

社 団 法 人

日本造船研究協会報告

第 30 号

昭 和 35 年 10 月

---

超大型船の建造に際しての厚板の切欠脆性に関する研究 …… 第 37 研究部会

Study on the Notch-toughness of Thick Steel Plates  
for Mammoth-tanker ..... The 37th Research Committee

---

The Report  
of the  
Shipbuilding Research Association

of Japan

Tokyo, JAPAN

No. 30

October 1960

第37研究部会委員名簿

主 員	吉 識 雅 夫	小 倉 信 和	金 沢 武
幹 事	池 田 一 夫	秋 田 好 雄	安 藤 良 夫
委 員	会 田 博	泉 谷 弥 一	市 川 慎 平
	石 山 一 郎	兒 子 茂	越 賀 房 夫
	今 井 光 男	大 谷 碧	河 東 克 已
	大 久 保 洪 德	金 子 信 之	河 相 保
	金 森 政 雄	木 原 博	小 島 穀 男
	神 田 好 雄	佐 藤 正 彦	真 藤 恒
	桜 井 清 彦	寺 尾 貞 一	中 村 常 雄
	鈴 木 春 義	野 村 義 三	野 村 正 弘
	西 岡 正 美	浜 野 和 夫	八 田 公 雄
	埴 田 清 勝	福 田 英 夫	福 田 烈
	林 一 男	松 岡 忠 正	松 田 吉
	増 淵 興 一	山 口 宗 夫	吉 田 隆
	山 内 俊 平	吉 田 道 一	
	吉 田 俊 夫		

Membership of the 37th Research Committee

Chairman	Masao YOSHIKI		
Secretaries	Kazuo IKEDA	Nobukazu OGURA	Takeshi KANAZAWA
Members	Hiroshi AIDA	Yoshio AKITA	Yoshio ANDŌ
	Ichirō ISHIYAMA	Yaichi IZUMIYA	Shinpei ICHIKAWA
	Mitsuo IMAI	Shigeru NISHI	Fusao KOSHIGA
	Kōtoku ŌKUBO	Midori ŌTANI	Katsumi KAWAHIGASHI
	Masao KANAMORI	Nobuyuki KANEKO	Tamotsu KAWAI
	Yoshio KANDA	Hiroshi KIHARA	Nobuo KOJIMA
	Kiyohiko SAKURAI	Masahiko SATŌ	Kō SHINDŌ
	Haruyoshi SUZUKI	Teiichi TERAO	Tsuneo NAKAMURA
	Kiyokatsu HANITA	Kazuo HAMANO	Kimio HATTA
	Kazuo HAYASHI	Hideo FUKUDA	Tadashi FUKUDA
	Kōichi MASUBUCHI	Tadamasa MATSUOKA	Hiyokichi MATSUDA
	Shumpei YAMANOUCHI	Muneo YAMAGUCHI	Takashi YOSHIDA
	Toshio YOSHIDA	Dōichi YOSHIDA	

# Study on the Notch-toughness of Thick Steel Plates for Mammoth-tanker

## Introduction

In July 1957, the Minister of Transportation submitted an inquiry that "What is technical problems and their solutions for the construction of supertanker?" to the Shipbuilding Technics Council, Ministry of Transportation. Answering to the inquiry, the Shipbuilding Technics Council discussed the problem and in March and August, 1957 submitted a research plan for solving the problem concerned to the Minister. In April 1957, The 37th Research Committee of the Shipbuilding Research Association of Japan was organized on the bases of the above-mentioned answer. The title of project is "Study on the Notch-toughness of Thick Steel Plates for Mammoth-tanker".

Steel plates thicker than 40 mm will be applied to the structure of mammoth tanker. Therfore one of the most fundamentally important things for ship design is whether or not such thick plates are applicable to the ship structure from a viewpoint of notch brittleness. When the plate thickness increases, in general, the notch ductility deteriorates under the influence of metallurgical factors including finishing temperature and cooling rate after roll and of mechanical factor such as an increased tri-axial stress ratio in the vicinity of the tip of a notch or crack. Although many investigations on these phenomena have been made up to the present in Japan and other countries, only a few data can be available of thick plates, which are applied to mammoth tankers.

When the plate thickness is greater than some critical value, it may be assumed that the degree of embrittlement of plates will be saturated and therefore the danger of brittle fracture of welded structures will not increase indefinitely.

The object of this project is to find a critical plate thickness from a viewpoint of thickness effect on one hand and to investigate, on the other hand, whether or not current thick plates applicable to ship structure.

Therefore, not only small size tests such as V-Charpy impact test, Tipper test and Van der Veen test, which are widely applied to the evaluation of notch-toughness, but also tests for brittle crack propagation such as ESSO test and double tension test have been conducted to find the thickness effect for brittle crack propagation and the correlation between tests for crack propagation and small size tests.

In the committee, a research plan was discussed and the steels to be tested were selected. The steels tested were normalized killed steels (Steel A and C), killed steels (Steel B and D) of thickness ranging from 20 to 50 mm, quenched and tempered steel (Steel X and Y) of 20, 30 mm and notch-brittle boiler plates (Steel P, Q, R, S) of 30 mm.

Then the testing facilities were equipped and tests began in September, 1957 under the sponsorship of the committee. Tests were completed in December, 1959 as the results of laborious work for two and one third years.

## Conclusions

The following conclusions have been developed by the results of small size tests of V-Charpy impact test, Tipper test and Van der Veen test:

(1) It should be noted for the study of notch brittleness that the variation in notch brittleness of plates taken from different location can be found greater than a neglegible amount.

(2) Good correlations are found between the same kind of transition temperatures for different testing methods, in spite of varied notch brittleness due to the location of steel plate.

When there is a difference between two tests results such as Charpy test and Tipper test, in which thickness is reduced by machining in Charpy test and full thickness, on the contrary, is used for a specimen of Tipper test, the better correlation is obtained by comparing the test results for the same plate thickness.

(3) The steels tested are evaluated to be pretty good excluding only a few exceptional cases, from a viewpoint of notch brittleness which is based on the empirically approved criterion.

(4) Since all kinds of small size test in this project are considered to be a testing method of general yield type, in which the plastic deformation occurs in full section through notch prior to the crack initiation, it is fundamentally different from the brittle fracture where unstable brittle crack propagate without accompanying the plastic deformation in gross section. Therefore, even if a good agreement of test results can be obtained between some small size tests and the property of brittle crack propagation, it would be doubtful that these results may be considered essential and further investigation in this respect is needed.

Next, the conclusions obtained from the results of such tests for brittle crack propagation as ESSO test and double tension test, the former one is especially suitable for obtaining the limiting temperature for brittle crack initiation and the latter one, the property of brittle crack propagation, are as follows:

(1) Both the non-initiating temperature, which is the upper limiting temperature for brittle crack initiation, and the critical arresting temperature for a propagating crack rise with increased plate thickness. Although a slight difference in these temperatures is found between different kinds of steel, the non-initiating temperature and the critical arresting temperature rise approximately by 7°C and 20°C, respectively, as the plate thickness increases from 20 mm to 30 mm. When the plate thickness becomes greater than 30 mm, however, these temperatures keep almost constant value for the plate thickness up to 50 mm.

(2) In general, the non-initiating temperature in the ESSO test is lower than the critical arresting temperature in the double tension test and the difference between two temperatures is about 15°C at a stress level of 1/3 of yield point.

(3) The quenched and tempered steel, the killed steel for ship structure and the boiler plate have low, medium and high crack-arresting temperatures, respectively. The difference

of arresting temperature between the first one and the second one, the second one and the third one are approximately 30°C and 40°C [30–50°C] respectively. Since the rimmed steel applied to ship structure has similar chemical compositions to that of boiler plate, a suggestion for solving a problem of brittle fracture of welded ship may be obtained from these test results.

Whether or not the quality of current steel is good enough, from a viewpoint of brittle fracture, to be applied to ship structure is very significant.

Conclusions in this respect are as follows:

(1) Judging from the facts that the thickness effect cannot be found above 30 mm and that no catastrophic failure has been reported in welded ship built up with current ship plates of 30 mm thickness, it will be concluded that the application of thick plates of about 50 mm may be allowed from a viewpoint of brittle fracture.

(2) It is an important problem for the safety of welded ship in service to find a proper criterion for ship steel plates in the field of brittle crack propagation.

In the ESSO test the non-initiating temperature for brittle fracture under an impact is obtained for various kinds of steel. However, how to interpret the correlation between the impact in the ESSO test and the condition of brittle crack initiation in actual ship structure has not yet been well understood.

Therefore an advanced study is needed to find the correlation of non-crack initiating temperature between the ESSO test and an actual ship under the effect of residual stress, notch figure and notch size.

On the other hand, it is necessary for the double tension test to study the correlation between the release rate of elastic strain energy for test specimen and for actual ship, the effect of plate thickness and temperature gradient on the crack arresting temperature.

Under these circumstances, it will be controversial to apply experimental results of the ESSO test and the double tension test directly as the criteria for steel quality.

Since a better criterion has not yet been obtained, however, these test results have to be used as the criteria. When the standard lowest temperature for ship steel is assumed to be 0°C, it may be considered that a brittle crack will not propagate if the critical arresting temperature in the double tension test is lower than 0°C.

As the allowable stress is, in general, about one third of yield point, the arresting temperature at a stress level of 10 kg/mm<sup>2</sup>,  ${}_{10}Tr_a$ , is taken as a criterion. Therefore  ${}_{10}Tr_a$  should be lower than 0°C for ship steel. The modified criterion for non-crack propagation under the effect of finite width of specimen may be expressed as  ${}_{10}Tr_a \leq 5^\circ\text{C}$ .

On the other hand, the criterion expressed by the non-initiating temperature at a stress level of 10 kg/mm<sup>2</sup>,  ${}_{10}Tr_i$ , in the ESSO test is assumed to be  ${}_{10}Tr_i \leq -10^\circ\text{C}$ , as  ${}_{10}Tr_i$  is lower than  ${}_{10}Tr_a$  by about 15°C. By applying these criteria to the steels tested, the criterion  ${}_{10}Tr_a$  is not satisfied by steels A-50, A-45, C-45, C-30, B-30; the criterion  ${}_{10}Tr_a$  is satisfied by steels concerned (A-30, A-45, A-50, X-50, X-20, X-30). Of course, notch brittle boiler plates, P, Q, R, S are not acceptable in  ${}_{10}Tr_a$ .

(3) Further, the criteria mentioned above are expressed by some transition temperatures in small size tests such as pressed-notch Charpy test and Van der Veen test.

The criterion for crack arrest is represented by  $T_{r_s} \leq 0^\circ\text{C}$ , where  $T_{r_s}$  is the 50% shear transition temperature in the pressed-notch Charpy test.

The non-initiating temperature in the ESSO test can be estimated from  $T_{II}$  transition temperature in the Van der Veen Test.

## 目 次

第1章 緒 言 .....	( 1 )
1.1 研究目的及び研究経過 .....	( 1 )
1.2 供試鋼材及び研究項目 .....	( 1 )
第2章 工業的試験法による厚板の切欠脆性に関する研究 .....	( 5 )
2.1 標準 V シャルピー試験 .....	( 5 )
2.2 ティッパー試験 .....	( 13 )
2.3 パン・デア・ビーン試験 .....	( 22 )
第3章 破壊の伝播特性に関する研究 .....	( 33 )
3.1 二重引張試験 .....	( 33 )
3.2 エッソー試験 .....	( 43 )
第4章 総合的考察 .....	( 59 )
4.1 各種の工業的試験による切欠脆性の評価 .....	( 59 )
4.2 脆性破壊伝播特性 .....	( 65 )
4.3 工業的試験と伝播試験の相関 .....	( 69 )
第5章 結 論 .....	( 77 )
附 錄 .....	( 83 )

# 第1章 緒 言

## 1・1 研究目的及び研究経過

昭和32年1月運輸大臣諮問「超大型船建造上の技術的問題点ならびにその対策如何」に対して同年3月、及び8月の二回に亘つて運輸省造船技術審議会は問題点の所在を明らかにし、その対策を求めるための研究内容を答申した。この答申にもとづいて本研究部会は昭和32年4月「超大型船の建造に際しての厚板の切欠脆性に関する研究」を研究題目として発足した。

本研究部会の研究目的はその研究題目から明らかであるが、いま少し詳細に述べると次の通りである。超大型船の建造に際して使用される鋼板は40mmあるいはそれ以上の板厚になることが考えられるが、果してこのような厚板が切欠脆性の観点から使用可能であるか否かを決定することは二重張板の要否等、船体構造を設計するに当つて最も基礎的な重要な問題である。一般に鋼板の板厚が増加すると圧延比、圧延時の最終仕上温度、あるいは圧延後の冷却速度等に基因する冶金学的因素と、板厚増大による切欠（亀裂）尖端附近の三軸応力比の増加による力学的因素の影響によつて材料の切欠非性が低下する。このような現象についてはすでに諸外国は勿論、我が国においても種々の資料が得られているが、超大型船に使用するような厚板についての資料は非常に乏しい。このような板厚効果は板厚がある限度以上になると鋼材を脆化させる原因が飽和し、溶接構造物をさらに脆化させなくなる可能性も予想される。本研究ではこの板厚効果の限界を見出すとともに、すでに経験上充分であると認められている鋼材の遷移温度に関する規格値と比較して厚板の安全な使用限界を見出すことを目的とするものである。更に特に従来一般に広く使用されているシャルピ試験、ティッパー試験等の外亀裂伝播試験としてエッサー試験、二重引張試験等も行い、伝播特性についての板厚効果を見出すとともに伝播試験とシャルピ試験等のいわゆる小型試験との間の関連性を見出さんとするものである。

本研究部会は発足後直ちに研究方案の審議、試験用鋼材の選定、試験設備の整備を行い、昭和32年9月より試験研究に入った。以後約2年4ヶ月に亘る研究の結果、最初に予定された研究を昭和34年12月に終了したので以下その結果について述べることにする。

## 1・2 供試鋼材及び研究項目

供試鋼は軟鋼4種（符号A, B, C, D）及び高張力鋼2種（X, Y）の計6鋼種であつて、それらは下表に示す性質を供えるよう計画されたものである。なお同表（Table 1・2）には各鋼材の目標とした化学成分及び圧延板厚も併記してある。

実際に試験の行われた鋼材の化学成分、製鋼条件及び機械的性質をTable 1・1に示す。この表でわかる如くC, D材及びX, Yの一部は製鋼上の都合から同チャージ材以外の類似の化学成分を持つた材料が当たれている。

研究項目は大別すれば工業的試験及び伝播試験となり、前者においてはシャルピー試験、ティッパー

Table 1-1 供試鋼

符號 (Steel Code)	板厚寸法 (Thickness and size)	材質 (Kinds of Steel)	目標成分			合計 數量 (Speci- mens)	材番 (Check Nos. of Steel)	熔解爐 (Furnace)
			C	Si	Mn			
A	20×1m×2m	M.S. Killed N.	.13	.25	1.00	3	3202156 3/9 1, 2, 5	塙基性平爐
	30×1m×2m	"		"		18	" 3/9 6~10, 14 " 9/9 1~12	"
	40×1m×2m	"		"		7	" 1/9 1~4, 9~11	"
	45×1m×2m	"		"		10	" 2/9 1~10	"
	50×1m×2m	"		"		22	" 5/9 1~8 " 6/9 1~8 " 8/9 1~6	"
B	15×1m×2m	M.S. Killed A.R.	.13	.25	1.00	2	3202156 8/9 7~8	"
	20×1m×2m	"		"		2	" 3/9 3, 4	"
	30×1m×2m	"		"		4	" 3/9 11~13, 15	"
	40×1m×2m	"		"		4	" 1/9 5~8	"
C	20×1m×2m	M.S. Killed N.	.20	.20	.70	2	3201786 3/7 1~2	"
	30×1m×2m	"		"		4	" 2/7 1~4	"
	40×1m×2m	"		"		4	" 7/7 2, 3, 4 " 3/7 7	"
	45×1m×2m	"		"		5	" 1/7 2, 3, 4 " 3/7 3, 4	"
D	15×1m×2m	M.S. Killed A.R.	.20	.20	.70	2	3201786 3/7 5~6	"
	20×1m×2m	"		"		2	3201983 9/9 1~2	"
	30×1m×2m	"		"		4	3201786 2/7 7, 2, 3, 4	"
X	15×1m×2m	" 2H " 鋼	.16	.45	1.25	3	32E1050 <sup>3, 5, 6</sup>	塙基性電氣爐
	20×1m×2m	"		"		7	32E1506 2/2 9~15	"
	30×1m×2m	"		"		14	" 1/2 1~14	"
Y	15×1m×2m	HT 50 N.	.16	.45	1.25	2	32E1050 1~2	"
	20×1m×2m	"		"		2	32E1008 1/2 2, 3	"
	30×1m×2m	"		"		4	" 1/2 5~7 " 2/2 1	"

材一覽表 (Specimen tested)

化 学 成 分 (Ladle analysis)									压 (Roll)	延 (H.T.)	热处理 (Roll Ratio)	引 張 試 験			曲げ試験 (Bend Test)
C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Cu	Mo				Y. P. kg/mm <sup>2</sup>	T. S. kg/mm <sup>2</sup>	Elong. %	
.12	.32	1.08	.014	.013	.06	.05	.13	.02	30,000HP 208"	N.	1/25.9	32.2	47.0	34.1	good
"	"	"	"	"	"	"	"	"	大型4重ロール	"	1/17.3	32.6	47.9	36.5	"
"	"	"	"	"	"	"	"	"	"	N.	1/17.2	32.4	47.6	30.8	"
"	"	"	"	"	"	"	"	"	"	N.	1/13.0	31.5	47.2	33.4	"
"	"	"	"	"	"	"	"	"	"	N.	1/11.5	32.9	48.8	33.6	"
"	"	"	"	"	"	"	"	"	"	N.	1/10.6	29.4	46.5	35.1	"
"	"	"	"	"	"	"	"	"	"	N.	"	28.8	45.2	27.5	"
"	"	"	"	"	"	"	"	"	"	N.	1/10.3	29.4	46.5	35.1	"
"	"	"	"	"	"	"	"	"	"	A.R.	1/34.4	33.7	50.8	25.6	"
"	"	"	"	"	"	"	"	"	"	"	1/25.9	32.1	47.6	29.6	"
"	"	"	"	"	"	"	"	"	"	"	1/17.3	32.4	48.8	30.5	"
"	"	"	"	"	"	"	"	"	"	"	1/13.0	33.3	48.7	29.6	"
.19	.27	.67	.014	.029	.07	.04	.18	tr.	"	N.	1/27.1	31.8	48.2	27.0	"
"	"	"	"	"	"	"	"	"	"	"	1/20.0	32.1	47.1	33.5	"
"	"	"	"	"	"	"	"	"	"	"	1/13.5	25.5	44.7	29.5	"
"	"	"	"	"	"	"	"	"	"	"	"	25.9	45.1	34.9	"
"	"	"	"	"	"	"	"	"	"	"	1/13.3	25.7	44.9	33.0	"
"	"	"	"	"	"	"	"	"	"	"	1/12.0	25.4	45.0	32.0	"
"	"	"	"	"	"	"	"	"	"	A.R.	1/36.0	38.3	53.0	29.4	"
.19	.23	.73	.020	.030	.07	.05	.18	tr.	"	"	1/22.0	33.8	49.6	26.4	"
.19	.27	.67	.014	.029	.07	.04	.18	tr.	"	"	1/20.0	32.8	50.0	27.7	"
.16	.40	1.12	.020	.014	.11	.06	.24	tr.	1,500HP ラウト 式3重ロール	Q.T.	1/20.0	51.6	68.7	19.4	"
.15	.48	1.26	.018	.013	.12	.05	.20	.03	30,000HP 208"	"	1/25.9	49.7	61.5	20.1	"
"	"	"	"	"	"	"	"	"	"	"	1/17.3	52.4	61.7	24.0	"
.16	.40	1.12	.020	.014	.11	.06	.24	tr.	1,500HP ラウト 式3重ロール	N.	1/10.0	39.9	55.7	22.4	"
.15	.43	1.17	.017	.013	.24	.09	.22	.02	30,000HP 大型4重ロール	"	1/25.8	37.3	51.5	27.3	"
"	"	"	"	"	"	"	"	"	"	"	1/17.2	41.1	55.7	30.6	"
"	"	"	"	"	"	"	"	"	"	"	"	38.4	51.2	30.2	"

一試験、バンデアビーン試験が行われ、後者として二重引張試験及びエッソー試験が実施された。これら各試験の試験内容と供試鋼材の組合せを一覧に示すと Table 1・3 のようになる。

Table 1・2 供試鋼の種類、目標成分及び板厚

符 号	種 類	目 標 成 分			板 厚 (mm)
		C	Si	Mn	
A	優れた切欠靱性を持つキルド鋼焼準材	0.13	0.25	1.00	50, 45, 40, 30, 20
B	Aと同一チャージ材、但し圧延のまま	"	"	"	40, 30, 20, 15
C	中位の切欠靱性を持つキルド鋼焼準材	0.20	0.20	0.70	45, 40, 30, 20
D	Cと同一チャージ材、但し圧延のまま	"	"	"	30, 20, 15
X	焼入焼戻し高張力鋼	0.16	0.45	1.25	30, 20, 15
Y	Xと同一チャージ高張力鋼焼準材	"	"	"	30, 20, 15

Table 1・3 各試験項目、試験内容とその供試鋼 (○印実施)

分 類 試 験 項 目	鋼 材 板厚 mm	A		B		C		D		X		Y		
		50	45	40	30	20	40	30	20	15	45	40	30	20
工 業 的 試 験	シャ ル ビ 試 験	標準試験	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○
		直角方向試験	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○
		板表面部試験	○	○	○	○					○	○		
工 業 的 試 験	ティ ッ バ ー 試 験	標準試験	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○
		板厚切削試験	○								○			
		板幅変化試験		○							○			
伝 播 試 験	バン ダ ビ ー 試 験	標準試験	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○
		板厚切削試験	○								○			
		板幅変化試験		○							○			
伝 播 試 験	二試 重 試 験 引 張	標準試験	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○
		板厚切削試験	○											
伝 播 試 験	エ ッ ソ ー 試 験	標準試験	○	○	○						○	○		

## 第2章 工業的試験法による厚板の切欠脆性に関する研究

### 2・1 標準 V シャルピー試験

#### 2・1・1 試験用鋼材および試験片

本部会の研究に使用した鋼材 (A, B, C, D, X, Y) に対して、標準の V ノッチシャルピー試験片を、鋼材の圧延方向 (Long. 方向) およびこれと直角方向 (Trans. 方向) から採取した。

また試験片は原則として板厚中央部 (Core 部) より採取したが、鋼材 A と X のみは、板面 (Rim 部) からも Long. 方向のものを併せて採取した。V ノッチはすべて板面に垂直に付けた。

#### 2・1・2 試験成績

試験片を冷却または加熱して、各種の温度で衝撃試験を行ない、衝撃値・剪断破面率・ノッチ底部の横収縮率を測定した。これらの靱性値と試験温度との関係を示す曲線から遷移温度その他を求めて Table 2・1 の結果を得た。

Table 2・1 中の記号は次の通りである。

$E_0$	0°C における吸収エネルギー
$E_{\max}$	吸収エネルギーの、高温側における最高値
$Tr_{15}$	15 Ft-Lbs 遷移温度
$Tr_{\phi 2}$	ノッチ底部の横収縮率が 2% に減少する温度
$Tr_E$	吸収エネルギーが $1/2 E_{\max}$ となる温度
$Tr_s$	50% 剪断破面率遷移温度
% Crystallinity at 0°C	0°C における脆性破面率

#### 2・1・3 考察

Table 2・1 の試験結果を、鋼材ごとに板厚に対して整理すると、次の諸項が明らかとなる。

##### (1) $E_0$

各鋼材の  $E_0$  が板厚に応じて変化する状態を、Fig. 2・1 に示す。一般に鋼材 A は C より、B は D よりも切欠靱性が勝れ、また A は B より、C は D よりも同様に  $E_0$  値が高く、従来から信ぜられている高 Mn/C 値と焼ならし処理の好影響が確認された。また鋼材 X, Y は高い切欠靱性を示した。

板厚の増加に対する  $E_0$  の変化は不規則で、本実験に関する限り一定の傾向を示すとは認められない。

##### (2) $Tr_{\phi 2}$ と $Tr_{15}$

Fig. 2・2 の  $Tr_{\phi 2}$  と  $Tr_{15}$  においても、各鋼材の靱性値は  $E_0$  に準じた変化を示す。

Fig. 2・3 は  $Tr_{\phi 2}$  と  $Tr_{15}$  の関係を示すもので、同種遷移温度 (この場合は Ductility 遷移温度) 同志の間には、鋼材の種類と板厚の如何を問わず、密接な関連性のあることが分る。

##### (3) $Tr_E$ と $Tr_s$

Table 2·1 Summary of Test Results

Item of Steel	Kind of Steel	Location of Specimen	Thickness (mm)	$E_0$ (kg-m/cm <sup>2</sup> )	$E_{max}$ (kg-m/cm <sup>2</sup> )	$Tr_{15}$ (°C)	$Tr_{\beta 2}$ (°C)	$Tr_E$ (°C)	$Tr_s$ (°C)	% Cryst. at 0°C
A	M. S. Killed (Norma.)	Long. (Core)	20	14.7	22.4	-50	-55	-5	2	55
			30	14.9	15.1	-39	-54	-18	-16	0
			40	15.6	18.5	-58	-62	-7	-12	16
			45	17.7	19.4	-69	-75	-36	-31	0
			50	16.8	17.0	-63	-69	-23	-19	9
		Trans. (Core)	20	5.9	9.8	-44	-50	-7	-2	46
			30	7.3	7.8	-43	-48	-26	-30	1
			40	8.0	8.4	-45	-68	-19	-24	7
			45	9.2	9.7	-60	-70	-27	-31	0
			50	10.5	10.6	-54	<-70	-18	-19	0
		Long. (Rim)	20	14.3	20.5	-50	-54	-10	2	57
			30	15.0	15.4	-52	-63	-16	-12	0
			40	18.3	18.8	-72	-74	-19	-15	8
			50	17.8	18.2	-77	-80	-37	-35	0
B	M. S. Killed (As Rolled)	Long. (Core)	15	10.2	13.4	-35	-41	-13	-18	17
			20	11.2	18.5	-42	-48	-3	-1	49
			30	8.8	15.5	-22	-27	-2	0	50
			40	8.8	14.7	-37	-40	-5	-8	31
		Trans. (Core)	15	4.2	4.5	-25	-35	-17	-18	4
			20	5.4	8.7	-34	-40	-3	-3	43
			30	4.7	8.0	-16	-21	-2	-5	36
			50	5.3	6.7	-32	-42	-14	-7	23
C	M. S. Killed (Norma.)	Long. (Core)	20	9.7	12.4	-35	-41	-9	-17	8
			30	10.0	11.2	-36	-41	-16	-16	13
			40	10.2	18.3	-27	-32	-4	0	50
			45	9.0	12.0	-35	-40	-12	-16	15
		Trans. (Core)	20	4.5	4.8	-20	-35	-15	-27	4
			30	6.1	6.5	-33	-41	-24	-21	5
			40	4.3	9.5	-24	-30	11	11	66
			45	4.5	5.5	-27	-35	-23	-20	9
D	M. S. Killed (As Rolled)	Long. (Core)	15	10.1	10.8	-42	-50	-34	-37	0
			20	6.1	9.0	-22	-31	-5	-4	30
			30	8.4	10.3	-31	-38	-15	-19	9
		Trans. (Core)	15	3.3	3.8	-24	-43	-27	-43	0
			20	4.0	4.5	-19	-30	-15	-22	5
			30	5.1	5.5	-29	-38	-20	-28	3
X	2 H (Q. & T.)	Long. (Core)	15	12.6	15.6	-67	-80	-25	-31	5
			20	16.7	16.7	-73	-79	-53	-58	0
			30	13.9	17.5	-49	-52	-10	-12	14
		Trans. (Core)	15	9.7	11.0	-62	-65	-28	-30	3
			20	4.7	4.8	-57	-80	-50	-62	0
		Long. (Rim)	30	8.4	10.5	-51	-63	-20	-20	14
			20	17.8	18.0	-79	-80	-56	-62	0
			30	12.9	14.2	-75	-78	-53	-55	0
Y	HT 50 (Norma.)	Long. (Core)	15	9.5	18.0	-57	-60	0	-5	44
			20	20.7	22.3	-86	<-90	-28	-24	5
		Trans. (Core)	30	10.9	21.1	-65	-70	0	1	55
			15	7.6	10.5	-55	-66	-12	2	52
			20	7.9	8.4	-60	-80	-28	-29	7
			30	4.8	10.0	-50	-64	6	6	67

Steel	Chemical Comp. (Ladle)			Note
	C	Si	Mn	
A	0.12%	0.32%	1.08%	M.S. Killed (N.)
B	0.12	0.32	1.08	" " (A.R.)
C	0.19	0.27	0.67	" " (N.)
D	0.19	0.23	0.73	" " (A.R.)
X	0.16	0.40	1.12	2 H (Q.T.)
Y	0.16	0.40	1.12	H.T. 50 (N.)

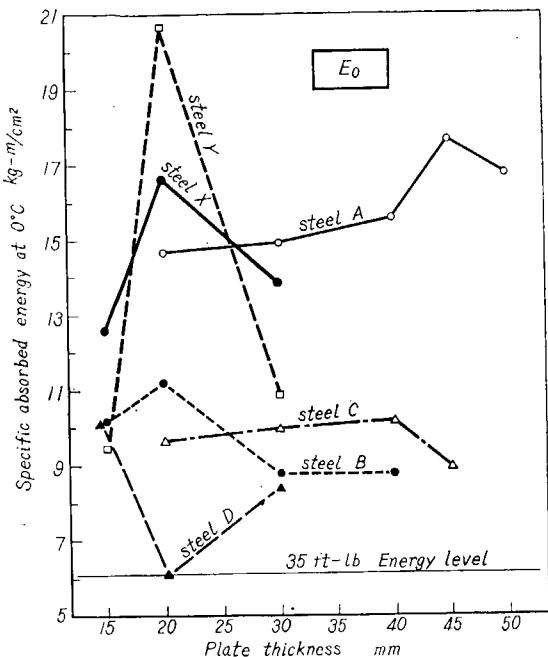


Fig. 2.1 Summary of Standard V-Notched Charpy Impact Test Results at 0°C, for Various Kind of Steels and Plate Thickness

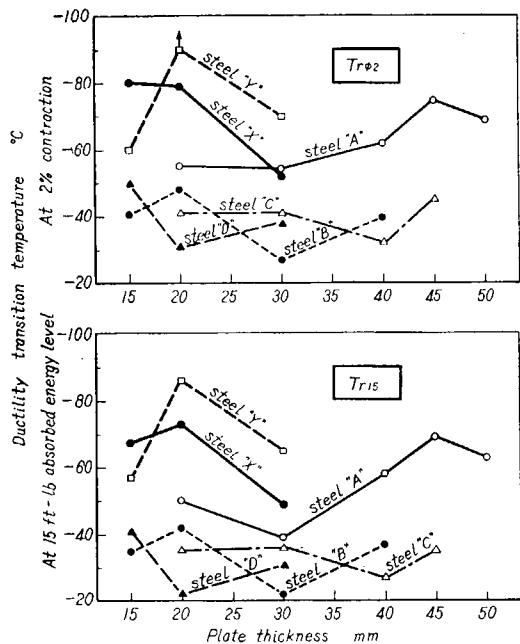


Fig. 2.2 Summaries of Ductility Transition Temperature ( $Tr_0^2$  &  $Tr_{15}$ ) by Standard V-Notched Charpy Impact Test Results at Various Temperatures

Fig. 2.4 に示す通り,  $Tr_E$  と  $Tr_s$  の変化も  $E_0$  に似たものであるが、細部においては異なる点がある。特に、鋼材 X の切欠靭性は極めて良好である。

Fig. 2.5 は  $Tr_E$  と  $Tr_s$  が、密接な関連性を持つことを示す。 $Tr_s$  は代表的な Fracture 遷移温度であるが、 $Tr_E$  もまたこれに属した性質のものと考えられる。

Fig. 2.6 は Fracture 遷移温度  $Tr_s$  と、Ductility 遷移温度  $Tr_{15}$  の関係を示すものである。鋼材 B を除けば、両者の間には大体直線的な比例関係が存在するが、鋼種ごとのグループに分れて図示されることが分る。

#### (4) $E_0$ と % Crystallinity

0°C における % Crystallinity と  $E_0$  の関係を Fig. 2.7 に示す。鋼材の圧延方向に採取した試験片は、いずれも  $E_0 \geq 35$  Ft-Lbs, % Cryst.  $\leq 70\%$  の範囲にある。

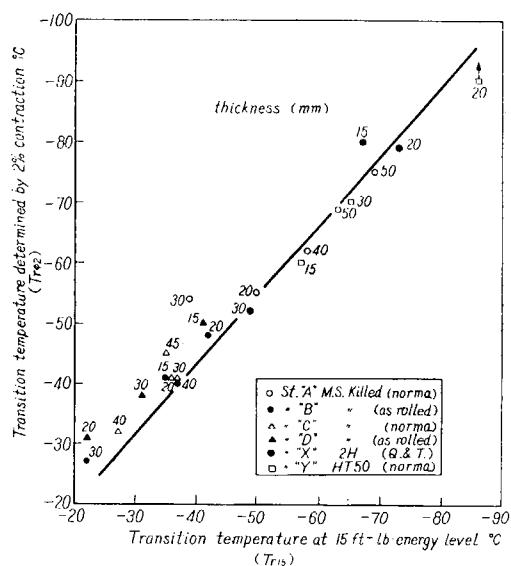


Fig. 2.3 Relation between  $Tr_{15}$  &  $Tr_{32}$  for Various Steels

Steel	Chemical Comp. (Ladle)			Note
	C	Si	Mn	
A	0.12	0.32	1.08	M.S. Killed (N)
B	0.12	0.32	1.08	" " (AR)
C	0.19	0.27	0.67	" " (N)
D	0.19	0.23	0.73	" " (AR)
X	0.16	0.40	1.12	2 H (Q.T.)
Y	0.16	0.40	1.12	H.T. 50 (N)

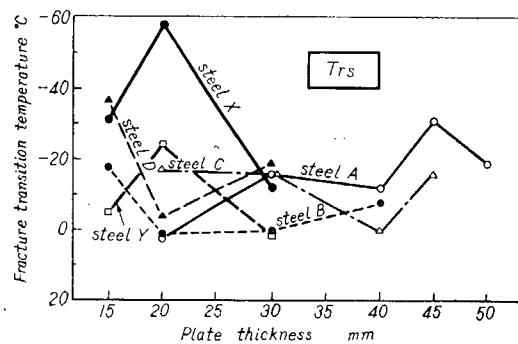
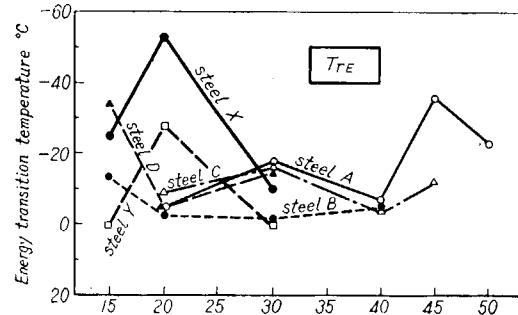


Fig. 2.4 Summaries of Energy Transition Temp. ( $Tre$ ) & Fracture Transition Temp. ( $Tr_s$ ) by Standard V-Notched Charpy Impact Test Results at Various Temperatures

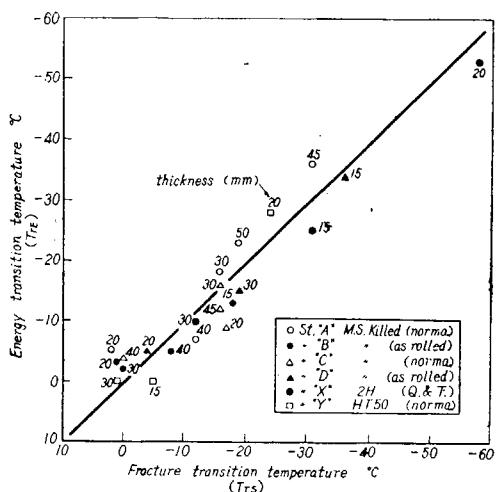


Fig. 2.5 Relation between  $Tr_s$  &  $Tr_E$  for Various Steels

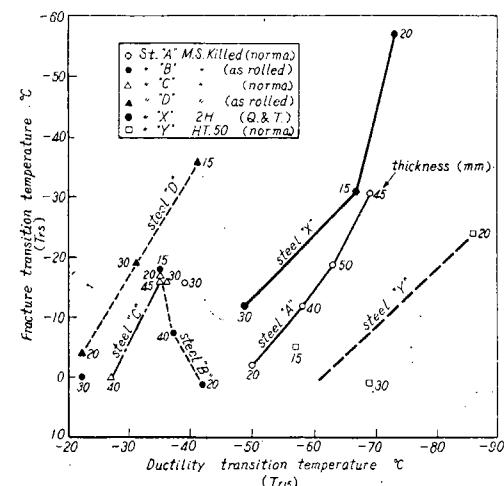


Fig. 2.6 Relation between  $Tr_{15}$  &  $Tr_s$  for Various Steels

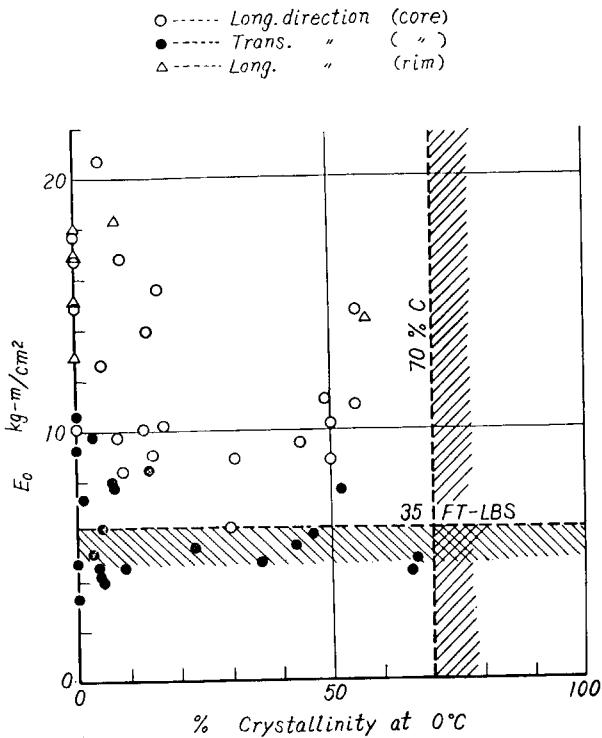


Fig. 2.7  $E_0$  & Percent Crystallinity at  $0^\circ$

### (5) 切欠靱性値と他の諸性質との比較

Fig. 2.8～Fig. 2.13においては、各鋼材ごとに、板厚の増加に応じて変化する切欠靱性値と、他の諸性質との間にどのような関連があるかを検討した。

切欠靱性値には  $E_0$ ,  $Tr_{15}$ ,  $Tr_s$  の3者をとり、また鋼材の諸性質に関与する量としては

降伏点 ( $\sigma_y$ ) 引張り強さ ( $\sigma_u$ ) 延伸率 ( $\delta$ ),

破面が層状組織を呈した割合,

Grain Size (Austenite と Ferrite),

C, Si, Mn の量,

圧延比,

最終圧延温度と焼ならし温度

を選んだ。

元来鋼材は板厚が増加するとともに切欠靱性を漸次失い、板厚が約 35 mm 以上となると脆化が急激に進むのではないかと予想され、これを裏付ける資料も若干報告された。それにもかかわらず本実験で取扱った鋼材に関する限り、板厚増加に伴う脆化の現象はほとんど認められなかつた。Fig. 2.8～Fig. 2.13 の結果が示すように、鋼材の切欠靱性値と他の諸性質の間には明確な関連性は存在しないようで、その理由は不明のまま残されていると言わざるを得ない。

しかし、かかる好成績を得た原因を強いて挙げるならば、最終圧延温度の影響を指摘することがで

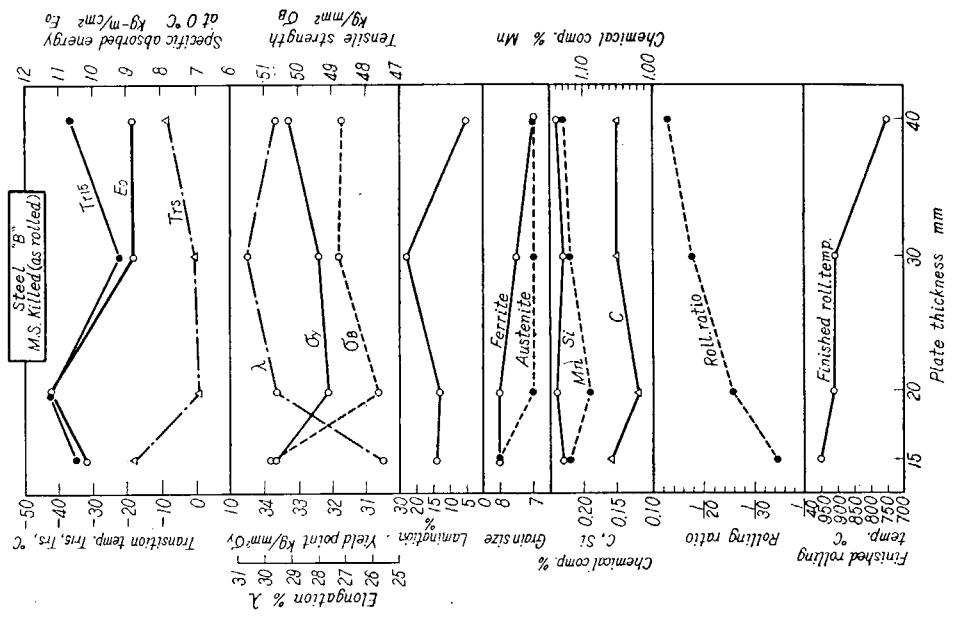
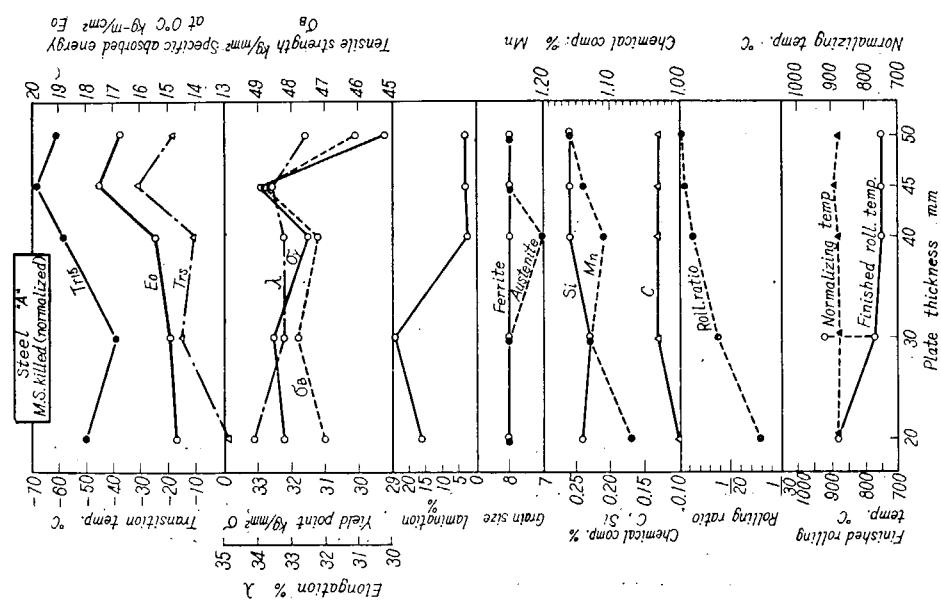


Fig. 2.8 Effect of Plate Thickness on the Various Properties of Steel "A"  
Fig. 2.9 Effect of Plate Thickness on the Various Properties of Steel "B"



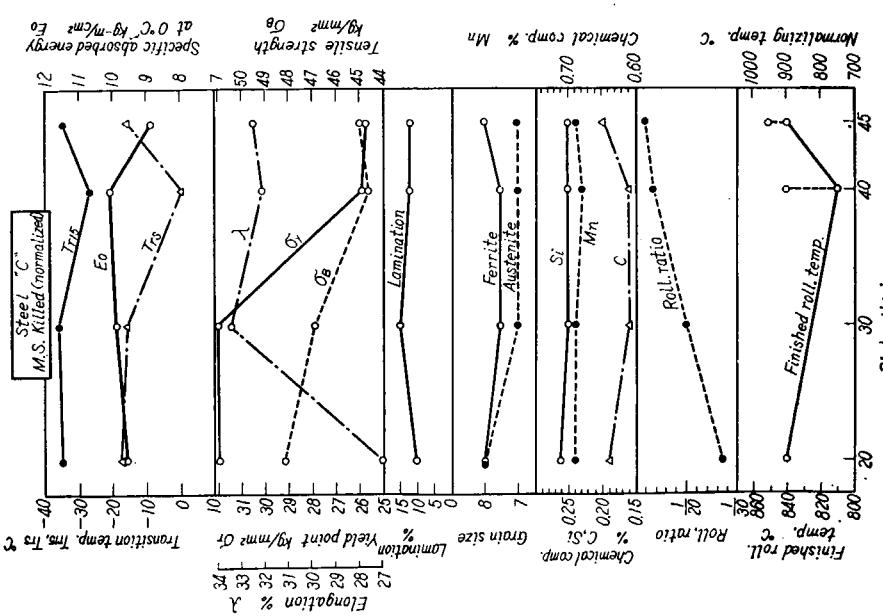


Fig. 2.10 Effect of Plate Thickness on the Various Properties of Steel "C".

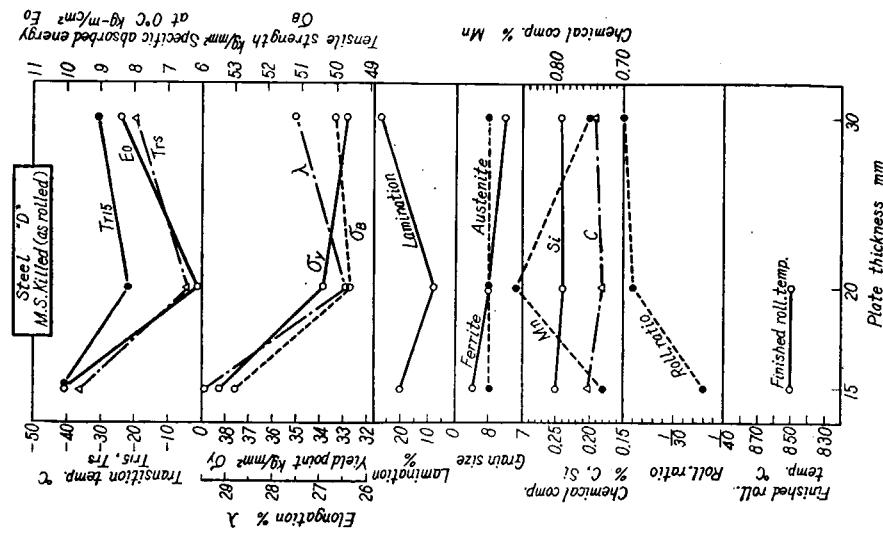


Fig. 2.11 Effect of Plate Thickness on the Various Properties of Steel "D".

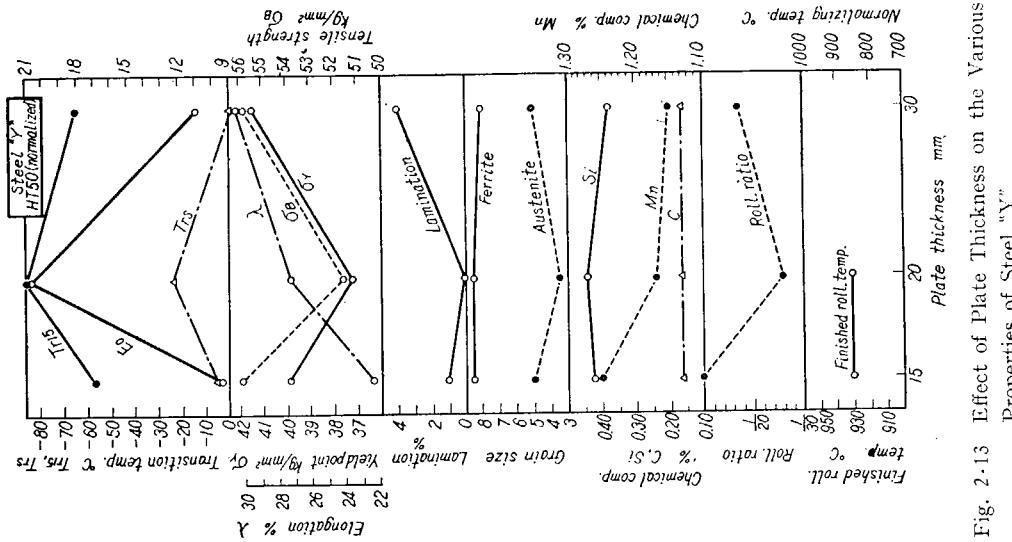


Fig. 2-12 Effect of Plate Thickness on the Various Properties of Steel "X"

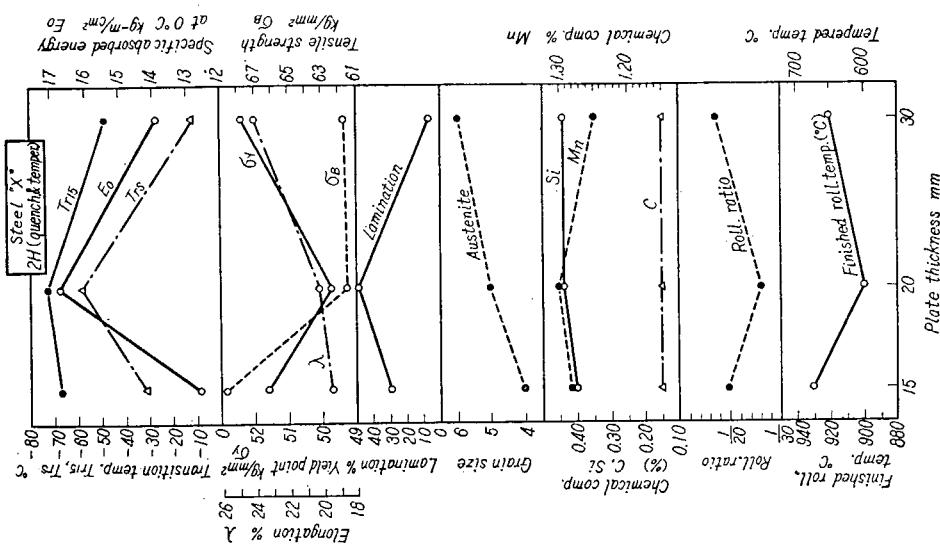


Fig. 2-13 Effect of Plate Thickness on the Various Properties of Steel "Y"

きると思われる。すなわち Cold Work の悪影響が現われない程度に最終圧延温度を下げるることは、鋼材の切欠靱性を高める有力な手段であることは、従来の諸研究によりほぼ確められているが、本実験の鋼材の厚板では、この温度は約 750°C で、かなりの好影響を与えたものと予想されるのである。

#### 2.1.4 結論

(1) 供試鋼材は船体用圧延鋼板としては極めて厚い板厚のものを含んでいたにもかかわらず、いずれも良好な切欠靱性を示した。試験片を圧延方向から採取すれば、すべての鋼材は 35 ft-lbs 以上の  $E_0$  値と、70% 以下の Crystallinity (0°C) を示した。

(2) 最終圧延温度を約 750°C 位まで下げるとは、厚板の切欠靱性を向上させるための有力な手段であるように思われる。

(3) Mn/C 値の高いキルド軟鋼を焼ならしすれば、切欠靱性に富んだ厚鋼板を得ることができる。

(4) 焼入れ焼戻しした高張力鋼 (X 鋼) の切欠靱性は優秀であった。

#### 2.2 ティッパー試験

##### 2.2.1 試験鋼板及び試験条件

供試鋼はシャルピー試験と同様 A, B, C, D, X 及び Y の 6 種類である。本試験においてはこれら供試鋼の圧延板厚のままの標準試験 22 条件のほか、A 材板厚 50 mm について機械加工により 40 mm, 30 mm, 20 mm, 15 mm, X 材板厚 30 mm について同じく 20 mm, 15 mm に切削減厚した板厚の効果を調べる試験を加えており、また A 及び X 材板厚 30 mm の場合において試験片幅を 30 mm, 45 mm (標準), 60 mm, 90 mm に変化させ、試験片幅の影響を調べる試験を併せて実施した。これにより試験条件は合計 34 条件となる。

##### 2.2.2 試験片形状

試験片形状を Fig. 2.14 に示す。

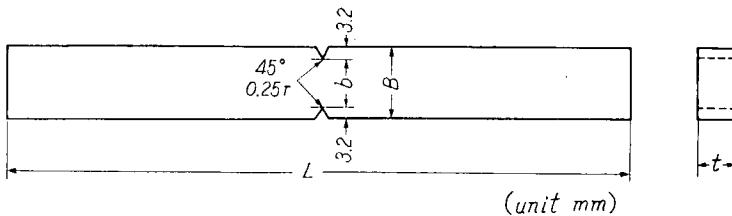


Fig. 2.14 Dimensions of Specimen

切欠は深さ 3.2 mm、側面角 45°、先端丸味半径 0.25 mm であつて、これは試験片の大小に拘わらず一定としている。試験片幅  $B$  は

板厚 20 及び 15 mm	1.25"
" 30 及び 40 mm	1.5 /
" 45 及び 50 mm	1 $t+6.4$ mm

とした。厚板に対しては  $B/t$  を 1.5 とする予定であつたが試験機に対する条件を考慮して  $b=t$  の

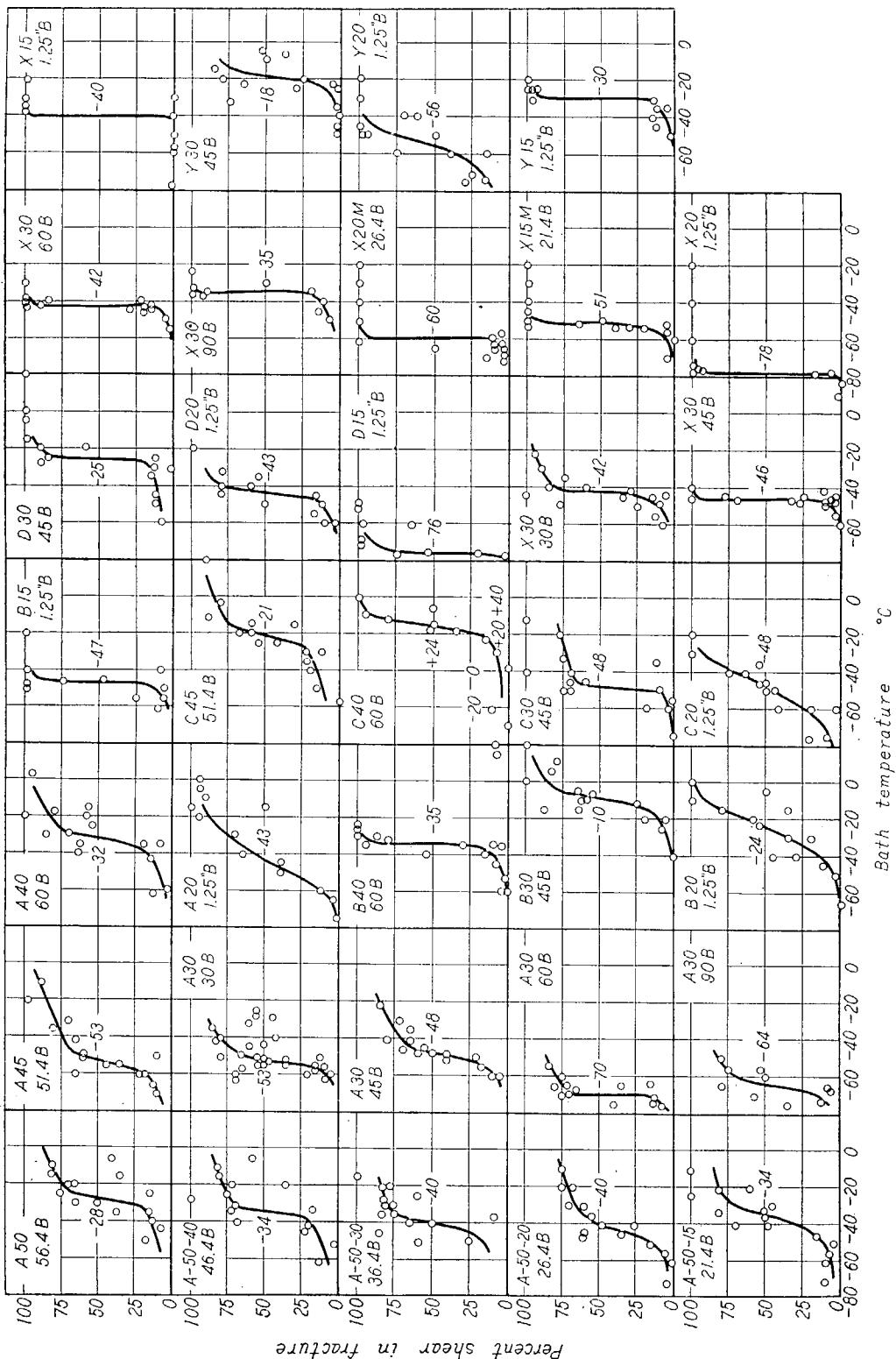


Fig. 2.15 Percent shear in Fracture-Temperature Curves in Tipper Test (Bath Temperature Base)

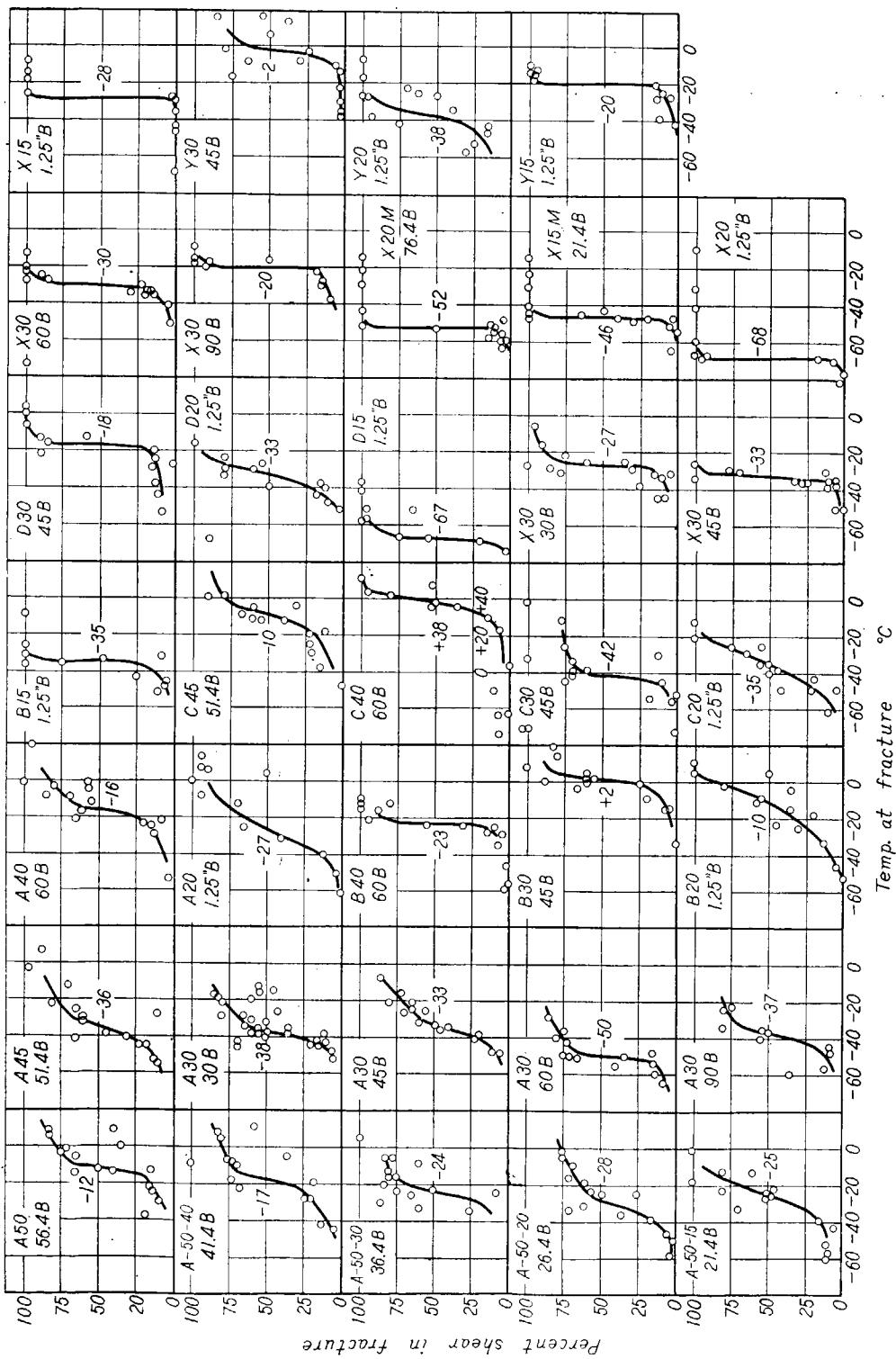


Fig. 2.16 Percent Shear in Fracture-Temperature Curves in Tipper Test (Temp. at Fracture Base)

形状とした。A 材及び X 材の機械加工により板厚を切削した試験片は破面の相似性を考えて板厚に関係なく  $b=t$  の形状を採用している。

試験片長さ  $L$  は試験機のチャック間の距離を最少 150 mm となる寸法とし、 $4 \times B$  が 150 mm を超える場合はこの値にチャックの幅み代を加えた値とした。

### 2・2・3 引張試験

実験は運輸技研熔接接部 50 ton アムスラー形万能試験機（厚さ 20 mm 及び 15 mm の試験片）及び日本钢管鶴見製鉄所検査課 200 ton アムスラー形万能試験機を使用して行つた。試験片はドライアイスとアルコールで冷却し、冷却槽の温度をアルコール温度計で測定すると同時に、全ての試験片は熱電対を取り付け、降伏点及び破断時の温度も測定している。なお X 材 20 mm の場合は遷移温度が極めて低かつたためその冷却に液体窒素を使用した。

熱電対は切欠底部を結ぶ直線の中央にゴム細片を介して大型クリップ 2 個で押さえつけて取付けており、この方法によれば厚さ 20 mm の試験片の場合、試験片中心部まで  $0.15 \text{ mm} \phi$  のドリル孔をあけ、その底に熱電対を溶接して測定した中心部の温度と破断時において約  $2^\circ\text{C}$  程度の誤差で測定できることが確められている。

液槽内の試験片を保持した時間は 15 乃至 20 分であり、板厚 50 mm の場合においても試験片中心部で測定した温度は 7~8 分でほぼ一定になつてゐる。

### 2・2・4 実験結果

剪断破面率-温度曲線を Fig. 2・15, Fig. 2・16 に示した。Fig. 2・15 は試験片を取出した時の冷却槽温度を基準にとつたものであり、Fig. 2・16 においては熱電対により測定した破断時温度を横軸にとつてある。これらより 50% 破面遷移温度をまとめれば Table 2・2 の如くなる。

Fig. 2・17~Fig. 2・19 には代表的な試験片破面を示した。Fig. 2・17 は板厚 50 mm より切削した

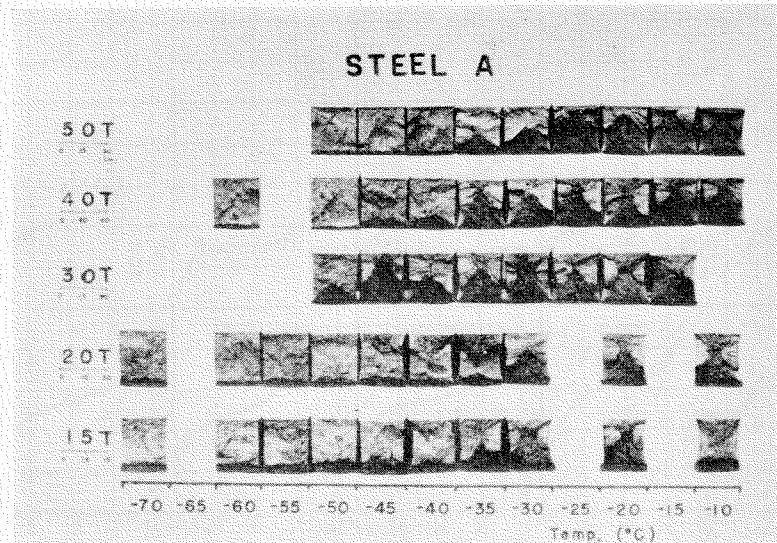


Fig. 2-17 Fractures of Specimens, A-50 and Reduced Thickness by Machining Bath Temperature Base

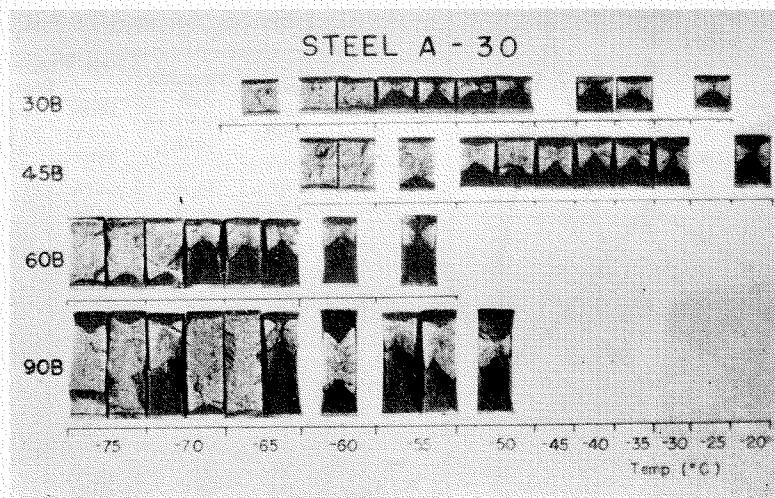


Fig. 2-18. Fractures of Specimens, A-30. Specimen Widths are changed from 30 to 90 mm. Bath Temperature Base

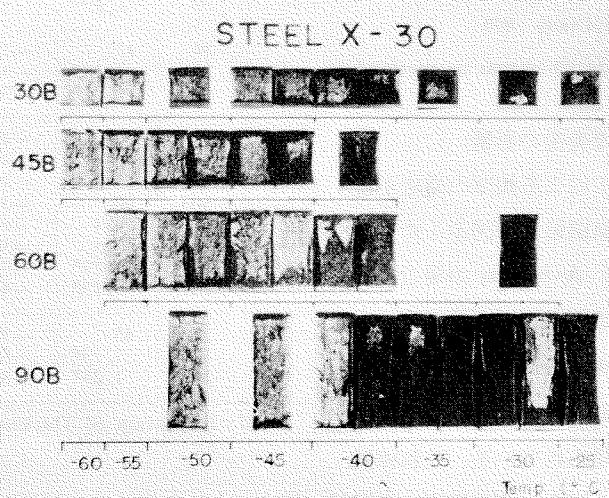


Fig. 2-19. Fractures of Specimens, X-30. Specimen Widths are changed from 30 to 90 mm. Bath Temperature Base

場合の A 材の破面, Fig. 2-18 は A 材厚さ 30 mm で幅を変化させた場合, Fig. 2-19 は同じく X 材の破面である。

## 2・2・5 実験結果の考察

### (1) 压延板厚の影響

Table 2-2 の結果より機械切削により減厚した場合を除いて試験材厚さと破面遷移温度の関係を図示すれば Fig. 2-20 の如くなる。この結果よりみると全体としては試験材の厚さが増加すれば破面遷移温度は上昇する傾向を示しているといえるが個々の鋼材について明瞭な関連性は認められず、製鋼上の諸条件がより大きな影響力をもつものと考えられる。

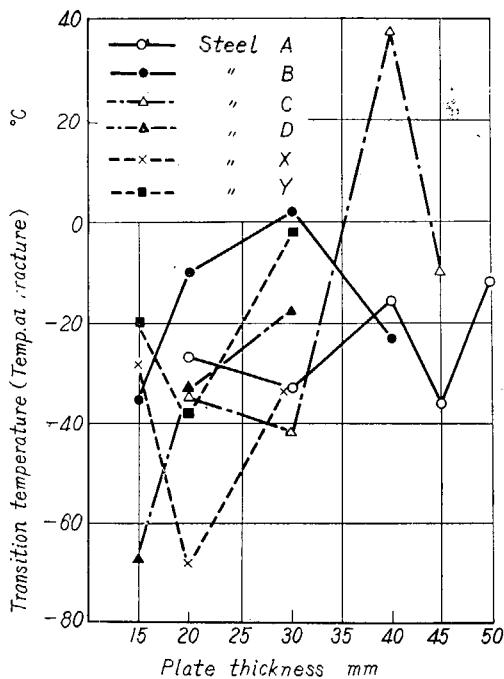


Fig. 2-20 Effect of Plate Thickness as received

## (2) 切削による板厚変化の影響

Fig. 2-21 は機械加工による板厚の変化が遷移温度に及ぼす影響の試験結果を図示したものである。これによれば A-50 mm の場合、40 mm, 30 mm に減厚するにつれて遷移温度は次第に低温となり、20 mm に切削した場合は最低を示し、15 mm に切削した場合は逆に遷移温度が上昇する現象が見られている。これは試

験鋼板の厚さが増加した場合、遷移温度は高温側へ移るであろうという一般的な常識が本試験における厚さ 30 mm の場合に示されたと言えるものであり、本試験の結果ではこの範囲での遷移温度上界率は板厚 10 mm に対し  $6^{\circ}\text{C}$  ということになる。

本試験においてはティッパー試験の方法に従い、試験片の大きさについて切欠深さを変化させるとする方法はとつていない。これにより試験片が小さくなれば切欠の相対的深さは次第に増加することになつて試験片破断部に発生する多軸応力比は増大することになろう。この理由によつて板厚を 15 mm まで切削した場合には逆に遷移温度が上昇する結果になつたものと考えている。

なお X 材の結果は厚さ 30 mm と 20 mm に切削した場合で大きな差が見られている。この厚さ 30 mm の場合の結果は Fig. 2-22 より試験片幅  $t+6.4 \text{ mm}$  ( $36.4 \text{ mm}$ ) に相当する遷移温度を読み取つてプロットしたものである。本ティッパー試験の実施に当つては試験片幅を変化させる実験を行つて、切削試験片による実験は最後となつたため X 材の場合 30 mm の結果と 15 mm, 20 mm の結果

Table 2-2 Summary of Test Results

Item of Steel	Thickness (mm)	Breadth of Specimen (mm)	50% Fracture Transition Temp. (°C)		
			Bath Temp. Base	Temp. at Fracture Base	Differ- ence of Temp.
A	50	56.4	-28	-12	16
	40M*	46.4	-34	-17	17
	30M	36.4	-40	-24	16
	20M	26.4	-40	-28	12
	15M	21.4	-34	-25	9
	45	51.4	-53	-36	17
	40	60	-32	-16	16
	30	30	-53	-38	15
	30	45	-48	-33	15
	30	60	-70	-50	20
B	30	90	-64	-37	27
	20	1.25"	-43	-27	16
	40	60	-35	-23	12
	30	45	-10	+2	12
C	20	1.25"	-24	-10	14
	15	1.25"	-47	-35	12
	45	51.4	-21	-10	11
	40	60	+24	+38	14
D	30	45	-48	-42	6
	20	1.25"	-43	-33	10
	15	1.25"	-76	-67	9
	30	30	-42	-27	15
X	30	45	-46	-33	13
	30	60	-42	-30	12
	30	90	-35	-20	15
	20M	26.4	-60	-52	8
	15M	21.4	-51	-46	5
	20	1.25"	-78	-68	10
	15	1.25"	-40	-28	12
Y	30	45	-18	-2	16
	20	1.25"	-56	-38	18
	15	1.25"	-30	-20	10

\* M: Reduction of Thickness by Machining

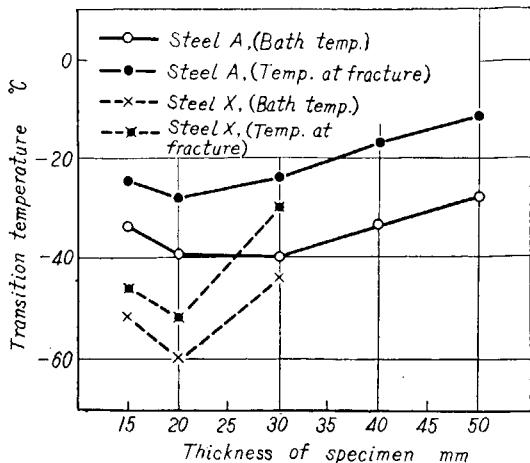


Fig. 2.21 Effect of Specimen Thickness reduced by Machining

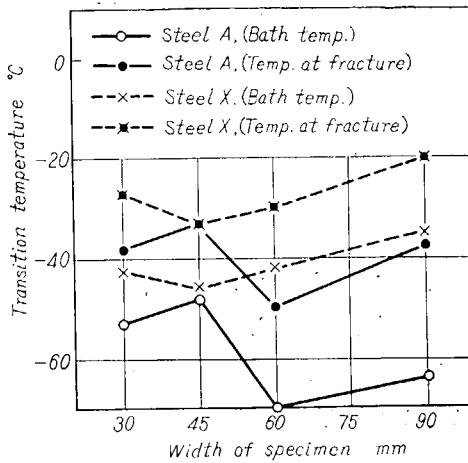


Fig. 2.22 Effect of Specimen Width. Plate Thickness 30 mm

は異なる鋼板番号の板より採取した試験片によって求められている。X材における結果がA材の場合と比較して異なるのは、この試験片採取位置の影響によるものであると思われる。なお、A-50材の場合においてはA材厚さ30mmで幅を変化させた試験の結果、鋼材採取位置に起因すると思われるバラツキが極めて大きかつた経験に基づき充分な注意を払って鋼板番号の連続する近接した位置より試験片を採取している。

### (3) 試験片幅の影響

Fig. 2.22にA及びX材厚さ30mmの鋼板について試験片幅を変化させた場合の結果を図示した。これによればX材はほぼ妥当と思われる傾向を示しているのに反してA材は極めてバラツキが大きく、この理由はやはり試験片の採取位置の影響ではないかと考えられる。X材の場合も破面の写真がFig. 2.19に示されている如く、かなりシーム割れが発生しており、また材料が焼入焼戻しという特殊な製法によるものであると考えると、これら両鋼板の試験結果から均質な鋼板における試験片幅の影響を推定することは疑問があるといえるかもしれない。

しかしながら、X材の結果において試験片幅があまり小さくなると逆に遷移温度が上昇するという現象は、前記試験片厚さを変化させた場合の試験と同様に切欠効果の増大により説明できるものであり、試験片幅の増大につれて遷移温度の上昇する現象もこの程度のものではないかと思われる。

なお試験片幅が増加すれば遷移現象が明瞭に現われるという点についてはFig. 2.15, Fig. 2.16に見られたとおり、本試験の結果ではそのような傾向は示されなかつた。

### (4) 鋼材の種類と遷移温度の関係

焼準を行った鋼材A及びCと圧延のままのものB及びDの遷移温度をFig. 2.20により比較してみると、一般には焼準により改善される傾向は認められてはいるが、板厚40mmの場合は逆にA材の遷移温度はB材のそれより高くなつておらず、また焼準しているC材の遷移温度は全供試鋼のうちかけ離れた高い遷移温度を示している。これらよりみると板厚が厚くなつてきた場合、焼準の処理が効果を發揮しにくいのではないかという疑問がもたれ、厚板に対しては焼準により材質を改善する

という常識から考えてこの点は検討を要する問題であるといえよう。

次に合金成分の影響を A, B 材及び C, D 材で比較すると C 材は板厚 30 mm 及び 20 mm の場合には逆に A 材より優れているが、厚さ 40 mm, 45 mm の場合には悪くなつており、特に 40 mm の場合の成績よりみて厚板にはやはり A 材程度の合金成分が要求されるものと思われる。B 材と D 材との間では成績は全く逆で C 量高く、Mn 量の低い材料の方がより優れた成績を示した。これは製鋼に際して合金成分で優れたものとするのみでなく、他にも注意を払うべき要因が多く存在していることを示すものと言えよう。

次に高張力鋼 X 材と Y 材との比較であるが、X 材はほぼ Y 材と同じ合金成分をもつた鋼材に焼入焼戻しの熱処理を施したものと見做される。Fig. 2.20 よりみて Y 材では厚板に対しては不充分ということになるが、X 材は熱処理により改善されており、特に厚さ 20 mm の場合は全供試鋼のうち最も優れた結果を示した。しかし 15 mm 及び 30 mm の場合は改良型軟鋼と同程度の成績であつてこの熱処理操作に対してもより安定度を高めることが要求される。

ティッパー試験の結果ではその鋼板の遷移温度が 0°C 以下であれば通常の就航条件における船舶に対する安全性はまず保証されるものと考えられている。この規準によれば超大型船の建造に対しては改良形軟鋼焼準材または 2H 鋼を使用することが適当であろうということになる。

### (5) 他の試験方法による結果との比較

バンデアビーン試験及びシャルピー試験と本ティッパー試験の関連性を検討するため Fig. 2.23 にバンデアビーン試験  $T_{H}$  遷移温度とティッパー試験、Fig. 2.24, Fig. 2.25 にシャルピー試験 50% 破面遷移温度及び 15 ft-lb 遷移温度とティッパー試験遷移温度の関係を図示した。

まず Fig. 2.23 をみるとバンデアビーン試験  $T_{H}$  遷移温度とティッパー試験との間では全体とし

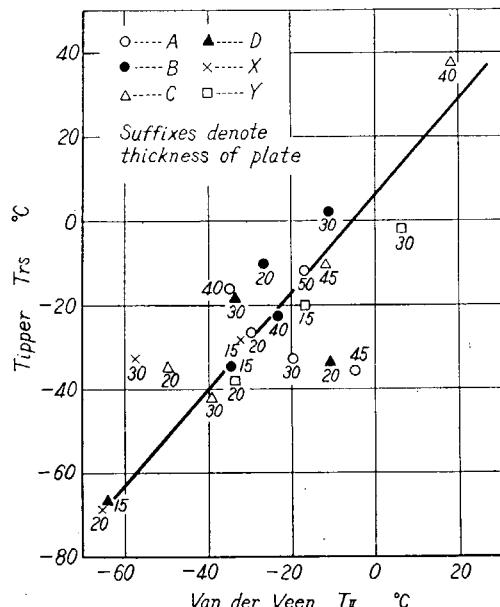


Fig. 2.23 Correlation between Tipper  $Tr_s$  and Van Der Veen  $T_H$

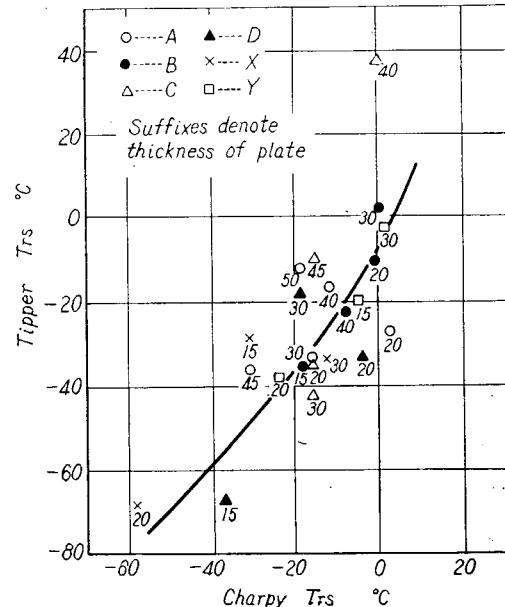


Fig. 2.24 Correlation between Tipper  $Tr_s$  and Charpy  $Tr_s$

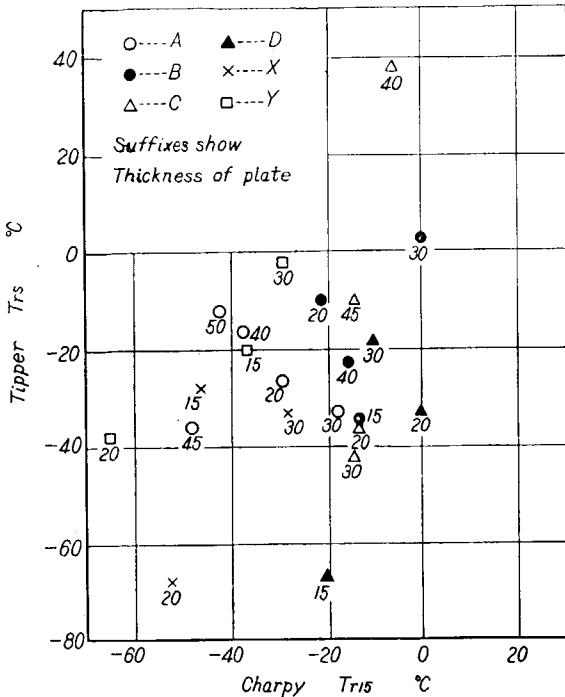


Fig. 2.25 Correlation between Tipper  $Tr_{15}$  and Charpy

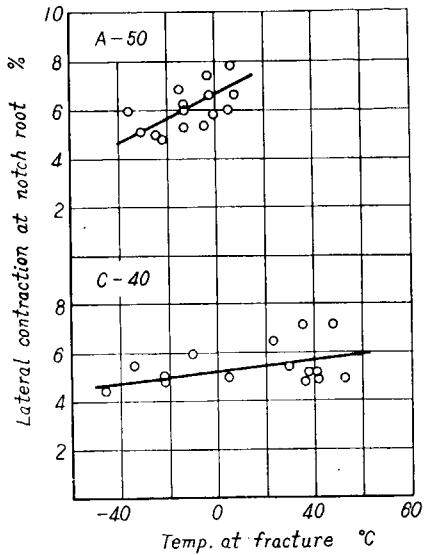


Fig. 2.26 Lateral Contraction-Temperature Curves in Tipper Test

てほぼ直線的な関係があるものと思われる。しかしながらティッパー試験において $-40^{\circ}\text{C}$ 附近に遷移温度を示した鋼材がバンデアビーン試験では $-5^{\circ}\text{C}$ 乃至 $-60^{\circ}\text{C}$ の間に分散しており、またバンデアビーン試験において $-10^{\circ}\text{C}$ 乃至 $-20^{\circ}\text{C}$ の間にくる材料がティッパー試験では $0^{\circ}\text{C}$ 乃至 $-40^{\circ}\text{C}$ の広範囲に遷移温度を示している。Fig. 2.23においてC-40, D-15, X-20の極端な3点を除いてみると、両試験方法の間の関連は漠然としたものであつてこの範囲においては関連性が良好であるとは結論できぬようにも思われる。

Fig. 2.24のシャルピー試験結果との関連性についてもほぼバンデアビーン試験と同様であるといえよう。ただシャルピー試験においてはティッパー試験及びバンデアビーン試験において著しく悪い成績を示したC-40材が他の数種の鋼材と同程度の成績を示しており、この点の理由についてはよくわからない。若しこの材料を除去すれば両試験結果の関連性はやはり直線的であつて、バンデアビーン試験との関連より幾分バラツキが少なく良好である。

シャルピー試験  $Tr_{15}$  とティッパー試験の関係は Fig. 2.24 に示された如く極めてバラバラであつて、鋼材の低エネルギー遷移温度と破面遷移温度の関連はやはり極めて薄いものであるといえよう。

#### (6) ティッパー試験における横収縮率

シャルピー試験、バンデアビーン試験においては材料の延性遷移温度として 15 ft-lb 遷移温度または横収縮遷移温度及び  $T_i$  遷移温度があり、ティッパー試験においても破面遷移温度より著しく低い温度で最大荷重点以前に破断がおこり横収縮率が減少する温度がある。本試験においてもこの現象が見られなかつたかを調べるために約 10 種の試験材について切欠底部における横収縮率の測定を行なつ

てみた。この結果延性遷移現象を明瞭に示した材料は無く、その内 2 例を Fig. 2・26 に示した。殆んど総ての材料はここに示した A-50 材程度の温度範囲でしか試験を行なつておらず、C-40 材のみは予想に反して著しく高い遷移温度を示したため約 100°C の温度範囲に亘つて試験を行なうことになった例外的な 1 例である。この材料の場合、低温においては最大荷重点に達する直前に破断を示しているが、横収縮率を測定した結果では Fig. 2・26 に示した如く殆んど遷移現象は示しておらず、これを求めるためにはさらに低温における試験が必要とされることになる。

以上の事実からティッパー試験によって延性遷移温度を求めるることは不適当であり、この目的のために衝撃試験またはバンデーピーン試験の如くプレス切欠を採用する方法によらねばならないといえる。

## 2・2・6 結 論

- 1) 試験材の厚さが増加すれば破面遷移温度は上昇する傾向が認められる。しかしこの現象は個々の試験材については明確には認められなかつた。
- 2) 切削により試験片厚さを減少させた試験においては板厚 20 mm の場合が最も低い遷移温度を示し、板厚が増してもまた減少しても遷移温度は上昇する。30 乃至 50 mm の遷移温度上昇率は 6°C/10 mm であつた。
- 3) 板厚 30 mm において試験片幅を 30 mm 乃至 90 mm に変化させた試験の結果、X 材では幅 45 mm の場合が最も低い遷移温度を示し、幅をこれより減少させても増加させても遷移温度は上昇する傾向を示す。
- 4) ティッパー試験の結果からは改良形軟鋼焼準材及び焼入、焼戻し高張力鋼が最も優れた成績を示した。しかし焼準及び焼入、焼戻しの操作に対してはより高い安定性が要求される。
- 5) ティッパー試験の結果はファンデーピーン試験  $T_{II}$  遷移温度及びシャルピー試験破面遷移温度とは関連性を持つ如くであるがあまり良好ではない。シャルピー試験  $Tr_{15}$  との関連は極めて悪い。
- 6) 本試験の温度範囲では横収縮率の変化による延性遷移現象は見られなかつた。
- 9) 謝 辞

本報告の研究において板厚 30 mm 以上の試験に際しては日本钢管鶴見製鉄所検査課 200 Ton 万能試験機を使用させていただいた。本研究を無事完了できたことは同所検査課の諸氏の御協力に俟つところが極めて大きい。ここに心から感謝の意を表する。

## 2・3 バン・デア・ピーン試験

### 2・3・1 まえがき

工業的試験による厚板の切欠脆性の研究の一環としてバンデーピーン試験を行なつた。まず板厚が増大した場合、標準の試験片寸法では幅と厚さが同程度になり板状ではなくなるが、その影響を見るために平面的寸法効果を求める試験を行なつた。

ついで切削による板厚減少効果、圧延による板厚減少効果、熱処理の影響について試験した。本節においてはこれらの結果について述べ、他の試験法による結果との関係については第 4 章で取扱う。

### 2.3.2 試験片形状および試験方法

#### a) 平面的寸法効果を求める試験

標準キルド軟鋼 A と調質鋼 X の厚さ 30 mm の板について、厚板のままで長さと幅を標準の 1 倍、1.5 倍、2 倍、3 倍に変えた試験片を作製し、切欠深度、押治具半径、支点間隔もすべて相似として破断試験を行なつた。これらの試験片形状を Fig. 2.27 に示すが、2 倍型と 3 倍型には試験片の吊上げと破断片の跳出しを防ぐために、ワイヤーロープを通す孔をあけた。破断方法は標準のパンデッピング試験と同一である。

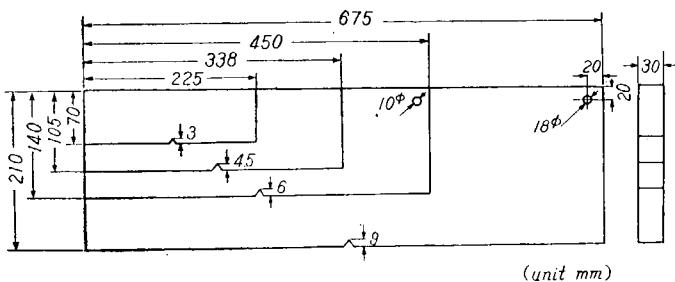


Fig. 2.27 Test Specimens for studying Size Effect

#### b) 切削による板厚減少効果

平面的寸法効果を求める試験の結果、試験片寸法は  $225 \times 70 \times t$  mm の標準寸法でも大型のものと変わらない遷移温度がえられることがわかつたので、本シリーズはすべて  $225 \times 70$  mm の寸法を用いた。切削による板厚減少は両面より同量だけ行ない、切削後の板厚中心面は切削前のそれと一致するようにした。作製した試験片の種類は次の通りである。

鋼材 A-50 板厚 50 mm (切削せず), 45 mm, 40 mm, 30 mm, 20 mm

X-30 // 30 mm (切削せず), 20 mm, 15 mm

試験方法は標準のパンデッピング試験と全く同様である。

#### c) 圧延による板厚減少効果および熱処理の影響

本研究のための各種各板厚の鋼板を比較したが、A と B, C と D はそれぞれ同一成分の標準と圧延のままの比較を行ない、X と Y はほぼ同一成分の調質材と標準材を比較するものである。A~Y の 6 種の板について、板厚は 3~5 種変えて試験を行なつた。一般に試験片の長辺の方向がロール方向と一致しているが、A-50 については直角方向も試験した。試験方法は標準パンデッピング試験と同一である。

### 2.3.3 試験結果

#### a) 平面的寸法効果を求める試験

遷移曲線を Fig. 2.28 及び Fig. 2.29 に示す。

破面遷移温度としては纖維状破面の深さがそれぞれ

標準型 32 mm 1.5 倍型 48 mm 2 倍型 64 mm 3 倍型 96 mm

となる温度を  $T_{II}$  と定義し、延性遷移温度としては最大荷重時の挠みが、その最大値の 1/3 となる

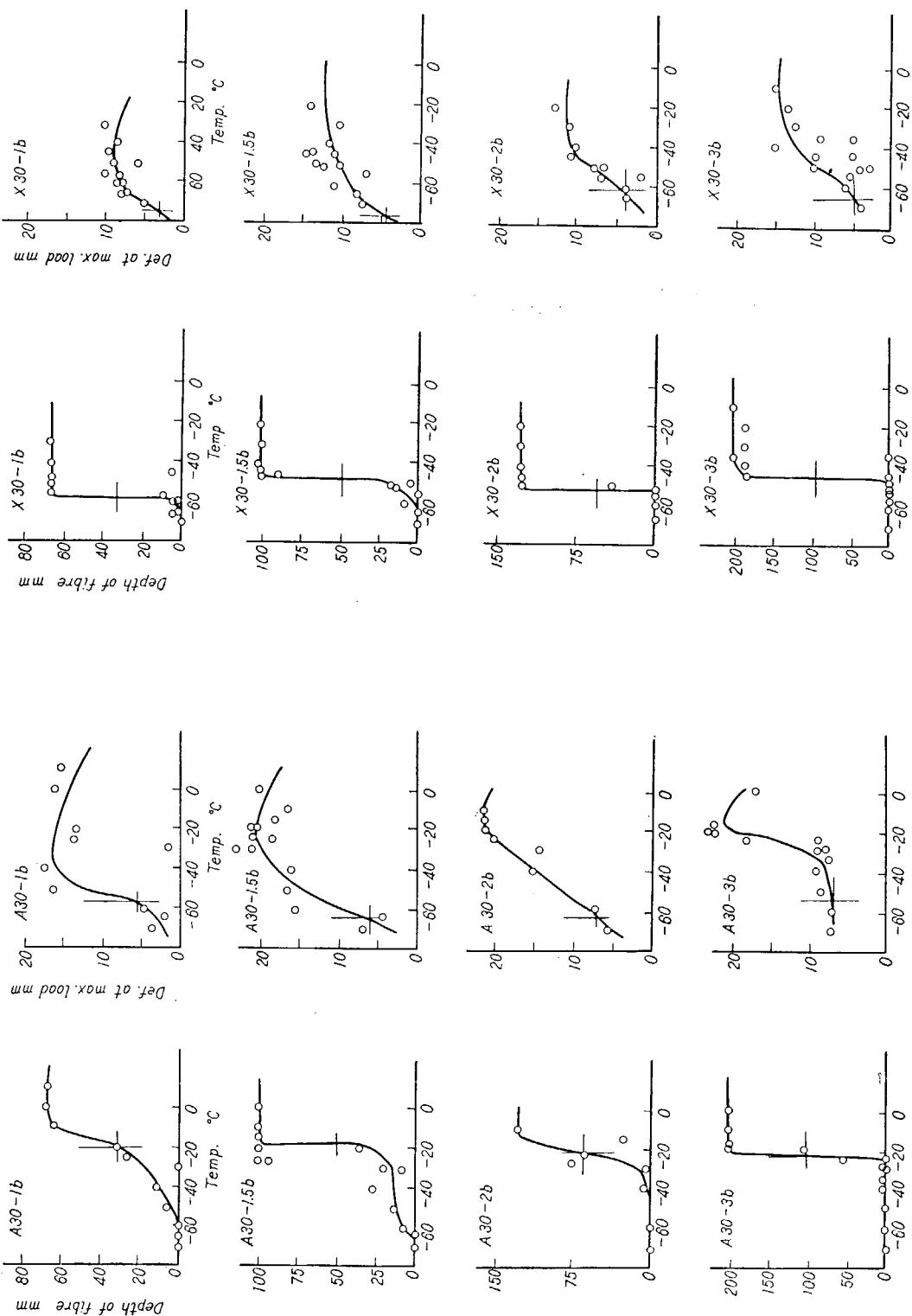
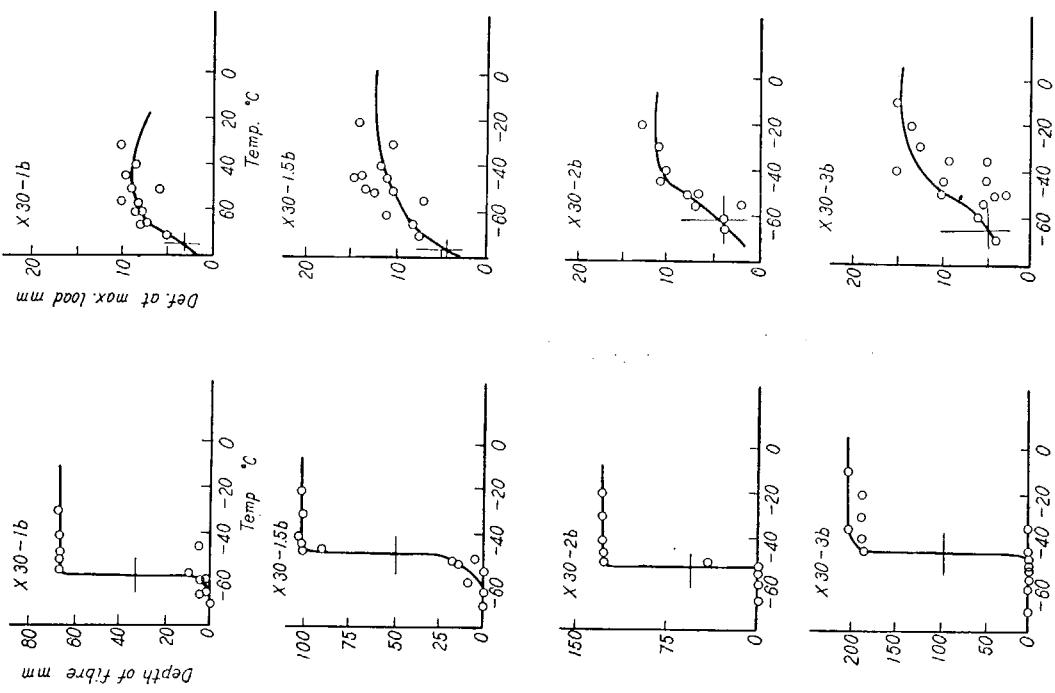


Fig. 2.28 Transition Curves for Steel A

Fig. 2.29 Transition Curves for Steel X



温度を  $T_d$  として比較すると Table 2.3 のようになる。これらを図示すると Fig. 2.30 が得られ、各種遷移温度、特に破面遷移温度  $T_{II}$  は試験片の平面的寸法を 1~3 倍まで変化させてもほとんど変わらないことがわかる。

Table 2.3 Specimen Size and Transition Temperatures

Type	Specimen Size (mm)	$T_{II}$ (°C)		$T_d$ (°C)	
		Steel A	Steel X	Steel A	Steel X
Standard	225 × 70 × 30	-20	-55	-57	-74
1.5 b	338 × 105 × 30	-22	-48	-65	-77
2 b	450 × 140 × 30	-21	-52	-62	-63
3 b	675 × 210 × 30	-23	-45	-55	-65

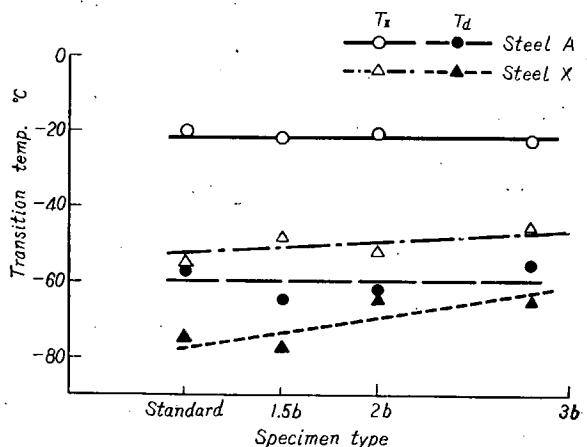


Fig. 2.30 Comparison of Transition Temperatures

### b) 切削による板厚減少効果

遷移曲線を Fig. 2.31 及び Fig. 2.32 に示す。

破面遷移温度  $T_{II}$  = 剪断亀裂の深さが 32 mm となる温度

$T_I$  = 最大荷重時の撓みが 6 mm となる温度

という慣用の遷移温度を用いると  $T_{II}$ ,  $T_I$  は Table 2.4 のようになる。

切削後の板厚に対する遷移温度の変化を示すと Fig. 2.33 がえられる。破面遷移温度は軟鋼と調質鋼では異なった傾向を示す。A-50 材の圧延のままに比して 45 mm, 40 mm が悪くなるのは表面に近い非性の高い部分が除かれるためと考えられ、30 mm, 20 mm で非性が回復しているのは板厚減少のための効果と考える。

調質鋼では焼入れ焼戻しの効果が表面に近いほど大きいが 20 mm ではこの効果がそれほど減らず、板厚減少の効果が影響して非性を増したものと考えられ、15 mm では板厚減少で非性を増すにもかかわらず調質の影響が減少するために相殺されたものと考えられる。延性遷移温度はもともとバンデービーン試験では破面遷移温度よりバラッキが大きいものであるが、切削による影響はあまり現われていない。

Table 2.4 Comparison of Transition Temperatures for Reduced Thickness Specimens (machined)

Steel Code	Thickness	$T_{H1}$ (°C)	$T_1$ (°C)
A-50	50*	-20	-51
	45	+3	-38
	40	+2	-47
	30	-12	-34
	20	-16	-50
X-30	30*	-55	-67
	20	-67	-67
	15	-57	-63

\* Not Machined

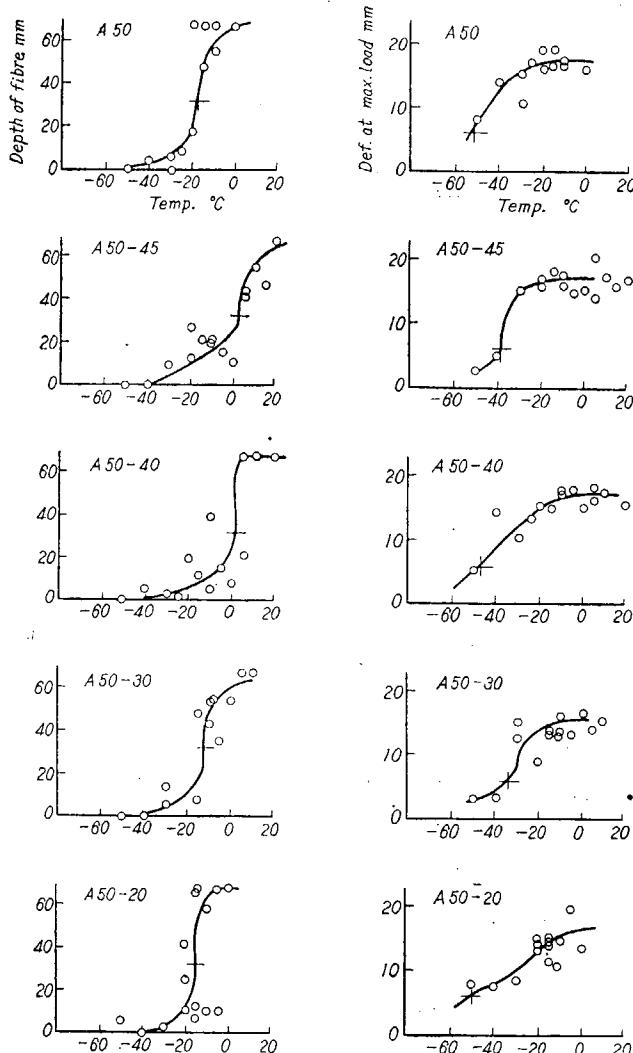


Fig. 2.31 Transition Curves for Reduced Thickness Specimens (machined from A-50)

c) 圧延による板厚減少効果、熱処理の影響

遷移曲線を Fig. 2.34~Fig. 2.39 に示す。b) の場合と同様に慣用の遷移温度を用いると、 $T_1$ 、

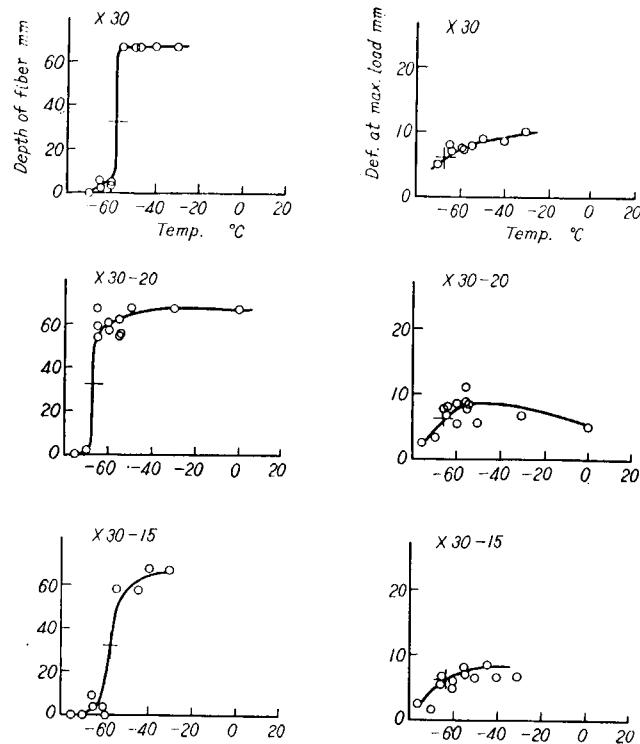


Fig. 2-32 Transition Curves for Reduced Thickness Specimens (machined from X-30)

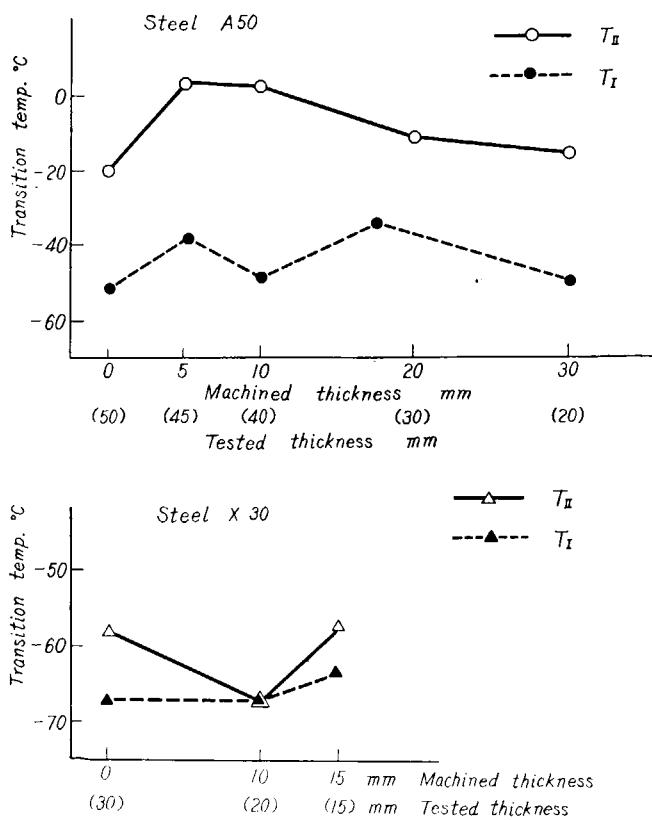


Fig. 2-33 Relation between Transition Temperature and Machined Thickness

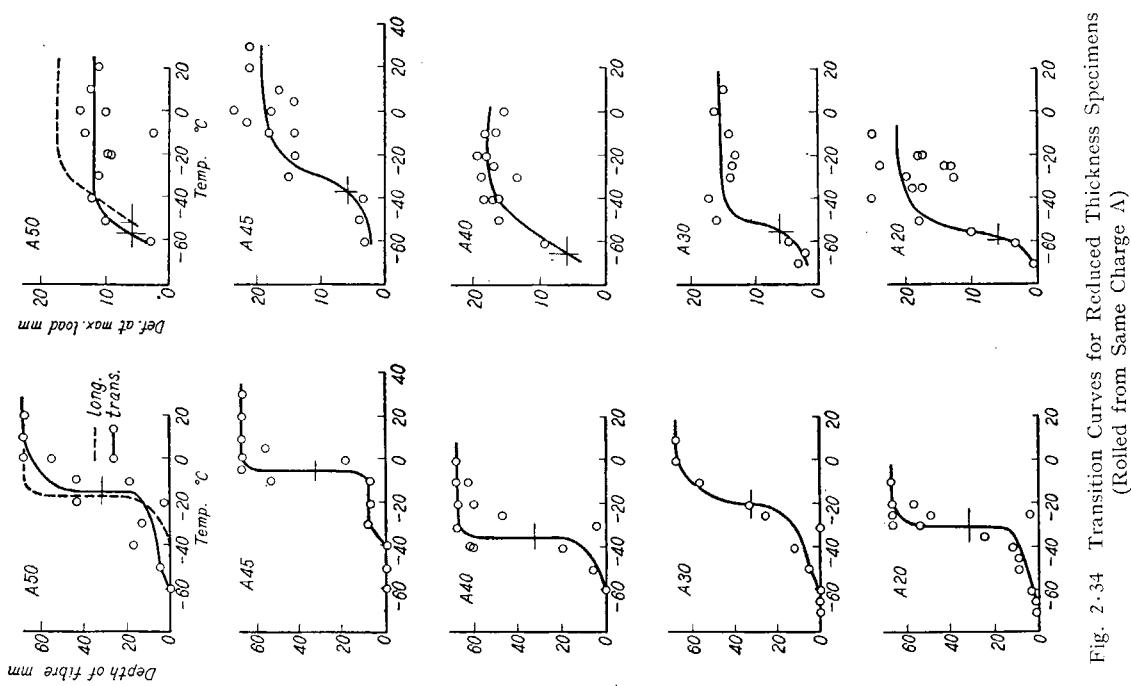


Fig. 2.34 Transition Curves for Reduced Thickness Specimens  
(Rolled from Same Charge A)

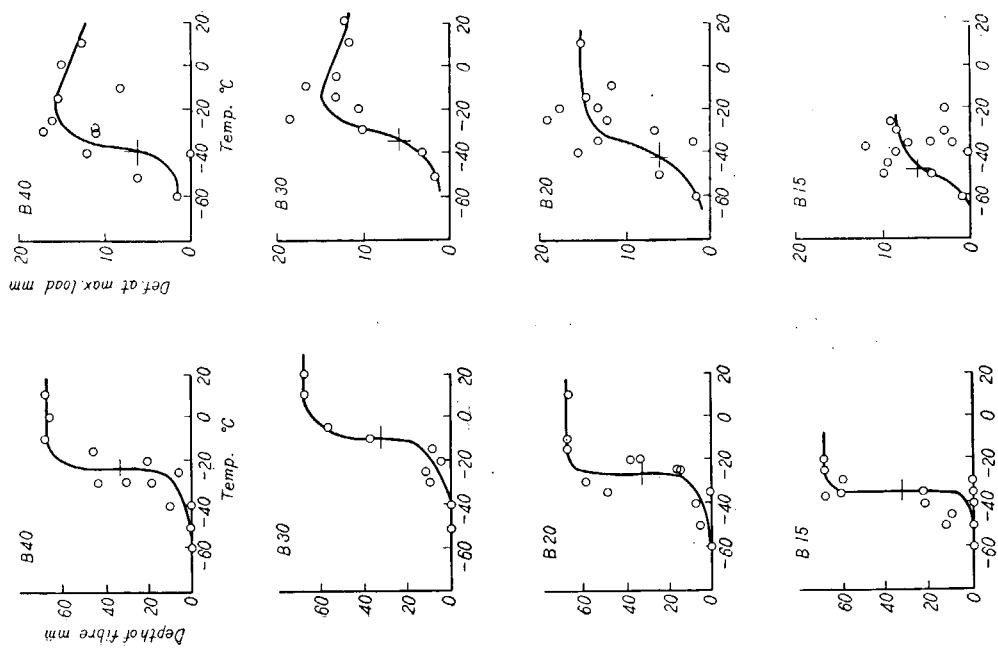
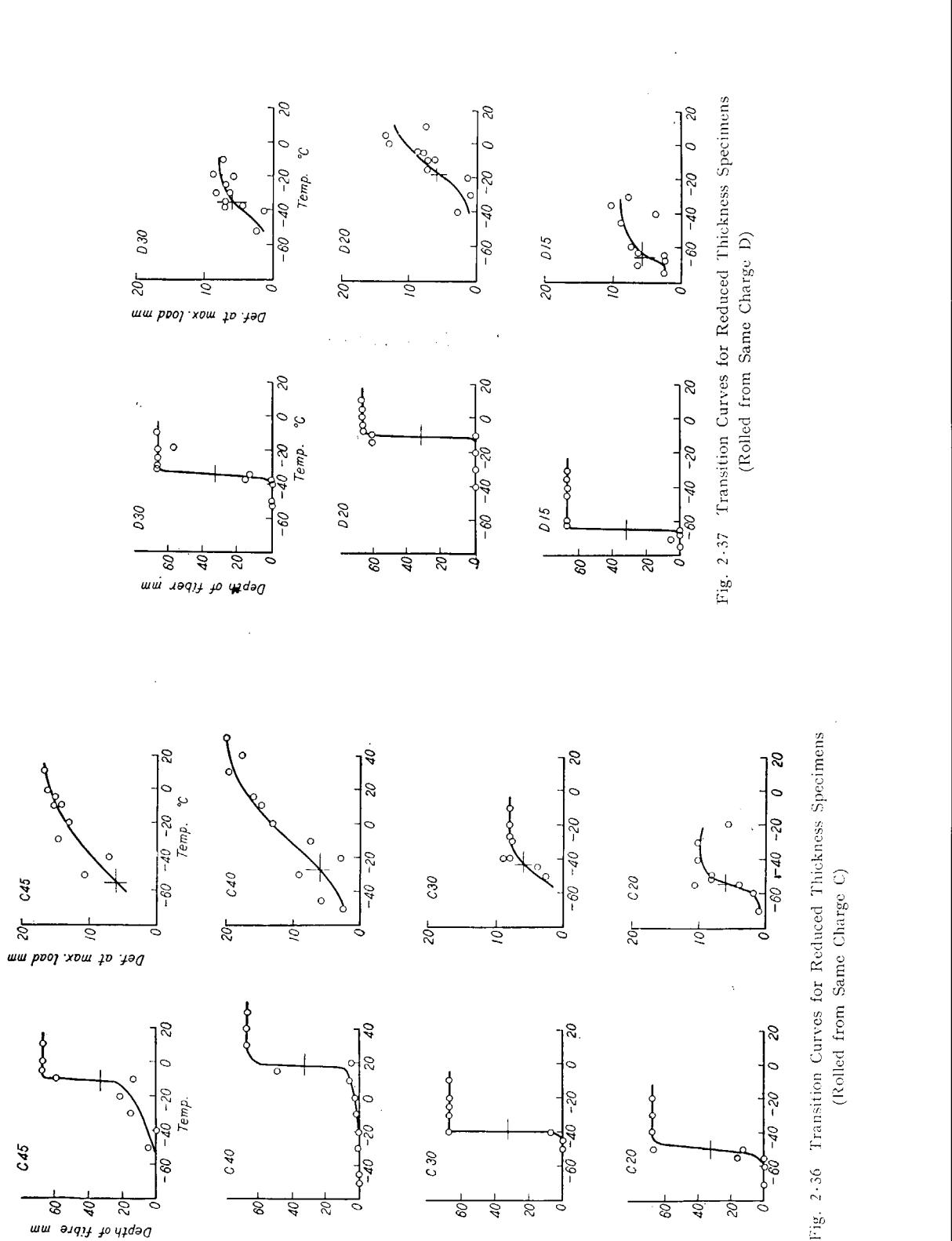


Fig. 2.35 Transition Curves for Reduced Thickness Specimens  
(Rolled from Same Charge B)



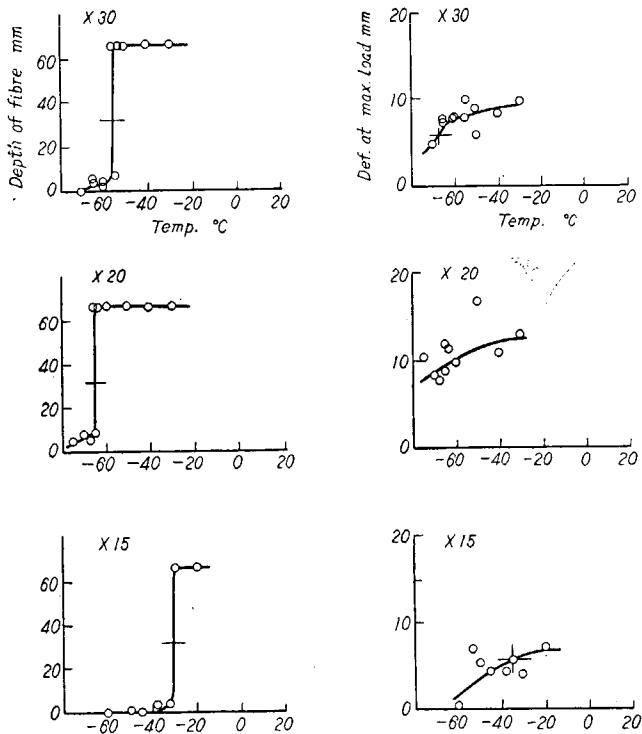


Fig. 2.38 Transition Curves for Reduced Thickness Specimens (Rolled from Nearly Same Charge X)

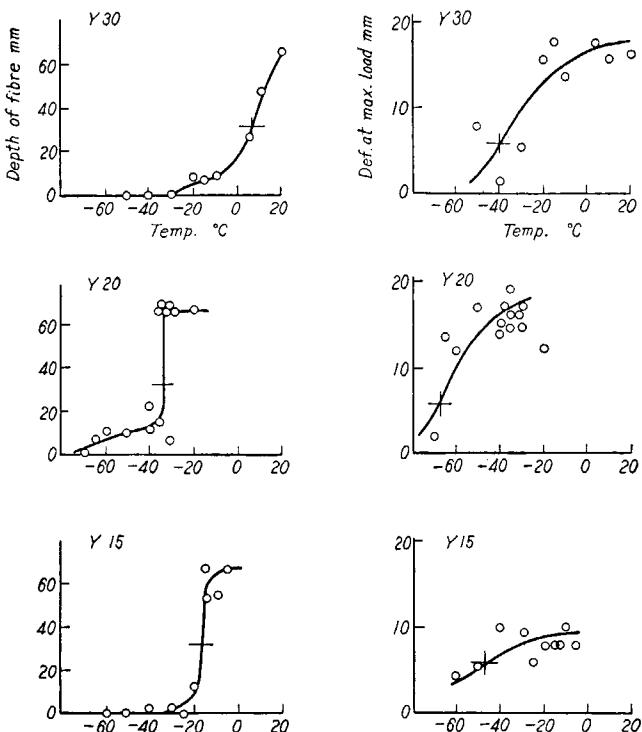


Fig. 2.39 Transition Curves for Reduced Thickness Specimens (Rolled from Nearly Same Charge Y)

$T_{II}$  は Table 2・5 のようになり、板厚を横軸として遷移温度をまとめると Fig. 2・40 が得られる。

Table 2・5 Comparison of Transition Temperatures for Reduced Thickness Specimens (rolled)

Steel Code		A	B	C	D	X	Y
$T_r$ (°C)	Thickness (mm)						
$T_{II}$	50	-17	...	...	...	...	...
	50T+	-15	...	...	...	...	...
	45	-5	...	+12	...	...	...
	40	-35	-24	+18	...	...	...
	30	-20	-11	-40	-34	-55	+6
	20	-30	-27	-50	-11	-65	-34
	15	...	-35	...	-64	-32	-17
$T_I$	50	-51	...	...	...	...	...
	50T+	-56	...	...	...	...	...
	45	-37	...	-55	...	...	...
	40	-65	-40	-27	...	...	...
	30	-55	-35	-43	-35	-67	-40
	20	-58	-42	-54	-18	-75以下	-68
	10	...	-47	...	-65	-35	-47

\* Transverse

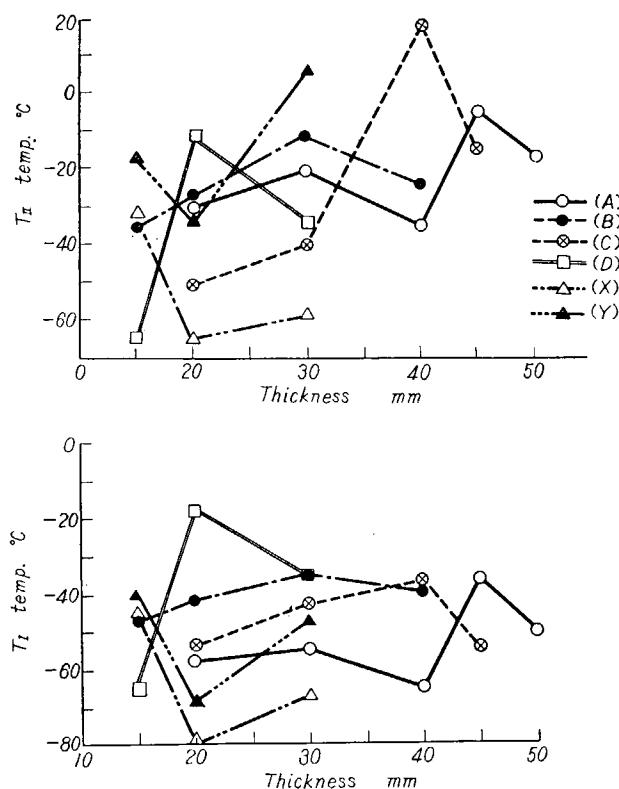


Fig. 2・40 Summaries of Van der Veen Test

#### 2・3・4 結論

- 1) 標準寸法のバン・デア・ビーン試験における遷移温度は、それと相似に大きくした試験片の示すものとはほとんど変わらない。
- 2) 焼準鋼では表面をわずか切削しても遷移温度が上昇し、あとは板厚減少とともに遷移温度が下る。
- 3) 調質鋼では表面をわずか切削すれば遷移温度が下降し、多量に切削すると遷移温度が上昇する。
- 4) 同一成分の焼準材は圧延のままよりも遷移温度が低い。
- 5) 調質材は焼準材より遷移温度が低い。
- 6) 厚延による板厚減少は機械的な影響のみを考えることはできない。
- 7) 他の諸試験との関係では ESSO 試験の遷移温度と  $T_{II}$  とがよく一致している。(後述)

## 第3章 破壊の伝播特性に関する研究

### 3.1 二重引張試験

#### 3.1.1 緒 言

二重引張試験法、それによる鋼材の試験結果、脆性破壊伝播特性に及ぼす板厚の影響、鋼材による伝播特性の相違、各種試験法との比較等について述べる。

#### 3.1.2 供試鋼材及び試験片

供試鋼材は6種類であり、鋼材Aは炭素量が低く、マンガン量の高いキルド鋼材で焼準したものであり、鋼材BはAと同一鋼材の圧延のままのものである。鋼材Cは普通の合金成分をもつたキルド鋼材で焼準してあり、鋼材DはCと同一のもので圧延のままである。鋼材Xは焼入れ焼戻し高張力鋼(調質鋼)で、Yは50キロ高張力鋼である。

また鋼材Aの板厚50 mmのものは機械切削によつて45, 40, 30, 20, 15 mmにそれぞれ減厚したものを試験し、板厚の影響を調べた。

試験片の形状寸法はFig. 3.1 及びTable 3.1に示すようなもので、板厚によつてほぼ比例的に変えている。試験片の亀裂の伝播する部分(伝播部)の幅に比べて長さは充分大きくとり(溶接によるチャックを含めて)幅の約6倍になるようにし、試験片長さの影響を小さくすることに留意してある。また試験片の脆性亀裂を発

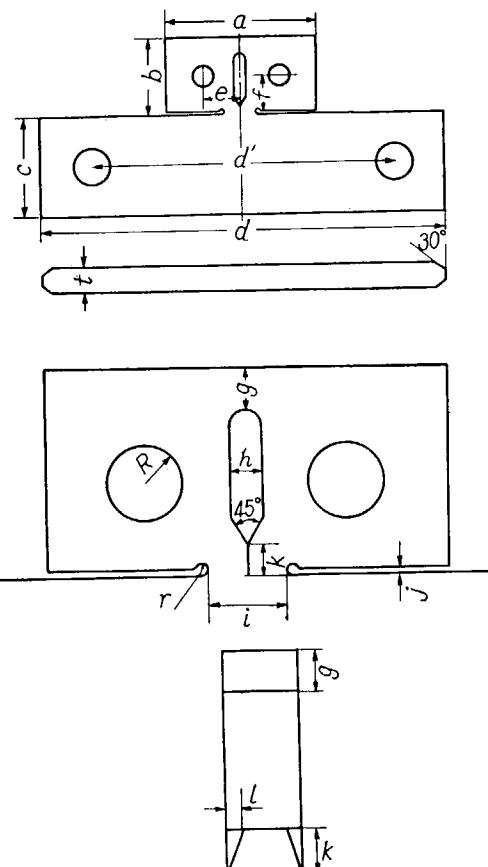


Fig. 3.1 Shape of Specimen

Table 3.1 Dimensions of Specimen

(unit mm)

<i>t</i>	<i>a</i>	<i>b</i>	<i>c</i>	<i>d</i>	<i>e</i>	<i>f</i>	<i>g</i>	<i>h</i>	<i>i</i>	<i>j</i>	<i>k</i>	<i>l</i>	<i>r</i>	<i>R</i>
45	360	180	250	1000	100	75	20	20	50	5	30	7	5	31
40	360	180	220	800	100	75	20	20	50	5	30	6	5	62
30	300	130	170	580	75	55	20	20	45	5	25	4	10	45
20	180	75	100	$d' = 475$	48	30	15	15	45	2	17	4	5	25
15	180	75	85	$d' = 420$	48	30	15	15	45	2	15	3	5	25

生させる部分（発生部）には鋭いナイフエッジにより切欠プレスをし、更にその両側に斜溝をつけ拘束を大とし脆性亀裂の発生が容易になるようにしてある。

### 3・1・3 試験法

試験片を主荷重装置（板厚 30 mm 以上は 400 t 試験機、20 mm 以下は 50 t アムスラー試験機）に装着し、発生部にはカウンターウェイトでバランスした副荷重装置をとりつけ、この二つの引張装置で発生部と伝播部に同時に負荷できるようにする (Fig. 3.2)。

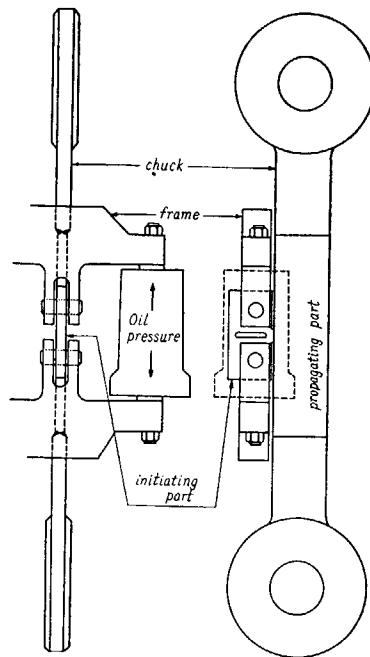


Fig. 3.2 Testing Device

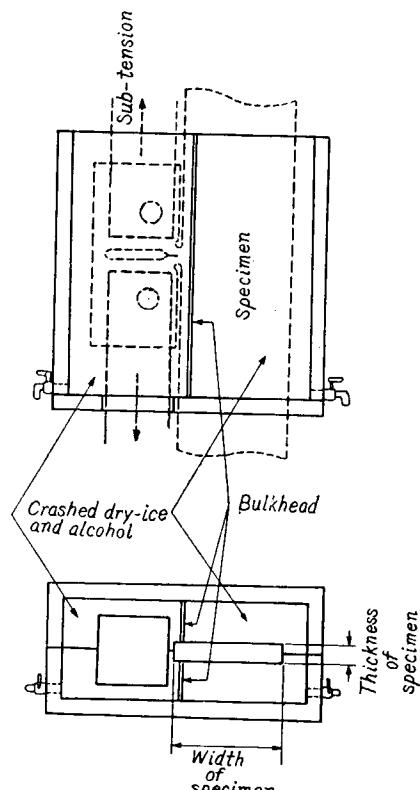


Fig. 3.3 Thermostat

試験片は Fig. 3.3 に示すような冷却槽によって冷却する。冷却槽は二つに区切ってあり、発生部と伝播部とは異なる温度に冷却出来るようになつていて、発生部はプレスノッチから静的荷重によって脆性亀裂が発生し得るような低温 ( $-60^{\circ}\text{C} \sim -75^{\circ}\text{C}$ ) に、伝播部は所定の温度にそれぞれ保たれる。冷却にはドライアイスとアルコールとを用いた。そのとき伝播部には Fig. 3.4 のような温度分布を生じている。

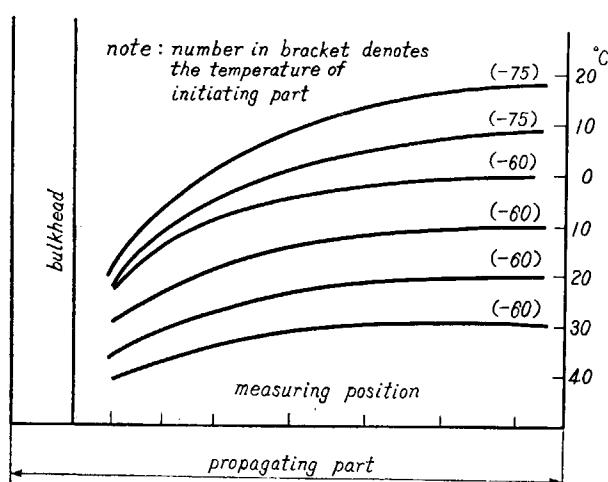


Fig. 3.4 An Example of Temperature Distribution

充分な時間(約1時間30分)一定温度に保つてから主荷重装置によつて伝播部に所定の応力をかけ一定に保ち、次いで副荷重装置によつて発生部から亀裂を発生させ伝播部へ伝播させる。亀裂が伝播部で停止するような応力と温度との組合せを求めて温度-限界応力曲線を求める。

### 3・1・4 試験結果

3・1・2で述べた各供試鋼についての二重引張試験結果について以下に述べる。

#### 3・1・4・1 限界応力-温度曲線

限界応力-温度曲線をFig. 3・5・1～3・5・7に示す。図中A, Bは鋼材の種類、45, 40等の数字は板厚を示す。鋼材Aの板厚50mmから機械切削により減厚したものはA-50-40等で減厚後の板厚を示してある。

Table 3・2に試験結果の総括として、伝播部の応力 $10\text{ kg/mm}^2$ ,  $15\text{ kg/mm}^2$ 及び $20\text{ kg/mm}^2$ に対応する伝播停止温度をそれぞれ ${}_{10}Tr_a$ ,  ${}_{15}Tr_a$ 及び ${}_{20}Tr_a$ とし、又温度が $-20^\circ\text{C}$ 時の限界応力を ${}_{-20}\sigma_{cr}$ として各鋼材、各板厚毎に記入してある。一般にいつて、これらのうち ${}_{10}Tr_a$ 等は比較的高温における

Table 3・2 Summary of Test Results

Steel	Plate Thickness	Double Tension Test				V-Charpy Test			Press-Charpy Test		
		${}_{10}Tr_a$ °C	${}_{15}Tr_a$ °C	${}_{20}Tr_a$ °C	${}_{-20}\sigma_{cr}$ $\text{kg/mm}^2$	$Tr_s$ °C	$Tr_E$ °C	$E_0$ $\text{kg}\cdot\text{m}/\text{mm}^2$	$Tr_s$ °C	$Tr_E$ °C	$E_0$ $\text{kg}\cdot\text{m}/\text{mm}^2$
A	*45	6	15	22	3						
	*40	-1	15	26	6						
	*30	-3	10	23	6	-10	-11	17	12	22	3.0
	*20	-23	-15	-11	11						
	*15	-19	-18	-16	10						
	45	-20	-7	-2	8	-11	-23	18.8	2	9	4.8
	40	-2	8	15	6	-10	-17	14.0	3	7	5.2
	30	-4	9	16	6	-38	-31	15.0	-17	-16	13.8
	20	-13	-3	1	7.5	-5	-18	15.6	8	20	4.3
B	40	0	6	11	2	-22	-18	9.6	-1	9	4.0
	30	4	15	12	4	2	4	6.0	8	26	2.6
	20	-2	6	11	4	0	-18	11.5	10	20	3.5
	10	-12	-8	-7	6	-17	-22	13.0	0	12	3.2
C	45	-17	-8	-2	8	-15	-17	10.2	3	10	4.0
	40	-8	3	16	5.5	2	-9	5.5	7	14	2.4
	30	-7	11	25	7	-27	-31	10	-13	-9	6.2
	20	-14	0	5	8	-25	-26	11.5	-5	4	4.5
X <sup>†</sup>	30	-30	-27	-25		-19	-12	15.0	-5	1	7.0
	20	-60	-60	-60		-68	-68	18.0	-60	-50	16.0
	15	-68	-68	-68		-32	-41	13.0	-29	-19	10.0
Y	30	-15	-1	10	9	-5	5	15.0	9	25	4.5
	20	-32	-26	-20	20	-28	-36	20.5	-14	-5	12.0
	15	-30	-21	-15	16	-12	-10	14.0	-4	5	5.0

\* Thickness reduced by machining from 50 mm plate.

† In the core of X-steel, brittle crack did not propagate at  $-20^\circ\text{C}$ .

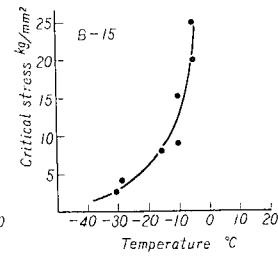
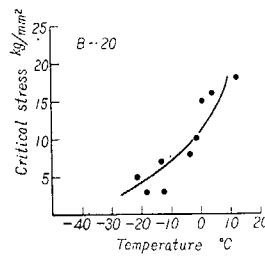
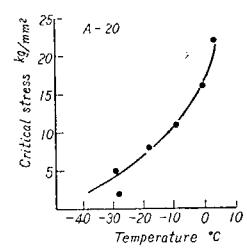
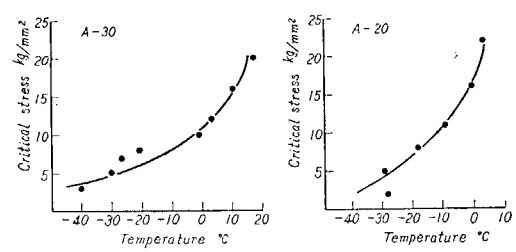
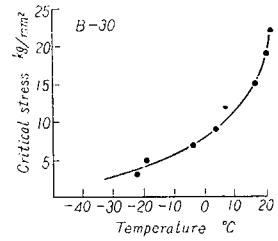
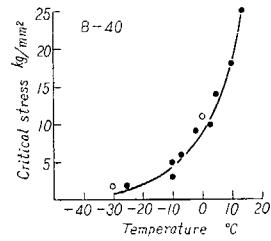
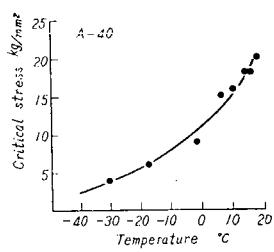
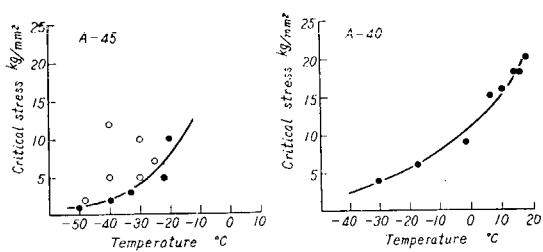


Fig. 3-5-1 Relation between Critical Stress and Temperature (A-steel)

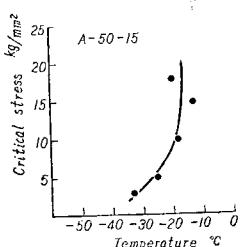
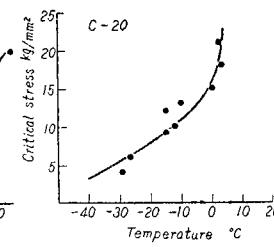
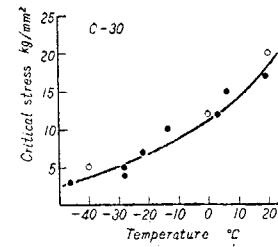
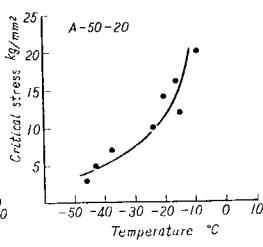
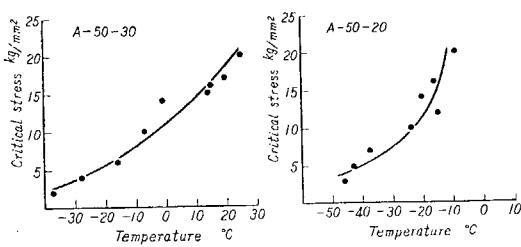
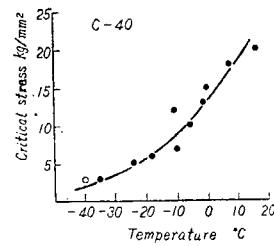
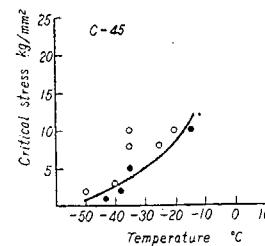
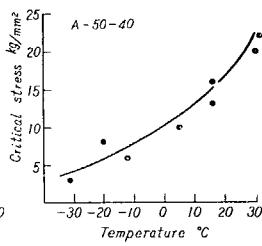
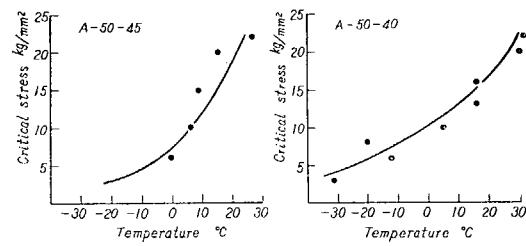


Fig. 3-5-2 Relation between Critical Stress and Temperature (Reduced Thickness by Machining from 50 mm, A-Steel)

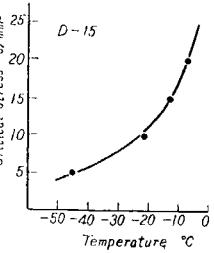
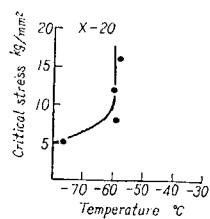
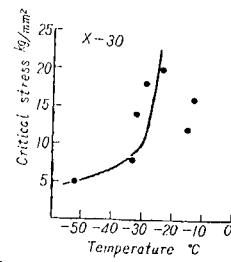
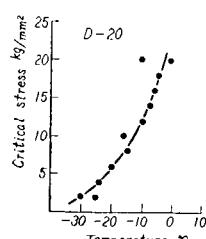
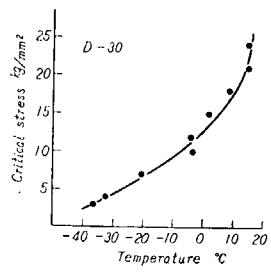


Fig. 3.5.5 Relation between Critical Stress and Temperature (D-Steel)

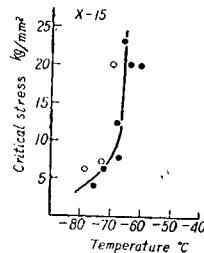


Fig. 3.5.6 Relation between Critical Stress and Temperature (X-Steel)

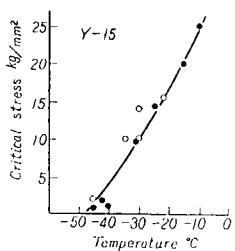
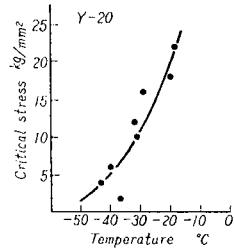
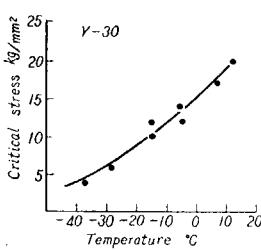


Fig. 3.5.7 Relation between Critical Stress and Temperature (D-Steel)

る鋼材の脆性破壊伝播特性を表わすものであり、 $-\omega_0\sigma_{cr}$  は低温における伝播特性を示すものと考えられる。なお Table 3.2 中には二重引張試験片を採取したのと同一の板についてのシャルビ試験の結果得られた 50% せん断破面率遷移温度  $Tr_s$ 、平均エネルギー遷移温度  $Tr_E$ 、及び 0°C における吸収エネルギー  $E_0$  も記してある。Table 3.3 の結果を板厚別に棒グラフで表わすと Fig. 3.6, 3.7 のようになる。

圧延のままのキルド鋼材 B と D を比較すると板厚 30 mm, 20 mm 及び 15 mm いずれの場合にも鋼材 B の方が  ${}_{10}Tr_a$  が高く  $-\omega_0\sigma_{cr}$  が低くなっている。また焼準もキルド鋼材 A と C とでは板厚

45 mm の時 A がやや良く、40 mm, 30 mm の時  ${}_{10}Tr_a$  は C の方が良く、 $-_{20}\sigma_{cr}$  は A の方が高い。20 mm の時  ${}_{10}Tr_a$  は略々等しく  $-_{20}\sigma_{cr}$  は C の方が高くなっている。すなわち合金成分の差が明瞭に表われていない。

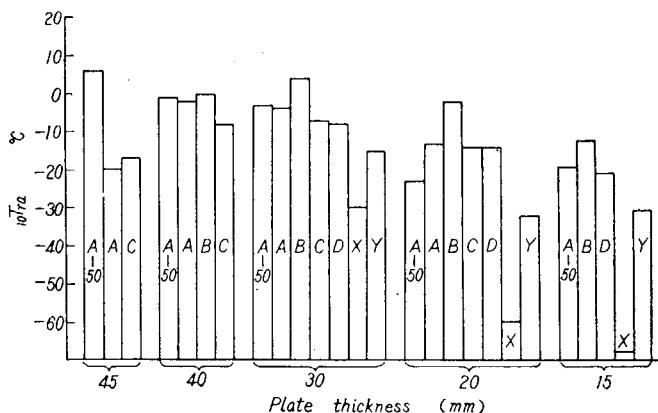


Fig. 3.6 Comparison of  ${}_{10}Tr_a$  of Test Steels

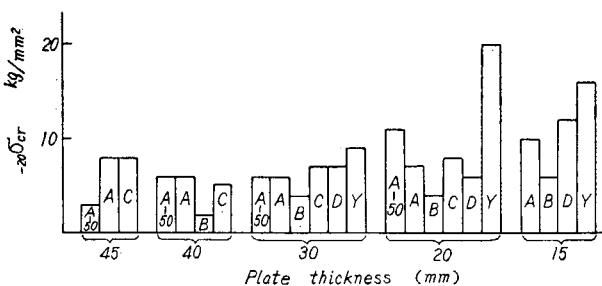


Fig. 3.7 Comparison of  $-_{20}\sigma_{cr}$  of Test Steels

焼準材と圧延のままの材料と比較すると、鋼材 A (焼準) と B (圧延のまま) とでは共通するすべての板厚についてつねに A の方が良好な結果を示し焼準の効果のあることが判る。しかし、鋼材 C (焼準) と D (圧延のまま) とでは殆んど焼準の効果が見られない。

キルド鋼 (A, B, C, D) と 50 キロ 高張力鋼 (Y) 及び調質鋼 (X) とではこの順によくなり、鋼材 X は特に優れてい る。

板厚 30 mm のものについて、各鋼材の降伏点に対して  ${}_{10}Tr_a$  をプロットすると Fig. 3.8 のようになり、同一鋼種では降伏点の高低とは無関係のようである。

Fig. 3.9 及び Fig. 3.10 に各供試鋼の  $-_{20}\sigma_{cr}$  に対してそれぞれの  ${}_{10}Tr_a$  及び  ${}_{15}Tr_a$  をプロットしてあるが、これによると同一温度下で伝播特性の悪いもの (限界応力の低いもの) は同一応力下でもやはり伝播特性が悪く (停止温度が高い)

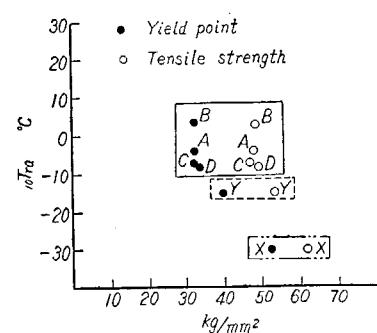


Fig. 3.8 Relation between  ${}_{10}Tr_a$  and Mechanical Strength

なる傾向が判る。Fig. 3・9, 3・10 ではかなりのバラツキが見られるが、これは鋼材により力学的因子も冶金的因子も異なることが考えられ、低温で伝播特性のよい鋼材が必ずしも高温でも良いものであるとはいえないからである。しかし、同一鋼材では板厚を減らすことによって脆性破壊伝播特性が良くなると考えられるが（ほぼ力学的因子による効果のみが現われるため）、この場合には低温で特性が良くなれば当然高温でもよくなるはずである。Fig. 3・11, 3・12 に鋼材 A の板厚 50 mm のものから切削した試験片についての  $-_{20}\sigma_{cr} \sim {}_{10}Tr_a$  及び  ${}_{15}Tr_a$  の関係をそれぞれ示すが点はほぼ直線的に並んで上述のことが成立つことを示している。この時でも若干のバラツキが見られるが、これには板厚中心部と板表面部との冶金的性質の違いが影響しているものと考えられる。

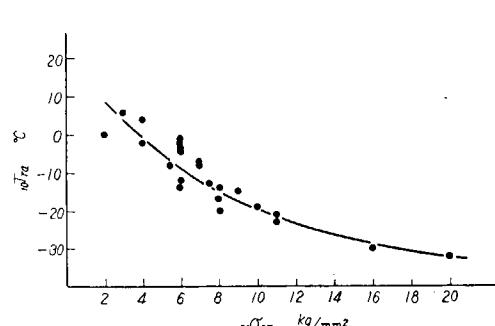


Fig. 3-9 Relation between  ${}_{10}Tr_a$  and  $-_{20}\sigma_{cr}$   
(As Rolled)

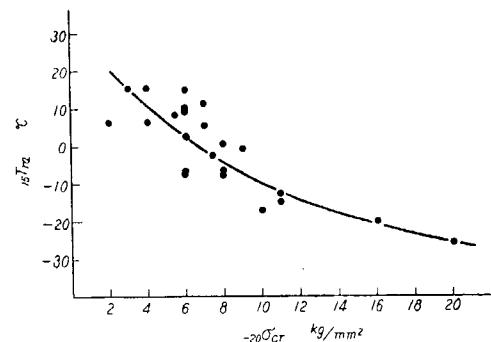


Fig. 3-10 Relation between  ${}_{15}Tr_a$  and  $-_{20}\sigma_{cr}$   
(As Rolled)

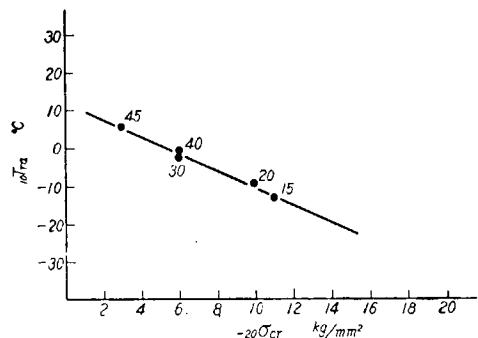


Fig. 3-11 Relation between  ${}_{10}Tr_a$  and  $-_{20}\sigma_{cr}$   
(Reduced Thickness by Machining from 50mm)

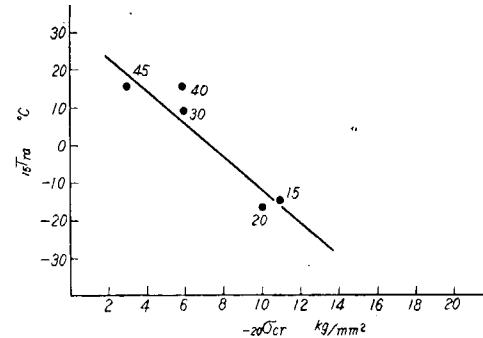


Fig. 3-12 Relation between  ${}_{15}Tr_a$  and  $-_{20}\sigma_{cr}$   
(Reduced Thickness by Machining from 50mm)

### 3.1.4.2 脆性破壊伝播特性に及ぼす板厚の影響

一般に板厚が増加することによつて三軸応力度が増加し、そのため鋼材の明欠靱性が劣化するといわれている。三軸応力度の他に板表面部に生ずるシャーリップも平均の表面塑性仕事に関係すると考えられるのでその傾向はかなり顕著なものと思われる。

板厚に対して  ${}_{10}Tr_a$ ,  $-_{20}\sigma_{cr}$  をプロットしたものが Fig. 3-13 及び Fig. 3-14 である。又 Fig. 3-15 及び Fig. 3-16 には鋼材 A 板厚 50 mm のものから切削したものについて  ${}_{10}Tr_a$ ,  ${}_{15}Tr_a$ ,  ${}_{20}Tr_a$  及び  $-_{20}\sigma_{cr}$  を板厚に対してプロットしてある。

Fig. 3・13 及び Fig. 3・14 では純粹に板厚の効果のみが現われていないために（板厚変化に伴う冶金的因子の変動が影響する）板厚が大となつても必ずしも伝播特性が悪くなつてはいない。例えば鋼材 A の板厚 40 mm のものと 45 mm のものとを比較すると後者の方が  ${}_{10}Tr_a$  が低く、すなわち伝播特性が良く出ているが、このような傾向はティッパー試験においても見られ、一般に考えられてゐる同種鋼ならば板厚が大となると伝播特性が悪くなるという考え方と矛盾するようであるが、これは製鋼上の諸条件の効果が板厚の影響を上回つたためであると考えられる。鋼材 A 以外では若干のバラツキがあるが、板厚の増加に伴つて  ${}_{10}Tr_a$  は上昇し、 $-{}_{20}\sigma_{cr}$  は減少する。すなわち伝播特性が悪くなるという事実がかなり明瞭に現われている。

更に Fig. 3・15 については、これらは同一鋼材から機械切削によつて減厚したものであるから比較的よく板厚の効果が現われている。しかし厚板の場合には板厚中心部と表面部とでは切欠靱性がかなり異なることに注意しなければならぬ。すなわち、鋼材 A の 50 mm のものは大阪大学のシャルピ試験結果によると Rim 部は Core 部に比べ  $Tr_{15}$ ,  $Tr_E$ ,  $Tr_s$  及び  $Tr_{62}$  がそれぞれ  $14^{\circ}\text{C}$ ,  $14^{\circ}\text{C}$ ,  $16^{\circ}\text{C}$  及び  $11^{\circ}\text{C}$  優れている。機械切削によつて減厚した試片は板表面の切欠靱性の優れた部分を含んでい

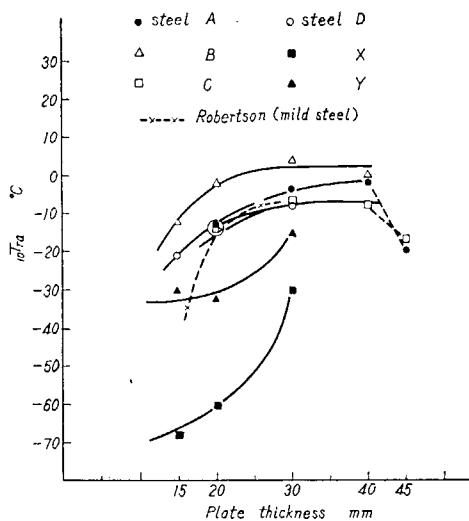


Fig. 3・13 Relation between  ${}_{10}Tr_a$  and Plate Thickness (As Rolled)

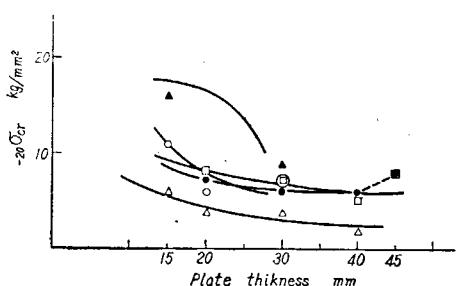


Fig. 3・14 Relation between  $-{}_{20}\sigma_{cr}$  and Plate Thickness (As Rolled)

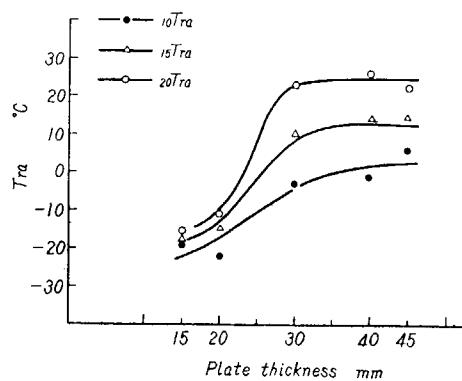


Fig. 3・15 Relation between  $Tr_a$  and Plate Thickness (Reduced Thickness by Machining from 50 mm)

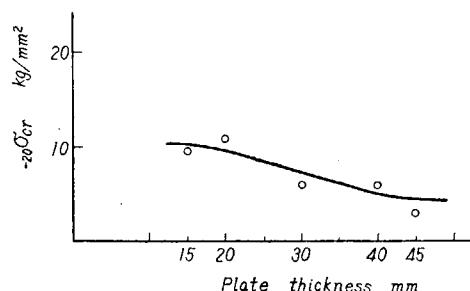


Fig. 3・16 Relation between  $-{}_{20}\sigma_{cr}$  and Plate Thickness (Reduced Thickness by Machining from 50 mm)

ないために Fig. 3-15 の板厚の効果は若干弱められているとも考えられる。又 Fig. 3-15 によると高い限界応力に対する停止温度（高溫）ほど板厚の効果が顕著である。これは板表面部近くの塑性変形量が三軸応力度と同様に効果的であることを示している。

Fig. 3-13, Fig. 3-15 に見られる傾向を模型的に示すと Fig. 3-17 のようになる。すなわちある一つの鋼材について考えると、板厚の増加とともに脆性破壊伝播特性は劣化するが次第にある一定値に近づく。一方、板厚の減少に伴つて伝播特性は良くなつていくがその程度は次第に小さくなる。鋼材 A, B, C 及び D については図中の  $\overline{bc}$  部が、鋼材 X 及び Y については  $\overline{ab}$  部に相当するとこらが実験結果に現われていると考えられる。鋼材 A の板厚 50 mm のものから切削したものは Fig. 3-17 の傾向を非常によく示している。

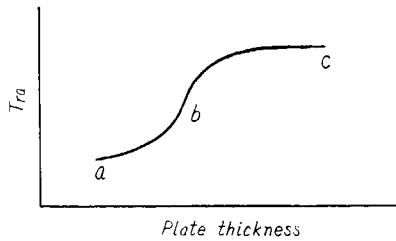


Fig. 3-17 Relation between  $T_{10}$  and Plate Thickness

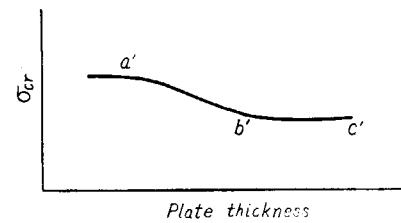


Fig. 3-18 Relation between  $\sigma_{cr}$  and Plate Thickness

$-20\sigma_{cr}$  と板厚の関係も同様のことがいえる。すなわち板厚が増加すると  $-20\sigma_{cr}$  が低く（伝播特性が悪く）なり、板厚が減少すると  $-20\sigma_{cr}$  が高く（伝播特性が良く）なる傾向を示している。これも  $T_{10}$  と同様に次第に変化しなくなる傾向があることが Fig. 3-14, Fig. 3-16 から判る。この傾向を図示すると Fig. 3-18 のようになる。鋼材 A, B, C, D 及び Y 材は図中の  $\overline{b'c'}$  に相当する実験結果を示し、A の 50 mm から切削したものは全体的にこの傾向を示している。比較のために Fig. 3-13 中には Robertson による実験結果も併記した。これも同様な傾向を示している。

以上、板厚の影響を調べたがそれをまとめると以下の如くである。「板厚の増加（減少）によって鋼材の脆性破壊伝播特性は悪く（良く）なるが次第にその影響がなくなる。板厚の影響のなくなる限界は鋼材によって異なり、鋼材 A, B, C 及び D では 30 mm 以上でほぼ一定となる。又鋼材 X 及び Y は板厚 15 mm 以下でほぼ一定となり始めるようであるが、更に将来研究の余地があり明らかではない。」

### 3-1-5 他の試験法との関連

脆性破壊伝播の特性を求める試験法と考えられる ESSO 試験で得られた限界温度（脆性亀裂非発生温度）と、日本海事協会技術研究所で行なわれた Robertson 試験\*の  $aT_{10}$  を  ${}_{10}Tr_a$  に対して plot すると Fig. 3-19 及び Fig. 3-20 のようになる。ESSO 試験限界温度は脆性亀裂発生限界温度を示すものであり、二重引張試験の  ${}_{10}Tr_a$  は脆性破壊伝播停止の温度を示すものであるが、これらの間にはある程度の関連があるようである\*\*。

\* 日本海事協会：銅板の脆性亀裂伝播に関する研究、昭和 34 年 12 月運輸省提出資料

\*\* 東京大学で行つたシャルビ試験の結果と大阪大学で行つたものを比べると A-45, A-30 特にバラツいており、これらは特にバラツキの多い材料ではないかと思われる。

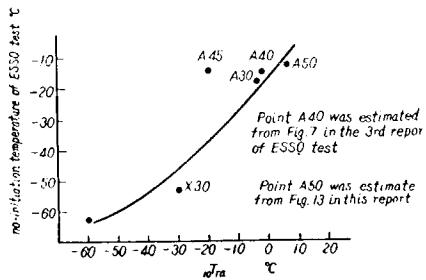


Fig. 3.19 Relation between Non-Initiation Temperature of ESSO Test and  $_{10}Tr_a$

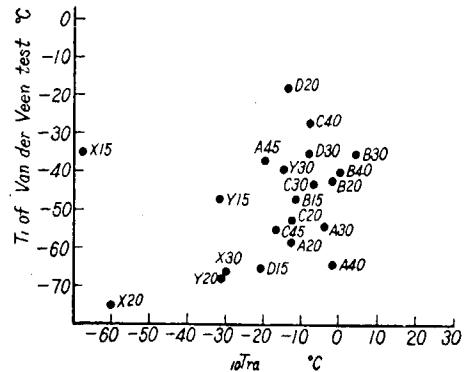


Fig. 3.22 Relation between  $T_I$  of Van der Veen Test and  $_{10}Tr_a$

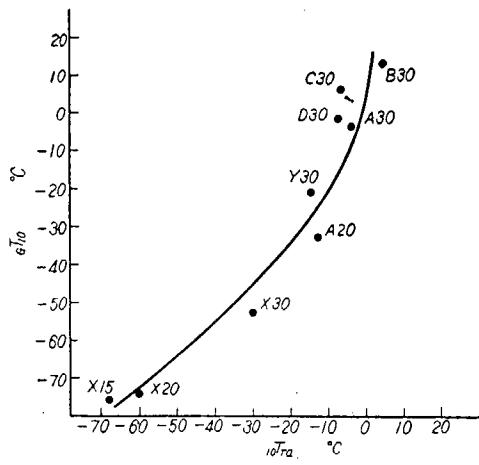


Fig. 3.20 Relation between  $gT_{10}$  (Robertson Type Test) and  $_{10}Tr_a$

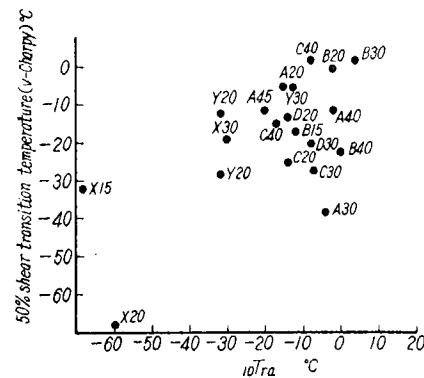


Fig. 3.23 Relation between 50% Shear Transition Temperature of V-Charpy and  $_{10}Tr_a$

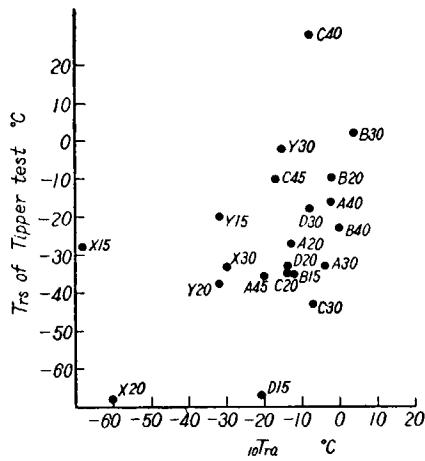


Fig. 3.21 Relation between  $Tr_s$  of Tipper Test and  $_{10}Tr_a$

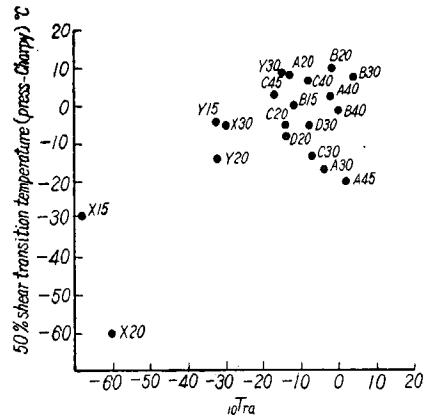


Fig. 3.24 Relation between 50% Shear Transition Temperature of Press-Charpy and  $_{10}Tr_a$

一方, Robertson 試験の  $cT_{10}$  と二重引張試験  ${}_{10}Tr_a$  との間にはかなりよい関連性があるようで,  $cT_{10}$  が良いものは  ${}_{10}Tr_a$  もよいといえる。両者の実験点が  $45^\circ$  の直線上にのらないのは温度勾配の相違等試験法の異なるためでもあるが、また材料の不均一性も一因と考えられる。

次に小型試験のティッパー, パン・デア・ビーン及びシャルピー試験の結果を二重引張試験の  ${}_{10}Tr_a$  に対して plot すると Fig. 3.21, 3.22, 3.23, 3.24 のようになり、これらはいずれも何らの相関も見られない。これらは試験方法が全く異なり高応力状態における脆性破壊発生特性を求めるこ、及び試験片が小型であるため材質の不均一の影響を受け易いためと思われる。

### 3.1.6 結 語

以上が二重引張試験による試験結果であるが、これによつて脆性破壊伝播特性と板厚の関係、熱処理の効果、高張力鋼とキルド鋼の違い等について考察を行なつたが、今後さらに同様の研究を行なうことによつて明確な結論が得られるものと考えられる。特に小型試験との関連性ということについては、脆性破壊の本質的な研究を行ない各遷移温度の意義を再検討することによつて結論が得られるこ、とと思う。

なお、最後に試験片の溶接棒の一部は神戸製鋼より寄贈された B-17 溶接棒を用いたことを附記して感謝の意を表する。

## 3.2 エッサー試験

### 3.2.1 緒 言

本研究部会の研究の一部として ESSO 試験を実施した。本試験においては、供試鋼材 A, X および NBC 呉造船所より提供された Triten についてしらべた。まず、限界応力-温度曲線をもとめて脆性破壊の非発生温度と限界応力をしらべるとともに、脆性破壊伝播速度および伝播する亀裂の先端近傍における動的心力を計測して脆性破壊伝播機構をしらべた。後者については、まず、亀裂先端近傍の応力分布におよぼす破壊伝播速度の影響をしらべて理論値と比較したのも、脆性破壊伝播特性を利用して破壊伝播速度と鋼材の良否判定の基準になる塑性表面エネルギーの関係をもとめ、鋼種、板厚および温度と塑性表面エネルギーの関係をしらべた。

### 3.2.2 供試材および試験片

供試材は日本製鋼製の焼準キルド鋼で、同一チャージより圧延した板厚 30, 45, 50 mm (A-30, A-45, A-50) および調質鋼 (2H 鋼) で同一チャージより圧延した板厚 20, 30 mm (X-20, X-30) のほか、NBC 呉造船所より提供された米国製高張力鋼 Triten の板厚 15 mm (T-15) のもので、化学成分および機械的性質を Table 3.3 に示す。ただし、T-15 の引張試験には平行部の直径 8 mm、標点距離 32 mm の丸棒試験片をもちいた。

試験片は Fig. 3.25 に示す形状のもので破壊伝播速

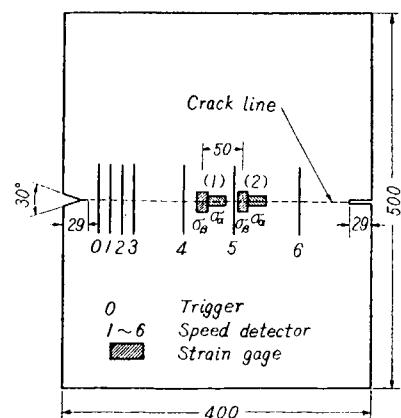


Fig. 3.25 Specimen and Instrumentation

Table 3-3 Chemical Compositions and Mechanical Properties

Steel	Kind of Steel	Thick. (mm)	Chemical Compositions (%)						
			C	Mn	P	S	Cr	Ni	Cu
A-30	Normalized Killed	30	0.13	1.13	0.025	0.017	0.06	0.06	0.19
A-45		45	0.13	1.14	0.023	0.019	0.05	0.06	0.18
A-50		50	0.13	1.16	0.023	0.020	0.07	0.05	0.20
X-20	2 H	20	0.16	1.30	0.017	0.013	0.12	0.05	0.22
X-30		30	0.16	1.25	0.016	0.012	0.11	0.05	0.20
T-15	Triten	15	0.25	1.24	0.014	0.021	0.09	0.56	0.21

Steel	Mechanical Properties		
	Yield Point (kg/mm <sup>2</sup> )	Tensile Strength (kg/mm <sup>2</sup> )	Elongation (%)
A-30	32.4~32.6	47.6~47.9	36.5~30.8
A-45	32.9	48.8	33.6
A-50	28.8~29.4	45.2~46.5	27.5~35.1
X-20	49.7	61.5	20.1
X-30	52.4	61.7	24.0
T-15	38.8	61.0	24.5

度計測用線 (speed detector) および動的応力  
計測用抵抗線型歪計が貼付されている。なお,  
V ノッチ部の形状を Fig. 3-26 に示す。

### 3.2.3 試験方法および計測装置

#### 3.2.3.1 試験方法

試験片をタブに溶接し、ピンにより 300 ton  
構造物試験機にとりつけ、恒温槽に入れたド  
ライアイスおよびアルコールにより試験片を冷却

する。つぎに荷重を一定にたもつたまま高圧打撃装置により楔を試験片の V ノッチ部に打込み脆性  
破壊を発生させる。平均応力がある大きさ以下の場合は脆性破壊が発生しないが、限界応力以上になると脆性破壊は荷重に直角方向に伝播するので、その伝播速度および亀裂線上あるいはその近傍における応力の時間的変化を計測する。

破壊伝播速度を計測するには、試験片の表面において破壊伝播経路上に貼付した数本の speed  
detector が破壊の伝播とともに順次切断される時間のずれと speed detector 間の距離をもとに  
して求めめる。speed detector には階段状の電圧をあたえてるので、各 speed detector の断線に対  
応して Fig. 3-44 に示すように階段状に現象があらわれる。speed detector は切断おくれを防ぐた  
め極力細い線を使用することがぞましいので、比較的入手の容易な 0.025 mm 径のアドバンス線  
を使用した。ベース紙としては比較試験の結果、洋紙で厚さ 0.03~0.05 mm のものが良いことがわ  
かつたので、この紙にアドバンス線を貼付して speed detector を作成した。

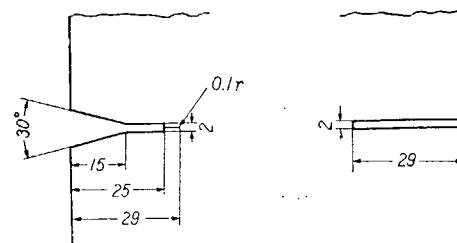


Fig. 3-26 Details of Notch

動的応力は抵抗線型歪計をもちいて計測するが、これらの現象をプラウン管オシロスコープに加えて単掃引法で Fig. 3-45 のように記録する。歪計は  $500 \Omega$  のポリエスチル樹脂歪計を使用し、Fig. 3-25 の点 (1) および (2) において (間隔 50 mm) 荷重方向および直角方向の応力  $\sigma_\beta$ ,  $\sigma_a$  を計測する。

研磨した試験片の表面に speed detector をニトロセルローズ樹脂により接着し、歪計をポリエスチル樹脂により接着した。接着時間は冬季は乾燥がとくにおそいので 5~8 時間を要し、その間に赤外線ランプで加熱し絶縁抵抗を  $100 M\Omega$  以上に保つた。これらの接着を終えたものにリード線をとりつけ再びその上にニトロセルローズ樹脂およびポリエスチル樹脂を薄く塗つて冷却用のアルコールの接触をふせいた。

### 3-2-3-2 計測装置

#### (A) 恒温槽

恒温槽は Fig. 3-27 に示すようなじやぶ漬け式のもので、ドライアイスとアルコールにより、試験片が室温から  $-65^\circ\text{C}$  まで低下するのに約 1 時間しかかからない。

#### (B) 高圧打撃装置

試験片に楔を通じて所要の大きさの打撃エネルギーをあたえるために運輸技術研究所船舶構造部において Fig. 3-28 に示すような高圧打撃装置を設計した。本装置の後端にあるハンドルに

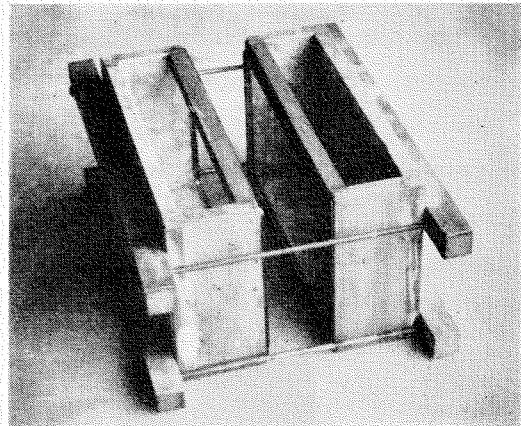


Fig. 3-27 Cooling Bath

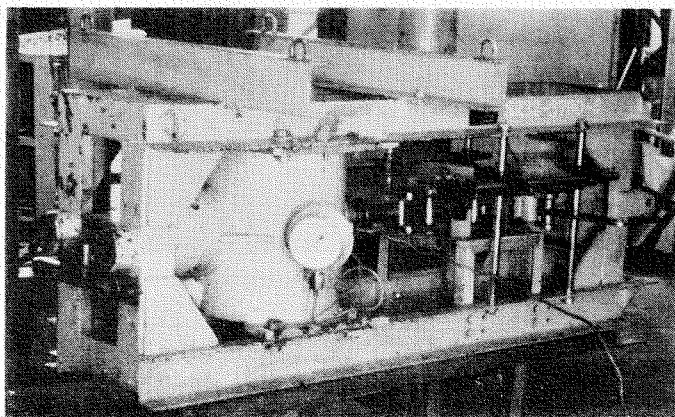


Fig. 3-28 Gas-Operated Piston Device

よりピストンの発射位置を適当に調整し、ガス容器内に空素ガスを所要の圧力まで充填したのち、引金をひくとピストンは発射され、その頭部が楔の後端面に衝突し、所要の打撃エネルギーで楔が試験片に打込まれる。打撃エネルギーはガス圧力および発射位置からピストンシリンダー部の先端附近にある排気孔までの距離、すなわちストロークにより任意の値のものが得られる。ただし、楔にあたえられる打撃エネルギーはつきの方法によりもとめられる。

発射されたピストンの後部にある突出部が打撃装置にとりつけられた第1の光束を遮断すると受光部に接続した Fig. 3-29 の電子管式計数装置が作動しはじめ、ピストン頭部が楔の後端に接触する直前に第2の光束を遮断すると電子管式計数装置の作動がとまり、2光束間の所要時間が計数装置に数字であらわされる。2光束間の距離は 55 mm であるので、これから2光束間の平均速度が求められる。実際に楔に接触する際の打撃速度は前述の平均速度より大きくなるので、その修正をおこなう。

発射されて急速に移動するピストンの全重量は 18.99 kg であるので、打撃速度をもじいて運動エネルギーをもとめることができる。試験片に加えられる打撃エネルギーは楔とその滑走用支持台間の摩擦を無視すると前述の打撃エネルギーに等しいとみなされる。

### (C) 破壊伝播速度および動的応力計測装置

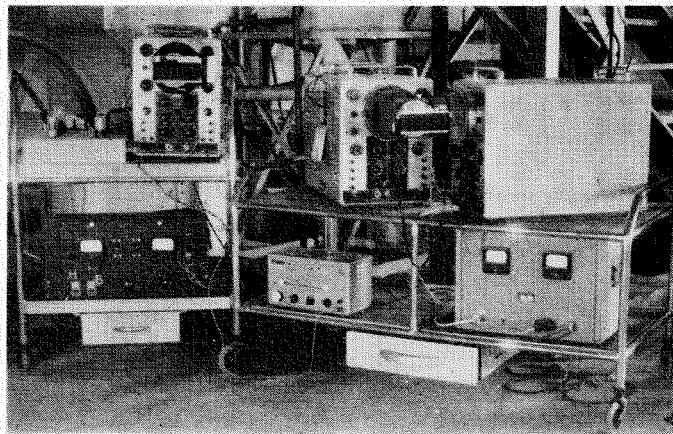


Fig. 3-30 Recording Instrumentation

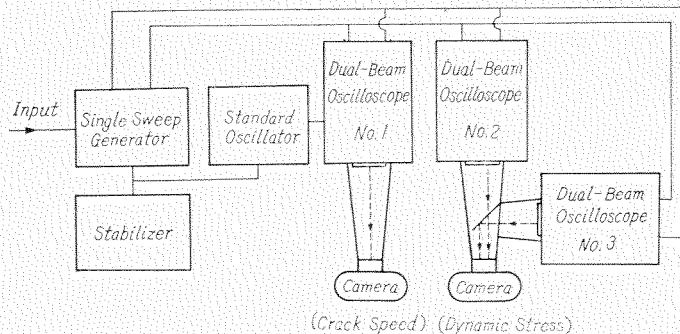


Fig. 3-31 Block Diagram of Recording Equipments

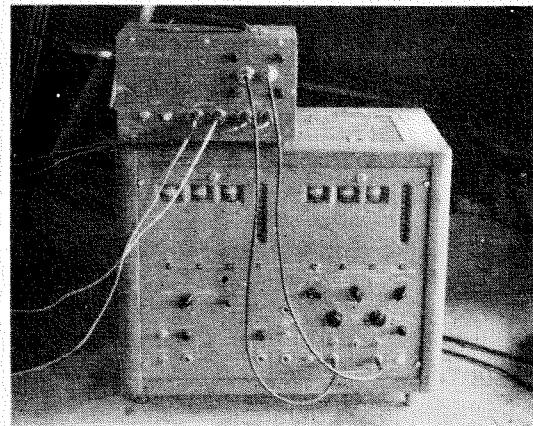


Fig. 3-29 Apparatus for Measuring the Moving Speed of Piston

破壊伝播速度および動的応力計測装置は単掃引回路、2現象オッショスコープ(3台)、標準発振器、定電圧電源および多重撮影装置よりなり、これらの配置を Fig. 3-30 および Fig. 3-31 に示す。

### 1) 単掃引信号発生回路

Fig. 3-32 に示すようにゲート線の 0 を使用してスタート信号回路に接続する。 $R_1$  は最初ゲート線で短絡され、その両端電圧は零であり、破壊の伝播によりゲート線が切断すると、瞬時に  $R_1$  の回路は開かれ、その両端には  $R_1/R_2 \times V = E$  の信号電圧があらわれる。したがつて、この信号を単掃引発振器入力信号として単掃引回路に加える。この回路の起動おくれは約 1~2  $\mu\text{sec}$  程度である。

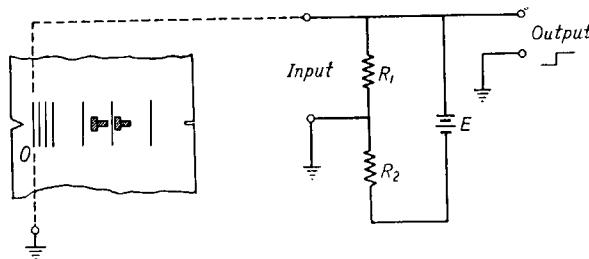


Fig. 3-32 Start Signal Circuit

### 2) 単掃引回路

単掃引回路に信号電圧が入ると微分回路を通して起動パルスを1回だけ発生させる。また掃引時間は時定数蓄電器により任意に選定することが可能で、回路は monostable type の multivibrator であるから時定数によりもとの状態に復帰し、起動パルスにより1回だけ掃引をおこなうことができる。掃引範囲は次の5種類である。

- |    |                              |    |                        |
|----|------------------------------|----|------------------------|
| 1. | 0.1~1 sec                    | 4. | 40~400 $\mu\text{sec}$ |
| 2. | 1,000~10,000 $\mu\text{sec}$ | 5. | 1~10 $\mu\text{sec}$   |
| 3. | 200~2,000 $\mu\text{sec}$    |    |                        |

出力段は以上の時間間隔の鋸歯状波を発生し、これを Fig. 3-33 に示すプラウン管オッショスコープの X 軸に接続し単掃引をおこなう。

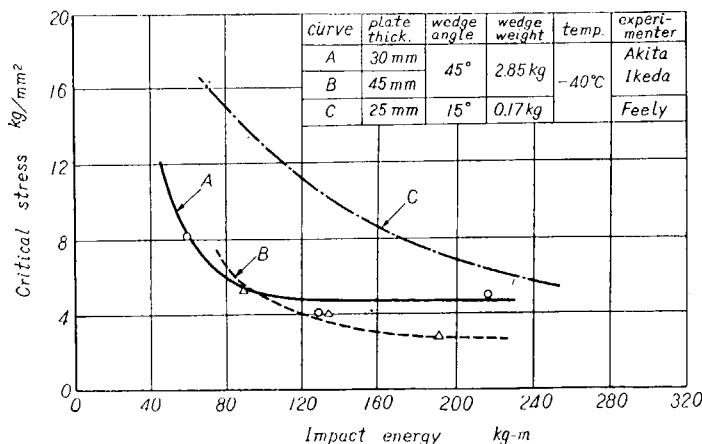


Fig. 3-33 Correlation between the Critical Stress and the Impact Energy

### 3) 2 現象プラウン管オッショスコープ

2 現象プラウン管オッショスコープの特性(各チャンネル共通)は次の通りである。

X 軸	偏向感度	1 mV/mm
	特性曲線	0~300 kc, -6 db
Y 軸	偏向感度	0.2 mV/mm
	利得	10 db
Z 軸	輝度変調	0.2 M $\Omega$ , 300 $\mu$ F 15 MRS にて消去

実験には上述の特性をもつた 2 現象プラウン管オッショスコープを 3 台(6 チャンネル)もとい、各チャンネルを次のような項目の測定に使用した。

speed detector による破壊伝播速度	1 チャンネル
歪計による動的応力	4 チャンネル
標準時間マーク	1 チャンネル

### 4) 多重撮影装置

動的応力を計測する場合、プラウン管オッショスコープにあらわれる各応力現象を 4 チャンネル同時に一つのフィルムの駒に記録できれば便利である。したがつて、試作した多重撮影装置(Fig. 3・31)により 4 現象を同時に一つのカメラにより撮影した(Fig. 3・45)。これにより破壊伝播速度と動的応力の関係を精密に解析することができた。

なお、掃引時間は 800  $\mu$ sec 前後で露光時間が極めて短いので大口径レンズと超高感度フィルムを使用しなければ現象の鮮明な記録を得ることは不可能である。記録には下記の装置と感光材料を使用し、十分明瞭な記録を得た。

レンズ	キャノン F 1.2 50 mm	現像液	キヤンドール, コニドール
フィルム	フジ SSS, ASA 200	現像時間	約 15 分 (20°C)

#### 3・2・4 試験結果および解析

##### 3・2・4・1 打撃エネルギー

脆性破壊伝播限界応力は打撃エネルギーの大きさにより変化することがしらべていているので<sup>10</sup>、鋼材 A-30 および A-45 について -40°C の場合にその関係をもとめると Fig. 3・33 の曲線 A および B に示すようになる。曲線 C は Feely 等のもとめたものである。図より打撃エネルギーが増加すると限界応力は低下し、打撃エネルギーがある大きさ以上になると限界応力はほとんど変化しなくなるが、この打撃エネルギーは板厚に比例して増加していることがわかる。

つぎに、打撃エネルギーが限界応力-温度曲線におよぼす影響をしらべるために鋼材 A-30 について打撃エネルギー (W) が 60, 125, 225 kg·m の 3 種類の場合についてもとめ Fig. 3・34~3・36 に示す。図において × 印は脆性破壊の発生しなかつたもの、○印は V ノッチ底部より発生した脆性破壊が途中で停止したもの、○印は脆性破壊が伝播し、試験片が破断したものを示す。図より、打撃エネルギーが 60 kg·m から 125 kg·m に増加すると同一温度における限界応力は低下し、非発生温度は上昇するが、打撃エネルギーがさらに 225 kg·m に増加しても 125 kg·m の場合とは変らない。ただし脆性破壊の非発生温度あるいは ESSO 遷移温度とは、限界応力が 13 kg/mm<sup>2</sup> になるときの温度をいう

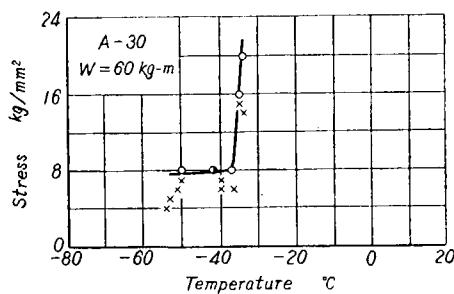


Fig. 3.34 Correlation between the Stress and the Temperature

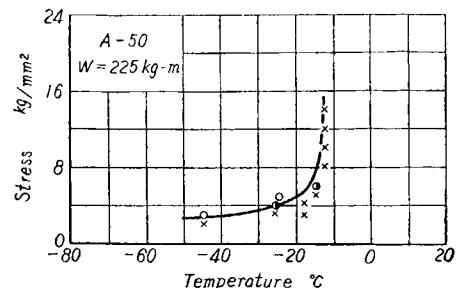


Fig. 3.38 Correlation between the Stress and the Temperature

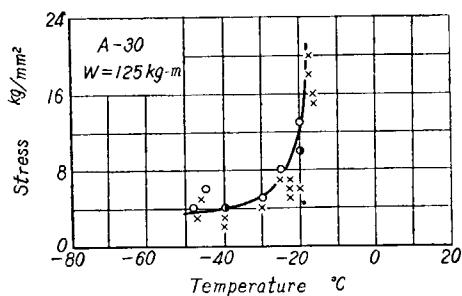


Fig. 3.35 Correlation between the Stress and the Temperature

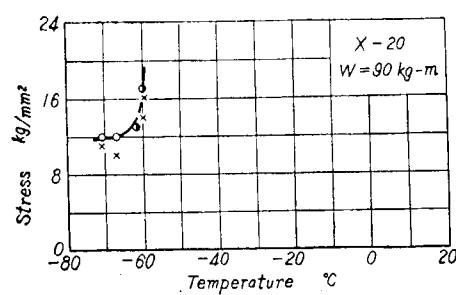


Fig. 3.39 Correlation between the Stress and the Temperature

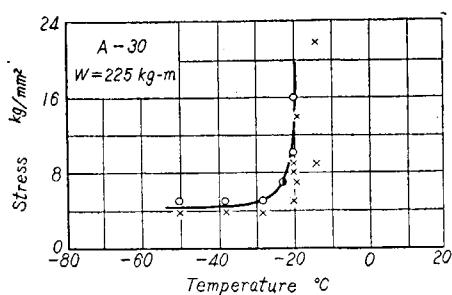


Fig. 3.36 Correlation between the Stress and the Temperature

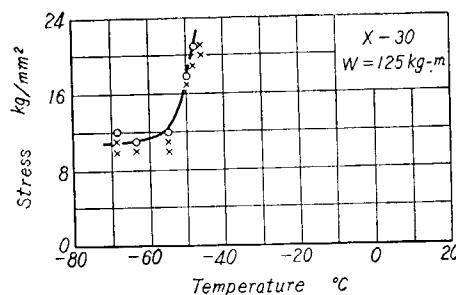


Fig. 3.40 Correlation between the Stress and the Temperature

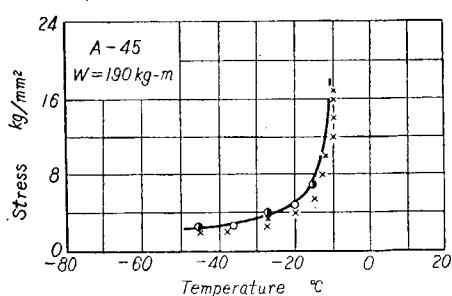


Fig. 3.37 Correlation between the Stress and the Temperature

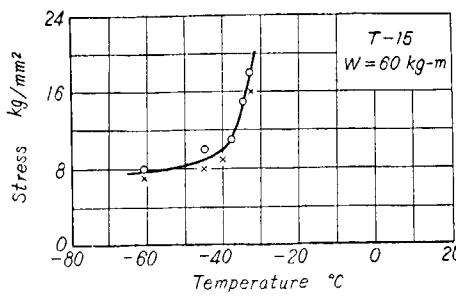


Fig. 3.41 Correlation between the Stress and the Temperature

ものとする。

### 3.2.4.3 限界応力-温度曲線

Fig. 3.33 より板厚 15, 20, 30, 45, 50 mm の場合の標準打撃エネルギーをそれぞれ 60, 90, 125, 190, 225 kg·m とする。A-30, A-45, A-50 および X-20, X-30, T-15 にたいする限界応力-温度曲線を Fig. 3.35 および Fig. 3.37~3.41 に示す。これらより脆性破壊の非発生温度  $T_{ri}$  をもとめ Table 3.4 に示す。

非発生温度と板厚の関係をもとめると Fig. 3.42 に示すようになる。図より、板厚の増加とともに非発生温度は上昇するが、本試験の範囲内では板厚が 45 mm 以上になると変化しなくなるという板厚効果がみられる。鋼材 X は鋼材 A に比較して非発生温度が低くて良好である。なお、鋼材 T は板厚が 15 mm で 2H 鋼より板厚が小さいにもかかわらず比較的高い非発生温度を示している。Fig. 3.35 および Fig. 3.37~3.41 より限界応力は温度の低下とともに若干減少することがわかる。限界応力-温度曲線における切線の傾斜が  $0.2 \text{ kg/mm}^2/\text{°C}$  になると Table 3.4 に示すようになる。Fig. 3.43 に板厚と限界応力  $\rho_{cri}$  の関係を示すが、限界応力  $\rho_{cri}$  は板厚の影響をうけない。なお、限界応力  $\rho_{cri}$  は鋼材 A で約  $4\sim 5 \text{ kg/mm}^2$ 、鋼材 X で約  $12 \text{ kg/mm}^2$ 、鋼材 T では約  $10 \text{ kg/mm}^2$  である。しかし同一温度たとえば鋼材 A の場合  $-45^\circ\text{C}$ 、鋼材 X の場合  $-65^\circ\text{C}$  について限界応力  $\rho_{cri}$  をもとめると Fig. 3.43 に示すように板厚の増加とともに減少することがわかる。

Table 3.4 Non-Initiating Temperature and Critical Stress

	A-30	A-45	A-50	X-20	X-30	T-15
$T_{ri}$ (°C)	-18	-14	-13	-63	-54	-36
$\rho_{cri}$ ( $\text{kg/mm}^2$ )	5.0	4.2	5.0	12.2	12.0	9.6

### 3.2.4.3 破壊伝播速度

脆性破壊伝播速度を計測するために試験片の表面に speed detector を貼付し、破壊の伝播にともなつて順次破断する時間のおくれより、速度をもとめる方式をもちいたが、これによると亀裂長さの増加にともなつて変化する破壊伝播速度がプラウン管オッショロの 1 チャンネルで記録される利点がある。記録の一例を Fig. 3.44 に示す。破壊伝播速度と V ノッチを付した自由端よりの亀裂長さの関係を 1 例として A-30 の  $-45^\circ\text{C}$ ,  $-65^\circ\text{C}$  の場合についてもとめると Fig. 3.46 に示すようになる。

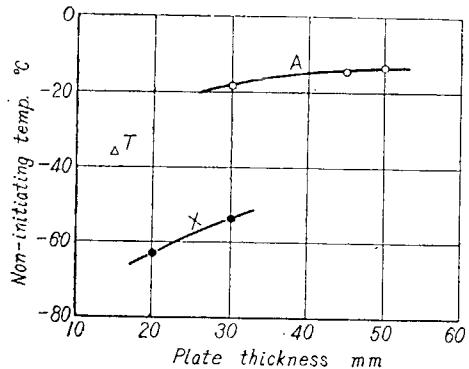


Fig. 3.42 Correlation between the Non-Initiating Temperature and the Plate Thickness

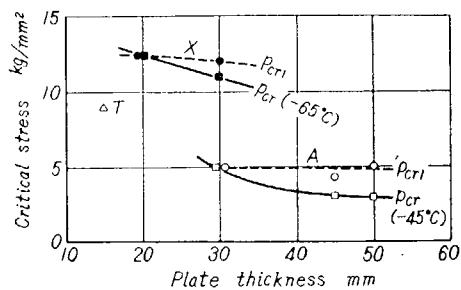


Fig. 3.43 Correlation between the Critical Stress and the Plate Thickness

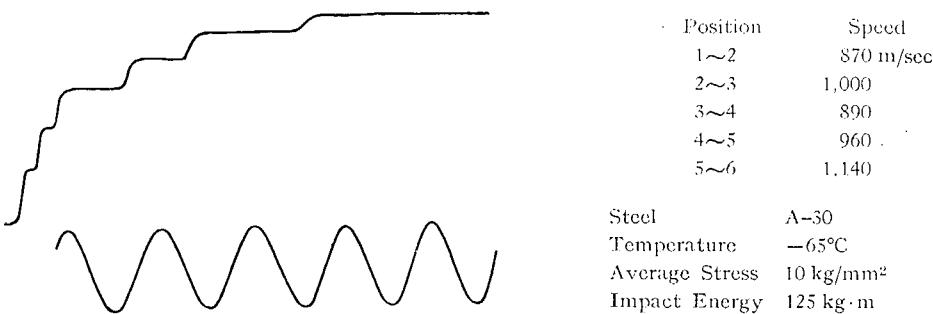


Fig. 3-44 Typical Record of Crack Speed

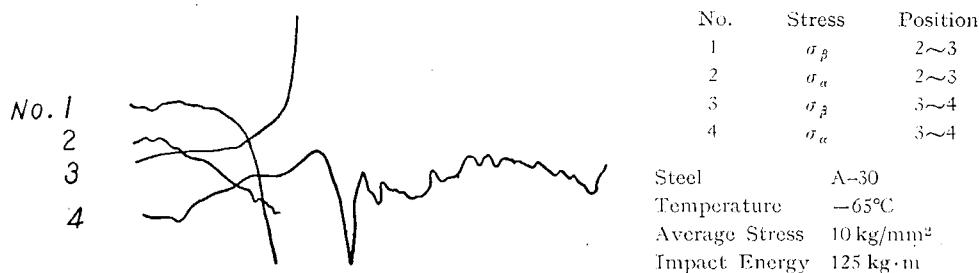


Fig. 3-45 Typical Record of Dynamical Stress

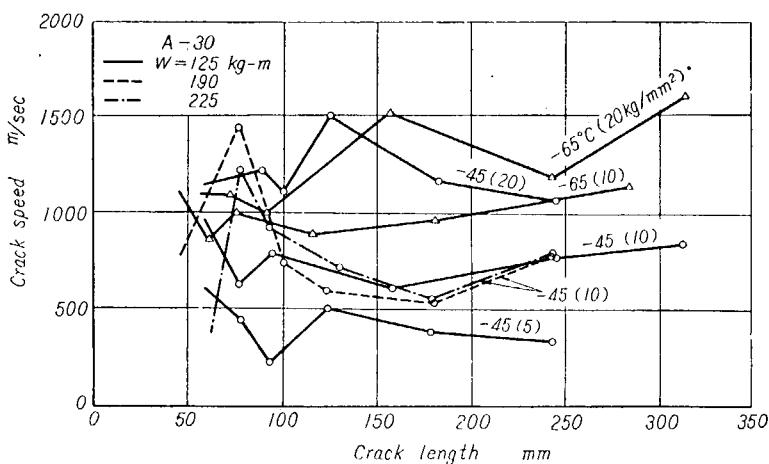


Fig. 3-46 Correlation between the Crack Speed and the Crack Length

一般に、亀裂長さの増加とともに破壊伝播速度は増加する。

平均応力  $10 \text{ kg/mm}^2$ 、温度  $-45^\circ\text{C}$  の場合について打撃エネルギー ( $W$ ) を  $125, 190, 225 \text{ kg}\cdot\text{m}$  に変化させた場合も Fig. 3-46 に示されているが、図より、打撃エネルギーが増加すると破壊発生部に近い部分での破壊伝播速度の影響をあたえるが、亀裂長さがある大きさ以上になると打撃エネルギーの影響はなくなり、平均応力、温度、新らしく破面を形成するに要するエネルギー、すなわち、塑性表面エネルギーおよび亀裂長さ等によつてきまる速度で伝播する。

なお、打撃により生ずる V ノッチ近傍の応力分布を Fig. 3-47 に示す。図より、打撃エネルギーの

増加とともに衝撃応力は増加することがわかる。これをVノッチ先端よりの距離  $l'$  が 7, 18, 31, 43 mm の各位置における応力比と打撃エネルギーの関係で示すと Fig. 3.48 のようになる。

#### 3.2.4.4 動的応力と破壊伝播速度の関係

脆性破壊が高速で伝播する場合、亀裂先端近傍の応力場は静的解の場合と異なり、いわゆる動的応力場が生じている。動的応力の時間的変化の記録の1例を Fig. 3.45 に示す。ただし、2曲線(No. 3, No. 4)は正負を逆にして他の2曲線と重ならないようにしている。

亀裂先端近傍の荷重方向の応力  $\sigma_\beta$  の分布をつぎのようにしてとめる。すなわち、板厚中央における亀裂先端が点(1)に到達すると応力  $\sigma_{\beta 1}$  は急激に増加する。しかるに Fig. 3.46 より点(1)および(2)の間( $l=174 \sim 224$  mm)では破壊伝播速度はあまり変化しないので一応定速とみなすことにより、点(1)通過後の各時刻における亀裂長さ  $l$  がもとめられる。一方、各時刻における点(2)( $l_2 = 224$  mm)の応力が Fig. 3.45 の  $\sigma_\beta$ -時間曲線からもとめられるので、対応する各時刻における比  $l_2/l$ (Xとおく)と応力の関係がもとめられ、亀裂長さを 1 とした場合の亀裂先端近傍の応力分布が Fig. 3.49 ～ 3.52 のようにもとめられる。ただし Fig. 3.47 ～ 3.51 は亀裂線から 7 ～ 20 mm 離れた位置での動的応力と平均応力の比  $\sigma_\beta/p$  と X の関係を速度比  $\alpha = 0.09 \sim 0.11, 0.19 \sim 0.21, 0.30$  ( $\alpha$  は破壊伝播速度と平面綫波伝播速度、すなわち音速の比  $V/c$ 、ただし、 $c = \sqrt{E/\rho(1-\mu^2)} = 5,420$  m/sec) の各範囲のものについて示し、Fig. 3.52 は亀裂線上での  $\alpha = 0.19 \sim 0.21$  の場合のものを示す。図中、実線は秋田・池田<sup>2)</sup>がさきに、スリットが定速で拡大する場合についてもとめた亀裂線上の応力分布の理論曲線であり、実験値にかなりよく合つており、破壊伝播速度の増加とともに応

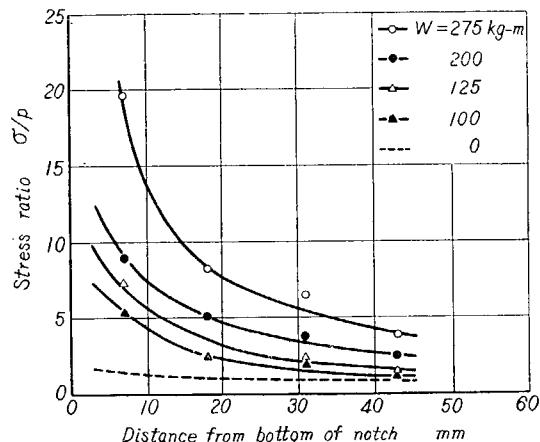


Fig. 3.47 Correlation between the Stress Ratio  $\sigma/p$  and Distance from Bottom of Notch

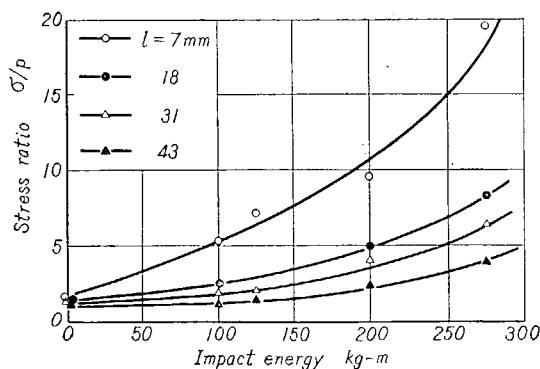


Fig. 3.48 Correlation between the Stress Ratio  $\sigma/p$  and the Impact Energy

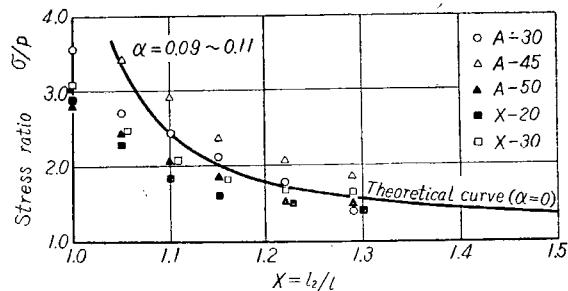


Fig. 3.49 Stress Distribution along the Line 7~20 mm apart from the Crack Line ( $\alpha = 0.09 \sim 0.11$ )

力  $\sigma_p$  は減少することがわかる。

### 3.2.4.5 鋼種、温度、平均応力および板厚と破壊伝播速度の関係

Fig. 3.46 より、試験片の中央 ( $l=200$  mm)においては破壊伝播速度は打撃エネルギーの影響をうけないと考えられるので、この位置における破壊伝播速度について検討する。なお、shear lip はほとんど存在していない。

温度と破壊伝播速度の関係を Fig. 3.53 に示す。図より、鋼種、平均応力および板厚が一定の場合、温度が低下すると破壊伝播速度は増加することがわかる。

つぎに、平均応力と破壊伝播速度の関係をもとみると、鋼種、温度および板厚が一定の場合 Fig. 3.54 に示すように平均応力の増加とともに破壊伝播速度は増加する。

板厚と破壊伝播速度の関係は、鋼種、温度および平均応力が一定の場合 Fig. 3.55 に示すように板厚の増加とともに破壊伝播速度は増加するが板厚が 45 mm 以上になると変化しない。なお、同図より鋼材 X は A および T に比較して破壊速度が小さいことがわかる。

### 3.2.4.6 塑性表面エネルギーと破壊伝播速度の関係

破壊伝播速度の大きいものほど新らしく破面を形成するに要するエネルギー、すなわち塑性表面エネルギーは小さいことが予想されるが、ここでは両者の関係をもとめる。

脆性破壊が伝播する際、平均応力  $\rho$  と速度比  $\alpha$  の関係は近似的に次式であらわされる<sup>3)</sup>。

$$\rho = \phi(\alpha) \sqrt{\frac{2ES}{\pi l}} \quad (1)$$

ただし、 $\phi$  = 脆性破壊伝播限界応力係数

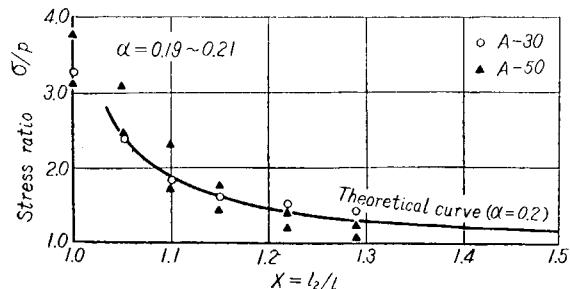


Fig. 3.50 Stress Distribution along the Line 7~20 mm apart from the Crack Line ( $\alpha=0.19\sim0.21$ )

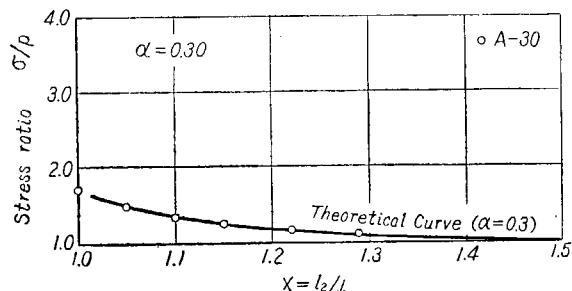


Fig. 3.51 Stress Distribution along the Line 7~20mm apart from the Crack Line ( $\alpha=0.3$ )

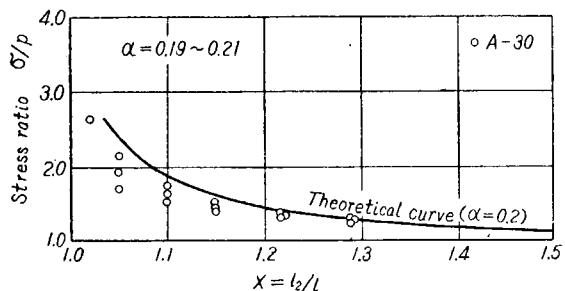


Fig. 3.52 Stress Distribution along the Crack Line ( $\alpha=0.19\sim0.21$ )

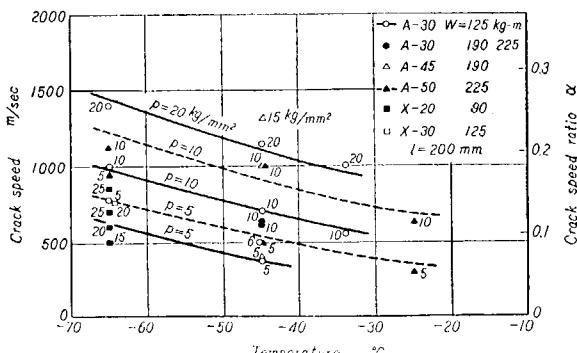


Fig. 3.53 Correlation between the Crack Speed and the Temperature

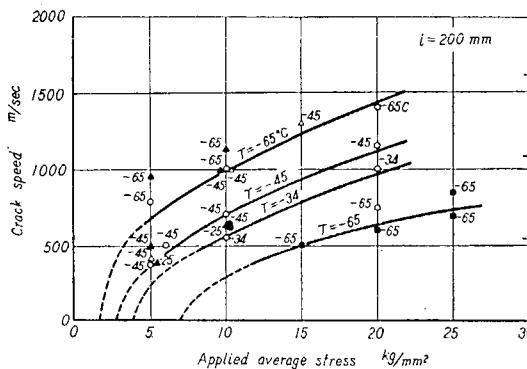


Fig. 3-54 Correlation between the Crack Speed and the Applied Average Stress

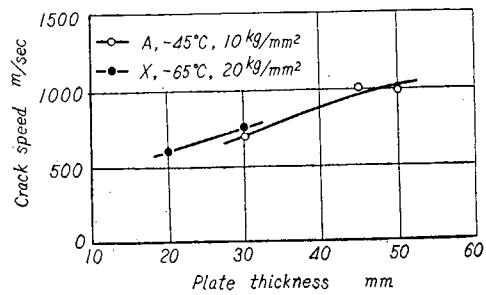


Fig. 3-55 Correlation between the Crack Speed and the Plate Thickness

$E$  = ヤング率  
 $S$  = 塑性表面エネルギー  
 $l$  = 亀裂長さ  
 $\phi$  は平均応力  $\rho$  と速度比  $\alpha$  の関係を示すもので、平均応力  $\rho$  と速度比が 0、すなわち静的な場合の限界応力  $\rho_0$  との比  $\rho/\rho_0$  に等しい。Fig. 3-54より計測値が抛物線上に存在することがわかつたので、A-30, X-20について  $\rho$  と  $\alpha^2$  の関係をもとめると、Fig. 3-56 に示すように両者の間に直線関係がみられ、これらはいづれも次式によりあらわされる。

$$\rho = \rho_0 (1 + 135\alpha^2) \quad (2)$$

ただし、 $\rho_0$  は Fig. 3-56 において各直線と横軸との交点の平均応力である。

故に (2) 式より

$$\phi = \rho/\rho_0 = 1 + 135\alpha^2 \quad (3)$$

ただし、これは  $l = l_1 = 200 \text{ mm}$  の場合に成立するものである。 $\phi$  と  $\alpha$  の関係は Fig. 3-57 に示すようになる。

故に (1), (3) 式より、次式に示すような破壊伝播速度と表面エネルギーの関係式がもとめられる。

$$S = \frac{\pi l_1 \rho^2}{2E(1 + 135\alpha^2)^2} \quad (4)$$

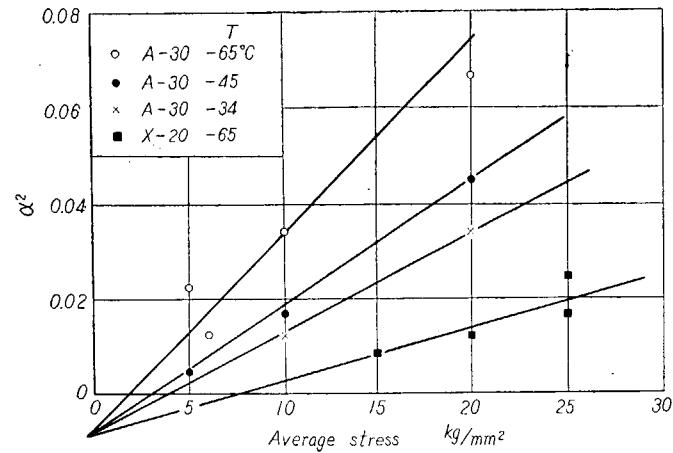


Fig. 3-56 Correlation between  $\phi$  and  $\alpha^2$

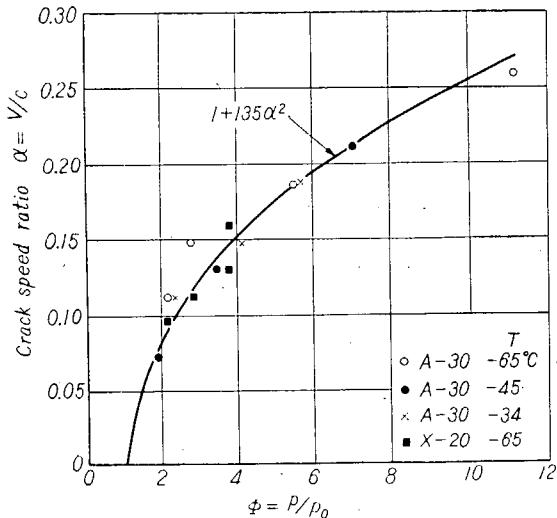


Fig. 3-57 Correlation between  $\alpha$  and  $\phi$

### 3.2.4.7 銅種、温度および板厚と塑性表面エネルギーの関係

(4) 式により、速度比と塑性表面エネルギーの関係がもとめられたので Fig. 3.53 よりもとめられる種々の温度における速度比  $\alpha$  を (4) 式に代入して、塑性表面エネルギー  $S$  と温度  $T$  の関係をもとめると Fig. 3.58 に示すようになり、温度の低下とともに塑性表面エネルギーは減少すること、および板厚の増加とともに塑性表面エネルギーは減少し、2H 鋼 X が焼準キルド鋼 A に比較してかなり大きい塑性表面エネルギーを有していることがわかる。なお、X-20 の値がばらついているが、これは脆性破壊の非発生温度である -60°C (Fig. 3.39) に近い温度のために shear lip があらわれやすく、破壊伝播速度の計測値がばらつきを生じたためであろうとおもわれる。

さらにわかりやすくするために、 $\log_e S$  と絶対温度の逆数  $1/T_K$  の関係をもとめると Fig. 3.59 に示すように傾斜のほぼ等しい直線関係のあることがわかり、これは次式によりあらわされる。

$$S = k_1 e^{-k_2/T_K} \quad (5)$$

ただし、 $k_1$  = 材料常数 (erg/cm<sup>2</sup>)

$k_2$  = 材料常数 (°K)

これは一般によく知られている関係式であつて、A-30, A-50 の場合の  $k_1$  および  $k_2$  の値を Table 3.5 に示す。

Table 3.5 Material Constants  $k_1$  and  $k_2$

	$k_1$	$k_2$
A-30	$3.80 \times 10^{10}$	$2.33 \times 10^3$
A-50	$1.66 \times 10^{10}$	$2.31 \times 10^3$

Table 3.5 より、同一チャージより圧延した銅板は板厚が異なつても材料常数  $k_2$  は変わらないが、材料常数  $k_1$  は板厚の増加とともに減少することがわかる。ただし、A-45 は A-50 の値とほぼ等しいようである。

なお、(4), (5) 式より絶対温度  $T_K$  と速度比  $\alpha$  の関係をもとめると shear lip のない場合には次式に示すようになる。

$$\alpha = \left[ \frac{1}{135} \left\{ \left( \frac{\pi \rho^2 l_1}{2 E k_1} e^{-\frac{k_2}{T_K}} \right)^{\frac{1}{2}} - 1 \right\} \right]^{\frac{1}{2}} \quad (6)$$

Fig. 3.53 の実線は (6) 式よりもとめたものである。

### 3.2.4.6 ESSO 試験と他の諸試験との相関性

同一供試材についてもとめた ESSO 試験の非発生温度あるいは限界応力と小型試験の V シャルピー試験、ディッパー試験、パン・デブ・ビーン試験および温度勾配つき二重引張試験の試験結果との関係についてしらべる。

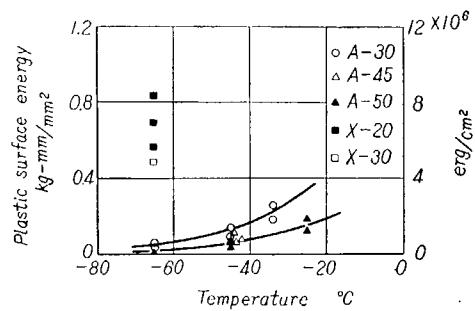


Fig. 3.58 Correlation between the Plastic Surface Energy and the Temperature

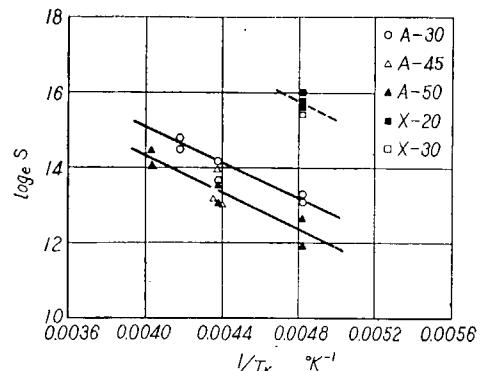


Fig. 3.59 Correlation between  $\log_e S$  and  $1/T_K$

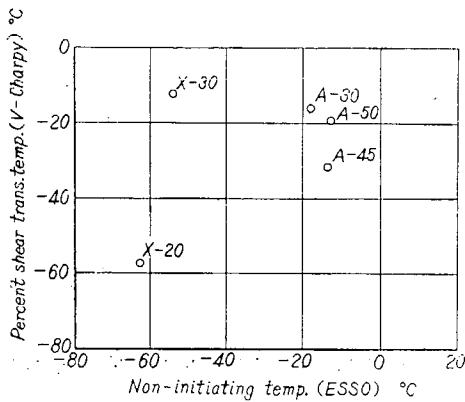


Fig. 3-60 Correlation between the Percent Shear Transition Temperature (V-Charpy) and the Non-Initiating Temperature (ESSO)

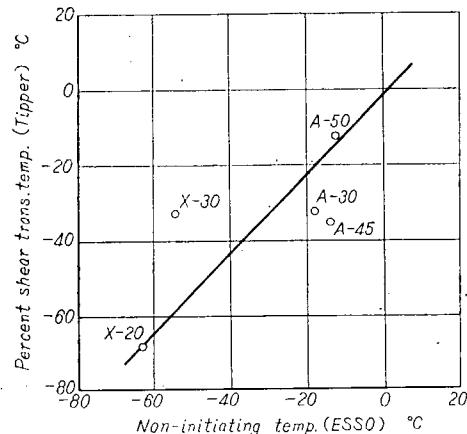


Fig. 3-62 Correlation between the Percent Shear Transition Temperature (Tipper) and the Non-Initiating Temperature (ESSO)

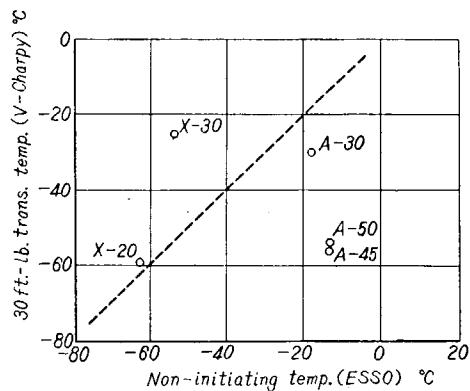


Fig. 3-61 Correlation between the 30 ft-lb Transition Temperature (V-Charpy) and the Non-Initiating Temperature (ESSO)

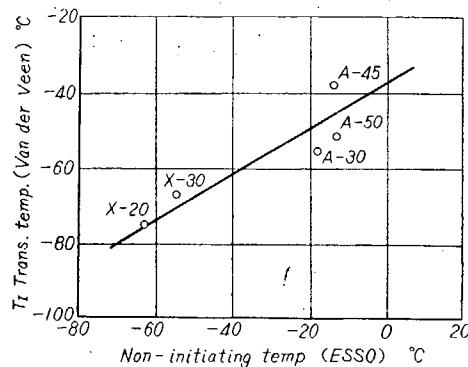


Fig. 3-63 Correlation between the T<sub>I</sub> Transition Temperature (Van der Veen) and the Non-Initiating Temperature (ESSO)

ESSO 試験における脆性破壊の非発生温度  $T_{ri}$  と小型試験としての V シャルピー試験の剪断破面率遷移温度  $T_{rs}$ 、30 ft-lb 遷移温度  $T_{r30}$ 、ティッパー試験の剪断破面率遷移温度  $T_{rs}$ 、バン・デア・ビーン試験の遷移温度  $T_I$ 、 $T_{II}$  との関係をそれぞれ Fig. 3-60～3-64 に示す。Fig. 3-60～3-64 における破線は米国における板厚 3/4～1 inch の鋼材についての非発生遷移温度  $T_{ri}$  (あるいは ESSO 遷移温度) と V シャルピー試験の 30 ft-lb 遷移温度  $T_{r30}$  (キルド鋼および高張力鋼の場合、ただし、リムド鋼およびセミキルド鋼の場合は 50 ft-lb 遷移温度) の関係を示すものであるが<sup>4)</sup>、本試験結果とはかなり異なっている。

これらより、小型試験ではバン・デア・ビーン試験の  $T_{II}$  遷移温度が ESSO 試験の非発生温度  $T_{ri}$  と最も著しい相関性を示しており、ついでおなじくバン・デア・ビーン試験の  $T_I$  遷移温度との間に良い相関性がみられる。

つぎに ESSO 試験の非発生温度  $T_{ri}$  と温度勾配つき二重引張試験（中型試験）の破壊伝播停止遷

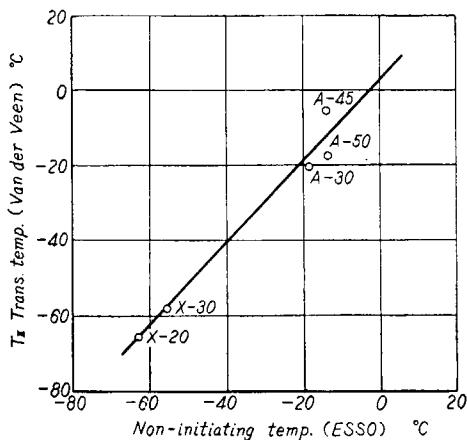


Fig. 3-64 Correlation between the  $T_{II}$  Transition Temperature (Van der Veen) and the Non-Initiating Temperature (ESSO)

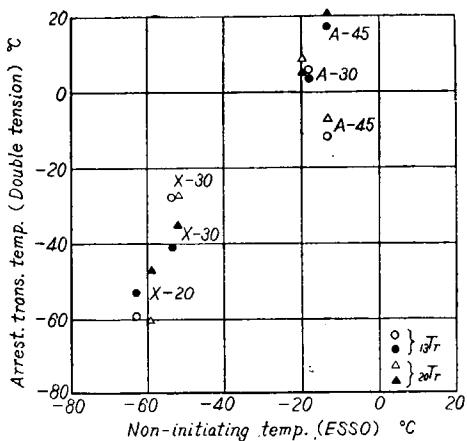


Fig. 3-65 Correlation between the Arresting Temperature (Double Tension) and the Non-Initiating Temperature (ESSO)

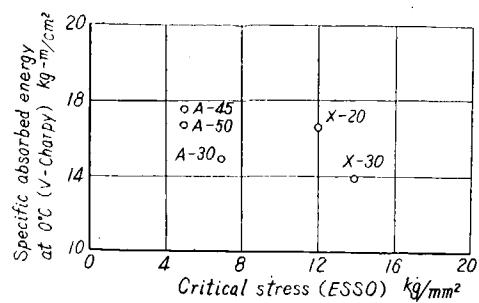


Fig. 3-66 Correlation between the Specific Absorbed Energy at 0°C (V-Charpy) and the Critical Stress (ESSO)

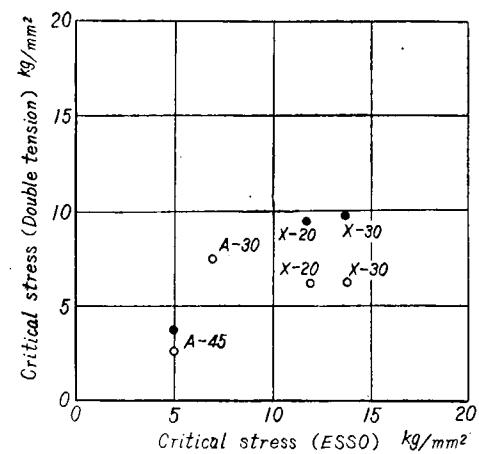


Fig. 3-67 Correlation between the Critical Stress (Double Tension) and the Critical Stress (ESSO)

移温度  $Tr_a$  との関係を Fig. 3-65 に示す。ただし、○印は東大、●印は NK のものを示す。

つぎに ESSO 試験の限界応力  $p_{cr1}$  と V シャルピー試験の 0°C における比吸収エネルギー  $E_0$  との関係を Fig. 3-66 に示すが両者の間には明瞭な相関性がみとめられない。

ESSO 試験と二重引張試験の限界応力  $p_{cr1}$  を比較すると Fig. 3-67 に示すようになる。ただし、○印は東大、●印は NK のもの<sup>5)</sup>を表わす。

### 3-2-5 結論

ESSO 試験をおこなった結果つきの結論がえられた。

- (1) 打撃エネルギーの増加とともに脆性破壊伝播の限界応力は低下するが、打撃エネルギーがある大きさ以上になると変化しなくなる。
- (2) 板厚の増加とともに脆性破壊の非発生温度は上昇し、同一温度における限界応力は低下する

が、板厚がある大きさ以上になると変化しなくなる。

(3) 2H鋼 X は焼準キルド鋼 A より非発生温度は低く、かつ限界応力が高くてすぐれているが、米国製 Triten はあまりよくない。

(4) 伝播する亀裂の先端近傍における応力分布は理論値にかなりよく合ひ、破壊伝播速度の増加とともに応力は減少する。

(5) 温度の低下、平均応力の増加とともに破壊伝播速度は増加する。

(6) 破壊伝播速度から鋼材の塑性表面エネルギーをもとめることができる。

(7) 温度の低下、板厚の増加とともに塑性表面エネルギーは減少する。2H 鋼は焼準キルド鋼に比較してかなり大きい塑性表面エネルギーを有している。

(8) 小型試験結果と比較すると、ESSO 試験の非発生温度（又は ESSO 遷移温度）はパン・デア・ビーン試験の  $T_{II}$  遷移温度と著しい相関性を示し、ついで同試験の  $T_I$  遷移温度とよい相関性を示す。

#### 参考文献

- 1) F. J. Feely, Jr., D. Hrtko, S. R. Kleppe and M. S. Northup: Report on Brittle Fracture Studies, Weld. Jnl., Feb. 1954, 99-s.
- 2) 秋田好雄、池田一夫: 脆性破壊伝播に関する研究(第3報), 造船協会論文集, 第105号, 昭和34年7月, p. 155.
- 3) 秋田好雄、池田一夫: 同上(第2報), 造船協会論文集 第104号, 昭和34年1月, p. 237.
- 4) F. J. Feely, Jr., M. S. Northup, S. R. Kleppe and M. Gensamer: Studies on the Brittle Failure of Tankage Steel Plates, Weld. Jnl., Dec. 1955, 596s.
- 5) 日本海事協会: 鋼板の脆性亀裂伝播に関する研究, 昭和34年12月 運輸省提出資料.

## 第4章 総合的考察

### 4.1 各種の工業的試験による切欠脆性の評価

先に第2章で記した3つの工業的試験法、すなわち標準Vシャルピー、ティッパー、バン・デア・ピーンの各試験で得られた成績を中心として、厚板の切欠脆性をどのように評価すべきかを検討しよう。ただしここでは伝播試験との関連性は一応度外視することとし、各種の伝播試験が提案される以前に採られてきた慣習的な概念に従つて考察を進める。

#### 4.1.1 鋼材の均一性

各工業的試験法の間の関連性を調べる前に、先ず供試鋼材の均一性の問題を検討することが必要である。さいわい今回の研究においては、阪大・川重で実施した標準Vシャルピー試験の他に、伝播試験の一部を担当した東大、および同一チャージの鋼板を用いて同時に実験したNK<sup>1)</sup>においても、材質確認のため標準Vシャルピー試験とPress-notchシャルピー試験を行つたので、この点を具体的に調査することができる。

Fig. 4.1 は阪大(川重)と東大の標準Vシャルピー試験における $T_{rs}$ を比較したもので、かなりなばらつきはあるが、一応は関連性が認められる。しかし Fig. 4.2 の阪大とNKの $T_{rs}$ (標準Vシャルピー)の間には、明確な関連性を認め難い。さらに Fig. 4.3 のPress-notchシャルピー試験においては、東大とNKの測定値は一層くい違つている。材質が完全に同一であつたならば、実施場所が異つっていても試験成績を示す点は、図中の直線に近く収斂する筈である。

一方、試験片採取位置が近ければ、同種試験の成績の間に良好な関連性のあることは、Fig. 4.4 に示すごとくである。

以上の諸例などを参照し、また実験の実施と解析の詳細を検討して見ると、供試鋼材は、一般商用鋼と同様な大量生産工程を経て製作されたものであるにも拘らず、試験片採取位置の相違に応じて、

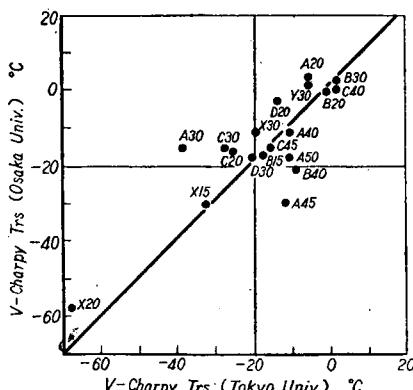


Fig. 4.1 Effect of Location of Test Piece in Steel Plate (1)

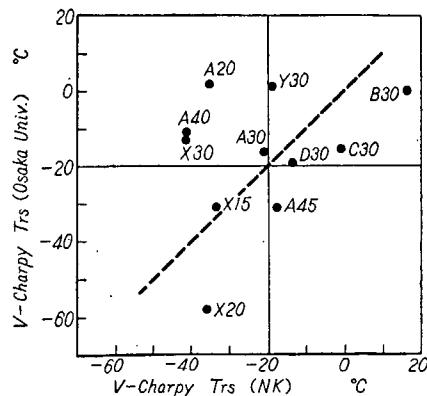


Fig. 4.2 Effect of Location of Test Piece in Steel Plate (2)

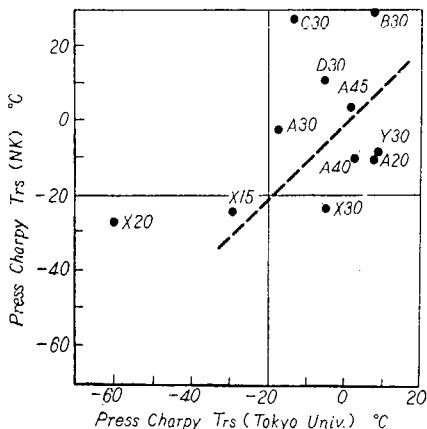


Fig. 4.3 Effect of Location of Test Piece in Steel Plate (3)

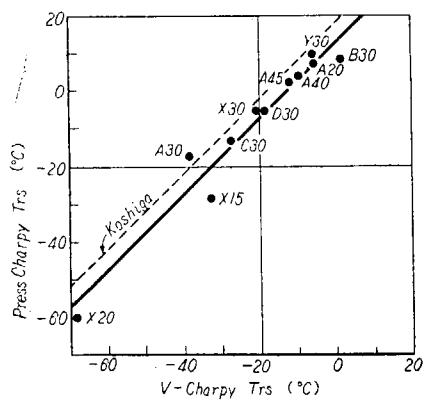


Fig. 4.4 Relation between V-Charpy  $Tr_s$  and P-Charpy  $Tr_s$  (Tokyo Univ.)

その材質がかなり異つていたと考えざるを得ない。この事実は試験成績を解析する際に、重要な影響を及ぼしたようである。

#### 4.1.2 試験成績の関連性

小型試験片を用いる各種の工業的試験法によつて、鋼材の切欠脆性試験を行つた場合に、求められた多くの遷移温度の特性とそれらの関連性については、すでに SR 12-3, SR 19 両研究部会<sup>23)</sup>において広汎な研究が行つられて、見るべき成果を挙げた。両研究部会の結論のうち、本報告に直接関係のある事項は次の通りである。

各種の工業的試験法によつて求めた各鋼材の遷移温度を、 $Tr_d$  (Ductility Transition Temperature) と  $Tr_f$  (Fracture T. T.) の 2 群に大別すると、それぞれの群に属する遷移温度の間では、鋼材の切欠脆性の判定の順位は原則として一致する。

応力論的な考察で明らかにされたごとく、 $Tr_d$  と  $Tr_f$  が共通な材料常数によつてほぼ近似的に計算し得たことから知られるように、両者は互にかなりの関連性を有するものであろう。しかし両者が全く共通な材料諸常数によつて規定されると断定し得ない現象、すなわち異つた群に属する遷移温度の間では、切欠脆性の判定の順位が一致しないこともある。したがつて切欠靱性値を工業的試験によつて規定するには、 $Tr_f$  と  $Tr_d$  に属する代表的な遷移温度各 1 種ずつについて、経験的な基準値を定めて要求するのが、現状においては妥当な方法であろう。

今回の諸試験の結果に対しても、以上の結論をそのまま適用することができると考えられる。まず標準シャルピー試験(阪大・川重)の  $Tr_s$  とティッパー試験の  $Tr_s$  の関係は、Fig. 4.5 に示すごとくである。材質の不均一に起因するのではないかと予想される ばらつき はあるが、かなりよい関連性を示す。シャルピー試験は一定形状に削り出した試験片を用いるのに対して、ティッパー試験片は板厚のままのものであるから、後者の  $Tr_s$  に対する板厚効果を考慮してデータを整理した方が、両者の相関性はやや良好となるようである。

Fig. 4.6 はシャルピー試験の  $Tr_s$  と、バン・デア・ビーン試験の  $T_{II}$  の関係をあらわすもので、

Fig. 4.5 の結果よりもばらつきは一層大きいが、やはり板厚効果を考慮して整理すると、ある程度の関係の存在を認めて差支えないようである。なお Fig. 4.5 と Fig. 4.6 の関係は、SR 19 で求めた相関性とも矛盾しないことが、図中に併せて示されている。

同様に Fig. 4.7 は、バン・デア・ビーン試験の  $T_{II}$  とティッパー試験の  $T_{rs}$  の関連を示してお

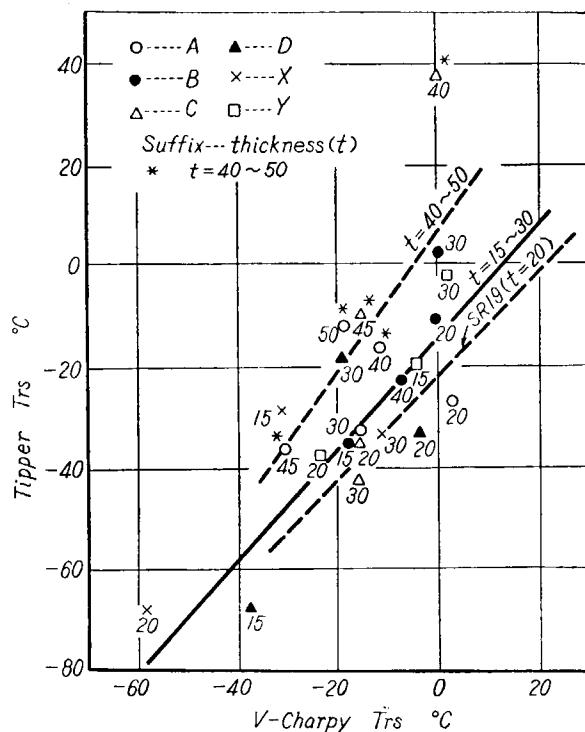


Fig. 4.5 Relation between Tipper  $T_{rs}$  and Charpy  $T_{rs}$

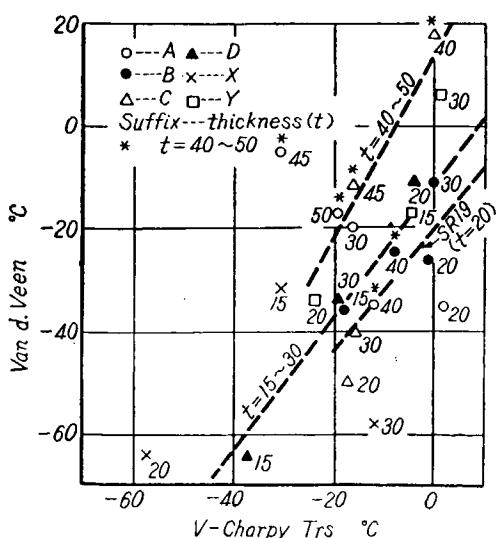


Fig. 4.6 Relation between V. d. Veen  $T_{II}$  and Charpy  $T_{rs}$

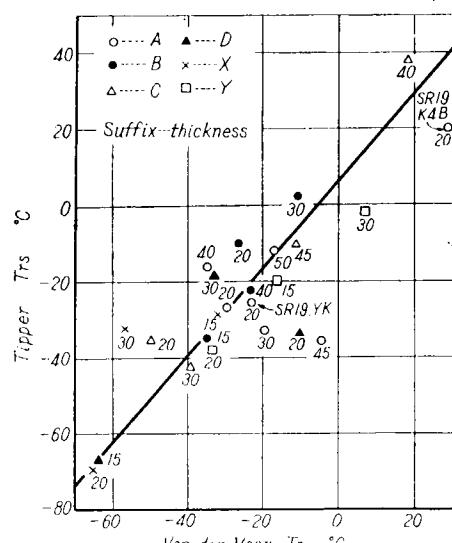


Fig. 4.7 Relation between Tipper  $T_{rs}$  and V. d. Veen  $T_{II}$

り、ほぼ良好な相関性の存在が認められる。

このように  $Tr_f$  に属する遷移温度の間では、試験法が異なつてもかなり密接な関係があるが、1例を Fig. 4.8 に掲げるように、シャルピー試験の  $Tr_{15}$  と、ティッパー試験の  $Tr_s$  の間では関連性は曖昧となる。もつとも、共に  $Tr_d$  に属する遷移温度であるシャルピー試験の  $Tr_{15}$  とバン・デア・ビーン試験の  $T_I$  の関係も、Fig. 4.9 のごとく明確とはいえないが、これは恐らく材質の不均一によるものであろう。Fig. 4.9においては、Fig. 4.5 と Fig. 4.6 に準じた板厚効果が存在する筈ではあるが、本試験の結果ではそれを認めることができなかつた。なおティッパー試験では、試験温度の範囲で  $Tr_d$  はあらわれなかつた。

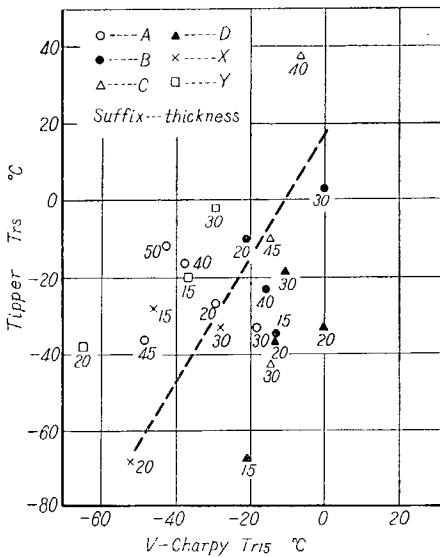


Fig. 4.8 Relation between Tipper  $Tr_s$  and Charpy  $Tr_{15}$

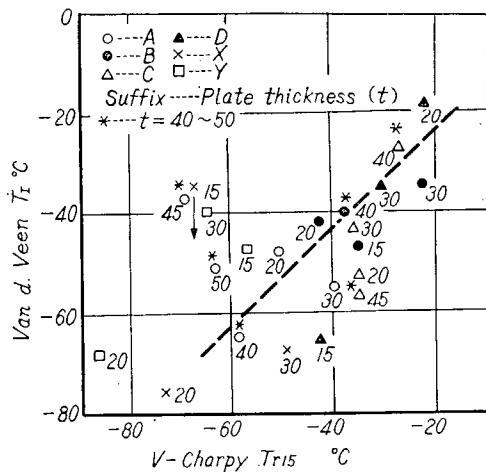


Fig. 4.9 Relation between V-Charpy  $Tr_{15}$  and V. d. Veen  $T_I$

#### 4.1.3 厚板の切欠脆性

小型試験片による工業的試験の結果のみに基づいて、従来経験的に採られてきた方法で、供試厚鋼板の切欠脆性を一応評価して見よう。

##### (1) 経験的な判定基準として

“板厚 20 mm のキルド鋼は、圧延のまま船体に使用しても、脆性破壊を起さず安全であつたとし、このときシャルピー試験の 0°C における Crystallinity が 70%，また  $E_0$  は 6 kg-m/cm<sup>2</sup> である”と仮定する。

すでに報告された多くの V シャルピー衝撃試験の成績を参照すると、シャルピー試験で 0°C の Crystallinity が 70% (% Shear が 30) の鋼材の  $Tr_s$  は、約 15°C であることが知られる。SR 12-3 および SR 19 部会で取扱つた板厚 20 mm のティッパー試験片が、ちょうどこの材質の鋼材で作られていたとしたときに示す筈の、ティッパー試験の  $Tr_s$  は、Fig. 4.10 の関係から予想すると、約 -15°C となる。ただし Fig. 4.10 はシャルピー、ティッパー両試験片とも、切欠先端の半径 ( $r$ ) が 0.1 mm である。 $r$  を標準の 0.25 mm とすると、ティッパー試験では  $Tr_s$  はほとんど変わらないが、

シャルピー試験では若干(平均約5°C位)下降する。したがつて標準材質の鋼材(板厚20mm)のティッパー試験片が示す $Tr_s$ を-15°Cと仮定することは、約5°C位低温側(判定は安全側)に見込んだこととなる。

またティッパー試験では、広幅効果の傾向も若干認められることがあるが(第2章のFig. 2-9),本試験で用いた30~60mmの板幅の範囲では、これを無視し得ると考えるものとする。

各種鋼材に対するティッパー試験の結果(第2章のFig. 2-7)において、 $Tr_s$ が-15°C以上のものを調べると

A-50, B-20, B-30, C-40, C-45, Y-30

であつた\*。

同様に標準材質の鋼材が、板厚20mmのバン・デア・ビーン試験片で示すと予想される $Tr_s$ は、Fig. 4-11から約-5°Cとなる。バン・デア・ビーン試験では広幅効果はほとんど認められなかつたので、厚板でも標準幅の試験片が用いられたが、ティッパー試験の場合と同様に若干の安全側の余裕を見て、 $Tr_s$ を-5°Cと仮定する。

各種鋼材に対するバン・デア・ビーン試験の結果(第2章Fig. 2-40)について $Tr_s$ が-5°C以上のものを調べると

C-40, Y-30, A-45

である。

V.シャルピー試験の $Tr_s$ (第2章のFig. 2-4)に対して、ティッパー試験で $Tr_s$ が-15°C以上、またはバン・デア・ビーン試験で $Tr_s$ が-5°C以上の鋼材を区別して示すと、Fig. 4-12が得られる。供試鋼材では、試験片の採取位置によって、材質にかなりの相違があつたと思われることを考えるならば、ティッパー試験かバン・デア・ビーン試験の $Tr_s$ が上記の値以上であつたものと、然らざるもの間に、若干のばらつきを無視して、図中に示すごとき境界線を引いて差支えあるまい。

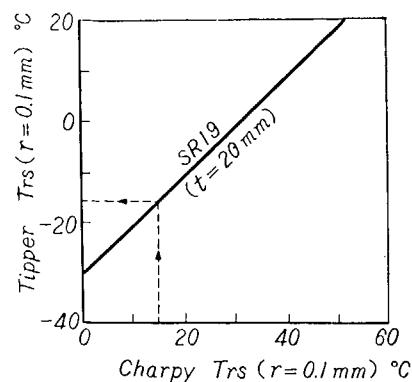


Fig. 4-10 Relation between  $Tr_s$  by Charpy and Tipper Test (SR 19)

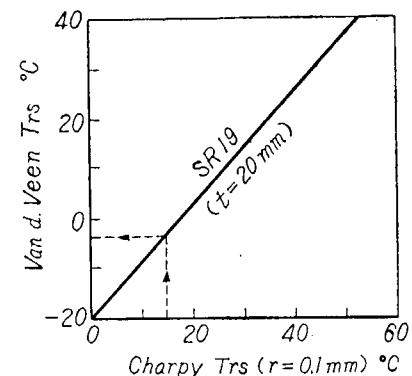


Fig. 4-11 Relation between  $Tr_s$  by Charpy and V. d. Veen Test (SR 19)

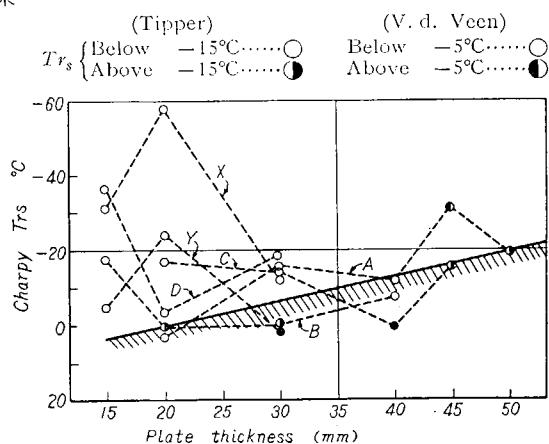


Fig. 4-12 Criterion for  $Tr_s$  by Charpy Test

\* A-40のティッパー試験の $Tr_s$ は-16°Cで、これに近い。Fig. 4-12中に\*印を附して示す。

この境界線は、それを求めた経過から知られるように、小型試験片における応力論的な板厚効果を、近似的に現わすものであろう。すなわち板厚のまま使用する小型試験片が、板厚にかかわらず同一な  $Tr_s$  を示すためには、厚板になるほど、境界線の傾斜程度に良好な材質（低い  $Tr_s$  のもの）とする必要のあることを示している。

## (2) 経験的な判定基準として

“板厚 35 mm の (1) の鋼材（圧延のまま）が、船体に使用されても安全であつた”と仮定する。ティッパーおよびバン・デア・ビーン試験片に対して、板厚が 20 mm から 35 mm に増したために、それらの  $Tr_s$  は約 10°C 上昇すると考えれば（第 2 章の Fig. 2-21 および Fig. 2-31）

$$\text{ティッパー試験の } Tr_s = -15 + 10 = -5^\circ\text{C}$$

$$\text{バン・デア・ビーン試験 } Tr_s = -5 + 10 = 5^\circ\text{C}$$

が判定に用いされることになる。これ以上の  $Tr_s$  を示した鋼材は

$$\text{ティッパー試験で } B-30, C-40, Y-30$$

$$\text{バン・デア・ビーン試験で } C-40, Y-30$$

のみであつた。

すなわち経験的な判定基準をこのようにとるならば、板厚のまま小型試験片による工業的試験（ティッパー試験およびバン・デア・ビーン試験）の  $Tr_s$  から判定する限りでは、B-30, C-40, Y-30 を除いて、その他の供試鋼材は船体に使用し得ることとなる。

(3)  $E_0$  が 6 kg-m/cm<sup>2</sup> の鋼材の  $Tr_{15}$  を、SR 19 部会の成績<sup>4)</sup>から予想すると、平均  $-15^\circ\text{C}$  位となる。これを Fig. 4-13<sup>5)</sup> によつてバン・デア・ビーン（板厚 20 mm）に換算すると、約  $-27^\circ\text{C}$  となる。ただし Fig. 4-13 の関係は  $r=0.1 \text{ mm}$  のシャルピー試験片の場合であるから、標準シャルピー ( $r=0.25 \text{ mm}$ ) の  $Tr_{15}$  の降下を約 10°C と仮定すると

$$T_I \doteq -15^\circ\text{C}$$

となる。バン・デア・ビーン試験の  $T_I$  (第 2 章 Fig. 2-40)において、 $T_I$  が  $-15^\circ\text{C}$  以上の鋼材は無い。このように (1) に準じて厳しい基準をとつても、厚板の  $Tr_d$  にはなお余裕があるようである。しかし本研究においては、ティッパー試験の  $Tr_d$

が求められて居らず、またバン・デア・ビーン試験の切欠は Press Notch であつて、甚だしい冷間加工を受けた部分の  $Tr_d$  を以て、素材の  $Tr_d$  を判定し得るかの点にお疑問があるから、厚板の  $Tr_d$  に関しては結論を避けるのが妥当であろう。

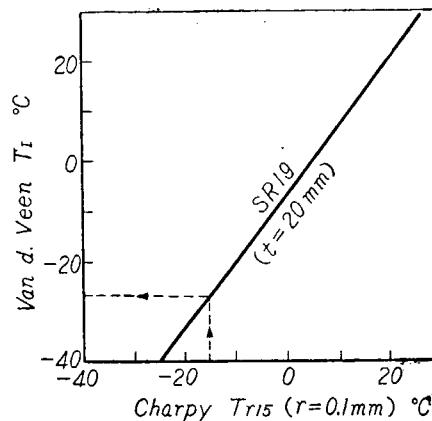


Fig. 4-13 Relation between  $Tr_{15}$  by Charpy and  $T_I$  by V. d. Veen Test

## 4.2 脆性破壊伝播特性

### 4.2.1 停止遷移温度に関する考察

#### (A) 焼準の影響

今回の実験に於ては、主としてキルド鋼 B 材と D 材及びそれぞれを焼準した A 材及び C 材を用いた。温度勾配型の NK 式試験の結果によれば、焼準された A 材が B 材に優り、その差は顕著であるが、C 材及び D 材に関してはその差が見られず、むしろ逆の傾向を示している。又、東大式試験に於ても A 材と B 材を比べると  ${}_{10}Tr_a$  で  $5\sim 10^{\circ}\text{C}$  程度 A 材が低く、焼準の効果が見られるが C 材及び D 材ではその差はほとんど表われていない。すなわち今回の実験では A 材及び B 材級の炭素量の少いキルド鋼に於ては焼準の影響が顕著に表われているが、C 材及び D 材級のキルド鋼に於てはほとんど差が表われなかつた。

#### (B) 成分の影響

東大式試験の結果によると、炭素量の少い成分的に上質と考えられていた A 材、B 材よりも C 材、D 材の方が遷移温度が低く、一方、温度勾配型 NK 式試験では A 材、B 材が C 材、D 材をはさんで遷移温度の序列が出ており、キルド鋼に於ては成分の影響はこの程度の実験量から判断することは困難である。しかしボイラー用の炭素鋼程度のものでは船体用キルド鋼に比べて明らかに遷移温度は高く悪いことがわかる。一方、調質鋼は前二者に比して遷移温度は低く、限界応力も高く非常に優れている。以上の試験結果から総合すると、キルド鋼は東大式では  ${}_{10}Tr_a$  は  $-20\sim +4^{\circ}\text{C}$  の間にあり平均  $-10^{\circ}\text{C}$  程度であり、NK 式では  ${}_{10}Tr_a$  は  $-31\sim +19^{\circ}\text{C}$  にわたり平均  $0^{\circ}\text{C}$  程度となつており、ボイラー用鋼材では  ${}_{10}Tr_a$  は NK 式で  $+30\sim +50^{\circ}\text{C}$  程度と云う結果が出ている。調質鋼の 2H 鋼については降伏応力の約 40% の応力をもつて遷移温度を定め比較すれば、NK 式（温度勾配型）では  $-30^{\circ}\text{C}$ 、東大式では  $-55^{\circ}\text{C}$ （エッソ試験では  $-60^{\circ}\text{C}$ ）の値を示している。

### 4.2.2 エッソ試験の非発生温度と二重引張試験の停止遷移温度との関係

エッソ試験の非発生温度は一般に Fig. 4.14, 4.15 に示すごとく、二重引張試験の停止遷移温度

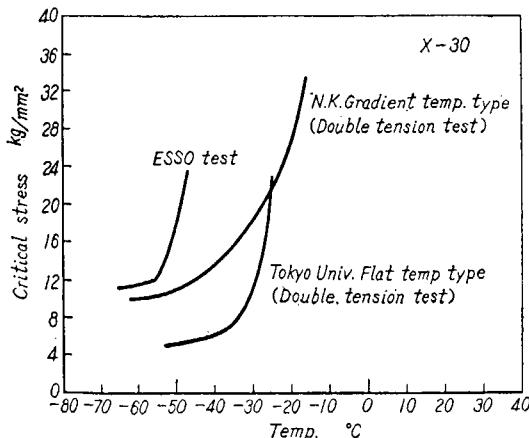


Fig. 4.14

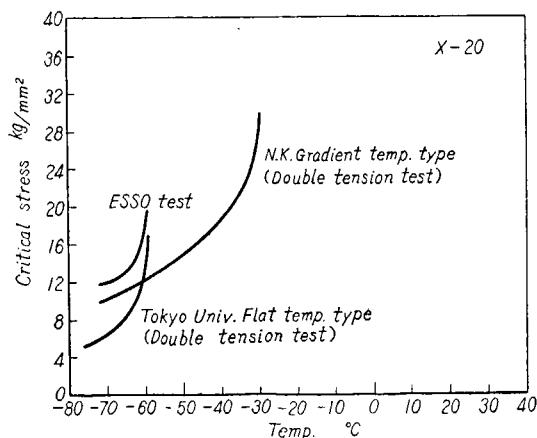
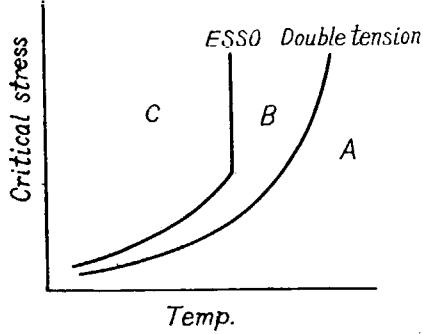


Fig. 4.15



(降伏応力の約40%に定めた応力が限界曲線を切る温度: キルド鋼では $10\text{ kg/mm}^2$ , 2H鋼では $20\text{ kg/mm}^2$ に於けるもの)に比べて低めにあり、最大 $30^\circ\text{C}$ 程度のひらきがある。しかし、Fig. 4.16 の例だけは逆に $5^\circ\text{C}$ ぐらいエッソー試験の非発生温度が東大式二重引張試験の停止遷移温度よりも高くなっているが、平均的には $15^\circ\text{C}$ 程度のひらきがあると云つてよかろう。なおエッソー試験では立上り付近の限界応力は降伏応力に比例して上つている。

#### 4.2.3 東大式二重引張試験とNK式温度勾配付二重引張試験との比較

一般に低応力ではNK式の二重引張試験の曲線は東大式のそれに比べて低温側にあり、途中で交叉して高応力では高温側になる。即ち、東大式のものは立上りが急であり、NK式のものは立上りが緩く、温度勾配が有るほど立上りがゆるくなる傾向が有るようである。次に実験点のバラツキを見ると、NK式ではやや多いが、この理由の一つは停止点に於

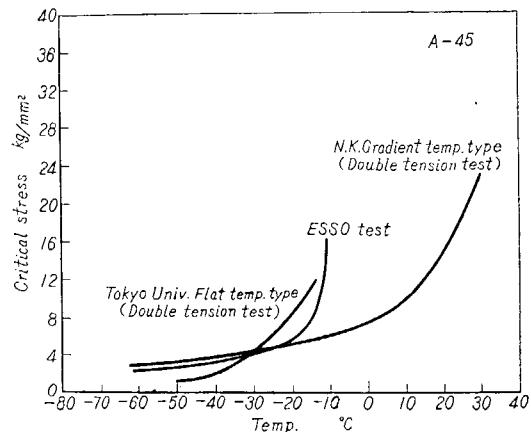


Fig. 4.16

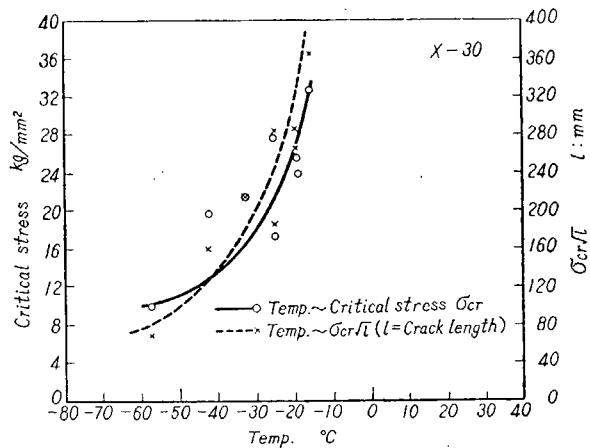


Fig. 4.17

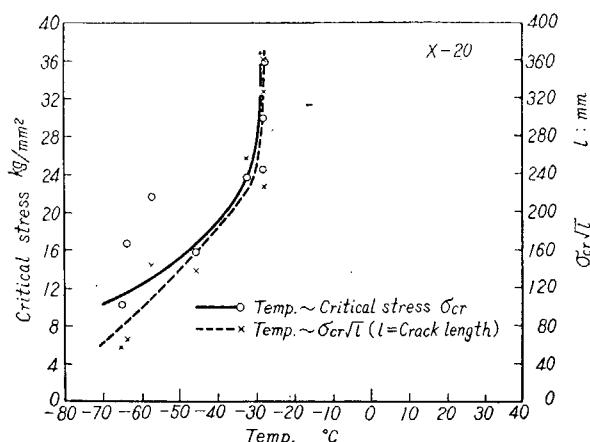


Fig. 4.18

ける亀裂長さが一定していないことに  
よると考えられる。試みに温度勾配型  
NK式二重引張試験のデータで限界応  
力  $\sigma_{cr}$  に亀裂長さ  $l$  と標準亀裂長さ  
 $2l_{st}$  との比の平方根

$\sqrt{\frac{l}{l_{st}}}$  を乗じて、温度  $-\sigma_{cr}\sqrt{\frac{l}{l_{st}}}$   
のグラフを作れば、Fig. 4.17, 4.18  
及び 4.19 に示すとくバラツキが減  
る。なおその他の理由として自由へり  
の影響も考えられる。

#### 4・2・4 温度勾配について

NK式試験に於ては温度勾配の大き  
いもの及び無しのものの二種につき二  
重引張試験を行い、東大式では温度勾  
配の小さいものの二重引張試験を行な  
つているが、それらの温度分布を比べ  
ると Fig. 4.20 に示す如く、東大式の  
それは NK式の温度勾配付きのもの  
と無しのものとの中間ぐらいになつて  
いる。NK式では温度勾配なしのもの  
は、温度勾配付のものにくらべて  
 $T_{ra}$  で  $10\sim20^{\circ}\text{C}$  程度低温側に移つて  
いるが、低応力ではあまり差がなくな  
つている。この理由はあまり明らかで  
はないが、温度勾配付のものでは、温  
度勾配なしのもので停止する温度の点  
に於ても伝播現象に inertia があつて  
伝播が停止せずさらに高温側に亀裂が  
進むことも考えられる。

#### 4・2・5 二重引張試験に於ける板幅の 影響

長崎三菱造船所で東大式とほぼ同型  
の二重引張試験片を用いて、板幅を変  
えた実験を行つた。その結果の一例を

Fig. 4.21 に示す。これによれば板幅

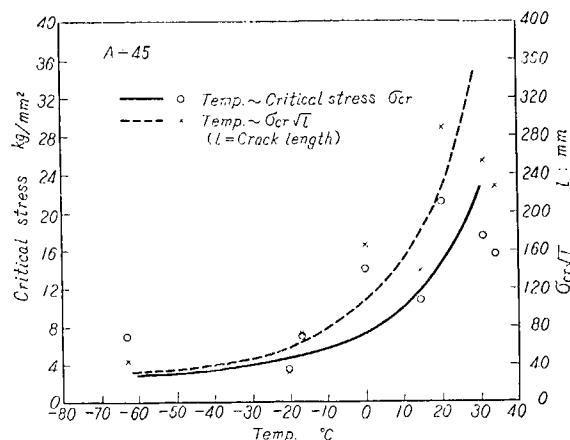


Fig. 19

(註) Fig. 4.17, 4.18 及び 4.19 に於て、或る標準亀裂長さ  $l_{st}$  をとり、 $\sigma_{cr}$  の応力のもとで亀裂が  $l$  で停止した試験片が  $l_{st}$  で停止するように応力を換算すれば、換算された応力  $\sigma_{cr,st}$  は

$$\sigma_{cr,st} = \sigma_{cr} \sqrt{\frac{l}{l_{st}}}$$

となる。ここで  $l_{st}$  として 100 mm をとると

$$\sigma_{cr,st} = \frac{1}{10} \sigma_{cr} \sqrt{l}$$

となり、各実験点の  $\sigma_{cr,st}$  は図中 × 点を縦軸の critical stress の単位で読んだ値となる。

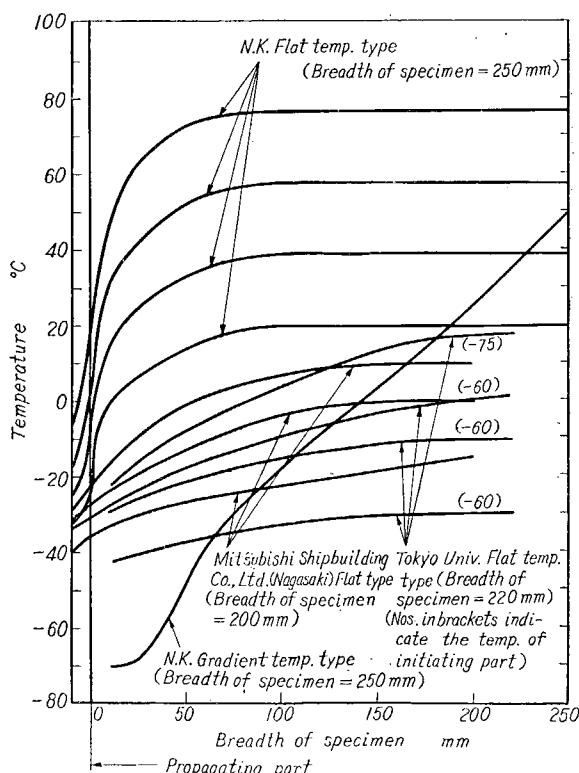


Fig. 20

が大になれば遷移温度は低めに出て来る傾向が見られる。この事は板幅が大になるにつれて温度勾配がゆるくなつた場合と同じ様な状態になるので、温度勾配がないものの実験値に近づく為と考えられる。

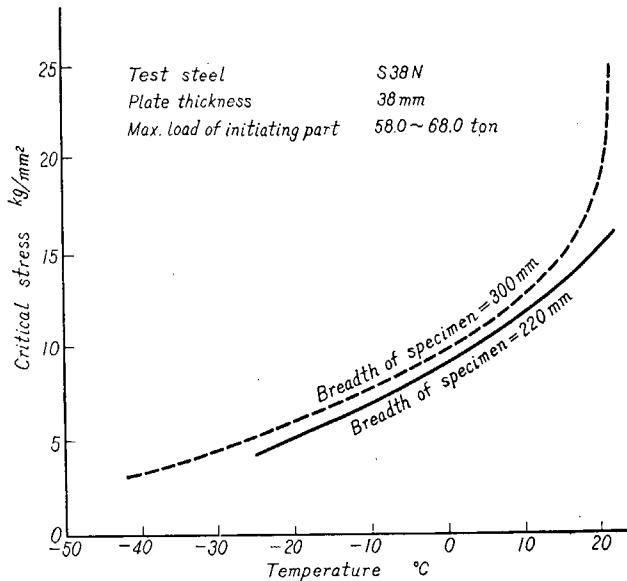


Fig. 4.21

#### 4.2.6 板厚効果

一、二の例を除き板厚が増すと停止遷移温度又はエッソー試験の非発生温度は上昇する。エッソー試験に於ては非発生温度は板厚 20 mm 附近では 10 mm 板厚が増すごとに 7°C 位上昇するが、30 mm

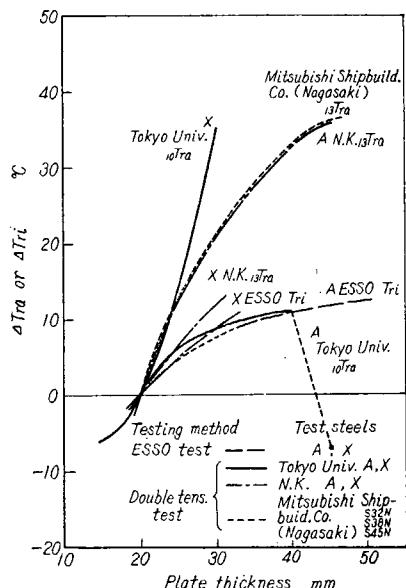


Fig. 4.22

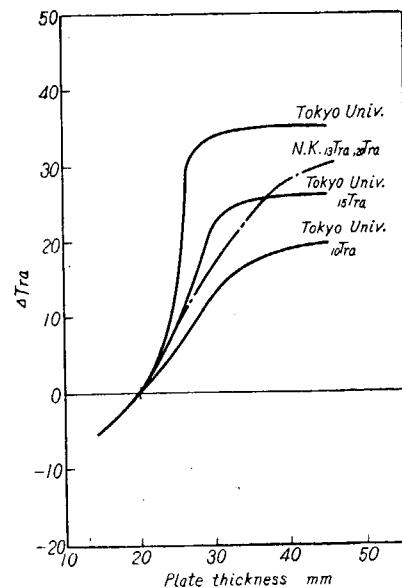


Fig. 4.23

を超えるところから増加率は減少している。二重引張試験に於ては実験方式によつて様子が多少違うが平均的には 40 mm のキルド鋼板では 20 mm のそれにくらべ遷移温度が 20°C 程度上つており、調質鋼では板厚の増加による遷移温度の上昇度が大きく、板厚効果はやや大きいと思われる。Fig. 4.22 に 20 mm に於ける遷移温度との差を縦軸に、板厚を横軸にして、遷移温度の変化を各実験方式ごとに図示した。ただし 20 mm の板厚のものについて試験を行つていない場合は適当な外挿によつて 20 mm の遷移温度を定めて書き入れてある。

以上の実験では、圧延によつて作られた板厚を用いているので、板厚の影響の他に圧延の効果が入つている。そこで板厚 50 mm のキルド鋼 A-50 を機械切削により板厚を種々変化させたものについて東大式及び NK 式温度勾配型の二重引張試験を行い、圧延の影響をのぞいた板厚効果のみをしらべた。その結果、NK 式では圧延板厚を用いたものとの差はあまり見られなかつた。東大式では遷移温度は板厚の増加と共に単調に増加するが、30 mm 以上では殆んど差がなくなり、圧延板厚の実験値に近い傾向であるが 45 mm 附近でやや異つてゐる。圧延板厚の場合と同様に板厚 20 mm に於ける遷移温度との差と板厚の関係を Fig. 4.23 に掲げる。

#### 4・3 工業的試験と伝播試験の相関

前節までにシャルピー、パン・デア・ビーン、ティッパー試験等のいわゆる工業的試験法による鋼材の切欠脆性の評価、及び二重引張試験、エッサー試験等の脆性破壊伝播試験結果について考察を行つて來たのであるが、本節ではこれらの試験間の相関について考察し比較検討を行うことにする。

それにはまず上に述べた諸試験の特性を明らかにする必要がある。

##### 4・3・1 工業的試験法の特性

ここでいう工業的試験法すなわちシャルピー、パン・デア・ビーン、ティッパー試験はいずれも切欠を附した小型試験片に衝撃曲げ、曲げ、引張荷重をあたえて種々の温度下で破断試験を行うものである。

これらの試験法の特性を考察するために、試験によつて得られた破面外観と温度との関係及び荷重-撓み線図と温度との関係をパン・デア・ビーン試験を例にとつて示したもののが Fig. 4.24 である<sup>5)</sup>。図でわかるように、この種の試験法では温度が非常に低くて全断面が結晶状破面外観を呈する場合以外には、切欠底部にはまず纖維状外観の破面が生じ、これが或る長さに成長した後に結晶状外観の破面へと移行する。この纖維状外観の破面深さは温度の上昇につれて大となり、遂にある温度以上では全破面が纖維状破面でおおわれる。このような破面外観の変化に対応する荷重撓み曲線は図に示したようく纖維状破面深さによって異なり、結晶状破面へ、移行する点で荷重は急激に減少し、いわゆる不安定破壊へと移行する。最高荷重点をこえてから不安定破壊へ移行する場合、切欠底部断面は明らかにいわゆる general yield を生じており、従つてこの種のものでは、結晶状外観の不安定破壊は既に塑性変形を受けたいわゆる前歴歪 (prestrain) を受けた状態の鋼材中を伝播するものである。また最大荷重前に不安定破壊を生ずる場合も、たとえば Fig. 4.24 で試験温度 -30°C の全断面結晶状破面を示す場合でも不安定破壊を生ずる荷重  $P$  は約 28 ton であり、切欠を無視した短形断面の全塑

性モーメント (full plastic moment) より算定した荷重  $P_f = \frac{bh^2}{l} \sigma_r^*$  ( $b$ =試片幅,  $h$ =試片深さ,  $l$ =スパン,  $\sigma_r$ =単純引張時の降伏応力)  $\approx 22.5$ t よりかなり大きく 当然, 全断面塑性状態に入っているものと考えられる。

このようなことはシャルピー試験, ティッパー試験でも同じことであり, これら試験の特性は切欠形状の鋭さによってもかわるが, 塑性変形を受けた鋼材中の脆性破壊の発生, 伝播を示すものである。

普通行なわれているシャルピー, ティッパー試験で切欠をプレスによつて附けたもの, バン・デア・ビーン試験でプレス切欠を標準より深く入れたもの (いわゆる deep-notch Van der Veen Test) を試験する方法が越賀<sup>5,6)</sup>によつて提案されている。このような試験によつて得られる破面外観, 荷重-撓み (伸び) 線図と温度との関係は Fig. 4.24 に示した標準試験とは一般に異り Fig. 4.25 に示すようになる。すなわち先の場合とことなり切欠底部からはまず結晶状外観の破面が発生し, 後纖維状破面へと移行する。荷重-撓み線図は全断面が纖維状外観を示す時以外は, 結晶状破面(不安定破壊)の発生荷重は温度がかなり変化してもほぼ同一である。このような破面の外観から考えるとプレスノッチによる試験は次節で述べる伝播試験に近い特性を示すものと考えられ, 日本海事協会で行われた温度勾配付き二重引張試験との相関も求められている<sup>7)</sup>。もつとも Fig. 4.25 で示されているように不安定破壊の開始荷重  $P$  は約 28t で先の Fig. 4.24 の場合の全断面結晶状破面を示す場合のそれとほぼ同一であり, 切欠を無視した断面の全塑性モーメントより算出した荷重  $P_f = 22.5$ t よりもかなり高い。従つてこの場合も当然全断面塑性状態に入っているものと考えられるが, しかし

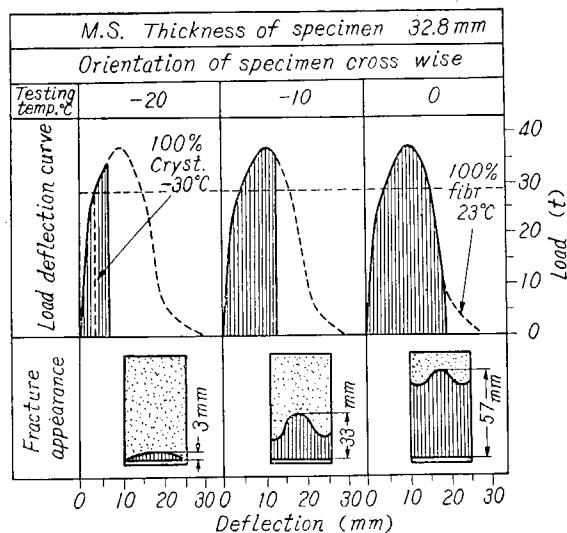


Fig. 4.24

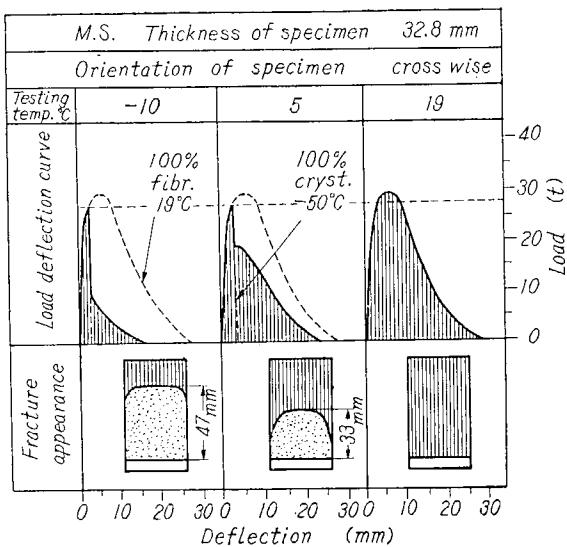


Fig. 4.25

\* 歪硬化の影響を無視してある。硬化を考慮すれば  $P_f$  は大きくなるがその影響は小さいと考えられる。

荷重-撓み線図において、この場合の不安定破壊発生時の切欠断面の塑性変形は先の場合よりは明らかに小さい。従つてこのような試験法は先の試験法に比べてその特性はかなり異つたものであり、切欠底部附近をプレスによって加工硬化させ不安定破壊が容易に発生するようにしてあるので、不安定破壊(結晶状破面)の安定破壊(繊維状破面)への移行は、全く塑性変形をうけない鋼材中で行われるものではないとはいえ、各種の小型試験片による工業的試験のうちでは、伝播現象の検討には最も適したものであろう。

以上のことと総括すると標準シャルピー、ティッパー試験では、特殊な状態(試片全断面が塑性状態になり、かつ原則として一旦繊維状破面が発生してからこれが結晶状破面に転化する場合)での脆性破壊発生の特性を、プレスノッチによる試験法は他の特殊状態(先の場合よりもその程度は低いとはいえ、やはり塑性状態になつているが、ノッチ先端より直ちに結晶状破面が発生する場合)での脆性破壊の発生と伝播の特性を検討するのに主として適しているものと思われる。

#### 4・3・2 脆性破壊伝播試験の特性

本研究部会では脆性破壊伝播試験として前述したようにエッサー試験及び緩やかな温度勾配のついた二重引張試験を行い、一方、同一の供試鋼材を用いて日本海事協会で温度勾配付及び一様温度の二重引張試験を行つた<sup>7)</sup>。これらの結果を同一の鋼材について画くと、一般にFig. 4・26 のようにそれぞれの試験によつて得られる限界応力-温度曲線がことなつてゐる。これはその試験法の相違に基づくものであり、得られた結果を理解するにはその特性を明らかにしておかなければならぬ。

先ずエッサー試験について考えて見よう。エッサー試験で得られる限界応力-温度曲線は他の試験で得られるものに比してその立上りの温度(脆性破壊非発生温度)が低くなつており、低温側の限界応力は他の試験法によつて得られる値に比べやや高目の値となつてゐる。非発生温度が他の試験法に比べて低い理由はこの温度は脆性破壊が切欠底部より発生しなくなる温度を示すもので、従つて他の試験法によつて得られるいわゆる脆性破壊停止温度とは明らかにことなるものである。この温度及び限界応力は衝撃エネルギーの大きさによつて変化するし、エネルギーが大きくなるにつれて温度は上昇し、限界応力値は低下するが、ある一定値以上になると変化が見られなくなつた。脆性破壊の発生にはその伝播に比べて大きな応力値を必要とするもので、特に発生には必ず切欠先端附近に大きな塑性変形を伴うものであるから、本試験法で得られる非発生温度及び限界応力は他の停止に関する試験法で得られるものよりも温度は低く、実験範囲では限界応力値は高くなるものと考えられる。

次に本研究部会で行つた二重引張試験の特性を考える前に、日本海事協会で行われた温度勾配付二重引張試験と一様温度の二重引張試験とについて考えてみよう。実験結果はFig. 4・26 に示すように温度勾配付の方が停止温度が高く、同一応力水準の下でその差は約 20°C にも達する。

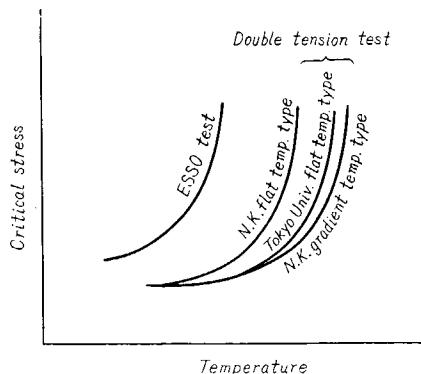


Fig. 4-26

さて、これらの二種の試験結果の大きな相違は、亀裂が途中で停止したものについては試験片本体の亀裂長さが一様温度の場合には最少 29 mm～最大 81 mm で平均 50.7 mm であるのに対し 温度勾配付きの場合は殆んどすべての亀裂は伝播部の中央或いはそれ以上の長さに達していることである。この種の伝播試験では亀裂が試験片を伝播して通過するか、又は通過しないかの限界条件を求めることが意義があるとの考え方を棄て去ることは出来ないが、一応伝播した亀裂が停止したものに注目して停止の条件について考えると、上記のような停止位置に差のあるものについては停止位置に対して試験片幅の影響を考慮する必要がある\*。

今、亀裂長さと試験片幅との比 ( $C/B$ ) を  $\alpha$  とし、有限板幅の弾性歪エネルギー解放率を  $f(\alpha) \frac{\partial W_E}{\partial C}$ 、有限板幅の運動エネルギー増加率を  $g(\alpha) \frac{\partial W_K}{\partial C}$  とし、また簡単のため解放エネルギー及び運動エネルギーに及ぼす板幅の影響が同じである ( $f(\alpha)=g(\alpha)$ ) とすると、有限幅の場合のエネルギー条件は、

$$f(\alpha) \left\{ \frac{\partial W_E}{\partial C} - \frac{\partial W_K}{\partial C} \right\} = 2S$$

限界応力  $\sigma_{crB}$  に対して

$$k \cdot f(\alpha) \sigma_{crB}^2 \doteq S_{min}(T)^{(8)}$$

ただし、 $k$ =亀裂長さに無関係の常数

$S_{min}(T)$ =温度  $T$  における最小表面塑性仕事量

従つて、

$$\sigma_{crB}^2 = \frac{S_{min}(T)}{k f(\alpha)} = \frac{\sigma_{cr}^2}{f(\alpha)}$$

又は、

$$\sigma_{cr}^2 = f(\alpha) \sigma_{crB}^2$$

ただし、 $\sigma_{cr}$ =無限幅の時の限界応力

が成立つ。

仮に上式中の  $f(\alpha)$  として静的な場合と同一のものを用いて計算すると、

$$\sigma_{cr} = \sqrt{\frac{2 \tan\left(\frac{\pi\alpha}{2}\right)}{\pi\alpha}} \cdot \sigma_{crB}$$

となる。

$$\sqrt{f(\alpha)} = \sqrt{\frac{2 \tan\left(\frac{\pi\alpha}{2}\right)}{\pi\alpha}}$$

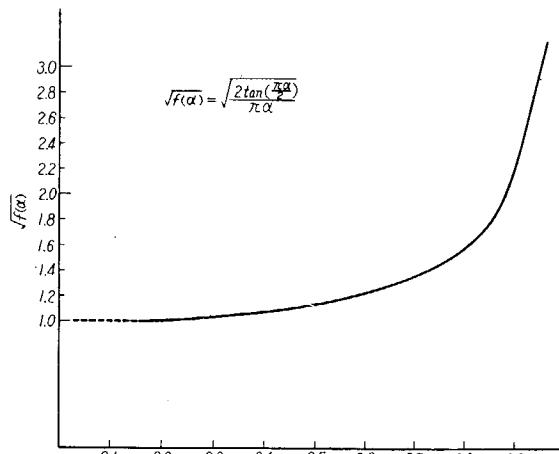


Fig. 4.27

を  $\alpha$  について図示すると Fig. 4.27 のようになり  $\alpha$  の影響は略々  $\alpha=0.2$  位の所から現われはじめることが判る。

鋼材 A-40, P-30, Q-30, R-30 及び S-30 について亀裂が途中で停止した各実験点を Fig. 4.27 の  $f(\alpha)$  を用いて補正すると Fig. 4.28～4.32 のようになる。図中、実線は補正曲線を、点線はも

\* 亀裂長さに対する他の補正法については 4.2 を参照のこと。

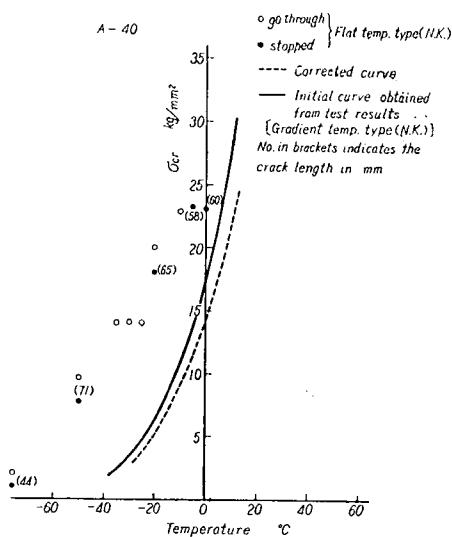


Fig. 4.28

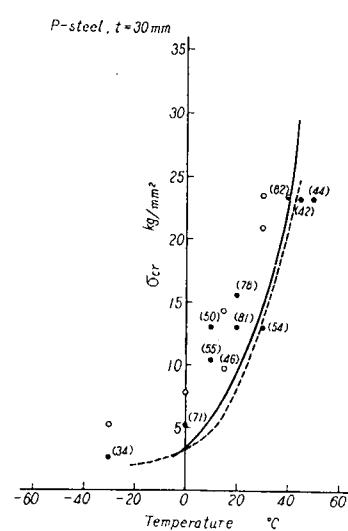


Fig. 4.29

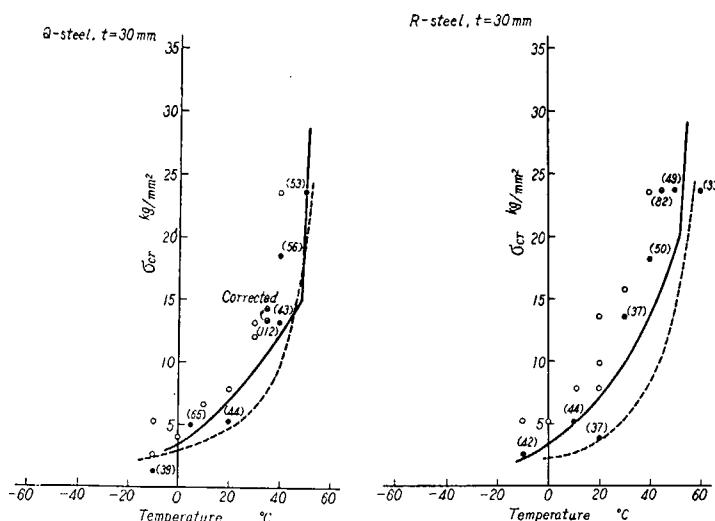


Fig. 4.30

Fig. 4.31

Fig. 4.32

との曲線を示す。又 ○, ● は一様温度の場合の実験点を示す。

Fig. 4.28~4.32 に示すように温度勾配付きの実験結果に補正を行えば、一様温度の結果にかなり近づく傾向が見られる。

Fig. 4.33 は  $\frac{1}{2}\sigma_y$  ( $\sigma_y$ =降伏応力) 応力水準に対する停止温度を温度勾配付きの場合（補正を行つたもの）と一様温度の場合との比較を示したものである。図によると一様温度の方がやや低目に出ているが、両者の差異は亀裂長さの補正によって非常にせばめられたことが知れよう。

さて東大で行つた緩かな温度勾配のついた二重引張試験について考えてみよう。この場合はすでに前述したように、試験板厚によって試験片幅を変えたため上述した亀裂長さに対する補正值も異つて

\* 亀裂停止位置における温度をとり、亀裂長さに補正を行つたものである。

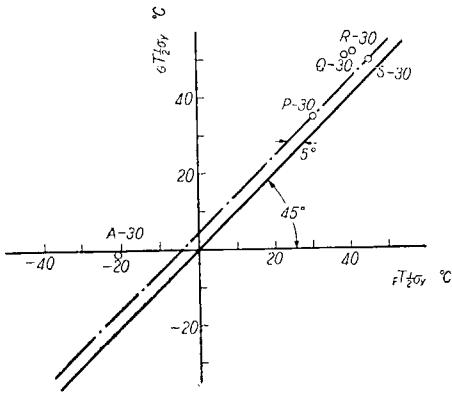


Fig. 4.33

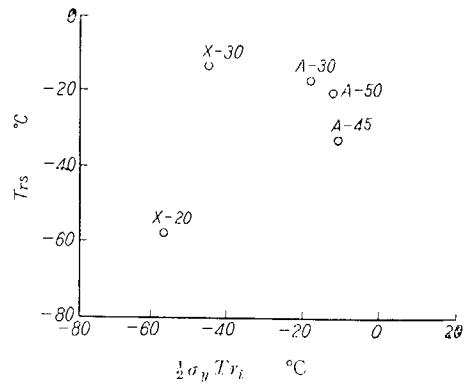


Fig. 4.35

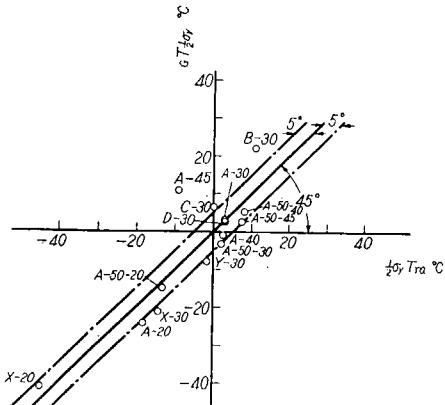


Fig. 4.34

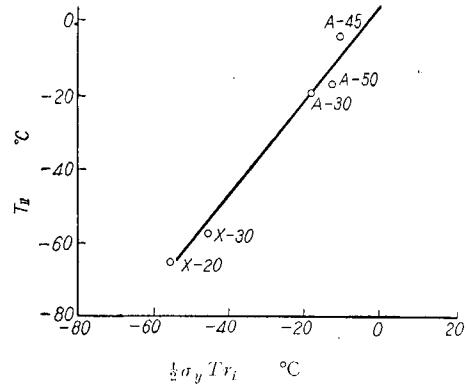


Fig. 4.36

くるが、その特性は日本海事協会で行われた温度勾配付きの試験と同種のものと考えられる。

Fig. 4.34 に  $\frac{1}{2}\sigma_y$  応力水準に対する停止温度について 東大の結果と海事協会で行つた結果とを比較してある。補正法の近似性に基づく誤差が補正値には含まれているにもかかわらず  $\pm 5^\circ\text{C}$  の範囲内で両者はよく一致していることが図に示されている。

以上述べたようにエッソー試験では衝撃による脆性破壊の非発生温度が得られ、二重引張試験では脆性亀裂伝播停止温度が得られる。二重引張試験では温度勾配等の変化に基因して亀裂停止位置が異り、結果は一見異っているように見えるが、亀裂長さによる補正を行えばこれらの結果はほぼ同一の停止温度を示すことが明かにされた。なお高張力鋼のように降伏応力の高いものと軟鋼のように比較的低いものを比較するときは同一大きさの応力値（例えは  $10 \text{ kg/mm}^2$ ）で比較せずに当然降伏応力を基準として（たとえば  $\sigma_y/3$  等）比べるべきであろう。

#### 4.3.3 工業的試験法と伝播試験法との相関

前節まででいわゆる工業的試験法と伝播試験法の特性が明らかになつたので、本節ではこれに基づいてこれら試験法の相互関係を明らかにしてみよう。

伝播試験の中、エッソー試験で得られるいわゆる立上り温度は脆性破壊の発生に関するもので脆性

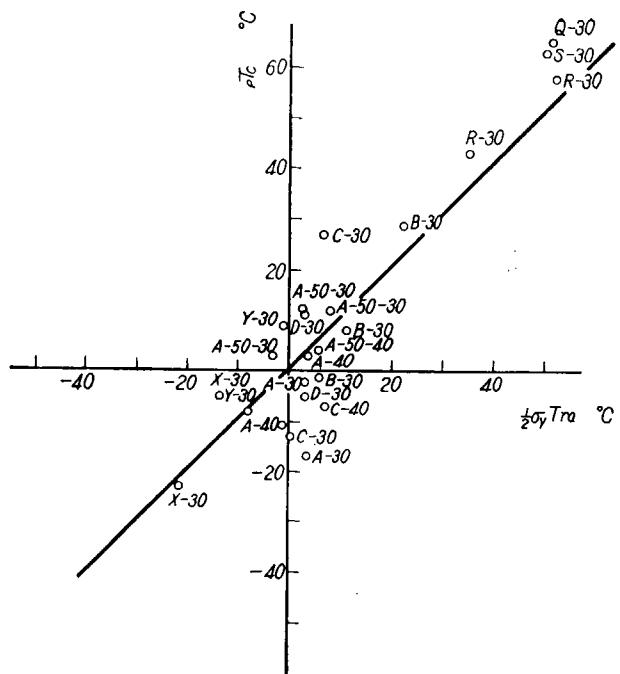


Fig. 4.37

○ : Tokyo Univ.  
● : N.K.

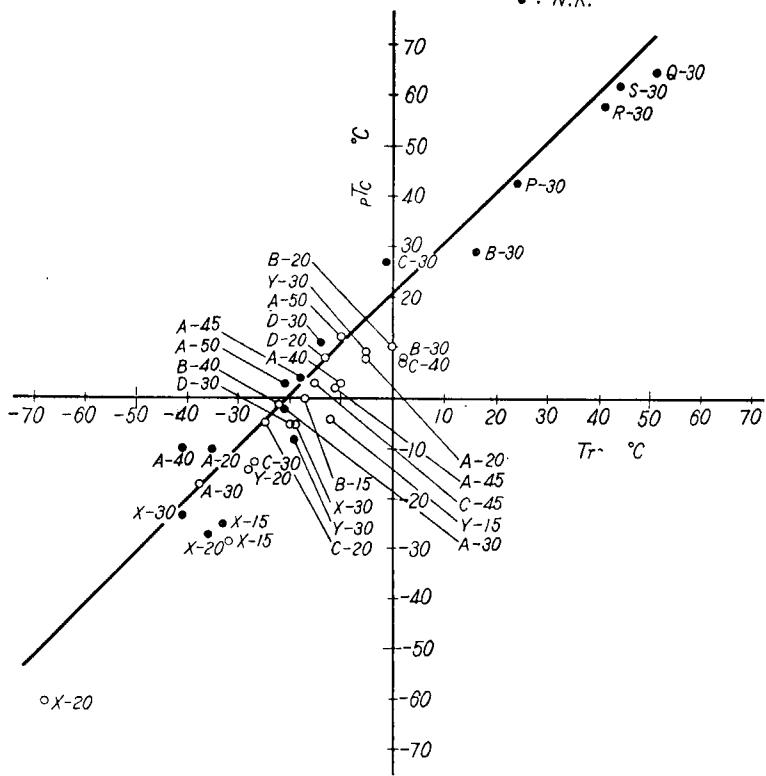


Fig. 4.38

破壊非発生温度といわれ、工業的試験で得られた脆性破壊の発生に関する遷移温度とは相関があることが予想されるが、実際には必ずしも相関は良いとは限らない。小型試験は general yield 型でエッソー試験とは応力状態が異なるためかと考えられる。いまシャルピー及びパン・デア・ビーン試験で得られた 50% せん断破面率遷移温度と比較すると Fig. 4.35, 4.36 が得られる。図によるとシャルピーとの関連はあまりよくないが、パン・デア・ビーン試験結果とはかなりよい相関がみられる。このことは 4.3.1 の考察を裏付けるものであろう。

次に二重引張試験（補正を行つたもの）のうち板厚 30 mm, 40 mm のものについて  $\sigma_y/2$  応力水準に対する値とプレスシャルピーの 50% crystallinity の温度とを比較したものが Fig. 4.37 である。この場合はこれらの間によい相関々係が見られる。

一方、標準 V シャルピ試験の 50% せん断破面率遷移温度とプレスシャルピーの 50% crystallinity 遷移温度の間には Fig. 4.38 に示すような関係があるから 標準シャルピ試験の結果から二重引張試験の結果をほぼ推定することが可能である。

#### 参考文献

- 1) NK 報告参照
- 2) 日本造船研究協会報告, 第 6 号, 昭和 30 年 11 月
- 3) 日本造船研究協会報告, 第 14 号, 昭和 32 年 3 月
- 4) 7) 参照
- 5) 越賀房夫: Van der Veen Test の検討, 造船協会論文集第 106 号, 昭和 35 年
- 6) 越賀房夫: Pressed-Notch Charpy Test について, 造船協会論文集第 104 号, 昭和 34 年
- 7) 日本海事協会: 鋼板の脆性亀裂伝播に関する研究, 昭和 34 年 12 月運輸省提出資料
- 8) Masao Yoshiki, Takeshi Kanazawa & Hiroshi Itagaki: "Consideration on the Critical-Stress for the Maintenance of Propagation of Brittle Fracture in Mild Steel", J. of Nav. Arch. Japan No. 106, 1960.

## 第5章 結論

以上に日本造船研究協会第37研究部会で行つた「超大型船建造に際しての厚板の切欠脆性」の研究結果を述べて來たのであるが、それらの結果の主なものをまとめると次の通りである。

先づシャルピー、ティッパー、パン・デア・ビーン試験等のいわゆる工業的試験については、

- 1) 鋼材の採取位置によるバラツキは切欠脆性の諸性質を検討するに当り無視し得る程度を超えて現われることがある。
- 2) 従来考えられていた同種の遷移温度間には採取位置のバラツキの存在にもかかわらず相当良い相関性が認められる。この際、シャルピー試験とティッパー試験の比較のように片方が一定厚さに削出し、片方が原厚のままで板厚影響に差異があるときは、板厚毎に整理すればその相関性は更に良好となることが明らかにされた。
- 3) 従来用いられている工業的試験法を基にした経験的な判定法によつて供試鋼板の切欠脆性を評価すると、今回の供試鋼板は極く一部を除き良好であつた。
- 4) 今回行わたる各種工業的試験法は何れも脆性亀裂発生前に塑性変形が切欠断面にあらわれるいわゆる general yield 型の試験法であると考えられ、従つて全面的な塑性変形を伴わずに不安定状態で亀裂の伝播する脆性破壊とは本質的な差異があると考えるべきであるとの提案がなされた。故に一部工業的試験結果と伝播特性との間にかなりの相関性も認められる実験結果もあるが、この点についてはなお充分な検討を要する。

次に脆性亀裂の伝播特性を調べたエッサー、二重引張試験については、前者は脆性亀裂の発生限界を調べるに適した試験法であり、後者はその伝播特性を調べるに適したものであることが明らかにされた。得られた結果の主なものを列記すると次の通りである。

- 1) 脆性亀裂発生の限界を示す非発生温度、伝播した脆性亀裂の停止する停止限界温度はいずれも板厚の増大と共に上昇する。鋼種により多小の差はあるが板厚 20 mm から 30 mm の間では前者は約 7°C、後者は約 20°C 上昇するが、約 30 mm 以後は上昇は殆んどなくなり、板厚 50 mm 附近迄殆んど差はない (Fig. 5·1, 5·2)。
- 2) 一般にエッサー試験の非発生温度は停止温度より低く、降伏応力の約 1/3 の応力に於ける限界温度を比べると約 15°C 程度の差が認められる。
- 3) 停止温度については調質鋼、キルド鋼、ボイラ用鋼の順に高くなつておる、それらの間の差は大略調質鋼とキルド鋼で約 30°C、キルド鋼とボイラ用鋼間で約 40°C (30~50°C) の値を示している。このことは成分上ボイラ用鋼に近い従来のリムド鋼で作られた船舶の脆性破壊の解明に重要な点を示嗟するものと云えよう。

以上今回行わたる各種試験結果の主な事項を列記したのであるが、本研究部会の目的である現在市販されている厚板を船舶に使用した場合、脆性破壊の見地から安全であるか否かについて考察を行う

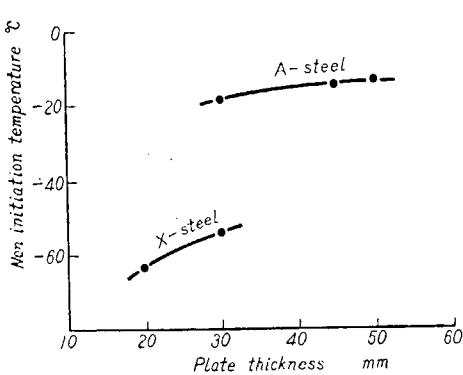


Fig. 5-1

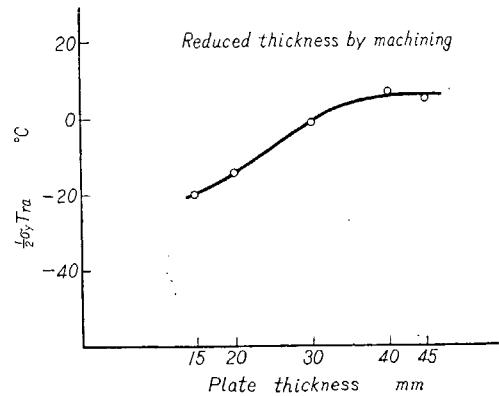


Fig. 5-2(a)

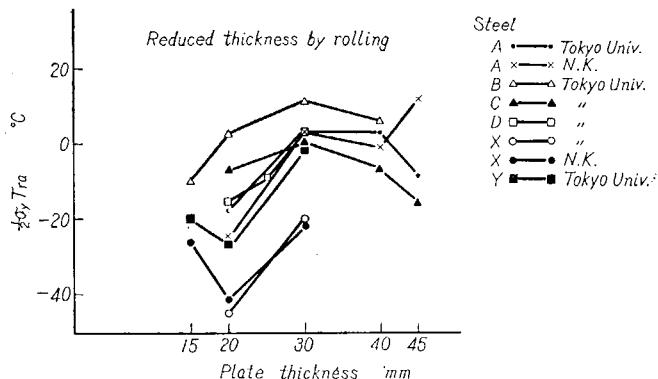


Fig. 5-2(b)

必要があろう。

- 1) 先づ伝播特性についての板厚効果が板厚 30 mm で飽和し約 50 mm 近変化のこと、現在 30 mm 程度の厚板が使用されて重大な事故が発生していないことから判断すれば、50 mm 程度の厚板の使用については脆性破壊伝播の見地からは可能性が認められたと考えてよい。
- 2) 次に使用鋼材についていかなる伝播特性を与えれば使用状態において安全であるか、換言すれば伝播特性より見た鋼材の判定規準はいかにすべきかが問題である。今回行われた伝播実験のうち、まづエッサー試験では、打撃を加えた場合の各種鋼材の脆性破壊非発生温度が求められた。しかしこの打撃を与える実験方法が、実船における破壊発生時の条件にいかに換算せらるべきかは現在のところまだ明確でない。また実船における応力集中の存在、溶接による材質変化、残留応力の存在および切欠の寸法と形状の影響を考えて、エッサー試験の結果と実船の脆性亀裂の非発生温度などとの関連性を見出すため、更に研究を続けることが必要であろう。又一方、二重引張試験においては歪エネルギーの解放率が実船の場合と全く同一であるかどうか、板厚の影響、温度勾配の影響などに検討を要する点がある。これらのこと考慮するとエッサー、二重引張試験の結果をそのまま判定規準とすることには当を得ないところもある。しかし現状としては他により適當な判定規準がないので、これらの結果を基として判断することとする。

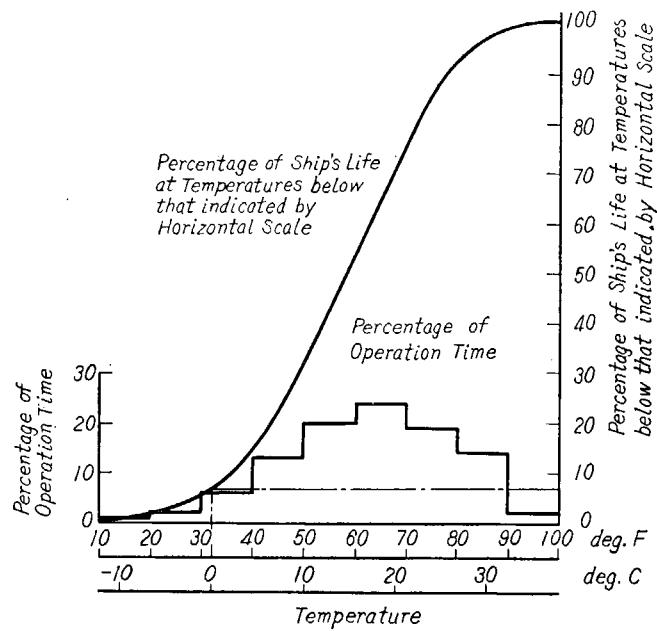


Fig. 5.3 Distribution of Service Temperatures in Ships' Life (Welding Journal, July 1947 p. 608<sup>(6)</sup>)

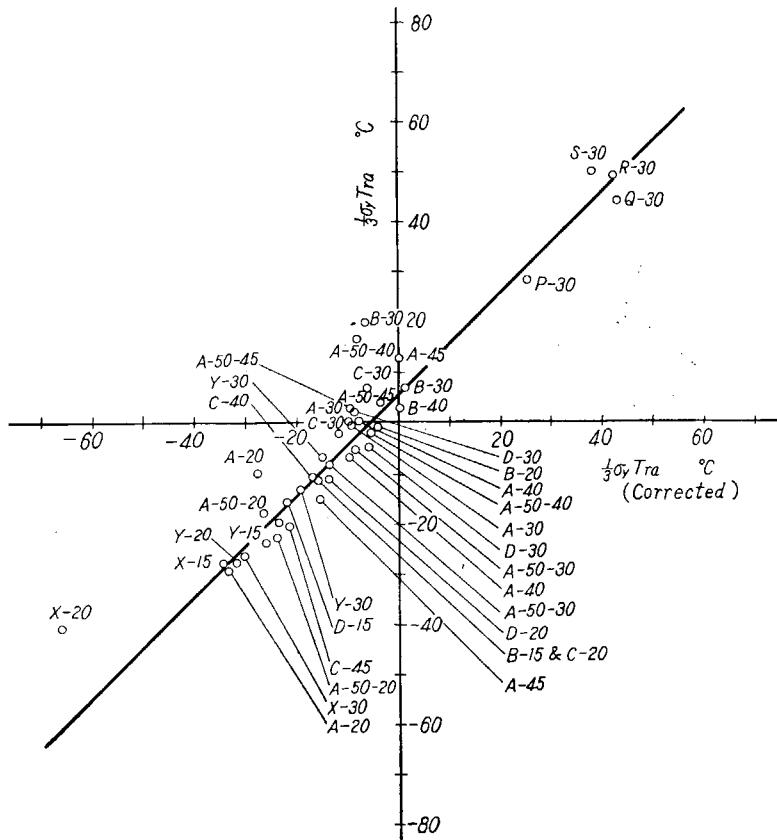


Fig. 5.4

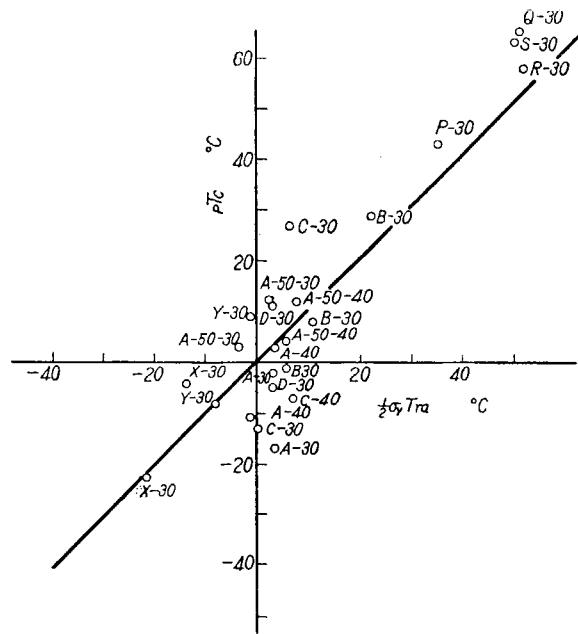


Fig. 5·5

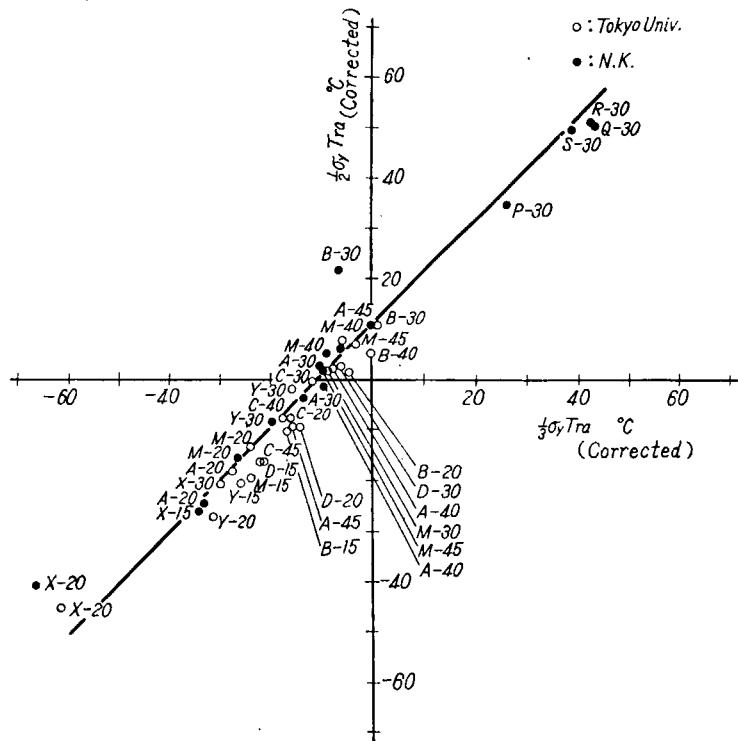


Fig. 5·6

まづ伝播特性について考えれば、船舶に使用する鋼材の最低基準温度を一応  $0^{\circ}\text{C}$  と仮定すると〔米国造船協会の調査報告 (Fig. 5.3)〕、二重引張試験の限界温度がこの温度以下であれば脆性破壊は伝播しないと考えてよい。但し、限界温度を考えるべき応力水準は停止限界に対しては普通の使用応力が  $\sigma_y/3$  程度であることから、造船用鋼材で  $10 \text{ kg/mm}^2$  の応力水準で採つた停止限界温度  ${}_{10}Tr_a$  が  $0^{\circ}\text{C}$  以下であれば伝播しないことになる。しかし有限幅の実験に対してはその補正を行つて  ${}_{10}Tr_a \leq 5^{\circ}\text{C}$  が伝播しないことの条件と考えられる (Fig. 5.4)。

次にエッソー試験における脆性亀裂の非発生の条件として、便宜上  $\sigma_y/3$  応力水準でおさえることとし、前述したように停止温度よりも約  $-20^{\circ}\text{C}$  低いから  ${}_{10}Tr_i \leq -15^{\circ}\text{C}$  であれば良いと一応仮定しよう。

このような条件に対して今回の供試材の内  ${}_{10}Tr_a$  の条件を満さないものは、A-50, A-45, C-30, B-30 で、 ${}_{10}Tr_i$  に対しては供試鋼材 (A-30, A-45, A-50, X-20, X-30) のうち不合格のものはなかつた\*。勿論切欠脆性に対する考慮のないボイラー用鋼材 P, Q, R, S の  ${}_{10}Tr_a$  は不合格である。

3) 工業的試験法は前述の通り、脆性亀裂の伝播特性とは厳密には性質が異なるものと考えられるが、

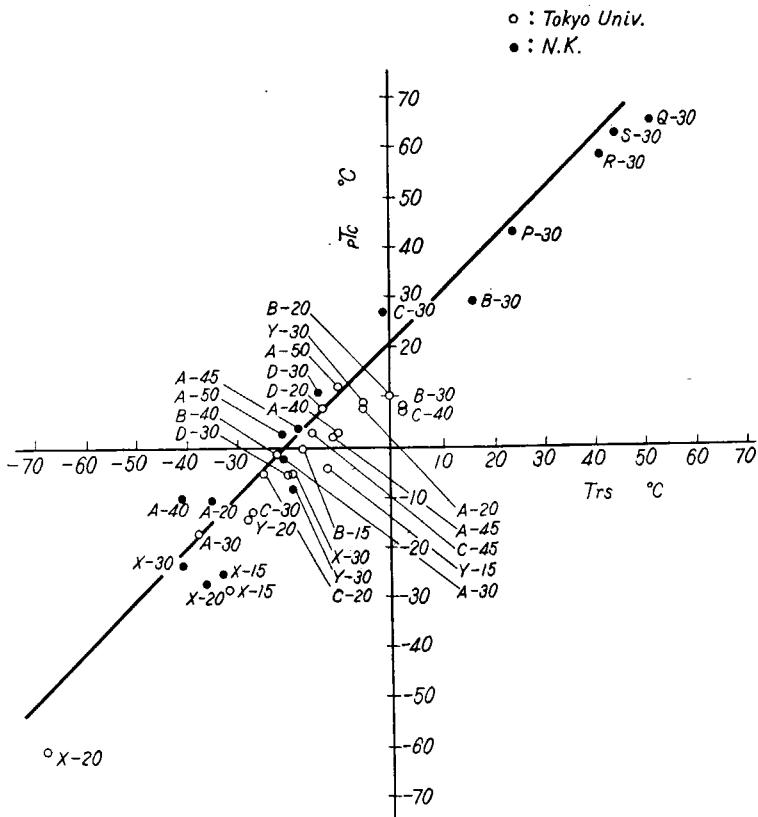


Fig. 5.7

\* 応力水準を  $10 \text{ kg/mm}^2$  の代りに各鋼種の  $\sigma_y/3$  に採つた場合でも同様な結論が得られる。

実験結果には或る程度の相関性を示す場合もあるので、前記の伝播特性による限界値を工業的試験結果に換算すると次のようになる。即ち停止限界に対しては、プレスシャルピー試験の 50% 破面遷移温度  $rT_c$  と  $_{1/2}\sigma_y Tr_a$  との相関関係を用い (Fig. 5・5), 更にそれを  $\sigma_y/3$  水準に (Fig. 5・6), 一方プレスシャルピーの破面遷移温度をシャルピー試験の 50% 破面遷移温度  $Tr_s$  に換算すると (Fig. 5・7)  $Tr_s \leq 0^\circ\text{C}$  が停止の条件となる。

一方、エッソー試験の非発生温度はバン・デア・ビーン試験の  $T_{II}$  との関係から推定されるであろう (Fig. 5・8)。

以上に本研究で得られた結果並びにその結果より推論せられた事項を述べたのであるが、板厚効果が 30 mm 程度で飽和の状態にあり、50 mm 程度の厚板の使用も可能であること、一方現用の厚鋼板にも極く一部危険性の全くないとは認め難いものの存在することを明らかにした。尚、推論した脆性破壊特性の判定については更に充分な検討を要する因子を含むものであることを重ねて最後に附言しておく。

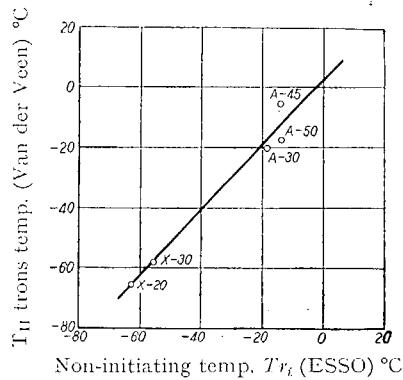


Fig. 5.8

## 附 錄

### Appendix

1. 二重引張試験装置（主として 400 t 構造物試験機について） ..... (85)  
Testing Apparatus for Double Tension Test
2. 破壊伝播速度計測法 ..... (90)  
On the Measuring Devices of Brittle Crack Speed
3. 二重引張試験（主として寸法効果について） ..... (96)  
Double Tension Test—Particularly on the Size Effect—
4. 実験資料（二重引張試験、シャルビ試験） ..... (107)  
Experimental Data—Double Tension Test, Charpy Impact Test—

# 附録 1 二重引張試験装置

(主として構造物試験機について)

## §1. 緒 言

日本造船研究協会第37研究部会の「超大型船建造に際しての厚板の切欠脆性について」の研究の一部として厚板の脆性破壊伝播特性を二重引張試験によつて研究するため、昭和33年6月400t構造物試験機及び同附属装置が完成した。ここにその概要を述べることにする。

## §2. 試験機概要

二重引張試験の伝播部に引張荷重を加える目的で設置された400t構造物試験機の構造及び寸法の概要是Fig. 1に示すようなものである。すなわち試験機は基礎の上に立てられた4本の支柱に主クロスヘッド及び上部クロスヘッドが付けられており、これはそれぞれモータを内臓し電動によつて任意の位置に保持調整することが出来る。主クロスヘッドの中にはFig. 2に示すように主シリンダー及び主ラムがあり、ラムの自重はシリンダー下部室の油圧によつて支えられており、荷重用油圧はシリンダー上部に加えられラムを下方へ押下げる。従つて主クロスヘッドと上部クロスヘッドの間に試験片を設置すれば引張試験を行なうことが出来、主クロスヘッドと基礎台の間で圧縮試験を行なうこ

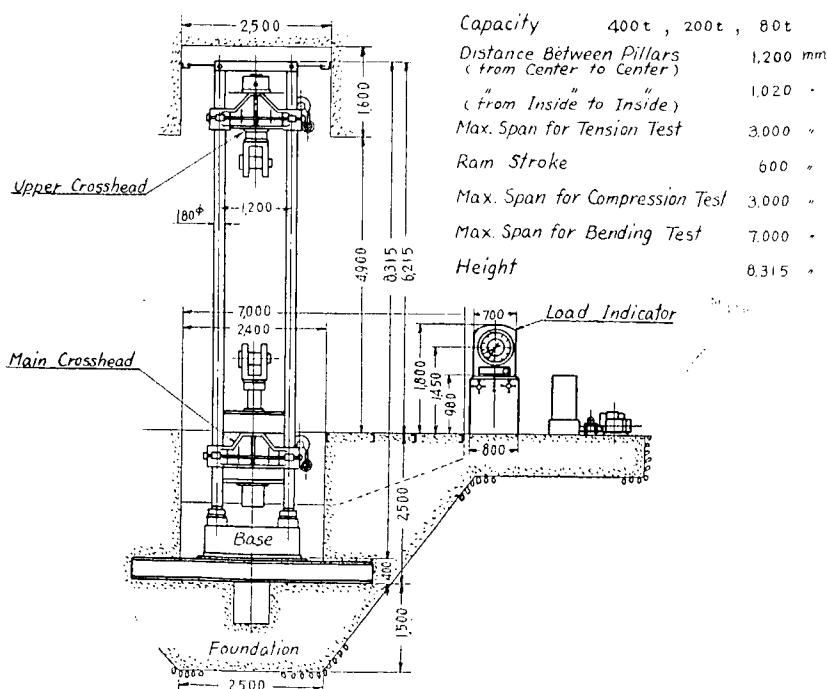


Fig. 1 Arrangement of Testing Machine

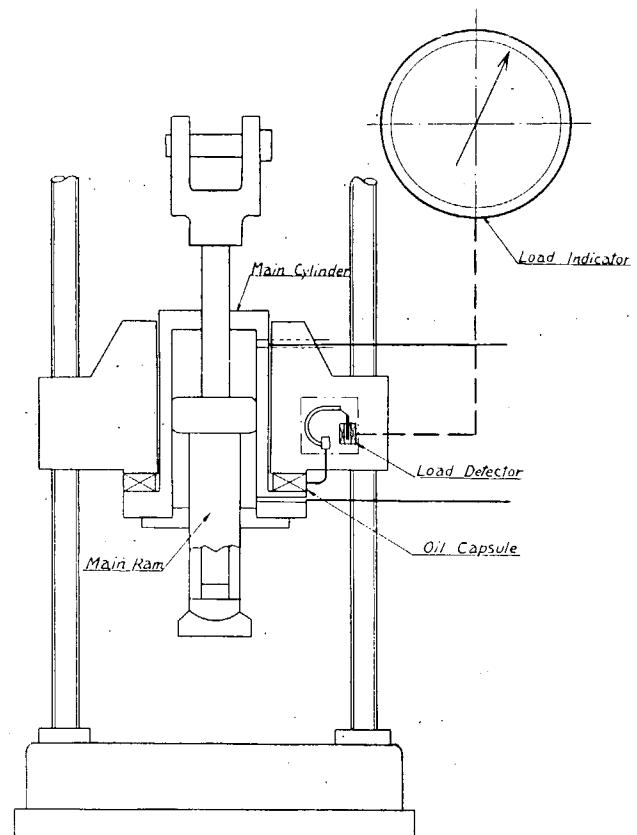


Fig. 2 Device for Load Measurement

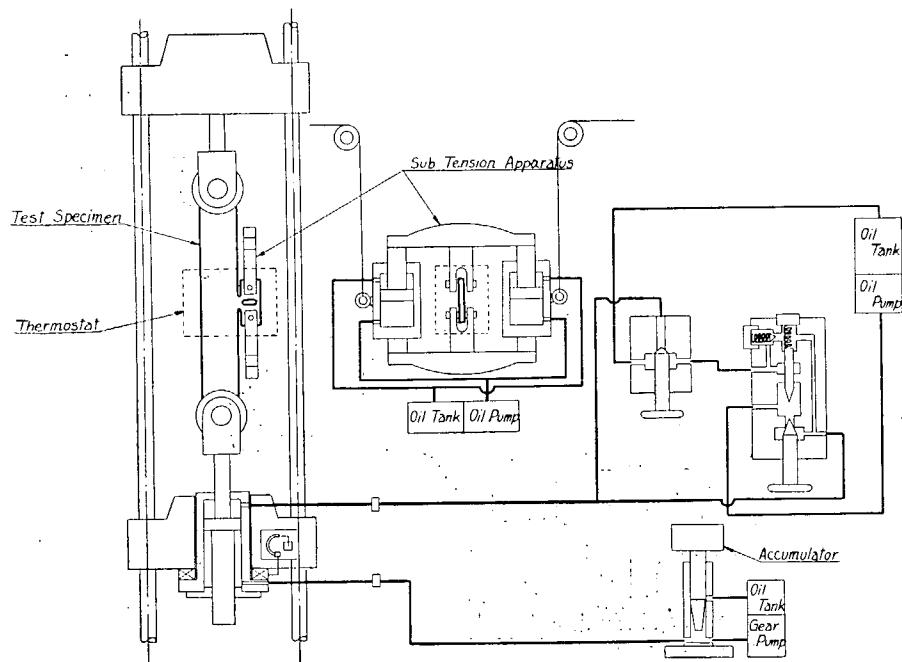


Fig. 3 Schematic Diagram of Testing System

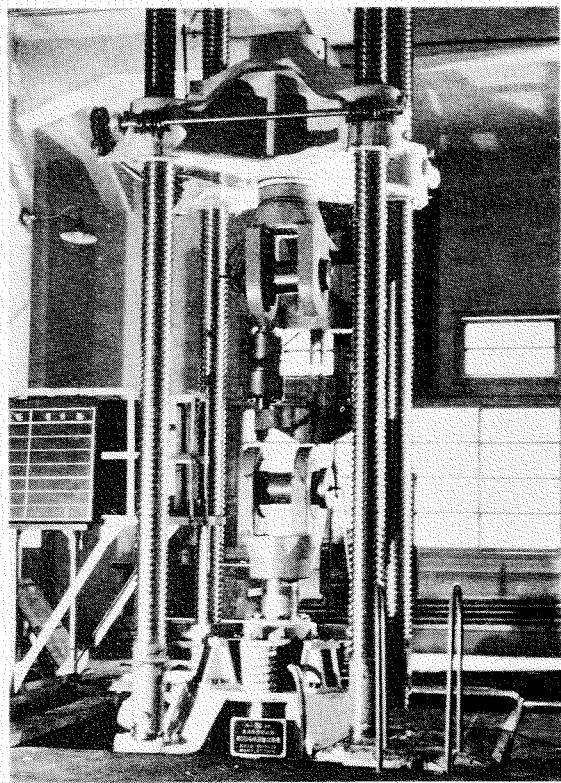


Fig. 4 General View of Testing Machine

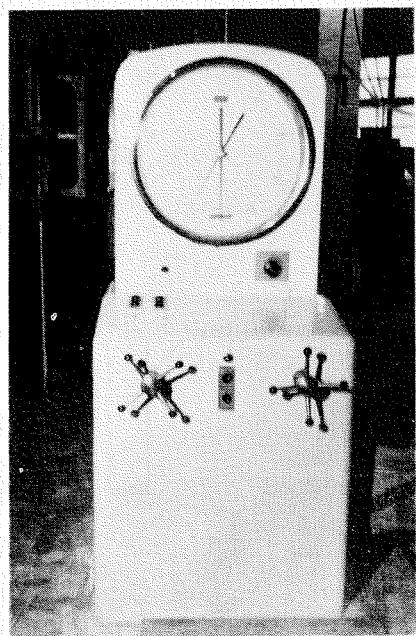


Fig. 5-1 Load Indicator

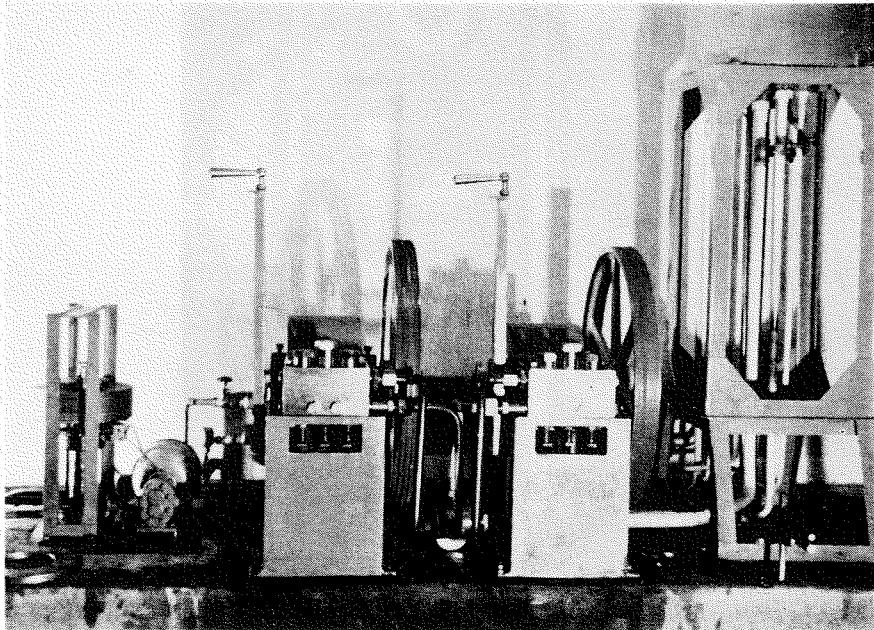


Fig. 5-2 Pumping Apparatus

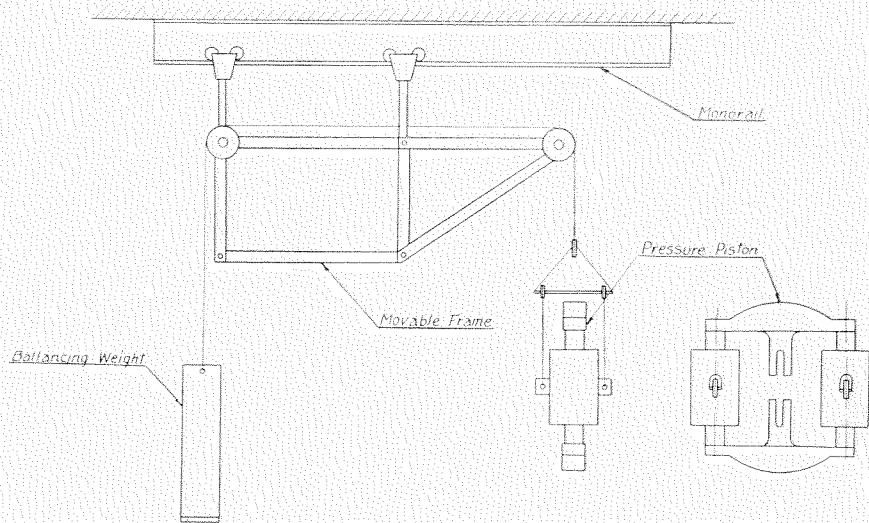


Fig. 6 Sub Tension Apparatus

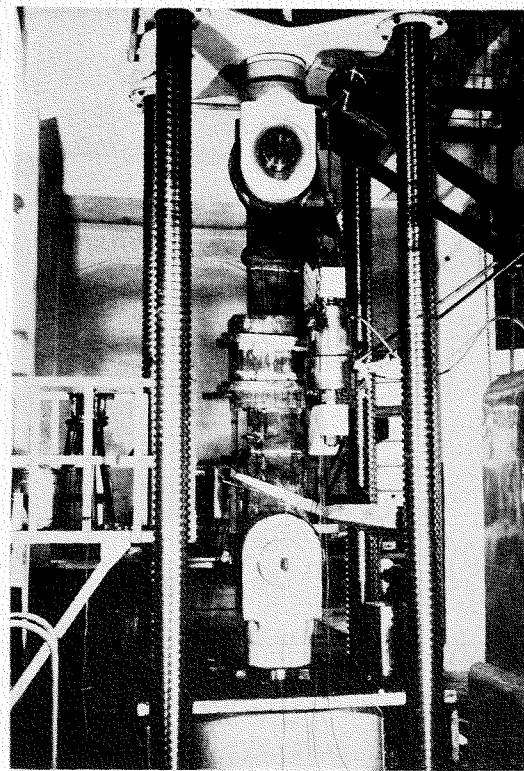


Fig. 7 Testing Machine under Testing

とが出来る。また床面は鉄骨、鉄筋で曲げ試験の床としても用いられる。このような形式の試験機構造は従来のアムスラー型、或いはボールドイン型に見られない独特なものであり、大型試片の引張試験及び曲げ試験を行なうのに非常に便利である。

また試験機荷重は従来のシリンダ内の中油圧を計測する方法をとらず Fig. 2 に示すようにシリコン油を充満させたダイヤフラム（いわゆるロードセル）を用い試験片に実際にかかる荷重をロードセルの油圧で求めこれをブルトン管、差動トランスによって電気的に計測する方式を採用している。従つて荷重の測定は従来のものに比して正確に出来る長所をもつている。動力計には電子管式動力計を用い、荷重油は 2 台の横型三聯ポンプによつている。Fig. 3 に本機の油圧系統図を示す。

Fig. 4 は本機の全景、Fig. 5 は動力計、横型三聯ポンプの写真である。なお本機の容量寸法等は次の通りである。

力	量	400 t, 200 t, 80 t
主柱間隔 (中心)		1,200 mm
" (内側)		1,000 mm
引張間隔		3,000 mm
ラムストローク		600 mm
圧縮間隔		3,000 mm
曲げスパン		7,000 mm
機高		8,315 mm

次に二重引張試験の亀裂発生用荷重装置は Fig. 6 に示すようなシリンダー・ラム 2 箇よりなつており、容量は 100 t、その油圧は別に設置されている 50 t アムスラー試験機よりとつてある。

Fig. 7 は二重引張試験を行なつてある時の写真である。

### §3. 結語

以上簡単に造船研究協会第 37 研究部会の研究費によつて新たに設置された二重引張試験装置について述べたのであるが、本機は、造船用鋼材の研究はもとより、船体構造強度の研究にも利用出来る誠に有利なものである。なお本機の設計、工作は K. K. 東京衡機製造所によるものであるが、クロスヘッド等の鋳鋼の製作は K. K. 播磨造船所の御好意によるものであることを附記して感謝の意を表する次第である。

## 附録 2 破壊伝播速度計測法

### SR-37 自発研究

放電型亀裂伝播速度計測装置による溶接継手を横断する脆性亀裂速度の計測

昭和 34 年 5 月

東大生研安藤研究室

#### §1. まえがき

SR-37 研究用に脆性亀裂伝播速度計測装置を試作し、その作動試験を行なつた。以下に本計測装置の構造、自発研究として行なつた溶接継手を横断する亀裂速度の計測結果を報告し、今後の参考資料として提出する。

#### §2. 試作計測装置

この装置は時定数を適当に選んだ R-C 回路を用いて脆性亀裂伝播速度を計測するものである。この装置の原理的回路を Fig. 1 に示す。この回路において、蓄電器 C の端子電圧は最初  $E$ V に充電されている。脆性亀裂の伝播に伴い、鋼板面に貼りつけた細い導線  $S_0$  が切断されると、蓄電器端子電圧  $e$ V は次式で与えられる。

$$e = E e^{-(1/CR)t}$$

$S_0$  が切断されてから  $t_1$  秒後に次の導線  $S_1$  が切断されると、蓄電器の放電は停止するから、このときの端子電圧  $e_1$  を  $K$  のスイッチを入れて真空管電圧計で読み取れば

$$t_1 = CR \log \frac{E}{e_1}$$

により放電していた時間、すなわち  $S_0$  が切断してから  $S_1$  が切断するまでの時間  $t_1$  がわかる。 $S_0$  と  $S_1$  の取付け間隔を  $l_1$  とすれば、 $S_0$  と  $S_1$  の間を伝播する脆性亀裂の平均速度  $V_1$  は

$$V_1 = \frac{l_1}{CR \log \frac{E}{e_1}}$$

から求められる。このとき、細い導線が脆性亀裂の通過と同時に、または各導線が同一の時間遅れて切断することが前提条件となるが、前に試作した超音波を用いる装置と比較すると、回路が非常に簡単になるという利点がある。

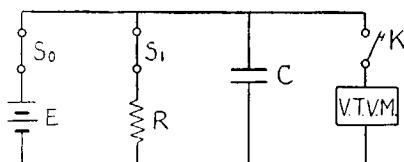


Fig. 1 Principal of Circuit

銅板を脆性亀裂が伝播する場合の速度変化を求めるために、原理的回路の  $S_0$  または  $S_1$  に相当する導線を最大 6 本まで接着して、これから相互間の平均速度を計測できる装置を試作した。この装置は 1 つの導線間隔について 1 つの放電回路を持ち、その個々の回路が互に干渉しあわないように真空管を用い、Fig. 2 に示すような回路を用いた。放電開始用導線 1 本の切断によつて 5 つの回路が同時に放電を開始するように使用することもできるが、脆性亀裂の発生前に塑性歪が大きすぎるなどの事故によつて放電開始用導線が切断したときは、すべての計測が不可能となる。このような危険を幾分でも避けるために、回路を 2 つ以上のグループに分けて、別の導線の切断によつて放電を開始させることもできる。

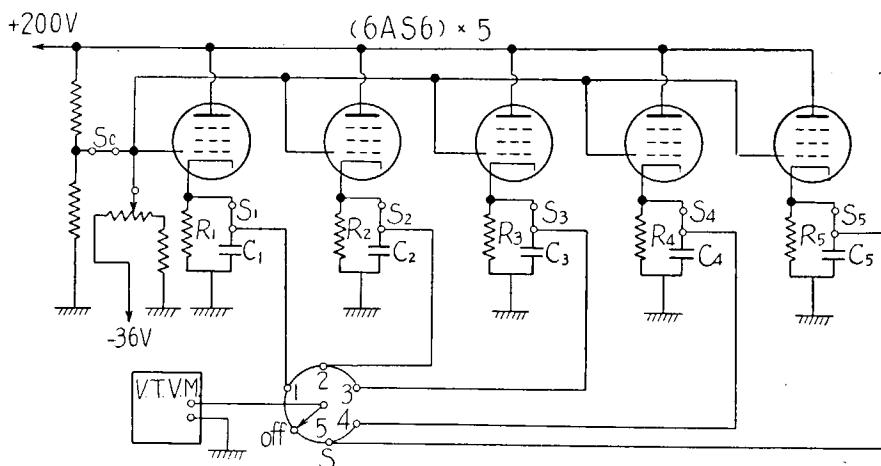


Fig. 2 Detail of Circuit (Fine-wire discharge type.)

放電開始用導線が 1 本の場合について説明すると、0 から 5 までの細い導線が切断されていない状態では、真空管のグリッドには遮断電圧とそれを打消すだけの正電圧を加えてあるので、真空管はすべて導通状態にあつて、電流  $I$  が流れしており、抵抗  $R$  は  $IR$  に等しい端子電圧を蓄電器  $C$  の両端に加えている。脆性亀裂が発生伝播し、まず放電開始用導線 0 を通過切断すると、各真空管のグリッドには遮断電圧だけが加わるために、すべての真空管は遮断状態となり、それぞの  $R-C$  回路はその回路の導線 (1~5 のいずれか) が切断されるまで放電を続ける。このような回路の導通状態での  $C$  の端子電圧と導線切断後の端子電圧を真空管電圧計で測定すれば、前述のようにそれぞれの導線間隔における脆性亀裂の平均伝播速度が求められる。

この回路で、蓄電器の漏洩電流はそのまま測定誤差となるが、脆性亀裂伝播速度を 1,000 m/sec 附近と想定すると、 $R$  と  $C$  は、それぞれ  $1 \text{ k}\Omega$  と  $0.1 \mu\text{F}$  程度に選べるので ( $1 \text{ cm}$  の導線間隔について計測するとして)、 $C$  の両端での回路の漏洩抵抗を  $1,000 \text{ M}\Omega$  程度にできれば、漏洩電流のための誤差はほとんどなくなる。また  $R-C$  回路の導線切断後の漏洩に対しても、絶縁抵抗が  $1,000 \text{ M}\Omega$  程度であれば、漏洩の時定数は 100 秒程度であるから、細線切断後数秒以内に電圧を測定すれば誤差は小さい。

脆性亀裂の通過と同時に切断する細い導線およびその接着法、被覆法の選択が問題で、種々のもの

について実験してみたが、結局長さ約 50 mm, 直径 0.025 mm, 抵抗約 50 Ω のアドバンス線を薄い紙に貼つて両端にリード線を取り付けたものを用いた。これは丁度折返しのない抵抗線歪ゲージと同様であるが、抵抗値はそれほど正確でなくとも良く、東京測器に作らせた。接着にはポリエステル樹脂（東京測器製 P-2 型）を用い、約 3 時間赤外線ランプで加熱して絶縁抵抗を高めた。被覆にはまず接着剤と同じポリエステル樹脂を薄く塗つたが、これはリード線の固定をも兼ねている。この乾燥は赤外線ランプで 2 時間以上、さらに常温で 12 時間以上行なうことを原則とした。次にマイクロ・クリスタリン・ワックスを加熱塗布し（東京測器製 2305），絶縁抵抗をゲージテスター（共和無線製 GT-5B 型）で計測したが、いずれも 1,000 MΩ 以上であった。

試験片を冷却して試験温度にする場合、そのままアルコール中に入れると絶縁抵抗は 100MΩ 以下になるため、誤差が大きくなり、脆性亀裂速度の計測は不可能になつた。したがつて、試験片の冷却にはドライアイスだけを用いることとしたが、この場合には最初の状態の絶縁抵抗を保つことができた。

### §3. 計測装置の作動試験

試作した脆性亀裂伝播速度計測装置について作動試験を行なつた。

SR-25 で試作した超音波ビームと蓄電器の充電を用いる装置と比較するため<sup>1)</sup>、板厚 20 mm の高張力鋼 6H を用いて静的切欠曲げ試験片の破壊時の脆性亀裂伝播速度を計測した。計測装置を 2 本の導線の切断によつて別々に放電を開始するグループに分け、試験片の表と裏に貼付けた各 2 本の細い導線の各間隔の平均速度を計測した。

その結果は Fig. 3 に併記してある通りで、超音波型の装置による計測よりも、脆性亀裂伝播速度はやや遅いという結果がえられたが（10% 内外遅い）低温度で速度が大きくなるという傾向は一致している。

### §4. 残留応力と韌性が亀裂伝播速度に及ぼす影響についての考察

脆性破壊の伝播速度について、Mott<sup>2)</sup> はエネルギー平衡の式

$$\frac{dU_k}{dC} = \frac{dU_e}{dC} - \frac{dU_p}{dC} \quad (1)$$

を近似的に積分して、一様な引張り応力 σ の加わつた応力場を伝播する脆性亀裂伝播速度 V を求めた。すなわち

$$V^2 = \frac{2\pi E}{k\rho} - \frac{4\rho}{k\rho(\sigma/E)^2 C} \quad (2)$$

となる。ここで ρ は材料の密度、k は常数で、その他の記号は前に取扱つた通りである。Roberts<sup>3)</sup>

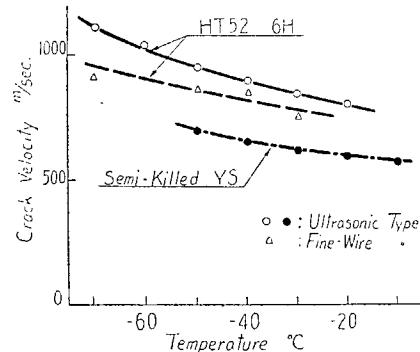


Fig. 3 Results of Measurement of Crack Propagation Velocity by Both Equipments

等は破壊の拡大に伴う運動エネルギーの分布状態を検討して、理論的には

$$\sqrt{2\pi/k} = 0.38 \quad (3)$$

となることを報告している。

残留応力の存在する溶接継手附近を通過する脆性亀裂の伝播速度について考えると、継手附近では残留応力が荷重による応力に付加されるために(2)式の  $\sigma$  が大きくなつたと同じ効果があり、そのため脆性亀裂伝播速度は大きくなるはずである。

また塑性表面エネルギー  $\lambda$  は溶着鋼と母材では当然異なるので溶着部を通過する場合の亀裂伝播速度は残留応力がない場合でも母材部の亀裂伝播速度とは異なると考えられる。この場合  $\lambda$  は一定として取扱つているが、脆性亀裂停止温度に近い比較的の高温では、shear lip 形式などの塑性エネルギーが大きくなるため、 $U_p=4pc$  といったような簡単な形では表わされなくなり、脆性亀裂伝播速度は著しく遅くなると考えられる。

## §5. 試験片形状および試験方法

使用鋼材は板厚 20 mm のセミキルド鋼 YA で、化学成分および機械的性質は次の通りである。

C	Si	Mn	P	S	$\sigma_Y$	$\sigma_B$	$\lambda$
0.14%	0.09%	0.77%	0.012%	0.023%	28.6 kg/mm <sup>2</sup>	42.9 kg/mm <sup>2</sup>	30.5%

溶接は LB-26 (低水素 5 mm 棒) による平溶接で、その詳細は造船協会論文集 105 号の著者等の論文のものと同一である<sup>4)</sup>。

試験片は静的切欠曲げ試験片に準じた溶接試験片を用い、

- (a) 溶接のまま
- (b) 応力焼鉋
- (c) 機械的引張り (降伏点)
- (d) " (永久歪 2.5%)

の 4 種類で、試験片形状は静的切欠曲げ試験片の中央に溶接継手のあるもので、機械的引張りの試験片を Fig. 4 に示す。

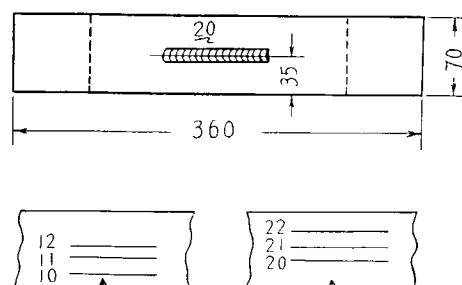


Fig. 4 Test Specimens

脆性亀裂伝播計測装置 2 本の放電開始用導線に対して別々に働く 2 つのグループに分け、溶接部を通過する場合の脆性亀裂伝播速度は両グループとも計測できるようにした。

脆性亀裂の通過により切断する細い導線としては、薄い紙のベースに直径 0.025 mm、長さ約 50 mm、抵抗約 50 Ω のアドバンス線を貼つてリード線をつけたものを用いた。接着にはポリエスチル樹脂を用い、被覆には接着と同じポリエスチル樹脂を薄く塗つて 2 時間以上赤外線乾燥した後、マイクロ・クリスタリン・ワックスを加熱塗布し、1,000 MΩ 以上の絶縁抵抗を保つようにした。細い導線の試験片における貼付け位置を Fig. 4 に示す。

試験片の冷却は絶縁抵抗を失わないようにするため、すべてドライアイスだけで行ない、試験温度は試験片にサーモカップルを取付け、熱電指示温度計によつて計測した。

試験片の破断方法は静的切欠曲げ試験方法に準じ、破断後できるだけ短時間のうちに、真空管電圧計によつて蓄電器の電圧を計測し、それより脆性亀裂伝播速度を求めた。

## § 6. 試験結果

同一試験片の各部における脆性亀裂伝播速度を計測した例を Fig. 5 に示す。切欠に近い母材部では温度により異なるが、1,000 m/sec 以上の速度で亀裂が伝播し、溶着金属に入ると若干速度が下り、再び母材部に入つてもさらに速度が低くなる。この傾向は程度の差はあるがいずれも同様で、一般に脆性亀裂発生直後は弾性エネルギー解放率も高く、靭性が比較的低いために比較的少ない塑性エネルギーで亀裂の伝播する母材部を亀裂が走るので、伝播速度が高く、溶着金属部は種々の処理条件により異なるエネルギーが吸収されるので、脆性亀裂伝播速度が異つた程度に低下し、再び母材部に入つても解放される弾性エネルギーが亀裂発生直後ほど大きくないので、低い速度で伝播するものと考えられる。

各種試験片の各温度における脆性破壊の伝播する亀裂速度は Fig. 6 に示す通りである。

溶接のままの状態の試験片の亀裂速度が高いのは、解放される弾性歪エネルギーが、曲げによるもののほかに残留応力によるものが加わり、他の場合よりも大きいことが最も影響しており、2.5% 永久歪を与えた試験片は残留応力による解放弾性歪エネルギーは減つて

いるにもかかわらず、加工硬化のために溶着部の靭性が低下して吸収する塑性歪エネルギーが少なくなつたためと考えられる。焼鈍がそれほど良くないのは、Charpy 試験の吸収エネルギーの遷移曲線でも見られるように、焼鈍脆化による靭性低下、特に低温における靭性低下のためと考えられる。もつともその靭性低下の程度は 2.5% 永久歪の場合よりはるかに少ないので、降伏点まで引張った試験片は、残留応力除去も相当行なわれ、しかも靭性低下が少ないので、溶着金属における亀裂伝播速度が最小になつたものと考えられる。

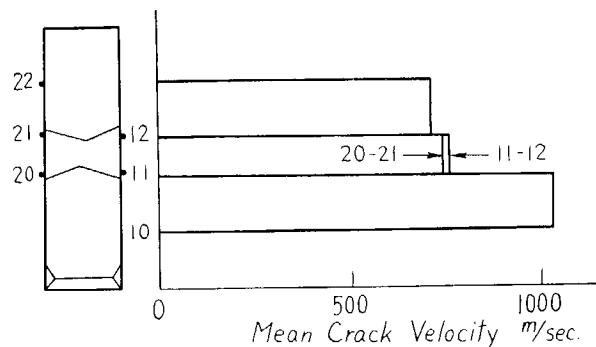


Fig. 5 Mean Crack Velocity in Various Parts of Test Specimen  
(Example condition: Annealed)  
(Temperature : -50°C)

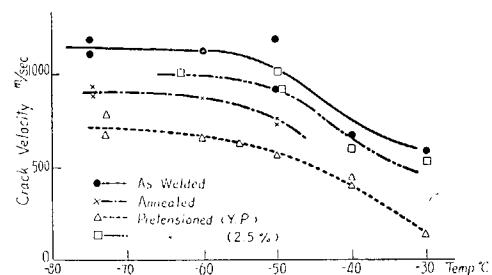


Fig. 6 Comparison of Crack Velocity in Deposit Metal of Various Conditions of Test Specimen (Steel YS)

結論として、溶接継手各部を伝播する脆性亀裂速度の変化を求めるに、銅板より韌性の高い溶着部では一般に伝播速度が減少するが、同一母材と溶接棒による継手においては

- (1) 溫度が低いほど
- (2) 残留応力の高いほど
- (3) 韌性の低いほど(前歴歪や熱処理により異なる)

亀裂伝播速度が大きい。

## 文 献

- 1) 安藤: SR-25 報告.
- 2) Mott N. F.: Engineering 165 (1948).
- 3) Roberts D. and Wells A.: Engineering 178 (1954).
- 4) 木原, 安藤: 造船協会論文集 105.

## 附録 3 二重引張試験

(主として寸法効果について)

昭和 35 年 2 月

三菱造船株式会社研究部

### §1. 緒 言

最近超大型船の建造に際し厚板使用の可否を検討するに当つて低温脆性に対する厚板の性質が問題となつてきた。そこで厚板の脆性破壊に対する抵抗力を推定するための目安として、各板厚の造船用鋼板につき二重引張試験を実施し、脆性破壊伝播特性に及ぼす板厚の影響を求めると共に、その他に工業的試験としてシャルピー試験を実施し、両試験結果間の関連性についても検討を加えてみた。

### §2. 供 試 鋼 板

供試鋼板は Table 1 に示す条件にて製造された、それぞれ板厚或いは熱処理条件の異なる 7 種の ABS-C 級鋼である。この中で板厚 20 mm のみが別 charge で、32 mm 以上は全て同一 charge より製造されたものである。これらの化学成分と結晶粒度を Table 2 に、機械的性質を Table 3 に示す。

### §3. 二重引張試験結果

各供試鋼板について得られた試験結果を Fig. 1~11 に示す。又これらの遷移曲線より求めた伝播停止遷移温度  $Tr_a$  と限界応力  $\sigma_{cr}$  の値を Table 4 に示す。この場合曲線が明瞭な立上りを示していないので、 $Tr_a$  には略設計応力に相当する 10, 13 及び 15 kg/mm<sup>2</sup> における温度をとり、 $\sigma_{cr}$  には -20 及び 0°C における応力をとつた。板幅の影響を検討するため SM 20 AR, S 38 N 及び S 45 N については 2 通りの板幅で試験を行なつたが、明らかにその影響が現われており、広幅の方が限界応力が高くなつている。又発生部の温度の影響を検討するため、S 32 AR につき温度を 2 通りに変えて試験したが、両曲線共データのばらつきの範囲内にあり、その影響は殆んど認められない様である。

板厚と停止遷移温度との関係は、各熱処理条件毎に求めると Fig. 12 に示す様に、全般的に板厚の増加と共に  $Tr_a$  は高くなる傾向にある。力学的要因による板厚寸法効果は約 25 mm にて飽和すると云われているので、同一 charge の Norma 材における 32 mm 以上の  $Tr_a$  の上昇は圧延比、最終圧延温度などの相違による冶金学的要因によるものと思われる。又 As Roll 材は全て charge が異なるため ばらつきが大きく、特に板厚の等しい T 20 AR と SM 20 AR とで著しい差のある熱処理の影響も良く現われており、Norma 材は As Roll 材より確かに  $Tr_a$  が低くなつてゐる。A. C. 材も Norma 材と殆んど差はなく、As Roll 材改善のための A. C. 処理の効果が明らかである。

又、停止遷移温度と限界応力との関係は Fig. 13 に示す様に  $Tr_a$  が高くなると  $\sigma_{cr}$  は直線的に減少する。

Table 1. Rolling and Heat Treatment Conditions of Test Steels

Mark	Thickness (mm)	Charge No.	Weight of Ingot (Ton)	Size of Plate	Finished Rolling Temp. (°C)	Heat Treatment
T 20 AR	20	T 44957	14.2	20×5'×20'	959	As Rolled
SM 20 AR	20	SM 2184	7.3	"	1025	"
S 32 AR	32	S 76090	9.4	32×5'×20'	890	"
S 32 AC	32	"	9.4	"	796	Accelerate Cooled
S 32 N	32	"	9.4	"	890	Normalized (895°C×1°30')
S 38 N	38	"	11.6	38×5'×30'	1007	" ( " )
S 45 N	45	"	13.9	45×5'×30'	1050	(930°C×1°50')

Table 2. Chemical Composition and Grain Size of Test Steels

Mark	Chemical Composition %								Ferrite Grain Size	
	C	Si	Mn	P	S	Cu	Ni	Cr	Core	Rim
T 20 AR	0.14	0.27	0.78	0.020	0.026	0.11	0.02	0.05	6.5	2
SM 20 AR	0.16	0.28	0.75	0.019	0.019	0.10	0.01	0.02	6	6.5
S 32 AR	0.18	0.21	0.69	0.032	0.028	0.10	0.01	0.05	6.5	6.5
S 32 AC	0.17	0.26	0.73	0.028	0.024	0.10	0.01	0.07	7	>8
S 32 N	0.18	0.21	0.73	0.029	0.026	0.11	0.01	0.03	8	8
S 38 N	0.18	0.21	0.69	0.030	0.027	0.11	0.02	0.03	7.5	8
S 45 N	0.18	0.22	0.73	0.030	0.027	0.11	0.01	0.02	7	7.5

Table 3. Mechanical Properties of Test Steels (Size of Tensile Specimen: 14φ×50 G.L.)

Mark	Location of Specimen		Y. P. (kg/mm <sup>2</sup> )	T. S. (kg/mm <sup>2</sup> )	Elong. %	R. A. %	Brinell Hardness
T 20 AR	Longi.	Core	27.3	46.6	39.0	62.9	140
	Trans.	"	27.4	46.5	34.0	50.7	
SM 20 AR	Longi.	"	29.1	48.5	35.8	68.2	143
	Trans.	"	29.1	48.6	33.2	54.9	
S 32 AR	Longi.	"	28.7	50.1	34.6	60.5	140
	Trans.	"	27.4	49.8	31.0	49.0	
S 32 AC	Longi.	"	29.6	48.2	35.8	62.3	137
	Trans.	"	29.0	48.1	33.0	50.9	
S 32 N	Longi.	"	32.7	51.2	34.4	60.5	140
	Trans.	"	31.8	50.7	30.8	53.0	
S 38 N	Longi.	Core	29.8	48.9	34.4	60.5	137
		Rim	32.2	50.4	35.0	59.6	137
	Trans.	Core	32.0	50.2	31.4	50.0	
		Rim	31.2	50.0	30.8	49.9	
S 45 N	Longi.	Core	31.4	48.4	35.8	62.3	137
		Rim	31.2	49.1	34.2	61.2	137
	Trans.	Core	32.4	48.6	33.6	52.0	
		Rim	27.5	49.3	32.4	50.8	

Table 4. Summary of Double Tension Tests

Mark of Test Steels	$T_{ra}$ (°C)			$\sigma_{cr}$ (kg/mm <sup>2</sup> )	
	10 kg/mm <sup>2</sup>	13 kg/mm <sup>2</sup>	15 kg/mm <sup>2</sup>	-20°C	0°C
T 20 AR	-23.5	-20.5	-19	12.8	—
SM 20 AR	0.5	5	7.5	4.5	9.8
S 32 AR	7	14	17	2.0	7.0
S 32 AC	-0.5	4.5	7.5	3.0	10.2
S 32 N	5	3.5	8.5	5.5	11.8
S 38 N	1.5	11.5	16	6.0	9.6
S 45 N	7	15.5	19	5.0	8.3

註. 20 mm 板は 200 mm 幅試験片, 38, 45 mm 板は 300 mm 幅試験片の結果による。

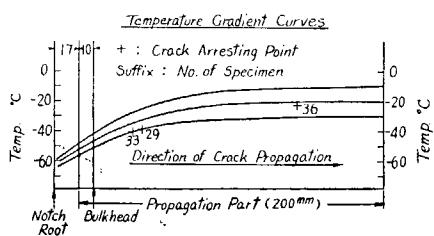
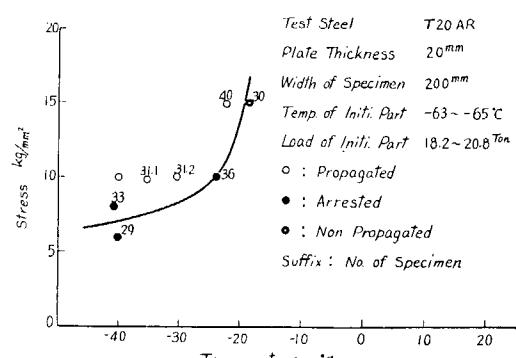


Fig. 1 Result of Double Tension Test for T 20 AR

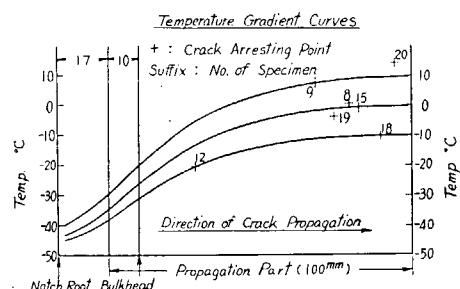
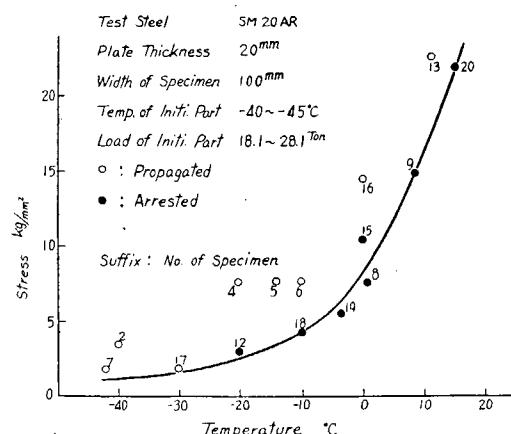


Fig. 2 Result of Double Tension Test for SM 20 AR (1)

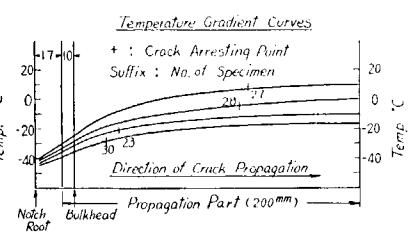
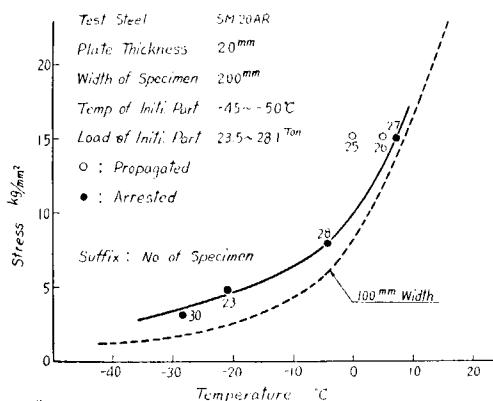


Fig. 3 Result of Double Tension Test for SM 20 AR (II)

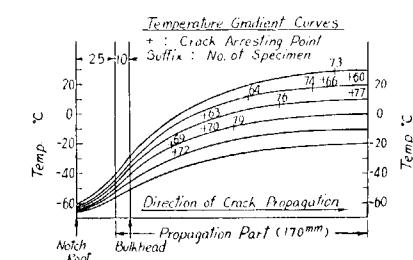
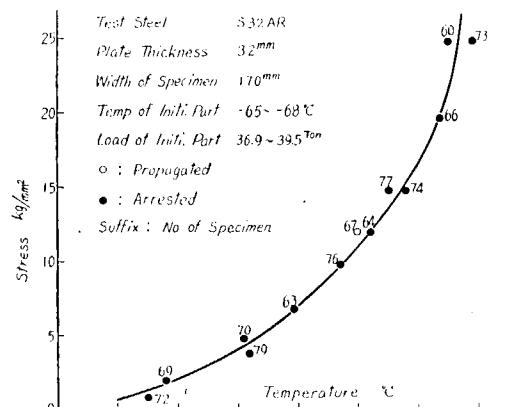


Fig. 4 Result of Double Tension Test for S 32 AR (I)

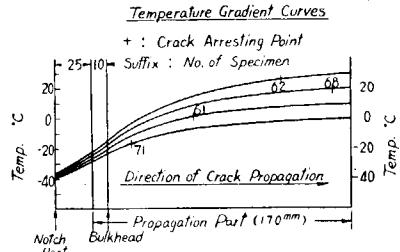
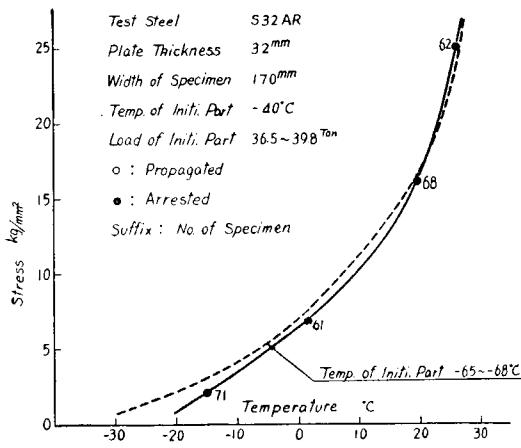


Fig. 5 Result of Double Tension Test for S 32 AR (II)

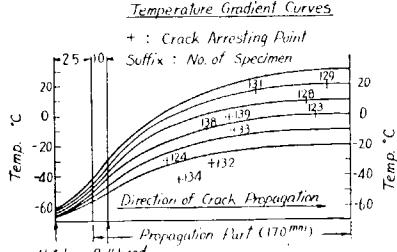
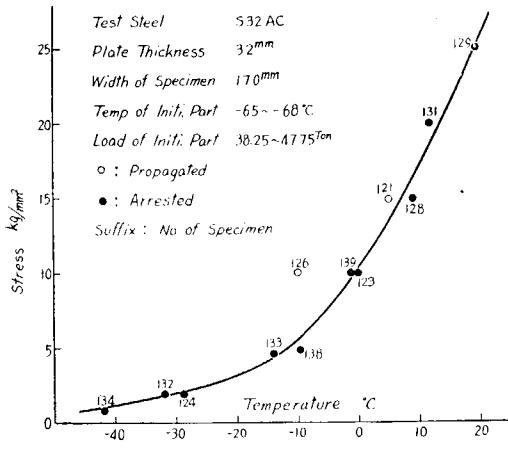
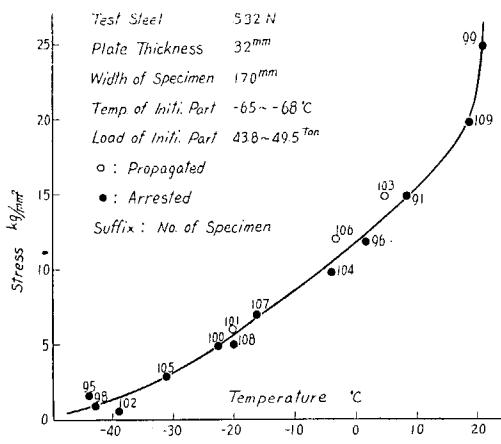


Fig. 6 Result of Double Tension Test for S 32 AC



Temperature Gradient Curves

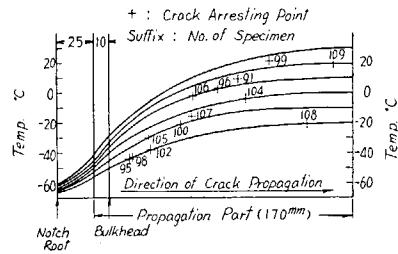
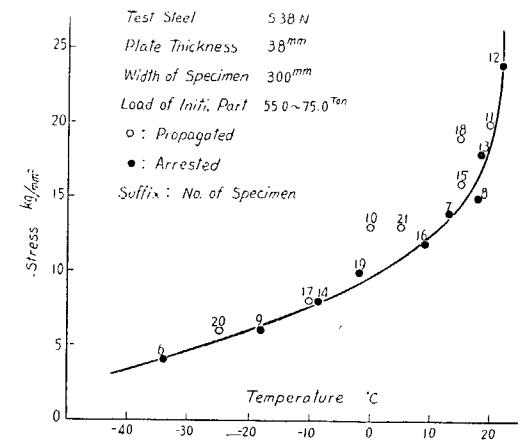


Fig. 7 Result of Double Tension Test for S 32 N



Temperature Gradient Curves

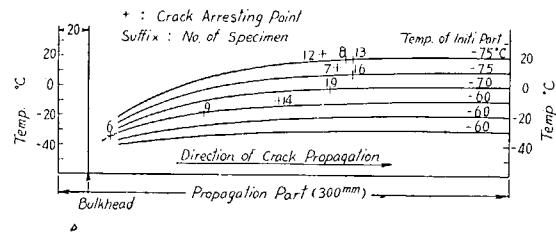
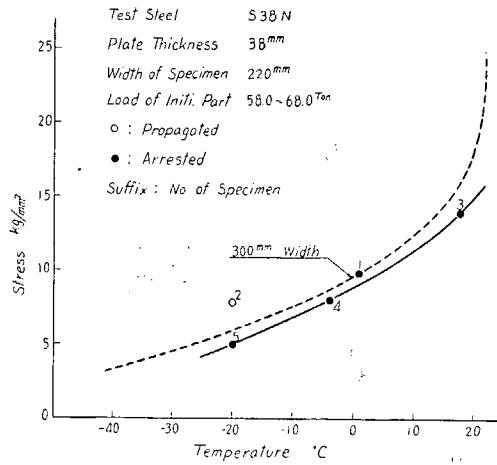


Fig. 8 Result of Double Tension Test for S 38 N (I)



Temperature Gradient Curves

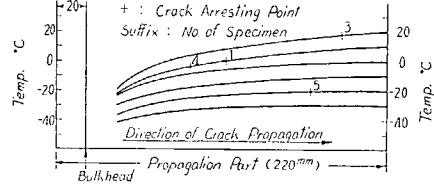
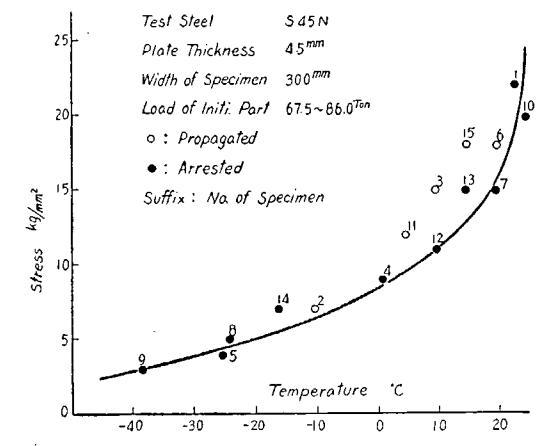


Fig. 9 Result of Double Tension Test for S 38 N (II)



Temperature Gradient Curves

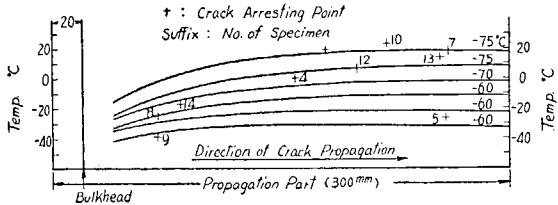


Fig. 10 Result of Double Tension Test for S 45 N (I)

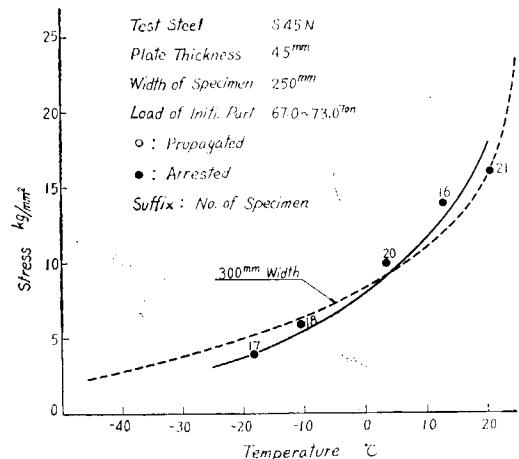


Fig. 11 Result of Double Tension Test for S 45 N (II)

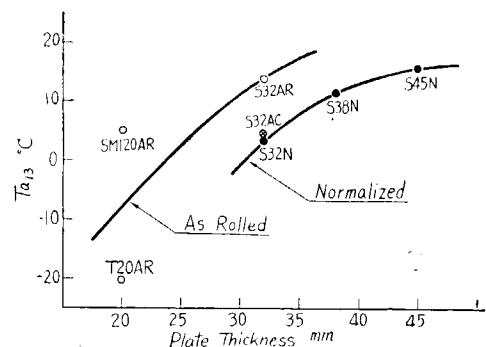


Fig. 12 Effect of Plate Thickness on Arresting Temperature obtained by Double Tension Test

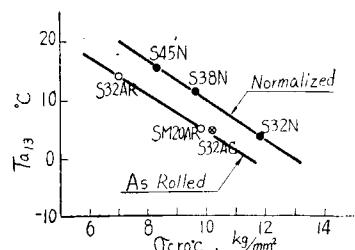


Fig. 13 Relation between Arresting Temperature and Critical Stress

#### §4. V ノッチ・シャルピー及びプレスノッチ・シャルピー試験結果

二重引張試験との関連性を求めるために各供試鋼板につき V ノッチ・シャルピー試験を行なつた。その他に計画項目外であるが、プレスノッち・シャルピー試験も行なつたので報告する。V ノッち・

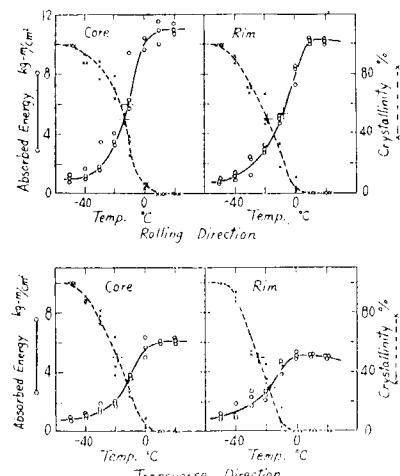


Fig. 14 Results of V-notch Charpy Test for T 20 AR

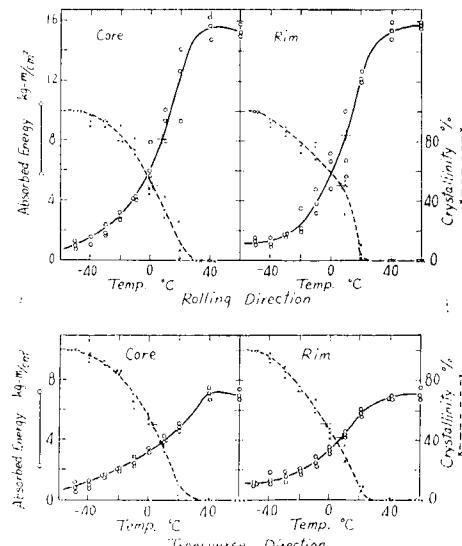


Fig. 15 Results of V-notch Charpy Test for SM 20 AR

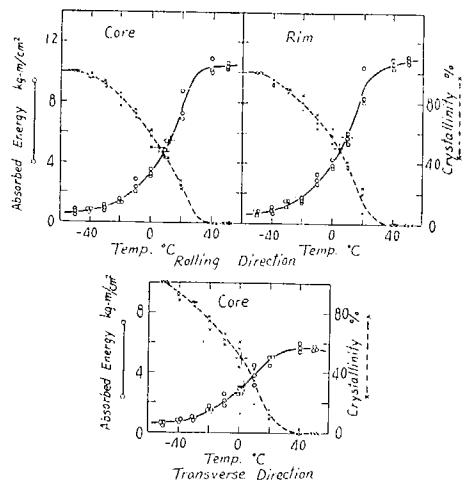


Fig. 16 Results of V-notch Charpy Test for S32 AR

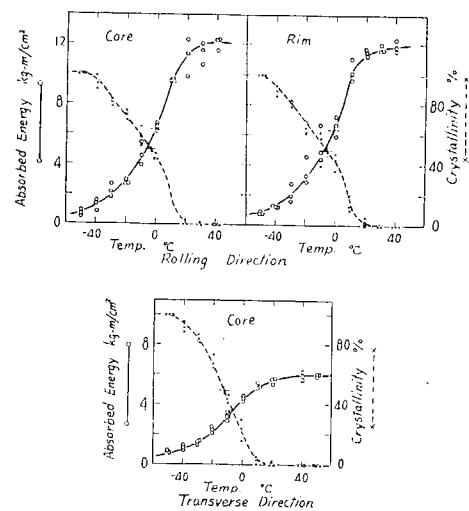


Fig. 17 Results of V-notch Charpy Test for S32 AR

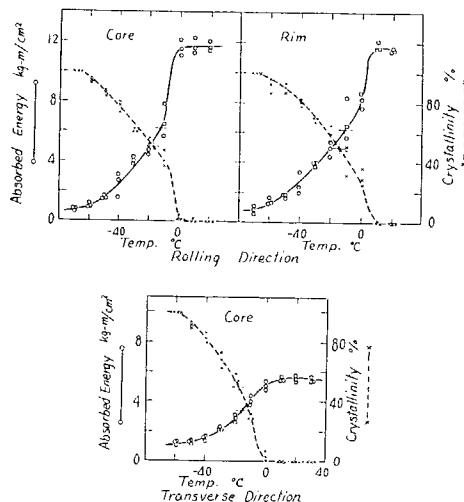


Fig. 18 Results of V-notch Charpy Test for S32 N

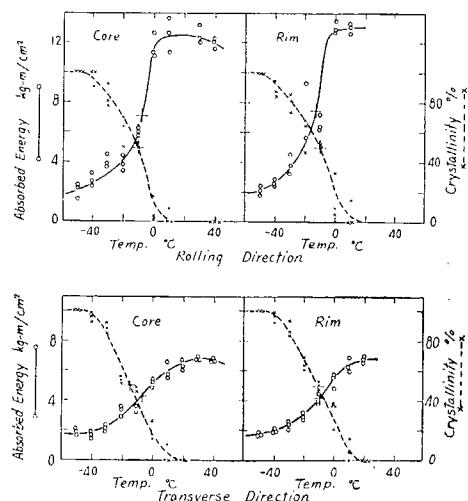


Fig. 19 Results of V-notch Charpy Test for S38 N

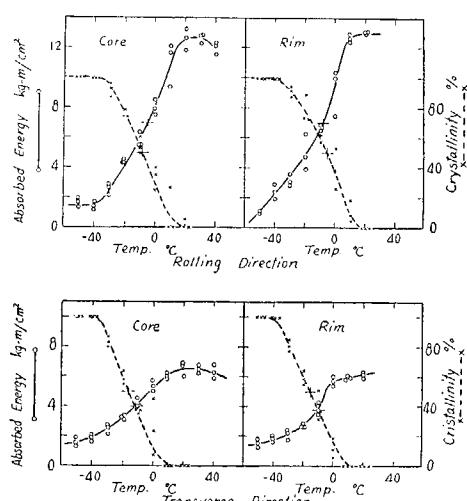


Fig. 20 Results of V-notch Charpy Test for S45 N

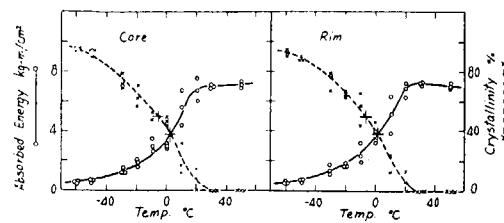


Fig. 21 Results of Pressed-notch Charpy Test for T 20 AR

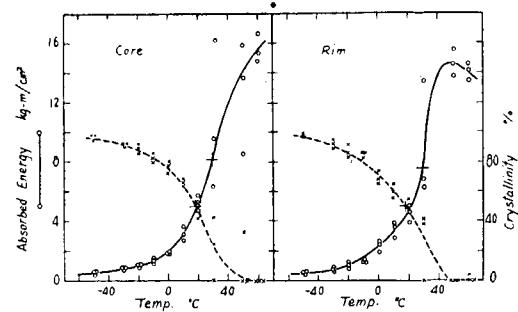


Fig. 22 Results of Pressed-notch Charpy Test for SM 20 AR

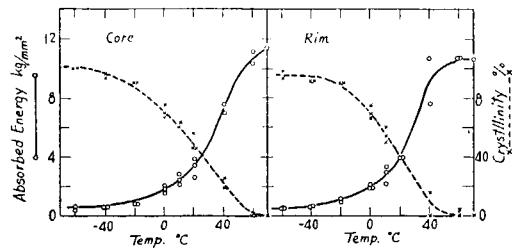


Fig. 23 Results of Pressed-notch Charpy Test for S 32 AR

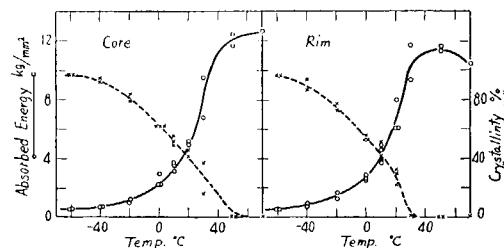


Fig. 24 Results of Pressed-notch Charpy Test for S 32 AC

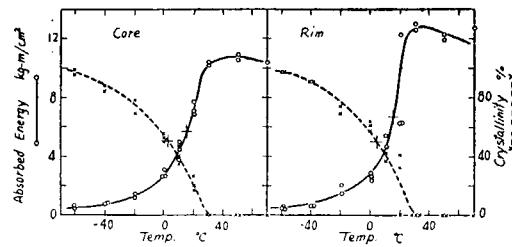


Fig. 25 Results of Pressed-notch Charpy Test for S 32 N

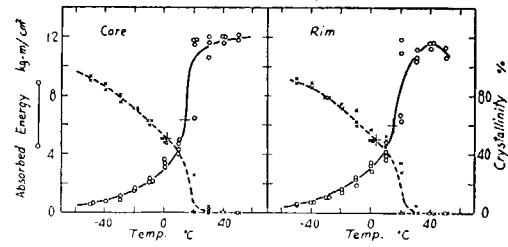


Fig. 26 Results of Pressed-notch Charpy Test for S 38 N

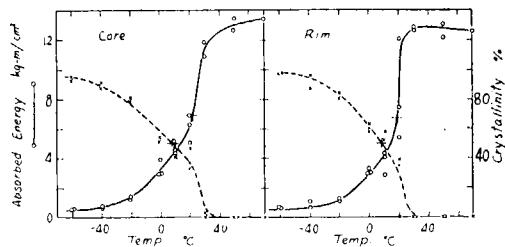


Fig. 27 Results of Pressed-notch Charpy Test for S 45 N

Table 5. Summary of V-notch Charpy Tests

Mark of Test Steels	Location of Specimen		$E_{\max}$ (kg-m/cm <sup>2</sup> )	$E_0$ (kg-m/cm <sup>2</sup> )	% Cryst. at 0°C	$T_{r_{15}}$ (°C)	$T_{r_E}$ (°C)	$T_{r_c}$ (°C)
T 20 AR	Longi.	Core	11.0	10.1	6	-22	-11	-13
		Rim	10.2	8.1	6	-22	-8	-18
	Trans.	Core	6.1	5.6	5	-16	-11	-19
		Rim	5.1	5.1	0	-20	-18	-25
SM 20 AR	Longi.	Core	15.5	6.5	50	-24	8	2
		Rim	15.7	6.2	61	-19	10	7
	Trans.	Core	7.1	3.4	55	-12	8	3
		Rim	7.1	3.3	45	-9	8	3
S-32 AR	Longi.	Core	10.4	3.3	56	-6	12	5
		Rim	10.9	4.0	58	-12	10	4
	Trans.	Core	5.7	2.7	53	-4	3	1
S 32 AC	Longi.	Core	12.1	6.5	45	-23	-1	-4
		Rim	11.9	6.6	42	-26	-1	-6
	Trans.	Core	6.0	4.4	23	-16	-9	-13
S 38 N	Longi.	Core	11.7	11.6	2	-39	-12	-17
		Rim	11.8	8.2	30	-46	-10	-15
	Trans.	Core	5.6	5.1	3	-24	-16	-18
S 38 N	Longi.	Core	12.4	11.7	8	-40	-7	-9
		Rim	13.0	13.0	16	-40	-12	-9
	Trans.	Core	6.8	5.2	19	-25	-7	-15
		Rim	6.8	5.4	32	-27	-9	-11
S 45 N	Longi.	Core	12.7	8.0	33	-30	-5	-8
		Rim	13.0	9.3	39	-37	-8	-5
	Trans.	Core	6.6	5.3	25	-28	-12	-16
		Rim	6.2	5.7	12	-22	-10	-15

Table 6. Summary of Pressed-notch Charpy Tests

Mark of Test Steel	Location of Specimen		$E_{\max}$ (kg-m/cm <sup>2</sup> )	$E_0$ (kg-m/cm <sup>2</sup> )	% Cryst. at 0°C	$T_{r_E}$ (°C)	$T_{r_c}$ (°C)
T 20 AR	Longi.	Core	7.1	3.5	43	2	-6
		Rim	7.2	3.7	40	2	-6
SM 20 AR	Longi.	Core	16.0	1.9	76	29	19
		Rim	14.6	2.3	70	29	19
S 32 AR	Longi.	Core	11.3	1.8	71	35	19
		Rim	10.6	1.9	69	28	14
S 32 AC	Longi.	Core	12.5	2.3	62	27	12
		Rim	11.4	2.7	54	18	4
S 32 N	Longi.	Core	10.8	2.8	53	15	2
		Rim	12.8	2.8	56	15	4
S 38 N	Longi.	Core	12.0	3.0	52	14	2
		Rim	11.5	3.2	53	14	4
S 45 N	Longi.	Core	13.4	3.2	57	22	8
		Rim	12.8	3.0	61	19	8

シャルピーの方は板の圧延方向と直角方向とについて試験したが、プレスノッチ・シャルピーは圧延方向についてのみ試験した。吸収エネルギーと結晶粒状破面率との遷移曲線を Fig. 14~20 と Fig. 21~27 に示す。又これらの遷移曲線より求めた最大吸収エネルギー、 $0^{\circ}\text{C}$  における吸収エネルギーと結晶粒状破面率、各種の遷移温度を Table 5 と Table 6 に示す。

V ノッチ・シャルピー試験の圧延方向と直角方向とを比較すると明らかに拘束軟性に異方性のあることが認められる。即ち圧延方向は直角方向より吸収エネルギー  $E_{\max}$ ,  $E_0$  が大きく、延性遷移温度  $Tr_{15}$  が低いが、破壊遷移温度  $Tr_E$ ,  $Tr_c$  は逆に高くなっている。この事実は圧延方向が直角方向より脆性破壊の発生に対して大きな抵抗力を有するが、伝播に対しては劣ることを示すものと思われる。

Rim と Core との相違は Norma 材では殆んど認められないが、As Roll 材の厚板 S 32 AR や Rim の粒度が Core より著しく小さい S 32 AC では明らかに Core より Rim の方が遷移温度が低く、特にプレスノッチ・シャルピーでこの相違が顕著に現われている。

遷移温度と板厚との関係は夫々 Fig. 28 と Fig. 29 に示したが、熱処理条件別に見ると  $Tr_c$  は板厚の増加により上昇する傾向にある様である。併し板厚より熱処理の影響の方が大きく、As Roll 材は Norma 材より遙かに遷移温度は高く、A. C. 材は大体両者の中間である。

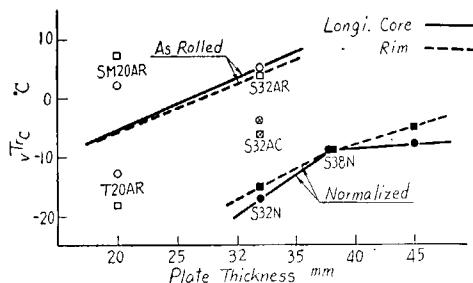


Fig. 28 Effect of Plate Thickness on Fracture Transition Temperature Obtained by V-notch Charpy Test.

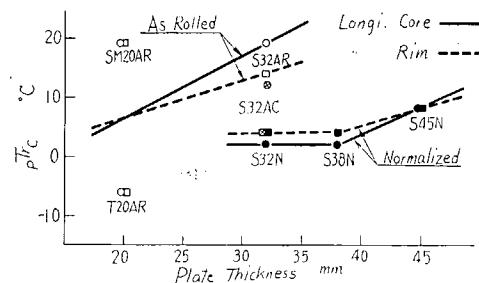


Fig. 29 Effect of Plate Thickness on Fracture Transition Temperature Obtained by Pressed-notch Charpy Test.

## §5. 二重引張試験とシャルピー試験との関係

シャルピー試験で求められる各種の遷移温度の中で、比較的拘束の影響を受けず伝播特性に関係していると思われる破面遷移温度  $Tr_c$  と二重引張試験の  $13 \text{ kg/mm}^2$  における停止遷移温度  $Tr_a$  との関

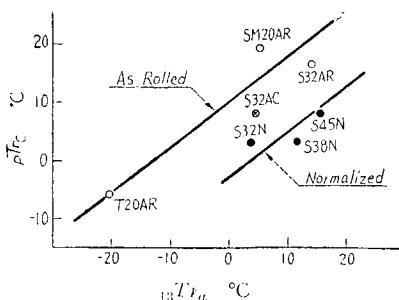


Fig. 30 Relation Between Crack Arresting Temperature and Fracture Transition Temperature (V-notch Charpy Test)

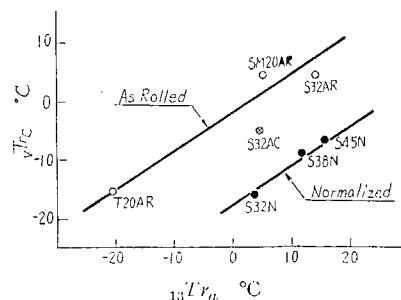


Fig. 31 Relation Between Crack Arresting Temperature and Fracture Transition Temperature (Pressed-notch Charpy Test)

係を表す Fig. 30 と Fig. 31 に示す。但しこの場合、 $T_{rc}$  の値には何れも圧延方向の Rim と Core の平均値をとつている。試験データーが少なく、又ばらつきの程度が大きいので確定的なことは云えないかも知れないが、熱処理条件別に分けてみると両遷移温度間には直線関係が存在する様である。V ノッチ・シャルピーもプレスノッチ・シャルピーの場合でもその傾向は殆んど同様であり、ばらつきの程度も余り変わらない。

## § 6. 結 語

本試験の結果を要約すると次の通りである。

- (1) 二重引張試験において、試験片の伝播部の幅を広くすると低温における限界応力は高くなる傾向にあるが、遷移曲線の高温側における立上りの停止温度に及ぼす影響は小さい。
- (2) 停止温度および限界応力と板厚との間には、各熱処理条件別にみると比較的良好な相関性があり、板厚の増加と共に停止温度は上昇する傾向にある。しかしながら板厚の影響より熱処理、化学成分の相違による冶金学的因素の影響の方が大きい様である。
- (3) A. R. 材の停止温度は Norma 材に比して高く、32 mm の A. R. 材が 45 mm の Norma 材に匹敵する程である。又、A. C. 材は Norma 材と殆んど等しい良好な伝播特性を示し、A. C. 処理の効果が明らかに現われている。
- (4) V ノッチおよびプレスノッチ・シャルピー試験で得られた破面遷移温度は、板厚の増加により僅かに上昇する傾向にあるが、停止温度の場合と同様に熱処理の影響の方が大きく現われている。
- (5) 二重引張試験による伝播停止温度と V ノッチおよびプレスノッチ・シャルピー試験の各破面遷移温度との間には、熱処理条件別にみると両方の場合共比較的良好な相関性が認められる。しかしこの相関は更に広い範囲の各種鋼板について検討する必要があろう。

## あ と が き

本研究は SR-37 における実験鋼種の不足を補い、且二重引張試験の試験片幅の影響などを明らかにするため、SR-37 と関連して三菱造船において自発実験として行なわれたものである。三菱造船の御厚意によりここにその報告を掲載することを許諾せられたことに対し厚く謝意を表する。

## 附録 4 実験資料 (Experimental Data)

- (a) 二重引張試験: 溫度～限界応力線図 ..... (108～114)  
(Double Tension Test: Temperature—Critical Stress Curves)

+: Indicate the point where brittle crack stopped.

- (b) 二重引張試験: 溫度～限界応力線図(補正結果) ..... (115～118)  
(Double Tension Test: Temperature—Critical Stress Curves)  
(Critical Stress corrected for Finite Breadth)

- 溫度勾配付(日本海事協会)  
(Linear Temperature Gradient: N. K.)
- 小溫度勾配付(東京大学)  
(Small Temperature Gradient: Tokyo Univ.)
- ⊕ 一樣溫度(日本海事協会)  
(Uniform Temperature: N. K.)

- (c) シャルビ試験: 溫度～吸収エネルギー曲線 ..... (119～129)  
温度～結晶破面率曲線

(Charpy Impact Test: Temperature—Specific Absorbed Energy Curves)  
(Temperature—Percentage Crystallinity Curves)

C : コア部 (Test Specimen from the Core of Test Steel)

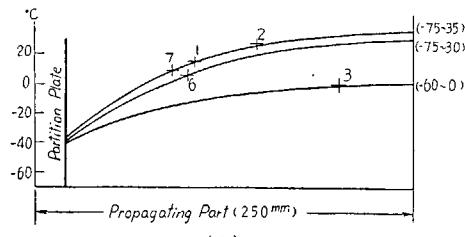
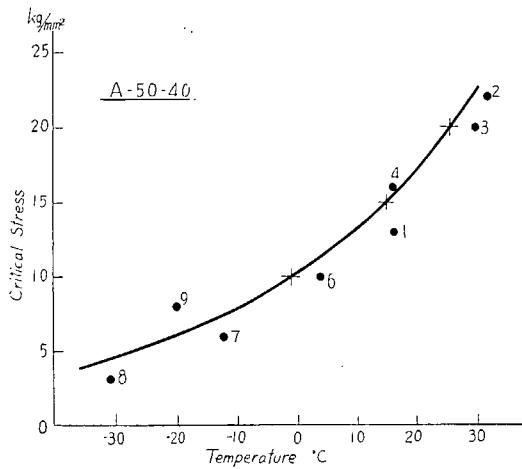
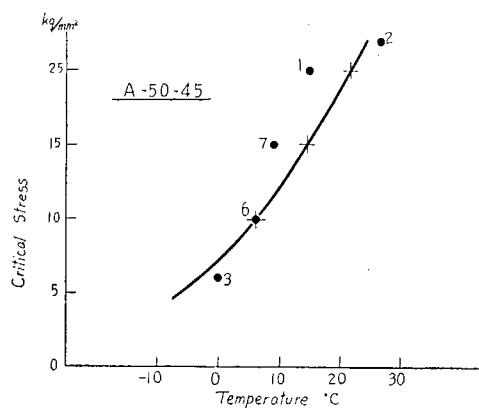
R : リム部 (Test Specimen from the Rim of Test Steel)

P.N : プレス・ノッチ・シャルビ (Pressed-Notch Charpy Impact Test)

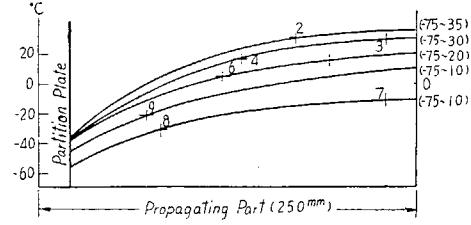
0.25: 標準Vシャルビ (Standard V-Notch Charpy Impact Test)

- (d) シャルビ試験 (Charpy Impact Test) ..... (130～147)  
大阪大学 (Osaka Univ.)  
川崎重工 (Kawasaki Heavy Industry Co. Ltd.)

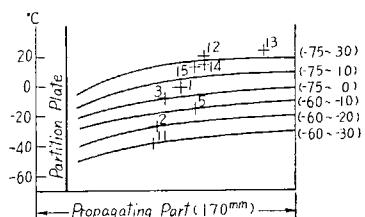
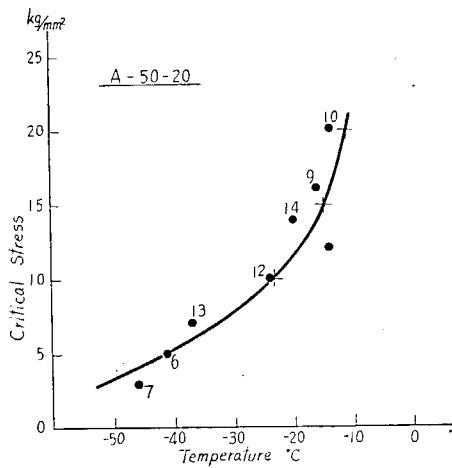
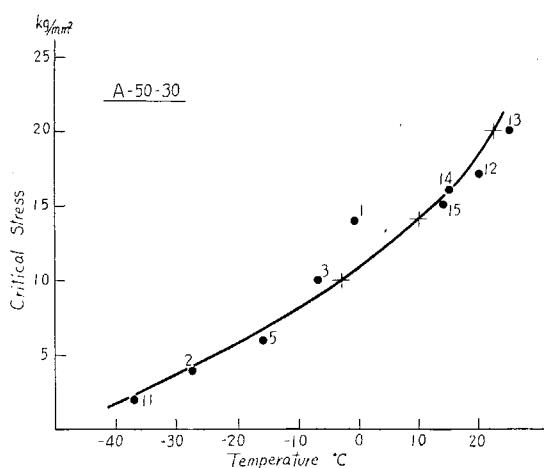
(a) 二重引張試験： 温度～限界応力線図



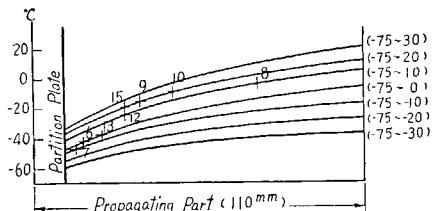
(1)



(2)

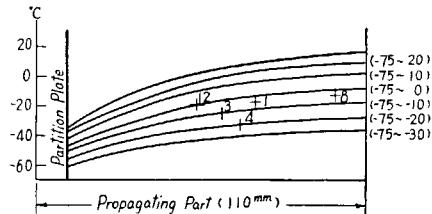
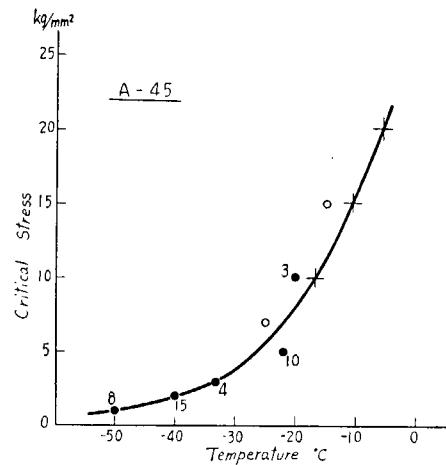
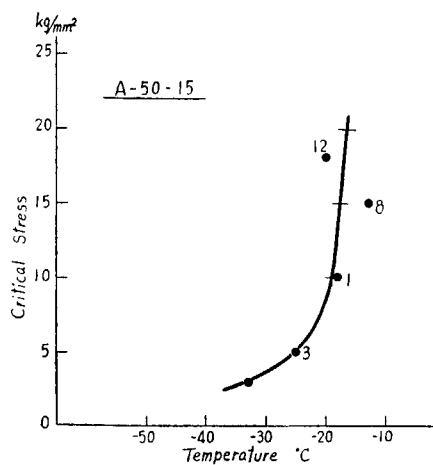


(3)

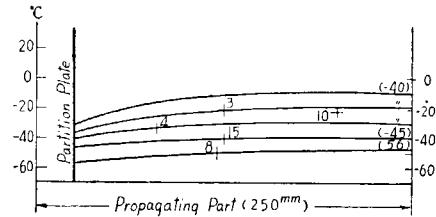


(4)

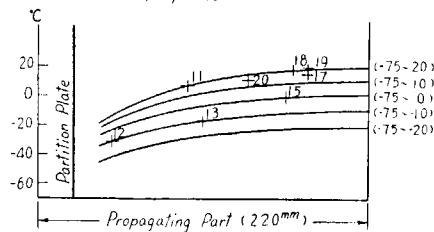
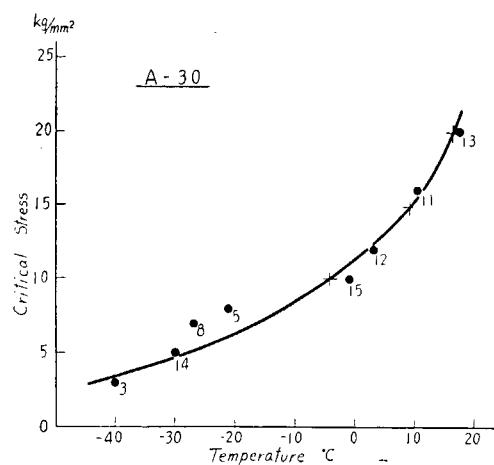
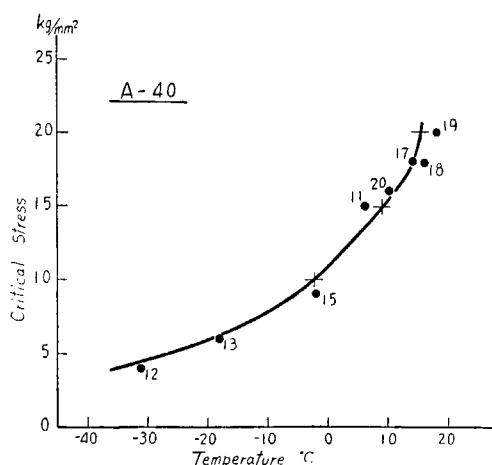
Temperature Gradient Curves of Propagating Part



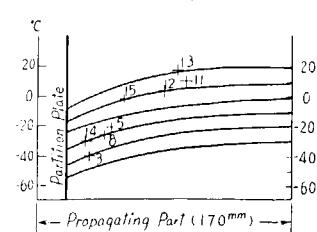
(5)



(6)

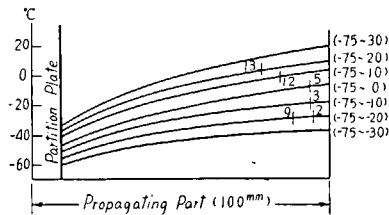
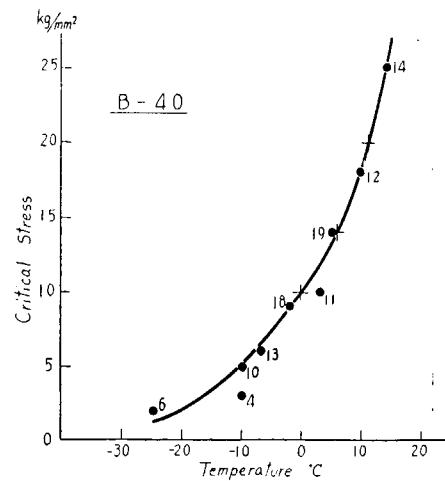
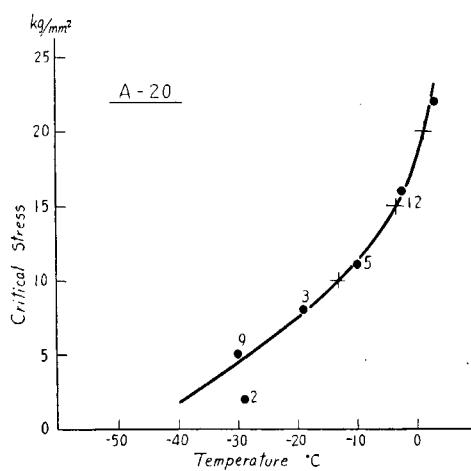


(7)

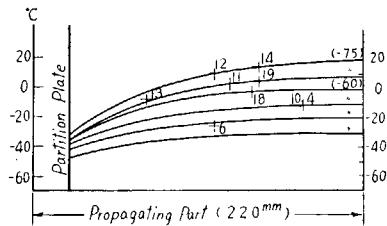


(8)

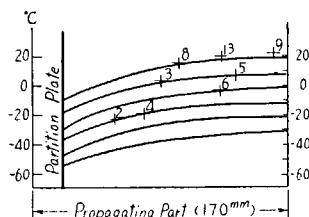
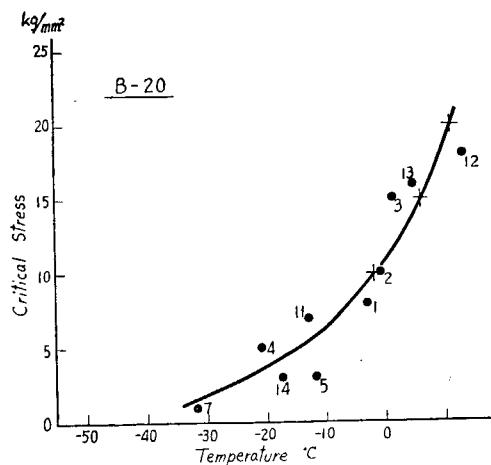
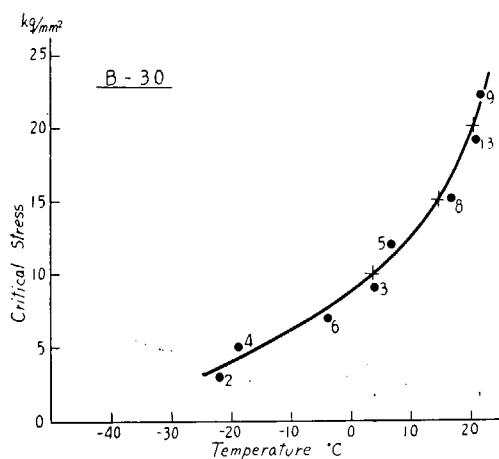
#### Temperature Gradient Curves of Propagating Part



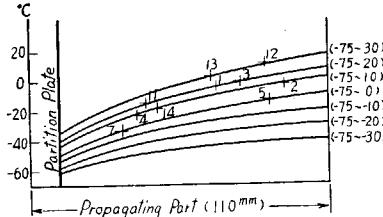
(9)



(10)

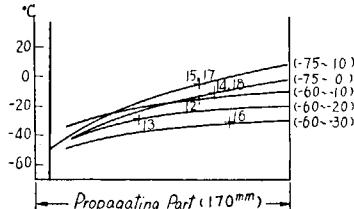
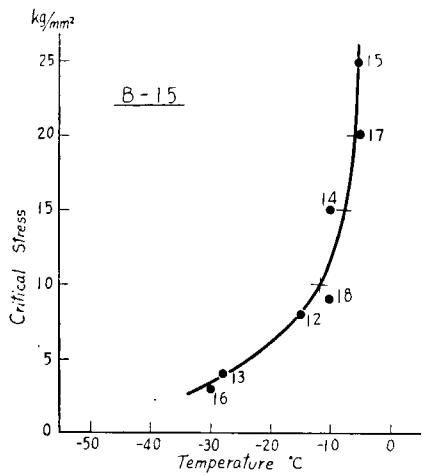


(11)

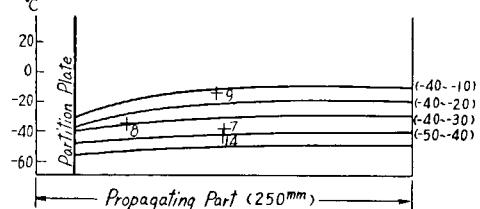
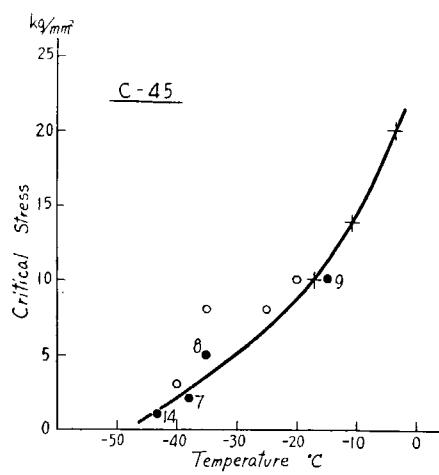


(12)

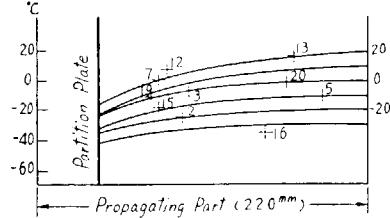
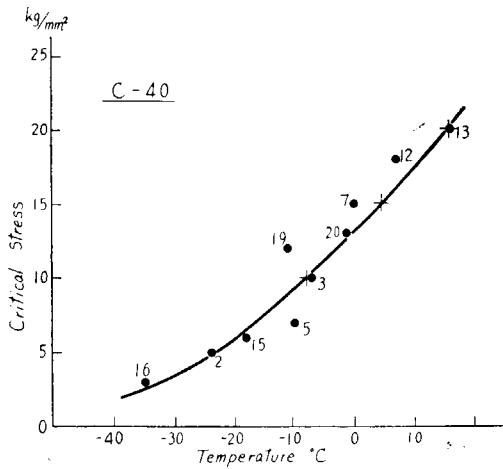
Temperature Gradient Curves of Propagating Part



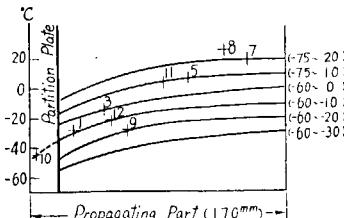
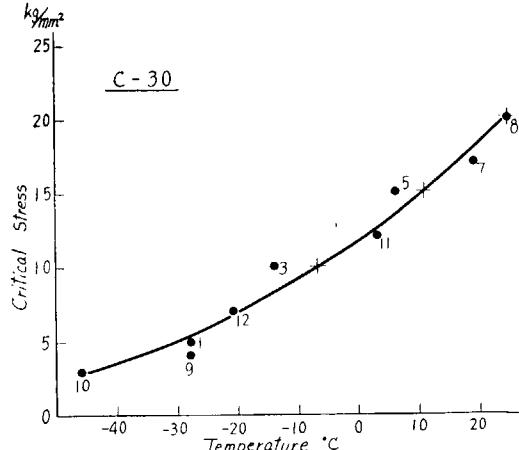
(13)



(14)

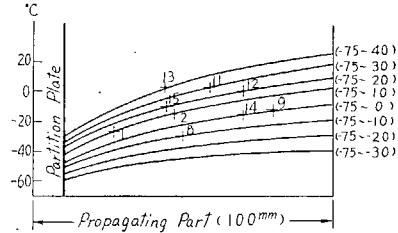
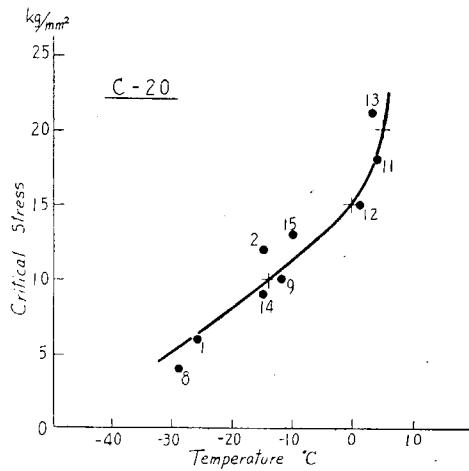


(15)

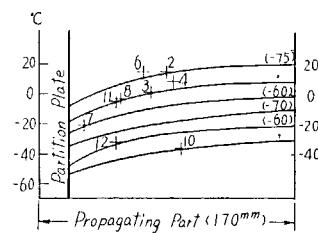
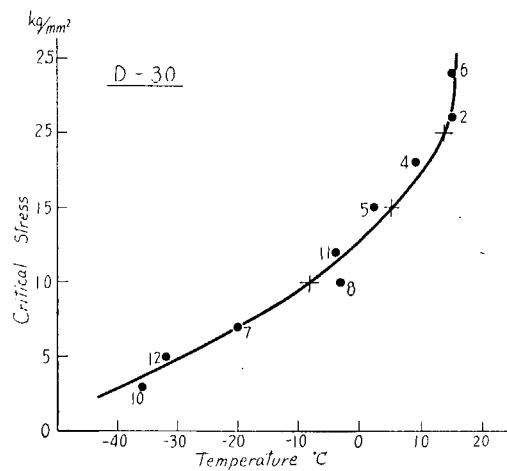


(16)

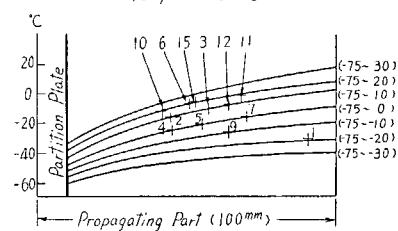
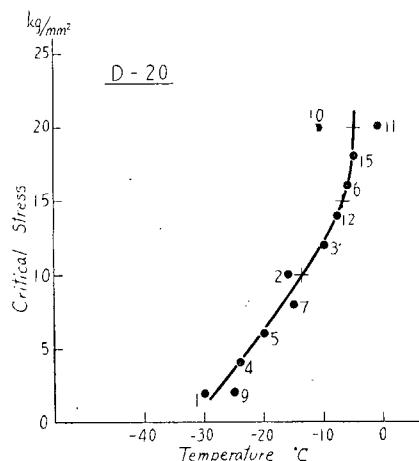
Temperature Gradient Curves of Propagating Part



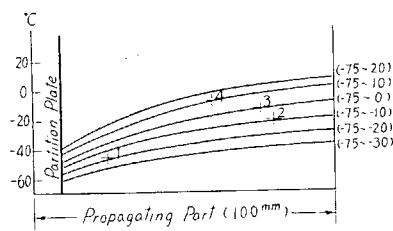
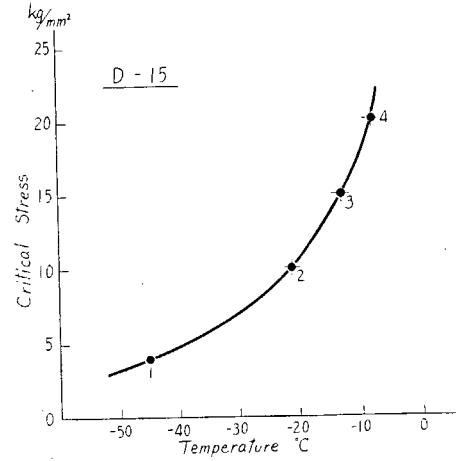
(17)



(18)

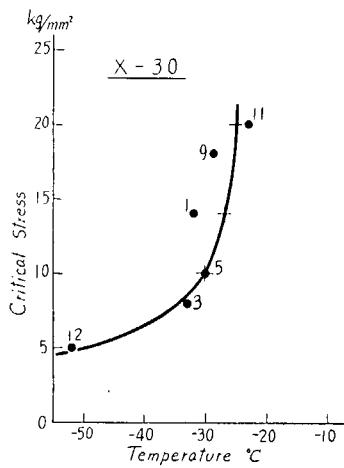


(19)

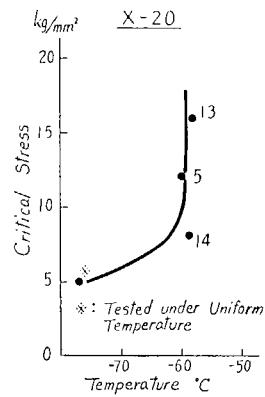


(20)

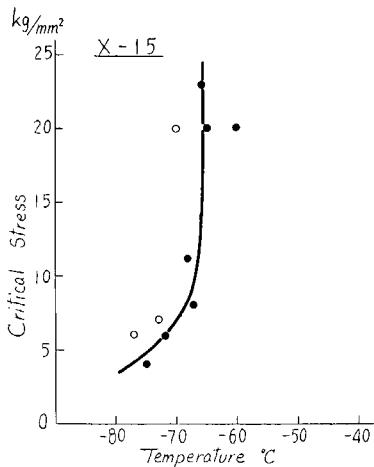
Temperature Gradient Curves of Propagating Part



(21)

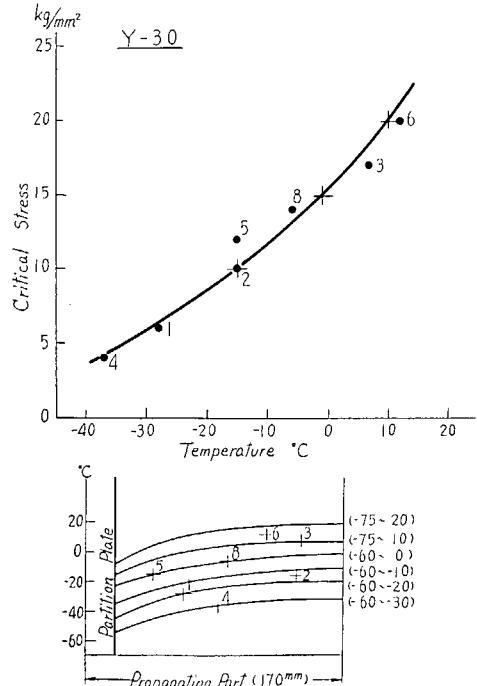


(22)



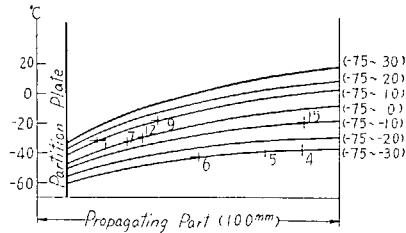
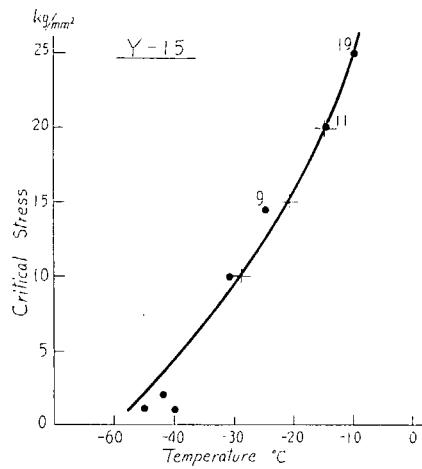
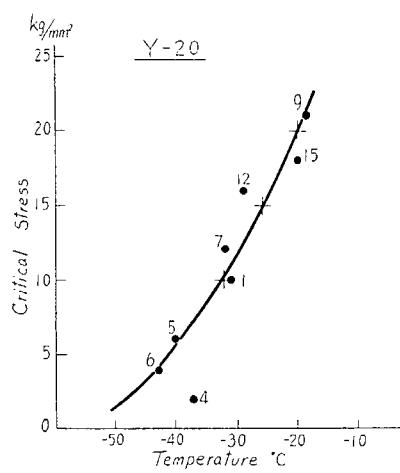
These Tests were done under Uniform Temperature Distribution

(23)

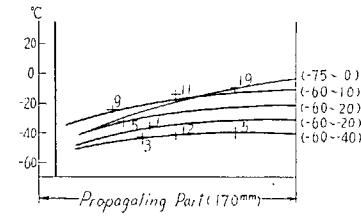


(24)

#### Temperature Gradient Curves of Propagating Part



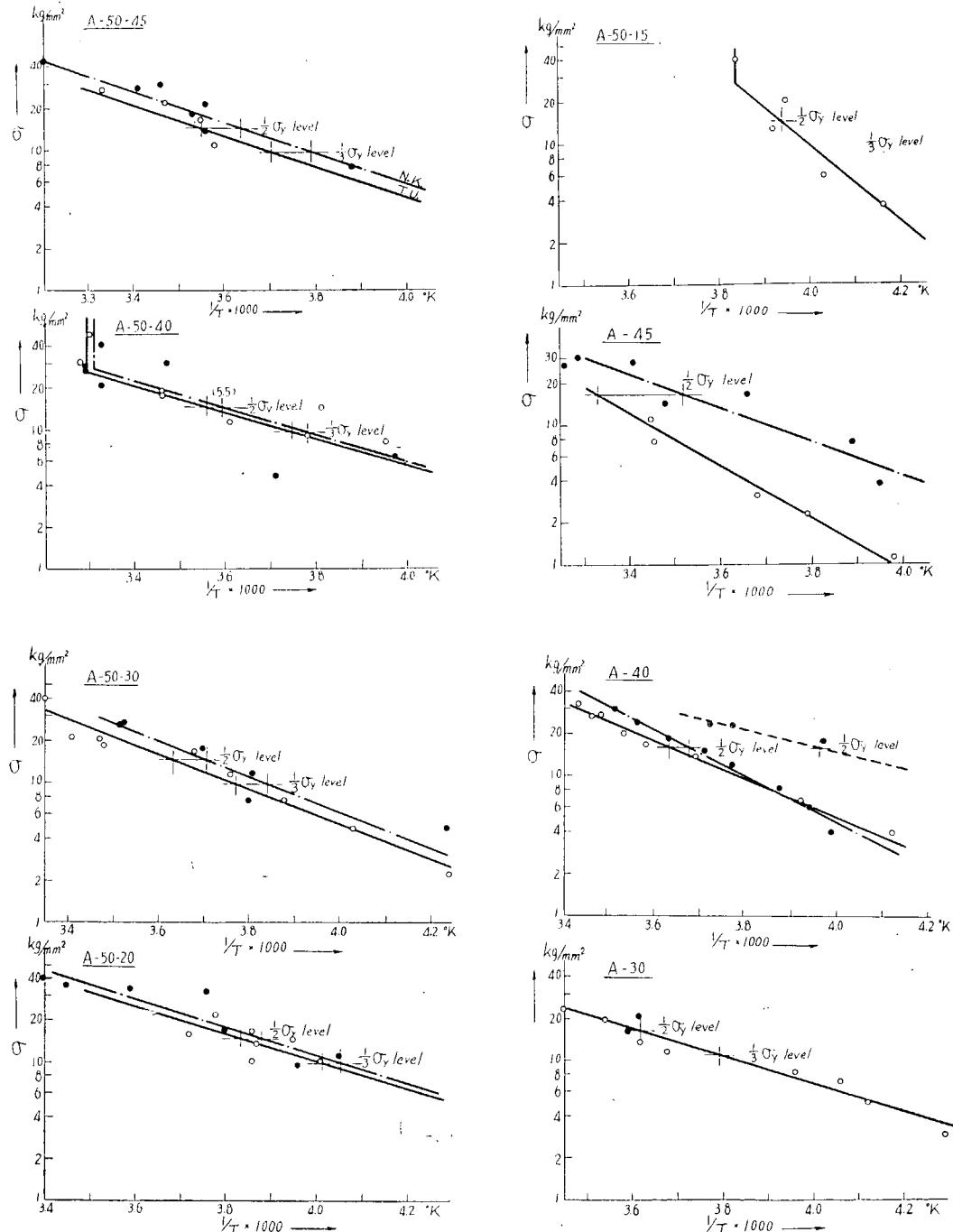
(25)

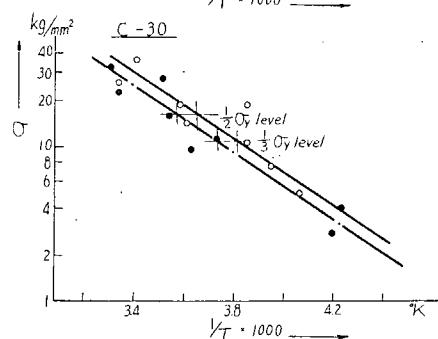
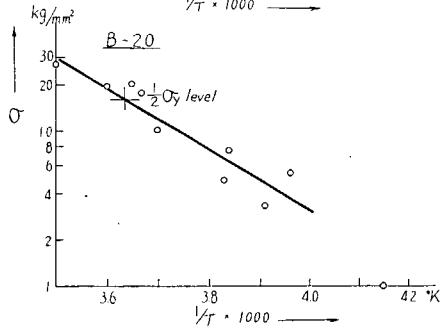
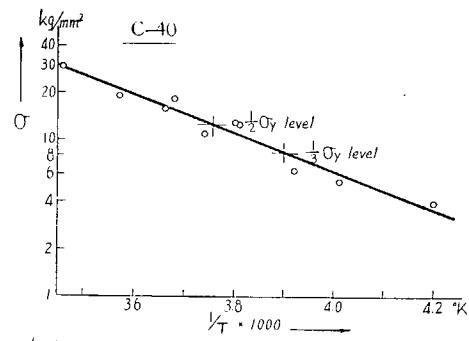
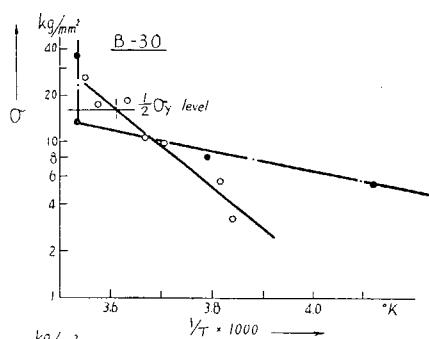
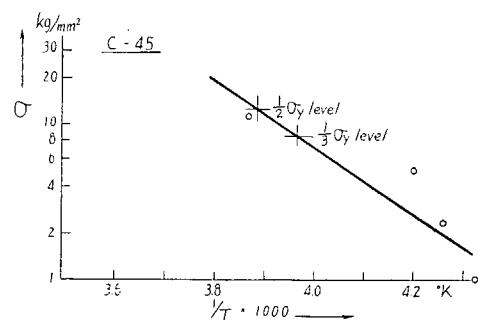
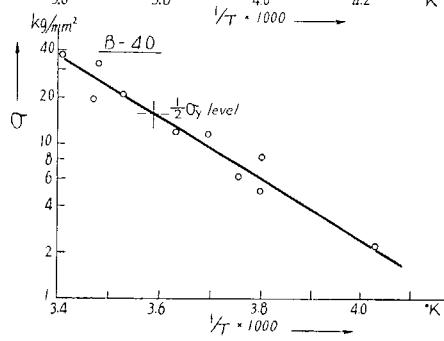
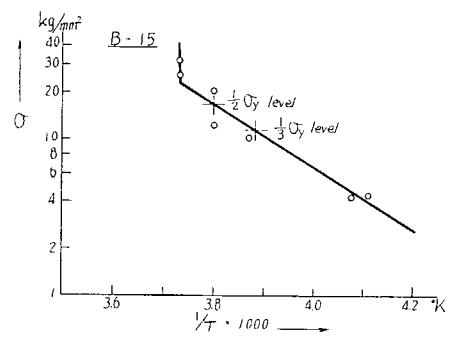
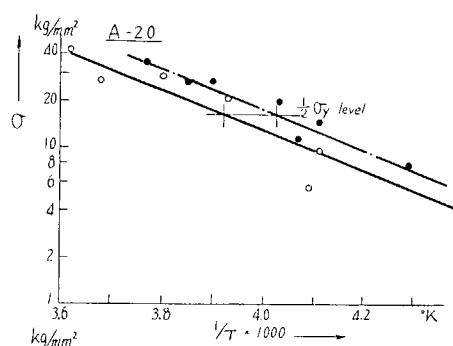


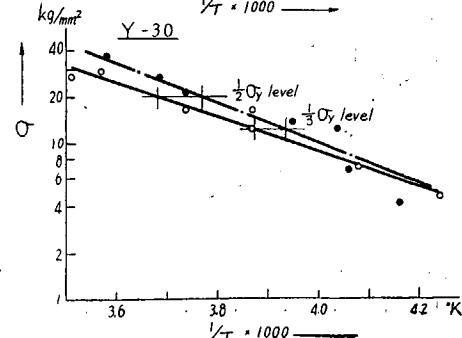
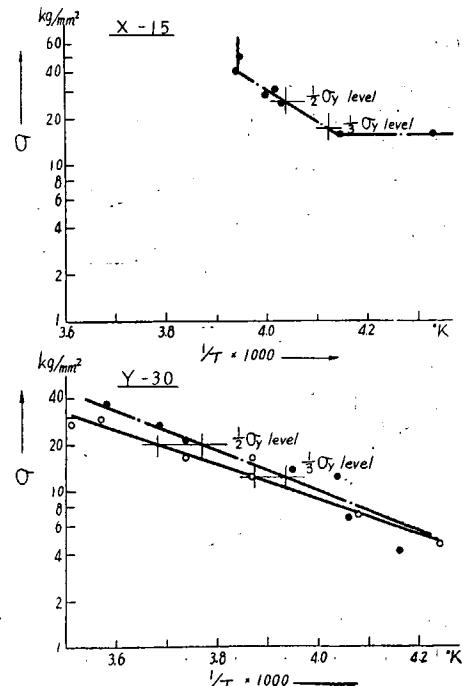
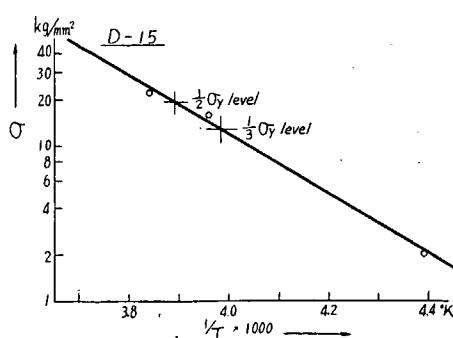
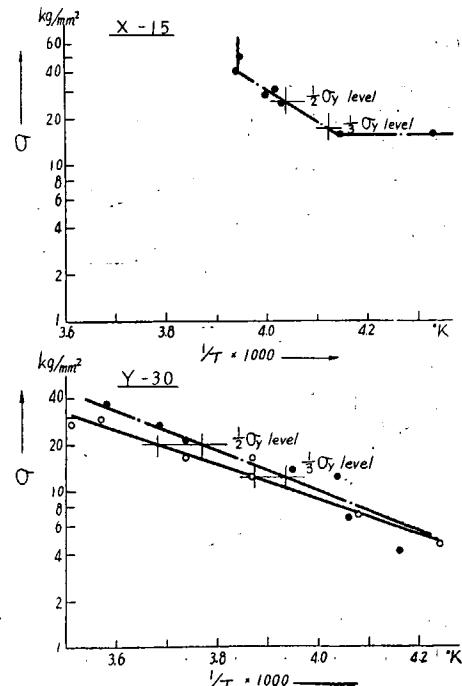
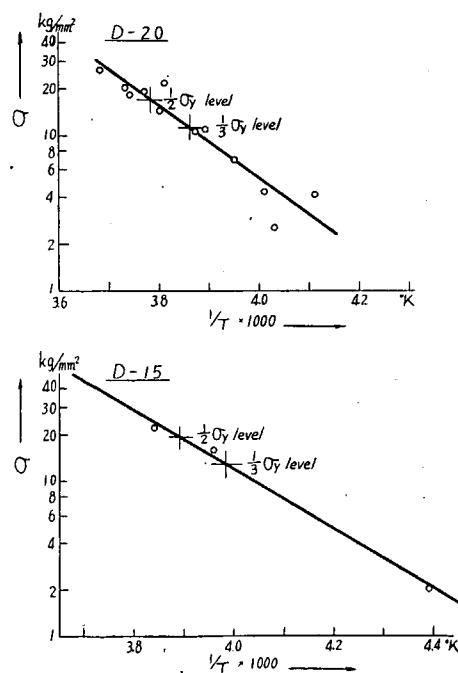
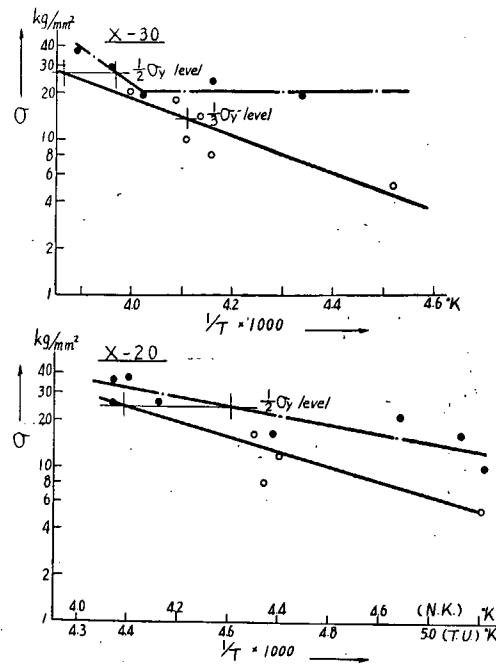
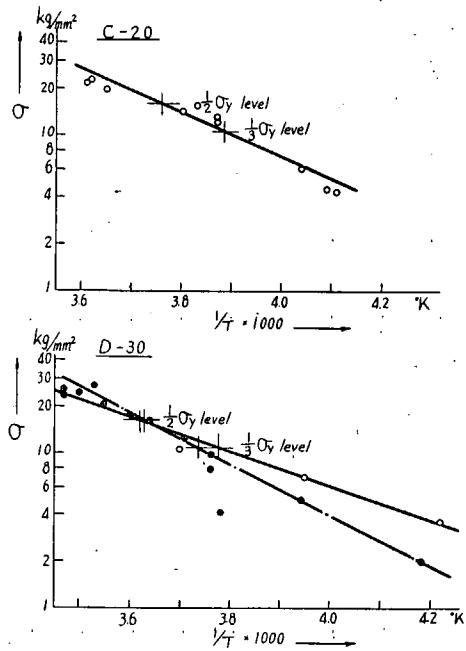
(26)

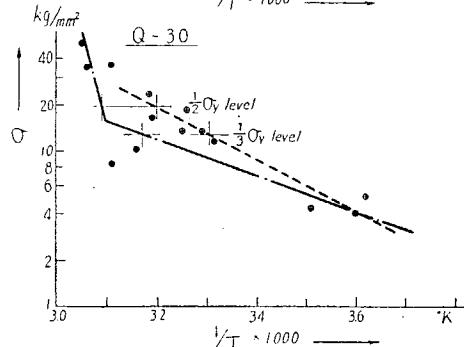
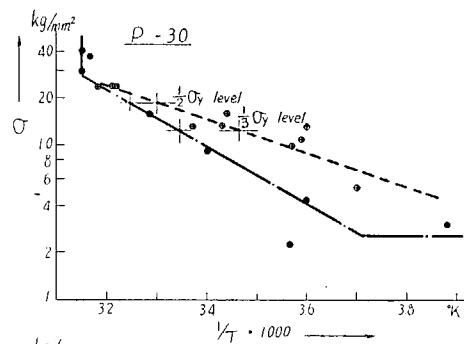
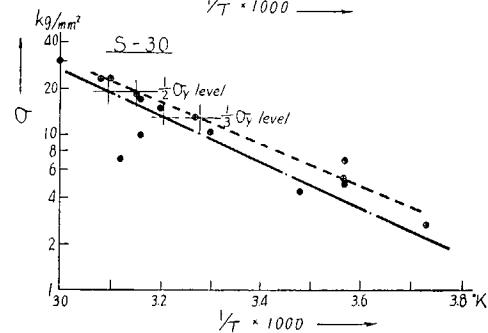
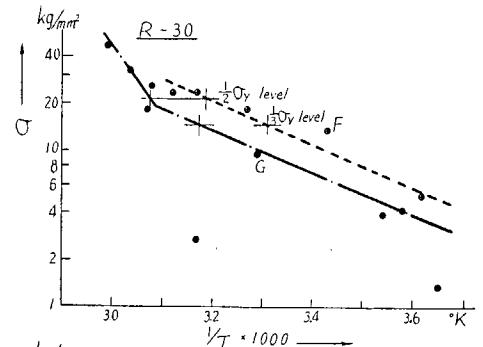
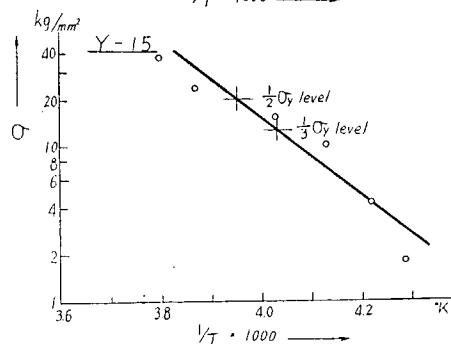
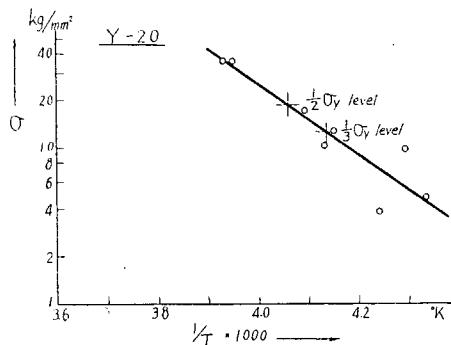
Temperature Gradient Curves of Propagating Part

(b) 二重引張試験： 温度～限界応力線図（補正結果）



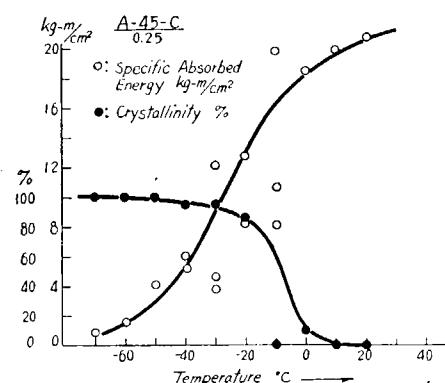
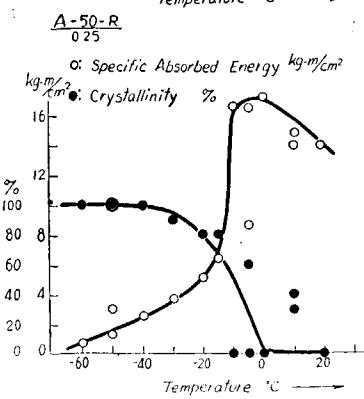
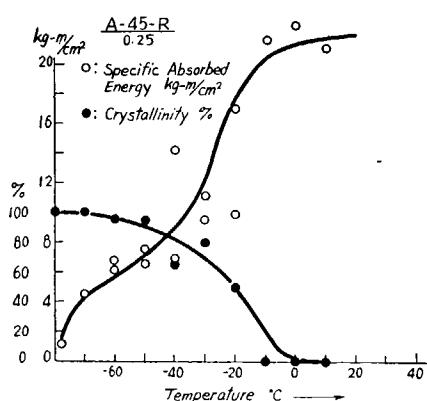
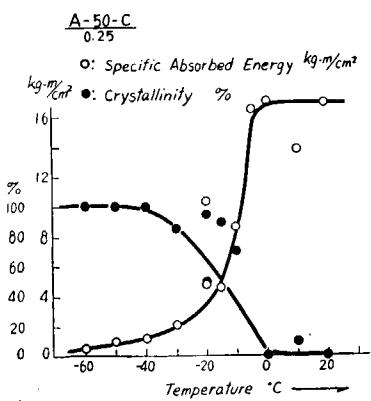
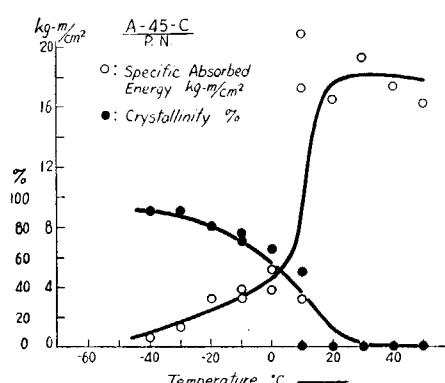
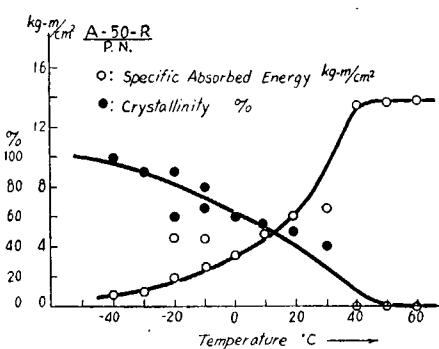
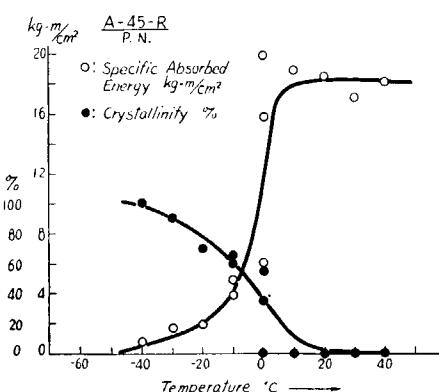
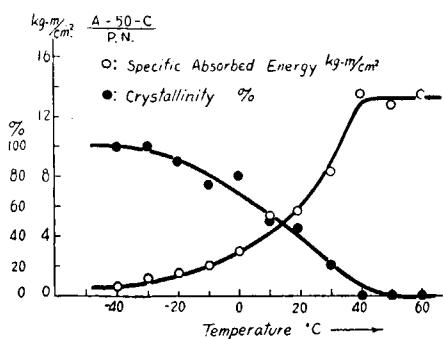


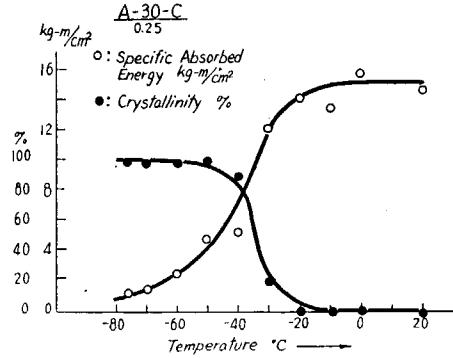
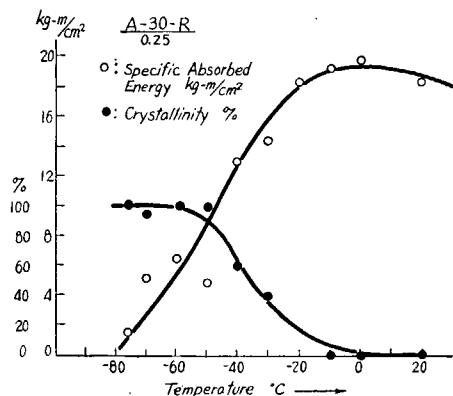
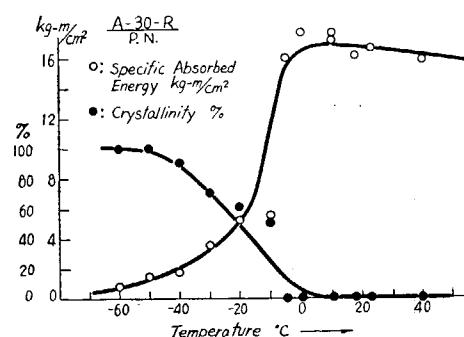
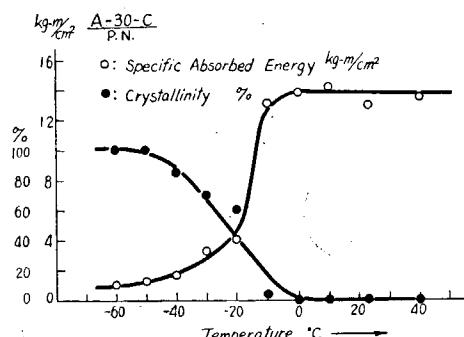
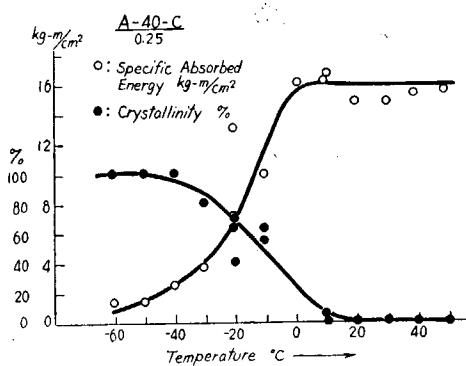
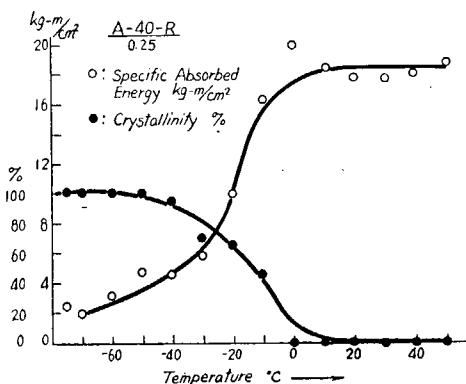
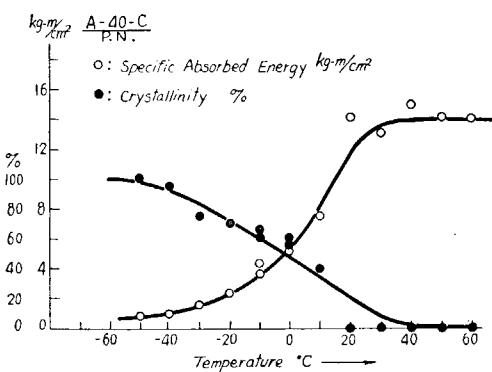
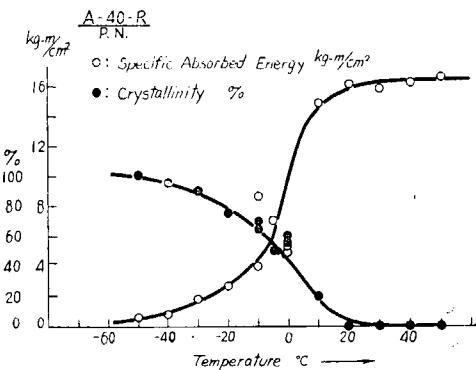


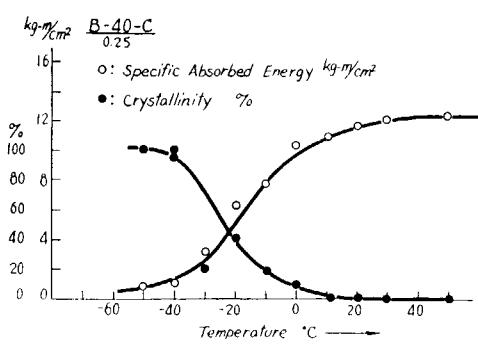
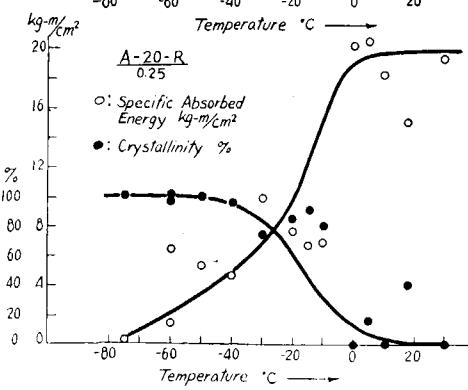
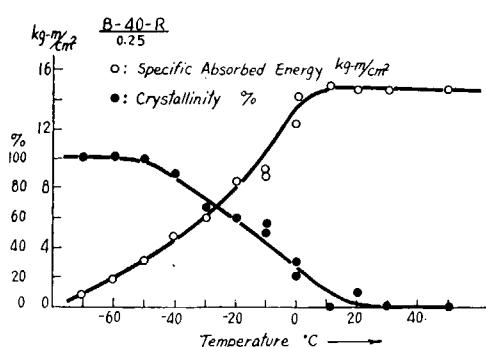
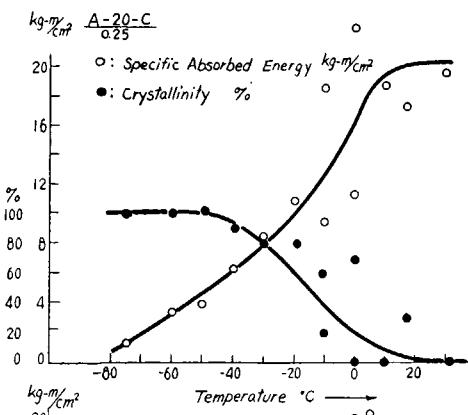
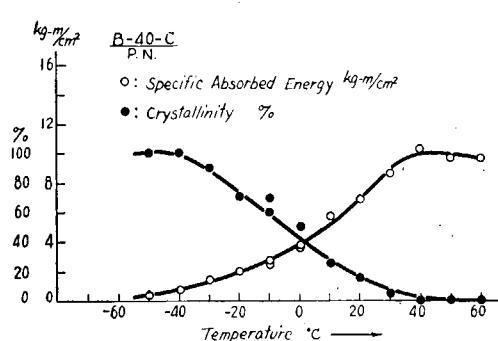
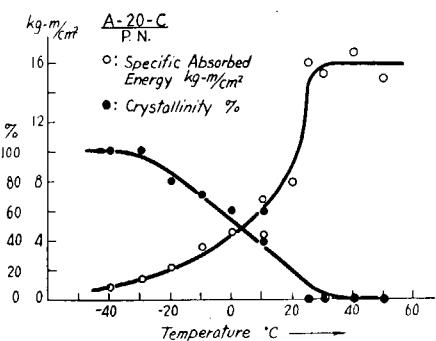
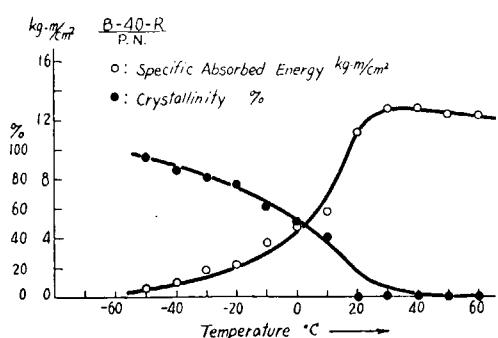
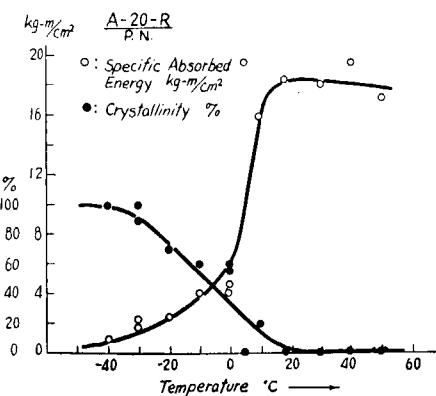


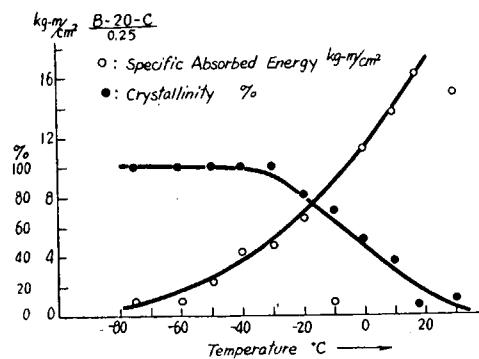
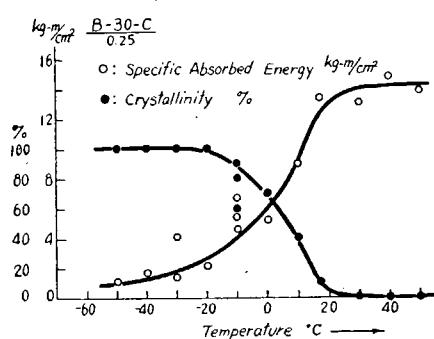
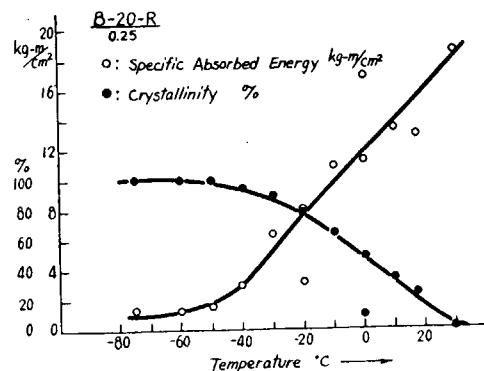
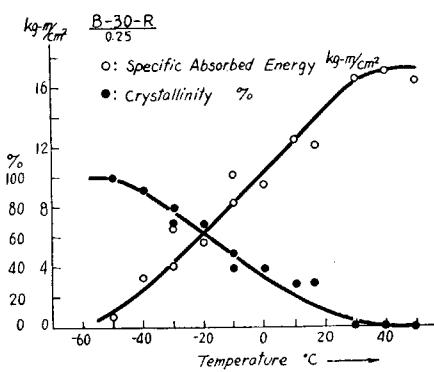
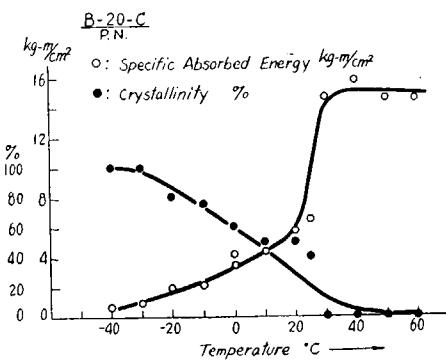
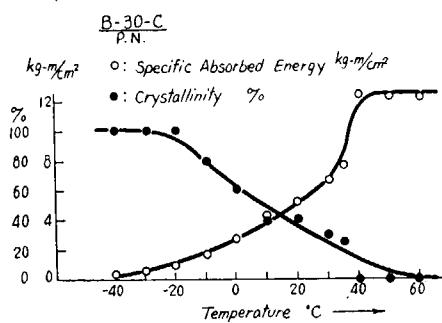
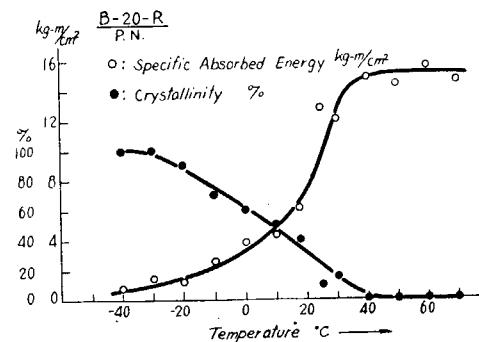
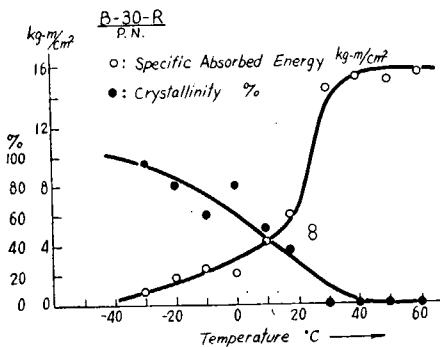
(c) シャルピ試験：

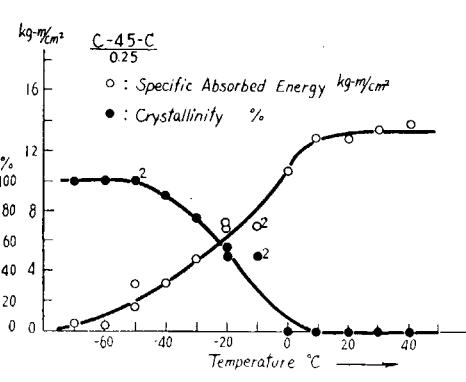
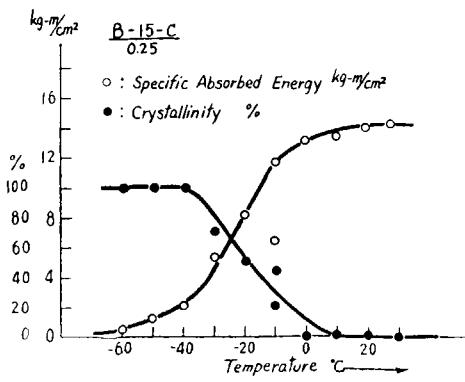
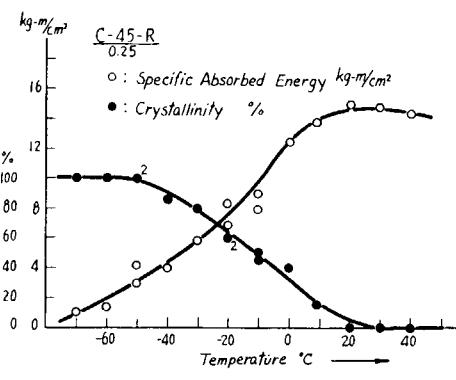
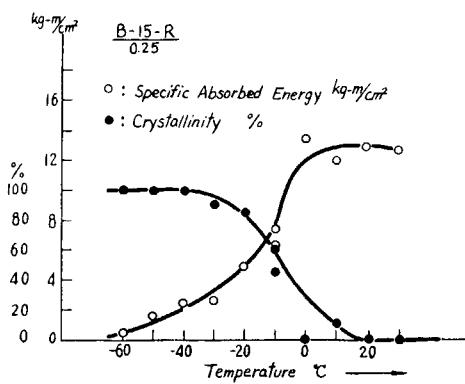
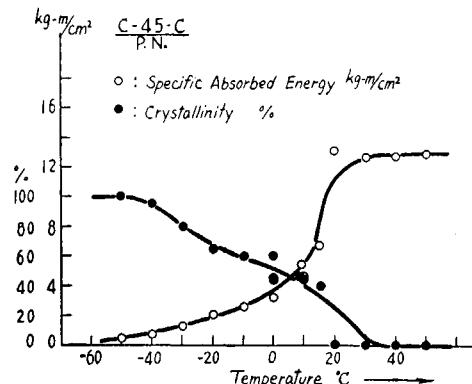
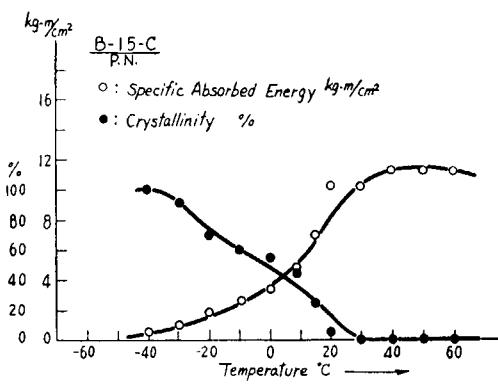
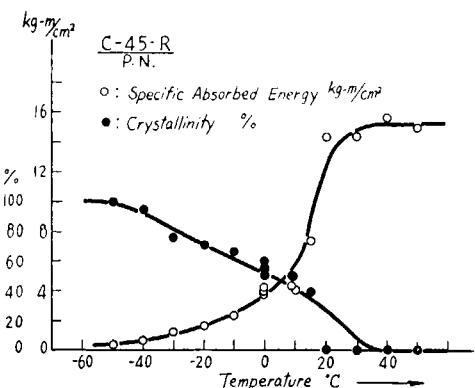
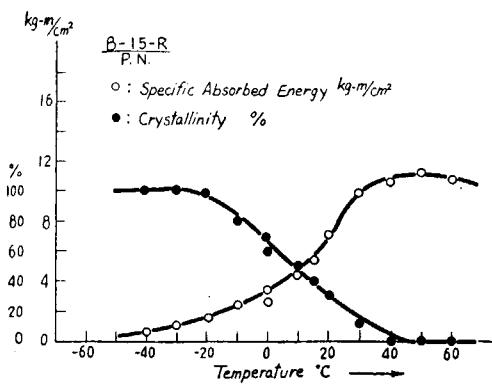
温度～吸収エネルギー曲線  
温度～結晶破面率曲線

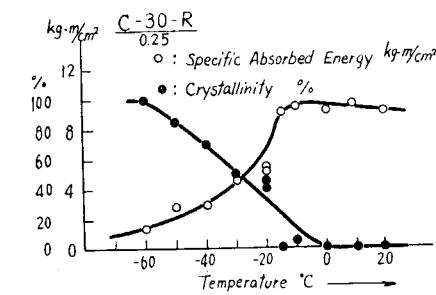
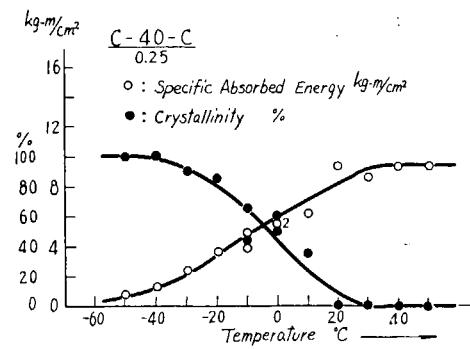
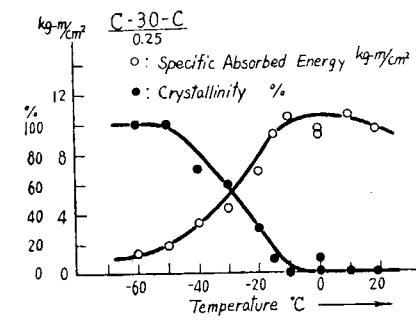
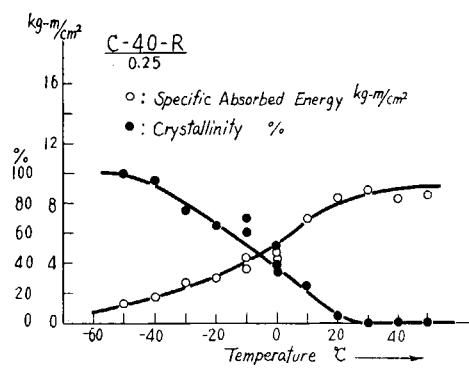
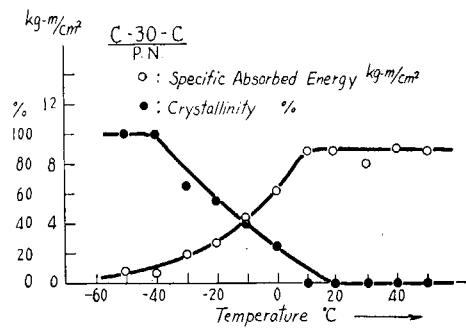
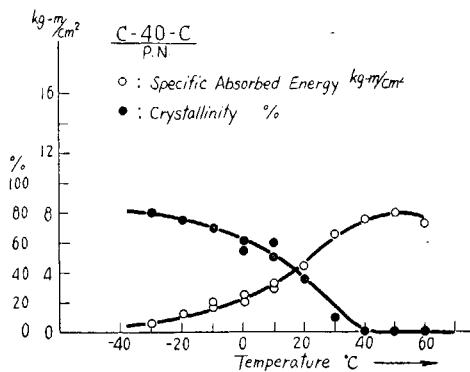
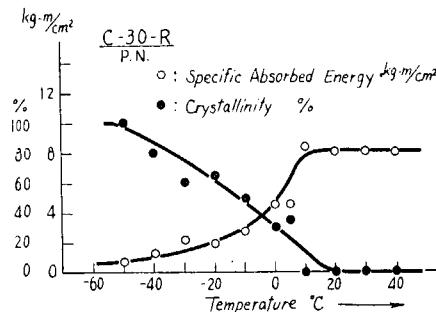
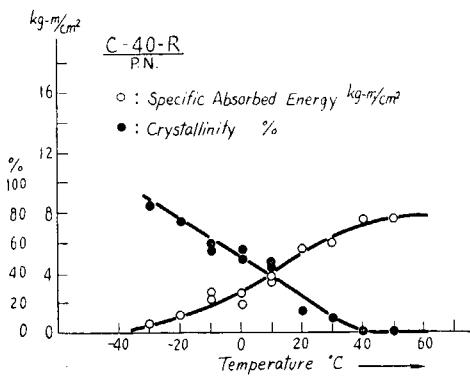


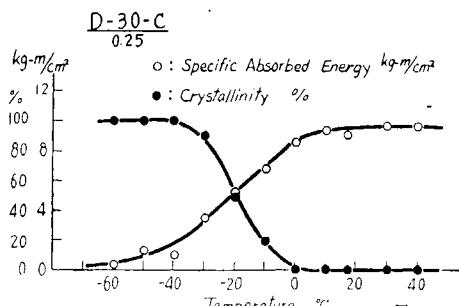
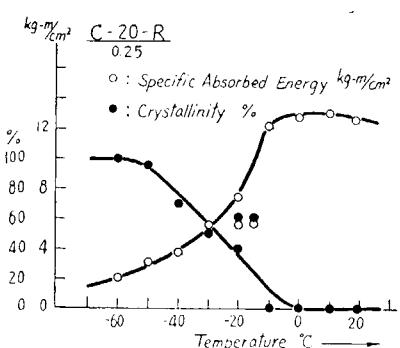
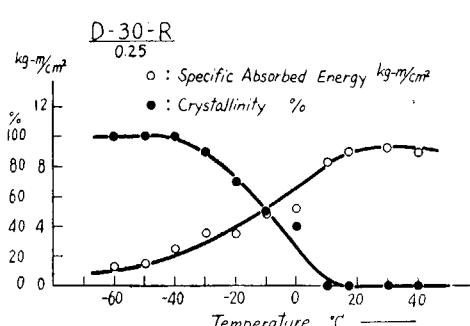
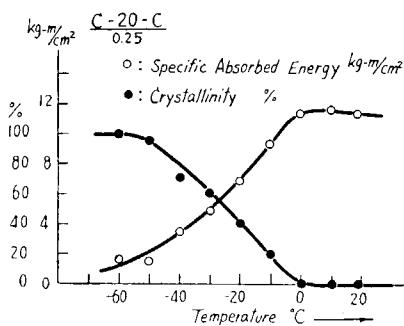
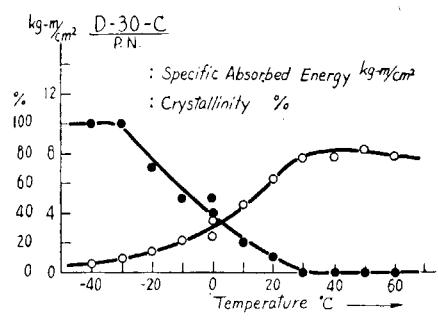
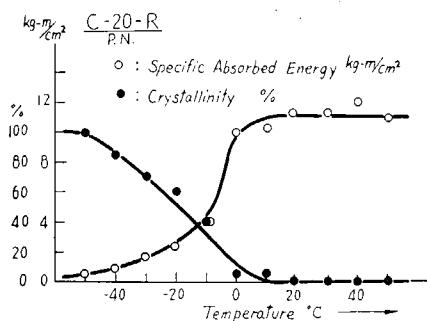
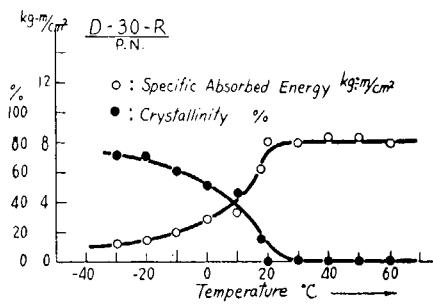
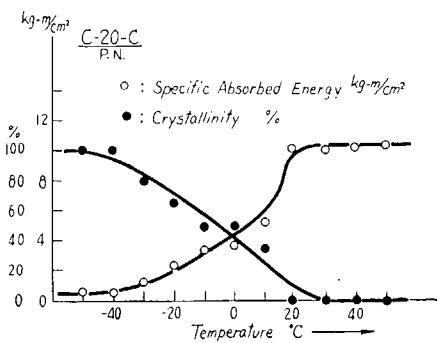


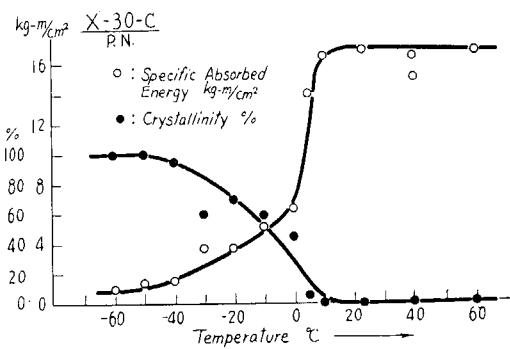
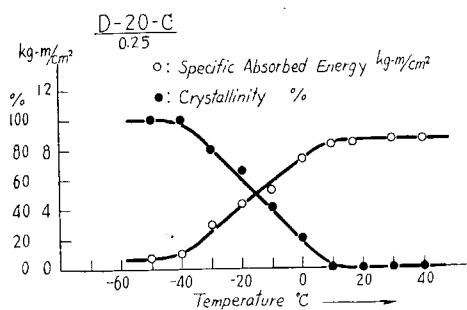
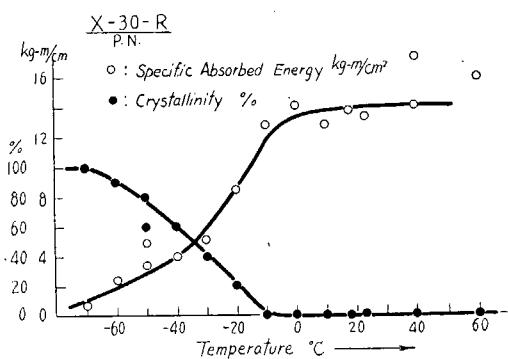
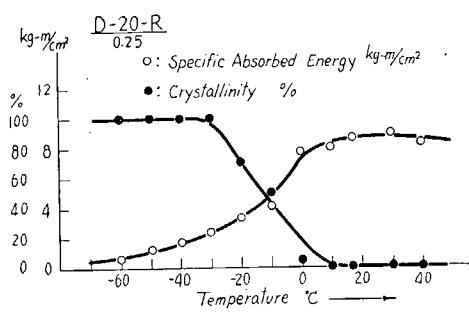
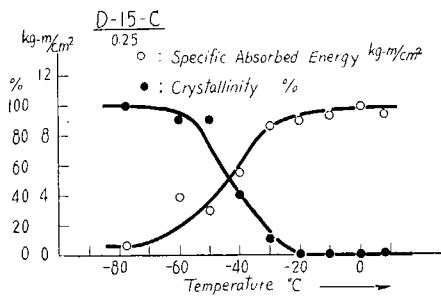
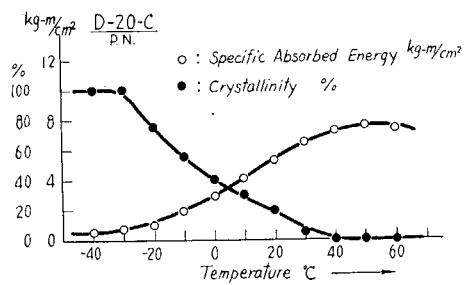
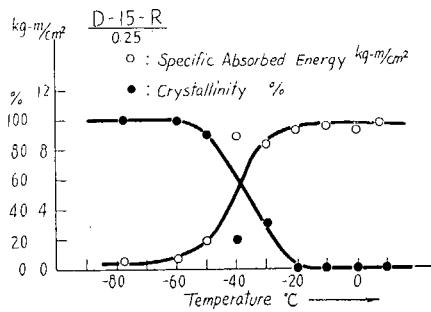
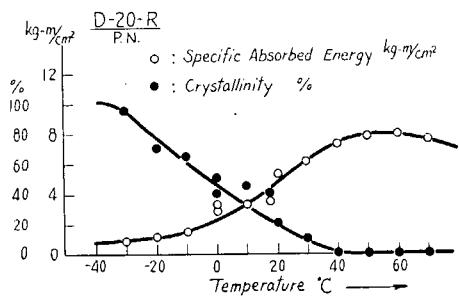


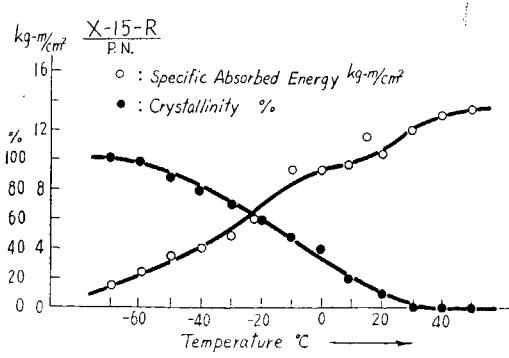
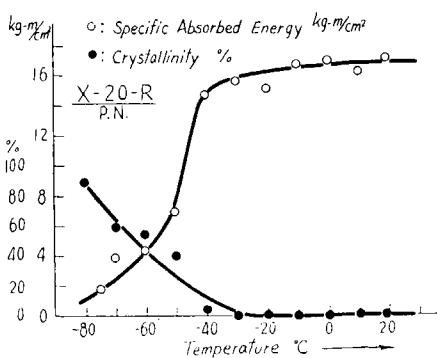
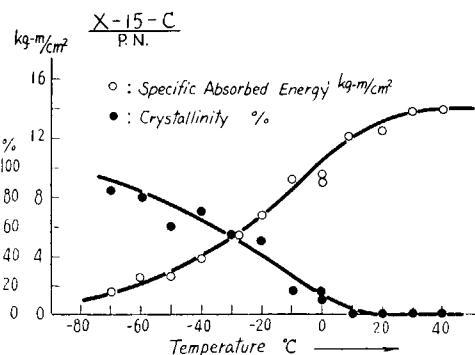
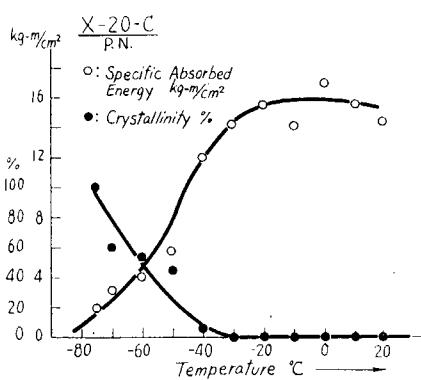
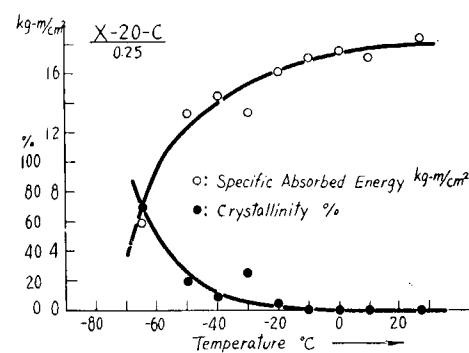
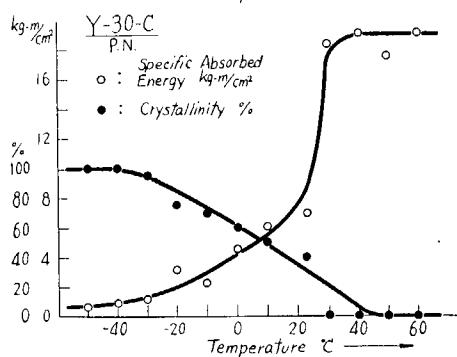
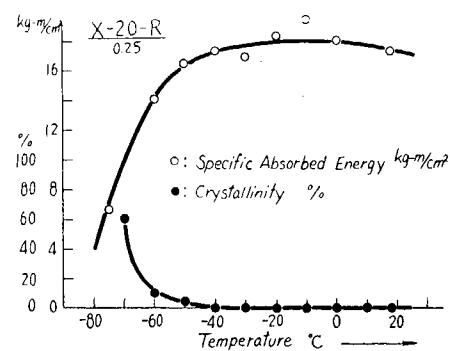
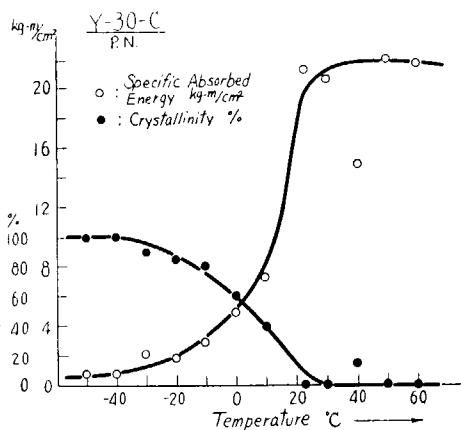


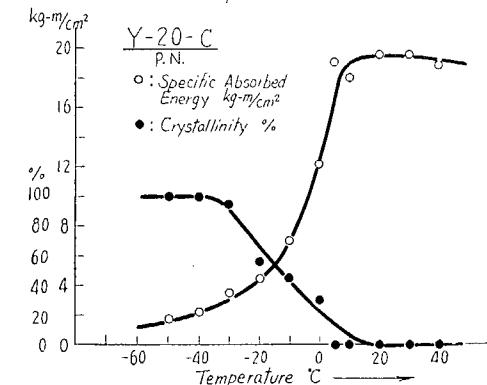
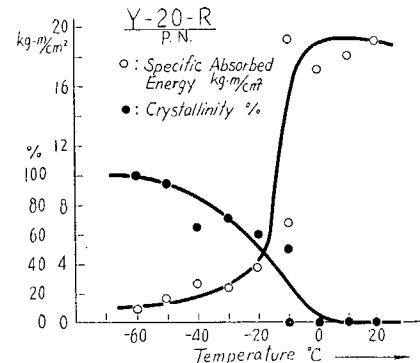
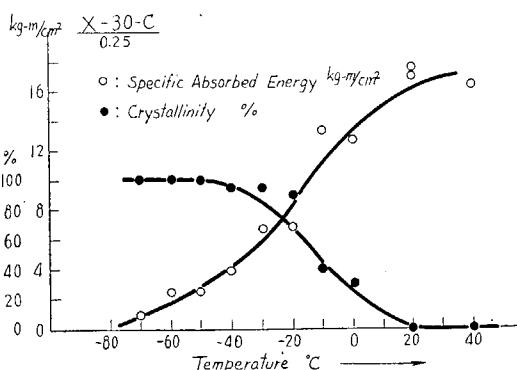
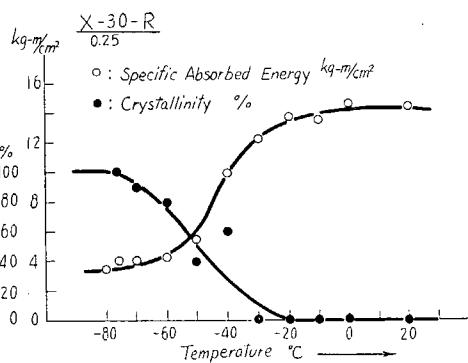
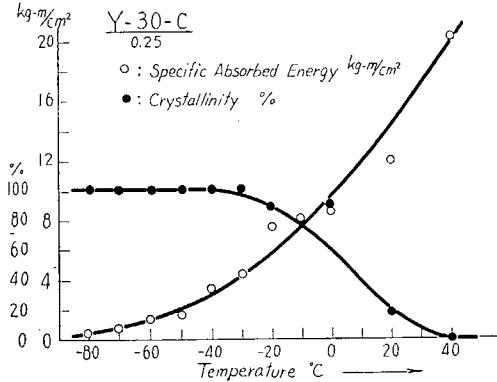
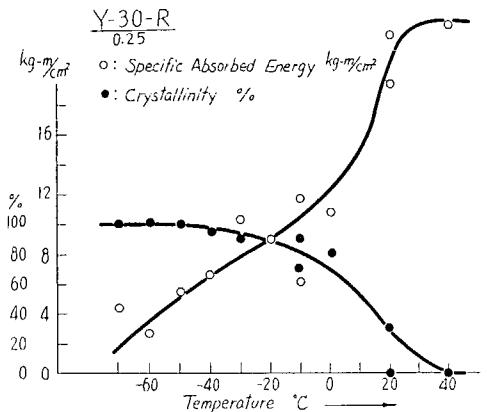
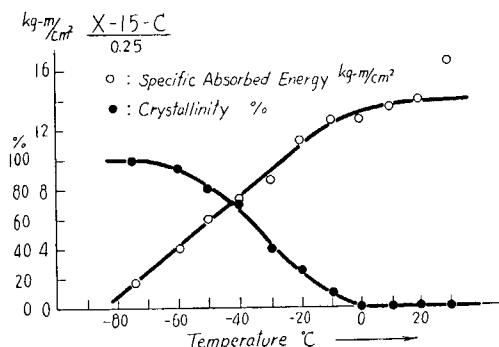
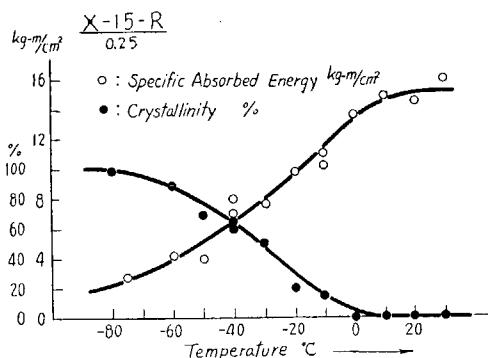


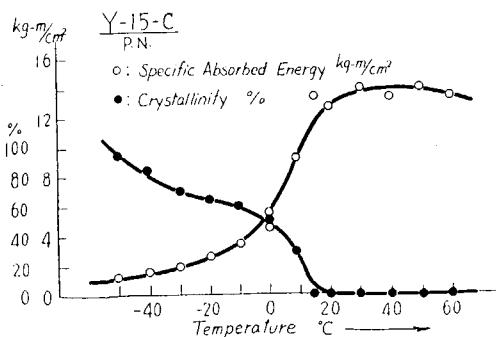
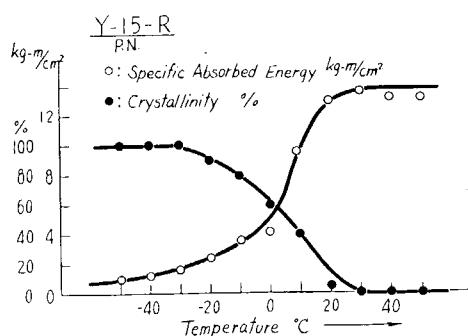
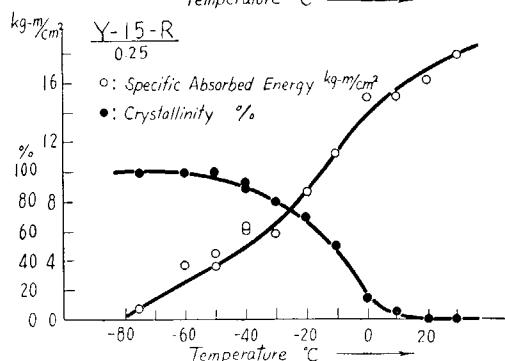
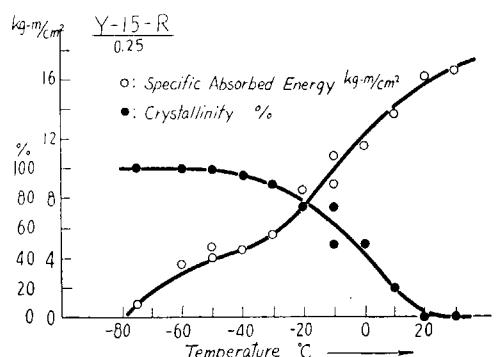
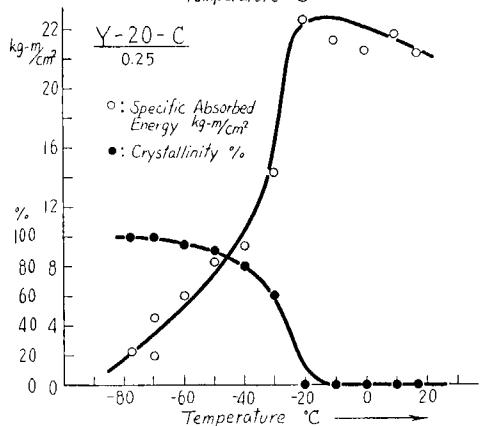
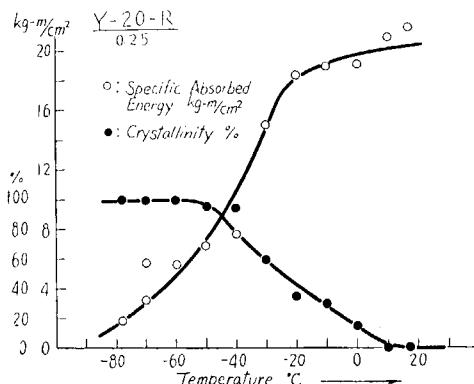












## (d) シヤルピ 試験

### 1-1 Test Steel

#### (1) Kind of Steel, Chemical Composition, Heat Treatment

Item of Test Plate: "C"

Kind of Steel: M. S. Basic Open Hearth Killed Steel

Heat Treatment: Normalized

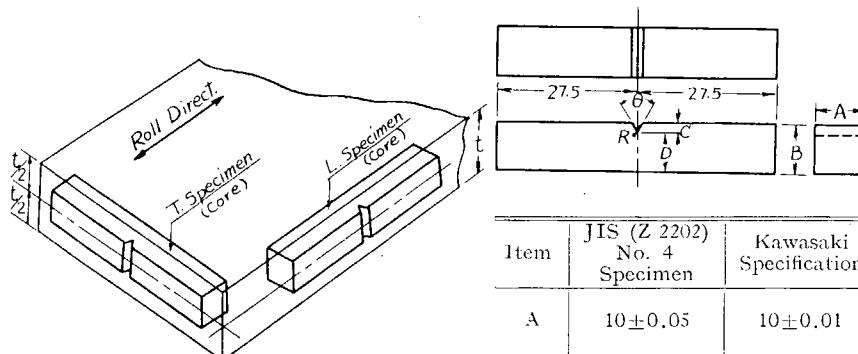
Chemical Composition:

Thickness (mm)	C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Cu	Mo
Ladle	0.19	0.27	0.67	0.014	0.029	0.07	0.04	0.18	<i>Tr</i>
20	0.19	0.26	0.69	0.016	0.028	0.05	0.07	0.18	
30	0.16	0.25	0.69	0.015	0.024	0.04	0.07	0.18	
40	0.16	0.25	0.68	0.016	0.023	0.04	0.07	0.17	
45	0.20	0.25	0.69	0.016	0.030	0.05	0.07	0.19	

#### (2) Mechanical Properties and Grain Size

Thickness (mm)	Roll Ratio	Tensile Test			Bending Test	Grain Size	
		Y. P. (kg/mm <sup>2</sup> )	T. S. (kg/mm <sup>2</sup> )	Elong. (%)		Ferrite	Austenite
20	1/27.1	31.8	48.2	27.0	Good	8	8
30	1/20.0	32.1	47.1	33.5	"	7.5	7
40	1/13.5	25.5	44.7	29.5	"	7.5	7
	"	25.9	45.1	34.9	"	8	7
45	1/13.3	25.7	44.9	33.0	"	8	7
	1/12.0	25.4	45.0	32.0			

### 1-2 Machining of Test Specimen and its Dimensions



Item	JIS (Z 2202) No. 4 Specimen	Kawasaki Specification	Actual Measurement
A	10±0.05	10±0.01	10 <sup>+0.004</sup> <sub>-0.007</sub>
B	10±0.05	10±0.01	10 <sup>+0.005</sup> <sub>-0.002</sub>
C	2±0.05	2±0.01	2 <sup>+0.012</sup> <sub>-0.014</sub>
D	8±0.05	8±0.01	8 <sup>+0.018</sup> <sub>-0.009</sub>
R	0.25	0.25 <sup>+0</sup> <sub>-0.03</sub>	0.25±0
θ	45°	45°±1°	45°±1°

### 1-3 Experimental Results of Standard V-Notched Charpy Impact Test

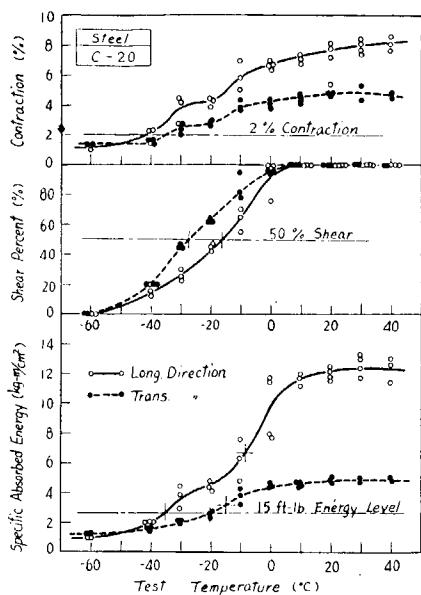


Fig. 1.1 The Results of Standard V-notched Charpy Impact Test at Various Temp. for Steel "C" 20 mm Thick.

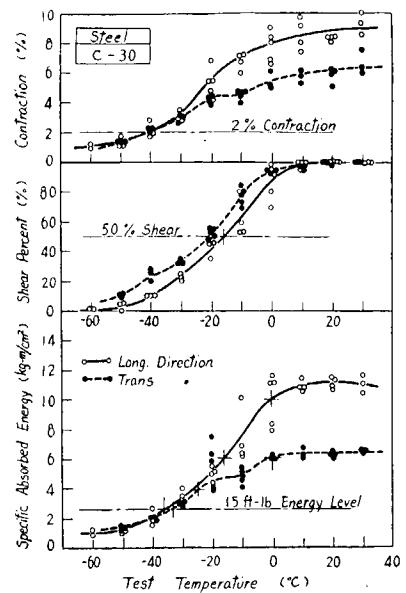


Fig. 1.2 The Results of Standard V-notched Charpy Impact Test at Various Temp. for Steel "C" 30 mm Thick.

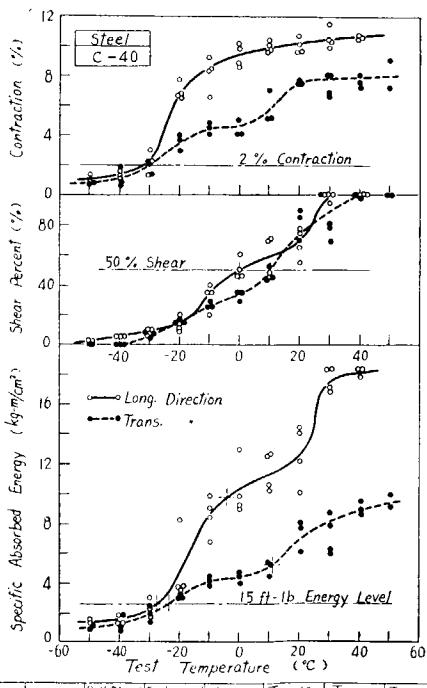


Fig. 1.3 The Results of Standard V-notched Charpy Impact Test at Various Temp. for Steel "C" 40 mm Thick.

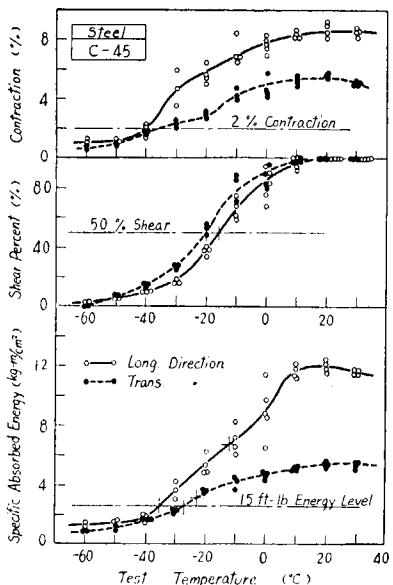


Fig. 1.4 The Results of Standard V-notched Charpy Impact Test at Various Temp. for steel "C" 45 mm Thick.

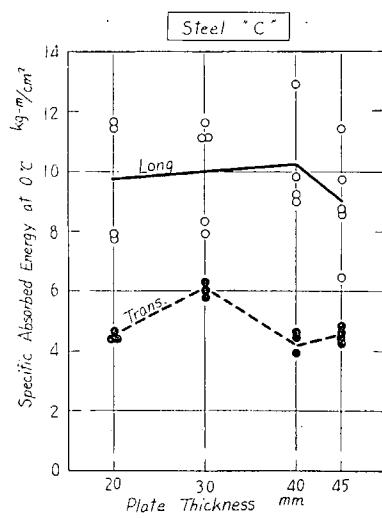


Fig. 1-5 Summary of Absorbed Energy at 0°C ( $E_0$ ) Vs. Thickness of Plate

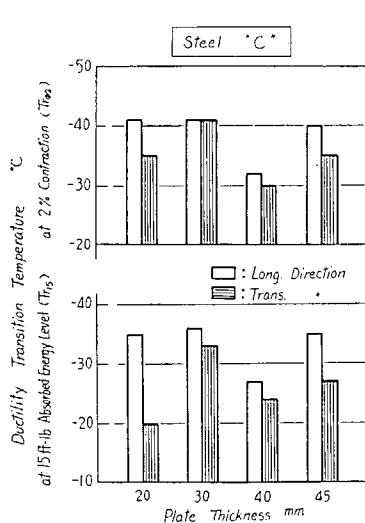


Fig. 1-6 Summary of Standard V-notched Charpy Tests for Steel "C", 20, 30, 40 and 45 mm Thick., Showing the Effect of Plate Thickness on Their Ductility Transition Temperature

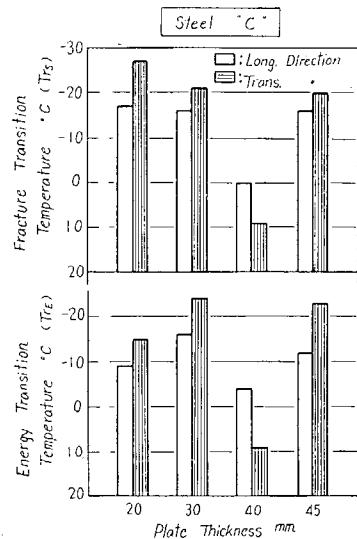


Fig. 1-7 Summary of Standard V-notched Charpy Tests for Steel "C", 20, 30, 40 and 45 mm Thick., Showing the Effect of Plate Thickness on Their Fracture and Energy Transition Temperature

## 2-1 Test Steel

### (1) Kind of Steel, Chemical Composition, Heat Treatment

Item of Test Plate: "A"

Kind of Steel: M. S. Basic Open Hearth Killed Steel

Heat Treatment: Normalized

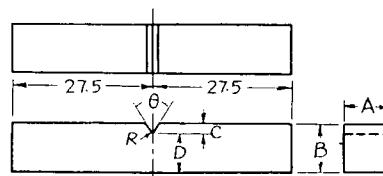
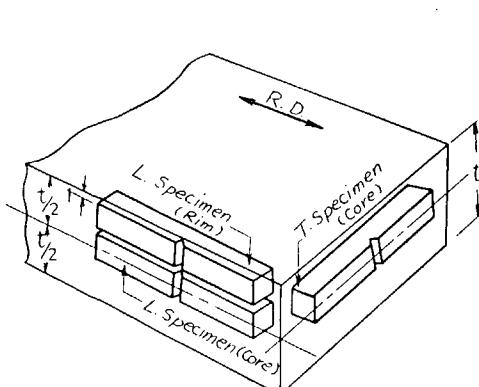
Chemical Composition:

Thickness (mm)	C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Cu	Mo
Ladle	0.12	0.32	1.08	0.014	0.013	0.06	0.05	0.13	0.02
20	0.10	0.24	1.07	0.020	0.015	0.07	0.05	0.18	
30	0.13	0.23	1.13	0.025	0.017	0.06	0.06	0.19	
40	0.13	0.26	1.11	0.022	0.017	0.07	0.06	0.20	
45	0.13	0.26	1.14	0.023	0.019	0.06	0.05	0.18	
50	0.13	0.26	1.16	0.023	0.020	0.07	0.05	0.20	

### (2) Mechanical Properties and Grain Size

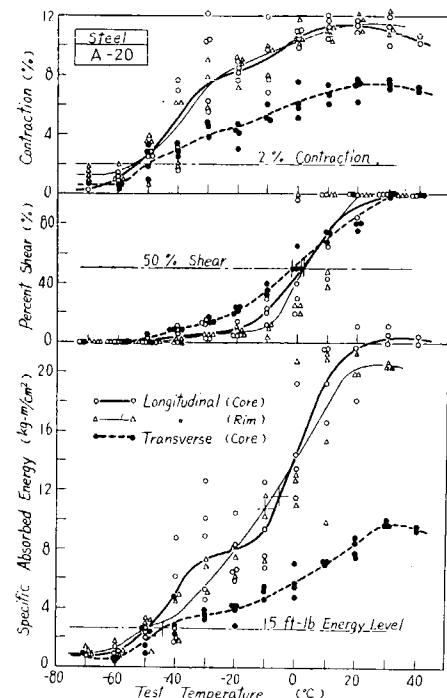
Thickness (mm)	Roll Ratio	Tensile Test			Bending Test	Grain Size		Note
		Y. P. (kg/mm <sup>2</sup> )	T. S. (kg/mm <sup>2</sup> )	Elong. (%)		Ferrite	Austenite	
20	1/25.9	32.2	47.0	34.1	Good	8	8	
30	1/17.3	32.6	47.9	36.5	"	8	8	Plate No. Unknown
	1/17.2	32.4	47.6	30.8	"	8	7	
40	1/13.0	31.5	47.2	33.4	"	8	8	
45	1/11.5	32.9	48.8	33.6	"	8	8	
50	1/10.6	29.4	46.5	35.1	"	8	8	Plate No. Unknown
	1/10.6	28.8	45.2	27.5	"	8	8	
	1/10.3	29.4	46.5	35.1	"			

## 2-2 Machining of Test Specimens and its Dimensions

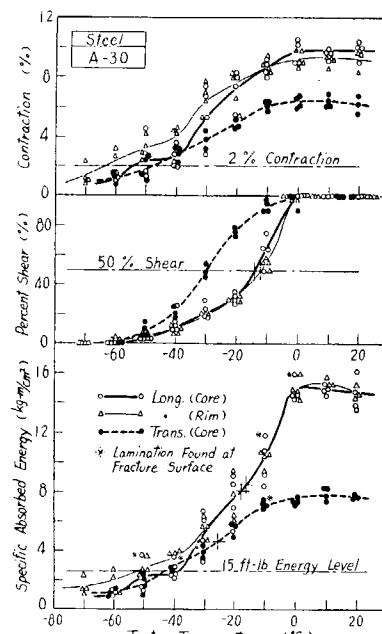


Item	JIS (Z 2202) No. 4 Specimen	Kawasaki Specification	Actual Measurement
A	$10 \pm 0.05$	$10 \pm 0.01$	$10^{+0.007}_{-0.004}$
B	$10 \pm 0.05$	$10 \pm 0.01$	$10^{+0.005}_{-0.006}$
C	$2 \pm 0.05$	$2 \pm 0.01$	$2^{+0.014}_{-0.016}$
D	$8 \pm 0.05$	$8 \pm 0.01$	$8^{+0.016}_{-0.022}$
R	0.25	$0.25^{+0}_{-0.03}$	$0.25 \pm 0$
$\theta$	$45^\circ$	$45^\circ \pm 1^\circ$	$45^\circ \pm 1^\circ$

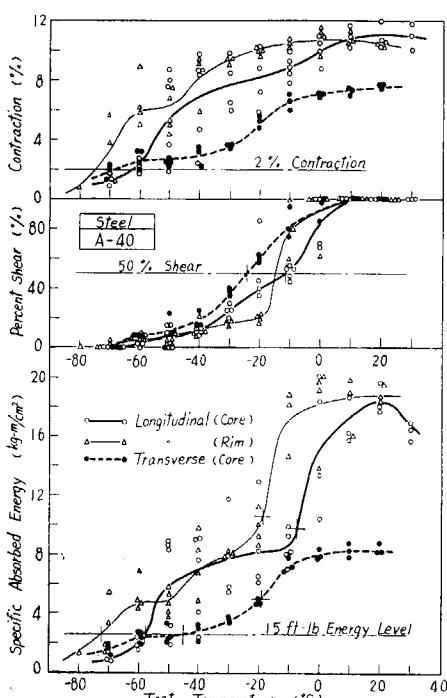
## 2-3 Experimental Results of Standard V-Notched Charpy Impact Test



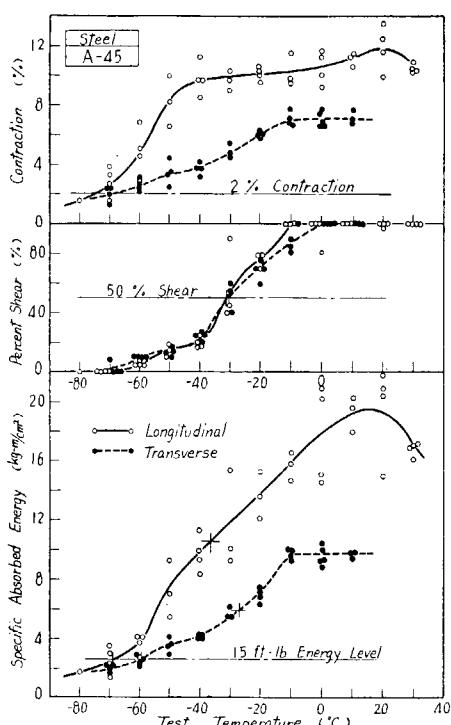
Steel	Thickness	Roll Direct	$E_a$ (kg/m <sup>2</sup> )	$T_{F_L}$ (°C)	$T_{F_T}$ (°C)	$T_{F_S}$ (°C)	$T_{F_D}$ (°C)
A*	20 mm	Long (Core)	14.7	-50	-5	2	-54
		Long (Rim)	14.3	-50	-10	2	-54
		Trans (Core)	5.9	-44	-7	-2	-50



Steel	Thickness	Roll Direct	$E_a$ (kg/m <sup>2</sup> )	$T_{F_L}$ (°C)	$T_{F_T}$ (°C)	$T_{F_S}$ (°C)	$T_{F_D}$ (°C)
A*	30 mm	Long (Core)	14.9	-39	-18	-16	-54
		Long (Rim)	15.0	-52	-16	-12	-63
		Trans (Core)	7.3	-43	-26	-30	-40



Steel	Thickness	Roll Direct	$E_a$ (kg/m <sup>2</sup> )	$T_{F_L}$ (°C)	$T_{F_T}$ (°C)	$T_{F_S}$ (°C)	$T_{F_D}$ (°C)
A*	40 mm	Long (Core)	15.0	-58	7	12	-62
		Long (Rim)	18.3	-7.2	-19	-15	-74
		Trans (Core)	8.0	-45	-19	-24	-60



Steel	Thickness	Roll Direct	$E_a$ (kg/m <sup>2</sup> )	$T_{F_L}$ (°C)	$T_{F_T}$ (°C)	$T_{F_S}$ (°C)	$T_{F_D}$ (°C)
A*	45 mm	Long	9.2	-69	-36	-31	-75
		Trans.	9.2	-60	-27	-31	-70

Fig. 2-1~2-4 The Results of Standard V-notched Charpy Impact Test at Various Temperature

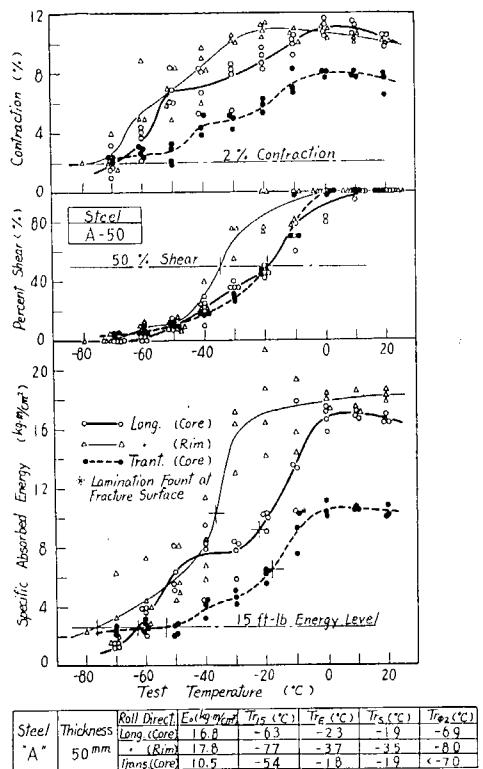


Fig. 2.5 The Results of Standard V-notched Charpy Impact Test at Various Temp.

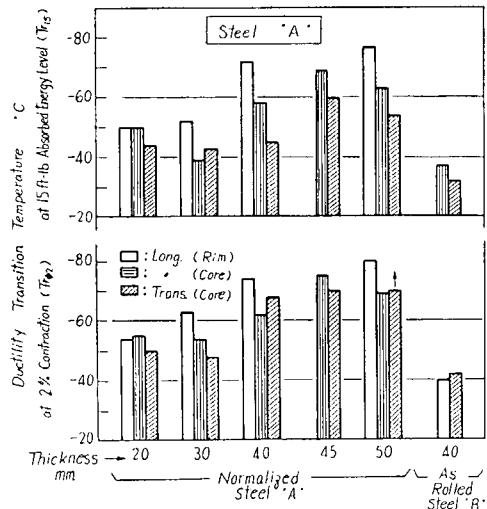


Fig. 2.7 Summary of Standard V-notched Charpy Tests for Steel "A", 20, 30, 40, 45 and 50 mm Thick., Showing the Effect of Plate Thickness on Their Ductility Transition Temperature

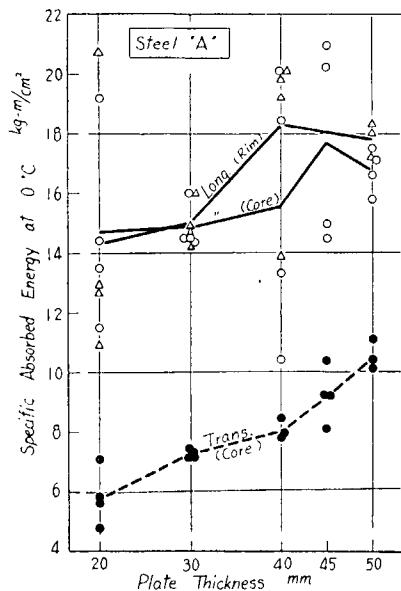


Fig. 2.6 Summary Curves of Absorbed Energy at 0°C ( $E_0$ ) Vs. Thickness of Plate

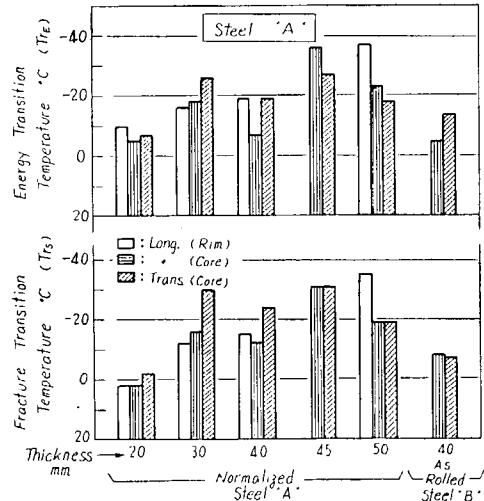


Fig. 2.8 Summary of Standard V-notched Charpy Tests for Steel "A", 20, 30, 40, 45 and 50 mm Thick., Showing the Effect of Plate Thickness on Their Fracture and Energy Transition Temp.

### 3-1 Test Steel

#### (1) Kind of Steel, Chemical Composition, Heat Treatment

Item of Test Plate: "B"

Kind of Steel: M. S. Basic Open Hearth Killed Steel

Heat Treatment: As Rolled

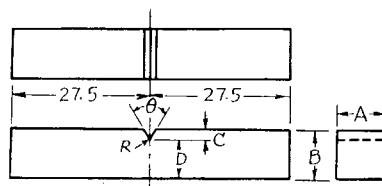
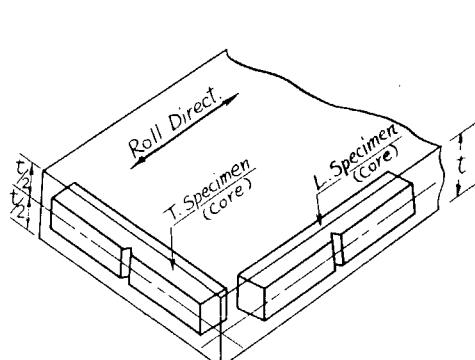
Chemical Composition:

Thickness (mm)	C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Cu	Mo
Ladle	0.12	0.32	1.08	0.014	0.013	0.06	0.05	0.13	0.02
15	0.16	0.23	1.12	0.029	0.023	0.06	0.06	0.20	
20	0.12	0.24	1.09	0.022	0.017	0.07	0.06	0.19	
30	0.15	0.23	1.12	0.027	0.020	0.07	0.06	0.20	
40	0.15	0.24	1.13	0.026	0.019	0.07	0.06	0.20	

#### (2) Mechanical Properties and Grain Size

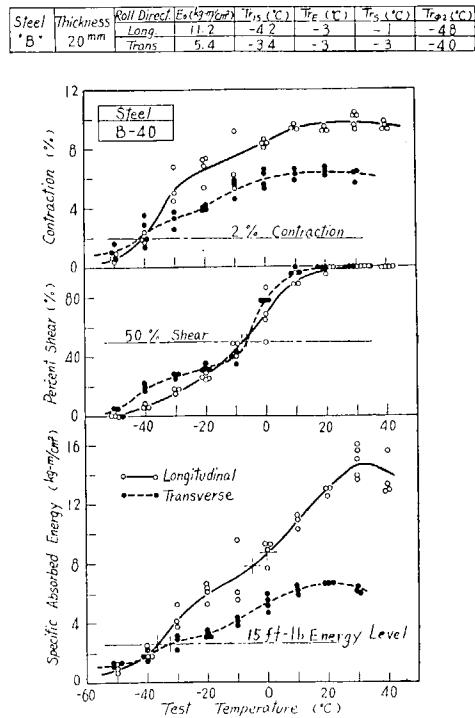
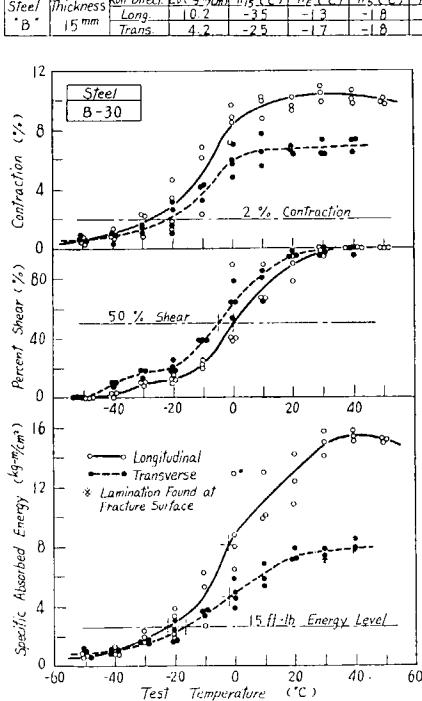
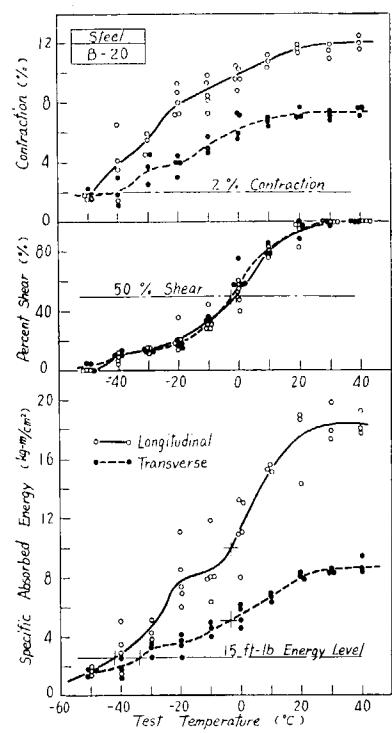
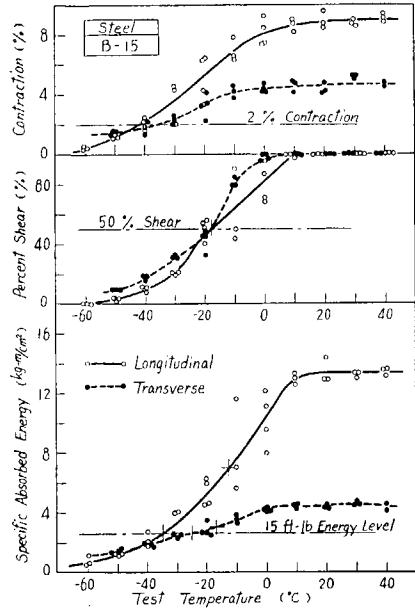
Thickness (mm)	Roll Ratio	Tensile Test			Bending Test	Grain Size	
		Y. P. (kg/mm <sup>2</sup> )	T. S. (kg/mm <sup>2</sup> )	Elong (%)		Ferrite	Austenite
15	1/34.4	33.7	50.8	25.6	Good	8	8
20	1/25.9	32.1	47.6	29.6	"	8	7
30	1/17.3	32.4	48.8	30.5	"	7.5	7
40	1/13.0	33.3	48.7	29.6	"	7	7

### 3-2 Machining of Test Specimen and its Dimensions



Item	JIS (Z2202) No. 4 Specimen	Kawasaki Specification	Actual Measurement
A	10±0.05	10±0.01	10 <sup>+0.004</sup> <sub>-0.004</sub>
B	10±0.05	10±0.01	10 <sup>+0.004</sup> <sub>-0.005</sub>
C	2±0.05	2±0.01	2 <sup>+0.016</sup> <sub>-0.012</sub>
D	8±0.05	8±0.01	8 <sup>+0.012</sup> <sub>-0.020</sub>
R	0.25	0.25 <sup>+0</sup> <sub>-0.03</sub>	0.25±0
θ	45°	45°±1°	45° <sup>+1°</sup> <sub>-30'</sub>

### 3-3 Experimental Results of Standard V-Notched Charpy Impact Test



Steel	Thickness	Roll Direct	$E_a (\text{kg}/\text{cm}^2)$	$T_{R_1} (^{\circ}\text{C})$	$T_{R_E} (^{\circ}\text{C})$	$T_{R_S} (^{\circ}\text{C})$	$T_{R_{E2}} (^{\circ}\text{C})$
B	30 mm	Long	8.8	-22	-2	0	-27
		Trans	4.7	-16	-2	-5	-21

Steel	Thickness	Roll Direct	$E_a (\text{kg}/\text{cm}^2)$	$T_{R_1} (^{\circ}\text{C})$	$T_{R_E} (^{\circ}\text{C})$	$T_{R_S} (^{\circ}\text{C})$	$T_{R_{E2}} (^{\circ}\text{C})$
B	40 mm	Long	8.8	-37	-5	-9	-40
		Trans	5.3	-32	-1	-7	-32

Fig. 3-1~4 The Results of Standard V-notched Charpy Impact Test at Various Temp.

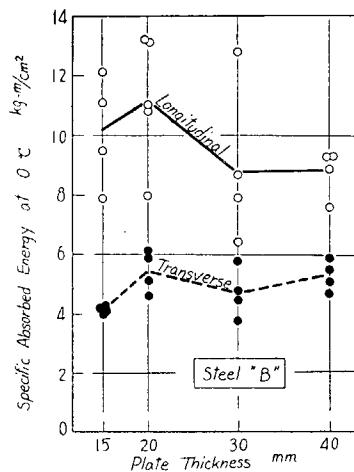


Fig. 3·5 Summary Curves of Absorbed Energy at 0°C ( $E_0$ ) Vs. Thickness of Plate

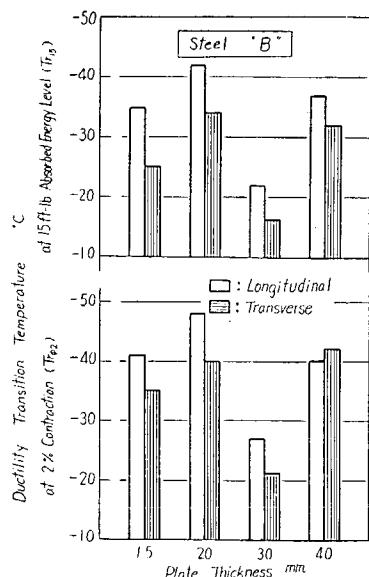


Fig. 3·6 Summary of Standard V-notched Charpy Tests for Steel "B", 15, 20, 30 and 40 mm Thick., Showing the Effect of Plate Thickness on Their Ductility Transition Temperature

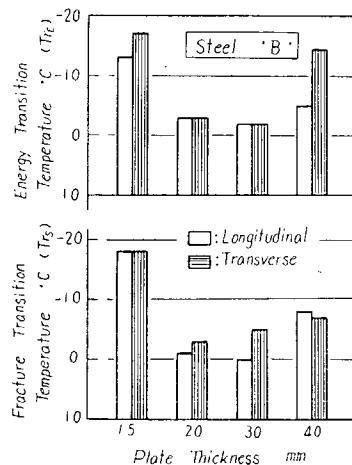


Fig. 3·7 Summary of Standard V-notched Charpy Tests for Steel "B", 15, 20, 30 and 40 mm Thick., Showing the Effect of Plate Thickness on Their Fracture and Energy Transition Temperature

## 4-1 Test Steel

### (1) Kind of Steel, Chemical Composition, Heat Treatment

Item of Test Plate: "D"

Kind of Steel: M. S. Basic Open Hearth Killed Steel

Heat Treatment: As Rolled

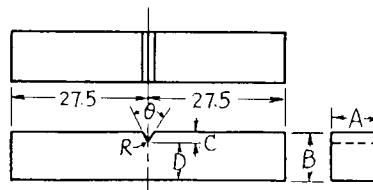
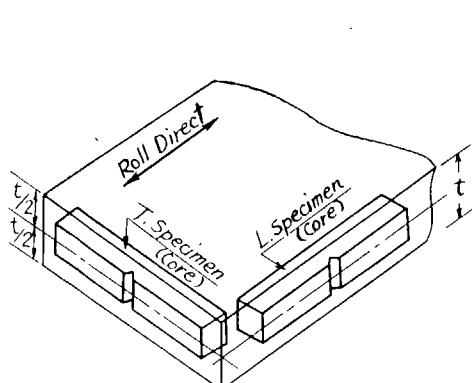
Chemical Composition:

Thickness (mm)	C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Cu	Mo
15	0.20	0.25	0.75	0.013	0.025	0.06	0.06	0.19	
Ladle	0.19	0.23	0.73	0.020	0.030	0.07	0.05	0.18	<i>Tr</i>
20	0.18	0.24	0.86	0.025	0.027	0.05	0.05	0.18	
Ladle	0.19	0.27	0.67	0.014	0.029	0.07	0.04	0.18	<i>Tr</i>
30	0.19	0.24	0.73	0.015	0.025	0.06	0.06	0.20	

### (2) Mechanical Properties and Grain Size

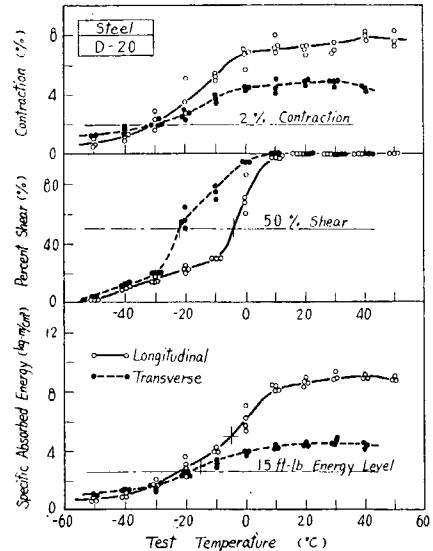
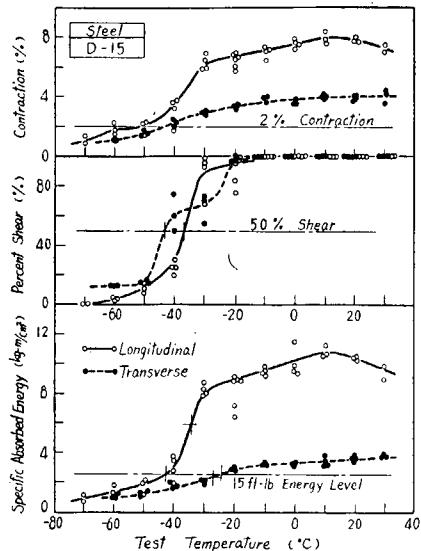
Thickness (mm)	Roll Ratio	Tensile Test			Bending Test	Grain Size	
		Y. P. (kg/mm <sup>2</sup> )	T. S. (kg/mm <sup>2</sup> )	Elong. (%)		Ferrite	Austenite
15	1/36.0	38.3	53.0	29.4	Good	8.5	8
20	1/22.0	33.8	49.6	26.4	"	8	8
30	1/20.0	32.8	50.0	27.7	"	7.5	8

## 4-2 Machining of Test Specimen and its Dimensions



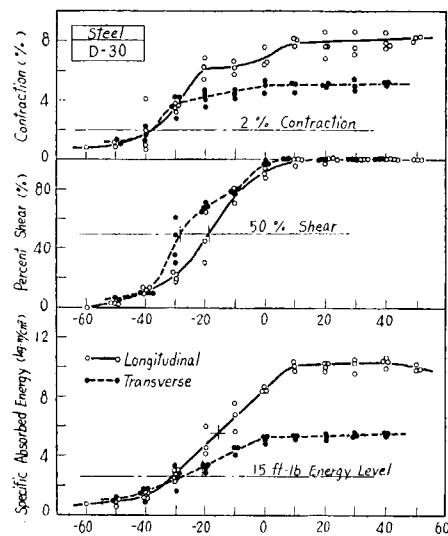
Item	JIS (Z2202) No. 4 Specimen	Kawasaki Specification	Actual Measurement
A	$10 \pm 0.05$	$10 \pm 0.01$	$10^{+0.005}_{-0.005}$
B	$10 \pm 0.05$	$10 \pm 0.01$	$10^{+0.003}_{-0.004}$
C	$2 \pm 0.05$	$2 \pm 0.01$	$2^{+0.015}_{-0.010}$
D	$8 \pm 0.05$	$8 \pm 0.01$	$8^{+0.010}_{-0.015}$
R	0.25	$0.25^{+0}_{-0.03}$	$25 \pm 0$
$\theta$	$45^\circ$	$45^\circ \pm 1^\circ$	$45^\circ \pm 1^\circ$

#### 4-3 Experimental Results of Standard V-Notched Charpy Impact Test



Steel	Thickness	Roll Direct Energy (kg/cm²)	Tr <sub>S</sub> (°C)	Tr <sub>E</sub> (°C)	Tr <sub>S2</sub> (°C)	Tr <sub>E2</sub> (°C)
'D'	15 mm	10.1	-4.2	-3.4	-3.7	-5.0
	Long.	10.1	-4.2	-3.4	-3.7	-5.0
	Trans.	3.3	-2.4	-2.7	-4.3	-4.3

Steel	Thickness	Roll Direct Energy (kg/cm²)	Tr <sub>S</sub> (°C)	Tr <sub>E</sub> (°C)	Tr <sub>S2</sub> (°C)	Tr <sub>E2</sub> (°C)
'D'	20 mm	6.1	-2.2	-5	-4	-3.1
	Long.	6.1	-2.2	-5	-4	-3.1
	Trans.	4.0	-1.9	-1.5	-2.2	-3.0



Steel	Thickness	Roll Direct Energy (kg/cm²)	Tr <sub>S</sub> (°C)	Tr <sub>E</sub> (°C)	Tr <sub>S2</sub> (°C)	Tr <sub>E2</sub> (°C)
'D'	30 mm	8.4	-3.1	-1.5	-1.9	-3.8
	Long.	8.4	-3.1	-1.5	-1.9	-3.8
	Trans.	5.1	-2.9	-2.0	-2.8	-3.8

Fig. 4-1~3 The Results of Standard V-notched Charpy Impact Test at Various Temp.

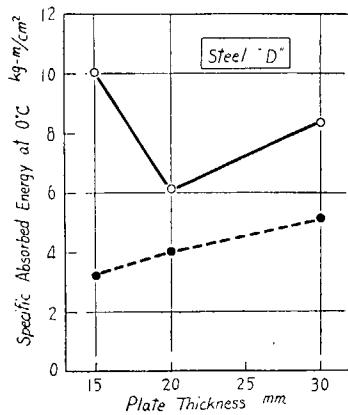


Fig. 4.4 Summary Curves of Absorbed Energy at 0°C ( $E_0$ ) Vs. Thickness of Plate

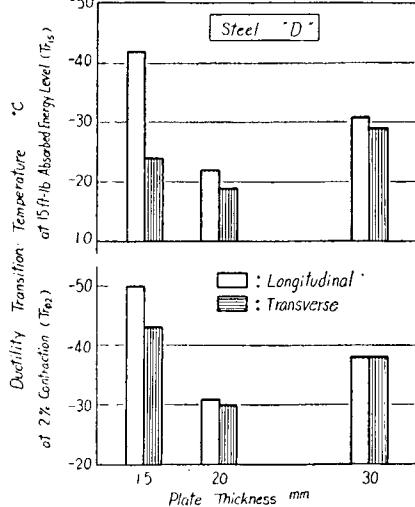


Fig. 4.5 Summary of Standard V-notched Charpy Test for Steel "D", 15, 20 and 30 mm Thick., Showing the Effect of Plate Thickness on Their Ductility Transition Temperature

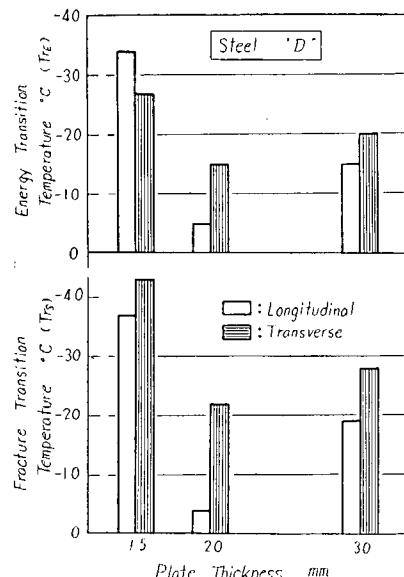


Fig. 4.6 Summary of Standard V-notched Charpy Test for Steel "D", 15, 20 and 30 mm Thick., Showing the Effect of Plate Thickness on Their Fracture and Energy Transition Temperature

## 5-1 Test Steel

### (1) Kind of Steel, Chemical Composition, Heat Treatment

Item of Test Plate: "X"

Kind of Steel: 2 H

Heat Treatment: Quenched & Tempered

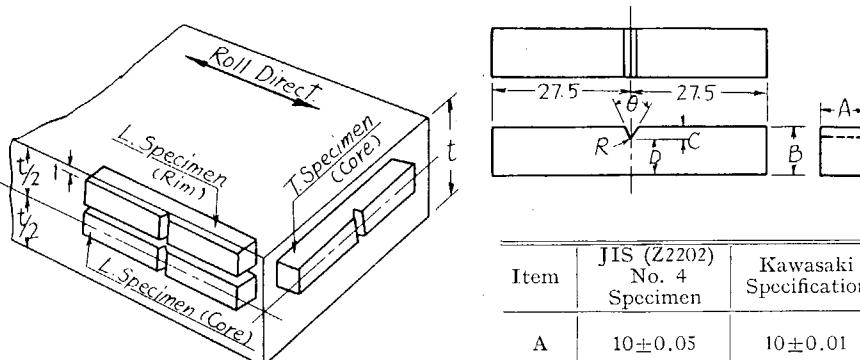
Chemical Composition:

Thickness (mm)	C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Cu	Mo
Ladle	0.16	0.40	1.12	0.020	0.014	0.11	0.06	0.24	<i>Tr</i>
15	0.16	0.40	1.28	0.014	0.011	0.08	0.06	0.24	
Ladle	0.15	0.48	1.26	0.018	0.013	0.12	0.05	0.20	0.03
20	0.16	0.44	1.30	0.017	0.017	0.12	0.05	0.22	
30	0.16	0.44	1.25	0.016	0.012	0.11	0.05	0.20	

### (2) Mechanical Properties and Grain Size

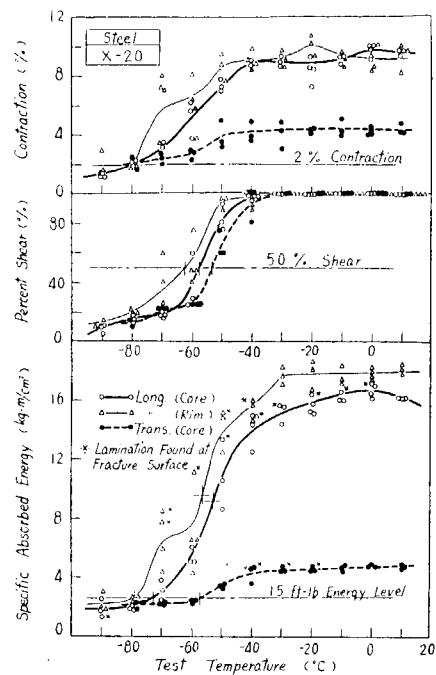
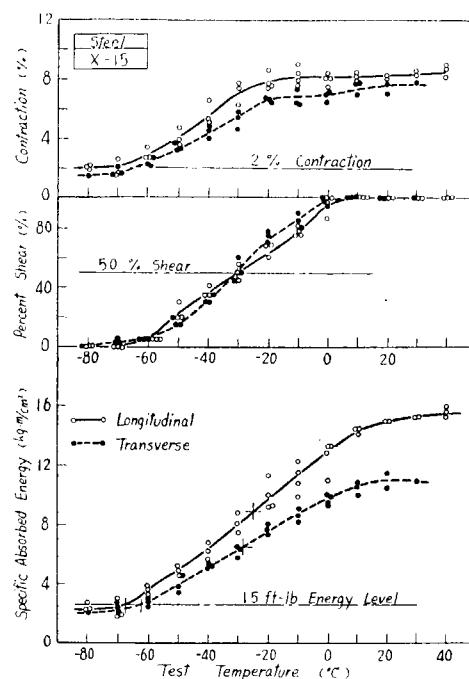
Thickness (mm)	Roll Ratio	Tensile Test			Bending Test	Grain Size	
		Y. P. (kg/mm <sup>2</sup> )	T. S. (kg/mm <sup>2</sup> )	Elong. (%)		Ferrite	Austenite
15	1/20.0	51.6	68.7	19.4	Good	—	4
20	1/25.9	49.7	61.5	20.1	"	—	5
30	1/17.3	52.4	61.7	24.0	"	—	6

## 5-2 Machining of Test Specimen and its Dimensions



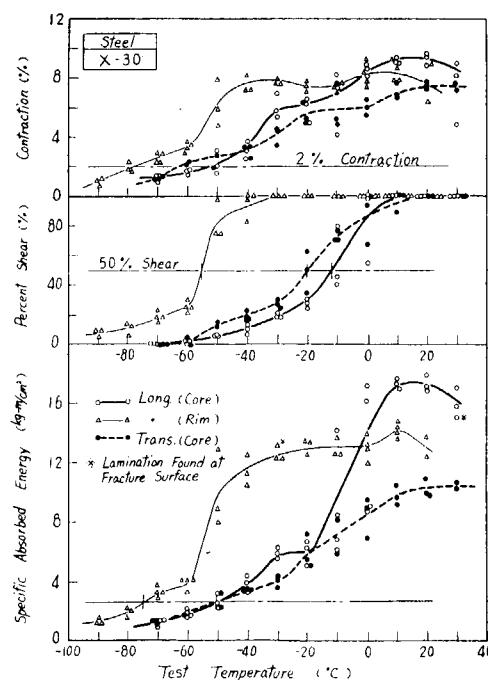
Item	JIS (Z2202) No. 4 Specimen	Kawasaki Specification	Actual Measurement
A	10±0.05	10±0.01	10 <sup>+0.003</sup> <sub>-0.003</sub>
B	10±0.05	10±0.01	10 <sup>+0.008</sup> <sub>-0.005</sub>
C	2±0.05	2±0.01	2 <sup>+0.012</sup> <sub>-0.010</sub>
D	8±0.05	8±0.01	8 <sup>+0.009</sup> <sub>-0.011</sub>
R	0.25	0.25 <sup>+0</sup> <sub>-0.03</sub>	0.25±0
θ	45°	45°±1°	45° <sup>+30'</sup> <sub>-30'</sub>

### 5-3 Experimental Results of Standard V-Notched Charpy Impact Test



Steel	Thickness	Roll Direct	$E_a$ (kg/m²)	$T_{f_1}$ (°C)	$T_{f_2}$ (°C)	$T_{f_3}$ (°C)	$T_{f_4}$ (°C)
'X'	15 mm	Long	12.6	-0.7	-2.5	-3.1	-8.0
		Trans.	9.7	-0.2	-2.8	-3.0	-0.5

Steel	Thickness	Roll Direct	$E_a$ (kg/m²)	$T_{f_1}$ (°C)	$T_{f_2}$ (°C)	$T_{f_3}$ (°C)	$T_{f_4}$ (°C)
'X'	20 mm	Long (Core)	16.7	-7.3	-5.3	-5.8	-7.9



Steel	Thickness	Roll Direct	$E_a$ (kg/m²)	$T_{f_1}$ (°C)	$T_{f_2}$ (°C)	$T_{f_3}$ (°C)	$T_{f_4}$ (°C)
'X'	30 mm	Long (Core)	13.9	-4.9	-1.0	-1.2	-5.2

Fig. 5-1~3 The Results of Standard V-notched Charpy Impact Test at Various Temp.

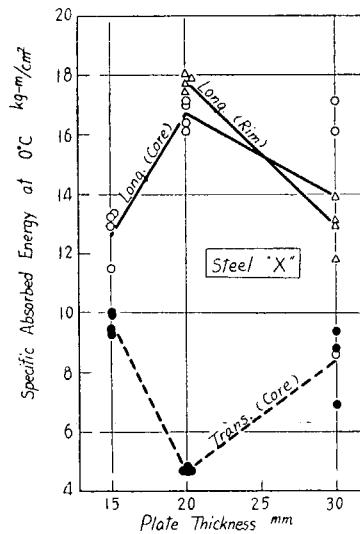


Fig. 5.4 Summary Curves of Absorbed Energy at 0°C ( $E_0$ ) Vs. Thickness of Plate

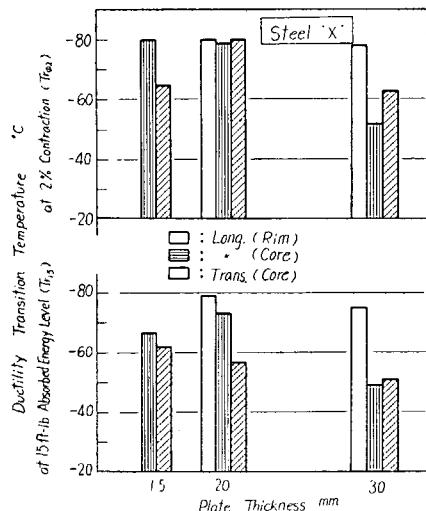


Fig. 5.5 Summary of Standard V-notched Charpy Test for Steel "X", 15, 20 and 30 mm Thick., Showing the Effect of Plate Thickness on Their Ductility Transition Temperature

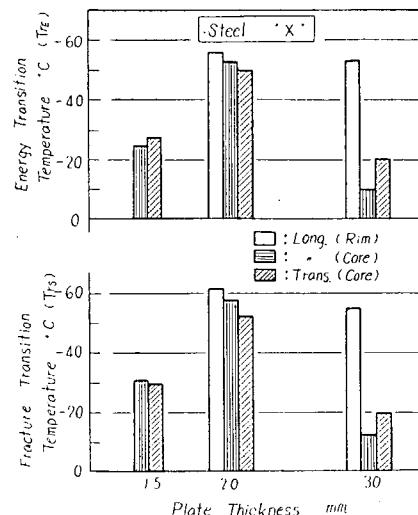


Fig. 5.6 Summary of Standard V-notched Charpy Tests for Steel "X", 15, 20, and 30 mm Thick., Showing the Effect of Plate Thickness on Their Fracture and Energy Transition Temperature

## 6-1 Test Steel

### (1) Kind of Steel, Chemical Composition, Heat Treatment

Item of Test Plate: "Y"

Kind of Steel: H. T. 50

Heat Treatment: Normalized

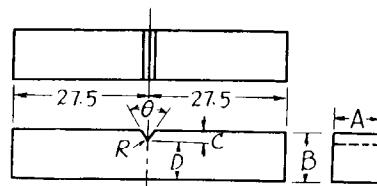
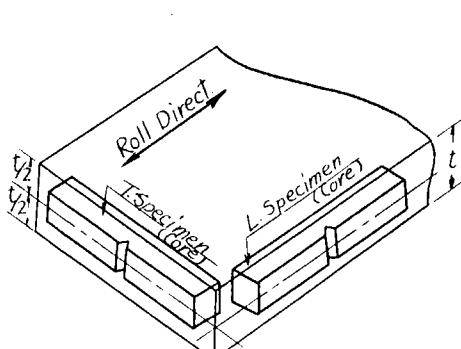
Chemical Composition:

Thickness (mm)	C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Cu	Mo
Ladle	0.16	0.40	1.12	0.020	0.014	0.11	0.06	0.24	Tr.
15	0.16	0.42	1.25	0.013	0.012	0.07	0.05	0.23	
Ladle	0.15	0.43	1.17	0.017	0.013	0.24	0.09	0.22	0.02
20	0.16	0.44	1.17	0.019	0.010	0.21	0.11	0.20	
30	0.16	0.43	1.15	0.017	0.010	0.20	0.11	0.24	

### (2) Mechanical Properties and Grain Size

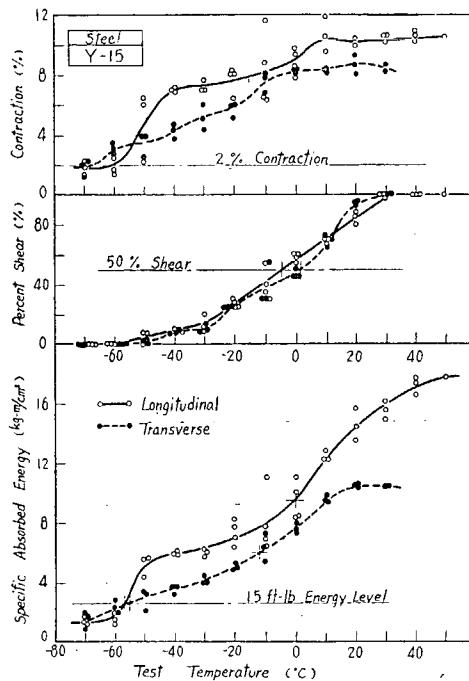
Thickness (mm)	Roll Ratio	Tensile Test			Bending Test	Grain Size	
		Y. P. (kg/mm <sup>2</sup> )	T. S. (kg/mm <sup>2</sup> )	Elong. (%)		Ferrite	Austenite
15	1/10.0	39.9	55.7	22.4	Good	8.5	5
20	1/25.8	37.3	51.5	27.3	"	8.5	3.5
30	1/17.2	{ 41.1 38.4	{ 55.7 51.2	{ 30.6 30.2	"	8	5

## 6-2 Machining of Test Specimen and its Dimensions

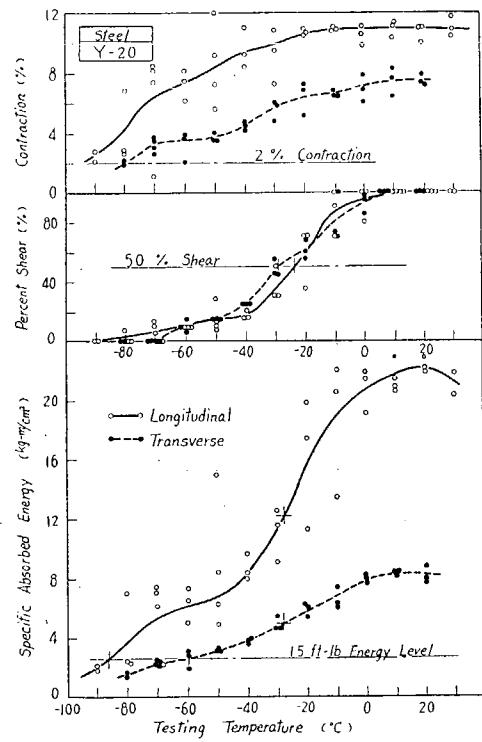


Item	JIS (Z 2202) No. 4 Specimen	Kawasaki Specification	Actual Measurement
A	$10 \pm 0.05$	$10 \pm 0.01$	$10^{+0.003}_{-0.003}$
B	$10 \pm 0.05$	$10 \pm 0.01$	$10^{+0.003}_{-0.003}$
C	$2 \pm 0.05$	$2 \pm 0.01$	$2^{+0.020}_{-0.018}$
D	$8 \pm 0.05$	$8 \pm 0.01$	$8^{+0.025}_{-0.021}$
R	0.25	$0.25^{+0}_{-0.03}$	$0.25 \pm 0$
$\theta$	$45^\circ$	$45^\circ \pm 1^\circ$	$45^\circ \pm 1^\circ$

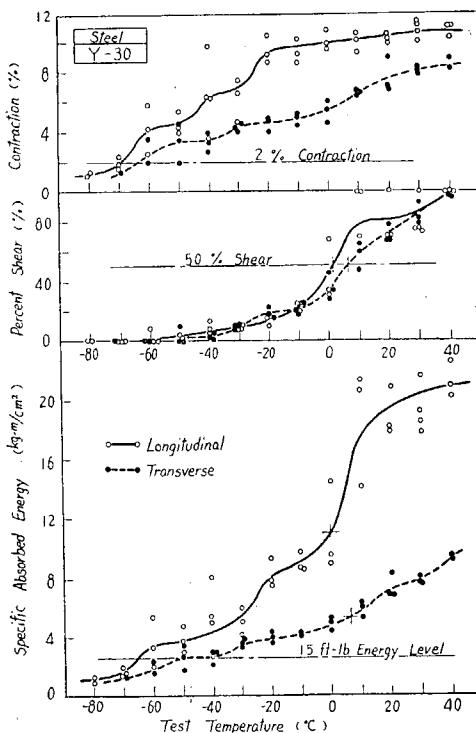
### 6-3 Experimental Results of Standard V-Notched Charpy Impact Test



Steel	Thickness	Roll Direct	$E_0 (\text{kg-m/cm}^2)$	$T_{R_S} (^{\circ}\text{C})$	$T_{R_E} (^{\circ}\text{C})$	$T_{R_S} (^{\circ}\text{C})$	$T_{E_0} (^{\circ}\text{C})$
Y	15 mm	Direct	0.5	-5.7	0	-5	-6.0
		Long	7.6	-5.5	-1.2	2	-6.6
		Trans.					



Steel	Thickness	Roll Direct	$E_0 (\text{kg-m/cm}^2)$	$T_{R_S} (^{\circ}\text{C})$	$T_{R_E} (^{\circ}\text{C})$	$T_{R_S} (^{\circ}\text{C})$	$T_{E_0} (^{\circ}\text{C})$
Y	20 mm	Direct	20.7	-8.6	-2.8	-2.4	-9.5
		Long	7.9	-6.0	-2.8	-2.9	-8.0
		Trans.					



Steel	Thickness	Roll Direct	$E_0 (\text{kg-m/cm}^2)$	$T_{R_S} (^{\circ}\text{C})$	$T_{R_E} (^{\circ}\text{C})$	$T_{R_S} (^{\circ}\text{C})$	$T_{E_0} (^{\circ}\text{C})$
Y	30 mm	Direct	10.9	-6.5	0	1	-7.0
		Long	4.0	-5.0	-6	-6	-6.0
		Trans.					

Fig. 6-1~3 The Results of Standard V-notched Charpy Impact Test at Various Temp.

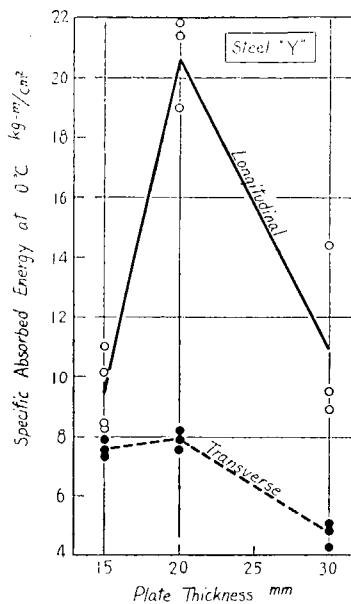


Fig. 6.4 Summary Curves of Absorbed Energy at 0°C ( $E_0$ ) Vs. Thickness of Plate

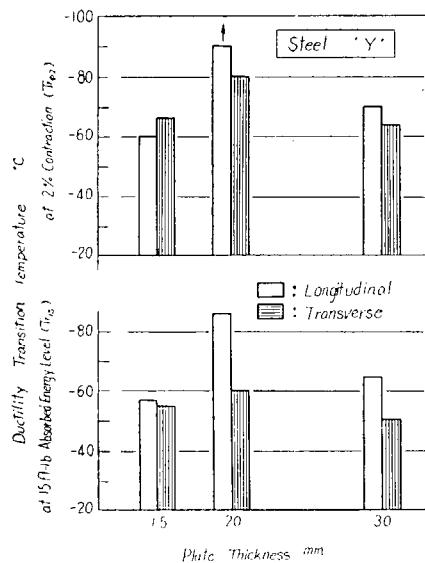


Fig. 6.5 Summary of Standard V-notched Charpy Test for Steel "Y", 15, 20 and 30 mm Thick., Showing the Effect of Plate Thickness on Their Ductility Transition Temperature

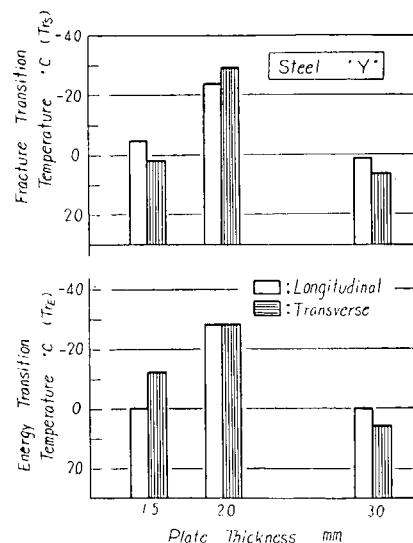


Fig. 6.6 Summary of Standard V-notched Charpy Tests for Steel "Y", 15, 20 and 30 mm Thick., Showing the Effect of Plate Thickness on Their Fracture and Energy Transition Temperature

昭和35年10月25日 印刷  
昭和35年10月29日 発行

**日本造船研究協会報告 第30号**

発行人 出 淵 翼

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