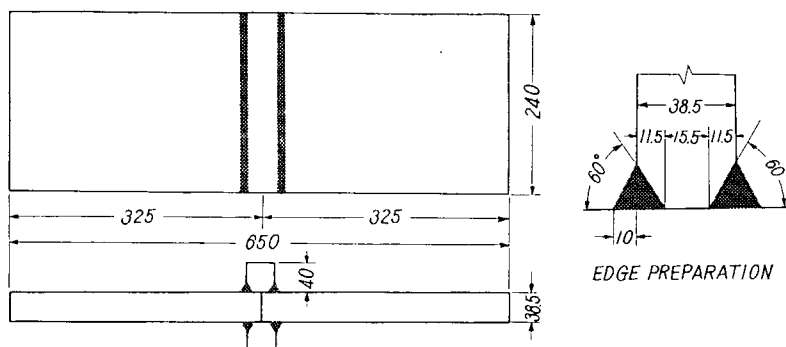


Fig. 5-9 Dimensions of Specimen for Tension in Low Temperature

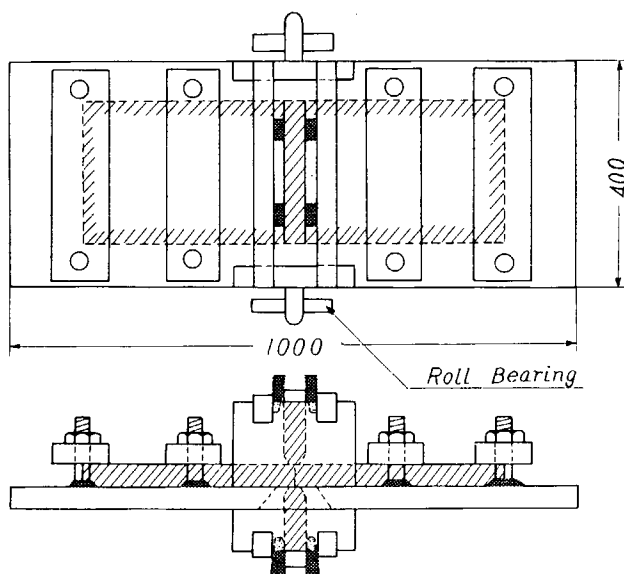


Fig. 5-10 Restraining Jig for Test Weld

5.3.2 低温引張試験片

(1) 供試鋼板, (2) 供試溶接棒はシュナット試験片の場合と同様である。

(3) 試験片

試験片は組立, 溶接の関係から Fig. 5.9 に示す寸法とし, 溶接後, これから所定の寸法の引張試験片を4本宛採取した。

(4) 試験片の拘束方法

溶接変形を防止するため Fig. 5.10 に示すような拘束治具で試験片を拘束し溶接を行なった。

(5) 溶接条件及び溶着順序

溶接条件及び溶着順序は Table 5.4 及び Fig. 5.11 に示すとおりである。

尚溶着順序は下図に示すとおり各 1 Pass づつ ①, ②, ③, ④ の順序で溶接した。層間温度は連続溶接を行なったので 50~100℃ である。但し1層目は各 Bead 共室温まで降下してから次の

Table 5.4 Welding Condition

No. of Pass	Dia. of Rod. (mm)	Current Amp.	Speed (mm/min)
1	5	230~250	200~250
2	6	300~320	180~250
3	"	"	"
4	"	"	"
5	"	"	"
6	"	"	"
7	6	300~320	180~250

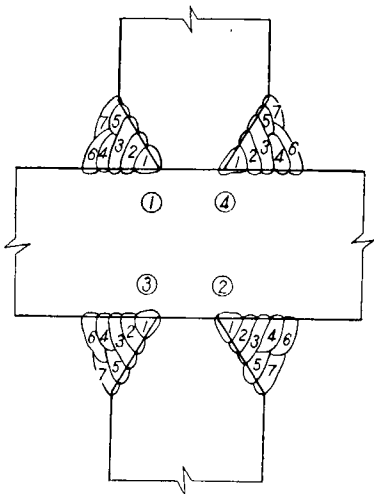


Fig. 5.11 Welding Sequence

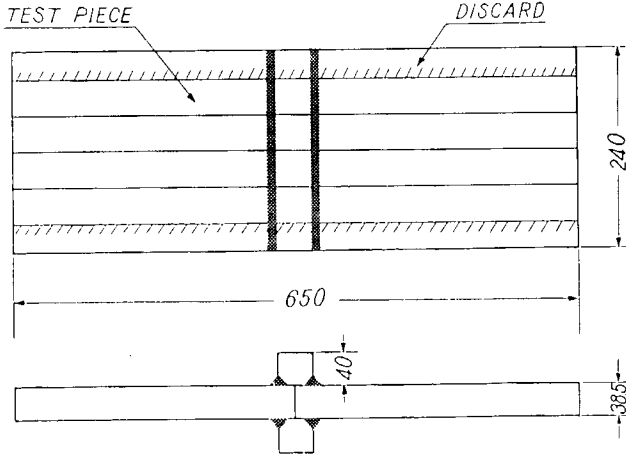


Fig. 5.12 Cutting Plan of Specimen for Tension in Low Temperature

Bead を置いた。尚室温は $15\sim 20^{\circ}\text{C}$ である。又 Positioner を用い全て下向溶接を行なった。

(6) 試験片の採取要領

溶接後 Fig. 5.12 のように各試験片から引張試験片を4本ずつ採取した。尚採取は全て機械切断、及び切削によった。

(7) 微小亀裂のチェック

各々の引張試験片については顕微鏡的細疵の有無を調査していないが、現在までにいろいろ調査した結果では全調査個数の約 80% が Root 部に細疵を発生している。

5.3.3 疲労試験片

供試鋼板、供試溶接棒、試験片、拘束方法、溶接条件等はすべて低温引張試験片の場合と同様であり、又疲労試験片形状は Fig. 5.3 に示した通りである。

5.4 実験結果

5.4.1 シュナット試験

細疵を含まないもの (N) と細疵を含んだもの (C) について温度～吸収エネルギー曲線及び温度～剪断破面率曲線をそれぞれ Fig. 5.13 及び Fig. 5.14 に示す。

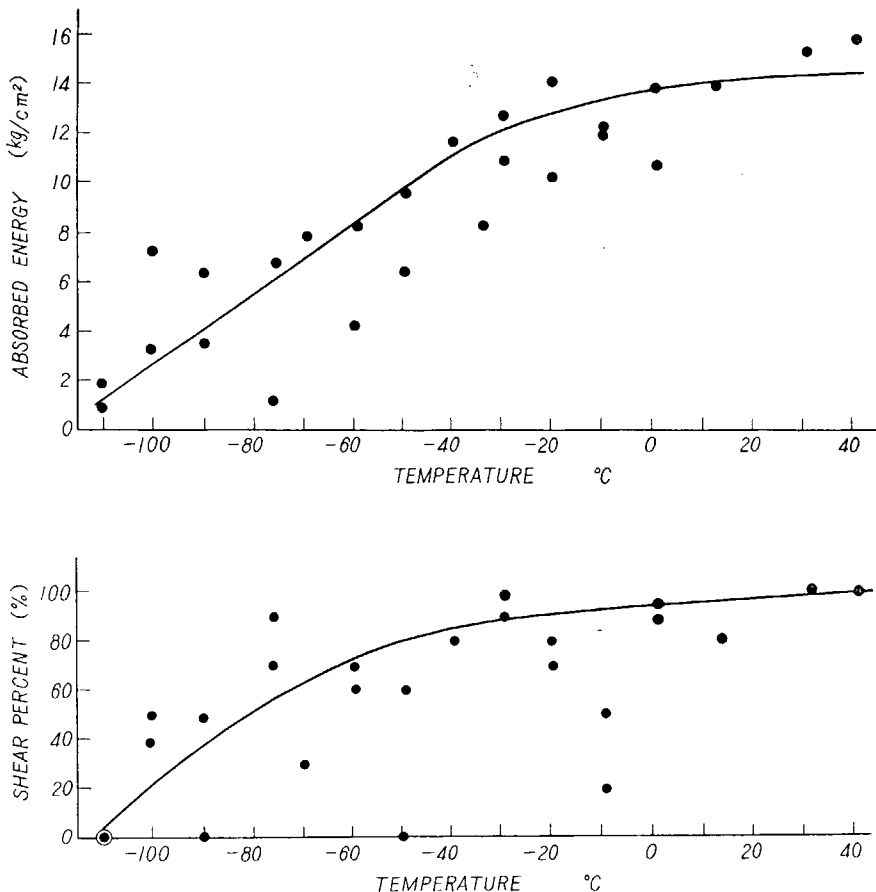


Fig. 5.13 Results of Schnadt Test for Specimens (not contained Micro-Crack)

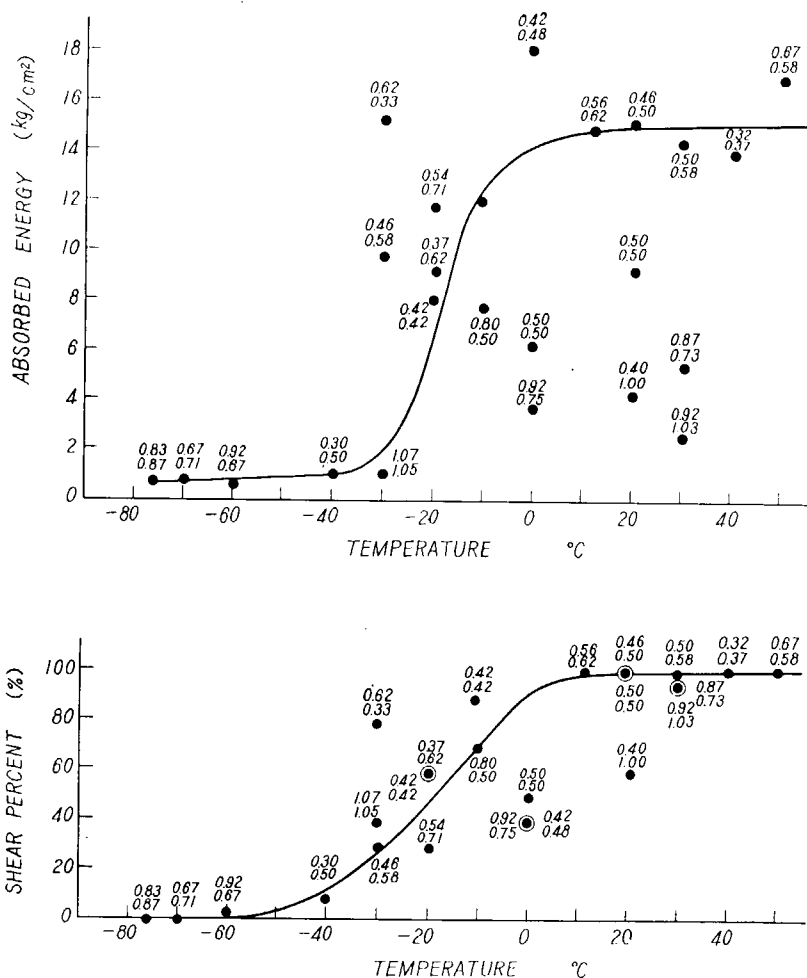


Fig. 5-14 Results of Schnadt Test for Specimens (contained Micro-Crack).
Figure indicates the Length of Micro-Crack measured on Surface

細疵を含んだもの (C) について図中に記された数字は試験片の表裏で測定された細疵の長さ (単位 mm) を示すものである。

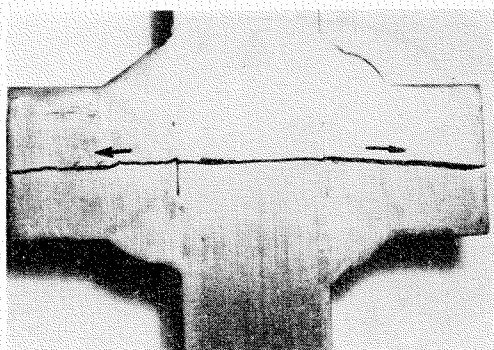
5.4.2 低温引張試験

試験結果を Table 5.5 に又破断状況の写真を Fig. 5.15 に示す。表中の接手強度 σ は次式によつた。

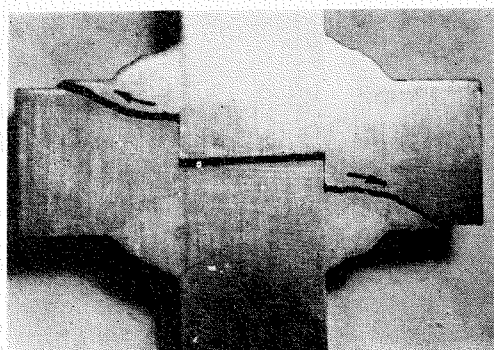
$$\sigma = \frac{0.707P}{l \cdot A} \quad \text{但し } P: \text{荷重}$$

l : 溶接長

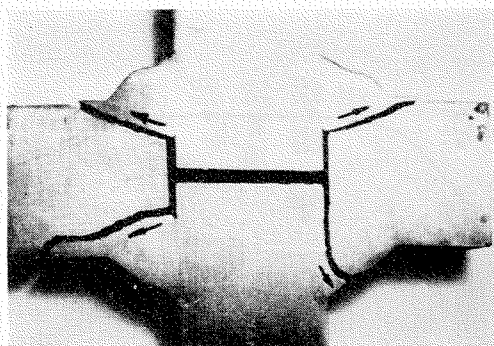
A : Fig. 5.4 参照



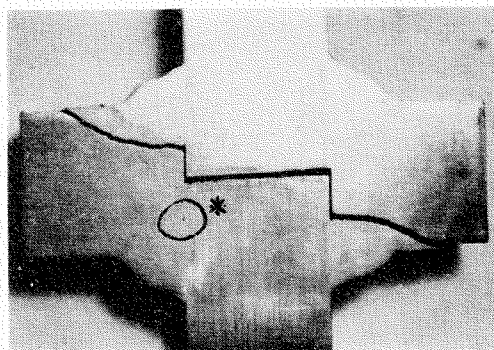
Test Temp. -196°C



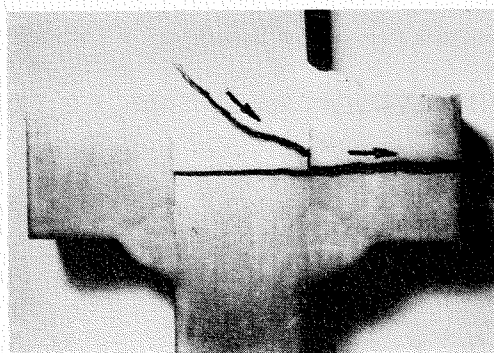
Test Temp. -120°C



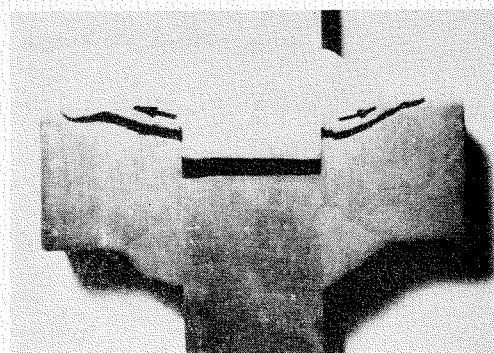
Test Temp. -100°C



Test Temp. -75°C

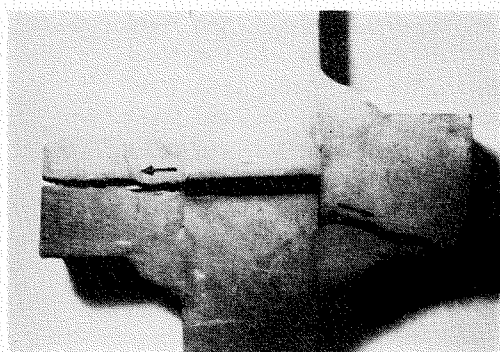


Test Temp. -65°C

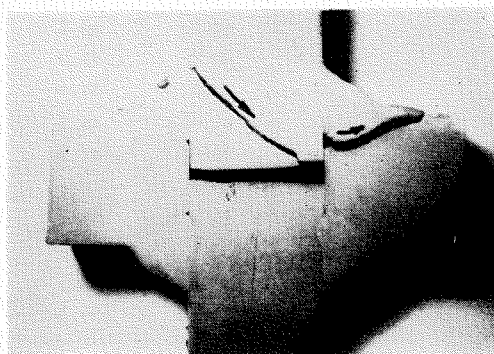


Test Temp. -40°C

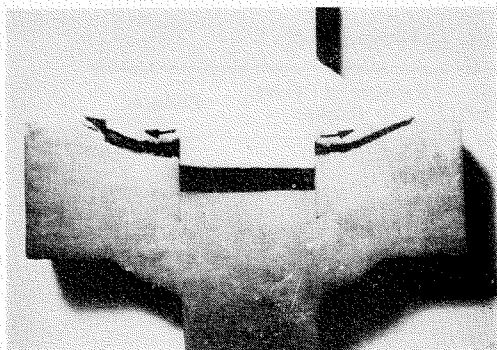
Fig. 5-15 (a). Sections of Fractured Specimens (Tension Test in Low Temperature).
Arrows indicate the Directions of Crack Propagation



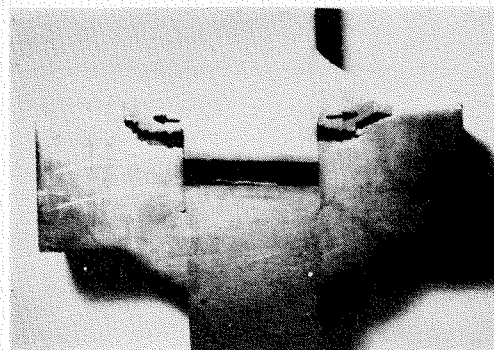
Test Temp. -20°C



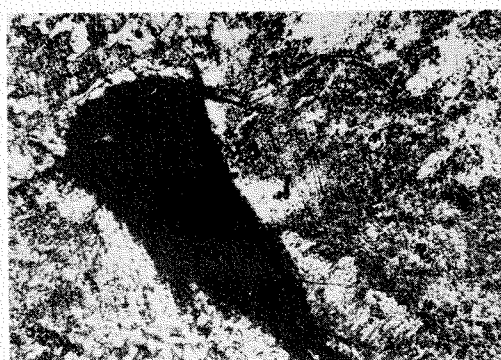
Test Temp. -10°C



Test Temp. 0°C



Test Temp. $+5^{\circ}\text{C}$



$\times 55$

Fig. 5.15 (b) Sections of Fractured Specimens
(Tension Test in Low Temperature)

Table 5.5 Summary Results of Tension Tests in Low Temperature

Test Temp. °C	Load ton	Strength of Joint kg/mm ²	Crystalline Percent %	Direction of Crack Propagation	
				In Left Fillet	In Right Fillet
+ 5	46.0	42.2	0	Out Ward	Out Ward
0	49.0	45.0	75	Out Ward	Out Ward
- 10	46.8	43.0	80	Toe-In Ward	Out Ward
- 20	47.0	43.2	80	Out Ward	Out Ward
- 40	46.0	42.2	85	Out Ward	Out Ward
- 65	53.4	49.1	100	Toe-In Ward	Out Ward
- 75	46.0	42.2	100		
-100	52.8	48.6	100	Out Ward	Out Ward
-120	49.0	45.0	100	Out Ward	Out Ward
-196	26.4	24.3	100	Out Ward	Out Ward

5.4.3 疲 労 試 験

疲労試験結果を Table 5.6 及び Fig. 5.16 に示す。

Table 5.6 Summary Results of Fatigue Test

Code of Specimen	Dimensions (mm)	Stress (kg/mm ²)	Number of Cycles to Failure	Failure
3	40.00×21.5×2	15	1.08×10^5	Yes
4	39.90×21.5×2	12	2.76×10^5	Yes
5	40.05×21.5×2	12	2.64×10^5	Yes
6	39.90×22.0×2	8	7.68×10^5	Yes
7	40.05×21.5×2	6	2.30×10^6	No
8	40.05×21.5×2	7	1.87×10^6	Yes
9	39.98×21.8×2	6.5	1.732×10^6	Yes

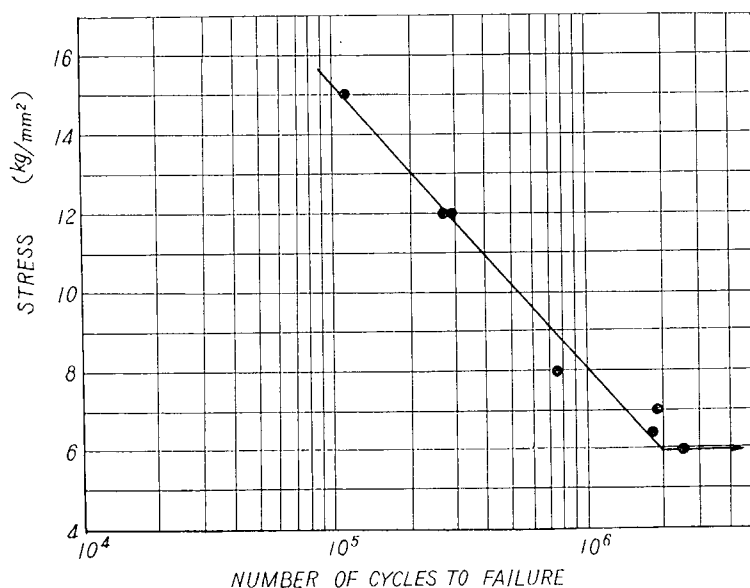


Fig. 5.16 S-N Curve for Fillet Weld Specimen

尚各試験片が疲労破壊するまでの経過は次の通りである。状況説明の中の各面は Fig. 5・17 に規定してある。

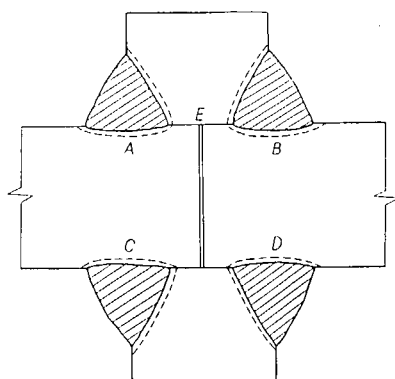
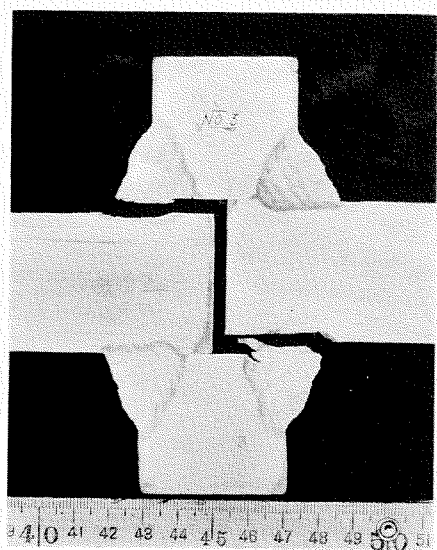


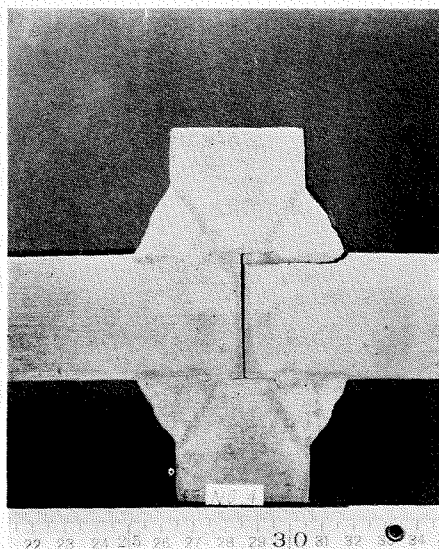
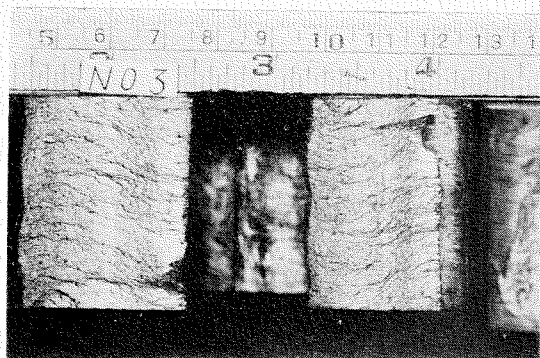
Fig. 5・17 General View showing Location of Fatigue Failure

試験片符号	繰返回数	状 況
3	8.6×10^4	A, D 面 Toe より表面に亀裂発生
	8.0×10^4	E 点に亀裂発生
	1.08×10^5	A 面の破断
	1.13×10^5	D 面の破断
	1.088×10^5	D 面 Root からデボに向つて亀裂発生 (A 面破断後 D 面破断前に発生)
4	8.4×10^4	A, D 面 Toe より表面に亀裂発生
	9.4×10^4	B 面 Toe より表面に亀裂発生
	1.76×10^5	C 面 Toe より表面に亀裂発生
	2.63×10^5	E 点に亀裂発生
	2.76×10^5	A 面の破断
5	1.1×10^5	D 面 Toe より表面に亀裂発生
	1.22×10^5	C 面 Toe より表面に亀裂発生
	2.52×10^5	B 面 Toe より表面に亀裂発生
	2.64×10^5	D 面の破断
6	6.5×10^5	A, B 面 Toe より表面に亀裂発生
	7.68×10^5	B 面の破断
8	1.34×10^6	A, B 面 Toe より表面に亀裂発生
	1.7×10^6	C 面 Toe より表面に亀裂発生
	1.87×10^6	A 面の破断
9	1.15×10^6	A 面 Toe より表面に亀裂発生
	1.732×10^6	A 面の破断

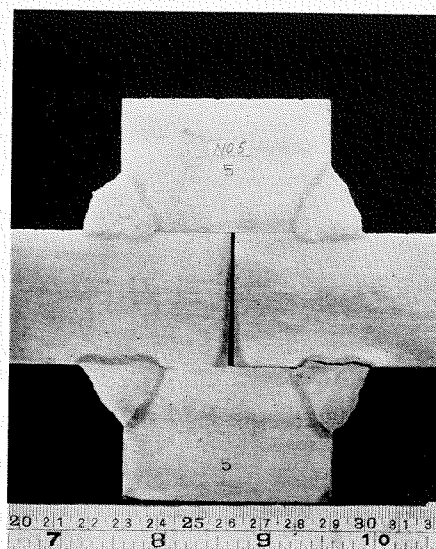
疲労破壊した試験片の断面写真を Fig. 5・18 に示す。



Stress: 15 kg/mm², Number of Cycles: 1.08×10^5

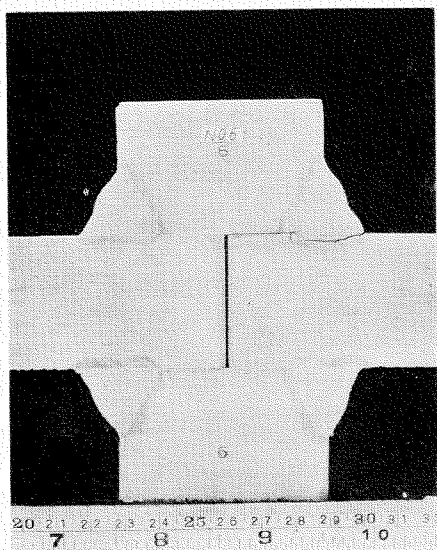


Stress: 12 kg/mm²,
Number of Cycles: 2.76×10^5

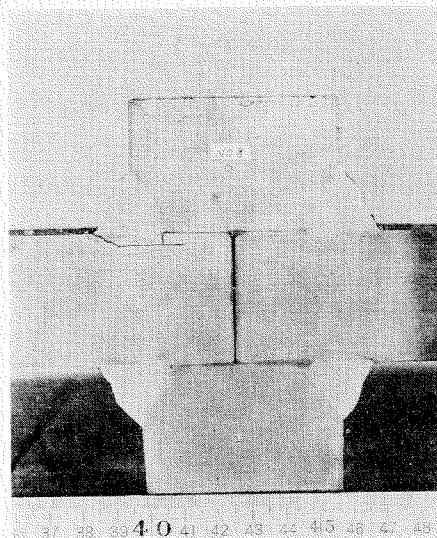


Stress: 12 kg/mm²,
Number of Cycles: 2.64×10^5

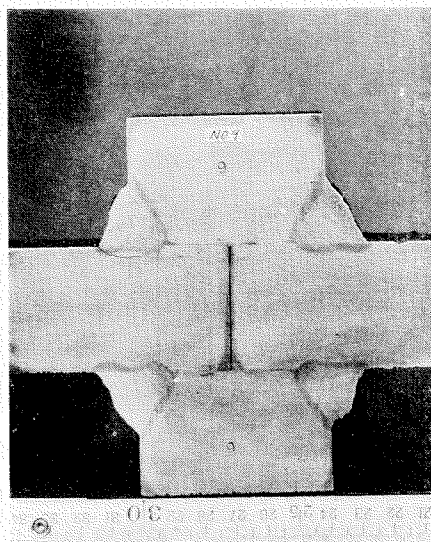
Fig. 5-18 Fatigue Failed Specimens



Stress: 8 kg/mm².
Number of Cycles: 7.68×10^6



Stress: 7 kg/mm².
Number of Cycles: 1.87×10^6



Stress: 6.5 kg/mm².
Number of Cycles: 1.732×10^6

Fig. 5.18 Fatigue Failed Specimens

5.5 考 察

5.5.1 シュナット試験

(1) 細疵を含まないもの N については実験点のバラツキが多い。特に剪断破面率～温度曲線の実験点にその傾向が見られる。これは細疵を含まないものとした試験片でも内部に細疵が含まれているおそれがあること、試験片の破断面積が $10\text{ mm} \times 5\text{ mm} = 50\text{ mm}^2$ の小さな値であるので剪断破面率の測定が困難で誤差が大きくなり易い等の理由によるものである。

(2) 細疵を含んでいるもの C についても同様なバラツキが認められる。しかしこの場合は明確ではないが試験片表面で測定された細疵の深さが大きいもの程遷移温度が高くなっている傾向が見られる。しかし試験片内部と表面では細疵の深さが同一でないと考えられるからその遷移温度の上昇率と細疵深さとの関係は明確でない。

(3) 細疵の存在はシュナット試験に関する限り遷移温度を上昇させる結果が得られた。しかしシュナット試験の破断面積が小さいのでこの結果より構造物の脆性破壊に悪影響があるとは断言出来ない。更に破断面積の大きい試験片についての実験が必要であろう。

5.5.2 低温引張試験

(1) 破断が Toe から発生したものと Root から発生したものとの間に強度の差は認められない。

(2) -75°C 以上の温度では破断部以外の細疵の成長は認められないが、 -100°C 以下のものに細疵の成長があると思われるので全く影響がないとはいえない。

(3) 破面遷移温度は 0°C 附近であつた。

5.3.3 疲 労 試 験

(1) 破断はすべて Toe より生じており、この種の試験では Root 部の細疵は接手強度に影響しないと考えられる。

(2) 疲労限は 6 kg/mm^2 (繰返し数 2×10^6) となつているが、このような隅肉型形状に関しては妥当な値と考えられる。

5.6 結 言

シュナット試験においては、細疵の存在が遷移温度を高めることがわかつたが、低温引張試験においては Toe より破断を生じているものもあり、しかも Root 部よりの破断との間に強度上の差が認められなかつた。また疲労試験では破断直前に Root 部の細疵の成長が認められるものもあるが、全試験片が Toe より破断しており細疵の影響はないとはいえないが、あるとしても非常に小さいことがわかつた。ただ低温引張試験で破面遷移温度が 0°C 附近という結果が得られており脆性破壊についてはやや疑問であるが、Table 5.5 の試験結果からみて破壊が Root 部より発生したもの、Toe より発生したもの及び添板中央部より発生したもののいずれも脆性破面であり、破断強度に大差がないことから破面遷移温度が高いことは細疵があるため、母材そのものの破面遷移温度が高いためでないかと考えられる。

以上 3 種類の実験結果の範囲内で判断すると、大型隅肉溶接に際してその Root 部に発生する顕微鏡的細疵は実際には考えられないような苛酷な条件の下では接手強度に幾分かの影響を及ぼすけれども船体の Gunwale Connection のような箇所では実用上さ程問題とする必要がないと考えられる。

第6章 突合せ溶接接手における顕微鏡的細疵が 疲労強度におよぼす影響に関する研究

6.1 ま え が き

溶接部に発生する顕微鏡的細疵が疲労強度におよぼす影響を明らかにする目的で本試験を施行したが、実際に生じた溶接部の顕微鏡的細疵を含む試験片を採取することは非常に困難なため、後記の方法によつて、人工的に亀裂を生ぜしめた材料から試験片を採取して疲労試験を行ない顕微鏡的細疵が疲労強度におよぼす影響を推測した。

試験は、軟鋼素材、イルミナイト系溶接棒による溶着鋼ならびに低水素系溶接棒による溶着鋼にたいして行なつた。

6.2 試 験 方 法

6.2.1 使 用 鋼 材

供試鋼材は、Table 6.1 に示すような、化学組成と、機械的性質をもつものであつた。

Table 6.1 Chemical Composition and Mechanical Properties of Steel used

Plate Thickness mm	Chemical Composition %					Mechanical Properties		
	C	Si	Mn	P	S	Y. P. kg/mm ²	T. S. kg/mm ²	Elong. %
25	0.16	0.07	0.62	0.015	0.035	25.3	41.4	27.0

6.2.2 溶 接

上記鋼材に Fig. 6.1 に示すような開先加工を行ない突合わせ溶接を行なつた。

使用した溶接棒は、イルミナイト系溶接棒 B-17 と、低水素系溶接棒 LB-26 の2種で、それぞれの棒で Fig. 6.1 の試験材を各2枚づつ溶接した。

6.2.3 亀裂発生方法

Fig. 6.1 の溶接試験材及び素材から Fig. 6.2 のような試験片を切り出した。試験片を充分低温に冷却してから Fig. 6.3 の要領でアムスラー試験機により曲げを加えて切欠から脆性亀裂を発生させた。但し、本試験の性質上脆性亀裂が試験片を貫通してしまつては困るので、多数の予備試験を行ない、脆性亀裂が途中で停止するような試験片温度、荷重速度その他を見出した上曲げ試験を行なつた。

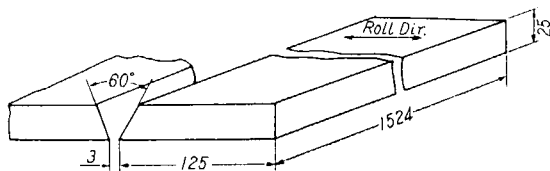


Fig. 6.1 Dimensions of Plate tested

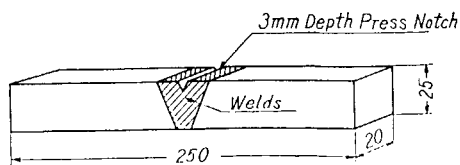


Fig. 6.2 Details of Mother Specimen with Notch for Crack Initiation

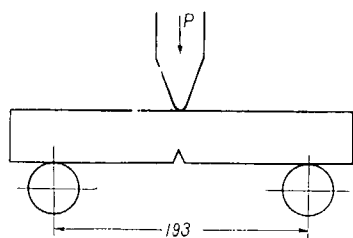


Fig. 6.3 Illustration of Static Bending for Crack Initiation

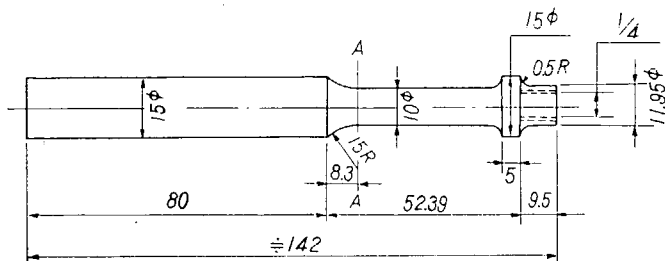


Fig. 6.4 Test Specimen employed in Rotating Bending Fatigue Test Program (Crack contained in A-A Section)

6.2.4 疲 勞 試 験

疲労試験は、日立造船技研所有の七連式片持回転曲げ疲労試験機を使用して行なった。

試験片の形状を Fig. 6.4 に示す。

Fig. 6.3 で入れた脆性亀裂が図中 A-A 断面に来るように疲労試験片を切り出した。

6.3 試 験 結 果

無亀裂材の S-N 線図を Fig. 6.5 に示す。

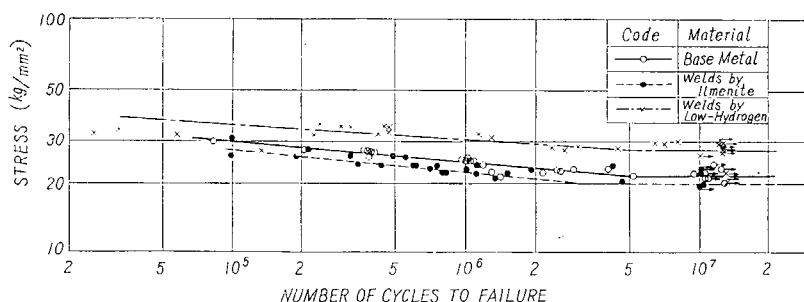


Fig. 6.5 S-N Curves for No-Crack Specimens

素材の実験結果は比較的良好とまとまっているが、溶着鋼のそれはかなりばらつきがある。

実験結果より疲労限を求めると Table 6.2 のようになる。

Table 6.2 Fatigue Limits of No-Crack Specimens (kg/mm²)

Specimen	Base Metal	Welds by Ilmenite	Welds by Low-Hydrogen
Fatigue Limit	21.5	20.0	27.5

含亀裂材は、亀裂深さが一定のものを数多く作ることができなかつたので S-N 線図を求めることを止め、一定の応力レベルで亀裂深さが変ることにより破断回数にどのような差が出てくるかを軟鋼素材について調べることにした。

応力レベルとしては、23 kg/mm²、19 kg/mm²、15 kg/mm² の 3 種を選んだ。実験結果は、Fig. 6.6 に示す通りである。

試験終了後破面を調査して、最初に入れた脆性亀裂の深さを求めその深さと破断までの繰り返し数との関係を求めて Fig. 6.7 の結果を得た。

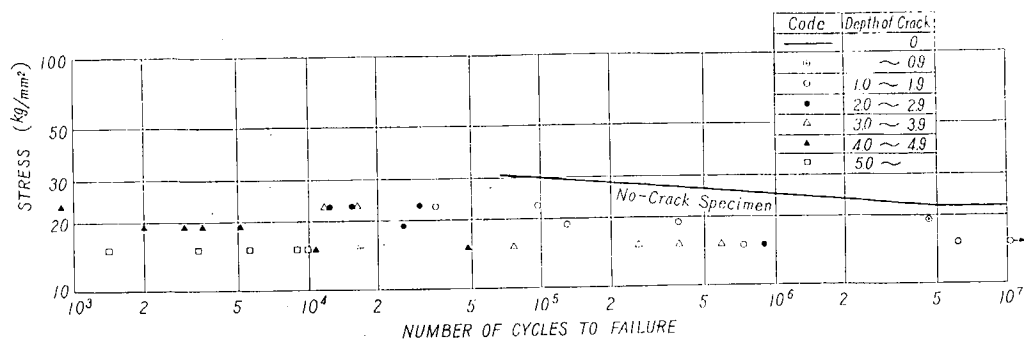


Fig. 6-6 S-N Curve for Crack-Contained Specimens (Nominal Stress)

この図から、明らかなように、微小亀裂があつても低応力の場合には、破断までの繰返し数の減少は認められないが、高応力を繰返す場合には、破断までの繰返し数が減少する。

Fig. 6-6 に示した応力は公称応力であつて、亀裂底における実応力ではない。そこで亀裂底における実応力について検討し*、Fig. 6-6 の結果をまとめ直すと Fig. 6-8 のようになる。

Fig. 6-8 から 100 万回での時間強度を求めると、(h>2 の場合は直線から外挿して求めた) Fig. 6-9 のようになる。

イルミナイト系溶接棒はよる溶着鋼、低水素系溶接棒による溶着鋼についても同様な実験ならびに計算を行なつた。その結果を Fig. 6-10 より Fig. 6-13 に示す。尚 Fig. 6-11 Fig. 6-13 の結果も Fig. 6-9 中に記入してある。

この図からわかるように、素材、各溶着鋼共に最初は亀裂深さの増大するにしたがつて疲れ強さは減少するが、亀裂深さがある程度以上深くなると、疲れ強さの減少は止みむしる若干上昇する傾向さえ見られる。

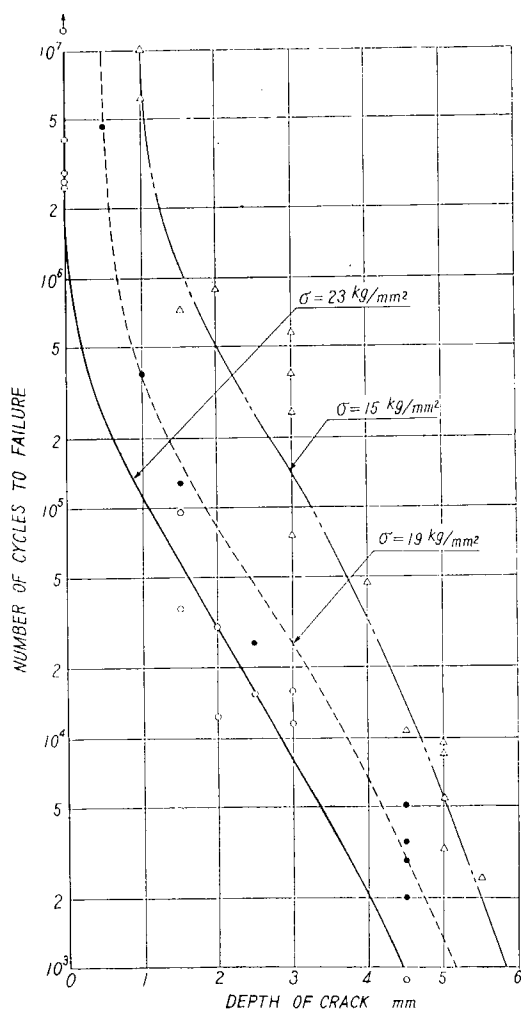


Fig. 6-7 Relations between Depth of Crack and No. of Cycles to Failure (Mother Metal)

* 実応力は附記のごとく仮定して求めた。

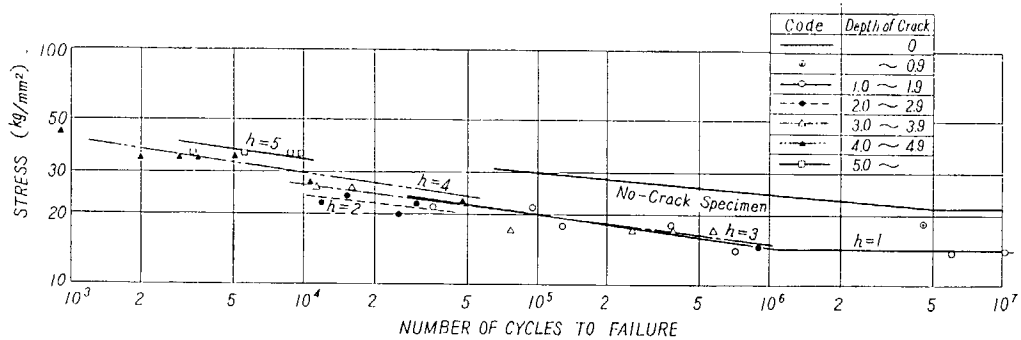


Fig. 6-8 S-N Curves for Crack-Contained Specimens (Actual Stress)

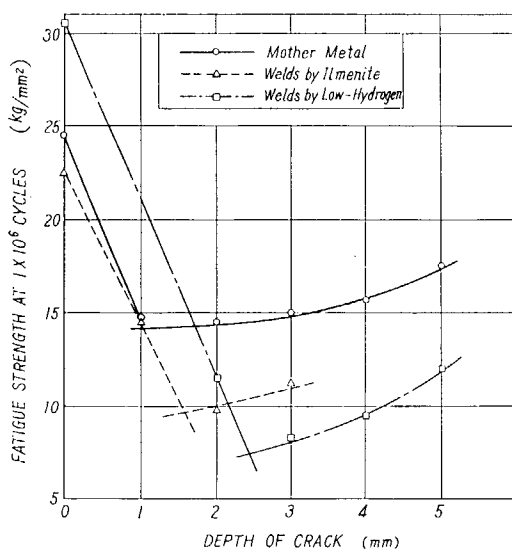


Fig. 6-9 Relations between Depth of Crack and Fatigue Strength at 1×10^6 Cycles

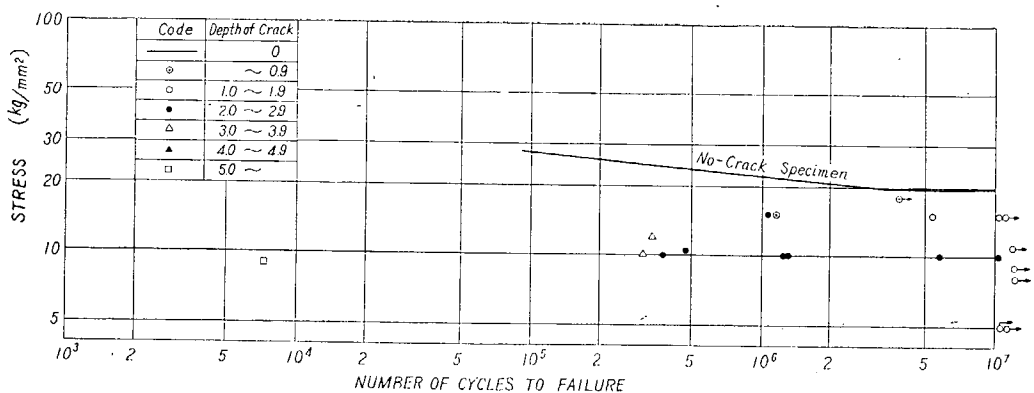


Fig. 6-10 S-N Relations for Crack-Contained Specimens (Welds by Ilmenite Electrode, Nominal Stress)

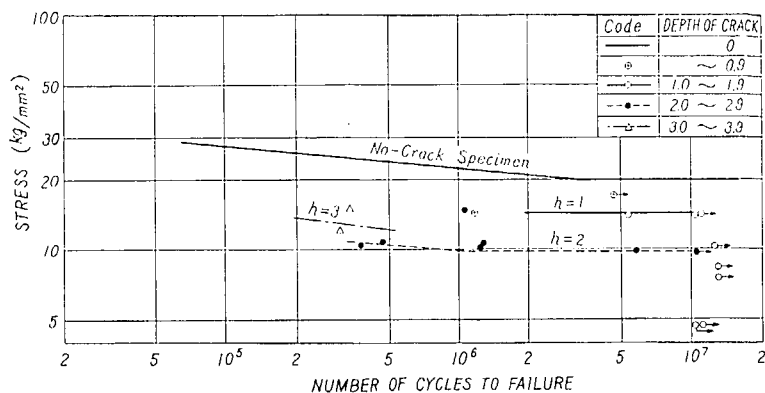


Fig. 6.11 S-N Curves for Crack-Contained Specimens (Welds by Ilmenite, Actual Stress)

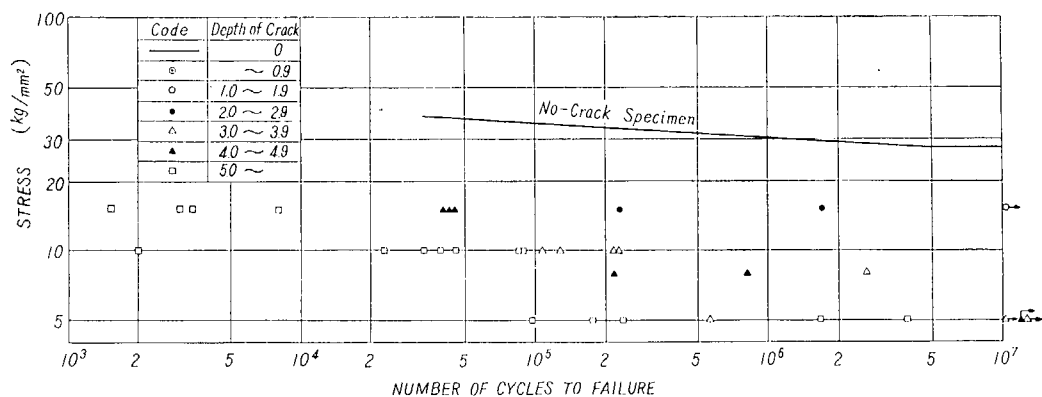


Fig. 6.12 S-N Relations for Crack-Contained Specimens (Welds by Low Hydrogen, Nominal Stress)

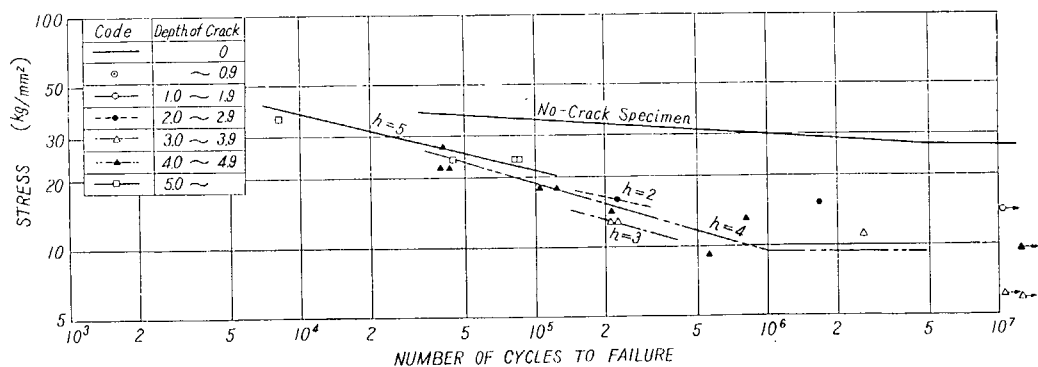


Fig. 6.13 S-N Curves for Crack-Contained Specimens (Welds by Low Hydrogen, Actual Stress)

疲労破壊した試験片の破面を見ると、破面の一部に着色層の見られる試験片があつた。亀裂深さと着色層の有無との関係調べると、Fig. 6.14~Fig. 6.16 のようになった。

これらの図に示した着色層が現われる限界の亀裂深さと、先に示した疲れ強さの減少の止む亀裂深さととはよく一致している。

このように、亀裂深さがある程度以上深くなると疲れ強さの低下が止まることや、着色層の出始める境界の亀裂深さと、疲れ強さの低下が止むそれとがよく一致することの原因については今後検討を

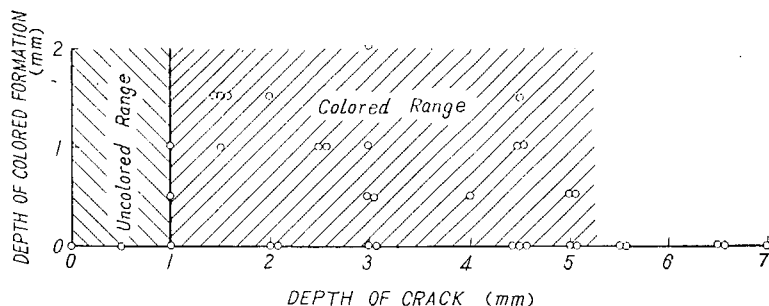


Fig. 6-14 Relation between Depth of Crack and Depth of Colored Formation (Mother Metal)

加えねばならない。顕微鏡的細疵は、その深さも非常に浅いものであるため、Fig. 6-9 からも推論出来るように疲れ強さは、無欠陥材に比べると若干低下するが、低下の程度は顕著でないと考えて差支えあるまい。

6.4 結 論

素材及び溶着金属に人工的に亀裂を入れた試験片による疲労試験を行ない、顕微鏡的細疵が疲労強度におよぼす影響を調べた結果次の結論を得た。

(1) 疲れ強さの減少は認められるが、その程度はわずかである。

(2) 破断までの繰り返し数

は低応力の場合には無亀裂材と変らないが高応力になると減少する。

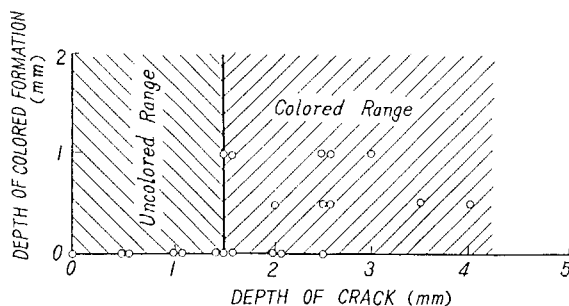


Fig. 6-15 Relation between Depth of Crack and Depth of Colored Formation (Welds by Ilmenite)

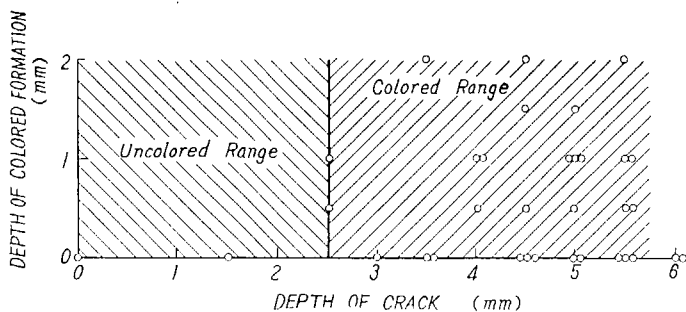


Fig. 6-16 Relation between Depth of Crack and Depth of Colored Formation (Welds by Low Hydrogen)

(附記) 繰返し曲げ応力を受ける亀裂材の亀裂底における応力について

Fig. 6-17 に示すような半径 r の棒に深さ h の亀裂が入っていて、これに M なる繰返し曲げモーメントが加わる場合の亀裂底の応力について考える。

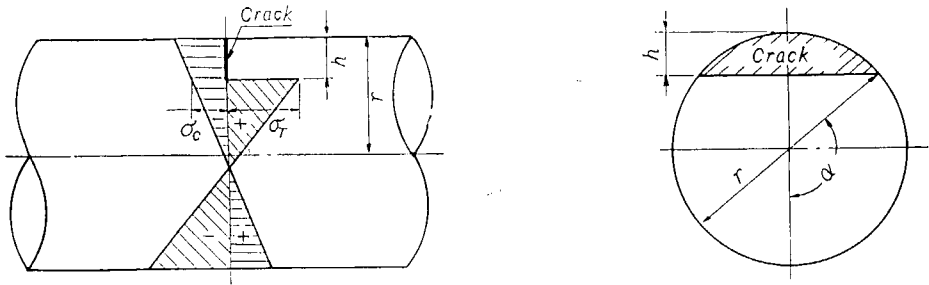


Fig. 6-17 General View showing Geometry of Crack-Contained Rotating Bending Fatigue Specimen

亀裂部は圧縮応力を受けるときは力の伝達を行なうが、引張応力を受けるときは力の伝達に寄与しないと考えられるから、亀裂底における応力は引張と圧縮とでその値が異なる。

すなわち、Fig. 6-17 に示したごとく、亀裂底においては、応力状態が引張のときは、 σ_T 、圧縮のときには σ_C なる応力値をとることになる。亀裂底においては、応力集中があるが問題を簡単にするためここでは応力集中は考えないことにする。

引張応力状態のときの亀裂底の応力は

$$\sigma_T = M/Z_1 \quad (1)$$

ただし、 M = 負荷モーメント

$$Z_1 = I_1/e_1$$

$$I_1 = \frac{r^4}{8} \left(\frac{\alpha}{90} \pi - \frac{1}{2} \sin 4\alpha \right) - \frac{8}{9} \frac{r^4 \sin^6 \alpha}{\left(\frac{\alpha}{90} \pi - \sin 2\alpha \right)}$$

$$e_1 = r + \frac{4}{3} \frac{r \sin^3 \alpha}{\left(\frac{\alpha}{90} \pi - \sin 2\alpha \right)} - h$$

であり、圧縮応力のときは、

$$\sigma_C = \frac{M}{Z} \times \frac{r-h}{r} = k \frac{r-h}{r} \quad (2)$$

$$\text{ただし、} \quad Z = \frac{\pi}{4} r^3$$

$$k = M/Z$$

なる値の応力が亀裂底に作用する。

このように、亀裂底に働く引張、圧縮、両応力の大きさが異なるため、みかけ上は両張り応力であっても亀裂底は実際には部分両張り応力を受けていることになる。したがって、この場合には次式で表わされるような平均応力 σ_m と、応力振幅 σ_a を受けていることになる。

$$\sigma_m = \frac{1}{2}(\sigma_T - \sigma_C) \quad (3)$$

$$\sigma_a = \frac{1}{2}(\sigma_T + \sigma_C) \quad (4)$$

上式において、 σ_T 、 σ_C は絶対値で考えている。

このように、平均応力が加わると耐久限度も当然変化する。今 Fig. 6-18 のような耐久限度線図から平均応力が加わった場合の耐久限度を求めると、(5) 式のごとくなる。

$$\begin{aligned} \sigma_D &= \sigma_W \left(\frac{\sigma_{TB} - \sigma_m}{\sigma_{TB}} \right) \\ &= \sigma_W \left(1 - \frac{\sigma_m}{\sigma_{TB}} \right) \quad (5) \end{aligned}$$

ただし、 σ_D = 耐 久 限 度

σ_m = 両振り耐久限度

σ_{TB} = 真 破 断 応 力

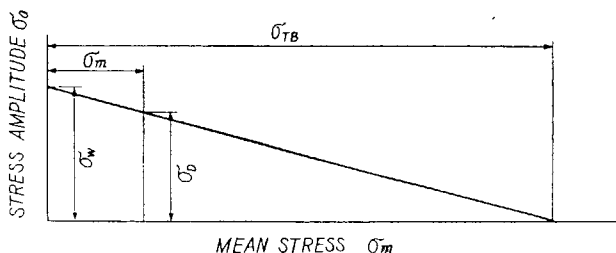


Fig. 6-18 Endurance Limit Diagram

亀裂があると耐久限度は(5) 式のごとく低下するから亀裂材の疲労試験結果を整理するときには応力振幅として $\sigma_a \times \frac{\sigma_W}{\sigma_D}$ を使う必要がある。

あ と が き

本研究の実施に当り、本研究部会の主査、顧問、幹事、委員の他、特に下記造船所等並びにこれら造船所に所属される実験担当者達より多大の御協力を得た。ここに厚く感謝する次第である。

石川島重工業 K. K. (田畑本一雄委員)

日本鋼管 K. K. 鶴見造船所 (清水澄委員)

三菱日本重工業 K. K. 横浜造船所 (吉田兎四郎委員)

浦賀船渠 K. K. 浦賀造船所 (松岡忠正委員)

日立造船 K. K. 技術研究所 (木下昌雄委員)

川崎重工業 K. K. (吉田俊夫委員)

新三菱重工業 K. K. 神戸造船所 (高木乙磨委員)

K. K. 播磨造船所相生工場 (松山泰委員)

三井造船 K. K. 玉野造船所 (林一男委員)

K. K. 呉造船所 (神田好雄委員)

三菱造船 K. K. 長崎造船所 (畚木英夫委員)

昭和35年11月25日 印刷

昭和35年12月1日 発行

日本造船研究協会報告 第32号

発行人 出 淵 巽

発行所 社団法人日本造船研究協会

東京都中央区京橋1ノ2

セントラルビル5階

電話 (281) 1409

印刷所 (有)啓文堂松本印刷

東京都新宿区東五軒町26

電話 (301) 2807