

日本造船研究協会報告

第 87 号

船体用高張力鋼板大入熱溶接継手の
脆性破壊強度評価に関する研究

第 147 研究部会

Evaluation of Brittle Fracture Toughness of Welded
Joints of Ship under High Welding Heat Input
The 147th Research Committee

Report No. 87

The Shipbuilding Research Association of Japan

February 1978

昭和 53 年 2 月

社 団 法 人

日 本 造 船 研 究 協 会

第147 研究部会委員名簿 (敬称略五十音順)

部会長	金 沢 武 (東京大学)	
幹事	池 田 一 夫 (神戸製鋼所)	印 藤 弘 郷 (三井造船)
	浦 地 一 義 (山口大学)	黒 川 常 夫 (長崎大学)
	越 賀 房 夫 (日本鋼管)	酒 井 啓 一 (石川島播磨重工業)
	永 井 明 (日立造船)	永 井 欣 一 (広島大学)
	藤 井 英 輔 (船舶技術研究所)	船 越 督 己 (川崎製鉄)
	町 田 進 (東京大学)	松 村 裕 之 (川崎重工業)
	三 波 建 一 (新日本製鉄)	矢 島 浩 (三菱重工業)
委員	青 木 満 (神戸製鋼所)	飯 塚 真 平 (住友重機械工業)
	池 田 稔 (川崎製鉄)	太 田 幹 二 (日本鋼管)
	岡 野 伊 史 (佐世保重工業)	奥 田 直 樹 (神戸製鋼所)
	尾 上 久 浩 (三菱重工業)	賀 来 信 一 (日本海事協会)
	片 岡 繁 夫 (長崎大学)	河 合 弘 昌 (三菱重工業)
	木 山 稔 (新日本製鉄)	阪 井 大 輔 (三菱重工業)
	佐 藤 邦 彦 (大阪大学)	栖 原 二 郎 (九州大学)
	寺 井 清 (川崎重工業)	豊 田 政 男 (大阪大学)
	中 島 正 樹 (三菱重工業)	中 牟 田 浩 (石川島播磨重工業)
	新 村 豊 (東京大学)	西 岡 正 美 (日本造船工業会)
	長 谷 部 茂 雄 (住友金属工業)	前 中 浩 (船舶技術研究所)
	松 村 正 夫 (函館ドック)	矢 川 勝 則 (佐世保重工業)
	吉 永 昭 男 (船舶技術研究所)	渡 辺 昌 建 (三菱重工業)

発生特性検討グループ

主 査	町 田 進 (東京大学)	
	栗 田 義 之 (日本鋼管)	豊 貞 雅 宏 (日立造船)
	豊 田 政 男 (大阪大学)	新 村 豊 (東京大学)
	萩 原 行 人 (新日本製鉄)	矢 島 浩 (三菱重工業)

伝播特性検討グループ

主 査	矢 島 浩 (三菱重工業)	
	青 木 満 (神戸製鋼所)	片 岡 繁 夫 (長崎大学)
	川 口 喜 昭 (住友金属工業)	酒 井 啓 一 (石川島播磨重工業)
	町 田 進 (東京大学)	三 村 宏 (新日本製鉄)

残留応力分布評価検討グループ

主 査	永 井 欣 一 (広島大学)	
	安 藤 清 (三菱重工業)	浦 地 一 義 (山口大学)
	豊 田 政 男 (大阪大学)	中 野 善 文 (川崎製鉄)
	藤 井 英 輔 (船舶技術研究所)	

討議参加者

青木真一	(川崎製鉄)	秋山俊弥	(日本鋼管)
荒井敏夫	(神戸製鋼所)	飯田国広	(東京大学)
飯野暢	(石川島播磨重工業)	石井和也	(運輸省)
石沢隆夫	(神戸製鋼所)	井手幹雄	(住友重機械工業)
糸賀興典	(川崎重工業)	今村成雄	(三菱重工業)
岩田光正	(広島大学)	岩永寛	(住友金属工業)
上田修三	(川崎製鉄)	遠藤源吉	(日本鋼管)
仰木盛綱	(佐世保重工業)	大熊勇	(船舶技術研究所)
大熊雄二	(川崎重工業)	大谷幸三郎	(新日本製鉄)
岡実	(日本海事協会)	岡吉則	(日本海事協会)
岡本太郎	(日立造船)	尾花皓	(運輸省)
買田邦雄	(神戸製鋼所)	笠松裕	(神戸製鋼所)
嘉田紘之祐	(神戸製鋼所)	片坚泰治	(日立造船)
加藤豊	(住友金属工業)	金網正夫	(三井造船)
金子康弘	(日本鋼管)	神戸良雄	(日鉄溶接工業)
鴨井紀之	(川崎重工業)	川野始	(三菱重工業)
岸本宏治	(三井造船)	黄瀬利弘	(三菱重工業)
北田博重	(日本海事協会)	工藤栄介	(運輸省)
国広敏之	(日立造船)	栗原幸雄	(三菱重工業)
黒沢千利	(石川島播磨重工業)	高允宝	(東京大学)
小崎文雄	(運輸省)	阪野賢治	(石川島播磨重工業)
笹路真三	(日本海事協会)	佐藤誠	(新日本製鉄)
島口茂雄	(三菱重工業)	白石圭一	(日本海事協会)
白川秀夫	(日立造船)	白木良典	(日立造船)
新川内雅博	(川崎製鉄)	末岡英利	(三菱重工業)
菅尚史	(佐世保重工業)	鈴木宏	(佐世保重工業)
高嶋修嗣	(神戸製鋼所)	竹内直記	(神戸製鋼所)
武富孝作	(神戸製鋼所)	多田益男	(三菱重工業)
田中康浩	(川崎製鉄)	恒成利康	(川崎重工業)
寺沢健	(新日本製鉄)	豊福正継	(日本鋼管)
内藤良二郎	(三菱重工業)	中尾信彦	(日本鋼管)
中村隆英	(佐世保重工業)	中村春雄	(住友重機械工業)
中山繁	(川崎重工業)	鍋谷昭生	(神戸製鋼所)
成本朝雄	(川崎製鉄)	難波勝	(神戸製鋼所)
秦数実	(日本鋼管)	服部堅一	(住友重機械工業)
浜中順一	(石川島播磨重工業)	半沢貢	(新日本製鉄)
日野隆博	(三菱重工業)	藤猪良知	(神戸製鋼所)
星川晴樹	(住友重機械工業)	松下久雄	(三井造船)
松本重人	(川崎製鉄)	松本健男	(住友重機械工業)
松本宏之	(石川島播磨重工業)	的場正明	(三菱重工業)

峰久節治 (日立造船)
森田博 (川崎重工業)
山田桑太郎 (川崎重工業)
山本豊 (三菱重工業)
渡辺信孝 (神戸製鋼所)

森正憲 (神戸製鋼所)
柳沼宏治 (三井造船)
山戸一成 (新日本製鉄)
渡辺俊彦 (神戸製鋼所)
渡辺政幸 (佐世保重工業)

目 次

1. まえがき	1
2. 研究の目的・内容	2
3. 脆性破壊発生特性に関する考察	8
3.1 Vノッチシャルピー試験結果と溶接部靱性	8
3.2 小形COD曲げ試験結果に及ぼす切欠尖鋭度の影響	13
3.3 溶接継手ボンド部の脆性破壊発生特性に及ぼす靱性不均一とボンド形状の影響	18
3.4 溶接継手部の小形COD曲げ試験結果と中央切欠大形引張試験結果との相関性	25
4. 脆性破壊伝播特性に関する考察	35
4.1 伝播径路に及ぼす靱性分布の影響	35
4.2 伝播径路に及ぼす強度分布の影響	42
4.3 伝播径路に及ぼす溶接線と荷重方向との角度の影響	44
4.4 見掛けのKca 値について	48
5. 総括	54
5.1 大入熱溶接継手脆性破壊強度の総合的評価	54
5.2 大入熱溶接継手部靱性の改善について	74
6. むすび	76
付録1. 大入熱溶接継手部の残留応力分布について	77
付録2. 大入熱溶接使用実績調査結果	87
付録3. 大入熱溶接継手部の各種破壊靱性試験結果の集約	93
付録4. 溶接継手ボンド部に沿っての脆性亀裂伝播現象に関する動的光弾性手法による検討	146

1. ま え が き

巨大船の建造に際して、溶接作業性や能率の向上、あるいはコストの低減を図り、短期建造体制を確立するため、エレクトロガス溶接、多電極片面1層サブマージアーク溶接などの大入熱溶接法が採用されてきた。しかしながら、これらの大入熱溶接継手部は、手溶接継手に対比して、その靱性がかなり劣化すること、さらに靱性劣化の傾向は高張力鋼であるほど敏感になると予想されること、などの重要な問題が提起された。

これに呼応して、大入熱溶接継手部の破壊靱性を把握し、船殻の致命的損傷である脆性破壊による重大損傷防止の基礎検討資料を得るため、昭和48年4月から昭和51年3月までの3ケ年にわたり、“船体用高張力鋼板大入熱溶接継手の脆性破壊強度評価に関する研究”をテーマとした第147研究部会が設置され、精力的に共同研究が実施された。

本報告書は、3ケ年にわたって実施された研究成果¹⁾²⁾³⁾を総合的にとりまとめたものである。なお、本報告書には、第147研究部会と並行して、昭和49年4月から3ケ年間実施された第153研究部会の成果⁴⁾⁵⁾の一部も併せとりまとめられている。

参 考 文 献

- 1) 日本造船研究協会第147研究部会，“船体用高張力鋼板大入熱溶接継手の脆性破壊強度評価に関する研究”，日本造船研究協会研究資料No.208，昭和49年3月
- 2) 日本造船研究協会第147研究部会，“船体用高張力鋼板大入熱溶接継手の脆性破壊強度評価に関する研究”，日本造船研究協会研究資料No.229，昭和50年3月
- 3) 日本造船研究協会第147研究部会，“船体用高張力鋼板大入熱溶接継手の脆性破壊強度評価に関する研究”，日本造船研究協会研究資料No.244，昭和51年3月
- 4) 日本造船研究協会第153研究部会，“巨大タンカー用厚鋼板大入熱溶接継手の脆性破壊強度および疲労強度に関する研究”，日本造船研究協会研究資料No.234，昭和50年3月
- 5) 日本造船研究協会第153研究部会，“巨大タンカー用厚鋼板大入熱溶接継手の脆性破壊強度および疲労強度に関する研究”，日本造船研究協会研究資料No.249，昭和51年3月

2. 研究の目的・内容

近年、船殻溶接工作技術の進歩は目覚ましいものであり、エレクトロガス溶接、エレクトロスラグ溶接、多電極片面1層サブマージアーク溶接等、種々の高能率自動溶接法が開発され、実用されてきた。

大入熱によるボンド部脆化の傾向は、現状船殻材においては、引張り強さの高い材料ほど敏感であると推定され、最近の50キロ級高張力鋼使用量増大の傾向から、本問題は早急に解決する必要があると考えられた。

以上の観点から、大型船に実用されている船殻材（一般船体用軟鋼板、船体用50キロ級高張力鋼板）についてのエレクトロガス溶接継手、エレクトロスラグ溶接継手、3電極片面1層サブマージアーク溶接継手およびその他の高能率大入熱溶接継手等を対象に、継手の破壊靱性値を把握し、船殻の致命的損傷である脆性破壊による重大損傷防止の基礎検討資料を得るため、昭和48年4月から昭和51年3月までの3ケ年にわたり、共同研究が実施された。

共同研究内容としては、本研究部会発足の契機となった、エレクトロガス溶接継手、エレクトロスラグ溶接継手などの高能率大入熱溶接継手ボンド部に沿っての脆性亀裂伝播現象の再現、あるいはその機構解明、評価法確立などに重点が置かれ、幅2m程度の大形試験片による脆性亀裂伝播試験が実施されたことは、特に注目されるべきことである。なお、3ケ年にわたって実施された研究内容を以下に記す。

1) 供試材の靱性に関する基礎データの把握

従来から実施されているVノッチシャルピー試験、小形COD曲げ試験等により把握された。

2) 脆性破壊発生に関する研究

中央切欠（板厚貫通）大形引張試験（中央切欠型ディープノッチ試験）、十字型拘束引張試験等により脆性破壊発生特性が把握された。

3) 脆性破壊伝播に関する研究

脆性亀裂伝播現象に関する基礎研究により、従来から実施されている二重引張試験、ESSO試験等の実験室的試験結果から、実船殻での亀裂伝播現象推定の上での問題点の解明が行なわれた。さらに、供試鋼板母材および溶接継手ボンド部についての亀裂伝播特性が中形伝播試験、大形伝播試験等により把握され、実船殻大入熱溶接部の脆性亀裂伝播現象が総合的に検討された。

4) 船体残留応力分布の把握

大入熱溶接継手部についての大形伝播試験結果解析に供すべく、溶接継手試験片での残留応力分布が基礎試験により計測された。さらに、実船殻構造でのこれら大入熱溶接部の脆性破壊強度を判断するための基礎資料に供すべく、実船殻大入熱溶接部の残留応力分布が実船殻ブロック試験で把握された。

5) 大入熱溶接使用実績調査

船殻溶接工作に大入熱溶接が実用され始めて既に10年以上経過している。したがって、大入熱溶接が適用された船舶の就航実績が安全実績ともみなされることから、国内の代表的な造船所について、大入熱溶接の使用実績ならびに実状が調査、把握された。

まず、昭和48年度には、その第1年次研究として、以下の2点が重点的に実施された。¹⁾

i) 溶接継手の脆性破壊強度把握

KAS鋼板（板厚25.4mm）・K5D鋼板（板厚25.4mm）のエレクトロガス溶接継手、KAS鋼板（板厚25.4mm）のエレクトロスラグ溶接継手およびK5D鋼板（板厚25.4mm）のCES溶接継手等についての脆性破壊強度が総合的に把握された。

ii) 溶接残留応力分布の把握

前述の供試溶接継手試験片についての残留応力分布が測定、把握された。

続いて、昭和49年度には、その第2年次研究として、以下の4点が重点的に実施された。²⁾

i) 溶接継手の脆性破壊強度把握

KDK鋼板(板厚25.4mm)・K5D鋼板(板厚25.4mm)の3電極片面1層サブマージーク溶接継手、ならびに若干入熱量の小さい、KAS鋼板(板厚25.4mm)・K5D鋼板(板厚25.4mm)のVASCON-II法溶接継手、デルタオッシレート法溶接継手等についての脆性破壊強度が総合的に把握された。

ii) 継手に沿っての脆性破壊伝播現象に関する基礎研究

脆性亀裂伝播現象に関する基礎研究として、動光弾性試験が実施された。すなわち、突合せ溶接継手にそって、しかも音速に比べかなり低速(1/10程度)で伝播する脆性亀裂についての破壊力学による解析に、溶接残留応力の再配分を把握する必要があるとの見地から、残留応力をもったエポキシモデルでの亀裂伝播にともなう応力状態の測定が実施された。

iii) 実船殻での残留応力分布の測定

実船殻構造での大入熱溶接部の脆性破壊強度を推定するための基礎資料に供すべく、実船殻溶接部の残留応力分布が実測された。

IV) 大入熱溶接使用実績調査

国内の代表的な造船所に対し、大入熱溶接の使用実績ならびに実状がアンケートにより調査された。さらに、昭和50年度には、その第3年次研究として、以下の3点が重点的に実施された。³⁾

i) 溶接継手の脆性破壊強度把握

KAS鋼板(板厚25.4mm)・K5D鋼板(板厚25.4mm)について、長年にわたり膨大な実績のある立向き手溶接継手と、エレクトロガス溶接継手の脆性破壊強度が総合的に把握され、比較検討された。さらに、最近開発、実用され始めた船体大入熱溶接用新50キロ級高張力鋼板(新HT50鋼板、板厚25.4mm)のエレクトロガス溶接継手についての脆性破壊強度が把握された。

ii) 継手に沿っての脆性破壊伝播現象に関する基礎研究

脆性亀裂伝播現象に関する基礎研究として、動光弾性試験が実施された。すなわち、突合せ溶接継手にそって伝播する脆性亀裂についての破壊力学による解析に、靱性あるいは強度不連続場にそっての伝播現象の解明と、溶接残留応力再配分の把握が必要であるとの見地から、昭和49年度研究に引き続き、2次元エポキシモデルあるいは船殻構造を模擬した3次元エポキシモデルでの、亀裂伝播にともなう応力状態の測定が実施された。

iii) 溶接残留応力分布の把握

実船殻構造での大入熱溶接部の脆性破壊強度を推定するための基礎資料に供すべく、溶接残留応力分布が実測、把握された。

昭和49年度研究に引き続き、昭和50年度研究においても、X線による溶接残留応力分布測定の実用化が検討された。

なお、昭和50年度には、自主研究として実施された“十字継手引張試験結果”および最近国内の製鉄各社で開発された“大入熱溶接用新50キロ級高張力鋼板の溶接継手特性”等が報告されている。

また、研究成果の総合とりまとめのため、発生特性検討グループ(主査町田進)、伝播特性検討グループ(主査矢島浩)および残留応力分布評価検討グループ(主査永井欣一)が昭和50年5月に設置され、積極的な活動が行なわれた。

以上の、3ケ年にわたって実施された共同研究の試験内容を表1.1に一覧する。

なお、表1.1中には、第147研究部会と並行して、昭和49年4月から3ケ年間実施された第153研究部会共同研究の大入熱溶接継手の破壊靱性に関する試験内容^{4), 5)}も併記されている。

さらに、3ケ年にわたって実施された共同研究に供試された鋼板の化学成分ならびに機械的性質、および溶接条件などを表1.2～表1.4に示す。これらの表中にも、第153研究部会関連のものが併記されている。なお、各種試験に使用された試験片形状あるいは詳細試験条件・試験結果などについては、各年次報告書^{1)～5)}および後掲の付録3を参照されたい。

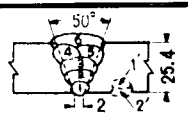
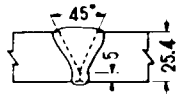
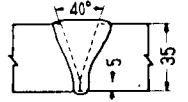
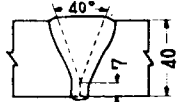
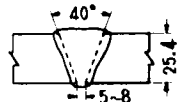
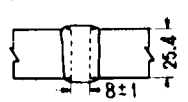
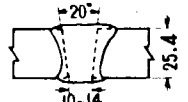
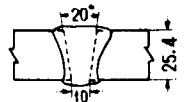
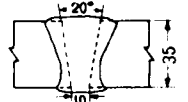
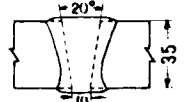
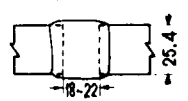
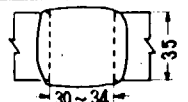
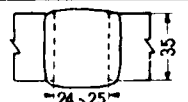
参 考 文 献

- 1) 日本造船研究協会第 147 研究部会, “船体用高張力鋼板大入熱溶接継手の脆性破壊強度評価に関する研究”, 日本造船研究協会研究資料Na 208, 昭和49年 3 月
- 2) 日本造船研究協会第 147 研究部会, “船体用高張力鋼板大入熱溶接継手の脆性破壊強度評価に関する研究”, 日本造船研究協会研究資料Na 229, 昭和50年 3 月
- 3) 日本造船研究協会第 147 研究部会, “船体用高張力鋼板大入熱溶接継手の脆性破壊強度評価に関する研究”, 日本造船研究協会研究資料Na 244, 昭和51年 3 月
- 4) 日本造船研究協会第 153 研究部会, “巨大タンカー用厚鋼板大入熱溶接継手の脆性破壊強度および疲労強度に関する研究”, 日本造船研究協会研究資料Na 234, 昭和50年 3 月
- 5) 日本造船研究協会第 153 研究部会, “巨大タンカー用厚鋼板大入熱溶接継手の脆性破壊強度および疲労強度に関する研究”, 日本造船研究協会研究資料Na 249, 昭和51月 3 月

表 1.2 供試材の化学成分ならびに機械的性質

符号	鋼種	熱処理	板厚 (mm)	化学成分 (%)						機械的性質			備考
				C	Si	Mn	P	S	Ti	降伏点 σ_y (kg/mm ²)	引張強さ σ_B (kg/mm ²)	伸び El. (%)	
1	KAS	As Rolled	25.4	0.21	0.04	0.77	0.022	0.021	—	26~27	45~46	27~30	SR 147 昭和48年度報告
2	KAS	As Rolled	25.4	0.17	0.04	1.00	0.014	0.015	—	25~26	44	27~31	SR 147 昭和49年度報告
3	KAS	As Rolled	25.4	0.17	0.03	1.02	0.020	0.015	—	27	44	30	SR 147 昭和50年度報告
4	KDK	As Rolled	25.4	0.14	0.23	0.71	0.014	0.012	—	30~33	43	32~35	SR 147 昭和49年度報告
5	KDK	As Rolled	35.0	0.12	0.25	1.03	0.012	0.007	—	32	47	23	SR153 昭和49年度報告
				0.11	0.24	1.01	0.017	0.012	—	30	44	28	
6	KDK	Normalized	35.0	0.12	0.24	0.82	0.018	0.010	—	27~29	44	31~32	SR153 昭和50年度報告
				0.13	0.21	0.79	0.019	0.009	—	28	43	33	
7	KEN	Normalized	40.0	0.12	0.24	1.13	0.017	0.009	—	27~28	43~44	33~38	SR153 昭和50年度報告
8	KD32	Normalized	35.0	0.14	0.36	1.31	0.015	0.007	—	33~35	50~51	32~35	SR153 昭和50年度報告
9	K5D	As Rolled	25.4	0.13	0.29	1.45	0.010	0.006	—	37~39	53	29	SR147 昭和48年度報告
10	K5D	As Rolled	25.4	0.15	0.32	1.39	0.019	0.007	—	35~39	53	23~26	SR147 昭和49年度報告
11	K5D	As Rolled	25.4	0.15	0.32	1.41	0.021	0.006	—	38~39	53	28~29	SR147 昭和49年度報告
12	K5D	Normalized	25.4	0.15	0.36	1.27	0.020	0.015	—	34~35	49~50	28~30	SR147 昭和50年度報告
13	新HT50 (K5D相当)	Normalized	25.4	0.13	0.34	1.48	0.008	0.003	0.010	33~35	50~51	28~32	SR147 昭和50年度報告
				0.11	0.33	1.58	0.012	0.003	0.020	35	51	54	

表 1.3 溶接条件 (一般船体用軟鋼板)

符号	溶接法	溶接棒, 溶接ワイヤ	フラックス	極間距離 (mm)	雰囲気	電流 (A)	電圧 (V)	速度 (cm/min)	入熱量 (KJ/cm)	開洗形状および継手断面 (注)	
A	手溶接 (MAW)	表1-3のB, B-14.4* 表4-6のB, B-14.5* 表1-2のB, B-14.4*	—	—	—	120 ~180	28 ~32	4 ~10	23.2~57.5 48.7~80.9 30.2~50.1		③
B	3電極片面埋RF (SAW-RF)	L: US43, 4.8* T ₁ : US43, 6.4* T ₂ : US43, 6.4*	PFR-47 RF-1	L~T ₁ = 80 T ₁ ~T ₂ = 100	—	1,250 1,150 1,250	30 40 48	60	143.5		②
C	3電極片面埋RF (SAW-RF)	L: US43, 4.8* T ₁ : US43, 6.4* T ₂ : US43, 6.4*	PFR-47 RF-1 充填剤 RR-5	L~T ₁ = 80 T ₁ ~T ₂ = 100	—	1,350 950 1,200	30 40 48	33	247.5		⑤
D	3電極片面埋RF (SAW-RF)	L: US43, 4.8* T ₁ : US43, 6.4* T ₂ : US43, 6.4*	PFR-47 RF-1 充填剤 RR-5	L~T ₁ = 80 T ₁ ~T ₂ = 100	—	1,400 1,200 1,300	27 40 50	33	274		⑤
E	アルタホソルト (VGSAW)	DEL-50 1.2*	—	—	内側: Ar (20%/min) +CO ₂ (5%/min) 外側: CO ₂ (35%/min)	200 ~220	20 ~22	1.8 ~2.0	120 ~161		②
F	VASCON-II (NGEGW)	YM-28 1.6*	—	—	Ar + O ₂ (10%) (25%/min)	340 ~460	26 ~36	7.2	108		②
G	エレクトロガス (EGW)	HS-42G 3.2*	—	—	CO ₂ (30%/min)	640 ~670	34 ~36	5 ~7	190 ~240		①
H	エレクトロガス (EGW)	HS-42G 2.4*	—	—	CO ₂ (25%/min)	650	38	8	185.3		③
I	エレクトロガス (EGW)	HS-42G 3.2*	—	—	CO ₂ (35%/min)	650 ~670	39 ~41	6.2 ~6.5	243 ~255		④
J	エレクトロガス (EGW)	HS-42G 3.2*	—	—	CO ₂ (30%/min)	650 ~670	39 ~41	6.2 ~6.5	243 ~255		⑤
K	エレクトロスラグ (ESW)	ES-50 2.4*	MF-38 12×65メッシュ	—	—	450	36 ~38	3.2	315		①
L	エレクトロスラグ (ESW)	ES-50 3.2*	MF-38	—	—	550	42	2.4 ~2.6	533 ~578		④
M	エレクトロスラグ (ESW)	ES-50 2.4*	MF-38	—	—	420	39	2.31 ~2.43	404 ~425		⑤

(注): ① SR147 昭和48年度報告
② SR147 昭和49年度報告
③ SR147 昭和50年度報告
④ SR153 昭和49年度報告
⑤ SR153 昭和50年度報告

表 1.4 溶接条件 (船体用50キロ級高張力鋼板)

符号	溶接法	溶接棒, 溶接ワイヤ	フラックス	極間距離 (mm)	雰囲気	電流 (A)	電圧 (V)	速度 (cm/min)	入熱量 (KJ/cm)	開先形状および継手断面	(注)
N	手溶接 (MAW)	表1付, LBM-52.4* 表2-5付, LBM-52.45* 表1-2付, LBM-52.45*	—	—	—	130 ~180	20 ~27	5 ~15	32.3~46.3 33.4~52.5 26.4~43.2		③
O	電極片面埋込み溶接 (SAW-RF)	L: US43, 4.8* Ti: US43, 6.4* T2: US43, 6.4*	PFI-53 RF-1	L~Ti = 80 Ti~T2 = 100	—	1,250 1,050 1,150	30 42 50	70	139.5		②
P	アルタキソレット (VGSAW)	DEL-50 1.2*	—	—	内側: Ar (20%/min) + CO2 (5%/min) 外側: CO2 (35%/min)	200 ~220	20 ~22	1.8 ~2.0	120 ~161		②
Q	VASCON-II (NGSAW)	YM-28 1.6*	—	—	Ar + O2 (10%) (25%/min)	340 ~460	27 ~36	6.7	117		②
R	ILKトガス (EGW)	HS-42G 3.2*	—	—	CO2 (30%/min)	640 ~660	36 ~38	5.6 ~5.9	245 ~258		⑤
S	ILKトガス (EGW)	HS-42G 3.2*	—	—	CO2 (35~40%/min)	640 ~650	39 ~40	10.8 ~11.4	134 ~142		①
T	ILKトガス (EGW)	HS-42G 3.2*	—	—	CO2 (40%/min)	640 ~650	39	7.8 ~8.2	183 ~195		②
U	ILKトガス (EGW)	HS-42G 3.2*	—	—	CO2 (30%/min)	650	38	7.5 ~10.5	141.1 ~197.6		③
V	ILKトガス (EGW)	HS-42G 3.2*	—	—	CO2 (30%/min)	650 ~670	36 ~38	8.0 ~8.5	172.4 ~183.2		③
					CO2 (30%/min)	650 ~670	36 ~38	8.5 ~8.8	166.5 ~172.4		
W	ILKトガス (ESW)	DW 55S 2.4*	No.2539	—	—	420	39	2.3	427.3		⑤
X	CES	NES-53	YF-15 SES-15	—	—	430	38	2.3 ~2.5	426 ~392		①

(注): ① SRI47 昭和48年度報告
 ② SRI47 昭和49年度報告
 ③ SRI47 昭和50年度報告
 ④ SRI53 昭和49年度報告
 ⑤ SRI53 昭和50年度報告

3. 脆性破壊発生特性に関する考察

3.1 Vノッチシャルピー試験結果と溶接部靱性

鋼板および溶接部の切欠靱性に対して品質管理をする場合にはVノッチシャルピー試験が使われることが一般的である。鋼材に要求されるVノッチシャルピー試験の特性値は安全使用実績に基づいて規定されている。ここではVノッチシャルピー試験結果と金属組織との関係および破壊力学試験としてのCOD試験結果との関係を調べることによって、Vノッチシャルピー試験で得られる情報が鋼材の靱性をどの程度に評価しているかを明らかにする。

3.1.1 Vノッチシャルピー試験結果と金属組織との関係

評価対象材はSR 147 部会昭和50年度材のKAS (符号3), K5D (符号12) ならびに新HT50 (符号13) およびSR 153 部会の昭和50年度材のKD32 (符号8) の母材およびエレクトログラス溶接 (符号HおよびJ) 継手のボンド, ボンドから2, 4, 8mmの熱影響部であり, (a)溶接継手の光学顕微鏡観察結果 (b)シャルピー試験破断面の電子顕微鏡観察結果とVノッチシャルピー試験の破面遷移温度 $vTrs$ との関係調べた。

$vTrs$ は金属組織がフェライトから中間段階組織へ移行するにしたがって高温になっている。

一般にフェライト鋼においては $vTrs$ とフェライト粒径 d との間には次の関係がある (Petchの関係)。

$$vTrs = A + B \log d^{-1/2} \dots\dots\dots (3.1.1)$$

ただしA, Bは定数

中間段階組織の鋼においてはシャルピー破断面のヘビーティアラインで囲まれた領域がフェライト鋼の d に相当するものと考えられている。⁸⁾ 図3.1.1は母材およびエレクトログラス溶接継手の種々の切欠位置における $vTrs$ と dc の関係をPetchの関係に擬して示したものである。なお dc はシャルピー破断面におけるヘビーティアラインの間隔である。

dc が小さくなるほど $vTrs$ は低温になっている。新HT50のエレクトログラス溶接継手熱影響部の $vTrs$ は他の鋼 (KAS, K5D, KD32) に比べ低温になっているが、それは新HT50の dc が小さいことによるものである。

3.1.2 Vノッチシャルピー試験結果と小形COD曲げ試験結果との相関性

造船・タンク・橋梁などの一般の溶接構造物に広く使用されている鋼材の脆性破壊発生特性を定量的に評価するにはCOD試験や切欠付広幅引張試験などの破壊力学的試験によって破壊靱性値 (Stress Intensity Factor; Kc , 限界亀裂開口変位 (COD); δc など) を求める必要がある。ところが一般に破壊力学的試験法は複雑であり、多くの労力を要するため、鋼材の靱性の程度を知るQC (Quality Control) の手段として、これを用いることは不適當である。

Vノッチシャルピー試験は破壊力学的見地からは種々の問題点や不明確な点も少なくないが、試験法が簡単であり、従来の経験に基づく実績も豊富であることからQCの手法として実用的意義は大きい。そのため脆性破壊発生特性に基づいて鋼材の材質判定をより合理的に行おうとする場合には、破壊力学的試験による材質評価結果をVノッチシャルピー試験の特性値によって推定する必要がある。近年、破壊力学的試験結果とVノッチシャルピー試験結果との相関について^{1~7)} 数多くの研究成果が報告されている。

これまでに提案されている相関式は破壊力学的試験で得られる脆性破壊発生特性温度と $vTrs$ との相関と破壊靱性値 (δc) とVノッチシャルピー吸収エネルギー (vE) との相関に大別される。以下にそれぞれの相関式について略述し、本委員会で得られた試験結果について相関の程度を調べた。

*) 隣接する結晶粒の劈開破面は互に相傾いており、それが引裂き (ティア) でつながる。破面上でこのティア部は太く黒い線に見えるのでヘビーティアラインと呼ぶ。

A 脆性破壊発生特性温度とvTrs との相関

COD試験や切欠付広幅引張試験などで得られた脆性破壊の発生特性値と、ある適当なクラック寸法や応力を設定して、クラックの力学的モデルを用いて求めた破壊パラメータとから、設定条件における「破壊発生温度」や、あるいは破壊力学的試験における一種の破面遷移温度をとることによって、脆性破壊発生特性温度を定義することができる。次にこれらの代表的な結果の数例について述べる。

(1) [Ti]_{c=40}, σ = σ_y/2 と vTrs の相関

笠松ら¹⁾はHT50~HT80鋼, アルミキルド鋼, 3.5%Ni 鋼板およびそれらの溶接継手についてのDeep Notch Test で得られたKc 値をArrhenius 型温度依存性で近似し, 設定条件として無限板中に長さ(2C) = 80 mmのクラックに公称降伏点(σ_y)の1/2の応力が一様に作用する場合を想定して, 脆性破壊発生特性温度, [Ti]_{c=40}, σ = σ_y/2 を定義し, それとvTrs との関係として次式を提案している。

$$[Ti]_{c=40}, \sigma = \sigma_y/2 = 0.687 \alpha vTrs + 7.83 \sqrt{t} - 54 \quad (^\circ k) \quad \dots \quad (3.1.2)$$

ただし α : 降伏比

vTrs : (°k)

t : 板厚 (mm) 16 ≤ t ≤ 75

COD試験でδ_c 値を求める場合にも得られたδ_cを次式

$$Kc = \sqrt{E \sigma_y \delta_c} \quad \dots \quad (3.1.3)$$

ただし E : ヤング率 (kg/mm²)

σ_y : 試験温度における降伏点 (kg/mm²)

によってKc 値に変換し, 上述と同様な設定条件での[Ti]_{c=40}, σ = σ_y/2 を求め, vTrs との相関が調べられている。²⁾

$$[Ti]_{c=40}, \sigma = \sigma_y/2 = (0.00534 \sigma_{y0} + 0.414) vTrs + 9.07 \sqrt{t} - 71.1 \quad (^\circ k) \quad \dots \quad (3.1.4)$$

ただし σ_{y0} : 室温降伏点 (kg/mm²)

vTrs : (°k)

t : (mm)

本委員会で得られたVノッチシャルピー試験およびCOD試験結果から(3.1.4)式で推定した[Ti]_{c=40}, σ = σ_y/2と実測値の関係を図3.1.2に示す。ただし[Ti]_{c=40}, σ = σ_y/2の実測値はδ_c値の温度依存性を定式化しないで実験点を結ぶfair曲線から求めた。また公称降伏点としては軟鋼板およびボンド部は24kg/mm², 軟鋼溶接金属は31kg/mm², HT50鋼板およびボンド部は32kg/mm², HT50溶接金属は40kg/mm²を採用した。

(2) [Ty] 温度とvTrs の相関

川口ら³⁾は溶接ボンドの十字継手広幅試験結果から溶接残留応力は破壊応力曲線を高温側に移行させるが, 破壊応力が降伏点近くになる領域ではその効果はわずかであることに着目し, 残留応力がない場合の破壊応力が降伏応力に等しくなる温度[Ty]を脆性破壊発生特性温度として定義している。Tyは(3.1.3)式によって求めたKc値にArrhenius型温度依存性を仮定し

$$Kc = \sigma_y \sqrt{\pi C} \quad \dots \quad (3.1.5)$$

ただし σ_y : 試験温度における降伏点 (kg/mm²)

となる温度として実験的に決めることができる。[Ty]とvTrsの間には次式が成立つ。

$$\left. \begin{aligned} Ty &= \{ 234 + 1.5 vTrs + 12\sqrt{t} - 65 \ln \sigma_{y0} \} / f(\sigma_{y0}, C) \\ f(\sigma_{y0}, C) &= (324 - 65 \ln \sigma_{y0}) / 273 + \ln 3000 / \sigma_{y0} \sqrt{\pi C} \end{aligned} \right\} \quad \dots \quad (3.1.6)$$

ただし vTrs : (°k)

σ_{Y0} : 室温における降伏点 (kg/mm²)

t : 板厚 (mm)

ここで想定クラック寸法として軟鋼の場合 2C = 120mm, HT50の場合 2C = 80mmを想定して本委員会の結果について [Ty] の実測値と (3.1.6) 式による推定値の関係を図 3.1.3 に示す。ただし [Ty] の実測値は実験で得られた δ_c の fair 曲線上で

$$\delta_c = \pi C \sigma_Y / E \quad \text{..... (3.1.7)}$$

となる温度とした。

(3) [Ti] 温度と vTrs との相関

以上の2例は力学的条件を設定して脆性破壊発生特性温度を定義したものであるが、破壊力学的試験結果のある種の遷移温度をとる考え方もある。

COD試験においては、ある温度になると切欠底部にThumb nail 状の延性クラックが生じてから脆性破壊に移行する現象がみられる。この延性クラックの大きさは温度と共に増大し、やがて完全延性破壊を呈するようになる。この延性クラックの発生し始めるときの δ の値、 δ_i はこれまでの研究から荷重様式、試験片形状寸法、温度などに余り依存しない比較的安定した量である。そこで δ_c が δ_i になる温度、[Ti] は一種の脆性-延性遷移現象に対応する温度であり、これも脆性破壊発生特性温度となる。⁴⁾ δ_i は次式で与えられる。

$$\delta_i = -0.004 \sigma_{Y0} + 0.5 \quad \text{..... (3.1.8)}$$

ただし σ_{Y0} : 室温降伏点 (kg/mm²)

δ_i : (mm)

[Ti] 温度と vTrs の間には (3.1.9) 式の関係が成り立つ。⁵⁾

$$[Ti] = 0.782 vTrs + 0.1142 \sigma_{Y0} + 4.72 \sqrt{t} - 16.7 \quad (^\circ\text{k}) \quad \text{..... (3.1.9)}$$

ただし vTrs : (°k)

σ_{Y0} : (kg/mm²)

t : (mm)

本委員会のデータについて [Ti] の実測値と (3.1.9) 式による推定値との比較を図 3.1.4 に示す。

B 破壊靱性値とシャルピー吸収エネルギーとの相関

伊藤、田中⁶⁾は角変形表面切欠付広幅試験を主として HT60, HT80 について実施し、 K_{Ic} とそれと同一温度における vE との相関式として次式を提案している。

$$(K_{Ic} / 100)^2 = 300 (vE / \sigma_Y) \quad \text{..... (3.1.10)}$$

ここで K_{Ic} : (kg√mm/mm²)

vE : (kg·m)

σ_Y : その温度における降伏点 (kg/mm²)

萩原⁷⁾は δ_c と vE との相関を調べている。COD試験は全板厚での静的試験であり、切欠は通常 0.2mm 幅のスリットであるのに対し、Vノッチシャルピー試験は 10mm 厚の衝撃試験であり、切欠は 0.25mm R の Vノッチであることによりひずみ速度、板厚効果および切欠の鋭さが両試験で異なる。そのため δ_c 曲線と vE 曲線の遷移温度がずれることを考慮に入れて δ_c と相対的な温度だけ shift させた温度における vE との相関式を提案している。

$$\left. \begin{aligned} \delta_c (T) &= 0.02 vE (T + \Delta T^*) \\ \Delta T^* &= 120 - \sigma_{Y0} - 5 (\sqrt{t} - \sqrt{20}) \\ &= 142 - \sigma_{Y0} - 5 \sqrt{t} \end{aligned} \right\} \quad \text{..... (3.1.11)}$$

ただし $\delta_c (T)$: T°C における δ_c 値 (mm)

vE (T + ΔT^*) : T + ΔT^* °C における vE 値 (kg·m)

σ_{y0} : 室温降伏点 (kg/mm²)

t : 板厚 (mm)

本委員会で得られた結果から (3.1.11) 式によって推定した δ_c 値と COD 試験で得られる δ_c 値との関係を図 3.1.5 に示す。

本委員会の COD 試験結果に対して図 3.1.2 ~ 図 3.1.4 には前述の定義に従った各脆性破壊発生特性温度の、また図 3.1.5 には δ_c 値の実測値と V ノッチシャルピー試験特性値からの推定値との比較を示したものである。 δ_c の温度依存性曲線において $[Ti]_{c=40}$, $\sigma = \sigma_y/2$ は、その遷移温度領域の低靱性レベル域での相関を、また $[Ty]$ および $[Ti]$ は遷移温度領域の中・高靱性レベル域での相関を調べていることになる。図 3.1.5 の δ_c の相関の場合はほぼ遷移領域における相関である。本試験結果は大入熱溶接継手についてのものであるが、いずれの相関式でもかなり良い推定を与えていることがわかる。

従って、V ノッチシャルピー試験によって材質判定をしようとする場合、対象とする構造物における部位を考慮した上で、これらの相関式のうち適したものを適用して鋼材に必要なとされるシャルピー特性値を求めることができよう。

参 考 文 献

- 1) 笠松, 高野, 松岡, "2 V シャルピー衝撃試験の特性値と Deep Notch Test による脆性破壊発生特性値の相関について", 溶接学会誌, 第44巻6号 (1975)
- 2) TM委員会, "脆性破壊発生特性に基づく鋼板の材質判定基準の確立に関する共同研究 — TM委員会共同研究総合報告書 —", 日本溶接協会鉄鋼部会技術委員会TM委員会, 昭和50年11月
- 3) 長谷部, 川口, 有持, "脆性破壊発生特性からみた溶接継手ボンド部の材質評価にたいする提案", 溶接学会誌, 第44巻1号 (1975)
- 4) 小林, 東京大学工学系船舶工学科修士論文 (1975)
- 5) BE委員会, "溶接構造用鋼板のボンド脆化に関する共同研究 — BE委員会共同研究総合報告書 —", 日本溶接協会鉄鋼部会技術委員会BE委員会, 昭和50年7月
- 6) 伊藤, 田中, 佐藤, "溶接ボンド部表面切欠からの脆性破壊", 日本造船学会論文集第131号 (1972)
- 7) 萩原, 征矢, 三波, 佐藤, "V シャルピー衝撃特性からの脆性破壊発生特性の評価法", 溶接学会誌, 第45巻8号 (1976)
- 8) 松田, 井上, 三村, 岡村, "Conf. on Toward Improved Ductility and Toughness", Oct. (1971) 113.

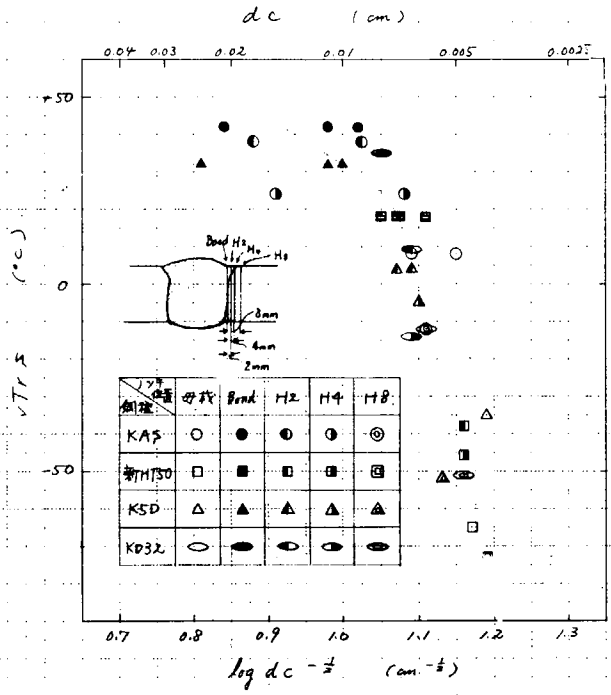


図 3.1.1 vTrs と dc の関係

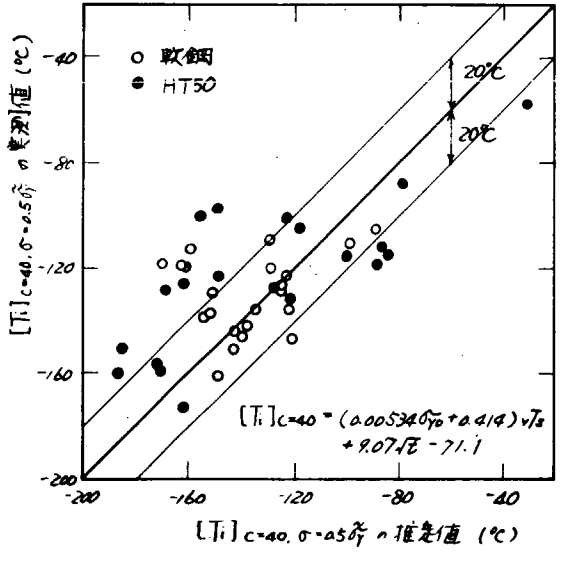


図 3.1.2 [Ti]_{C=40, σ=σ_y/2} の実測値と vTs からの推定値との比較

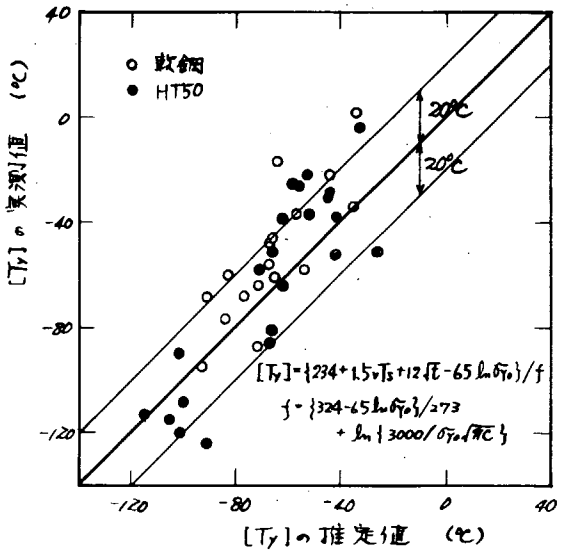


図 3.1.3 [Ty] の実測値と vTs からの推定値との比較

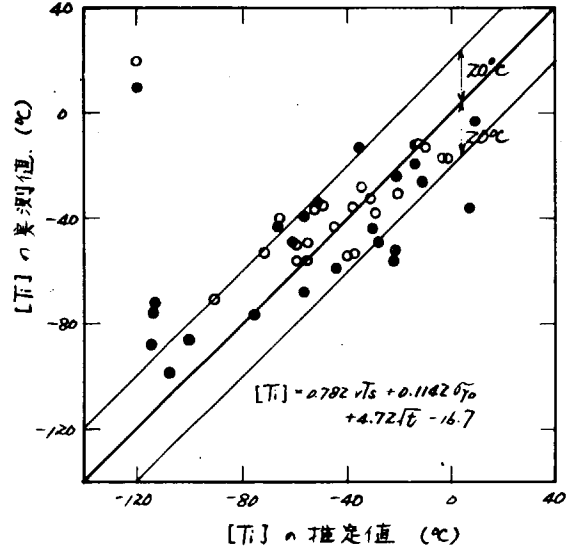


図 3.1.4 [Ti] の実測値と vTs からの推定値との比較

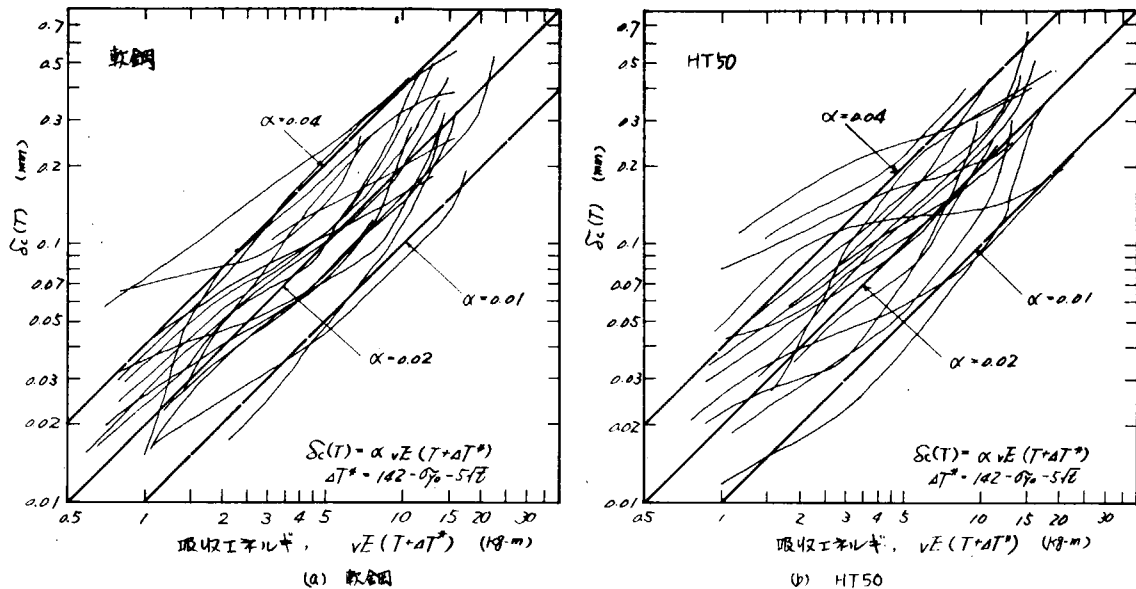


図 3.1.5 δ_c の実測値とvEからの推定値との比較

3.2 小形COD曲げ試験結果に及ぼす切欠尖鋭度の影響

小形3点曲げCOD試験を溶接構造物の脆性破壊発生挙動をシミュレートする小形材料試験法として把える場合、試験片に賦与すべき模擬亀裂としての切欠は鋼板部であれ、溶接部であれ、実構造物に実在する亀裂を疲労クラックの如き鋭い先端形状をもった亀裂に比例し、それにより構造物の安全性を論議するほうがより実際に即しており、また、脆性破壊発生に対する、より安全側の評価を与えるであろうことは、すでに広くゆきわたった考え方である。他方、ディープノッチ試験のごとき大形脆性破壊発生試験は、試験片寸法の点からは小形試験に比して、より信頼度が高いという側面を有するが、試験上の困難さから大部分のデータは機械切欠付きの試験片で求められてきた。

これら大形脆性破壊試験による結果はかなりぼう大なものであり、またその寸法上の長所を考慮すれば、その結果の有効利用は構造物の安全性評価をより確度の高いものとするであろうことは疑いを容れない。このためには3点曲げCOD試験に賦与する切欠が通常先端0.1mmRの場合と、先端が理想的に鋭いと考えられる疲労切欠との場合とで、脆性破壊発生特性値としての限界亀裂先端開口変位 δ_c がどの程度の影響を受けるかをできる限り、多数の条件下で調査することが必要となる。

本問題に関しては、すでにかなり多くの研究、共同研究によりデータが積み上げられてきたが、これらは大部分母材鋼板についてのものである。ここではこれまで集積されたJMC委員会¹⁾、TM委員会²⁾、その他を加えた現在利用しうる限りのデータを用いて、各種構造用鋼(母材)、およびそれらの溶接部についてこの影響の程度を調査、検討した。調査対象は40キロ級鋼から80キロ級鋼の母材(B.M.)およびそのうちの一部鋼板について行われた各種溶接法による溶接部(溶接金属、ボンド、HAZ)である。また、これらの結果はすべて通常のタイプの小形COD試験によるもので、切欠先端が0.2mm中の機械切欠のもの、疲労亀裂のものとの比較である。切欠位置はそれぞれ調査対象位置(母材、溶接金属中央、ボンド部、熱影響部)である。

切欠尖鋭度の影響の程度を把握する方法としては、3点曲げ試験に於いて、尖鋭度が異なる場合、限界COD-温度遷移曲線が温度軸方向にどれだけシフトするかを見るという方法によった。クリップゲージによる測定開口量から切欠先端の限界COD(δ_c)の算出に当っては大部分Wellsの方法によったが、一部の結果は(FEM+回転中心)による換算法で行ってある。両法による差はほとんど認められないことはすでに充分知られているので、結果はすべて同等に扱って特に区別はしていない。

限界 COD-温度曲線 ($\delta_c - T$ 曲線) の異同は母材, 溶接部を問わず, よく知られているように図 3.2.1 に示すとき 2 つの型が認められるが, より低温の実験を行えば, B-type は A-type と同一型となると予想される。いずれにせよ $\delta_c - T$ 曲線はよく知られているように先端が尖鋭になれば高温側に移行する。同図におけるこのシフト量の程度 ΔT を明確に把握するため, $\Delta T - \log \delta_c$ の関係を図 3.2.2 ~ 図 3.2.9 に表示した。調査範囲内では ΔT は 100 °C 程度にも達することがあるが, ここではサムネイル出現の δ_c に近い値でかつ実用上問題となるであろうと思われる $\delta_c = 0.05, 0.1, 0.2 \text{ mm}$ に着目し, これら位置に於ける ΔT を以って両切欠の差の代表例とした。なお TM 委員会関係データでは板厚をパラメータとして HT80, HT60 の $\Delta T \sim \delta_c$ 関係が求められているが, 当該板厚範囲での $\Delta T \sim \delta_c$ 曲線の系統的な差が認められないので, それらの平均値的な実線をもって, この両鋼種に対する $\Delta T \sim \delta_c$ 曲線として結果を求めた。結果を表 3.2.1(a) ~ 3.2.1(c) に示す。

同表が示すように溶接部のシフト量は切欠位置を問わず, さまざまな値をとる。これは溶接法の相違も一因かもしれないが, それ以上に破壊靱性値 δ_c の本質的なバラツキ, 切欠賦与時の切欠寸法の精度上のバラツキ (特に疲労切欠の場合), さらにボンド, HAZ 部等に切欠を賦与する際に必然的に介入してくる誤差や問題等の要因によるものと思われるが, これらの相違にもかかわらず, 全体的にみて ΔT は母材, 溶接部ともに強度レベルに依存し, 高強度のものほどシフト量が大である。換言すれば, 高強度材ほど尖鋭度に対する sensitivity が大ということが言えよう。

表に挙げた 3 つの δ_c のうち, 最も代表的な値としてよく引き合いに出される $\delta_c = 0.1 \text{ mm}$ についての結果からみれば, 60 キロ級鋼から 80 キロ級鋼では母材, 溶接部で, おおむね $\Delta T \sim 50^\circ\text{C}$, 40 ~ 50 キロ級鋼では $\Delta T \sim 30^\circ\text{C}$ 前後と考えて大きな誤りはないように考えられる。

今回の調査により定性的には, おおむね上記の如き結論が引き出されたが切欠尖鋭度の問題を単に切欠底半径の大小から論ずるのみでなく本来塑性拘束という観点から検討する必要があるとの考え方もすでになされているが²⁾ いずれにせよ溶接構造物の安全性の確度の高い評価のために尖鋭度の問題を厳密に扱おうとするには, 今回のデータでは, はなはだ不足と言わざるをえない。このためにはさらに広汎なデータの積み上げが, 何にもまして必要となる。

参 考 文 献

- 1) 財団法人建材試験センター JMC 委員会報告書, “構造材料の安全に関する調査研究” 昭和 51 年 3 月
- 2) TM 委員会, “脆性破壊発生に基づく鋼板の材質判定規準の確立に関する共同研究 — TM 委員会共同研究総合報告書 —”, 日本溶接協会鉄鋼部会技術委員会 TM 委員会, 昭和 50 年 11 月

表 3.2.1 各種構造用鋼及びその溶接部に関する ΔT

(a) ΔT ($\delta_c = 0.05 \text{ mm}$)

鋼種	切欠位置	B. M.	W. M.	BOND	HAZ
H T 80	(1)	55	82, 45	47, 65, 95	33, 58
H T 80	(2)	52			
H T 80	(3)	47			
H T 60	(1)	61	90, 50	103, 38, 39, 73	56, 68
H T 60	(2)	32			
S M 58 Q			50		50
S M 53 C		24			
S M 50 B			30		30
S M 41 B			39		8

(b) ΔT ($\delta_c = 0.1 \text{ mm}$)

鋼種	切欠位置	B. M.	W. M.	BOND	HAZ
H T 80	(1)	52	78, 47	40, 40, 107	30, 51
H T 80	(2)	55			
H T 80	(3)	34			
H T 60	(1)	52	45, 50	112, 25, 32, 50	48, 56
H T 60	(2)	31			
S M 58	Q		45		40
S M 53	C	28			
S M 50	B		25		20
S M 41	B		31		55

(c) ΔT ($\delta_c = 0.2 \text{ mm}$)

鋼種	切欠位置	B. M.	W. M.	BOND	HAZ
H T 80	(1)	48	71, 43	34, 19, 96	34, 36
H T 80	(2)	54			
H T 80	(3)	26			
H T 60	(1)	45	38, 61	>112, 17, 29, 17	40, 55
H T 60	(2)	29			
S M 58	Q		40		28
S M 53	C	29			
S M 50	B		21		14
S M 41	B		28		64

- (注1) B. M 母材
W. M 溶接金属
BOND ボンド
HAZ 熱影響部

(注2) 表中の数字 (ΔT) の単位は℃
検討対象板厚範囲 $25\text{mm} \leq t \leq 50\text{mm}$
表中の1ヶの欄に複数個の ΔT があるのは溶接法の違いによる。

(注3) TM委員会データより。(HT80(3), HT60(2) B.M.)
JMC委員会データより。(SM58Q, SM50B, SM41Bの各W.M.及びHAZ)

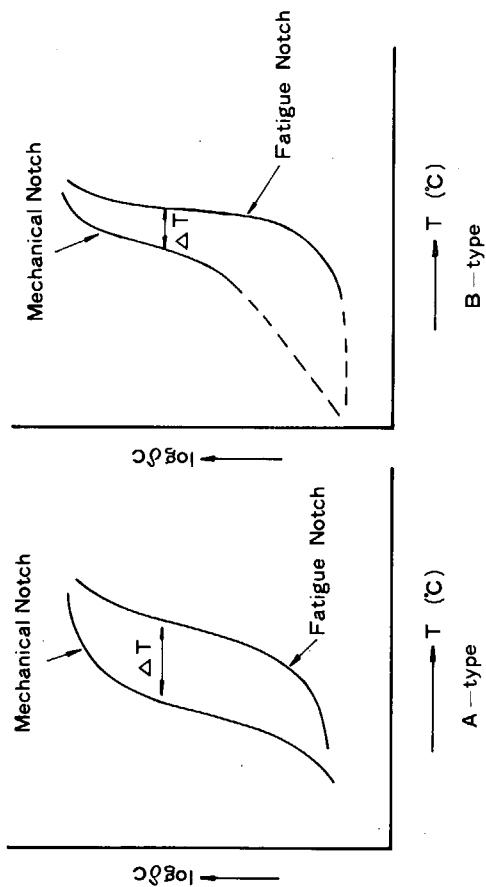


図 3.2.1 Notch Acuity に基因する δ_c - T 曲線の異動

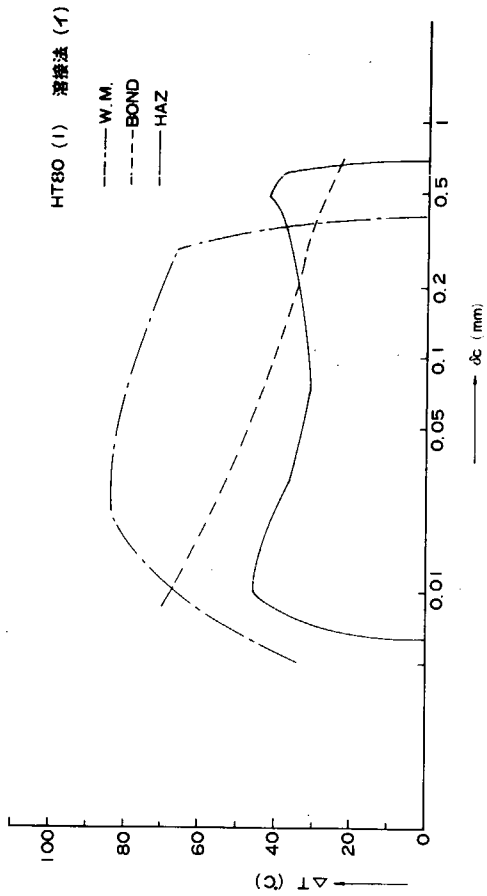


図 3.2.3 ΔT と限界 COD の関係

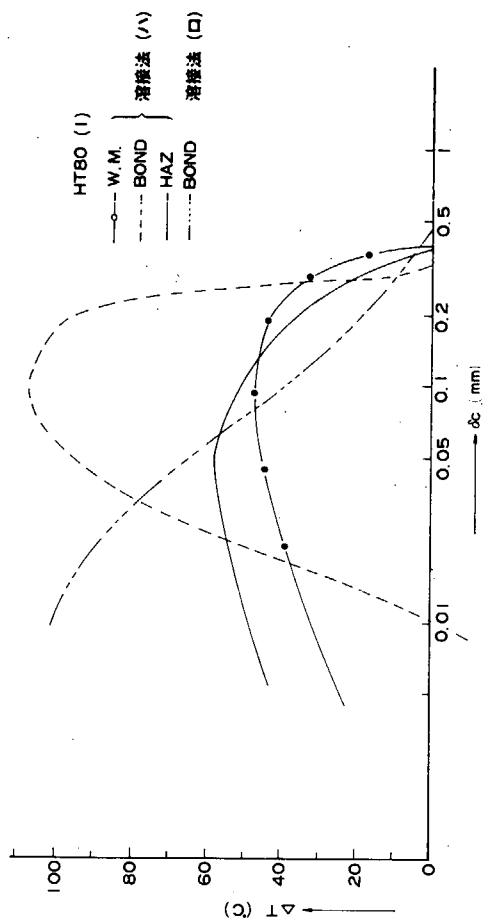


図 3.2.4 ΔT と限界 COD の関係

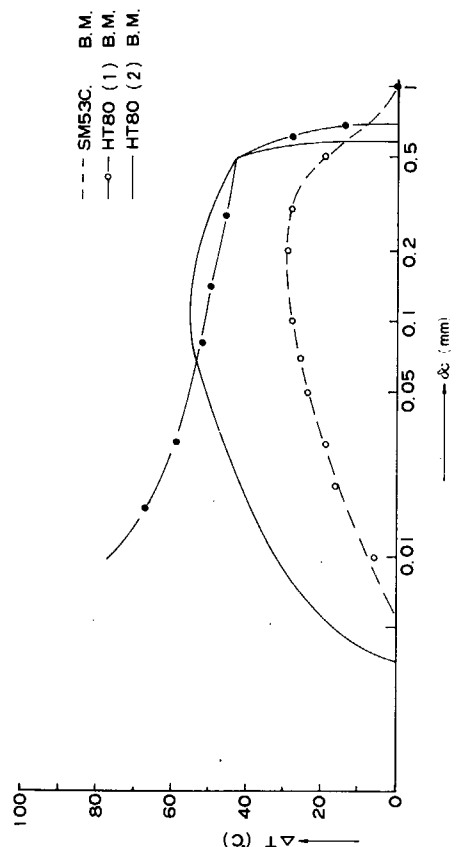


図 3.2.2 ΔT と限界 COD の関係

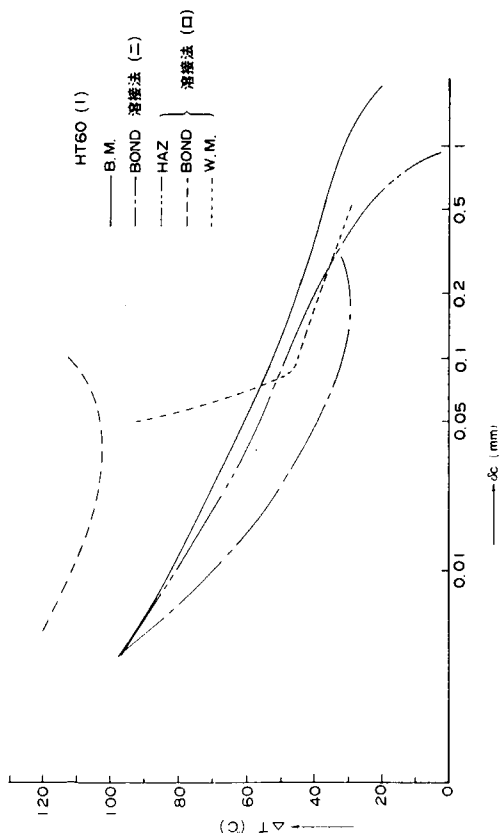


図 3.2.5 ΔT と限界 COD の関係

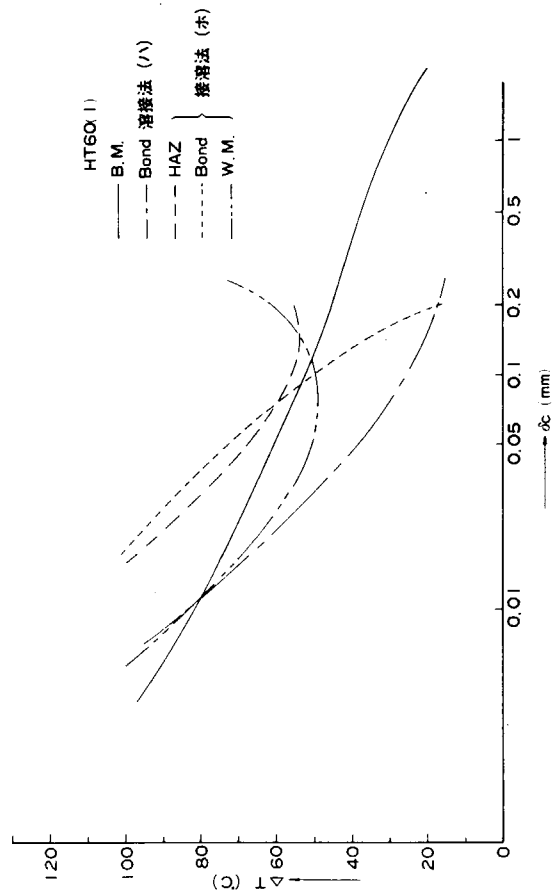


図 3.2.6 ΔT と限界 COD の関係

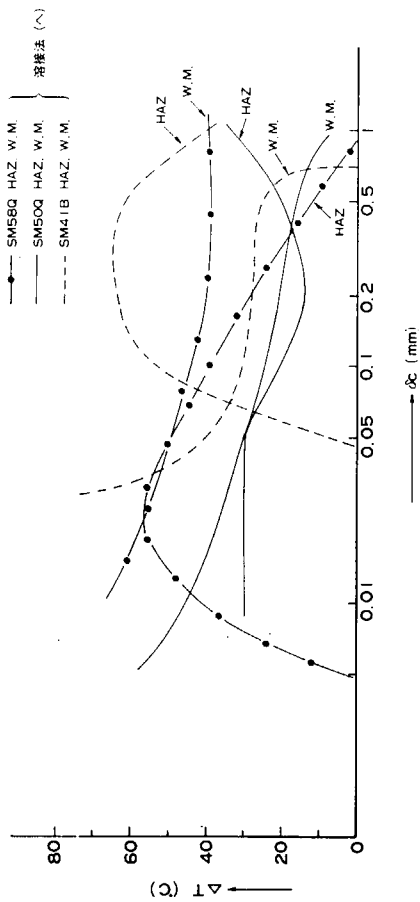


図 3.2.7 ΔT と限界 COD の関係 (JMC 委員会データ)

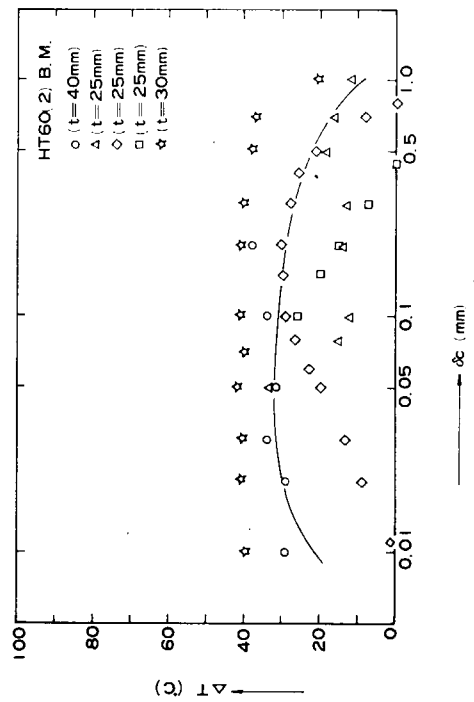


図 3.2.8 ΔT と限界 COD の関係 (TM 委員会データ)

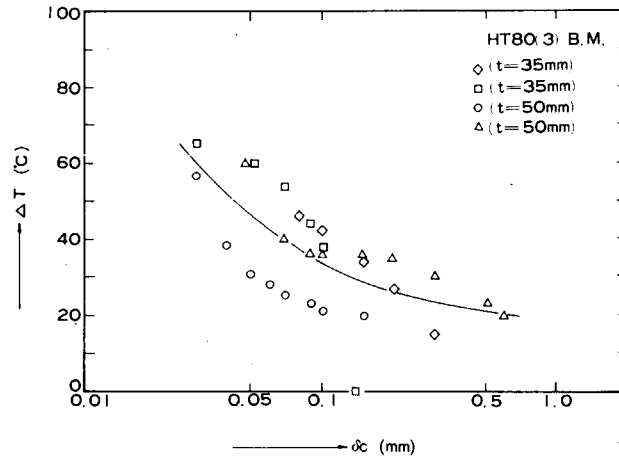


図 3.2.9 ΔT と限界 COD の関係 (TM 委員会データ)

3.3 溶接継手ボンド部の脆性破壊発生特性に及ぼす靱性不均一とボンド形状の影響

溶接継手のボンド部形状は溶接法，開先形状，溶接条件などの影響により異なる。しかも溶接条件によってボンド部近傍の破壊靱性の不均一性が異なり，これらは溶接継手の脆性破壊発生特性に影響を及ぼすであろう。本研究部会で対象とされている大入熱溶接継手部の脆性破壊特性を評価する上においても溶接法によって異なる靱性の不均一とボンド形状の影響を明らかにする必要がある，それをふまえて本研究部会の実験結果を解釈する必要性がある。これは溶接継手部の破壊靱性を把握する方法に対する問題指摘であるともいえる。

ここでは本研究部会で実験が実施された大入熱溶接継手のボンド形状と靱性の不均一について概略を示し，破壊靱性試験として実施された板厚貫通する板面に垂直な切欠を有する曲げ COD 試験によって得られた破壊靱性値の意義を溶接ボンド溶け込み形状との関係を，これまでになされた他の研究結果をも参考にして考察する。

3.3.1 大入熱溶接におけるボンド形状と靱性の不均一

図 3.3.1 は本研究部会において実施された溶接継手の断面マクロのスケッチと靱性劣化域の概略を図示したものである。図中に示す板厚方向の垂直線は曲げ COD 試験および大形切欠付引張試験片の切欠予定位置を示す。図に示すように切欠は板表面に垂直に入れているが溶接融合線は板表面に対して傾きをもち，とくに大入熱溶接のうちでも 3 電極片面のような片側から溶接するものはその傾向が著しい。

ボンド部付近に示す斜線部分は継手各部から採取した V-シャルピー試験における破面遷移温度 vTs からみてボンド部と同等以上に靱性が劣化していると思われる部分を模式的に示したものである。ただし，溶接金属側の融合線近傍については明らかでないこと，V-シャルピー試験の結果が必ずしもその部分の靱性を評価しているといえないこと，などから正確な寸法を表わしているものでない。

図 3.3.1 をみると大入熱溶接においては，溶接法の如何に拘らず，ボンド付近の靱性劣化部の幅が大きいため靱性試験における切欠先端部は板厚方向にみると，切欠先端のかなりの部分がボンドと同等以上の靱性劣化部に位置しているといえよう。

3.3.2 靱性の不均一と切欠位置が破壊挙動におよぼす影響

まず板厚方向に切欠先端に沿って靱性が不均一に分布する場合でなく二次元的に靱性が不均一に分布し，貫通する切欠を有する場合の挙動について考える。このような場合の代表例として佐藤，豊田，川口，鈴木ら¹⁾は図 3.3.2(a)に示すようなレ型開先で溶接した HT80 鋼板の溶接継手を作製し，溶接ボンド部で靱性が著しく急変し，溶接金属側および母板側はほぼ同一の靱性レベルを有するような継手を得て，切欠位置と靱性の不均一の影響を調査する実験を行なっている。図 3.3.2(b)は切欠位置を示したもので，切欠をボンド部，溶接金属中央およびボンド

部から5 mm 母材側の HAZ の位置に入れた曲げ COD 試験（原厚）および切欠付広幅引張試験を行なっている。

図 3.3.3(a), (b)はボンド部と溶接金属部の限界開口変位 δ_c およびボンド部から5 mm母材側の HAZ と母材の δ_c 値を示したもので、上述のように靱性がボンド部で急変していることがうかがえる。また曲げ COD 試験では切欠先端で靱性が急変していると思われるにも拘らず、靱性はその低い方の値で決まっているようである。

図 3.3.4 は図中に示す寸法の切欠付広幅引張試験の結果であり、ボンド部のように、急変部に切欠のあるものは COD 曲げ試験と同様に靱性の低い方に左右され、また切欠先端部がたとえ靱性が高くともすぐ近傍に靱性の低い部分が存在するときには切欠先端近傍の塑性変形が大きくなるような高破壊応力側で靱性の低い部分の影響をうけて、破壊応力は切欠先端と同一の靱性のみをもつ切欠材に比べて低くなることも考えられる。

図 3.3.5 は谷口ら²⁾の行なった曲げ COD 試験において、亀裂進行方向の材質が変化する場合の限界開口変位 δ_c の温度依存性を調べた実験結果である。図中に示す Ttype, Ltype のように溶接金属中に切欠があり、切欠が溶接線方向に垂直なものと平行なものとは、ほとんど限界 COD 値に差が認められない。

このように材質の巨視的な変化部に切欠先端がある曲げ COD 試験片では、切欠先端部の靱性の低い方で限界 COD 値が決まる傾向がうかがえる。

3.3.3 溶接ボンド形状と切欠位置が破壊靱性におよぼす影響

(1) 実験による検討

高圧ガス保安協会 HS - B 委員会の共同研究³⁾として HW50 と HW70 材について開先形状と試験片の採取要領（切欠様式）の差が破壊靱性におよぼす影響を調べる実験が行なわれている。

図 3.3.6(a), (b)はその実験におけるシャルピー試験片と曲げ COD 試験片の採取要領と切欠様式の区別を示したものである。曲げ COD 試験はすべて X 開先のものに対して行なわれている。表 3.3.1 にその供試材の機械的性質を示す。

図 3.3.7 は HW70 A 材の溶接ボンド部におけるシャルピー試験結果におよぼす切欠様式の影響を調べた結果であり、X 開先としレ型開先の場合について示してある。シャルピー試験における吸収エネルギーには切欠様式の差すなわち表面切欠型（type A）と貫通切欠型（type B）の差はほとんど影響を与えない。

しかし、破面遷移温度については多少 type A の方が type B に比べて低くなる傾向があるように思われる。レ型開先と X 開先の差はシャルピー試験ではみられ、とくにボンド部の劣化の著しい場合には顕著のようでもある。このような結果は HW70 B についても同様に認められる。

図 3.3.8, 9 はボンド部の曲げ COD 試験結果におよぼす切欠様式の差の影響を示したものである。図より曲げ COD 試験の結果にも、切欠様式の差の影響はほとんどみられない。この場合には X 開先とレ型開先の比較の実験はなされていないが、図 3.3.8 に示す破線は萩原ら⁴⁾の提案したシャルピー値と限界 COD 値 δ_c の相関式を用いてレ型開先のシャルピー値から求めた δ_c の温度依存性（入熱 47 kJ / cm）であり、X 開先で Cross bond に切欠を入れた曲げ COD 試験結果とほぼ等しくなっている。このように X 開先に対して Cross bond の切欠を有する曲げ COD 試験から得た靱性値はほぼボンド部特性値を示しているといえる。

図 3.3.10 は同じような X 型開先とレ型開先の差を比べた他の実験⁶⁾結果を示したものであり、レ型開先の曲げ COD 試験から得た Kc 値と Cross bond の両side deep notch 付溶接継手試験から求めた Kc 値を比較したもので、この場合にも両開先の靱性値はほぼ等しいといえる。

一方笠松ら⁷⁾は曲げ COD 試験結果におよぼす切欠位置と溶接溶け込み形状の影響に関する実験を行なっている。

図 3.3.11 に示すように HT 50 材を用いてレ型開先のサブマージアーク溶接とエレクトロガス溶接の場合について図中のような切欠位置を選んで実験を行なっている。図からわかるようにサブマージアーク溶接のように極端な Cross bond のものとレ型のもののボンド部では δ_c 値に差がみられるが大入熱のエレクトロガス溶接継手ではその差

は小さい。

サブマージーク溶接の場合でもその差は20℃程度であり、図中に示すように $\frac{1}{2}$ ×降伏応力における $[Ti]_{c=40}$ の差に換算するとサブマージーク溶接で約18℃，エレクトロ溶接で約6℃程度である。

また最近大入熱溶接ボンド部に関する限界COD値と溶け込み形状の影響に関する詳細な実験は池田⁸⁾によってなされている。

図3.3.12と表3.3.2は実験を行なった溶け込み形状と切欠位置および供試材料の機械的性質と溶接条件を示している。図3.3.13, 14はその結果を示したものであり、図3.3.14からもわかるように、たとえ板厚方向に破壊靱性が異なる場合であってもほぼ板厚の中央部に靱性の低い部分が存在するような切欠位置の場合の δ_c 値はその低い材質のものが板厚方向に一樣に存在する場合の δ_c 値とほぼ等しいことを明らかにしている。

(2) 大入熱溶接における溶接ボンド形状と破壊靱性の評価

ここで取り挙げている板厚方向に靱性の不均一をもつ材で板面に垂直な切欠を有する試験片から求めた破壊靱性値(とくに限界COD値)はどのような部分の靱性に依存するかがここでの大きな問題である。

矢島⁹⁾が提案しているように板厚方向に異なる塑性表面エネルギー $\gamma_p(Z)$ (Z:板厚方向の位置)をもつ場合、新しく表面が形成されたときに必要なエネルギーは板厚の方向の平均値であるという考え方から

この場合の等価な破壊靱性値 K_{ceq} は

$$K_{ceq} = \sqrt{2E\gamma_p^*} = \sqrt{2E \frac{1}{t} \int_{-\frac{1}{2}}^{\frac{1}{2}} \gamma_p(Z) dz} \quad \dots\dots\dots (3.3.1)$$

で与えられるとすることができる。この場合には、板厚方向の靱性値の不均の仕方によっては試験結果に大きな影響を及ぼすことが考えられる。

これまで示してきた実験結果を参考にするとき、図3.3.11に示したサブマージーク溶接のような極端なCross bondの切欠では、 \angle 型部よりも高い靱性を示す場合などと考えれば、あるいは(3.3.1)式のような形の靱性評価方法の必要性が考えられるかもしれない。

したがって本研究部会の結果でも手溶接のようなものは果して実験で得られた靱性値がどの部分の靱性に対応していることになるかは問題が残ろう。

しかし、図3.3.1に示したように大入熱溶接では劣化部の幅が広く切欠面はかなりの劣化部を含んでいることなど、あるいは前項での多くの実験結果とくに図3.3.11, 14のような結果から考えて本研究部会が対象とする大入熱溶接の場合には、図3.3.1に示したような切欠位置の選定によって溶接ボンド部に相当するような破壊靱性値が評価されていると考えてもよさそうである。

参 考 文 献

- 1) 佐藤, 豊田, 川口, 鈴木外, “靱性の不均一をもつHT80溶接継手の破壊挙動”(未公表)
- 2) 谷口, 片屋, 三波, “溶接部のCODによる比較”溶誌, 講演概要, 第10集, (1972) P 27
- 3) 高圧ガス保安協会, HS-B委員会, 資料
- 4) 萩原, 征矢, 三波, 佐藤, “Vシャルピー衝撃特性からの脆性破壊発生特性の評価法”溶誌, 第45巻(1976) P 627
- 5) 伊藤, 田中, 佐藤, “溶接ボンド部表面切欠からの脆性破壊”日本造船学会論文集, 第131号(1972) P 335
田中, 野田, “脆性破壊発生時の K_c 値におよぼす板厚の効果および K_{Ic} と vE の相関についての考察”, 溶誌, 講演概要, 第13集(1973) P 268
- 6) 関西電力, 奥吉野水力発電所, HT80に関する研究会, 報告書
- 7) 笠松, 松岡, 齊藤, “CODによる鋼材および溶接継手の脆性破壊発生に関する研究(第1報)”溶誌, 講演概要,

8) 池田, 青木, 木内 外, "溶接ボンド部の限界COD値におよぼす溶け込み形状の影響", 溶誌, 講演概要, 第19集 (1976) P 164

9) 矢島外, "板厚方向に靱性が変化する板の等価な破壊靱性値について", SR 147 委資料, SR 147 幹一発-5-13

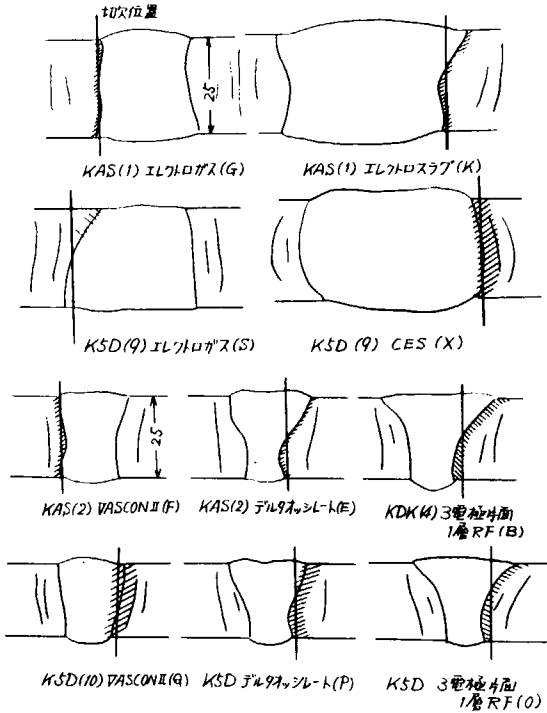


図 3.3.1 (a)

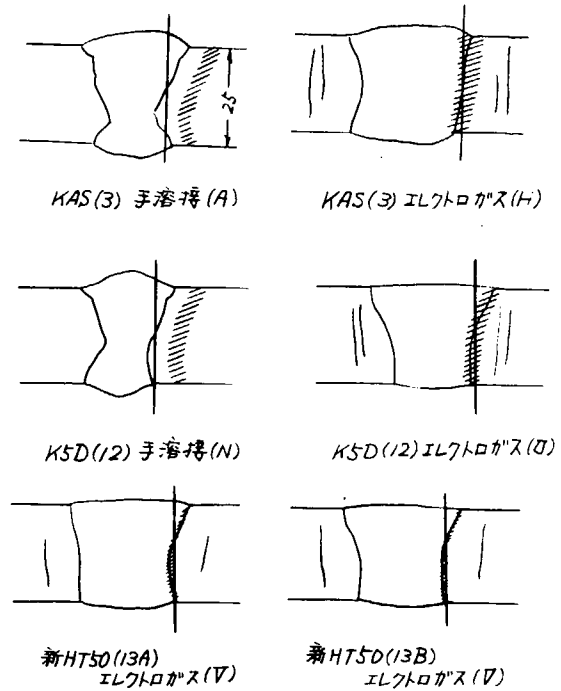
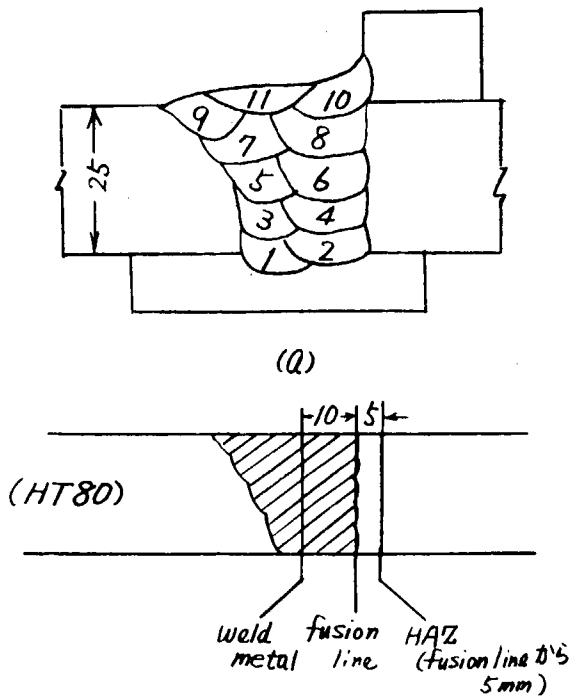


図 3.3.1 (b)

図 3.3.1 断面マクロのスケッチと切欠位置



(b) 切欠位置

図 3.3.2

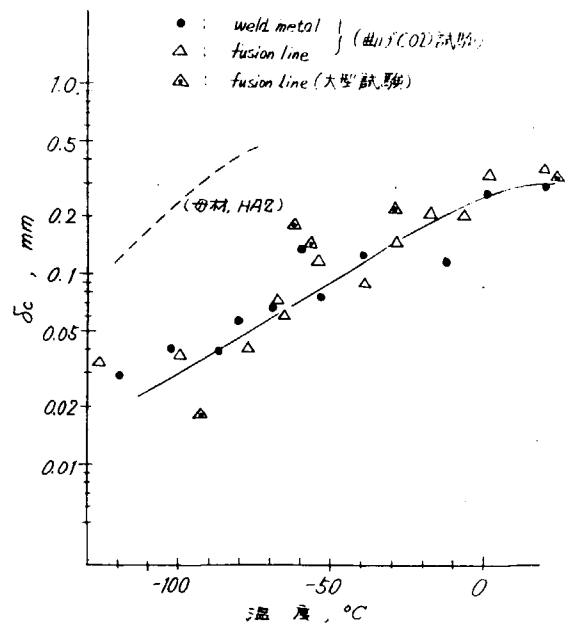


図 3.3.3(a) 限界COD, δ_c と温度の関係 (切欠位置: ボンド部, 溶接金属) (佐藤, 豊田 他)¹¹⁾

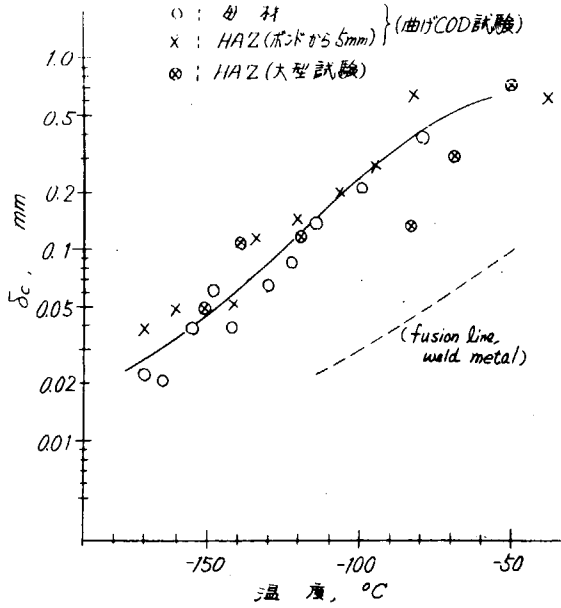


図 3.3.3(b) 限界COD, δ_c と温度の関係(切欠位置:母材, HAZ)(佐藤, 豊田 他)¹⁾

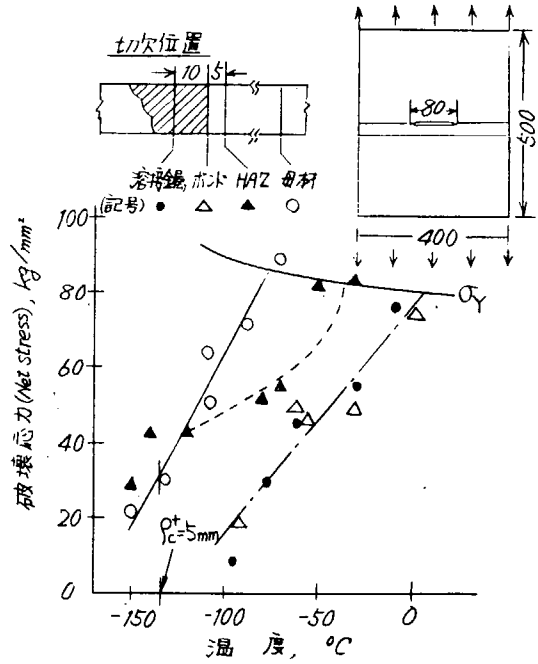


図 3.3.4 靱性急変部およびその近傍に切欠をもつ材の破壊発生応力-温度曲線(佐藤, 豊田 他)¹⁾

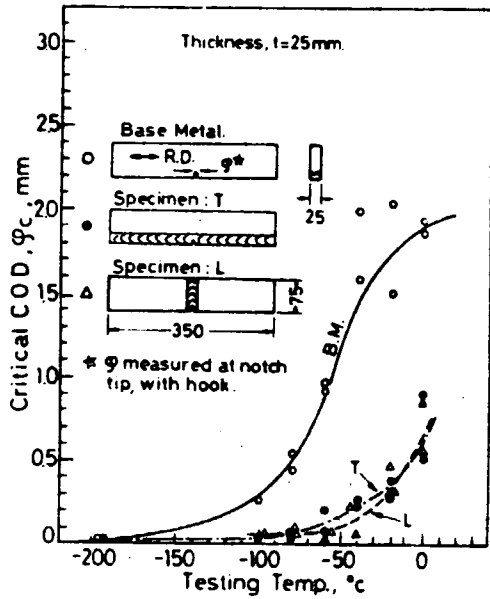


図 3.3.5 溶接金属部の限界開口変位におよぼすき裂進行方向の材質の差の影響(谷口ら)²⁾

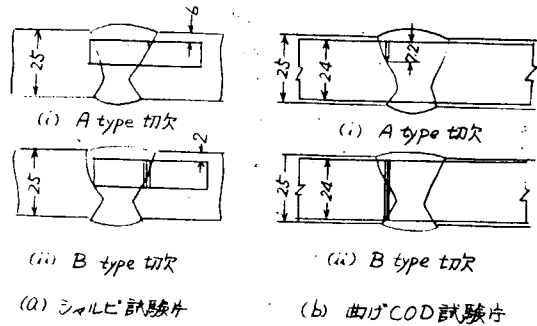


図 3.3.6 試験片の採取状況と切欠様式

表 3.3.1 供試鋼材の機械的性質

鋼種	降伏強さ (kg/mm ²)	引張強さ (kg/mm ²)	伸び (%)	νE (°C) (kg·m)
HW50	60	69	24	24.4 ⁽⁻¹⁰⁾
HW70A	78	84	23	13.2 ⁽⁻²⁰⁾
HW70B	79	83	25	22.5 ⁽⁻¹⁵⁾

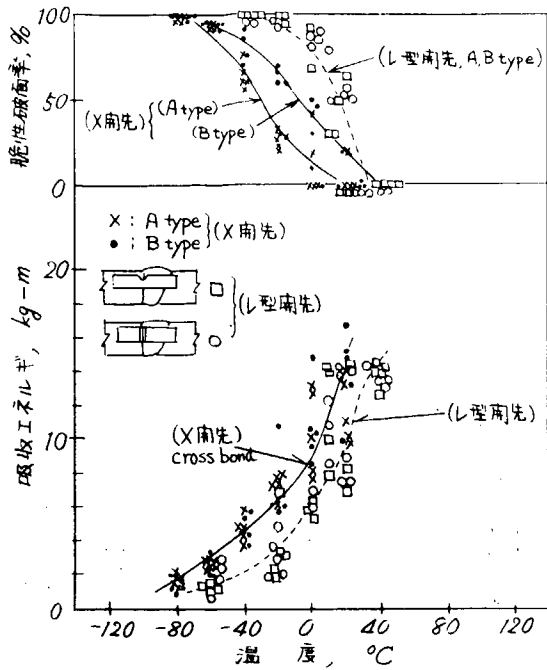


図 3.3.7 HW70 A ボンド部シャルピー試験結果
(入熱 27 kJ/cm)³⁾

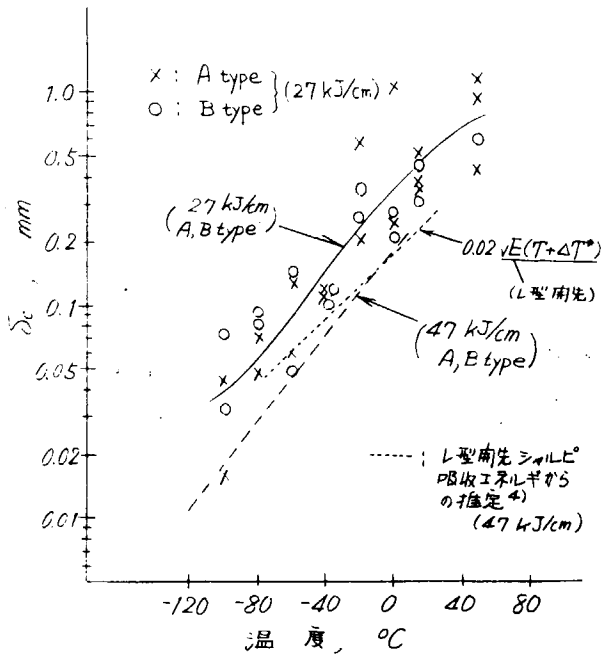


図 3.3.8 HW70 A ボンド部曲げ COD 試験結果³⁾

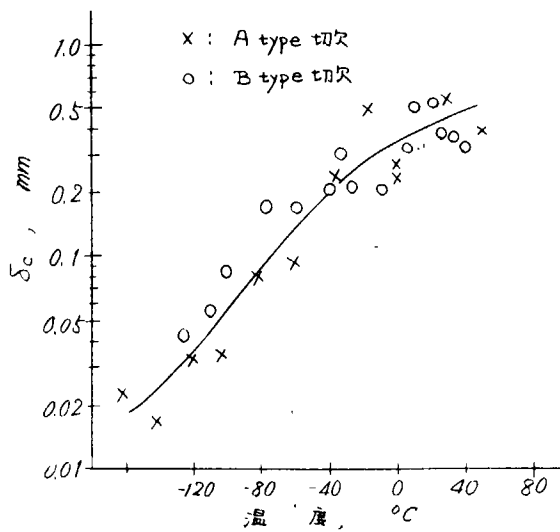


図 3.3.9 HW70 B ボンド部曲げ COD 試験結果³⁾
(入熱 45~50 kJ/cm)

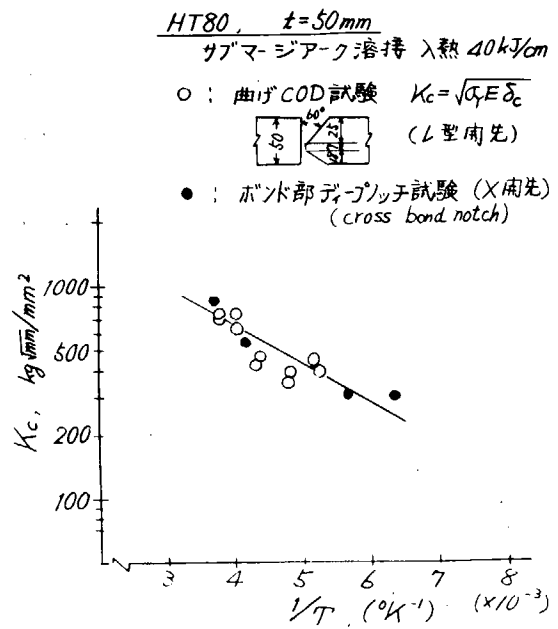


図 3.3.10 破壊靱性 K_c に関する大型試験と小型試験の相関 (開先形状の影響)⁶⁾

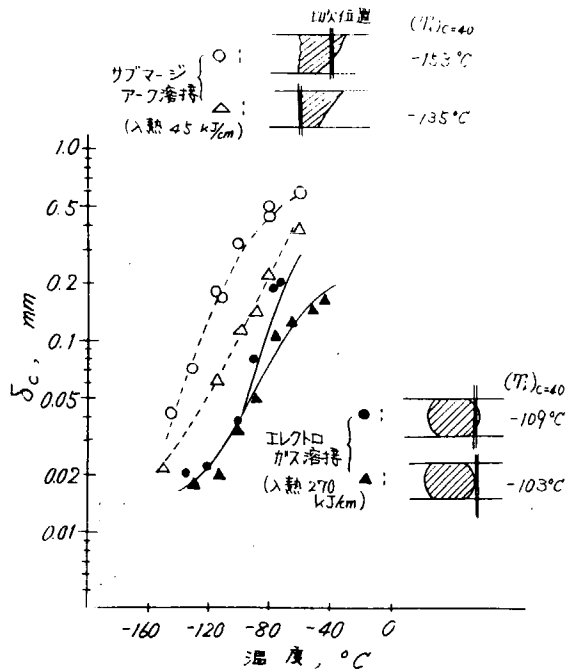


図 3.3.11 曲げ COD 試験結果におよぼす切欠位置の影響 (笠松, 松岡 他)⁷⁾

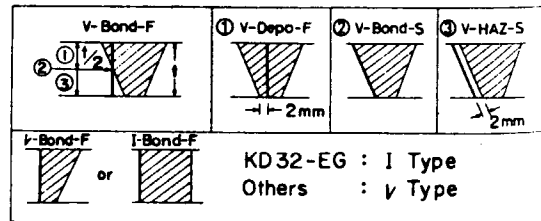


図 3.3.12 溶け込み形状と切欠位置

表 3.3.2

Chemical compositions and mechanical properties of steel tested

Kind of steel	Plate thickness (mm)	Chemical compositions %										Mechanical properties		
		C	Mn	Si	P	S	Al	Ni	Cr	V	σ_y kg/mm ²	σ_b kg/mm ²	Elong. % GL:50mm	
KD 32	25	0.16	1.37	0.38	0.014	0.014	0.035	0.02	0.03	—	35	53	25	
HT 60		0.15	1.31	0.36	0.012	0.007	—	0.02	0.02	0.034	55	65	35	

Welding conditions

Test series no.	Kind of steel	Welding procedure	Wire Brand of Kobe Steel, Ltd.	Shielding medium	Current A	Voltage V	Speed cm/min	Heat input KJ/cm
KD32-EG	KD 32	Electrogas	HS-426 (3.2 #)	CO ₂ (30L/min)	800	41 ~ 42	12.3 ~ 12.8	153 ~ 164
HT60-EG	HT 60	welding	DWS-60G (1.6 #)	CO ₂ (25L/min)	420 ~ 440	42 ~ 43	9.0 ~ 9.7	109 ~ 126
KD32-Delta	KD 32	Delta-oscillate welding	DEL-50 (1.2 #)	Inside Ar 20L/min CO ₂ (5L/min)	180 ~ 200	20 ~ 21	1.7 ~ 2.0	125 ~ 130
HT60-Delta	HT 60	welding	MGT-62S (1.2 #)	Outside CO ₂ (35L/min)	180 ~ 190	19 ~ 20	3.2 ~ 4.0	51 ~ 71

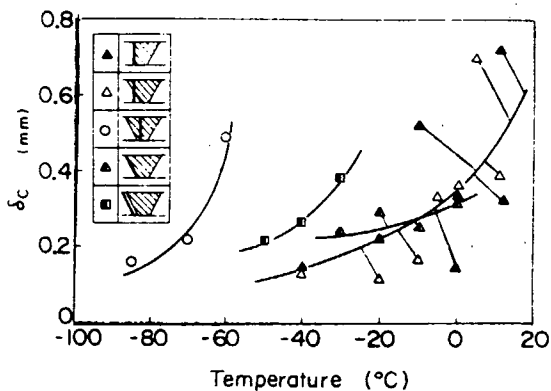


図 3.3.13 限界開口変位-温度曲線におよぼす開先形状, 切欠位置の影響 (HT60, EG) (池田 他)⁸⁾

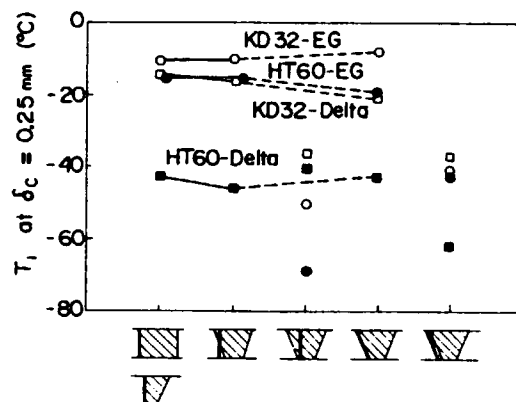


図 3.3.14 $\delta_c = 0.25$ mm となる遷移温度におよぼす開先形状, 切欠位置の影響 (池田 他)⁸⁾

3.4 溶接継手部の小形COD曲げ試験結果と中央切欠大形引張試験結果との相関性

COD概念に基づく限界COD (δ_c) が鋼材の脆性破壊発生特性値として広く用いられるようになり、切欠付大形引張試験あるいは小形曲げ試験で δ_c が求められている。これまでのいくつかの研究^{1) 2)} または本研究部会における研究³⁾ でも、母材については上記の両試験で求められる鋼材の δ_c はかなりよく一致することが示されている。したがって本研究においても、小形COD曲げ試験 (小形試験) 結果から、中央切欠大形引張試験 (大形試験) の破壊応力を比較的良好に推定することができた。

一方、溶接継手部に関する小形試験と大形試験の δ_c についての研究は少ないようである。この点について、本研究部会およびSR 153 研究部会では、各々の年度報告書にあるようにかなりのケースについて実験を実施し調査している。それによると、溶接継手部の大形試験の δ_c を、母材の場合と同様な取り扱いで求めると、小形試験と大形試験の δ_c の間には実験点のばらつき以外に特徴的な差異が見られる。特に低温度域では、大形試験の δ_c は小形試験の δ_c に比べ著しく小さくなることがわかった。

以下、この点について多少の検討と考察を行った。なお、供試材、試験片形状および δ_c の計算式など年度報告書に記されているものは、ここでは省略した。

3.4.1 小形試験と大形試験のCOD特性

小形試験および大形試験で測定されたクリップゲージ変位 (V_c) の δ_c への換算は次の方法で行っている。小形試験では、有限要素法による計算とrotational法を併用した方法で、大形試験では、一様応力場でのDB (Dugdale - Barenblatt) モデルを適用し、

$$\delta_c = \frac{\phi(c)}{\phi(x)} \times V_c \quad \text{..... (3.4.1)}$$

ここで $\phi(x)$ はモデルのCODの関係より求めた。

母材、溶接金属およびボンド部の δ_c と温度の関係の例を図3.4.1(a)~図3.4.1(c)に示す。母材では小形試験と大形試験の δ_c は、極低温度域で大形試験の δ_c が小形試験の δ_c より小さくなるものもあるが、全体的にはほぼ一致している。溶接金属、ボンド部については、大形試験の δ_c は小形試験の δ_c に比べ小さく特に低温度域でその差異は顕著である。

CODクライテリオンに基づき、小形試験の δ_c から大形試験の破壊応力を推定すると図3.4.2 (例) のようになる。母材では推定値と実験値はかなりよく一致するが、溶接継手部については推定値が実験値より大きく、危険側の推定となる。

このように溶接継手部で小形試験と大形試験の δ_c に差異が生ずる要因の一つとして、溶接残留応力の影響を考慮することができる。すなわち小形試験片では無視することができる溶接残留応力が、大形試験片においてはその効果が大きいことによるものと考えられる。本供試溶接継手の溶接残留応力測定資料によると、大形試験片の引張軸方向には約6~7kg/mm²程度の引張残留応力が存在していると思われる、しかも中央切欠を試験片幅の4割も入れているため、切欠先端には溶接残留応力により塑性域が形成されているものと考えられる。溶接残留応力が存在する場合には、切欠先端におこる塑性変形によって、切欠形状は図3.4.3に示すように溶接残留応力のない場合と異なり、同一荷重に対して、

$$\frac{\phi(c)}{\phi(x)} < \frac{\phi^w(c)}{\phi^w(x)}$$

の傾向にある。しかもその割合は同じ大きさの溶接残留応力を考えているため、低応力状態における方が相対的に大きくなると考えられる。したがって溶接継手部における小形試験と大形試験の δ_c の差異は、一因として大形試験の場合溶接残留応力を無視して V_c を δ_c に換算したことによると思われる。このことから、溶接残留応力を考慮に入れて、大形試験で求めた V_c を切欠先端値へ換算すれば、溶接継手部についても小形試験と大形試験の δ_c は

合う傾向になるであろう。

3.4.2 溶接残留応力のある場合の開口変位

中央切欠（板厚貫通）大形引張試験を対象に溶接残留応力のある場合の切欠開口変位をDBモデルから計算し、溶接残留応力の効果について検討する。

溶接残留応力がある場合の開口変位は金沢ら⁴⁾がつぎのように求めている。図3.4.4に示すような有限板中のクラックにsplitting force Pが中心軸に関し対称に作用するとき、開口変位 $\phi(x)$ およびクラック線上（x線上）のy軸方向応力 $\sigma_y(x)$ はWestergaardの応力関数から、それぞれ次のように与えられる。

$$\phi(x) = \frac{4P}{\pi E} \cosh^{-1} \left| \frac{\cos^2\left(\frac{\pi a}{2b}\right) \left\{ \cos^2\left(\frac{\pi x}{2b}\right) + \cos^2\left(\frac{\pi \eta}{2b}\right) \right\} - 2 \cos^2\left(\frac{\pi \eta}{2b}\right) \cos^2\left(\frac{\pi x}{2b}\right)}{\cos^2\left(\frac{\pi a}{2b}\right) \left\{ \sin^2\left(\frac{\pi x}{2b}\right) - \sin^2\left(\frac{\pi \eta}{2b}\right) \right\}} \right|$$

$$= \frac{4P}{\pi E} F(x, a, \eta) \quad \text{..... (3.4.2)}$$

ただし $(x \leq a, x \neq \eta)$

$$\sigma_y(x) = \frac{P}{2b} \left[\frac{\sin^2\left(\frac{\pi a}{2b}\right) - \sin^2\left(\frac{\pi \eta}{2b}\right)}{\sin^2\left(\frac{\pi x}{2b}\right) - \sin^2\left(\frac{\pi a}{2b}\right)} \right]^{\frac{1}{2}} \times \left[\frac{1}{\sin\left\{\frac{\pi(x-\eta)}{2b}\right\}} + \frac{1}{\sin\left\{\frac{\pi(x+\eta)}{2b}\right\}} \right]$$

$$= \frac{P}{2b} G(x, a, \eta) \quad \text{..... (3.4.3)}$$

いま、図3.4.5(a)に示すように溶接残留応力場中にクラックがある場合、クラックの存在によって応力は再配分され、クラック線上の応力は模式的に図3.4.5(b)ようになる。この応力分布は(3.4.3)式を基にDBモデルを用いて計算することができる。このようにクラック線上に初期応力が残留している場合の一樣引張応力 σ による開口変位 ϕ^w は(3.4.2)式を基にDBモデルより、再配分された残留応力を $\sigma_R(x)$ として次のように求められる。

$$\phi^w(x) = \frac{4}{\pi E} \left\{ \sigma \int_0^a F(x, a, \eta) d\eta + \int_c^a (\sigma_R(x) - \sigma_Y) F(x, a, \eta) d\eta \right\} \quad \text{..... (3.4.4)}$$

ただし $\sigma + \sigma_R(x) \leq \sigma_Y$

ここで σ_Y は荷重温度での材料の降伏応力である。 $\sigma + \sigma_R(x) > \sigma_Y$ の場合は応力再配分の必要がある。aは次式によって求められる。

$$\sigma_Y \sin^{-1} \left\{ \frac{\sin\left(\frac{\pi c}{2b}\right)}{\sin\left(\frac{\pi a}{2b}\right)} \right\} + \frac{\pi}{2b} \int_c^a \sigma_R(x) \frac{\cos\left(\frac{\pi x}{2b}\right)}{\sqrt{\sin^2\left(\frac{\pi a}{2b}\right) - \sin^2\left(\frac{\pi x}{2b}\right)}} dx$$

$$= \frac{\pi}{2} (\sigma_Y - \sigma) \quad \text{..... (3.4.5)}$$

(3.4.2)～(3.4.5)式を用いることにより、溶接残留応力場中のクラック開口変位 $\phi^w(x)$ および再配分した残留応力 $\sigma_R(x)$ は、試験片形状が一定の場合、それぞれ

$$\frac{E \phi^w(x)}{\sigma_Y C} = f_1 \left(\frac{\sigma}{\sigma_Y}, \frac{\sigma_R}{\sigma_Y} \right) \quad \text{..... (3.4.6)}$$

$$\frac{\sigma_R(x)}{\sigma_{Y0}} = f_2 \left(\frac{\sigma_{R0}}{\sigma_{Y0}} \right) \quad \text{..... (3.4.7)}$$

と表すことができる。

上記の式より、本研究部会で実施した大形試験における溶接残留応力を考慮した場合の切欠の開口変位が計算できるわけであるが、ここでは次の仮定のもとに計算した。

(仮定1) COD仮説の適用にあたって、active CODのみ考え、切欠加工時に残留応力で生ずるCODは切り捨

てる。

(仮定2) σ_{R0} としては表3.4.1に示す数値を用いる。試験片形状はいずれも幅400mm、切欠長さ160mmの板厚貫通中央切欠型である。

なお、供試した溶接継手の数種のものについて、ひずみゲージを用いた応力弛緩法で残留応力分布が計測されているが³⁾、それによると溶接法により多少異なるが、板幅中央付近における残留応力値はほぼ表3.4.2の値になっている。

本研究部会、昭和48年度および昭和49年度研究のうち、KAS鋼、KDK鋼およびK5D鋼の数種の溶接継手の溶接金属とボンド部の大形試験の切欠開口変位を(3.4.6)、(3.4.7)式より計算し、実測値と比較すると図3.4.6となる。多少のばらつきはあるが、計算値と実測値は比較的良好一致しており、解の有効性が認められる。

3.4.3 簡易推定法の提案

各試験片ごとに(3.4.6)、(3.4.7)式を用いて、溶接残留応力を考慮した場合の大形試験の切欠開口変位 $\phi^W(x)$ を計算することは、かなり煩雑で時間と労力を必要とする。そこで、つぎに $\phi^W(x)$ の簡易推定法を検討した。

溶接残留応力を考慮したDBモデルにより計算した開口変位と σ の関係を示すと図3.4.7となる。表3.4.2をみると、測定された溶接残留応力 σ_{R0} は3~10kg/mm²(平均6~7kg/mm²)であり、 σ_{R0}/σ_{Y0} (σ_{Y0} :0℃における材料の降伏応力)=0.081~0.270程度になっている。図3.4.7において、この程度の溶接残留応力の違いが結果におよぼす影響は比較的小さいとみなすと、(3.4.6)、(3.4.7)式から、 $\phi^W(x)$ は、試験片の幾何学的形状が一定の場合、 σ/σ_Y と σ_{Y0}/σ_Y の関数として表すことができる。さらに、図3.4.7の関係からみて $\phi^W(x)$ は

$$\frac{E \phi^W(x)}{\sigma_Y c} = \alpha \left(\frac{\sigma}{\sigma_Y} \right)^\beta \left(\frac{\sigma_{Y0}}{\sigma_Y} \right)^\gamma \quad (3.4.8)$$

の形で近似できると考えられる。

(3.4.8)式の係数 α 、 β 、 γ を最小自乗法で求め、次の式が得られた。

$$\frac{E \phi^W(c)}{\sigma_Y c} = 8.16 \left(\frac{\sigma}{\sigma_Y} \right)^{1.75} \left(\frac{\sigma_{Y0}}{\sigma_Y} \right)^{0.554} \quad (3.4.9)$$

ここで $\phi^W(c)$: 溶接残留応力を考慮した場合の切欠先端の開口変位

σ : グロス応力

σ_Y : 負荷温度(試験温度)における材料の降伏応力

σ_{Y0} : 0℃における材料の降伏応力

また、同様の考えで、溶接残留応力のある場合と溶接残留応力のない場合のCODの関係式として、次の式が得られた。

$$\frac{\phi^W(c)/\phi^W(x)}{\phi(c)/\phi(x)} = 0.935 \left(\frac{\sigma}{\sigma_Y} \right)^{-0.550} \left(\frac{\sigma_{Y0}}{\sigma_Y} \right)^{0.421} \quad (3.4.10)$$

3.4.4 溶接残留応力の効果

(3.4.9)式を用いて、小形試験で求めた δ_c から、大形試験の破壊応力(ネット応力)を推定し実験値と比較したものを図3.4.8(a)~図3.4.8(l)に示す。母材に比べ溶接部の実験結果はばらつく傾向にあることを考慮すれば、一部の試験を除いて、推定値と実験値は比較的一致しているといえる。なお、小形試験の δ_c としては、実験値そのものの値でなく、実験曲線の値を用いた。

大形試験で測定された V_c を(3.4.10)式を用いて切欠先端での限界COD値(δ_c)に換算した結果(○印)と小形試験で求めた δ_c (□印)と比較して図3.4.9(a)~図3.4.9(l)に示す。同図には(3.4.1)式を用いて求めた δ_c (●印)も示してあるが、図よりわかるように溶接残留応力を考慮すると小形試験と大形試験の δ_c は合う傾向になる。

3.4.5 まとめ

本研究部会において実施された小形COD曲げ試験および中央切欠（板厚貫通）大形引張試験（両試験に用いられた試験片の切欠はいずれも機械加工によるもので、切欠先端は0.2mm幅のソウカットである。）の試験結果を考察し、次のことがわかった。

- (1) 溶接残留応力の影響は、中央切欠大形引張試験の場合かなり大きい。
- (2) DBモデルにより、溶接残留応力の効果はある程度説明できる。
- (3) 試験片形状が本研究に用いられたものと同じで、溶接残留応力もここで考慮したものとはほぼ同じならば、(3.4.9)式(3.4.10)式を用い溶接残留応力場中のクラックの変形挙動を取り扱うことができる。
- (4) 母材に比べ、溶接継手部、特にボンド部の実験結果はばらつく傾向にあり、その点を考慮して破壊靱性を評価する必要がある。

参 考 文 献

- 1) 金沢 武, 町田 進, 糸賀興右, 土屋秀典 "COD仮説による脆性破壊発生特性の研究", 日本造船学会論文集第131号, 昭和47年6月
- 2) 越賀房夫, 秋山俊弥, 岩崎紀夫 "限界COD値の安定性および ρ_c^+ 値決定法について" 日本造船学会論文集第134号, 昭和48年12月
- 3) 日本造船研究協会第147研究部会 "船体用高張力鋼板大入熱溶接継手の脆性破壊強度評価に関する研究", 日本造船研究協会研究資料No.208 昭和49年3月, No.229 昭和50年3月, No.244 昭和51年3月
- 4) 金沢 武, 町田 進, 宮田隆司, "拘束部材の脆性破壊発生特性について" 日本造船学会論文集第129号, 昭和46年6月

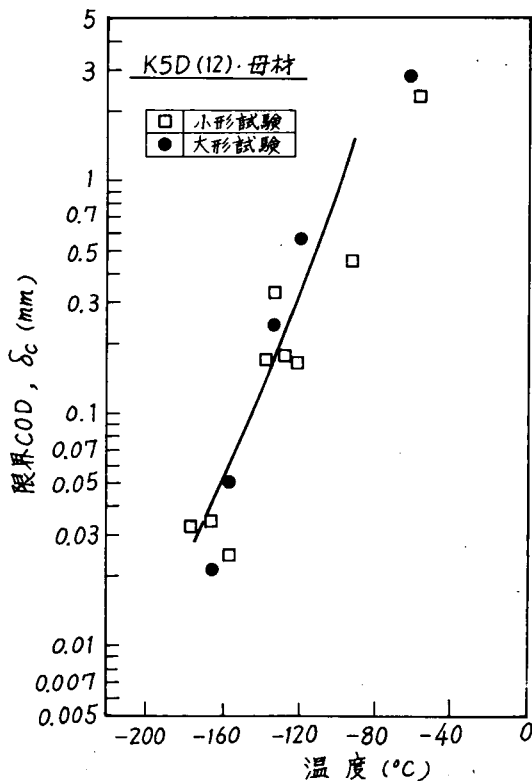


図 3.4.1(a) 限界CODと温度の関係

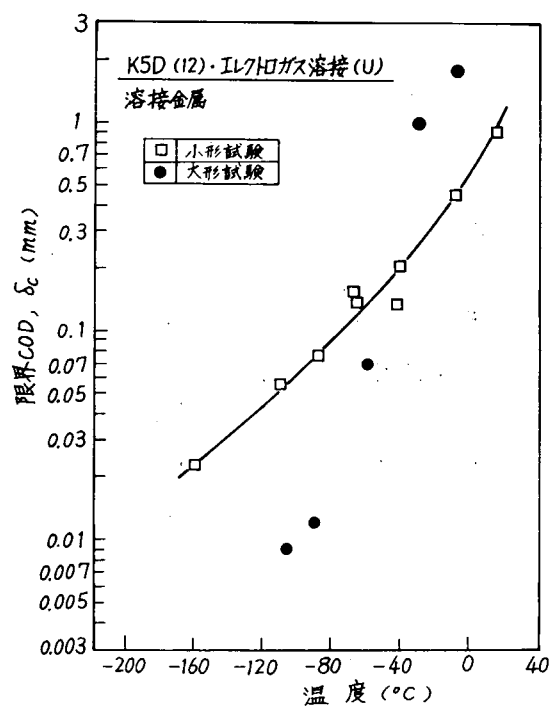


図 3.4.1(b) 限界CODと温度の関係

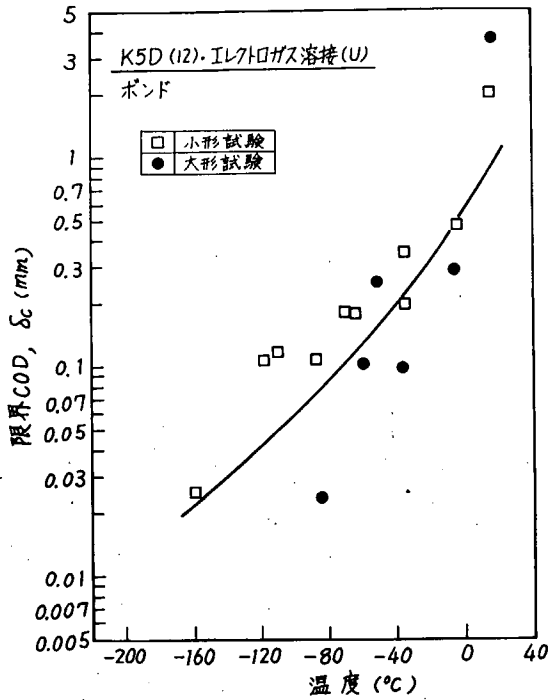


図 3.4.1(c) 限界CODと温度の関係

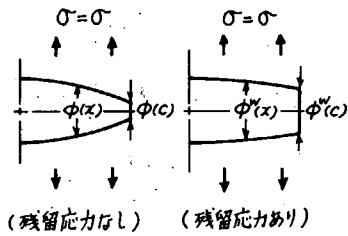


図 3.4.3 切欠開口変位 (模式図)

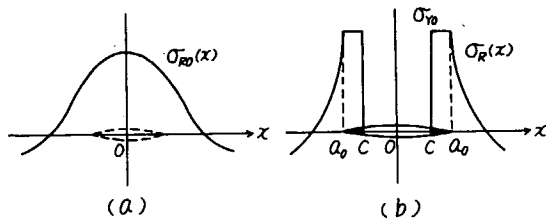


図 3.4.5 溶接残留応力場中のクラック

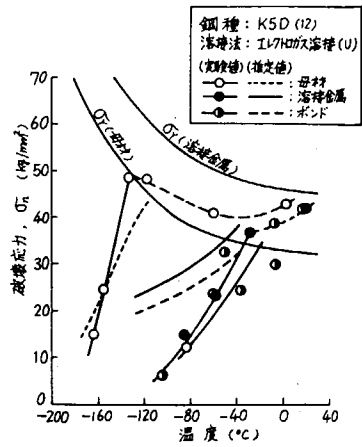


図 3.4.2 大形試験の破壊応力の推定

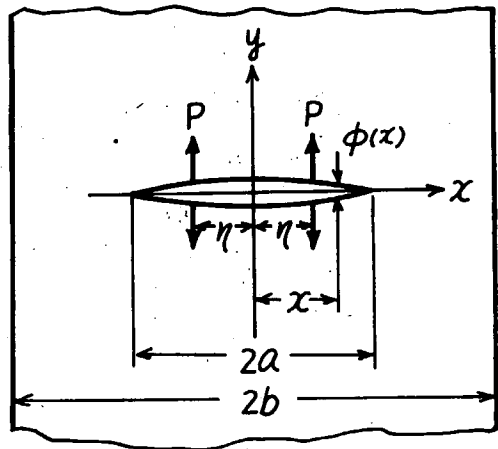


図 3.4.4 有限板中のクラックにsplitting forceが作用する場合

表 3.4.1 溶接残留応力分布 (仮定)

鋼種	σ_1 (kg/mm ²)	σ_2 (kg/mm ²)	w (mm)
軟鋼	6	-18	150
50kg鋼	7	-21	150

表 3.4.2 溶接残留応力値

鋼種	σ_{RT} (kg/mm ²)	σ_{RL} (kg/mm ²)
軟鋼	3~10 (6.0)	25~35 (31.0)
50kg鋼	5~6 (6.0)	28~33 (31.0)

σ_{RT} : 溶接線直角方向

σ_{RL} : 溶接線方向

(): 平均値

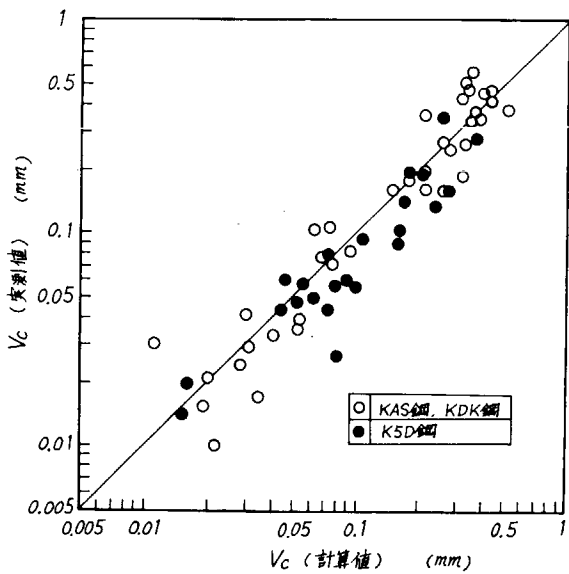


図 3.4.6 クリップゲージ変位 V_c の実測値と計算値の比較

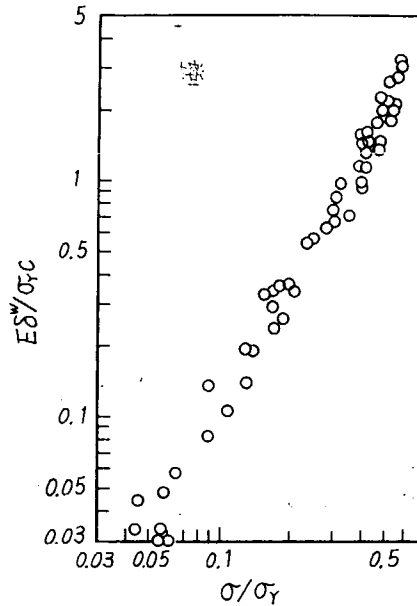


図 3.4.7 $E\delta^w/\sigma_y C$ と σ/σ_y の関係

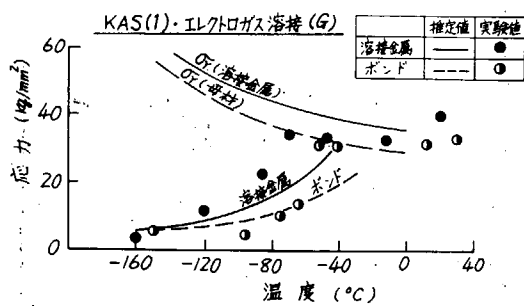


図 3.4.8(a) 大形試験の破壊応力の推定

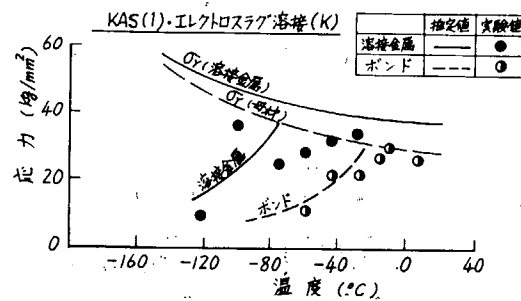


図 3.4.8(b) 大形試験の破壊応力の推定

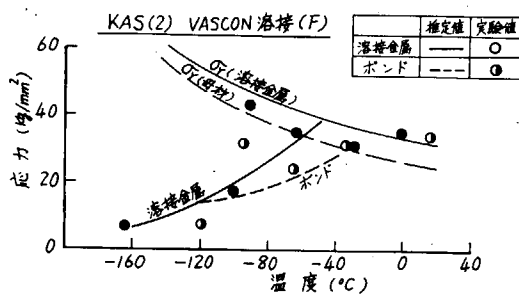


図 3.4.8(c) 大形試験の破壊応力の推定

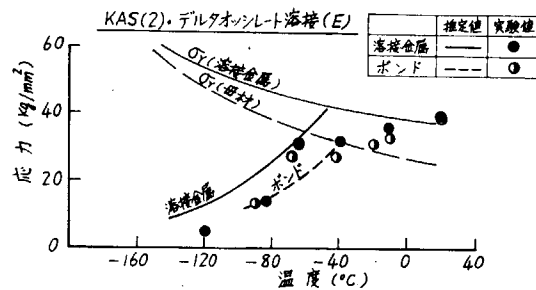


図 3.4.8(d) 大形試験の破壊応力の推定

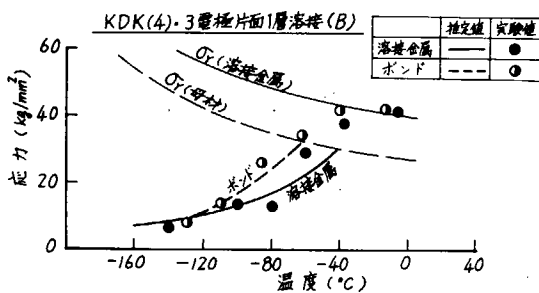


図 3.4.8(e) 大形試験の破壊応力の推定

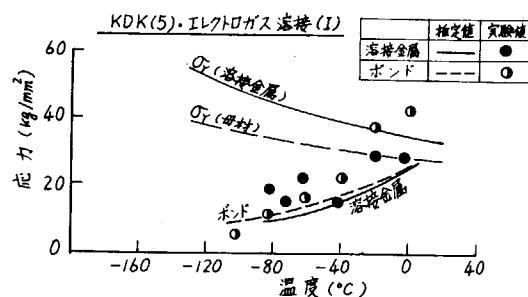


図 3.4.8(f) 大形試験の破壊応力の推定

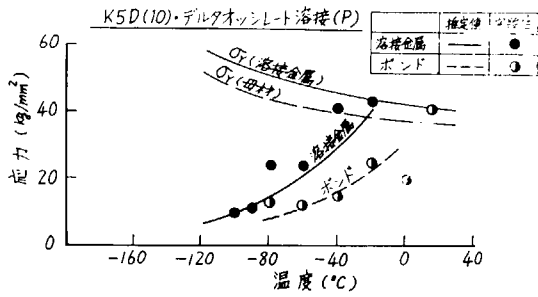


図 3.4.8(g) 大形試験の破壊応力の推定

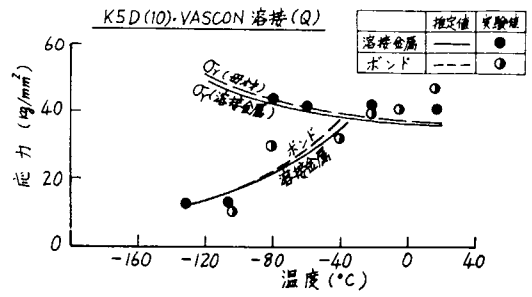


図 3.4.8(h) 大形試験の破壊応力の推定

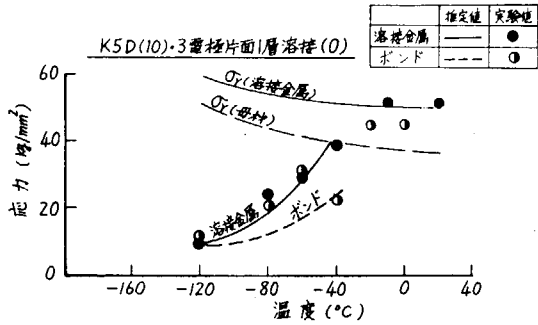


図 3.4.8(i) 大形試験の破壊応力の推定

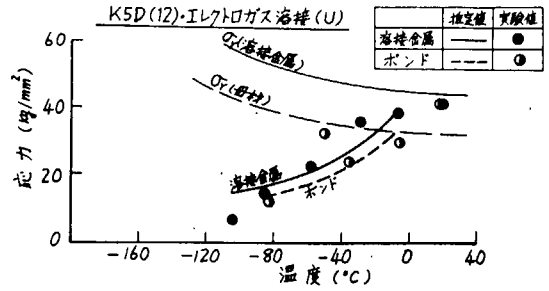


図 3.4.8(j) 大形試験の破壊応力の推定

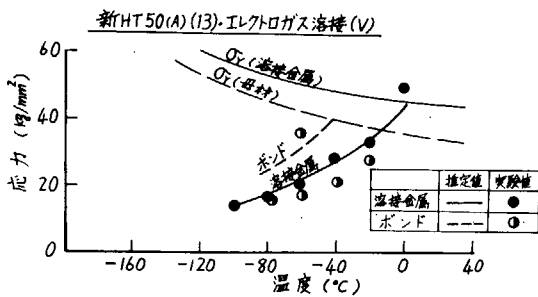


図 3.4.8(k) 大形試験の破壊応力の推定

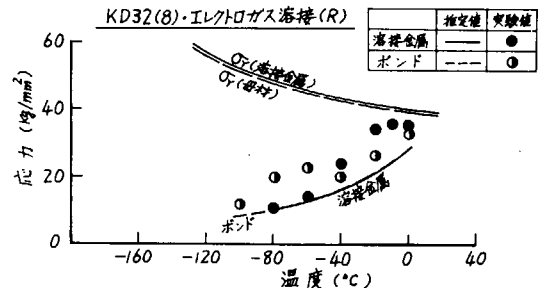


図 3.4.8(l) 大形試験の破壊応力の推定

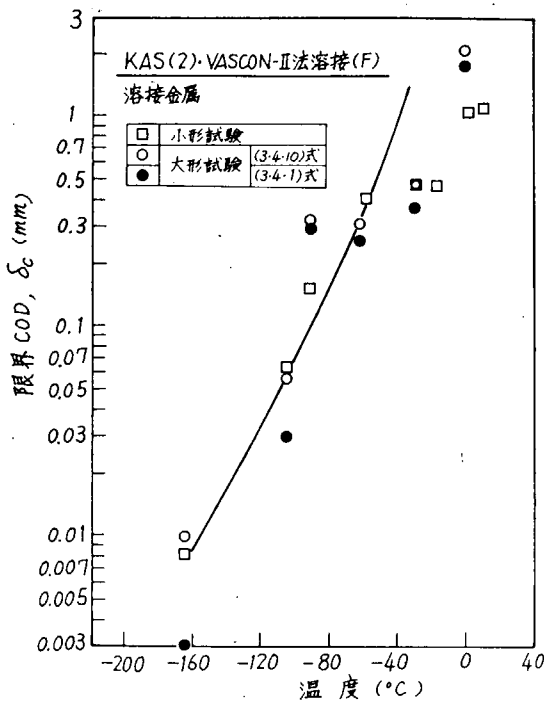


図 3.4.9(a) 限界CODと温度の関係

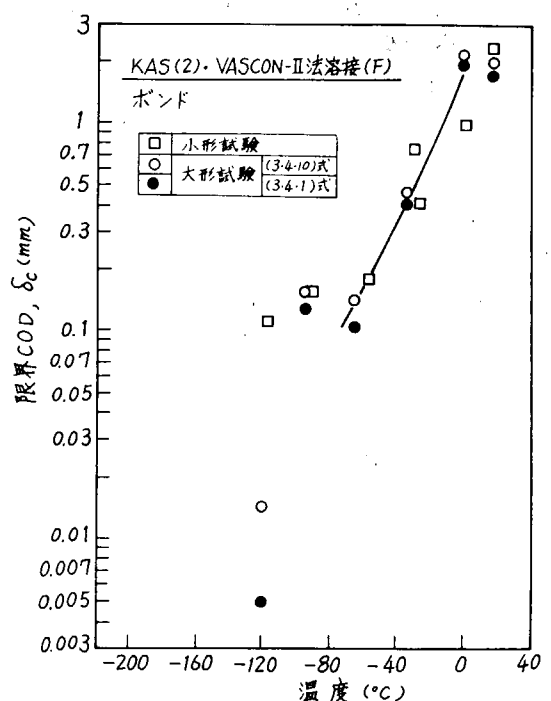


図 3.4.9(b) 限界CODと温度の関係

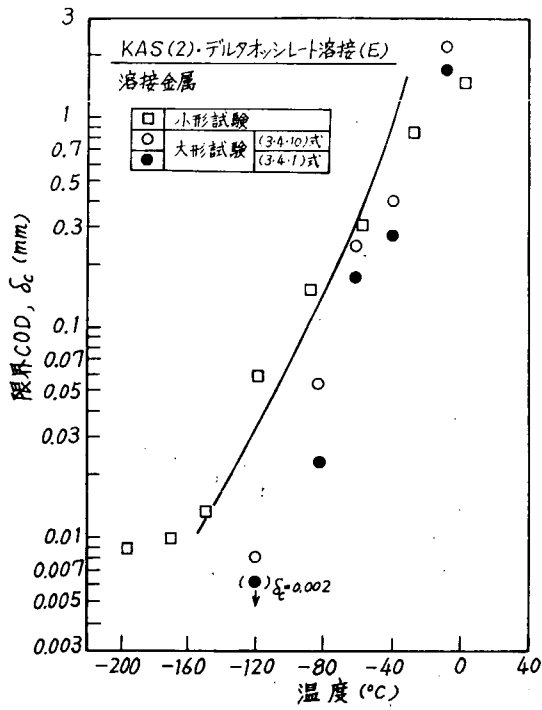


図 3. 4. 9(c) 限界 COD と温度の関係

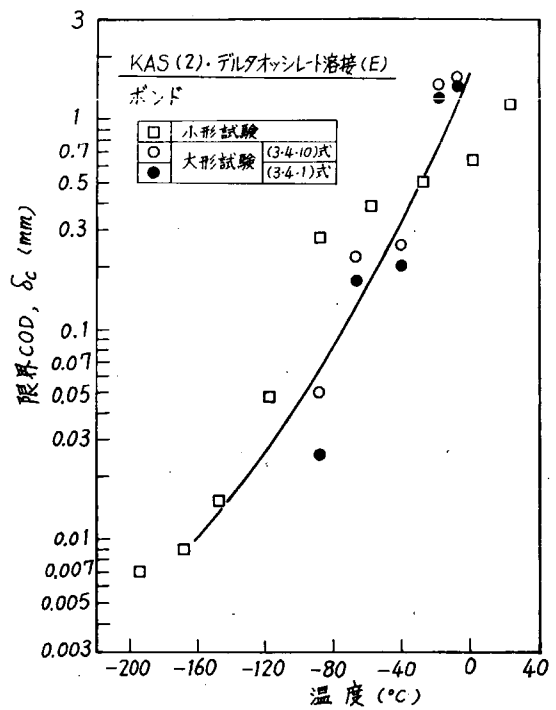


図 3. 4. 9(d) 限界 COD と温度の関係

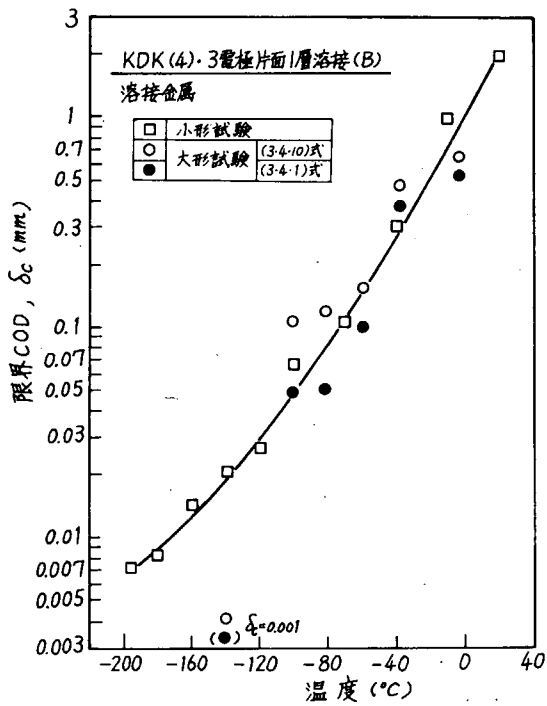


図 3. 4. 9(e) 限界 COD と温度の関係

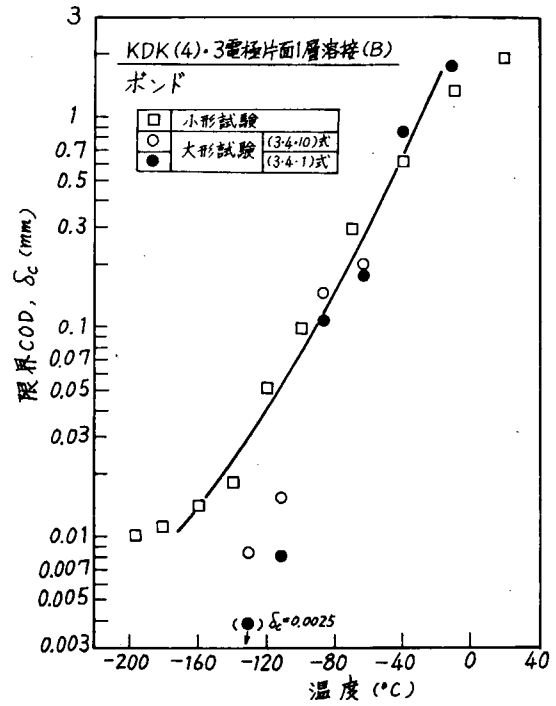


図 3. 4. 9(f) 限界 COD と温度の関係

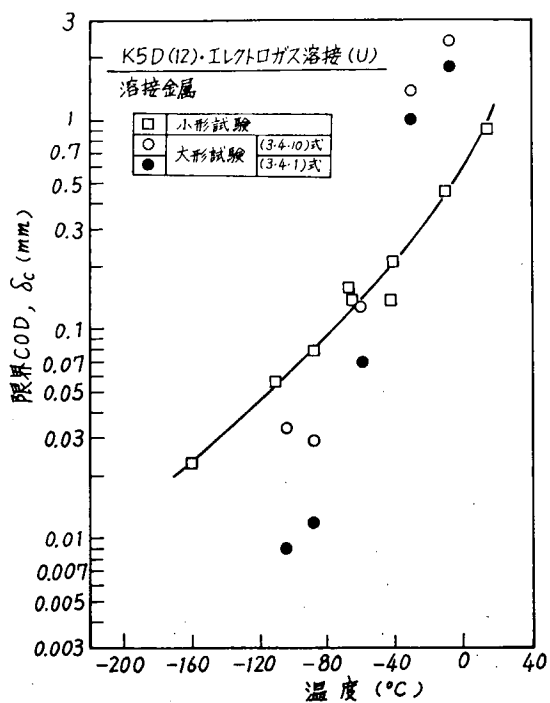


図 3. 4. 9(g) 限界 COD と温度の関係

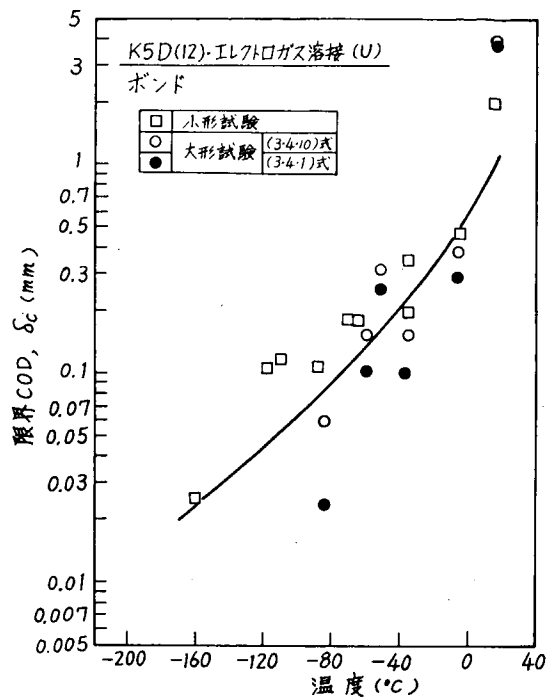


図 3. 4. 9(h) 限界 COD と温度の関係

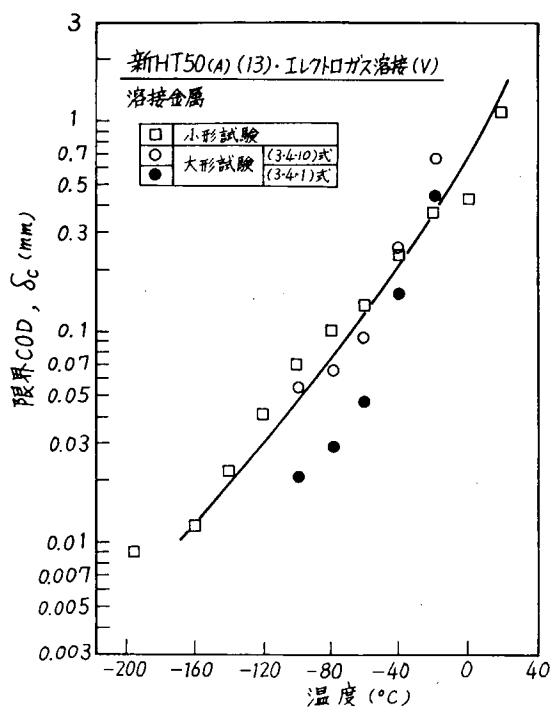


図 3. 4. 9(i) 限界 COD と温度の関係

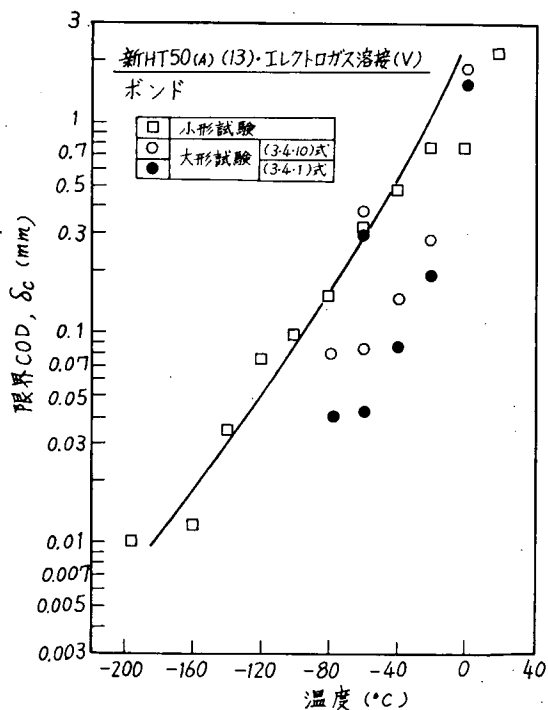


図 3. 4. 9(j) 限界 COD と温度の関係

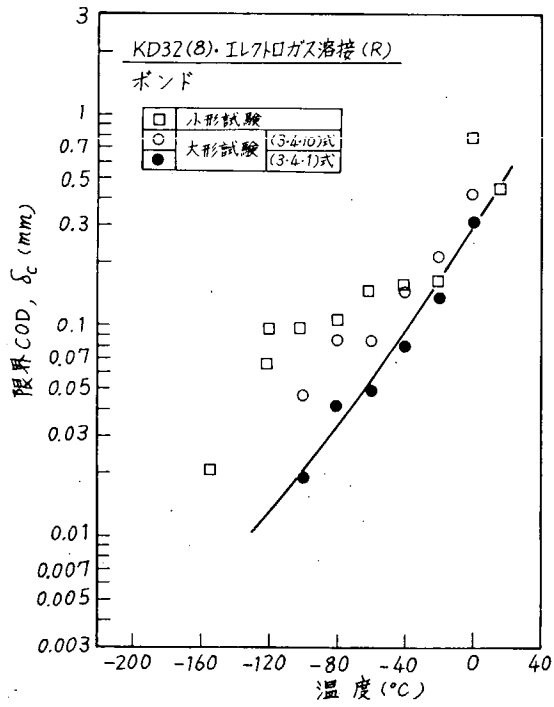


図 3. 4. 9(k) 限界CODと温度の関係

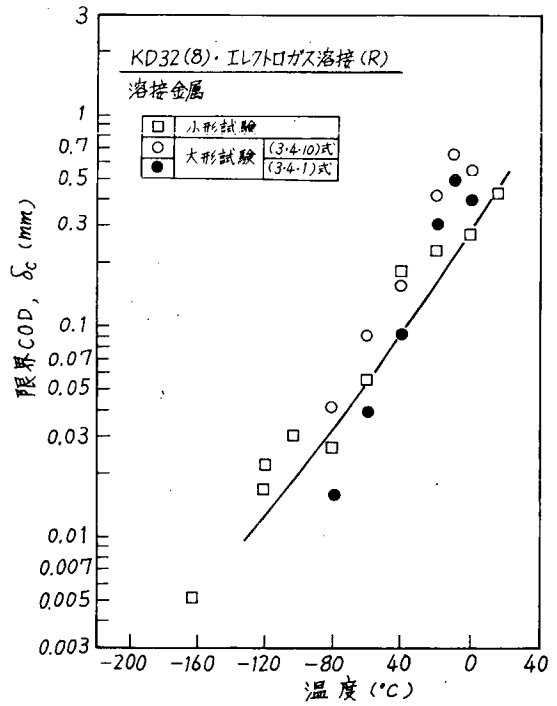


図 3. 4. 9(l) 限界CODと温度の関係

4. 脆性破壊伝播特性に関する考察

4.1 伝播径路に及ぼす靱性分布の影響

溶接継手近傍の靱性を比較的容易にかつ定量的に把握できる試験として、Vノッチシャルピー試験は貴重である。また、Vノッチシャルピー試験結果については、50%脆性破面率遷移温度 $vTrs$ あるいは特定温度における吸収エネルギー値 vE (衝撃値) をもって、供試材の靱性を判定しているのが一般であり、これらは材質判定基準としては有効な物理量であると考えられる。

さて、溶接継手ボンド部に沿う脆性亀裂伝播特性を把握するためには、脆性亀裂が、実際に伝播する温度における溶接継手部の靱性分布を把握する必要がある。なぜなら、溶接継手ボンド部に沿う脆性亀裂伝播径路が決定される大きな要素として、この靱性分布と溶接残留応力分布との関連が考えられるからである。

脆性亀裂伝播現象に関与する諸材料特性を概観するために、KAS鋼板エレクトロスラグ溶接継手の大形伝播試験結果ならびにそれに対応する各種基礎試験結果をまとめて、図4.1.1に示す。¹⁾ 図中には大形伝播試験片での亀裂伝播域の靱性分布を把握しやすいように、亀裂伝播域の温度に対応する、溶接継手近傍のVノッチシャルピー衝撃値 vE の分布を示した。図から明らかなように、継手ボンド部に沿って靱性の谷が存在している。しかし、軟鋼であるために50キロ級高張力鋼の場合ほど、母材と継手ボンド部の靱性差は大きくないようである。また、ボンド部から8mm離れたあたりは細粒化域となっているため、靱性はかなり良くなっている。したがって、細粒化域の存在のために、ボンド部近傍の靱性の谷は相対的に深くなっている。一方、ピッカース硬さもこれらに対応して溶接継手ボンド部で高く、細粒化域ではかなり低下している。図中、大形伝播試験結果によれば、脆性亀裂はこの靱性の谷に沿って575mm伝播し、静的K値が母材の破壊靱性値 Kc 値を越えるあたりから母材に逸れていることがわかる。亀裂が母材に逸れるあたりから荷重低下もみられ、亀裂伝播速度も若干小さくなっている。図4.1.1に示したように、脆性亀裂伝播温度における溶接継手ボンド部近傍の靱性分布が、脆性亀裂伝播現象に重要な意味をもつことは、十分に推察される。

そこで一例として、K5D鋼板エレクトロガス溶接継手部の vE 分布を図4.1.2に示す。¹⁾ 図からわかるように、室温から $-40^{\circ}C$ の範囲では、溶接継手ボンド部近傍の vE は母材の vE に比してかなり低下している。しかし、 $-60^{\circ}C$ にもなると、母材の vE もかなり小さくなり、溶接継手部の靱性とあまり変わらなくなる。すなわち、ある程度温度が低下すると、母材、溶接継手部に関係なく均一靱性場になると考えられる。したがって、このように低温になりすぎると、脆性亀裂伝播径路は溶接残留応力の影響を受けやすくなり、溶接継手部に沿って生じた脆性亀裂は母材に逸れやすくなるであろう。

溶接継手ボンド部と母材の破壊靱性比 K_{CB}/K_{CM} の近似として、 $\sqrt{vE_B}/\sqrt{vE_M}$ なる物理量を考え、溶接継手ボンド部の相対的靱性分布を推定することにする。

$$\frac{K_{CB}}{K_{CM}} \cong \frac{\sqrt{vE_B}}{\sqrt{vE_M}} \quad (4.1.1)$$

ただし、 K_{CB} : 溶接継手ボンド部の破壊靱性値 ($kg\sqrt{mm}/mm^2$)

K_{CM} : 母材の破壊靱性値 ($kg\sqrt{mm}/mm^2$)

vE_B : 溶接継手ボンド部のVノッチシャルピー衝撃値 ($kg \cdot m$)

vE_M : 母材のVノッチシャルピー衝撃値 ($kg \cdot m$)

という関係は、応力拡大係数 K と歪エネルギー解放率 G との関係

$$G = \frac{K^2}{E} \quad (\text{平面応力}) \quad (4.1.2)$$

ただし、 E : ヤング率

および、V-ノッチシャルピー衝撃直 vE と歪エネルギー解放率 G の比例関係

$$vE \cong AG \quad (4.1.3)$$

ただし、 A ：定数

から容易に類推される関係である。

脆性亀裂の溶接継手ボンド部に沿っての伝播特性を把握するのに、 $\sqrt{vE_B}/\sqrt{vE_M}$ なる物理量を使えば便利である。

各種溶接継手ボンド部の $\sqrt{vE_B}/\sqrt{vE_M}$ と温度 T (°C)との関係を図4.1.3に示す。^{1)~5)}50キロ級高張力鋼すなわちK5D鋼板、KD32鋼板、新HT50鋼板の $\sqrt{vE_B}/\sqrt{vE_M}$ と T との関係を太い実線で、軟鋼すなわちKAS鋼板、KDK鋼板、KEN鋼板の $\sqrt{vE_B}/\sqrt{vE_M}$ と T との関係を細い実線で示してある。

$\sqrt{vE_B}/\sqrt{vE_M}$ が1であれば、溶接継手ボンド部と母材の靱性が等しいことを表わし、1以下であれば、溶接継手ボンド部は母材に比べて靱性が劣化していることを表わしている。

したがって、図4.1.3より明らかなごとく、一般的傾向として母材の靱性のよいK5D鋼板、KD32鋼板の方がKAS鋼板、KDK鋼板、KEN鋼板より $\sqrt{vE_B}/\sqrt{vE_M}$ の値は小さく、溶接継手ボンド部の靱性劣化の度合いが大きいかを物語っている。ただし、低入熱である多層盛被覆アーク溶接継手のボンド部は、K5D鋼板、KAS鋼板の鋼種に関係なく靱性劣化は少ない。むしろ改善されている場合もあることが明らかになった。また、エレクトロガス溶接、エレクトロスラグ溶接ならびに消耗ノズル式エレクトロスラグ溶接では、継手ボンド部の靱性劣化が著しいことが明瞭である。さらに狭開先エレクトロガス溶接(VASCON法)、立向き片面ガスシールドアーク溶接(デルタオッシュレート法)ならびに3電極片面1層サブマージアーク溶接では、上記のエレクトロガス溶接、エレクトロスラグ溶接等に比べれば、ボンド部の靱性は若干良いようである。

一方、母材の吸収エネルギーと溶接継手ボンド部の吸収エネルギーとの差 $vE_M - vE_B$ も、溶接継手ボンド部沿っての脆性亀裂伝播径路選択の上で意味があると思われる。

V-ノッチシャルピー試験結果の $vE_M - vE_B$ (kg・m)と温度 T (°C)との関係を図4.1.4に示す。^{1)~5)}この場合には、 $vE_M - vE_B$ が大きいほど溶接継手ボンド部の靱性劣化が著しいことを物語っていることになる。傾向としては、図4.1.3の $\sqrt{vE_B}/\sqrt{vE_M}$ と温度の関係と同じことが言えるようである。

KAS鋼板、KDK鋼板、KEN鋼板ならびにK5D鋼板、KD32鋼板、新HT50鋼板の各種溶接継手についての大形伝播試験によって、溶接継手ボンド部沿っての脆性亀裂伝播現象の把握が試みられた。それによれば、K5D鋼板およびKD32鋼板のエレクトロガス溶接継手ならびに消耗ノズル式エレクトロスラグ溶接継手等においては、継手ボンド部の著しい靱性劣化のために、脆性亀裂は溶接残留応力の存在に関係なくボンド部を直進、伝播停止あるいは伝播貫通するが多かった。しかしながら、溶接残留応力の影響を無視して見掛けの脆性亀裂伝播停止特性値 K_{ca} を求めると、母材の場合とほぼ同等かまたは若干良好な値となった。^{1), 2), 3), 5)}溶接残留応力によって生ずる K 値の算定が不十分な現在、これ以上検討を進めることは困難である。

現象的にみて、溶接継手ボンド部の靱性劣化が著しい継手ほど、亀裂はボンド部沿って直進・伝播しやすいことは、疑いないところである。

そこで、脆性亀裂が溶接継手ボンド部を直進する限界条件について若干考えてみる。

溶接継手近傍には常に溶接残留応力が存在しているために、溶接継手ボンド部沿って伝播中の脆性亀裂は、常に母材へそれようとしている。このような状態においても、溶接継手ボンド部の靱性劣化が著しいと、言い換えれば、前述の $\sqrt{vE_B}/\sqrt{vE_M}$ ($\cong K_{CB}/K_{CM}$)の値が小さいと、亀裂は溶接継手部から母材へ逸れることなくボンド部を直進・伝播する現象が起り得る。したがって、ある狭い靱性劣化部に生じた亀裂が、母材へ逸れる限界の力学場が存在するはずであり、靱性比(例えば $\sqrt{vE_B}/\sqrt{vE_M}$)が1に近づくと、すなわち均一靱性材と考えられるようになると、この限界値はかなり小さくなり、究極ではゼロに近づくことになるであろう。

溶接継手沿って伝播中の脆性亀裂が母材へそれる現象は、溶接残留応力の影響のみで生ずると考えられること、

しかも溶接線上の溶接ビード方向の残留応力が最も大きく、降伏応力 σ_Y に近いこと等から、負荷応力 σ_{AP} が継手垂直方向に負荷されている場合には、 σ_{AP}/σ_Y を用いて脆性亀裂が溶接継手ボンド部を直進する限界条件を求めることも可能であろうと考えられる。すなわち、

$$\sigma_{AP}/\sigma_Y > (\sigma_{AP}/\sigma_Y)_{CR} \quad \text{..... (4.1.4)}$$

ただし、 $(\sigma_{AP}/\sigma_Y)_{CR} = g(\sqrt{vE_B}/\sqrt{vE_M})$

となる。

脆性亀裂が溶接継手ボンド部を直進する限界条件を、溶接残留応力ならびに負荷応力から成る力学的条件と、狭い溶接継手ボンド部近傍の材質的条件との関係としてとらえ得ることを述べてきた。

そこで、脆性亀裂の溶接継手ボンド部直進性を $\sigma_{AP}/\sigma_Y \sim \sqrt{vE_B}/\sqrt{vE_M}$ の関係として把握することにする。

KAS鋼板、KDK鋼板、KEN鋼板ならびにK5D鋼板、KD32鋼板、新HT50鋼板の各種溶接継手について実施された大形伝播試験結果を $\sigma_{AP}/\sigma_Y \sim \sqrt{vE_B}/\sqrt{vE_M}$ (大形伝播試験温度における値)の関係で整理して図4.1.5^{1),2),3),5)}に示す。丸印がKAS鋼板、KDK鋼板、KEN鋼板のデータであり、三角印がK5D鋼板、KD32鋼板および新HT50鋼板のデータである。白抜き印の○印および△印は、いずれも亀裂が母材に逸れて停止または貫通したことを表わしている。一方全部塗りつぶした●印および▲印は、亀裂が溶接継手ボンド部を直進し、伝播貫通したことを示している。その他の記号は、いずれもこれらの中間的挙動を表わしている。

今後さらに検討の余地はあるが、溶接継手ボンド部直進の下限線ととりあえず実線で示した。

$$\text{下限線: } \frac{\sigma_{AP}}{\sigma_Y} = \frac{\sqrt{vE_B}}{\sqrt{vE_M}} - 0.35 \quad \text{..... (4.1.5)}$$

K5D鋼板、KD32鋼板に比べてKAS鋼板、KDK鋼板、KEN鋼板のデータはバラツキが大きく、しかも、溶接継手ボンド部に沿って亀裂は伝播しにくいようである。軟鋼は50キロ級高張力鋼に比べて、溶接継手ボンド部の母材からの相対的靱性劣化が小さいため、母材に逸れ易くなったものと考えられる。

上述の(4.1.5)式を用いて、設計応力を降伏応力の $1/3$ にとった場合の、溶接継手ボンド部に沿って亀裂が直進伝播しない限界条件を求めると、

$$vE_B \geq \frac{1}{22} vE_M \quad \text{..... (4.1.6)}$$

となる。すなわち、使用温度で(4.1.6)式を満足している溶接継手であれば、脆性亀裂がボンド部に沿って直進伝播する現象は起こらないといえる。

一方、先にも述べたが、Vノッチシャルピー試験結果の50%脆性破面率遷移温度 $vTrs$ も、靱性判定基準としては有効な物理量であると考えられる。そこで、溶接継手ボンド部の材質的条件を、

$$vTrs_B - vTrs_M (\text{°C}) \quad \text{..... (4.1.7)}$$

ただし、 $vTrs_B$: 溶接継手ボンド部のVノッチシャルピー試験結果の50%脆性破面率遷移温度(°C)

$vTrs_M$: 母材のVノッチシャルピー試験結果の50%脆性破面率遷移温度(°C)

という物理量で表わすことにし、前述の場合と同様、脆性亀裂の溶接継手ボンド部直進性を $\sigma_{AP}/\sigma_Y \sim (vTrs_B - vTrs_M)$ の関係として把握することにする。図4.1.5とまったく同様に、大形伝播試験結果とVノッチシャルピー試験結果を、 $\sigma_{AP}/\sigma_Y \sim (vTrs_B - vTrs_M)$ の関係で整理すると、図4.1.6のようになる。^{1),2),3),5)} 図4.1.5で溶接継手ボンド部直進の下限線((4.1.5)式)決定の基準になった2例の試験結果(大形伝播試験片符号1・G-4と12・N-5, 表4.1.1参照)を通る線を、同様にボンド部直進の下限線とみなすならば、

$$\text{下限線: } \frac{\sigma_{AP}}{\sigma_Y} = -\frac{1}{90}(vTrs_B - vTrs_M) + 0.72 \quad \text{..... (4.1.8)}$$

となる。

また、脆性亀裂の溶接継手ボンド部直進性に対しては、継手ボンド部形状の影響もみられる。すなわち、エレクトロガス溶接継手の場合には、継手ボンド部の形状は板面にほぼ垂直であるが、3電極片面1層サブマージアーク溶接継手の場合にはかなり傾斜している。このために、3電極片面1層サブマージアーク溶接継手の場合には、亀裂は母材に逸れやすい傾向がある。

以上の検討結果をまとめると以下のごとくなる。

- (1) 溶接継手ボンド部に沿う脆性亀裂伝播現象を把握するためには、実際に亀裂が伝播する温度においての溶接継手部の靱性分布を把握することが重要である。溶接継手ボンド部の相対的靱性値を推定・把握するために、溶接継手ボンド部と母材の破壊靱性比 K_{CB}/K_{CM} の近似として " $\sqrt{vE_B}/\sqrt{vE_M}$ " (溶接継手ボンド部と母材のVノッチシャルピー衝撃値の1/2乗の比) なる物理量の使用を提案した。

KAS鋼板、KDK鋼板、KEN鋼板およびK5D鋼板、KD32鋼板、新HT50鋼板の各種溶接継手についての $\sqrt{vE_B}/\sqrt{vE_M}$ と温度との関係(図4.1.3)から、溶接継手ボンド部の靱性劣化の度合いは、軟鋼に比べ50キロ級高張力鋼の方が大きいことが歴然とした。しかも溶接法別にみると、エレクトロガス溶接継手、エレクトロスラグ溶接継手および消耗ノズル式エレクトロスラグ溶接継手では、ボンド部の靱性劣化が特に著しいようである。

- (2) 脆性亀裂が溶接継手ボンド部を直進する限界条件を、溶接残留応力ならびに荷重応力から成る力学的条件 (σ_{AP}/σ_Y) と、狭いボンド部近傍の材質的条件 ($\sqrt{vE_B}/\sqrt{vE_M}$) との関係として把握し得ることを、現象論的に導出した。脆性亀裂が溶接継手ボンド部を直進する限界条件として、

$$\frac{\sigma_{AP}}{\sigma_Y} \geq \frac{\sqrt{vE_B}}{\sqrt{vE_M}} - 0.35$$

なる実験式が求められた。すなわち、溶接継手ボンド部の靱性劣化が著しい場合は、換言すれば $\sqrt{vE_B}/\sqrt{vE_M}$ の値が小さい場合は、 σ_{AP}/σ_Y の値が多少小さくても、脆性亀裂は溶接残留応力の影響を受けることなく継手ボンド部を直進することを示している。

一方、脆性亀裂が溶接継手ボンド部を直進する限界条件が、 σ_{AP}/σ_Y と狭いボンド部近傍の材質的条件 ($vTrs_B - vTrs_M$) との関係としても、整理・把握された。

また、脆性亀裂の溶接継手ボンド部直進性に対しては、ボンド部形状の影響もみられるようである。例えば、ボンド部形状が板面垂直面に対してかなり傾斜している3電極片面1層サブマージアーク溶接継手では、脆性亀裂は母材に逸れやすい傾向がある。

なお、以上述べた実験結果は、あくまでも実験室的現象すなわち試験片での現象であり、実際の溶接鋼構造物中での現象ではないこと。

また、試験片での現象と実際の溶接鋼構造物中での現象の間には、溶接残留応力、エネルギー解放率等の相違など、種々未知の問題があり直接的には結びつかないこと。

等を追記しておく。

参 考 文 献

- 1) 日本造船研究協会第147研究部会, "船体用高張力鋼板大入熱溶接継手の脆性破壊強度評価に関する研究", 日本造船研究協会研究資料No.208, 昭和49年3月
- 2) 日本造船研究協会第147研究部会, "船体用高張力鋼板大入熱溶接継手の脆性破壊強度評価に関する研究", 日本造船研究協会研究資料No.229, 昭和50年3月
- 3) 日本造船研究協会第147研究部会, "船体用高張力鋼板大入熱溶接継手の脆性破壊強度評価に関する研究", 日本造船研究協会研究資料No.244, 昭和51年3月
- 4) 日本造船研究協会第153研究部会, "巨大タンカー用厚鋼板大入熱溶接継手の脆性破壊強度および疲労強度に関する研究", 日本造船研究協会研究資料No.264, 昭和52年3月

る研究”，日本造船研究協会研究資料No.234，昭和50年3月

5) 日本造船研究協会第153研究部会，“巨大タンカー用厚鋼板大入熱溶接継手の脆性破壊強度および疲労強度に関する研究”，日本造船研究協会研究資料No.249，昭和51年3月

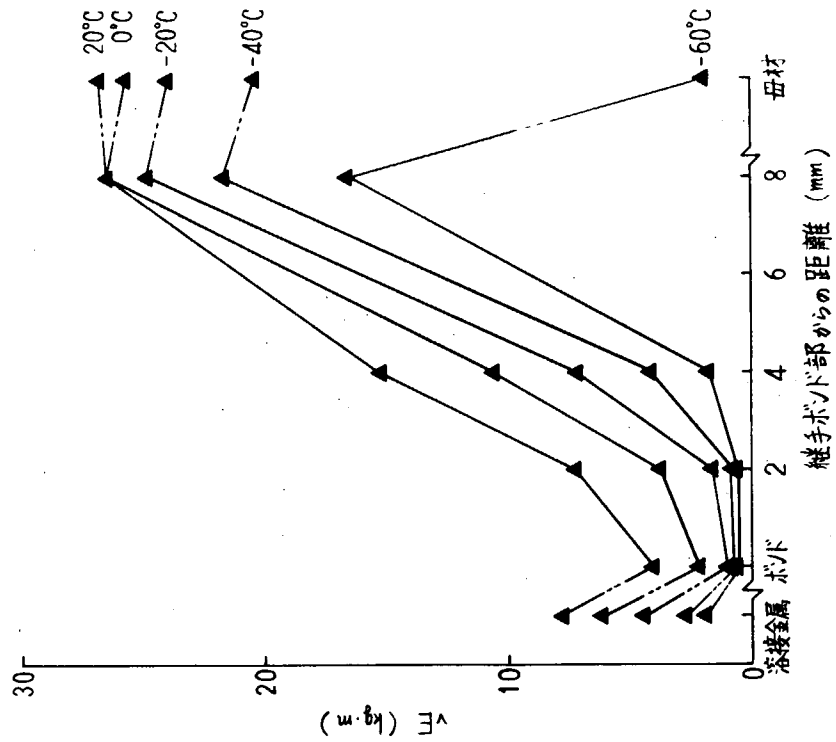


図4.1.2 Vノッチシャルピー衝撃値の分布
〔鋼種符号：9 (K5D, 25.4t), 溶接法符号：S (エレクトロガス)〕

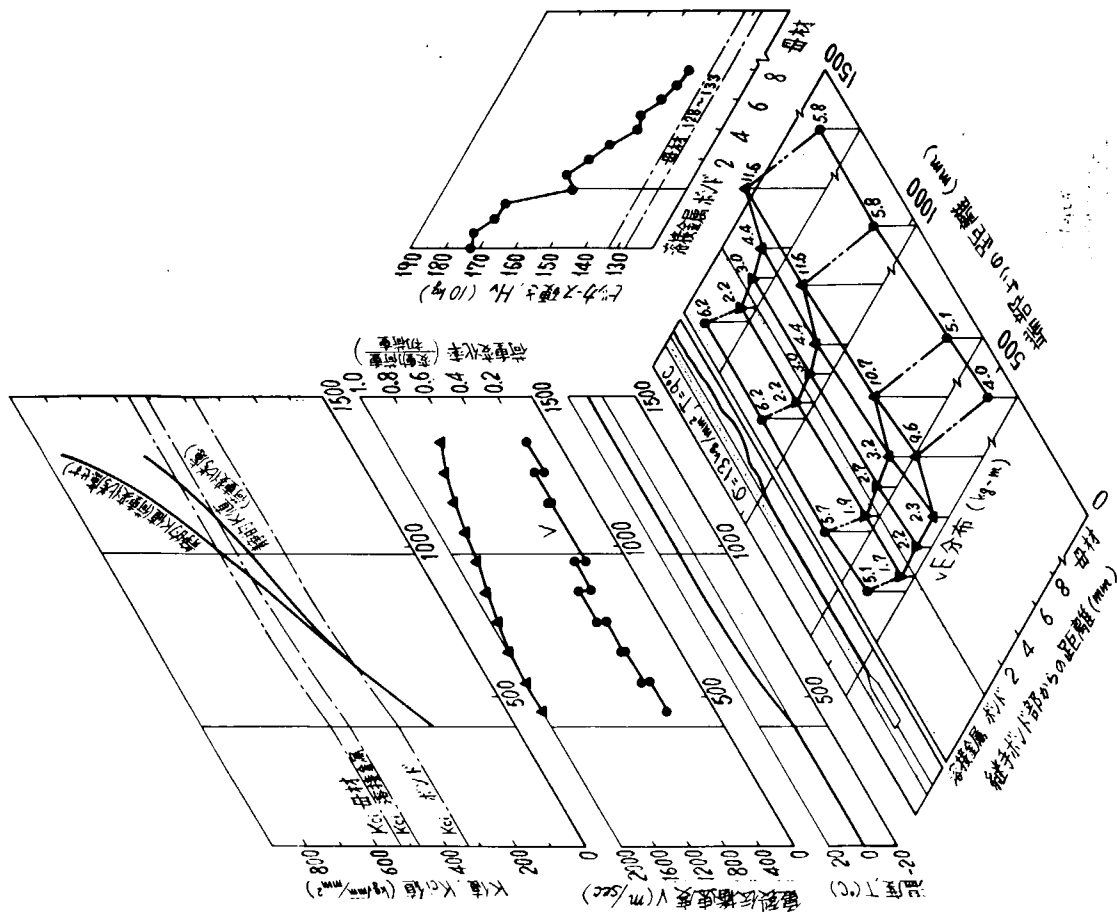


図4.1.1 大形伝播試験による脆性亀裂伝播現象
〔鋼種符号：1 (KAS, 25.4t), 溶接法符号：K (エレクトロスラグ)〕
〔試験片符号：1・K-2〕

Code	Steel Code	Welding Code	Code	Steel Code	Welding Code
①	3 (KAS)	A (MAW)	⑭	12 (K5D)	N (MAW)
②	4 (KDK)	B (SAWRF)	⑮	10 (K5D)	O (SAWRF)
③	6 (KDK)	C (SAWRF)	⑯	10 (K5D)	P (VGSAW)
④	7 (KEN)	D (SAWRF)	⑰	10 (K5D)	Q (NGEGW)
⑤	2 (KAS)	E (VGSAW)	⑱	8 (KD32)	R (EGW)
⑥	2 (KAS)	F (NGEGW)	⑲	9 (K5D)	S (EGW)
⑦	1 (KAS)	G (EGW)	⑳	12 (K5D)	U (EGW)
⑧	3 (KAS)	H (EGW)	㉑	13 (RH150A)	V (EGW)
⑨	5 (KDK)	I (EGW)	㉒	13 (RH150B)	V (EGW)
⑩	6 (KDK)	J (EGW)	㉓	8 (KD32)	W (ESW)
⑪	1 (KAS)	K (ESW)	㉔	9 (K5D)	X (CES)
⑫	5 (KDK)	L (ESW)			
⑬	6 (KDK)	M (ESW)			

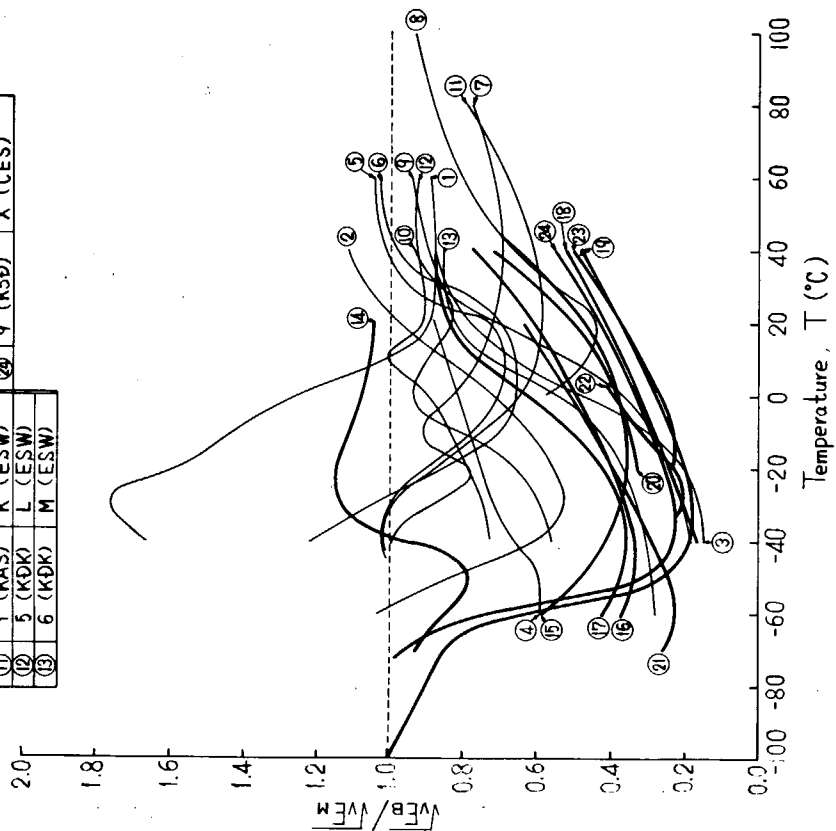


図 4.1.3 V-ノッチシャルピー衝撃試験結果の $\sqrt{vE_B}/\sqrt{vE_M}$ と温度との関係

Code	Steel Code	Welding Code	Code	Steel Code	Welding Code
①	3 (KAS)	A (MAW)	⑭	12 (K5D)	N (MAW)
②	4 (KDK)	B (SAWRF)	⑮	10 (K5D)	O (SAWRF)
③	6 (KDK)	C (SAWRF)	⑯	10 (K5D)	P (VGSAW)
④	7 (KEN)	D (SAWRF)	⑰	10 (K5D)	Q (NGEGW)
⑤	2 (KAS)	E (VGSAW)	⑱	8 (KD32)	R (EGW)
⑥	2 (KAS)	F (NGEGW)	⑲	9 (K5D)	S (EGW)
⑦	1 (KAS)	G (EGW)	⑳	12 (K5D)	U (EGW)
⑧	3 (KAS)	H (EGW)	㉑	13 (RH150A)	V (EGW)
⑨	5 (KDK)	I (EGW)	㉒	13 (RH150B)	V (EGW)
⑩	6 (KDK)	J (EGW)	㉓	8 (KD32)	W (ESW)
⑪	1 (KAS)	K (ESW)	㉔	9 (K5D)	X (CES)
⑫	5 (KDK)	L (ESW)			
⑬	6 (KDK)	M (ESW)			

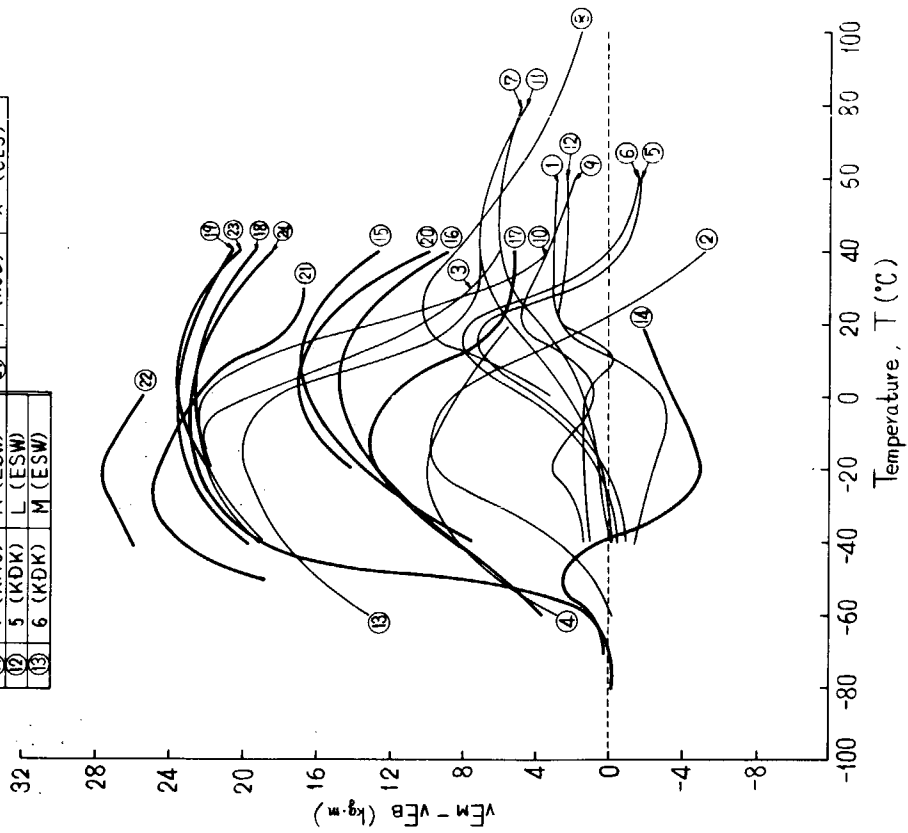


図 4.1.4 V-ノッチシャルピー衝撃試験結果の $vE_M - vE_B$ と温度との関係

記号	鋼種	溶接法
○●○○●●	KAS, KDK, KEN	手溶接 3電極片面1層 テルメット VASCON-II, ILVHDZ7, ILVHDZ7
△▲▲▲▲▲	K5D, KD32, 新HT50	手溶接 3電極片面1層 テルメット VASCON-II, ILVHDZ7, ILVHDZ7, CES
○△		亀裂が母材にそれと停止または貫通
●▲		溶接継手ボンド部からわずかに母材へそれと停止
○▲		溶接継手ボンド部で停止
●▲		溶接継手ボンド部を貫通
○▲		溶接金属内部で停止
●▲		溶接金属内部を貫通

記号	鋼種	溶接法
○●○○●●	KAS, KDK, KEN	手溶接 3電極片面1層 テルメット VASCON-II, ILVHDZ7, ILVHDZ7
△▲▲▲▲▲	K5D, KD32, 新HT50	手溶接 3電極片面1層 テルメット VASCON-II, ILVHDZ7, ILVHDZ7, CES
○△		亀裂が母材にそれと停止または貫通
●▲		溶接継手ボンド部からわずかに母材へそれと停止
○▲		溶接継手ボンド部で停止
●▲		溶接継手ボンド部を貫通
○▲		溶接金属内部で停止
●▲		溶接金属内部を貫通

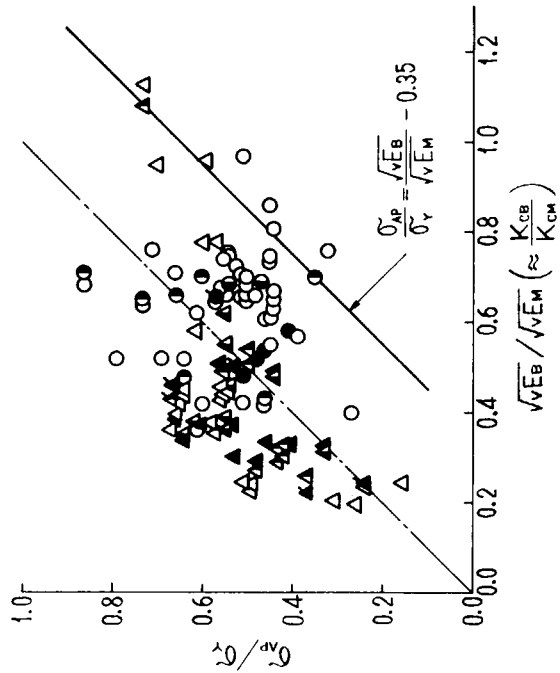


図 4.1.5 大形伝播試験結果と V-ノッチシャルピー-衝撃試験結果との関係
〔負応力と降伏応力の比 σ_{AP}/σ_y と溶接継手ボンド部と母材との脆性比 $\sqrt{V_{EB}}/\sqrt{V_{EM}}$ の関係〕

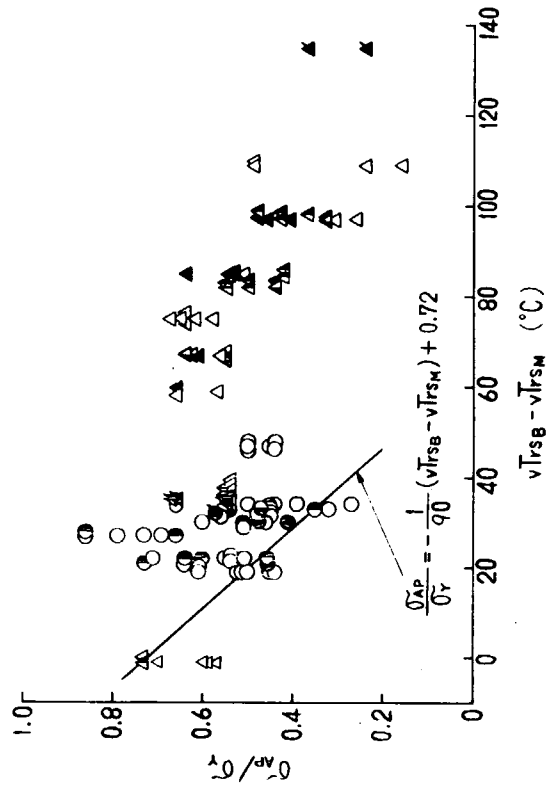


図 4.1.6 大形伝播試験結果と V-ノッチシャルピー-衝撃試験結果との関係
〔負応力と降伏応力の比 σ_{AP}/σ_y と溶接継手ボンド部と母材との脆性差 $\sqrt{Tr_{SB}} - \sqrt{Tr_{SM}}$ との関係〕

表 4.1.1 大形伝播試験結果と V-ノッチシャルピー衝撃試験結果との関係

(一般船体用軟鋼板, 船体用50キロ級高張力鋼板)

溶接法 符号	鋼種	試験片 符号	停止温度は 母材の温度 Ta (°C)	Gross 応力 σ_{AP} (kg/mm ²)	母材降伏応力 (at Ta °C) σ_y (kg/mm ²)	σ_{AP}/σ_y	大形伝播試験 の亀裂伝播 状況 (記号)	母材のV-ノッチ シャルピー衝撃値 (at Ta °C) vEB (kg-m)	母材のV-ノッチ シャルピー衝撃値 (at Ta °C) vEM (kg-m)	$\sqrt{E_B}/\sqrt{E_M}$	母材のV-ノッチ	母材のV-ノッチ	$v_{rSB}-v_{rSM}$	
											温度 v _{rSB} (°C)	温度 v _{rSM} (°C)		
G IL缶ガス	KAS (25.4t)	1	1-G-1	32	15.0	28.0	0.54	●	4.8	10.0	0.69	48	15	33
			1-G-2	-20	10.0	31.5	0.32	○	0.8	1.4	0.76			
			1-G-4	26	10.0	28.2	0.35	●	4.4	9.0	0.70			
			1-G-6	12	13.0	29.0	0.45	○	3.6	6.4	0.75			
			1-G-7	34	13.0	27.9	0.47	●	5.0	10.4	0.69			
			1-G-9	15	13.0	28.7	0.45	○	3.8	7.0	0.74			
N 手溶接	K5D (25.4t)	12	12-N-1	-50	20.0	35.0	0.57	△	3.8	6.2	0.78	-36	-35	-1
			12-N-2	-40	20.0	34.1	0.59	△	8.6	9.4	0.96			
			12-N-3	-13	24.0	33.0	0.73	△	22.3	17.6	1.13			
			12-N-4	-70	26.0	37.0	0.70	△	1.9	2.1	0.95			
			12-N-5	-10	24.0	32.8	0.73	△	22.0	18.8	1.08			
			12-N-6	-51	21.0	35.1	0.6	△	3.6	5.9	0.78			

(注) ○△ : 亀裂が母材に於て停止または貫通
●▲ : 溶接継手ボンド部からわずかに母材へ於て停止
○▲ : 溶接継手ボンド部で停止

4.2 伝播径路に及ぼす強度分布の影響

大形伝播試験に供試された溶接継手においては、一部の溶接法によるものを除き、溶接金属の降伏応力が母材の降伏応力にくらべかなり高くなっている。溶接金属の降伏応力が母材にくらべ高い場合、溶接ボンドに沿った亀裂の先端部の塑性変形領域は母材側が大きくなり、最大ひずみを生じる方向は母材側に移る。

このように、材質の強度的不連続部にある亀裂の先端部の応力・ひずみ分布は一様材質の場合とは異なり、強度的な不連続の程度が大きいかほど亀裂がボンド部からそれやすくなるという考え方が成立つかもしいない。

このような観点から、溶接金属と母材との強度的不連続が大形伝播試験における亀裂の伝播径路にどのように関係しているかを調べた。4.1に述べられているように、鋼種と溶接法との組み合わせによって溶接ボンド部の靱性低下の程度および靱性の分布が異なり、亀裂の伝播特性に関係する。しかし、ここで敢えて溶接継手部の降伏応力の不連続のみに注目し、各組み合わせについて亀裂伝播特性の概略をまとめると表 4.2.1 のようである。表 4.2.1 によると溶接金属と母材との降伏応力の比が 1.3 程度以上の継手では亀裂がボンド部から母材に於て停止あるいは伝播するものが多く、比の値が 1 に近いものではボンド部を直進するか、溶接金属に於ける傾向があるようである。しかし、個々の試験片について、ボンド部を伝播した亀裂長さと降伏応力の比との関係を示すと図 4.2.1 のようであり、上述の傾向は明瞭とは言い難い。

強度的な材質の不連続の影響が顕著に認められない理由の 1 つとしては、高速で伝播する亀裂の先端部ではひずみ速度が大きいため見かけの降伏応力が高くなり亀裂は近似的に弾性挙動を示すことがあげられる。このような状態においては、ここで問題としている程度の降伏応力の不連続があっても、亀裂先端部の応力・ひずみ状態は一様材質の場合と大差なく、亀裂の伝播径路にほとんど影響を及ぼさないと考えることができる。

脆性亀裂の伝播径路には靱性の分布、残留応力の分布、亀裂の伝播速さなどが複雑に関係しており、強度分布のみを取り上げてその影響を論ずることには問題があるようである。脆性亀裂の伝播径路を含め伝播特性に及ぼす力学的諸要因の影響を明らかにするためには、これら諸要因を考慮した伝播機構の解明が必要であり、今後の基礎的な研究が望まれる。

なお、表 4.2.1 および図 4.2.1 で示した亀裂の伝播状況は、溶接ボンド部に強制的に脆性亀裂を伝播させた試験結果に関するものであり、実際の溶接構造部材の場合に直接結びつくものではないことを付記しておく。

表 4.2.1 大形伝播試験における亀裂伝播状況と母材および溶接金属の降伏応力との対比

鋼種	溶接法	降伏応力, kg/mm ²		溶接金属と母材との降伏応力の比	亀裂伝播状況	備考
		母材	溶接金属			
KAS	エレクトログラス	30	38	1.27	ボンド部を伝播するが、母材にそれて伝播するものが多い	SR-147 (S48)
	エレクトロスラグ	30	38	1.27	ボンド部を伝播するが、母材にそれて伝播するものが多い	
K5D	エレクトログラス	38	48	1.26	ボンド部を伝播。ボンド部で停止したものが多い	SR-147 (S48)
	CES	38	45	1.18	ボンド部を伝播。ボンド部で停止	
K5D	エレクトログラス	36	48	1.34	ボンド部を伝播するが、母材へそれやすい	SR-147 (S49)
KAS	バスコン-Ⅱ	27	34	1.26	ボンド部からそれる傾向大。溶接金属内を伝播するものがある。	
	デルタオッシレート	27	38	1.41	ボンド部からそれる傾向大	
K5D	バスコン-Ⅱ	36	36	1.00	ボンド部からそれやすい。溶接金属にそれたものもある	
	デルタオッシレート	36	44	1.22	溶接金属内を伝播しやすい	
KDK	3電極	28	39	1.39	ボンド部からそれやすい	
K5D	3電極	36	54	1.50	ボンド部を伝播しにくい。母材にそれる傾向大	
K5D	被覆アーク溶接	33	47	1.41	継手からそれ母材を伝播	SR-147 (S50)
	エレクトログラス	33	43	1.30	ボンド部を伝播するが、母材にそれる	
新HT	エレクトログラス	35	46	1.31	ボンドを伝播する。ボンドで停止するものあり、母材にそれる。	SR-147 (S50) 自主研究
HT-1	エレクトログラス	34	46	1.35	ボンドを伝播するが、母材にそれる傾向大	
HT-2	エレクトログラス	35	49	1.40	ボンドを伝播するが、母材にそれる傾向大	
HT-3	エレクトログラス	42	46	1.10	ボンド部を伝播したのち母材にそれる	SR-153 (S50)
KDK	エレクトログラス	28	40	1.42	ボンド部を伝播するが、母材にそれる	
KD32	エレクトログラス	39	42	1.08	ボンド部を伝播したのち溶接金属、母材にそれる	
KDK	エレクトロスラグ	28	40	1.43	ボンド部を伝播するが、母材へそれる傾向大	
KD32	エレクトロスラグ	39	43	1.10	ボンド部を伝播する。溶接金属へそれる傾向大	
KDK	3電極	28	36	1.28	溶接金属内を伝播する傾向大	
KEN	3電極	34	45	1.32	溶接金属内を伝播し母材にそれる	

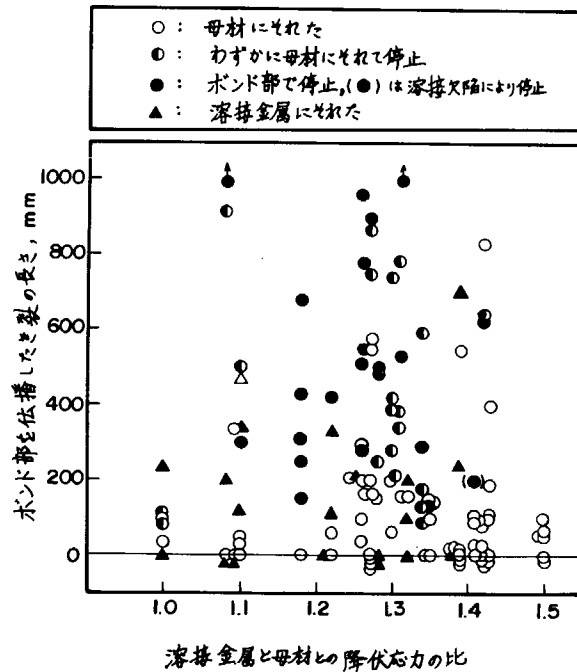


図 4.2.1 脆性亀裂の伝播径路に及ぼす強度不連続の影響

4.3 伝播径路におよぼす溶接線と荷重方向との角度の影響

溶接残留応力が脆性破壊の伝播径路におよぼす影響について、過去にいくつかの研究^{1), 2), 3)}がなされている。

一般に、脆性クラックは最大主応力に直角な方向へ伝播するが、溶接残留応力が存在すると主応力方向は乱されこれまで伝播してきた方向から逸れ曲ることがある。

図 4.3.1 のように斜めの溶接継手が存在していて外力が作用しない場合、脆性クラックは斜め方向に伝播する。

同試験片に図のような引張応力が重畳するとクラックは斜め方向へ伝播した後、引張荷重に直角方向へ向く。また、応力除去焼鈍 (SR) をして溶接残留応力を軽減するとクラックは最初から引張荷重に直角に伝播する。この場合の応力分布をしらべると脆性クラックは各地点での引張の最大主応力に直角に進んでいることがあきらかになった¹⁾。しかし、本研究で対象としている大入熱溶接継手部での脆性破壊伝播は溶接残留応力という力学的因子のほかにボンド部沿いに形成される脆化域およびその幅という材質的因子がからみあい複雑な様相を呈する。

まず、板厚 30mm の K5 D 鋼 3 電極片面 1 層溶接継手 (入熱 189 kJ/cm²) の溶接残留応力を機械的方法により除去した後の脆性クラック伝播挙動をしらべた萩原らの試験結果⁴⁾について述べる。用いた試験片は図 4.3.2 に示すような中央に突合せ継手を有する ESSO 試験片であり、温度分布は勾配型である。

図 4.3.2 の溶接線方向に母材の降伏点 (σ_y) を超える引張荷重を加えた後除荷し残留応力を軽減している。このような場合萩原らの測定結果⁵⁾によれば、溶接線方向の残留応力は約 50% 減少し、また溶接線に直角方向の残留応力はほぼ 0 になる。

この程度残留応力が除去されると脆性クラックはボンド部を直進し易くなり、負荷応力 σ が σ_y の 1/2 以上ならばほぼ全試片でクラックはボンド部沿いに伝播することを述べている。しかし、 σ が 10 kg/mm² 以下になるとボンド部から逸れる傾向にある。

逆に、溶接ままの状態でクラックがボンド部から母材へ比較的逸れ易いのは、何かの外乱によって屈曲したクラックに対する残留応力の影響も原因の 1 つではないかと思われる。

つぎに、大入熱溶接継手に対し脆性クラックがある角度をもって伝播してきて溶接線に到達した直後の伝播径路をしらべるために図 4.3.3 に示すような内部切欠を有する斜め継手伝播試験片を用いた。

試験対象の継手はK 5 D鋼板（板厚25.4 mm，表 1. 2の符号11）のエレクトロガス溶接継手（入熱183～195 kJ/cm，表 1. 4の符号T）であり，伝播部温度は一様な-30℃である。

試験結果を継手角度 θ と負荷応力 σ の関係で示すと図 4. 3. 4 のようになる。残留応力のため母材部に急激に曲り込んでいる1例を図 4. 3. 5 に示す。

クラックが継手を横切り終わった位置から溶接ボンド沿いに伝播した例は負荷応力が12 kg/mm² ($\frac{3}{8} \sigma_y$) で $\theta = 5^\circ$ のときのみである。また，同じ $\theta = 5^\circ$ の場合でもより大きな負荷応力および打撃エネルギーのときはボンド沿いの伝播は起っておらず，クラックは負荷応力にはほぼ直角に伝播し継手を横切っている。

さらに，大入熱継手に対し脆性クラックがある角度をもって伝播し溶接線に近づいてきた場合，その後の径路が溶接残留応力と脆化域の関係でどのようになるかを検討するために図 4. 3. 6 に示すような二重引張型の斜め継手伝播試験片を用いた。

試験対象の継手は図 4. 3. 3 の場合と同一である。伝播部温度も-30℃と図 4. 3. 3 の試験の場合と同じであるが，クラック発生部をとくに低温に保っている。クラックは図 4. 3. 7 のように試験片巾のほぼ中央で継手を横切って伝播するか，あるいは伝播部入口から僅か入った位置で停止している。継手横断は残留応力の影響により継手角度よりかなり大きな角度で行なわれるので，ボンド部沿いの破壊への方向変換は極めて困難である。

斜め継手の試験結果をまとめて図 4. 3. 8 に示す。同図には，別途行なった $\theta = 0^\circ$ の内部切欠型試験片についての結果も比較のために示してある。4. 1節でも述べたように負荷応力に直角な方向と溶接線方向が一致するため，負荷応力の大きいものほどボンド沿いの伝播が起り易くなっている。

以上のことより次の知見が得られた。

- (1) 大入熱継手に対して斜めに交差しようとする脆性破壊はその交差角がたとえ小さくても，継手を横切る角度は溶接残留応力の影響でかなり大きくなり，伝播径路として靱性の谷間が選ばれる可能性は小さい。
- (2) 大入熱継手から脆性破壊の伝播開始が起り，溶接線と荷重方向がほぼ直角の場合には，その後の伝播径路として靱性の谷間が選ばれる可能性がある。

参 考 文 献

- 1) 木原 博，楠田忠雄，飯田国廣，前田豊生，松岡忠博，“脆性破壊の伝播におよぼす溶接残留応力の影響”，造船協会論文集，第108号，(1960) P 385
- 2) H. Kihara, T. Yoshida and H. Oba, "Initiation and Propagation of Brittle Fracture in Welded Steel Plate", IIW Doc. X-217-59
- 3) H. Kihara, T. Kanazawa and K. Iida, "Studies of Strain Energy Release Rate in Wide Parallel - Joint Specimens", IIW Doc. X-293-62
- 4) 萩原行人，三村 宏，中村良昭，“溶接部の脆性亀裂伝播特性について”，溶接学会，秋期全国大会概要集，(1976) P146
- 5) 木原 博，安藤良夫，造船協会論文集第100号(1956)および第105号(1959)

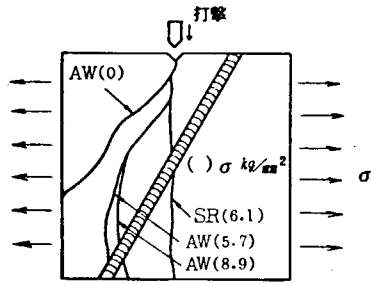


図 4.3.1 斜めビードの場合の脆性亀裂伝播径路
〔AW (溶接のまま), SR (残留応力除去)〕

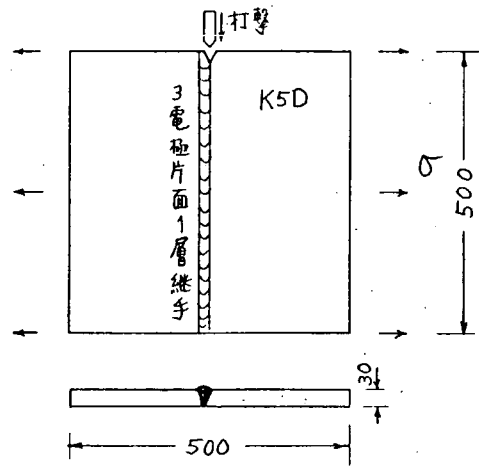


図 4.3.2 突合せ継手つきESSO試験片

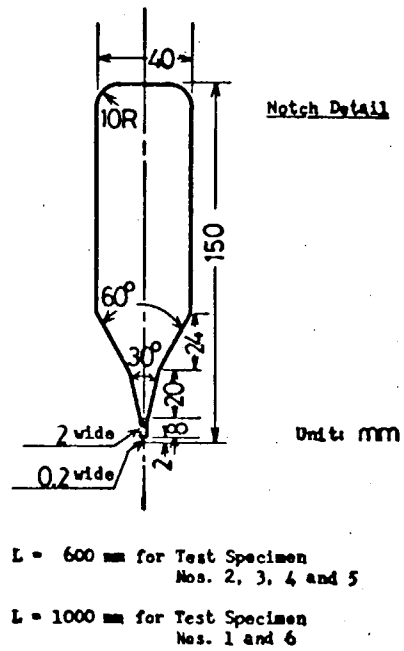
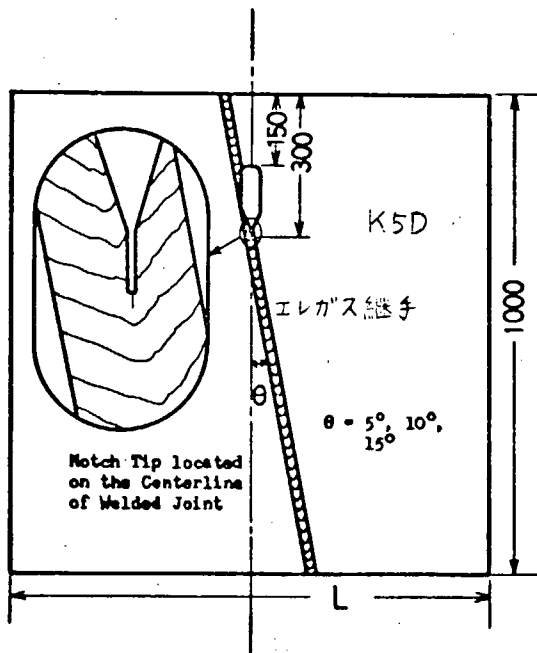


図 4.3.3 斜め継手伝播試験片形状 (内部切欠型)

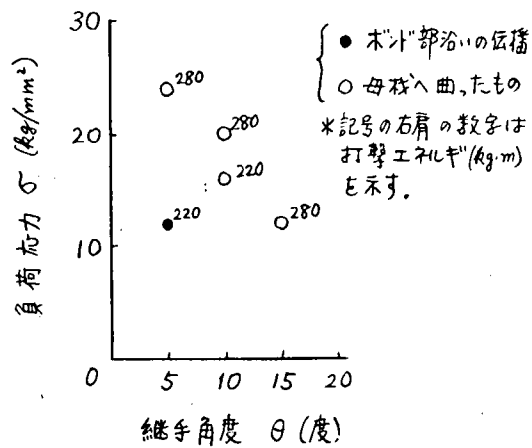
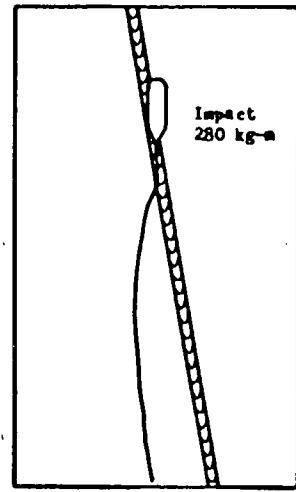


図 4.3.4 内部切欠型斜め継手伝播試験結果 (-30°C)



(b) Test Specimen No. 4
 $\sigma = 20 \text{ kg/mm}^2$ (5/8 σ_T)
 $T = -30^\circ\text{C}$

図 4.3.5 斜め継手伝播試験結果 (内部切欠型)
($\theta = 10^\circ$ の場合)

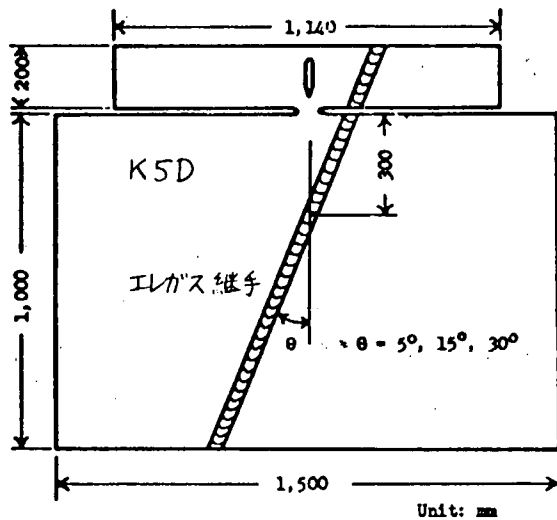
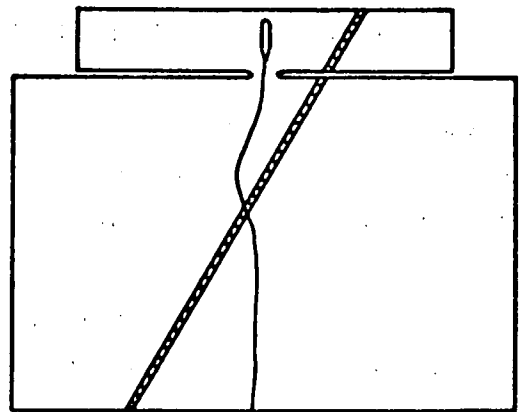


図 4.3.6 斜め継手伝播試験片形状 (二重引張型, その2)



$\sigma = 24 \text{ kg/mm}^2$ (3/4 σ_T) $T = -30^\circ\text{C}$

図 4.3.7 斜め継手伝播試験結果 (二重引張型)
($\theta = 30^\circ$ の場合)

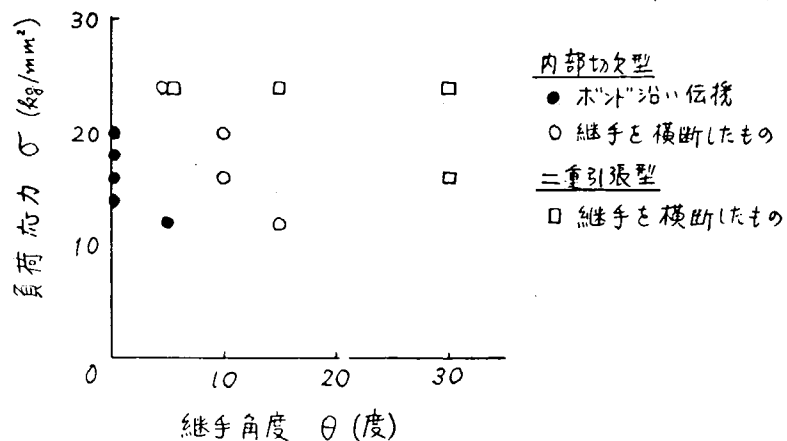


図 4.3.8 斜め継手試験結果 (-30°C)

4.4 見掛けのKca 値について

4.4.1 問題点の由来

第147研究部会、S50年度報告¹⁾によればHT 50の大入熱溶接継手のボンドのディープノッチテストの破壊応力又はシャルピー試験の吸収エネルギーや破面率の遷移曲線は母材のそれに較べて数十度～百度も高温側に移動している。一方同じ継手のESSO試験においてボンドに沿って伝播停止した亀裂からKcaを求めると母材のそれとはほぼ同等という結果となる(図4.4.1～図4.4.3)。このことは大入熱溶接継手において亀裂はボンドに沿って伝播する可能性があってもその停止特性は母材と同等であり、伝播特性については心配する必要がないことを示し実用上極めて重要な意味をもつものである。しかしWES-136にも知られるようにシャルピー試験の破面遷移温度 $vTrs$ は亀裂の伝播停止の破壊靱性Kcaと相関がある。大入熱溶接継手のKca値はこの相関と $vTrs$ の値から期待される値より遥かに高い。例えばK5Dのエレクトログラス溶接のボンドの $vTrs$ は32°Cであるが、WESの公式

$$Kca(t \cdot T) = 2.6 \sqrt{\pi} \times 10^2 f(t) \exp \left\{ 3.1 \times 10^3 \left(\frac{1}{vT_s + 18} - \frac{1}{T} \right) \right\} \dots \dots \dots (4.4.1)$$

$$f(t) = 1 - \frac{1}{20} (t - 30) \quad t = 25.4 \text{ mm (板厚)}$$

を用いて計算すると、50°Cでは $Kca = 560' \text{ kg} \cdot \text{mm}^{-3/2}$ 、0°Cでは $Kca = 97 \text{ kg} \cdot \text{mm}^{-3/2}$ となる。図4.4.3に見る如く実測値とは一桁異なる予想値となる。この大入熱溶接継手におけるKcaと $vTrs$ の不整合さの理由の解明はそれ自体でも勿論興味あることであるが、又大入熱溶接継手の破壊特性やKcaと $vTrs$ の関係の一般性と適用限界を知る上でも重要であろう。

勿論本研究部会の範囲は、大入熱溶接継手の使用特性の評価に必要な諸破壊靱性の測定迄であって更にその破壊靱性間の関係を支配する機構の解明について迄当初の計画に含まれていないし、又機構の解明とその確証は容易でなく現在検討段階である。従って本節に述べるような破壊伝播機構の検討は前節迄の実験事実の整理と異なり単に推定に過ぎない事が多い。しかし乍ら敢えてこれを本報告書に述べるのは次のような理由による。

- (a) 大入熱溶接継手はシャルピー衝撃値は低くても見掛けのKc値が母材なみの大きな値を示すことをはじめ、一見直観に反するいくつかの実験結果が得られていること。(直観に反する結果はいかに実験から得られたとはいえ実船に適用する上で一抹の不安が残る。)
- (b) しかし以上の実験結果は適当なモデルにより全て説明されうる。
- (c) このモデルの確証は難しいとはいえ将来の研究でなされうる。もし確証されれば大入熱溶接継手の破壊特性の解釈とその評価に極めて有用である。(すなわち実験結果の適用性がより高い信頼度で確認される。又は適用限界が明確になる。)

4.4.2 破断径路の観察

前節の問題点解明のためボンドを伝播した亀裂の側断面を観察した。

その結果を写真4.4.1(a)～(d)迄に示す。この写真からわかることは

- (a) 亀裂はボンド部すなわち溶着金属と細粒化部に挟まれた粗大結晶粒の脆化帯の内を分岐をくり返し乍ら伝播している。このような巨視的な大きさの分岐は母材の大形伝播試験でも、母材、溶接継手のシャルピー試験でも観察されていない。(勿論顕微鏡的なマイクロクラックは全ての場合に脆性亀裂に随伴することが認められる。)
- (b) 亀裂の分岐は亀裂伝播方向に垂直な断面で見ると2本又は高々3本であって数本に分岐することはない。写真中開口の少ない亀裂は縮尺 $\frac{1}{2}$ の写真では認め難いが、腐食液が亀裂から浸み出るため腐食が進み付近が黒く見えるため容易にその存在が検出される。

以上の観察結果及び前節の問題点をエネルギー論により検討しよう。

亀裂が分岐するため表面エネルギー項が増大し、そのため亀裂は停止するというモデルがまず考えられる。亀裂

が分岐しても単位面積当りの表面エネルギーは不変で消費エネルギー項は亀裂表面積に比例すると仮定すると、

$$K_{Ca}^2/E = n\gamma \dots\dots\dots(4.4.2)$$

但し、 K_{Ca} : 実効破壊靱性、 E : ヤング率、 γ : 表面エネルギー、 n : 分岐亀裂の数

n が 2~3 とすると分岐しない時 ($n=1$) に比べて K_{Ca} は高々 $\sqrt{2} \sim \sqrt{3}$ 倍になるに過ぎない。逆に (4.4.2) 式で前項の結果を説明しようとすれば $n > 50$ という非現実的な値となる。

更にこのモデルでは何故大入熱溶接継手でのみ亀裂が分岐して伝播するかを説明できない。そこで第 2 のモデルを考えることが必要となる。それを次項に述べる。

4.4.3 残留応力の影響により見掛けの K_{Ca} 値が高くなるモデル

残留応力があると亀裂は残留応力に直角方向に進行方向を選ぶ傾向がある。そのため亀裂は母材側に突込みこの部分の高い破壊靱性により停止する。しかし大入熱溶接継手のボンド部の脆化は大きいので亀裂が再発生し伝播を始める。この繰返しで巨視的には亀裂はボンドを直進するようになる。伝播が停止する時は亀裂が母材に突込んで止まるので K_{Ca} は見掛け上母材と略同じ値となる。

このモデルより以下の事実が定性的には極めて良く説明される。

- (a) ボンドが脆化していても見掛けの K_{Ca} は母材と略同じである。
- (b) 亀裂は分岐を繰返しながらかボンド域を伝播する。
- (c) もし残留応力を除去すると亀裂はボンドを直進し易くなる。(4.3 節)

この場合の K_{Ca} は $vTrs$ から WES の関係式により推定した値と同程度の値を示すことが知られている。²⁾ (図 4.4.4)

更にこの場合には脆性亀裂は分岐を示さない。(写真 4.4.2)

4.4.4 モデルの検討

本項では 4.4.3 のモデルを更に詳細に検討し、その問題点を明らかにする。

- (a) 残留応力が亀裂伝播進路方向に及ぼす影響

まず基本的な仮定として " 亀裂は最大主応力に垂直方向にその進行方向を近づける傾向がある " とする。これは 4.3 節に示された実験結果からみて妥当な仮定と考えられる。この仮定を検討してみる。一樣な材質中の亀裂の進行方向を予測するには最大主応力垂直方向³⁾、又は歪エネルギー密度⁴⁾ 等数多くの仮説が提出されている。どの仮説により予言される亀裂の伝播方向もそれほど変わらない。靱性の谷間のある材料 (大入熱溶接継手) でも靱性の谷間の内では靱性をほぼ一定 (井戸型の靱性の谷間) と考えると上の仮定は近似的には成立つと考えてよからう。

次に問題になるのは何故通常の溶接継手では亀裂はボンドから抜け出て母材側に伝播し、大入熱溶接継手では亀裂は境界で停止して、枝分れがボンド内でなされるかということになる。この問題を定量的に論ずることは極めて難かしいので、これに影響を与えると考えられるいくつかの要因を列挙するにとどめる。

- (i) 残留応力の分布の差

ビード線直角方向の残留応力は、手溶接の場合はビード表面では引張残留応力であり (これが計測されるが) 板厚中央では圧縮残留応力になっていると考えられる。亀裂の進行は板厚中央が先行し板表面部はそれに従って破断するので、手溶接の場合に亀裂がビード線からそれる傾向が強いことになる。

- (ii) 試験応力、試験温度の差¹⁾ 本委員会のテスト条件では手溶接の $ESSO$ 試験の方が僅かではあるが、応力は高く温度は低い。従って母材に亀裂が突入した時エレクトロガス溶接継手の方が亀裂が停止し易い。例えば

$$K = \sigma \sqrt{\pi c} \text{ として}$$

$2C = 200 \text{ mm}$ (初期切欠の長さ)、 $\sigma = 18 \text{ kg/mm}^2$ (応力) とすると、 $K = 300 \text{ kg/mm}^{3/2}$ となる。切欠部の温度は $-10^\circ \sim -60^\circ \text{C}$ であり、 $K5D$ の -10°C における K_{Ca} は大略 $300 \text{ kg/mm}^{3/2}$ である。先端で進行方向を変え

た亀裂のK値は正確には計算できないが、現在のテスト条件では $K \approx Kca$ であり、亀裂が母材部で止められるか伝播するか境界にあると考えられる。エレクトロガス溶接継手で亀裂が止められた後は、ボンド部の脆化が大きいことから亀裂がボンド部内で再発生すると考えられる。

(b) 見掛けのKca値はどのような要因が支配しているか

エレクトロガス溶接継手ではボンドの脆化が著しいので、亀裂が母材部との境界で止められても分岐亀裂がボンド内で発生する。分岐亀裂の芽はたとえば主亀裂側面に発生したマイクロクラックが考えられる。

亀裂がボンド部内で巨視的に停止するのは分岐亀裂の発生がなくなることである。すなわち $Kca(bond. app) = Kci(bond. side)$ 、 $Kca(bond. app.)$ はボンドの見掛けのKca値、 $Kci(bond. side)$ はボンド部における主亀裂の側面からの分岐亀裂の発生のための破壊靱性であり、主亀裂先端からの破壊発生のための破壊靱性、 $Kci(bond)$ 、に比べて大きい。一般に発生に対する破壊靱性は伝播のそれより遥かに大きい。故に、

$$Kca(bond) \ll Kci(bond) \ll Kci(bond. side) = Kca(bond. app.)$$

$Kca(bond)$ はボンド自体の伝播抵抗であり、 $vTrs$ から(4.4.1)式により推定される値に対応する。これにより4.4.1項が説明できる。

しかし $Kca(bond. app)$ が母材のKcaとほぼ同等になることは更に説明を要する。母材との境界で停止した亀裂先端のK値を $Kca(base)$ とし、同じ状態で側面からの破壊の再発生が行われることを考えると、

$$Kca(base) \geq Kci(bond. side) = Kca(bond. app.)$$

K5Dのエレクトロガス溶接継手についての実測結果¹⁾は不等号はむしろ逆であることを示している。この矛盾の原因は形式的には次のように説明される。今回のESSO試験は温度平坦型で、亀裂はすぐ停止するよりは或程度伝播して停止した方が形式的に計算される $Kca(bond. app.)$ は大きくなる。問題はむしろ温度平坦部で亀裂の伝播が停止すること¹⁾である。何故ならば温度一定であるからKcaも一定であるが、亀裂のK値は長さとともに増大し停止条件 $K \leq Kca$ は満足されないからである。均質な材料であれば説明不可能である。しかし現在のモデルを用いた次のような説明もそれ程無理とは言えないであろう。まず第1に $Kci(bond. side)$ は亀裂の形状依存性が極めて大きいことが挙げられる。主亀裂が母材側に突入する距離が大きい程分岐亀裂からの発生は難しくなる。又分岐亀裂の位置形状も再発生に大きな影響を与える。これらの要因は全て $Kci(bond. side)$ のバラツキを大きくし停止がチャンスで決まるようになる。

分岐亀裂のK値の計算は何人かによってなされているが、⁵⁾分岐亀裂の形状、位置に対する仮定が結論に大きく影響するので数値的検討は現在では意味がない。

4.4.5 まとめ

大入熱溶接継手のボンド部の亀裂伝播特性を検討した結果次の結論を得た。

(1) ボンド部を伝播する亀裂は残留応力のため絶えず母材側にその方向を変え母材部との境界で停止しボンド部内で亀裂の再発生が行われる。亀裂が巨視的に見て停止するのはボンド内でこの亀裂の再発生がなされなくなったときである。このような機構で亀裂の伝播がなされる時は、巨視的な伝播停止のKcaはボンドの材質自体の有する亀裂の直接的な停止能より遥かに高い。

上のような亀裂伝播の機構を考えることにより、ボンド部の脆化が大きく $vTrs$ が高くてもKcaは母材と同程度であるという、一見直観とは相反する実験事実が説明される。

(2) 但し残留応力が除去されると亀裂は直進し、且つ亀裂を止めるための巨視的な伝播停止のKcaはボンドの材質自体の停止能と一致する。

参 考 文 献

1) 第147研究部会、船体用高張力鋼板大入熱溶接継手の脆性破壊強度評価に関する研究報告書 S51年3月、日本造船

研究協会。

金沢 武, 矢島 浩: IIW Doc. No. X-814-76

- 2) 萩原行人, 三村 宏, 中村良昭: 溶接学会(秋期全国大会)(1976) P 146
- 3) F. Erdogan et al: Journal of Basic Engineering 85(1963) 519
- 4) G. C. Sih: Mechanics of Fracture I, Noordhoff International Publ., Leyden(1973) P 21
- 5) 例えば J. F. Kalthoff. Int. J. Frac. Mech. 7(1971) 478

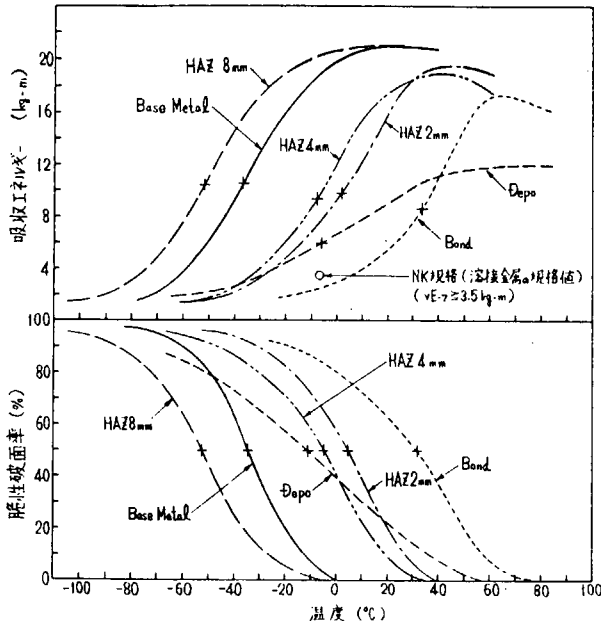


図 4.4.1 V-ノッチシャルピー試験遷移曲線 (K5D鋼, エレクトロガス溶接継手)

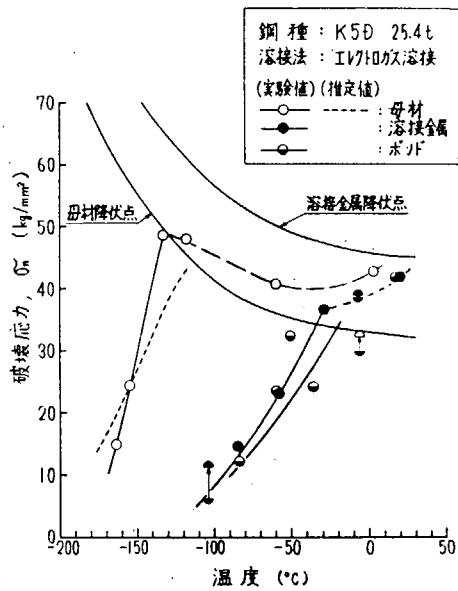


図 4.4.2 中央切欠大形引張試験結果 (K5D鋼, エレクトロガス溶接) (破壊応力と温度の関係)

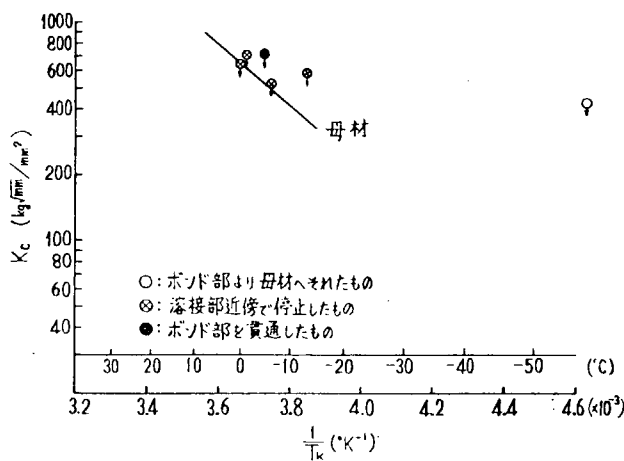


図 4.4.3 大形伝播試験によるK5D鋼エレクトロガス溶接継手部の脆性破壊伝播特性

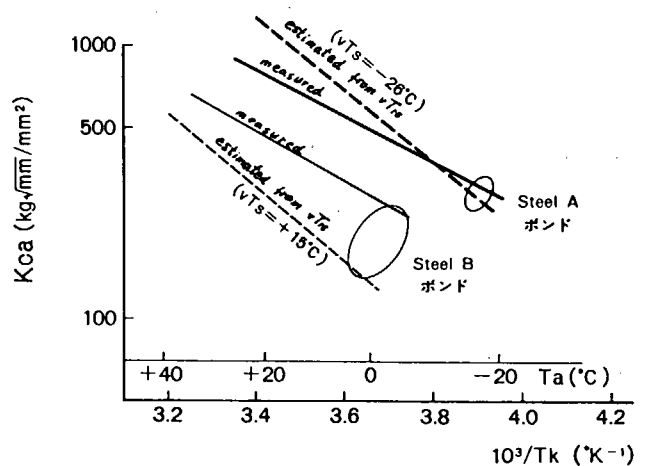
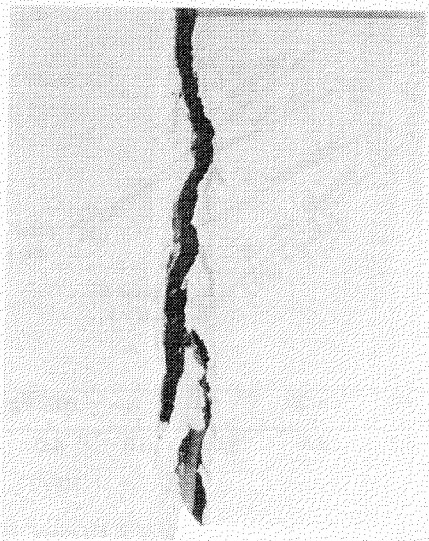


図 4.4.4 大形伝播試験によるK5D(steel B)及び新HT.50 (steel A)の3電極片面一層サブマージーク溶接継手部の脆性破壊伝播特性



1 2 3 4 5 6 7 8 9 10 11 12
表面より約10 mm研磨

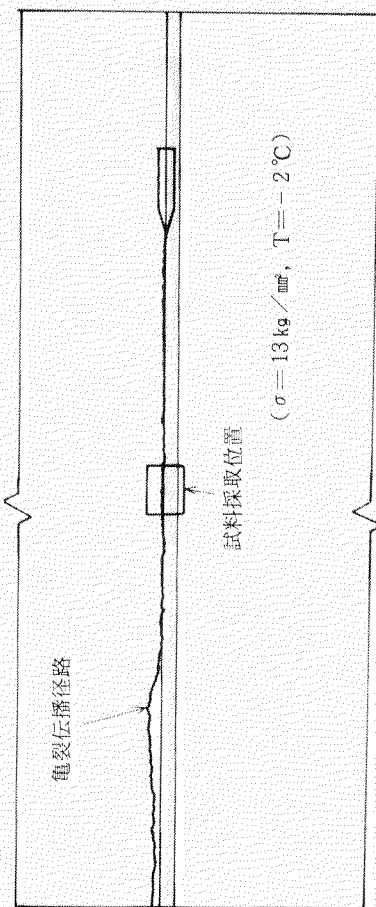


写真4.4.1(a) 大形伝播試験片の脆性亀裂伝播経路
(KAS鋼, 板厚25.4 mm, エレクトロガス溶接継手)



表面より5 mm研磨

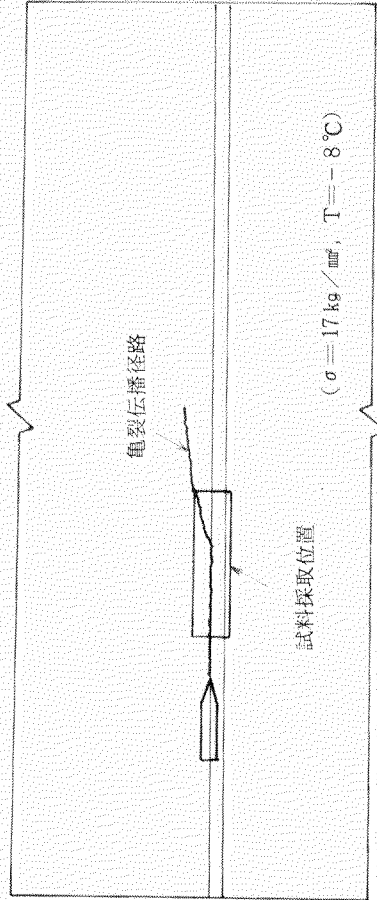


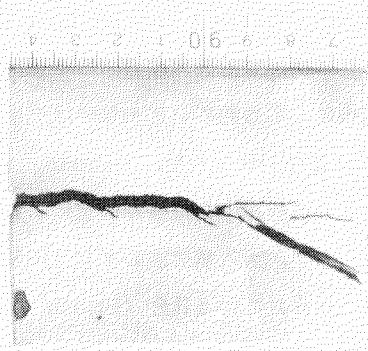
写真4.4.1(b) 大形伝播試験片の脆性亀裂伝播経路
(KDK鋼, 板厚35.0 mm, エレクトロガス溶接継手)



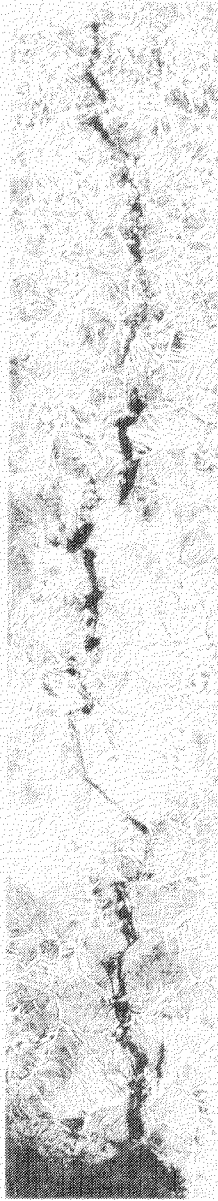
KDK鋼, エレクトロスラグ溶接継手 ×1



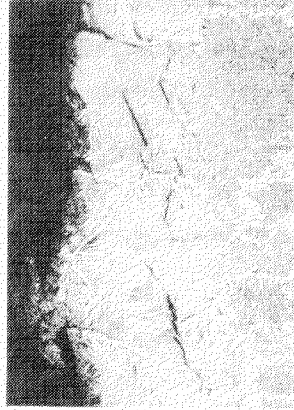
KDK鋼, エレクトロスラグ溶接継手 ×1



KAS鋼, エレクトロガス溶接継手 ×1

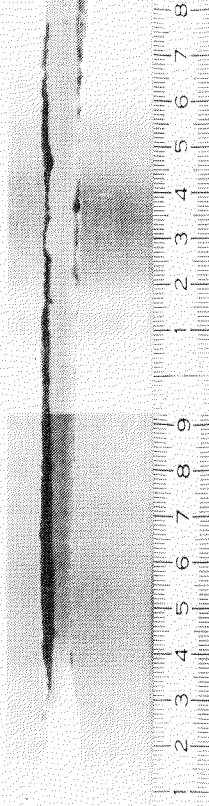
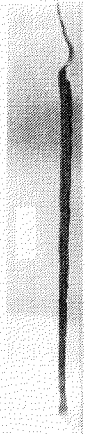


表面より約12mm研磨 ×50



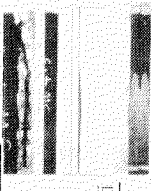
表面より約12mm研磨 ×50

写真4.4.1(d) 大形伝播試験片の微細分岐亀裂 (KAS鋼, エレクトロガス溶接継手)



幅度分布

クラック伝播経路



クラック破面



本工研機研 ESROE試験機 (JMA-3S, Rev. A)

写真4.4.2 残留応力除去した継手のESSO試験破断垂直面写真

写真4.4.1(c) 大形伝播試験片の分岐亀裂

5. 総 括

5.1 大入熱溶接継手脆性破壊強度の総合的評価

昭和48年度～昭和50年度の3ケ年に亘って実施したSR 147, および昭和49年度～昭和50年度の2ケ年で実施したSR 153の試験内容の一覧を表5.1.1に, 試験に供試された鋼材の化学成分ならびに機械的性質の一覧を表5.1.2, 溶接条件の一覧を表5.1.3, 表5.1.4にそれぞれ示す。供試鋼材および溶接条件とも実船にすでに使用されておりかなりの実績を有している代表例とみなし得るものである。

これらの継手から採取したVノッチシャルピー衝撃試験結果を表5.1.5～表5.1.8に総括し, 50%破面率遷移温度vTsに対して図示したのが図5.1.1, 図5.1.2である。軟鋼と50キロ級高張力鋼溶接継手の最劣化部を比較すると, 手溶接を除いたいわゆる高能率溶接ではvTsの絶対値も, あるいは母材からのvTsの変動量も50キロ級高張力鋼の方が大となり脆性は低くなっている。D級鋼についてみると50キロ級高張力鋼の方が軟鋼よりも母材の脆性はすぐれているが, 高能率溶接継手部では50キロ級高張力鋼の脆性劣化がはげしくvTsの絶対値も大となっている。一方手溶接継手では入熱量が低いため, 継手部においても母材の脆性の優劣と同様の傾向を示し, 50キロ級高張力鋼溶接継手部の脆性が軟鋼のそれよりも良くなっている。

表5.1.9, 表5.1.10には溶接継手部のビッカース硬さ試験結果を総括した。

表5.1.11～表5.1.14および図5.1.3には脆性破壊発生特性に関するデータを, 表5.1.15～表5.1.19および図5.1.4には脆性破壊伝播特性に関するデータの一覧を示した。以下においてはこれらの結果および前章までの考察をもとに脆性破壊発生に対する評価および脆性破壊伝播停止に関する評価を行なってみる。

5.1.1 脆性破壊発生特性について

軟鋼および50キロ級高張力鋼の大入熱溶接継手の脆性破壊発生強度を検討した結果次のことがわかった。

- シャルピー、曲げCOD、ディープノッチ試験が実施され, 3章で示したように, 残留応力を考慮して解析すると各種の試験の結果はバラツキの範囲内で同一の破壊特性(例えば破壊応力)を与えることがわかった。
- 多層盛手溶接ではボンド部は脆化しないが, 大入熱一層溶接ではボンドの脆性は母材部に比べて数拾度も脆化する。特に50キロ級高張力鋼では脆化が著しい。

そこで以下においては船殻における大入熱溶接継手の許容欠陥寸法についての考察を行なってみる。船殻で大入熱溶接が使用されるのは主として外板(ロンジにもCES溶接が使用されている)である。船の一生を20年とすると, これに対応する最大波浪の超過確率は $Q=10^{-8}$ 程度である。外板に対しては縦曲げ荷重が主として作用するが, この場合最も応力的にシビヤなのはデッキである。 $Q=10^{-8}$ に対する変動荷重によるデッキの応力値はSR 134の報告¹⁾では $16\text{kg}/\text{mm}^2$ であり, Nibbering²⁾によると $14\text{kg}/\text{mm}^2$ である。そこでここでは安全側という見地より $16\text{kg}/\text{mm}^2$ とし, これに静水中の縦曲げ荷重による応力値の実績として $4\text{kg}/\text{mm}^2$ を採用し, 計 $20\text{kg}/\text{mm}^2$ の作用応力が働いた場合を仮想して, 大入熱溶接のボンドにおける脆性破壊発生の可能性を検討してみることにする。

よく知られているBS (British Standards) draft の式

$$\delta_c = 2\pi e_Y \bar{a} \left(\frac{e}{e_Y} - 0.25 \right) \quad (e/e_Y \geq 0.5) \quad \text{----- (5.1.1)}$$

δ_c : 限界COD

e_Y : 材料の降伏点をヤング率で割った値

e : (作用応力+内応力)/ヤング率

\bar{a} : 等価貫通欠陥長さの1/2

を用いて検討してみる。そこで降伏点の下限として軟鋼では $24\text{kg}/\text{mm}^2$, 50キロ級高張力鋼では $32\text{kg}/\text{mm}^2$, 残留応力に

対するひずみの過大見積りとして e_y , locked in stress としては実績値として考えられている 10 kg/mm^2 を採用すると, (5.1.1) 式は

軟鋼に対し	$\bar{a} = 69.63 \delta_c$	}.....(5.1.2)
50キロ級高張力鋼に対し	$\bar{a} = 61.89 \delta_c$	

となる。上記の仮定は3電極サブマージアーク溶接がデッキのトランス方向に使用される場合に相当し, 最も苛酷な使用を想定したものである。我国の大半の造船所では3電極サブマージアーク溶接はロンジ方向に使用されているので, 上記の仮定の作用応力の 20 kg/mm^2 は非常に過大な見積りである。またエレクトロスラグ, エレクトロガスなどの立向溶接はブロック継手となり, 残留応力として e_y とするのは過大であり, さらには船側のため作用応力もデッキ程大とならない。

ところで表5.1.11, 表5.1.12 に -40°C における δ_c 値を示した。SR 147, SR 153 で行なった曲げCOD試験は機械切欠に対するものであり, 疲労切欠の如き非常に尖鋭な欠陥では, 3.2節に示したように, 軟鋼, 50キロ級高張力鋼クラスでは高温側に 30°C 程度シフトする。それ故表5.1.11, 表5.1.12 に示した δ_c 値は鋭い欠陥では -10°C に対応し, 船体がさらされる最低使用温度に対応したものとみなすことが出来る。

表5.1.11, 表5.1.12 よりボンドで最も低脆性なのは,

軟鋼に対し	エレクトロガス(H)	$\delta_c = 0.078 \text{ mm}$
50キロ級高張力鋼に対し	エレクトロスラグ(W)	$\delta_c = 0.062 \text{ mm}$
新50キロ級高張力鋼に対し	エレクトロガス(V)	$\delta_c = 0.39 \text{ mm}$

であり, (5.1.2) 式より許容等価欠陥寸法は

軟鋼	$2\bar{a} = 10.86 \text{ mm}$	}.....(5.1.3)
50キロ級高張力鋼	$2\bar{a} = 7.67 \text{ mm}$	
新50キロ級高張力鋼	$2\bar{a} = 48.27 \text{ mm}$	

となる。表5.1.11 および表5.1.12 には他の継手に対する $2\bar{a}$ も参考のため示した。

次に上式の等価欠陥寸法は具体的にどの程度の非貫通欠陥に相当するかについて考えてみる。図5.1.5はA. S. Kobayashi により求められた半楕円状表面欠陥に引張応力が作用する場合の最深部のK値を求めた結果である。その結果を数式化したのが図中に示されている数式であり, 細線がその式による値であり, A. S. Kobayashi の求めた結果と良く一致している。そこで表面欠陥の最深部のK値と貫通欠陥のK値を等値して

$$b = \bar{a} E(K) / M_K^2 \dots\dots\dots (5.1.4)$$

ただし a : 表面亀裂長さ
 b : 亀裂深さ
 t : 板厚

$$M_K = 1.135 + 0.83733 \left(\frac{b}{t}\right) - 0.21504 \left(\frac{b}{a}\right) - 0.13978 \left(\frac{b}{t}\right)^2 - 0.75386 \left(\frac{b}{t}\right) \left(\frac{b}{a}\right) \\ + 0.20711 \left(\frac{b}{a}\right)^2 + 0.19058 \left(\frac{b}{t}\right)^3 + 0.07473 \left(\frac{b}{t}\right)^2 \left(\frac{b}{a}\right) - 0.05136 \left(\frac{b}{t}\right) \left(\frac{b}{a}\right)^2 - 0.11475 \left(\frac{b}{a}\right)^3$$

$$E(K) = \int_0^{\pi/2} \sqrt{1 - K^2 \sin^2 \theta} \, d\theta$$

$$K^2 = 1 - \left(\frac{b}{a}\right)^2$$

となる。そこで板厚35mmと考えると, (5.1.3) 式, (5.1.4) 式より許容欠陥寸法を求めた。その結果を図5.1.6に示す。半円状欠陥の場合には許容欠陥寸法は,

軟鋼	a = b = 11.6 mm	} (5.1.5)
50キロ級高張力鋼	a = b = 8.3 mm	
新50キロ級高張力鋼	半円形では存在せず	

となる。この欠陥寸法は十分非破壊検査では検出できるものと考えられるが、従来鋼に対してはこのように大入熱溶接継手のボンド部の許容欠陥寸法はかなり小さく、50キロ級高張力鋼の方が軟鋼よりもよりシビヤなものとなっている。したがってこれら大入熱溶接を採用するにあたっては非破壊検査を厳密に行なう必要がある。しかし新HT 50は十分大きな許容欠陥サイズを有しており、この意味で、新HT 50は非常に大入熱溶接に有効なものとなっている。さらに溶接金属については言及しなかったが表5.1.11、表5.1.12をみてわかるようにボンド部より脆化しているものがあり、ボンドのみではなく溶接金属についても十分な管理が必要である。

参 考 文 献

- 1) SR 134 報告
- 2) J. J. W. Nibbering, "Fatigue of Ship Structures", Netherlands' Research Centre T. N. O. for Shipbuilding and Navigation, Report No. 55 S, September 1963

表 5. 1. 2 供試材の化学成分ならびに機械的性質

符号	鋼種	熱処理	板厚 (mm)	化学成分 (%)						機械的性質			備考
				C	Si	Mn	P	S	Ti	降伏点 σ_s (kg/mm ²)	引張り強さ σ_B (kg/mm ²)	伸び El. (%)	
1	KAS	As Rolled	25.4	0.21	0.04	0.77	0.022	0.021	—	26~27	45~46	27~30	SR 147 昭和48年度報告
2	KAS	As Rolled	25.4	0.17	0.04	1.00	0.014	0.015	—	25~26	44	27~31	SR 147 昭和49年度報告
3	KAS	As Rolled	25.4	0.17	0.03	1.02	0.020	0.015	—	27	44	30	SR 147 昭和50年度報告
4	KDK	As Rolled	25.4	0.14	0.23	0.71	0.014	0.012	—	30~33	43	32~35	SR 147 昭和49年度報告
5	KDK	As Rolled	35.0	0.12	0.25	1.03	0.012	0.007	—	32	47	23	SR 153 昭和49年度報告
				0.11	0.24	1.01	0.017	0.012	—	30	44	28	
6	KDK	Normalized	35.0	0.12	0.24	0.82	0.018	0.010	—	27~29	44	31~32	SR 153 昭和50年度報告
				0.13	0.21	0.79	0.019	0.009	—	28	43	33	
7	KEN	Normalized	40.0	0.12	0.24	1.13	0.017	0.009	—	27~28	43~44	33~38	SR 153 昭和50年度報告
8	KD32	Normalized	35.0	0.14	0.36	1.31	0.015	0.007	—	33~35	50~51	32~35	SR 153 昭和50年度報告
9	K5D	As Rolled	25.4	0.13	0.29	1.45	0.010	0.006	—	37~39	53	29	SR 147 昭和48年度報告
10	K5D	As Rolled	25.4	0.15	0.32	1.39	0.019	0.007	—	35~39	53	23~26	SR 147 昭和49年度報告
11	K5D	As Rolled	25.4	0.15	0.32	1.41	0.021	0.006	—	38~39	53	28~29	SR 147 昭和49年度報告
12	K5D	Normalized	25.4	0.15	0.36	1.27	0.020	0.015	—	34~35	49~50	28~30	SR 147 昭和50年度報告
13	新HT50 (K5D相当)	Normalized	25.4	0.13	0.34	1.48	0.008	0.003	0.010	33~35	50~51	28~32	SR 147 昭和50年度報告
				0.11	0.33	1.58	0.012	0.003	0.020	35	51	54	

表 5. 1. 3 溶接条件 (一般船体用軟鋼板)

符号	溶接法	溶接棒, 溶接ワイヤ	フラックス	極間距離 (mm)	雰囲気	電流 (A)	電圧 (V)	速度 (cm/min)	入熱量 (KJ/cm)	開先形状および継手断面	(注)
A	手溶接 (MAW)	表1-3/12, B-14, 4* 表4-6/12, B-14, 5* 表1-2/12, B-14, 4*	—	—	—	120 ~180	28 ~32	4 ~10	23.2~57.5 48.7~80.9 30.2~50.1		③
B	3電極片面1層RF (SAW-RF)	L: US43, 4.8* T ₁ : US43, 6.4* T ₂ : US43, 6.4*	PFR-47 RF-1	L~T ₁ = 80 T ₁ ~T ₂ = 100	—	1,250 1,150 1,250	30 40 48	60	143.5		②
C	3電極片面1層RF (SAW-RF)	L: US43, 4.8* T ₁ : US43, 6.4* T ₂ : US43, 6.4*	PFR-47 RF-1 光燐銅 RR-5	L~T ₁ = 80 T ₁ ~T ₂ = 100	—	1,350 950 1,200	30 40 48	33	247.5		⑤
D	3電極片面1層RF (SAW-RF)	L: US43, 4.8* T ₁ : US43, 6.4* T ₂ : US43, 6.4*	PFR-47 RF-1 光燐銅 RR-5	L~T ₁ = 80 T ₁ ~T ₂ = 100	—	1,400 1,200 1,300	27 40 50	33	274		⑤
E	アルタオシード (VGSAW)	DEL-50 1.2*	—	—	内側: Ar (20%/min) +CO ₂ (5%/min) 外側: CO ₂ (35%/min)	200 ~220	20 ~22	1.8 ~2.0	120 ~161		②
F	VASCON-II (NGEGW)	YM-28 1.6*	—	—	A _v + O ₂ (10%) (25ℓ/min)	340 ~460	26 ~36	7.2	108		②
G	イレクトロガス (EGW)	HS-42G 3.2*	—	—	CO ₂ (30ℓ/min)	640 ~670	34 ~36	5 ~7	190 ~240		①
H	イレクトロガス (EGW)	HS-42G 2.4*	—	—	CO ₂ (25ℓ/min)	650	38	8	185.3		③
I	イレクトロガス (EGW)	HS-42G 3.2*	—	—	CO ₂ (35ℓ/min)	650 ~670	39 ~41	6.2 ~6.5	243 ~255		④
J	イレクトロガス (EGW)	HS-42G 3.2*	—	—	CO ₂ (30ℓ/min)	650 ~670	39 ~41	6.2 ~6.5	243 ~255		⑤
K	イレクトロフラグ (ESW)	ES-50 2.4*	MF-38 12*65メッシュ	—	—	450	36 ~38	3.2	315		①
L	イレクトロフラグ (ESW)	ES-50 3.2*	MF-38	—	—	550	42	2.4 ~2.6	533 ~578		④
M	イレクトロフラグ (ESW)	ES-50 2.4*	MF-38	—	—	420	39	2.31 ~2.43	404 ~425		⑤

(注): ① SR147 昭和48年度報告 ④ SR153 昭和49年度報告
 ② SR147 昭和49年度報告 ⑤ SR153 昭和50年度報告
 ③ SR147 昭和50年度報告

表 5.1.4 溶接条件 (船体用50キロ級高張力鋼板)

符号	溶接法	溶接棒, 溶接ワイヤ	フラックス	極間距離 (mm)	雰囲気	電流 (A)	電圧 (V)	速度 (cm/min)	入熱量 (KJ/cm)	開先形状および継手断面	(注)
N	手溶接 (MAW)	表1本, LBM-52.4* 表2-5本, LBM-52.45* 表1-2本, LBM-52.45*	—	—	—	130 ~180	20 ~27	5 ~15	32.3~46.3 33.4~52.5 26.4~43.2		③
O	電極片面埋RF (SAW-RF)	L: US43, 4.8* T ₁ : US43, 6.4* T ₂ : US43, 6.4*	PFI-53 RF-1	L~T ₁ = 80 T ₁ ~T ₂ = 100	—	1,250 1,050 1,150	30 42 50	70	139.5		②
P	デルタソリット (VGSAW)	DEL-50 1.2*	—	—	内側: Ar (20%/min) +CO ₂ (5%/min) 外側: CO ₂ (35%/min)	200 ~220	20 ~22	1.8 ~2.0	120 ~161		②
Q	VASCON-II (NGSAW)	YM-28 1.6*	—	—	Ar + O ₂ (10%) (25%/min)	340 ~460	27 ~36	6.7	117		②
R	IL外ガス (EGW)	HS-42G 3.2*	—	—	CO ₂ (30%/min)	640 ~660	36 ~38	5.6 ~5.9	245 ~258		⑤
S	IL外ガス (EGW)	HS-42G 3.2*	—	—	CO ₂ (35~40%/min)	640 ~650	39 ~40	10.8 ~11.4	134 ~142		①
T	IL外ガス (EGW)	HS-42G 3.2*	—	—	CO ₂ (40%/min)	640 ~650	39	7.8 ~8.2	183 ~195		②
U	IL外ガス (EGW)	HS-42G 3.2*	—	—	CO ₂ (30%/min)	650	38	7.5 ~10.5	141.1 ~197.6		③
V	IL外ガス (EGW)	HS-42G 3.2*	—	—	CO ₂ (30%/min)	650	36	8.0	172.4		③
					CO ₂ (30%/min)	650	36	8.5	166.5		
W	IL外ガス (ESW)	DW 55S 2.4*	No. 2539	—	—	420	39	2.3	427.3		⑤
X	CES	NES-53	YF-15 SES-15	—	—	430	38	2.3 ~2.5	426 ~392		①

(注): ① SRI47 昭和48年度報告
 ② SRI47 昭和49年度報告
 ③ SRI47 昭和50年度報告
 ④ SRI53 昭和49年度報告
 ⑤ SRI53 昭和50年度報告

表 5.1.5 V-ノッチシャルピー試験結果 (その1)

(一般船体用軟鋼板)

溶接法 符号	鋼種 符号	ノッチ位置	遷移温度 (°C)				シャルピー エネルギー (kg-m)
			vTr15	vTr35	vTrE	vTrs	
A 手溶接	KAS (25.4t)	母材 1/2t	-15	0	8	8	15.0
		溶接金属中央	-10	14	15	12	10.0
		ボンド	-43	-15	-9	-6	12.0
		ボンドより2mm	-12	11	18	18	14.6
		ボンドより4mm	18	30	38	37	14.4
B	KDK (25.4t)	母材 1/2t	11	27	37	35	15.3
		溶接金属中央	-49	-39	-31	-28	19.0
		ボンド	-33	-18	6	-1	22.8
		ボンドより2mm	-32	-19	-1	2	19.4
		ボンドより4mm	-35	-28	-14	-13	20.0
C 3電極片面 1層RF	KDK (35.0t)	母材 1/2t	-105	-84	-66	-69	25.8
		溶接金属中央	-47	-32	-16	-14	19.0
		ボンド	-29	-21	-13	-8	15.1
		ボンドより2mm	-19	0	15	12	19.0
		ボンドより4mm	-33	-22	-8	-4	19.6
D	KEN (40.0t)	母材 1/2t	-41	-29	-14	-14	19.4
		溶接金属中央	-70	-59	-44	-40	25.0
		ボンド	-22	-8	-5	-4	15.0
		ボンドより2mm	-36	-24	-10	-6	19.4
		ボンドより4mm	-56	-36	-8	-2	21.6
E アルガソルト	KAS (25.4t)	母材 1/2t	-76	-68	-52	-47	23.0
		溶接金属中央	-21	-11	-1	-4	15.6
		ボンド	-18	5	23	18	17.4
		ボンドより2mm	-23	-4	10	6	16.5
		ボンドより4mm	-30	-10	6	8	16.7
F VASCON-II	KAS (25.4t)	母材 1/2t	-60	-49	-34	-33	17.6
		溶接金属中央	-21	-11	-1	-4	15.6
		ボンド	-13	8	24	28	16.9
		ボンドより2mm	-15	5	21	21	17.8
		ボンドより4mm	-31	-16	6	2	17.8

表 5.1.6 V-ノッチシャルピー試験結果 (その2)

(一般船体用軟鋼板)

溶接法 符号	鋼種 符号	ノッチ位置	遷移温度 (°C)				シャルピー エネルギー (kg-m)
			vTr15	vTr35	vTrE	vTrs	
G	KAS (25.4t)	母材 1/2t	-11	4	11	15	12.4
		溶接金属中央	-42	-16	-2	-7	13.0
		ボンド	-7	31	28	48	9.2
		ボンドより2mm	-1	22	34	31	14.4
		ボンドより4mm	-13	2	17	21	14.0
H	KAS (25.4t)	母材 1/2t	-30	-14	-1	-5	15.2
		溶接金属中央	-15	0	8	8	15.0
		ボンド	14	33	42	42	13.2
		ボンドより2mm	3	25	38	38	17.6
		ボンドより4mm	-5	14	24	24	18.4
I	KDK (35.0t)	母材 1/2t	-38	-23	-13	-12	18.0
		溶接金属中央	-14	4	10	22	11.8
		ボンド	-15	-4	5	19	15.0
		ボンドより2mm	-25	-5	10	12	16.4
		ボンドより4mm	-18	-1	8	10	14.8
J	KAS (25.4t)	母材 1/2t	-55	-43	-31	-30	16.6
		溶接金属中央	-47	-32	-16	-14	19.0
		ボンド	-9	4	18	16	23.8
		ボンドより2mm	-40	-25	-11	-11	24.8
		ボンドより4mm	-34	-24	-15	-16	26.8
K	KAS (25.4t)	母材 1/2t	-74	-67	-49	-49	29.0
		溶接金属中央	-11	4	11	15	12.4
		ボンド	-32	-2	16	25	14.2
		ボンドより2mm	7	48	50	62	10.0
		ボンドより4mm	-2	21	33	39	14.4
L	KDK (35.0t)	母材 1/2t	-1	10	17	21	15.4
		溶接金属中央	-32	-20	-8	-1	15.4
		ボンド	-37	-9	5	7	16.6
		ボンドより2mm	-8	15	28	40	15.8
		ボンドより4mm	-20	-2	3	16	14.3
M	KDK (35.0t)	母材 1/2t	-5	10	18	17	15.4
		溶接金属中央	-19	2	14	17	15.9
		ボンド	-55	-39	-22	-23	16.8
		ボンドより2mm	-47	-32	-16	-14	19.0
		ボンドより4mm	-20	8	24	24	16.8

表 5.1.7 V-ノッチシャルピー試験結果 (その3)
(船体用50キロ級高張力鋼板)

溶接法 符号	鋼種 符号	ノッチ位置	遷移温度 (°C)					シエルフ 工材 (kg-m)
			vTr15	vTr35	vTrE	vTrS	vTrB	
N 手溶接	12	母材 1/2t	-71	-55	-37	-35	21.0	
		溶接金属中央	-61	-41	-27	-27	25.4	
		ボンド	-67	-47	-36	-36	23.4	
		ボンドより2mm	-46	-28	-17	-14	18.4	
		ボンドより4mm	-45	-29	-16	-13	17.0	
O 3電極片面 1層RF	10	ボンドより8mm	-45	-28	-20	-18	19.1	
		母材 1/2t	-70	-58	-33	-30	22.0	
		溶接金属中央	-40	-14	2	9	14.4	
		ボンド	-18	19	42	45	20.0	
		ボンドより2mm	-1	23	43	49	19.0	
P デルタオシット	K5D (25.4t)	ボンドより4mm	-29	1	18	26	21.0	
		ボンドより8mm	-88	-66	-54	-42	22.0	
		母材 1/2t	-70	-58	-33	-30	22.0	
		溶接金属中央	-27	-8	4	5	14.7	
		ボンド	-26	0	26	29	18.0	
Q VASCON-II	10	ボンドより2mm	-6	28	51	54	17.2	
		ボンドより4mm	-7	18	39	51	18.5	
		ボンドより8mm	-89	-63	-39	-35	21.0	
		母材 1/2t	-70	-58	-33	-30	22.0	
		溶接金属中央	-35	-6	15	38	14.5	
		ボンド	-25	-8	3	7	17.2	
		ボンドより2mm	-26	-11	5	9	22.0	
		ボンドより4mm	-23	-9	0	6	23.2	
		ボンドより8mm	—	—	-67	-68	29.9	

表 5.1.8 V-ノッチシャルピー試験結果 (その4)
(船体用50キロ級高張力鋼板)

溶接法 符号	鋼種 符号	ノッチ位置	遷移温度 (°C)					シエルフ 工材 (kg-m)
			vTr15	vTr35	vTrE	vTrS	vTrB	
R	KD32 (35.0t)	母材 1/2t	-96	-86	-63	-57	27.0	
		溶接金属中央	-30	-1	10	10	12.3	
		ボンド	-10	19	42	40	16.0	
		ボンドより2mm	-13	17	40	33	22.0	
		ボンドより4mm	-21	2	24	23	21.0	
S		ボンドより8mm	-101	-77	-46	-44	24.8	
		母材 1/2t	-60	-54	-48	-48	27.2	
		溶接金属中央	-48	-17	6	-3	13.4	
		ボンド	-1	27	44	50	14.4	
		ボンドより2mm	-14	7	30	27	22.4	
U イルトロガス	K5D (25.4t)	ボンドより4mm	-57	-36	1	-6	21.6	
		ボンドより8mm	-123	-103	-68	-66	26.4	
		母材 1/2t	-71	-55	-37	-35	21.0	
		溶接金属中央	-55	-17	-6	-11	12.0	
		ボンド	-15	16	34	32	17.2	
V	新HT500W (25.4t)	ボンドより2mm	-43	-21	2	4	19.6	
		ボンドより4mm	-47	-26	-8	-5	18.9	
		ボンドより8mm	-89	-70	-52	-52	21.0	
		母材 1/2t	-95	-84	-68	-65	28.0	
		溶接金属中央	-40	-15	1	-6	13.2	
	新HT500W (25.4t)	ボンド	-42	-16	3	18	16.2	
		ボンドより2mm	-61	-49	-41	-38	28.2	
		ボンドより4mm	-87	-75	-54	-46	28.0	
		ボンドより8mm	-113	-100	-77	-73	28.2	
		母材 1/2t	-70	-67	-65	-64	30.4	
W イルトロガス	KD32 (35.0t)	ボンド	-19	-1	15	15	16.0	
		ボンドより2mm	-61	-49	-23	-23	28.0	
		母材 1/2t	-96	-86	-63	-57	27.0	
		溶接金属中央	23	57	77	78	16.8	
		ボンド	-1	28	52	52	21.0	
X CES	K5D (25.4t)	ボンドより2mm	-10	8	28	27	20.6	
		ボンドより4mm	-20	0	24	24	22.8	
		ボンドより8mm	-68	-48	-23	-20	22.4	
		母材 1/2t	-60	-54	-48	-48	27.2	
		溶接金属中央	-54	-37	-25	-15	15.8	
		ボンド	-13	17	42	37	19.0	
		ボンドより2mm	4	24	44	48	21.2	
		ボンドより4mm	-32	-19	9	18	21.2	
		ボンドより8mm	-96	-77	-35	-34	27.0	

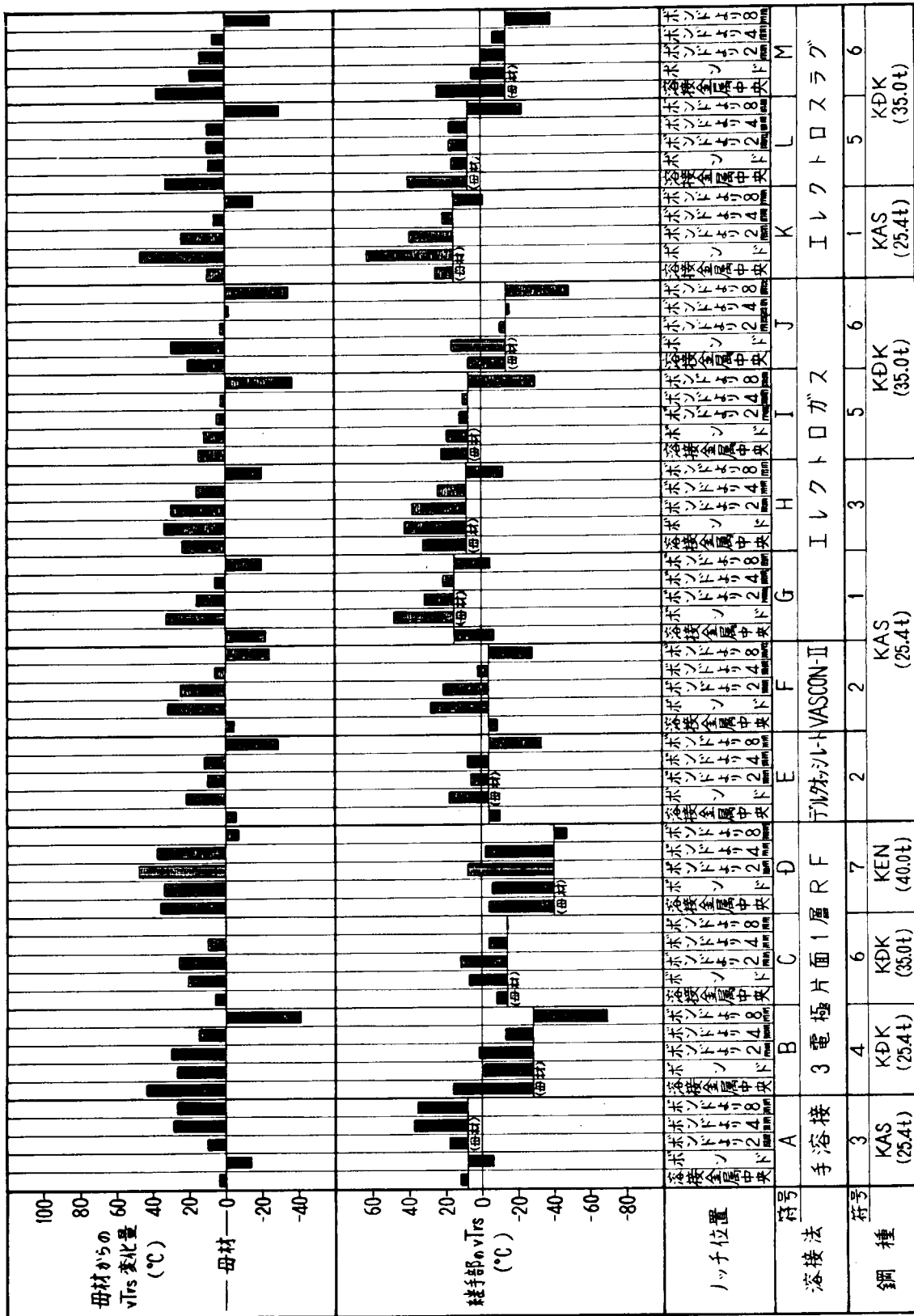


図5.1.1 遷移温度vTrsの比較(一般船体用軟鋼板)

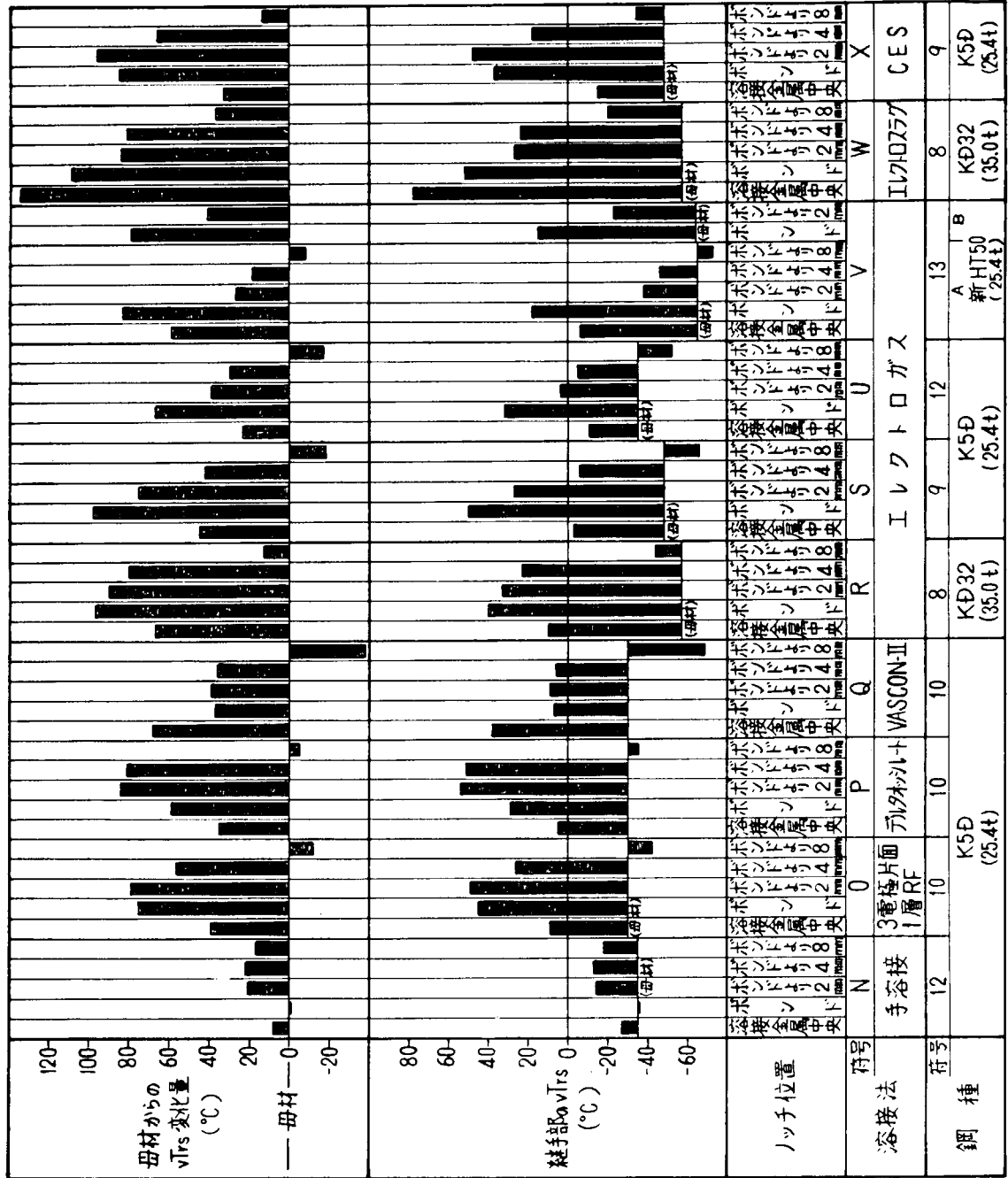


図 5.1.2 遷移温度vTrs の比較 (船体用50キロ級高張力鋼板)

表 5.1.1.9 ビッカース硬さ試験結果 (その1)
(一般船体用軟鋼板)

溶接法 符号	鋼種 符号	測定位置	ビッカース硬さ, Hv(10) ¹⁾		熱影響部 (mm)
			母材 ²⁾	溶接金属部 熱影響部ホド部 ³⁾	
A 手溶接 (25.4t)	KAS (25.4t)	板表面より2mm	145~154	155~165	3.5
		板厚中央	129~137	164~177	2.0
		板裏面より2mm	160~166	165~177	3.0
B	KDK (25.4t)	板表面より2mm	160~178	135~153	5.2
		板厚中央	130~142	130~147	11.4
		板裏面より2mm	156~163	134~148	15.8
C 電溶接面溶接	KDK (35.0t)	板表面より2mm	155~166	131~149	5.1
		板厚中央	123~137	127~146	14.6
		板裏面より2mm	146~160	126~141	14.6
D	KEN (40.0t)	板表面より2mm	167~176	140~154	9.0
		板厚中央	160~169	141~156	15.7
		板裏面より2mm	146~156	135~153	15.3
E アルミシルト	KAS (25.4t)	板表面より2mm	160~173	122~139	15.1
		板厚中央	116~138	124~151	15.8
		板裏面より2mm	163~172	122~143	15.2
F VASCONE-II	KAS (25.4t)	板表面より2mm	141~158	127~146	15.2
		板厚中央	116~138	127~146	15.2
		板裏面より2mm	150~157	128~156	16.2
G	KAS (25.4t)	板表面より2mm	149~158	131~151	15.9
		板厚中央	128~133	133~161	15.5
		板裏面より2mm	159~185	138~166	16.7
H ILFHガス	KAS (25.4t)	板表面より2mm	156~173	133~161	15.5
		板厚中央	128~133	133~161	15.5
		板裏面より2mm	155~177	134~154	15.5
I	KDK (B) (35.0t)	板表面より2mm	157~168	136~152	15.2
		板厚中央	129~137	131~152	16.0
		板裏面より2mm	159~165	134~146	14.7
J	KDK (A) (35.0t)	板表面より2mm	157~172	133~155	15.5
		板厚中央	131~140	131~161	15.3
		板裏面より2mm	156~167	132~151	15.9
K	KAS (25.4t)	板表面より2mm	136~176	139~157	15.2
		板厚中央	123~137	126~149	15.1
		板裏面より2mm	150~170	138~157	15.5
L ILFHガス	KDK (A) (25.4t)	板表面より2mm	159~187	125~150	17.1
		板厚中央	128~133	129~162	15.3
		板裏面より2mm	161~182	130~153	14.7
M	KDK (B) (25.4t)	板表面より2mm	159~175	130~148	15.3
		板厚中央	127~136	128~149	14.6
		板裏面より2mm	157~181	131~152	15.6

(注) 1) 測定間隔は1mm
2) 母材の硬さは最低~最高を示す
3) ホド部の硬さは高い方を示す

表 5.1.1.10 ビッカース硬さ試験結果 (その2)
(船体用50キロ級高張力鋼板)

溶接法 符号	鋼種 符号	測定位置	ビッカース硬さ, Hv(10) ¹⁾		熱影響部 (mm)
			母材 ²⁾	溶接金属部 熱影響部ホド部 ³⁾	
N 手溶接	K5D (25.4t)	板表面より2mm	175~187	179~189	2.1
		板厚中央	136~156	186~209	19.7
		板裏面より2mm	194~199	161~247	26.8
O 電溶接面溶接	K5D (25.4t)	板表面より2mm	206~222	151~183	18.6
		板厚中央	148~168	201~215	151~181
		板裏面より2mm	192~208	152~167	18.1
P アルミシルト	K5D (25.4t)	板表面より2mm	151~159	150~163	16.3
		板厚中央	148~168	154~165	160~196
		板裏面より2mm	144~156	148~177	17.3
Q VASCONE-II	K5D (25.4t)	板表面より2mm	161~171	157~187	18.3
		板厚中央	148~168	160~166	151~185
		板裏面より2mm	160~175	158~194	18.0
R	KD32 (35.0t)	板表面より2mm	164~183	155~180	17.5
		板厚中央	145~170	173~183	167~202
		板裏面より2mm	185~202	159~187	19.3
S	K5D (25.4t)	板表面より2mm	171~188	151~164	17.9
		板厚中央	148~156	175~186	153~183
		板裏面より2mm	176~188	143~163	16.5
U ILFHガス	K5D (25.4t)	板表面より2mm	176~188	141~164	17.7
		板厚中央	136~156	176~188	141~164
		板裏面より2mm	175~185	144~168	17.0
V	新HT50 (A) (25.4t)	板表面より2mm	179~189	150~177	17.2
		板厚中央	146~151	176~187	152~177
		板裏面より2mm	177~188	150~181	18.5
W ILFHガス	KD32 (35.0t)	板表面より2mm	169~191	151~170	17.7
		板厚中央	145~154	179~188	149~174
		板裏面より2mm	171~188	149~172	17.6
X CES	K5D (25.4t)	板表面より2mm	180~218	151~179	18.0
		板厚中央	145~170	198~225	160~196
		板裏面より2mm	178~212	148~177	17.5
Y	K5D (25.4t)	板表面より2mm	196~203	152~192	17.0
		板厚中央	148~156	186~207	162~215
		板裏面より2mm	191~206	154~198	18.0

(注) 1) 測定間隔は1mm
2) 母材の硬さは試験片の最低~最高を示す
3) ホド部の硬さは高い方を示す

表 5.1.11 小形COD曲げ試験結果 (その1)

(一般船体用軟鋼板)

荷役	溶接法	鋼種	荷役	ノッチ位置	$\delta_c = 0.35 \text{ mm}$ に対する温度に対する温度 (°C)	$\delta_c = 0.04 \text{ mm}$ に対する温度に対する温度 (°C)	δ_c (-40°C) (mm)	$2a$ (-40°C) (mm)
A	手溶接	KAS (25.4t)	3	母材 溶接金属 ボンド	-54 -32 -15	-109 -92 -76	0.24 0.13	33.42 18.10
B		KDK (25.4t)	4	母材 溶接金属 ボンド	-86 -32 -56	-139 -107 -119	0.26 0.64	36.21 89.13
C	3種溶接面備付	KDK (35.0t)	6	母材 溶接金属 ボンド	-68 -37 -50	-128 -100 -111	0.30 0.50	41.78 69.63
D		KEN (40.0t)	7	母材 溶接金属 ボンド	-93 15 -46	-146 -49 -104		
E	デルタソット	KAS (25.4t)	2	母材 溶接金属 ボンド	-72 -61 -40	-121 -115 -106	1.05 0.36	146.22 50.13
F	VASCON-II	KAS (25.4t)	2	母材 溶接金属 ボンド	-72 -62 -41	-121 -116 (-101)	0.94 0.38	130.90 52.92
G		KAS (25.4t)	1	母材 溶接金属 ボンド	-49 -43 -27	-105 -99 -85		
H	IL710ガス	KDK (35.0t)	5	母材 溶接金属 ボンド	-70 -70 -10	-130 -130 -98	0.090 0.17	12.53 23.67
K		KAS (25.4t)	1	母材 溶接金属 ボンド	-49 -79 -27	-105 -140 -85	0.50 0.20	69.63 27.85
L	IL710スラグ	KDK (35.0t)	5	母材 溶接金属 ボンド	-70 6 -34	-130 -78 -111	0.10 0.29	13.93 40.39

(注) 1) $\delta_c = 0.35 \text{ mm}$: COD曲げ試験における延性フラック発生点のCOD (δ_c) に近い値
 (日本溶接協会TM委員会共同研究総合報告による, $\sigma_T = 38 \text{ kg/mm}^2$)
 2) $\delta_c = 0.04 \text{ mm}$: $\sigma_T = 15 \text{ kg/mm}^2$, $\sigma_T = 38 \text{ kg/mm}^2$, $C = 40 \text{ mm}$ の条件設定で Dugdale モデルから求めた値
 () 内は推定値
 3) $2a = 2 \times 69.63 \delta_c$ (mm)

表 5.1.12 小形COD曲げ試験結果 (その2)

(船体用50キロ級高張力鋼板)

荷役	溶接法	鋼種	荷役	ノッチ位置	$\delta_c = 0.35 \text{ mm}$ に対する温度に対する温度 (°C)	$\delta_c = 0.04 \text{ mm}$ に対する温度に対する温度 (°C)	δ_c (-40°C) (mm)	$2a$ (-40°C) (mm)
N	手溶接	K5D (25.4t)	12	母材 溶接金属 ボンド	-116 -55 -73	-166 -151 -157	0.53 0.98	65.60 121.30
O	3種溶接面備付	K5D (25.4t)	10	母材 溶接金属 ボンド	-107 -46 -25	-162 -104 -90	0.46 0.21	56.94 25.99
P	デルタソット	K5D (25.4t)	10	母材 溶接金属 ボンド	-107 -24 -4	-162 -89 -66	0.20 0.098	24.76 12.13
Q	VASCON-II	K5D (25.4t)	10	母材 溶接金属 ボンド	-107 -52 -52	-162 -136 -136	0.52 0.52	64.37 64.37
R		KD32 (35.0t)	8	母材 溶接金属 ボンド	-104 7 7	-155 -72 -72	0.096 0.096	11.88 11.88
S		K5D (25.4t)	9	母材 溶接金属 ボンド	-106 (-6) (-6)	-161 -96 (-96)	0.15 0.15	18.57 18.57
U	IL710ガス	新HT50 (A) (25.4t) 新HT50 (B) (25.4t)	12	母材 溶接金属 ボンド	-116 -19 -19	-166 -127 -127	0.21 0.21	25.99 25.99
V		新HT50 (A) (25.4t) 新HT50 (B) (25.4t)	13	母材 溶接金属 ボンド	-96 -22 -53	-150 -107 -128	0.24 0.60	29.71 74.27
W	IL710スラグ	KD32 (35.0t)	8	母材 溶接金属 ボンド	-45 -104 (-40)	-120 -155 -38	0.39 0.038	48.27 4.70
X	CES (25.4t)	K5D (25.4t)	9	母材 溶接金属 ボンド	-106 -58 -30	-161 (-121) (-110)	(0.8)	(99.02)

(注) 1) $\delta_c = 0.35 \text{ mm}$: COD曲げ試験における延性フラック発生点のCOD (δ_c) に近い値
 (日本溶接協会TM委員会共同研究総合報告による, $\sigma_T = 38 \text{ kg/mm}^2$)
 2) $\delta_c = 0.04 \text{ mm}$: $\sigma_T = 15 \text{ kg/mm}^2$, $\sigma_T = 38 \text{ kg/mm}^2$, $C = 40 \text{ mm}$ の条件設定で Dugdale モデルから求めた値
 () 内は推定値
 3) $2a = 2 \times 61.89 \delta_c$ (mm)

表 5. 1. 13 中央切欠大形引張試験結果 (その1)
(一般船体用軟鋼板)

符号	溶接法	鋼種	ノッチ位置	$\sigma_{-13}(\text{Ti})_{c=40}$ (°C) ($K_C=146 \text{ kg/mm}^2/\text{mm}^2$)
A	手溶接	KAS (25.4t)	母材	-121
			溶接金属	-118
B		KDK (25.4t)	ボンド	-112
			母材	-136
C	3電極片面層状	KDK (35.0t)	溶接金属	-97
			ボンド	-110
D		KEN (40.0t)	母材	-157
			溶接金属	-140
E	デルタホシテ	KAS (25.4t)	ボンド	-147
			母材	-150
F	VASCON-II	KAS (25.4t)	溶接金属	-60
			ボンド	-93
G		KAS (25.4t)	母材	-127
			溶接金属	-85
H	イルトロガス	KAS (25.4t)	ボンド	-81
			母材	-127
I		KDK (35.0t)	溶接金属	-110
			ボンド	-59
J		KDK (35.0t)	母材	-121
			溶接金属	-114
K	イルトロスラグ	KDK (35.0t)	ボンド	-97
			母材	-127
L		KDK (35.0t)	溶接金属	-65
			ボンド	-68
		KAS (25.4t)	母材	-110
			溶接金属	-100
		KDK (35.0t)	ボンド	-59
			母材	-127
		KDK (35.0t)	溶接金属	-74
			ボンド	-90

表 5. 1. 14 中央切欠大形引張試験結果 (その2)
(船体用50キロ級高張力鋼板)

符号	溶接法	鋼種	ノッチ位置	$\sigma_{-14}(\text{Ti})_{c=40}$ (°C) ($K_C=179 \text{ kg/mm}^2/\text{mm}^2$)
N	手溶接	K5D (25.4t)	母材	-161
			溶接金属	-132
O	3電極片面層状	K5D (25.4t)	ボンド	-113
			母材	-156
P	デルタホシテ	K5D (25.4t)	溶接金属	-92
			ボンド	-71
Q	VASCON-II	K5D (25.4t)	母材	-156
			溶接金属	-80
R		KD32 (35.0t)	ボンド	-44
			母材	-156
S		K5D (25.4t)	溶接金属	-104
			ボンド	-78
U	イルトロガス	K5D (25.4t)	母材	-150
			溶接金属	-58
V		新HT50 (A) (25.4t)	ボンド	-58
			母材	-123
W	イルトロスラグ	KD32 (35.0t)	溶接金属	-68
			ボンド	-40
X	CES	K5D (25.4t)	母材	-161
			溶接金属	-73
		新HT50 (B) (25.4t)	ボンド	-62
			母材	-148
		KDK (35.0t)	溶接金属	-74
			ボンド	-64
		KDK (35.0t)	母材	-162
			溶接金属	-82
		KDK (35.0t)	ボンド	-150
			母材	-11
		K5D (25.4t)	溶接金属	-58
			ボンド	-123
		K5D (25.4t)	母材	-101
			溶接金属	-87

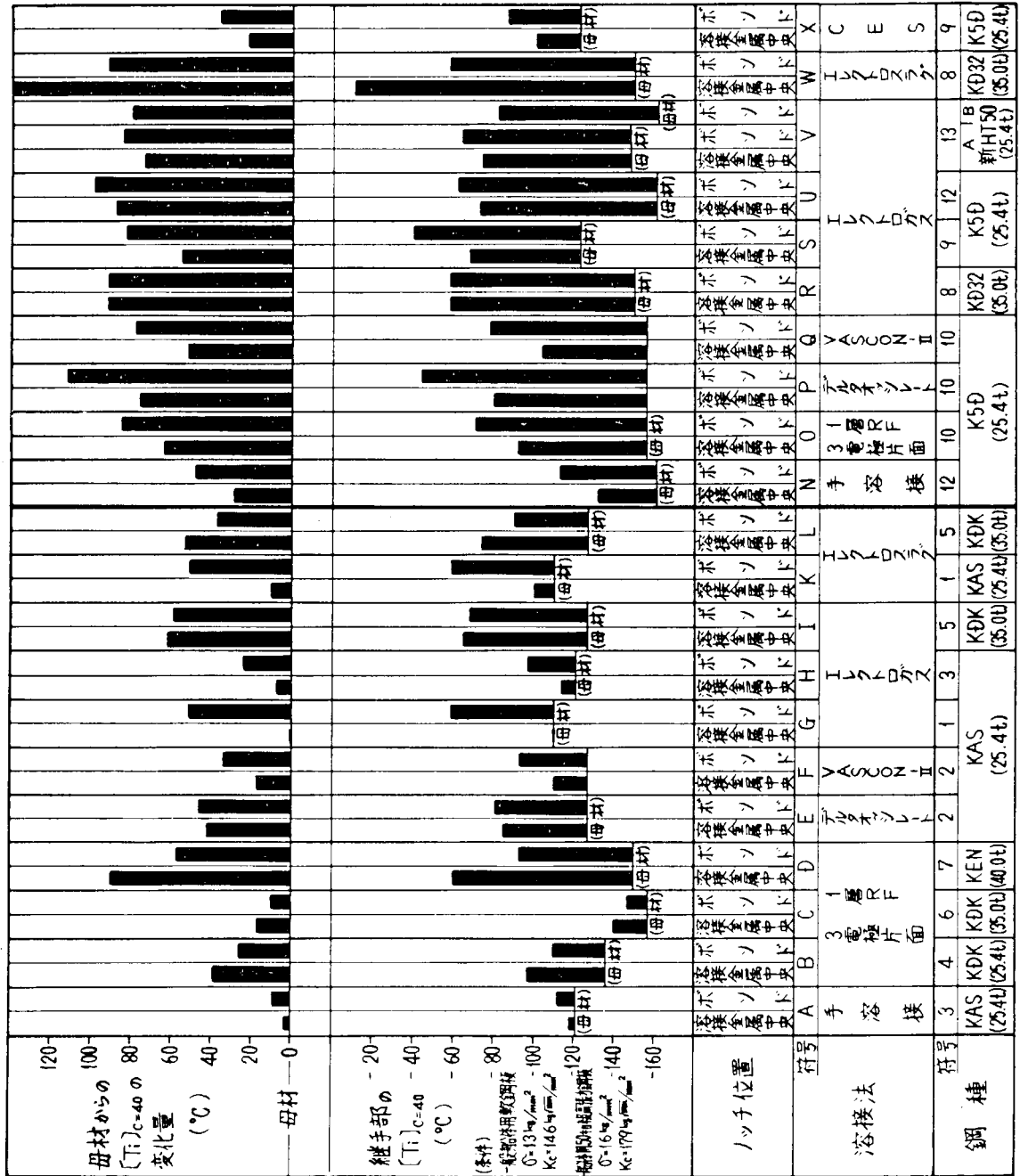


図 5.1.3 中央切欠大形引張試験結果による $\sigma_y/2$ 応力での $[Ti]_{c=40}$ の比較

表 5. 1. 15 各種母材についての大型伝播試験結果

鋼種 符号	試験片 符号	試験片寸法			試験温度 分布形式	衝撃材料 E _t (kg-m)	ブリス応力 σ _{AP} (kg/mm ²)	停止位置 Ca (mm)	停止温度 Ta (°C)	脆性破壊 伝播抵抗値 K _C (kg/mm ^{3/2})	備 考	
		2B (mm)	Co (mm)	Q (mm)								
KAS (25.4t)	1	1-1	2000	200	300	勾配	235	8.0	540	17	308	
		1-2	2000	200	300	勾配	235	13.0	657	32	549	
		1-3	2000	200	300	勾配	235	8.0	1233	42	584	
		1-4	2000	200	300	勾配	235	10.0	827	26	481	
	2	2-1	2000	200	300	勾配	235	13.0	1055	36	754	
		2-2	2000	200	300	勾配	235	15.0	835	26	723	
		2-3	2000	200	300	勾配	235	10.0	810	11	472	
		2-4	2000	200	300	勾配	235	8.0	1040	12	457	
KDK (25.4t)	4	4-1	2000	200	300	勾配	170	23.0	345	13	575	
		4-2	2000	200	300	勾配	170	13.0	712	5	297	
		4-3	2000	200	300	勾配	170	15.0	736	8	394	
		4-4	2000	200	300	勾配	170	10.0	496	-13	150	
KDK (35.0t)	6	6-1	2000	200	300	勾配	300	7.0	690	0	302	
		6-2	1500	200	200	勾配	300	14.0	670	24	651	
		6-3	2000	200	300	勾配	300	10.0	940	17	524	
		6-4	2000	200	300	勾配	300	8.0	963	12	428	
KEN (40.0t)	7	7-1	2000	200	300	勾配	450	12.5	1038	21	713	
		7-2	2000	200	300	勾配	450	10.0	780	9	462	
		7-3	2000	200	300	勾配	450	15.0	930	24	779	
		7-4	2000	200	300	勾配	450	7.5	564	9	293	
KD32 (35.0t)	8	8-1	2000	200	300	勾配	350	8.0	985	-15	436	
		8-2	2000	250	300	勾配	350	10.2	890	-11	536	
		8-3	1500	200	200	勾配	350	14.5	600	1	629	
		8-4	2000	200	300	勾配	170	23.0	1030	5	1304	
K5D (25.4t)	9	9-1	2000	200	300	勾配	170	15.8	402	-5	534	
		9-2	2000	200	300	勾配	170	22.5	454	-6	801	
		9-3	2000	200	300	勾配	170	24.5	420	0	845	
		9-4	2000	200	300	勾配	170	9.0	504	-38	334	
	10	10-1	2000	200	300	勾配	235	11.5	430	-29	401	
		10-2	2000	200	300	勾配	235	10.0	1130	-5	626	
		10-3	2000	200	300	勾配	235	14.4	860	-7	710	
		10-4	1700	200	200	勾配	235	17.0	600	-8	723	
	12	12-1	2000	200	300	勾配	300	15.0	834	5	723	
		12-2	1500	200	200	勾配	300	18.0	570	1	756	
		12-3	2000	200	300	勾配	300	8.0	922	-10	413	
		12-4	2000	200	300	勾配	300	10.0	993	-2	548	
新HT50(A) (25.4t)	13	13-1	2000	200	300	勾配	—	15.0	930 600	0 -20	780 603	負荷保持中クラック発生。クラックは230mm直進後枝分れして停止。
		13-2	2000	200	300	勾配	—	10.0	725	-32	443	負荷保持中クラック発生。クラックは725mm直進後停止。
		13-3	2000	200	300	勾配	170	14.0	570 820	-36 -19	549 665	クラックは70mm直進後枝分れして停止。
		13-4	2000	200	300	勾配	170	18.0	700 660	-8 -11	783 760	クラックは180mm直進後枝分れして停止。

表 5. 1. 16 各種溶接継手についての大形伝播試験結果 (その1)

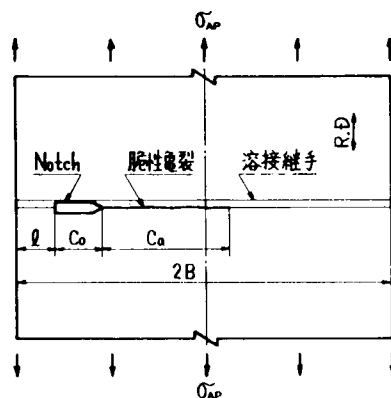
(一般船体用軟鋼板)

溶接法 符号	鋼種 符号	試験片 符号	試験片寸法			試験温度 分布形式	衝撃 エネルギー E _T (kg・m)	クランク 応力 σ _{cr} (kg/mm ²)	クランク 変位 C _a (mm)	停止温度 T _a (°C)	伝播距離 K _c (mm)	備考	
			2B (mm)	C ₀ (mm)	l (mm)								
B	KDK (25.4t)	4	4-B-1	2000	200	300	平坦	170	18.0	240	-8	506	クラックは240mmボンド部を伝播して停止。
			4-B-2	2000	200	300	平坦	170	22.0	—	—	—	クラックは切欠より直ちに母材へそれぞれ破断。
			4-B-3	2000	200	300	平坦	170	23.0	712	-2	1013	クラックは溶接全長を420mmボンド部を312mm伝播して停止。
			4-B-4	2000	200	300	平坦	170	23.0	—	—	—	クラックは切欠より直ちに母材へそれぞれ破断。
			4-B-5	2000	200	300	平坦	170	23.0	>550	>-5	<891	クラックは溶接全長を700mmボンド部を360mm伝播した後、母材へそれぞれ破断(溶接部を直進したとみなす)。
			4-B-6	2000	200	300	平坦	170	20.0	—	—	—	クラックは切欠より直ちに母材へそれぞれ破断。
C	3電極片面 1層RF KDK (35.0t)	6	6-C-1	1500	200	200	平坦	200	13.0	590	-11	558	クラックは切欠より溶接全長へ入り他方のボンド部を590mm伝播停止。その後クラック再発生母材へそれぞれ破断。
			6-C-2	1500	200	200	平坦	200	13.0	>500	>-4	<511	クラックはボンド部(表面溶接全長)を貫通破断。
			6-C-3	2000	200	300	平坦	自然発生	20.0	480	1	730	温度調整中クラック発生。クラックは溶接全長伝播、他方の表面ボンド部に入り480mmにて停止。
			6-C-4	2000	200	300	平坦	170	18.0	>635	>-5	<745	クラックは溶接全長を伝播635mmにて母材へそれぞれ破断。
			6-C-5	2000	200	300	勾配	170	18.0	>170	>-21	<459	クラックはボンド部HAZ部を150mm伝播、小径分岐を起し、一方はボンド部を170mmにて停止、他方は母材へそれぞれ830mmにて停止。
			6-C-6	2000	200	300	平坦	170	18.0	250	-7	513	クラックはボンド部(表面溶接全長)を250mm伝播停止。
D	KEN (40.0t)	7	7-D-1	2000	200	300	平坦	450	10.0	>140	>-31	<242	クラックはボンド部を100mm伝播し、溶接全長を横切、反対側のボンド部に達し、母材へそれぞれ350mmにて停止。
			7-D-2	1800	200	250	平坦	450	13.9	>160	>-16	<349	クラックはボンド部を160mm伝播し、母材へそれぞれ380mmにて停止。
			7-D-3	1800	200	250	平坦	450	22.2	>290	>0	<677	クラックはゆるやかに反対側のボンド部へ入り、580mmまで伝播し、後枝分岐し、母材へそれぞれ破断。
			7-D-4	1500	200	200	平坦	450	16.7	>160	>-2	<433	クラックはボンド部を160mm伝播し、母材へそれぞれ690mmにて停止。
			7-D-5	1500	200	200	平坦	450	15.0	>270	>-6	<458	クラックはボンド部を200mm伝播し、溶接全長を横切、反対側のボンド部に達し、母材へそれぞれ580mmにて停止。
			7-D-6	1500	200	200	平坦	0	15.8	>160	>-18	<409	調整後荷重上昇中クラック発生。クラックはボンド部を160mm伝播し、母材へそれぞれ360mmにて停止。
E	デルタソルト KAS (25.4t)	2	2-E-1	2000	200	300	平坦	200	15.0	>85	>-22	<515	クラックは85mmボンド部を伝播した後、母材へそれぞれ破断。
			2-E-2	2000	200	300	平坦	300	15.0	>110	>-9	<526	クラックは110mmボンド部を伝播した後、母材へそれぞれ破断。
			2-E-3	2000	200	300	平坦	300	15.0	>90	>-6	<519	クラックは90mmボンド部を伝播した後、母材へそれぞれ破断。
			2-E-4	2000	200	300	平坦	300	15.0	—	—	—	クラックは切欠より直ちに母材へそれぞれ破断。
			2-E-5	1500	200 250	300 300	平坦 平坦	200 200	20.0 20.0	— >30	— >-10	— <555	①クラックは切欠より母材へそれぞれ破断、切欠を再加工。 ②クラックは30mmボンド部を伝播した後、母材へそれぞれ破断。
			2-E-6	2000	200	300	平坦	300	15.0	200	17	615	クラックは200mmボンド部を伝播して溶接中継ぎ目にて停止。
F	VASCON-II	2	2-F-1	2000	200	300	平坦	200	13.0	>95	>-1	<480	クラックはボンド部を95mm伝播した後、母材へそれぞれ破断。
			2-F-2	2000	200	300	平坦	200	15.0	>200	>-1	<614	クラックはボンド部を200mm伝播した後、母材へそれぞれ破断。
			2-F-3	2000	200 350	300	平坦 平坦	200 200	15.0 15.0	>70 >295	>-12 >5	— <805	①クラックはボンド部を70mm伝播し停止、切欠を再加工。 ②クラックはボンド部を295mm伝播した後、母材へそれぞれ破断。
			2-F-4	2000	200	300	平坦	200	15.0	>500	>4	<846	クラックはボンド部を210mm伝播した後、溶接全長へ入り、溶接全長を貫通破断。
			2-F-5	2000	200	300	平坦	200	13.0	>35	>-20	—	クラックはボンド部を35mm伝播した後、母材へそれぞれC=65mmにて枝分岐し破断。
			2-F-6	2000	300	300	平坦	200	15.0	>210	>3	<699	①打撃3回クラック発生せず、切欠を再加工。 ②クラックはボンド部を210mm伝播した後、母材へそれぞれ破断。

表 5.1.17 各種溶接継手についての大形伝播試験結果 (その2)

(一般船体用軟鋼板)

溶接法 符号	鋼種 符号	試験片 符号	試験片寸法			試験温度 分布形式	衝撃 エネルギー E _z (kg-m)	引張力 σ _{ap} (kg/cm ²)	クラック 長さ C _a (mm)	停止温度 T _a (°C)	脆性破壊 伝播長さ K _c (mm)	備 考	
			2B (mm)	C ₀ (mm)	φ (mm)								
G IL外ガス	KAS (25.4t)	1	1-G-1	2000	200	300	勾配	235	15.0	770	32	688	750mmボンド部を直進した後、母材へ斜めに直ちに停止。
			1-G-2	2000	200	300	勾配	235	10.0	—	—	—	クラックは発生後直ちに母材へ斜め。
			1-G-4	2000	200	300	勾配	235	10.0	900	26	507	ボンド部で停止。
			1-G-6	2000	200	300	平坦	235	13.0	>200	> 12	<346	クラックは200mmボンド部を直進した後、母材へ斜め。
			1-G-7	2000	200	300	勾配	235	13.0	880	34	652	865mmボンド部を直進した後、母材へ斜めに直ちに停止。
			1-G-9	2000	200	300	平坦	235	13.0	>550	> 15	<503	550mmボンド部を直進した後、母材へ斜め。
J	KDK (35.0t)	6	6-J-1	1500	250	200	平坦	200	13.0	>650	> 3	<624	クラックはボンド部を貫通破断。
			6-J-2	1500	200	200	平坦	200	14.0	>650	> 0	<638	クラックはボンド部を貫通破断。
			6-J-3	1500	250	200	平坦	200	15.0	—	—	—	クラックは切欠より直ちに母材へ斜め破断。
			6-J-4	1300	250	100	平坦	—	17.0	—	—	—	応力集中でクラック発生。クラックはボンド部を25mm伝播した後母材へ斜め破断。
			6-J-5	2000	200	300	平坦	200	11.0	>650	> 6	<461	クラックはボンド部を830mm伝播した後母材へ斜め840mmにて停止。
			6-J-6	1500	200	200	平坦	200	14.0	> 80	>-30	<312	クラックはボンド部を80mm伝播した後母材へ斜め520mmにて停止。
K IL外ガス	KAS (25.4t)	1	1-K-1	1500	200	200	平坦	200	13.0	—	—	—	クラックは発生後直ちに母材へ斜め。
			1-K-2	1500	200	200	平坦	200	13.0	>575	> 9	<552	575mmボンド部を直進した後、母材へ斜め。
			1-K-3	1500	200	200	平坦	200	13.0	>163	> 4	<341	163mmボンド部を直進した後、母材へ斜め。
			1-K-4	1500	200	200	勾配	200	15.0	—	—	—	クラックは発生後、直ちに母材へ斜め。
			1-K-5	1500	200	200	勾配	200	15.0	—	—	—	クラックは発生後、直ちに母材へ斜め。
			1-K-6	1500	200	200	勾配	200	15.0	>160	>-1	<392	160mmボンド部を直進した後、母材へ斜め。
M IL外ガス	KDK (35.0t)	6	6-M-1	1500	200	200	平坦	200	13.0	>190	>-14	<355	クラックはボンド部を190mm伝播した後、母材へ斜め破断。
			6-M-2	1500	200	200	平坦	200	14.0	>400	> 0	<497	クラックはボンド部を400mm伝播した後、母材へ斜め980mmにて停止。
			6-M-3	1300	150	100	平坦	200	16.0	> 95	>-38	<351	クラックはボンド部を95mm伝播した後、母材へ斜め破断。ボンド部から斜め点で小さな枝分れが見られる。
			6-M-4	1500	200	200	平坦	200	14.0	—	—	—	クラックは切欠部から枝分れて両クラックとも母材へ斜め破断。
			6-M-5	1300	150	100	平坦	200	17.0	>280	> -8	<526	クラックは小さな枝分れをしながらボンドHAZ部を280mm伝播した後母材へ斜め590mmにて停止。
			6-M-6	1500	200	200	平坦	200	15.0	>110	>-27	<356	クラックはボンド部を110mm伝播した後母材へ斜め破断。



大形伝播試験片形状

表 5. 1. 18 各種溶接継手についての大形伝播試験結果 (その3)
(船体用50キロ級高張力鋼板)

溶接法 符号	鋼種 符号	試験片 符号	試験片寸法			試験温度 分布形式	衝撃 E _i (kg-m)	引張応力 σ _{ap} (kg/cm ²)	板厚 C _a (mm)	停止温度 T _a (°C)	脆性破壊 伝播長さ K _c (mm)	備考
			2B (mm)	C _o (mm)	ℓ (mm)							
N 手溶接	K5D (25.4t)	12-N-1	1500	200	200	平坦	350	20.0	—	—	—	クラックは切欠より直ちに母材へそれ破断。
		12-N-2	1500	200	200	平坦	350	20.0	>15	>-40	—	クラックはボルト部と15mm伝播した後母材へそれ破断。
		12-N-3	1300	200	100	平坦	350	24.0	>170	>-13	<578	切欠先端と溶接金属中央に加工。 クラックは溶接金属と170mm伝播後ボルト部から300mmにて停止。
		12-N-4	1200	150	100	平坦	350	26.0	—	—	—	クラックは切欠より枝分れて再クラックとも母材を破断。
		12-N-5	1300	150	100	平坦	350	24.0	180	-10	574	切欠先端と溶接金属中央に加工。 クラックは溶接金属と180mm伝播ボルト部に至り停止。
		12-N-6	1500	200	200	平坦	350	21.0	—	—	—	クラックは切欠より直ちに母材へそれ破断。
O 3電極片面 1層RF	K5D (25.4t)	10-O-1	2000	200	300	平坦	170	22.0	>65	>-29	<465	クラックは65mmボルト部と伝播した後、母材へそれ C _a =190mmにて停止。
		10-O-2	2000	200	300	平坦	170	25.0	>50	>-37	<514	クラックは50mmボルト部と伝播した後、母材へそれ C _a =190mmにて停止。
		10-O-3	2000	200	300	平坦	170	25.0	—	—	—	クラックは切欠より直ちに母材へそれ C _a =290mmにて停止。
		10-O-4	2000	200	300	平坦	170	25.0	—	—	—	クラックは切欠より直ちに母材へ枝分れ、C _a =280 および490mmにて停止。
		10-O-5	2000	200	300	平坦	170	25.0	>100 240	>-39 -18	— 702	クラックは100mmボルト部と伝播した後枝分れ、一方は 母材へそれ破断、一方はボルト部と伝播し C _a =240mmにて停止。
		10-O-6	2000	200	300	平坦	170	25.0	>54	>-42	<515	クラックは54mmガイド溝(ボルト部)と伝播した後、母材へ それ破断。
P アルミナ +	K5D (25.4t)	10-P-1	2000	200	300	平坦	170	22.0	—	—	—	クラックは切欠より直ちに母材へそれ、C _a =445mmにて停止。
		10-P-2	2000	200	300	平坦	170	25.0	>63	>24	—	クラックは63mmボルト部と伝播した後、母材へそれ C _a =170mmにて停止。
		10-P-3	2000	200	300	平坦	170	25.0	330	-22	785	クラックは溶接金属と330mm伝播して停止。
		10-P-4	2000	200	300	平坦	170	25.0	>420	>-27	<850	クラックはボルト部と貫通破断。
		10-P-5	2000	310	300	平坦	170	24.5	>500	>-16	<910	①クラックは C _a =110mmにて停止、切欠を再加工。 ②真空中(C=24.5kg/cm ²)にクラック発生、溶接金属を貫通破断。
		10-P-6	2000	200	300	平坦	170	20.0	>600	>-10	<806	クラックは溶接金属と貫通破断。
Q VASCON-II	K5D (25.4t)	10-Q-1	1500	140	160	平坦	200	20.0	>36	>-16	—	クラックはボルト部と36mm伝播した後母材へそれ、 枝分れして停止。
		10-Q-2	1500	200	200	平坦	300	20.0	290	-5	830	溶接金属中央に切欠を入れた試験、クラックは溶接金属ボルト部と伝播し C _a =230mmとボルト部と伝播し C _a =270mmにて母材へそれ HAZにて停止。
		10-Q-3	1500	250	300	平坦	200	20.0	>80	>0	<630	①C=20kg/cm ² で保持中クラック発生、切欠を再加工。 ②クラックはボルト部と80mm伝播した後母材へそれ停止。
		10-Q-4	1500	200	200	平坦	300	20.0	>100	>-14	<602	溶接金属中央に切欠を入れた試験、クラックは C=100mm にてボルトと横切り母材へそれ、母材にて停止。
		10-Q-5	2000 1500	200 200	300 300	平坦 平坦	200 200	15.0 20.0	>30 120	>-24 -14	— 627	①真空中(C=12kg/cm ²)にクラック発生、切欠を再加工。②クラックはボルト 部と80mm伝播後溶接金属と横切り母材へそれ HAZにて停止。
		10-Q-6	1500	140	160	平坦	200	20.0	>120	>-15	<552	クラックはボルト部と120mm伝播した後母材へそれ停止。

表 5.1.19 各種溶接継手についての大形伝播試験結果 (その4)

(船体用50キロ級高張力鋼板)

溶接法 符号	鋼種 符号	試験片 符号	試験片寸法			試験温度 分布形式	衝撃試験 E _r (kg-m)	最大応力 σ _{ap} (kg/cm ²)	停止力 Ca (mm)	停止温度 T _e (°C)	配付環境 伝播試験値 K _c (kg/cm ²)	備 考		
			2B (mm)	C ₀ (mm)	L (mm)									
R	KD32 (35.0t)	8	8-R-1	2000	200	300	平坦	170	18.0	>600	>-1	<724	クラックボンド部を1130mm伝播後母材へそれ破断。	
			8-R-2	2000	200	300	平坦	170	16.0	>600	>-2	<643	クラックボンド部を913mm伝播後母材へそれ破断。	
			8-R-3	2000	200	300	平坦	170	13.0	615	-6	529	クラックボンド部を200mm伝播後、溶接金属を横切り300mmに地方ボンド部入りボンド部を615mm伝播後母材へそれ破断。	
			8-R-4	1500	200	200	平坦	200	13.0	>500	>-4	<511	クラックはボンド部を貫通破断。	
			8-R-5	2000	200	300	平坦	—	13.0	—	—	—	温度調整中クラック発生、クラックは切欠きより母材へそれ破断。	
			8-R-6	2000	200	300	平坦	200	11.0	>180	>-29	<284	クラックは切欠きより溶接金属を横切り70mmに地方ボンド部に入りボンド部を180mm伝播後母材へそれ破断250mmにて停止。	
S	K5D (25.4t)	9	9-S-1	2000	200	300	平坦	170	16.0	510	5	598	ボンド部で停止。	
			9-S-2	2000	200	300	平坦	170	18.0	>780	>0	<835	ボンド部を直進して破断。	
			9-S-3	2000	200	300	平坦	170	14.0	550	-6	543	ボンド部で停止。	
			9-S-4	2000	200	300	平坦	170	16.0	>500	>0	<593	ボンド部を960mm直進して停止したが60°のみならず。	
			9-S-5	2000	200	300	平坦	170	18.0	280	-5	532	ボンド部で停止。	
			9-S-6	2000	200	300	平坦	170	18.0	280	-5	532	ボンド部で停止。	
U	K5D (25.4t)	12	12-U-1	1500	200	200	平坦	350	20.0	>400	>-5	<710	クラックはボンド部を740mm伝播した後、母材へそれ破断1790mmにて停止。	
			12-U-2	1500	250	200	平坦	350	18.0	>350	>0	<639	クラックはボンド部を420mm伝播した後、母材へそれ破断455mmにて停止。	
			12-U-3	1500	200	200	平坦	350	18.0	>230	>-6	<518	クラックはボンド部を280mm伝播した後、母材へそれ破断350mmにて停止。	
			12-U-4	1500	200	200	平坦	350	21.0	>200	>-13	<580	クラックはボンド部を200mm伝播した後、母材へそれ破断300mmにて停止。	
			12-U-5	1500	200	200	平坦	350	20.0	>65	>-57	<420	クラックはボンド部を65mm伝播した後、母材へそれ破断340mmにて停止。	
			12-U-6	1500	200	200	平坦	350	20.0	>390	>-1	<704	クラックはボンド部を390mm伝播した後、母材へそれ破断410mmにて停止。	
V	新HT50(A) (25.4t)	13	13-V-1	2000	200	300	平坦	170	16.0	>340	>-5	<512	クラックは340mmボンド部を伝播した後、母材へそれ破断368mmにて停止。	
			13-V-2	2000	200	300	平坦	170	20.0	>530	>0	<765	クラックはボンド部を貫通破断。	
			13-V-3	2000	200	300	平坦	170	18.0	>430	>0	<629	クラックは785mmボンド部を伝播した後停止。	
			13-V-4	2000	200	300	平坦	—	18.0	380	4	600	クラックは負荷中895tonで発生し、ボンド部で停止。 補修溶接後切欠きを再加し再試験した。伝播せず。	
			13-V-5	2000	200	300	平坦	170	20.0	200	-4	536	クラックは200mmボンド部を伝播後停止。 補修溶接後切欠きを再加し再試験した。伝播せず。	
			13-V-6	2000	200	300	平坦	170	16.0	>300	>-5	<487	クラックは1140mmボンド部を伝播後、母材へそれ破断1360mmにて停止。	
W	KD32 (35.0t)	8	8-W-1	2000	200	300	平坦	500	6.5	>365	>-17	<212	応力負荷中、クラック発生、クラックはボンド部を335mm伝播し、その後溶接金属を横切り365mmに地方の母材へそれ破断420mmにて停止。	
			8-W-2	2000	200	300	平坦	500	20.0	>330	>-16	<629	クラックはボンド部を330mm伝播後、母材へそれ貫通破断。	
			8-W-3	2000	200	300	平坦	500	20.0	—	—	—	クラックは切欠きより母材へそれ破断905mmにて停止。	
			8-W-4	2000	200	300	平坦	500	10.0	>540	>-18	<384	クラックはボンド部を470mm伝播後、溶接金属を横切り、540mmに地方の母材へそれ貫通破断。	
			8-W-5	2000	200	300	平坦	500	9.7	>500	>-8	<359	応力負荷中にクラック発生、クラックは切欠きより、溶接金属に入り、その中央を貫通破断。	
			8-W-6	2000	200	300	平坦	500	15.0	>600	>-10	<603	クラックはボンド部を120mm伝播後、溶接金属へそれ、その中央を貫通破断。	
X	CES	K5D (25.4t)	9	9-X-1	2000	200	300	平坦	170	24.0	>430	0	<828	ボンド部を直進して破断。
				9-X-2	2000	200	300	平坦	170	16.0	310	-3	590	切欠きを再加し(C ₀ =385mm)ボンド部で停止。
				9-X-3	2000	200	300	平坦	170	16.0	153	-11	397	ボンド部で停止。
				9-X-4	2000	200	300	平坦	170	20.0	—	—	—	クラックは発生後直ちに母材へそれ破断。
				9-X-5	2000	200	300	平坦	170	20.0	>680	>5	<860	ボンド部を直進して破断。
				9-X-6	2000	200	300	平坦	170	20.0	>250	>-10	<570	ボンド部を直進して破断。

試料	鋼種	板厚 (mm)	記号	番号	内径	鋼種	板厚 (mm)	記号	番号
1	KAS	25.4	○	①	8	KD32	35.0	▲	⑥
2			○	②	9			●	⑦
4	KDK	25.4	△	③	10	K5D	25.4	◆	⑧
6		35.0	○	④	12			●	⑨
7	KEN	40.0	□	⑤	13	HT50A	25.4	■	⑩

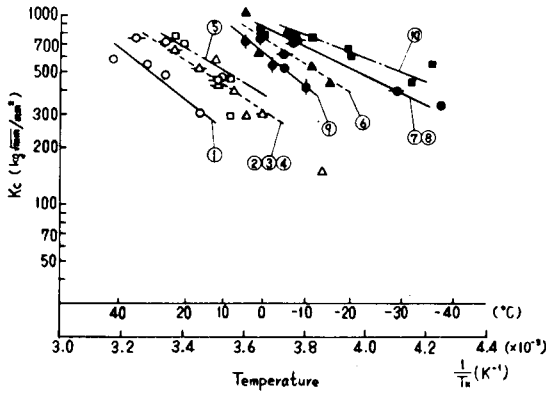


図 5.1.4 大形伝播試験結果
〔母材：1.2.4.6.7.8.9.10.12.13.〕

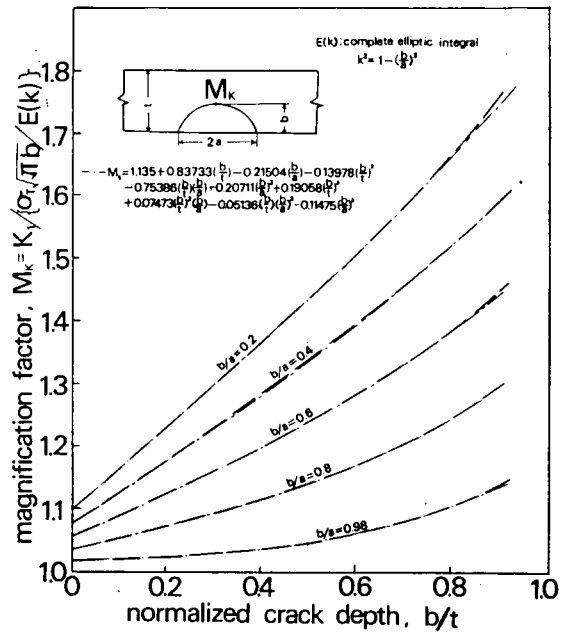


図 5.1.5 引張応力下での表面楕円切欠最深部の修正係数 M_k と近似式 (A. S. Kobayashi の解の数式化)

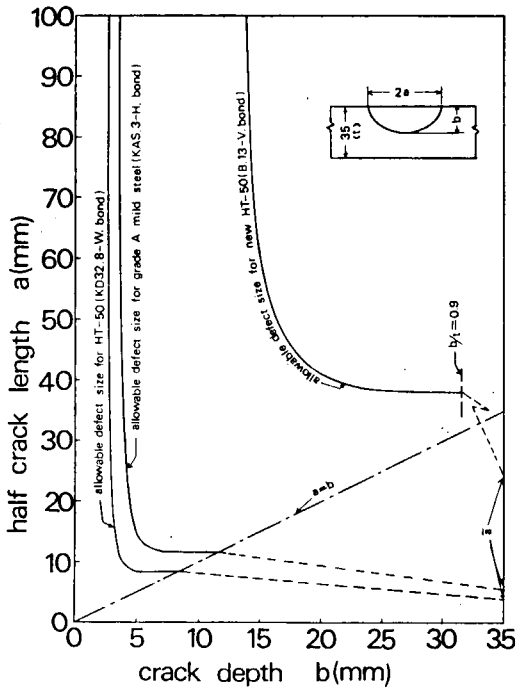


図 5.1.6 板厚を35mmとした場合の大入熱溶接継手
ボンド部の許容欠陥寸法

5.1.2 脆性破壊伝播特性について

大入熱溶接継手における脆性亀裂の伝播特性は主として温度勾配型改良ESSO試験により調べられた。その結果大入熱溶接継手にそった亀裂の伝播は軟鋼にもHT-50にも見られたがHT-50の方が遥かにその頻度は高い。この原因はシャルピー試験からも見られる如くHT-50の溶接ボンド部が著しく脆化しているためと考えられる。但し大入熱溶接継手を有する実船での多くの実績があり使用上、安全上大入熱溶接継手に特に問題があるとは考えられない。実験室的テストでの亀裂のボンド伝播と実船での多くの実績という事実の見かけの相反の原因の一つは次の様な今回の研究結果により説明される。HT-50の大入熱溶接ボンドのシャルピー衝撃値で代表される著しい脆化にも拘らずESSO試験でボンド線上停止した亀裂から求めた伝播停止のKcaは母材とほぼ同等であり、ボンドの著しい脆化の影響は現れない。

ボンドのシャルピー衝撃特性(vTrs)とESSOによるKca値のこの著しい不整合を説明するため破壊径路の観察がなされた。それによると亀裂は脆化域の中を分岐を繰

返し乍ら全体としてはボンドにそって伝播している。これから大入熱溶接継手にそう亀裂の伝播は次の様な機構でなされていると推定される。溶接残留応力のため亀裂は溶接線からそって母材側に突入しその高い破壊靱性により停止する。しかし大入熱溶接継手のボンド部の脆化が大きいため亀裂がボンドで再発生し伝播する。この繰返して巨視的には亀裂はボンドを直進する様に見える。伝播が停止する時は亀裂が母材側に突込んで止まるのでKcaは見

掛け上母材と同程度の値となる。これは要するに、ポンド部の靱性自体は確かに著しく低下しているが残留応力の作用により亀裂は脆化域内のみを伝播できず周囲の靱い領域の影響を受けて大きな伝播低抗を示すに至る。

但しESSO試験において大入熱溶接継手のいくつかの試験片では溶接線に沿って亀裂が走り抜ける場合があることに注意すべきである。全ての試験片で走り抜ける場合にはKcaを実験的に決めることはできない。更に上述の亀裂伝播の機構から考えると、亀裂が走り抜けるということはポンド域脆化が甚だしいため分岐亀裂からの再発生が容易である結果であり、そのため見掛け上もKca値が低くなっている可能性がある。ほとんど同じ実験条件下で亀裂がポンド上で停止する場合とポンドに沿って走り抜ける場合があるということは、本研究でとり上げたHT-50の大入熱溶接継手は脆化の臨界的な所にありこれと同等乃至これ以下の脆化なら、脆化の影響は亀裂伝播には現れないが、これ以上脆化したポンドを有する溶接継手においては、一旦発生した脆性亀裂はポンドに沿って走り抜ける危険性があることを指適しておきたい。

5.2 大入熱溶接継手部靱性の改善について

船体用鋼板に対する靱性要求は、多くの損傷事例についての靱性調査に基礎を置いて設定された、という経緯がある。その損傷調査の大部分は、船体構造の鋼板そのものに関する調査であり、溶接部は調査対象の主流にはならなかった。溶接部はもともと不均質であり、溶接残留応力の影響もあって、脆性破壊の機構は複雑をきわめるが、溶接部の靱性要求は取敢えず母材なみ（あるいは若干緩和）とし、しかも多くの場合、継手の溶接金属中心のみに適用してきた。

幸いにも今日まで溶接部の靱性不足が船体構造の大規模破壊を直接的に招いたという事例は見当たらないが、エレクトロガス溶接、エレクトロスラグ溶接、多電極片面1層サブマージアーク溶接などの大入熱によるポンド部脆化の傾向を放置しておいてよい、という確たる根拠もないのが実情である。これまでの建造船によって積上げられた就航の安全実績を考慮すれば、必らずしも溶接継手各部の靱性を母材に対する要求値以上にする必要はないと思われるが、大入熱溶接継手の靱性を改善するについては可能のかぎり努力すべきと考える。

靱性改善の方法には2通りある。その1つは溶接施工法の小入熱化であり、他の1つは大入熱溶接によるポンド部脆化が冶金学的に抑制されるような新鋼種の開発である。前者は本研究第2年次（昭和49年度）に取上げられたV.A.S.C.O.N-II法およびデルタオッシュレート法が図5.2.1に例示するとおり一応の効果^{1) 2)}を上げ、その後もポンド部脆化軽減の立向自動溶接法について各種の開発努力が続けられている。また、多電極片面1層サブマージアーク溶接と同様な高い作業能率を保ちながら、ポンド部靱性を大幅に改善する新施工法の例としては、第3年次報告付録の大電流MIG溶接法³⁾がある。

新鋼種の開発による大入熱溶接継手部靱性の改善については、第3年次供試材のうち新HTによって十分な可能性が示された。図5.2.2にその効果⁴⁾を例示する。これは微細なTiNを鋼中に適正分散させておくことにより溶接熱影響部におけるオーステナイト粒微細化、変態促進その他の効果をねらったものである。このほか、REM-B系、Ti-Ca系、低Si-V-Al-B系、REM-Ti系などについても、本研究供試材と同等な効果^{3) 5) 6) 7) 8)}のあることが鉄鋼各社によって確かめられた。

3ケ年にわたる本研究によって溶接継手部の脆性破壊については実に多くの知見が得られた。大入熱溶接継手部靱性の実態把握、脆性破壊挙動に及ぼす溶接残留応力の影響と靱性分布の影響、実験と実船の関連、など従来あまりにも複雑なるが故に敬遠されがちであった多くの課題に直接取組む機会を得た。また、継手部靱性改善の具体的方法についても多くの研究開発がなされた。しかし、溶接継手部靱性の必要最低水準を見定めること、ならびに、その水準を実船において確保するための具体的方法を定めること、は依然として難問であり、今後の努力によって本研究の成果を補強し、精力的な討議を重ねて解決しなければならない。

参 考 文 献

- 1) 日本造船研究協会第 147 研究部会, “船体用高張力鋼板大入熱溶接継手の脆性破壊強度評価に関する研究”, 日本造船研究協会研究資料No 208, 昭 49.3
- 2) 日本造船研究協会第 147 研究部会, “船体用高張力鋼板大入熱溶接継手の脆性破壊強度評価に関する研究”, 日本造船研究協会研究資料No 229, 昭 50.3
- 3) 日本鋼管株式会社, “船殻溶接継手の靱性改善方法について”, 日本造船研究協会研究資料No 244, 昭 51.3, 付録 4
- 4) 日本造船研究協会第 147 研究部会, “船体用高張力鋼板大入熱溶接継手の脆性破壊強度評価に関する研究”, 日本造船研究協会研究資料No 244, 昭 51.3
- 5) 新日本製鉄株式会社, “大入熱溶接用 50 kg/mm² 鋼板の E G 50 V によるエレクトロガス溶接継手特性”, 日本造船研究協会研究資料No 244, 昭 51.3, 付録 2
- 6) 川崎製鉄株式会社, “REM-B系50キロ級高張力鋼板の大入熱溶接部の特性”, 同上研究資料付録 3
- 7) 住友金属工業株式会社, “低Si-V-Al-B系大入熱溶接用50キロ級高張力鋼板の溶接継手性能調査結果”, 同上研究資料付録 5
- 8) 株式会社神戸製鋼所, “神鋼大入熱溶接用50キロ級高張力鋼板の溶接継手性能について”, 同上研究資料付録 6

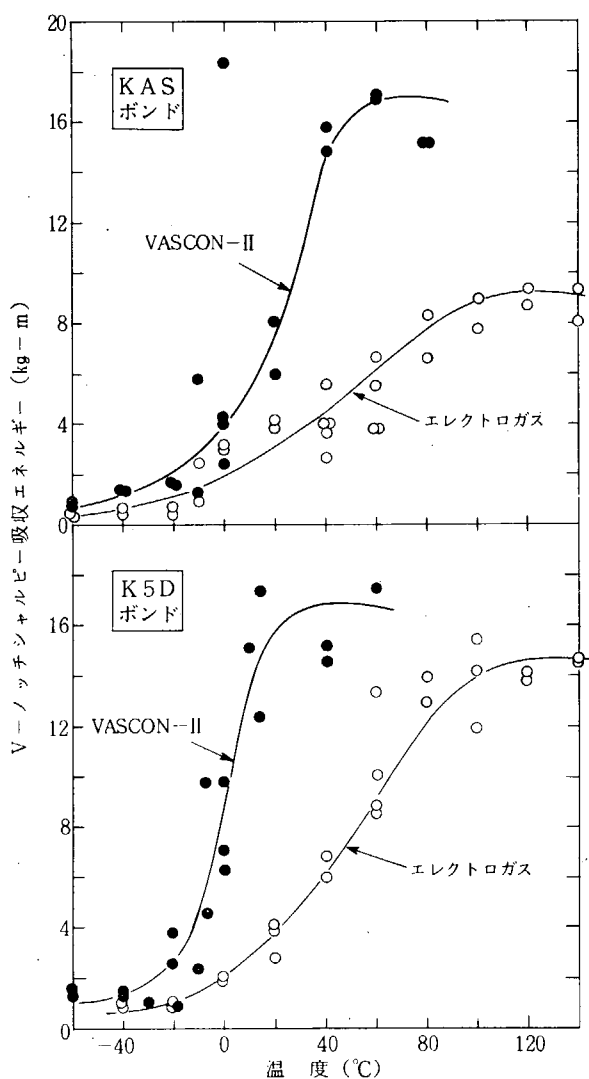


図 5.2.1 溶接方法の相違によるボンド部靱性比較例

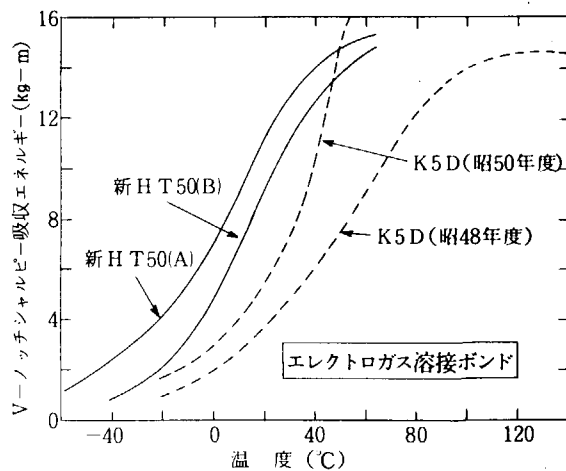


図 5.2.2 新鋼種によるボンド部靱性改善の例

6. む す び

第147研究部会の共同研究は、50キロ級高張力鋼板を中心とした船殻材に対する、高能率大入熱溶接継手についての破壊靱性を把握し、脆性破壊による重大損傷防止の基礎資料を得ることを目的として、昭和48年4月より3ヶ年間実施された。

実施された研究内容は多岐にわたるものであり、その主なものを要約すると以下のごとくなる。

- ① 船体用50キロ級高張力鋼、一般船体用軟鋼あるいは船体大入熱溶接用新50キロ級高張力鋼などについて、実船殻に実用されているエレクトロガス溶接、エレクトロスラグ溶接、多電極片面1層サブマージーク溶接等の各種大入熱溶接を適用した継手部の、靱性に関する基礎データ、脆性破壊発生特性および脆性破壊伝播特性などが総合的に把握され、長年にわたり膨大な実績のある立向き手溶接継手部の各種特性値と比較検討された。さらに、エレクトロガス溶接、エレクトロスラグ溶接などと比較すれば若干小入熱化した高能率溶接、すなわち、VASCON-II法溶接あるいはデルタオッシレート法溶接などによる継手部の各種特性値も把握された。
- ② 基本的な溶接継手部の残留応力分布調査や、船殻ブロックでの各種溶接継手部の残留応力分布の調査が、従来のひずみゲージを用いた応力弛緩法による測定と、非破壊的なX線応力測定法とによって行なわれた。なお、X線応力測定装置は、従来のものを改良した新装置が製作され、使用された。(付録1参照)
- ③ 動光弾性試験による脆性亀裂伝播現象に関する基礎的研究、あるいは溶接継手に沿っての脆性破壊伝播現象に及ぼす残留応力やスチフナの影響把握に関する基礎研究なども実施された。(付録4参照)
- ④ 国内の代表的な造船所33工場に対し、大入熱溶接の使用実績ならびに実状がアンケートにより調査された。(付録2参照)
- ⑤ 大入熱溶接継手部靱性改善策として当然考えられる新鋼種の開発について、鉄鋼各社が自発的に実施した研究成果が集約・紹介された。

3ヶ年にわたる研究成果を検討・整理する目的で、発生特性検討グループ、伝播特性検討グループおよび残留応力分布評価検討グループが設置され、延べ14回にわたる検討会が開催されて熱心な討議が行なわれた。

- ・エレクトロガス溶接あるいはエレクトロスラグ溶接などの大入熱溶接継手ボンド部の破壊靱性値の評価。
- ・船殻安全性確保の観点からの、溶接継手部の必要最低靱性値の見究め。
- ・溶接継手ボンド部に沿っての脆性破壊伝播現象の評価、および実船殻での伝播特性の推定。

など、難問題ばかりであった。

本研究部会発足の契機となった、エレクトロガス溶接継手、エレクトロスラグ溶接継手などの高能率大入熱溶接継手ボンド部に沿っての脆性破壊伝播現象の再現、あるいはその機構解明、評価法確立などのために実施された、幅2m程度の大形試験片による亀裂伝播試験結果をはじめ、各種の破壊靱性試験結果を総合すると、ボンド部の脆化現象は、一般船体用軟鋼よりも船体用50キロ級高張力鋼の方が大きいことが確認された。また、船体用50キロ級高張力鋼についての多くの試験結果は、万一溶接継手部に沿って脆性破壊が起こった場合、破壊はボンド部に沿って直進伝播する可能性がないとも言い切れないことを示唆している。しかしながら、アンケート調査結果(付録2参照)から明らかのごとく、大入熱溶接を適用した船舶が異常なく就航しているという多くの使用実績があることも事実である。

実験室的現象と実船殻での現象の相関関係を現時点で十分に結びつけることは困難であるが、悪い条件が揃えば大きな損傷につながる危険性を実験室的に完全に否定出来ない以上、大入熱によるボンド部の脆化傾向を放置しておいてよいという根拠はない。したがって、損傷を未然に防止するために、大入熱溶接を実用する場合には、継手部の欠陥に対する非破壊検査を厳密に行なって、靱性劣化部からの破壊発生防止に充分留意すべきである。

一方、溶接継手ボンド部の靱性改善の方法として考えられる、溶接施工法の小入熱化、ボンド脆化を冶金学的に抑制する新鋼種の開発に関しても、多くの研究成果が得られた。開発された代表的な新鋼材に関しては、先に述べたごとく、本研究部会共同研究にも供試されその性能が確認されたが、数種類の新鋼材(船体大入熱溶接用新50キロ級高張力鋼)が一部の造船所で、既に大型船に実用された。

溶接継手部に沿っての脆性破壊伝播は、実に複雑な現象であることは述べるまでもないが、従来の静的破壊力学による取り扱いのみでは、その現象把握・評価は不充分であると言わざるを得ない。したがって、実験室的に把握し得る情報から、実船殻での強度を推定可能にならしめるべく、今後の弛まざる研究努力が要求されている。

付録1 大入熱溶接継手部の残留応力分布について

1. 試験目的および内容

溶接残留応力は、溶接部における脆性亀裂の発生および伝播挙動に著しく影響するので、船体の脆性破壊強度を評価する際には、残留応力分布を明らかにする必要がある。実船殻には、溶接残留応力のほかに部材相互間に生じる拘束応力が作用しており、単純な継手試験片の溶接残留応力から実船殻の残留応力を推定することは困難である。したがって、船殻の残留応力は実測される必要があり、さらに実船殻であるがゆえにその方法は非破壊であることが要求される。以上の観点から本項では、脆性破壊試験に用いた軟鋼および50キロ級高張力鋼の各種大入熱突合せ溶接継手ならびに26万D.W.T.級タンカー・ビルジ部の実寸モデルブロックにおける各箇所の残留応力分布を測定した結果について述べる。なおこれらの測定はひずみゲージによる応力弛緩法によって行ったが、この方法は、試験体に応力解放時に切込みを入れるので、実船殻への適用は望ましくない。そこで一部の継手試験体については、応力弛緩法による測定に先立って非破壊的なX線応力測定法も採用して、両測定法による残留応力値の対応を調べ、X線応力測定法の実船殻への適用の可能性を検討した。^{1) 2) 3)}

2. 大入熱溶接継手の残留応力分布

ひずみゲージを用いた応力弛緩法による残留応力測定を行った大入熱突合せ溶接継手の母材、溶接法、入熱量、寸法および母材ならびに溶接金属の機械的性質を一括して表1に示す。ビード方向およびそれに直角方向の残留応力をそれぞれ σ_L および σ_T とし、応力分布を各母材の降伏点 σ_Y で無次元化して示すと図1のようになる。継手に対して図2に示すごとくX、Y軸をとると、図1の(a)はY軸に平行なボンド線上の、(b)はビードのほぼ中央を通るそれと直角なX軸上の分布である。佐藤、寺崎⁴⁾は突合せ溶接継手のビードに直角な断面における残留応力分布を二次元FEM熱弾塑性解析によって求め、(1)式で与えられる母材の平均温度上昇 T_{av} をもとに、残留応力の分布形状を図2に示すI、II、III型の3種類に分類し、同図の σ_1 、 σ_2 、 σ_3 および X_1 、 X_2 、 X_3 と T_{av} との関係を与えている。 T_{av} は板の半幅 W 、板厚 h 、入熱量 Q 、熱効率 η 、比熱 C および密度 ρ を用いて次式で表わすことができる。

$$T_{av} = \eta Q / 2C\rho hW \quad \dots\dots\dots (1)$$

軟鋼では、 T_{av} が50℃以下でI型分布、50～150℃でII型分布、150℃以上でIII型分布となり、 X_1 、 X_2 、 X_3 をI型分布では Q/h に、III型分布では W に比例するとして簡易式を示している。さらに佐藤らは、降伏ひずみ ϵ_{Y0} および線膨脹係数 α_0 を用いて T_{av} の無次元量 T_{av}^* を次式で表わし、

$$T_{av}^* = \alpha_0 T_{av} / \epsilon_{Y0} (= \alpha_0 E T_{av} / \sigma_Y) \quad \dots\dots\dots (2)$$

T_{av}^* が0.4^{注)}以下では、 X_1 、 X_2 、 X_3 と $(T_{av}^* \cdot W)$ の間には、母材の種類にかかわらず比例関係が成立することを示した。なお上式の E はヤング率、 σ_Y は母材の降伏点である。

本実験に用いた各継手について、表1に示した Q 、 W 、 h 、 σ_Y を用い、 $C \cdot \rho = 1 \text{ cal} / \text{C} \cdot \text{cm}$ 、 $\alpha_0 = 1.2 \times 10^{-5} / \text{C}$ 、 $E = 21000 \text{ kg} / \text{mm}^2$ とし⁴⁾、ガス被包溶接およびスラグ被包溶接に対する η をそれぞれ0.7および0.9として T_{av}^* を求めると、表1に併記したごとく0.33～2.65の範囲にある。したがってX軸上の残留応力分布は前記のすべての型に属しており、X軸を無次元化する量として Q/h あるいは W を用いてすべての継手の残留応力分布を統一的にまとめることはできない。そこで佐藤らが示した図3⁴⁾から X_2 を読み取り、図1(b)の横軸に X/X_2 をとって表わした。なお同図(a)の横軸はビードの半長 L で無次元化してある。

注) (2)式によると、 $T_{av} = 50 \text{ C}$ は、 $\sigma_Y = 31.5 \text{ kg} / \text{mm}^2$ のとき $T_{av}^* = 0.40$ に、
 $\sigma_Y = 38.0 \text{ kg} / \text{mm}^2$ のとき $T_{av}^* = 0.33$ に相当する。

図1(a)に示すボンド線上の分布において、 σ_L 、 σ_T は共に若干低下する箇所があるが、これは拘束治具の影響によるものであることを考慮すれば、各測定線上における分布形状はいずれの継手も従来比較的小形の試験片で測定された突合せ溶接継手の分布と類似しており、鋼種および溶接法によって相違しないことが認められる。各継手のボンド線上における σ_L/σ_Y は1.0～1.3、 σ_T/σ_Y は約0.3である。

3. 実船殻ブロックでの残留応力分布

残留応力計測に供した実船殻ブロックは、三菱重工業株式会社長崎造船所香焼工場にあった26万D. W. T. タンカービルジ部の実寸モデルブロックで、その形状および寸法を図4に示す。測定箇所は同図の(a)～(e)に示す位置である。すなわち(a)はBottom Plateのシーム溶接継手(両面一層サブマージアーク溶接)、(b)はBottom Long. L のバット溶接継手(CE S溶接)、(c)はSide Shell Plateのバット溶接継手(エレクトロガス溶接)、(d)はTrans. RingとStiff.のすみ肉溶接継手(被覆アーク溶接)、(e)はBottom Long. L FaceとStiff.のすみ肉溶接継手(被覆アーク溶接)であり、各継手に直角方向の残留応力分布を測定した。なお詳細については、日本造船研究協会研究資料No.229²⁾を参照されたい。

上記計測箇所のうち、(a)、(b)、(c)の突合せ溶接継手部における計測結果を1例として図5に示し、前節に述べた継手試験体の結果と比較検討すると、溶接ビード平行方向の残留応力 σ_L は、ビード上あるいはその近傍で30～40 kg/mm²の高い値を示し、ビード中心から約100mmまでは引張応力となっている。この分布の傾向は、先に述べた継手試験片の場合とほぼ一致している。一方、溶接ビード直角方向の残留応力 σ_T は、ビード上で前述の継手試験片の2～3倍に達しており、それぞれBottom PlateおよびSide Long. L による拘束の影響がうかがえる。

実船殻での残留応力に、隣接部材による拘束や組立て順序などの影響が現われることは当然である。したがって、場所によって存在している残留応力が異なることも事実であろう。すなわち、実船殻での残留応力には、いわゆる溶接残留応力に組立てによる拘束応力が加算されているはずである。それらの定量的値については今後さらに検討する必要があるが、前述の計測結果から、拘束応力は、溶接ビード平行方向・直角方向ともに8～12 kg/mm²程度と推定されよう。

4. ひずみゲージを用いた応力弛緩法およびX線応力測定法による残留応力値の対応について

新HT50A鋼エレクトロガス溶接継手およびKAS鋼VASCON II法溶接継手のひずみゲージおよびX線による残留応力分布を比較して図6および7に示す。本研究部会の昭和49²⁾、50³⁾年度報告書にみられるごとく熱影響を受けない母材部では、両測定法による応力値は測定誤差の範囲内ではほぼ一致しているが、熱塑性ひずみを生じる溶接金属およびボンド部では、図6および7にみられるように明らかに相違する。すなわち、実線で示すX線による値が、破線で示すひずみゲージによる測定結果に比べて σ_L は低く、 σ_T は逆に高い。そこで、応力弛緩法による測定のものひずみゲージを除去して、再度X線による応力測定を行うと、新HT50鋼継手については図8に、KAS鋼継手については図9に示すごとく、ビード方向応力 $\sigma_{\alpha L}'$ として約-10 kg/mm²、直角方向応力 $\sigma_{\alpha T}'$ としては約4 kg/mm²の基準線応力 σ_{α}' が計測された。これらの基準線応力を考慮すれば、図6および7に示したX線による測定値は、図中の□および■印にみられるようにひずみゲージによる分布とほぼ一致する。

以上に述べたごとく溶接部では、X線とひずみゲージによる残留応力値が相違し、機械的に応力解放を行ったのちになお基準線応力が存在する理由として次のことが考えられる。すなわち、溶接部では図10に示すごとく鋼中のフェライト(α)相およびセメンタイト(θ)相には、塑性ひずみ ϵ_A を生じるが、両相の降伏点が異なるために応力はそれぞれ σ_{α} および σ_{θ} となる。応力弛緩法によって弾性ひずみ ϵ_0 が解放されると、 α および θ 相には、両相間で平衡する相応力 σ_{α}' および σ_{θ}' が残留する。X線応力測定法では α 相のみの応力を測定するので、 α 相と θ 相の平均値と考えられるひずみゲージによる残留応力値 σ は当然 σ_{α} と相違し、応力解放後にも α 相には基準線応力 σ_{α}' が測定されることになる。

そこでこの考え方にもとづいて、平面応力状態を仮定し、X線により非破壊的に測定できる α 相の応力 σ_α から、 θ 相と α 相からなる鋼の応力すなわち応力弛緩法による応力 σ および α 相の基準線応力 σ'_α を推定することを試みた。鋼中のセメンタイト相の容積率 q_θ および α 相の容積率 q_α は炭素含有量〔C%〕を用いて次式で与えられる。

$$q_\theta = [\text{C}\%] / 6.67 \quad \dots\dots\dots (3)$$

$$q_\theta + q_\alpha = 1 \quad \dots\dots\dots (4)$$

さらに鋼の任意の断面における θ 相および α 相の面積率もまた q_θ 、 q_α となる⁵⁾。応力解放前 ϵ_A および解放後 ϵ_B におけるビード方向(L)および直角方向(T)の力の平衡方程式はそれぞれ次式のようなになる。

$\epsilon = \epsilon_A$ において

$$\left. \begin{aligned} \text{L方向;} & \quad q_\theta \sigma_{\theta L} + q_\alpha \sigma_{\alpha L} = \sigma_L \\ \text{T方向;} & \quad q_\theta \sigma_{\theta T} + q_\alpha \sigma_{\alpha T} = \sigma_T \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (5)$$

$\epsilon = \epsilon_B$ において

$$\left. \begin{aligned} \text{L方向;} & \quad q_\theta \sigma_{\theta L'} + q_\alpha \sigma_{\alpha L'} = 0 \\ \text{T方向;} & \quad q_\theta \sigma_{\theta T'} + q_\alpha \sigma_{\alpha T'} = 0 \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (6)$$

α 相、 θ 相および鋼のヤング率を E_α 、 E_θ および E 、ポアソン比を ν_α 、 ν_θ および ν として、解放ひずみ $\epsilon_{\theta L}$ 、 $\epsilon_{\theta T}$ はそれぞれ同一であるとみなすと次式が成立する。

$$\left. \begin{aligned} \epsilon_{\theta L} &= \left\{ (\sigma_{\alpha L} - \sigma_{\alpha L'}) - \nu_\alpha (\sigma_{\alpha T} - \sigma_{\alpha T'}) \right\} / E_\alpha \\ &= \left\{ (\sigma_{\theta L} - \sigma_{\theta L'}) - \nu_\theta (\sigma_{\theta T} - \sigma_{\theta T'}) \right\} / E_\theta \\ &= (\sigma_L - \nu \sigma_T) / E \\ \epsilon_{\theta T} &= \left\{ (\sigma_{\alpha T} - \sigma_{\alpha T'}) - \nu_\alpha (\sigma_{\alpha L} - \sigma_{\alpha L'}) \right\} / E_\alpha \\ &= \left\{ (\sigma_{\theta T} - \sigma_{\theta T'}) - \nu_\theta (\sigma_{\theta L} - \sigma_{\theta L'}) \right\} / E_\theta \\ &= (\sigma_T - \nu \sigma_L) / E \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (7)$$

なお応力値のいかんによらず(5)~(7)式が成立すると各弾性定数は独立ではなくなり、次式が成立する。

$$\frac{E}{1-\nu} = \frac{q_\alpha E_\alpha}{1-\nu_\alpha} + \frac{q_\theta E_\theta}{1-\nu_\theta}, \quad \frac{E}{1+\nu} = \frac{q_\alpha E_\alpha}{1+\nu_\alpha} + \frac{q_\theta E_\theta}{1+\nu_\theta} \quad \dots\dots\dots (8)$$

さらに θ 相および鋼の降伏点 $\sigma_{\theta Y}$ および σ_Y を既知量とし、完全弾塑性体を仮定して、次のMisesの降伏条件式を適用する。

$$\sigma_L^2 + \sigma_T^2 - \sigma_L \cdot \sigma_T = \sigma_Y^2 \quad \dots\dots\dots (9)$$

$$\sigma_{\theta L}^2 + \sigma_{\theta T}^2 - \sigma_{\theta L} \cdot \sigma_{\theta T} = \sigma_{\theta Y}^2 \quad \dots\dots\dots (10)$$

(5)および(10)式より $\sigma_{\theta L}$ 、 $\sigma_{\theta T}$ を消去すると次式のようなになる。

$$\begin{aligned} & (2\sigma_{\alpha L} - \sigma_{\alpha T}) \sigma_L + (2\sigma_{\alpha T} - \sigma_{\alpha L}) \sigma_T \\ & = \{ \sigma_Y^2 + (q_\alpha \sigma_{\alpha Y})^2 - (q_\theta \sigma_{\theta Y})^2 \} / q_\alpha \end{aligned} \quad \dots\dots\dots (11)$$

ここで $\sigma_{\alpha Y}$ は α 相の降伏点で、次式で与えられる。

$$\sigma_{\alpha L}^2 + \sigma_{\alpha T}^2 - \sigma_{\alpha L} \cdot \sigma_{\alpha T} = \sigma_{\alpha Y}^2 \quad \dots\dots\dots (12)$$

(9)、(11)式から σ_L 、 σ_T を求め、その結果を用いて(6)および(7)式より $\sigma_{\alpha L}'$ 、 $\sigma_{\alpha T}'$ を計算することができる。(9)、(11)および(12)式を図示すると図11のようになり、 σ_L 、 σ_T についてそれぞれ点 S_1 、 S_2 で示される2つの解が得られる。そこで、これらの解のうちで実測値に対応する値を見出すために、基準線応力について図8および図9に示した実験結果にもとづき次式を仮定する。

$$\sigma_{\alpha L}' < 0, \quad \sigma_{\alpha T}' > 0 \quad \dots\dots\dots (13)$$

後述するごとく α 相と鋼の弾性定数はほぼ等しいので $E_\alpha = E$ 、 $\nu_\alpha = \nu$ とおくと(7)式より次式が導かれる。

$$\sigma_{\alpha L} - \sigma_{\alpha L}' = \sigma_L, \quad \sigma_{\alpha T} - \sigma_{\alpha T}' = \sigma_T \quad \dots\dots\dots (14)$$

上式は、図11において点 A_1' 、 A_2' が基準線応力($\sigma_{\alpha L}'$ 、 $\sigma_{\alpha T}'$)を表わし、実線の $S_1 A A_1' O$ と破線の $S_2 A A_2' O$ が平行四辺形となることを示している。したがって点 S_1 は(13)式を満足するが、点 S_2 は(13)式を満足しない解である。そこで、 $\{C\}$ 、 E 、 ν 、 E_θ 、 ν_θ 、 σ_Y 、 $\sigma_{\theta Y}$ を既知量とし、X線により非破壊的に得られる測定値 $\sigma_{\alpha L}$ 、 $\sigma_{\alpha T}$ を用いて、(3)~(14)式によって σ_L 、 σ_T および $\sigma_{\alpha L}'$ 、 $\sigma_{\alpha T}'$ を推定した。その結果を表2に示す。なお表中には、計算に用いた既知量および測定値が共に示してある。既知量は次のようにして定めた。溶接金属の炭素含有量は、本実験では分析されていないので、軟鋼および50キロ級高張力鋼の溶接金属に対する代表的な分析値をもとに0.1%とし、ボンド部のそれは母材と溶接金属の平均値を採った。弾性定数として、鋼には $E = 21000 \text{ kg/mm}^2$ 、 $\nu = 0.27$ を、 θ 相には英、藤原⁶⁾による計測値 $E_\theta = 21600 \text{ kg/mm}^2$ 、 $\nu_\theta = 0.46$ を用いた。これらの弾性定数および炭素含有量を用いて、(3)、(4)および(8)式より α 相の弾性定数を計算すると、 $E_\alpha = 20960 \sim 20980 \text{ kg/mm}^2$ 、 $\nu_\alpha = 0.264 \sim 0.266$ となり、 α 相としてほぼ妥当な値が得られている。鋼の降伏点 σ_Y はビード線上に対しては表1に示した溶接金属の値を、ボンド線については同表の母材と溶接金属の中間の値を採った。 θ 相の降伏点 $\sigma_{\theta Y}$ は実測された例がないので、図6および7に示した鋼の残留応力 σ_L 、 σ_T を考慮して計算し表2に示す値に定めた。なお共析鋼の降伏点を調べたR. R. Roy⁷⁾の研究によれば、球状セメントタイト鋼の降伏点は、共析パーライト鋼のそれに比べて著しく高く、セメントタイト粒径が小さくなるのに伴って増加し、120 kg/mm²から160 kg/mm²に達することを示している。これらの値を σ_Y とし、 $\sigma_{\alpha Y}$ を15~30 kg/mm²と仮定して、複合材料について成立するといわれる次の加法則を適用すると、

$$\sigma_Y = q_\theta \sigma_{\theta Y} + q_\alpha \sigma_{\alpha Y} \quad (15)$$

$\sigma_{\theta Y}$ は、740~1200 kg/mm²となり、表2に示した $\sigma_{\theta Y}$ は妥当な値であることがわかる。また、溶接継手においても溶接部の化学成分、溶接後の冷却速度等によって、炭化物の析出形態が相違するので、表2に示したごとく $\sigma_{\theta Y}$ は相違した値を採ると考えるべきである。本計算では $\sigma_{\theta Y}$ を σ_L 、 σ_T を用いて推定したが、X線によって非破壊的に測定した α 相の残留応力値のみから、鋼の残留応力ないしは α 相の基準線応力を推定するためには、析出形態と $\sigma_{\theta Y}$ との関係を今後明らかにする必要がある。なお、 α 相の残留応力 $\sigma_{\alpha L}$ 、 $\sigma_{\alpha T}$ は図6および7に示した測定点のばらつきを考慮し、表2の()内に示す実測値の範囲の中央値を採用した。

表2に、 $\sigma_{\alpha L}'$ 、 $\sigma_{\alpha T}'$ および σ_L 、 σ_T の計算結果とともに、各実測値の範囲を()内に示す。計算値はほぼ実測値の範囲に含まれており、図10のモデルによる残留応力の推定は妥当であること、溶接部におけるX線応力測定法とひずみゲージを用いた応力弛緩法による残留応力値の差は相応力にもとづく基準線応力であることがわかった。以上の結果から、軟鋼および50キロ級高張力鋼突合せ溶接継手の溶接金属およびボンド部におけるビード方向応力 σ_L および直角方向応力 σ_T は、X線によって非破壊的に測定された $\sigma_{\alpha L}$ 、 $\sigma_{\alpha T}$ から、 σ_L については-14~-11 kg/mm²、 σ_T については5~6 kg/mm²をそれぞれ差し引くことによって推定できる。

上述のごとく、X線応力測定法は溶接部の残留応力計測に適用できることが明らかとなったが、さらに本部会の研究が契機となって、小型軽量で機動性に富んだ携帯用X線応力測定装置が開発、実用化され^{8) 9)}、すみ肉溶接部のようにX線の入射角が制約を受ける箇所に対して新しい応力解析法が提案される¹⁰⁾など、非破壊による実用構造物の残留応力計測が可能になりつつある。

参 考 文 献

- 1) 日本造船研究協会第147研究部会，“船体用高張力鋼板大入熱溶接継手の脆性破壊強度評価に関する研究”，日本造船研究協会研究資料No.208，昭和49年3月
- 2) 同上，日本造船研究協会研究資料No.229，昭和50年3月
- 3) 同上，日本造船研究協会研究資料No.244，昭和51年3月
- 4) 佐藤邦彦，寺崎俊夫，“構造用材料の溶接残留応力分布におよぼす溶接諸条件の影響”，溶接学会誌，45巻2号，昭和51年2月

- 5) 佐久間健人, 西沢泰二, "定量金属組織学", 金属学会会報, 第10巻5号, 昭和46年5月, P. 279
- 6) 英崇夫, 福良二郎, 藤原晴夫, "鋼のセメンタイト (Fe_3C) 相中の応力のX線の測定", 機械学会論文集, 35巻270号, 昭和44年2月, P. 237
- 7) 川田雄一, 河本実, 横堀武夫, 宮川松男編, "材料強度工学ハンドブック" (朝倉書店), 昭和41年, P. 58
- 8) 蒲地一義, 川辺泰嗣, 清水良一, 関口晴男, 安居喜代三, "大型構造物用X線応力測定装置", 材料, 26巻280号, 昭和52年1月, P. 6
- 9) 上原勝景, 小木曾克彦, "現場用X線応力測定器の開発とその適用性について", 同上, P. 1
- 10) 永井欣一, 岩田光正, 菊地恭三, 奥本勇二, 小林博栄, "入射角が制約される箇所におけるX線応力測定法について", 溶接学会誌, 第45巻12号, 昭和51年12月, P. 59

表1 試験体の鋼種, 溶接法, 入熱量, 寸法および静的強さ

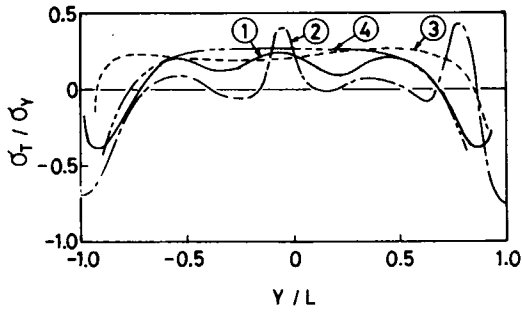
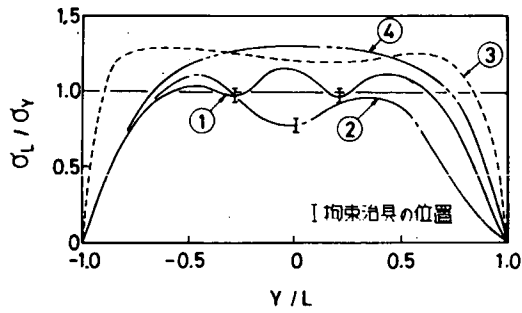
母材鋼種	溶接法	記号	入熱量 Q KJ/cm	試験体寸法, 注) mm			降伏点 σ_y kg/mm ²		引張強さ σ_B kg/mm ²		T_{av} °C
				継手幅2W	溶接長2L	ビード幅	母材	溶接金属	母材	溶接金属	
軟鋼	KAS	エレクトロガス	① 190 ~ 240	2,000	2,165	23	28.8	40.0	48.6	53.1	0.62
	KAS	エレクトロスラグ	② 315	1,523	1,511	42	28.8	35.6	48.6	52.8	1.53
	KAS	VASCON II法	③ 108	2,000	2,250	14	24.8	32.9	43.0	48.0	0.36
	KDK	3電極片面一層	④ 134.5	2,000	2,000	19	27.1	38.3	42.8	52.5	0.53
50キロ級高張力鋼	K5D	CES	⑤ 474	1,040	969	55	36.7	43.6	53.3	59.8	2.65
	K5D	デルタオキシレート法	⑥ 120 ~ 161	2,000	2,000	18	35.2	43.4	52.9	57.1	0.33
	K5D	エレクトロガス	⑦ 141.3 ~ 197.6	2,000	2,100	25	33.2	45.0	51.4	56.0	0.42
	新HT50(A)	エレクトロガス	⑧ 172.4 ~ 183.2	2,000	2,200	27	34.3	43.9	51.3	56.9	0.43

注) 母材板厚hはすべて25.4mm

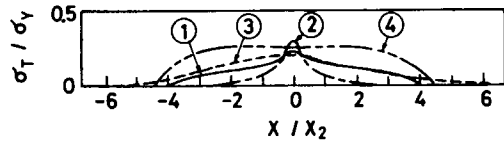
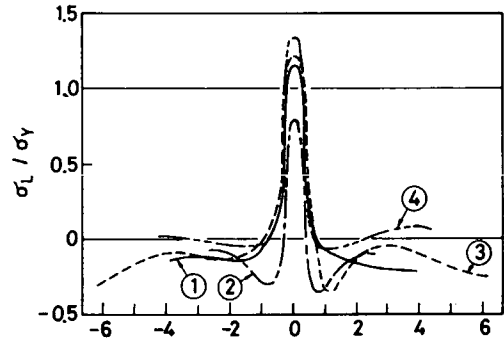
表2 X線による α 相の応力 σ_α の実測値に基づく基準線応力 σ'_α および弛緩法による応力 σ の推定結果

継手	測定箇所	既知量		測定値		計算値 (実測値の範囲)			
		炭素含有量 C %	降伏点	解放前のX線による応力 (α 相)		解放後のX線による基準線応力 (α 相)		弛緩法による応力 (鋼: α 相+ θ 相)	
				$\sigma_{\alpha L}$	$\sigma_{\alpha T}$	$\sigma'_{\alpha L}$	$\sigma'_{\alpha T}$	σ_L	σ_T
新HT50鋼 エレクトロガス 溶接継手	ボンド線	0.115	1030 39	26 (23~30)	8 (5~11)	-14 (-14~-8)	5 (3~5)	40 (36~40)	3 (3~6)
	ビード中心線	0.100	1160 44	32 (30~34)	9 (8~11)	-14 (-15~-9)	6 (2~7)	46 (44~47)	4 (3~6)
KAS鋼 VASCON II 法溶接継手	ボンド線	0.135	740 29	20 (18~22)	12 (10~13)	-11 (-10~-7)	5 (2~7)	31 (28~33)	6 (5~8)
	ビード中心線	0.100	1150 33	22 (20~23)	11 (10~12)	-13 (-10~-7)	6 (2~6)	35 (31~33)	5 (5~8)

注) 応力の単位: kg/mm²

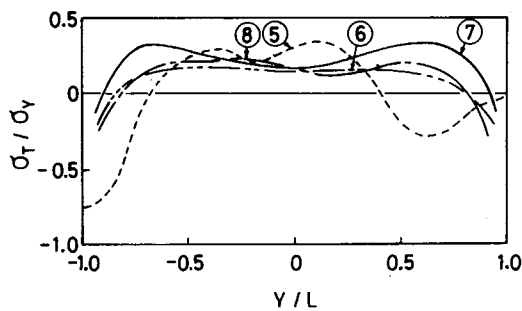
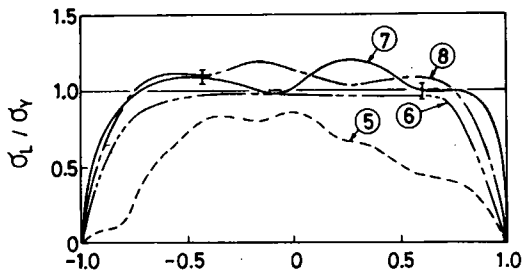


(a) ボンド線上の分布

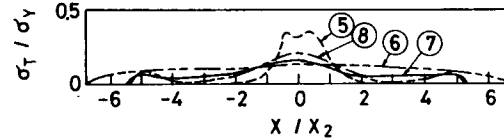
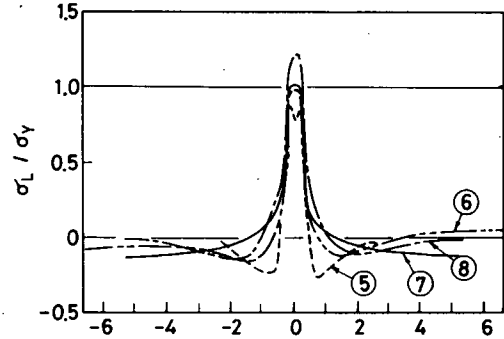


(b) ビード直角線上の分布

(1) 軟鋼



(a) ボンド線上の分布



(b) ビード直角線上の分布

(2) 50キロ級高張力鋼

材料	溶接法	記号	材料	溶接法	記号		
軟鋼	KAS	IVトロガス	①	50キロ高張力鋼	K5D	CES	⑤
	KAS	IVトロスラグ	②		K5D	デルタオキシレット法	⑥
	KAS	VASCON法	③		K5D	IVトロガス	⑦
	KDK	3電極片面一層	④		K5D	IVトロガス	⑧

図1 大入熱溶接法による突合せ継手の残留応力分布

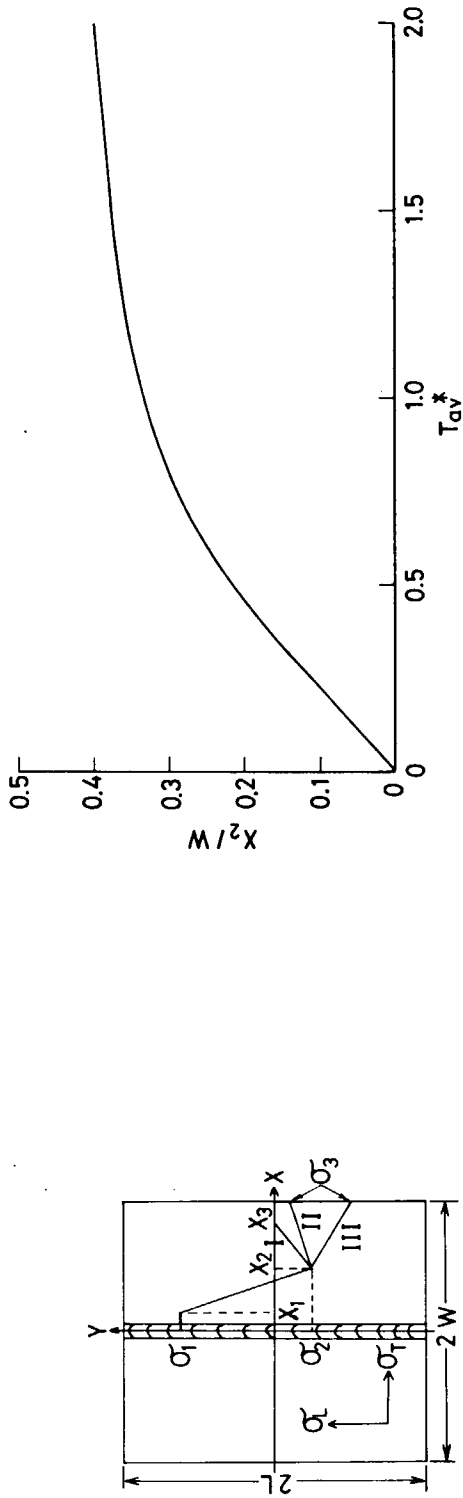


図2 残留応力の分布形状

図3 X_2/W と T_{av}^* の関係⁴⁾

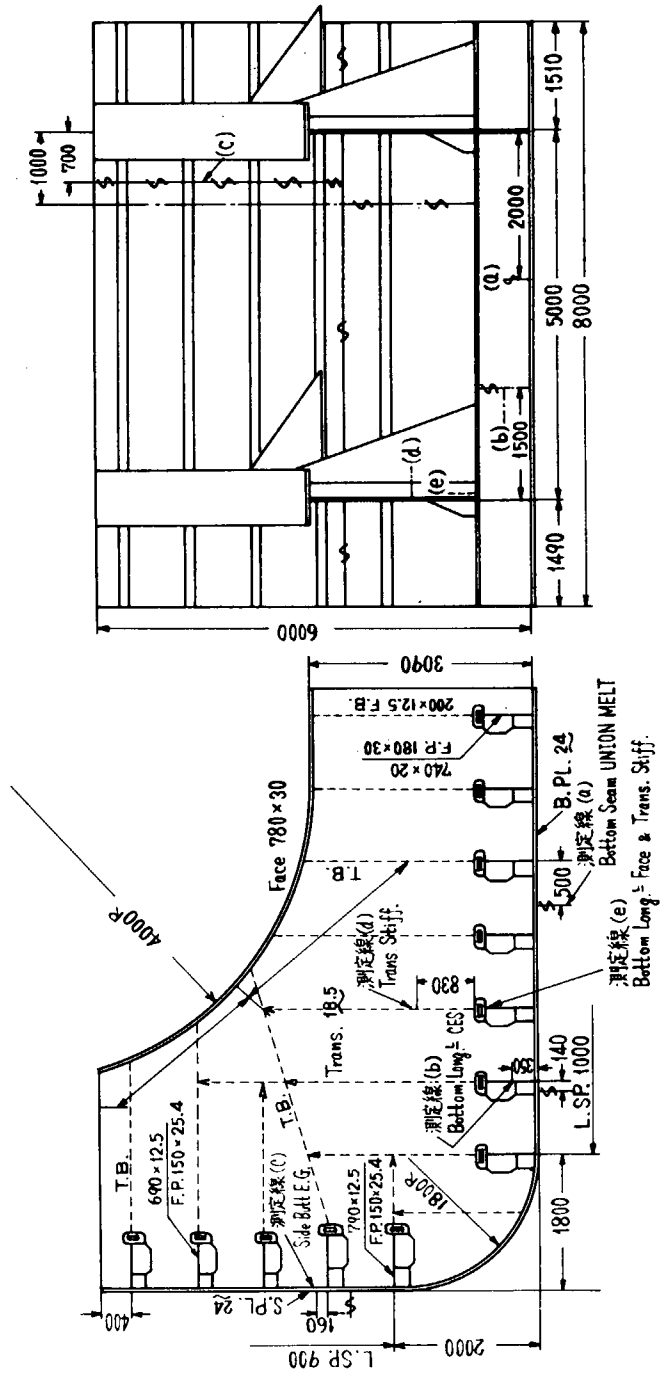
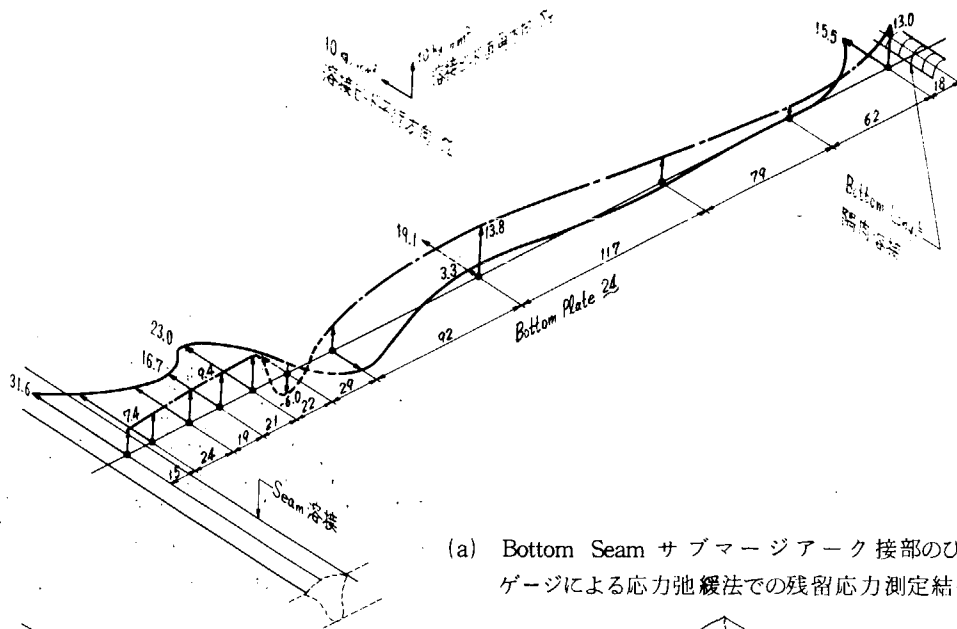
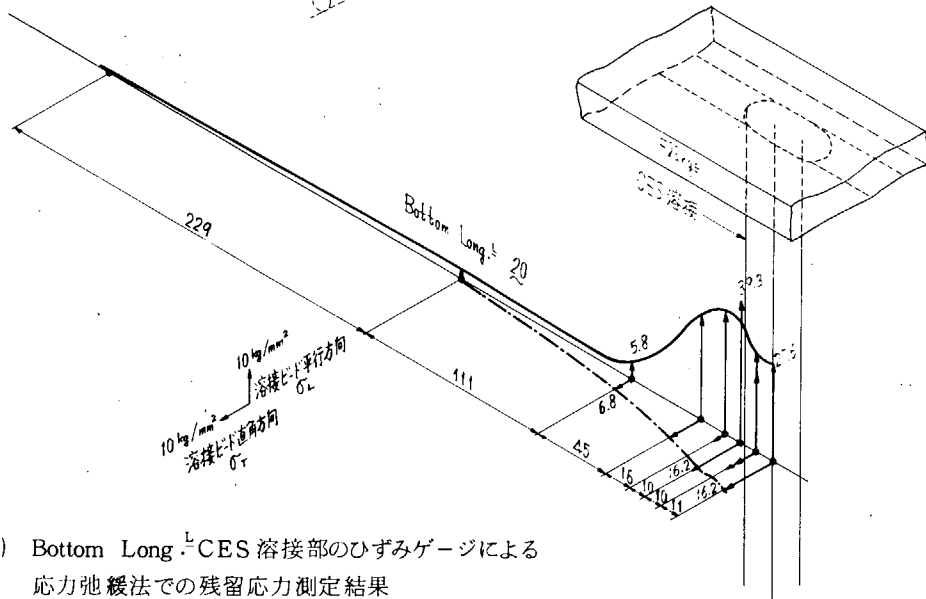


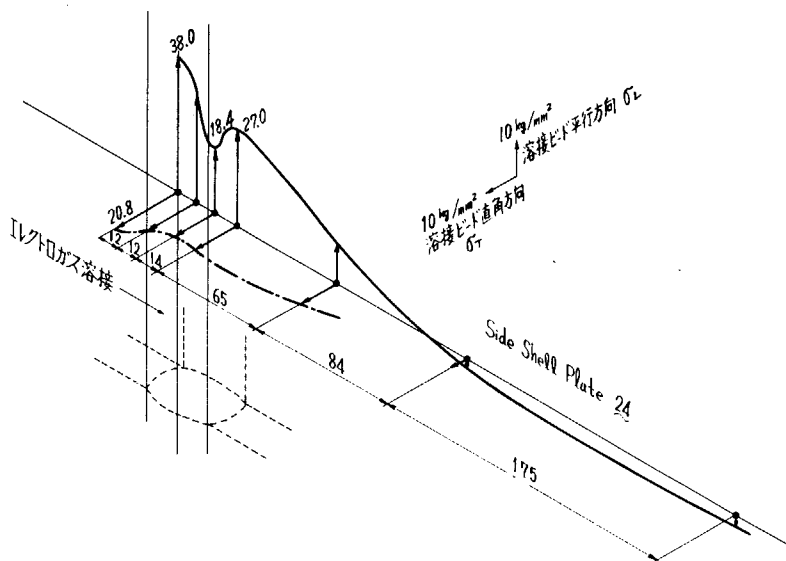
図4 残留応力計測を行った26万D.W.T.タンカービルジ部実寸モデルブロック



(a) Bottom Seam サブマージーク接部のひずみゲージによる応力弛緩法での残留応力測定結果



(b) Bottom Long^L CES 溶接部のひずみゲージによる応力弛緩法での残留応力測定結果



(c) Side Butt エレクトロガス溶接部のひずみゲージによる応力弛緩法での残留応力測定結果

図5 26万D.W.T.タンカービルジ部の実寸モデルブロックにおける残留応力分布

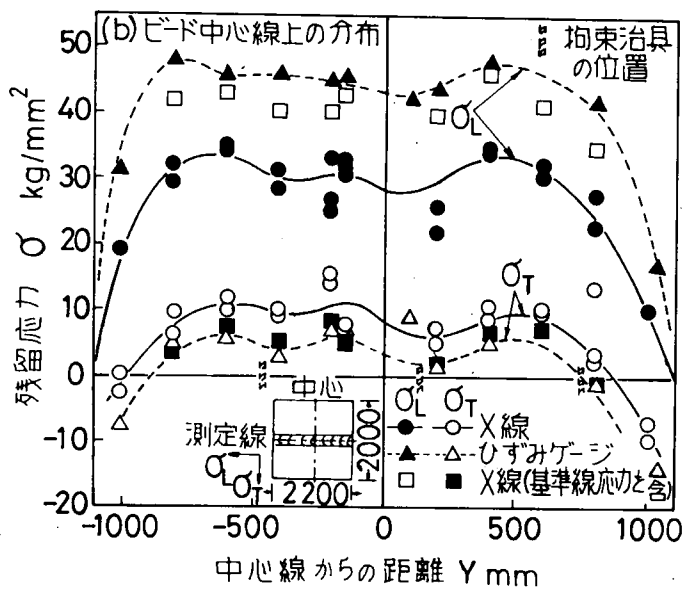
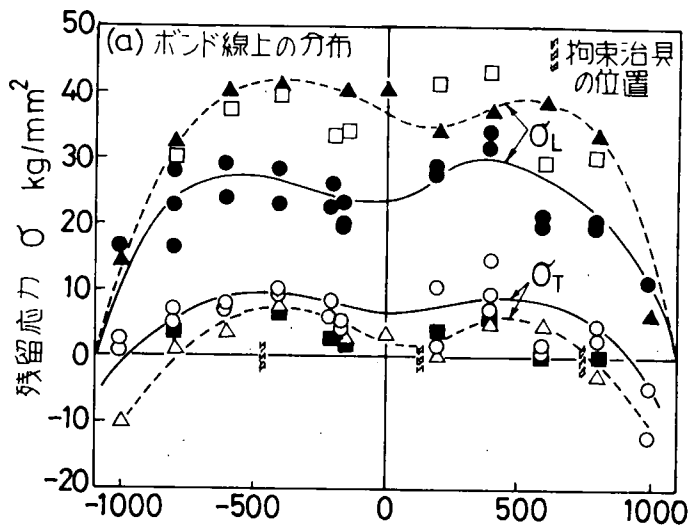


図6 X線応力測定法および応力弛緩法(ひずみゲージ)による新HT50鋼エレクトロガス溶接継手の残留応力分布

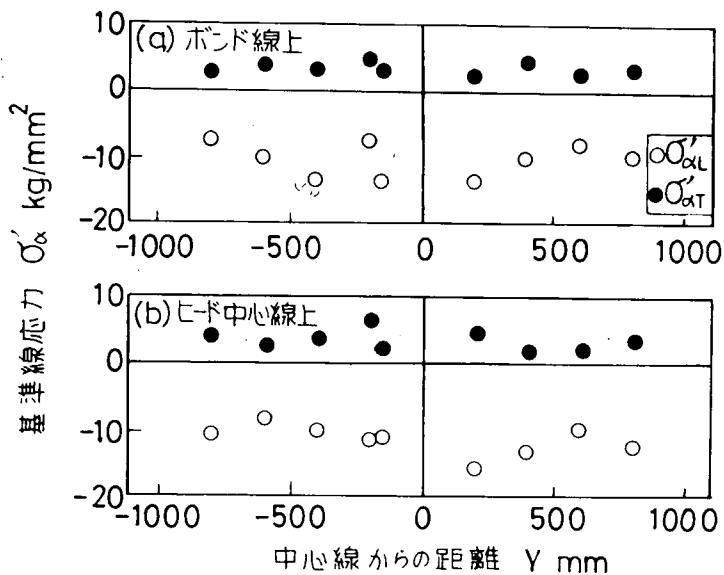


図8 新HT50鋼エレクトロガス溶接継手の基準線応力

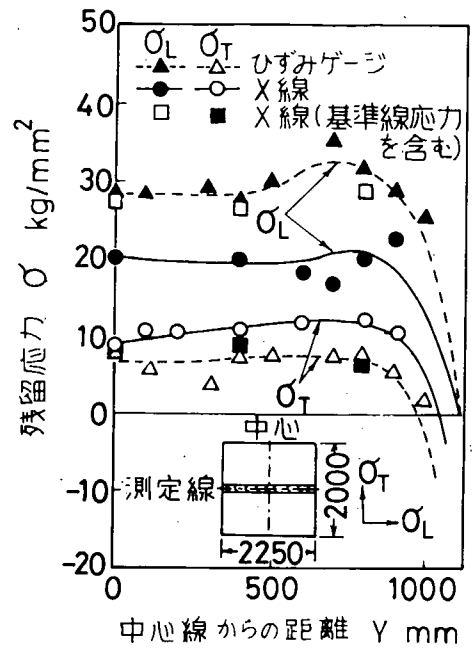


図7 X線応力測定法および応力弛緩法(ひずみゲージ)によるKAS鋼VASCON-II法溶接継手ボンド線上の残留応力分布

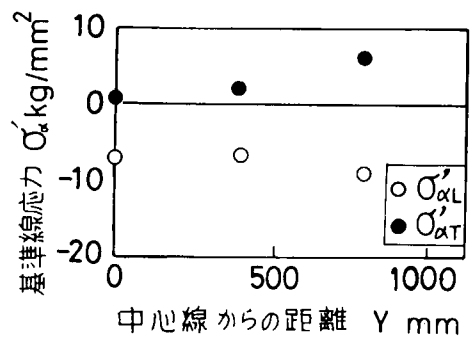


図9 VASCON-II法溶接継手ボンド線上の基準線応力

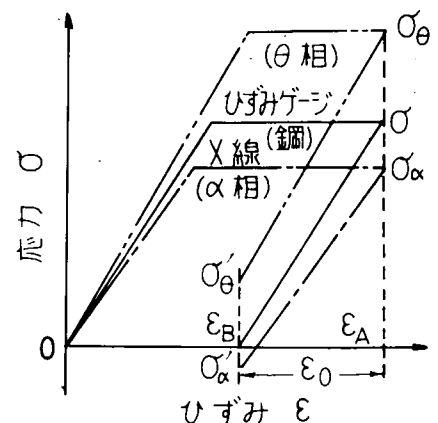


図10 基準線応力の発生機構⁶⁾

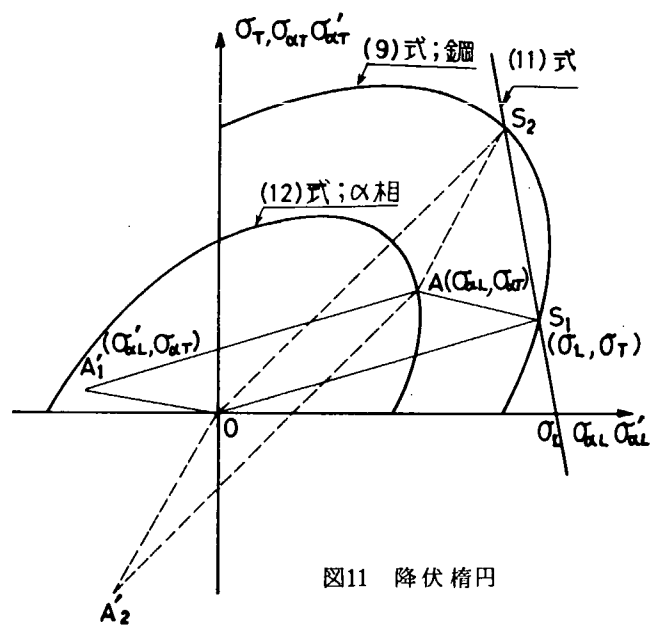


图11 降伏椭圆

付録 2 大入熱溶接使用実績調査結果

1. まえがき

昭和49年度の第147研究部会活動の一環として、大入熱溶接の使用実績について、日本の代表的な造船所35工場に対しアンケートによる調査を行なった。¹⁾

本調査で取り上げた大入熱溶接は、1.エレクトロスラグ溶接、2.エレクトロガス溶接、3.消耗ノズル式エレクトロスラグ溶接、4.片面自動溶接(3電極以上)の4溶接法で、各造船所でそれらの溶接法が適用されたすべての船について、適用範囲、鋼種、板厚範囲、入熱量、継手長さなどについての資料を集めた。アンケートに対する回答は対象35工場中33工場から集まった。

2. 造船所の分類

調査対象とした造船所を、造船界の慣行に従い、東部(E)、関西(C)、西部(W)の3つの地域別に分け、さらに建造規模別に5万D.W.トン以下の建造規模(I)、10~20万D.W.トン程度の準巨大船建造規模(II)、20万D.W.トン程度以上の巨大船建造規模(III)に分類し、記号および番号をつけた。

3. 使用実績

3.1 大入熱溶接を適用した船舶の隻数

各溶接法別にそれが適用された船舶の隻数を調べた。図1に建造規模群別に調べた結果を示し、図2に全群の合計を示す。

図2の全群の合計、すなわち消耗ノズル式エレクトロスラグ溶接585隻、エレクトロガス溶接535隻、エレクトロスラグ溶接315隻、片面自動溶接211隻に見られるように、非常に多数の船舶に大入熱溶接が適用されたことが明らかとなった。

3.2 大入熱溶接の適用箇所および鋼種

大入熱溶接の適用状況を造船所別に使用開始時期、適用箇所および適用鋼種について調査したところ、表1~表3のようになった。表中の記号の内訳は次のとおりである。

● 箇所別記号 ([] 内に適用箇所を示した)

SS	: 船側外板	BS	: 船底外板
LB	: 縦通隔壁	TB	: 横置隔壁
DL	: デッキロンジ	BL	: ボトムロンジ
UD	: 上甲板		

● 鋼種別記号

A, B, D	: A, B, D級軟鋼
5A, 5D	: 50キロA, D級高張力鋼

注 : 外国船級協会規格を含む統一記号として表わした。

50キロ級高張力鋼は降伏点36キロ級鋼を含まない。

これらの表から次のことが言えよう。

1) エレクトロスラグ溶接

エレクトロスラグ溶接はII群およびIII群に属する造船所で使用されており、適用箇所は船側外板に限られ、適用鋼種は1工場を除きA級鋼のみである。

2) エレクトロガス溶接

一般に船側外板および隔壁に適用されている。船側外板では、高張力鋼への適用は認められず、軟鋼（A, B, C, D）への適用が認められる。

隔壁では、縦通隔壁で、高張力鋼（5 A）への適用が認められる。

3) 消耗ノズル式エレクトロスラグ溶接

一般にデッキロンジおよびボトムロンジに適用されている。一部では縦通隔壁、クロスタイ、エンジンガーダー、センターガーダーにも適用されている。

鋼種は軟鋼(A)の外、高張力鋼（5 A, 5 D）にも適用されている。

4) 片面自動溶接（3電極以上）

IおよびII群に属する造船所では主として上甲板、船側外板および船底外板の平板ブロックに適用されており、III群ではこの外縦通隔壁、横置隔壁にも適用されている。なお、一部では二重底頂板にも適用されている。

鋼種は軟鋼（A, B, D）の外、高張力鋼（5 A, 5 D）にも適用されている。

3.3 溶接長

溶接長については、アンケートでは、回答のなかったもの、突合せ溶接長とすみ肉溶接長との合計長を記載してあるもの等があり、全体的にまとめることが出来なかったため、III群に属する造船所の数例を表4に示す。これで見ると突合せ溶接の全長に対する各溶接長の割合は概ね次のようである。

1) エレクトロスラグ溶接	0.8%以下（船側外板のバットに使用）
	1.2%（船側外板のシームに使用）
2) エレクトロガス溶接	1%以下（船側外板にのみ使用）
	3%以下（船側外板と隔壁に使用）
3) 消耗ノズル式エレクトロスラグ溶接	1%以下
4) 片面自動溶接	6%～21%

3.4 入熱量

溶接法別の入熱量を図3および図4に示す。またそれぞれの入熱量の分布を領域として表わし、同一図上に示すと図5のようになった。

片面自動溶接を除き、エレクトロスラグ溶接、エレクトロガス溶接、消耗ノズル式エレクトロスラグ溶接ではばらつきが大きいことがわかった。主な原因は造船所によって開先形状が異なるためである。

4. まとめ

この調査により数百隻の多数の大型船に大入熱溶接が適用されていることが分った。

適用箇所は船体平行部の上甲板、船側外板、船底外板、縦横隔壁、ロンジ材等の各継手にわたっており、これらのほとんどが船体の主要継手と云いうる。

適用された鋼種は軟鋼（A, B, D）、高張力鋼（5 A, 5 D）にわたっているが、上甲板、船側外板の高張力鋼部の現場継手では、一部の例外を除いてエレクトロスラグ溶接あるいはエレクトロガス溶接などの大入熱溶接は行なわれていない。

船底外板では高張力鋼（5 A, 5 D）のシーム溶接に対し、片面自動溶接（3電極以上）による大入熱溶接がかなり行なわれている。

また、デッキおよびボトムロンジ材あるいは縦通隔壁では、高張力鋼（5 A）の現場継手に対し、消耗ノズル式エレクトロスラグ溶接による大入熱溶接がかなり行なわれている。

これらの船舶に生じる引張応力は、上甲板およびデッキロンジのバット継手で、高張力鋼部では9～19kg/mm²、軟

鋼部では7~15kg/mm²，また船底外板のシーム継手では7~10kg/mm²位とされている。したがって，これらの船舶は，このような応力下で異常なく就航していると云う実績を示している。

参 考 文 献

- 1) 日本造船研究協会第147研究部会，“船体用高張力鋼板大入熱溶接継手の脆性破壊強度評価に関する研究”，日本造船研究協会研究資料No.229，昭和50年3月

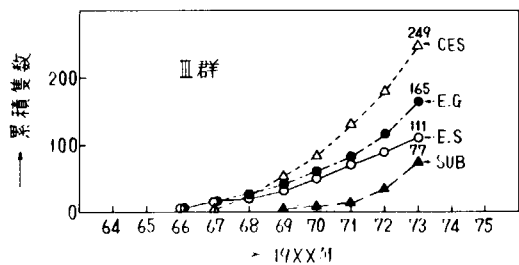
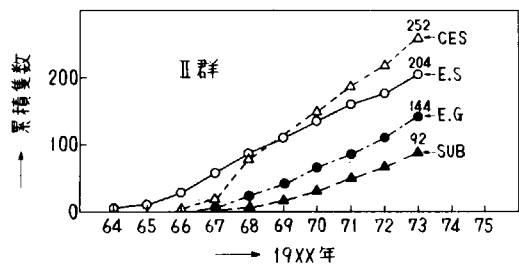
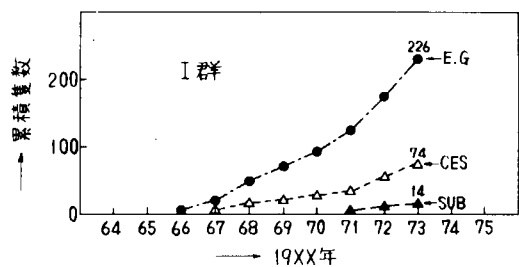


図1 大入熱溶接の使用実績

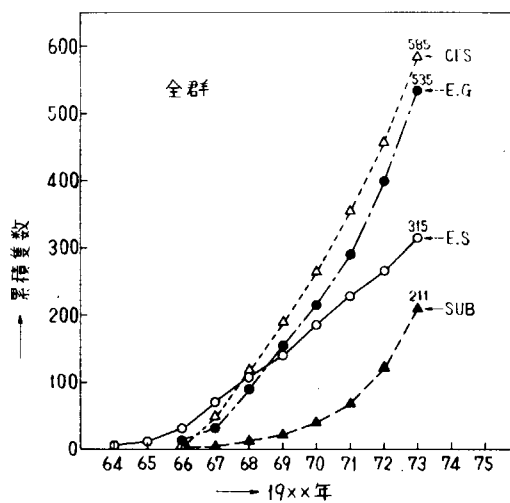


図2 大入熱溶接の使用実績

表1 大気熱溶接適用箇所および適用鋼種

グループ	記号	エレクトロslag溶接				エレクトロガス溶接				消耗ガス式エレクトロslag溶接 (CES溶接)				片面自動溶接 (3電極以上)																			
		64	65	66	67	68	69	70	71	72	73	74	66	67	68	69	70	71	72	73	74	66	67	68	69	70	71	72	73	74			
I	E ₁																				(DL, BL)A, D										ABD		
	E ₃																				(SS)A												
	E ₉																				(SS)A, D, E										(DL)A		
	E ₁₀																														(DL)B		
	C ₄																				(SS)A, B, D										(DL)A	(DL)AB	[UD, SS, BS]A, B, D
	C ₅																				(SS)A												
	C ₆																				(TB)A												
	C ₇																				(SS)A												
	C ₈																				(SS)A												
	C ₁₁																				(SS)A, B										(DL)A, B, D, 5A, 5D		
	W ₃																				(SS)A, B, D												
	W ₅																														(BL)A		
	W ₈																				(SS)A										(DL)A		
	W ₉																				(SS)A												

表2 大気熱溶接適用箇所および適用鋼種

グループ	記号	エレクトロslag溶接				エレクトロガス溶接				消耗ガス式エレクトロslag溶接 (CES溶接)				片面自動溶接 (3電極以上)																		
		64	65	66	67	68	69	70	71	72	73	74	66	67	68	69	70	71	72	73	74	66	67	68	69	70	71	72	73	74		
II	E ₄																															
	E ₅																			(SS)A										(DL, BL)A, 5A	[UD, BS]A, 5D	
	E ₇																			(SS)A										(DL)A, 5A, 5D		
	C ₁₀																			(SS)A										(DL, BL)A, 5A		
	C ₁₂																			(SS)A										(SS, LB)A	(DL, BL)A, B, 5A, 5D	[SS]A, (BS)D
	W ₁																			(SS)A										(DL)A, B, 5A	(BS)D	
	W ₄																			(SS)A										(LB)A	(DL, BL)A, 5A	[UD]D, 5D [SS]A
	W ₆																			(SS)A										(DL, BL)A, 5A	中 止	[UD, BS]D

表3 大入熱溶接適用箇所および適用鋼種

グループ記号	エレクトロスラグ溶接							エレクトロガス溶接							消耗ノズル式エレクトロスラグ溶接 (CES溶接)							片面自動溶接 (3電極以上)																					
	64	65	66	67	68	69	70	71	72	73	74	66	67	68	69	70	71	72	73	74	66	67	68	69	70	71	72	73	74	66	67	68	69	70	71	72	73	74					
III	E ₂																																										
	E ₆																																										
	E ₈																																										
	C ₂																																										
	C ₃																																										
	C ₄																																										
	W ₂																																										
	W ₇																																										
	W ₁₀																																										
	W ₁₂																																										
	W ₁₃																																										

表4 大入熱溶接の溶接長の例

	D.W. 10 ³ Ton	突き合せ溶接 の全長 (m)	エレクトロスラグ溶接		エレクトロガス溶接		CES溶接		片面自動溶接		船種
			溶接長(m)	(%)	溶接長(m)	(%)	溶接長(m)	(%)	溶接長(m)	(%)	
E ₂	280	74,532	910	1.2	640	0.8	377	0.5	—	—	T
E ₈	170	65,800	—	—	280	0.4	310	0.5	4,000	6.1	O/C/O
	270	69,000	—	—	330	0.5	649	0.9	4,900	7.1	T
C ₃	105	26,400	207	0.8	—	—	—	—	5,454	20.7	O/O
	210	44,800	312	0.7	—	—	306	0.7	8,792	19.6	O/O
	150	41,100	191	0.5	—	—	127	0.3	7,687	18.7	O/O
	256	44,400	329	0.7	—	—	562	1.3	8,989	20.2	T
	270	48,400	274	0.6	—	—	344	0.7	9,912	20.5	O/O
W ₂	244	101,852	246	0.2	—	—	514	0.5	11,022	10.8	O
	232	80,896	158	0.2	—	—	718	0.9	10,540	13.0	T
W ₁₀	70	18,330	—	—	240	1.3	180	1.0	—	—	O
	175	49,470	—	—	320	0.6	180	0.4	—	—	T
	212	50,102	—	—	960	1.9	—	—	—	—	T
	205	51,585	—	—	1,480	2.9	600	1.2	10,860	21.1	T
	276	60,129	—	—	1,540	2.6	600	1.0	10,860	18.0	T
W ₁₂	237	81,700	—	—	195	0.2	312	0.4	10,120	12.4	T
	261	86,000	—	—	205	0.2	329	0.4	10,650	12.4	T

注) 1. %は突き合せ溶接の全長に対する各溶接長の割合を示す。

2. 船種欄のO/C/Oはore-coal-oilを、O/Oはore-oilを、Tはtankerを示す。

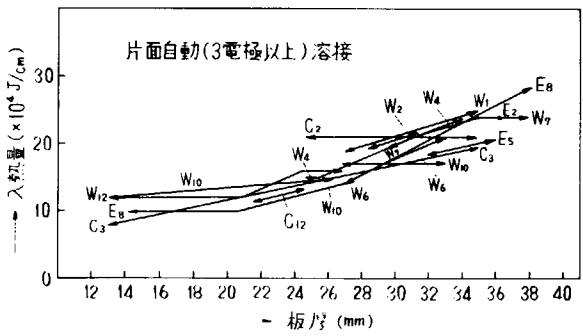
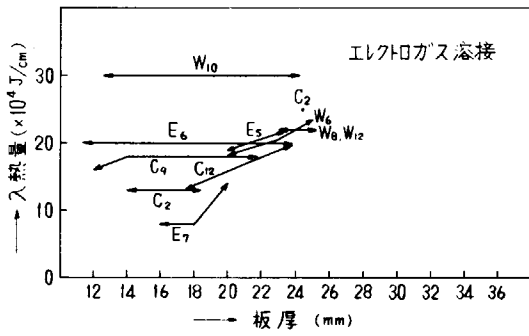
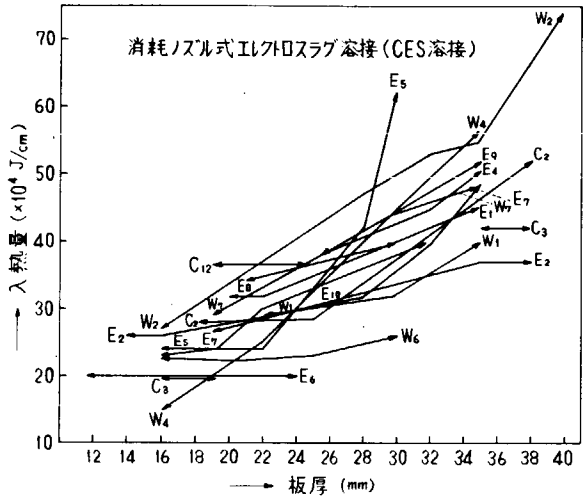
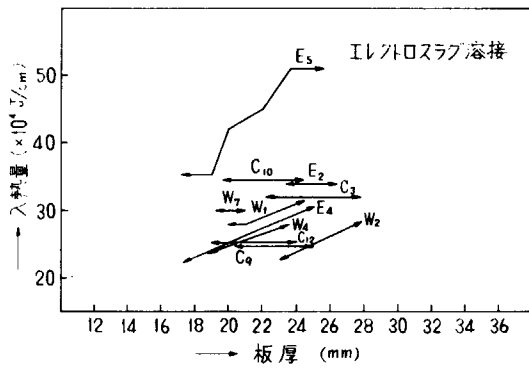


図3 入熱量

図4 入熱量

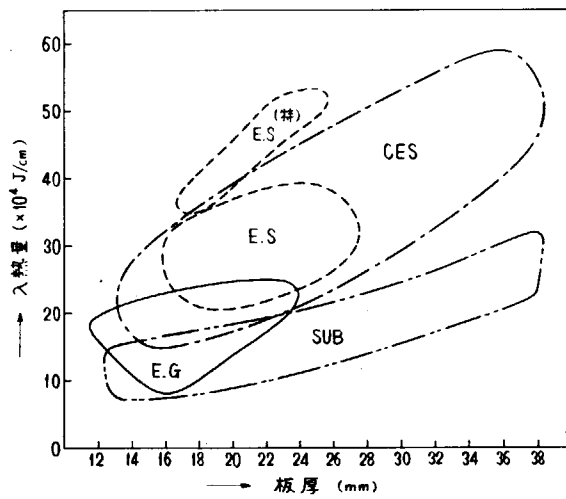


図5 入熱量

付録3 大入熱溶接継手部の各種破壊靱性試験結果の集約

1. まえがき

本研究部会の共同研究は、50キロ級高張力鋼板を中心とした船殻材の、高能率大入熱溶接継手についての破壊靱性を把握し、脆性破壊による重大損傷防止の基礎資料を得ることを目的として、昭和48年4月から昭和51年3月までの3ケ年にわたり実施された。

共同研究内容としては、本研究部会発足の契機となった、エレクトロガス溶接継手、エレクトロスラグ溶接継手などの高能率大入熱溶接継手ボンド部に沿った脆性亀裂伝播現象の再現、あるいはその機構解明、評価法確立などに重点が置かれ、幅2m程度の大形試験片による脆性亀裂伝播試験が実施されたことは、特に注目されるべきことである。

3ケ年にわたって実施された研究成果の内、主に各種供試溶接継手の破壊靱性に関する試験結果^{1), 2), 3)}を集約したものである。なお、本研究部会と並行して、昭和49年4月から3ケ年間実施された第153研究部会共同研究の、大入熱溶接継手の破壊靱性に関する試験結果^{4), 5)}も、一緒に集約されている。

実施された全試験内容を表1に一覧する。

2. 供試材

集約された全試験、すなわち第147研究部会3ケ年間^{1), 2), 3)}と第153研究部会2ケ年間(昭和49年度⁴⁾および昭和50年度⁵⁾)に供試された供試材の化学成分ならびに機械的性質を表2に示す。

さらに、供試された全溶接継手の溶接条件を表3および表4に示す。これらの表から明らかになごとく、一般船体用軟鋼板に対しては13種類の、また船体用50キロ級高張力鋼板に対しては11種類の溶接条件が適用されている。

3. 供試材の靱性に関する基礎データの把握

3.1 丸棒引張試験結果

各供試鋼板(母材)の圧延方向、板厚中心部から採取された丸棒引張試験片、あるいは各供試溶接継手の全溶接金属丸棒引張試験片による引張試験結果(試験温度:室温~ -196°C における、降伏応力、引張り強さ、伸びおよび絞りなど)を図1~図10に示す。

3.2 Vノッチシャルピー試験結果

各供試鋼板(母材)および各供試溶接継手の、板厚中央より採取された標準Vノッチシャルピー試験片(図11参照)による衝撃試験結果(吸収エネルギー~温度遷移曲線および脆性破面率~温度遷移曲線)を図12~図34に示す。なお、溶接継手の試験片は、溶接金属中央部、ボンド部およびボンドから2mm、4mm、8mmの熱影響部各位置の板厚断面にノッチ加工され、供試された。

試験結果の各種遷移温度(vTr_{15} , vTr_{35} , vTr_E , vTr_s)およびシェルフエネルギー値を、表5~表8に示す。また、各遷移曲線から推定された溶接継手部の50%脆性破面率遷移温度 vTr_s と、それらの vTr_s の母材 vTr_s からの変化量などを、図35および図36に示す。

3.3 硬度分布調査結果

各供試溶接継手部の板厚中央と表裏より2mmの位置の、ピッカース硬さ(荷重10kg)分布測定結果を、表9および表10に示す。なお、同表中には、熱影響部の幅も記されている。

3.4 小形COD曲げ試験結果

各供試鋼板(母材)および各供試溶接継手の溶接金属とボンド部に対する靱性の基礎データを得るため、小形試

験片による3点曲げ試験が実施され、限界COD値 (δ_c) が求められた。

供試された試験片の形状・寸法を図37に示す。試験結果の δ_c 値と温度との関係を図38～図59に示す。なお、実測COD値 (V_c) から δ_c 値への変換などに関しては、各年次報告書^{1)~5)}を参照されたい。

各試験結果の δ_c ～温度曲線から、ある特定の δ_c 値 ($\delta_c = 0.35$ mmおよび 0.04 mm) に対する温度を求め、表11および表12に示す。

4. 脆性破壊発生に関する研究

4.1 中央切欠（板厚貫通）大形引張試験結果

各供試鋼板（母材）および各供試溶接継手の溶接金属とボンド部に対する脆性破壊発生特性を把握するため、中央切欠き付きの大形引張試験片を用いて、低温引張破壊試験が実施された。

供試された試験片の形状・寸法を図60に示す。試験結果の破壊応力と温度との関係を図61～図82に、破壊靱性値 (Kc) と温度との関係を図83～図104に示す。なお、 Kc 値の算出等に関しては、各年次報告書^{1)~5)}を参照されたい。

各試験結果から、ある特定の Kc 値 ($Kc = 146$ kg \sqrt{mm}/mm^2 および 179 kg \sqrt{mm}/mm^2) に対応する脆性破壊発生温度を推定し、表13および表14に示す。すなわち、脆性破壊発生温度 $\sigma_{=13} [Ti]_{C=40}$ とは、使用応力 $\sigma = 13$ kg \sqrt{mm}/mm^2 （一般船体用軟鋼板の室温降伏応力の $1/2$ の値）、許容限界亀裂長さ $2C = 80$ mm（すなわち $C = 40$ mm）、すなわち $Kc = 146$ kg \sqrt{mm}/mm^2 に対する脆性破壊発生限界温度を意味している。同様に、 $\sigma_{=16} [Ti]_{C=40}$ とは、 $\sigma = 16$ kg \sqrt{mm}/mm^2 （船体用50キロ級高張力鋼板の室温降伏応力の $1/2$ の値）、 $2C = 80$ mm、すなわち $Kc = 179$ kg \sqrt{mm}/mm^2 に対する脆性破壊発生限界温度を意味している。

また、各試験結果から推定された、溶接継手部の脆性破壊発生温度 $\sigma_{=13} [Ti]_{C=40}$ あるいは $\sigma_{=16} [Ti]_{C=40}$ と、それらの母材での発生温度からの変化量などを、図105に示す。

5. 脆性破壊伝播に関する研究

5.1 大形伝播試験結果

幅 1.5 m～ 2.0 mの大形伝播試験片（図106参照）により、各供試鋼板（母材）の脆性亀裂伝播停止特性が求められた。試験結果を表15および図107に示す。また、各試験片の試験条件、すなわち温度分布などを図108～図115に示す。脆性亀裂伝播停止に関する破壊靱性値（脆性破壊伝播抵抗値）(Kc)の算出等に関しては、各年次報告書^{1) 2), 3), 5)}を参照されたい。

また、幅 1.3 m～ 2.0 mの大形伝播試験片（図106参照）により、各供試溶接継手ボンド部に沿う脆性亀裂の伝播現象（伝播径路）が把握された。試験結果を表16～表19および図116～図134に示す。これらの結果から明らかごとく、エレクトロガス溶接継手、エレクトロスラグ溶接継手等の高能率大入熱溶接継手では、万一継手部から脆性亀裂が発生するか、あるいは伝播中の脆性亀裂が継手に入り込んで来た場合、脆性亀裂は継手に沿って直進伝播する現象が起り得る。なお、試験法あるいは試験条件の詳細などについては、各年次報告書^{1), 2), 3), 5)}を参照されたい。

6. まとめ

昭和48年4月から昭和51年3月までの3ヶ年にわたって実施された研究成果^{1), 2), 3)}および第153研究部会の昭和49年度と昭和50年度の研究成果^{4), 5)}に対して、各種供試溶接継手の破壊靱性に関する試験結果を集約した。

今後、溶接継手部の破壊靱性に関する諸検討に、有効に活用されるであろう。なお、詳細情報および上記集約外の研究成果については、各年次報告書^{1)~5)}を参照されたい。

また、以上の試験結果集約は、総合報告書とりまとめに供すべく実施されたものであることを追記しておく。

参 考 文 献

- 1) 日本造船研究協会第147研究部会, “船体用高張力鋼板大入熱溶接継手の脆性破壊強度評価に関する研究”, 日本造船研究協会研究資料No.208, 昭和49年3月
- 2) 日本造船研究協会第147研究部会, “船体用高張力鋼板大入熱溶接継手の脆性破壊強度評価に関する研究”, 日本造船研究協会研究資料No.229, 昭和50年3月
- 3) 日本造船研究協会第147研究部会, “船体用高張力鋼板大入熱溶接継手の脆性破壊強度評価に関する研究”, 日本造船研究協会研究資料No.244, 昭和51年3月
- 4) 日本造船研究協会第153研究部会, “巨大タンカー用厚鋼板大入熱溶接継手の脆性破壊強度および疲労強度に関する研究”, 日本造船研究協会研究資料No.234, 昭和50年3月
- 5) 日本造船研究協会第153研究部会, “巨大タンカー用厚鋼板大入熱溶接継手の脆性破壊強度および疲労強度に関する研究”, 日本造船研究協会研究資料No.249, 昭和51年3月

表2 供試材の化学成分ならびに機械的性質

符号	鋼種	熱処理	板厚 (mm)	化学成分(%)						機械的性質			備考
				C	Si	Mn	P	S	Ti	降伏点 σ_y (kg/mm ²)	引張り強さ σ_b (kg/mm ²)	伸び El. (%)	
1	KAS	As Rolled	25.4	0.21	0.04	0.77	0.022	0.021	—	26~27	45~46	27~30	SR147 昭和48年度報告
2	KAS	As Rolled	25.4	0.17	0.04	1.00	0.014	0.015	—	25~26	44	27~31	SR147 昭和49年度報告
3	KAS	As Rolled	25.4	0.17	0.03	1.02	0.020	0.015	—	27	44	30	SR147 昭和50年度報告
4	KDK	As Rolled	25.4	0.14	0.23	0.71	0.014	0.012	—	30~33	43	32~35	SR147 昭和49年度報告
5	KDK	As Rolled	35.0	0.12	0.25	1.03	0.012	0.007	—	32	47	23	SR153 昭和49年度報告
				0.11	0.24	1.01	0.017	0.012	—	30	44	28	
6	KDK	Normalized	35.0	0.12	0.24	0.82	0.018	0.010	—	27~29	44	31~32	SR153 昭和50年度報告
				0.13	0.21	0.79	0.019	0.009	—	28	43	33	
7	KEN	Normalized	40.0	0.12	0.24	1.13	0.017	0.009	—	27~28	43~44	33~38	SR153 昭和50年度報告
8	KD32	Normalized	35.0	0.14	0.36	1.31	0.015	0.007	—	33~35	50~51	32~35	SR153 昭和50年度報告
9	K5D	As Rolled	25.4	0.13	0.29	1.45	0.010	0.006	—	37~39	53	29	SR147 昭和48年度報告
10	K5D	As Rolled	25.4	0.15	0.32	1.39	0.019	0.007	—	35~39	53	23~26	SR147 昭和49年度報告
11	K5D	As Rolled	25.4	0.15	0.32	1.41	0.021	0.006	—	38~39	53	28~29	SR147 昭和49年度報告
12	K5D	Normalized	25.4	0.15	0.36	1.27	0.020	0.015	—	34~35	49~50	28~30	SR147 昭和50年度報告
13	新HT50 (K5D相当)	Normalized	25.4	0.13	0.34	1.48	0.008	0.003	0.010	33~35	50~51	28~32	SR147 昭和50年度報告
				0.11	0.33	1.58	0.012	0.003	0.020	35	51	54	

表3 溶接条件 (一般船体用軟鋼板)

符号	溶接法	溶接棒, 溶接ワイヤ	フラックス	板間距離 (mm)	雰囲気	電流 (A)	電圧 (V)	速度 (cm/min)	入熱量 (kJ/cm)	開洗形状および継手断面	(注)
A	手溶接 (MAW)	表1-31(A), B-14, 4 ⁺ 表4-61(A), B-14, 5 ⁺ 表1-21(A), B-14, 4 ⁺	—	—	—	120 ~180	28 ~32	4 ~10	23.2-57.5 48.7-80.9 30.2-50.1		③
B	3電極片面埋RF (SAW-RF)	L: US43, 4.8 ⁺ T ₁ : US43, 6.4 ⁺ T ₂ : US43, 6.4 ⁺	PFR-47 RF-1	L~T ₁ = 80 T ₁ ~T ₂ = 100	—	1,250 1,150 1,250	30 40 48	60	143.5		②
C	3電極片面埋RF (SAW-RF)	L: US43, 4.8 ⁺ T ₁ : US43, 6.4 ⁺ T ₂ : US43, 6.4 ⁺	PFR-47 RF-1 充換剤 RR-5	L~T ₁ = 80 T ₁ ~T ₂ = 100	—	1,350 950 1,200	30 40 48	33	247.5		⑤
D	3電極片面埋RF (SAW-RF)	L: US43, 4.8 ⁺ T ₁ : US43, 6.4 ⁺ T ₂ : US43, 6.4 ⁺	PFR-47 RF-1 充換剤 RR-5	L~T ₁ = 80 T ₁ ~T ₂ = 100	—	1,400 1,200 1,300	27 40 50	33	274		⑤
E	アルタオシット (VGSAW)	DEL-50 1.2 ⁺	—	—	内側: Ar (20%/min) +CO ₂ (5%/min) 外側: CO ₂ (35%/min)	200 ~220	20 ~22	1.8 ~2.0	120 ~161		②
F	VASCON-II (NGEGW)	YM-28 1.6 ⁺	—	—	Ar + O ₂ (10%) (25ℓ/min)	340 ~460	26 ~36	7.2	108		②
G	イルトロガス (EGW)	HS-42G 3.2 ⁺	—	—	CO ₂ (30ℓ/min)	640 ~670	34 ~36	5 ~7	190 ~240		①
H	イルトロガス (EGW)	HS-42G 2.4 ⁺	—	—	CO ₂ (25ℓ/min)	650	38	8	185.3		③
I	イルトロガス (EGW)	HS-42G 3.2 ⁺	—	—	CO ₂ (35ℓ/min)	650 ~670	39 ~41	6.2 ~6.5	243 ~255		④
J	イルトロガス (EGW)	HS-42G 3.2 ⁺	—	—	CO ₂ (30ℓ/min)	650 ~670	39 ~41	6.2 ~6.5	243 ~255		⑤
K	イルトロスラグ (ESW)	ES-50 2.4 ⁺	MF-38 12×65メッシュ	—	—	450	36 ~38	3.2	315		①
L	イルトロスラグ (ESW)	ES-50 3.2 ⁺	MF-38	—	—	550	42	2.4 ~2.6	533 ~578		④
M	イルトロスラグ (ESW)	ES-50 2.4 ⁺	MF-38	—	—	420	39	2.31 ~2.43	404 ~425		⑤

(注): ① SR147 昭和48年度報告 ④ SR153 昭和49年度報告
 ② SR147 昭和49年度報告 ⑤ SR153 昭和50年度報告
 ③ SR147 昭和50年度報告

表4 溶接条件 (船体用50キロ級高張力鋼板)

符号	溶接法	溶接棒, 溶接ワイヤ	フラックス	極間距離 (mm)	雰囲気	電流 (A)	電圧 (V)	速度 (cm/min)	入熱量 (kJ/cm)	開先形状および継手断面	(注)
N	手溶接 (MAW)	表1匹, LBM-52.4° 表2-5匹, LBM-52.45° 表1-2匹, LBM-52.45°	—	—	—	130 ~180	20 ~27	5 ~15	32.3~46.3 33.4~52.5 26.4~43.2		③
O	3電極面溶接 (SAW-RF)	L: US43, 4.8° T ₁ : US43, 6.4° T ₂ : US43, 6.4°	PFI-53 RF-1	L~T ₁ = 80 T ₁ ~T ₂ = 100	—	1,250 1,050 1,150	30 42 50	70	139.5		②
P	デルタジェット (VGSAW)	DEL-50 1.2°	—	—	内側: Ar (20%/min) +CO ₂ (5%/min) 外側: CO ₂ (35%/min)	200 ~220	20 ~22	1.8 ~2.0	120 ~161		②
Q	VASCON-II (NGSAW)	YM-28 1.6°	—	—	Ar + O ₂ (10%) (25ℓ/min)	340 ~460	27 ~36	6.7	117		②
R	IL外ガス (EGW)	HS-42G 3.2°	—	—	CO ₂ (30ℓ/min)	640 ~660	36 ~38	5.6 ~5.9	245 ~258		⑤
S	IL外ガス (EGW)	HS-42G 3.2°	—	—	CO ₂ (35~40ℓ/min)	640 ~650	39 ~40	10.8 ~11.4	134 ~142		①
T	IL外ガス (EGW)	HS-42G 3.2°	—	—	CO ₂ (40ℓ/min)	640 ~650	39	7.8 ~8.2	183 ~195		②
U	IL外ガス (EGW)	HS-42G 3.2°	—	—	CO ₂ (30ℓ/min)	650	38	7.5 ~10.5	141.1 ~197.6		③
V	IL外ガス (EGW)	HS-42G 3.2°	—	—	CO ₂ (30ℓ/min)	650 ~670	36 ~38	8.0 ~8.5	172.4 ~183.2		③
					CO ₂ (30ℓ/min)	650 ~670	36 ~38	8.5 ~8.8	166.5 ~172.4		
W	IL外吹ラジ (ESW)	DW 55S 2.4°	No.2539	—	—	420	39	2.3	427.3		⑤
X	CES	NES-53	YF-15 SES-15	—	—	430	38	2.3 ~2.5	426 ~392		①

(注): ① SR147 昭和48年度報告
 ② SR147 昭和49年度報告
 ③ SR147 昭和50年度報告
 ④ SR153 昭和49年度報告
 ⑤ SR153 昭和50年度報告

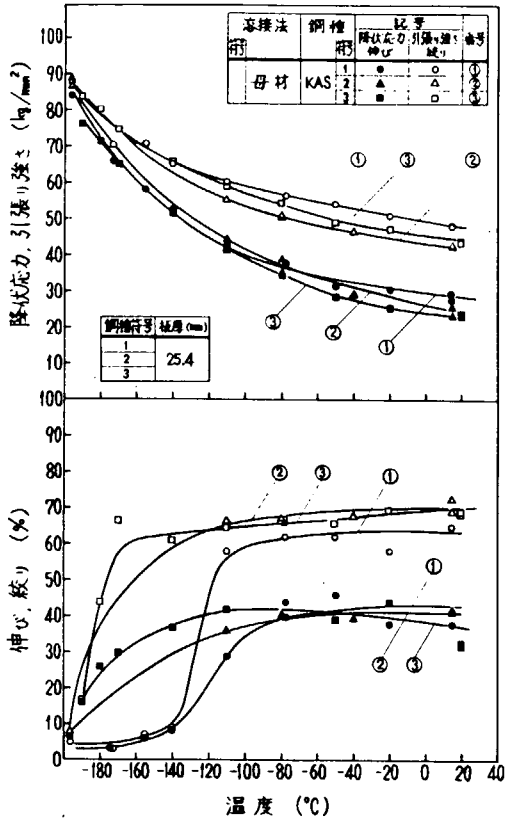


図1 丸棒引張り試験結果
〔母材: 1, 2, 3〕

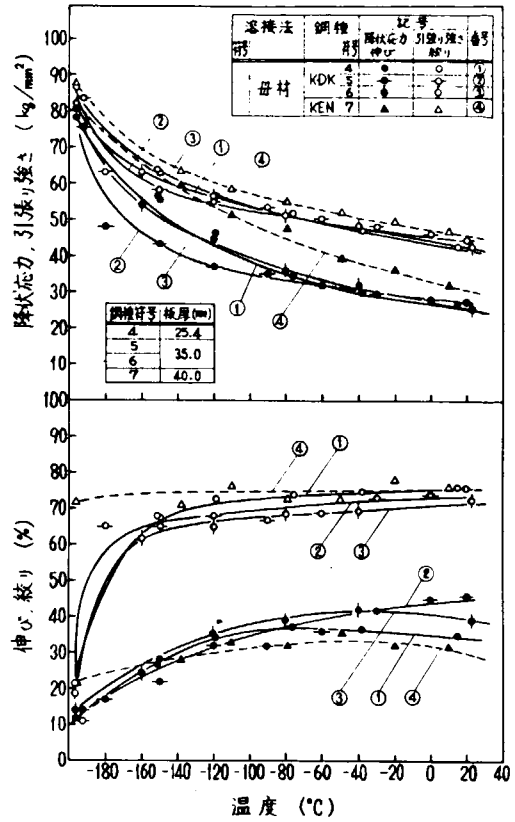


図2 丸棒引張り試験結果
〔母材: 4, 5, 6, 7〕

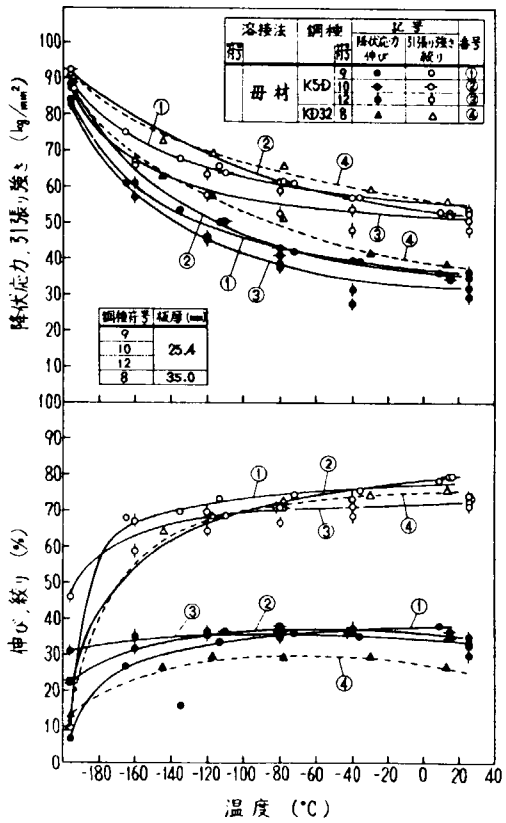


図3 丸棒引張り試験結果
〔母材: 8, 9, 10, 12〕

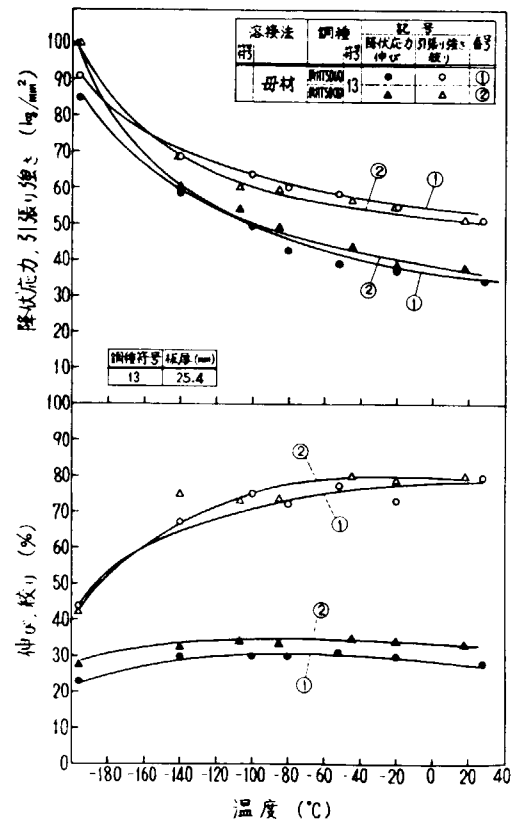


図4 丸棒引張り試験結果
〔母材: 13〕

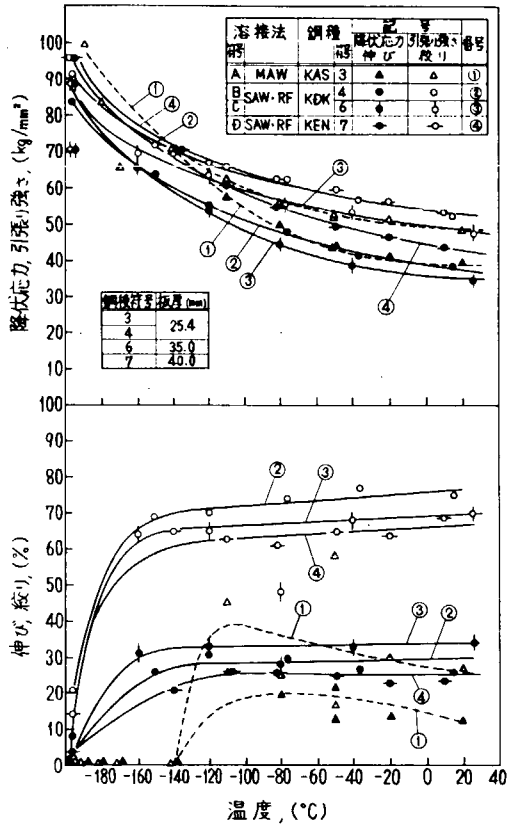


図5 丸棒引張り試験結果
[溶接金属: 3A, 4B, 6C, 7D]

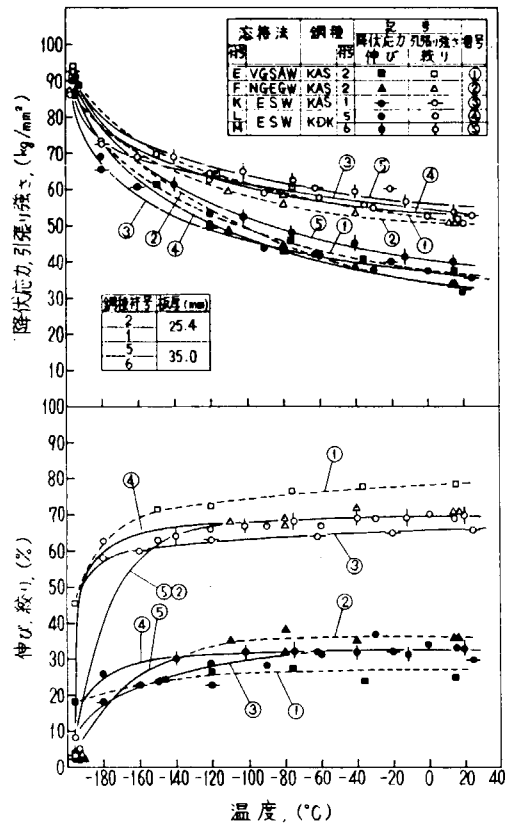


図6 丸棒引張り試験結果
[溶接金属: 1K, 2E, 2F, 5L, 6M]

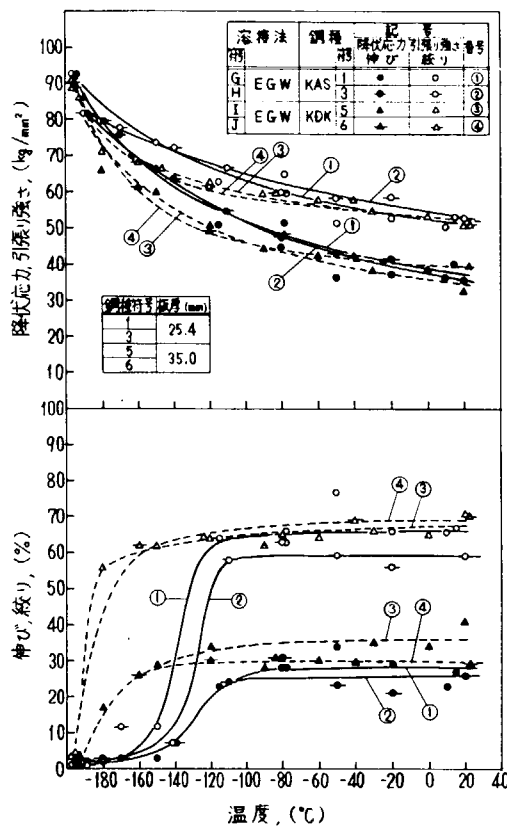


図7 丸棒引張り試験結果
[溶接金属: 1G, 3H, 5I, 6J]

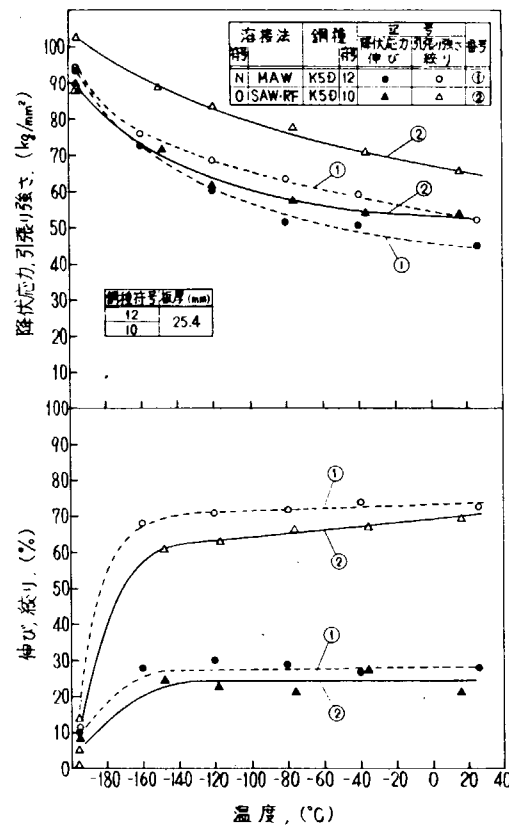


図8 丸棒引張り試験結果
[溶接金属: 10, 12N]

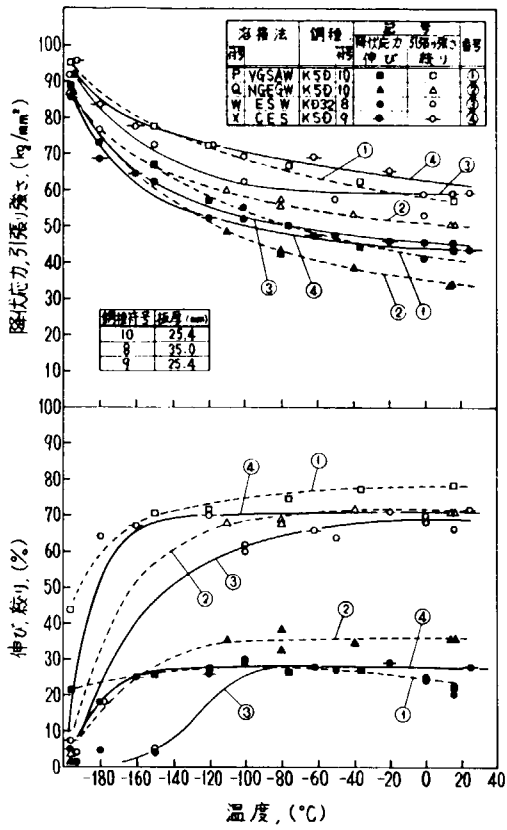


図9 丸棒引張り試験結果
[溶接金属: 8W, 9X, 10P, 10Q]

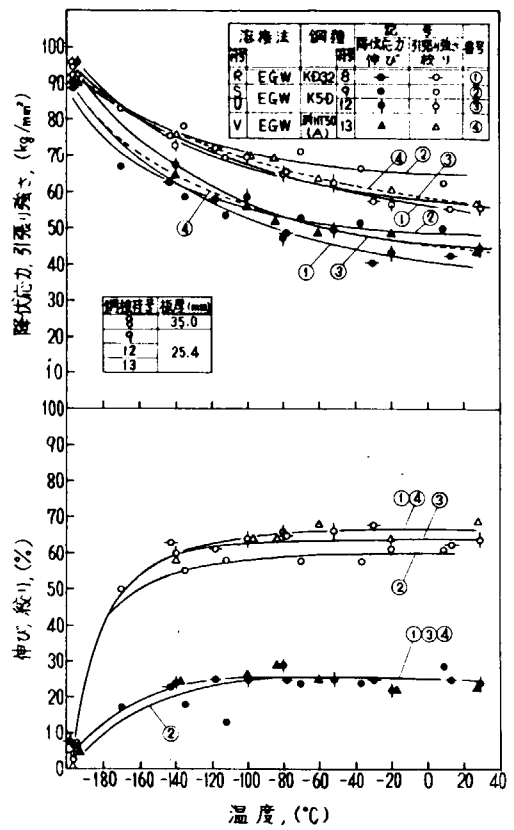
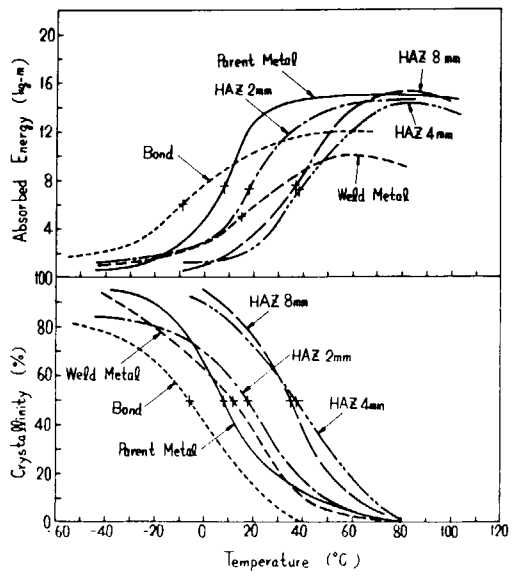
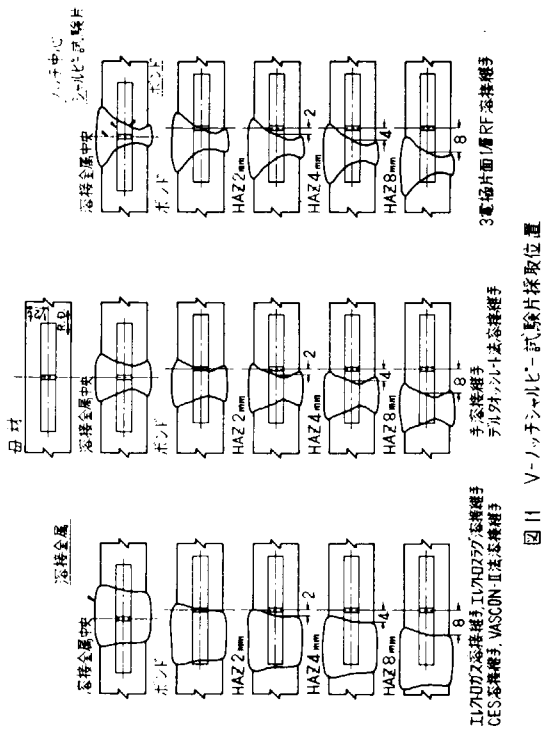


図10 丸棒引張り試験結果
[溶接金属: 8R, 9S, 12U, 13V]



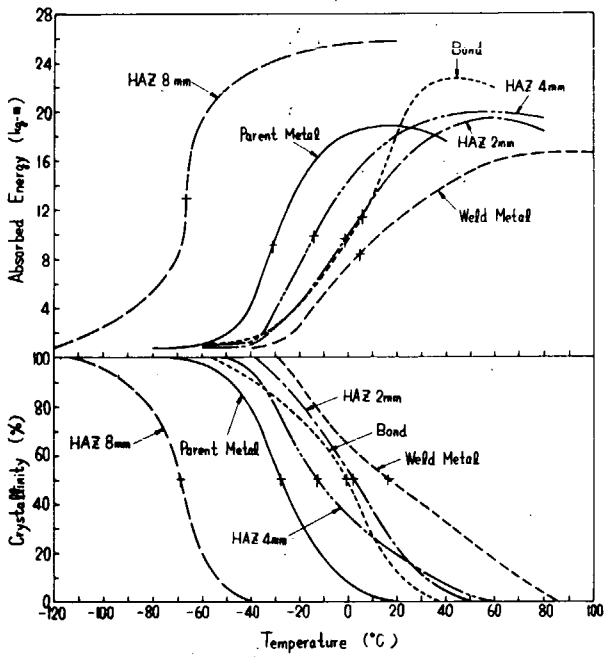


図13 V-ノッチシャルピー試験結果
 (鋼種符号:4(KDK,25.4t),溶接法符号:B(3電極片面1層RF))

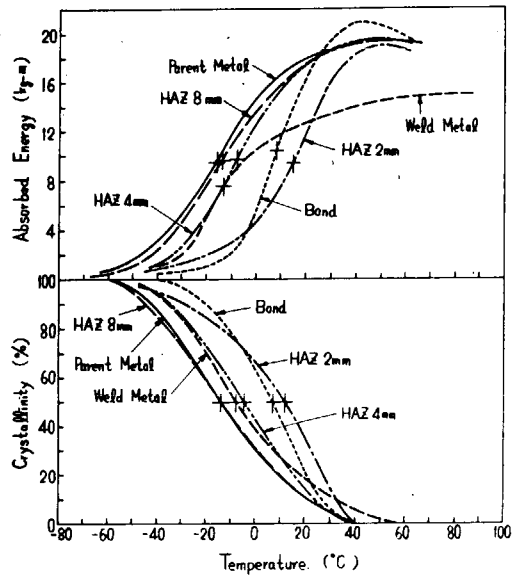


図14 V-ノッチシャルピー試験結果
 (鋼種符号:6(KDK,35.0t),溶接法符号:C(3電極片面1層RF))

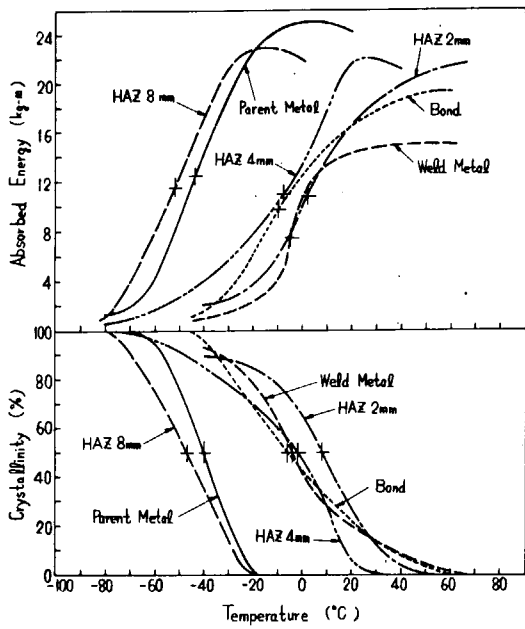


図15 V-ノッチシャルピー試験結果
 (鋼種符号:7(KEN,40.0t),溶接法符号:D(3電極片面1層RF))

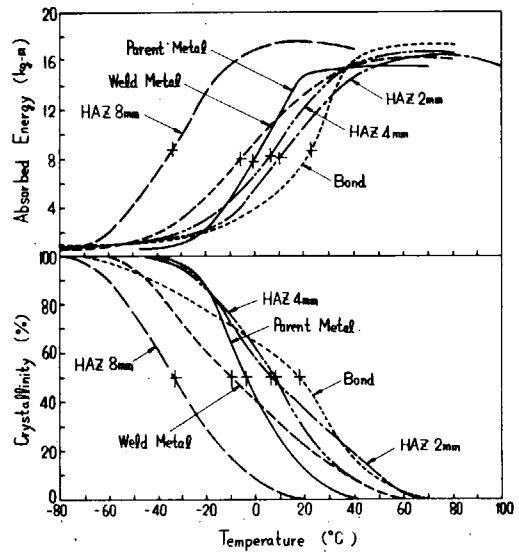


図16 V-ノッチシャルピー試験結果
 (鋼種符号:2(KAS,25.4t),溶接法符号:E(フルクォンシレット))

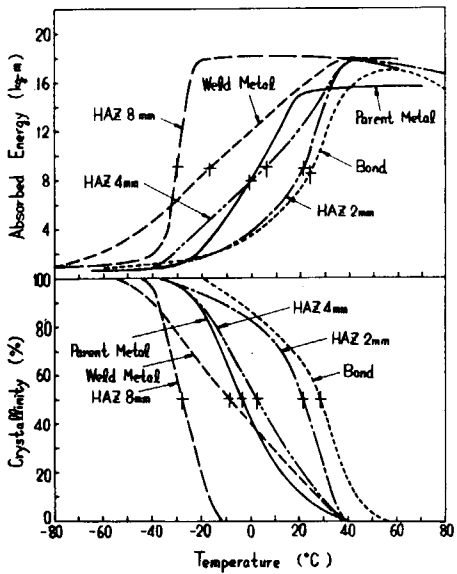


図17 V-ノッチシャルピ-試験結果
 [鋼種符号:2(KAS,25.4t),溶接法符号:F(VASCON-II)]

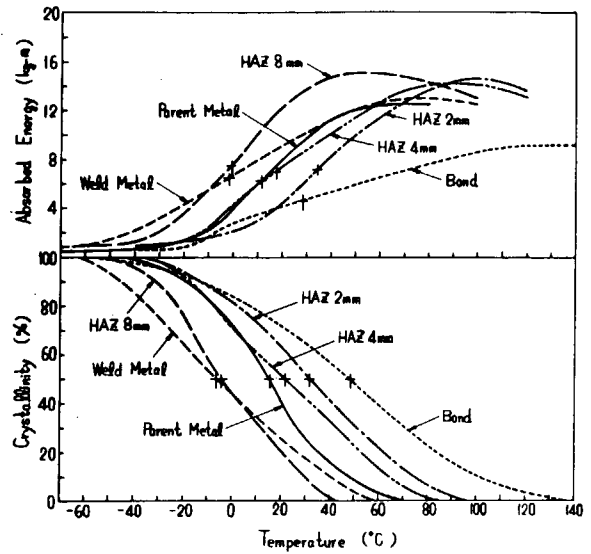


図18 V-ノッチシャルピ-試験結果
 [鋼種符号:1(KAS,25.4),溶接法符号:G(ILFLOGAS)]

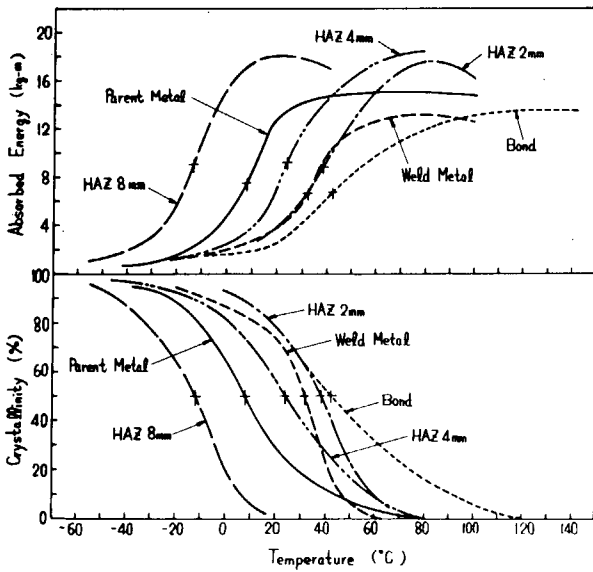


図19 V-ノッチシャルピ-試験結果
 [鋼種符号:3(KAS,25.4t),溶接法符号:H(ILFLOGAS)]

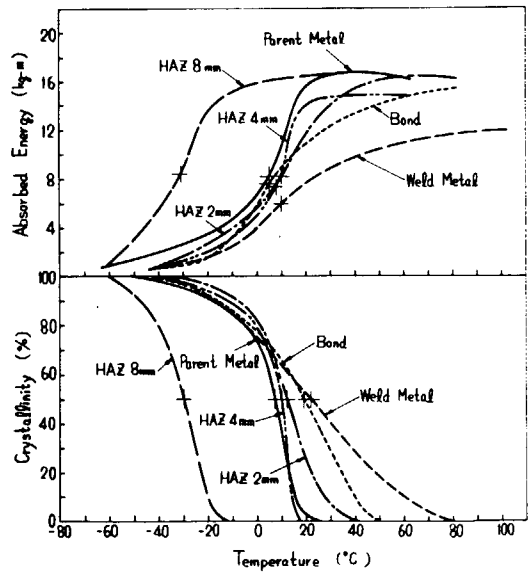


図20 V-ノッチシャルピ-試験結果
 [鋼種符号:5(KDK,35.0t),溶接法符号:I(ILFLOGAS)]

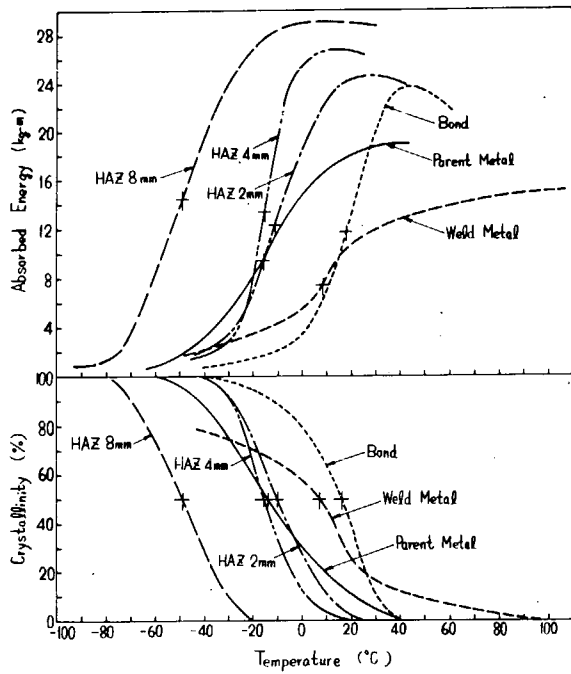


図21 V-ノッチシャルビ-試験結果
 (鋼種符号:6 (KDK, 35.0t), 溶接法符号:J (ILFROSLAG))

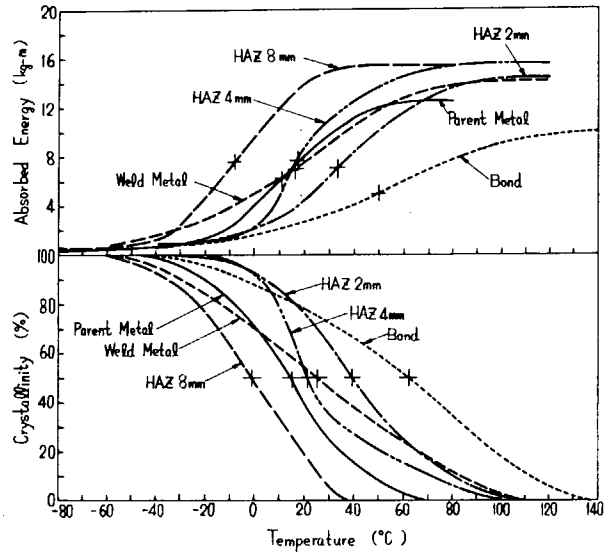


図22 V-ノッチシャルビ-試験結果
 (鋼種符号:1 (KAS, 25.4t), 溶接法符号:K (ILFROSLAG))

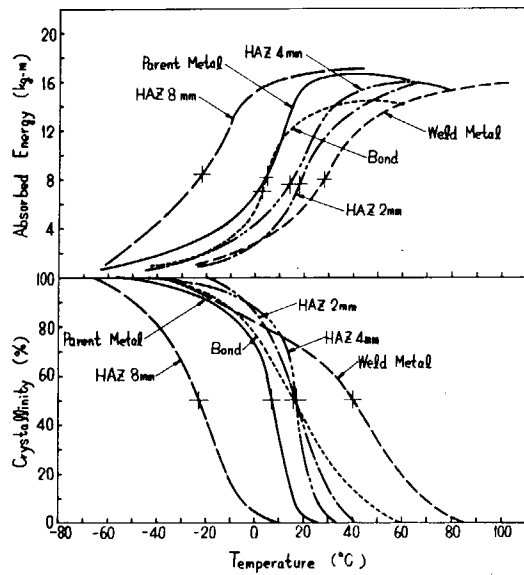


図23 V-ノッチシャルビ-試験結果
 (鋼種符号:5 (KDK, 35.0t), 溶接法符号:L (ILFROSLAG))

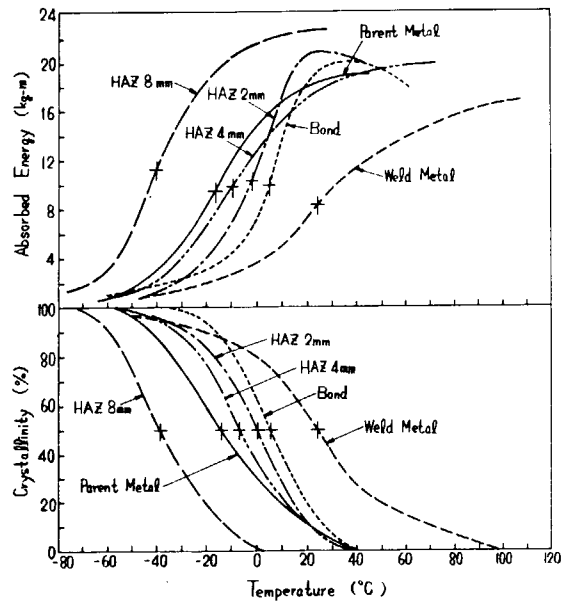


図24 V-ノッチシャルビ-試験結果
 (鋼種符号:6 (KDK, 35.0t), 溶接法符号:M (ILFROSLAG))

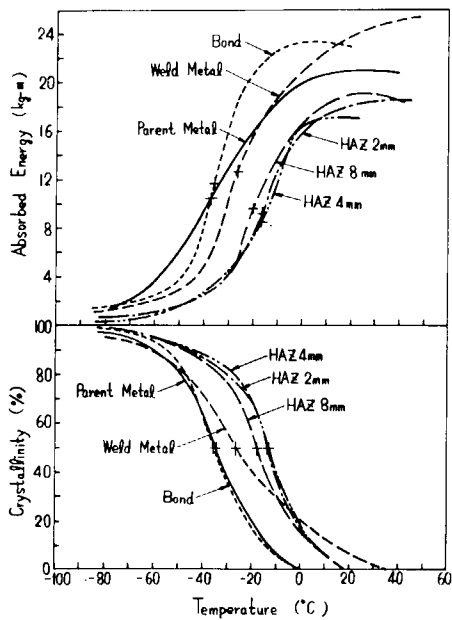


図 25 V-ノッチシャルピ-試験結果
 (鋼種符号:12(KSD,25.4t),溶接法符号:N(付溶接))

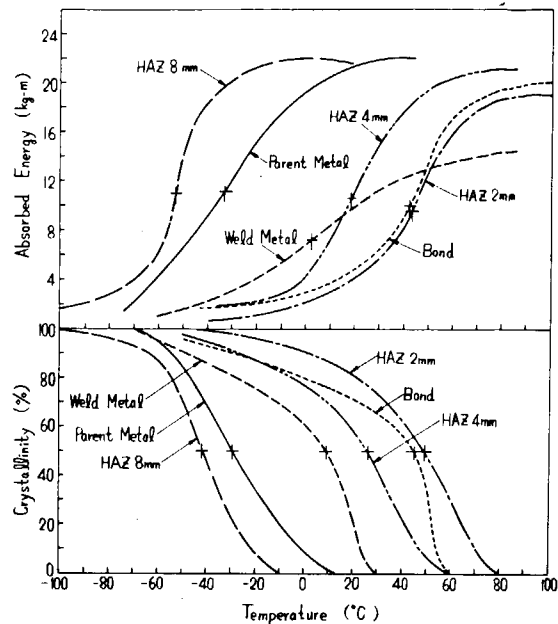


図 26 V-ノッチシャルピ-試験結果
 (鋼種符号:10(KSD,25.4t),溶接法符号:0(3電極片1層RF))

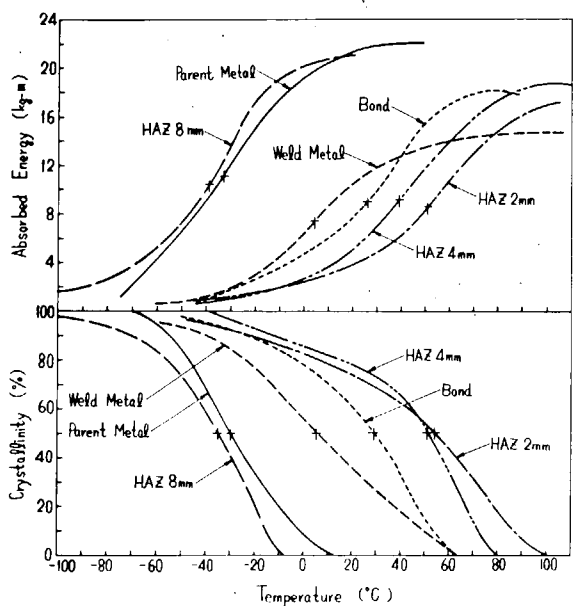


図 27 V-ノッチシャルピ-試験結果
 (鋼種符号:10(KSD,25.4t),溶接法符号:P(溶接付))

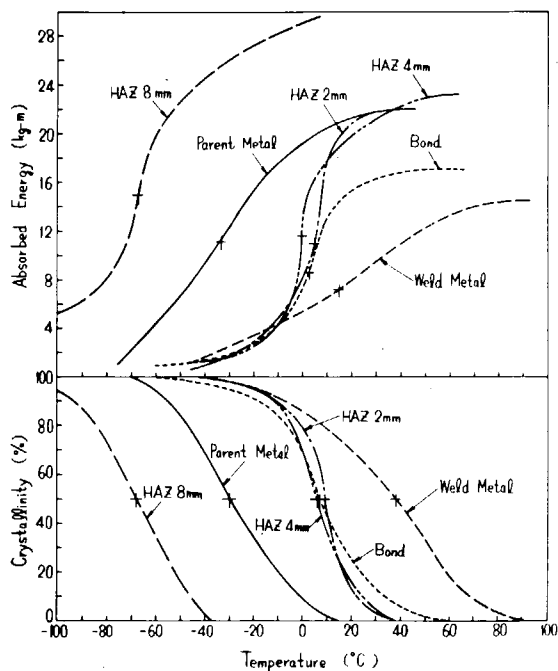


図 28 V-ノッチシャルピ-試験結果
 (鋼種符号:10(KSD,25.4t),溶接法符号:Q(VASCON-II))

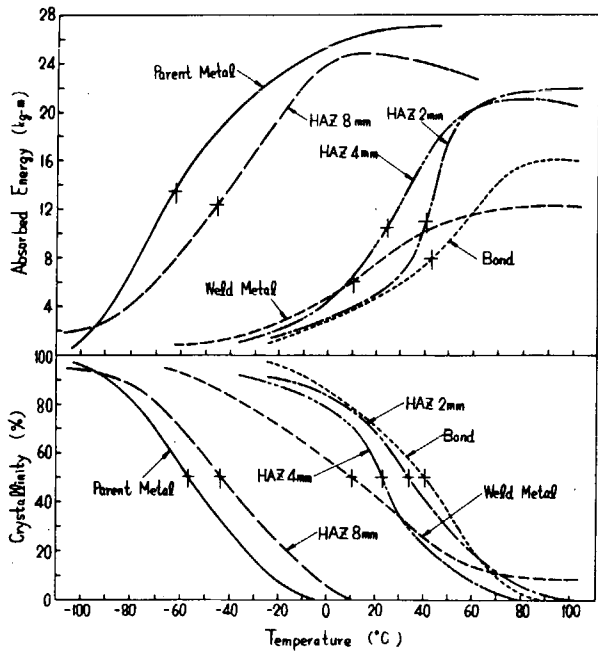


図 29 V-ノッチシャルピー試験結果
 (鋼種符号: 8 (KD32, 35.0t), 溶接法符号: R (ILFロガス))

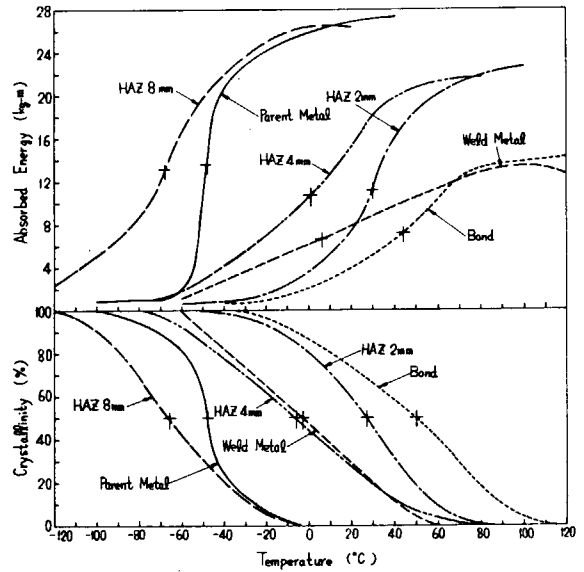


図 30 V-ノッチシャルピー試験結果
 (鋼種符号: 9 (KSD, 25.4t), 溶接法符号: S (ILFロガス))

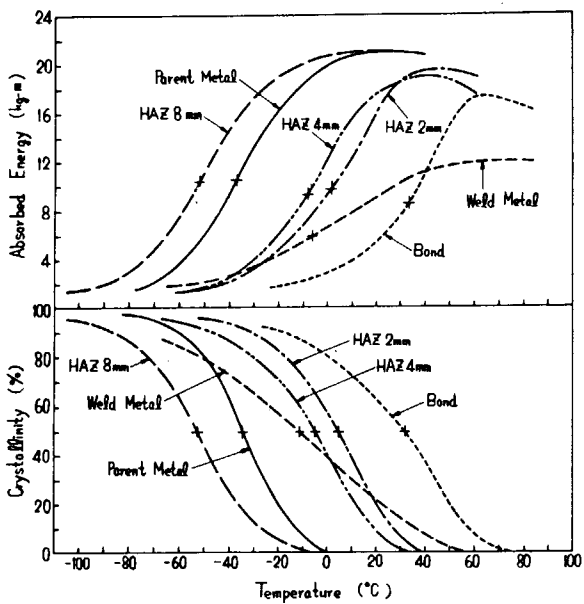


図 31 V-ノッチシャルピー試験結果
 (鋼種符号: 12 (KSD, 25.4t), 溶接法符号: U (ILFロガス))

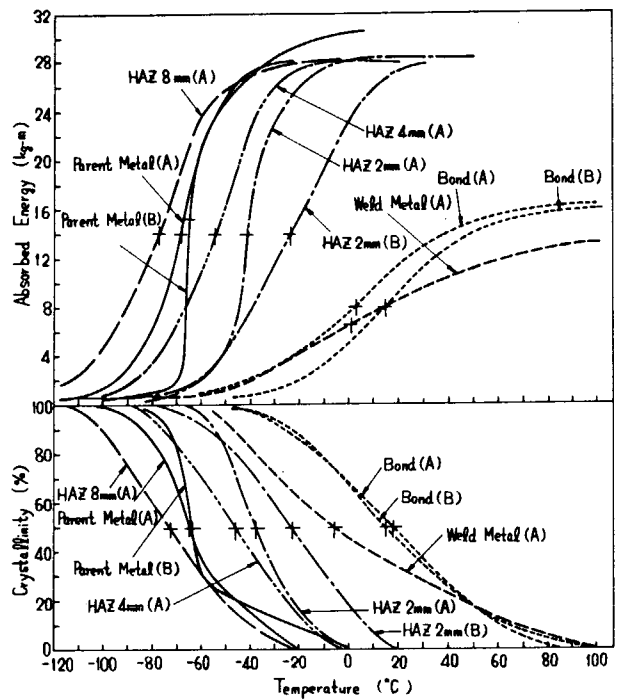


図 32 V-ノッチシャルピー試験結果
 (鋼種符号: 13 (HT50, 25.4t), 溶接法符号: V (ILFロガス))

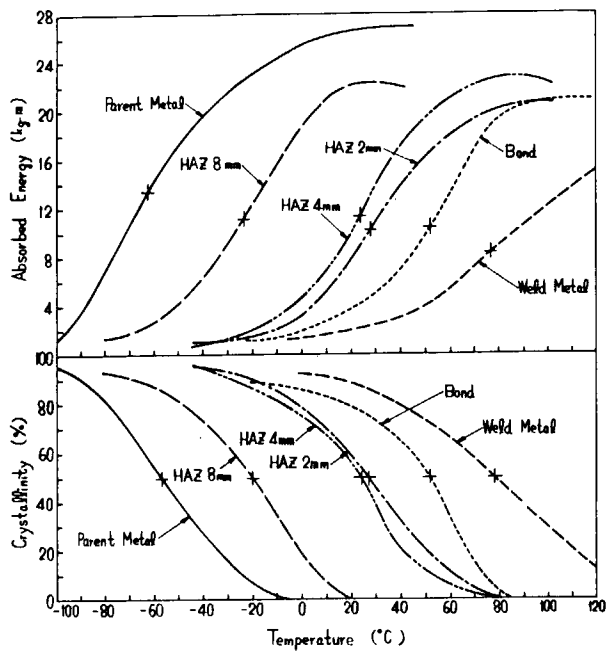


図 33 V-ノッチシャルピ-試験結果
(鋼種符号: 8(KD32, 35.0t), 溶接法符号: W(ロクロスラガ))

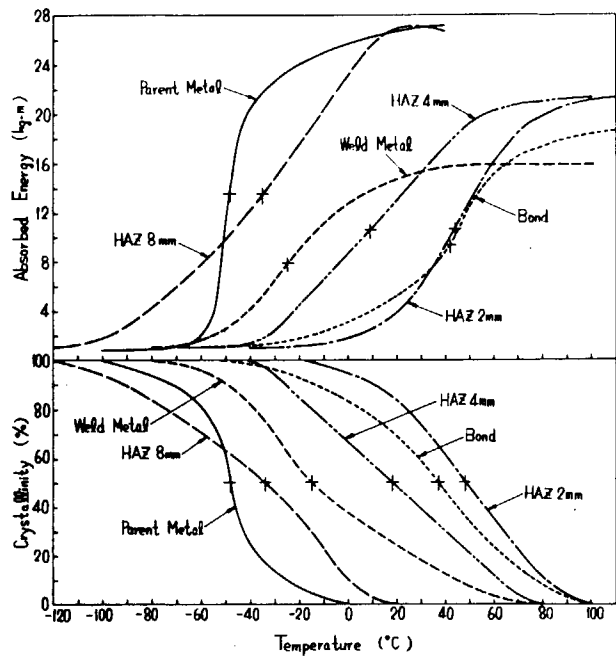


図 34 V-ノッチシャルピ-試験結果
(鋼種符号: 9(KSD, 25.4t), 溶接法符号: X(CES))

表5 V-ノッチシャルピ-試験結果(その1)
(一般船体用軟鋼板)

附号	溶接法	鋼種 符号	ノッチ位置	遷移温度(°C)				シャルピ 深さ (kg-m)
				vTr15	vTr35	vTrE	vTrS	
A	手溶接	KAS (25.4t)	母材 1/2t	-15	0	8	8	15.0
			溶接金属中央	-10	14	15	12	10.0
			ボンド	-43	-15	-9	-6	12.0
			ボンドより2mm	-12	11	18	18	14.6
			ボンドより4mm	18	30	38	37	14.4
B		KDK (25.4t)	母材 1/2t	11	27	37	35	15.3
			溶接金属中央	-49	-39	-31	-28	19.0
			ボンド	-23	-12	5	16	16.6
			ボンドより2mm	-33	-18	6	-1	22.8
			ボンドより4mm	-32	-19	-1	2	19.4
C	3電極片面 1層RF	KDK (35.0t)	母材 1/2t	-35	-28	-14	-13	20.0
			溶接金属中央	-105	-84	-66	-69	25.8
			ボンド	-47	-32	-16	-14	19.0
			ボンドより2mm	-29	-21	-13	-8	15.1
			ボンドより4mm	-11	-2	8	7	21.0
D		KEN (40.0t)	母材 1/2t	-19	0	15	12	19.0
			溶接金属中央	-33	-22	-8	-4	19.6
			ボンド	-41	-29	-14	-14	19.4
			ボンドより2mm	-70	-59	-44	-40	25.0
			ボンドより4mm	-22	-8	-5	-4	15.0
E	デルタット	KAS (25.4t)	母材 1/2t	-36	-24	-10	-6	19.4
			溶接金属中央	-39	-15	2	8	21.6
			ボンド	-56	-36	-8	-2	22.0
			ボンドより2mm	-76	-68	-52	-47	23.0
			ボンドより4mm	-21	-11	-1	-4	15.6
F	VASCON-II	KAS (25.4t)	母材 1/2t	-38	-22	-6	-10	16.3
			溶接金属中央	-18	5	23	18	17.4
			ボンド	-23	-4	10	6	16.5
			ボンドより2mm	-30	-10	6	8	16.7
			ボンドより4mm	-60	-49	-34	-33	17.6

表6 V-ノッチシャルピ-試験結果(その2)
(一般船体用軟鋼板)

附号	溶接法	鋼種 符号	ノッチ位置	遷移温度(°C)				シャルピ 深さ (kg-m)
				vTr15	vTr35	vTrE	vTrS	
G	ILWトロガス	KAS (25.4t)	母材 1/2t	-11	4	11	15	12.4
			溶接金属中央	-42	-16	-2	-7	13.0
			ボンド	-7	31	28	48	9.2
			ボンドより2mm	-1	22	34	31	14.4
			ボンドより4mm	-13	2	17	21	14.0
H		KAS (25.4t)	母材 1/2t	-30	-14	-1	-5	15.2
			溶接金属中央	-15	0	8	8	15.0
			ボンド	1	26	32	32	13.2
			ボンドより2mm	14	33	42	42	13.5
			ボンドより4mm	3	25	38	38	17.6
I	ILWトロガス	KDK (35.0t)	母材 1/2t	-38	-23	-13	-12	18.0
			溶接金属中央	-37	-9	5	7	16.6
			ボンド	-14	4	10	22	11.8
			ボンドより2mm	-15	-4	5	19	15.0
			ボンドより4mm	-25	-5	10	12	16.4
J		KDK (35.0t)	母材 1/2t	-55	-43	-31	-30	16.6
			溶接金属中央	-47	-32	-16	-14	19.0
			ボンド	-41	-5	8	7	15.0
			ボンドより2mm	-9	4	18	16	23.8
			ボンドより4mm	-40	-25	-11	-11	24.8
K	ILWトロガス	KAS (25.4t)	母材 1/2t	-74	-67	-49	-49	29.0
			溶接金属中央	-11	4	11	15	12.4
			ボンド	-32	-2	16	25	14.2
			ボンドより2mm	7	48	50	62	10.0
			ボンドより4mm	-2	21	33	39	14.4
L	ILWトロガス	KDK (35.0t)	母材 1/2t	-32	-20	-8	-1	15.4
			溶接金属中央	-37	-9	5	7	16.6
			ボンド	-20	-2	3	16	14.3
			ボンドより2mm	-5	10	18	17	15.4
			ボンドより4mm	-19	2	14	17	15.9
M		KDK (35.0t)	母材 1/2t	-55	-39	-22	-23	16.8
			溶接金属中央	-47	-32	-16	-14	19.0
			ボンド	-20	8	24	24	16.8
			ボンドより2mm	-35	-9	5	5	20.0
			ボンドより4mm	-32	-17	-2	0	20.8

表7 V-ノッチシャルピ-試験結果(その3)
(船体用50kg級高張力鋼板)

溶接法 符号	鋼種 符号	ノッチ位置	遷移温度(°C)			シャルピ I ₀ (kg-m)
			vTris	vTRe	vTrs	
N 手溶接	12	母材 1/2t	-71	-55	-37	21.0
		溶接金属中央	-61	-41	-27	25.4
		ボンド	-67	-47	-36	23.4
		ボンドより2mm	-46	-28	-17	18.4
		ボンドより4mm	-45	-29	-16	17.0
		ボンドより8mm	-45	-28	-18	19.1
O 3電極片面 1層RF	10	母材 1/2t	-70	-58	-33	22.0
		溶接金属中央	-40	-14	2	14.4
		ボンド	-18	19	42	20.0
		ボンドより2mm	-1	23	43	19.0
		ボンドより4mm	-29	1	18	26
		ボンドより8mm	-88	-66	-54	-42
P デルタオックス	K5D (25.4t)	母材 1/2t	-70	-58	-33	22.0
		溶接金属中央	-27	-8	4	5
		ボンド	-26	0	26	29
		ボンドより2mm	-6	28	51	54
		ボンドより4mm	-7	18	39	51
		ボンドより8mm	-89	-63	-39	-35
Q VASCON-II	10	母材 1/2t	-70	-58	-33	21.0
		溶接金属中央	-35	-6	15	38
		ボンド	-25	-8	3	7
		ボンドより2mm	-26	-11	5	9
		ボンドより4mm	-23	-9	0	6
		ボンドより8mm	---	---	-67	-68

表8 V-ノッチシャルピ-試験結果(その4)
(船体用50kg級高張力鋼板)

溶接法 符号	鋼種 符号	ノッチ位置	遷移温度(°C)			シャルピ I ₀ (kg-m)
			vTris	vTRe	vTrs	
R	8 KD32 (35.0t)	母材 1/2t	-96	-86	-63	27.0
		溶接金属中央	-30	-1	10	10
		ボンド	-10	19	42	40
		ボンドより2mm	-13	17	40	33
		ボンドより4mm	-21	2	24	23
		ボンドより8mm	-101	-77	-46	-44
S	9	母材 1/2t	-60	-54	-48	27.2
		溶接金属中央	-48	-17	6	-3
		ボンド	-1	27	44	50
		ボンドより2mm	-14	7	30	27
		ボンドより4mm	-57	-36	1	-6
		ボンドより8mm	-123	-103	-68	-66
U IL/トロガス	K5D (25.4t)	母材 1/2t	-71	-55	-37	21.0
		溶接金属中央	-55	-17	-6	-11
		ボンド	-15	16	34	32
		ボンドより2mm	-43	-21	2	4
		ボンドより4mm	-47	-26	-8	-5
		ボンドより8mm	-89	-70	-52	-52
V	12 新HT50W (25.4t)	母材 1/2t	-95	-84	-68	28.0
		溶接金属中央	-40	-15	1	-6
		ボンド	-42	-16	3	18
		ボンドより2mm	-61	-49	-41	-38
		ボンドより4mm	-87	-75	-54	-46
		ボンドより8mm	-113	-100	-77	-73
Y 新HT50B (25.4t)	13	母材 1/2t	-70	-67	-65	30.4
		ボンド	-19	-1	15	15
		ボンドより2mm	-61	-49	-23	-23
		母材 1/2t	-96	-86	-63	-57
		溶接金属中央	23	57	77	78
		ボンド	1	28	52	52
W IL/トロガス	8 KD32 (35.0t)	ボンドより2mm	-10	8	28	27
		ボンドより4mm	-20	0	24	24
		ボンドより8mm	-68	-48	-23	-20
		母材 1/2t	-60	-54	-48	-48
		溶接金属中央	-54	-37	-25	-15
		ボンド	-13	17	42	37
X CES	9 K5D (25.4t)	ボンドより2mm	4	24	44	48
		ボンドより4mm	-32	-19	9	18
		ボンドより8mm	-96	-77	-35	-34

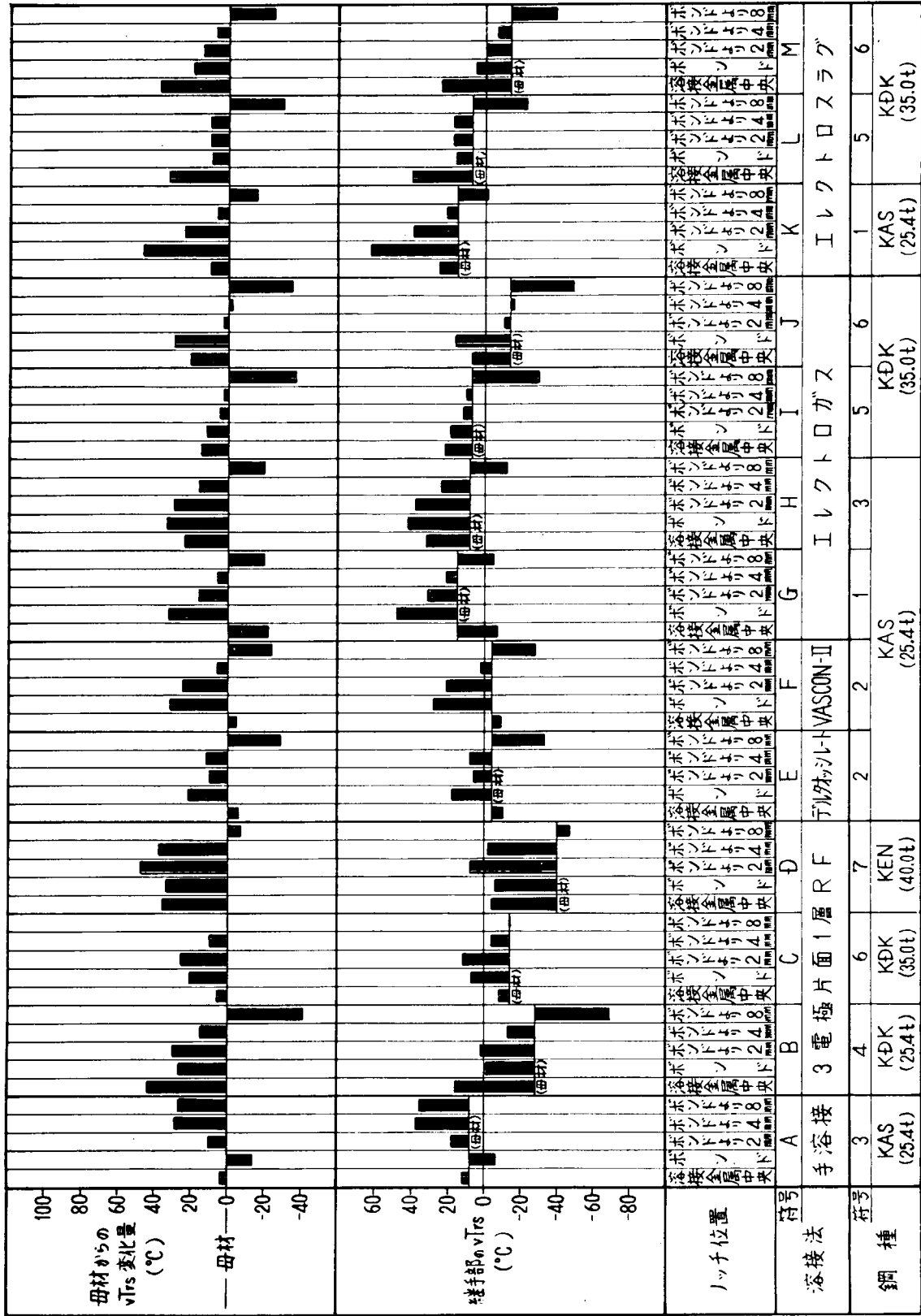


図35 遷移温度 ΔTrs の比較 (一般船体用軟鋼板)

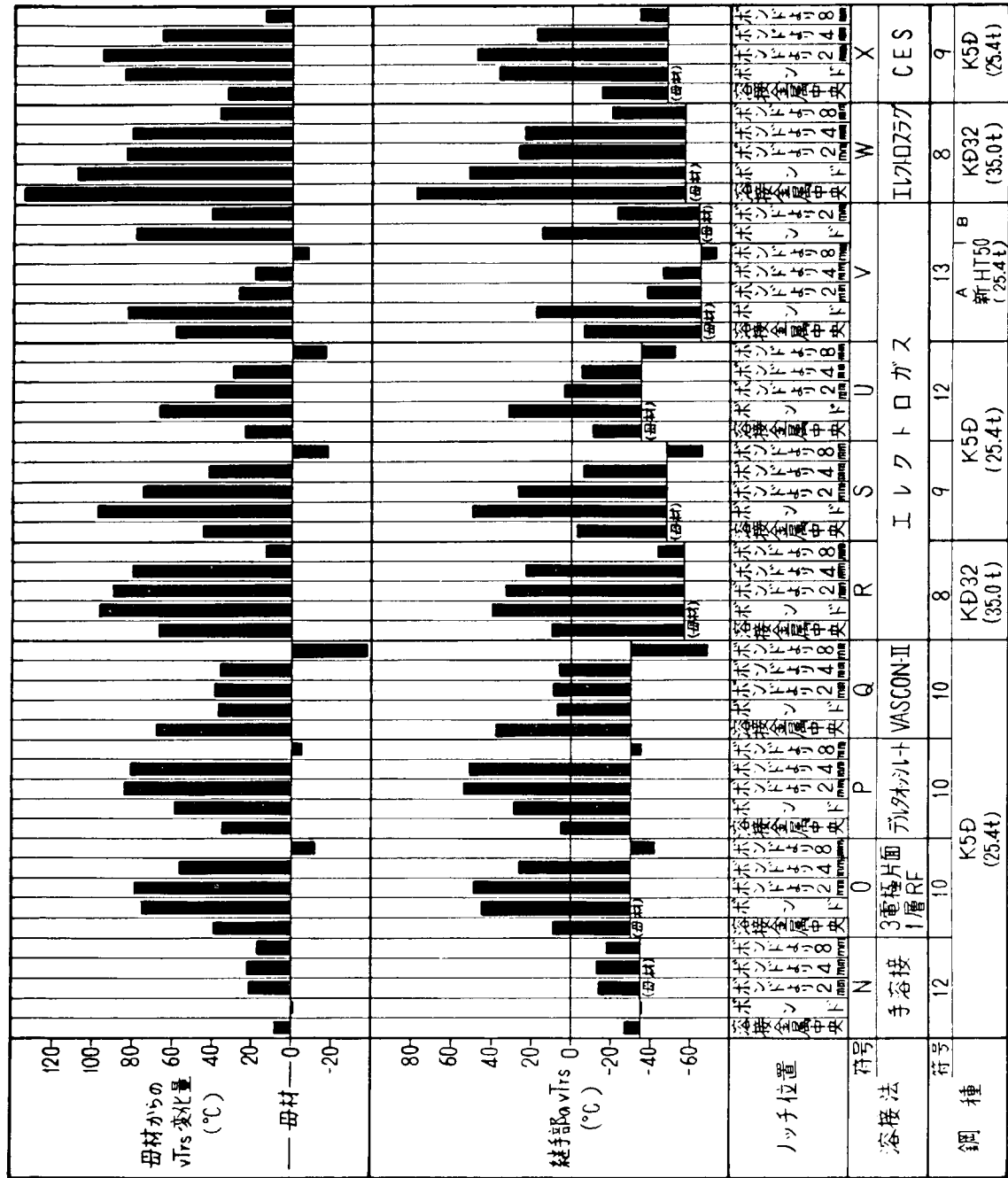


図 36 遷移温度 ΔTrs の比較 (船体用 50mm 級高張力鋼板)

表 9 ビッカース硬さ試験結果 (その1)
(一般船体用軟鋼板)

符号	溶接法	鋼種 符号	測定位置	ビッカース硬さ, Hv(10) ¹⁾		熱影響部 (mm)	
				母材 ²⁾	溶接金属部 熱影響部ホト部 ³⁾		
A	手溶接	KAS (25.4t)	板表面より2mm	145~154	155~165	156	3.5
			板厚中央	176~186	164~177	181	2.0
B		KDK (25.4t)	板表面より2mm	160~166	165~177	172	3.0
			板厚中央	160~178	135~153	169	5.2
C	3電極面溶接	KDK (35.0t)	板表面より2mm	155~163	130~147	151	11.4
			板厚中央	150~163	131~149	160	5.1
D		KEN (40.0t)	板表面より2mm	146~152	127~146	146	13.0
			板厚中央	154~160	126~141	146	12.0
E	デルタシルト	KAS (25.4t)	板表面より2mm	167~176	140~154	157	9.0
			板厚中央	160~169	141~156	157	14.0
F	VASCON-II	KAS (25.4t)	板表面より2mm	146~156	135~153	153	9.1
			板厚中央	160~173	122~139	151	7.0
G		KAS (25.4t)	板表面より2mm	163~176	124~151	158	10.4
			板厚中央	163~172	122~143	152	11.0
H	ILVノボガス	KAS (25.4t)	板表面より2mm	141~158	127~146	152	6.9
			板厚中央	150~157	128~151	162	12.0
I		KDK (35.0t)	板表面より2mm	149~158	131~151	157	8.6
			板厚中央	159~185	138~166	167	12.5
J		KDK (35.0t)	板表面より2mm	156~173	133~161	155	13.0
			板厚中央	155~177	134~154	155	10.0
K	ILVノボガス	KDK (35.0t)	板表面より2mm	157~168	136~152	152	12.2
			板厚中央	158~167	131~152	160	15.0
L	ILVノボガス	KDK (35.0t)	板表面より2mm	159~165	134~146	147	11.5
			板厚中央	157~172	133~155	155	12.0
M		KDK (35.0t)	板表面より2mm	154~167	132~151	159	15.0
			板厚中央	136~176	139~157	152	13.5
N		KDK (35.0t)	板表面より2mm	158~169	126~149	151	11.0
			板厚中央	150~170	138~157	155	14.0
O	3電極面溶接	KDK (25.4t)	板表面より2mm	159~187	125~150	171	12.0
			板厚中央	160~179	129~162	153	15.0
P	デルタシルト	KDK (25.4t)	板表面より2mm	161~182	130~153	147	13.0
			板厚中央	159~175	130~148	153	15.0
Q	VASCON-II	KDK (25.4t)	板表面より2mm	157~175	128~149	146	16.0
			板厚中央	157~181	131~152	156	19.0
R		KDK (25.4t)	板表面より2mm	181~192	133~151	163	10.0
			板厚中央	172~194	128~152	173	11.0
S		KDK (25.4t)	板表面より2mm	178~189	131~153	166	8.0
			板厚中央				

(注) 1) 測定間隔は1mm
2) 母材の硬さは最低~最高を示す
3) ホト部の硬さは高い方を示す

表 10 ビッカース硬さ試験結果 (その2)
(船体用50キロ級高張力鋼板)

符号	溶接法	鋼種 符号	測定位置	ビッカース硬さ, Hv(10) ¹⁾		熱影響部 (mm)	
				母材 ²⁾	溶接金属部 熱影響部ホト部 ³⁾		
N	手溶接	K5D (25.4t)	板表面より2mm	175~187	179~189	205	2.1
			板厚中央	136~156	180~193	197	2.3
O	3電極面溶接	K5D (25.4t)	板表面より2mm	194~199	161~247	268	3.5
			板厚中央	206~222	151~183	186	6.2
P	デルタシルト	K5D (25.4t)	板表面より2mm	201~215	151~181	185	10.5
			板厚中央	192~208	152~167	181	9.0
Q	VASCON-II	K5D (25.4t)	板表面より2mm	151~159	150~163	163	8.8
			板厚中央	148~168	165~196	171	13.7
R		K5D (25.4t)	板表面より2mm	144~156	148~177	173	9.4
			板厚中央	161~171	157~187	183	8.6
S		K5D (25.4t)	板表面より2mm	160~166	151~185	167	12.2
			板厚中央	160~175	158~194	180	9.4
T		KD32 (35.0t)	板表面より2mm	164~183	155~180	175	10.5
			板厚中央	173~183	167~202	194	13.0
U	ILVノボガス	K5D (25.4t)	板表面より2mm	185~202	159~187	193	14.0
			板厚中央	171~188	151~164	179	5.5
V		K5D (25.4t)	板表面より2mm	175~186	153~183	186	10.0
			板厚中央	176~188	156~187	189	7.7
W	ILVノボガス	K5D (25.4t)	板表面より2mm	168~189	143~163	165	7.1
			板厚中央	176~188	141~164	177	12.0
X	CES	K5D (25.4t)	板表面より2mm	175~185	144~168	170	12.0
			板厚中央	179~189	150~177	172	8.6
Y		K5D (25.4t)	板表面より2mm	176~187	152~177	179	9.5
			板厚中央	177~188	150~181	185	8.3
Z		KD32 (35.0t)	板表面より2mm	169~191	151~170	177	8.0
			板厚中央	179~188	149~174	179	12.0
AA		KD32 (35.0t)	板表面より2mm	171~188	149~172	176	13.0
			板厚中央	180~218	151~179	180	12.4
AB		KD32 (35.0t)	板表面より2mm	198~225	160~196	205	13.0
			板厚中央	178~212	148~177	175	12.3
AC		K5D (25.4t)	板表面より2mm	196~203	152~192	170	6.5
			板厚中央	186~207	162~215	198	10.0
AD		K5D (25.4t)	板表面より2mm	191~206	154~198	180	7.0
			板厚中央				

(注) 1) 測定間隔は1mm
2) 母材の硬さは試験片の最低~最高を示す
3) ホト部の硬さは高い方を示す

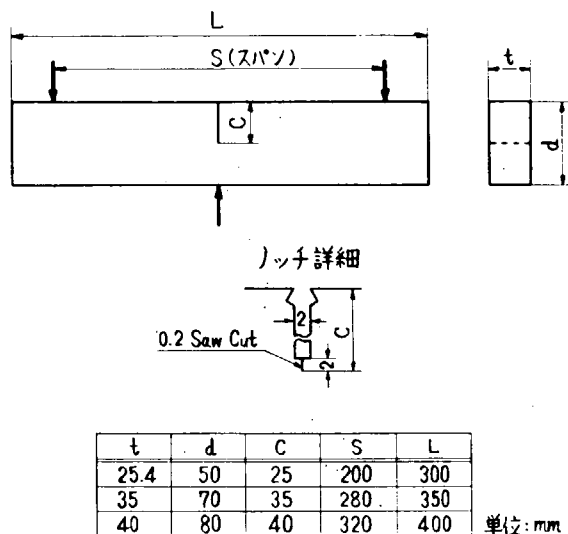


図37 小形COD曲げ試験片形状寸法

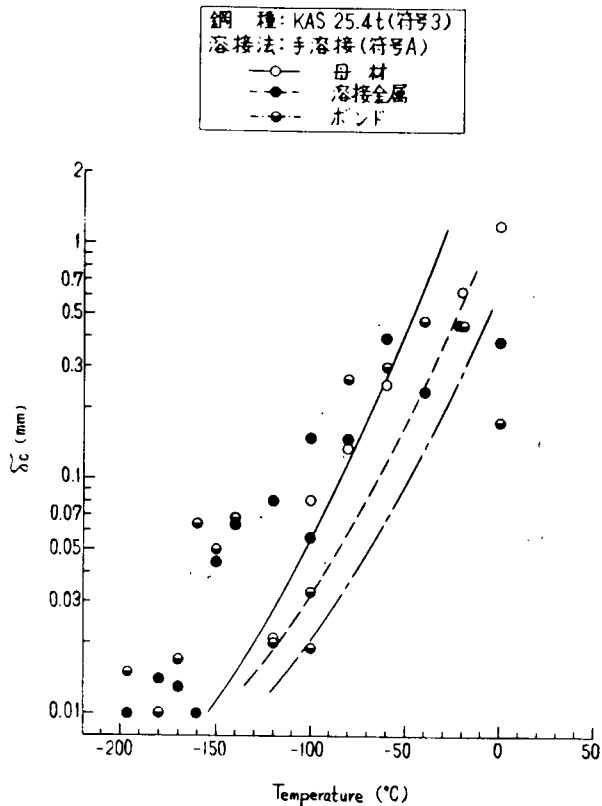


図38 限界CODと温度の関係
[鋼種符号: 3 (KAS 25.4t), 溶接法符号: A (手溶接)]

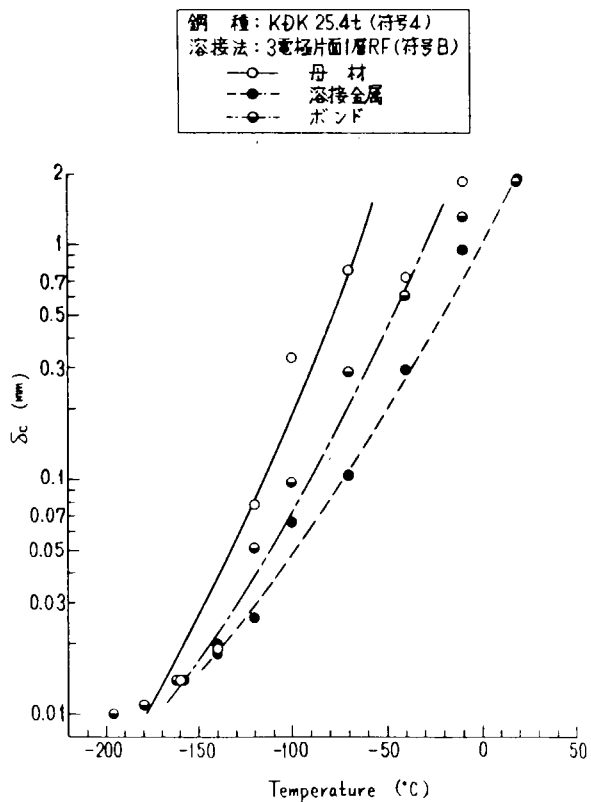


図39 限界CODと温度の関係
[鋼種符号: 4 (KDK 25.4t), 溶接法符号: B (3電極片面1層RF)]

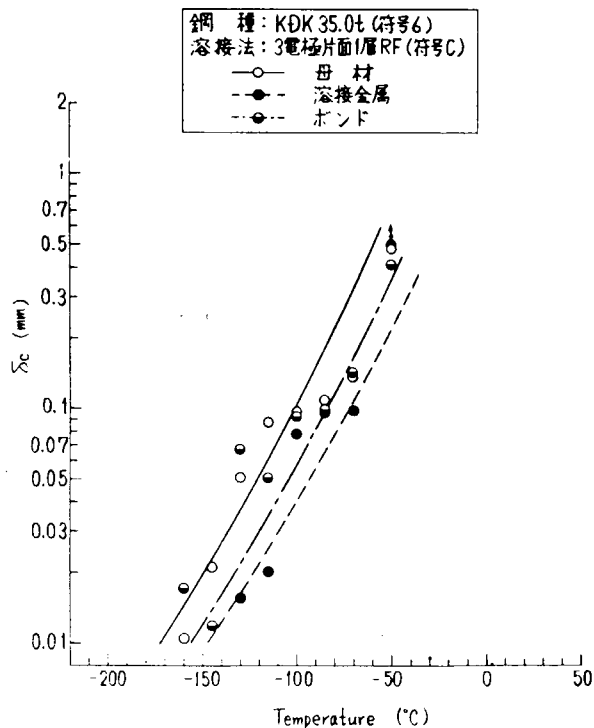


図40 限界CODと温度の関係
[鋼種符号: 6 (KDK 35.0t), 溶接法符号: C (3電極片面1層RF)]

鋼種: KEN 40.0t (符号7)
 溶接法: 3電極片面埋RF (符号D)
 ○ 母材
 ● 溶接金属
 ◐ ボンド

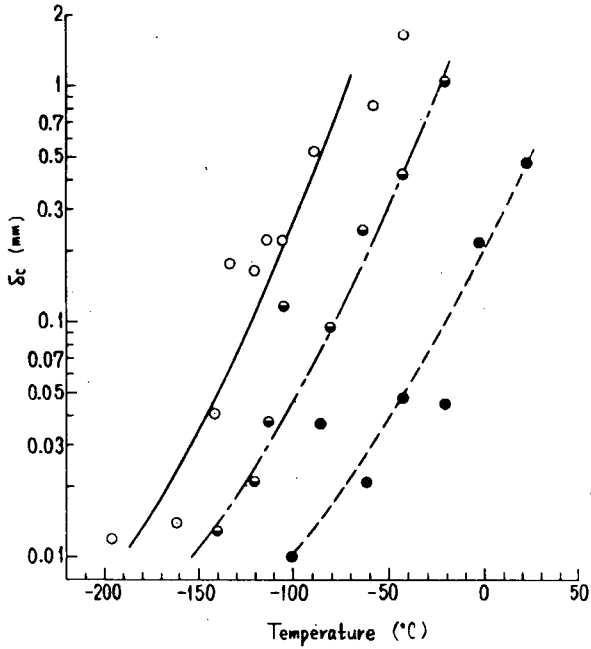


図 41 限界CODと温度の関係
 [鋼種符号: 7 (KEN, 40.0t), 溶接法符号: D (3電極片面埋RF)]

鋼種: KAS 25.4t (符号2)
 溶接法: デルタオシット (符号E)
 ○ 母材
 ● 溶接金属
 ◐ ボンド

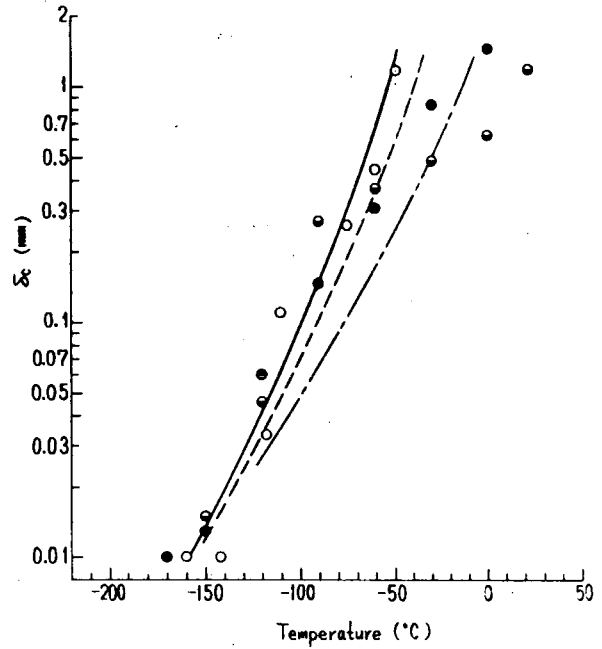


図 42 限界CODと温度の関係
 [鋼種符号: 2 (KAS, 25.4t), 溶接法符号: E (デルタオシット)]

鋼種: KAS 25.4t (符号2)
 溶接法: VASCON-II (符号F)
 ○ 母材
 ● 溶接金属
 ◐ ボンド

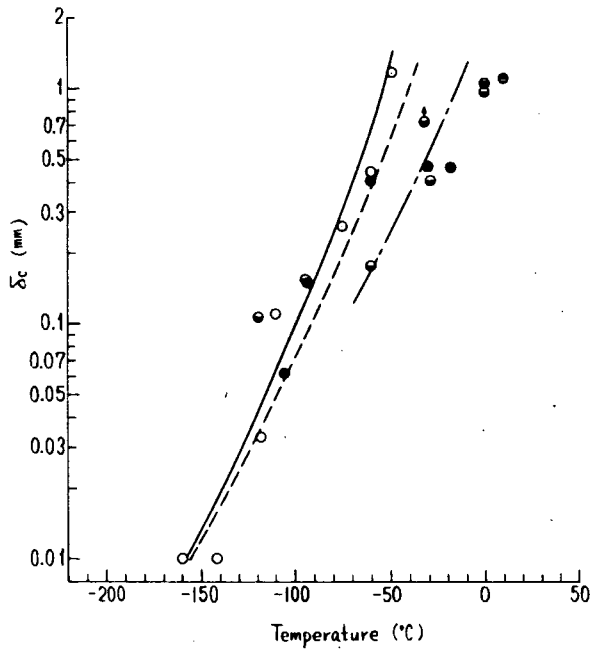


図 43 限界CODと温度の関係
 [鋼種符号: 2 (KAS, 25.4t), 溶接法符号: F (VASCON-II)]

鋼種: KAS 25.4t (符号1)
 溶接法: イレトロガス (符号G)
 ○ 母材
 ● 溶接金属
 ◐ ボンド

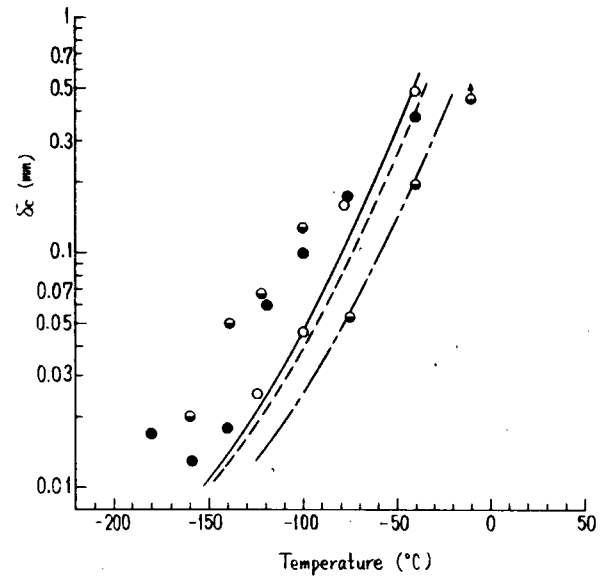


図 44 限界CODと温度の関係
 [鋼種符号: 1 (KAS, 25.4t), 溶接法符号: G (イレトロガス)]

鋼種: KAS 25.4t (符号3)
 溶接法: エレクトロガス(符号H)
 ○ 母材
 ● 溶接金属
 ◐ ボンド

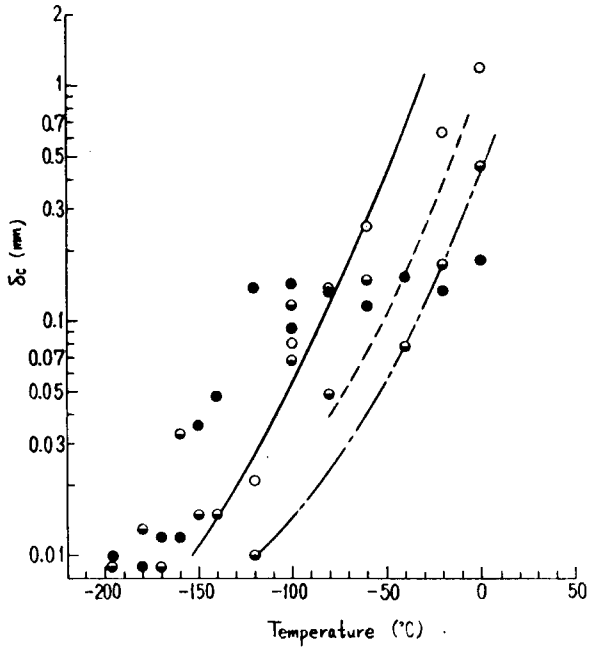


図45 限界CODと温度の関係
 [鋼種符号: 3(KAS 25.4t), 溶接法符号: H(エレクトロガス)]

鋼種: KDK 35.0t (符号5)
 溶接法: エレクトロガス(符号I)
 ○ 母材
 ● 溶接金属
 ◐ ボンド

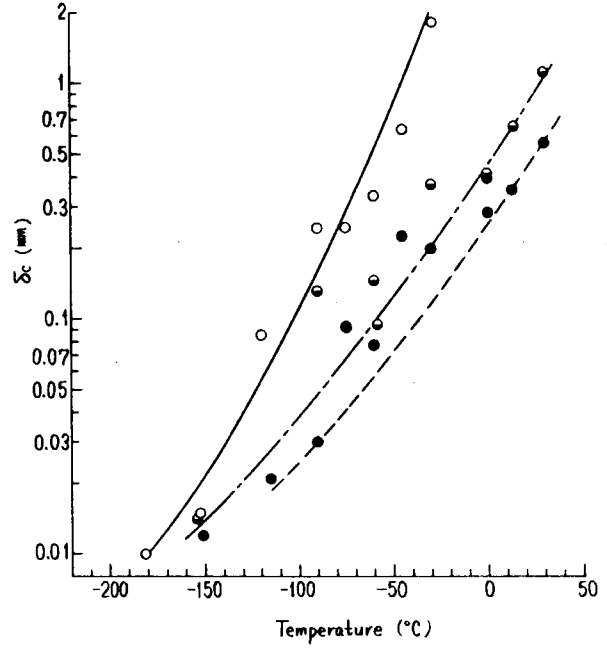


図46 限界CODと温度の関係
 [鋼種符号: 5(KDK 35.0t), 溶接法符号: I(エレクトロガス)]

鋼種: KAS 25.4t (符号1)
 溶接法: エレクトロスラグ(符号K)
 ○ 母材
 ● 溶接金属
 ◐ ボンド

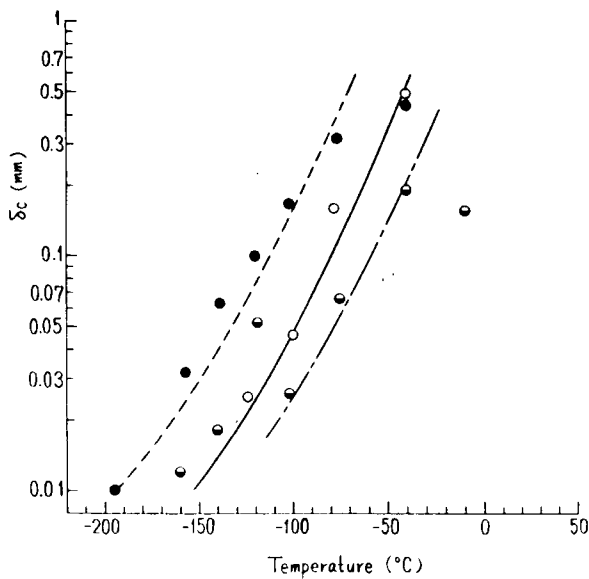


図47 限界CODと温度の関係
 [鋼種符号: 1(KAS 25.4t), 溶接法符号: K(エレクトロスラグ)]

鋼種: KDK 35.0t (符号5)
 溶接法: エレクトロスラグ(符号L)
 ○ 母材
 ● 溶接金属
 ◐ ボンド

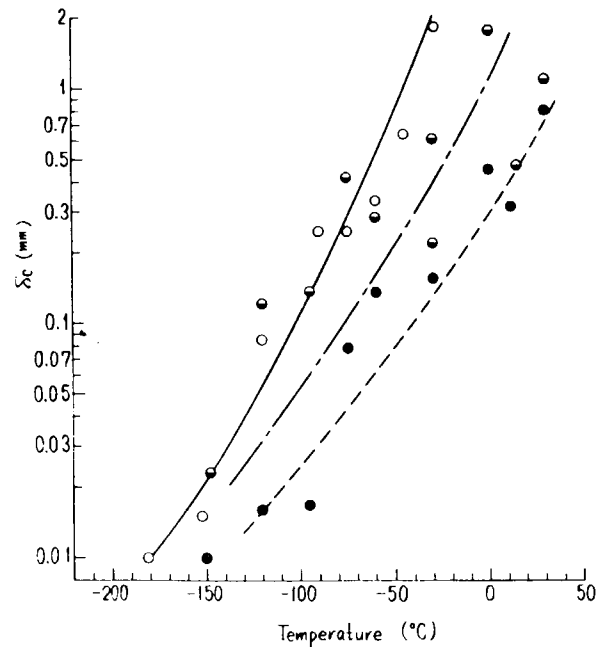


図48 限界CODと温度の関係
 [鋼種符号: 5(KDK 35.0t), 溶接法符号: L(エレクトロスラグ)]

鋼種: K5D 25.4t (符号I2)
 溶接法: 手溶接 (符号N)
 ○ 母材
 ● 溶接金属
 ◐ ボンド

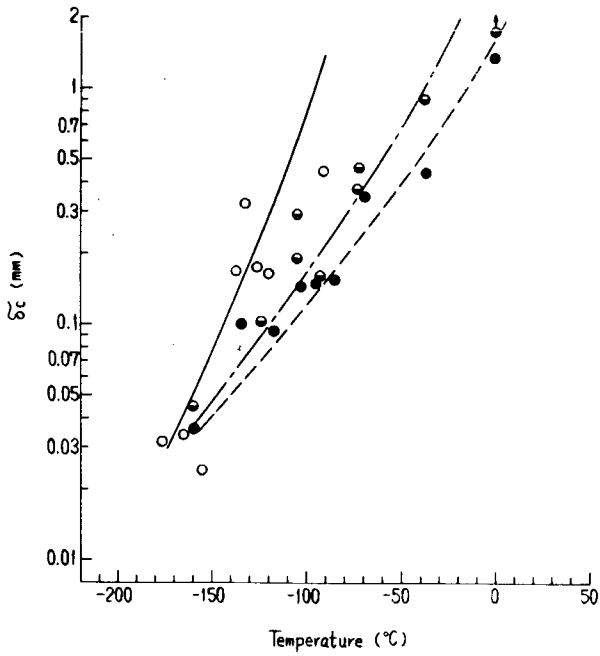


図49 限界CODと温度の関係
 (鋼種符号: I2(K5D, 25.4t), 溶接法符号: N(手溶接))

鋼種: K5D 25.4t (符号I0)
 溶接法: 3電極片面埋RF (符号O)
 ○ 母材
 ● 溶接金属
 ◐ ボンド

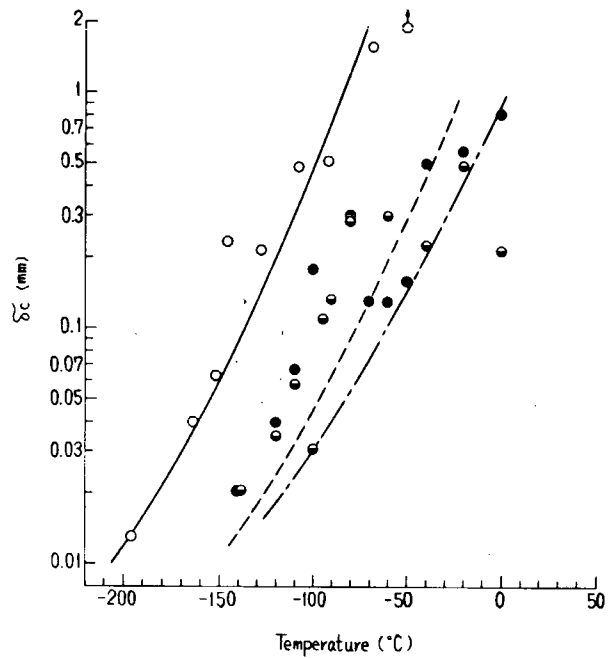


図50 限界CODと温度の関係
 (鋼種符号: I0(K5D, 25.4t), 溶接法符号: O(3電極片面埋RF))

鋼種: K5D 25.4t (符号I0)
 溶接法: デルタオシット (符号P)
 ○ 母材
 ● 溶接金属
 ◐ ボンド

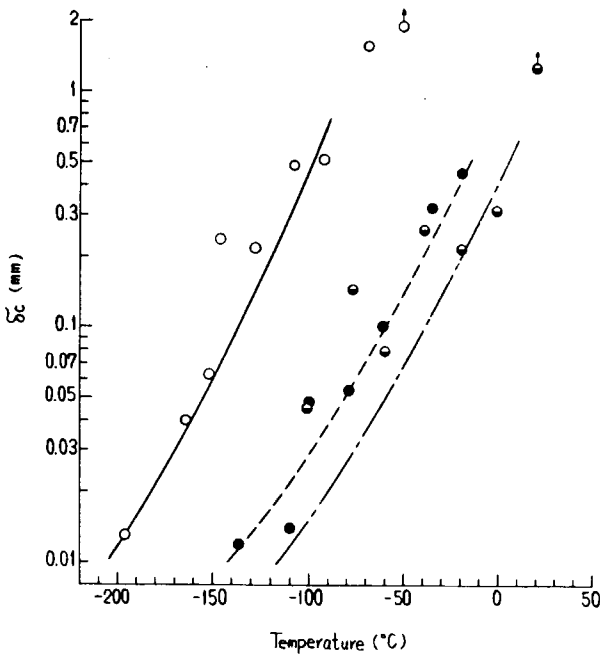


図51 限界CODと温度の関係
 (鋼種符号: I0(K5D, 25.4t), 溶接法符号: P(デルタオシット))

鋼種: K5D 25.4t (符号I0)
 溶接法: VASCON-II (符号Q)
 ○ 母材
 ● 溶接金属
 ◐ ボンド

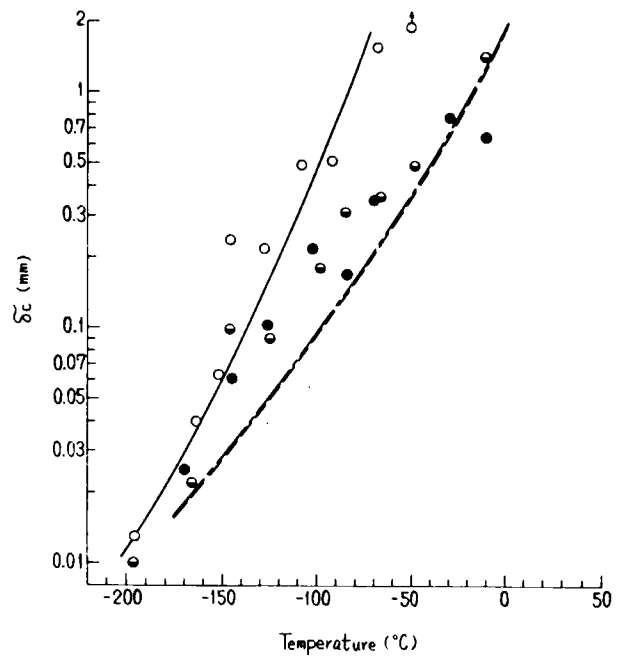


図52 限界CODと温度の関係
 (鋼種符号: I0(K5D, 25.4t), 溶接法符号: Q(VASCON-II))

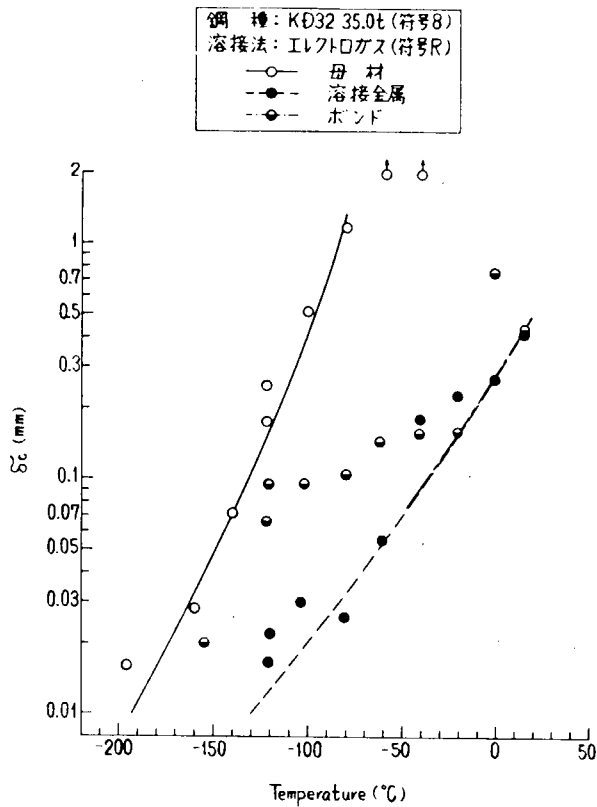


図53 限界CODと温度の関係
〔鋼種符号:8(KD32,35.0t),溶接法符号:R(エレクトロガス)〕

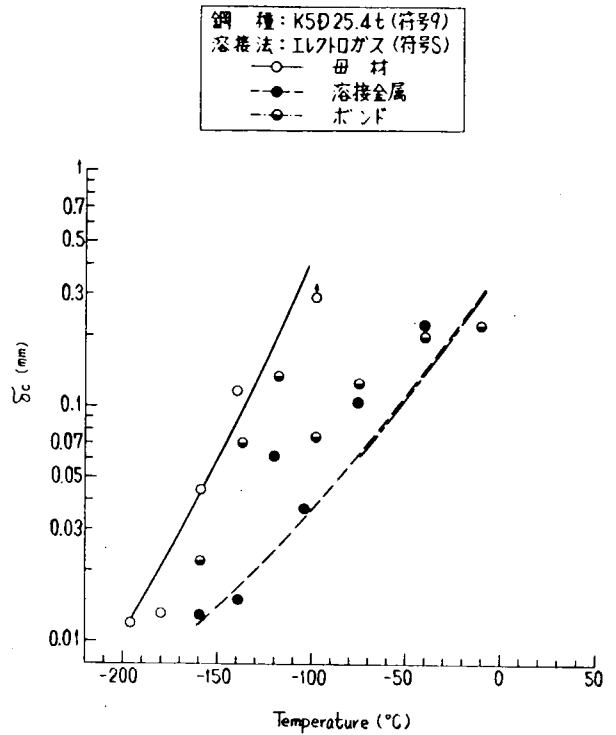


図54 限界CODと温度の関係
〔鋼種符号:9(K5D,25.4t),溶接法符号:S(エレクトロガス)〕

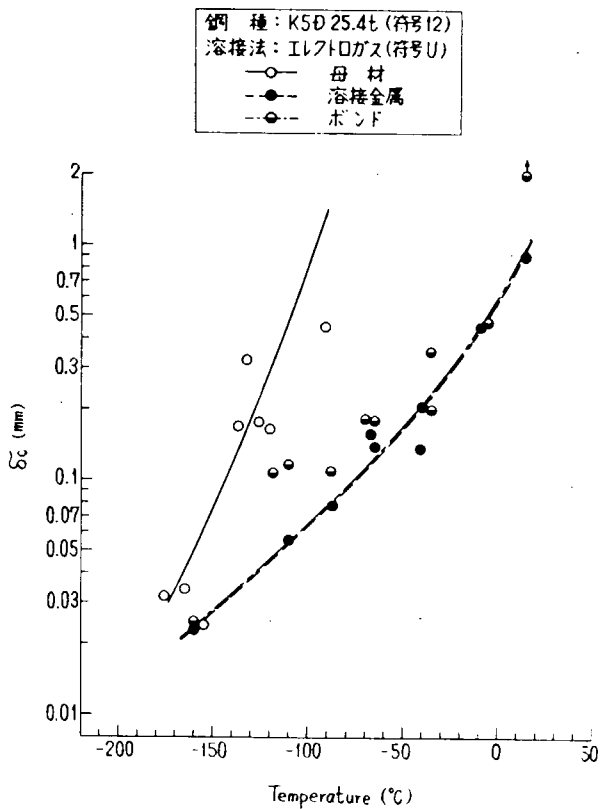


図55 限界CODと温度の関係
〔鋼種符号:12(K5D,25.4t),溶接法符号:U(エレクトロガス)〕

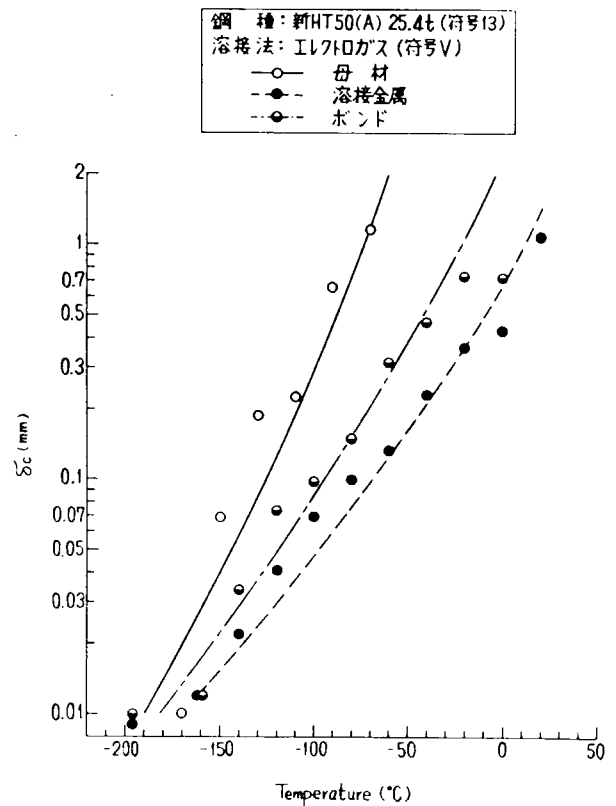


図56 限界CODと温度の関係
〔鋼種符号:13(新HT50(A),25.4t),溶接法符号:V(エレクトロガス)〕

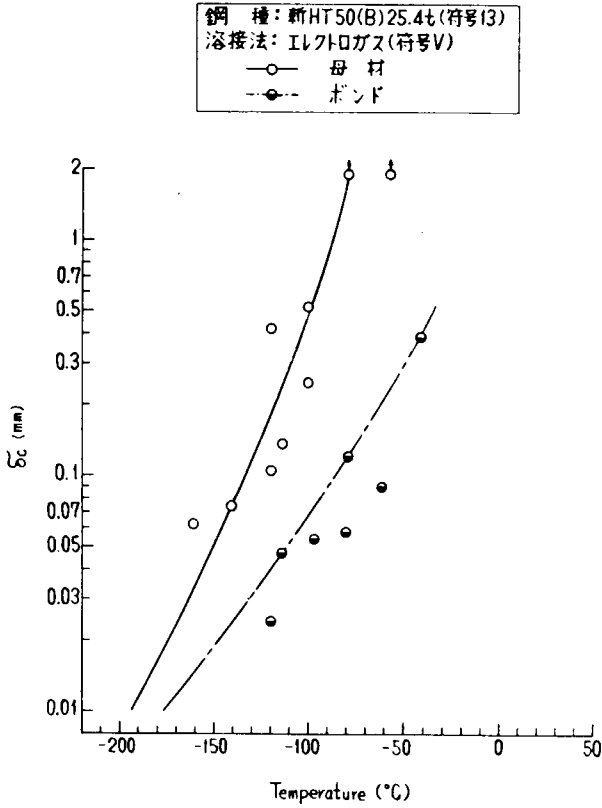


図57 限界CODと温度の関係
〔鋼種符号：13(新HT50(B)25.4t),溶接法符号：V(エレクトロガス)〕

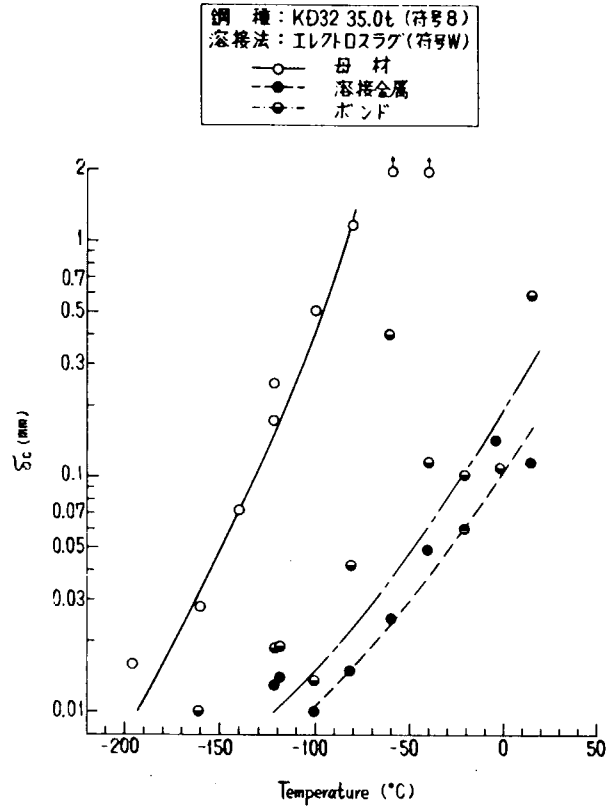


図58 限界CODと温度の関係
〔鋼種符号：8(KD32,35.0t),溶接法符号：W(エレクトロスラグ)〕

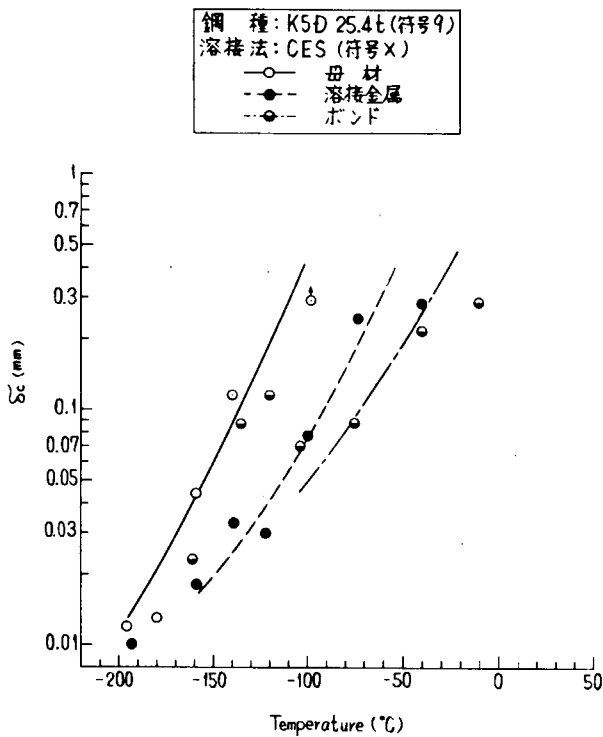


図59 限界CODと温度の関係
〔鋼種符号：9(K5D,25.4t),溶接法符号：X(CES)〕

表11 小形COD曲げ試験結果(その1)
(一般船体用軟鋼板)

溶接法	鋼種	ノッチ位置	$\delta\sigma=0.35\text{mm}$ に対する温度 (°C)	$\delta\sigma=0.04\text{mm}$ に対する温度 (°C)
A 手溶接	KAS (25.4t)	母材	-54	-109
		溶接金属	-32	-92
B	KDK (25.4t)	ボンド	-15	-76
		母材	-86	-139
C 3電極片面層 RF	KDK (35.0t)	溶接金属	-32	-107
		ボンド	-56	-119
D	KEN (40.0t)	母材	-68	-128
		溶接金属	-37	-100
E テルメット	KAS (25.4t)	ボンド	-50	-111
		母材	-93	-146
F VASCON-II	KAS (25.4t)	溶接金属	15	-49
		ボンド	-46	-104
G	KAS (25.4t)	母材	-72	-121
		溶接金属	-61	-115
H イルメガス	KAS (25.4t)	ボンド	-40	-106
		母材	-49	-105
I	KDK (35.0t)	溶接金属	-43	-99
		ボンド	-27	-85
K	KAS (25.4t)	母材	-54	-109
		溶接金属	-22	-80
L	KDK (35.0t)	ボンド	-4	-60
		母材	-70	-130
		溶接金属	12	-76
		ボンド	-10	-98
		母材	-49	-105
		溶接金属	-79	-140
		ボンド	-27	-85
		母材	-70	-130
		溶接金属	6	-78
		ボンド	-34	-111

(注) 1) $\delta\sigma=0.35\text{mm}$: COD曲げ試験における延性フラック発生点のCOD(5%)に近い値
(日本溶接協会JWRI共同研究報告による, $\sigma_r=38\text{kg/mm}^2$)
2) $\delta\sigma=0.04\text{mm}$: $\sigma_r=15\text{kg/mm}^2$, $\sigma_r=38\text{kg/mm}^2$, $C=40\text{mm}$ の条件設定で, Dugdale
モデルから求めた値
3) ()内温度は推定値

表12 小形COD曲げ試験結果(その2)
(船体用50キロ超高張力鋼板)

溶接法	鋼種	ノッチ位置	$\delta\sigma=0.35\text{mm}$ に対する温度 (°C)	$\delta\sigma=0.04\text{mm}$ に対する温度 (°C)
N 手溶接	K5D (25.4t)	母材	-116	-166
		溶接金属	-55	-151
O 3電極片面層 RF	K5D (25.4t)	ボンド	-73	-157
		母材	-107	-162
P テルメット	K5D (25.4t)	溶接金属	-46	-104
		ボンド	-25	-90
Q VASCON-II	K5D (25.4t)	母材	-107	-162
		溶接金属	-24	-89
R	KD32 (35.0t)	ボンド	-4	-66
		母材	-104	-155
S	K5D (25.4t)	溶接金属	7	-72
		ボンド	7	-72
U イルメガス	K5D (25.4t)	母材	-106	-161
		溶接金属	(-6)	-96
V	新HT50 (A) (25.4t)	溶接金属	(-6)	(-96)
		ボンド	-116	-166
W イルメガス	新HT50 (B) (25.4t)	母材	-19	-127
		溶接金属	-19	-127
X CES	KD32 (35.0t)	ボンド	-45	-120
		母材	-104	-155
		溶接金属	(40)	-38
		ボンド	20	-57
		母材	-106	-161
		溶接金属	-58	-121
		ボンド	-30	(-110)

(注) 1) $\delta\sigma=0.35\text{mm}$: COD曲げ試験における延性フラック発生点のCOD(5%)に近い値
(日本溶接協会JWRI共同研究報告による, $\sigma_r=38\text{kg/mm}^2$)
2) $\delta\sigma=0.04\text{mm}$: $\sigma_r=15\text{kg/mm}^2$, $\sigma_r=38\text{kg/mm}^2$, $C=40\text{mm}$ の条件設定で, Dugdale
モデルから求めた値
3) ()内温度は推定値

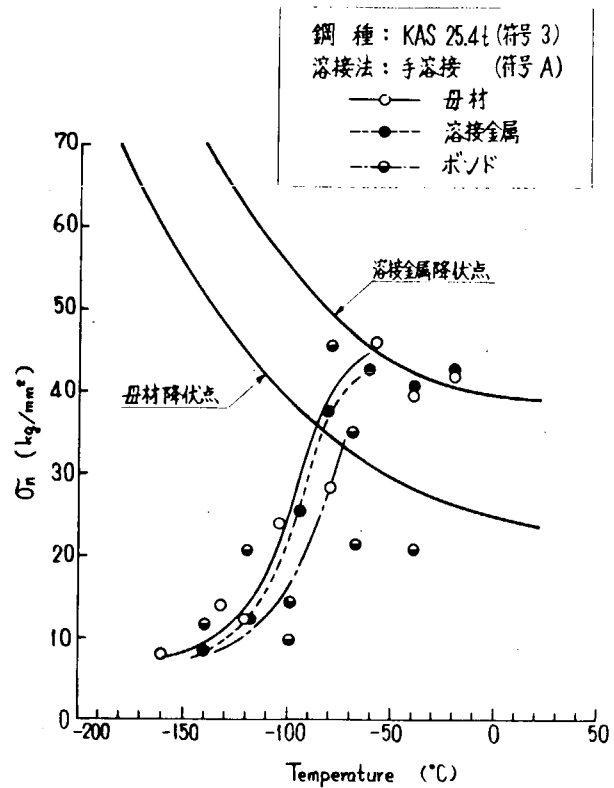
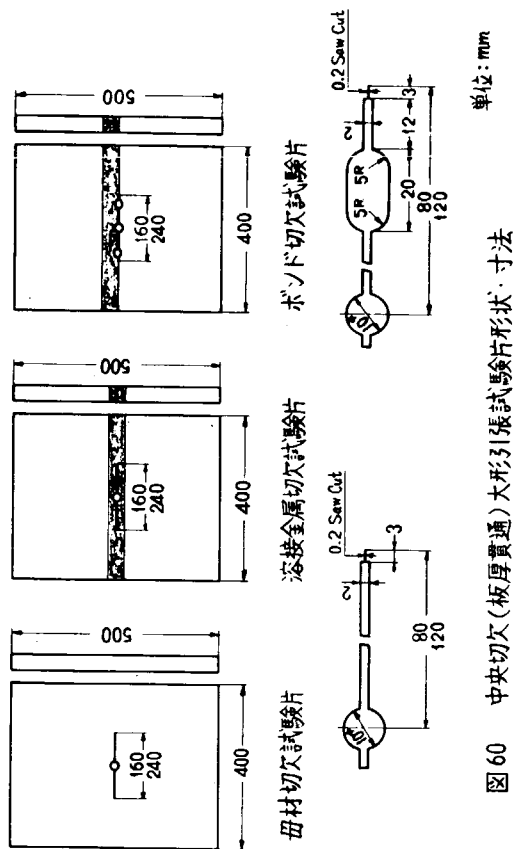


図 61 中央切欠大形引張試験結果
(破壊応力と温度の関係)
[鋼種符号: 3(KAS, 25.4t), 溶接法符号: A(手溶接)]

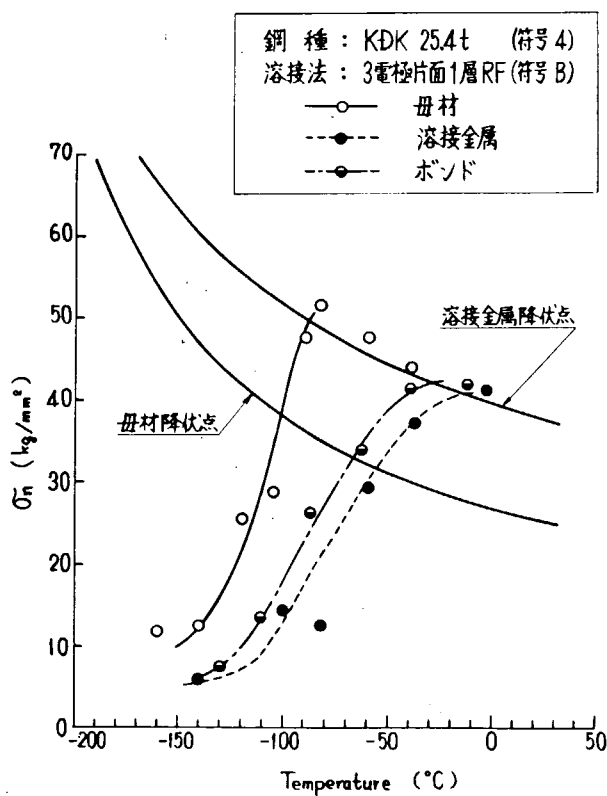


図 62 中央切欠大形引張試験結果
(破壊応力と温度の関係)
[鋼種符号: 4(KDK, 25.4t), 溶接法符号: B(3電極片面1層RF)]

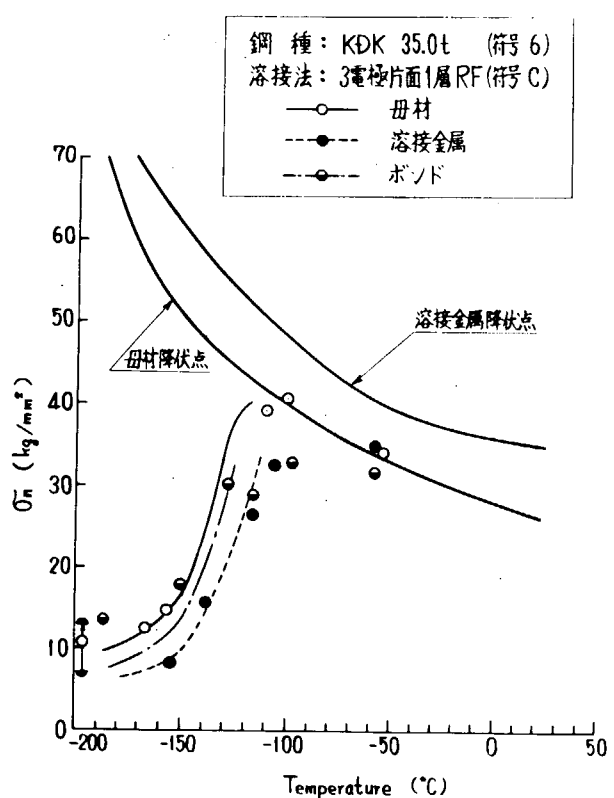


図 63 中央切欠大形引張試験結果
(破壊応力と温度の関係)
[鋼種符号: 6(KDK, 35.0t), 溶接法符号: C(3電極片面1層RF)]

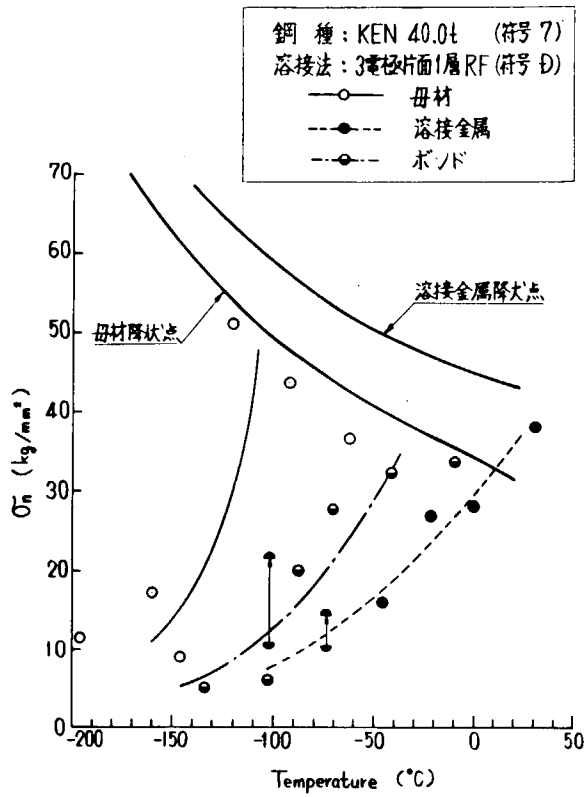


図64 中央切欠大形引張試験結果
(破壊応力と温度の関係)
[鋼種符号: 7(KEN, 40.0t), 溶接法符号: D(3電極片面1層RF)]

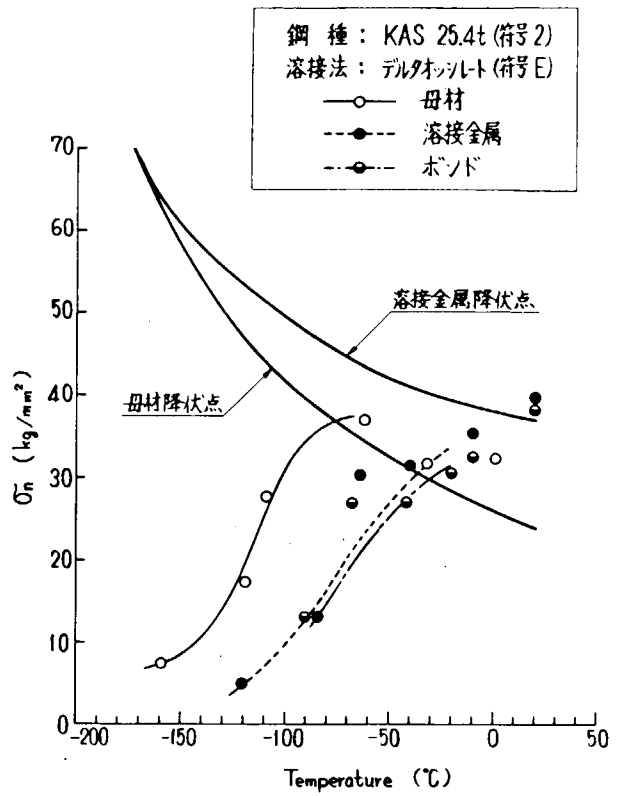


図65 中央切欠大形引張試験結果
(破壊応力と温度の関係)
[鋼種符号: 2(KAS, 25.4t), 溶接法符号: E(デルタソルト)]

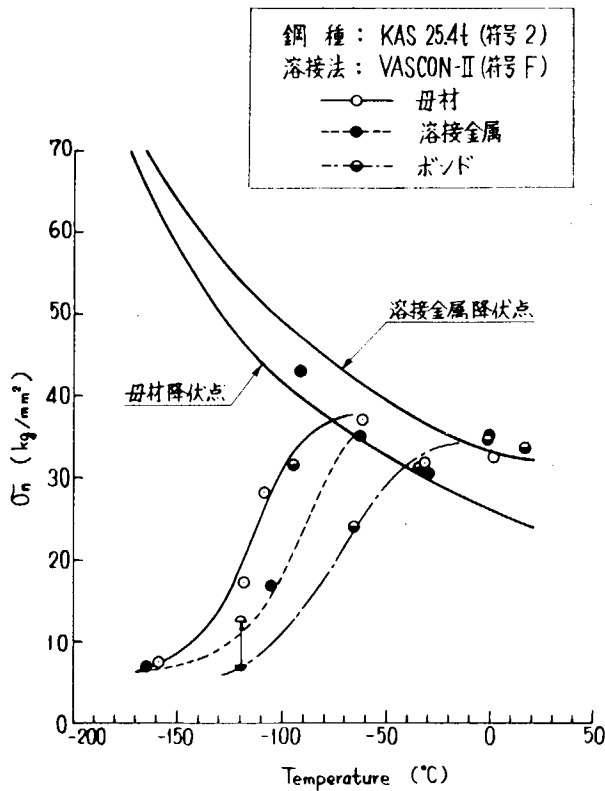


図66 中央切欠大形引張試験結果
(破壊応力と温度の関係)
[鋼種符号: 2(KAS, 25.4t), 溶接法符号: F(VASCON-II)]

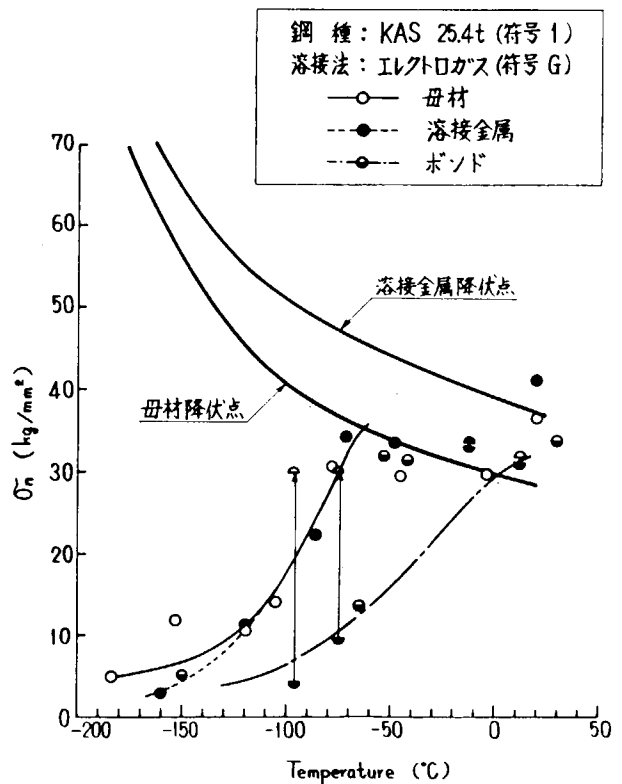


図67 中央切欠大形引張試験結果
(破壊応力と温度の関係)
[鋼種符号: 1(KAS, 25.4t), 溶接法符号: G(エレクトロカス)]

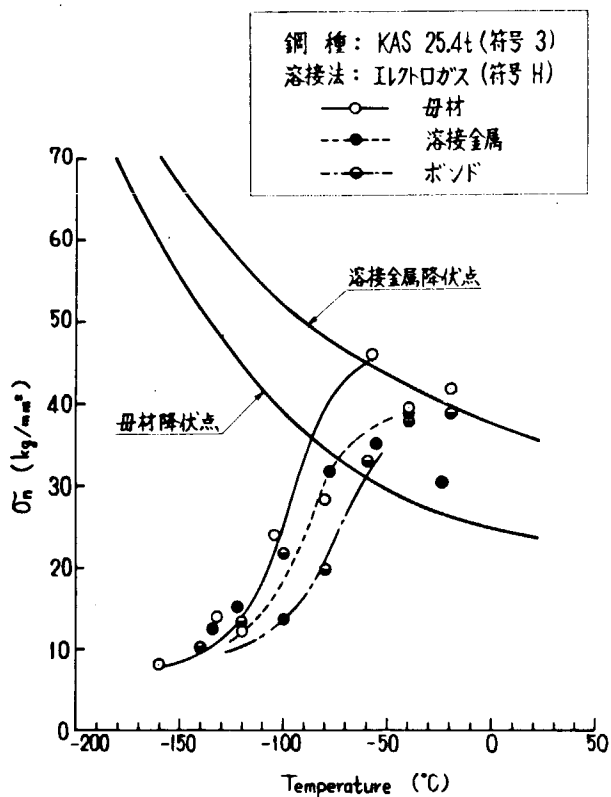


図 68 中央切欠大形引張試験結果
(破壊応力と温度の関係)
(鋼種符号: 3(KAS, 25.4t), 溶接法符号: H(エレクトロガス))

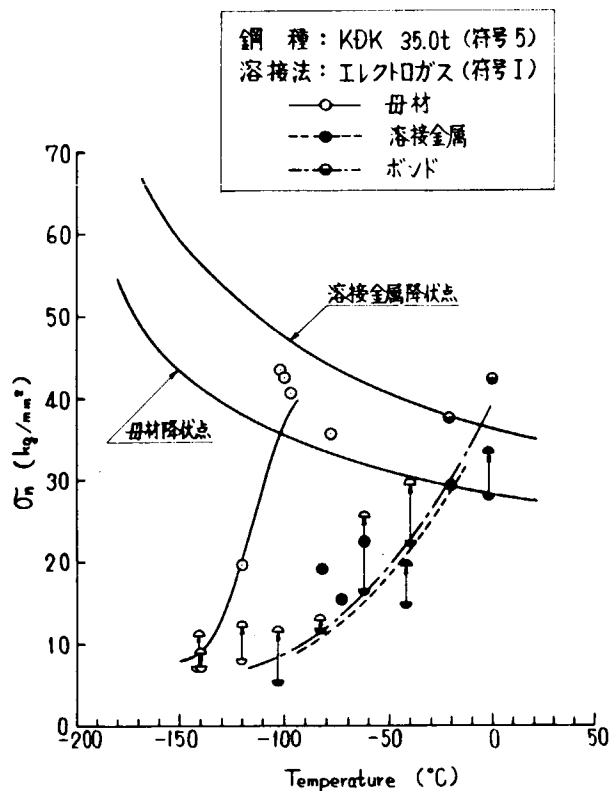


図 69 中央切欠大形引張試験
(破壊応力と温度の関係)
(鋼種符号: 5(KDK, 35.0t), 溶接法符号: I(エレクトロガス))

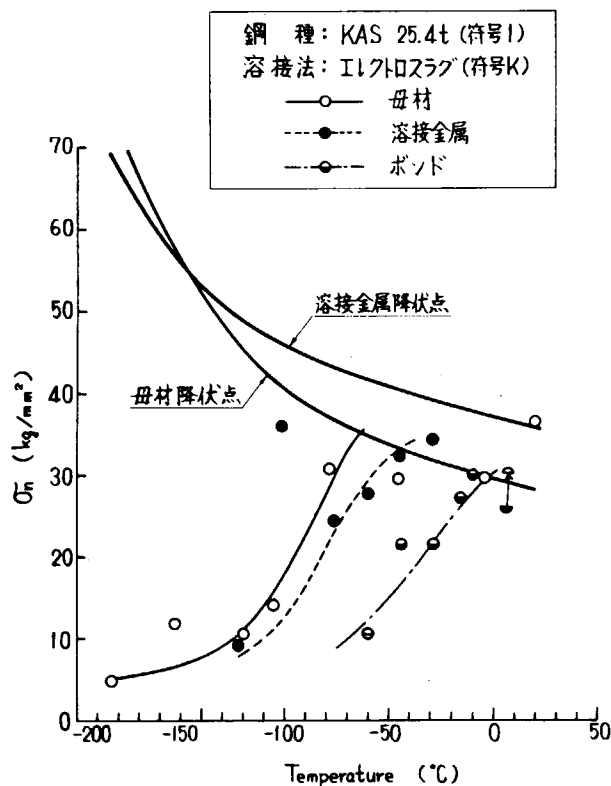


図 70 中央切欠大形引張試験結果
(破壊応力と温度の関係)
(鋼種符号: 1(KAS, 25.4t), 溶接法符号: K(エレクトロスラグ))

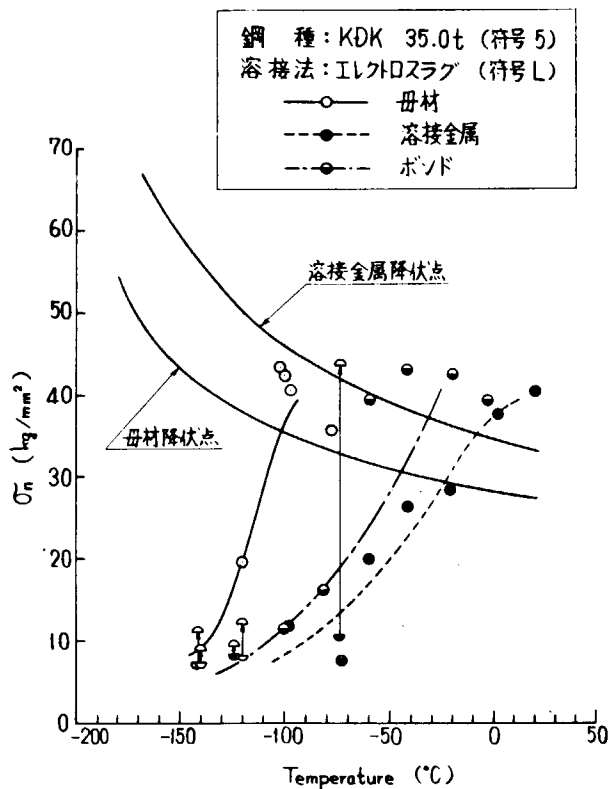


図 71 中央切欠大形引張試験結果
(破壊応力と温度の関係)
(鋼種符号: 5(KDK, 35.0t), 溶接法符号: L(エレクトロスラグ))

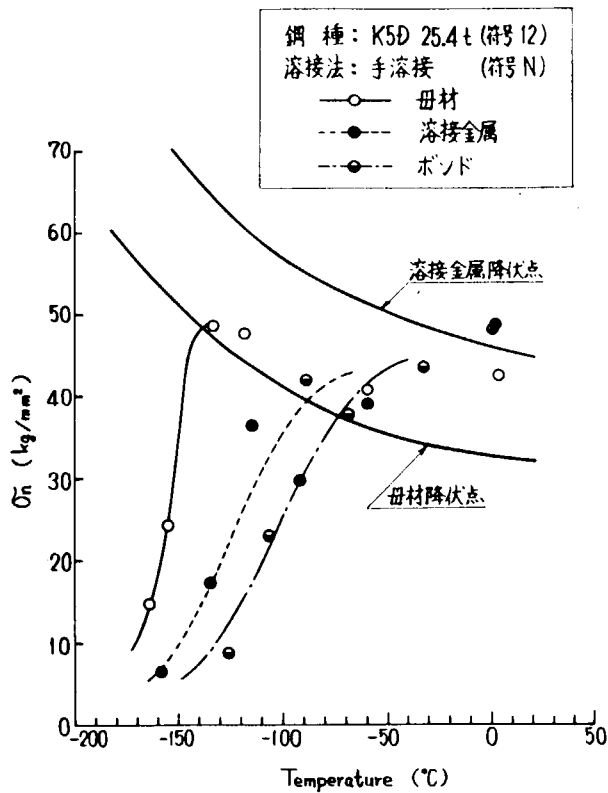


図72 中央切欠大形引張試験結果
(破壊応力と温度の関係)
[鋼種符号: 12(K5D, 25.4t), 溶接法符号: N(手溶接)]

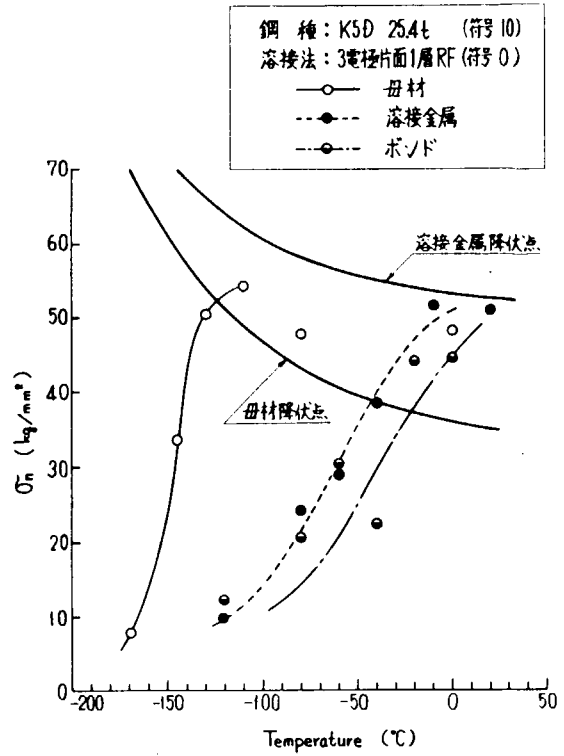


図73 中央切欠大形引張試験結果
(破壊応力と温度の関係)
[鋼種符号: 10(K5D, 25.4t), 溶接法符号: O(3電極片面1層RF)]

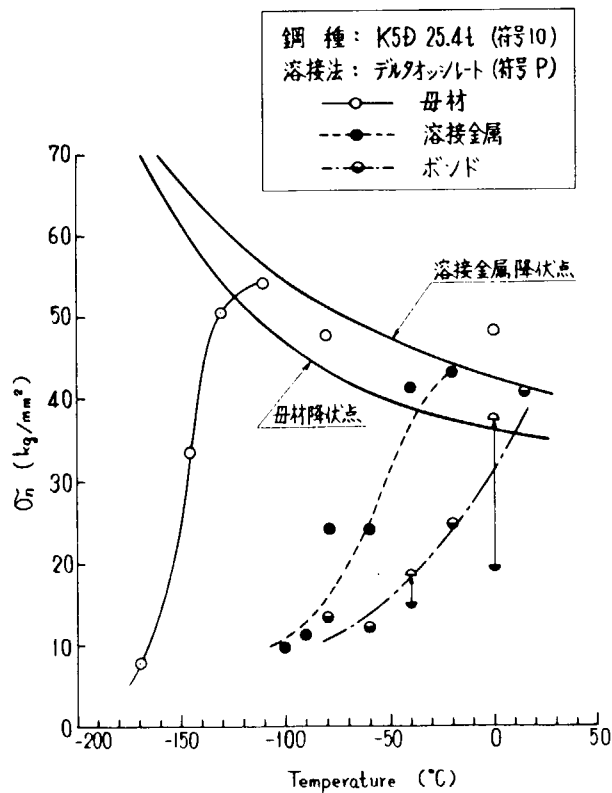


図74 中央切欠大形引張試験結果
(破壊応力と温度の関係)
[鋼種符号: 10(K5D, 25.4t), 溶接法符号: P(デルタオキシド)]

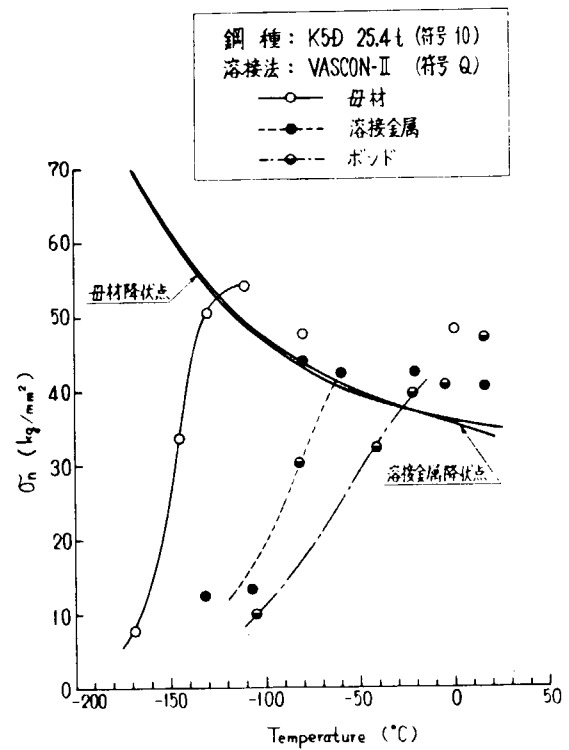


図75 中央切欠大形引張試験結果
(破壊応力と温度の関係)
[鋼種符号: 10(K5D, 25.4t), 溶接法符号: Q(VASCON-II)]

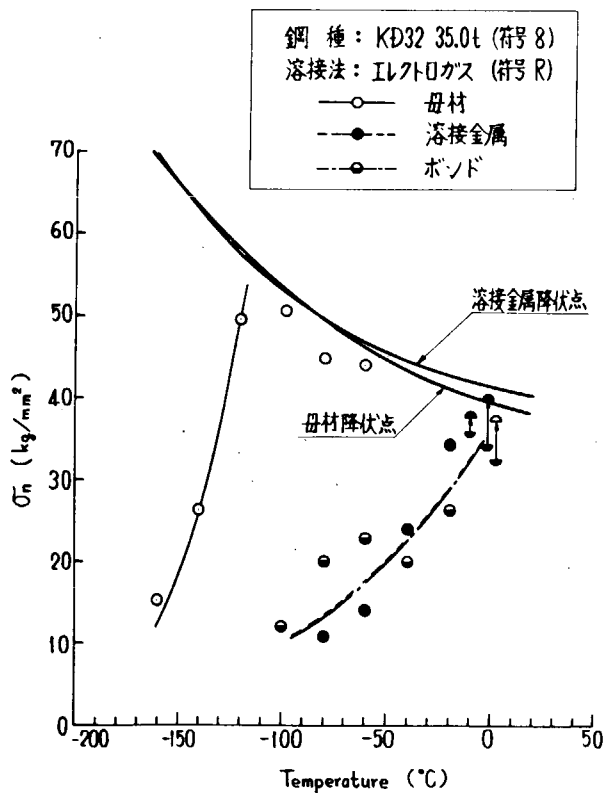


図 76 中央切欠大形引張試験結果
(破壊応力と温度の関係)
[鋼種符号: 8 (KD32, 35.0t), 溶接法符号: R (エレクトロガス)]

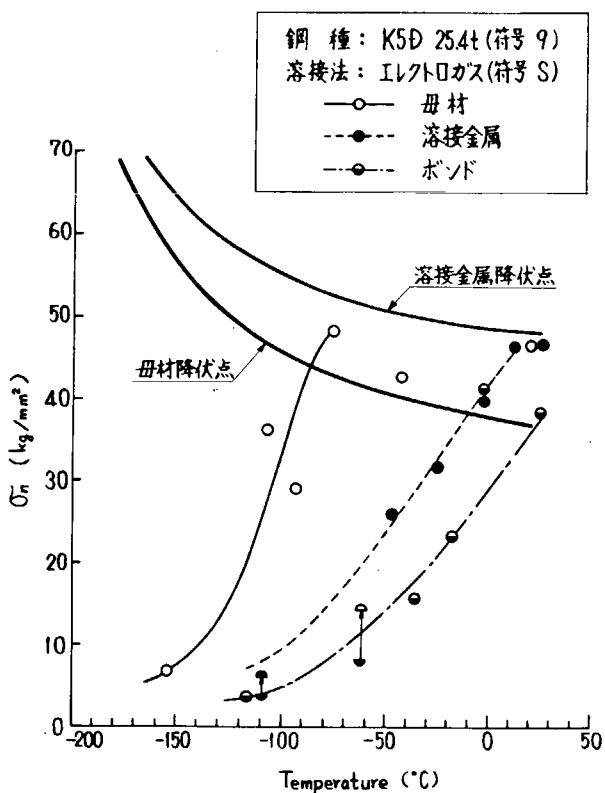


図 77 中央切欠大形引張試験結果
(破壊応力と温度の関係)
[鋼種符号: 9 (K5D, 25.4t), 溶接法符号: S (エレクトロガス)]

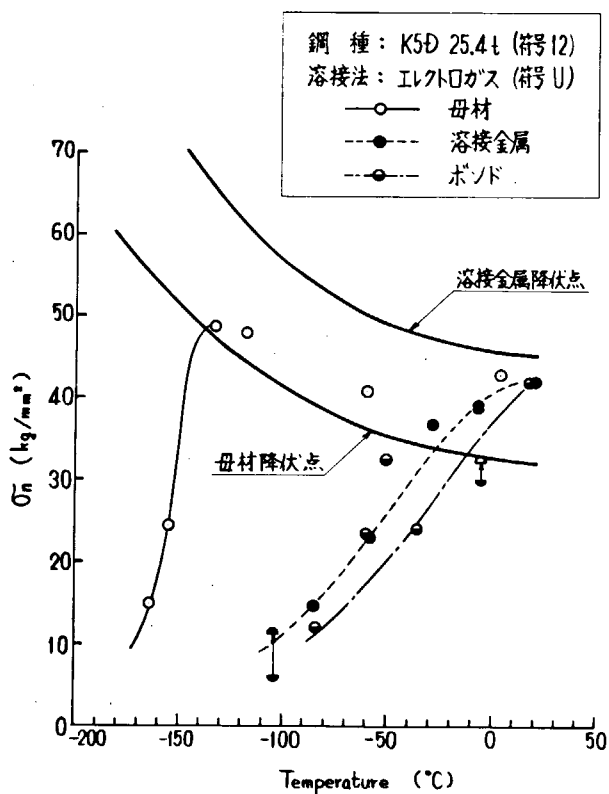


図 78 中央切欠大形引張試験結果
(破壊応力と温度の関係)
[鋼種符号: 12 (K5D, 25.4t), 溶接法符号: U (エレクトロガス)]

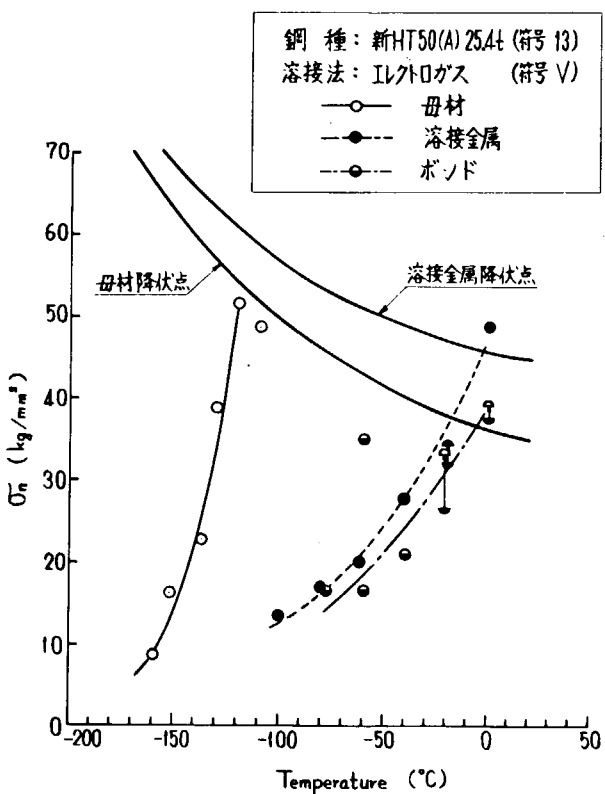


図 79 中央切欠大形引張試験結果
(破壊応力と温度の関係)
[鋼種符号: 13 (新HT50(A), 25.4t), 溶接法符号: V (エレクトロガス)]

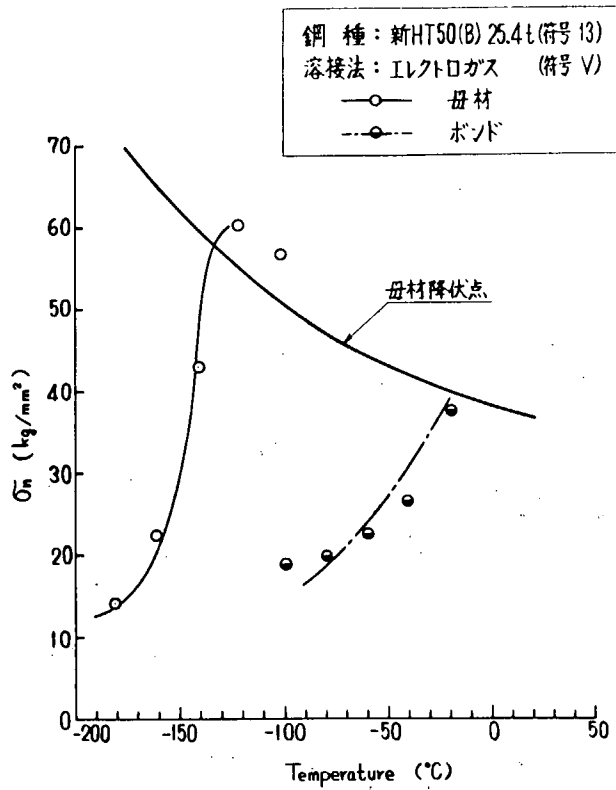


図80 中央切欠大形引張試験結果
(破壊応力と温度の関係)
[鋼種符号:13(新HT50(B),25.4t),溶接法符号:V(エレクトロガス)]

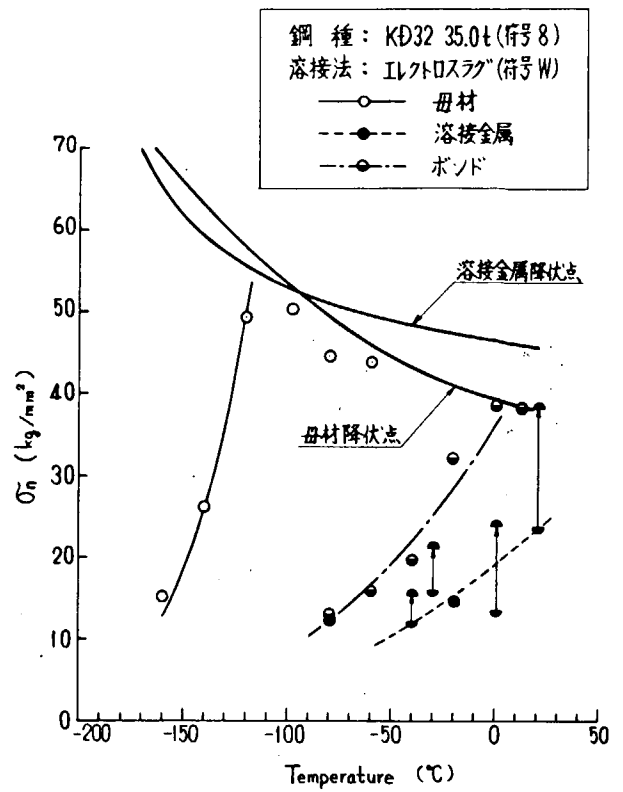


図81 中央切欠大形引張試験結果
(破壊応力と温度の関係)
[鋼種符号:8(KD32,35.0t),溶接法符号:W(エレクトロスラグ)]

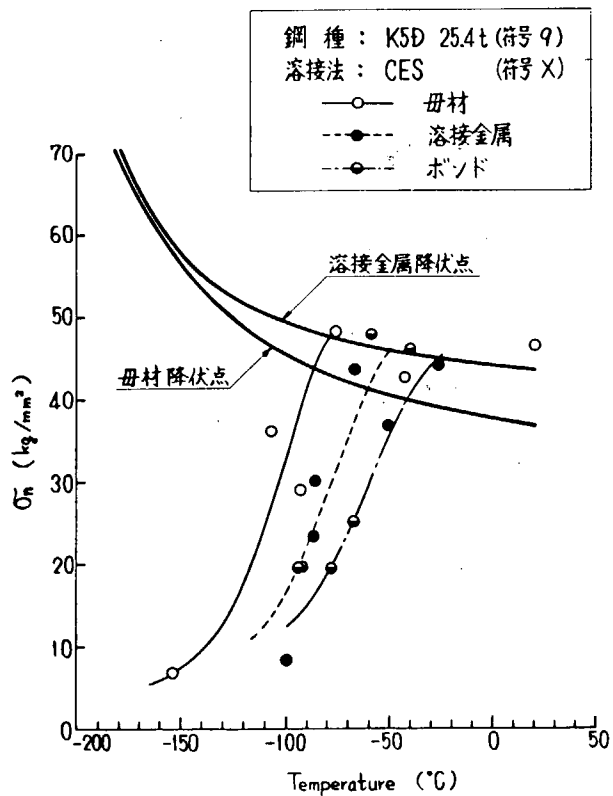


図82 中央切欠大形引張試験結果
(破壊応力と温度の関係)
[鋼種符号:9(K5D,25.4t),溶接法符号:X(CES)]

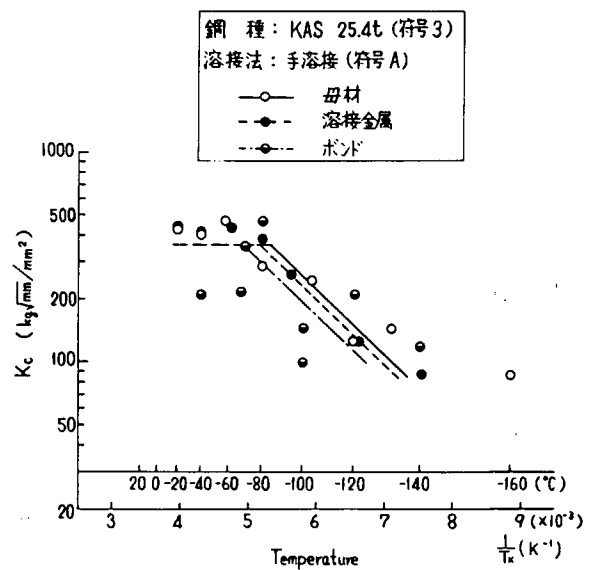


図83 中央切欠大形引張試験結果
(Kc値と温度の関係)
[鋼種符号:3(KAS,25.4t),溶接法符号:A(手溶接)]

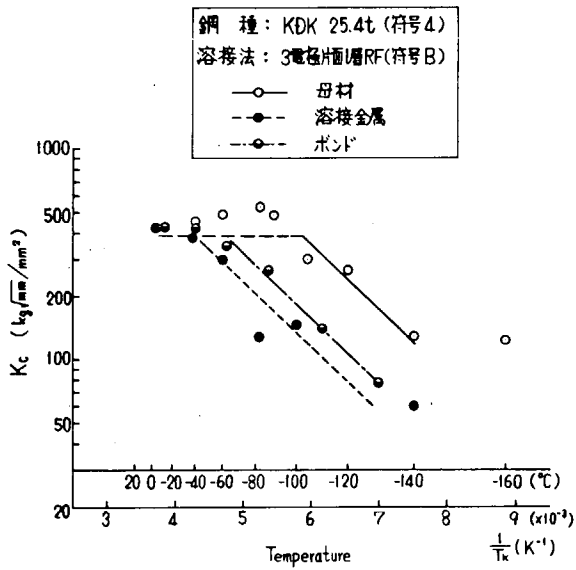


図84 中央切欠大形引張試験結果
(K_c 値と温度の関係)
[鋼種符号:4(KDK,25.4t),溶接法符号:B(3電極片面1層RF)]

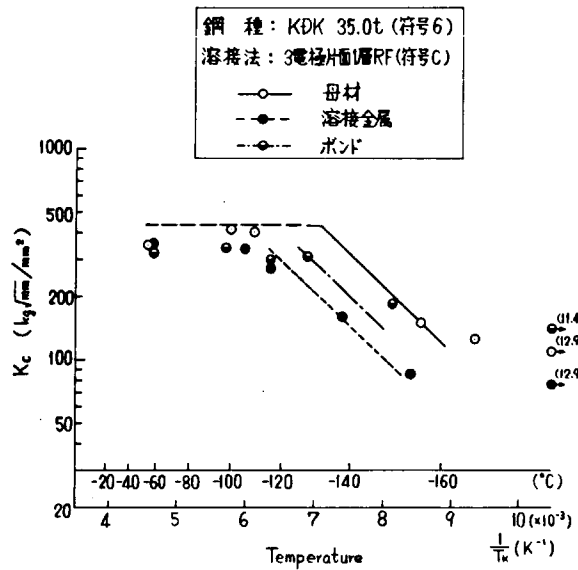


図85 中央切欠大形引張試験結果
(K_c 値と温度の関係)
[鋼種符号:6(KDK,35.0t),溶接法符号:C(3電極片面1層RF)]

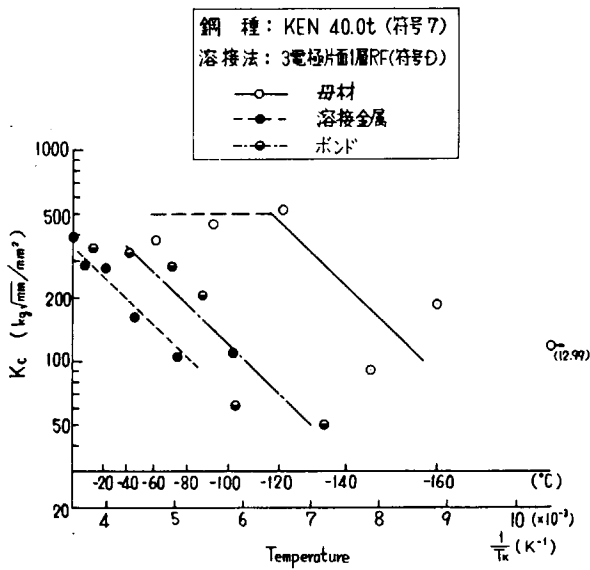


図86 中央切欠大形引張試験結果
(K_c 値と温度の関係)
[鋼種符号:7(KEN,40.0t),溶接法符号:D(3電極片面1層RF)]

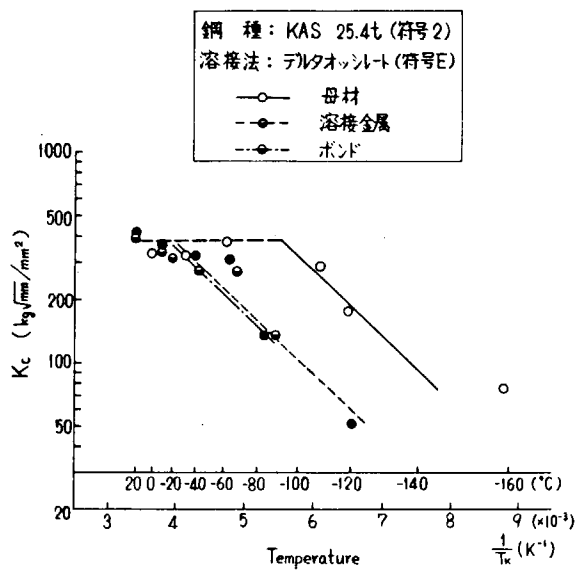


図87 中央切欠大形引張試験結果
(K_c 値と温度の関係)
[鋼種符号:2(KAS,25.4t),溶接法符号:E(テルタオシット)]

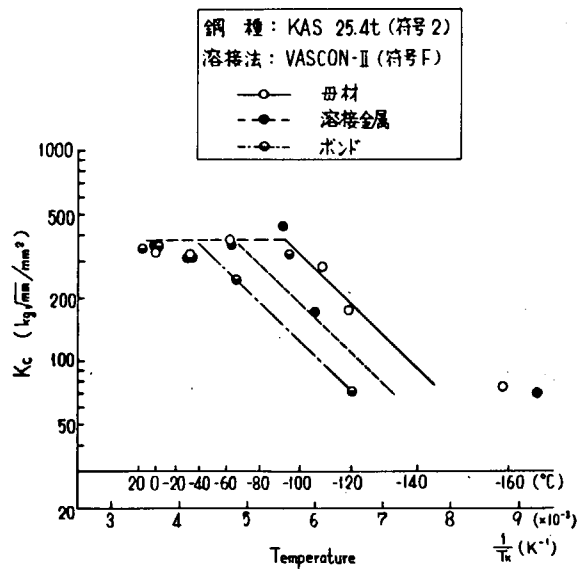


図88 中央切欠大形引張試験結果
(K_c 値と温度の関係)
[鋼種符号:2(KAS,25.4t),溶接法符号:F(VASCON-II)]

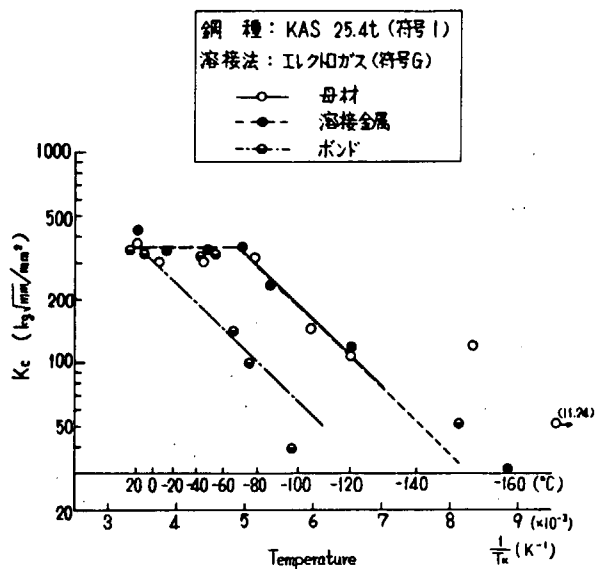


図89 中央切欠大形引張試験結果
(K_c 値と温度の関係)
[鋼種符号:1(KAS,25.4t),溶接法符号:G(エレクトロガス)]

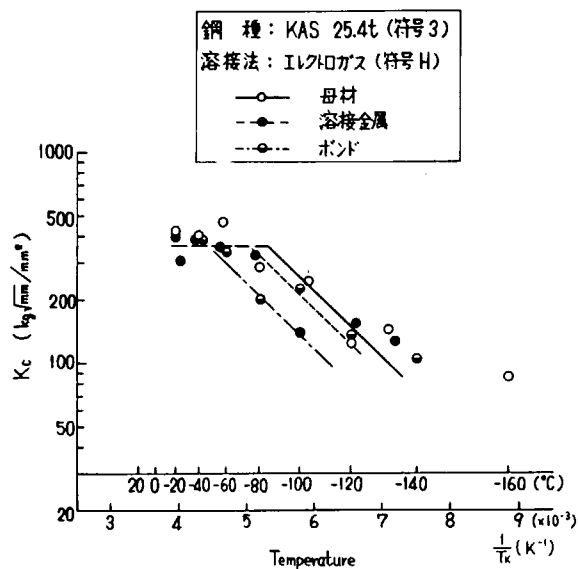


図90 中央切欠大形引張試験結果
(K_c 値と温度の関係)
[鋼種符号:3(KAS,25.4t),溶接法符号:H(エレクトロガス)]

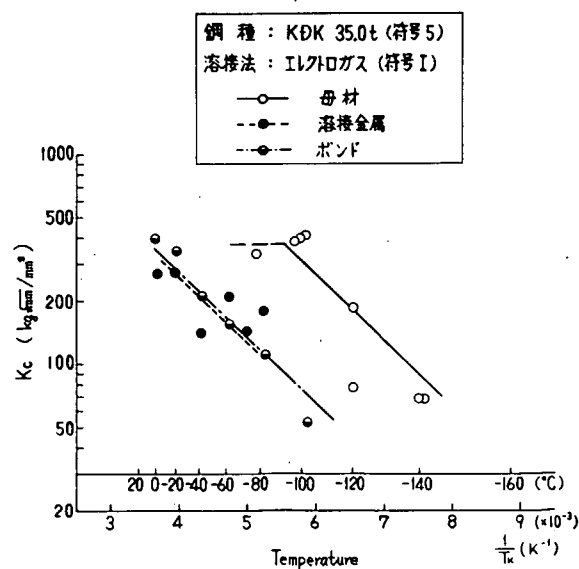


図91 中央切欠大形引張試験結果
(K_c 値と温度の関係)
[鋼種符号:5(KDK,35.0t),溶接法符号:I(エレクトロガス)]

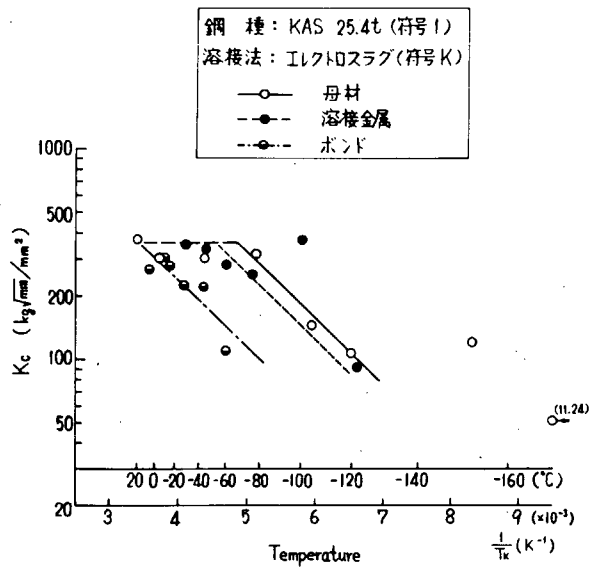


図92 中央切欠大形引張試験結果
(Kc値と温度の関係)
[鋼種符号:1(KAS,25.4t),溶接法符号:K(エレクトロスラグ)]

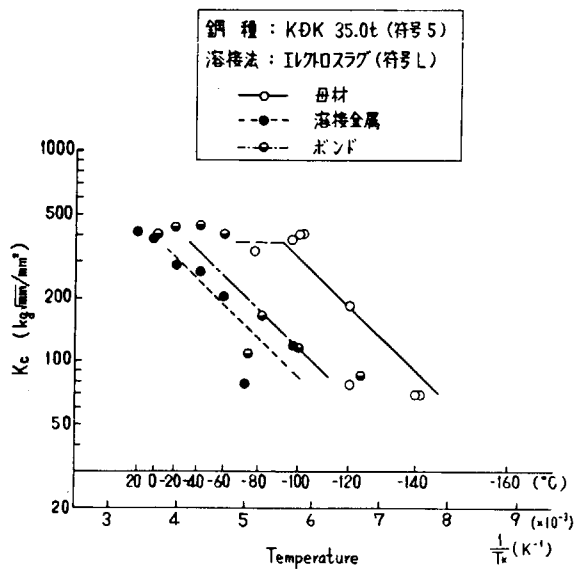


図93 中央切欠大形引張試験結果
(Kc値と温度の関係)
[鋼種符号:5(KDK,35.0t),溶接法符号:L(エレクトロスラグ)]

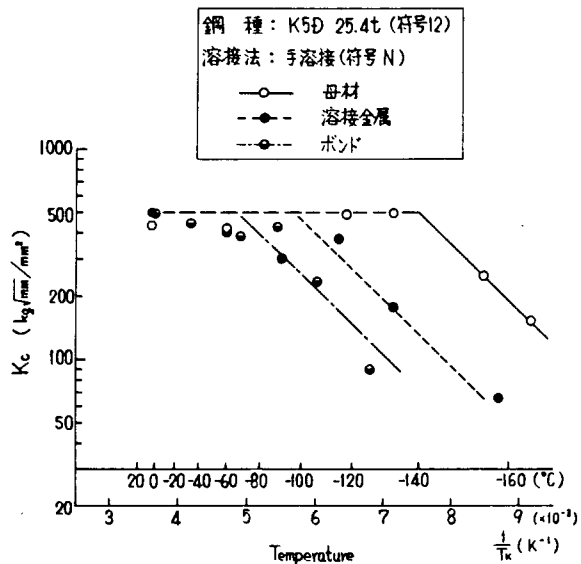


図94 中央切欠大形引張試験結果
(Kc値と温度の関係)
[鋼種符号:12(K5D,25.4t),溶接法符号:N(手溶接)]

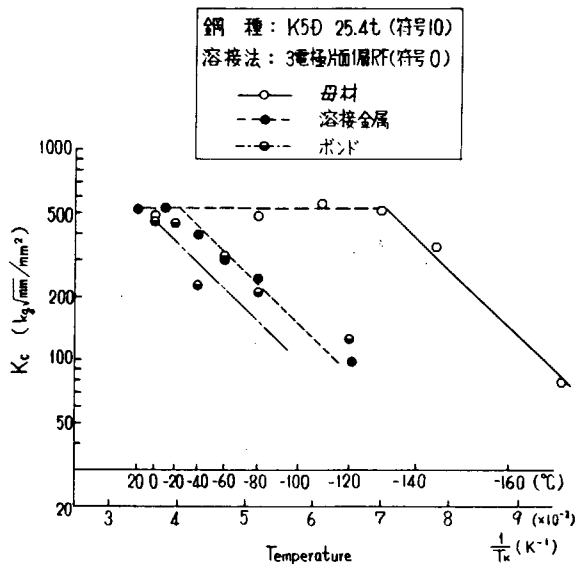


図95 中央切欠大形引張試験結果
(Kc値と温度の関係)
[鋼種符号:10(K5D,25.4t),溶接法符号:0(3電極片面1層RF)]

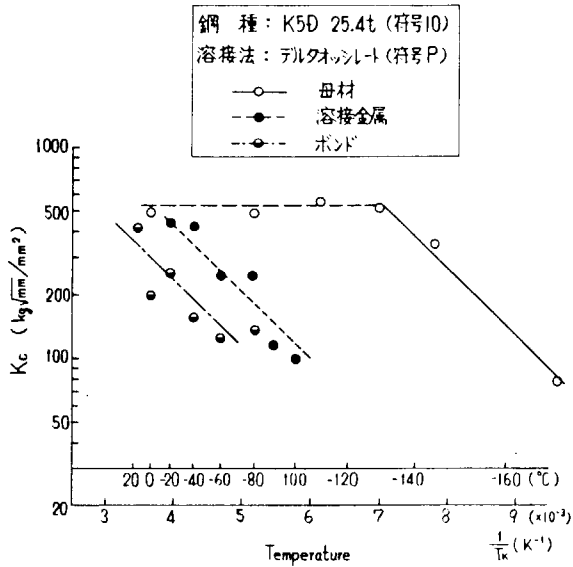


図96 中央切欠大形引張試験結果
(K_c 値と温度の関係)
[鋼種符号:10(K5D,25.4t),溶接法符号:P(テルタオッシュト)]

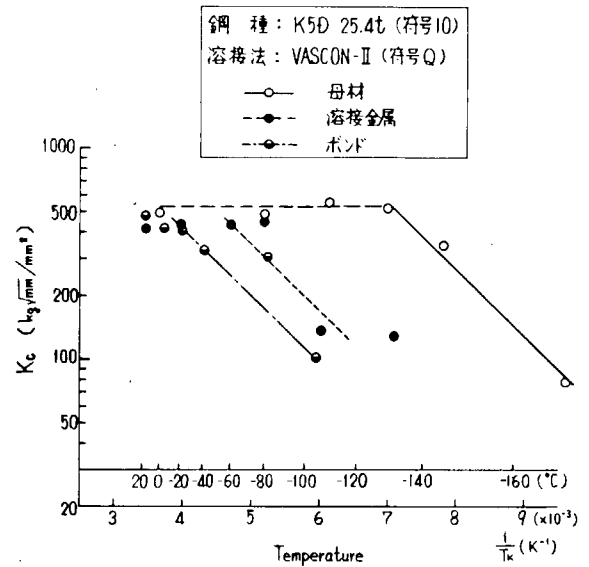


図97 中央切欠大形引張試験結果
(K_c 値と温度の関係)
[鋼種符号:10(K5D,25.4t),溶接法符号:Q(VASCON-II)]

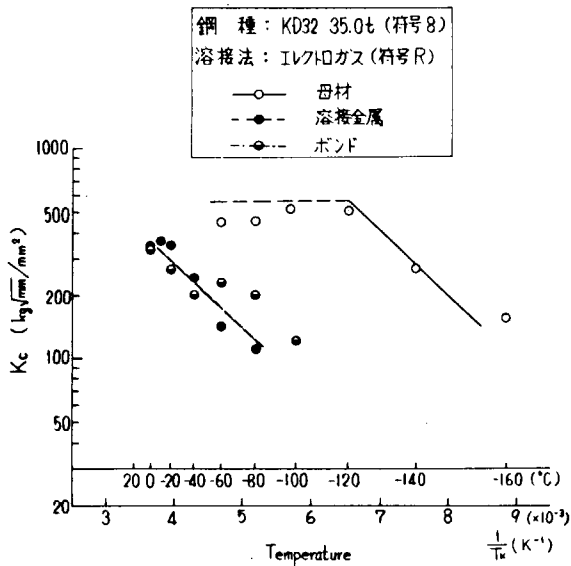


図98 中央切欠大形引張試験結果
(K_c 値と温度の関係)
[鋼種符号:8(KD32,35.0t),溶接法符号:R(エレクトロガス)]

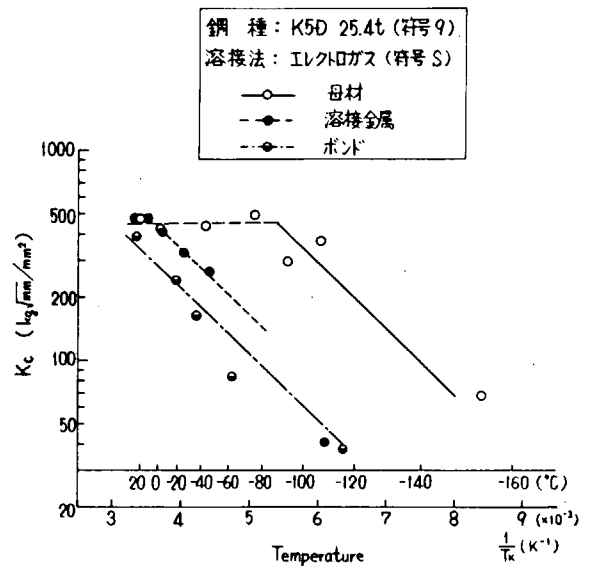


図99 中央切欠大形引張試験結果
(K_c 値と温度の関係)
[鋼種符号:9(K5D,25.4t),溶接法符号:S(エレクトロガス)]

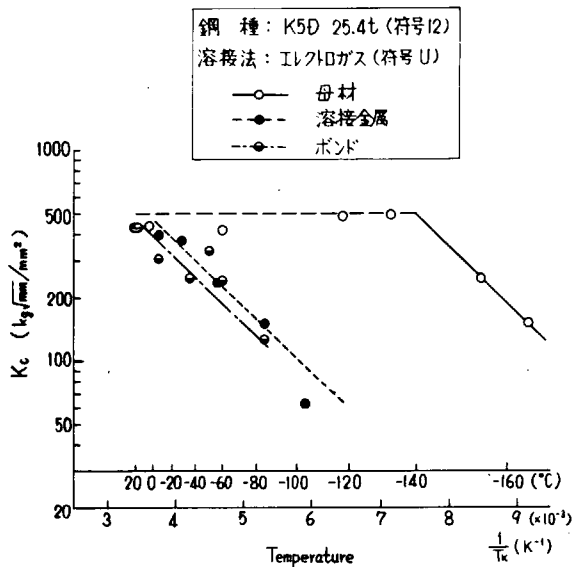


図100 中央切欠大形引張試験結果
(K_c 値と温度の関係)
[鋼種符号: I2(K5D, 25.4t), 溶接法符号: U(エレクトロガス)]

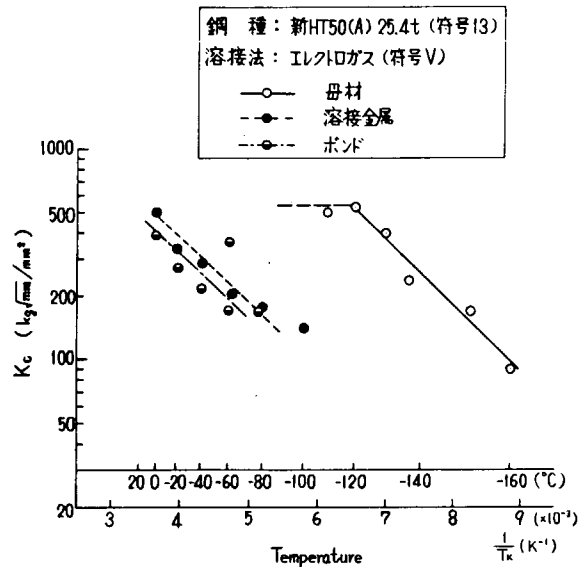


図101 中央切欠大形引張試験結果
(K_c 値と温度の関係)
[鋼種符号: I3(新HT50(A), 25.4t), 溶接法符号: V(エレクトロガス)]

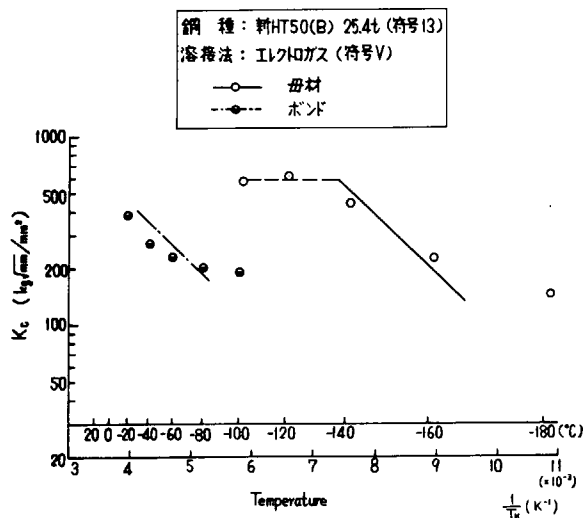


図102 中央切欠大形引張試験結果
(K_c 値と温度の関係)
[鋼種符号: I3(新HT50(B), 25.4t), 溶接法符号: V(エレクトロガス)]

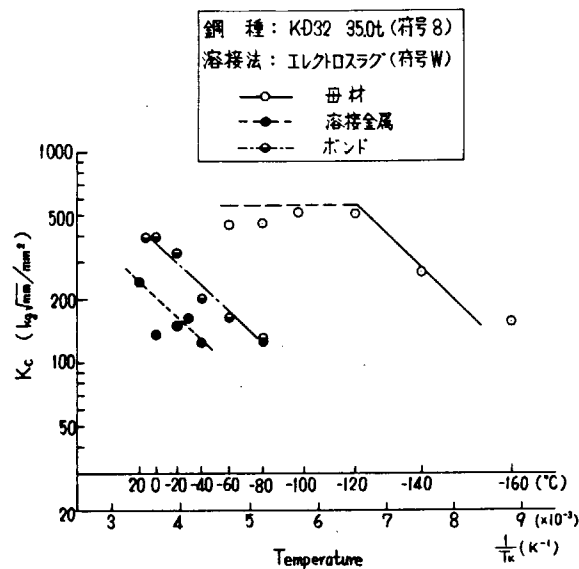


図103 中央切欠大形引張試験結果
(K_c 値と温度の関係)
[鋼種符号: 8(KD32, 35.0t), 溶接法符号: W(エレクトロスラグ)]

表 13 中央切欠大形引張試験結果 (No.1)
(一般船体用軟鋼板)

符号	溶接法	鋼種 符号	ノッチ位置	$\sigma_{0.13}(\text{Ti})_{c=40}$ (°C) ($K_c=146 \text{ kg/mm}^2/\text{mm}^2$)
A	手溶接	KAS (25.4t)	母材 溶接金属 ボンド	-121 -118 -112
B		KDK (25.4t)	母材 溶接金属 ボンド	-136 -97 -110
C	3重極片面層付	KDK (35.0t)	母材 溶接金属 ボンド	-157 -140 -147
D		KEN (40.0t)	母材 溶接金属 ボンド	-150 -60 -93
E	デルタホシレト	KAS (25.4t)	母材 溶接金属 ボンド	-127 -85 -81
F	VASCON-II	KAS (25.4t)	母材 溶接金属 ボンド	-127 -110 -93
G		KAS (25.4t)	母材 溶接金属 ボンド	-110 -110 -59
H	イルクトロガス	KDK (35.0t)	母材 溶接金属 ボンド	-121 -114 -97
I		KDK (35.0t)	母材 溶接金属 ボンド	-127 -65 -68
K	イルクトロガス	KAS (25.4t)	母材 溶接金属 ボンド	-110 -100 -59
L		KDK (35.0t)	母材 溶接金属 ボンド	-127 -74 -90

鋼種: K5D 25.4t (符号 9)
溶接法: CES (符号 X)
○— 母材
●— 溶接金属
●— ボンド

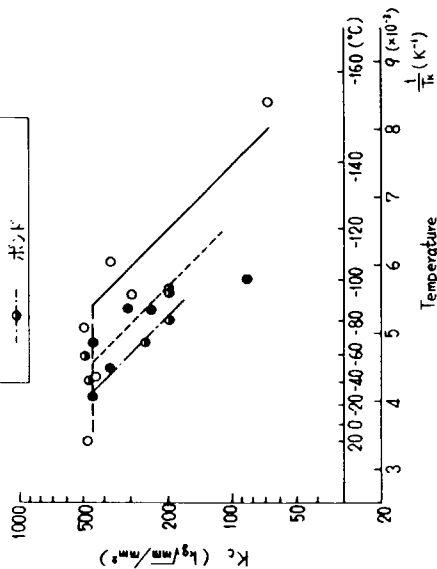


図 104 中央切欠大形引張試験結果
(K_c 値と温度の関係)
[鋼種符号: 9 (K5D 25.4t), 溶接法符号: X (CES)]

表 14 中央切欠大形引張試験結果 (No.2)
(船体用 50kg 級高張力鋼板)

符号	溶接法	鋼種 符号	ノッチ位置	$\sigma_{0.1d}(\text{Ti})_{c=40}$ (°C) ($K_c=179 \text{ kg/mm}^2/\text{mm}^2$)
N	手溶接	K5D (25.4t)	母材 溶接金属 ボンド	-161 -132 -113
O	3重極片面層付	K5D (25.4t)	母材 溶接金属 ボンド	-156 -92 -71
P	デルタホシレト	K5D (25.4t)	母材 溶接金属 ボンド	-156 -80 -44
Q	VASCON-II	K5D (25.4t)	母材 溶接金属 ボンド	-156 -104 -78
R		KD32 (35.0t)	母材 溶接金属 ボンド	-150 -58 -58
S		K5D (25.4t)	母材 溶接金属 ボンド	-123 -68 -40
U	イルクトロガス	K5D (25.4t)	母材 溶接金属 ボンド	-161 -73 -62
V		新HT50 (A) (25.4t)	母材 溶接金属 ボンド	-148 -74 -64
W	イルクトロガス	新HT50 (B) (25.4t)	母材 溶接金属 ボンド	-162 -82 -150
X	CES	KD32 (35.0t)	母材 溶接金属 ボンド	-11 -58 -123
		K5D (25.4t)	母材 溶接金属 ボンド	-101 -87

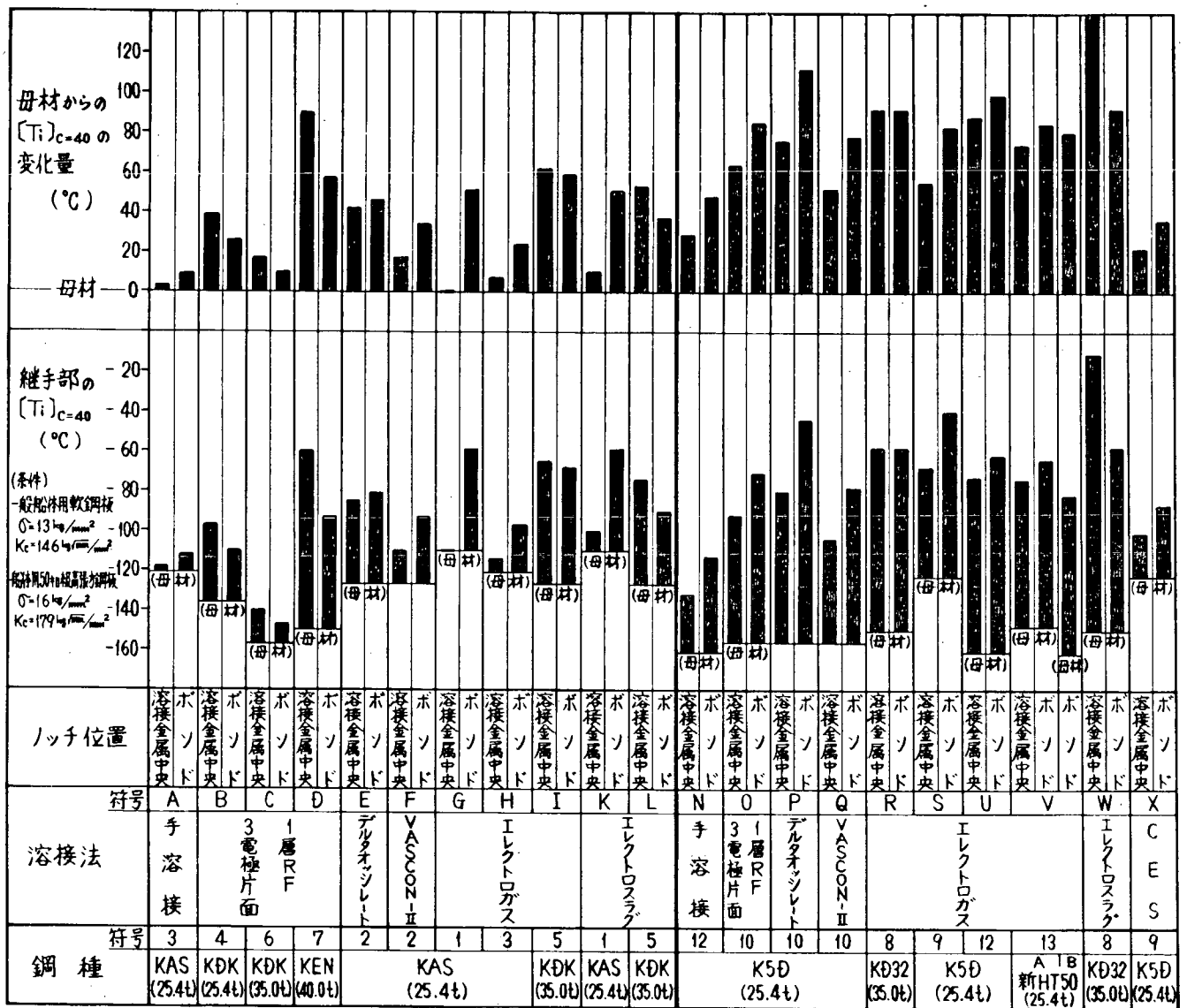


図105 中央切欠大形引張試験結果による $\sigma_y/2$ 応力での $[Ti]_{c=40}$ の比較

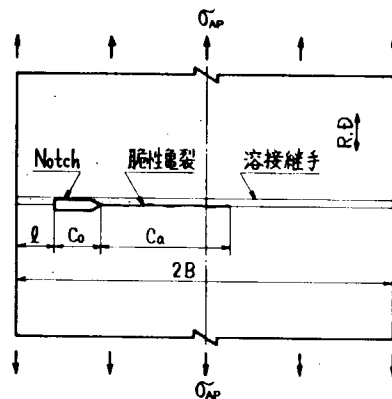


図106 大形伝播試験片形状

表15 各種母材についての大形伝播試験結果

鋼種 符号	試験片 符号	試験片寸法			試験温度 分布形式	衝撃功 E _T (kg-m)	クローズ力 σ _{AP} (kg/mm ²)	停止ワーク C _a (mm)	停止温度 T _a (°C)	脆性破壊 伝播抵抗値 K _{IC} (kg ^{1/2} mm ^{3/2})	備 考	
		2B (mm)	Co (mm)	ℓ (mm)								
KAS (25.4t)	1	1-1	2000	200	300	勾配	235	8.0	540	17	308	
		1-2	2000	200	300	勾配	235	13.0	657	32	549	
		1-3	2000	200	300	勾配	235	8.0	1233	42	584	
		1-4	2000	200	300	勾配	235	10.0	827	26	481	
	2	2-1	2000	200	300	勾配	235	13.0	1055	36	754	
		2-2	2000	200	300	勾配	235	15.0	835	26	723	
		2-3	2000	200	300	勾配	235	10.0	810	11	472	
		2-4	2000	200	300	勾配	235	8.0	1040	12	457	
KDK (25.4t)	4	4-1	2000	200	300	勾配	170	23.0	345	13	575	
		4-2	2000	200	300	勾配	170	13.0	712	5	297	
		4-3	2000	200	300	勾配	170	15.0	736	8	394	
		4-4	2000	200	300	勾配	170	10.0	496	-13	150	
KDK (35.0t)	6	6-1	2000	200	300	勾配	300	7.0	690	0	302	
		6-2	1500	200	200	勾配	300	14.0	670	24	651	
		6-3	2000	200	300	勾配	300	10.0	940	17	524	
		6-4	2000	200	300	勾配	300	8.0	963	12	428	
KEN (40.0t)	7	7-1	2000	200	300	勾配	450	12.5	1038	21	713	
		7-2	2000	200	300	勾配	450	10.0	780	9	462	
		7-3	2000	200	300	勾配	450	15.0	930	24	779	
		7-4	2000	200	300	勾配	450	7.5	564	9	293	
KD32 (35.0t)	8	8-1	2000	200	300	勾配	350	8.0	985	-15	436	
		8-2	2000	250	300	勾配	350	10.2	890	-11	536	
		8-3	1500	200	200	勾配	350	14.5	600	1	629	
		8-4	2000	200	300	勾配	170	23.0	1030	5	1304	
K5D (25.4t)	9	9-1	2000	200	300	勾配	170	15.8	402	-5	534	
		9-2	2000	200	300	勾配	170	22.5	454	-6	801	
		9-3	2000	200	300	勾配	170	24.5	420	0	845	
		9-4	2000	200	300	勾配	170	9.0	504	-38	334	
	10	10-1	2000	200	300	勾配	235	11.5	430	-29	401	
		10-2	2000	200	300	勾配	235	10.0	1130	-5	626	
		10-3	2000	200	300	勾配	235	14.4	860	-7	710	
		10-4	1700	200	200	勾配	235	17.0	600	-8	723	
	12	12-1	2000	200	300	勾配	300	15.0	834	5	723	
		12-2	1500	200	200	勾配	300	18.0	570	1	756	
		12-3	2000	200	300	勾配	300	8.0	922	-10	413	
		12-4	2000	200	300	勾配	300	10.0	993	-2	548	
新HT50(A) (25.4t)	13	13-1	2000	200	300	勾配	—	15.0	930 600	0 -20	780 603	負荷保持中ワーク発生ワークは230mm直進後枝分れして停止。
		13-2	2000	200	300	勾配	—	10.0	725	-32	443	負荷保持中ワーク発生ワークは725mm直進後停止。
		13-3	2000	200	300	勾配	170	14.0	570 820	-36 -19	549 665	ワークは70mm直進後枝分れして停止。
		13-4	2000	200	300	勾配	170	18.0	700 660	-8 -11	783 760	ワークは180mm直進後枝分れして停止。

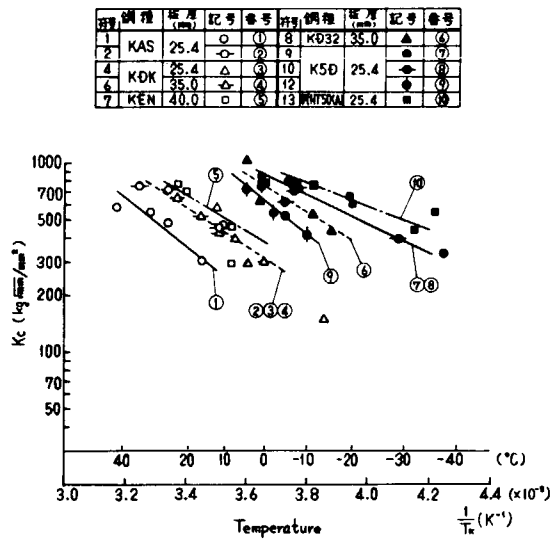


図107 大形伝播試験結果
[母材: 1,2,4,6,7,8,9,10,12,13]

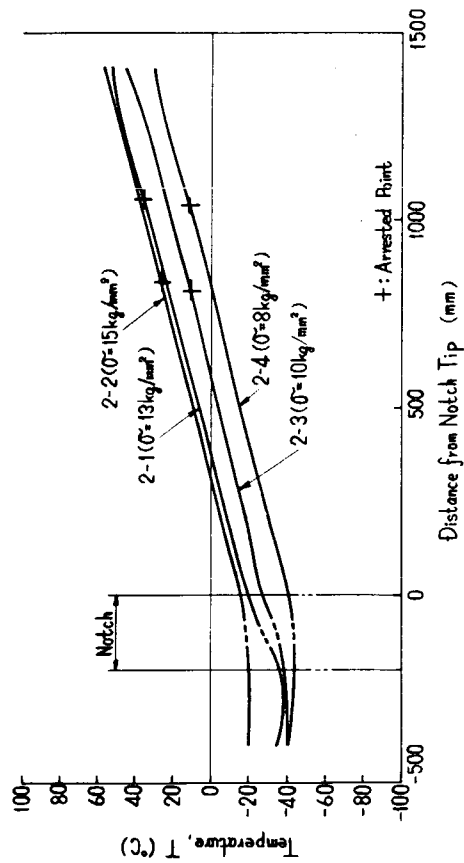


図108 大形伝播試験における温度分布
[鋼種符号: 2(KAS,25.4t), 母材]

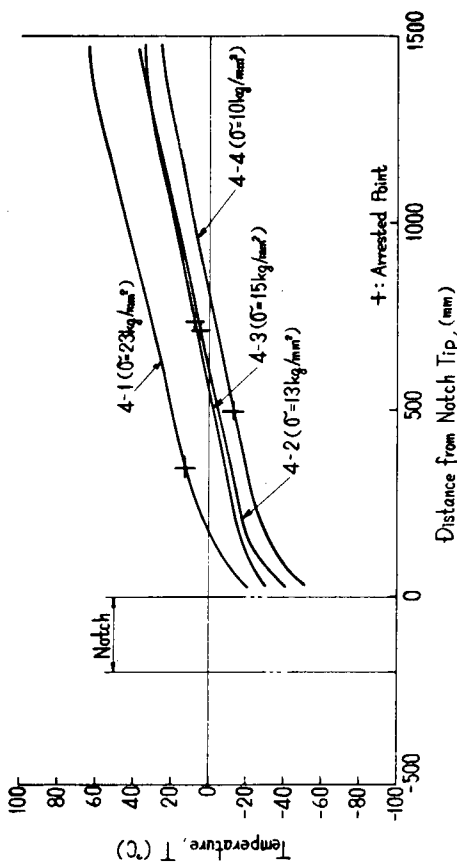


図109 大形伝播試験における温度分布
[鋼種符号: 4(KD32,25.4t), 母材]

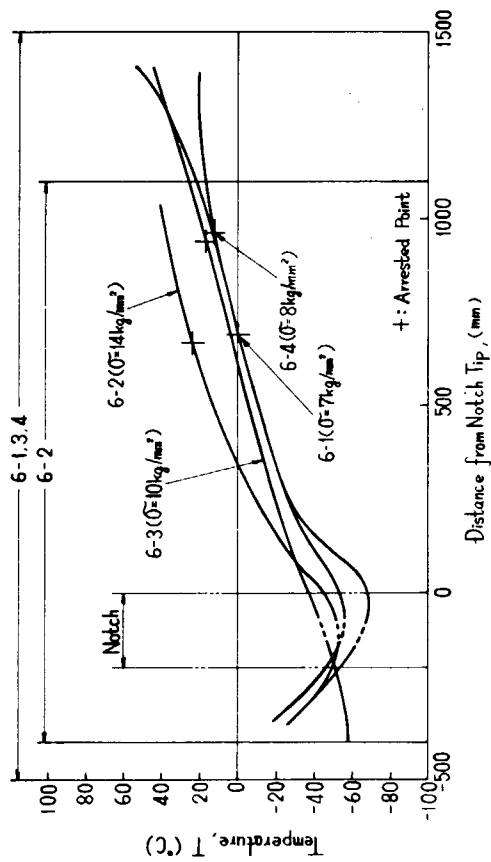


図110 大形伝播試験における温度分布
[鋼種符号: 6(KDK,35.0t), 母材]

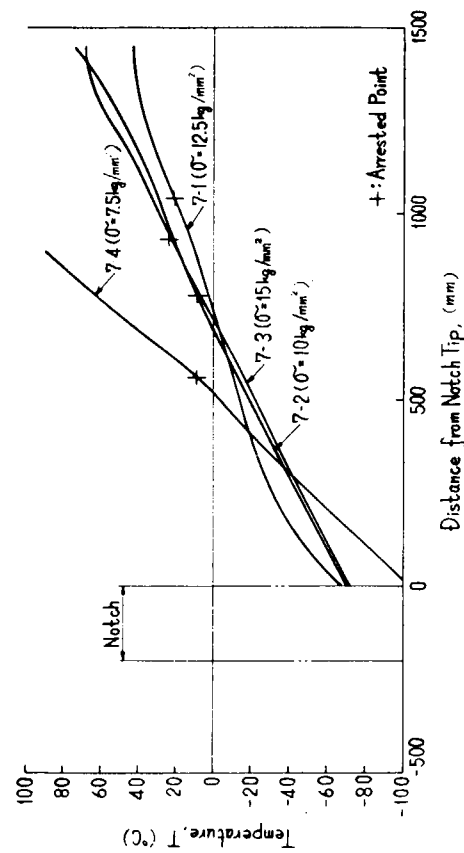


図111 大形伝播試験における温度分布
[鋼種符号: 7(KEN, 40.0t), 母材]

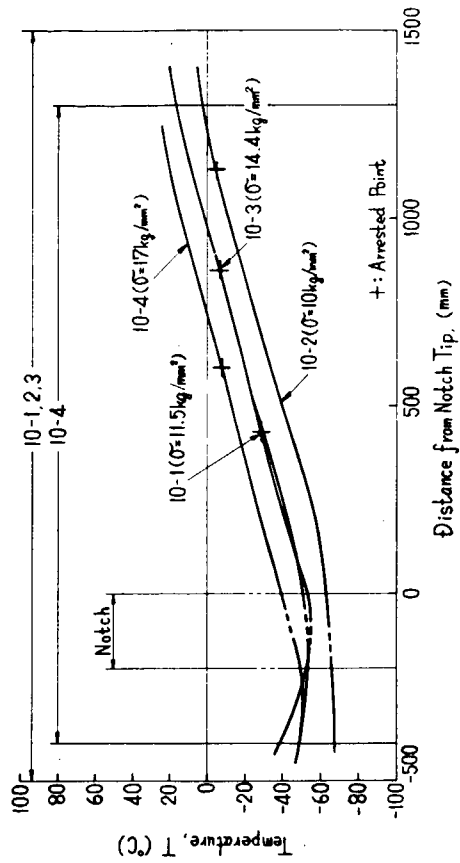


図113 大形伝播試験における温度分布
[鋼種符号: 10(K5D, 25.4t), 母材]

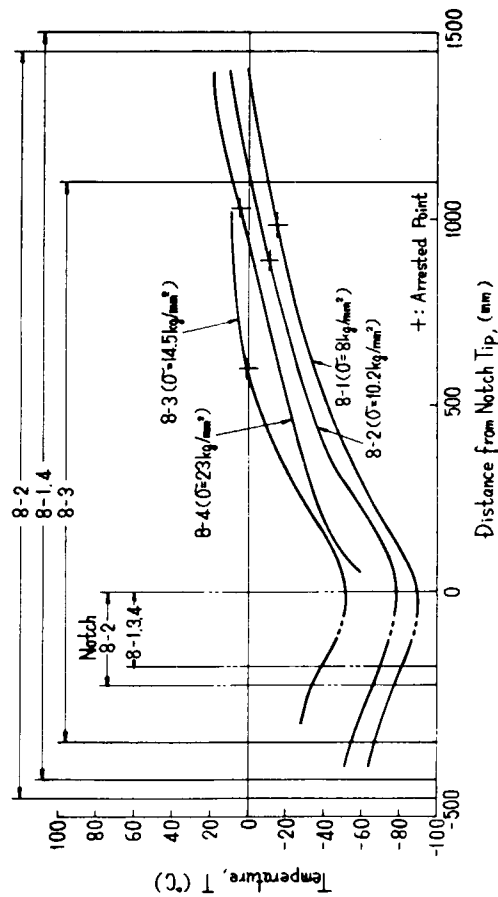


図112 大形伝播試験における温度分布
[鋼種符号: 8(KD32, 35.0t), 母材]

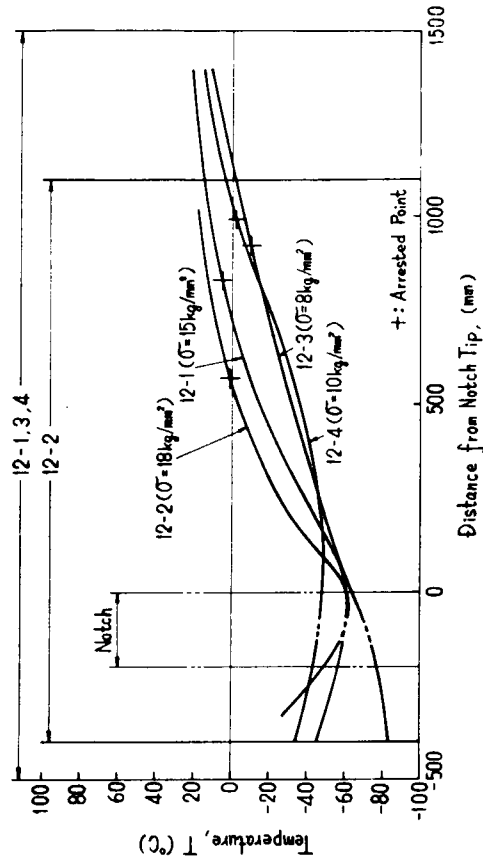


図114 大形伝播試験における温度分布
[鋼種符号: 12(K5D, 25.4t), 母材]

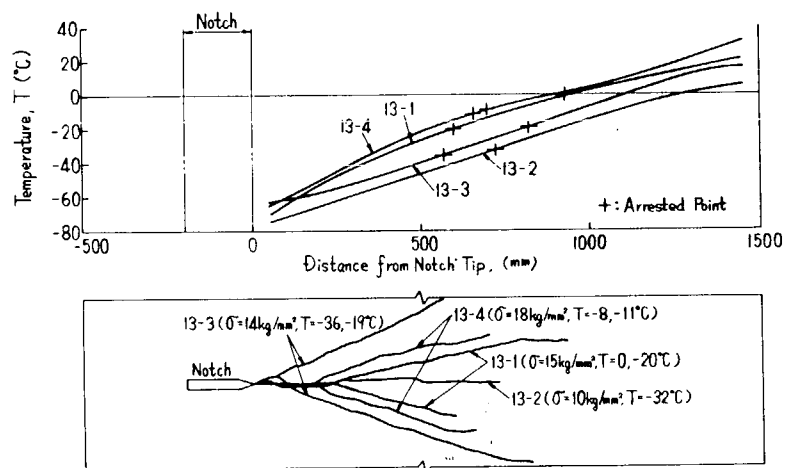


図115 大形伝播試験における温度分布と脆性亀裂伝播経路
 [鋼種符号: 13(新HT50(A), 2S.4t), 母材]

表16 各種溶接継手についての大形伝播試験結果(その1)
(一般船体用軟鋼板)

溶接法 符号	鋼種 符号	試験片 符号	試験片寸法			試験温度 分布形式	衝撃 エネルギー E _T (kg·m)	伝播力 σ _{Ar} (kg/cm ²)	伝播長さ C _a (mm)	停止温度 T _a (°C)	脆性破壊 伝播長さ K _c (kg/cm ²)	備考		
			2B (mm)	C ₀ (mm)	l (mm)									
B	KDK (25.4t)	4	4-B-1	2000	200	300	平坦	170	18.0	240	-8	506	クラックは240mmボンド部を伝播して停止。	
			4-B-2	2000	200	300	平坦	170	22.0	—	—	—	クラックは切欠より直ちに母材へ破断。	
			4-B-3	2000	200	300	平坦	170	23.0	712	-2	1013	クラックは溶接金属を420mmボンド部を312mm伝播して停止。	
			4-B-4	2000	200	300	平坦	170	23.0	—	—	—	クラックは切欠より直ちに母材へ破断。	
			4-B-5	2000	200	300	平坦	170	23.0	>550	>-5	<891	クラックは溶接金属を700mmボンド部を360mm伝播した後母材へ破断(溶接部を直進したとみられる)。	
			4-B-6	2000	200	300	平坦	170	20.0	—	—	—	クラックは切欠より直ちに母材へ破断。	
C 3電極片面 1層RF	KDK (35.0t)	6	6-C-1	1500	200	200	平坦	200	13.0	590	-11	558	クラックは切欠より溶接金属へ入り他方のボンド部を590mm伝播停止。その後クラック再発生母材へ破断。	
			6-C-2	1500	200	200	平坦	200	13.0	>500	>-4	<511	クラックはボンド部(表面溶接金属)を貫通破断。	
			6-C-3	2000	200	300	平坦	自然発生	20.0	480	—	1	730	温度調整中クラック発生。クラックは溶接金属伝播。他方の表面ボンド部に入り480mmにて停止。
			6-C-4	2000	200	300	平坦	170	18.0	>635	>-5	<745	クラックは溶接金属を伝播635mmにて母材へ破断。	
			6-C-5	2000	200	300	勻配	170	18.0	>170	>-21	<459	クラックはボンド部HAZ部を50mm伝播。小口側から起し一方はボンド部を70mmにて停止。他方は母材へ830mmにて停止。	
			6-C-6	2000	200	300	平坦	170	18.0	250	-7	513	クラックはボンド部(表面溶接金属)を250mm伝播停止。	
D	KEN (40.0t)	7	7-D-1	2000	200	300	平坦	450	10.0	>140	>-31	<242	クラックはボンド部を100mm伝播し溶接金属を横切。反対側のボンド部に達し母材へ350mmにて停止。	
			7-D-2	1800	200	250	平坦	450	13.9	>160	>-16	<349	クラックはボンド部を160mm伝播し母材へ380mmにて停止。	
			7-D-3	1800	200	250	平坦	450	22.2	>290	>0	<677	クラックはゆるやかに反対側のボンド部へ移り580mmにて伝播した後枝分れし母材へ破断。	
			7-D-4	1500	200	200	平坦	450	16.7	>160	>-2	<433	クラックはボンド部を160mm伝播し母材へ690mmにて停止。	
			7-D-5	1500	200	200	平坦	450	15.0	>270	>-6	<458	クラックはボンド部を200mm伝播し溶接金属を横切。反対側のボンド部に達し母材へ580mmにて停止。	
			7-D-6	1500	200	200	平坦	0	15.8	>160	>-18	<409	調整後荷重上昇中クラック発生。クラックはボンド部を160mm伝播し母材へ360mmにて停止。	
E デルタポルト	KAS (25.4t)	2	2-E-1	2000	200	300	平坦	200	15.0	>85	>-22	<515	クラックは85mmボンド部を伝播した後母材へ破断。	
			2-E-2	2000	200	300	平坦	300	15.0	>110	>-9	<526	クラックは110mmボンド部を伝播した後母材へ破断。	
			2-E-3	2000	200	300	平坦	300	15.0	>90	>-6	<519	クラックは90mmボンド部を伝播した後母材へ破断。	
			2-E-4	2000	200	300	平坦	300	15.0	—	—	—	クラックは切欠より直ちに母材へ破断。	
			2-E-5	1500	200 250	300 300	平坦 平坦	200 200	20.0 20.0	— >30	— >-10	— <555	①クラックは切欠より母材へ破断。切欠を再加工。 ②クラックは30mmボンド部を伝播した後母材へ破断。	
			2-E-6	2000	200	300	平坦	300	15.0	200	17	615	クラックは200mmボンド部を伝播して溶接中継部にて停止。	
F VASCON-II	KAS (25.4t)	2	2-F-1	2000	200	300	平坦	200	13.0	>95	>-1	<480	クラックはボンド部を95mm伝播した後母材へ破断。	
			2-F-2	2000	200	300	平坦	200	15.0	>200	>-1	<614	クラックはボンド部を200mm伝播した後母材へ破断。	
			2-F-3	2000	200 350	300 300	平坦 平坦	200 200	15.0 15.0	>70 >295	>-12 >5	— <805	①クラックはボンド部を70mm伝播して停止。切欠を再加工。 ②クラックはボンド部を295mm伝播した後母材へ破断。	
			2-F-4	2000	200	300	平坦	200	15.0	>500	>4	<846	クラックはボンド部を210mm伝播した後溶接金属へ入り溶接金属を貫通破断。	
			2-F-5	2000	200	300	平坦	200	13.0	>35	>-20	—	クラックはボンド部を35mm伝播した後母材へ破断。C=65mmにて枝分れ破断。	
			2-F-6	2000	300	300	平坦	200	15.0	>210	>3	<699	①打撃3回クラック発生せず。切欠を再加工。 ②クラックはボンド部を210mm伝播した後母材へ破断。	

表17 各種溶接継手についての大形伝播試験結果(その2)
(一般船体用軟鋼板)

溶接法 符号	鋼種 符号	試験片 符号	試験片寸法			試験温度 分布形式	衝撃 エネルギー E _u (kg-m)	伝播力 σ _{ap} (kg/cm ²)	伝播長さ C _a (mm)	停止温度 T _a (°C)	脆性破壊 伝播長さ K _c (kg/cm ²)	備考	
			2B (mm)	C ₀ (mm)	ℓ (mm)								
G	KAS (25.4t)	1	1-G-1	2000	200	300	勾配	235	15.0	770	32	688	750mmボンド部を直進した後、母材へそれて直ちに停止。
			1-G-2	2000	200	300	勾配	235	10.0	—	—	—	クラックは発生後直ちに母材へそれる。
			1-G-4	2000	200	300	勾配	235	10.0	900	26	507	ボンド部で停止。
			1-G-6	2000	200	300	平坦	235	13.0	>200	> 12	<346	クラックは200mmボンド部を直進した後、母材へそれる。
			1-G-7	2000	200	300	勾配	235	13.0	880	34	652	865mmボンド部を直進した後、母材へそれて直ちに停止。
			1-G-9	2000	200	300	平坦	235	13.0	>550	> 15	<503	550mmボンド部を直進した後、母材へそれる。
J	KDK (35.0t)	6	6-J-1	1500	250	200	平坦	200	13.0	>650	> 3	<624	クラックはボンド部を貫通破断。
			6-J-2	1500	200	200	平坦	200	14.0	>650	> 0	<638	クラックはボンド部を貫通破断。
			6-J-3	1500	250	200	平坦	200	15.0	—	—	—	クラックは切欠より直ちに母材へそれ破断。
			6-J-4	1300	250	100	平坦	—	17.0	—	—	—	応力負荷中クラック発生。クラックはボンド部を25mm伝播した後母材へそれ破断。
			6-J-5	2000	200	300	平坦	200	11.0	>650	> 6	<461	クラックはボンド部を830mm伝播した後母材へそれ840mmにて停止。
			6-J-6	1500	200	200	平坦	200	14.0	> 80	> -30	<312	クラックはボンド部を80mm伝播した後母材へそれ520mmにて停止。
K	KAS (25.4t)	1	1-K-1	1500	200	200	平坦	200	13.0	—	—	—	クラックは発生後直ちに母材へそれる。
			1-K-2	1500	200	200	平坦	200	13.0	>575	> 9	<552	575mmボンド部を直進した後、母材へそれる。
			1-K-3	1500	200	200	平坦	200	13.0	>163	> 4	<341	163mmボンド部を直進した後、母材へそれる。
			1-K-4	1500	200	200	勾配	200	15.0	—	—	—	クラックは発生後直ちに母材へそれる。
			1-K-5	1500	200	200	勾配	200	15.0	—	—	—	クラックは発生後直ちに母材へそれる。
			1-K-6	1500	200	200	勾配	200	15.0	>160	> -1	<392	160mmボンド部を直進した後、母材へそれる。
M	KDK (35.0t)	6	6-M-1	1500	200	200	平坦	200	13.0	>190	> -14	<355	クラックはボンド部を190mm伝播した後、母材へそれ破断。
			6-M-2	1500	200	200	平坦	200	14.0	>400	> 0	<497	クラックはボンド部を400mm伝播した後、母材へそれ980mmにて停止。
			6-M-3	1300	150	100	平坦	200	16.0	> 95	> -38	<351	クラックはボンド部を95mm伝播した後、母材へそれ破断。ボンド部からそれる点で小さな枝分れが見られる。
			6-M-4	1500	200	200	平坦	200	14.0	—	—	—	クラックは切欠部より枝分れて両クラックとも母材へそれ破断。
			6-M-5	1300	150	100	平坦	200	17.0	>280	> -8	<526	クラックは小さな枝分れをしながらボンドHAZ部を280mm伝播した後母材へそれ590mmにて停止。
			6-M-6	1500	200	200	平坦	200	15.0	>110	> -27	<356	クラックはボンド部を110mm伝播した後、母材へそれ破断。

表18 各種溶接継手についての大形伝播試験結果(その3)
(船体用50キロ級高張力鋼板)

溶接法 符号	鋼種 符号	試験片 符号	試験片寸法			試験温度 分布形式	衝撃 E ₁ (kg-m)	引張力 σ _{ap} (kg/cm ²)	板厚 Ca (mm)	停止温度 T _a (°C)	脆性破壊 伝播熱値 K _c (kg/cm ²)	備考
			2B (mm)	C ₀ (mm)	ℓ (mm)							
N 手溶接	K5D (25.4t)	12-N-1	1500	200	200	平坦	350	20.0	—	—	—	クラックは切欠より直ちに母材へそれ破断。
		12-N-2	1500	200	200	平坦	350	20.0	>15	>-40	—	クラックはボルト部と15mm伝播した後母材へそれ破断。
		12-N-3	1300	200	100	平坦	350	24.0	>170	>-13	<578	切欠先端と溶接金属中央に加工。 クラックは溶接金属と170mm伝播した後母材へそれ破断して300mmにて停止。
		12-N-4	1200	150	100	平坦	350	26.0	—	—	—	クラックは切欠より枝分れして両クラックとも母材へ破断。
		12-N-5	1300	150	100	平坦	350	24.0	180	-10	574	切欠先端と溶接金属中央に加工。 クラックは溶接金属と180mm伝播、ボルト部に至り停止。
		12-N-6	1500	200	200	平坦	350	21.0	—	—	—	クラックは切欠より直ちに母材へそれ破断。
O 3重接片面 1層RF	K5D (25.4t)	10-O-1	2000	200	300	平坦	170	22.0	>65	>-29	<465	クラックは65mmボルト部と伝播した後、母材へそれ Ca=190mmにて停止。
		10-O-2	2000	200	300	平坦	170	25.0	>50	>-37	<514	クラックは50mmボルト部と伝播した後、母材へそれ Ca=190mmにて停止。
		10-O-3	2000	200	300	平坦	170	25.0	—	—	—	クラックは切欠より直ちに母材へそれ Ca=290mmにて停止。
		10-O-4	2000	200	300	平坦	170	25.0	—	—	—	クラックは切欠より直ちに母材へ枝分れし、Ca=280 および490mmにて停止。
		10-O-5	2000	200	300	平坦	170	25.0	>100 240	>-39 -18	— 702	クラックは100mmが15割保たれど伝播した後枝分れし、一方は 母材へ破断、一方はボルト部と伝播し Ca=240mmにて停止。
		10-O-6	2000	200	300	平坦	170	25.0	>54	>-42	<515	クラックは54mmが15割保たれど伝播した後、母材へ それ破断。
P アルミナールト	K5D (25.4t)	10-P-1	2000	200	300	平坦	170	22.0	—	—	—	クラックは切欠より直ちに母材へそれ、Ca=445mmにて停止。
		10-P-2	2000	200	300	平坦	170	25.0	>63	>24	—	クラックは63mmボルト部と伝播した後、母材へそれ Ca=170mmにて停止。
		10-P-3	2000	200	300	平坦	170	25.0	330	-22	785	クラックは溶接金属と330mm伝播して停止。
		10-P-4	2000	200	300	平坦	170	25.0	>420	>-27	<850	クラックはボルト部と貫通破断。
		10-P-5	2000	310	300	平坦	170	24.5	>500	>-16	<910	①クラックは Ca=110mmにて停止、切欠を再加工。 ②剪断中(σ=24.5kg/cm ²)にクラック発生、溶接金属と貫通破断。
		10-P-6	2000	200	300	平坦	170	20.0	>600	>-10	<806	クラックは溶接金属と貫通破断。
Q VASCON-II	K5D (25.4t)	10-Q-1	1500	140	160	平坦	200	20.0	>36	>-16	—	クラックはボルト部と36mm伝播した後母材へそれ、 枝分れして停止。
		10-Q-2	1500	200	200	平坦	300	20.0	290	-5	830	溶接金属中央に切欠を入れた試験、クラックは溶接金属とボルト部と伝播し、 Ca=230mmにてボルト部を切り、Ca=290mmにて母材へそれ HAZにて停止。
		10-Q-3	1500	250	300	平坦	200	20.0	>80	>0	<630	①σ=20kg/cm ² で保持中クラック発生、切欠を再加工。 ②クラックはボルト部と80mm伝播した後母材へそれ停止。
		10-Q-4	1500	200	200	平坦	300	20.0	>100	>-14	<602	溶接金属中央に切欠を入れた試験、クラックは Ca=100mm にてボルト部を横切り母材へそれ、母材にて停止。
		10-Q-5	2000 1500	200 200	300 300	平坦 平坦	200 200	15.0 20.0	>30 120	>-24 -14	— 627	①剪断中(σ=12kg/cm ²)にクラック発生、切欠を再加工。②クラックはボルト 部と80mm伝播後溶接金属と横切り、ボルト部伝播し HAZにて停止。
		10-Q-6	1500	140	160	平坦	200	20.0	>120	>-15	<552	クラックはボルト部と120mm伝播した後母材へそれ停止。

表19 各種溶接継手についての大形伝播試験結果(その4)
(船体用50キロ級高張力鋼板)

溶接法	鋼種	試験片符号	試験片寸法			試験温度 分布形式	衝撃試験 E _t (kg-m)	最大応力 σ _{AP} (kg/mm ²)	伸び Ca (%)	停止温度 T _e (°C)	脆性破壊 伝播長さ K _c (mm)	備考		
			2B (mm)	C ₀ (mm)	L (mm)									
R	KD32 (35.0t)	8	8-R-1	2000	200	300	平坦	170	18.0	>600	>-1	<724	クラックはボルト部を1130mm伝播後母材へそれ破断。	
			8-R-2	2000	200	300	平坦	170	16.0	>600	>-2	<643	クラックはボルト部を913mm伝播後母材へそれ958mmにて停止。	
			8-R-3	2000	200	300	平坦	170	13.0	615	-6	529	クラックはボルト部を200mm伝播後、溶接金属を横切り300mmで他方のボルト部に入りボルト部を615mmまで伝播後母材へそれ635mmにて停止。	
			8-R-4	1500	200	200	平坦	200	13.0	>500	>-4	<511	クラックはボルト部を貫通破断。	
			8-R-5	2000	200	300	平坦	—	13.0	—	—	—	温度調整中クラック発生、クラックは切欠より母材へそれ破断。	
			8-R-6	2000	200	300	平坦	200	11.0	>180	>-29	<284	クラックは切欠より溶接金属を横切り、70mmで他方のボルト部に入りボルト部を180mmまで伝播後母材へそれ250mmにて停止。	
S	K5D (25.4t)	9	9-S-1	2000	200	300	平坦	170	16.0	510	5	598	ボルト部で停止。	
			9-S-2	2000	200	300	平坦	170	18.0	>780	>0	<835	ボルト部を直進して破断。	
			9-S-3	2000	200	300	平坦	170	14.0	550	-6	543	ボルト部で停止。	
			9-S-4	2000	200	300	平坦	170	16.0	>500	>0	<593	ボルト部を960mm直進して停止した約“60”のみならず。	
			9-S-5	2000	200	300	平坦	170	18.0	280	-5	532	ボルト部で停止。	
			9-S-6	2000	200	300	平坦	170	18.0	280	-5	532	ボルト部で停止。	
U	K5D (25.4t)	12	12-U-1	1500	200	200	平坦	350	20.0	>400	>-5	<710	クラックはボルト部を740mm伝播した後母材へそれ790mmにて停止。	
			12-U-2	1500	250	200	平坦	350	18.0	>350	>0	<639	クラックはボルト部を420mm伝播した後母材へそれ455mmにて停止。	
			12-U-3	1500	200	200	平坦	350	18.0	>230	>-6	<518	クラックはボルト部を280mm伝播した後母材へそれ350mmにて停止。	
			12-U-4	1500	200	200	平坦	350	21.0	>200	>-13	<580	クラックはボルト部を200mm伝播した後母材へそれ300mmにて停止。	
			12-U-5	1500	200	200	平坦	350	20.0	>65	>-57	<420	クラックはボルト部を65mm伝播した後母材へそれ340mmにて停止。	
			12-U-6	1500	200	200	平坦	350	20.0	>390	>-1	<704	クラックはボルト部を390mm伝播した後母材へそれ410mmにて停止。	
V	新HT50(A) (25.4t)	13	13-V-1	2000	200	300	平坦	170	16.0	>340	>-5	<512	クラックは340mmボルト部を伝播した後母材へそれ368mmにて停止。	
			13-V-2	2000	200	300	平坦	170	20.0	>530	>0	<765	クラックはボルト部を貫通破断。	
			13-V-3	2000	200	300	平坦	170	18.0	>430	>0	<629	クラックは785mmボルト部を伝播した後停止。	
			13-V-4	2000	200	300	平坦	—	18.0	380	4	600	クラックは負荷中895tonで発生しボルト部で停止。 補修溶接後切欠を再加工して再試験したが伝播せず。	
			13-V-5	2000	200	300	平坦	170	20.0	200	-4	536	クラックは200mmボルト部を伝播後停止。 補修溶接後切欠を再加工して再試験したが伝播せず。	
			13-V-6	2000	200	300	平坦	170	16.0	>300	>-5	<487	クラックは1140mmボルト部を伝播後母材へそれ1360mmにて停止。	
W	KD32 (35.0t)	8	8-W-1	2000	200	300	平坦	500	6.5	>365	>-17	<212	応力負荷中にクラック発生、クラックはボルト部を335mm伝播したのち溶接金属を横切り365mmで他方の母材へそれ420mmにて停止。	
			8-W-2	2000	200	300	平坦	500	20.0	>330	>-16	<629	クラックはボルト部を330mm伝播後母材へそれ貫通破断。	
			8-W-3	2000	200	300	平坦	500	20.0	—	—	—	クラックは切欠より母材へそれ905mmにて停止。	
			8-W-4	2000	200	300	平坦	500	10.0	>540	>-18	<384	クラックはボルト部を470mm伝播後、溶接金属を横切り、540mmで他方の母材へそれ貫通破断。	
			8-W-5	2000	200	300	平坦	500	9.7	>500	>-8	<359	応力負荷中にクラック発生、クラックは切欠より、溶接金属に入りその中央を貫通破断。	
			8-W-6	2000	200	300	平坦	500	15.0	>600	>-10	<603	クラックはボルト部を120mm伝播後、溶接金属へそれ、その中央を貫通破断。	
X	CES	K5D (25.4t)	9	9-X-1	2000	200	300	平坦	170	24.0	>430	0	<828	ボルト部を直進して破断。
				9-X-2	2000	200	300	平坦	170	16.0	310	-3	590	切欠を再加工(C ₀ =385mm)ボルト部で停止。
				9-X-3	2000	200	300	平坦	170	16.0	153	-11	397	ボルト部で停止。
				9-X-4	2000	200	300	平坦	170	20.0	—	—	—	クラックは発生後直ちに母材へそれ。
				9-X-5	2000	200	300	平坦	170	20.0	>680	>5	<860	ボルト部を直進して破断。
				9-X-6	2000	200	300	平坦	170	20.0	>250	>-10	<570	ボルト部を直進して破断。

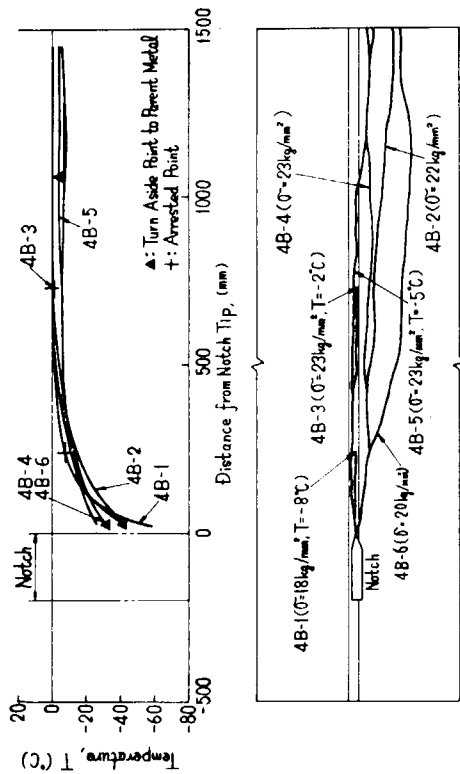


図116 大形伝播試験における温度分布と脆性電裂伝播径路
(鋼種符号: 4 (KDK, 25.4t), 溶接法符号: B (3電極片面RF))

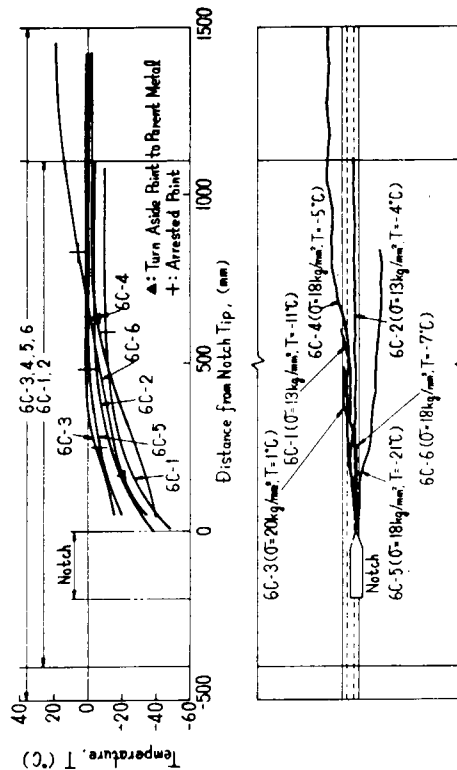


図117 大形伝播試験における温度分布と脆性電裂伝播径路
(鋼種符号: 6 (KDK, 35.0t), 溶接法符号: C (3電極片面RF))

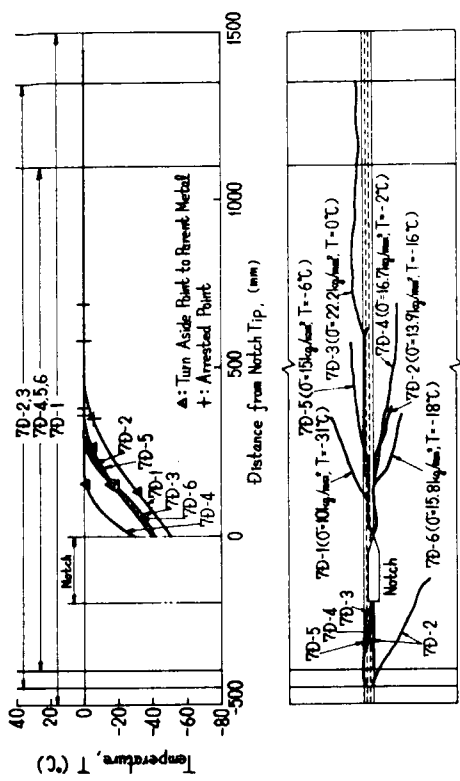


図118 大形伝播試験における温度分布と脆性電裂伝播径路
(鋼種符号: 7 (KEN, 40.0t), 溶接法符号: D (3電極片面RF))

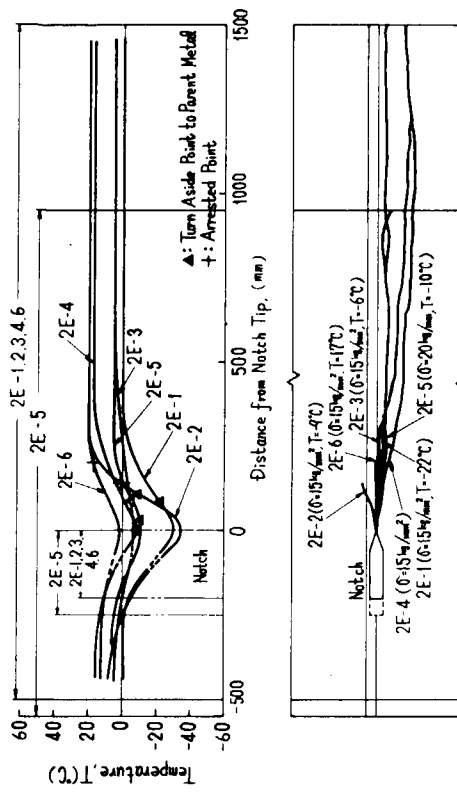


図119 大形伝播試験における温度分布と脆性電裂伝播径路
(鋼種符号: 2 (KAS, 25.4t), 溶接法符号: E (デルタポイント))

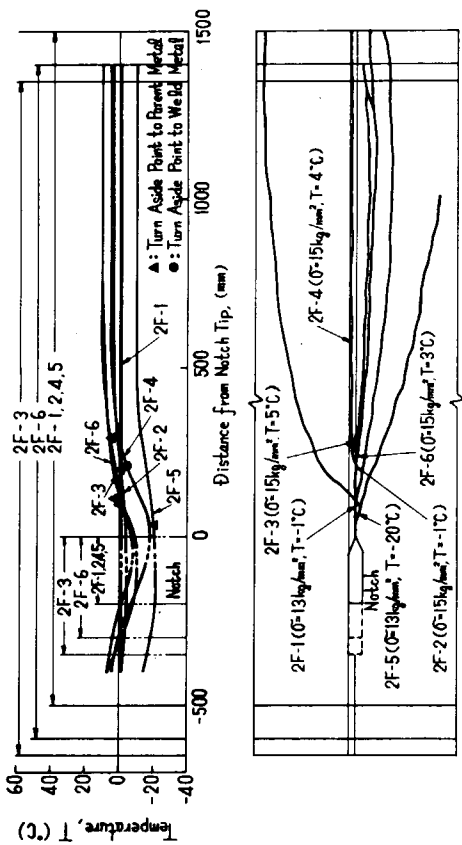


図120 大形伝播試験における温度分布と脆性亀裂伝播径路
 (鋼種符号: 2(KAS, 25.4t), 添接法符号: F (WASCON-II))

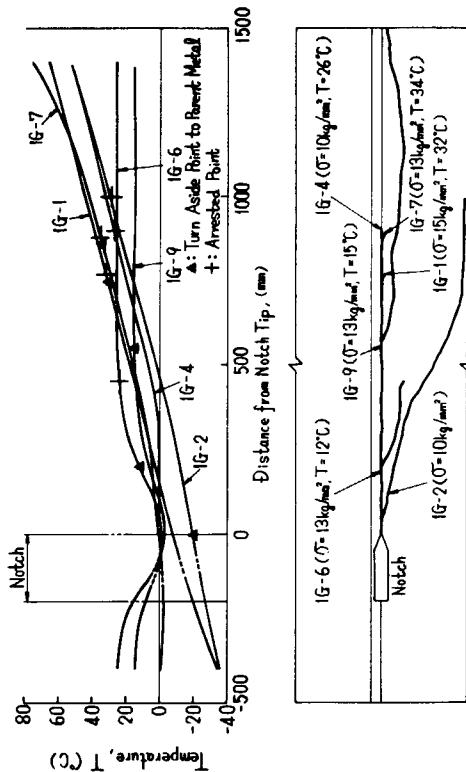


図121 大形伝播試験における温度分布と脆性亀裂伝播径路
 (鋼種符号: 1(KAS, 25.4t), 添接法符号: G (ILV170ガス))

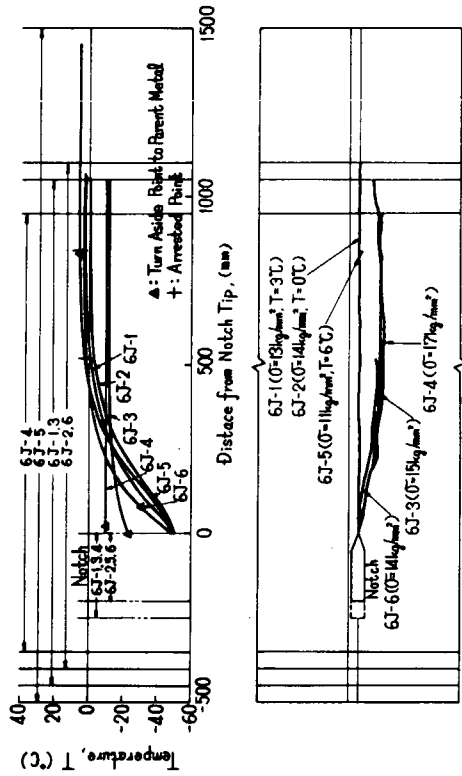


図122 大形伝播試験における温度分布と脆性亀裂伝播径路
 (鋼種符号: 6(KDK, 35.0t), 添接法符号: J (ILV170ガス))

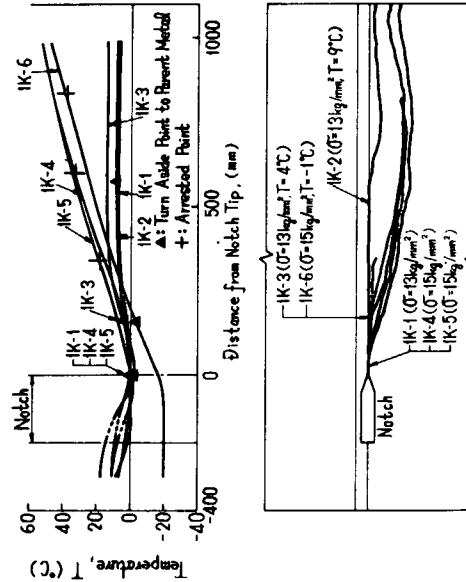


図123 大形伝播試験における温度分布と脆性亀裂伝播径路
 (鋼種符号: 1(KAS, 25.4t), 添接法符号: K (ILV170ガス))

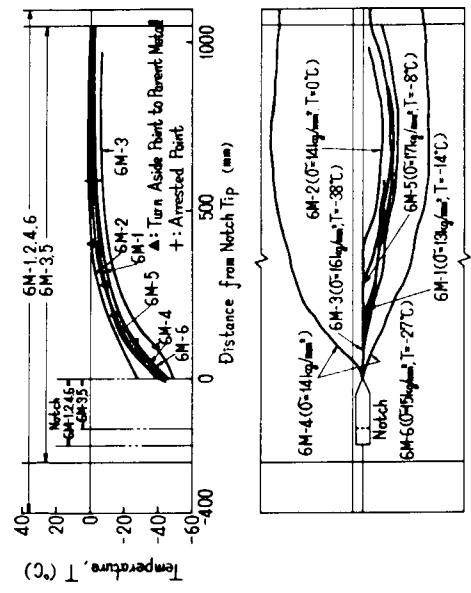


図124 大形伝播試験における温度分布と脆性亀裂伝播径路
 (鋼種符号: 6 (KDK, 35.0t), 溶接法符号: M (ELI70スラグ))

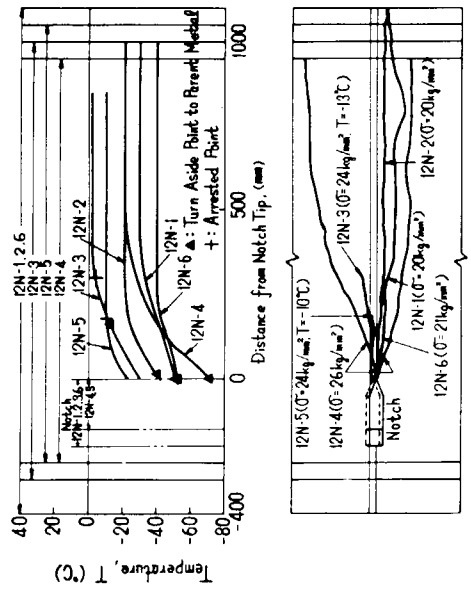


図125 大形伝播試験における温度分布と脆性亀裂伝播径路
 (鋼種符号: 12 (KSD, 25.4t), 溶接法符号: N (手溶接))

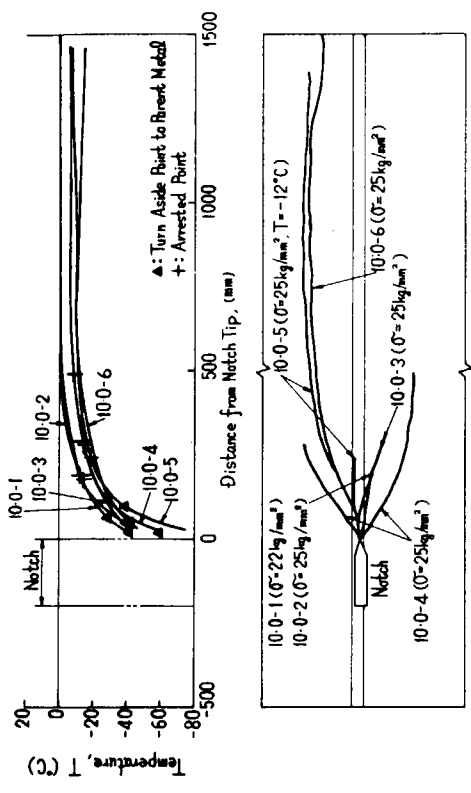


図126 大形伝播試験における温度分布と脆性亀裂伝播径路
 (鋼種符号: 10 (K5D, 25.4t), 溶接法符号: 0 (3電極片面1層RF))

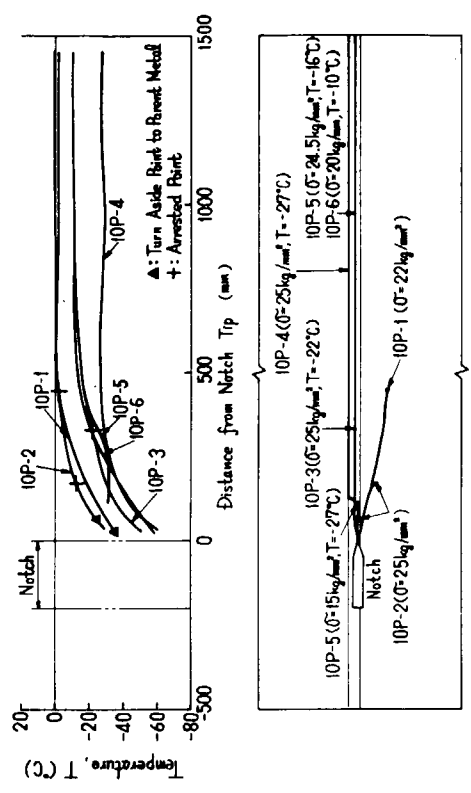


図127 大形伝播試験における温度分布と脆性亀裂伝播径路
 (鋼種符号: 10 (K5D, 25.4t), 溶接法符号: P (7) (9本ボルト))

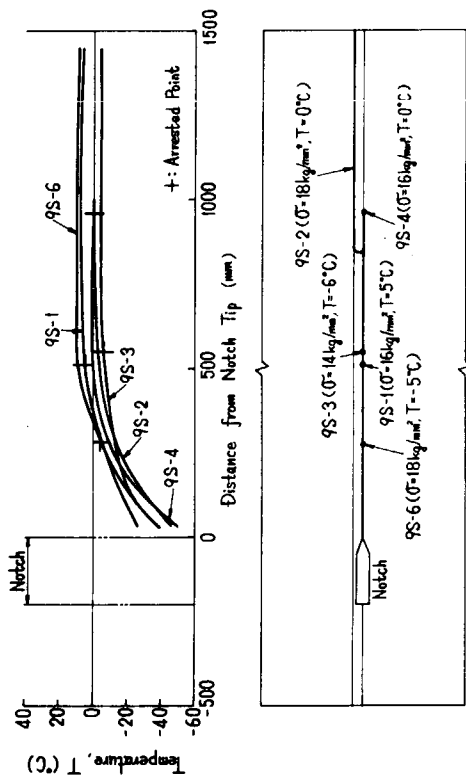


図130 大形伝播試験における温度分布と脆性電裂伝播径路
 (鋼種符号: 9(KSD,25.4t), 添接法符号: S(エレクトロガス))

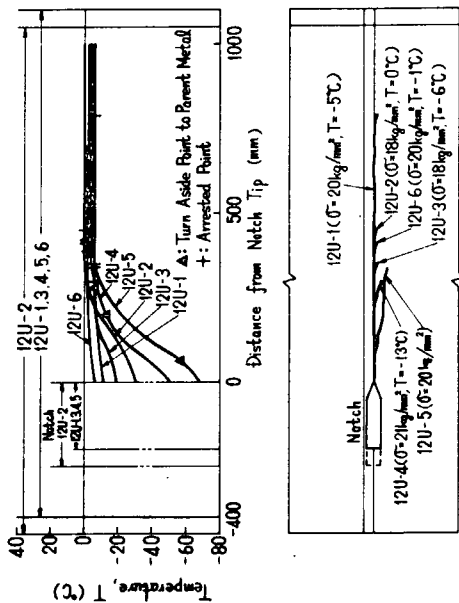


図131 大形伝播試験における温度分布と脆性電裂伝播径路
 (鋼種符号: 12(KSD,25.4t), 添接法符号: U(エレクトロガス))

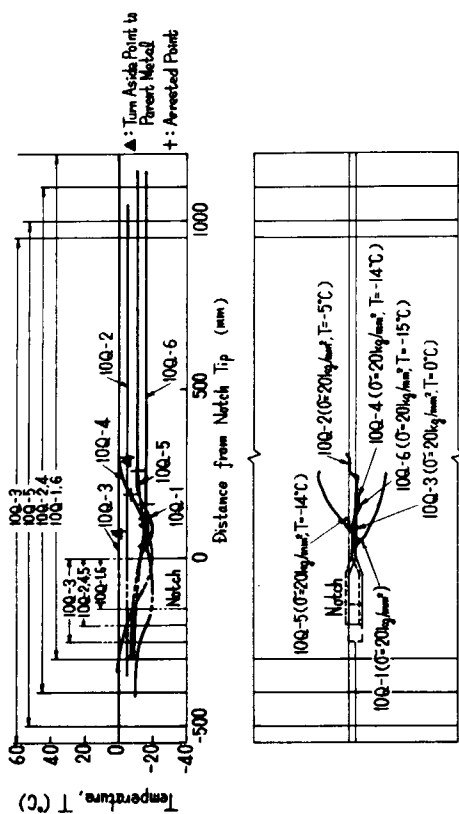


図128 大形伝播試験における温度分布と脆性電裂伝播径路
 (鋼種符号: 10(KSD,25.4t), 添接法符号: Q(VASCON-1))

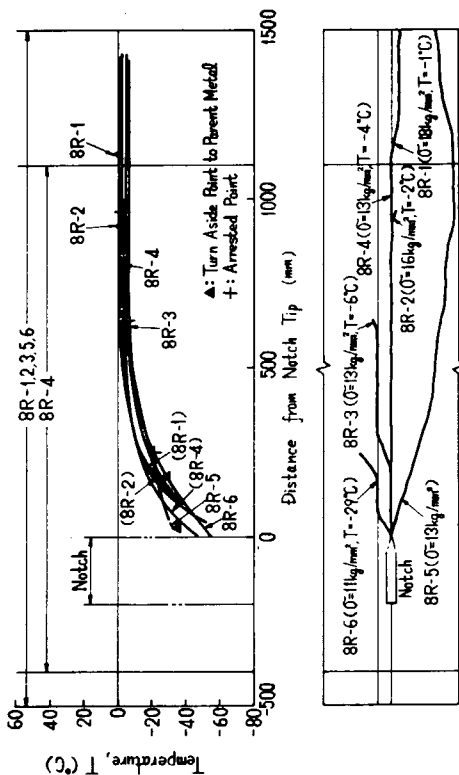


図129 大形伝播試験における温度分布と脆性電裂伝播径路
 (鋼種符号: 8(KD32,35.0t), 添接法符号: R(エレクトロガス))

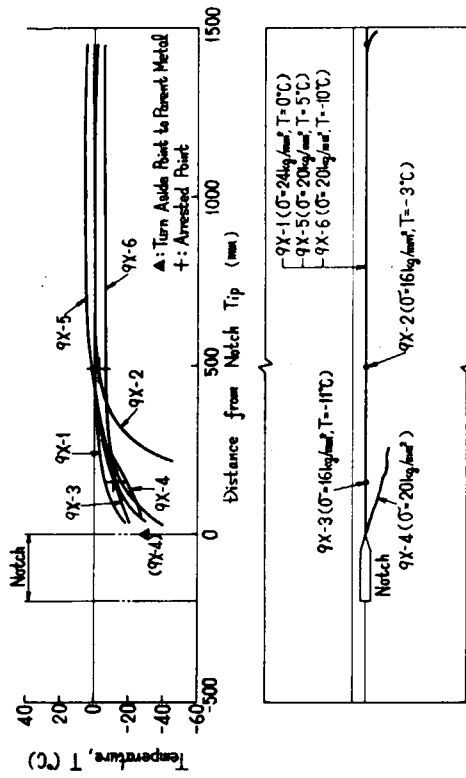


図132 大形伝播試験における温度分布と脆性亀裂伝播径路
 (鋼種符号: 13(新HT50(A), 25.4t), 添接法符号: V(IL/ガラス))

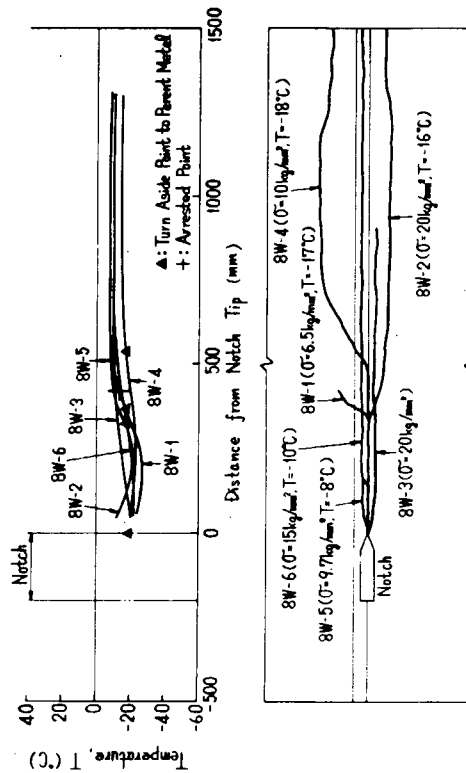


図133 大形伝播試験における温度分布と脆性亀裂伝播径路
 (鋼種符号: 8(KD32, 35.0t), 添接法符号: W(IL/ガラス/アブ))

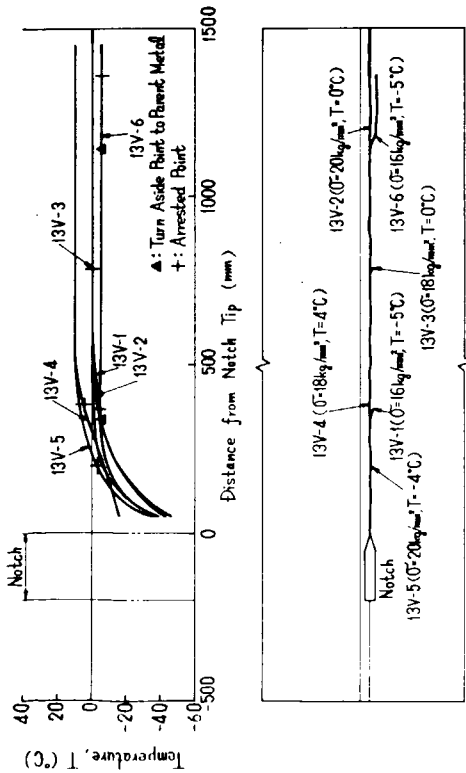


図134 大形伝播試験における温度分布と脆性亀裂伝播径路
 (鋼種符号: 9(K5D, 25.4t), 添接法符号: X(CES))

付録 4 溶接継手ボンド部に沿っての脆性亀裂伝播現象に関する動的弾性手法による検討

1. まえがき

船殻の大型化に伴って高能率大入熱自動溶接法が開発され、現在国内において広く用いられている。生産性向上に大いに有益であった反面、近時、溶接入熱量増大のために溶接継手ボンド部が著しく靱性劣化を来していることが実験的に認められた。船殻の安全上重大問題であるとの観点から、昭和48年4月に本研究部会が設置され、3ヶ年にわたり共同研究が実施された。^{1), 2), 3)}

従来、軟鋼あるいは50キロ級高張力鋼では、溶接継手ボンド部に生じた亀裂は、溶接残留応力の影響で母材にそれて伝播あるいは伝播・停止すると考えられていたが、ボンド部の靱性が極端に劣化している場合には、それに沿って亀裂が伝播しやすくなる。

このために、亀裂進展に伴って溶接残留応力がどのように変化するか、また溶接残留応力が溶接継手ボンド部の狭い靱性劣化部とのかねあいで、亀裂伝播径路にどのような影響を及ぼすかを把握する必要が生じた。

さらにまた、船殻の安全性の面から、溶接継手ボンド部の狭い靱性劣化部に生じた脆性亀裂の、継手ボンド部直進性ならびに伝播停止特性を把握する必要も生じた。

本研究では、鋼材の溶接継手部をエポキシ樹脂モデルで近似的に再現し、動的弾性試験装置を用いて、溶接継手部に沿って伝播する脆性亀裂の挙動を把握することを試みた。さらに、船殻等の大型構造物で多用されている補強材が、それと直交している溶接継手部に沿って伝播する亀裂挙動にどのような影響を与えるかも検討した。

2. 供試材ならびに溶接継手部のモデル化

2.1 供試材

エポキシ樹脂材 (Araldite B, HN 901 (100,30)板厚 5~6 mm) を供試した。⁴⁾ 光弾性感度ならびに機械的性質を表1に示す。

2.2 モデル化パラメータ

溶接継手ボンド部に沿っての脆性亀裂伝播現象をエポキシ樹脂材でモデル解析するためには、本問題に関与する物理法則、すなわち脆性破壊条件ならびに応力波の伝播則から相似パラメータを抽出し、一致させる必要がある。フェライト系の低炭素鋼である一般船体用軟鋼あるいは船体用50キロ級高張力鋼を、高分子化合物であるエポキシ樹脂で相似にモデル化することは、材質的差異により完全には行ない得ないが、下記の物理量が相似パラメータとして考えられる。

- (1) 残留応力と負荷応力の比 (σ_{RL}/σ_{AP} , σ_{RT}/σ_{AP})
- (2) 溶接継手ボンド部と母材との靱性比
- (3) 鋼材の大形伝播試験片とエポキシモデル試験片の形状比 (d_0/W , L/W , etc.)
- (4) 横波と縦波との速度比 (C_2/C_1)
- (5) 亀裂伝播速度と応力波速度の比 (V/C_1)

このうちの(4)ならびに(5)は、材質的な差、すなわちポアソン比ならびに降伏現象等によって若干異なるであろう。なお、(5)に関しては、もし材料が完全脆性体であり、亀裂先端においても降伏が生じないならば、常に相似になるであろう。そこで、残る(1)、(2)および(3)を少なくとも相似になるようにモデル化することにした。

2.3 供試モデル

供試モデルの形状・寸法を表2に示す。鋼材の大形伝播試験片^{1), 2), 3)}に使用されている試験片とほぼ相似(縮尺1/5)

の偏心した内部切欠き型試験片を用いた。試験片（モデル）符号は、assembly code - joint code - test item の順に記号を配列して決定してある。

- (1) エポキシ母材（試験片符号：PMD, PMA, PMB）：基礎データを把握するために、エポキシ母材の平板試験片を供試した。
- (2) 溝付き型モデル（試験片符号：PGD, PGA, PGB）：狭い靱性劣化部に生じた亀裂の伝播挙動の基礎的な調査・検討を目的として供試した。溝をつけることによって断面積減少部分だけ破壊応力を減少させ、見掛け上靱性劣化させた。角度40度のV字形溝を両面から深さ約1mmあるいは約1.5mm程度つけた溝付き型モデルを供試した。
- (3) 接着型モデル（試験片符号：PAD, PAA, PAB）：溝付き型モデルと同様、狭い靱性劣化部に生じた亀裂の伝播挙動の基礎的な調査・検討を目的として供試した。接着部分をつくり組織上靱性劣化させた接着型モデルを供試した。接着材の成分は試験片母材と同一であるが組織が異なる。
- (4) 残留応力型モデル（試験片符号：PRD, PRA, PRB）：溶接残留応力および大入熱溶接継手ボンド部近傍の狭い靱性劣化部を再現したモデルとして、残留応力型モデルを供試した。

鋼板の突き合せ溶接継手部の残留応力分布に相当する内部応力を生じさせるために、2枚のエポキシ板の間にエポキシ棒を入れ、その棒を引張ったまま接着させた。接着後除荷すると図1のような内部応力分布を生じた。内部応力の分布パターンは、鋼材の溶接残留応力分布にはほぼ等しい。しかし、溶接中の変態を経ていないので、溶接ビードに直角な方向の残留応力分布 σ_{RT} が溶接ビード方向の残留応力 σ_{RL} に比して著しく小さい。この点完全なモデル化と言えないが、内部応力の動きを見るには十分と考えられる。

また、残留応力を与えるために上述のようにして試験片を製作すると、溶接継手ボンド部に相当する部分は接着層になる。前述のごとく、接着材は母材と同じ成分であるが、接着部分では内部組織が異なり、母材に比べて靱性は劣化している。

以上のように製作した残留応力型モデルは、ほぼ溶接継手部を再現しているものとみなしてよいであろう。

- (5) スチフナ型モデル（試験片符号：SAMD, SARD, SBMD, SBRD）：船殻等の大形構造物で多用されている補強材（スチフナ）が、それと直交している溶接継手部に沿って伝播する亀裂挙動にどのような影響を与えるかを検討することを目的として供試した。近似的ではあるが20万トンクラスのタンカー外板の $\frac{1}{5}$ 縮尺程度のモデルを供試した（写真1参照）。すなわち、船殻外板のロンジ材の板厚ならびに高さ、ロンジスペース等を $\frac{1}{5}$ 程度に縮尺した。

船殻外板のbutt方向継手とロンジ材とが交差する場合、ロンジ材に表2に示したようなスカラップを設けることがある。そこでスカラップなしの補強材をつけたスチフナA型モデルと、スカラップ付きの補強材をつけたスチフナB型モデルの2種類を供試した。さらにA型、B型とも、エポキシ母材に補強材を3本つけたモデルと、残留応力型モデルに補強材を3本つけたモデルの2種類を供試した。

2.4 供試エポキシ樹脂材の破壊靱性値

エポキシ母材、溝付き型モデル、接着型モデルおよび残留応力型モデル等の供試材（エポキシ樹脂材）で中央切欠き型ディープノッチ試験片を製作し、インストロン引張試験機を使用して、引張速度を0.05～500 mm/minの範囲で変化させて引張った。試験装置概要を写真2に示す。歪速度は、切欠き断面上の残部中央部に貼付した動歪ゲージにより求めた。

図2にエポキシ樹脂材の母材、溝付き型モデル（両面に入れた溝の深さ約1mmおよび約1.5mmの2種）、接着型モデルおよび残留応力型モデルの動的破壊靱性直 K_{cd} を示す。亀裂発生に対する破壊靱性値 K_{ci} の歪速度（切欠き断面上の残部中央の値）依存性が明らかに認められる。(1)式なる関係が得られた。

$$K_{cd} = \beta - \alpha \log_{10} \dot{\epsilon} \quad \dots \dots \dots (1)$$

Kcd : 動的破壊靱性値 ($\text{kg}\sqrt{\text{mm}}/\text{mm}^2$)

$\dot{\epsilon}$: 歪速度 ($1/\text{sec}$)

α : 靱性減衰率

β : 歪速度 $\dot{\epsilon} = 1 \frac{1}{\text{sec}}$ のときの亀裂発生に対する破壊靱性値

亀裂発生に対する見掛けの破壊靱性値は、エポキシ母材、溝付き型モデル（溝の深さ約1 mm）、溝付き型モデル（溝の深さ約1.5 mm）、接着型モデル、残留応力型モデルの順に低下する。静的な場合（ $\dot{\epsilon} = 10^{-5} \frac{1}{\text{sec}}$ ）には、母材の破壊靱性値を1とすると、以下0.687, 0.537, 0.388, 0.359の比率で靱性劣化している。また動的な場合、例えば歪速度 $\dot{\epsilon}$ が $1 \frac{1}{\text{sec}}$ では、0.588, 0.392, 0.177, 0.125の比率で靱性劣化している。靱性減衰率 α はいずれもほぼ等しく、0.31程度であった。

残留応力型モデルの場合には、接着層を境いに不連続な内部応力が残留しているために、接着型モデルの動的破壊靱性値よりもさらに若干悪いようである。また、歪速度が $3 \times 10^{-5} (1/\text{sec})$ 以下では、動的破壊靱性値はほぼ一定値 $2.3 \text{ kg}\sqrt{\text{mm}}/\text{mm}^2$ になる傾向が認められた。

鋼材の溶接継手部と母材の静的破壊靱性値 K_{ci} の比率を調べると、それは温度によって大きく変わるが、大体0.2～0.6の範囲にあるので、靱性劣化度はエポキシモデルで再現されていると考えてよさそうである。

2.5 残留応力型モデルの残留応力によるK値

写真3に残留応力型モデルの接着層に沿って入れた切欠き先端近傍の光弾性縞（静的）を示す。

無負荷状態（ $\sigma = 0 \text{ kg}/\text{mm}^2$ ）の光弾性縞は、かなり傾斜しており、sliding mode が opening mode に比べて大きいことがわかる。すなわち、 K_2/K_1 の値が大きい。このことは、残留応力の影響を示すものと言える。

図3に残留応力型モデルの残留応力のみによって生じた静的K値 K_1, K_2 を示す。

亀裂が短かく、かつ自由端に近い場合には K_2 値は K_1 値よりも大きいことが認められ、亀裂が長くなるにつれ K_1 値は増加し K_2 値は減少する。中央部では K_2 値はほとんどゼロとなる。また、さらに亀裂が伸びると逆に K_2 値は負になる傾向が予想されるが、この図からは確認できない。

3. 動的光弾性試験について

- (1) 動的光弾性試験装置：東大岡村研究室で開発された装置^{5), 6), 7)}をベースとして開発したものである。動的光弾性試験装置を写真4に示す。

400～600 m/sec 位の高速度で伝播する亀裂近傍の光弾性縞を連続的に写真に駒取りするために、閃光光源としてクセノン放電管（マイクロフラッシュ MF X - F；閃光時間 1.8 μs ，出力 1.25 Wsec）を用いた。

また、鮮明なる光弾性縞を得るために、金属薄膜干渉フィルター IF - W（日本真空光学）を用いて、透過光の波長を 5461 Å（緑色）中心に幅 250 Å におさえた。

さらに、発光遅延トランジスタ回路を用いることにより、12個の駒写真が所定時間に得られるようにした。

光学系の配置に関しては、Cranz - Schardin 系であり、多くは暗視野法（縞次数 $N = 0, 1, 2, \dots$ ）で光弾性縞を撮った。なお、フィルムは Kodax 社の 35 ミリ Tri - X（ASA 400）を用いた。

- (2) 打撃装置：シャルピー衝撃試験装置と同様、振り子型を採用し、打撃エネルギーも計測した。

振り子の腕長さ = 298 mm

振り子の重さ = 0.71 kg

- (3) 荷重装置：試験片端部を剛性の高い鋼製のタブ板に固着させ、そのタブ板に一樣荷重あるいは偏心荷重を与えることにより、試験片に uniform, decreasing あるいは increasing などの任意の荷重分布を与えられるようにした。
- (4) 試験法：偏心した内部切欠き型試験片の両端を所定の荷重分布になるように引張り、そのままの状態を保ちながら内部切欠きに挟んだ楔に打撃を与えて亀裂を発生伝播させた。

- (5) 光弾性縞解析法：撮影した光弾性縞は、主応力差 ($\sigma_1 \sim \sigma_2$) 一定の縞 (isochromatic fringe patterns) である。従って光弾性法則は(2)式で与えられる。

$$\sigma_1 - \sigma_2 = \frac{N}{\alpha t} \quad \dots\dots\dots (2)$$

ただし、N：縞次数

α ：光弾性感度 (mm/kg)

t：試験片板厚 (mm)

また、亀裂近傍の最大剪断応力とK値の関係は(3)式で与えられる。^{8), 9)}

$$\begin{aligned} \tau_{max} &= \frac{\sigma_1 - \sigma_2}{2} \\ &= \frac{1}{2\sqrt{2}\pi r} [a_1 K_1^2 + 2a_2 K_1 K_2 + a_3 K_2^2]^{1/2} \quad \dots\dots\dots (3) \end{aligned}$$

ただし、 $a_1 = \sin^2 \theta + 2\delta \sqrt{\frac{2r}{C}} \sin \theta \sin \frac{3\theta}{2} + \frac{2r}{C} \delta^2$

$$a_2 = \sin 2\theta + 2\delta \sqrt{\frac{2r}{C}} \sin \frac{\theta}{2} \left(1 + \cos \frac{\theta}{2} \cos \frac{3\theta}{2}\right)$$

$$a_3 = 1 + 3\cos^2 \theta$$

$$\delta = \sigma_{\dots} / [\sigma F(\gamma)]$$

σ ：亀裂に直交する方向の負荷応力

σ_{\dots} ：亀裂に平行方向の仮想的遠方での応力

F(γ)：有限幅の修正係数

(2)式および(3)式を組み合わせると、光弾性縞を解析した。

4. 動的弾性試験結果および考察

試験結果一覧を表3に示す。

4.1 動的亀裂伝播試験

大入熱溶接継手ボンド部近傍で、ボンド部に沿って生じた亀裂のように、狭い靱性劣化部に発生した亀裂が、一様負荷応力条件下でどのような伝播特性を示すかを検討した。なお、その際残留応力あるいは補強材(スチフナ)の影響も検討した。

4.1.1 動的K値と亀裂伝播速度

(1) エポキシ母材：基礎資料として、エポキシ母材中の亀裂伝播挙動を調べた。写真5および図4に示すように、動的K値 K_{d1} と静的K値 K_1 との間にはかなりの差が認められる。動的K値は打撃直後に静的K値よりも大きく、かつ静的破壊靱性値 K_{ci} よりも大きくなる。しかしその後、動的K値は概ね静的K値よりも低く、とくに亀裂が定常速度で伝播するときにはほぼ一定になる傾向がある。その値は、無限板に対する L. B. Freund¹⁰⁾ の理論によく一致している。

また、負荷応力が高くなるにつれ、若干、亀裂伝播速度は大きくなる。しかも破面もあらえてくることがわかった。

(2) 溝付き型モデルおよび接着型モデル：溝付き型モデルの溝あるいは接着型モデルの接着層などの、狭い靱性劣化部に沿っての亀裂伝播挙動を調べた。

亀裂は狭い靱性劣化部に沿って伝播し、動的K値ならびに亀裂伝播速度の変動に関しては、概ね前述のエポキ

シ母材の場合と同様の傾向が認められた。

なお、特徴的な点としては、特に接着型モデルの場合、亀裂伝播速度がかなり大きくなったことである。Rayleigh 波速度 V_R の約 0.67 倍にもなったが、亀裂は枝分れを生じなかった。

(3) 残留応力型モデル：残留応力型モデルの接着層、すなわち狭い靱性劣化部に沿っての亀裂伝播挙動を調べた。

写真 6、図 5、写真 7 および図 6 に示すように、残留応力の影響で光弾性縞は若干傾き、亀裂に対して非対称な縞パターンとなった。残留応力の影響のために opening mode の他に edge sliding mode も現われている。

動的 K 値 K_{d1} (opening mode) は、残留応力の影響も入っているが静的破壊靱性値にほぼ等しく、一定となった。また動的 K 値 K_{d2} (edge sliding mode) は K_{d1} に比べてかなり小さいことがわかる。

亀裂伝播中、残留応力の再配分は比較的早く行なわれ、動的 K 値 K_{d2} は、残留応力のみによって生じる静的 K_2 値～亀裂先端位置曲線 (図 3 参照) に近い値を示しているようである。

以上各モデル別に述べて来たが、以下総括的に述べる。

図 7 は動的 K 値 K_d と亀裂伝播速度 V との関係を示したものである。

亀裂発生直後は、打撃の影響などで動的 K 値はかなり大きい。そこで図 7 では、亀裂が試験片中央部を越えて進んだ場合の実験値を順次プロットし、線で結んだ。エポキシ母材の実験値 (PMD-1, PMD-2 および PMD-3 : ○印) は、Freund の理論値と良く一致している。一方、残留応力型モデルの実験値 (PRD-1, PRD-2 および PRD-3 : ◆印) は、必ずしも理論に一致しないようである。ただ、試験片符号 PRD-3 の場合には、亀裂が接着層をはずれて母材中を伝播したためにエポキシ母材の実験値と同様の結果となった。

4.1.2 亀裂伝播速度に及ぼす負荷応力の影響

図 8 に亀裂伝播速度に及ぼす負荷応力の影響を示す。負荷応力が大きくなるにつれ、亀裂伝播速度は大きくなることわかる。エポキシ母材の実験値 (PMD-2 および PMD-3 : ○印) では、亀裂伝播速度 V が Yoffe¹¹⁾ の枝分れ限界速度 V_{cr} に比べてかなり低く、平均速度で考えると岡村らの実験曲線に比較的近い。試験片符号 PRD-3 は、残留応力型モデルであるが、亀裂が接着層をはずれて母材中を伝播したために、エポキシ母材の実験値に近い。一方、残る、残留応力型モデルの実験値 (PRD-1 および PRD-2 : ◆印) では、負荷応力の増大に伴い、亀裂伝播速度が急激に大きくなっている。しかも試験片符号 PRD-2 の亀裂伝播速度 V は、Rayleigh 波速度 V_R より低いものの、Yoffe の枝分れ限界速度 V_{cr} を越えている。しかも枝分れしなかった。

4.1.3 亀裂伝播径路に及ぼす残留応力の影響

溶接継手ボンド部に沿って生じた亀裂は、溶接残留応力の影響をうけて曲がりやすい。しかし、大入熱溶接継手ボンド部の場合、靱性劣化が著しく、曲がらずに溶接ボンド部に沿って伝播しやすくなる可能性がある。

残留応力型モデル試験片符号 PRD-3 (写真 7) の場合には、亀裂はすぐに接着層からはずれ母材中に進展し、その後荷重方向に垂直に、すなわち接着層に平行に伝播した。接着層からそれるときの角度は 24 度であった。

最大応力条件による亀裂進展方位角 θ の式 (図 9 参照)

$$K_1 \sin \theta + K_2 (3 \cos \theta - 1) = 0 \quad (4)$$

を用いて、このときの K_2/K_1 を逆算すると、0.235 となる。

初期切欠きにおける残留応力によって生じる K_2 値は、光弾性縞解析より $1.05 \text{ kg}\sqrt{\text{mm}}/\text{mm}^2$ であることがわかっているから、このときの K_1 値は $4.47 \text{ kg}\sqrt{\text{mm}}/\text{mm}^2$ であると推定される。この値は、静的破壊靱性値 $2.3 \text{ kg}\sqrt{\text{mm}}/\text{mm}^2$ を越えており、またこれに続く光弾性縞解析 K_1 値と比較しても、妥当な値であることが確認できる。従って、以上のことから、本モデル程度の接着層の靱性劣化 (母材に比べて 0.368 倍) で、かつ K_2/K_1 が 0.235 程度以上ならば、亀裂は母材へそれることがわかった。

一方、試験片符号 PRD-1 および PRD-2 の場合には、亀裂は接着層に沿って伝播した。試験片符号 PRD-2 の場合には、初期切欠きにおける残留応力によって生じる K_2 値は $0.72 \text{ kg}\sqrt{\text{mm}}/\text{mm}^2$ である。打撃時の動的 K_1 値

は正確にはわからないが、試験片符号PRD-3の場合と同程度とすれば、 K_2/K_1 値は0.161程度となる。

従って、本モデル程度の接着層の靱性劣化（母材に比べて0.368倍）で、かつ K_2/K_1 が0.161程度以下ならば、亀裂は残留応力の影響を受けず接着層に沿って伝播することがわかる。

4.1.4 亀裂伝播特性に及ぼす補強材の影響

船殻外板に発生あるいは伝播してきた亀裂がさらに外板を伝播する場合、ロンジ材などの補強材を突っ切ることになる。このときの亀裂伝播挙動をエポキシモデルで調べた。

(1) スチフナA型モデル（スカラップなし）：船殻外板とロンジ材は、通常グラビティー溶接法を用いて隅肉溶接されているが、スチフナA型モデルでは完全溶け込み型隅肉溶接されているものとしてモデル化した。すなわち外板とスカラップなしのスチフナを完全に接着させた。

初めに、スカラップなしの補強材の影響をみるために、エポキシ母材に3本のスチフナをたて、これに直交するように亀裂を伝播させた（写真8および図10参照）。

亀裂はスチフナを含めて母材を貫通した。この場合、亀裂は中央のスチフナに達すると、その後スチフナと外板へ同時に伝播しているようである。したがって、本試験結果（試験片符号SAMD-2）の亀裂伝播状況に対応する静的K値は、図中の2つの静的K値、すなわち中央のスチフナが破断しない場合のK値（太い実線）と、中央のスチフナが亀裂伝播と共に瞬時に破断する場合のK値（太い1点鎖線）の中間に存在すると考えられる。動的光弾性編解析によるK値（●印）は、動的効果の影響を受けているが、上述の2つの静的K値の中間の値となった。

以上のことから、中央のスチフナの影響で、動的K値および亀裂伝播速度が大きく変化することが確認できたと考えられる。

また、船殻外板の突き合せ溶接継手ボンド部に沿っての脆性亀裂伝播現象に及ぼすスカラップなしの補強材の影響を調べるために、残留応力型モデルに3本のスチフナをたてこれに直交するように亀裂を伝播させた（写真9および図11参照）。

左端のスチフナが既に破断しているために負荷応力は大きくできなかった。このために、相当する溶接部中央の残留応力（ $\sigma_{RL} - \sigma_{RT} = 1.7 \text{ kg/mm}^2$ ）は、負荷応力に比して非常に大きくなり、亀裂はすぐに母材にそれて伝播し、中央のスチフナで停止した。停止亀裂先端（ $\frac{d_0 + 2C}{W} = 0.492$ ）が中央のスチフナの影に入り、光弾性編解析が不可能となったため、静的なF.E.M.計算を行なったところ、K値は $1.39 \text{ kg}\sqrt{\text{mm}}/\text{mm}^2$ となった。後述するが、エポキシ母材伝播停止試験結果（ $K_{ca} \cong 1.5 \text{ kg}\sqrt{\text{mm}}/\text{mm}^2$ ）と良く一致した。

(2) スチフナB型モデル（スカラップあり）：船殻外板の横継手とロンジ材とが交差する場合、ロンジ材に表2に示したようなスカラップを設けることがある。このときの脆性亀裂伝播特性を調べた。

スカラップを設けると、外板を伝播中の脆性亀裂はスチフナには曲がり込まないようである。エポキシ母材にスカラップ付きのスチフナをたて、これに直交するように亀裂を伝播させたところ、亀裂は外板のみを伝播貫通した（写真10および図12参照）。スチフナが破断しなかったために、試験片符号SAMD-2の試験結果と比較すると、 $\frac{d_0 + 2C}{W} = 0.7 \sim 0.8$ 付近の動的K値はいくらか小さいようである。

亀裂がスチフナに達すると、動的K値は静的K値に近づくが、K値が K_{ca} 値よりも下がらない限り、亀裂は伝播し続けることが明らかとなった。

また、外板の突き合せ溶接継手ボンド部に沿っての脆性亀裂伝播現象に及ぼすスカラップ付き補強材の影響を調べた（写真11および図13参照）。

スチフナA型モデルSARD-1の試験結果と同様、相当する溶接部中央の残留応力（ $\sigma_{RL} - \sigma_{RT} = 1.9 \text{ kg/mm}^2$ ）が負荷応力に比べてかなり大きいためか、すぐに母材にそれ、わずか34.3mm伝播した後停止した。

このときのK値を K_{ca} 値とすると、 $K_{ca} = 1.66 \text{ kg}\sqrt{\text{mm}}/\text{mm}^2$ であり、後述するが、エポキシ母材の亀裂伝播停止

特性値にはほぼ等しいことがわかった。

なお、このように亀裂伝播長さが短い場合には、亀裂伝播速度は極めて小さく、 $V = 0.01C_1 \sim 0.02C_1$ すなわち $15 \sim 30 \text{ m/sec}$ 程度であることが判明した。

鋼材の場合でもわずかししか亀裂が伝播しない場合には $V = 0.01C_1 \sim 0.02C_1$ すなわち $50 \sim 100 \text{ m/sec}$ 程度であると推察される。

4.2 亀裂伝播停止試験

大入熱溶接継手ボンド部近傍で、ボンド部に沿って生じた亀裂のように、狭い靱性劣化部に発生した亀裂の伝播停止特性を把握するため、decreasing な荷重分布の中を伝播する亀裂がどのような挙動を示すかを検討した。

4.2.1 動的K値と亀裂伝播速度

(1) エポキシ母材：写真12に decreasing な荷重分布（平均応力 0.1251 kg/mm^2 ，応力比 $\sigma_2/\sigma_1 = -0.5$ ）での動的亀裂光弾性縞写真を示す。試験片中央部あたりから縞数が少なくなり、亀裂発生後 $1,000 \mu\text{sec}$ 付近で一時亀裂は伝播停止し、その後若干亀裂が伸びて止まったことがわかる。図14にこのときの動的K値 K_d と亀裂伝播速度 V を示す。動的K値は打撃直後かなり大きくなり、その後太い実線で示した静的K値～亀裂先端位置曲線のまわりを振動しながら停止したことがわかる。亀裂先端位置 $(d_0 + 2C)/W$ が 0.65 付近で、一旦、亀裂は停止している。亀裂伝播速度（×印）から判断して、このときの動的K値をエポキシ母材の亀裂伝播停止特性値 K_{ca} と考えると、 K_{ca} は $1.75 \text{ kg}\sqrt{\text{mm}}/\text{mm}^2$ となる。亀裂発生に対する静的破壊靱性値 K_{ci} ($\dot{\epsilon} = 10^{-4} \frac{1}{\text{sec}}$) は $6.4 \text{ kg}\sqrt{\text{mm}}/\text{mm}^2$ であるから、 K_{ca} は K_{ci} の約 0.27 倍となっている。

(2) 溝付き型モデル：写真13は decreasing な荷重分布（平均応力 0.0740 kg/mm^2 ，応力比 $\sigma_2/\sigma_1 = -0.5$ ）での溝付き型モデル（溝の深さ 1.19 mm ）中の動的亀裂光弾性縞写真である。また、図15はそのときの動的K値 K_d と亀裂伝播速度 V を示したものである。動的K値は打撃直後のみ静的破壊靱性値 K_{ci} を越え、その後は静的K値に近い値となった。亀裂先端位置 $(d_0 + 2C)/W$ が 0.65 付近で、亀裂伝播速度が急激に減少したことから、このときの動的K値を K_{ca} とすると、 K_{ca} は約 $1.45 \text{ kg}\sqrt{\text{mm}}/\text{mm}^2$ となる。その後また亀裂はゆっくりと進展し、 $(d_0 + 2C)/W$ が 0.969 で停止した。

(3) 接着型モデル：写真14は decreasing な荷重分布（平均応力 0.0761 kg/mm^2 ，応力比 $\sigma_2/\sigma_1 = -0.5$ ）での接着型モデル中の動的亀裂光弾性縞写真である。また、図16は、そのときの動的K値 K_d と亀裂伝播速度 V を示したものである。亀裂発生後 $(d_0 + 2C)/W$ が 0.6 あたりで、亀裂は一時停止し、その後、かなりゆっくりと進展し、 $(d_0 + 2C)/W$ が 0.82 で停止した。 $(d_0 + 2C)/W$ が 0.61 で亀裂伝播速度が急激に減少したことから、このときの動的K値を K_{ca} と考えると、 K_{ca} は $1.55 \text{ kg}\sqrt{\text{mm}}/\text{mm}^2$ となる。

(4) 残留応力型モデル：写真15に decreasing な荷重分布（平均応力 0.106 kg/mm^2 ，応力比 $\sigma_2/\sigma_1 = -0.5$ ）での動的亀裂光弾性縞写真を示す。また、図17にこのときの動的K値 K_d と亀裂伝播速度 V を示す。

亀裂は接着層に沿って伝播し、亀裂発生後 $600 \mu\text{sec}$ 付近で一時伝播停止し、その後再スタートと同時に母材にそれたことがわかる。それた原因は、亀裂が自由端に近づくにつれ、 K_2 値が大きくなったためと思われる。

また、亀裂伝播停止位置は亀裂伝播速度から判断して $(d_0 + 2C)/W$ が 0.65 付近であり、このときの動的K値を、残留応力型モデルの亀裂伝播停止特性値 K_{ca} と考えると、 K_{ca} は $1.35 \text{ kg}\sqrt{\text{mm}}/\text{mm}^2$ である。すなわち、エポキシ母材の亀裂伝播停止特性値とはほぼ等しい値となった。このことは、鋼材の大形伝播試験結果を検討する上で参考になる。

以上各モデル別に述べて来たが、以下総括的に述べる。

図18は、亀裂伝播停止試験結果の動的K値 K_d と亀裂伝播速度 V との関係を示したものである。亀裂伝播停止前に動的K値は、一旦 Freund の解よりもかなり小さくなることがわかる。また亀裂伝播停止直前では、亀裂伝播速度はかなり小さく、動的K値は静的K値に比較的等しくなることがわかる。

エポキシ母材の実験値 (PMA-1, PMA-2 および PMA-3 : ○印) および溝付き型モデルの実験値 (PGA-1 : 溝の深さ 1.19 mm : ▽印, および PGA-2, PGA-4 : 溝の深さ 1.63 mm, 1.66 mm : ▼印) は, 若干バラツキが見られるものの, Freund の理論値に比較的良く一致していると言えよう。

一方, 接着型モデルの実験値 (PAA-1 : ●印) および残留応力型モデルの実験値 (PRA-1, PRA-2 : ◆印) は, 伝播試験の場合と同様, 若干理論値からはずれている。

4.2.2 亀裂伝播停止特性に及ぼす狭い靱性劣化部の脆化幅の影響

図19に亀裂伝播停止特性値 K_{ca} に及ぼす狭い靱性劣化部の影響を示す。亀裂伝播停止特性に及ぼす狭い靱性劣化部の影響は概ね小さいようである。しかしながら, 図19を詳細にみると, 溝の深さ約 1.5 mm の溝付き型モデルにおいて靱性劣化部の幅の影響が若干存在するようにもみえる。

4.2.3 動的歪エネルギー解放率からみた亀裂伝播停止条件

動的歪エネルギー解放率を用いて脆性亀裂伝播現象を検討する。

(1) 動的歪エネルギー解放率と亀裂伝播速度の関係

図20に, エポキシ母材の伝播試験結果を整理して, 動的歪エネルギー解放率 G_d と亀裂伝播速度 V の関係を示す。亀裂発生直後の実験値は打撃の影響が大きいと考えられるので, これを避け, 亀裂が板中央を越えて, 伝播した後のデータを用いた。その結果, 実験値は池田¹²⁾, Broberg¹³⁾, Freund^{10), 14), 15)}等の理論に良く一致することがわかった。すなわち, 亀裂伝播速度が大きくなるにつれ, 動的歪エネルギー解放率は減少する。一方, 吉識・金沢・板垣¹⁶⁾の理論は, 全くこれと逆の傾向を示している。おそらく伝播亀裂形状の仮定に問題があるのであろう。また, 池田, Broberg の理論は一定速度で伝播する亀裂の問題であるのに対して, Freund の理論は可変速度で伝播する半無限平面亀裂の問題であるからその適用範囲はさらに広い。なお, Freund は, 可変速度の問題に拡張する際に, 亀裂伝播速度が段階状に変化する, すなわち伝播亀裂長さが時間に対して折れ線近似できる場合の解を極限移行したが, その妥当性は後に Kostrov¹⁷⁾によって確認された。

Freund の解を平面応力状態の場合の形に書き直すと(5)式になる。

$$G_d = \frac{Kd^2}{E} A(d) \quad (\text{平面応力}) \quad \dots \dots \dots (5)$$

ここに, $A(d) = (1 + \nu) A_0(d)$

$$A_0(d) = \frac{b^2 d^2 (1 - a^2/d^2)^{1/2}}{4 d^2 (d^2 - a^2)^{1/2} (d^2 - b^2)^{1/2} - (2d^2 - b^2)^2}$$

$$a = 1/C_1, \quad b = 1/C_2, \quad d = 1/V$$

$$C_1 = \sqrt{\frac{\lambda + 2\mu}{\rho}} = \frac{1}{\sqrt{1 - \nu^2}} \sqrt{\frac{E}{\rho}}$$

$$C_2 = \sqrt{\frac{\mu}{\rho}} = \frac{1}{\sqrt{2(1 + \nu)}} \sqrt{\frac{E}{\rho}}$$

平面歪の場合には, E および ν の代りにそれぞれ $E/1 - \nu^2$ および $\nu/1 - \nu$ を代入すればよい。図 21 に動的歪エネルギー解放率における動的効果修正係数 $A(d)$ と亀裂伝播速度の関係を示す。ポアソン比は Araldite B の場合を考えて 0.38 とした。図から明らかなように亀裂伝播速度が Rayleigh 波速度 V_R に近づくと $A(d)$ は急激に発散する。しかしながらこのとき動的 K 値は急激にゼロに収束するため, G_d はゼロに収束する。

(2) 動的歪エネルギー解放率からみた亀裂の伝播停止現象

図22に, エポキシ母材の伝播停止試験における動的歪エネルギー解放率の動きを示す。亀裂伝播速度が小さいために動的効果修正係数 $A(d)$ はほぼ 1 に等しい。このために動的歪エネルギー解放率 G_d は動的 K 値 K_d の動きと全く同じ傾向を示している。溝付き型モデルならびに接着型モデルでも同様である。

狭い見掛けの靱性劣化部に沿っての亀裂伝播停止特性値 K_{ca} が、靱性劣化の度合いに関係なくほぼ一定値 $1.5 \text{ kg}\sqrt{\text{mm}}/\text{mm}^2$ であった (図19参照) ことに対応して、亀裂伝播停止時の G_d もほぼ一定値 $6.8 \times 10^{-3} \text{ kg} \cdot \text{mm}/\text{mm}^2$ となった。

一方、A. S. Kobayashi は光弾性材料 Homalite - 100 の亀裂伝播停止特性を動的弾性手法を用いて検討し、^{18),19),20)} 次のような伝播停止条件を提案している。

$$G_{d_{ave}} = G_c \quad \text{かつ} \quad G_d < G_c \quad \dots\dots\dots (7)$$

ここに、 G_c : 限界歪エネルギー解放率

G_d : 伝播停止直前の動的歪エネルギー解放率

$G_{d_{ave}}$: 伝播停止直前までの平均動的歪エネルギー解放率

亀裂伝播停止時に $G_d < G_c$ となることは必要条件であるが、これだけでは不十分で、亀裂伝播中に、解放されるエネルギーの累積値 $\int G_d \, dc$ と、実際に破壊に消費されたエネルギーの累積値 $\int G_c \, dc$ とが相等しくバランスしたときに、亀裂は伝播停止するという考え方である。すなわち、基本的には Bluhm の概念²¹⁾、"グリップでの摩擦などによる散逸エネルギーのない弾性体では、伝播亀裂によって解放される静的エネルギー全体は、破壊完了までに亀裂によって消費されたエネルギー全体に等しい"に近い。

今回の試験結果に適用してみると、必ずしもうまく説明できないようである。表4に伝播停止試験における平均動的歪エネルギー解放率 $G_{d_{ave}}$ と限界歪エネルギー解放率 G_c の関係を示す。実験値より求めた平均動的歪エネルギー解放率 $G_{d_{ave1}}$

$$G_{d_{ave1}} = \frac{1}{\Delta C} \int G_d \, dc \quad \dots\dots\dots (8)$$

と、静的な場合 ($\dot{\epsilon} = 10^{-5} \frac{1}{\text{sec}}$) の限界歪エネルギー解放率 $G_c |_{\dot{\epsilon} = 10^{-5} \frac{1}{\text{sec}}}$ を比較すると明らかに $G_{d_{ave1}}$ が小さすぎるようである。

打撃直後の光弾性縞の縞パターンが乱れやすいために、打撃直後の歪エネルギー解放率が大きいにもかかわらず正確に把握できていない可能性も考えられるので、 $G_{d_{ave}}$ の近似値として(9)式のようにとる方法も試みた。

$$G_{d_{ave2}} = \frac{1}{\Delta C} \int G_s \, dc + \frac{1}{t \Delta C} [\text{打撃エネルギー}] \quad \dots\dots\dots (9)$$

$G_{d_{ave2}}$ は $G_{d_{ave1}}$ よりも大きいけれども $G_c |_{\dot{\epsilon} = 10^{-5} \frac{1}{\text{sec}}}$ よりも小さい。そこでもう一つの要因として、限界歪エネルギー解放率 G_c が歪速度の増加と共に減少する可能性が考えられる。この観点から $\dot{\epsilon} = 10^{-2} \frac{1}{\text{sec}}$ および $\dot{\epsilon} = 10 \frac{1}{\text{sec}}$ の場合の限界歪エネルギー解放率を求めてみた (表4参照)。このように考えると、

$$G_{d_{ave}} = G_c \quad \dots\dots\dots (10)$$

なる伝播停止条件はまだ成立する可能性があるようである。

実際には、運動エネルギーの一部が試験片および負荷ピンの運動に消費されるなど、破壊以外に消費される散逸エネルギーが存在することから、問題は複雑である。

4.3 亀裂枝分れ伝播試験

エポキシ母材、溝付き型モデル、接着型モデルおよび残留応力型モデルについて、同一の応力条件下で枝分れ伝播試験 (increasing な荷重分布, $\sigma_2/\sigma_1 = -11$) を実施し、亀裂枝分れ現象に及ぼす狭い靱性劣化部の影響を調べた。

4.3.1 動的K値と亀裂伝播速度

(1) エポキシ母材: 写真16に increasing な荷重分布 (平均応力 $0.510 \text{ kg}/\text{mm}^2$, 応力比 $\sigma_2/\sigma_1 = -11$) でのエポキシ母材中の動的亀裂光弾性縞写真を示す。光弾性縞は急速に大きくなり、動的K値も急激に大きくなっていることがわかる。特に increasing な荷重分布の中の光弾性縞は、一様荷重下での静的亀裂先端縞とは全く異なった縞パターンになっている。

片側亀裂が高速伝播する場合の縞パターンは、A. A. Wells および D. Post²²⁾ によって得られている。また、B. R. Baker²³⁾ は理論的に動的伝播亀裂の光弾性縞を解析しており、低速伝播の場合は静的な光弾性縞に近いが、高速伝播の場合には亀裂先端直前に新たな縞を生じると述べている。一方、今回得られた亀裂先端の新しい縞は、縞次数から考えて、高速伝播亀裂特有の縞というより、応力勾配のある荷重場の影響のために生じたものと考えられる。従って亀裂先端に生じた新たな縞を無視し、残りの縞が静的亀裂の場合の光弾性縞パターンに近いと考え解析した。図23にこのときの動的K値Kdと亀裂伝播速度Vを示す。動的K値は、打撃直後に亀裂発生に対する静的破壊靱性値Kciを越え、また静的K値を越えるが、その後は静的K値よりも若干低く、かつ急激に大きくなっている。また、 $\frac{d_0 + 2C}{W} = 0.72$ 付近で若干動的K値が下がっているが、わずかに枝れ亀裂が発生したためと思われる。一方、亀裂伝播速度は枝分れ亀裂発生直前においてもさほど大きくならず350m/sec程度で、Rayleigh波速度 V_R の約0.36倍であった。B. R. Bakerの解析によれば、亀裂先端に新しい縞が出るいわゆる動的な特徴をもった光弾性縞は、亀裂伝播速度がRayleigh波の速度 V_R に近くなってから出るということからも、今回の光弾性縞は高速伝播亀裂特有の縞ではないであろう。

E. H. Yoffe²⁴⁾ は、無限板で一様荷重下では、亀裂伝播速度がRayleigh波速度 V_R の約0.6倍で亀裂が枝分れすると述べている。しかし、本試験片は有限板であること、およびincreasingな荷重分布であることなど、必ずしも理論の対象とは一致しないが、亀裂伝播速度がRayleigh波速度 V_R の約0.36倍程度で、枝分れ現象を起した。この事実はincreasingな荷重分布特有のものかまだはっきりしていない。

- (2) 溝付き型モデル：写真17にincreasingな荷重分布（平均応力0.300 kg/mm²、応力比 $\sigma_2/\sigma_1 = -11$ ）での溝付き型モデル（溝の深さ1.24 mm）中の動的亀裂光弾性縞写真を示す。エポキシ母材と同様の光弾性縞パターンが得られた。しかし重大な相違点は、枝分れ現象が起きなかったことである。すなわち、靱性劣化部に沿って伝播するときは、枝分れせずに直進しやすい傾向をもつことを示唆している。図24にこのときの動的K値Kdと亀裂伝播速度Vを示す。動的K値はエポキシ母材の場合と同様な傾向をもち、静的K値の0.47～0.74倍となった。また亀裂伝播速度は比較的定速でありRayleigh波速度 V_R の約0.33倍である。亀裂伝播速度と動的K値の関係だけを見れば、エポキシ母材の場合の試験結果と同様L. B. Freundの理論に比較的一致している。
- (3) 残留応力型モデル：動的亀裂光弾性縞写真を写真18に、また、そのときの動的K値Kdおよび亀裂伝播速度Vを図25に示す。

エポキシ母材の場合には、平均応力が0.372 kg/mm²あるいは0.528 kg/mm²のいずれでも、程度の差こそあれ右端近傍で枝分れ現象を起こした。一方、溝付き型モデル、接着型モデル、残留応力型モデル等の狭い靱性劣化部を有するモデルでは、いずれも枝分れ現象を起こさなかった。

同一の応力条件の試験においてもこのような差が生じたことから、少なくとも母材の靱性の約0.72倍以下の狭い靱性劣化部が存在する場合には、亀裂は枝分れ現象を起こしにくく、狭い靱性劣化部に沿って伝播しやすい傾向があることがわかった。

以上各モデル別に述べて来たが、以下総括的に述べる。

図26に枝分れ試験の場合の動的K値Kdと亀裂伝播速度Vの関係を示す。エポキシ母材の実験値（PMB-1, PMB-2, PMB-3, PMB-4：○印）は、Freundの理論値と良く一致している。一方、溝付き型モデルの動的K値（PGB-1, PGB-3：溝の深さ1.24 mm, 1.01 mm：▽印、およびPGB-2：溝の深さ1.66 mm：▼印）は、理論値よりも若干小さい値になった。さらに、残留応力型モデルの動的K値（PRB-1：◆印）は、理論と一致しないようである。

4.3.2 動的歪エネルギー解放率からみた亀裂の枝分れ現象

枝分れ現象については、初めYoffeが弾性論より示唆した。亀裂伝播速度が $0.6C_2$ （ C_2 ：横波速度）に達すると、最大引張応力 $\sigma_{\theta\theta}$ が亀裂線上から約30度離れた方向に生ずる。このことから、Vが $0.6C_2$ を越えると亀裂は

枝分れ角(2θ) 60度で枝分れすると述べている(ただし, ポアソン比は0.25とした)。

エポキシ母材の枝分れ試験(試験片符号PMB-1)の場合, 枝分れ角2θは50~56度程度となり比較的Yoffeの理論に近い値を得た。

一方, A. S. Kobayashi,¹⁸⁾ W. B. Bradley²⁵⁾等はHomalite-100を用いた実験から枝分れ角22度を得た。しかも, 枝分れ直前の亀裂伝播速度も0.6C₂に比べるとかなり低く, 0.378C₂程度であった。こうしたことからA. S. KobayashiはYoffeの理論では説明がつかないとして, 動的歪エネルギー解放率を用いて検討した結果, 枝分れ条件として

$$G_{s\text{ave}} > 5 G_{d\text{ave}} \quad (11)$$

ここに G_{save}: 枝分れ直前までの平均静的歪エネルギー解放率

G_{dave}: 枝分れ直前までの平均動的歪エネルギー解放率

を提案した。¹⁸⁾

試験片符号PMB-1の試験結果に, この条件を適用すると,

$$\frac{d_0 + 2C}{W} = 0.8 \text{ で枝分れ発生}$$

$$G_{d\text{ave}1} = 0.01745 \text{ kg} \cdot \text{mm} / \text{mm}^2$$

$$G_{s\text{ave}} = 0.02986 \text{ kg} \cdot \text{mm} / \text{mm}^2$$

したがって,

$$G_{s\text{ave}} \approx 1.7 G_{d\text{ave}1} \quad (12)$$

となった(図27参照)。

A. S. Kobayashiの条件ではまだうまく説明できないようである。材料の違い, 荷重条件など影響が大きいと思われる。

Achenbach²⁶⁾は, 枝分れ現象を座屈現象と同様にモード変化ととらえて, 動的弾性解析を試みている。枝分れ前に比べ枝分れ後の方が亀裂先端に供給されるエネルギーが大きくなる時, 枝分れ現象が起こるとして解析を進めている。解析の容易な第3モード(tearing)について検討し, V/C₂ = 0.375に達すると枝分れ角2θ = 80°で枝分れが発生すること, しかも枝分れ後の亀裂伝播速度はV/C₂ = 0.02程度に減少することを示した。この解析過程は大変示唆に富んでいると思われる。

また, F. Erdogan²⁷⁾は, 亀裂伝播方向ならびに枝分れ条件に対する興味ある考察を加えている。すなわち, 次のような物理量を考えた。

$$\dot{E}_c / \dot{D} \quad (13)$$

ここに, $\dot{E}_c = \dot{U} - \dot{V} - \dot{T}$ (the time rate of crack closure energy)

U: 外力仕事

V: 歪エネルギー

T: 運動エネルギー

D: 非可逆エネルギー (表面エネルギーあるいは破壊エネルギー, 塑性仕事, 粘性抵抗 etc.)

$$\dot{\quad} = \frac{d}{dt}$$

熱力学的平衡から考えて \dot{E}_c / \dot{D} が最大になる方向へ亀裂が伝播あるいは枝分れするという考え方である。

この考え方は大入熱溶接継手部近傍のように, 不均一靱性場中においても適用できる可能性があると思われる。

しかし, 実際の構造物において, \dot{E}_c および \dot{D} を計算することは現段階ではまだ容易ではないであろう。

5. まとめ

船殻の大入熱溶接継手部に沿って伝播する脆性亀裂の伝播現象把握の手がかりを得るために、溶接継手部を光弾性材料エポキシ樹脂 (Araldite B) でモデル化し、動的弾性試験を行なった。

以上の結果をまとめると概略次のようになる。

- (1) エポキシ樹脂材の母材、ならびに溶接継手ボンド部の狭い靱性劣化部のみをモデル化した溝付き型モデルおよび接着型モデル、さらに溶接継手部をモデル化した残留応力型モデルについての動的破壊靱性値を把握した。いずれも歪速度 $\dot{\epsilon}$ の影響は $K_{cd} = \beta - \alpha \log_{10} \dot{\epsilon}$ の形で表わされることが明らかになった。 α はいずれも 0.31 程度である。溝付き型モデル、接着型モデル、残留応力型モデルの静的破壊靱性値 ($\dot{\epsilon} = 10^{-5} \sim 10^{-4} \frac{1}{\text{sec}}$) は、エポキシ母材の 0.36 ~ 0.69 程度である。

大入熱溶接継手ボンド部の靱性劣化度は、見掛け上ではあるがエポキシモデルで再現されていると考えられる。

- (2) 溝付き型モデル、接着型モデル等の狭い靱性劣化部に発生した亀裂の一樣荷重下での伝播挙動、特に動的 K 値ならびに亀裂伝播速度の変動状況は、概ねエポキシ母材と同様であった。すなわち、動的 K 値と静的 K 値との間にかなりの差が認められる。動的 K 値は、打撃直後に静的 K 値よりも大きく、かつ亀裂発生に対する静的破壊靱性値よりも大きくなる。しかしその後、動的 K 値は概ね静的 K 値よりも低く、亀裂が定常速度で伝播するときにはほぼ一定になる傾向をもっている。また負荷応力が高くなると、若干、亀裂伝播速度が大きくなるようである。しかも負荷応力が大きいと、破面があられる傾向にある。すなわち、亀裂伝播速度と破面とが良い相関をもっていることもわかった。

さらに、動的 K 値と亀裂伝播速度の関係に関する Freund の理論は、エポキシ母材の実験値と良く一致したが、残留応力型モデルには直接的には適用できないようである。

また、材質的に靱性劣化させた接着型モデルの場合、亀裂伝播速度が Rayleigh 波速度 V_R の約 0.67 倍に達したにもかかわらず亀裂は枝分れを生じなかった。この点は鋼材との対応を考える上で注目すべき事実である。

- (3) 残留応力型モデルでの試験結果によれば、接着層の靱性が母材の 0.368 倍程度の場合、 K_2/K_1 が 0.161 程度以下なら、亀裂は残留応力の影響を受けず接着層に沿って伝播する。また、 K_2/K_1 が 0.235 程度以上ならば、亀裂は母材にそれることがわかった。
- (4) 船殻外板を高速伝播する亀裂に及ぼす補強材の影響について検討した結果、補強材の効果はかなり大きいことがわかった。しかしながら、少なくとも K 値を脆性亀裂伝播停止特性値 K_{ca} 以下におさえる能力がない限り、亀裂を停止させることは不可能である。
- (5) 突き合せ溶接継手部に沿っての脆性亀裂伝播現象に及ぼす補強材の影響は、非常に大きい。すなわち、複数の補強材が継手に直交していて、各々が有効に作用していれば、継手部の応力分布は必ず不均一になるはずである。この場合、継手直角方向の負荷応力が小さくなっている部分では、溶接残留応力が負荷応力に比べて大きくなるためか、亀裂は母材にそれやすくなる傾向があることが確認された。
- (6) 溝付き型モデル、接着型モデル、残留応力型モデル等の狭い靱性劣化部 (見掛け上母材の 0.36 ~ 0.69 程度) に沿っての亀裂伝播停止特性値 K_{ca} は、 $1.5 \text{ kg}\sqrt{\text{mm}}/\text{mm}^2$ 前後で、エポキシ母材の値にほぼ等しいことがわかった。すなわち、亀裂伝播停止特性に及ぼす狭い見掛けの靱性劣化部の影響は小さいといえる。また、残留応力型モデルにおいては、 K_2 値がかなり大きいと、継手部に沿って生じた亀裂でもすぐに母材にそれやすいことも確認された。
- (7) 溝の深い (深さ約 1.5 mm) 溝付き型モデルの場合を考えると、亀裂伝播停止特性に及ぼす狭い靱性劣化部の脆化幅の影響はなお存在することが推察される。
- (8) 亀裂伝播中に解放されるエネルギーの累積値 $\int G_d dc$ と、実際に破壊に消費されたエネルギーの累積値 $\int G_c dc$ とが相等しくバランスしたときに亀裂は伝播停止するという考え方から、A. S. Kobayashi は亀裂伝播停止条件として、

$$G_{d_{ave}} = G_c \text{ かつ } G_d < G_c$$

を提案している。本試験結果に適用してみると必ずしもうまく説明できないようである。しかしながら、打撃エネルギーの影響ならびに限界歪エネルギー解放率の歪速度依存性、破壊以外に消費される散逸エネルギーの存在などを考慮すれば、上記条件が成立する可能性はあるようである。

- (9) エポキシ母材および溝付き型モデル、接着型モデル、残留応力型モデル等の狭い靱性劣化部を有するモデルについて、同一の応力条件下で枝分れ伝播試験を実施した結果、少なくとも母材の靱性の約0.72倍以下の狭い靱性劣化部が存在すると、亀裂は枝分れ現象を起こしにくく、狭い靱性劣化部に沿って伝播しやすい傾向があることがわかった。一方、エポキシ母材においては、increasingな荷重分布では比較的低速でも枝分れ現象が起こることがわかった。これは亀裂先端へのエネルギー供給のバランスの問題であるように思われる。
- (10) 不均一靱性場中の亀裂伝播径路は、熱力学的平衡から考えて、単位時間に解放される歪エネルギー \dot{E}_c が単位時間に散逸する非可逆エネルギー \dot{D} (破壊エネルギー以外にも試験機のグリップから逃げる運動エネルギーなどを含む) に比して最も大きい方向に選択されると考えられる。狭い靱性劣化部に発生した亀裂が枝分れ現象を起こしにくいのもこのような理由からであろう。

参 考 文 献

- 1) 日本造船研究協会第147研究部会, "船体用高張力鋼板大入熱溶接継手の脆性破壊強度評価に関する研究", 日本造船研究協会研究資料No 208, 昭和49年3月
- 2) 日本造船研究協会第147研究部会, "船体用高張力鋼板大入熱溶接継手の脆性破壊強度評価に関する研究", 日本造船研究協会研究資料No 229, 昭和50年3月
- 3) 日本造船研究協会第147研究部会, "船体用高張力鋼板大入熱溶接継手の脆性破壊強度評価に関する研究", 日本造船研究協会研究資料No 244, 昭和51年3月
- 4) A. B. J. Clark and R. J. Sanford, "Comparison of Static and Dynamic Properties of Photoelastic Materials", *Experimental Mechanics*, June 1963, pp. 148 ~ 151
- 5) 岡村弘之, 高野太刀雄, "小形クセノン放電管を用いた動的弾性実験について", 応力と歪, 第2巻第2号, 1973, pp. 23 ~ 29
- 6) 岡村弘之, 高野太刀雄, 三橋俊作, "せん光による動的弾性実験法(第1報)", 日本機械学会論文集, 310号, 1972, pp. 1175 ~ 1182
- 7) 高野太刀雄, 小口哲朗, 岡村弘之, "閃光による動的弾性実験法(第3報)", 日本機械学会論文集No 720-10, 1972, pp. 221 ~ 224
- 8) W. B. Bradley, "A Photoelastic Investigation of Dynamic Brittle Fracture", Ph. D. Dissertation, University of Washington, 1969
- 9) B. G. Wade, "A Photoelastic and Numerical Study on Fracture Dynamics of Stressed Panels", Ph. D. Dissertation, University of Washington, 1974
- 10) L. B. Freund, "Crack Propagation in an Elastic Solid Subjected to General Loading-I, Constant Rate of Extension", *J. Mech. Phys. Solids*, 1972, Vol. 20, pp. 129 ~ 140
- 11) E. H. Yoffe, "The Moving Griffith Crack", *Phil. Mag.*, Ser. 7, Vol. 42, 1951, pp. 739 ~ 750
- 12) 池田一夫, "脆性破壊伝播に関する研究(第5報)ースリットが定速で拡大する場合の弾性歪エネルギー解放率ー", 造船協会論文集第110号, 昭和36年11月, PP. 487 ~ 494
- 13) K. B. Broberg, J. Hult and N. Fritthoif, *Recent Progress in Applied Mechanics*, Almquist and Wiksell, Stockholm, 1967, p. 125

- 14) L. B. Freund, "Crack Propagation in an Elastic Solid Subjected to General Loading - II. Non-Uniform Rate of Extension", *J. Mech. Phys. Solids*, Vol. 20, 1972, pp.141 ~ 152
- 15) L. B. Freund, "Crack Propagation in an Elastic Solid Subjected to General Loading - III. Stress Wave Loading", *J. Mech. Phys. Solids*, Vol. 21, 1973, pp.47 ~ 61
- 16) 吉識雅夫, 金沢 武, 板垣 浩, "脆性破壊伝播に関する研究 (第1報) - 動的応力分布と解放弾性エネルギー -", 造船協会論文集第108号, 昭和35年11月, pp.347 ~ 354
- 17) B. V. Kostrov, "On the Crack Propagation with Variable Velocity", *International Journal of Fracture*, Vol. 11, No 1, February, 1975
- 18) A. S. Kobayashi, "Criteria for Crack Branching and Crack Arrest", *Prog. in Experimental Mechanics - The Durelli Anniversary Volume* (Edited by R. J. Sanford and V. J. Parks), Catholic University of America, 1975
- 19) A. S. Kobayashi and B. G. Wade, "Crack Propagation and Arrest in Impacted Plates", *Dynamic Crack Propagation* (Edited by G. C. Sih), Noordhoff International Publishing, Leyden, 1973, pp. 633 ~ 677
- 20) A. S. Kobayashi, B. G. Wade and W. B. Bradley, "Fracture Dynamics of Homalite - 100", *Deformation and Fracture of High Polymers* (Edited by H. H. Kausch, J. A. Hassell and R. I. Jaffee), Plenum Press, New York, 1973, pp.487 ~ 500
- 21) J. I. Bluhm, "Fracture Arrest", *Fracture*, Vol. V, *Fracture Design of Structures*, Academic Press, New York and London, 1969, pp.1 ~ 63
- 22) A. A. Wells and D. Post, "The Dynamic Stress Distribution Surrounding a Running Crack - A Photoelastic Analysis", *Proc. S. E. S. A.*, Vol. 16, No 1, 1958, pp.69 ~ 92
- 23) B. R. Baker, "Dynamic Stresses Created by a Moving Crack", *J. Applied Mech.*, Sep. 1962, pp.449 ~ 458
- 24) E. H. Yoffe, "The Moving Griffith Crack", *Phil. Mag.*, Ser. 7, Vol. 42, 1951, pp.739 ~ 750
- 25) W. B. Bradley, "A Photoelastic Investigation of Dynamic Brittle Fracture", Ph. D. Dissertation, University of Washington, 1969
- 26) J. D. Achenbach, "Bifurcation of a Running Crack in Antiplane Strain", *Int. J. Solids Structures*, Vol. 11, 1975, p.1301
- 27) F. Erdogan, "Crack - Propagation Theories", *Fracture*, Vol. II, *Mathematical Fundamentals*, Academic Press, New York and London, 1968, pp.497 ~ 590

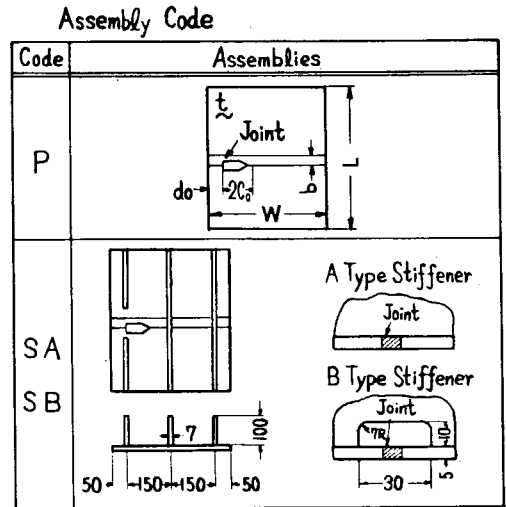
表1 供試材(エポキシ樹脂材, Araldite B)の光弾性感度および機械的性質

Fringe Constant α (mm/kg)		Modulus of Elasticity E (kg/mm ²)		Mass Density ρ (g/cm ³)	Velocity of Sound $C_1 = \sqrt{E/\rho}$ (m/sec)		Proof Stress (kg/mm ²)	Tensile Stress (kg/mm ²)	Elongation (%)
Static	Dynamic	Static	Dynamic		Static	Dynamic			
1.0	0.940 ¹⁾	330	380 ¹⁾	1.24	1,615	1,733 ¹⁾	2	6	2

1) From Prof. A.S. Kobayashi, University of Washington

表2 供試モデル一覧

Model	Assembly Code	Joint Code	Idealized Factor			
			Reduced Toughness	Residual Stress	Stiffeners	Scallop
Mother Plate	P	M				
Grooved Plate		G	○			
Adhesively Jointed Plate		A	○			
Residually Stressed Plate		R	○	○		
Stiffened Plate with A Type Stiffeners	SA	M			○	
		R	○	○	○	
Stiffened Plate with B Type Stiffeners	SB	M			○	○
		R	○	○	○	○



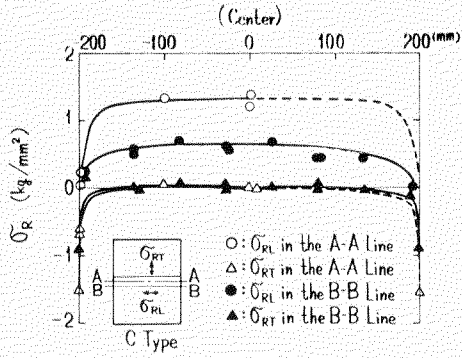
Dimension Code

Code	t (mm)	W (mm)	L (mm)	do (mm)	2Co (mm)
A	6	300	500	30	30
B	5	380	600	45	45
C	5	400	600	50	50
D	5	400	600	30	40

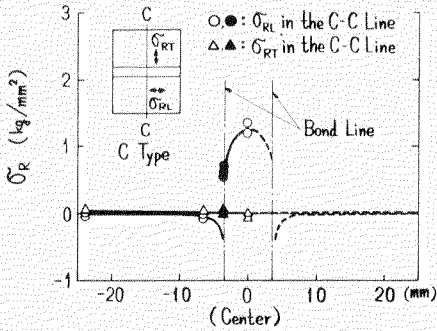
$p = 0.05$, $b = 0.72$

Joint Code

Code	Joint in Detail	Code	Joint in Detail
M	Mother Plate	A	Adhesively Jointed Plate
G	Grooved Plate	R	Adhesively Stressed Plate



a) Distribution of residual stress in parallel line of joint



b) Distribution of residual stress in vertical line of joint

図1 残留応力モデルの内部応力分布 (R型モデル)

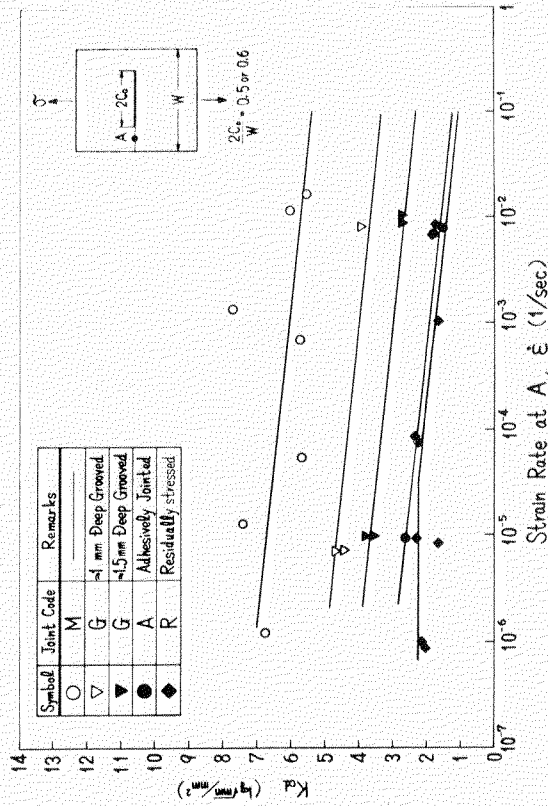
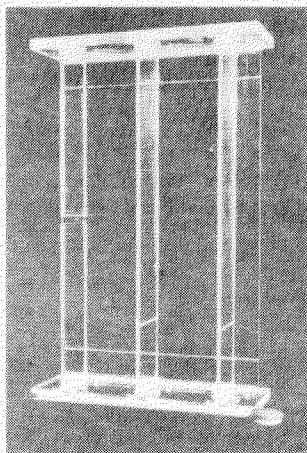
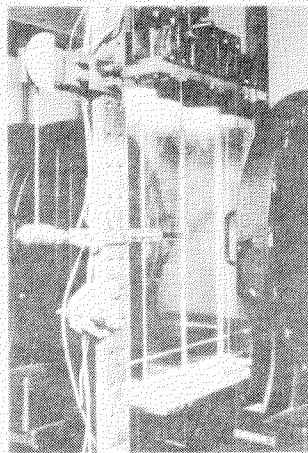


図2 エポキシ樹脂材の動的破壊靱性値 K_{ad}

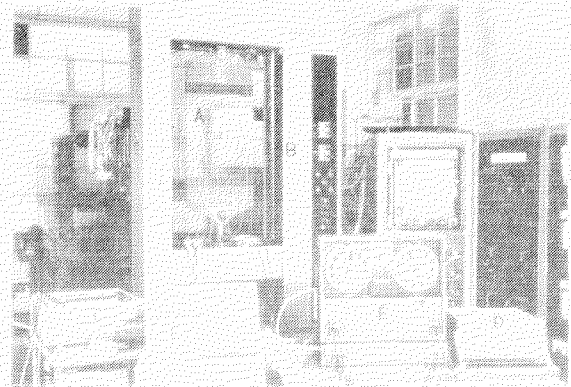


SAMD Model



SBMD Model

写真1 ノリノリ型モデル概観



A: Specimen
B: Instron Tensile Testing Machine
C: XY-Recorder
D: D.C. Amplifier
E: Recorder
F: Electromagnetic Oscillograph

写真2 動的破壊靱性試験実施状況

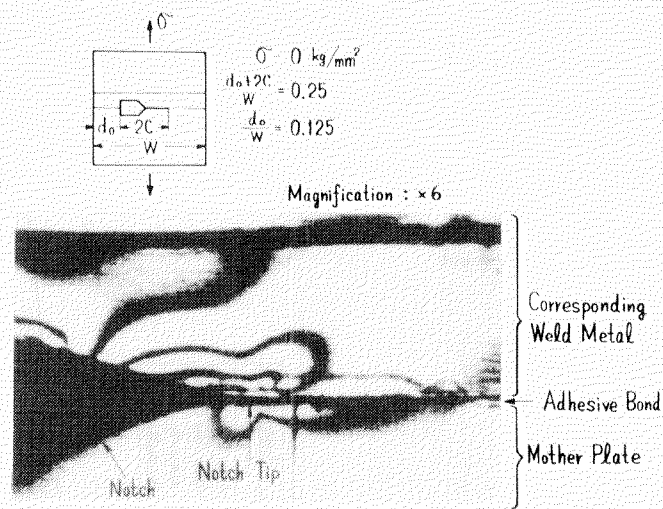


写真3 静的解放試験結果
(R型モデル中の静的電裂光弾性縮大写真)

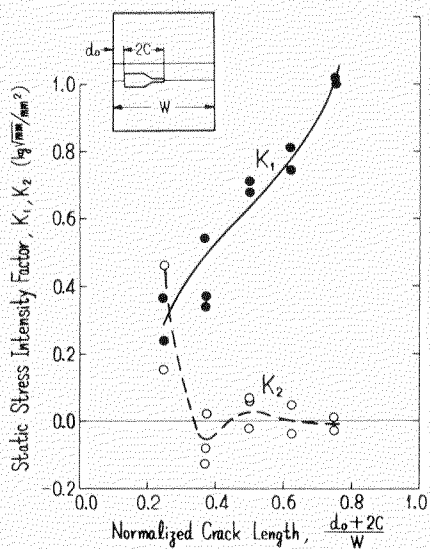
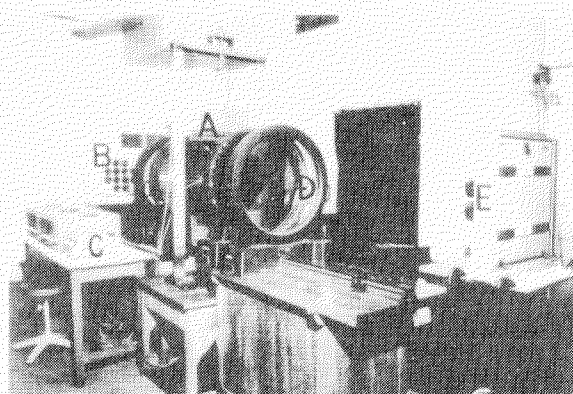


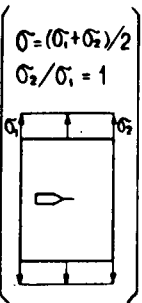
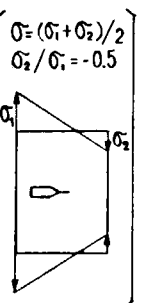
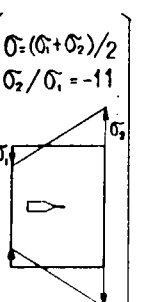
図3 残留応力のみによって生ずる静的K値
(R型モデル)



- A : Specimen
- B : Light Source
- C : Light Trigger Apparatus
- D : Optical System
- E : Camera Unite

写真4 動的な光弾性試験装置

表3 動的光彈性試驗結果一覽

Test Item	Model Code	Dimension Code	Load Condition		Impact Energy E_i (kg·m)	Fracture Toughness K_{ci} (kg/mm ^{3/2})	Fracture Toughness K_{ca} (kg/mm ^{3/2})	Velocity Ratio $(V/c_i)_{max}$	Remarks (Groove Depth (mm))
			Stress σ (kg/mm ²)	Load Distribution					
Dynamic Crack Propagation	PMD-1	B	0.269	Uniform $\sigma = (\sigma_1 + \sigma_2)/2$ $\sigma_2/\sigma_1 = 1$ 	—	6.4	—	0.225	—
	PMD-2	A	0.352		—	6.4	—	0.235	—
	PMD-3	B	0.534		—	6.4	—	0.353	—
	PMD-4	B	0.707		—	6.4	—	—	—
	PGD-1	C	0.1994		0.0271	4.6	—	0.229	1.18
	PGD-2	C	0.203		0.0271	4.6	—	0.400	1.13
	PGD-3	C	0.302		0.0271	4.6	—	0.231	1.13
	PAD-1	C	0.245		—	2.6	—	0.458	—
	PAD-2	C	0.184		—	2.6	—	0.491	—
	PRD-1	C	0.109		—	2.3	—	0.365	—
	PRD-2	B	0.23		—	2.3	—	0.508	—
	PRD-3	C	0.276		—	2.3	—	0.217	—
	SAMD-2	D	0.254		0.0271	6.4	—	0.440	—
	SARD-1	D	0.0883		0.0271	2.3	1.39	0.064	—
	SBMD-2	D	0.247		0.0271	6.4	—	0.413	—
SBRD-1	D	0.0889	0.0271	2.3	1.66	0.046	—		
Crack Arrest	PMA-1	C	0.1251	Decreasing $\sigma = (\sigma_1 + \sigma_2)/2$ $\sigma_2/\sigma_1 = -0.5$ 	0.0473	6.4	1.75	0.192	—
	PMA-2	C	0.1259		0.0473	6.4	1.60	0.365	—
	PMA-3	C	0.1027		0.0621	6.4	1.65	0.268	—
	PMA-4	C	0.315		0	6.4	1.40	0.204	—
	PGA-1	C	0.0740		0.0271	4.6	1.45	0.186	1.19
	PGA-2	C	0.0767		0.0122	3.6	1.25	0.189	1.63
	PGA-3	C	0.0738		0.0271	4.6	1.60	0.181	1.19
	PGA-4	C	0.0752		0.0122	3.6	1.00	0.191	1.66
	PAA-1	C	0.0761		0.0122	2.6	1.55	0.217	—
	PAA-2	C	0.0502		0.0271	2.6	1.80	0.178	—
	PRA-1	C	0.106		0.0271	2.3	1.35	0.254	—
	PRA-2	C	0.107		0.0271	2.3	1.50	0.173	—
Crack Branching	PMB-1	C	0.510	Increasing $\sigma = (\sigma_1 + \sigma_2)/2$ $\sigma_2/\sigma_1 = -11$ 	0.1012	6.4	—	0.378	—
	PMB-2	C	0.506		0.1012	6.4	—	0.234	—
	PMB-3	C	0.528		0.1012	6.4	—	0.248	—
	PMB-4	C	0.372		0.0473	6.4	—	0.331	—
	PGB-1	C	0.300		0.0473	4.6	—	0.248	1.24
	PGB-2	C	0.1997		0.0271	4.6	—	0.306	1.66
	PGB-3	C	0.533		0.0271	4.6	—	0.235	1.01
	PAB-1	C	0.507		0.1012	2.6	—	0.811	—
	PRB-1	C	0.359		0.0271	2.3	—	0.588	—

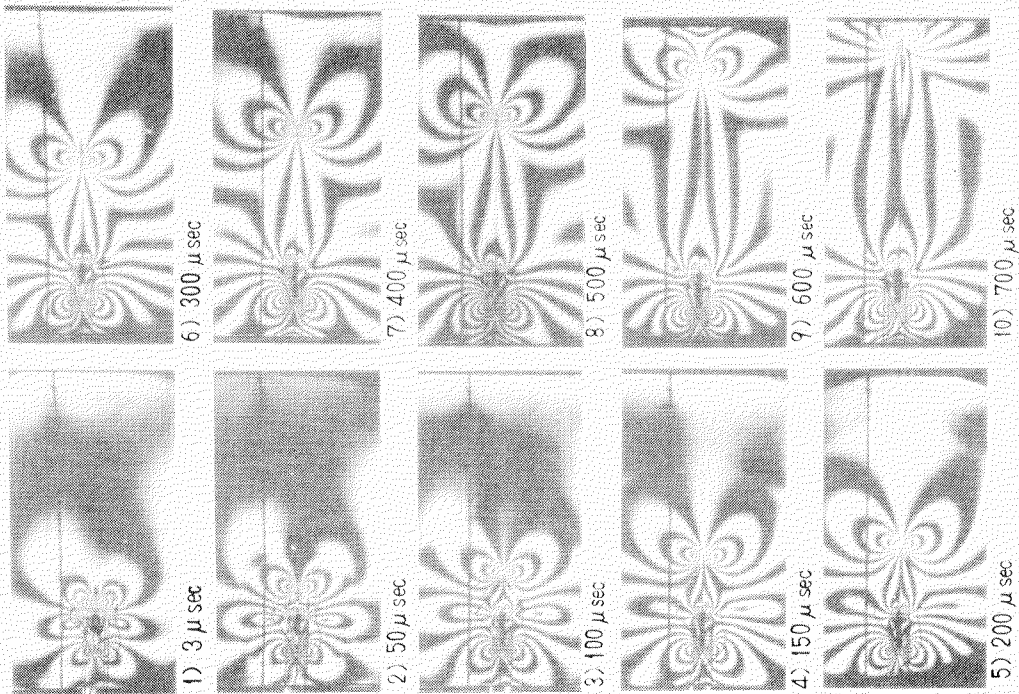


写真5 PMD型モデル中の動的亀裂光弾性高写真

Dynamic crack propagation test
Model No. PMD-3
Crack starting with impact load
Uniform load, $\sigma = 0.534 \text{ kg/mm}^2$

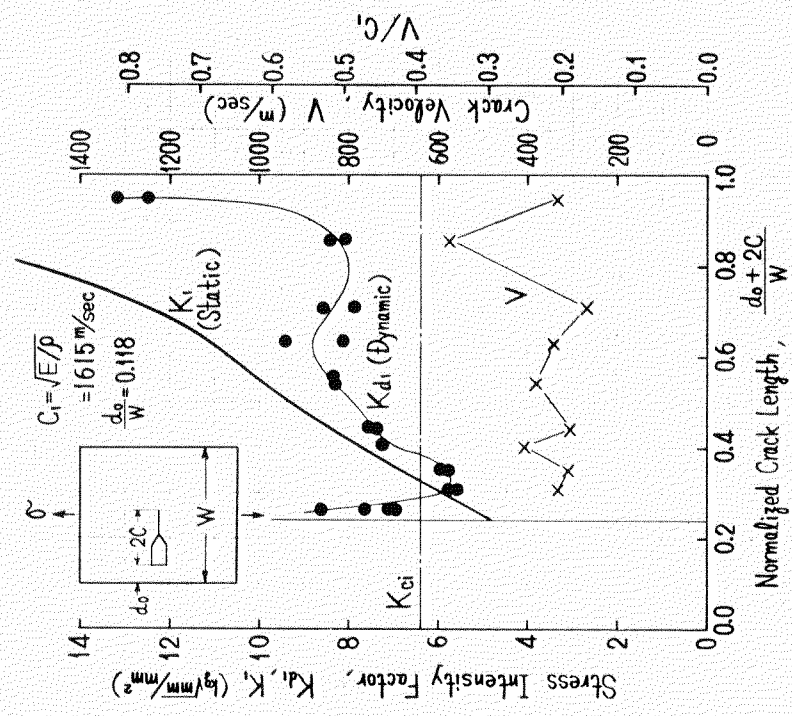


図4 PMD型モデル中の亀裂の動的K値 K_d および亀裂伝播速度 V

Dynamic crack propagation test
Model No. PMD-3
Crack starting with impact load
Uniform load, $\sigma = 0.534 \text{ kg/mm}^2$

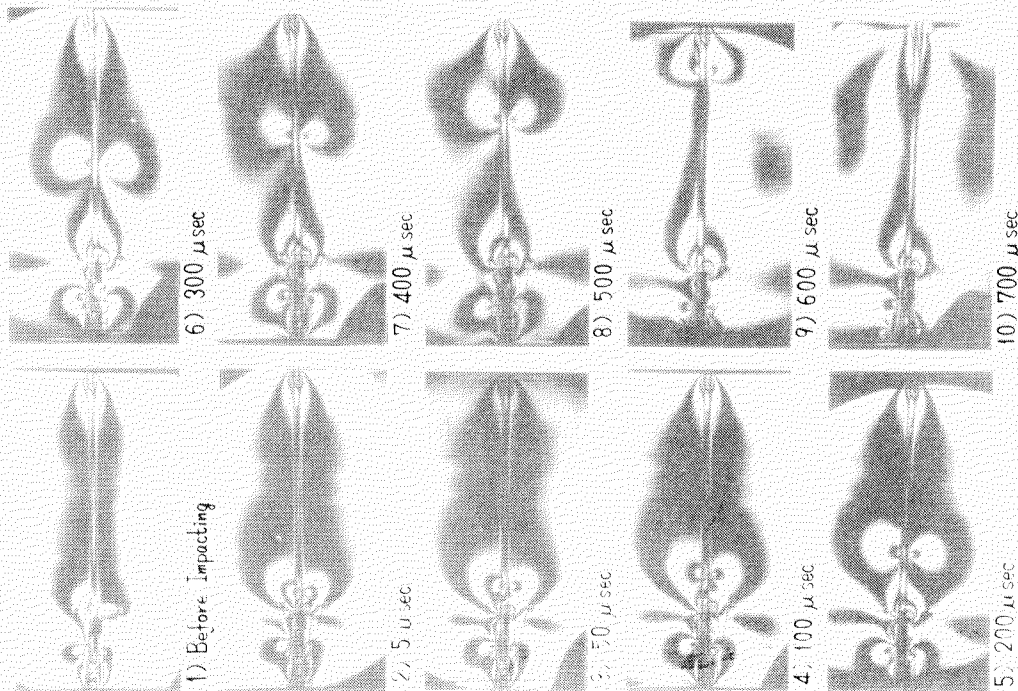


写真6 PRD型モデル中の動的電裂光弾性高写真

Dynamic crack propagation test
 Model No. PRD-1
 Crack starting with impact load
 Uniform load, $\sigma = 0.109 \text{ kg/mm}^2$
 $\sigma_{RT} = 1.36 \text{ kg/mm}^2$

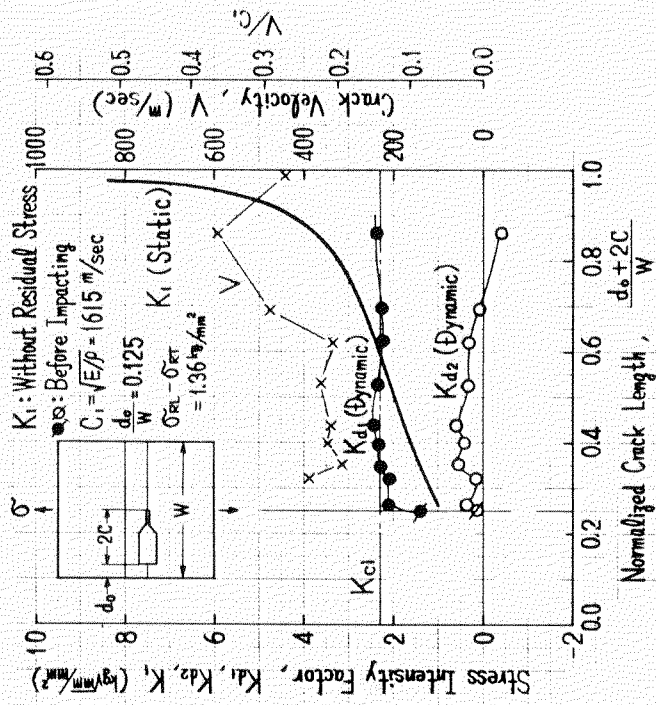


図5 PRD型モデル中伝播電裂の動的K値 K_d および電裂伝播速度 V

Dynamic crack propagation test
 Model No. PRD-1
 Crack starting with impact load
 Uniform load, $\sigma = 0.109 \text{ kg/mm}^2$

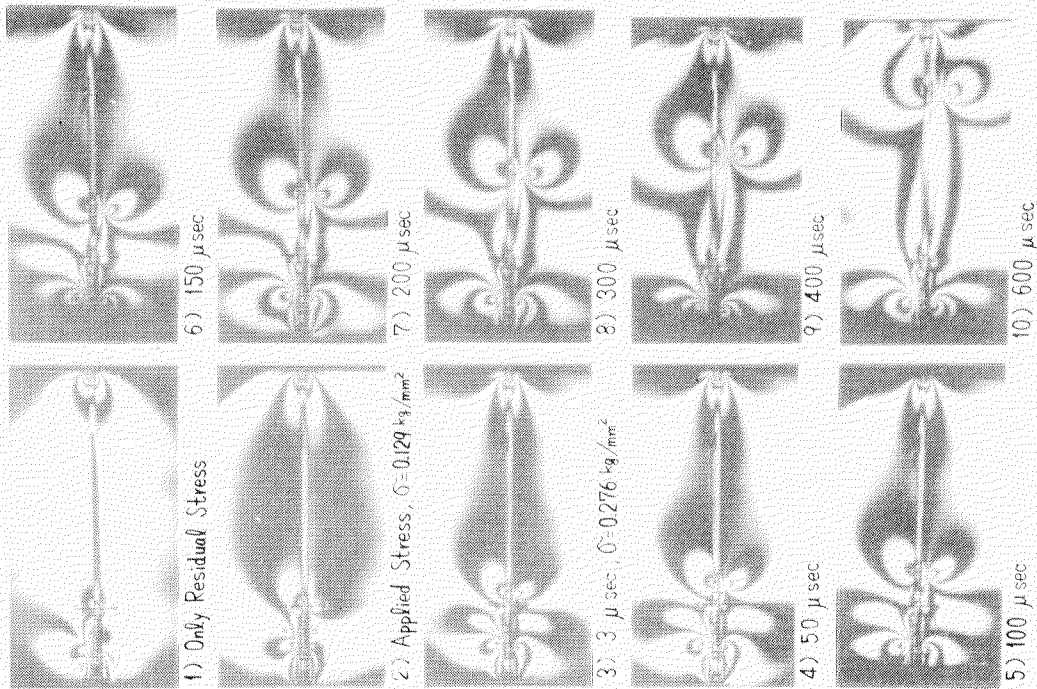


写真 7 PRDモデル中の動的亀裂光弾性縞写真

Dynamic crack propagation test
 Model No. PRD-3
 Uniform load, $\sigma = 0.276 \text{ kg/mm}^2$
 $\sigma_{RI} - \sigma_{RT} = 1.87 \text{ kg/mm}^2$

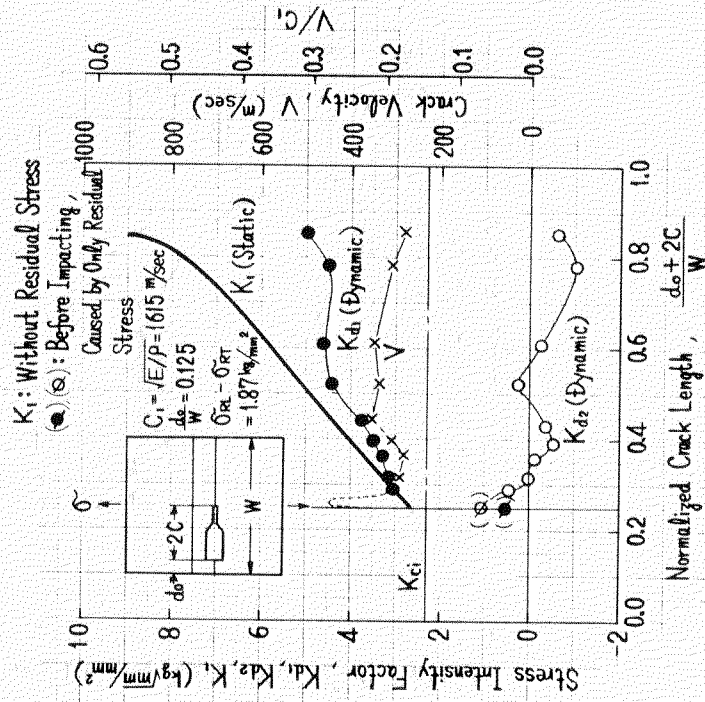


図 6 PRDモデル中伝播亀裂の動的K値 K_{di} および亀裂伝播速度 V

Dynamic crack propagation test
 Model No. PRD-3
 Uniform load, $\sigma = 0.276 \text{ kg/mm}^2$

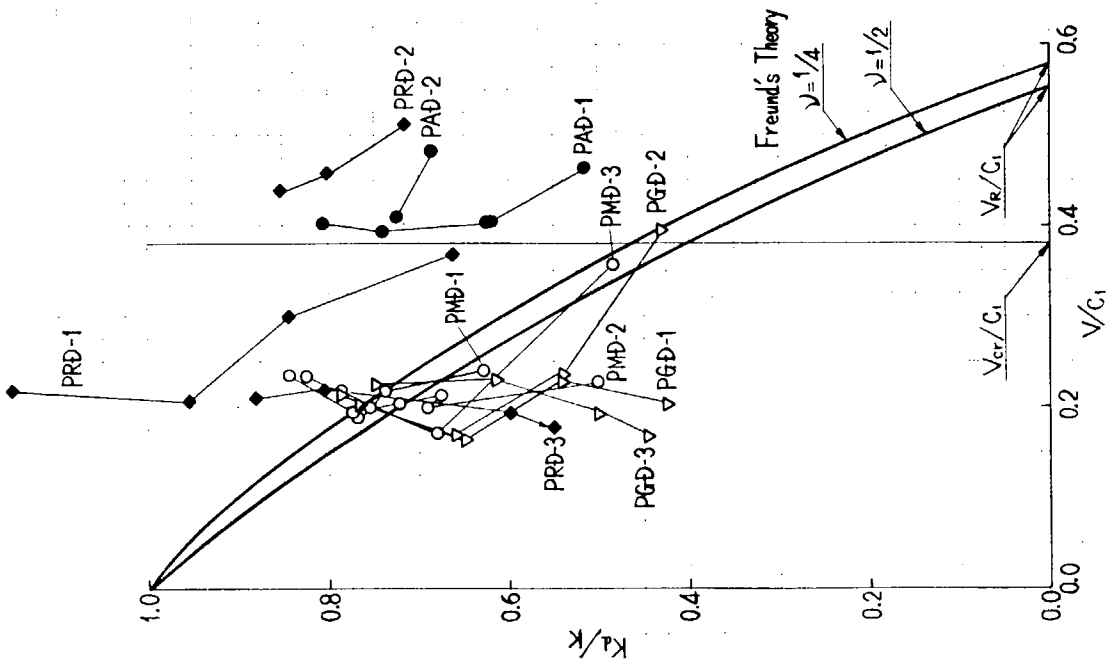


図7 動的K値 K_d と亀裂伝播速度 V の関係
(亀裂伝播試験結果)

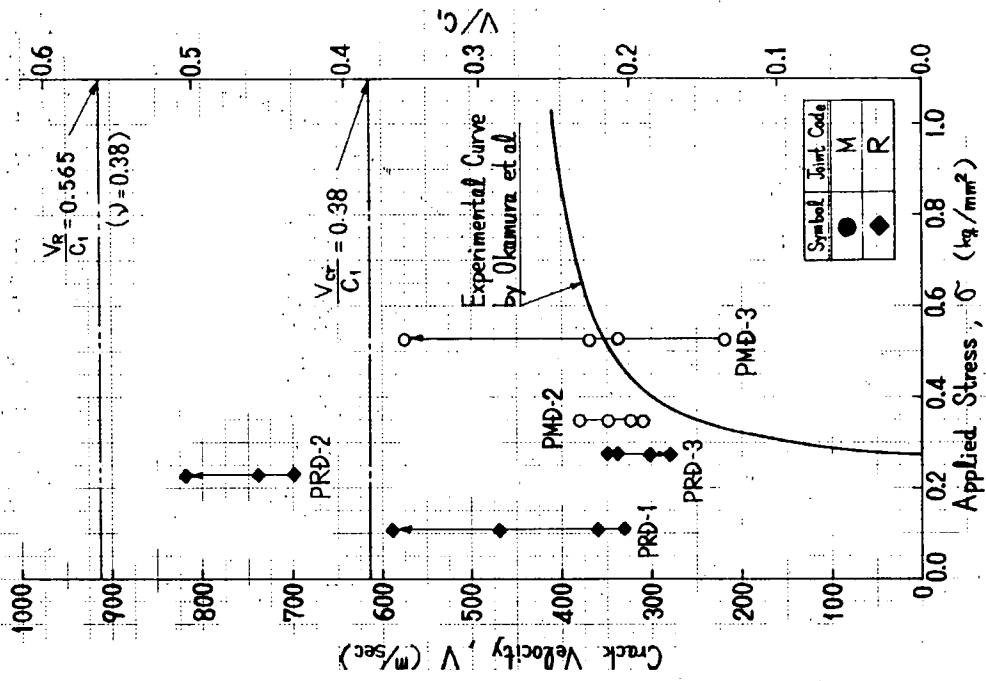


図8 亀裂伝播速度に及ぼす負荷応力の影響

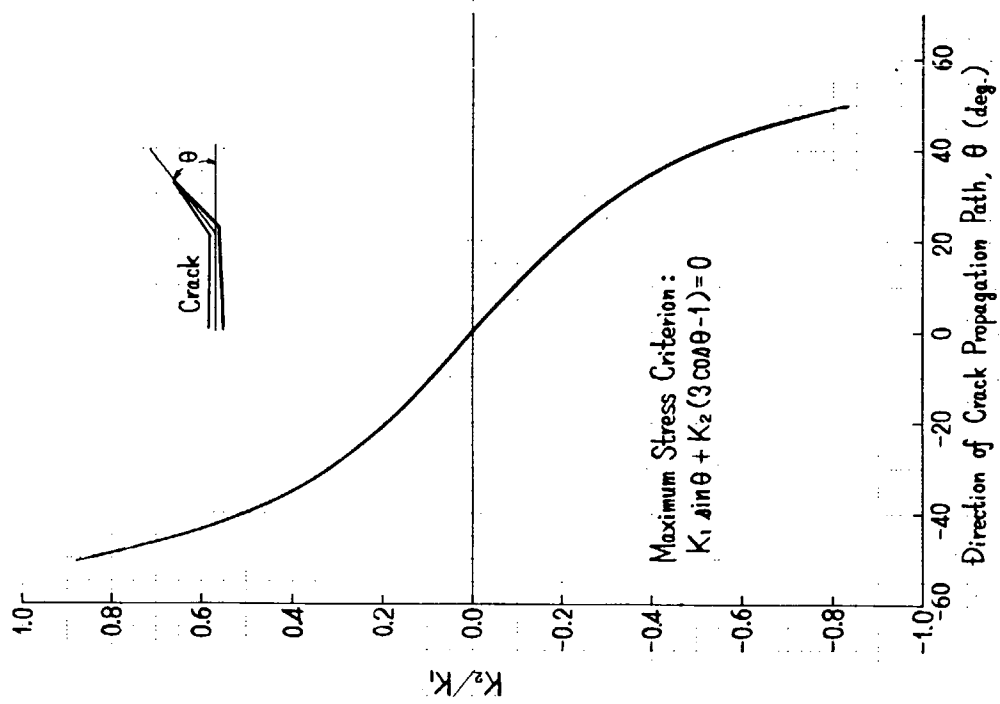


図 9 K_2/K_1 と亀裂進展方位角 θ との関係

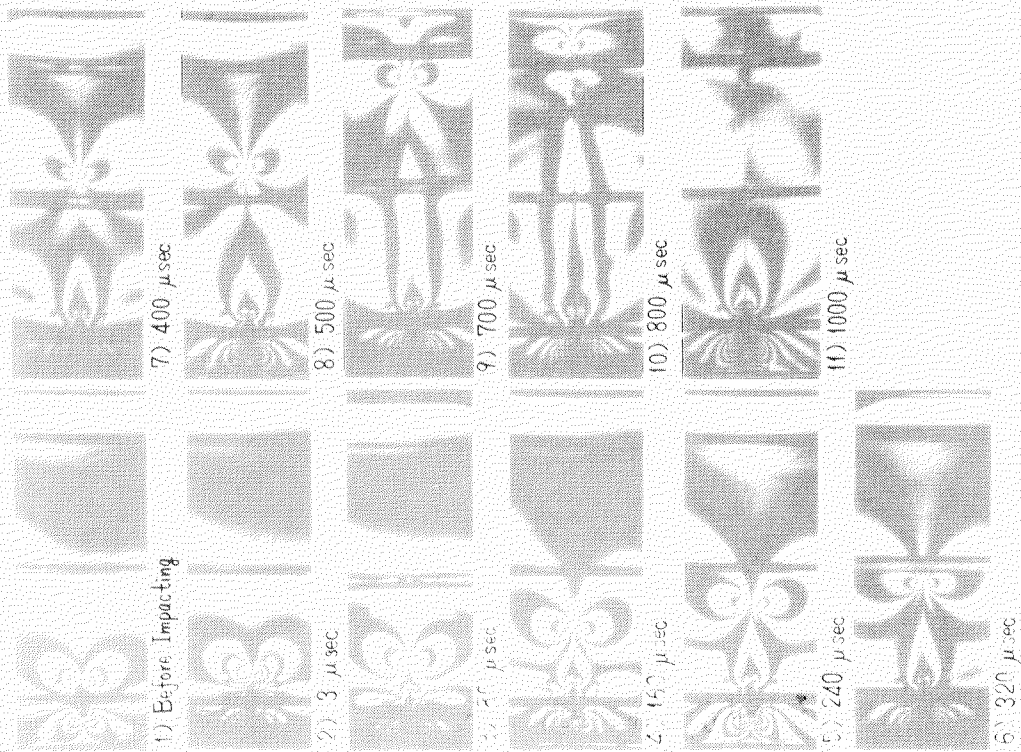


写真 8 SAMD型モデル中の動的亀裂光弾性高写真

Dynamic crack propagation test
 Model No. SAMD-2
 Crack starting with impact load (0.0271 kg·m)
 Uniform load, $\sigma = 0.254 \text{ kg/mm}^2$

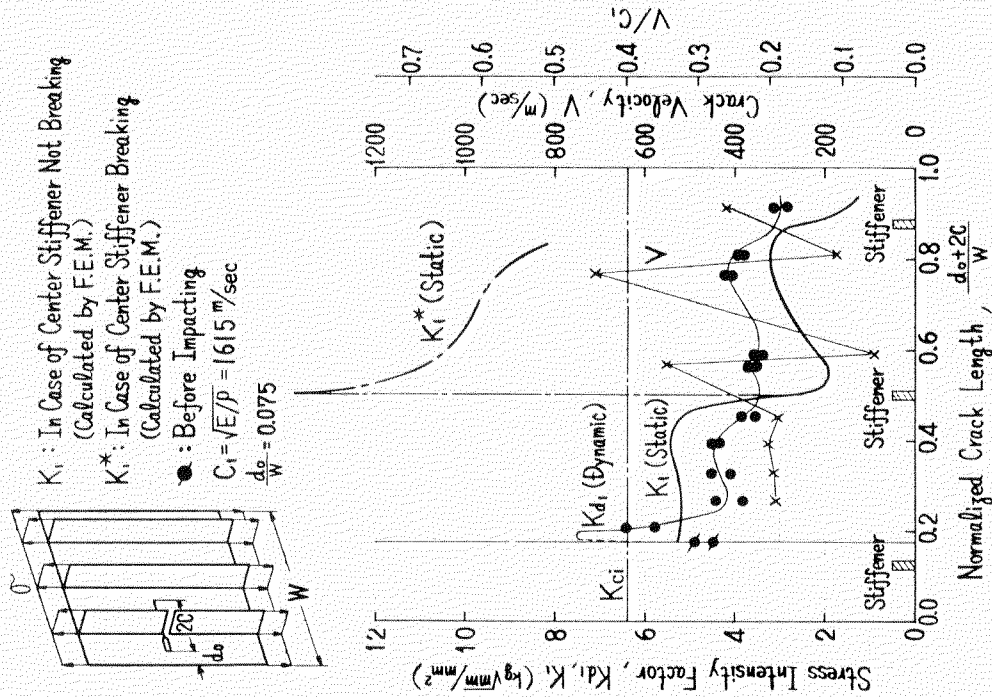
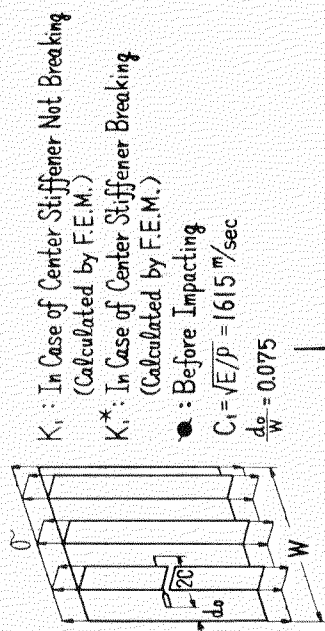


図 10 SAMD型モデル中伝播亀裂の動的K値および亀裂伝播速度V

Dynamic crack propagation test
 Model No. SAMD-2
 Crack starting with impact load (0.0271 kg·m)
 Uniform load, $\sigma = 0.254 \text{ kg/mm}^2$



K_I : In Case of Center Stiffener Not Breaking
 (Calculated by F.E.M.)
 K_I^* : In Case of Center Stiffener Breaking
 (Calculated by F.E.M.)
 ●: Before Impacting
 $C_I = \sqrt{E/P} = 1615 \text{ m/sec}$
 $d_0/W = 0.075$

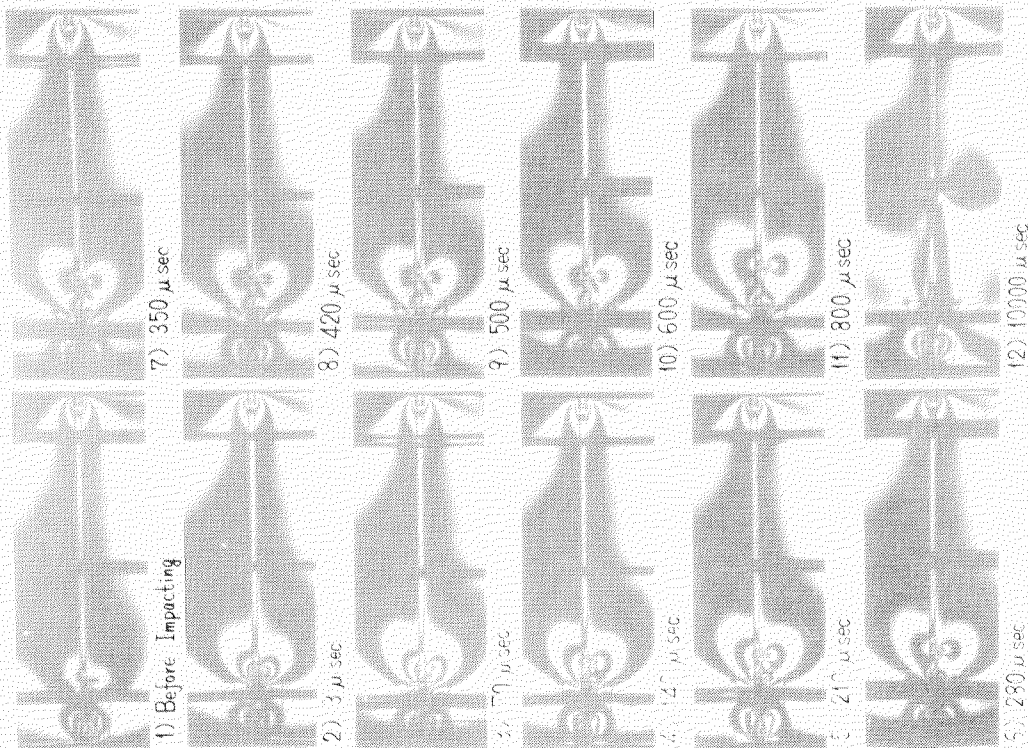
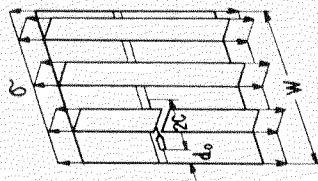


写真7 SARD型モデル中の動的電裂光弾性高写真

Dynamic crack propagation test
 Model No. SARD-1
 Crack starting with impact load (0.0271 kg·m)
 Uniform load, $\sigma = 0.0883 \text{ kg/mm}^2$
 $\sigma_{RL} - \sigma_{RT} = 1.7 \text{ kg/mm}^2$



K_I : In Case of Center Stiffener Not Breaking
 (Calculated by F.E.M.)

○: Before Impacting
 (Calculated by F.E.M.)

●: Calculated by F.E.M.

$C_I = \sqrt{E/\rho} = 1615 \text{ m/sec}$

$d_o/W = 0.075$

$\sigma_{RL} - \sigma_{RT} = 1.7 \text{ kg/mm}^2$

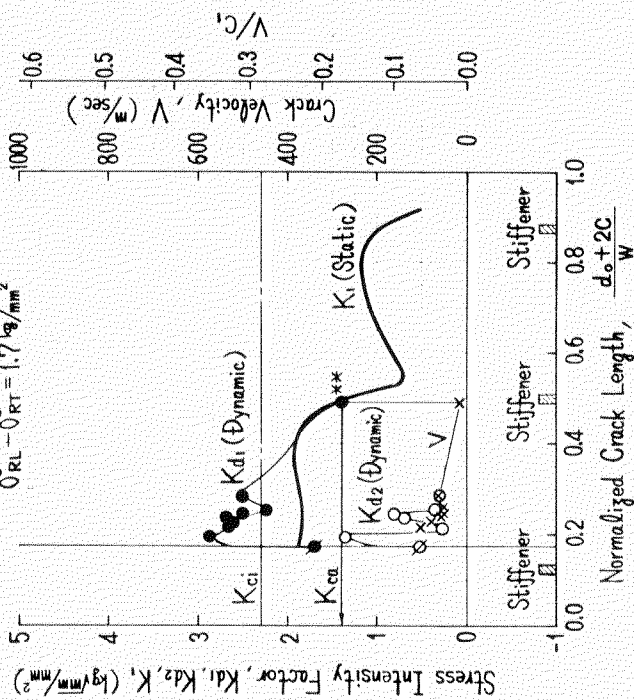


図11 SARD型モデル中伝播電裂の動的K値 K_d および電裂伝播速度 V

Dynamic crack propagation test
 Model No. SARD-1
 Crack starting with impact load (0.0271 kg·m)
 Uniform load, $\sigma = 0.0883 \text{ kg/mm}^2$

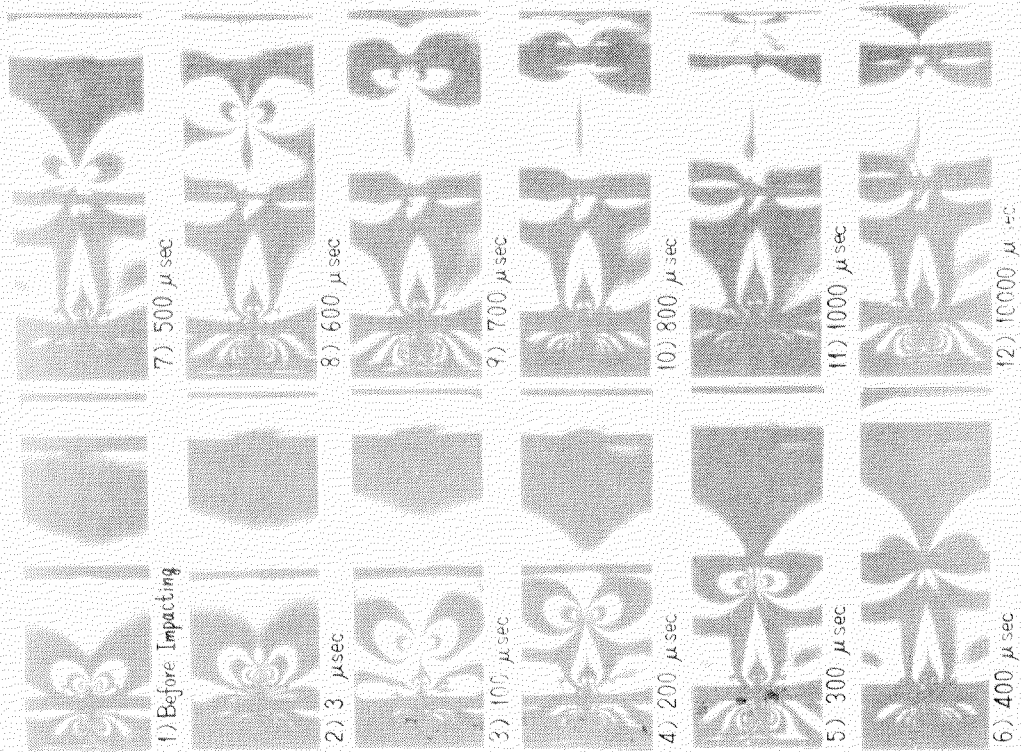
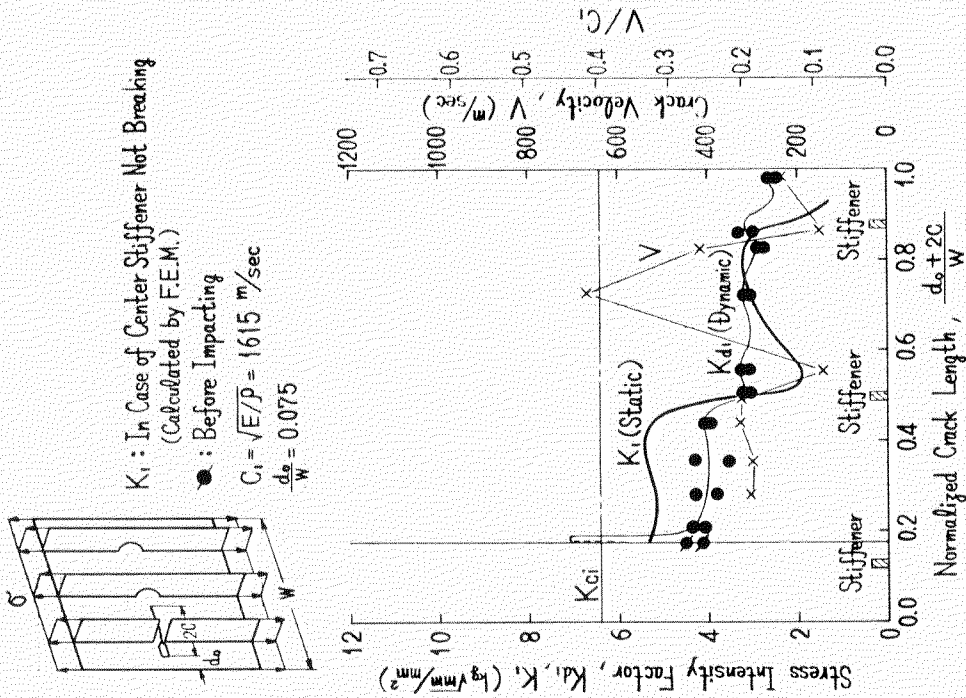


写真10 SBMD型モデル中の動的亀裂光強性高写真

Dynamic crack propagation test
 Model No. SBMD-2
 Crack starting with impact load (0.0271 kg·m)
 Uniform load, $\sigma = 0.247 \text{ kg/mm}^2$



K_{ci} : In Case of Center Stiffener Not Breaking
 (Calculated by F.E.M.)

●: Before Impacting

$C_i = \sqrt{E/D} = 1615 \text{ m/sec}$

$\frac{d_0}{W} = 0.075$

図12 SBMD型モデル中の伝播亀裂の動的K値Kdおよび亀裂伝播速度V

Dynamic crack propagation test
 Model No. SBMD-2
 Crack starting with impact load (0.0271 kg·m)
 Uniform load, $\sigma = 0.247 \text{ kg/mm}^2$

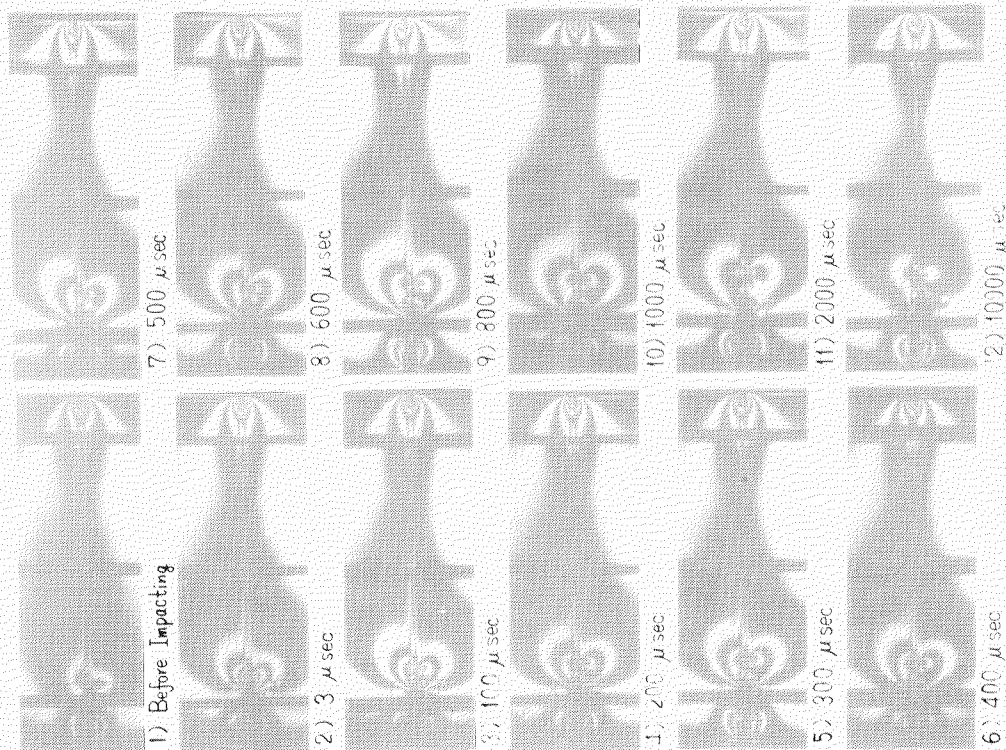


写真11 SBRD型モデル中の動的衝撃光弾は様子真

Dynamic crack propagation test
 Model No. SBRD-1
 Crack starting with impact load (0.0271 kg·m)
 Uniform load, $\sigma = 0.0889 \text{ kg/mm}^2$
 $\sigma_{RL} - \sigma_{RT} = 1.9 \text{ kg/mm}^2$

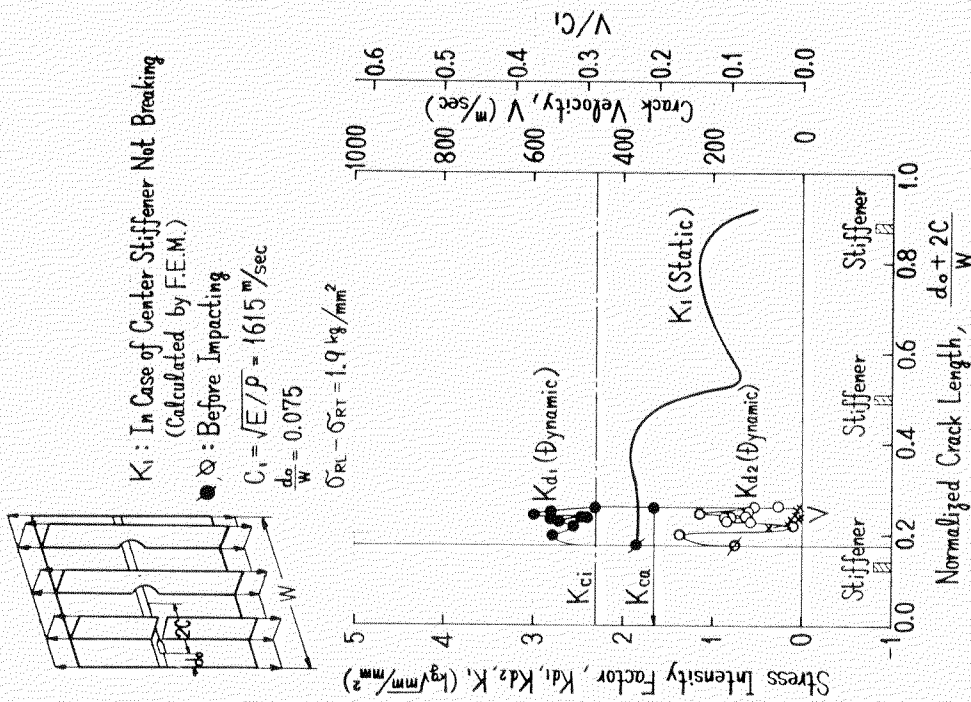


図13 SBRD型モデル中伝播亀裂の動的K値 K_d 及び亀裂伝播速度V

Dynamic crack propagation test
 Model No. SBRD-1
 Crack starting with impact load (0.0271 kg·m)
 Uniform load, $\sigma = 0.0889 \text{ kg/mm}^2$

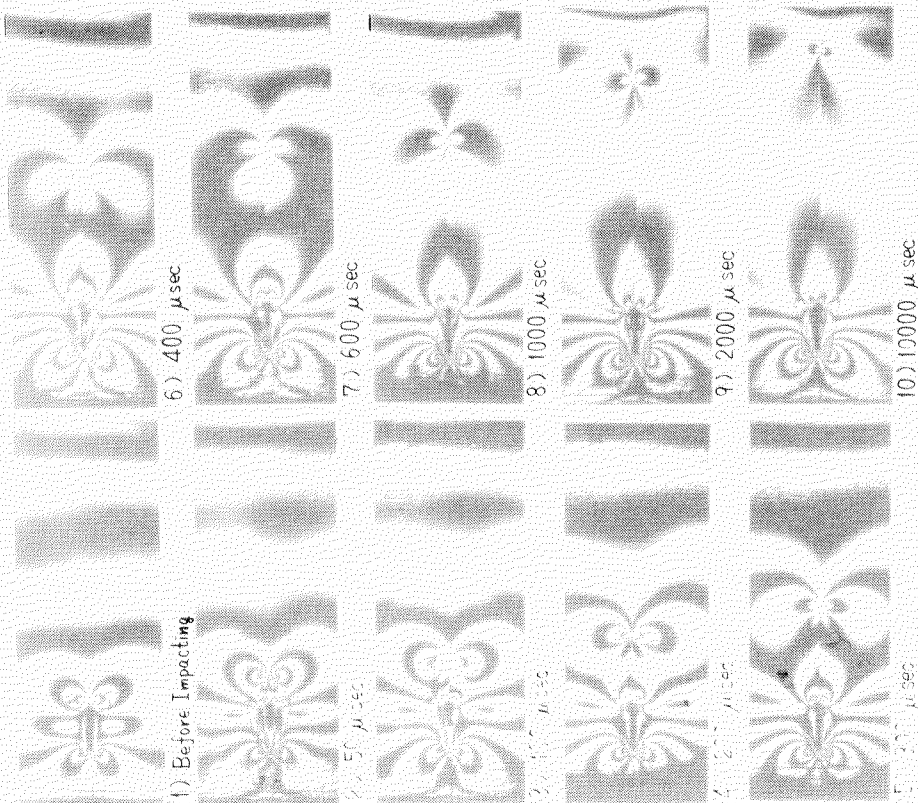


写真12 PMAモデル中の動的亀裂光弾性高写真

Crack arrest test
 Model No. PMA-1
 Crack starting with impact load (0.0473 kg·m)
 Decreasing
 $\sigma = (\sigma_1 + \sigma_2) / 2 = 0.1251 \text{ kg./mm}^2$
 $\sigma_2 / \sigma_1 = -0.5$

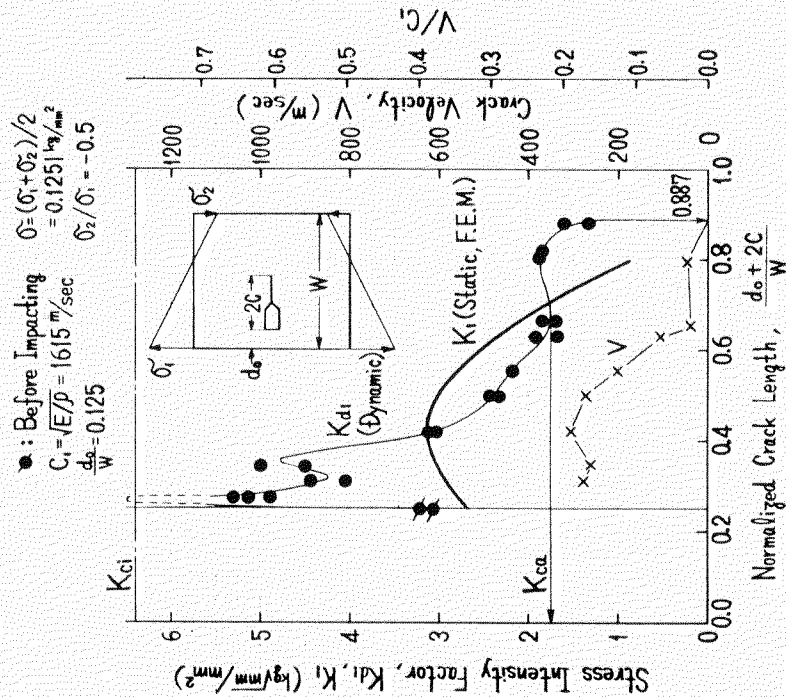


図14 PMAモデル中伝播亀裂の動的Ki値Kiおよび亀裂伝播速度V
 Crack arrest test
 Model No. PMA-1
 Crack starting with impact load (0.0473 kg·m)
 Decreasing

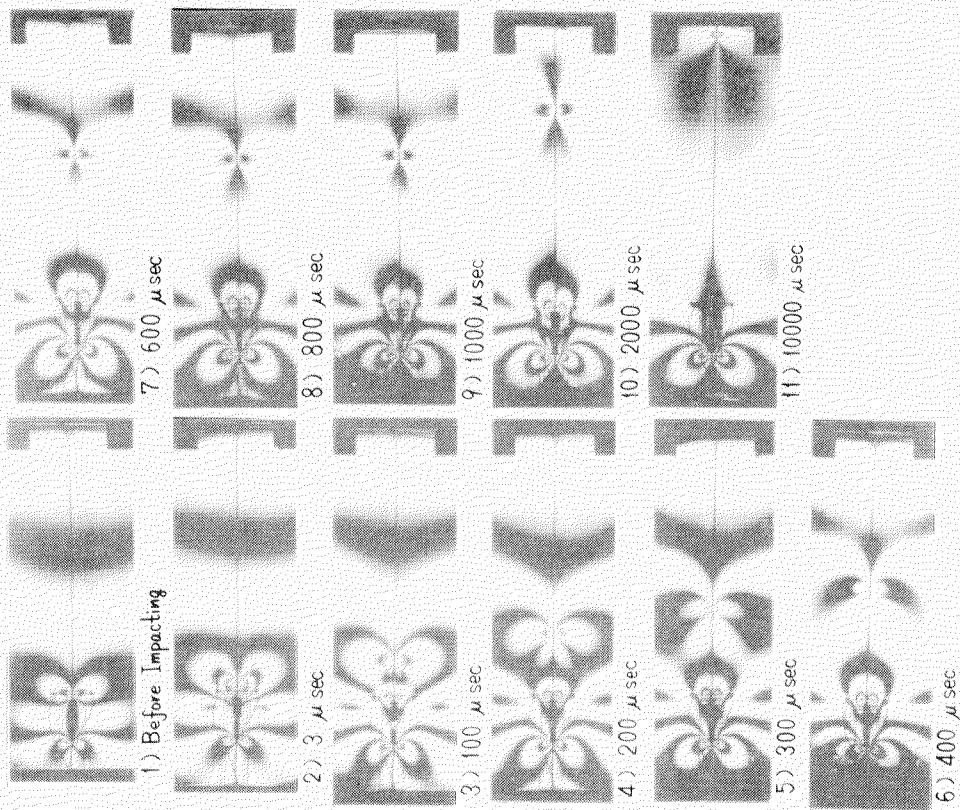


写真13 PGA型モデル中の動的重裂光弾生縮写真
 Crack arrest test
 Model No. PGA-1 (Groove depth: 1.19mm)
 Crack starting with impact load (0.0271 kg·m)
 Decreasing
 $\sigma_2 = (\sigma_1 + \sigma_2) / 2 = 0.0740 \text{ kg/mm}^2$
 $\sigma_2 / \sigma_1 = -0.5$

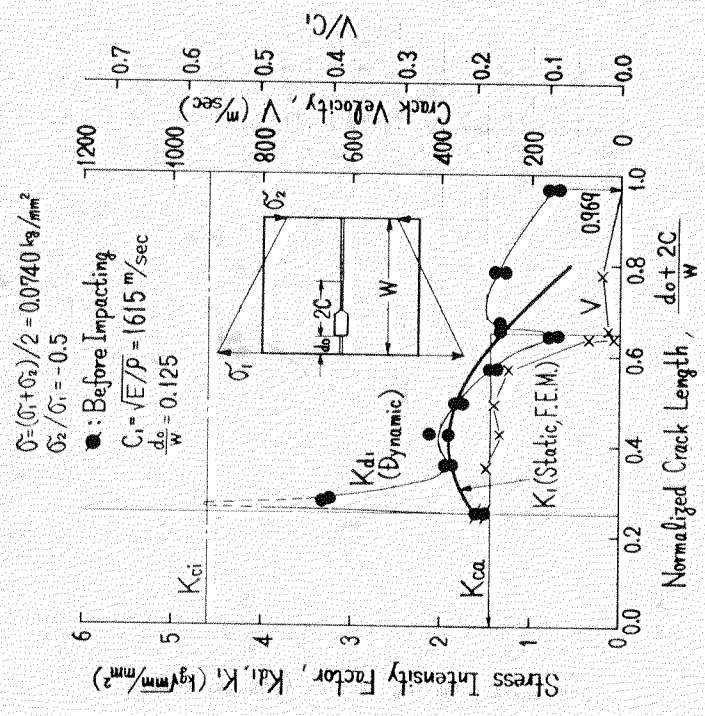
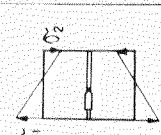


図15 PGA型モデル中伝播重裂の動的K値KdとVの電裂伝播速度V
 Crack arrest test
 Model No. PGA-1 (Groove depth: 1.19mm)
 Crack starting with impact load (0.0271 kg·m)
 Decreasing

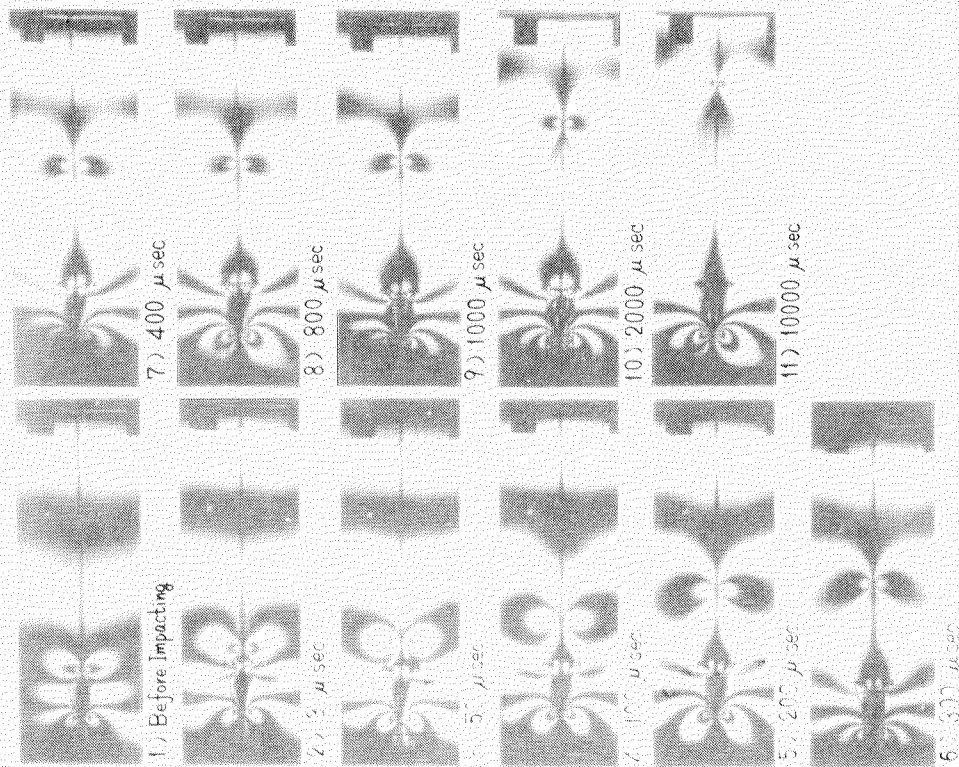


写真 4 PAAモデル中の動的亀裂光弾性縮写真

Crack arrest test
Model No. PAA-1
Crack starting with impact load (0.0122 kg·m)
Decreasing
 $\sigma_2/\sigma_1 = -0.5$

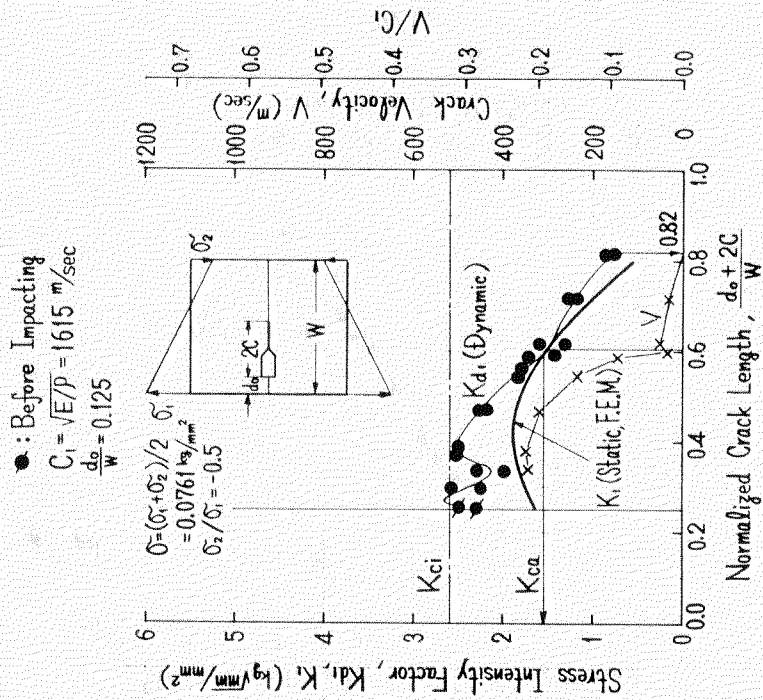


図 16 PAAモデル中伝播亀裂の動的K値 K_{di} および亀裂伝播速度 V

Crack arrest test
Model No. PAA-1
Crack starting with impact load (0.0122 kg·m)
Decreasing

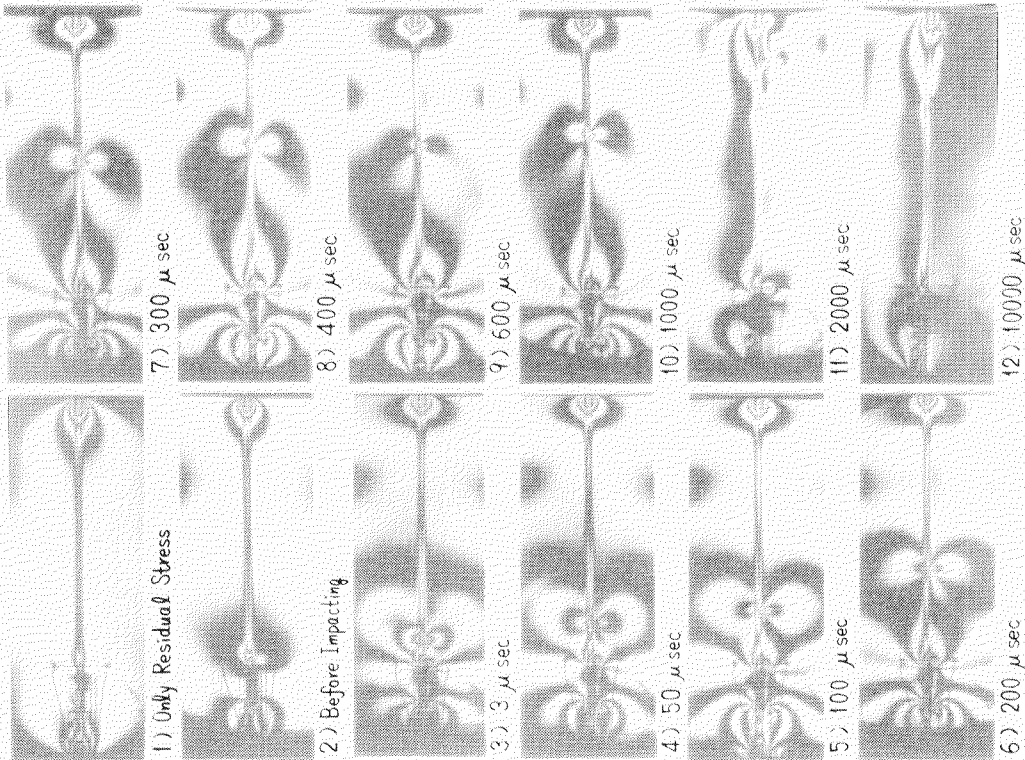
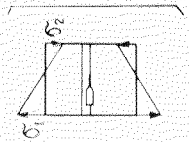


写真15 PRAモデル中の動的電裂光弾性縮写真

Crack arrest test
 Model No. PRA-1
 Crack starting with impact load (0.0271 kg·m)
 Decreasing
 $\sigma_1 = (\sigma_1 + \sigma_2) / 2 = 0.106 \text{ kg/mm}^2$
 $\sigma_2 / \sigma_1 = -0.5$
 $\sigma_{RT} - \sigma_{RT} = 2.2 \text{ kg/mm}^2$



K: Without Residual Stress
 (●): Before Impacting,
 Caused by Only Residual Stress

$$C_1 = \sqrt{E/\rho} = 1615 \text{ m/sec}$$

$$d_0/W = 0.125$$

$$\sigma_{RT} - \sigma_{RT} = 2.2 \text{ kg/mm}^2$$

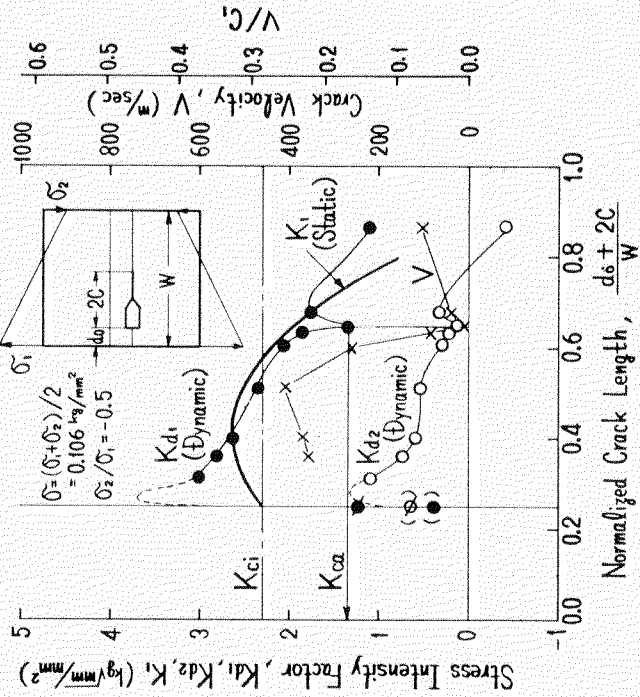


図17 PRAモデル中伝播電裂の動的K値K_dおよび電裂伝播速度V

Crack arrest test
 Model No. PRA-1
 Crack starting with impact load (0.0271 kg·m)
 Decreasing

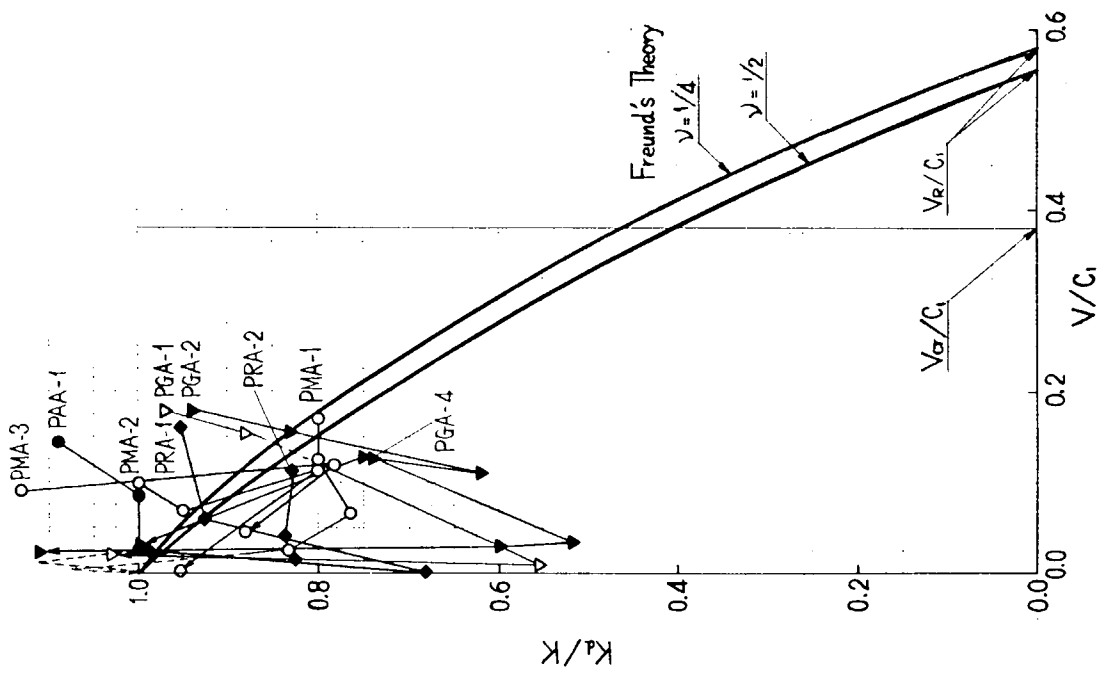
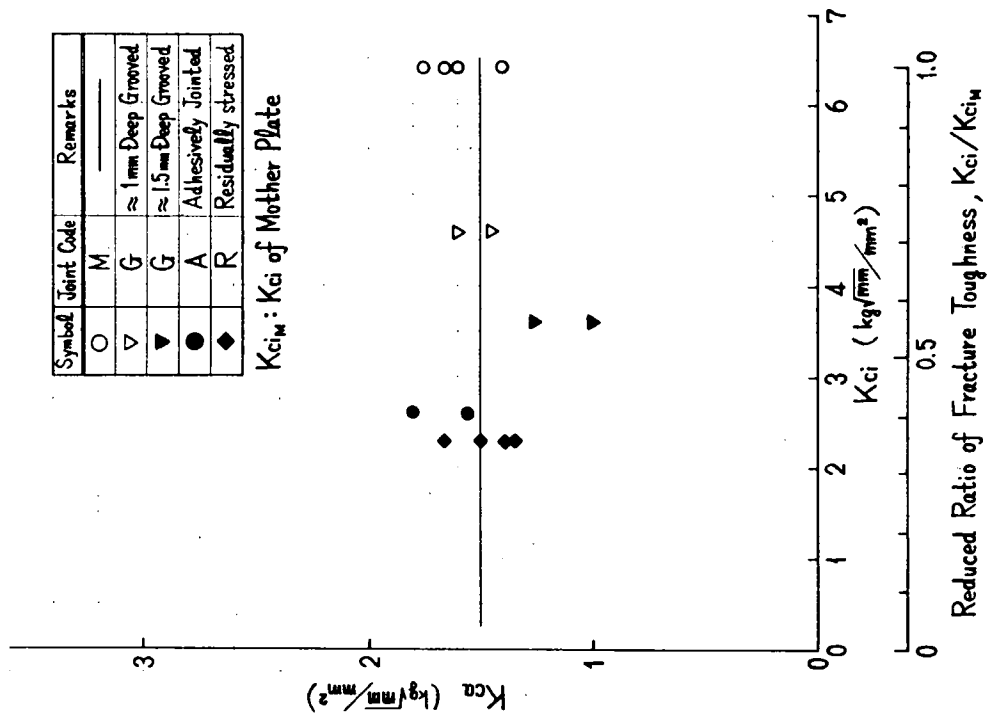


図18 動的K値 K_d と電裂伝播速度 V の関係
(電裂伝播停止試験結果)



Symbol	Joint Code	Remarks
○	M	
▽	G	≈ 1mm Deep Grooved
▼	G	≈ 1.5mm Deep Grooved
●	A	Adhesively Jointed
◆	R	Residually stressed

K_{ciM} : K_{ci} of Mother Plate

図19 電裂伝播停止特性値 K_{ci} に及ぼす靱性劣化部の影響

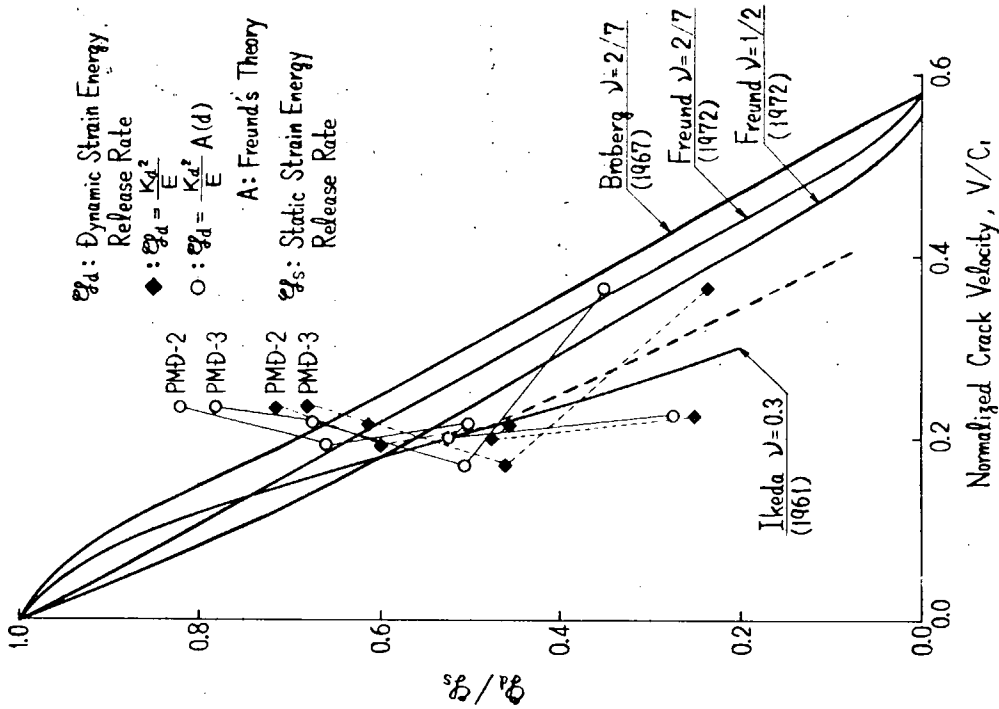


図 20 動的歪エネルギー解放率 \mathcal{G}_d と亀裂伝播速度 V の関係
 (電裂伝播試験結果)

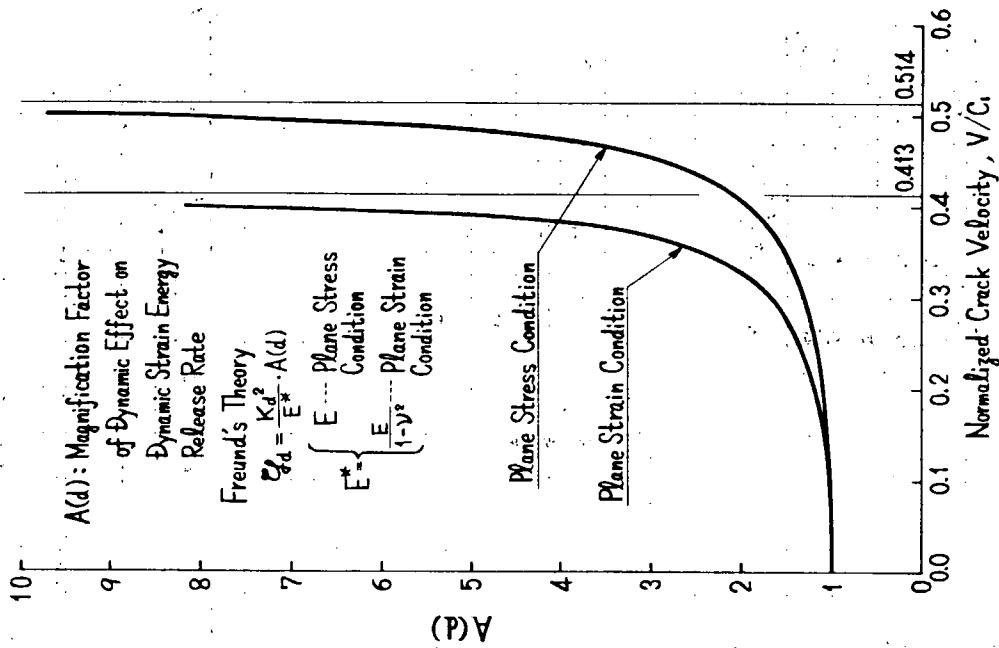


図 21 動的歪エネルギー解放率における動的効果修正係数 $A(d)$ と亀裂伝播速度と縦減速度との比 V/C_1 の関係 ($\nu=0.38$)

表4 電裂伝播停止試験における平均動的歪エネルギー解放率 $\mathcal{E}_{d\text{ave}}$ と
限界歪エネルギー解放率 \mathcal{E}_c の関係

Model Code	$\mathcal{E}_{d\text{ave}}$ (kg-mm/mm ²)		\mathcal{E}_c (kg-mm/mm ²)		
	$\mathcal{E}_{d\text{ave}1}$	$\mathcal{E}_{d\text{ave}2}$	$\dot{\epsilon} = 10^{-5} \frac{1}{\text{sec}}$	$\dot{\epsilon} = 10^{-2} \frac{1}{\text{sec}}$	$\dot{\epsilon} = 10 \frac{1}{\text{sec}}$
PMA-1	0.0229	0.0506	0.1241	0.1002	0.0669
PGA-1	0.0091	0.0243	0.0641	0.0415	0.0221
PGA-2	0.0094	0.0161	0.0393	0.0221	0.0083
PAA-1	0.0117	0.0177	0.0205	0.0078	0.0008

Average Dynamic Strain Energy Release Rate

$$\mathcal{E}_{d\text{ave}1} = \frac{1}{\Delta C} \int \mathcal{E}_d dc$$

$$\mathcal{E}_{d\text{ave}2} = \frac{1}{\Delta C} \int \mathcal{E}_s dc + \frac{1}{t \Delta C} (\text{Impact Energy})$$

Critical Strain Energy Release Rate

$$\mathcal{E}_c = \frac{K_{Ic}^2}{E}$$

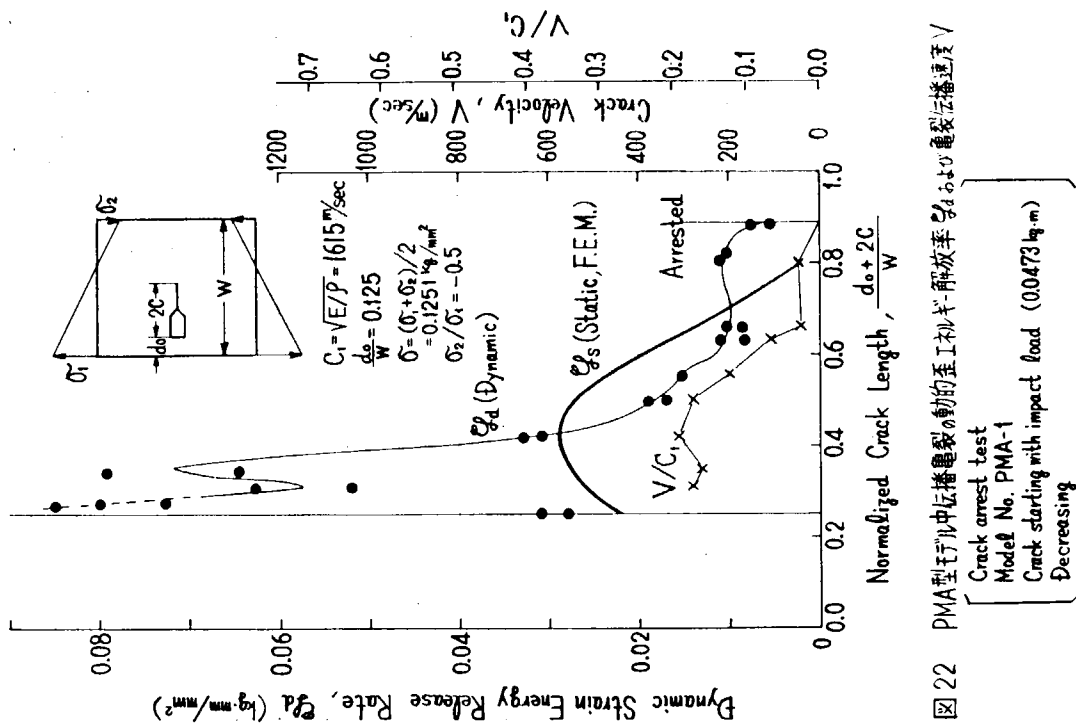


図22 PMA型エポキシ中伝播電裂の動的歪エネルギー解放率 \mathcal{E}_d および電裂伝播速度 V

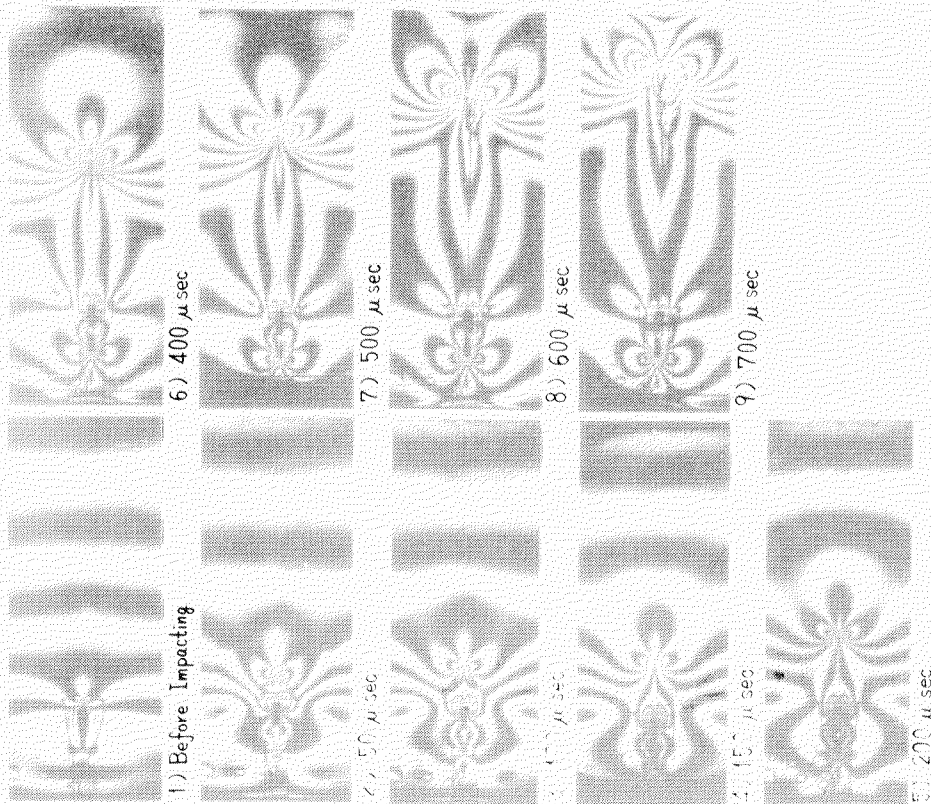


写真16 PMB型モデル中の動的亀裂光弾性高写真

Crack branching test
 Model No. PMB-1
 Crack starting with impact load (0.1012 kg-m)
 Increasing
 $\sigma = (\sigma_1 + \sigma_2) / 2 = 0.510 \text{ kg/mm}^2$
 $\sigma_2 / \sigma_1 = -11$

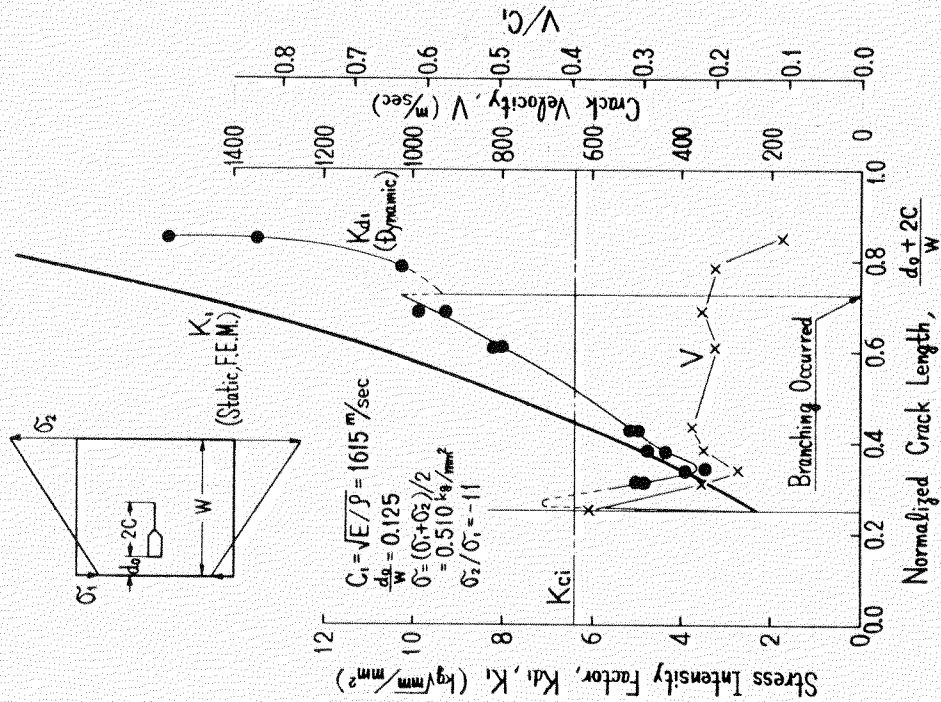
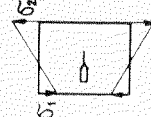


図23 PMB型モデル中伝播亀裂の動的K値K_dおよび亀裂伝播速度V

Crack branching test
 Model No. PMB-1
 Crack starting with impact load (0.1012 kg-m)
 Increasing

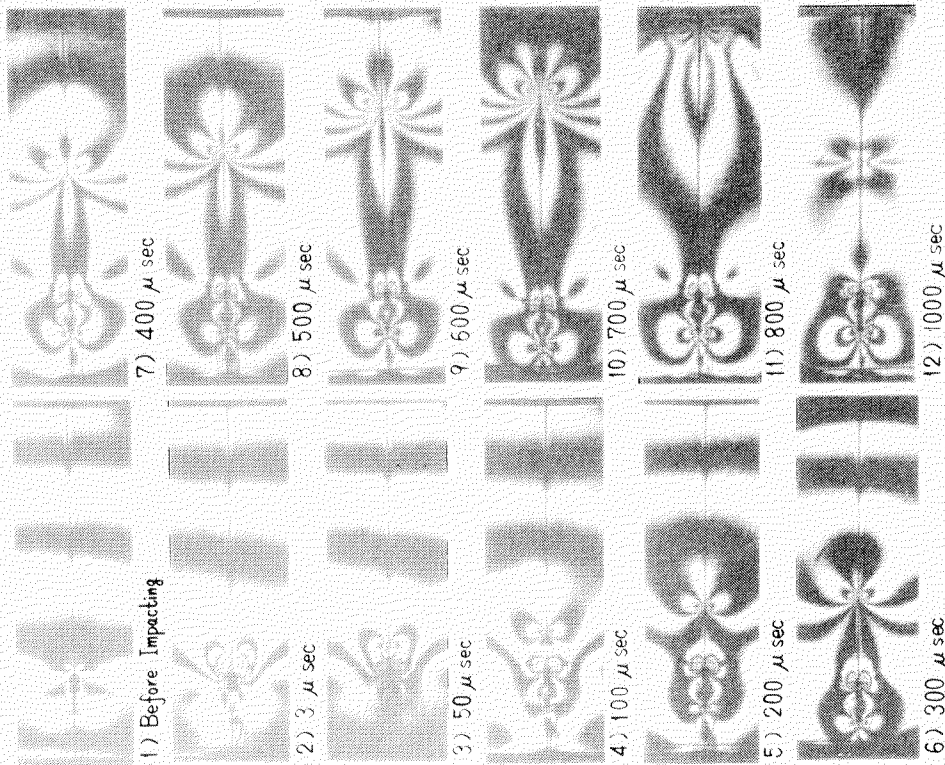


写真17 PGB型モデル中の動的電裂光弾性椅子写真

Crack branching test
 Model No. PGB-1 (Groove depth: 1.24mm)
 Crack starting with impact load (0.0473 kg·m)
 Increasing
 $\sigma = (\sigma_1 + \sigma_2) / 2 = 0.300 \text{ kg/mm}^2$
 $\sigma_2 / \sigma_1 = -11$

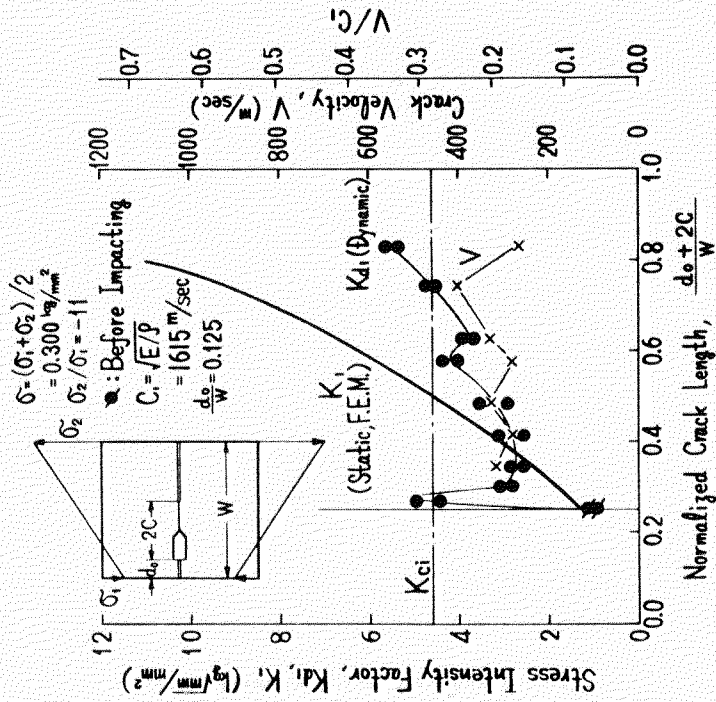


図24 PGB型モデル中位挿電裂の動的K値Kdおよび電裂伝播速度V

Crack branching test
 Model No. PGB-1 (Groove depth: 1.24mm)
 Crack starting with impact load (0.0473 kg·m)
 Increasing

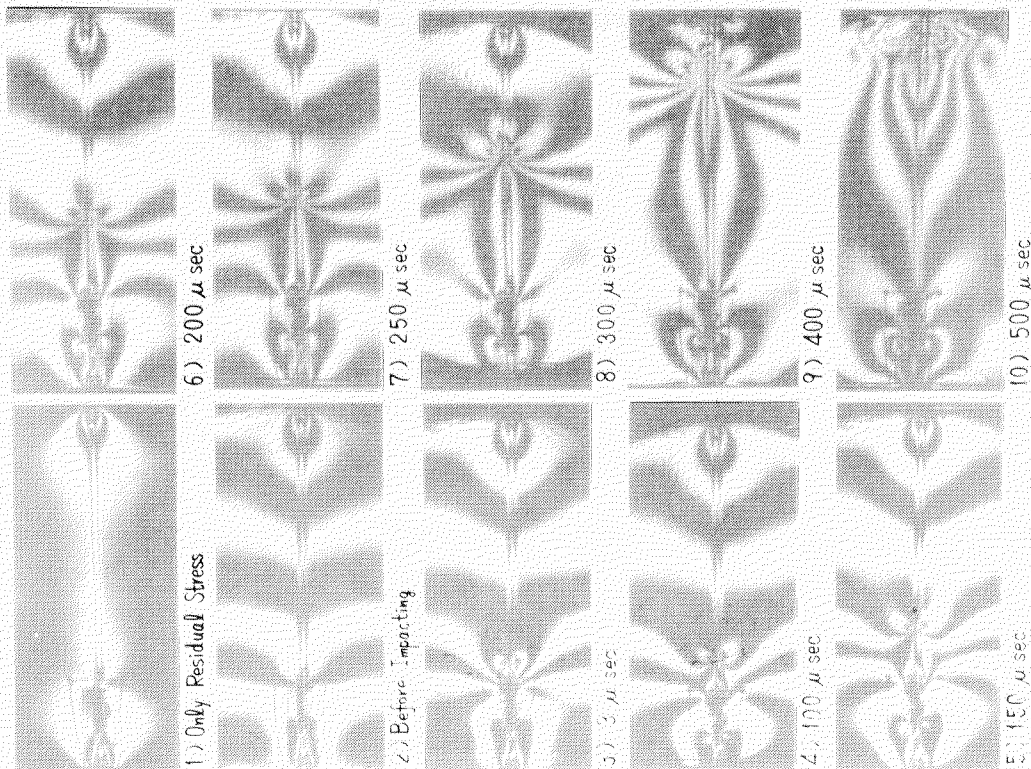


写真 18 PRB型モデル中の動的亀裂光弾性高写真

Crack branching test
 Model No. PRB-1
 Crack starting with impact load (0.0271 kg/mm²)
 Increasing
 $\sigma = (\sigma_1 + \sigma_2) / 2 = 0.359 \text{ kg/mm}^2$
 $\sigma_2 / \sigma_1 = -11$
 $\sigma_{RI} - \sigma_{RT} = 1.49 \text{ kg/mm}^2$

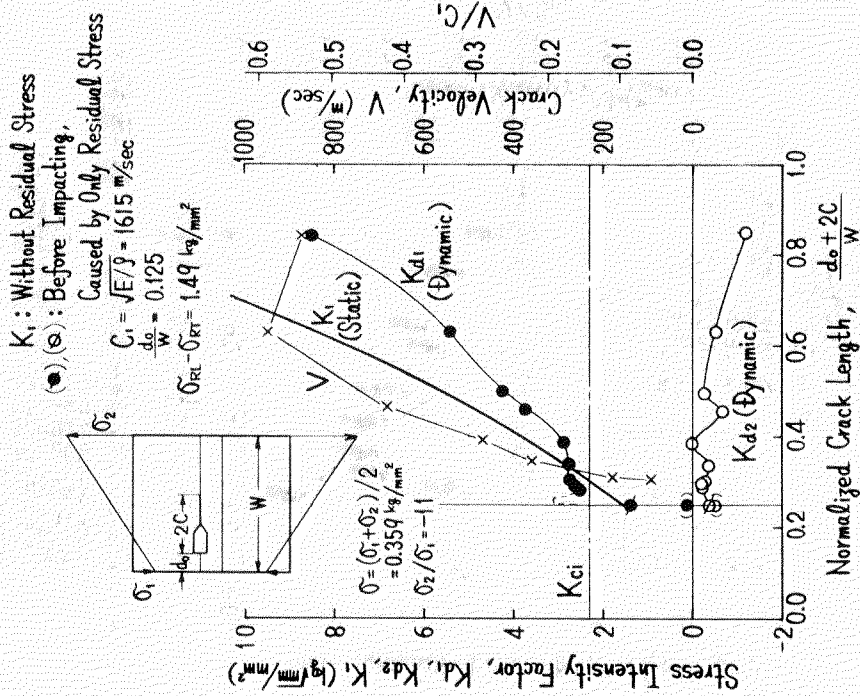


図 25 PRB型モデル中伝播亀裂の動的K値 K_{di} および亀裂伝播速度V

Crack branching test
 Model No. PRB-1
 Crack starting with impact load (0.0271 kg·m)
 Increasing

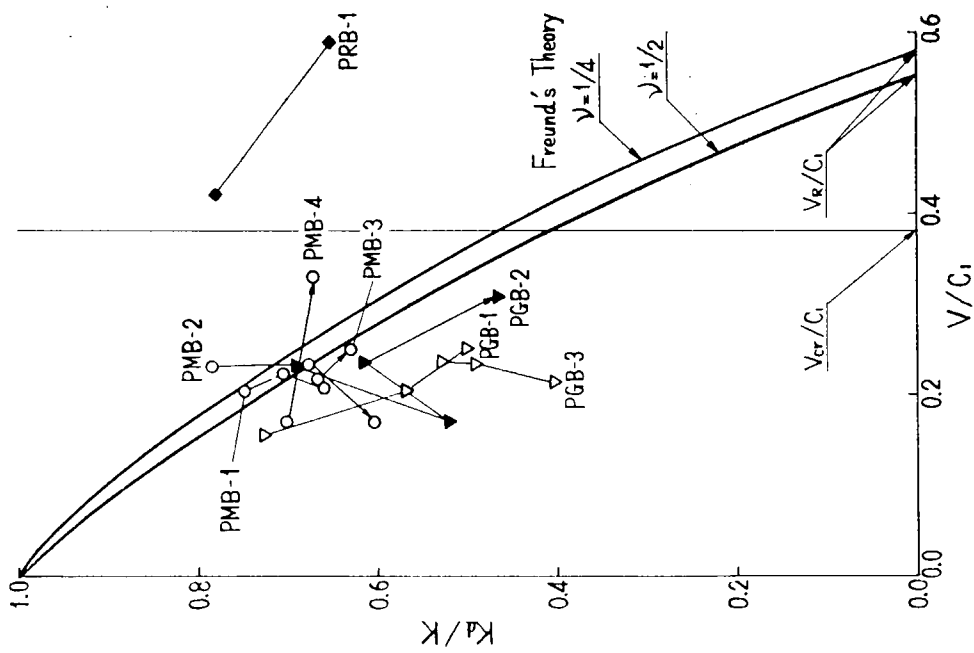


図 26 動的 K 値 K_d と 亀裂伝播速度 V の関係
(亀裂分岐伝播試験結果)

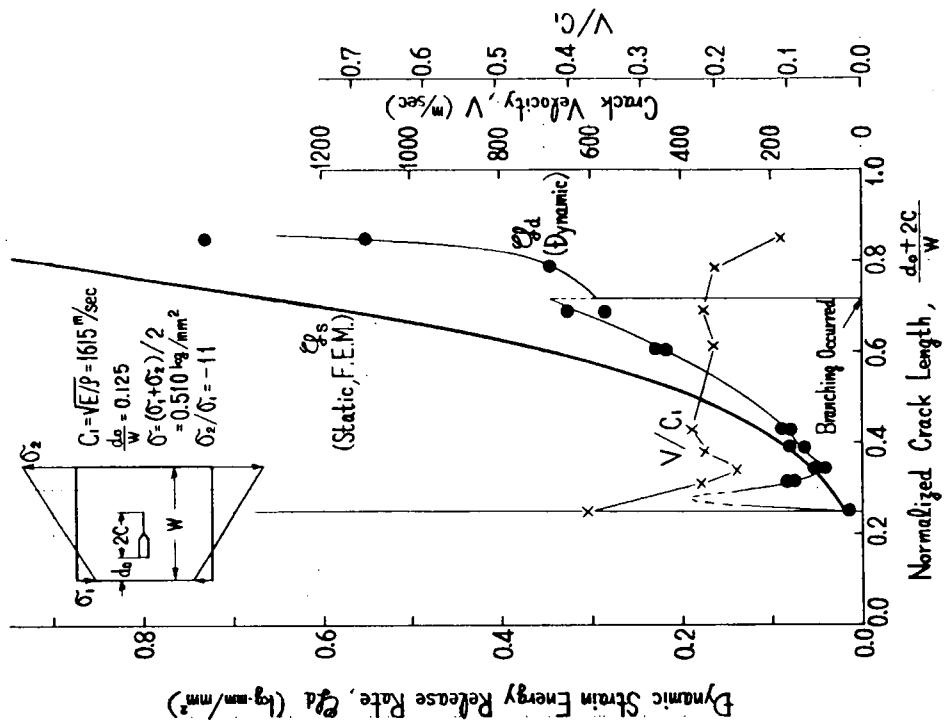


図 27 PMB型モデル中伝播亀裂の動的エネルギー解放率 Q_d と 亀裂伝播速度 V
 Crack branching test
 Model No. PMB-1
 Crack starting with impact load (0.1012 kg.m)
 Increasing