

“巨大タンカーの研究”

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
報 告 書

昭和50年3月

社 団 法 人

日本造船研究協会

はしがき

本報告書は、日本船舶振興会の昭和49年度補助事業「巨大タンカーの研究」の一部として、日本造船研究協会が第153研究部会においてとりまとめたものである。本研究部会の委員は次のとおりである。

第153研究部会委員名簿（敬称略 五十音順）

部会長	金沢一武（東京大学）	
幹事	飯田国広（東京大学）	池田一夫（神戸製鋼所）
	印藤弘郷（三井造船）	木山 稔（新日本製鉄）
	黒川常夫（長崎大学）	酒井啓一（石川島播磨重工業）
	恒成利康（川崎重工業）	新村 豊（東京大学）
	船越督己（川崎製鉄）	町田 進（東京大学）
	松村裕之（川崎重工業）	峰久節治（日立造船）
	矢島 浩（三菱重工業）	
委員	宵木 満（神戸製鋼所）	池田 稔（川崎製鉄）
	井上 鑿（船舶技術研究所）	岩永 寛（住友金属工業）
	仰木盛綱（佐世保重工業）	奥田直樹（神戸製鋼所）
	賀来信一（日本海事協会）	片泰治（日立造船）
	蒲地一義（山口大学）	岸本宏次（三井造船）
	越賀房夫（日本钢管）	堀由輝（川崎重工業）
	佐藤邦彦（大阪大学）	白石圭一（日本海事協会）
	栖原二郎（九州大学）	武富孝作（神戸製鋼所）
	寺井 清（川崎重工業）	豊貞雅宏（日立造船）
	中尾信彦（日本钢管）	中牟田 浩（石川島播磨重工業）
	永井欣一（広島大学）	中島正樹（三菱重工業）
	中村春雄（住友重機械工業）	秦数実（日本钢管）
	藤井英輔（船舶技術研究所）	前中浩（船舶技術研究所）
	松村正夫（函館ドック）	三波建一（新日本製鉄）
	三村 宏（新日本製鉄）	矢田敏夫（石川島播磨重工業）
	吉識恒夫（三井造船）	吉永昭男（船舶技術研究所）
	渡辺昌建（三菱重工業）	
討議参加者	宵木真一（川崎製鉄）	荒井敏夫（神戸製鋼所）
	安藤 清（三菱重工業）	岩田光正（広島大学）
	飯野暢（石川島播磨重工業）	糸賀興典（川崎重工業）
	石黒隆義（新日本製鉄）	井手幹雄（住友重機械工業）
	太田幹二（日本钢管）	岡本太郎（日立造船）
	岡吉則（日本海事協会）	加藤 豊（住友金属工業）

片岡繁夫(長崎大学)	金子康弘(日本鋼管)
金綱正夫(三井造船)	川口喜昭(住友金属工業)
川原正言(日本鋼管)	黄瀬利弘(三菱重工業)
北田博重(日本海事協会)	国安常雄(石川島播磨重工業)
高允宝(東京大学)	後藤大三(石川島播磨重工業)
阪野賢治(石川島播磨重工業)	笠路真三(日本海事協会)
佐藤誠(新日本製鉄)	白木良典(日立造船)
末岡英利(三菱重工業)	竹内直記(神戸製鋼所)
田代新吉(日本海事協会)	田中修(三井造船)
豊田政男(大阪大学)	永井明(日立造船)
難波勝(神戸製鋼所)	鍋谷昭生(神戸製鋼所)
成本朝雄(川崎製鉄)	萩原行人(新日本製鉄)
長谷部茂雄(住友金属工業)	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)	松下久雄(三井造船)
的場正明(三菱重工業)	松本健男(住友重機械工業)
森正浩(三菱重工業)	矢川勝則(佐世保重工業)
山戸一成(新日本製鉄)	渡辺俊彦(神戸製鋼所)
渡辺信孝(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	1
3. 供試材	3
4. 脆性破壊の発生・伝播停止特性に関する研究	7
4. 1 組織・硬度分布調査	7
4. 1. 1 目的	7
4. 1. 2 試験内容	7
4. 1. 3 試験結果および考察	7
4. 1. 4 まとめ	7
4. 2 丸棒引張試験	11
4. 2. 1 目的	11
4. 2. 2 試験内容	11
4. 2. 3 試験結果および考察	11
4. 2. 4 まとめ	11
4. 3 V - ノッチシャルピー試験	15
4. 3. 1 目的	15
4. 3. 2 試験内容	15
4. 3. 3 試験結果および考察	15
4. 3. 4 まとめ	15
4. 4 小形 C O D 曲げ試験	21
4. 4. 1 目的	21
4. 4. 2 試験内容	21
4. 4. 3 試験結果および考察	21
4. 4. 4 まとめ	23
4. 5 中央切欠(板厚貫通)大形引張試験	23
4. 5. 1 目的	23
4. 5. 2 試験内容	23
4. 5. 3 試験結果および考察	24
4. 5. 4 まとめ	25
5. 疲労特性に関する研究	31
5. 1 繼手疲労試験	31
5. 1. 1 目的	31
5. 1. 2 試験内容	31
5. 1. 3 試験結果および考察	32
5. 1. 4 まとめ	35
参考文献	36
6. むすび	45

1. まえがき

日本造船研究協会第153研究部会は、「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」をテーマとして、昭和49年4月に発足したものである。

この研究の目的は、100万重量トン型タンカー開発にあたり、その船体外殻材に使用されると予想される、一般船体用軟鋼板および船体用50キロ級高張力鋼板の厚板およびその溶接継手について、破壊靭性ならびに疲労特性を把握し、基礎設計資料を得ることである。

なお、本研究は、委員会において審議決定した研究計画の基本方針にもとづき、実験担当委員を中心とした委員会・幹事会をたびたび開催し、詳細な技術的検討を行なって実施したものである。研究の全体計画は、後述のように3ヶ年にわたるものであるが、本報告書は、その第1年度分の経過報告書としてとりまとめたものである。

2. 研究の目的・内容

従来原油タンカーは、精製地荷揚げの方式を探っているため30万重量トン程度が標準船型と見なされていたが、二次輸送方式の採用により既に48万重量トン型タンカーがわが国において建造され就航しており、外国においても54万重量トン型タンカーが受注されて、昭和51年後半には竣工することになっている。さらに、わが国および西欧の一部造船所において70～100万重量トン型タンカーの計画が検討される段階に至っている。

船殻の大型化にともない一般船体用軟鋼板、船体用50キロ級高張力鋼板共かなりの厚板が使用される場合が多くなるが、巨大船殻に実用可能な厚鋼板およびその溶接継手の強度特性は必ずしも明らかではない。

100万重量トン程度のタンカーの船体外殻材は、ある試算によれば一般船体用軟鋼板の場合板厚40mm程度に、降伏点 32Kg/mm^2 級の船体用50キロ級高張力鋼板の場合板厚35mm程度になると予想される。しかし、これら厚鋼板は、造船用としてはこれまでの実績が少ないため、一般船体用軟鋼板、船体用50キロ級高張力鋼板の厚板およびその溶接継手について、脆性破壊の発生および伝播停止特性ならびに疲労特性を研究把握する必要がある。

以上により、昭和49年4月より3ヶ年計画で下記内容の研究に着手した。

1) 脆性破壊の発生・伝播停止特性に関する研究

100万重量トン型タンカーの船体外殻材に使用されると予想される、一般船体用軟鋼板および船体用50キロ級高張力鋼板の厚板材母材、およびそれらに既存の溶接法を適用した場合の継手の脆性破壊強度を把握する。

さらに、委員会で検討を重ね、昭和51年度に船殻構造要素を考慮した大形構造モデルの脆性破壊試験を実施する。

2) 疲労特性に関する研究

100万重量トン型タンカーの船殻材に使用されると予想される、一般船体用軟鋼板母材、およびそれらに既存の溶接法を適用した場合の継手の疲労強度を把握する。

さちに、厚板化する船殻部材の隅肉溶接脚長決定の基礎資料を得るために、各種条件下における隅肉溶接脚長と疲労強度との関係を把握する。

なお、昭和49年度は、その第1年次として下記内容の研究を実施した。

1) 脆性破壊の発生・伝播停止特性に関する研究

100万重量トン型タンカーの船体外殻材に使用されると予想される、一般船体用軟鋼板および船体用50キロ級高張力鋼板の厚板材に、既存の溶接法を適用した場合の継手の脆性破壊強度を、昭和49年度、昭和50年度の2年間で把握する予定である。

すなわち、甲板および船底板を対象に、一般船体用軟鋼板（K E N 鋼板、板厚 4.0 mm、および K D K 鋼板、板厚 3.5 mm）の 3 電極片面 1 層サブマージドアーク溶接継手を、また船側外板を対象に、一般船体用軟鋼板（K D K 鋼板、板厚 3.5 mm）ならびに船体用 5.0 キロ級高張力鋼板（K D 3.2、板厚 3.5 mm）のエレクトロガス溶接継手およびエレクトロスラグ溶接継手等についての脆性破壊強度を 2 ヶ年計画で把握する予定である。

昭和 49 年度には、一般船体用軟鋼板（K D K 鋼板、板厚 3.5 mm）のエレクトロガス溶接継手およびエレクトロスラグ溶接継手を供試し、下記の試験を実施した。

1. 1) 組織・硬度分布調査

供試 2 種類の溶接継手の $\frac{1}{2} t$ 部と表面から 2 mm の位置の硬度分布（Hv）を測定した。

また、顕微鏡組織を調査した。

1. 2) 丸棒引張試験

(1) 供試 K D K 鋼板の母材について、室温～−196°C の温度範囲で丸棒引張試験を実施した。

(2) 供試 2 種類の溶接継手から溶接金属の丸棒引張試験片を採取し、室温～−196°C の温度範囲で引張試験を実施した。

1. 3) V - ノッチシャルピー試験

(1) 供試 K D K 鋼板の母材について、 $\frac{1}{2} t$ 部と $\frac{1}{4} t$ 部とから採取した試験片により、遷移曲線を求めた。

(2) 供試 2 種類の溶接継手に対して、 $\frac{1}{2} t$ 部から採取し、溶接金属中央、ボンド、HAZ 2 mm、HAZ 4 mm、HAZ 8 mm の各位置にノッチ加工した試験片により遷移曲線を求めた。

1. 4) 小形 COD 曲げ試験

(1) 供試 K D K 鋼板の母材について、小形試験片による 3 点曲げ試験を実施し、脆性破壊発生に関する特性値の一つである限界 COD を求めた。

(2) 供試 2 種類の溶接継手について、溶接金属中央、ボンド部の各位置にノッチ加工した試験片により、3 点曲げ試験を実施し、限界 COD を求めた。

1. 5) 中央切欠（板厚貫通）大形引張試験

(1) 供試 K D K 鋼板の母材について、標準中央切欠き型試験片（ $2B = 40.0 \text{ mm}$ 、 $2C = 24.0 \text{ mm}$ ）によるディープノッチ試験を実施し、脆性亀裂発生特性を把握した。

(2) 供試 2 種類の溶接継手について、溶接金属中央、ボンド部の各位置にノッチ加工した標準中央切欠き型試験片（ $2B = 40.0 \text{ mm}$ 、 $2C = 16.0 \text{ mm}$ 、 24.0 mm ）によるディープノッチ試験を実施し、脆性亀裂発生特性を把握した。

2) 疲労特性に関する研究

板厚 3.5 ~ 4.0 mm の母材および突合せ溶接継手の疲労強度を直接的に知るために、原寸厚の母材および継手の疲労試験を行なう必要があるが、この方法は試験機の容量の関係から困難である。

一般に溶接継手には、たとえば余盛止端などの切欠きが存在し、この切欠きが疲労強度を低下させるから、この際の形状係数 K_t を別の方法によって求めておき、一方対象とする材料についての $K_t - K_f$ (K_f は Nc 基準での疲労強度減少係数) を求めておけば、小形試験結果から原寸厚の継手の疲労強度を推定できることになる。

この考え方に基づき、小形試験片の結果から原寸厚の母材および継手の疲労強度を求めるための資料を得ることを目的とし、以下の研究を実施した。

2.1) 継手疲労試験

一般船体用軟鋼板（KDK鋼板、板厚3.5mm）を供試材とし、そのエレクトロガス溶接継手から、切欠きがボンド部に位置するように平板試験片を採取し、K_tの目標値が約2,4,8の切欠きを加工した。各系列とも $3 \times 10^3 < N_c < 3 \times 10^6$ の範囲で疲労試験を実施した。

併せて、母材および継手材から圧延方向に砂時計型試験片を採取し、精密な引張試験ならびに歪制御低サイクルおよび高サイクル疲労試験を行ない、K_t-K_f関係式に含まれる材料定数m, nを決定した。

以上の試験結果からK_t-K_f線図を求め、理論曲線と比較検討した。

なお、以上の試験は表2.1に示す分担で実施された。

3. 供 試 材

100万重量トン型タンカーの船体外殻材に使用されると予想される、一般船体用軟鋼板および船体用50キロ級高張力鋼板の内、船側外板を対象に、一般船体用軟鋼板のKDK鋼板（板厚3.5mm）2 Chargeを供試した。

供試材の化学成分ならびに機械的性質を表3.1に示す。

また、昭和49年度に実施された各種試験の試験片に当たられた供試材板取りを図3.1に示す。

先にも記したが、昭和49年度は、エレクトロガス溶接継手およびエレクトロスラグ溶接継手を研究の対象にした。各継手の溶接条件は、委員会で十分検討された後、表3.2に示すごとく決定され、昭和49年度供試試験片の継手は、全て表3.2の溶接条件で溶接された。

表 2.1 S R 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』

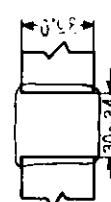
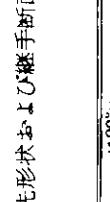
第1年次(昭和49年度)研究分担一覧

研究項目・試験内容			船側外板対象の KDK 3~5					
			エレクトロガス溶接			エレクトロスラグ溶接		
			試験片数	試験片製作場所	試験実施場所	試験片数	試験片製作場所	試験実施場所
	1.1 組織・硬度分布調査		1	長崎大	長崎大	1	長崎大	長崎大
1. 脆性破壊の発生・伝播停止特性に関する研究	1.2 丸棒引張試験	母材	7	三井	三井	7	三井	三井
		Depo	7			7		
	1.3 V-ノッチシャルビー試験	母材	40	日立	日立	—	日立	日立
		Depo	20			20		
		Bond	20			20		
		H A Z	20			20		
		H A Z	20			20		
		H A Z	20			20		
	1.4 小形 COD曲げ試験	母材	10	東大	東大	—	東大	東大
		Depo	10			10		
		Bond	10			10		
	1.5 中央切欠(板厚貫通)大形引張試験	母材	6	三菱	三菱	—	川重	川重
		Depo	6			6		
		Bond	6			6		
2. 疲労特性に関する研究	2.1 継手疲労試験	平板型	36	東大	東大	—	—	—
		砂時計型	30			—		
備考			溶接継手製作担当 神鋼			溶接継手製作担当 石播		

表 3.1 供試材の化学成分ならびに機械的性質

銅種	熱処理	板厚 (mm)	符号	化学成分(%)				機械的性質		
				C	Si	Mn	P	S	降伏点 $\sigma_y / \text{kg/mm}^2$	引張り強さ $\sigma_B / \text{kg/mm}^2$
KDK As Rolled 3.5.0		A	0.12	0.25	1.03	0.012	0.007		3.2	4.7
			B	0.11	0.24	1.01	0.017	0.012	3.0	4.4

表 3.2 熔接条件

銅種	溶接法	溶接ワイヤー	フラークス	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	
									A CO ₂ ガス 3.5L/min	B ES-42G H ₂ S-3.2φ
KDK 3.5.0	A エレクトロガス	ES-50 MF-3.2φ			650 ~670	3.9 ~4.1	6.2 ~6.5	2.43 ~2.55		
	B エレクトロスラグ				550	4.2	2.4 ~2.6	5.33 ~5.78		

5.1	5.1	4.1 4.3	4.5	4.5	
\$	\$	\$	\$	\$	

453909-0101, 符号B

4.2		(予備)	4.4	4.5	4.5
\$	\$	\$	\$	\$	

453909-0201, 符号A

(エレクトロガス溶接)
継手用供試材

4.2	4.1 4.3	4.4	(予備)	4.5	4.5	4.5	(予備)	(予備)
\$	\$	\$	\$	\$	\$	\$	\$	

453910-0101, 符号B

(エレクトロスラグ溶接)
継手用供試材

4. 1 組織・硬度分布調査

4. 2 丸棒引張試験片

母材、エレクトロガス Depo

エレクトロスラグ Depoo

4. 3 V-ノッチシャルピー試験片

母材、エレクトロガス Depo, Bond, HAZ

エレクトロスラグ Depo, Bond, HAZ

4. 4 小形C O D曲げ試験片

母材、エレクトロガス Depo, Bond

エレクトロスラグ Depo, Bond

4. 5 中央切欠(板厚貫通)大形引張試験片

母材

エレクトロガス Depo

エレクトロガス Bond

エレクトロスラグ Depo

エレクトロスラグ Bond

5. 1 継手疲労試験片 母材、Bond

図 3.1 供試材の板取り要領

(KDK, 35.0 mm)

4. 脆性破壊の発生・伝播停止特性に関する研究

4.1.1 組織・硬度分布調査

4.1.1.1 目的

供試鋼板について、各種大入熱溶接による材質変化を把握するため、溶接継手部のビッカース硬さ分布ならびに顕微鏡組織調査を行ない、大入熱溶接継手部の靭性評価に関する参考データを得ることを目的とした。

4.1.1.2 試験内容

調査は、KDK鋼板（板厚3.5.0mmB材）のエレクトロガス溶接およびエレクトロスラグ溶接継手部について行なった。試験片は各溶接継手とも、溶接始端部より約30.0mmの位置から採取した。

ビッカース硬さ調査は荷重1.0kgにて、各溶接継手部の板厚中央と板表裏面より2mmの位置の硬さ分布を測定した。

組織調査は、光学顕微鏡により倍率100倍にて行ない、4.3項に記すV-ノッチシャルピー試験片のノッチ先端部に相当する位置の組織を重点的に撮影した。ビッカース硬さ測定および顕微鏡組織撮影要領を図4.1.1に示す。

4.1.1.3 試験結果および考察

各溶接継手部のビッカース硬さ分布の測定結果を図4.1.2および図4.1.3に、これらの結果を取りまとめたものを表4.1.1に示す。写真4.1.1および写真4.1.2に各溶接継手部断面のマクロ・ミクロ組織を示す。

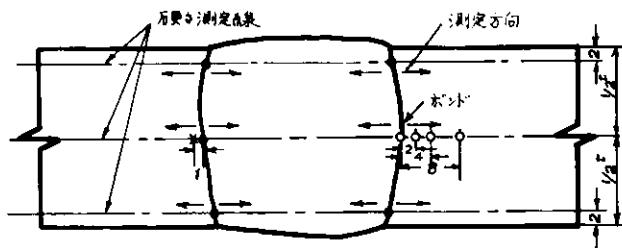
以上の結果より次のことが明らかになった。

- 1) 各溶接継手板厚中央部において、ボンド部および熱影響部の最高硬さはエレクトロガス溶接の場合161HV、エレクトロスラグ溶接の場合149HVで、母材よりもそれぞれ約25HV、20HV程度高くなっている。溶接金属の硬さは平均値で母材よりもそれぞれ約25HV、35HV程度高くなっている。
- 2) 各溶接継手ともマクロ組織において、通常の溶接継手に比べて熱影響部の幅は広く、板厚中央部において約1.3～1.6mm程度である。また、ミクロ組織においてはいずれの溶接継手も溶接による入熱のためにボンド部およびその外側の熱影響部に、過熱組織であるウッドマン組織が認められ、かつ結晶粒が異常に粗大化しており、原オーステナイト結晶粒界にはフェライトが成長している。これは溶接入熱が大きく冷却速度がかなり遅くなつたためと考えられる。この結晶粒が粗粒化した領域は母材に比べて脆化していると予想される。
- 3) 組織的に認められた脆化領域は板厚中央部においてエレクトロガス溶接継手の場合ボンドから約4mmまでの範囲であり、エレクトロスラグ溶接継手の場合約6.5mmまでの範囲である。またボンドおよびその近傍の熱影響部の結晶粒の大きさは、エレクトロガス溶接継手に比較してエレクトロスラグ溶接継手の方が大きい。この理由は、主として入熱量の差によるものと考えられる。いずれも通常の溶接継手に比べてかなり広い範囲にわたり脆化していることが推定される。
- 4) 各溶接継手とともに、結晶粒粗粒化領域の外側には再結晶による細粒化域が認められ、粗粒化域に比べて靭性の回復が予想される。この細粒化域はエレクトロガス溶接継手の場合、ボンドから約6～10mmの間にエレクトロスラグ溶接継手の場合約8～13mmの間に存在している。

4.1.1.4 まとめ

各溶接継手とも通常の溶接継手に比べてボンド部および熱影響部の硬さ上昇の程度は少ない。

組織は通常の継手に比べていずれの溶接継手も熱影響部の幅は広く結晶の粗粒化範囲も広く、ボンドおよびその近傍の結晶粒は異常に粗大化し組織的にも脆化していることが予想される。



1. ●印は硬さ測定の基点を示す
2. 測定間隔は1mm(ただし溶接金属部は両側ボンドより測定したので、ある箇所では1mm間隔にならない所はグラフに測定間隔を付記している)
3. 上、中、下はグラフの測定順序を示す
4. ○印顕微鏡組織撮影箇所を示す(mm)

図 4.1.1 繼手部 ピッカース硬さ測定および顕微鏡組織撮影位置

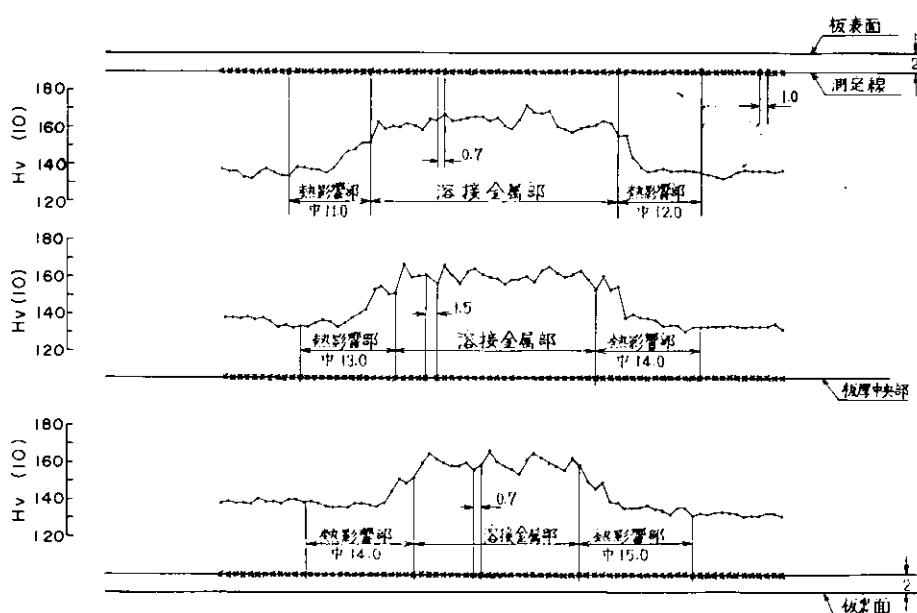


図 4.1.2 ピッカース硬さ試験結果 (KDK鋼, エレクトロガス
溶接継手)

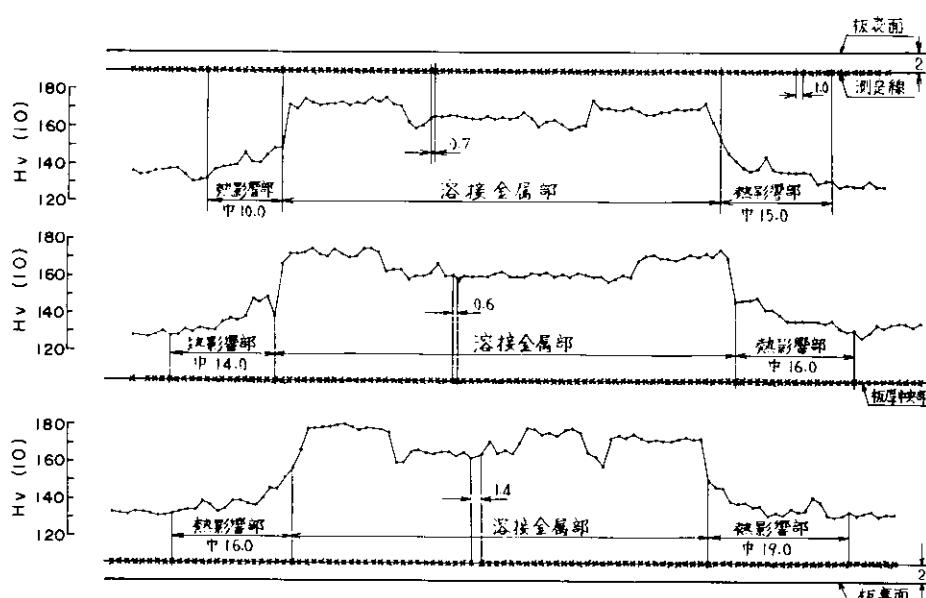
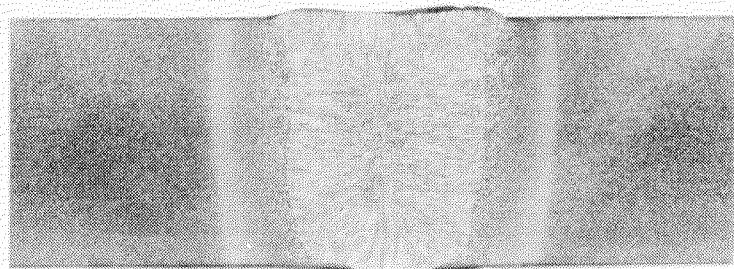


図 4.1.3 ピッカース硬さ試験結果 (KDK鋼, エレクトロスラク
溶接継手)



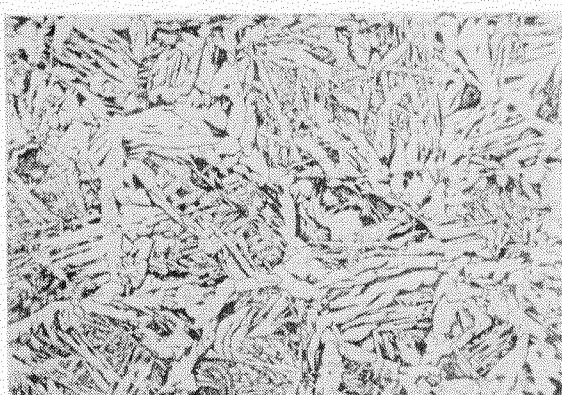
継手部 マクロ



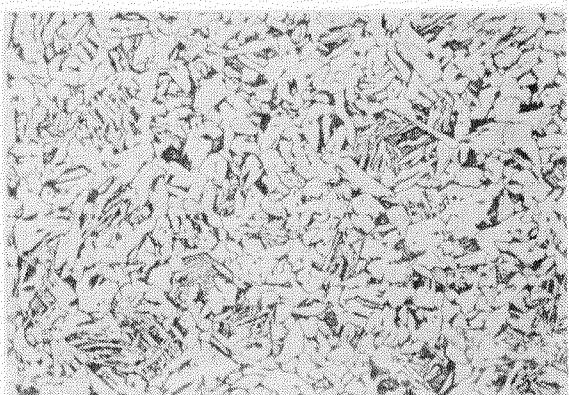
溶接金属



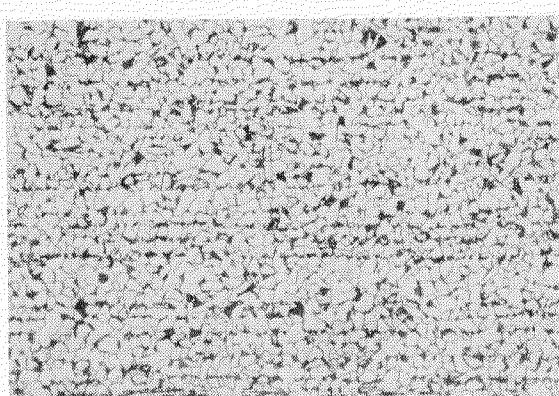
ボンド



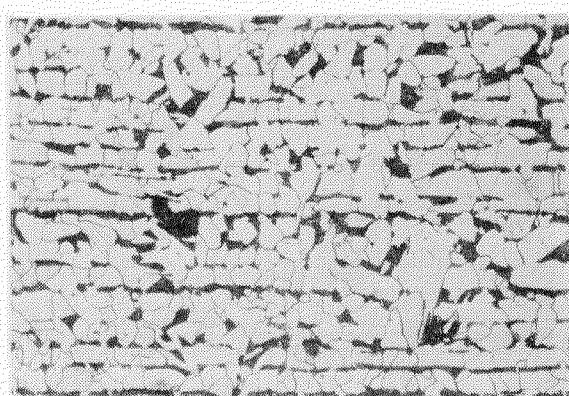
ボンドより 2 倍



ボンドより 4 倍



ボンドより 8 倍

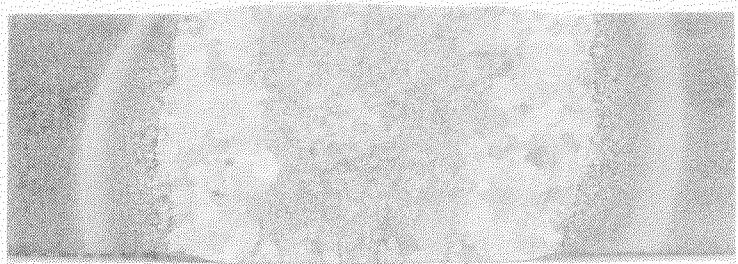


母材

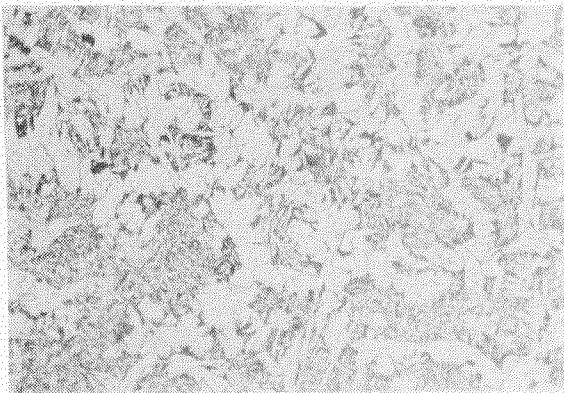
×100

写真 4.1.1 エレクトロガス溶接継手 (KDK 鋼)

H.I=243,000
~255,000 J/cm²



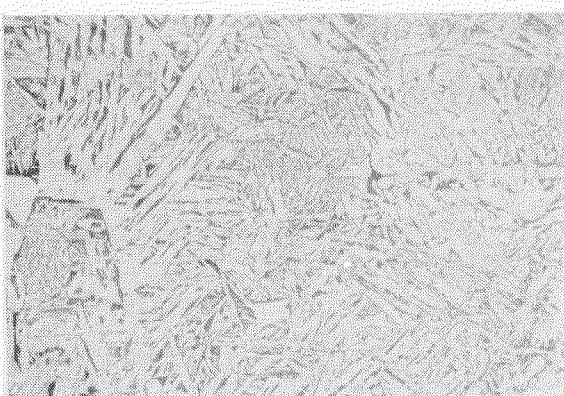
継手部マクロ



溶接金属



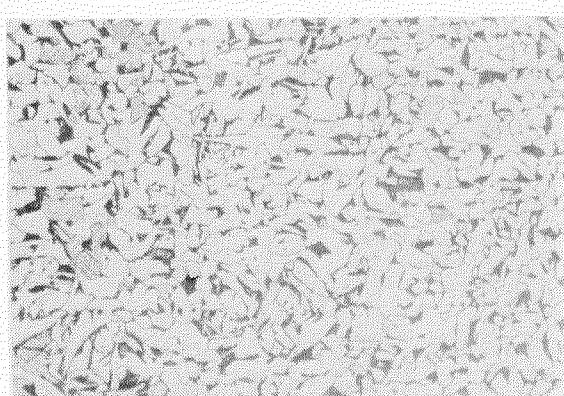
ボンド



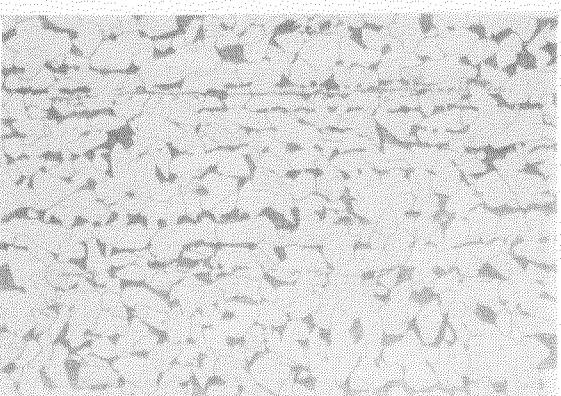
ボンドより 2 構成



ボンドより 4 構成



ボンドより 8 構成



母材
×100

写真4.12 エレクトロスラグ溶接継手(K.D.亜銅)

H.V.1=533000
～578000J/cm²

表 4.1.1 継手部のビッカース硬さ試験結果

溶接法	鋼種	測定位置	ビッカース硬さ Hv(10)			
			溶接金属部	熱影響部	ボンド部	母材
エレクトロガス溶接	KDK	板表面より 2mm	157—172	133—155	155	
		板厚中央	156—167	131—161	153	131—140
		板表面より 2mm	154—167	132—151	159	
エレクトロスラグ溶接	KDK	板表面より 2mm	159—175	130—148	153	
		板厚中央	157—175	128—149	146	127—136
		板表面より 2mm	157—181	131—152	156	

註 母材硬さは、両溶接継手母材の最高、最低硬さを示す。

4.2 丸棒引張試験

4.2.1 目的

KDK鋼A材、B材の母材(A材)およびエレクトロガス溶接(A材)、エレクトロスラグ溶接(B材)による溶接金属の基本的な強度の温度特性を得るために、低温における丸棒引張試験を実施したものである。

4.2.2 試験内容

図4.2.1に示す丸棒引張試験片(JISZ2201#10)を、母材および溶接金属から各系列9本づつ採取した。

母材試験片はその長さ方向を圧延方向とし、また、溶接金属試験片はその長さ方向を溶接線方向と一致させて採取した。それぞれの試片の中心は板厚の中央とした。これらの試片を室温から-192℃の範囲で液体窒素噴霧あるいはドライアイスおよびアルコールを冷媒として所定の温度に冷却し、降伏応力、引張強さ、伸びおよび絞りを測定した。

4.2.3 試験結果および考察

試験結果を表4.2.1にまとめ、これらをまた図4.2.2～図4.2.4に示した。このうち降伏応力の温度依存性について整理し直すと図4.2.5に示すように、比較的よく指数表示できるため、R.T.～-192℃の温度範囲について最小自乗法により実験式を導いた。なお、母材については、R.T.～-180℃の温度範囲の実験式も導いた。これらを同図に示した。これらより、エレクトロガス溶接とエレクトロスラグ溶接との差はあまりないこと、また、両溶接金属の降伏応力、引張強さは母材よりも勝れていることなどが明らかとなった。

4.2.4 まとめ

KDK鋼の母材およびエレクトロガス溶接、エレクトロスラグ溶接による溶接金属の基本的な強度の温度特性を得るために、低温丸棒引張試験を実施し、降伏応力、引張強さ、伸び、絞りを測定した。その結果、エレクトロガス溶接とエレクトロスラグ溶接の各継手溶接金属の基本的な強度の温度特性には差があまりないこと、両溶接金属の降伏応力、引張強さは母材よりも勝れていることがわかった。

表 4.2.1 丸棒引張試験結果 (KDK鋼)

KDK	試験温度 (℃)	降伏応力 (kg/mm²)	引張強さ (kg/mm²)	伸び (%)	絞り (%)
母材	20	27.6	44.6	4.6	7.6
	0	28.2	46.2	4.5	7.4
	-30	29.8	48.4	4.2	7.3
	-60	32.0	50.4	3.6	6.9
	-90	35.1	53.7	3.2	6.7
	-120	37.2	55.1	3.2	6.8
	-150	43.4	58.4	2.2	6.5
	-180	48.3	63.2	1.7	6.5
	-192	75.5	83.7	1.4	1.1
エレクトロガス溶接金属	20	32.7	50.3	4.1	7.1
	0	38.6	53.3	3.4	6.5
	-30	38.1	54.6	3.5	6.6
	-60	42.2	57.8	3.0	6.4
	-90	44.5	59.0	2.8	6.2
	-120	50.7	62.6	3.4	6.4
	-150	59.8	65.9	2.9	6.2
	-180	65.8	71.0	1.7	5.6
	-192	86.0	86.0	1	3
エレクトロスラグ溶接金属	20	31.6	50.6	3.3	8.0
	0	37.4	52.3	3.4	8.0
	-30	37.8	54.9	3.7	6.9
	-60	41.7	58.0	3.1	6.7
	-90	43.4	59.0	2.8	6.7
	-120	50.3	62.7	2.9	6.6
	-150	61.2	67.8	2.4	6.3
	-180	69.1	73.5	2.6	6.3
	-192	86.0	86.0	2	5

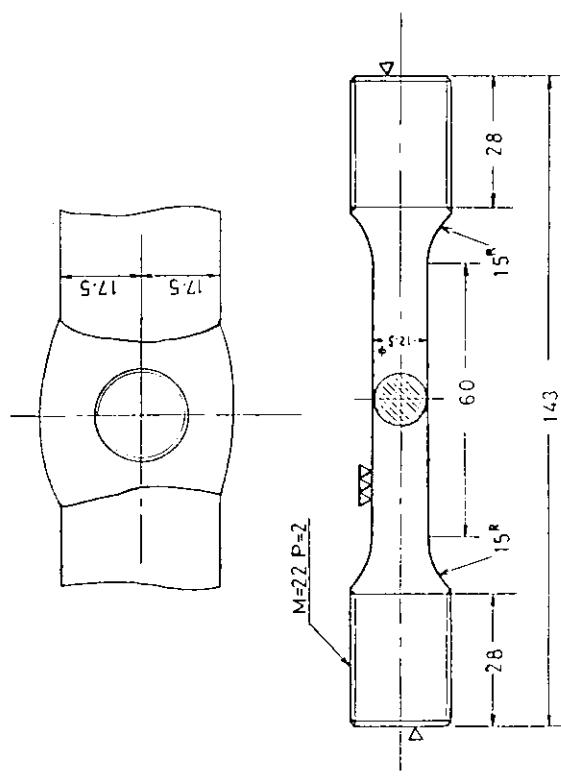


図 4.2.1 丸棒引張試験片採取位置および試験片形状
(JIS R2201 #10)

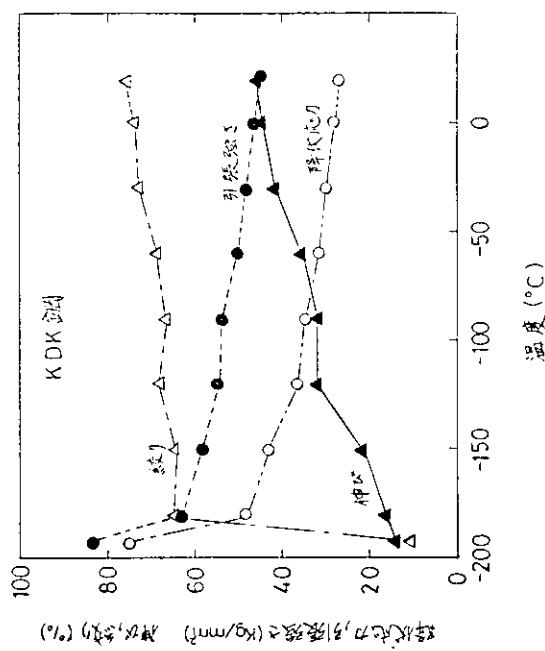


図 4.2.2 丸棒引張試験結果（母材）

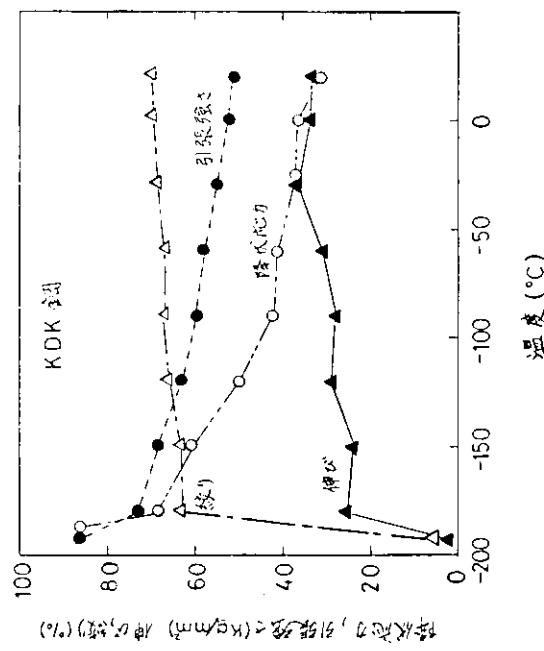


図 4.2.4 丸棒引張試験結果（エレクトロガス溶接金属）

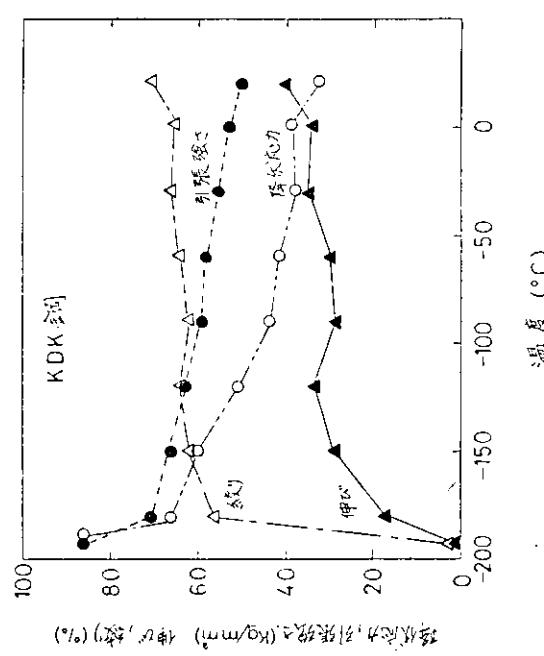


図 4.2.3 丸棒引張試験結果（エレクトロガス溶接金属）

	R.T. ~ -192°C	R.T. ~ -180°C
①母材	-△- $\sigma_y = 19.8 \text{ e} / \text{TK}$	-△--- $\sigma_y = 21.8 \text{ e} / \text{TK}$
②エレクトロガス溶接金属	-○- $\sigma_y = 26.3 \text{ e} / \text{TK}$	
③エレクトロスラグ溶接金属	-●- $\sigma_y = 25.1 \text{ e} / \text{TK}$	

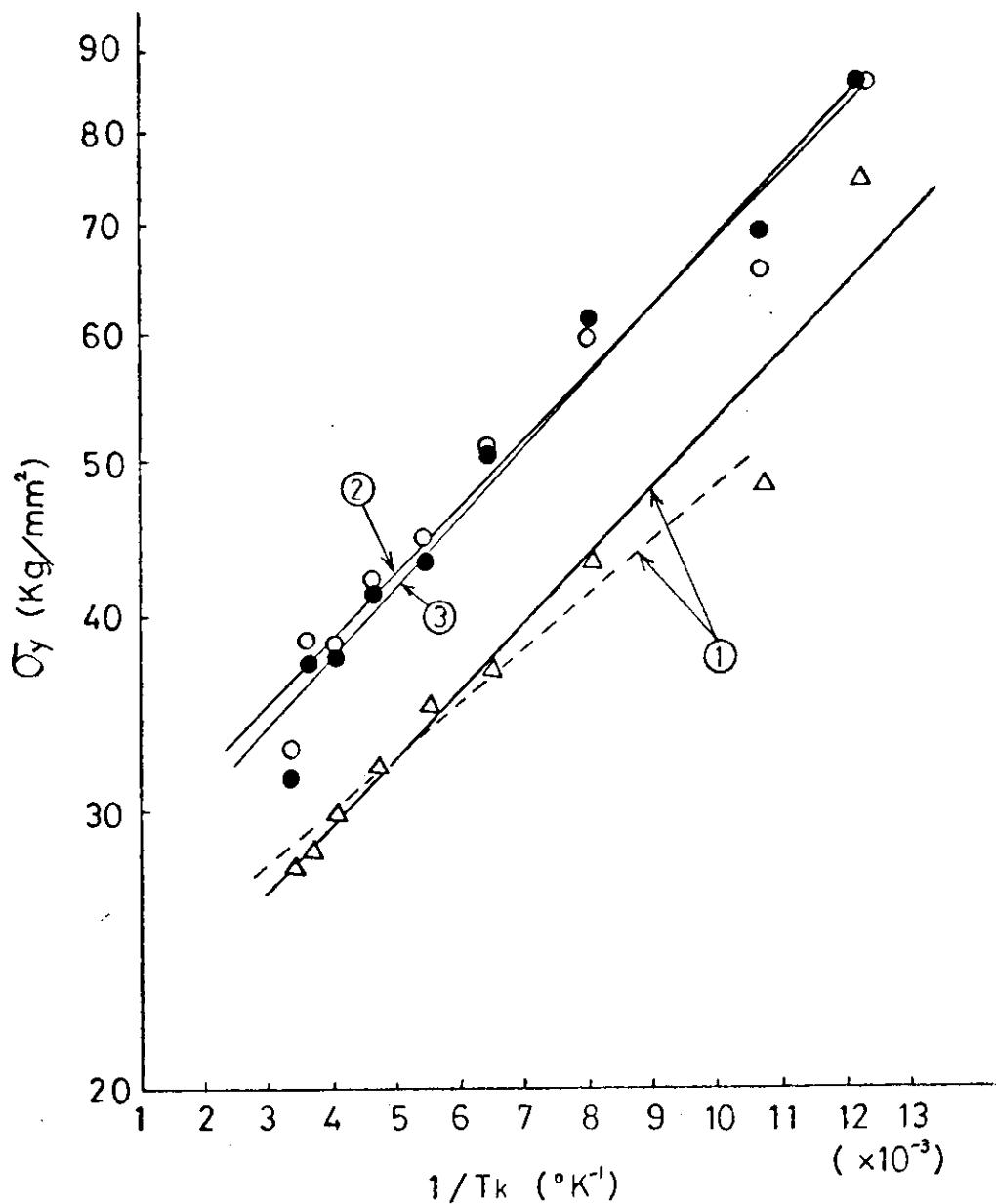


図 4.2.5 降伏応力と温度との関係 (K.D.K 鋼)

4.3 V-ノッチシャルピー試験

4.3.1 目的

供試鋼板（KDK鋼）について、各種大入熱溶接継手部のV-ノッチシャルピー試験を実施し、吸収エネルギーおよび脆性破面率の温度遷移曲線を求め、非性に関する基礎データを得ることを目的とした。

4.3.2 試験内容

試験は表3.1に示すKDK鋼板B材について、表3.2に示すエレクトロスラグ溶接およびエレクトロガス溶接の2種類の溶接継手を製作して、これらの溶接継手部のV-ノッチシャルピー試験を実施した。

V-ノッチシャルピー試験片は母材については板厚の $\frac{1}{4}$ および板厚中央の2箇所より採取し、また溶接継手については板厚中央より溶接金属中央部、ボンド部およびボンドから2mm、4mm、8mmの熱影響部の各位置がノッチ先端となるように採取した。なお、試験片採取時にはマクロエッチしてボンドの位置を確認後、それぞれの位置の板厚方向に標準2mmV-ノッチを加工した。試験片採取要領を図4.3.1に示す。

4.3.3 試験結果および考察

母材および各溶接継手部より採取した試験片によるV-ノッチシャルピー試験結果を表4.3.1～表4.3.2に図す。図4.3.2～図4.3.13は吸収エネルギーおよび脆性破面率の温度遷移曲線を示したものでこれらを各溶接継手毎にまとめて示したのが図4.3.14～図4.3.15である。

表4.3.3は母材および各溶接継手の溶接金属中央部、ボンド部、ならびに熱影響部各位置についての各種遷移温度（vTr_s、vTr_e、vTr₃₅、vTr₁₅）およびシェルフエネルギー値を示す。さらに溶接方法の相違による溶接継手各位置の劣化程度を破面遷移温度（vTr_s）について比較して図4.3.16に示す。

以上のV-ノッチシャルピー試験結果より次のことが明らかになった。

- 1) KDK鋼板の溶接継手部のボンド部およびその近傍の熱影響部粗粒化域（HAZ 2mm、HAZ 4mm）では幾分非性の劣化が認められる。ここで、NK規格における自動溶接継手の溶接金属のV-ノッチシャルピー試験の吸収エネルギー規格値（vTo \geq 3.5Kg-m）を各溶接継手部に適用するならばエレクトロスラグ溶接継手では溶接金属、ボンドおよびHAZ 2mmは規格値を満足しない。さらに、ボンドの吸収エネルギー遷移温度曲線は上記規格値より低温側にあるがバラツキが大きく、0℃での試験結果の下限側の値をとると必ずしも規格値を満足するとは言えない。また、エレクトロガス溶接継手のボンドも上記と同様に規格値を満足し難い。しかし、他の部分は全て規格値を満足している。これらのことからエレクトロガス溶接継手に比較してエレクトロスラグ溶接継手の方が非性の劣化が若干大きい。また、細粒化域では両者とも母材以上の非性を示した。
- 2) エレクトロスラグ溶接継手およびエレクトロガス溶接継手ともボンドならびにその近傍の熱影響部粗粒化域での破面遷移温度は母材より若干高温度側に位置しているが、その差はエレクトロスラグ溶接継手では9～10℃であり、エレクトロガス溶接継手では3～12℃となっていて劣化の程度は少ない。また、細粒化域（HAZ 8mm）では母材より30～37℃低温側にある。

4.3.4 まとめ

KDK鋼板の母材、エレクトロスラグ溶接継手およびエレクトロガス溶接継手のV-ノッチシャルピー試験結果から、ボンド、および結晶粒粗大化域において非性が劣化していることが認められたがその劣化の程度は少いものであった。また、非性が劣化している範囲はエレクトロガス溶接継手に比較してエレクトロスラグ溶接継手の方が若干広いことが判った。

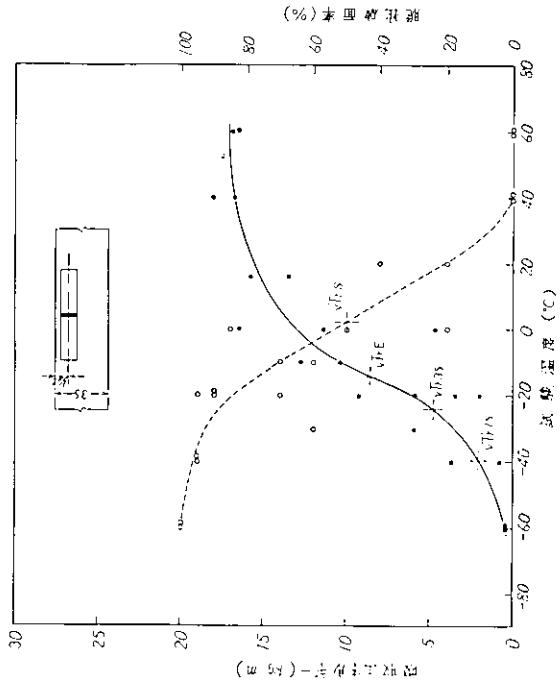


図4.3.2 V-ノッチャーシャルビー試験結果(K DK鋼, 板厚 $\frac{1}{4}t$)

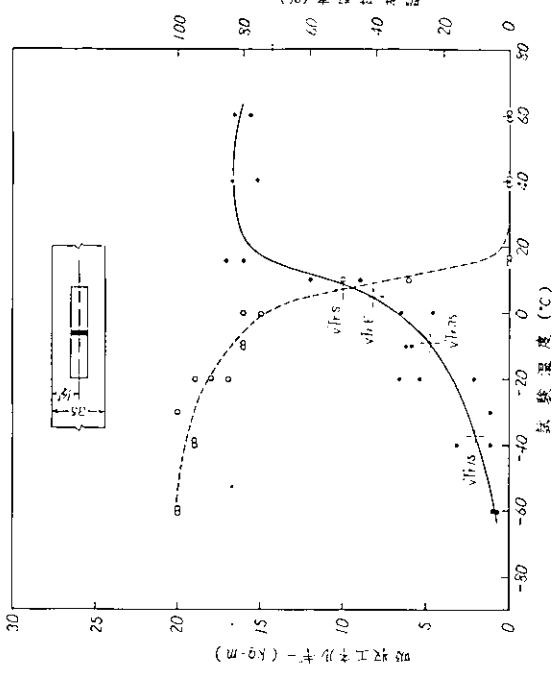


図4.3.3 V-ノッチャーシャルビー試験結果(K DK鋼, 板厚 $\frac{1}{2}t$)

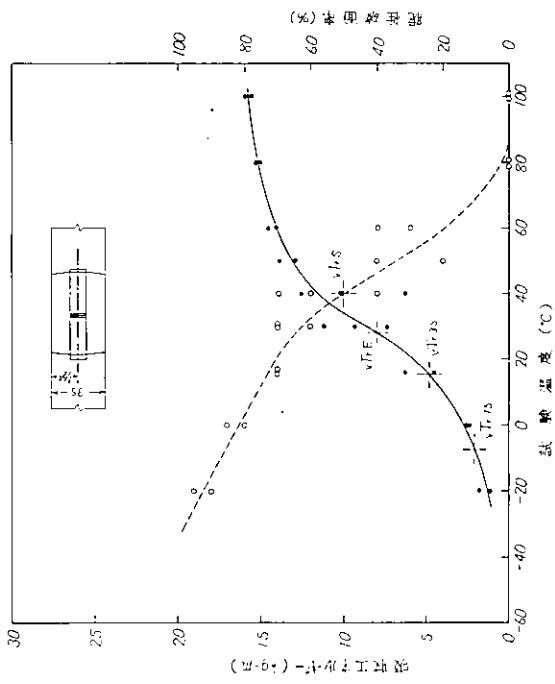


図4.3.4 V-ノッチャーシャルビー試験結果(K DK鋼, エレクトロスラグ浴槽選手Depo ch1央)

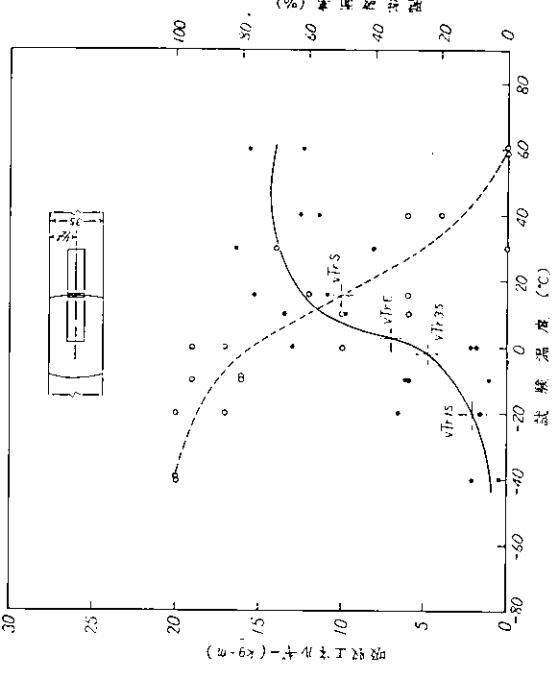


図4.3.5 V-ノッチャーシャルビー試験結果(K DK鋼, エレクトロスラグ浴槽選手Bond)

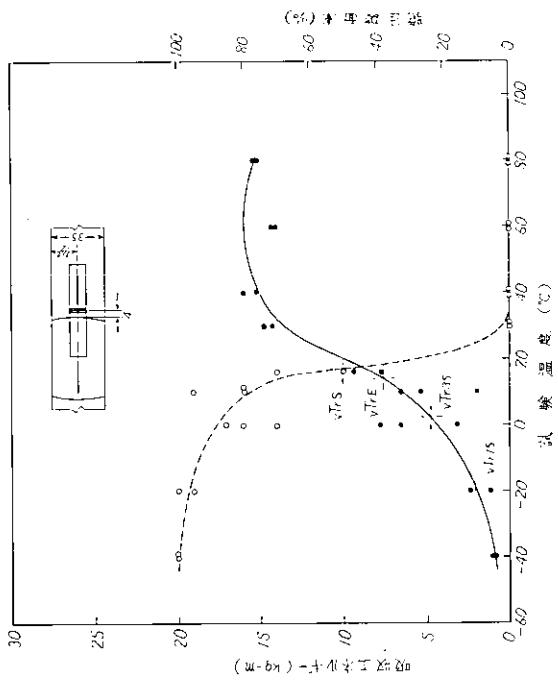


図4.3.7 V-Nノットシャルビー試験結果 (K DK鋼,
エレクトロスラグ溶接熱影響部 HAZ 4mm)

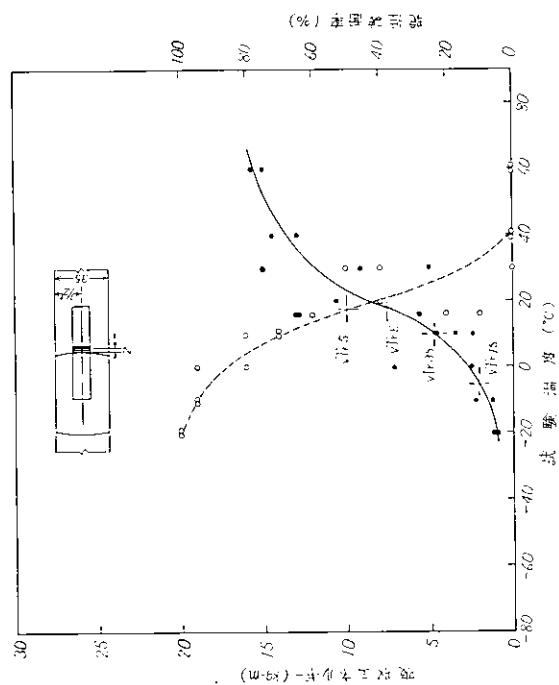


図4.3.6 V-Nノットシャルビー試験結果 (K DK鋼,
エレクトロスラグ溶接熱影響部 HAZ 2mm)

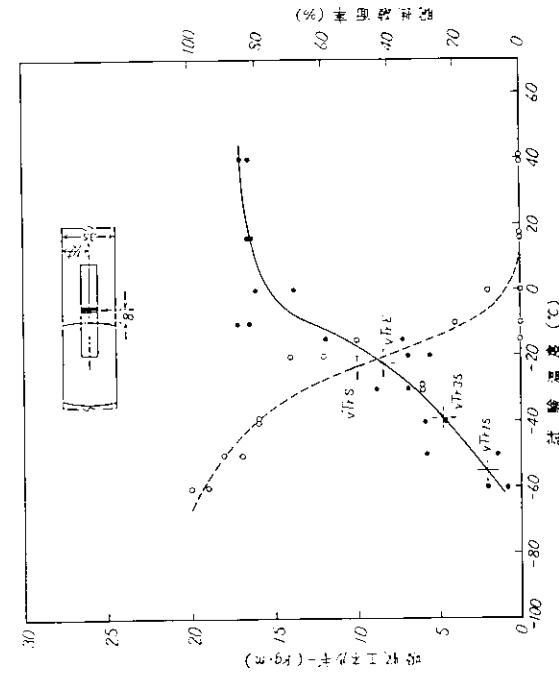


図4.3.8 V-Nノットシャルビー試験結果 (K DK鋼,
エレクトロスラグ溶接熱影響部 HAZ 8mm)

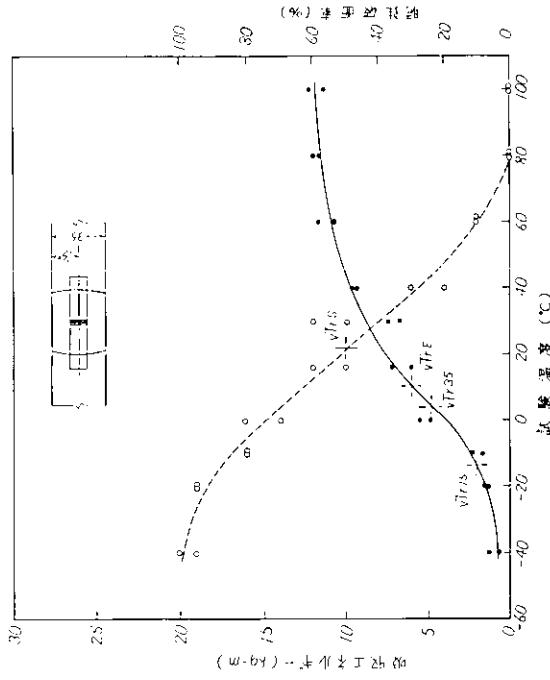


図4.3.9 V-Nノットシャルビー試験結果 (K DK鋼,
エレクトロガス溶接熱影響部 HAZ 10mm)

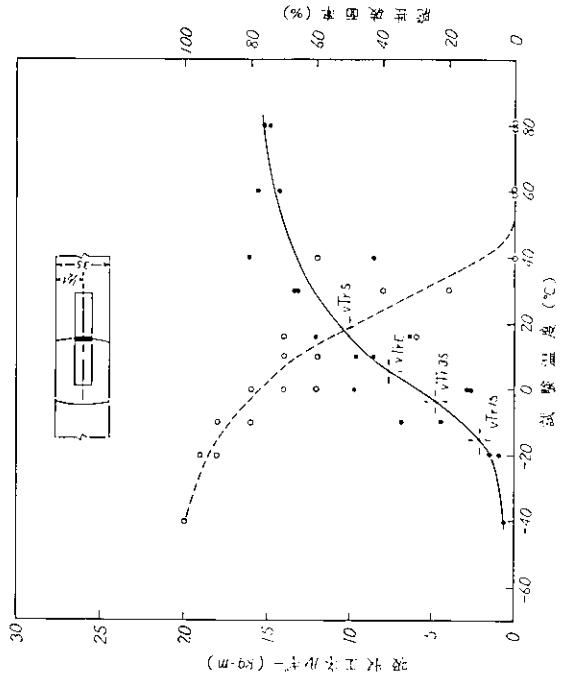


図4.3.10 V- nichrome リビー試験結果 (KDK鋼、
エレクトロガス浴接継手 HAZ 4mm)

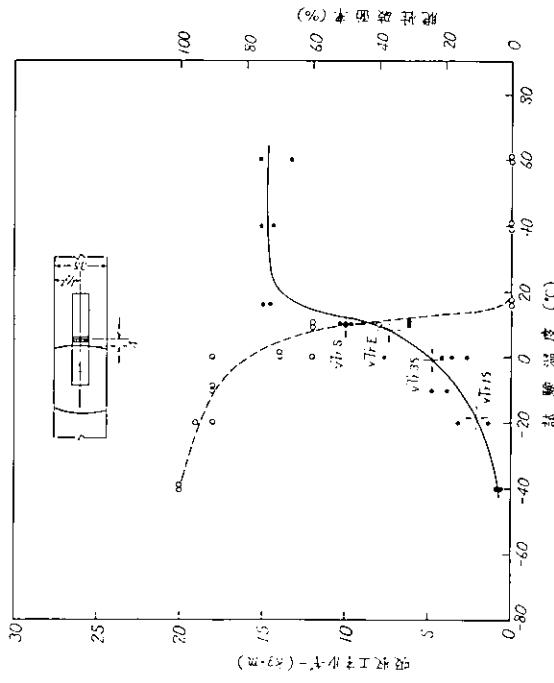


図4.3.12 V- nichrome リビー試験結果 (KDK鋼、
エレクトロガス浴接継手 HAZ 4mm)

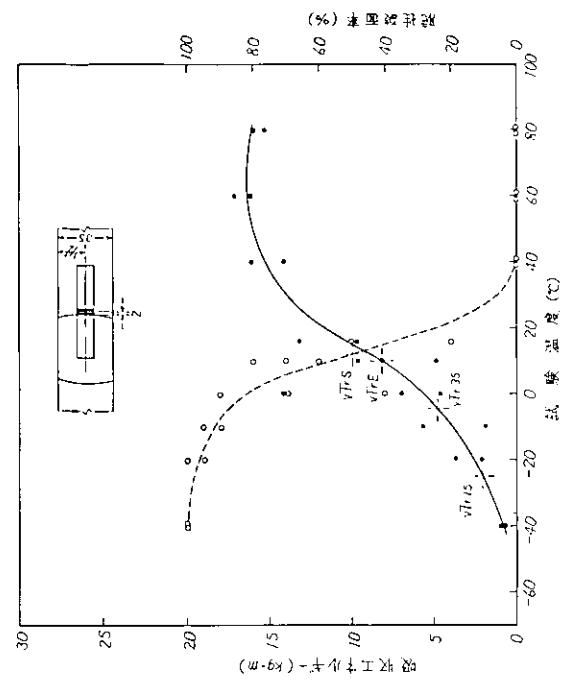


図4.3.11 V- nichrome リビー試験結果 (KDK鋼、
エレクトロガス浴接継手 HAZ 2mm)

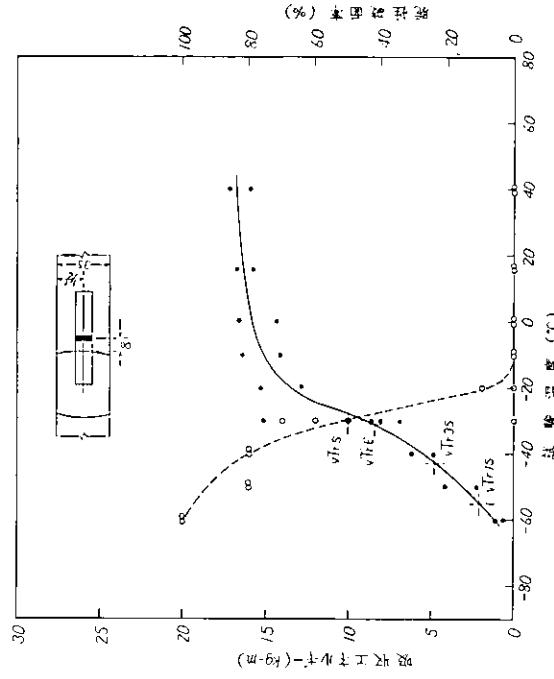


図4.3.13 V- nichrome リビー試験結果 (KDK鋼、
エレクトロガス浴接継手 HAZ 8mm)

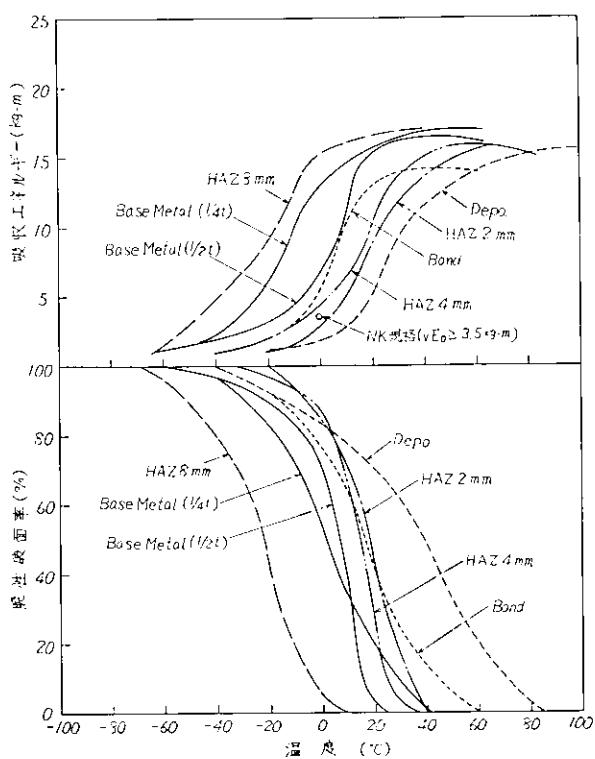


図4.3.14 エレクトロスラグ溶接継手の遷移温度曲線

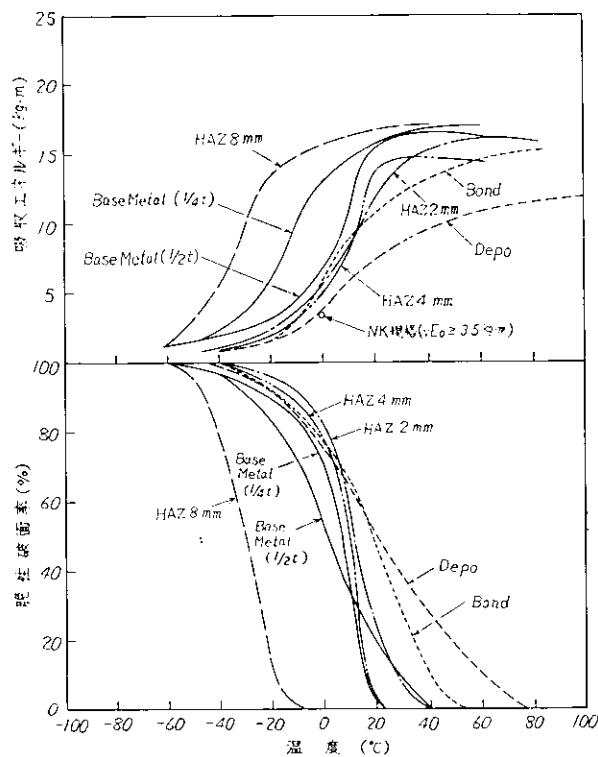


図4.3.15 エレクトロガス溶接継手の遷移温度曲線

表4.3.3 V-ノッチシャルピー試験結果（各種遷移温度
およびシェルフエネルギー値）

溶接法	ノッチ位置	遷移温度(°C)				シェルフエネルギー(kg·m)
		vTr15	vTr35	vTr5	vTrS	
母材(KDK)	1/4t	-40	-24	-14	+2	17.1
	1/2t	-37	-9	+5	+7	16.6
エレクトロスラグ溶接	溶接金属	-8	+15	+23	+40	15.8
	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
	ボンドより8mm	-55	-39	-22	-23	16.8
エレクトロガス溶接	溶接金属	-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
	ボンドより8mm	-55	-43	-31	-30	16.6

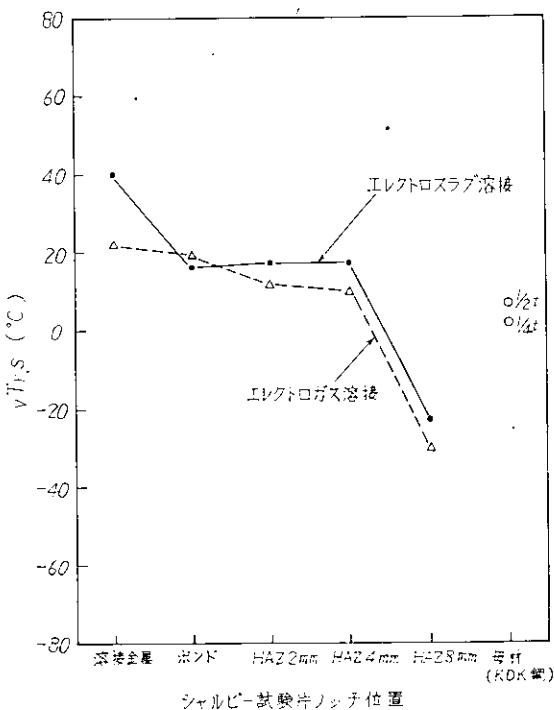


図4.3.16 遷移温度vTrSの比較

4.4 小形 COD 曲げ試験

4.4.1 目的

本研究委員会共通供試鋼板の母材および溶接継手部の韌性に関するデータを得るために、小形三点曲げ試験を実施し、供試鋼板の脆性破壊発生に対する特性値の一つである限界 COD (δ_c)を求める。

4.4.2 試験内容

(1) 供試鋼板、溶接継手および試験片

供試鋼板は板厚 3.5 mm の一般船体用軟鋼板・KDK 鋼 (B 材) であり、また、溶接継手はエレクトロスラグ溶接およびエレクトロガス溶接によるものである。

試験片は母材および各溶接継手の溶接金属とボンド部に対する 5 種類で、いずれも供試鋼板から母材の圧延方向に直角にノッチが位置するように採取し、機械切削によって製作した。試験片板厚は原厚のままとし、溶接継手部試験片では表裏面の溶接余盛を削除した。ノッチは板厚面に入れた機械加工ノッチで、長さは 3.5 mm、先端から 2 mm は幅 0.2 mm のソウカットである。なお、溶接継手部試験片は両端面をマクロエッチし溶接部形状を確認したのち、溶接金属試験片については溶接金属中心に、ボンド部試験片については板厚中心のボンドを通るようにノッチを入れた。試験片の形状と寸法を図 4.4.1 に示す。

(2) 試験方法

図 4.4.1 の試験片の三点曲げ破壊試験を +30 °C ~ -181 °C の温度で行った。試験に際してはノッチ上端部 (先端より 3.5 mm) の開口変位量と荷重の関係を計測した。

破壊試験は -78 °C まではドライアイスで所定の温度に冷却したエチルアルコール中に試験片を浸けた状態で行い、-78 °C 以下では試験片を液体窒素で十分冷却したのち液体窒素をとりのぞき、試験片温度が所定の温度に上昇していくのをまって行った。温度の測定は、ノッチ下部にバーカッシュ溶接した銅-コンスタンタン熱電対と自記熱電記録計を用いて行った。

開口変位量の計測には、リング型クリップゲージを用い、クリップゲージ変位 (V_g) と荷重の関係を X-Y レコーダーで連続的に記録し、破壊時の変位 (V_c) を求めた。

4.4.3 試験結果および考察

小形 COD 曲げ試験結果を表 4.4.1(1)~表 4.4.1(3) に示す。表で V_c の限界 COD (δ_c) への換算は次の関係を用いて行った。

① $\sigma_N / \sigma_Y \leq 1.5$ のとき

FEM による計算結果を最小二乗法で近似した次の (4.4.1) 式によった。

$$\frac{\delta}{\sigma_Y d} = 0.003916 + 0.01392 (\sigma_N / \sigma_Y)^2 - 0.05658 (\sigma_N / \sigma_Y)^3 + 0.04321 (\sigma_N / \sigma_Y)^4 \quad (4.4.1)$$

② $\sigma_N / \sigma_Y \geq 2.0$ のとき

$$\delta_c = \frac{V_c}{1 + C/r(d-c)} \quad (r = \frac{1}{3} \text{ とする}) \quad (4.4.2)$$

③ $1.5 < \sigma_N / \sigma_Y < 2.0$ のとき

①、②によって求まる値の平均値

ただし

δ : ノッチ先端の開口変位

δ_c : 限界 COD

V_c : 限界クリップゲージ変位

σ_N : 試験片実断面の Nominal Skin Stress

σ_Y : 降伏応力

c : ノッチ長さ

d : 試験片高さ(深さ)

r : Rotational Factor

計算には、4.2項の丸棒引張試験で求められた降伏応力を用いた。ただしボンド部に関しては母材の降伏応力を用いて計算した。

図4.4.2(1)～図4.4.2(5)に母材および各溶接継手部の δ_c と温度の関係をそれぞれ示す(○印)。図中の曲線は実験値を適宜考慮して δ_c の温度依存性を示したものである。なお、ボンド部に関しては実験値がかなりばらついているため、下限値を示す曲線を破線で記入した。同図には比較のため5.1項の中央切欠大形引張試験で求めた δ_c と温度の関係も併記した(◎印)。中央切欠大形引張試験の δ_c は次の(4.4.3)式および(4.4.4)式を用い大形引張試験の V_c から求めたものである。

$$\delta_c = V_c \frac{\delta(c)}{\delta(\text{---})} \quad (4.4.3)$$

$$\delta(y) = \int_{Y}^{\pi/2} \frac{\cos x}{\sqrt{1 - \sin^2 \alpha \sin^2 x}} \ln \left| \frac{\sin(x + \psi)}{\sin(x - \psi)} \right| dx \quad (4.4.4)$$

ここで

$$\sin Y = \sin(\pi y / 2B) / \sin \alpha$$

$$\sin \psi = \sin(\pi C / 2B) / \sin \alpha$$

$$\sin \alpha = \sin(\pi C / 2B) / \cos(\pi \sigma_g / 2 \sigma_Y)$$

x : 開口変位の計測位置の座標点(切欠中心を原点とする)

C : 切欠先端位置の座標点(切欠中心を原点とする)

B : 試験片の半幅

σ_g : グロス応力

σ_Y : 降伏応力

(破壊応力が試験片の全面降伏応力をこえた場合は全面降伏応力に達したときの $I(c)/I(x)$ の値を用いて計算した。)

なお、図4.4.2(2)では破壊時のグロス応力から(4.4.4)式を用いて求めた δ_c ($\delta(y=c)$ にあたる)をも参考のために記してある。また図4.4.2(5)のエレクトロガス溶接・ボンド部の切欠はボンドにそって入れたもので板厚方向に対して傾斜しているが、ここでは簡単のため(4.4.3)式、(4.4.4)式を用いて δ_c を求めた。

これまでのいくつかの研究によって、小形 COD 曲げ試験と大形引張試験の δ_c と温度の関係はほぼ一致することが示されている。本試験では、母材(図4.4.2(1))およびエレクトロガス溶接・溶接金剛(図4.4.2(4))についてはほぼ満足すべき程度に一致しているとみられるが、その他のものについては両者の間には、ばらつき以上の差があるよう

みられる。すなわち、相対的に低応力破壊温度域では大形引張試験の δ_c は小形 COD 曲げ試験の δ_c に比べ小さく、高応力破壊温度域ではこの逆となる傾向がみられる。この傾向は両者の一致度が比較的良好とみなすことのできるものにも、また S R 1 4 7 部会の研究結果でもみられるものであり、今後検討すべき問題であろう。

ボンド部の試験結果にかなりのばらつきがあるが、これは図 4. 4. 1 にみるように、ボンド部試験片のノッチが母材、ボンド、熱影響部および溶接金属の各部分にまたがってはいっていることが、その一因と考えれる。小形 COD 曲げ試験によって実験的に得られたボンド部近傍の脆化度の評価という意味合いで、ここでは実験点の下限線として破線を引いた。ボンド部試験結果に対する評価法を今後検討する必要があろう。

図 4. 4. 3 に図 4. 4. 2(1)～(5)をもとに母材および各溶接継手部の δ_c と温度の関係をまとめて示す。

溶接部の δ_c の温度依存性曲線は母材のそれより高温側にあり、母材に比べ溶接部の韌性が低下していることが認められる。

4. 4. 4 まとめ

KDK 鋼の母材およびエレクトロスラグ溶接、エレクトロガス溶接継手部の小形 COD 曲げ試験を行いつぎのことがわかった。

溶接部の限界 COD (δ_c) の温度依存性曲線は母材の δ_c の温度依存性曲線より高温側にあり、母材に比べ両溶接とも溶接継手部の韌性は低下している。たとえば、 $\delta_c = 0.30$ (この材料の COD 試験における延性クラック発生点の COD (δ_i) に近い値) に対する温度は、母材に比べ溶接部は約 70 ℃ 高温側にある。また $\delta_c = 0.05$ ($\sigma = 15 \text{ Kg/mm}^2$ 、 $c = 40 \text{ mm}$ の条件設定で、DM モデルから求めた値) に対しては、エレクトロスラグ溶接・ボンド部は約 20 ℃、他の溶接部は約 50 ℃ 高温側である。

4. 5 中央切欠（板厚貫通）大形引張試験

4. 5. 1. 目的

本研究部会の昭和 49 年度研究共通供試材 KDK 鋼 (A 材、B 材) およびそれらの溶接継手について、中央切欠つきの大形引張試験片を用いて引張破壊試験を行ない、母材、溶接ボンド部および溶接金属の脆性破壊発生特性を把握することを目的とした。

4. 5. 2. 試験内容

(1) 試験片形状

中央切欠大形引張試験片の形状と寸法を図 4. 5. 1 に示す。試験片は母材、溶接継手とともに母材の圧延方向と引張方向が一致するように採取した。

試験片の切欠きは板厚貫通の機械加工切欠きで、供試鋼板と溶接方法との組合せについて、それぞれ母材、溶接金属中央およびボンド部の 3 種類とした。試験片幅 (2B) 400 mm に対し切欠き長さ (2C) は、エレクトロガス溶接継手については 240 mm、エレクトロスラグ溶接継手については 160 mm であり、切欠きの先端より 3 mm は 0.2 mm 幅のソウカットノッチを加工した。ボンド部に切欠きを入れた試験片については、切欠き先端位置の正確を期するため、先端より 15 mm の位置を長軸端とする幅 10 mm の長円孔を設け、内部をエッティングし板厚の中央部におけるボンドの位置を確めて、この位置に加工した。またエレクトロガス溶接継手については、ボンド部に沿って切欠き加工を施したため、切欠き面は引張方向に対して必ずしも直角ではない。

(2) 試験方法

試験片の両端を引張治具に溶接取付けして引張試験機に装着し、引張破壊試験を行なった。試験に際しては、試験片の両面に接着した冷却槽により試験片を所定の温度に冷却した後引張荷重を加え、試験中の荷重変化および切欠きの開口変位量(Crack Opening Displacement)の計測を行なった。

開口変位量の計測にはクリップゲージを用い、切欠先端から7~8mmの位置の変位(V_g)と荷重との対応を計測し、破壊時の変位(V_c)などを求めた。また試験温度は試験片につけた熱電対により測定した。

4.5.3 試験結果および考察

表4.5.1および表4.5.2にKDK鋼板母材とエレクトロガス溶接継手、エレクトロスラグ溶接継手に関する試験結果を示す。

ここで破壊靱性値 K_c は次の(4.5.1)式で計算した値である。

$$K_c = \sigma_n \left(1 - \frac{C}{B} \right) \sqrt{\pi C} \cdot f\left(\frac{C}{B}\right) \quad (4.5.1)$$

ただし

$$f\left(\frac{C}{B}\right) = \sqrt{\frac{2B}{\pi C} \cdot \tan \frac{\pi C}{2B}}$$

$2B$ ：試験片幅

$2C$ ：切欠長さ

$$\sigma_n : \text{破壊時の断面平均応力(net 応力)} : \frac{P}{2(B-C)t} \cdot \cos^2 \theta$$

θ ：切欠面と板厚方向とのなす角度

t ：試験片板厚

エレクトロガス溶接継手のボンド部については、切欠面が引張方向と必ずしも直角になっていないため、角度補正に際し K_{III} モードを考慮して

$$\sigma_n = \frac{P}{2(B-C)t} \cdot \sqrt{\cos^4 \theta + (1+\nu) \cos^2 \theta \cdot \sin^2 \theta} \quad (4.5.2)$$

を用いて(4.5.1)式によって K_c 値を計算した。

(4.5.1)式は破壊応力が全面降伏応力に近い場合、あるいはそれ以上になる場合には適用が困難であるが、これらの場合にも形式的に(4.5.1)式を適用して表4.5.1および表4.5.2中に示した。なお破壊応力が全面降伏応力以上となつたものについては*印で示した。

また切欠先端位置での限界COD値(ノッチティップCOD, δ_c)については以下に示す(4.5.3)式を用い、CODの計測値 V_c 値を換算したものをお示している。

$$\delta_c = V_{gc} \cdot \frac{I(C)}{I(x)} \quad (4.5.3)$$

$$I(y) = \frac{\pi/2}{Y} \frac{\cos x}{\sqrt{1 - \sin^2 \alpha \cdot \sin^2}} \ln \left| \frac{\sin(x + \psi)}{\sin(x - \psi)} \right| dx$$

$$\text{ただし } \sin Y = \sin(\pi y/2B)/\sin \alpha$$

$$\sin \psi = \sin(\pi C/2B)/\sin \alpha$$

$$\sin \alpha = \sin(\pi C/2B) / \cos(\pi \sigma_g/2 \sigma_y)$$

C : 限界 COD の計測位置の座標点(切欠中心を原点とする)

C : 切欠先端位置の座標点(切欠中心を原点とする)

B : 板の半幅

σ_g : Gross 応力

σ_y : 降伏応力

δ_c の計算には図 4.2 項の丸棒試験片において求められた降伏点の値を用いた。ボンド部切欠試験については母材の降伏点の値を用いて計算した。また、全面降伏応力をこえた応力に対応する場合については、全面降伏応力に達したときの $I(c)/I(x)$ の値を用いて計算した。

図 4.5.2 および図 4.5.3 には、ネット断面破壊応力と温度との関係を示した。図中の曲線は 4.4 項の小形 COD 曲げ試験の結果から破壊応力を推定して求めたものである。ボンド切欠試験片では多段の破壊を生じたものがある。図中には 1 次破壊 (POP - IN) に対応する応力値と最終破壊に対応する応力値を矢印で結んで示した。ただし、1 次亀裂の停止したときの亀裂長さが明瞭に判定できないものについては、最終破壊応力を初期ネット断面積について求めた値を表示した。

図 4.5.4 および図 4.5.5 には破壊発生応力に対する限界開口変位量(ノッチティップ COD) δ_c を示した。多段の破壊を生じた試験片については、検知された 1 次破壊発生時の値を記載した。実験一換算値と温度との関係については相当のばらつきがあるが比較の便をはかるため、図中に平均的曲線を記入した。

図 4.5.6 および図 4.5.7 には、KDK 鋼板のエレクトロガス溶接継手およびエレクトロスラグ溶接継手について、脆性破壊の発生に関する破壊韌性値 K_c を図示した。

図 4.5.2、図 4.5.3 および図 4.5.6、図 4.5.7 にみられるように、破壊発生応力あるいは破壊韌性値は、溶接金属およびボンド部はほとんど同じような値を示しており、-20°C 以下で降伏点以下の破壊応力となっている。しかしながら図 4.5.5 の限界開口変位 δ_c ~ 温度曲線によれば、多少ボンド部のほうが韌性が高くなっているようである。

4.5.4 まとめ

供試の KDK 鋼板の大入熱溶接継手部の脆性破壊発生特性は、溶接金属および溶接ボンド部については同様な特性を示し、大入熱により材質が劣化する傾向にあるが、本実験では降伏点以下で破壊が発生するのは -20°C 以下の低温域であった。

表 4.5.1 中央切欠大形引張試験結果 (KDK母材、エレクトロガス溶接継手)

切欠部	試験温度 T (°C)	破断荷重 P (ton)	Net stress σ_n (kg/mm²)	Gross stress σ_g (kg/mm²)	K_c^* $\frac{kg\sqrt{mm}}{mm^2}$	クリップゲージ変位		限界 C O D	
						大 (mm)	小 (mm)	大 (mm)	小 (mm)
母材 (KDK) 35 mm	-78	200	35.7	14.3	335	0.37	0.31	0.29	0.24
	-97	228	40.7	16.3	382	0.34	0.34	0.26	0.26
	-100	238	42.5	17.0	399	0.40	0.25	0.31	0.19
	-102	243	43.4	17.4	408	0.52	0.46	0.40	0.36
		(46)	(8.2)	(3.3)	(77)	(0.12)	(0.11)	(0.073)	(0.064)
	-120	68	12.1	4.8	114	0.34	0.29	0.26	0.22
	-120	110	19.6	7.9	184	0.13	0.13	0.082	0.082
		(40)	(7.3)	(2.9)	(69)	(0.06)	(0.05)	(0.025)	(0.019)
溶接金属	-140	49	8.8	3.5	82	0.16	0.11	0.10	0.063
		(41)	(7.3)	(2.9)	(69)	(0.05)	(0.05)	(0.019)	(0.019)
	-141	62	11.1	4.4	104	0.07	0.10	0.055	0.033
		(172)	(28.7)	(12.3)	(269)	(0.49)	(0.42)	(0.38)	(0.32)
	-2	200	35.4	14.3	314	>1.2	>1.2	>0.93	>0.93
	-20	176	29.3	12.6	275	0.40	0.38	0.31	0.29
		(90)	(15.0)	(6.4)	(141)	(0.10)	(0.09)	(0.057)	(0.049)
	-42	117	19.5	8.3	183	0.37	0.16	0.29	0.11
ボンド部	-62	135	22.5	9.6	211	0.18	0.18	0.12	0.12
	-73	92	15.3	6.6	144	0.11	0.11	0.063	0.063
	-82	115	19.2	18.2	180	0.13	0.12	0.077	0.070
	0	245	[42.9]	17.5	[403]	398			
	-21	226	[40.4]	16.1	[379]	354			
	-40	(130)	(22.4) [22.8]	(9.3)	[214] 276	210 214 276	(0.21) (0.15)	(0.16)	(0.11)
		171	29.4 [29.9]	12.2	[281]	0.41	0.33	0.32	0.25
	-62	(106)	(16.7) 25.5 [27.6]	(7.6)	[170] 240 [259]	156 170 240 259	(0.11) (0.10)	(0.01)	(0.01)
	-83	(75)	(11.8) 12.8 [14.5]	(5.4)	[126] 118 [136]	111 126 118 136	(0.09) (0.08)	(0.051)	(0.043)
		81	5.6 [5.8]	5.8	[112]	0.10	0.08	0.059	0.043
	-103	(33)	11.6 [11.9]	(2.4)	[54] 109	53 109	(0.03) (0.02)	(0.069)	(0.060)
		68	4.8			0.07	0.06	0.20	0.19

$$1) K_c = \sigma_n (1 - \frac{C}{B}) \sqrt{\pi C} \cdot \sqrt{\frac{2}{\pi r} \cdot \tan \frac{\pi r}{2}} \quad r = \text{切欠長 (2C)} / \text{試験片幅 (2B)}$$

2) () 値は亀裂発生時の値

$$3) [] 値は角度補正に際し K III モードも考慮したもの \quad \sigma_n = \frac{P}{2(B-C)t} \cdot \sqrt{\cos^4 \theta + (1-\nu) \cos^2 \theta \cdot \sin^2 \theta}$$

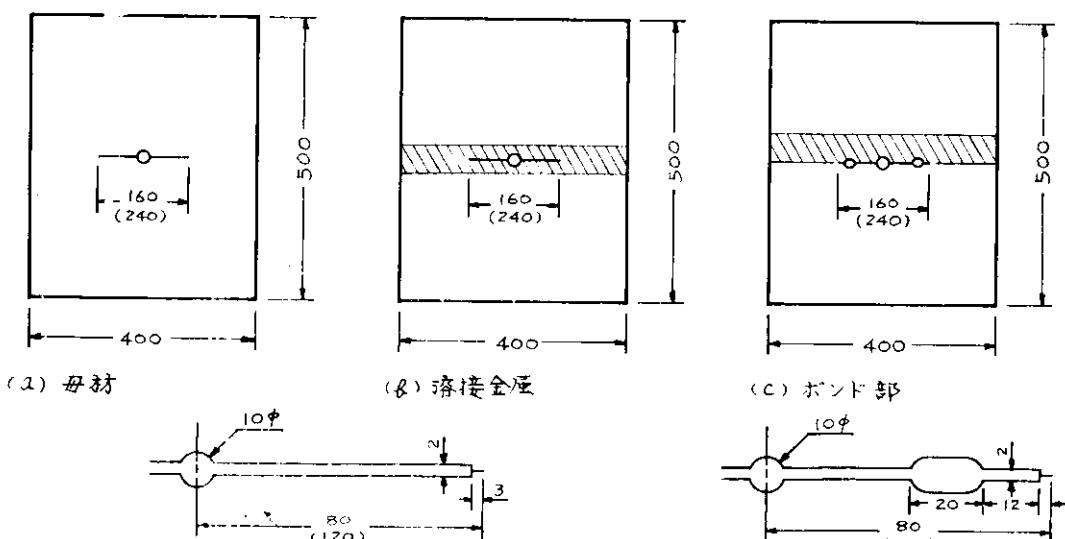
表 4.5.2 中央切欠大形引張試験結果 (KDK鋼エレクトロスラグ溶接継手)

切欠部	試験温度 T (℃)	破断荷重 P (ton)	Net stress σ_n (kg/mm²)	Gross Stress σ_g (kg/mm²)	K_c $\frac{kg/\sqrt{mm}}{mm^2}$	クリップゲージ変位		限界 C O D	
						大 (mm)	小 (mm)	大 (mm)	小 (mm)
溶接金属	+20	340	40.5	24.3	414	5.929	5.400	4.848	4.416
	+2	317	37.7	22.6	385	2.796	2.480	2.286	2.028
	-21	238	28.3	17.0	290	0.168	0.122	0.124	0.082
	-42	221	26.3	15.8	269	0.182	0.146	0.125	0.093
	-60	168	20.0	12.0	205	0.082	0.053	0.047	0.023
	-73	64	7.6	4.6	78	0.026	0.021	0.007	0.005
	-98	98	11.7	7.0	119	0.021	0.013	0.007	0.002
ボンド部	-3	331	39.4	23.6	402	2.123	1.617	1.736	1.322
	-20	358	42.6	25.6	436	1.816	1.707	1.485	1.395
	-42	363	43.2	25.9	441	2.371	1.877	1.939	1.535
	-60	332	39.5	23.7	404	0.712	0.594	0.582	0.485
	-74	(90) 367	(10.7) 43.7	(6.4) 26.2	(109) 447	0.482	0.420	0.394	0.343
	-82	136	16.2	9.7	165	0.061	0.042	0.034	0.019
	-100	96	11.4	6.8	116	0.033	0.027	0.013	0.009
	-124	(70) 78	(8.3) 9.3	(5.0) 5.6	(85) 95	0.016	0.011	0.004	0.002

$$1) K_c = \sigma_g \sqrt{\pi C} \cdot \sqrt{\frac{2}{\pi r} \tan \frac{\pi r}{2}}$$

r = 切欠長 (2C) / 試験片幅 (2B)

2) () 値は一次破壊



() 値はエレクトロガス溶接継手に対するもの

図 4.5.1 中央切欠大形引張試験片形状寸法

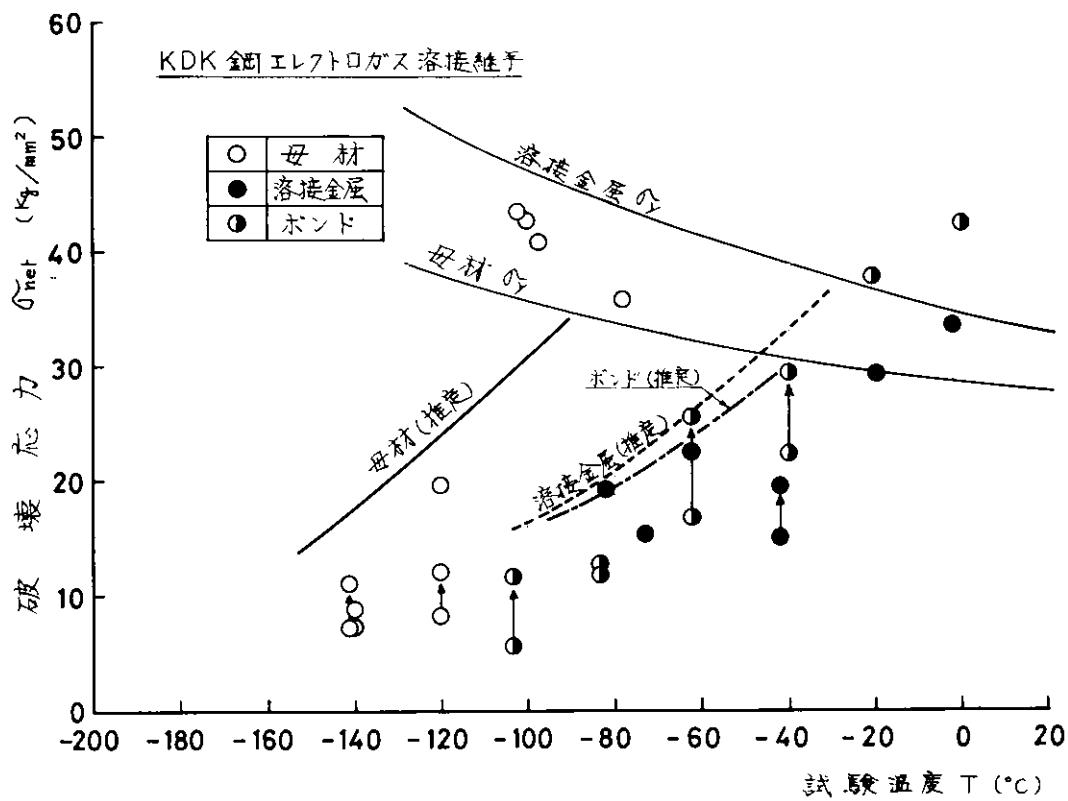


図 4.5.2 中央切欠大形引張試験結果
(KDK 鋼 エレクトロガス溶接継手)

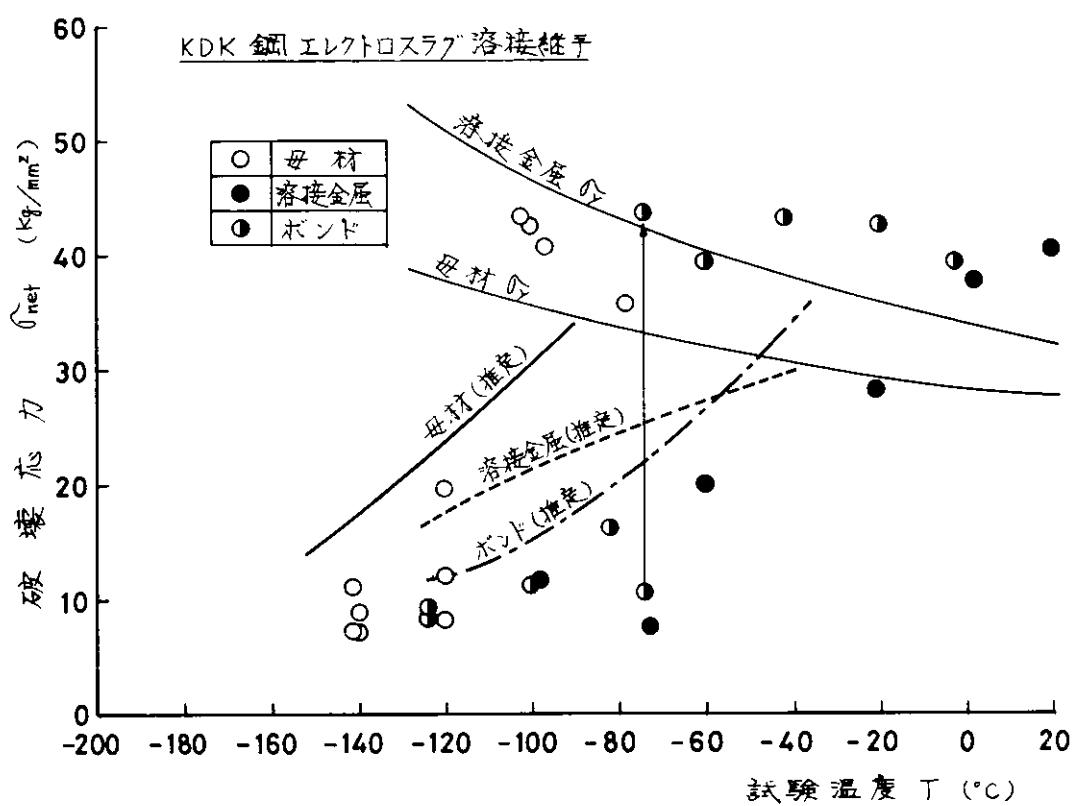
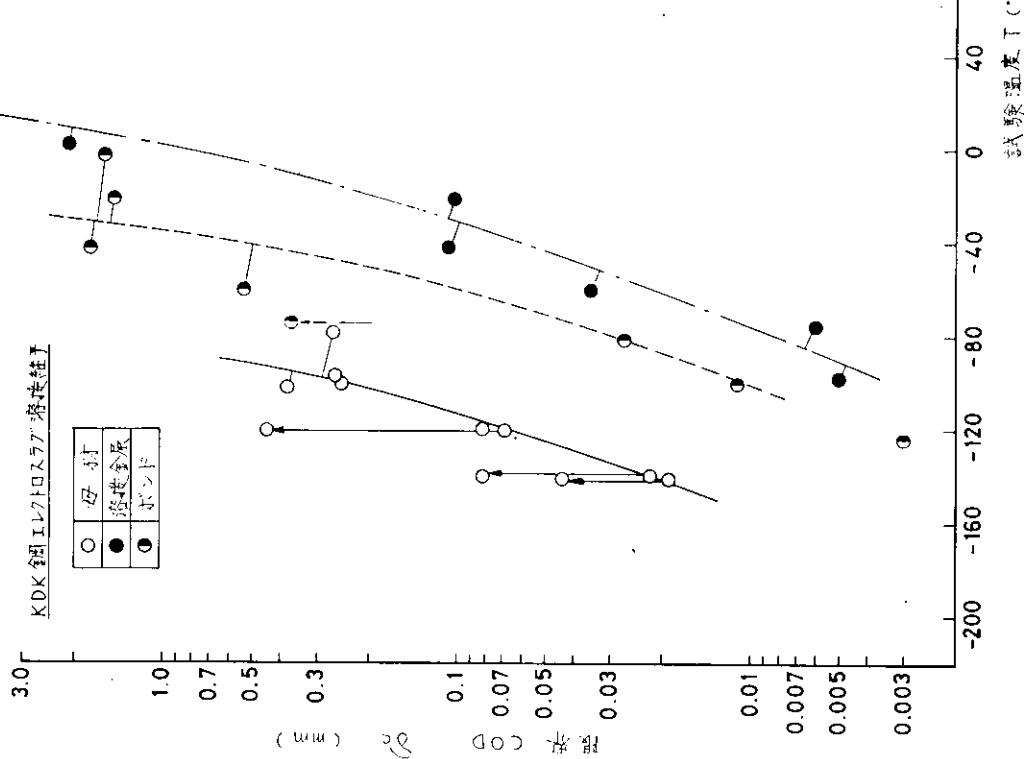
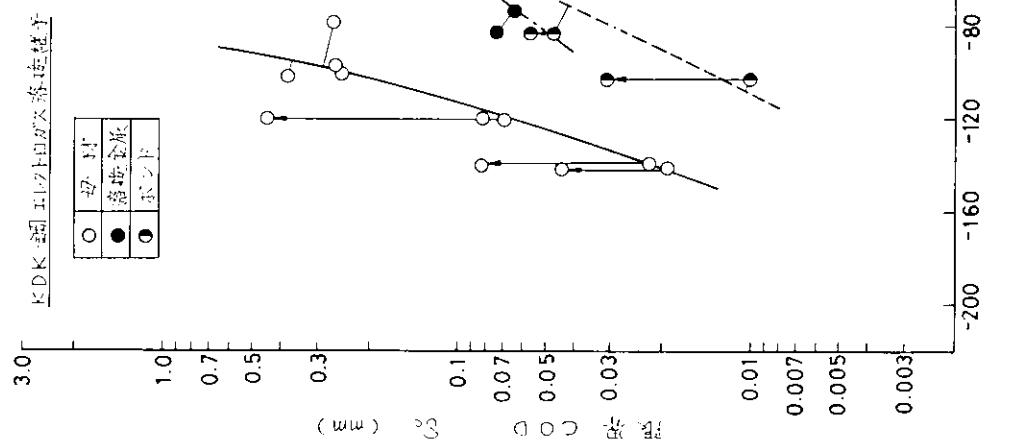


図 4.5.3 中央切欠大形引張試験結果
(KDK 鋼 エレクトロスラグ溶接継手)



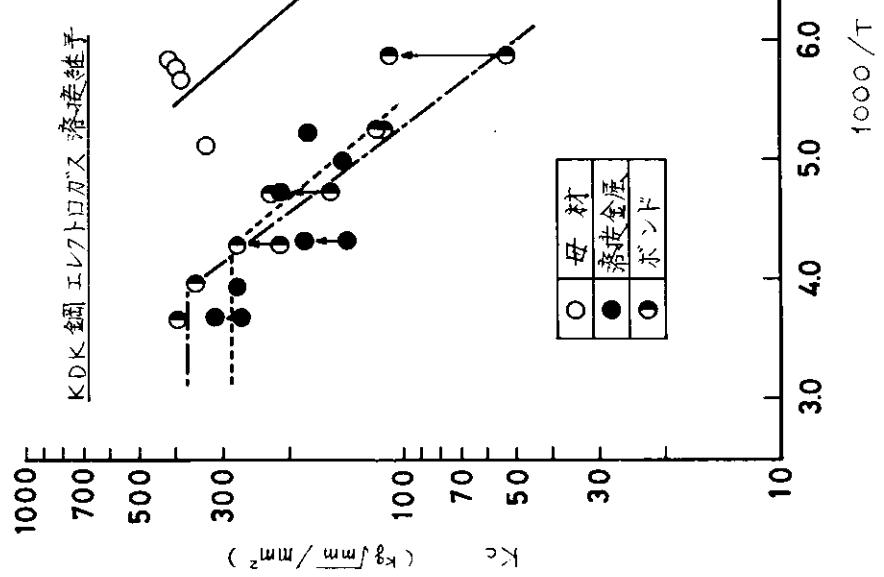


図 4.5.6 中央切欠大形引張試験結果
(エレクトロガス密接接頭, KC 値と $1/\tau$ の関係)

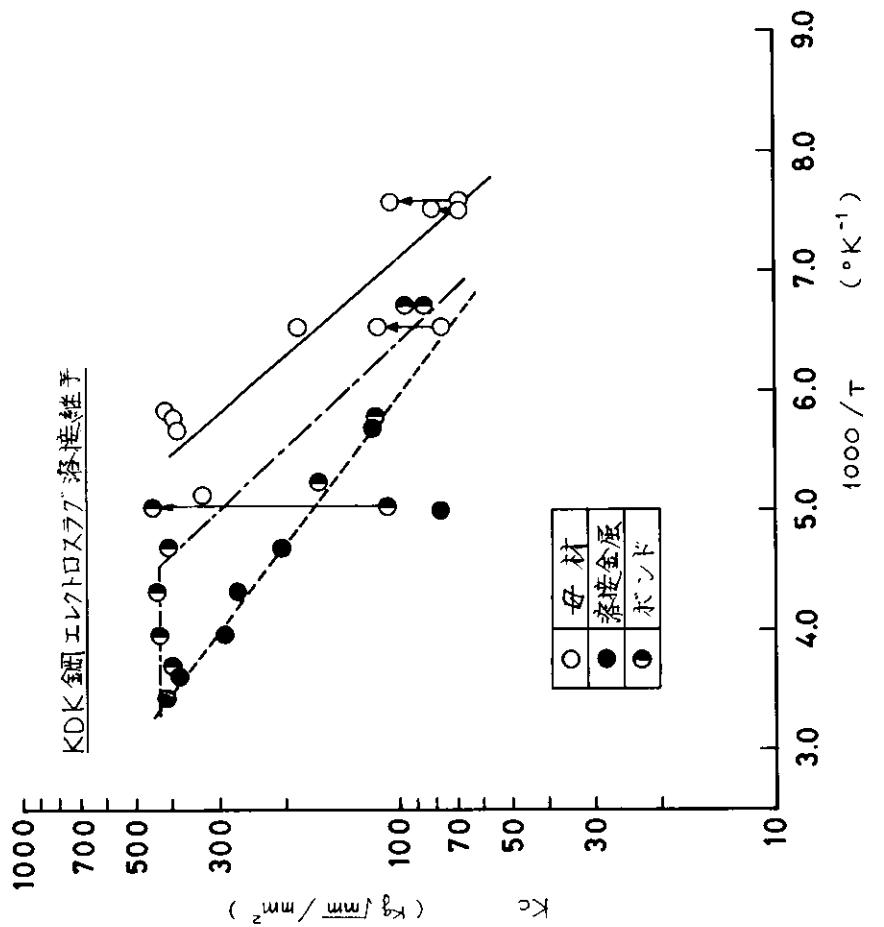


図 4.5.7 中央切欠大形引張試験結果
(エレクトロスラグ密接接頭, KC 値と $1/\tau$ の関係)

5. 疲労特性に関する研究

5.1 繰手疲労試験

〈記号〉

S_R : 実断面公称応力範囲	K_t : 弾性応力集中係数
σ_R : 真応力範囲	K_f : 疲労強度減少係数
N_c : 肉眼亀裂発生寿命	E : ヤング係数
ϵ_{ta} : 全歪振幅	n, m : ヒステリシスループの加工硬化定数
ϵ_{pa} : 性歪振幅	M : $K_t - K_f$ 関係を表わすパラメータ
ϵ_{ea} : 弹性歪振幅	

5.1.1 目的

溶接構造物には余盛止端、アンダーカット、溶接欠陥などの切欠が存在しがちであるから、疲労設計に際してはこれらの切欠による疲労強度の減少係数を把握しておく必要がある。さらに、試験機の容量による制約からたとえば厚板材の突合せ溶接継手の疲労試験を実施し得ない場合などには、別途求めておいた形状係数(K_t)対疲労強度減少係数(K_f)線図によって厚板材継手の疲労強度を推定せざるを得ない。以上の見地から、まず継手ボンド部の $K_t - K_f$ 曲線を求ることを目的として本研究を実施した。

5.1.2 試験内容

(1) 試験片

一般船体用軟鋼板(KDK-B、板厚3.5mm)を供試材とし、そのエレクトロガス溶接継手から切欠付平板試験片および砂時計型試験片を採取した。ミルシートによる母材の化学成分および機械的性質は表3.1に示してある。溶接継手を得るためにまず供試材から幅50.0mm(ロール方向)、長さ2,500mmの板4枚をガス切断し、次いで各板の長手縁に表3.2に示す開先を加工した後、同表に示した条件で長手縁のエレクトロガス溶接を行ない2枚の溶接継手を得た。

平板試験片は図5.1.1(a)に示すような片側切欠のピン荷重形式のもので、試験片の加工に当っては同図(b)に示すように切欠中心が継手ボンド部に位置するよう努めた。開先面が板厚に対し直角ではなかったために板厚全域にわたってボンド部を切欠中心に位置し得たわけではないが、切欠の加工に先立って試験部表面をマクロエッティングした際に板厚に対するボンド部の傾斜が比較的小さいものを鋭切欠試験片に供し、一方傾斜の大きいものは鈍切欠試験片に用いるようにし、同時に切欠底の板厚中心部近傍にボンド部が位置するよう注意を払った。加工終了後疲労亀裂発生位置の確認のため再び試験部の表面エッティングを行ったが、その結果本試験片はボンド部試験片と見做し得るものであった。またこれらの試験片形状に関する形状係数はNeuberの方法¹⁾に従ってそれぞれ $K_t = 2.1, 4.3, 8.9$ と得られたが、鈍切欠および中間切欠の試験片の切欠底にゲージ長さ0.3mmの歪ゲージを貼付し形状係数を求めたところそれぞれ2.4、4.3となった。鈍切欠試験片の形状係数の計算値と実験値は約10%の差があったが、ここでは一応実験から求めた形状係数を用いることにし、実測できなかつた鋭切欠試験片については計算値を用いることにする。この問題に関してはさらに検討する必要があろう。

この外に母材および継手部砂時計型試験片(図5.1.2)も用いた。継手部試験片(図5.1.2(b))についてはボンド部を最小断面部に位置させるため、平板試験片の場合と同様加工の際に表面エッティングを行ない試験部位置を決定し

た。なお試験片の長軸はいずれもロール方向に一致するように製作し、また疲労試験に先立って荷重軸と直交する研削痕を除去するため#400のエメリー紙で試験部を軸方向に研磨した。表5.1.1に砂時計型試験片による静引張特性を示したが、継手試験片では顕著な降伏現象を示さなかったので継手試験片の降伏応力としては0.2%耐力をとした。

(2) 試験方法

継手部の切欠疲労強度を得るために平板試験片については、下限応力を一定($S_{min} = 2 \text{ kg/mm}^2$)とし上限応力を荷重因子とする荷重制御高サイクル疲労試験を行なった。疲労試験中10倍のループを用いて適宜切欠部の観察を行ない、疲労亀裂の発見に努めた。疲労亀裂発生寿命に関する亀裂寸法の定義に関する定説はないが、本研究では一応長さ0.2~0.5mmの亀裂が板表面部に生ずるまでの荷重繰返し数を肉眼亀裂発生寿命 N_c と定義した。負荷応力の高い鈍切欠試験片においては亀裂発見時にすでに N_c と規定した長さ以上に亀裂が進展してしまっていた試験片もあったが、このような応力条件での亀裂伝播速度は速く、その間の荷重繰返し数が N_c に及ぼす影響は小さいと見做しこれを無視した。発生した亀裂が数mmに達した段階で疲労試験を中断し、亀裂がどの材質に発生したかを調べるために表面エッティングを行なった。またいくつかの鈍および中間切欠試験片について、切欠底に貼付したゲージ長さ0.3mmの歪ゲージにより切欠底の局部歪の繰返し挙動を直接計測した。なお、本試験片はピン荷重形式であるので、試験片連結治具を用いることによって同一応力レベルで切欠形状の異なる2つの試験片を同時に試験することができた。

母材およびボンド部砂時計型試験片については、両材質試験片の疲労強度の比較および繰返し応力一歪挙動を知るために完全両振りの径歪制御低サイクル疲労試験を実施した。そして試験中に適宜記録したヒステリシスループにおける加工硬化定数を求めた。

高サイクル疲労試験には動的容量20トンのローゼンハウゼン型万能疲労試験機を用い、繰返し速度は330および500cpmで行なった。一方低サイクル疲労試験は容量6トンの油圧サーボ方式の低サイクル疲労試験機を用い、1~20cpmの繰返し速度で行なった。この際試験片の直径変化はDTFを変換器とするレバー型の検出器によって検出した。

5.1.3 試験結果および考察

(1) 切欠平板試験片

切欠平板試験片による疲労試験結果を図5.1.3に示す。縦軸は実断面公称応力範囲 S_R (荷重範囲/実断面積)、横軸は肉眼亀裂発生寿命 N_c である。なお図中左向きの矢印を付けた点は N_c を把握できずに破断してしまった試験片であり破断寿命に対してプロットしたものである。また右向きの矢印を付けた点はそれまでの荷重繰返し数においても亀裂が発生しなかった試験片である。一般に溶接継手試験片では母材試験片に比べ疲労データのはらつきが大きいことが知られているが、本結果においてもデータのはらつきは大きかった。はらつきが大きかった原因の一つとしてははらついた試験片における亀裂の発生位置が試験片ごとに異なっていることが考えられたので、エッティングにより亀裂発生位置の確認を行なったが、同一形状試験片における亀裂発生位置に大きな違いは見られなかった。しかしながら各試験片形状ごとに亀裂発生位置に傾向が認められ、 $K_t = 2.4$ の鈍切欠試験片においては主亀裂は全てボンド部から2~5mm母材側に入った位置すなわちHAZに発生しており、一方 $K_t = 8.9$ の鋭切欠試験片ではボンド部に沿って亀裂が発生していた。また $K_t = 4.3$ の切欠試験片においては、数分の1mm程度母材側に入った位置に亀裂が発生していると思われるものもあったが、大部分は $K_t = 8.9$ と同様にほぼボンド部に沿って発生していた。図5.1.4は $K_t = 4.3$ の試験片($S_R = 2.0.0 \text{ kg/mm}^2$ 、 $N_c = 2.65 \times 10^4$ 、 $N = 6.29 \times 10^4$)における亀裂進展状

況の1例を示したものであるが、ほぼWMとHAZの境界に沿って亀裂が発生および進展していることが明らかである。なお $K_t = 4.3$ と 8.9 の試験片において、亀裂の発生位置はほぼボンド部に沿っているがその後亀裂が母材側へ曲して進展していると見られる試験片もあった。いずれにせよ溶接金属における亀裂の発生あるいは進展は1例も認められなかつたが、この挙動は継手部の硬度分布測定結果（第4.1章）に対応していると見れる。図4.1.2のピッカス硬さ試験結果によるとWMの硬さはHAZのそれよりも高く、したがって溶接金属の高サイクル疲労強度は熱影響部よりも高いことが推察される。一方ボンド部はこれら両者の遷移部であり、切欠が鋭く亀裂発生位置の拘束度が大きい場合はボンド部に亀裂が発生することになるが、切欠が鈍い場合には硬さの低い、したがって高サイクル疲労強度が低いと思われる熱影響部に亀裂が発生したものと推察される。

上述の意味で鈍切欠試験片 ($K_t = 2.4$) のデータと他のものとは試験部の材料特性が異なるグループとして処理すべきかも知れないが、一応この効果を無視して同一系列のデータとして扱うと、図5.1.3から明らかなようにS-N線図（実線）の勾配は K_t の増加に伴って増加している。この傾向は一般に認められるものであるが、寿命の増加に伴って疲労強度減少係数 K_f が増加することを意味する。またSM41C母材の結果²⁾（一点鎖線）と比較すると形状係数が大きいときに両者の差は顕著であり、本試験片の切欠角度はSM41C母材よりも高いことが推察され、この傾向はSM41Cの母材に対して溶接金属および熱影響部で得られた傾向と定性的に一致する。

(2) 砂時計型試験片

砂時計型試験片による歪制御低サイクル疲労試験結果を図5.1.5に示す。砂時計型試験片による静引張特性が本供試材に類似のSM41B ($\sigma_y = 29.5 \text{ Kg/mm}^2$, $\sigma_u = 48.1 \text{ Kg/mm}^2$, $\epsilon_f = 0.99$) の結果³⁾と比較すると、全歪振幅が同一の場合本試験データは若干長寿命側にある。また母材と継手試験片の疲労強度を比較すると継手試験片の方が短寿命となる傾向を示したが、その差はわずかである。図5.1.6はそれぞれ $\epsilon_{ta} = 0.030$, 0.011 および 0.007 の母材および継手試験片における応力の繰返し挙動を比べたものであるが、いずれの場合も両者ともに繰返し開始後の数サイクルで著しい繰返し硬化挙動を示すが、この挙動は10サイクルまでにはほぼ安定する。その後母材試験片においては、繰返しに伴って応力振幅は漸増する傾向があり、一方継手試験片では歪レベルによって挙動が異なる。すなわち歪振幅が大きい場合（図5.1.6(a)）では母材試験片と同様に繰返しに伴って応力振幅は漸増するが、中間歪振幅（図5.1.6(b)）ではほとんど変化せずほぼ一定値を保ち、さらに低歪振幅（図5.1.6(c)）では応力振幅は漸減し繰返し軟化挙動を呈した。なお継手部試験片については、平板試験片の場合と同様に、表面亀裂が顕著な寸法となった段階で試験を中断し表面エッチングを行なった。塑性変形が著しくまた微視亀裂が多数存在するためか平板試験片におけるほどにはボンド部を確認できなかったが、ある境界線を境に一方では塑性変形による荒れが顕著であり、微視亀裂も多数存在しているのに対しもう一方では顕著ではなかった。そしてこの境界線はほぼボンド部に対応しているようであり、また塑性変形の著しい側の材質は平板試験片での結果から類推するとHAZであろうと思われる。主亀裂と見られるものは一部はボンド部に沿い、一部はHAZにあり、少くとも1つの主亀裂がHAZとWMの両材質にわたっているような状態は認められなかった。

さて、疲労試験中適宜ヒステリシスループを記録したが、各継手試験片で得られたヒステリシスループを

$$\epsilon_t = \epsilon_e + \epsilon_p = \frac{\sigma}{E} + m(\sigma)^{1/n} \quad (5.1.1)$$

で近似し、 $N = N_c/2$ におけるヒステリシスループから10点程度のデータをとり最小二乗法を適用して m , n を求めた。図5.1.7は n を真応力範囲 σ_R に対してプロットしたものであるが、明らかに n は σ_R に依存していると見

られ、数種の鋼材に関するヒステリシスループの加工硬化指数が塑性歪範囲の関数になることを示した堀田⁴⁾の結果と同様の傾向が認められた。一方図5.1.8にmをnの関数としてプロットしたが、mとnの間に関数関係があると見られる。

(3) 疲労強度減少係数

疲労強度減少係数 K_f は同一寿命における平滑材と切欠材の疲労強度の比として定義されるが、飯田²⁾は推定式として次式を導びき $K_t - K_f$ 関係はほぼ直線で近似し得ることを示した。

$$K_f = 1 + \frac{K_t - 1}{M + 1} \quad (5.1.2)$$

そして上式におけるパラメータMを平滑材の疲労強度の関数として

$$M = m E (\sigma_R)^{(1-n)/n} \quad (5.1.3)$$

ここで σ_R = 平滑材の疲労強度

m, n = ヒステリシスループの加工硬化定数

と与えた。したがって平滑材による疲労強度とその時のヒステリシスループ形状を知れば K_f の推定は可能であるが、別法として2条件の形状係数に関する疲労データから K_f を推定することもできる。すなわち2条件の形状係数に関する疲労強度を既知としてそれぞれ S_{R1}, K_{t1} ($i = 1, 2$) すると、 K_{fi} の比は(1)式から

$$S_{R1}/S_{R2} = K_{f2}/K_{f1} = (M + K_{t2})/(M + K_{t1}) \quad (5.1.4)$$

$$M = (S_{R2} K_{t2} - S_{R1} K_{t1})/(S_{R1} - S_{R2}) \quad (5.1.5)$$

となり、寿命 N_c の関数として上式よりパラメータMを求めればこれ以外の任意の K_t に関する K_f が推定できることになる。

まず第1の方法、すなわち平滑試験片の疲労強度 σ_R とその時のヒステリシスループの形状を表わす因子である m, n を用いる方法による K_f の推定を行ない、これと実験値との比較を行なう。その際、歪制御疲労試験から得られた $\epsilon_{ea} - N_c$ 線図(図5.1.5)を $\sigma_R - N_c$ 線図に換算したものを平滑材の疲労強度と見做し、さらに m, n は図5.1.7および図5.1.8から求めた。なお K_f の実験値とは上述の σ_R を同一寿命における切欠材の公称応力範囲 ΔR で除して直接求めた値である。しかしながらこの推定の基礎とする歪制御疲労データは応力比が-1に関するものであるのに對し、平板試験片の切欠底における応力比は必ずしも-1とは限らず、また荷重条件や切欠形状によっても変化するものと思われる。すなわち、局部最大応力が同一となるように荷重を負荷したとしても切欠形状によって除荷時の圧縮残留応力は異なるであろうし、また同一切欠形状であっても局部応力レベルによっては応力比が異なることも考えられる。したがって試験部の応力(あるいは歪)振幅が等しいとしても、その時の応力比は平滑材と切欠材、また切欠形状によっては異なるかも知れない。これを評価するためには切欠底における局部歪履歴を平滑試験片に再現しその時の応力挙動を計測する方法によらなければならないが、ここでは切欠底における歪振幅と疲労寿命の関係を調べるために、いくつかの鈍および中間切欠試験片の切欠底にゲージ長さ0.3mmの歪ゲージを貼付し歪の計測を行なった。歪ゲージの電気的特性は塑性歪の繰返しを受けることによって変化するため零点(あるいは見かけの平均歪)³⁾は正の側へ漸増するが、歪振幅の測定値に関しては歪ゲージは有效であることが明らかにされているので歪振幅の測定値だけに注目したが、切欠底における局部歪振幅は荷重繰返しに伴う顕著な変化は示さなかった。このようにして計測した切欠底での局部歪振幅と疲労寿命の関係を図5.1.9に例示した。同時に径歪制御軸力低サイクル疲労試験

結果もプロットしたが、縦軸は $N \equiv N_c/2$ における全歪振幅である。なお()内にプロットした点は、歪ゲージが繰返し初期に剥離してしまったもので繰返し開始直後の測定値に関するものである。砂時計型試験片によるデータ群と切欠試験片によるデータ群は $N_c = 3 \times 10^4$ を境に分離しているし、またデータ数が少ないという難点もあり、定量的な評価のためにはさらに詳細な研究が必要であるが、全データは大略共通の曲線で表わし得るようである。将来平滑材の長寿命域におけるデータを得て、これがこの曲線上にのっかれば切欠材の疲労寿命は切欠底における歪範囲によって支配されるという仮説に対する検証となろう。

さて第1の方法による推定値と実験値を図5.1.10に示したが、砂時計型試験片によるデータが $N_c \equiv 2 \times 10^4$ 程度までしかないので計算は $N_c \equiv 2 \times 10^4$ および 5×10^4 だけについて行なった。いずれの場合も推定値は実験値よりも K_f を高く評価しており、両者の差は $N_c = 2 \times 10^4$ で約15%、 $N_c = 5 \times 10^4$ で約20%であったが、平滑材のデータをさらに追加して σ_R あるいは m や n を内挿もしくは外挿することによる実験誤差を小さくすれば、この相関は改善できるであろうと思われる。しかしながら K_f の実験値と K_t の関係はほぼ直線で近似することができ、したがって $K_t - K_f$ 関係の直線近似が有効であることは示すことができる。すなわち平滑材の疲労強度の評価に誤差が含まれた場合、これに切欠疲労強度の実験値を適用して得られる K_f も当然誤差を含むがこの K_f と真の K_f の比は K_t によらず同一であるから、したがってこのような誤差を含む K_f と K_t を直線関係で表わし得るならば真の K_f と K_t も直線関係となるからである。

もう1つの推定法は2条件の切欠疲労強度に基づくものであるが、前述したように切欠疲労データのばらつきは大きくまたデータ数も十分とは言えないが、図5.1.3に実線で示したS-N線図に基づいて計算を行なった。その結果得られた $K_t - K_f$ 線図を図5.1.11に示す。図中の実線は K_f の推定値であり、黒くつぶした点は推定に用いた試験片を示している。また白抜きの点は残ったもう1つの切欠試験の疲労強度を他の切欠試験片によって推定される平滑材の強度に適用して求めた K_f の値を示したものである。たとえば図(a)は $K_t = 2.4$ と 4.3 の切欠疲労強度から推定した $K_t - K_f$ 線図であり、黒くつぶした点はこれらの形状係数に関する K_f の推定値を示している。そして白抜きの点は、推定に用いた $K_t = 2.4$ あるいは 4.3 の切欠試験片に関する疲労強度にその時の K_f の推定値を乗じることによって計算される平滑材の疲労強度を分子とし、推定に用いなかった $K_t = 8.9$ の切欠疲労強度を分母として求めた K_f の値である。図から明らかのように、いずれの場合も白抜きの点は推定値から5%程度の誤差範囲内にあり $K_t - K_f$ 関係をほぼ直線で表わし得ることがわかる。図(a)、(b)および(c)による推定値は、 $K_t = 4.3$ と 8.9 を用いた図(b)の場合が最も大きくなれば $N_c = 2 \times 10^5$ での $(K_f - 1)/(K_t - 1)$ は約0.77となり、一方 $K_f = 2.4$ と 4.3 を用いた図(a)の結果が最も小さく $N_c = 2 \times 10^5$ で $(K_f - 1)/(K_t - 1) = 0.74$ となった。

5.1.4 まとめ

一般船体用軟鋼板を供試材とし、そのエレクトロガス溶接継手ボンド部に切欠を入れた平板試験片の荷重制御高サイクル疲労試験と、母材および溶接継手砂時計型試験片の歪制御低サイクル疲労試験を行ない、次の知見を得た。

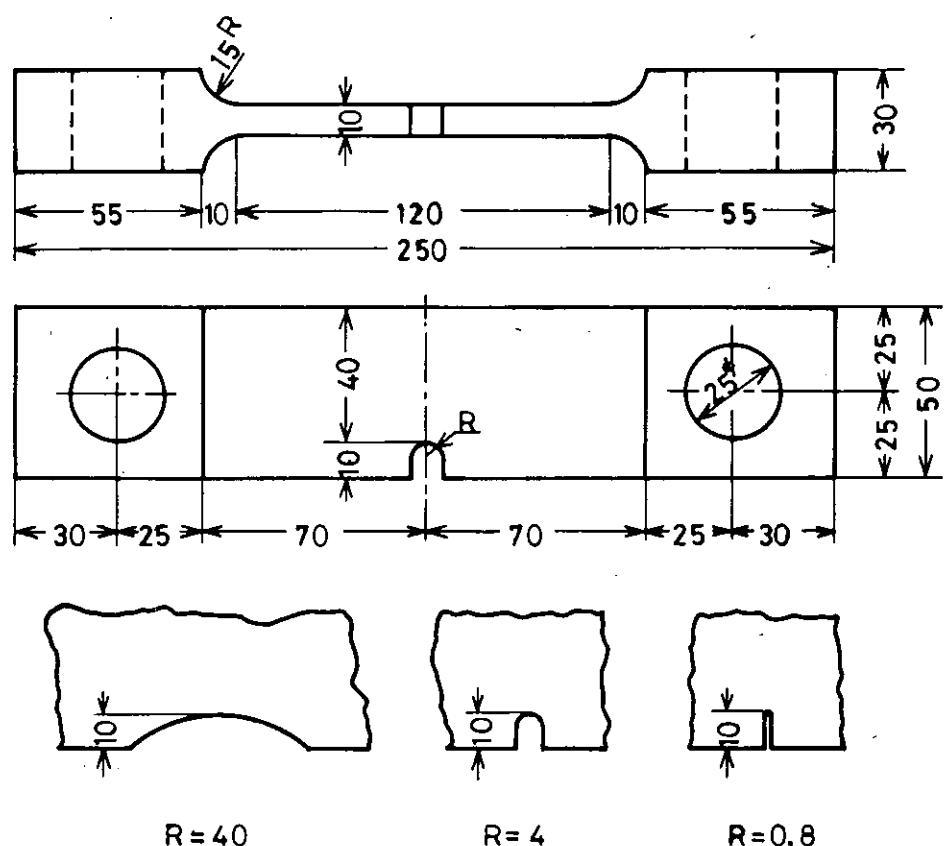
- (1) 完全両振歪制御疲労強度線図と切欠試験片の疲労強度線図とから求めた疲労強度減少係数 K_f と形状係数 K_t の関係は肉眼亀裂発生寿命 N_c をパラメータとしてほぼ直線関係で近似することができ、またこの直線の勾配は N_c の増加に伴って増加する。
- (2) 2条件の形状係数に関する切欠試験片の疲労強度に基づく $K_t - K_f$ 線図の推定法は有用であると考える。
- (3) 継手材の歪制御両振疲労試験で得られたヒステリシスループの加工硬化定数 m 、 n は真応力範囲に依存し、また m と n の間に函数関係が認められた。

参 考 文 献

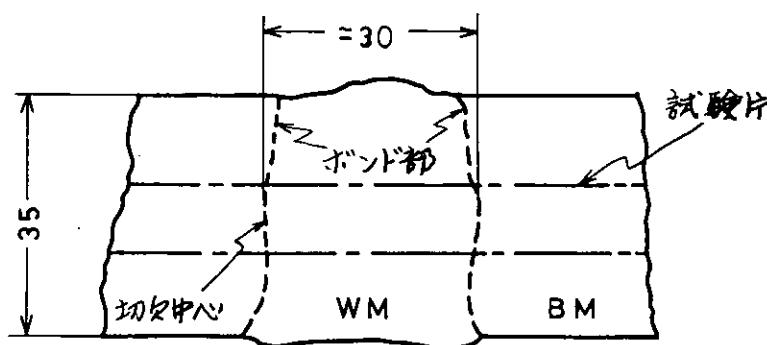
1. 西田正孝、"応力集中"、森北出版
2. 飯田ら、"ヒステリシスエネルギーに基づいた疲労強度減少係数の一考察"、日本造船学会論文集No.134
3. 飯田ら、"撓み制御平面曲げおよび径歪制御軸力による低サイクル疲労強度の比について"、日本造船学会発表予定
4. 堀田ら、"鋼材の歪制御低サイクル疲労強度推定に関する研究(第2報)"、日本造船学会論文集No.126

表 5.1.1 砂時計型試験片による静引張試験結果

試験片	降伏応力 σ_y (Kg/mm ²)	引張強さ σ_u (Kg/mm ²)	真砂断応力 σ_f (Kg/mm ²)	静破壊延性 f
母材	26.8	48.6	97.2	0.97
継手	27.6	48.8	107.5	1.13



(a)



(b)

図 5.1.1 片側切欠付平板試験片形状と切欠中心位置

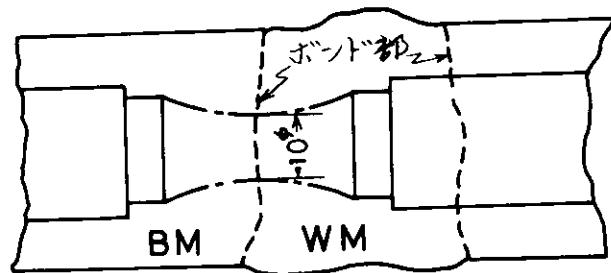
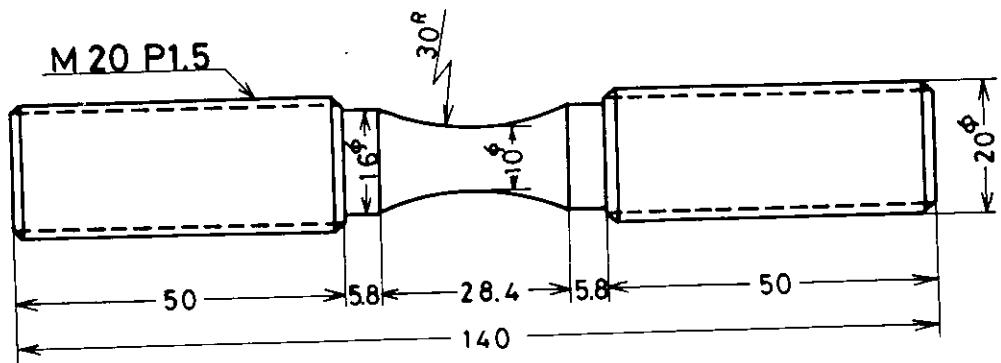


図 5.1.2 砂時計型試験片形状とボンド部試験片採取位置

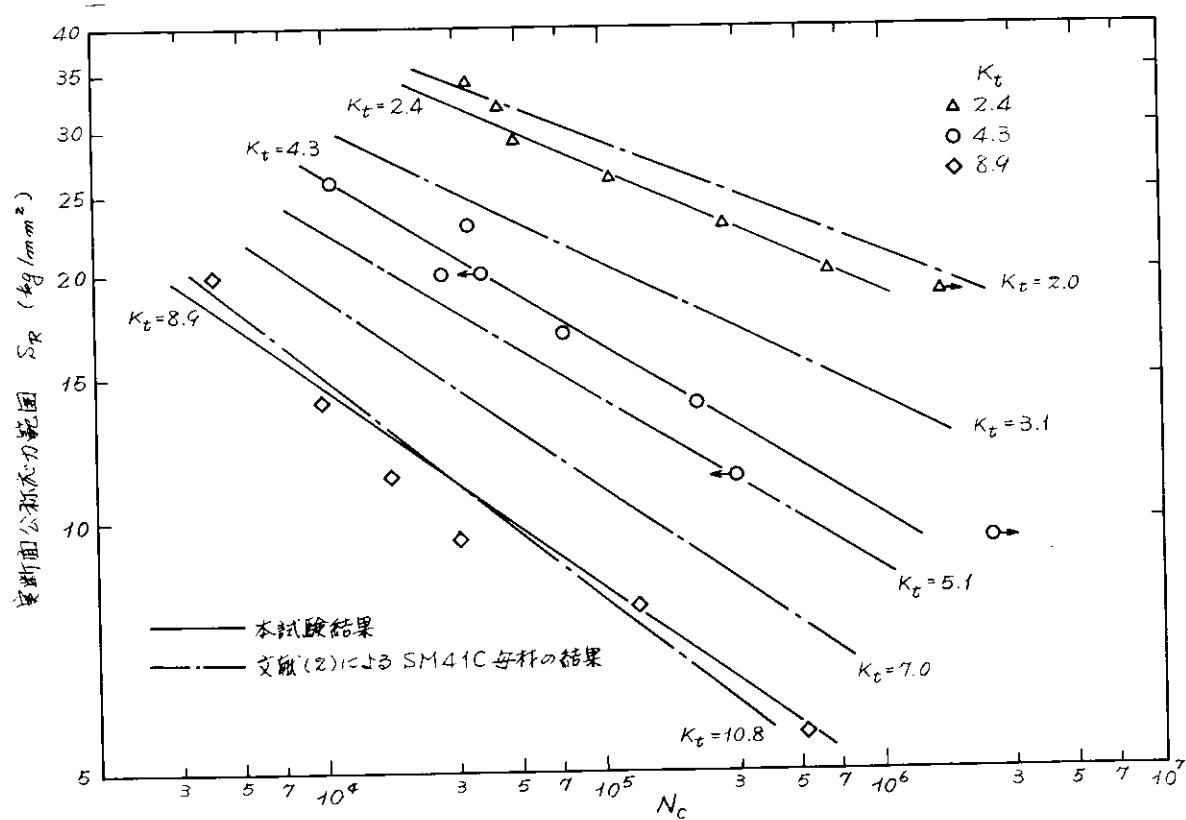


図 5.1.3 ボンド部平板試験片の疲労試験結果



図5.1.4 高サイクル疲労亀裂進展状況
($K_t=4.5$, $G_t=20\text{Kg/mm}^2$, $N_c=2.65 \times 10^4$, $N=6.29 \times 10^4$)

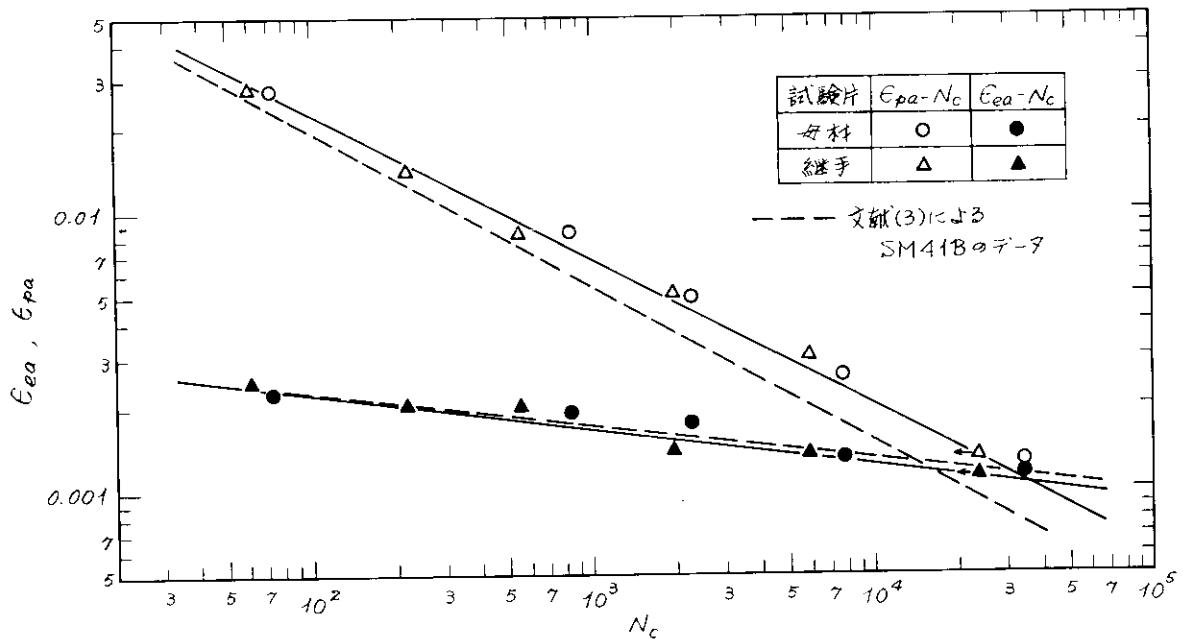


図 5.1.5 歪制御低サイクル疲労試験結果

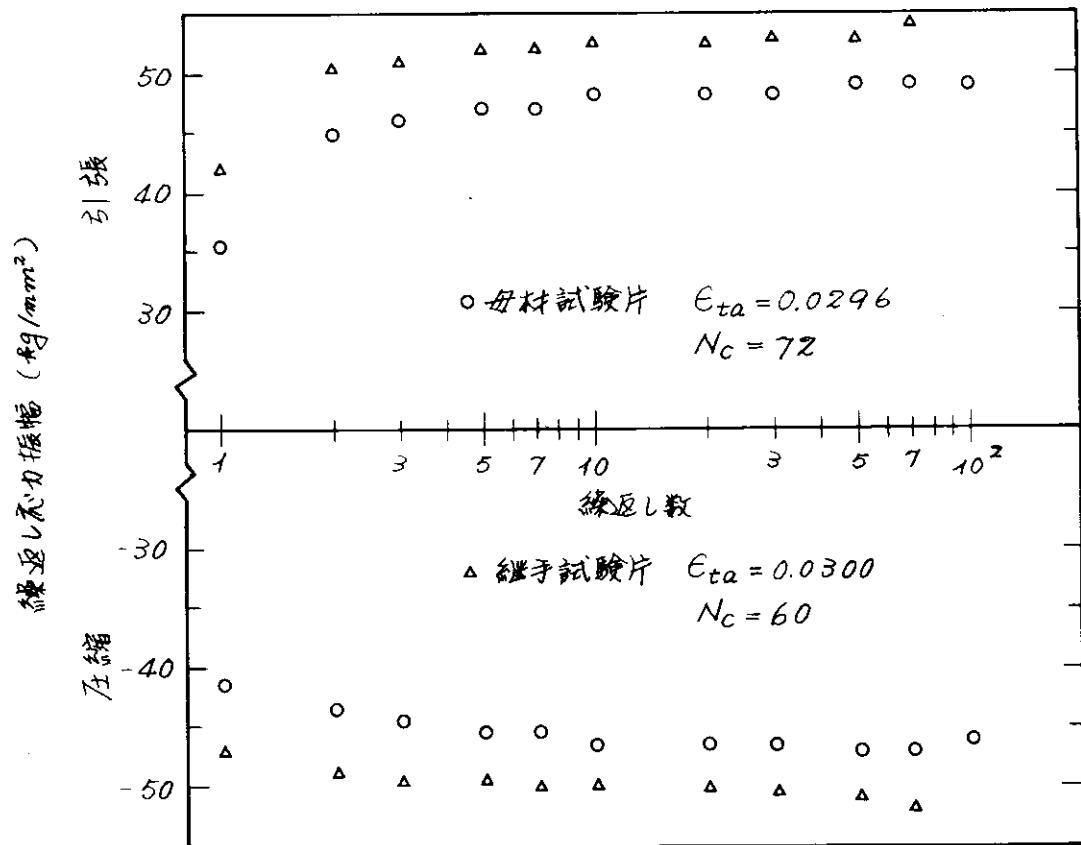


図 5.1.6(a) 歪制御低サイクル疲労における応力の繰返し挙動
($\epsilon_{ta} = 0.03$)

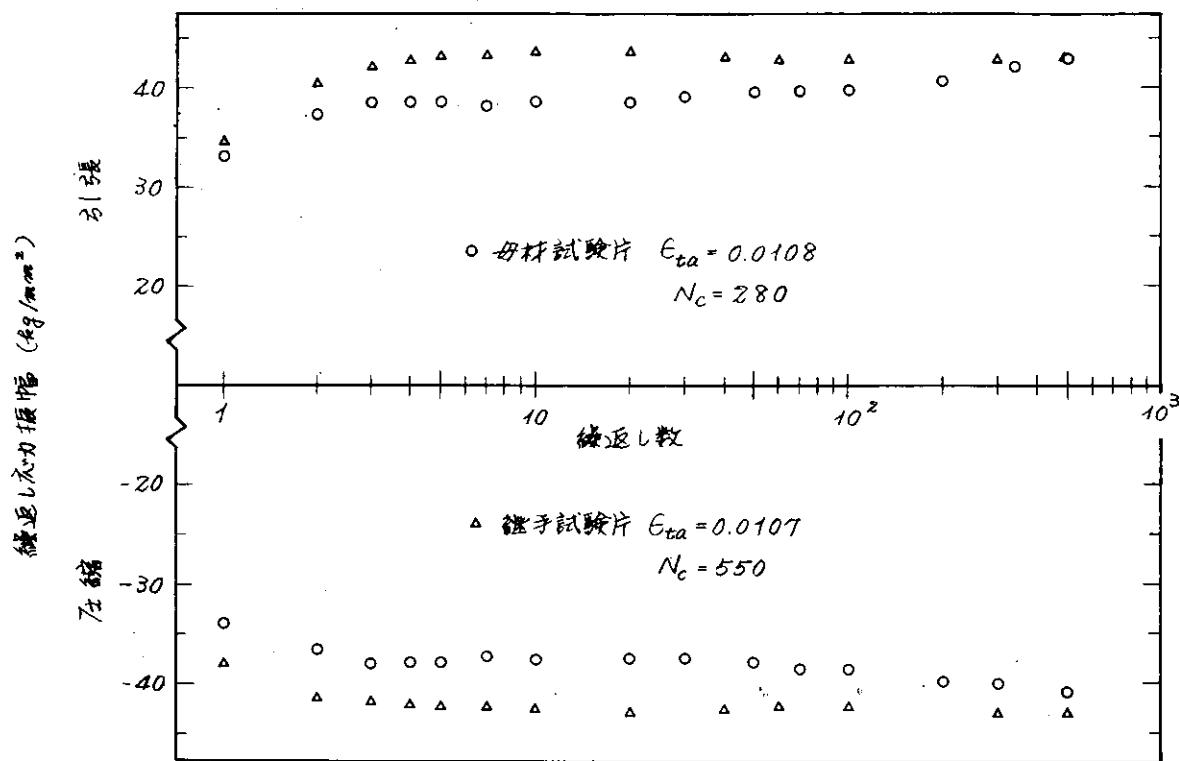


図 5.1.6 (b) 歪制御低サイクル疲労における応力の繰返し挙動 ($\epsilon_{ta} = 0.01$)

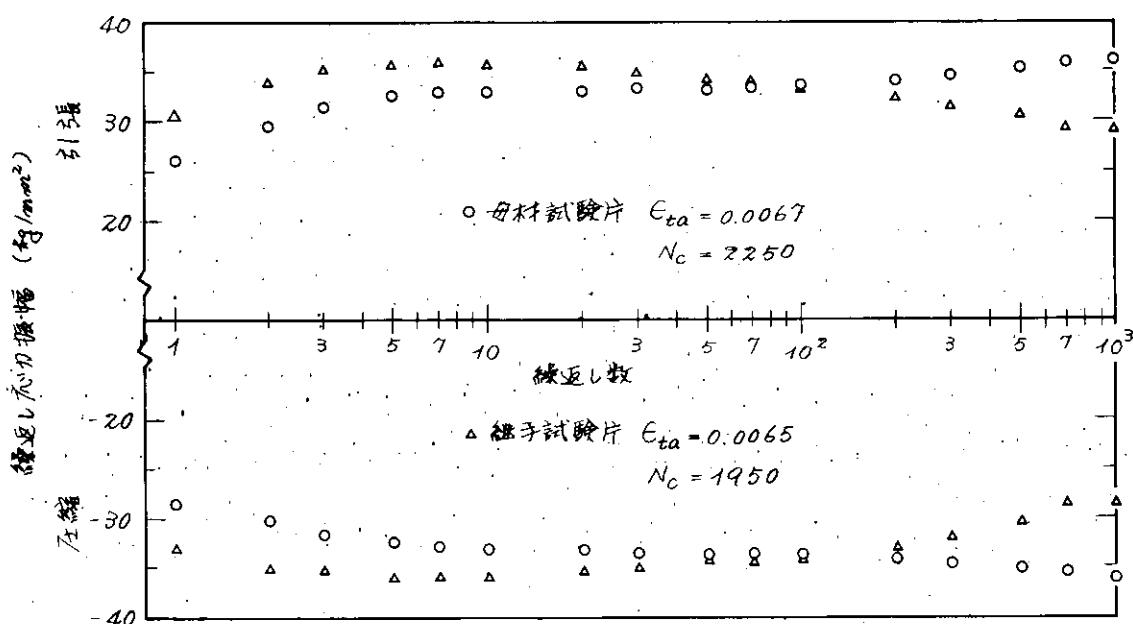


図 5.1.6 (c) 歪制御低サイクル疲労における応力の繰返し挙動 ($\epsilon_{ta} = 0.0067$)

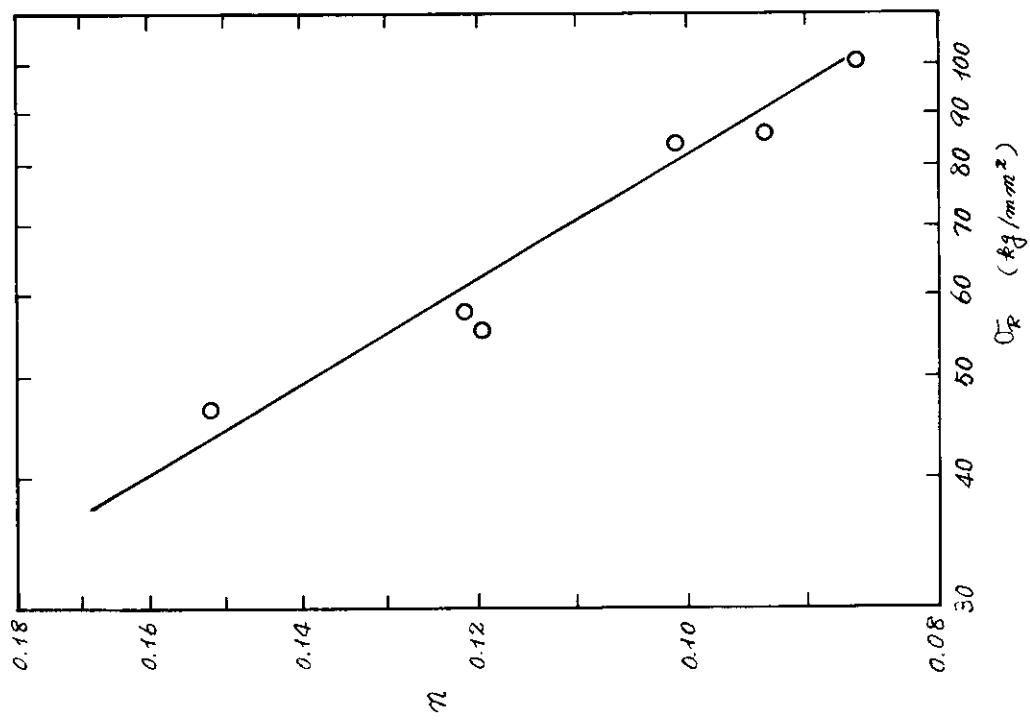


図 5.1.7 n と σ_R の関係 (継手試験片)

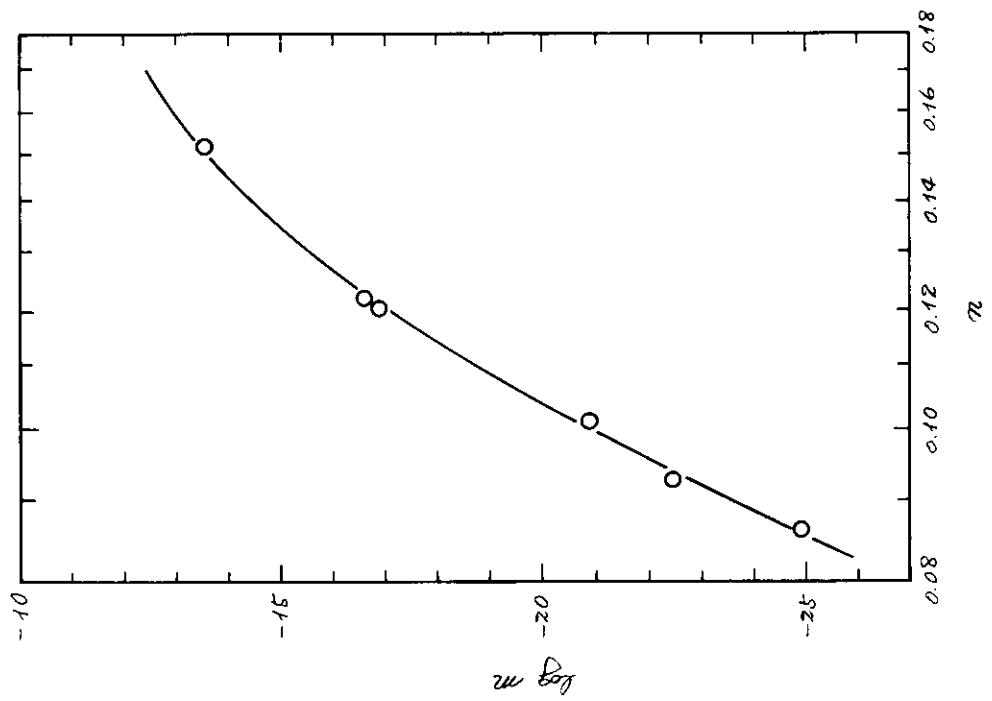


図 5.1.8 n と $\log \sigma_R$ の関係 (継手試験片)

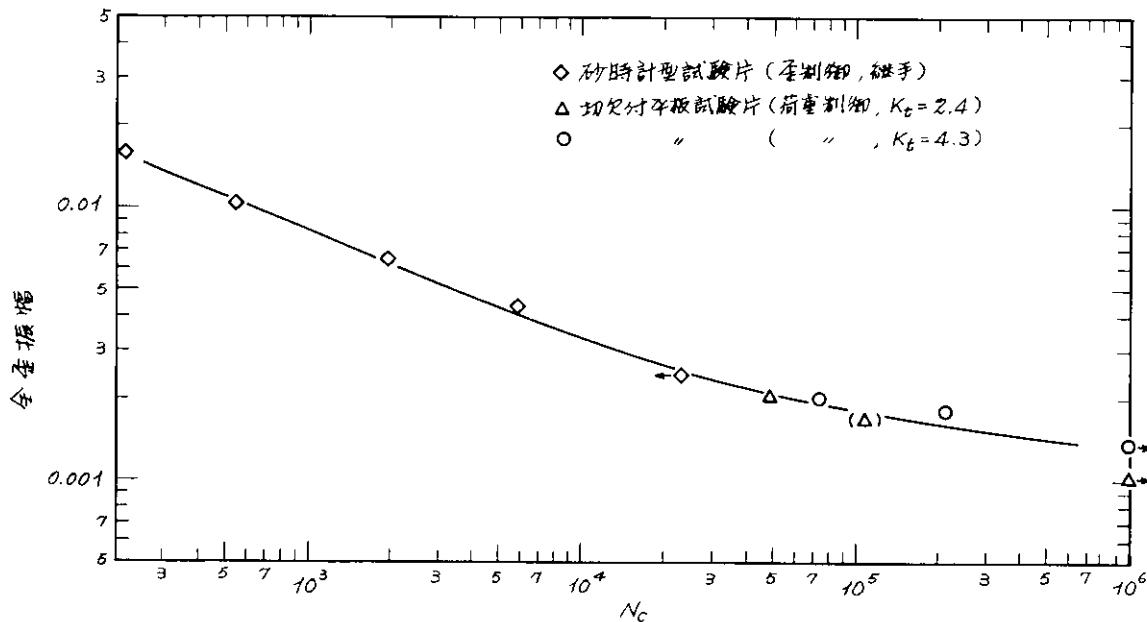


図 5.1.9 全歪振幅と疲労寿命の関係

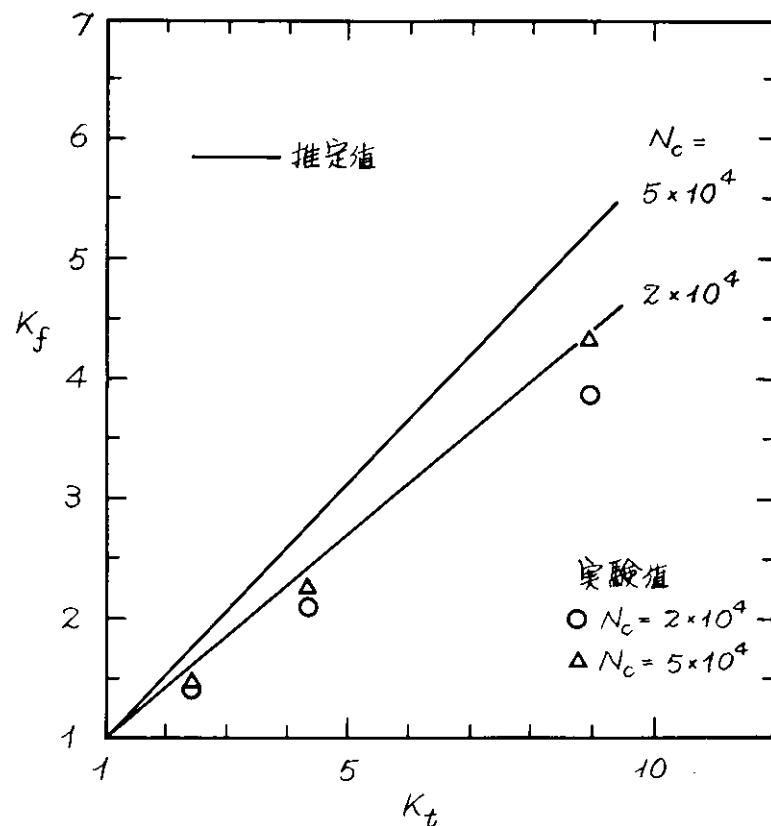
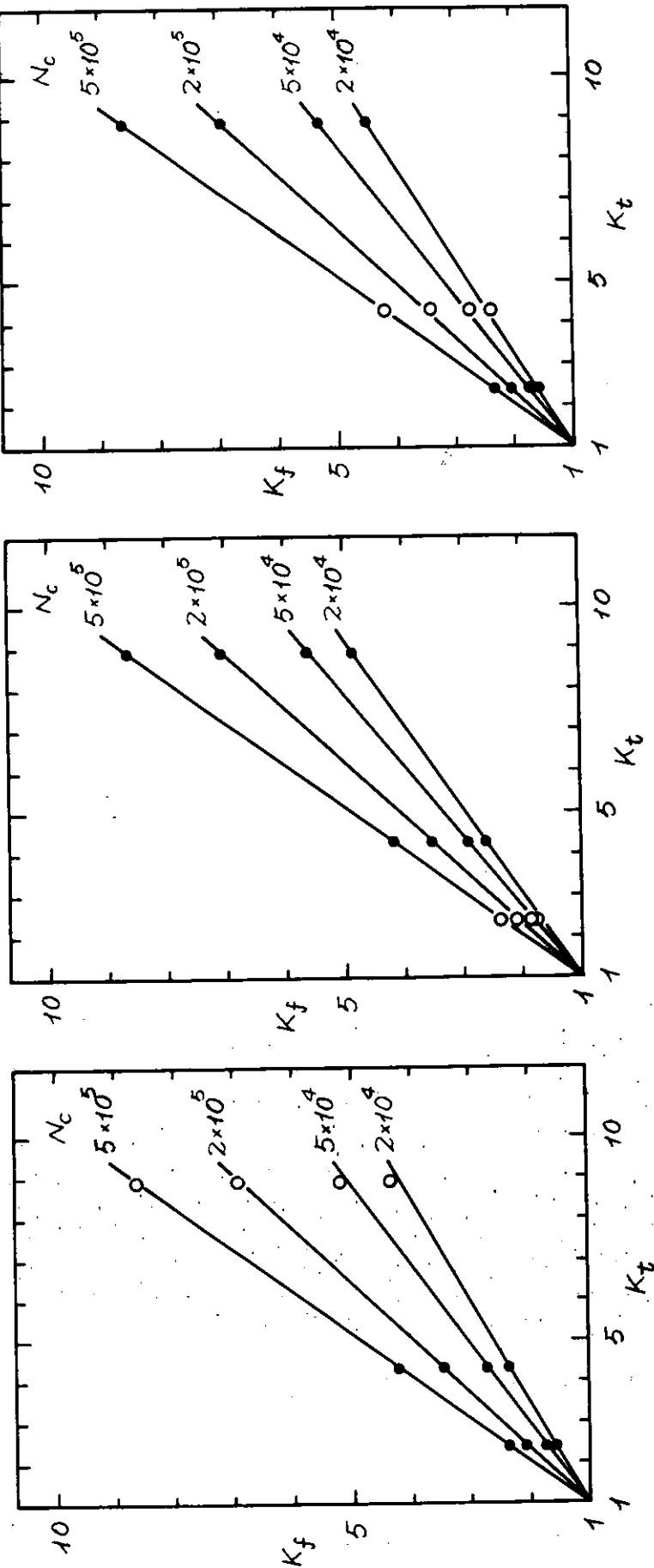


図 5.1.10 歪制御疲労特性から推定した
 K_t と K_f の関係と実験値



(a) $K_t = 2.4$ と 4.3 からの推定線図

(b) $K_t = 4.3$ と 8.9 からの推定線図

(c) $K_t = 8.9$ と 2.4 からの推定線図

図 5.1.1-1 2 条件の切欠疲労強度から推定した K_t と K_f の関係と実験値

6. む　す　び

本研究委員会の共同研究は、100万重量トン型タンカー開発にあたり、その船体外殻材に使用されると予想される、一般船体用軟鋼板および船体用50キロ級高張力鋼板の厚板およびその溶接継手について、破壊非性ならびに疲労特性を把握し、基礎設計資料を得ることを目的として、昭和49年4月より3ヶ年計画で実施されることになったものである。

昭和49年度は、第1年度の研究として、上述のごとく、一般船体用軟鋼板KDK鋼(板厚35mm)のエレクトロガス溶接継手およびエレクトロスラグ溶接継手について、脆性破壊発生強度ならびに疲労強度を把握した。すなわち、これら厚鋼板のエレクトロガス溶接継手、エレクトロスラグ溶接継手についての有用な基礎資料が得られた。

さらに、今後、引き続き、一般船体用軟鋼板および船体用50キロ級高張力鋼板の厚板材母材、およびそれらに既存の溶接法を適用した場合の継手の脆性破壊強度、疲労強度の把握、ならびに、船殻部材の隅肉溶接脚長と疲労強度との関係の把握等により、100万重量トン型タンカー開発にあたっての万全なる基礎設計資料を得るため、積極的な研究努力を重ねる予定である。

以上