

## 2-2

(昭和 43 年 5 月日本造船学会春季講演会において講演)

# 切欠の大きさが脆性破壊発生特性に 及ぼす影響 (第 2 報)

—切欠形状と破壊様式の検討—

正員 木 原 博\*      正員 池 田 一 夫\*\*  
 正員 須 清 修 造\*\*\*      正員 前 中 浩\*\*  
 正員 南 方 俊 二\*\*\*

Effect of Notch Size on Brittle Fracture Initiation (Second Report)

On Type of Notch and Fracture Initiation

By Hiroshi Kihara, *Member*, Kazuo Ikeda, *Member*  
 Syuzo Susei, *Member*, Hiroshi Maenaka, *Member*  
 Syunji Minakata, *Member*

Summary

In this paper the brittle fracture initiation characteristics of base metal for a mild steel plate with a semi-elliptical surface notch, which was produced mechanically, were investigated. The notch depth varied systematically. The brittle crack initiated at the tip of semi-elliptical notch, and propagated initially in the direction of plate thickness even when the notch depth varied widely. The phenomenon was different from that for welded joint as mentioned in the previous paper, since the brittle crack propagated in the direction of specimen width for  $t_1/t \leq 0.6$  in the latter case.

In this case the theoretical formula for semi-elliptical notch on the plate surface was proposed by Irwin can be applied for  $t_1/t = 0.1 \sim 0.9$ .

Next, the phenomenon of brittle crack initiation for internal notch specimen with welded joint which were deposited by using two kinds of electrode for mild steel and stainless steel was investigated.

It was concluded that Irwin's formula could be applied only for the case where the brittle crack propagated initially into the direction of plate thickness, and, on the other hand, the fracture stress was approximately constant for the case where the brittle crack propagated initially into the direction of plate width.

## 1. 序 論

前報<sup>1)</sup>において、軟鋼溶接継手に長方形の表面切欠または内部切欠のように板厚方向に非貫通状の欠陥が存在する場合にその大きさが脆性破壊発生特性におよぼす影響、ならびに従来の貫通切欠との破壊発生様式の相異を現象的に明らかにすることができた。

本報においてはまず、切欠として半楕円型の表面切欠のある母材試験片をもちいて脆性破壊発生特性をしらべた。

さらに、前報における表面切欠および内部切欠のある溶接継手試験片の破壊発生様式は  $t_1/t = 0.6$  附近で遷移

\* 東京大学工学部 船舶工学科

\*\* 船舶技術研究所 船体構造部

\*\*\* 川崎重工業(株)技術研究所 溶接研究室

現象がみられたが、その本質を明らかにするために、皮部および中実部が異質溶接金属でそれぞれ構成されている内部切欠付溶接継手試験片をもちいて実験をおこなった。

## 2 試験方法

供試鋼板は、前報において使用した鋼板と同一チャージの板厚 20 mm のセミキルド鋼 (SM 41B 材) で、その化学成分および機械的性質を第 1 表に示す。

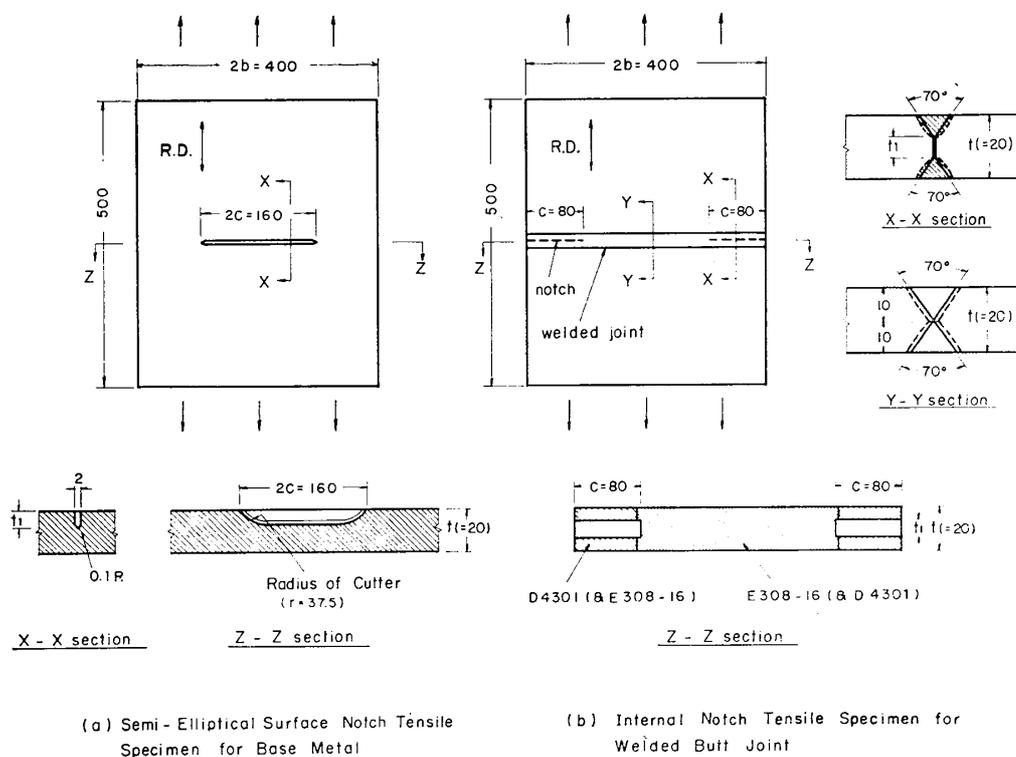
第 1 表 母材および溶接金属の化学成分および機械的性質

Steel & Electrode		Chemical Composition (%)							Mechanical Properties		
		C	Cr	Ni	Si	Mn	P	S	Y. P. (kg/mm <sup>2</sup> )	T. S. (kg/mm <sup>2</sup> )	Elong. (%)
Mild Steel (SM 41 B)	$t=20$ mm	0.16	—	—	0.04	0.88	0.013	0.021	27.0	45.0	30.0
Ilumenite Type (D 4301)	4 mm $\phi$	0.09	—	—	0.05	0.55	0.020	0.022	26.0	46.2	32.0
Stainless (E 308-16)	4 mm $\phi$	0.06	19.52	10.26	0.27	1.68	0.018	0.009	—	59.0	46.0

試験片は、第 1 図に示すように、鋼板の中央片側表面に半楕円型切欠のある広幅試験片および溶接継手の内部に部分的な溶込み不良のある内部切欠試験片の 2 種類をもちいた。

これらの切欠は、いずれも板厚方向には貫通しない、いわゆる非貫通切欠であつて、前者の楕円表面切欠は機械的につけた人工切欠で円盤状のカッターによつて加工され、切欠先端半径が 0.1 mm の鋭い切欠となつている。また、後者の内部切欠は実際に生じる溶接欠陥で自然切欠の代表的なものである。

また、内部切欠試験片では、前報においてみられたように、相対切欠深さ ( $t_1/t$ ) が増加していくと 0.6 附近で破壊発生様式が板幅方向破壊 (亀裂が切欠先端部で発生し、板幅方向へ伝播するもの) から板厚方向破壊 (まず皮部において破壊が発生して板厚方向へ伝播し、つづいて板幅方向へ伝播する) に遷移する現象が観察されたが、これら両破壊現象を  $t_1/t$  の値には無関係にそれぞれ独立的に再現させることを試みた試験片である。すなわち、皮部および中実部は軟鋼用イルミナイト系溶接棒 D 4301 と 18 Cr-8 Ni ステンレス鋼用溶接棒 E 308-16,



第 1 図 母材楕円表面切欠試験片および内部切欠付溶接継手試験片の形状および寸法

(第表) でそれぞれ組合せ溶接されて継手内に異質溶接金属が形成されているものである。

本試験においては、母材および溶接継手の両切欠とも切欠長さ  $2c=160\text{ mm}$  で一定とし、切欠深さ ( $t_1$ )、すなわち相対切欠深さ  $t_1/t$  の値を種々変化させて、楕円表面切欠では  $-140^\circ\text{C}\sim-190^\circ\text{C}$  の温度範囲で、また、内部切欠では温度が  $-170^\circ\text{C}$  (一定) で引張試験をおこなった。試験機は船舶技術研究所船体構造部のアムスラー型 300 ton 構造物試験機である。

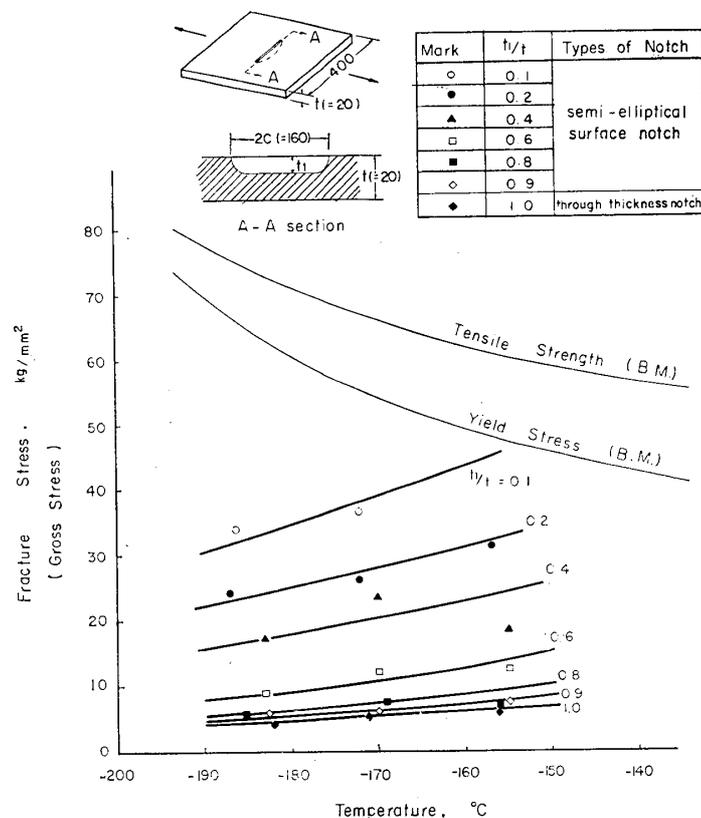
また、これら広幅試験、以外にも、幅の小さい ( $2b=40, 80\text{ mm}$ ) 全線溶込み不良試験、ならびに同試験片に相当する幅の小さい ( $2b=80\text{ mm}$ ) 母材全幅両側切欠および片側切欠引張試験を低温で実施した。

### 3. 試験結果および考察

#### 3.1 母材における楕円表面切欠

##### (a) 破壊応力と温度の関係

切欠長さ  $2c$  を  $160\text{ mm}$  一定にし、 $t_1/t$  を  $0.1$  から  $0.9$  まで変化させた楕円表面切欠試験片の低温における引張試験より求められた公称破壊応力 (gross stress) と温度の関係を  $t_1/t$  をパラメータとして表わすと第2図に示すようになる。



第2図 母材楕円表面切欠の公称破壊応力 (gross stress) と温度の関係

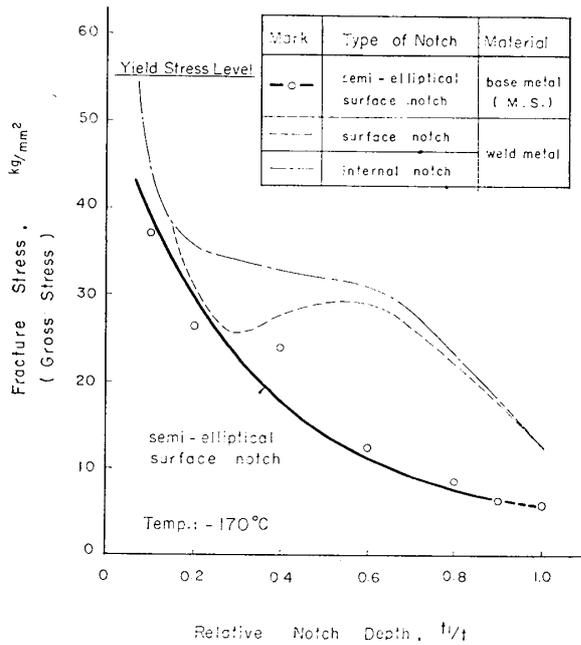
各試験温度における破壊応力は、いずれも低い値を示している。また、試験温度範囲においては、温度の上昇とともに、破壊応力もまた増加し、その温度依存性は  $t_1/t$  が小さいほど大きくなる傾向がみられる。

一方、貫通切欠 ( $t_1/t=1.0$ ) にくらべると、いずれの  $t_1/t$  の値についても非貫通切欠の破壊応力は大きくはなっているが、 $t_1/t \geq 0.8$  では貫通切欠にほぼ近い値になっていることが注目される。

##### (b) 破壊応力と切欠深さの関係

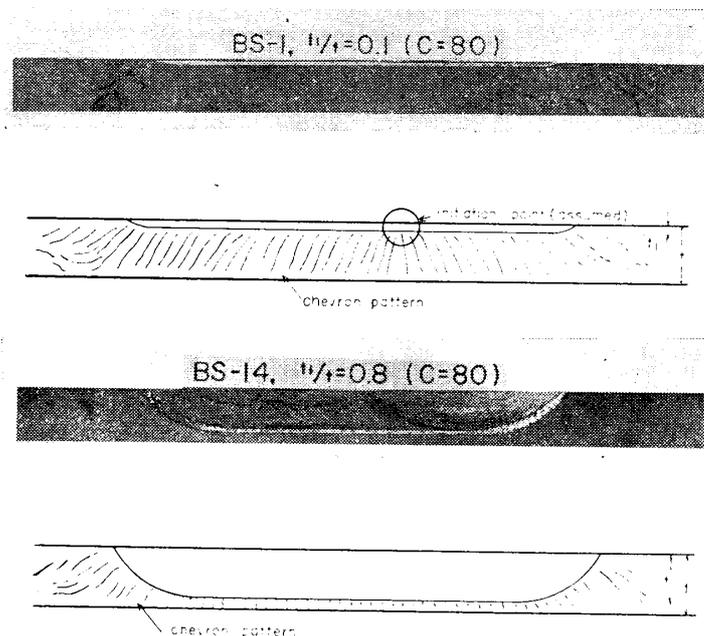
楕円表面切欠の公称破壊応力と相対切欠深さ  $t_1/t$  との関係のある温度 ( $-170^\circ\text{C}$ ) でもとめると第3図に示すようになる。

これによれば、 $t_1/t$  が増加すると破壊応力は減少し、 $t_1/t=1.0$  の貫通切欠においてその値は最小となっている。



第3図 母材楕円表面切欠試験片の公称破壊応力 (gross stress) と  $t_1/t$  の関係

また、一旦発生した亀裂は  $t_1/t$  が小さい範囲では板幅方向には分岐しながら伝播していくが、 $t_1/t$  が大きくなると ( $t_1/t \geq 0.4$ )、板幅方向に直進することが認められた。



第4図 母材楕円表面切欠試験片の破面様相

### 3.2 溶接継手における内部切欠の検討

前報において、溶接継手に存在する非貫通切欠の破壊応力は、第3図の鎖線で示すように  $t_1/t$  が 0.6 付近において一種の遷移現象を示し、これが破面の破壊様相とも符合することが認められた。すなわち、 $t_1/t < 0.6$  の範囲では、板幅方向破壊が、また  $t_1/t > 0.6$  においては板厚方向破壊が認められた。

また、この種非貫通切欠の破壊発生条件を板厚方向の破壊が起こると考えた Irwin の楕円表面切欠の理論からは明確な説明を加えることは困難であった。

一方、楕円表面切欠と前報における溶接継手の表面切欠の破壊応力を比較してみると、いずれの  $t_1/t$  に対しても母材における方が小さく、しかも両者の破壊応力- $t_1/t$  曲線の形状が異なっている。ただし、一般に軟鋼においては母材より溶接金属の方が破壊応力は大きいことが認められている。

また、母材楕円表面切欠では溶接継手の長方形の非貫通切欠の場合の  $t_1/t=0.6$  付近でみられた遷移現象は全く認められず、単調な破壊様式を示すことが明らかとなった。

### (c) 破壊発生様式

楕円表面切欠試験片の破面の代表例は第4図に示すとおりである。シェブロン・パタンの方向性からも明らかのように、この種試験片は  $t_1/t$  に関係なく皮部の切欠底部 (ほぼ中央) から板厚方向破壊が発生しているが、これは G.R.Irwin の楕円表面切欠に関する理論<sup>2)</sup>、すなわち切欠境界部が受ける応力集中度  $K_I$  は楕円の短軸上の位置において最大となり、すべて板厚方向破壊が生じるという現象とも一致するものである。

したがって、このような複雑な破壊現象を理論的に解明するためには、切欠深さの値に無関係な板幅方向破壊の発生条件ならびに板厚方向破壊の発生条件をそれぞれ独立にもとめる必要がある。これを実験的に明らかにするために第1(b)図に示した異種溶接金属継手をもちいた。

まず、板幅方向破壊をもとめるためには、中実部を軟鋼用溶接棒 D 4301 で、皮部を 18 Cr-8 Ni ステンレス鋼用溶接棒 E 308-16 で溶接した試験片 (Type II と称す) をもちい、一方板厚方向破壊を再現するために、前述とは逆の組合せ溶接をおこなった試験片 (Type I) をもちいた。これらはいずれも、E 308-16 による溶接金属は脆性破壊しないが、D 4301 による溶接金属は脆性破壊するという特色を利用したものである。

試験片の切欠長さ  $c$  を 80 mm 一定にし、 $t_1/t$  を 0.2, 0.4, 0.6 および 0.8 の4段階に変化させて、 $-170^\circ\text{C}$  の温度でおこなった試験結果を第5図に示す。

図より、Type II の試験片の破壊応力 (黒丸印) は、 $t_1/t \leq 0.6$  において前報でもとめられた内部切欠試験片の結果 (細い破線) とほぼ一致しているが、 $t_1/t = 0.8$  ではそれよりも高くなっている。また Type I の試験片の破壊応力 (白丸印) は、逆に  $t_1/t < 0.6$  において、前報の結果よりも高くなり、 $t_1/t \geq 0.6$  では、多少のパラッキはあるが、実験値の各一点は前報の結果と一致していることが認められる。

一方、破断した試験片の破面を観察してみると、Type I では、すべて D 4301 で溶接した皮部がさきに破断し、Type II では、同じ D 4301 溶接金属で形成されている切欠先端附近から板幅方向に最初の亀裂が発生し、その後皮部が破壊する様相が観察された。後者においては皮部の破断面は、熱影響部であつたり、あるいはルート面がえぐりとられたような状態で破断しているものが多く観察された。これは切欠先端から発生した亀裂が皮部内を伝播する際には溶接金属以外の部分を通過していくためと考えられる。

以上の結果より、Type I は皮部破壊を、Type II は板幅方向破壊を示していると結論されよう。図中、Type II の実験値をつらねた曲線 (実線) が、板幅方向破壊の条件を表わすものであり、また Type I の曲線 ( $t_1/t = 0.6$  の実験値を基にした場合に、Irwin の楕円表面切欠の理論式から計算によつてもとめられた曲線—鎖線) は板厚方向破壊の条件を示すものである。したがって、前報の溶接継手内部切欠試験片の破壊様式は、図中 Type I および Type II の破壊応力曲線が交叉する左側すなわち  $t_1/t < 0.6$  においては Type II の板幅方向破壊、 $t_1/t > 0.6$  では Type I の板厚方向破壊に支配されることがわかる。

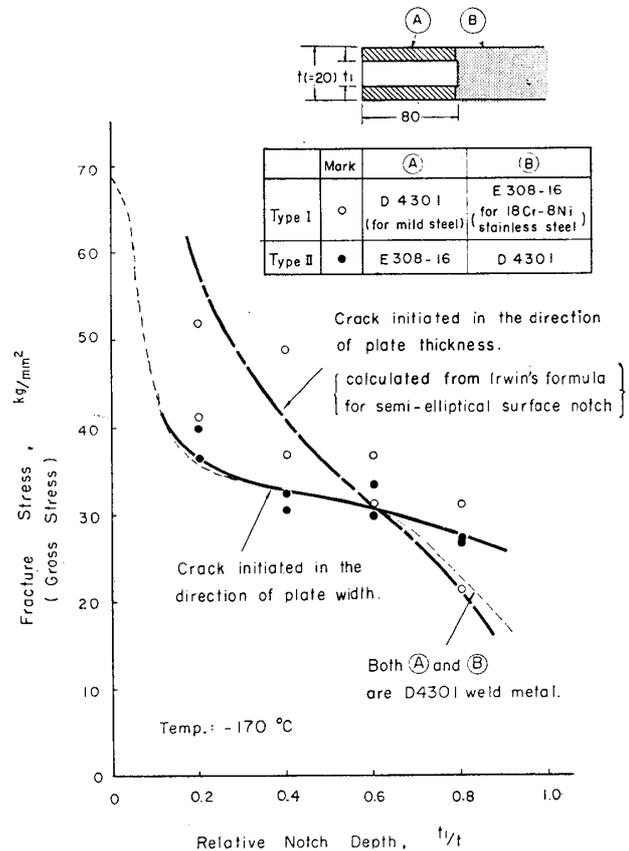
#### [次節の(1)式]

Irwin の理論式は一般に  $t_1/t < 0.5$  の範囲で適用されているものであるが、本研究においては  $t_1/t$  が 0.8 程度の比較的大きい値にたいしても、適用可能であることがあきらかになつた。なお  $t_1/t$  の値いかにかわらず、非貫通切欠の破壊様式が板厚方向破壊であれば、Irwin 理論を適用してもよいであろう。

これにたいして板幅方向破壊では、皮部による拘束が緩和される範囲、すなわち  $t_1/t > 0.1$  では、破壊応力をグロス応力で示した場合、若干減少しているが、切欠断面応力でみると、ほぼ一定になつている。

### 3.3 母材の K-value に対する検討

本研究において、母材をもちいた試験片としては、楕円表面切欠試験片と前報における全線溶込み不良試験片



第5図 内部切欠を有する異種溶接継手の公称破壊応力 (gross stress) と  $t_1/t$  の関係



$$\text{ただし, } f(r) = \sqrt{\frac{2t}{\pi t_1} \left( \tan \frac{\pi t_1}{2t} + 0.1 \sin \frac{\pi t_1}{2t} \right)} \dots (\text{by Irwin}) \quad (4)$$

$$\text{全幅片側切欠: } K_{IC}^2 = \frac{\pi \{f(r)\sigma\}^2 \cdot t_1}{1 - 0.177 \left( \frac{\sigma}{\sigma_y} \right)^2} \quad (5)$$

$$\text{ただし, } f(r) = 1.12 - 0.23(t_1/t) + 10.57(t_1/t)^2 - 21.75(t_1/t)^3 + 30.40(t_1/t)^4 \\ \dots (\text{by Gross et al.})^{9)} \quad (6)$$

$f(r)$  の値を第6図に、また実験値から求められた母材各種切欠の  $K_{IC}$  値を第7図に示す。

楕円表面切欠においては、切欠長さ  $2c=160\text{mm}$  とかなり長い切欠ではあるが、第7図に示すように  $f(r)$  としては全幅片側切欠のための曲げモーメントの影響を考慮しない(2)式の方がこれを考慮した Gross et al. の式より適応性がよいようであり、 $K_{IC}$  値は(2)式では全幅両側切欠の  $K_{IC}$  値よりやや低目に、(6)式ではかなり高く計算される。なお、(2)式をもちいた  $K_{IC}$  値は  $t_1/t < 0.9$  のかなり広範囲においてほぼ一定値を示し、かつ母材の中央貫通切欠 ( $t_1/t=1.0$ ) の  $K_{IC}$  値との一致が認められる。このことは、この種切欠試験片の破壊進展方向が前述のように板厚方向であることを考慮すると、母材の板幅方向と、板厚方向とでは材質的な相異が少ないためと推察され、前報の溶接継手の場合に板厚方向と板幅方向の  $K_{IC}$  値がかなりことなつた値を示したことと対比して特筆すべき現象と考えられる。

一方、全幅両側および片側切欠の  $K_{IC}$  値もまた  $t_1/t < 0.9$  のかなり広範囲にわたつて、ほぼ一定値を示すことが認められる。なお、この種全幅切欠試験片の幅の影響については、附録の第12図の全線溶込み不良の試験結果が参考とならう。

#### 4 総 括

軟鋼板に楕円表面切欠のような板厚方向に非貫通切欠の存在する広幅試験片をもちいて、板厚方向の切欠の大きさが脆性破壊発生特性におよぼす影響を調査し、板厚方向破壊の発生現象を明らかにすることができた。

また、溶接継手における非貫通切欠の破壊発生条件を板幅方向破壊と板厚方向破壊の両条件について個々に明らかにすることができた。

試験結果を総括すると以下のように結論づけられる。

- (1) 母材における楕円表面切欠の公称破壊応力は、相対切欠深さ、 $t_1/t$ 、が増加するとともに減少し、 $t_1/t=1.0$  の貫通切欠でその値は最小となる。
- (2) 母材における楕円表面切欠の脆性破壊発生様式は  $t_1/t$  の値に関係なくすべて板厚方向破壊を示す。
- (3) Irwin の楕円表面切欠に関する理論は、切欠深さが比較的大きい場合にも適用可能である。
- (4) 母材の脆性破壊発生において、板厚方向破壊および板幅方向破壊の両者の  $K_{IC}$  値はほぼ同一値となる。
- (5) 溶接継手における長方形非貫通切欠の公称破壊応力- $t_1/t$  曲線は、板幅方向破壊と板厚方向破壊の場合とで相異なる傾向を示す。破壊応力は板幅方向破壊 ( $t_1/t < 0.6$ ) ではほぼ一定となり、また、板厚方向破壊 ( $t_1/t > 0.6$ ) においては Irwin 理論を満足する値となる。

#### 5 今後の研究課題

母材における楕円表面切欠に(1)式に示した Irwin の理論式を適用する場合、切欠長さの大小の影響がほとんど無視し得ることを示しており、これに対して切欠深さの絶対値が極めて重要な意義をもつものであるので、超厚板においては非貫通切欠の存在が重要になると考えられる。

また、(2)式の  $f(r)$  の値については、板の初期歪曲げ荷重等、面外応力が面内引張応力に重畳する場合に著しく高められるので、非貫通切欠の存在とこれらの応力条件との相関関係も重視されるべきであろう。

なお、実際の構造物への適用条件としての非貫通切欠試験の意義は以上のように超厚板溶接継手の特性吟味のほか、鍛鋼材等の貫通切欠材試験の困難な場合にも検討されるべきものと考えられる。

したがって、本研究においては以下のような問題について今後引続いて研究をおこないたい。

- (1) 厚板材および高張力鋼における非貫通切欠の脆性破壊発生特性について
- (2) 非貫通切欠の脆性破壊発生特性におよぼす板幅方向切欠長さの大きさの影響。とくに  $r=c/b$  の大なるものについて

- (3) 非貫通切欠材における切欠断面の伸び特性について
- (4) 非貫通切欠の脆性破壊発生特性におよぼす残留応力の影響について
- (5) 切欠先端形状が板幅方向破壊特性におよぼす影響について

## 謝 辞

本研究を遂行するに当たり、有益なご助言、ご討論を賜わった大阪大学寺沢教授、大谷教授および造船協会溶接研究委員会第1分科会の主査金沢教授をはじめ各委員に対し、厚くお礼を申し上げます。また本研究を実施するに当つて、絶大なるご理解とご援助をいただいた川崎重工業 KK 吉田常務、山本溶接研究室長ならびに大庭、寺井両課長に深く感謝致します。また本実験を遂行する上で、ご協力に預つた川崎重工業 KK、溶接研究室、造船班山田掛長をはじめ、各研究員の方々ならびに鉄構事業部荒川、西川両君に対し、厚くお礼を申し上げます。

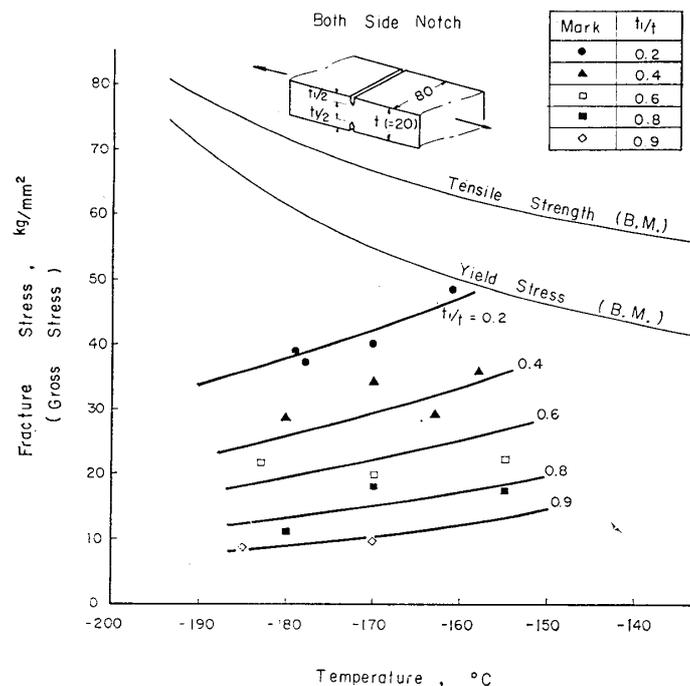
## 参 考 文 献

- 1) 木原博, 池田一夫, 須清修造, 前中浩, 南方俊二: 切欠の大きさが脆性破壊発生特性に及ぼす影響 (第1報) —溶接継手における実験的検討—造船協会論文集, 第122号 (昭和42年) p.161
- 2) G. R. Irwin, "Crack Extension Force for a Part-Through Crack in a Plate", Journal of applied Mechanics, Vol. 48 E, No. 4
- 3) William F. Brown, Jr., and John E. Srawly, "Plane Strain Crack Toughness Testihg of High Strength Metallic Materials" ASTM Special Technical Publication No. 410
- 4) 秋田好雄, 池田一夫, 岩井宣雄; 脆性破壊の発生に関する研究 (第1報) —Deep Notch Test について—造船協会論文集第116号 (昭和39年), p.136

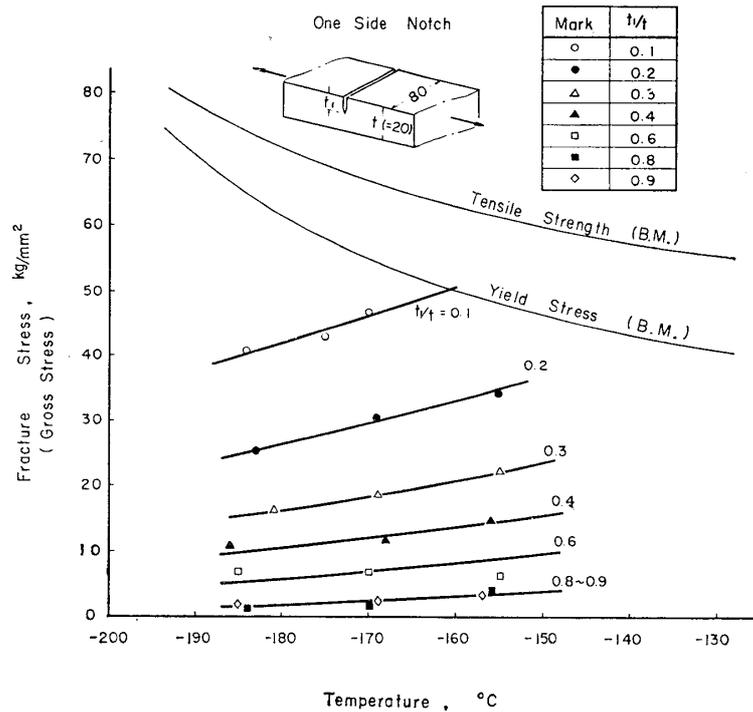
## 附 録

前報の全線溶込み不良型試験片に相当する母材試験片として、幅  $2b=80\text{mm}$  の軟鋼板の両側表面に全幅に亘つて切欠のある全幅両側切欠試験片および片側表面に全幅に亘つて切欠のある全幅片側切欠試験片をもちいて、板厚方向の破壊強度を求めた。

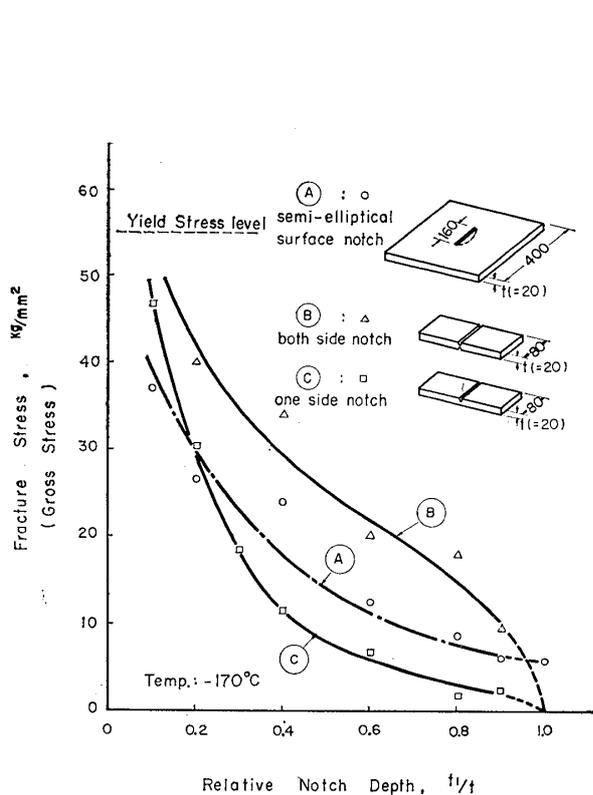
両切欠試験片の公称破壊応力 (gross stress) と温度の関係は第8図および第9図に示すようになり、また gross stress および net stress と  $t_1/t$  の関係は第10図および第11図のとおりである。



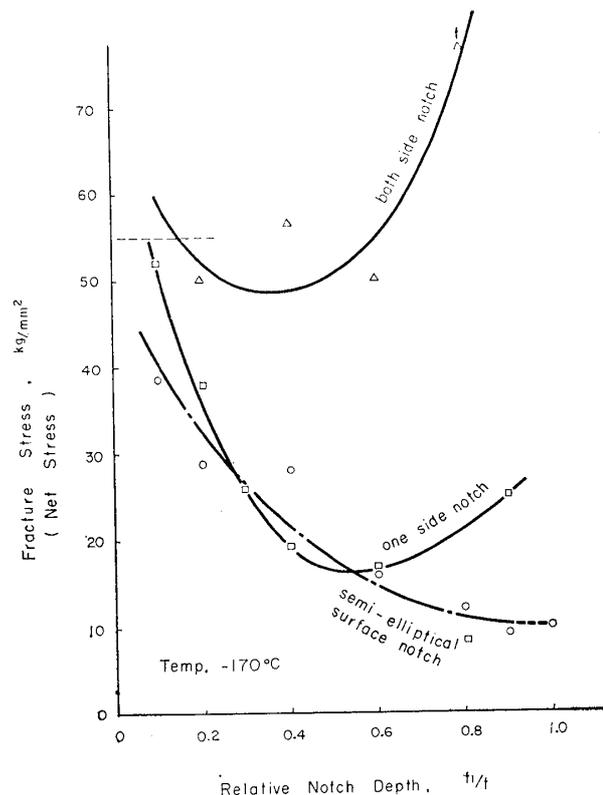
第8図 母材全幅両側切欠の公称破壊応力 (gross stress) と温度の関係



第9図 母材全幅片側切欠の公称破壊応力 (gross stress) と温度の関係



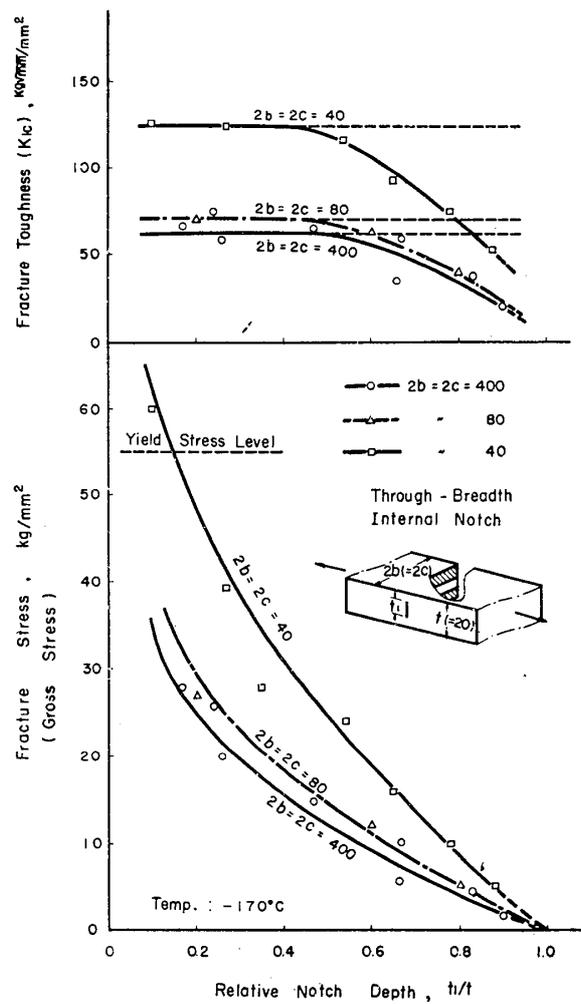
第10図 母材各種切欠試験片の公称破壊応力 (net stress) と  $t_1/t$  の関係



第11図 母材各種切欠試験片の破壊応力 (gross stress) と  $t_1/t$  の関係

また、この種全幅切欠試験片の幅の影響については、試験片幅 ( $2b$ ) を  $40\text{mm}$ 、 $80\text{mm}$  および  $400\text{mm}$  に変化させて試験をおこなった全線溶込み不良型試験の結果が参考となる。すなわち、第12図に示すように試験片幅の影響は  $2b=40\text{mm}$  では広幅材に比べて  $K_{IC}$  値が高目にあらわれるが  $2b=80\text{mm}$  では、ほぼ  $2b=400$

mm と同程度の  $K_{IC}$  値が求められる。この点は、 $2b/(K_C/\sigma_y)^2 \approx 15$  という値からも十分と考えられる。



第12図 全線溶込み不良の公称破壊応力 (gross stress) と  $t_1/t$  の関係および応力集中度  $K_I$  の限界値