

本研究は、モーターボート競走公益資金による(財)日本船舶振興会の補助金を受けて実施したものである。

研究資料No.374

## 第193研究部会

# 新製造法による50キロ級高張力鋼の有効利用に関する研究

## 報 告 書

昭和59年3月

社 団 法 人

日 本 造 船 研 究 協 会

本研究は、水冷型の新制御圧延型（新CR型）50キロ級高張力鋼板を対象に、母材及び溶接継手の破壊靱性を中心とした強度特性の把握・検討及び耐溶接割れ特性の把握・検討並びに熱加工特性の把握・検討のため各種の試験を実施し、試験結果の解析とりまとめを行った。

# は し が き

本報告書は、日本船舶振興会の昭和58年度補助事業として、日本造船研究協会第193研究部会において実施した「新製造法による50キロ級高張力鋼の有効利用に関する研究」の成果をとりまとめたものである。

## 第193研究部会委員名簿

(敬称略, 五十音順)

部会長	金 沢 武 (長崎総合科学大学)	
幹 事	矢 島 浩 (三菱重工業)	安 田 健 二 (日本海事協会)
	山 田 桑太郎 (川崎重工業)	
委 員	青 木 真 一 (川崎製鉄)	奥 井 信 之 (石川島播磨重工業)
	井 上 武 彦 (日立造船)	岸 本 昌 法 (三井造船)
	佐 伯 迪 昭 (住友金属工業)	佐 藤 邦 彦 (大阪大学)
	須 沢 良 一 (川崎重工業)	杉 山 忠 男 (日本鋼管)
	田 代 新 吉 (日本海事協会)	田 中 潔 (新日本製鉄)
	辻 勇 (九州大学)	筒 井 康 治 (日本海事協会)
	豊 貞 雅 宏 (日立造船)	西 浦 憲 爾 (住友重機械工業)
	仁 藤 弘 (三菱重工業)	服 部 堅 一 (住友重機械工業)
	原 沢 秀 明 (日本鋼管)	深 川 宗 光 (石川島播磨重工業)
	福 原 幸 雄 (神戸製鋼所)	藤 田 謙 (東京大学)
	伏 見 彬 (三菱重工業)	町 田 進 (東京大学)
	前 中 浩 (船舶技術研究所)	宮 崎 建 男 (日立造船)
	森 山 康 (新日本製鉄)	渡 辺 勉 (日本鋼管)
	吉 識 恒 夫 (三井造船)	

## 第1分科会委員名簿

(敬称略, 五十音順)

主 査	町 田 進 (東京大学)	
幹 事	田 中 潔 (新日本製鉄)	豊 貞 雅 宏 (日立造船)
	深 川 宗 光 (石川島播磨重工業)	松 下 久 雄 (三井造船)
	矢 島 浩 (三菱重工業)	安 田 健 二 (日本海事協会)
	山 田 桑太郎 (川崎重工業)	
委 員	井 野 幸 雄 (日本海事協会)	北 田 博 重 (日本海事協会)
	北 田 豊 文 (日本鋼管)	阪 井 大 輔 (三菱重工業)
	酒 井 啓 一 (石川島播磨重工業)	志 賀 千 晃 (川崎製鉄)
	住 友 芳 夫 (住友金属工業)	高 嶋 修 嗣 (神戸製鋼所)
	立 石 勝 (日立造船)	富 田 康 光 (大阪大学)
	豊 田 政 男 (大阪大学)	西 浦 憲 爾 (住友重機械工業)
	野 本 敏 治 (東京大学)	原 沢 秀 明 (日本鋼管)

前中 浩 (船舶技術研究所)	松村 裕之 (川崎重工業)
松本 宏之 (石川島播磨重工業)	的場 正明 (三菱重工業)
渡辺 之 (日本鋼管)	

第一分科会 ESSO ワーキンググループ  
委員名簿

主査	町田 進 (東京大学)	
委員	秋山 俊弥 (日本鋼管)	天野 凌一 (川崎製鉄)
	田中 潔 (新日本製鉄)	小林 英司 (川崎製鉄)
	豊貞 雅宏 (日立造船)	塚本 雅俊 (住友金属工業)
	矢島 浩 (三菱重工業)	柳井 博 (神戸製鋼所)
	安田 健二 (日本海事協会)	

第2分科会委員名簿

(敬称略, 五十音順)

主査	辻 勇 (九州大学)		
幹事	奥井 信之 (石川島播磨重工業)	岸本 昌法 (三井造船)	
	須沢 良一 (川崎重工業)	宮崎 建男 (日立造船)	
	西浦 憲昭 (住友重機械工業)	仁藤 弘 (三菱重工業)	
	原沢 秀明 (日本鋼管)	安田 健二 (日本海事協会)	
	委員	秋山 元 (日本海事協会)	北田 豊文 (日本鋼管)
		佐藤 進 (長崎総合科学大学)	新川 耕治 (川崎製鉄)
		楠原 祐司 (川崎製鉄)	加藤 一郎 (住金溶接棒)
		谷垣 尚 (日鉄溶接工業)	中島 清 (神戸製鋼所)
	中島 正樹 (長崎大学)	中西 睦夫 (住友金属工業)	
	百合岡 信孝 (新日本製鉄)	渡辺 之 (日本鋼管)	
討議 参加者	有持 和茂 (住友金属工業)	石川 忠 (新日本製鉄)	
	井上 順一 (三菱重工業)	加藤 隆司 (日鉄溶接工業)	
	片上 幹史 (新日本製鉄)	勝田 順一 (長崎大学)	
	川野 始 (三菱重工業)	北村 信男 (日本鋼管)	
	小溝 裕一 (住友金属工業)	斉藤 昭治 (新日本製鉄)	
	三宮 好史 (川崎製鉄)	下瀬 徹 (日立造船)	
	関浜 昌弘 (日立造船)	瀬田 一郎 (住友金属工業)	
	十河 泰雄 (新日鉄)	多田 益男 (三菱重工業)	
	田中 淳一 (日本鋼管)	中井 洋二 (神戸製鋼所)	
	中西 保正 (石川島播磨重工業)	中野 善文 (川崎製鉄)	
	西尾 洋一 (住金溶接棒)	西山 五郎 (東京大学)	

野田俊介	(日本鋼管)	平野侃	(日鉄溶接工業)
藤原昇	(石川島播磨重工業)	藤田一彦	(神戸製鋼所)
増田喜彦	(三菱重工業)	松本茂	(住金溶接棒)
松本勝一	(三菱重工業)	三宅俊良	(三井造船)
村田征一郎	(日立造船)	村松修一	(川崎重工業)
安岡敏樹	(日本鋼管)	山田直樹	(日本鋼管)
山崎善崇	(日本鋼管)	山本和正	(日本鋼管)
吉川光昭	(住友重機械工業)	吉成仁志	(東京大学)

# 目 次

1. ま え が き .....	1
2. 研究の目的と背景 .....	2
3. 本年度研究の概要 .....	6
4. 母材強度特性についての共同実験結果及び考察 .....	10
4.1 共同実験の概要 .....	10
4.2 化 学 成 分 .....	14
4.3 引張強度特性 .....	16
4.4 V-ノッチシャルピー衝撃特性 .....	16
4.5 破 壊 靱 性 .....	22
4.5.1 COD曲げ試験結果 .....	22
4.5.2 中央切欠(板厚貫通)大形引張試験結果 .....	27
4.6 脆性亀裂伝播停止特性 .....	32
4.7 落重試験結果 .....	36
4.8 加工特性(歪時効V-ノッチシャルピー衝撃試験結果) .....	37
4.9 疲労強度特性 .....	39
4.9.1 母材S-N線図 .....	39
4.9.2 母材疲労亀裂伝播特性 .....	39
4.10 ま と め .....	42
5. 溶接継手特性についての共同実験結果及び考察 .....	44
5.1 共同実験の概要 .....	44
5.2 化学成分・組織調査及び硬さ測定結果 .....	51
5.3 引張強度特性 .....	58
5.3.1 Depo引張試験結果 .....	58
5.3.2 熱影響部引張試験結果 .....	61
5.3.3 継手引張試験結果 .....	64
5.4 曲げ強度特性 .....	71
5.5 V-ノッチシャルピー衝撃特性 .....	72
5.6 破 壊 靱 性 .....	86
5.6.1 COD曲げ試験結果 .....	86
5.6.2 中央切欠(板厚貫通)大形引張試験結果 .....	92
5.7 疲労強度特性 .....	97
5.7.1 溶接継手部S-N線図 .....	97
5.7.2 溶接継手部疲労亀裂伝播特性 .....	98
5.8 ま と め .....	104
6. 強度特性に関する考察 .....	106
6.1 HAZ軟化の構造強度(座屈強度)に及ぼす影響 .....	106
6.2 板厚方向強度特性(セパレーション)について .....	115

6.3	溶接継手部の要求破壊靱性値 (VE) についての考察 (中間報告)	122
6.3.A	(その1) KA32, KA36 鋼板のエレクトロガスおよびエレクトロスラグ溶接継手 に対する要求シャルピー値についての考察	122
6.3.B	(その2) 溶接継手部の要求破壊靱性値についての考察	127
6.3.C	(その3) 大入熱溶接継手の必要破壊靱性に関する考察	137
6.4	船殻材としての要求破壊靱性値 (Kca) についての考察 (中間報告)	143
6.5	大型混成E <sub>ss</sub> o試験の試験結果及び考察 (中間報告)	147
7.	溶接割れ試験結果及び考察	163
7.1	共同実験の目的とその概要	163
7.2	供試鋼材	163
7.3	供試溶接棒	163
7.4	供試溶接棒の作業性及び継手性能	168
7.4.1	全姿勢溶接棒	168
7.4.2	水平すみ肉溶接棒	176
7.5	斜めy型割れ試験	188
7.5.1	全姿勢溶接棒による斜めy型溶接割れ試験	188
7.5.2	水平すみ肉溶接棒による斜めy型溶接割れ試験	193
7.6	すみ肉拘束割れ試験	199
7.6.1	全姿勢溶接棒 (上向多層溶接) による拘束割れ試験結果	201
7.6.2	水平すみ肉棒 (水平1層溶接) による拘束割れ試験結果	207
7.7	窓枠拘束割れ試験	214
7.8	炭素当量式の妥当性の検討	224
7.9	まとめ	232
8.	線状加熱加工特性, 再加熱特性についての考察	233
8.1	共同実験の目的とその概要	233
8.2	供試鋼材	233
8.3	試験結果	233
8.4	考察	235
8.5	まとめ	235
9.	総合評価	237

# 1. ま え が き

日本造船研究協会第193研究部会は、「新製造法による50キロ級高張力鋼の有効利用に関する研究」をテーマとして、昭和57年9月に発足したものである。

この研究部会の目的は、新製造法で製造された鋼材をいかにして造船所にとって工作面等で有効に利用できるかについての基礎的検討資料を得ることを目的としている。

本研究部会には本委員会の他に、第1分科会および第2分科会を設置し、

本委員会は、共通課題についての検討を、

第1分科会は母材および溶接継手についての基本的特性の把握を、

第2分科会は主として耐溶接割れ特性及び線状加熱加工特性についての把握を、

それぞれ研究担当として、活発に活動している。

本報告書は第193研究部会の昭和58年度、即ち第2年度分の研究結果をとりまとめたものである。

## 2. 研究の目的と背景

### 2.1 船体構造での高張力鋼材使用の現状

昭和40年頃より、船体の大型化とともに、油槽船あるいは鉱石運搬船の船体構造の一部にHT材が採用されてきた。採用箇所としては、船体構造で縦強度上曲げ応力の高い構造部材、すなわち上甲板、舷側厚板、船底外板、縦通隔壁の上下部およびハッチコーミング材などであった。

この場合のHT材の使用率は、230型(23万DWT)の油槽船で大体25%まで、220型の鉱石、兼用船では大体10%までであった。

HT材の種類は、規則では降伏点が $32\text{kgf}/\text{mm}^2$ (以下HT32という)と $36\text{kgf}/\text{mm}^2$ (以下HT36)級の2種類が規定されている。我国では主として工作上及び設計上の理由から、HT32材がもっぱら採用されてきた。

最近、船舶の燃料費軽減等の理由による省エネルギー対策の一つとして、船体の軽量化を図るため船体構造のHT化が見直され、HT材使用範囲の拡大と、HT32材に加えてHT36材の採用が図られつつある。さらに、HT材は従来の範囲に加えて、船側外板、縦横隔壁、内底板およびそれらの内構造材などの局部強度部材にも採用されつつあり、さらに上甲板、船底外板などの箇所には、従来のHT32材にかわってHT36材が採用される傾向にある。

従来HT材では強度を上げるため炭素当量(Ceq.)が軟鋼より高くなっており、このため金属組織上、熱サイクルに対して軟鋼より敏感となり、低入熱溶接時の熱影響部(HAZ)の硬化割れや大入熱溶接時におけるHAZ部の脆化が問題とされていた。

国内の造船所では、被覆アーク溶接、CO<sub>2</sub>半自動溶接、サブマージアーク両面溶接、エレクトロスラグ溶接、エレクトログラス溶接などが用いられている。低入熱溶接法としては被覆アークが、また大入熱溶接法としてはエレクトロスラグ溶接、エレクトログラス溶接が代表的な溶接法である。

低入熱の被覆アーク溶接においては、割れ防止のため次のような施工法がとられてきた。

- (1) HT材の最大Ceq.を抑える( $\text{Ceq.} \leq 0.41$ )
- (2) 寒冷時の予熱の施工
- (3) 低水素溶接棒の使用と吸湿量の制限
- (4) ショートビードの制限(50mm以上)

大入熱溶接法においては、外板の横継手には $100\text{KJoule}/\text{cm}$ 以上の溶接を制限し、エレクトロスラグ溶接、エレクトログラス溶接などの適用制限あるいは片面溶接の多層化などが行なわれてきた。

船体建造工程では、溶接のほかに加工工程において線状加熱がおこなわれることがあるが、これについても最高加熱温度と水冷開始温度の制限が行なわれている。

上述のようにHT材の施工は溶接材料の選定及び施工条件が複雑であり、軟鋼に比較して多くの手数を要する。このため高度成長期の多量建造時には、HT材の採用範囲の拡大は建造工程上好ましいこととは言えなかった。最近のような安定成長期においては、手数の増加は必ずしも建造工程上の阻害要因とはならず、また全般的に造船所の建造時の管理密度が増大したこともあって、船体構造へのHT材の採用範囲の拡大を可能としたと言える。

すなわち、船体構造でのHT化率の増大は、主として管理技術上の要因から可能となったものであり、反面からいえば、現状では製鋼技術上の進歩が造船の工作技術の合理化に積極的に活用されるまでに至っていないと言える。

次に、船体のHT化の第二の傾向はHT36材の採用である。これには製鋼・圧延技術の進歩により、HT36材に対しても、HT32材の施工法を基本的に変えることなく適用し得るようになったことが大きく関与している。

NKをはじめとする各船級協会は、HT材としてHT32材のほかにHT36材を規定している。HT36材ではCeq.をあまり増大させずに強度をあげるため、Nb等の微量元素を添加することが多く、欧州の造船所では以前か

ら採用している。

しかし、Nb を添加するとその添加量にもよるが、溶接入熱によって脆化する傾向がみられるため、大入熱溶接法を多用するわが国の造船所では不適であるとされてあまり採用されなかった。

最近になり、新制御圧延法などの新製造法の発展や、さらにはNbあるいはVなどの元素の金属組織に与える影響がより定量的に把握されるようになって、 $C_{eq}$  を抑制し、しかもHAZの脆化も従来のHT36材より改善された、いわゆるThermo-Mechanical Control Processによって製造された新HT36材(TMCP型HT36材)が、我国の製鉄メーカーにより提供されるようになった。

## 2.2 船体用高張力鋼の製造法の発展

各船級協会の規則によれば、船体用鋼材に対しては脱酸法、化学成分、圧延法と熱処理法が規定されている。圧延法と熱処理法については、圧延のまま、焼きならし及び従来の制御圧延が規定されている。

圧延のままあるいは焼きならしは、軟鋼材にも適用されるが、HT材の場合、その強度アップの分だけ、合金元素が増大する。いかえれば $C_{eq}$ が増大して溶接性が低下する。この溶接性の劣化は、強度の高いHT36材においてより顕著であり、この問題を解決する方法として、従来から化学成分としてNbを添加することや従来方式の制御圧延を適用することなどが行なわれている。前述のように、ヨーロッパにおいてはこのようなHT36材が船体構造に実用化されてきた。しかしNbの添加によって、HAZ及び溶接金属の靱性が特に大入熱溶接時に劣化する傾向がみられ、従来の制御圧延材は、焼きならし材に比較して靱性と材質の均一性において劣ることが問題視されていた。

一方、最近製鋼および圧延技術が進歩し、鋼材中の不純物元素であるP、Sなどをより低いレベルに抑えることが可能になってきた。それにより同じ $C_{eq}$ の鋼材であっても、従来の鋼材より靱性と強度を同時に高めることができるようになった。これが上述のTMCPと呼ばれるもので、最近実用化されるようになったものである。

従来の制御圧延法により製造された鋼板は靱性と材質の均一性に難があるため、E級鋼や板厚の厚いD級鋼には適用されておらず、また規則上でも焼きならしによるものしか認められていなかった。最近の新制御圧延法は高靱性が均一に確保できることが可能となり、焼きならしにかわるものとしてE級鋼などの高グレード鋼への適用がはかられている。

新制御圧延は製鉄各社で独自に開発実用化され、各社それぞれの方法ごとに製造名が付けられているが、これらの製造法を大きく分類すると、Type I、II及びIIIの3種類になる。

Type Iは、2相域圧延を行なうものである。この方法による鋼材は非常に靱性はすぐれているが、シャルピー試験などにおいて、いわゆるSEPARATION現象が生じる傾向にある。2相域圧延でも条件を変えることによりSEPARATION現象の少ない鋼材ができるようになった。SEPARATIONが有害であるか否かは別として、最近では、造船用の鋼材はSEPARATIONの少ない条件で製造されるようになっている。

Type IIは、この現象の防止と材質の均一化をさらに改善することをねらって、 $A_{r3}$ 変態点直上で圧延を終える製造方式である。

Type IIIは、 $A_{r3}$ 変態点の直上あるいは直下において制御圧延後、加速冷却を行なうものである。制御圧延の効果と加速冷却による組織制御の効果の両方をねらっている。

新制御圧延材の性能上の特長は、一言でいえば、 $C_{eq}$ を低く抑えられるため、その分だけ溶接性が改善されることにある。また、高靱性な性質が得られることから、従来のE級鋼の焼きならし工程を省略でき、さらに高靱性の特質を活かして、微量元素の添加や組織制御により、大入熱溶接に対してもHAZ靱性を確保可能な鋼材を提供し得るなどの特長を有している。

$C_{eq}$ は、その鋼材の溶接性、特に割れ感受性と密接な関係があることが知られており、 $C_{eq}$ が増大するととも

に割れ感受性が増加する。

HT 3 2材にType I又はType IIの新制御圧延法を適用した場合、従来のHT 3 2材よりも $C_{eq}$ の低減分だけ割れ感受性が改善されることになるので、現在のHT材の施工基準に決められている溶接材料、予熱、シートピーク制限などの施工条件を見直す必要がある。また、HT 3 6材に同様にType I又はType IIの方法を適用すれば、 $C_{eq}$ は従来のHT 3 2材と同等になることから、従来のHT 3 2材の施工条件を適用できることになる。さらに新制御圧延の特質をいかせば、従来のHT 3 2材より優れたHT 3 6材の製造も可能であり、この点も考慮して施工条件の見直しが必要であろう。

次に大入熱溶接の適用性については、新制御圧延材の方が、従来のHT材に比べて $C_{eq}$ が低い分だけ靱性が良くなり有利であると言える。新制御圧延材は従来型鋼材に比較して、同じ要求吸収エネルギー値に対して許容入熱量は大きい。さらに耐入熱性を改善するために微量元素の添加や組織制御を行えば、より許容入熱量を増加し得る。

Type IIIの鋼材は、一般には $C_{eq}$ はType I、Type IIより低い。HT 3 2材及びHT 3 6材でも $C_{eq}$ はほぼ軟鋼なみとなるものもあり、母材に関する溶接性は全く軟鋼なみとみなせる。Type IIIの鋼材は、急速冷却による組織制御効果によって強度を確保しているため、大入熱溶接を適用すると、軟化層があらわれるものもあるので、この点についての評価をする必要がある。

なお、60キロHT材などの焼き入れ、焼もどし材についても、同様な現象があらわれることは以前から知られている。HAZの軟化域が狭ければ、標準試験片による継手強度は若干低い値を示しても、広幅の試験では継手の強度は上昇するので、実際の構造物では実用上問題にならないのではないかと報告がある。船体構造の溶接継手として軟化域の影響が解明され、HT 3 6材に対して軟鋼と同様な溶接施工が可能となれば、Type IIIの実用化は造船所にとって大きな魅力である。

また、新制御圧延材の破壊靱性は、従来型鋼材に比較して優れており、特にType I及びIIの鋼材では、脆性亀裂伝播停止特性が極めて良好である。このため脆性亀裂のARRESTER部材としての適用性に大きな期待がよせられている。

なお、脆性亀裂伝播停止特性については、新制御圧延特有のSEPARATIONの生成との関係があるとの報告もあり、この点に関してはより詳細な評価が望まれるところである。

## 2.3 検討課題

新制御圧延材は、鋼板の製造の基本系である化学成分、圧延法、熱処理などを大幅に変革して、優れた溶接性と靱性を得ようとするものである。この特質を余裕として従来のHT材の施工法をそのまま適用するのではなく、この特質を施工面あるいは破壊強度の安全性の面に積極的に活用していかなければならない。そのためには検討しなければならない課題が多く残されている。

本研究部会はこれらの課題を検討調査し、その中で生じる問題点を解決することにより、次のような新HT材の有効な利用技術を確認するための基礎的検討資料を得ることを目的としている。

- (1) 新鋼材に対し従来施工法を適用した場合の評価、およびその材質に適合した新しい施工法の策定
  - a 予熱無し施工法の確立
  - b 大入熱高能率施工法の確立
  - c 非低水素系溶接棒とくに水平すみ肉溶接棒の実用化
  - d 線状加熱特性の検討
- (2) 新鋼材と新施工法を用いた船体構造の破壊に対する安全性評価法の確立とその安全性の確立
  - a 溶接部のBONDとHAZの破壊特性の把握と要求CRITERIAの設定

- b 高靱性母材と通常の靱性の溶接部よりなる継手の破壊に対する安全性評価法の確立
- c 母材および溶接継手に対する疲労強度特性の把握
- d 軟質溶接継手部の強度特性とその安全性評価法の確立

## 2.4 研究体制

新制御圧延材に関する研究は、製鉄所のPROCESS INNOVATIONに呼応して造船所のPROCESS INNOVATIONを図ろうとするものであり、本研究の成果は今後の船体構造のHT化、あるいは、工作法の合理化などにも大きくかかわる問題であるといえる。

研究の流れは、図 2.1 のようになるが、この中で本委員会は共通課題についての検討と、とりまとめを行い、専門別に分科会を設け、破壊特性と安全性評価については第1分科会が、溶接性および加熱特性については第2分科会が調査研究と実験にあたった。

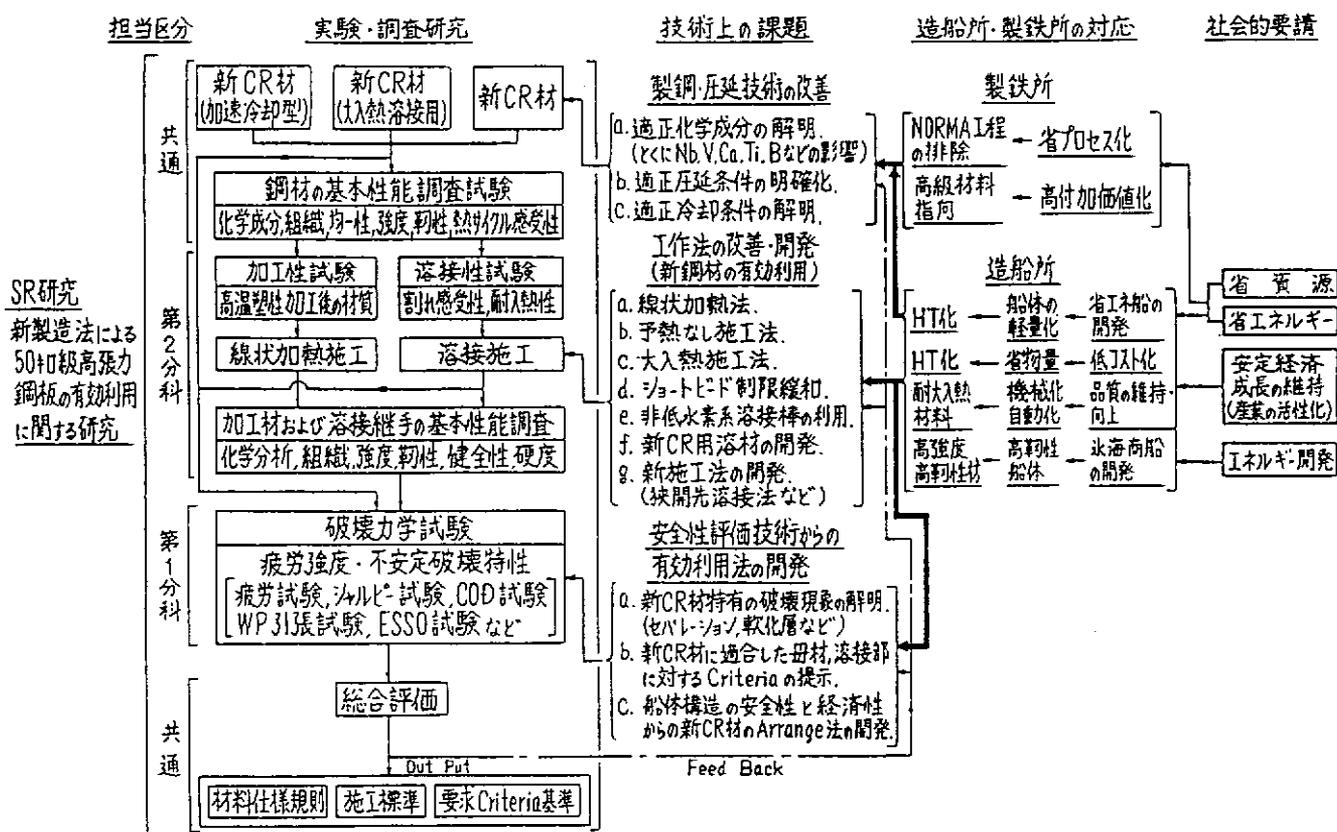


図 2.1 新制御圧延型船体構造用高張力鋼板に関する研究の流れとその背景

### 3. 本年度研究の概要

先に述べたType IIIの新HT材、すなわち水冷型の新制御圧延型(TMCP型)50キロ級高張力鋼板を対象に、母材および溶接継手部の破壊靱性を中心とした諸強度特性を把握した。また、水冷型のTMCP型50キロ級高張力鋼板と従来圧延型50キロ級高張力鋼板を対象に、耐溶接割れ特性を把握した。さらに、水冷型のTMCP型50キロ級高張力鋼板に対して、線状加熱加工特性・熱歪取り加工特性、ピース取外しガスガウジング特性などを把握した。

すなわち、第1分科会では、板厚2.5mmの水冷型のTMCP型降伏点32、36kgf/mm<sup>2</sup>級50キロ級高張力鋼A級鋼板(KA32、KA36鋼板、各々2チャージ、計4チャージ)と、同じく水冷型の板厚3.5mmのTMCP型降伏点36kgf/mm<sup>2</sup>級50キロ級高張力鋼E級鋼板(KE36鋼板、1チャージ)を供試して、母材および大入熱溶接継手部の各種破壊強度特性を把握した。なお、これらの供試鋼板は、全て大入熱溶接非対策の一般鋼板である。実施した試験内容ならびに試験分担を、表3.1に示す。さらに、試験結果及び考察は、後述の4章、5章に示す。

また、第1分科会では、本研究部会発足当初から、TMCP型50キロ級高張力鋼板大入熱溶接継手部の各種強度に関する考察・検討や、母材そのものの各種破壊靱性値に対する考察・検討を行なって来た。それらの検討は、現在も続行中であり、昭和60年春までには最終結論を出すことになっているので、中間報告ではあるが、後述の6章に若干の検討結果を示す。

一方、第2分科会では、板厚1.2.2.5mmの水冷型のTMCP型降伏点32、36kgf/mm<sup>2</sup>級50キロ級高張力鋼A級鋼板(K32A鋼板1チャージ、K36A鋼板2チャージ)と、従来圧延型のK36A鋼板(1チャージ)を供試して、耐溶接割れ特性に及ぼす炭素当量の影響や、溶接棒の水素量・強度の影響などを総合的に把握した。実施した試験内容ならびに試験分担を表3.2に示す。また、試験結果及び考察は、後述の7章に示す。

さらに、第2分科会では、板厚1.2.2.5mmの水冷型のTMCP型K32A鋼板(各2チャージ)を供試して、線状加熱加工特性、熱歪取り加工特性、及びピース取外しガスガウジング特性などを把握した。実施した試験内容ならびに分担を表3.3に示す。また、試験結果及び考察を、後述の8章に示す。



表 3.2 SR193 "新製造法による50キロ級高張力鋼板の有効利用に関する研究" 第2分科会  
第2年次(昭和58年度)試験内容ならびに試験分担(溶接割れ試験関係)

試験項目	試験目的	試験要領	鋼種				試験担当																																																
			符号				鋼材																																																
			K32A	K36A	K36A	K36A	S26	S30	S34	S38																																													
			Eq. (IACS)				従来法 (as milled)																																																
			製造法																																																				
			板厚 (mm)																																																				
			12	25	12	25	12	25	12	25																																													
低張力鋼板の 母材特性	低張力鋼板の諸性質を明証しておく	ビレット引張試験項目 A.L. シャルピイ衝撃試験温度は -40, -20, 0, 20°Cとす。 化学分析はレドレ, ナエフ	○	○	○	○	○	○	○	○	鋼材 メカー																																												
溶接部の製作	製作溶接部の目標性能 <table border="1" style="width: 100%; border-collapse: collapse;"> <thead> <tr> <th>用途</th> <th>サイズ (mm)</th> <th>(H) JIS (°C/100g)</th> <th>溶着金属種別 (mm)</th> <th>42~43</th> <th>47~48</th> <th>52~53</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td rowspan="3">全溶接部</td> <td>4.0φ</td> <td>~ 5</td> <td>AOL</td> <td>AOM</td> <td>AOM</td> <td></td> </tr> <tr> <td rowspan="2">400φ</td> <td>10~20</td> <td>—</td> <td>—</td> <td>AIM</td> <td></td> </tr> <tr> <td>25~35</td> <td>—</td> <td>A2M</td> <td>A2H</td> <td></td> </tr> <tr> <td rowspan="3">水平 溶接部</td> <td>4.0φ</td> <td>~ 5</td> <td>—</td> <td>FOM</td> <td>FOM</td> <td></td> </tr> <tr> <td rowspan="2">450φ</td> <td>10~20</td> <td>—</td> <td>F1M</td> <td>F1H</td> <td></td> </tr> <tr> <td>550φ</td> <td>25~35</td> <td>F2L</td> <td>F2M</td> <td>F2H</td> <td></td> </tr> </tbody> </table> シャルピイ特性: プレート2相当 (v <sub>50</sub> 2.4, 0.495-m)	用途	サイズ (mm)	(H) JIS (°C/100g)	溶着金属種別 (mm)	42~43	47~48	52~53	全溶接部	4.0φ	~ 5	AOL	AOM	AOM		400φ	10~20	—	—	AIM		25~35	—	A2M	A2H		水平 溶接部	4.0φ	~ 5	—	FOM	FOM		450φ	10~20	—	F1M	F1H		550φ	25~35	F2L	F2M	F2H		NK規則K13諸試験 ○ 全溶着引張試験 (NK U14A号) ○ 全溶着シャルピイ試験 (NK U4号) ○ 化学分析 ○ 水素量測定 (JIS) ○ 硬さ試験									溶接部 メカー
用途	サイズ (mm)	(H) JIS (°C/100g)	溶着金属種別 (mm)	42~43	47~48	52~53																																																	
全溶接部	4.0φ	~ 5	AOL	AOM	AOM																																																		
	400φ	10~20	—	—	AIM																																																		
		25~35	—	A2M	A2H																																																		
水平 溶接部	4.0φ	~ 5	—	FOM	FOM																																																		
	450φ	10~20	—	F1M	F1H																																																		
		550φ	25~35	F2L	F2M	F2H																																																	
溶接部 の母材特性	低張力鋼板の諸性質を明証しておく	交合溶接部 ○ 溶接金属引張試験 (JIS Z 3111-2号) ○ 溶接部引張試験 (NK U2A号) ○ 曲げ試験 (NK B-2号) ○ シャルピイ試験 (NK U4号) ○ 硬さ試験	—	○	—	○	—	○	—	○	溶接部 メカー 引張機 神鋼																																												
		上向き内溶接部 ○ 溶接金属引張試験 (JIS Z 3111-3号) ○ 硬さ試験	○	—	○	—	○	—	○	—																																													
		下向き内溶接部 ○ 溶接金属引張試験 (JIS Z 3111-3号) ○ 硬さ試験	○	—	○	—	○	—	○	—																																													
		下向き内溶接部引張試験 (JIS Z 3131-4号) 側面下向き内溶接部せん断試験 (JIS Z 3132-1号)	○	—	○	—	○	—	○	—	○	川重																																											
角材Y形 溶接部引張 試験 (JIS Z 3138 参照)	溶接部の水素量、強度とHAZの低温割れ特性の関係を調査す。	試験温度: 0, 25, 50, 75, 100°C 溶接部の種類: 6種類	—	○	—	○	—	○	—	○	三井																																												
		試験温度: 0, 25, 50, 75, 100°C 溶接部の種類: 7種類	—	○	—	○	—	○	—	○	三菱																																												
角材内溶接 部引張試験	溶接部の水素量、強度と溶接部引張特性の関係を調査す。	試験温度: 0, 25, 50°C 溶接部の種類: 6種類 溶接法: 上向きバズ	—	○	—	○	—	○	—	○	鋼管																																												
		試験温度: 0, 25°C 溶接部の種類: 7種類 溶接法: 水平バズ	—	○	—	○	—	○	—	○	住重																																												
角材溶接部引張 試験	溶接部の水素量、強度と溶接部引張特性の関係を調査す。	試験温度: RT 溶接部: 全溶接部6種類 溶接法: 横向きバズ	—	○	—	○	—	○	—	○	日立																																												
炭素当量等の 検討	HAZの硬さ、低温割れ特性種々の炭素当量式で整理し、各者の炭素当量を検討す。	1年次、2年次の試験データから検討す。	—	—	—	—	—	—	—	—	鋼板 引張機 新日鐵 住金																																												

表 3.3 SR193 “新製造法による 50 キロ級高張力鋼板の有効利用に関する研究” 第 2 分科会第 2 年次  
線状加熱加工特性, 再加熱加工特性についての試験内容ならびに試験分担

試験項目	試験目的	試験要項 (試験内容)	鋼種(板厚)							試験法 有担	加熱法 加工担	試験 担当		
			K32A (12mm)	K32A (25mm)	K32A (42mm)	K32A (25mm)	K36A (25mm)	K36A (42mm)	K36A (42mm)					
			符号	S26 (M)			S30 (N)			(P)	(Q)	(R)		
			Ceq	0.26			0.30			0.30	0.34	0.38		
			製造法	TM(II)	TM(II)	TM(II)	TM(II)	TM(II)	TM(II)	CP				
1) 再現熱サイクル試験	試験片全体に均一な熱サイクルを受けられた場合の材料特性を把握する。	試験項目 2), 3) の加熱冷却に依った熱サイクル試験を行なう。 [引張試験 V-シャルピ-衝撃試験 COD 曲げ試験 ミクロ組織 硬さ試験]	○	—	○	—	○	○	○	石橋	鋼板加工 新日鉄住金 川鉄 日本鋼管 神鋼	鋼板加工 新日鉄住金 川鉄 日本鋼管 神鋼	五起5社	
2) 線状加熱加工特性の把握	JSQS より 前熱な再加熱冷却を受けた場合の強度, じん性を調査する。	加熱冷却条件(加熱表面F1mmの位置) ① 950℃まで加熱, 加熱直後水冷 ② 950℃まで加熱, 600℃まで空冷後水冷 ③ 850℃まで加熱, 加熱直後水冷 [引張試験 曲げ試験 V-シャルピ-衝撃試験 COD 曲げ試験 ミクロ組織, マクロ組織 硬さ試験]	○	—	○	—	—	—	—	石橋	石橋	S26 (高張力) — S30 (日本鋼管)		
3) 熱垂取り加工特性の把握	板厚のかなり深い部分まで熱影響を受けるといふ再加熱冷却を受けた場合の強度, じん性を調査する。	加熱冷却条件(板厚中央部位置) ① 850℃まで加熱, 加熱直後水冷 ② 850℃まで加熱, 加熱後空冷 [引張試験 曲げ試験 V-シャルピ-衝撃試験 COD 曲げ試験 ミクロ組織, マクロ組織 硬さ試験]	○	—	○	—	—	—	—	石橋	石橋	S26 (高張力) — S30 (日本鋼管)		
4) ピース外しガスガウジング特性の把握	吊りピースなどの溶接とガスガウジング作業による再加熱冷却を受けた場合のじん性を調査する。	吊りピースを想定して溶接後ガスガウジングにより, ピードはつりを行なった試験材に対する。 [V-シャルピ-衝撃試験 マクロ組織 硬さ試験]	○	—	○	—	—	—	—	石橋	石橋	石橋		

とりまとめ担当: 石橋 吳, 長崎文

#### 4. 母材強度特性についての共同実験結果及び考察

##### 4.1 共同実験の概要

鉄鋼5社各社で1チャージづつ製造された、水冷型のTMCP型50キロ級高張力鋼板5チャージを供試した。すなわち、KA32鋼板(板厚25mm)とKA36鋼板(板厚25mm)を各々2チャージと、KE36鋼板(板厚35mm)を1チャージ供試した。なお、これら5チャージの供試鋼板は、いずれも大入熱溶接非対策鋼である。

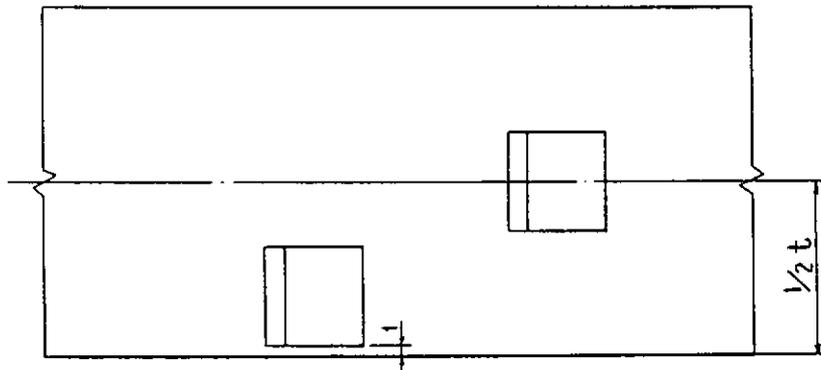
供試鋼符号、目標炭素当量、実施した試験内容および試験分担などを、表4.1.1に示す。さらに、各試験項目別の試験内容を、表4.1.2および図4.1.1～図4.1.5などに示す。

表4.1.1 母材特性試験内容・分担一覧

供試鋼板	鋼種(大入熱溶接非対策鋼)			KA32		KA36		KE36
	炭素当量, Ceq. (%)	0.26~0.27	0.29~0.30	0.29~0.30	0.33~0.34	0.33~0.34		
	板厚(mm)	25	25	25	25	35		
	供試鋼板製造メーカー	M	N	P	Q	R		
	供試鋼(試験片)符号	32A25M	32A25N	36A25P	36A25Q	36E35R		
試験内容		試験片製作および試験実施場所						
母材特性	化学成分	チェック分析	1ヶ所					
	引張試験(L,T,Z)	L,T,Z:各7本	21本					
	V-ノッチシャルピ-衝撃試験(L,T,Z)	L,T:½t, 面 Z:½t 820k	100本					
	COD曲げ試験(L,T,Z)	L,T,Z:各10本	30本					
	中央切欠(板厚貫通)大形引張試験	L:4枚	4枚	M	N	P	Q	
	ESSO/二重引張試験	KE36のみ,L:4枚	4枚					
	落重試験	L:10本	10本					
	歪時効V-ノッチシャルピ-衝撃試験	T:5%時効, ½t, 20本	20本					
	母材S-N線図の把握(L)	室温:7~10本	7~10本					
	母材疲労電裂伝播試験(L)	KA36のみ, 室温:2枚	2枚					
多層盛突合せ溶接継手部S-N線図の把握	小入熱多層盛SAW継手	7~10本						

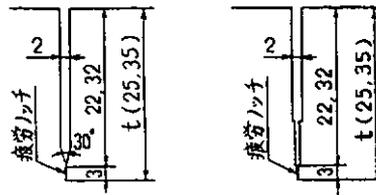
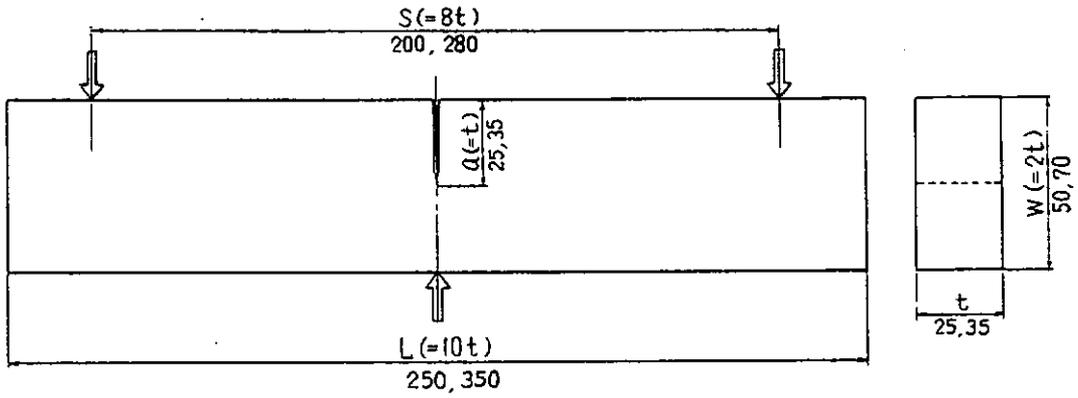
表 4.1.2 母材特性試験項目および試験内容

試験項目	試験内容	備考
化学成分	チエック分析, 5元素以外も意識的に入れた元素は全て分析する。	
引張試験(L, T, Z)	L, T: NK UI4A号; Z: SR193-I-12による; 各7本供試する。L, T, Z方向試験片共, 室温~-196°Cの7温度(室温, -40°C, -80°C, -120°C, -150°C, -170°C, -196°C)で試験実施。 降伏応力, 引張強さ, 伸び, 絞りを計測する。	
V-ノッチシャルピー衝撃試験(L, T, Z)	L, T: 1/2t部, 表層部; Z: EBWにより補助材と供試鋼板表面に溶接, ノッチ位置は1/2t部, 亀裂進展はL方向; 各20本で吸収エネルギー~温度, 脆性破面率~温度遷移曲線を求める。	図4.1.1 参照
COD曲げ試験(L, T, Z)	L, T方向, およびZ: EBWにより補助材と供試鋼板表面に溶接, ノッチ位置は1/2t部, 亀裂進展はL方向; 各々10本供試し, 室温~-196°Cの適当な温度で, 限界COD( $\delta_c$ )値と温度との関係を求める。	図4.1.2 参照
中央切欠(板厚貫通)大形引張試験	L方向より, 幅400mmの中央切欠(板厚貫通)付標準型試験片を4枚製作し, 4温度で各1枚供試する。 破壊応力値, $K_{IC}$ 値, 限界COD( $\delta_c$ )値と温度との関係を求める。	図4.1.3 参照
ESSO/二重引張試験	L方向より, 幅400mmの標準型ESSO試験片, または伝播部幅500mmの標準型二重引張試験片を4枚製作し, 供試する。試験は全て温度勾配型で実施する。 $K_{Ic}$ 値と温度との関係を求める。なお, 可能なら, 亀裂速度の変化や荷重低下も計測する。	図4.1.4 参照
落重試験	L方向より, タイプ1型(25.4 <sup>t</sup> (25 <sup>t</sup> )×89 <sup>w</sup> ×356 <sup>l</sup> )試験片を10本採取, 製作し, ASTM E208(1975)に従って試験を実施する。 NDT 温度を求める。	
至時効V-ノッチシャルピー衝撃試験	T方向より, 平行部幅130mmの平板引張試験片を製作し, 室温にて5%の引張り歪を与え, 250°C×30分間の時効処理後, 板厚中央(1/2t)部より標準V-ノッチシャルピー衝撃試験片を20本採取し, 供試する。 吸収エネルギー~温度, 脆性破面率~温度遷移曲線を求める。	図4.1.5 参照
母材S-N線図の把握(L)	(詳細は4.9.1項に記す)	
母材疲労亀裂伝播試験(L)	(詳細は4.9.2項に記す)	
多層盛突合せ溶接継手部S-N線図の把握	(詳細は5.7.1項に記す)	



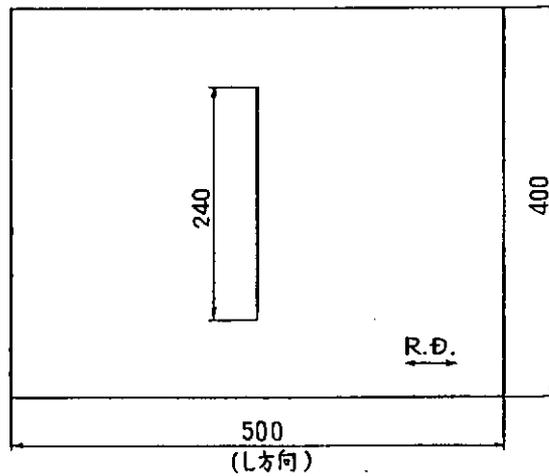
L,T方向試験片採取要領

図 4.1.1 V-ノッチシャルピー衝撃試験片採取要領



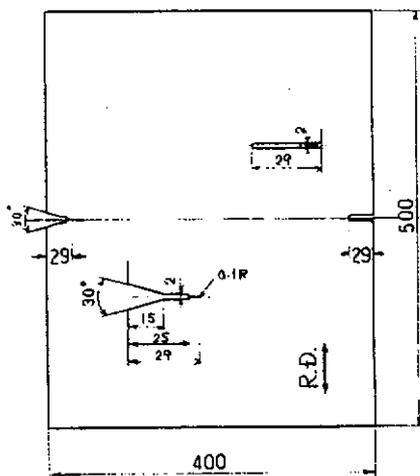
切欠き部詳細

図 4.1.2 COD曲げ試験片形状

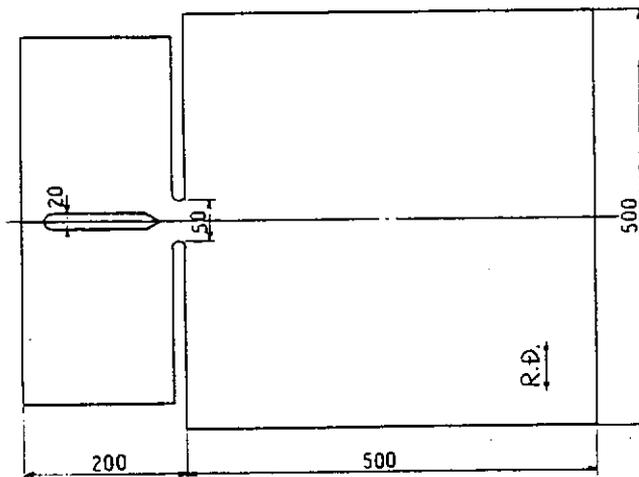


切欠き先端は0.1 Saw Cut とする。

図 4.1.3 中央切欠(板厚貫通)大形引張試験片形状



ESSO 試験片形状



二重引張試験片形状

図 4.1.4 ESSO/二重引張試験片形状

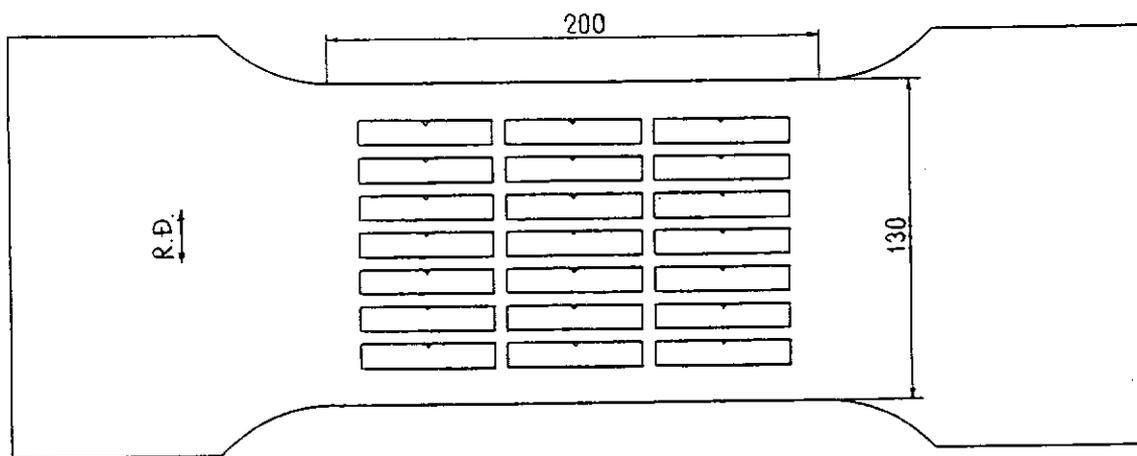


図 4.1.5 歪時効V-ノッチシャルピー衝撃試験片採取要領

## 4.2 化学成分

供試材料の化学成分（Check 値）および $P_{CM}$ と $C_{eq}$ （WES, IACS）との関係をそれぞれTable 4.2.1, Fig 4.2.1に示す。32A25M, 32A25Nは板厚25mmのKA32鋼, 36A25P, 36A25Qは板厚25mmのKA36鋼, 36E35Rは板厚35mmのKE36鋼であり、いずれも水冷型TMCP鋼である。目標 $C_{eqIACS}$ はそれぞれ32A25M:0.27%, 32A25N:0.30%, 36A25P:0.30%, 36A25Q:0.33%, 36E35R:0.33%である。

KA32, KA36鋼はC量が0.13~0.16%と高く, Mn量が0.72~1.04%の範囲で低い。とくに, 32A25Mおよび36A25Pでは0.9%以下である。

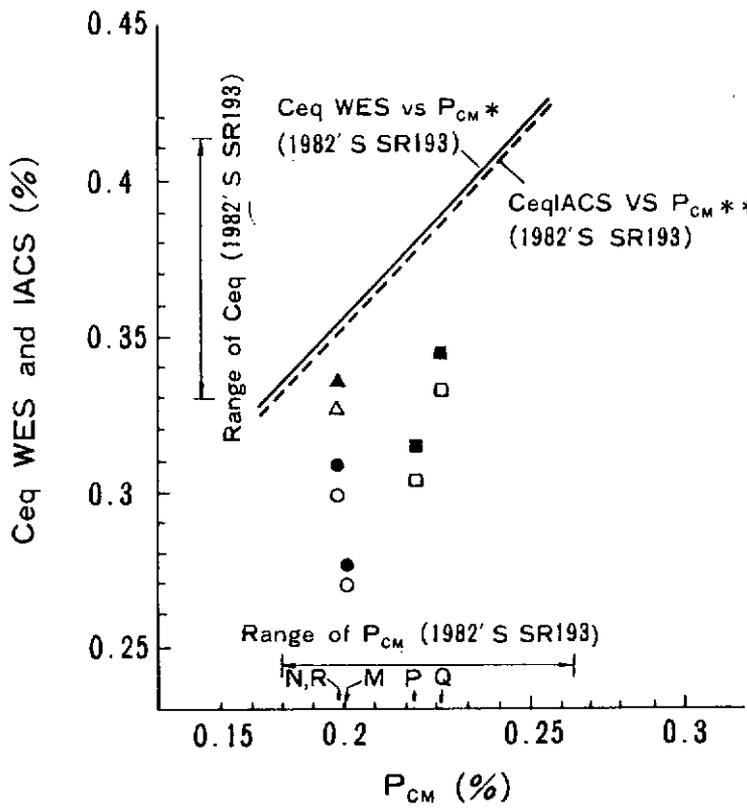
KE36鋼の36E35RはC:0.12%, Mn:1.24%であり, KA32, 36鋼に比べてC/Mn比は小さくなっているが, 非水冷型TMCP鋼の前年度の供試材と比較してC量はやや高く, Mn量はやや低い。また, KE36鋼も含めてSi-Mnの成分系であり, 大入熱対策は行なわれていない。

$C_{eq}$ と $P_{CM}$ との関係は, 基本的には $C_{eq}$ が高い程 $P_{CM}$ も高いが, 32A25Mと32A25Nとでは前者の方がC量が多いのに対してMn量が少なく,  $C_{eq}$ が低いにもかかわらず $P_{CM}$ はやや高かった。また, 前年度の供試材（非水冷型TMCP鋼:KE36）と比較して, 今年度の水冷型TMCP鋼は $P_{CM}$ が同じ範囲内であるのに対して $C_{eq}$ は図中に示した相関式より低いレベルにあった。また, 今年度は鋼種が少なく, 相関式の作成は困難であった。

Table 4.2.1 Chemical composition of test steel

Steel	Grade	Plate thickness (mm)	Chemical composition (Check) (%)						$C_{eq}$ IACS (%)	$C_{eq}$ WES (%)	$P_{CM}$ (%)
			C	Si	Mn	P	S	Al			
32A25M	KA32	25	.15	.14	.72	.018	.005	.028	.270	.276	.191
32A25N	KA32	25	.13	.21	1.02	.009	.002	.044	.300	.309	.188
36A25P	KA36	25	.16	.25	.87	.014	.003	.030	.305	.315	.212
36A25Q	KA36	25	.16	.27	1.04	.017	.003	.038	.333	.345	.221
36E35R	KE36	35	.12	.22	1.24	.016	.001	.024	.327	.336	.189

- (Note) 1.  $C_{eq} IACS = C + Mn/6 + (Cr + Mo + V)/5 + (Ni + Cu)/15$  (%)  
 2.  $C_{eq} WES = C + Si/24 + Mn/6 + Ni/40 + Cr/5 + Mo/4 + V/14$  (%)  
 3.  $P_{CM} = C + Si/30 + Mn/20 + Cu/20 + Ni/60 + Cr/20 + Mo/15 + V/10 + 5B$  (%)



(Note) 1.

	CeqWES	CeqIACS
KA32	●	○
KA36	■	□
KE36	▲	△

2. \* :  $CeqWES = (1.05 \times P_{CM} \times 100 + 15.68) \times 1 / 100 (\%)$   
 \*\* :  $CeqIACS = (1.06 \times P_{CM} \times 100 + 15.28) \times 1 / 100 (\%)$   
 for KE36(TMCP Steel)

Fig 4.2.1 Relationship between Ceq (WES, IACS ) and P<sub>CM</sub>

### 4.3 引張り強度特性

常温における引張り試験結果は、表 4.3.1 に示すとおりで、いずれの圧延材も、KA32、KA36 および KE36 のそれぞれの NK 規格を満足する。

次に、低温引張り試験によって得られた降伏点 ( $\sigma_y$ )、および引張り強さ ( $\sigma_u$ ) と温度との関係の一例を、 $\sigma_y$ 、 $\sigma_u$  の対数を絶対温度  $T_K$  の逆数  $1/T_K$  に対してプロットして図 4.3.1 に示す。 $\sigma_y$ 、 $\sigma_u$  とともに試験温度の低下と共に上昇することが明らかで、次式の直線関係に近似される。

$$\begin{aligned}\sigma_y &= A \exp\left(\frac{B}{T_K}\right) \\ &= \sigma_{y0} \exp\beta\left(\frac{1}{T_K} - \frac{1}{293}\right) \quad (4.3.1) \\ &(\sigma_{y0} : 20^\circ\text{C での } \sigma_y)\end{aligned}$$

$$\begin{aligned}\sigma_u &= A' \exp\left(\frac{B'}{T_K}\right) \\ &= \sigma_{u0} \exp\alpha\left(\frac{1}{T_K} - \frac{1}{293}\right) \quad (4.3.2) \\ &(\sigma_{u0} : 20^\circ\text{C での } \sigma_u)\end{aligned}$$

上式において  $\sigma_{y0}$ 、 $\sigma_{u0}$  は 20℃ の値としたが、実際には室温あるいは 15℃ での実験値を 20℃ の値と做すことにする。

各供試材の引張り試験結果を最小自乗法により式 (4.3.1)、(4.3.2) にあてはめて得られた結果をまとめて表 4.3.2 に示す。この結果を用いれば、各供試材について任意の温度の降伏点及び引張り強さが推定できる。

また、日本鉄鋼協会“データシートシリーズ 4”では軟鋼から高張力鋼まで広範囲な降伏点を有する鋼材に対する  $\beta$  と  $\sigma_{y0}$  の相関を求めており、その調査結果に今年度の結果および昨年度の結果を合わせてプロットしたものが図 4.3.2 である。若干バラツキが認められるもののプロット点は日本鉄鋼協会の提案式に乗っていると判断され、本年度および昨年度の供試鋼の低温引張り特性は従来鋼のそれとほぼ等しいものと推定される。

### 4.4 V ノッチシャルピー衝撃特性

各供試材の V ノッチシャルピー衝撃特性を表 4.3.1 に引張り強度特性と合わせて示す。同表中、エネルギー遷移温度  $v Tr_E$  は、エネルギー遷移曲線の上限値の  $1/2$  のエネルギー値を示す温度から求めた場合を  $v Tr_{s,u}$  と記し、実験結果で 100% 延性破面を示す際のエネルギー値の  $1/2$  を示す温度から求めた場合を  $v Tr_{s,s}$  として示しており、同表において空欄の部分はエネルギー遷移曲線の上限値が得られていないため、エネルギー遷移温度が求められなかったものである。

衝撃試験は各供試材の板表面下 1mm と板厚中央から採取した試験片を用いて、それぞれ L、T、Z 方向について行っており、各温度で行なった 3 個の実験結果の脆性破面率と吸収エネルギーの平均値によるシャルピー衝撃特性を図 4.4.1(a)~(c) に示す。鋼種により立上りに若干の相違が認められるものの、吸収エネルギーは規格要求値を満たしている。

次に試験片採取位置がシャルピー衝撃特性に与える影響を調べたものが図 4.4.2(a)(b) である。L、T 方向共に、板厚中央より板表面下 1mm から採取したものの靱性が優れているが顕著な差異は認められない。

さらに衝撃特性を WES のマスターカーブと比較したものが図 4.4.3 であり、上限値が若干高いといえよう。

表 4.3.1 に示したエネルギー遷移温度  $v Tr_E$  と破面遷移温度  $v Tr_s$  の両者の相関を昨年度の結果と合わせて示したものが図 4.4.4(a)(b) である。図よりエネルギー遷移曲線の上限値の  $1/2$  より求めた  $v Tr_{E,u}$  と 100% 延性破面を示

す時の  $\frac{1}{2}$  エネルギーの温度から求めた  $vTrs, s$  の両者共に破面遷移温度  $vTrs$  に対して 1 : 1 の良好な相関がみられ、本実験結果に関する限り、L、T方向について新制御圧延材では  $vTrs$  に対し  $vTrE$  がやゝ高温側に分布しており、従来鋼とは逆の傾向となっている。

Table 4.3.1 Mechanical properties of mother plates

Kind	Grade	Thick-ness (mm)	Direc-tion	Tensile Test (Room Temp.)						Impact Test								
				Samp-ling	Y.P. (kgf/mm <sup>2</sup> )	U.T.S <sub>2</sub> (kgf/mm <sup>2</sup> )	El. (G.L. + 565 (Å)) (%)	R.A. (%)	Samp-ling	vTs (°C)	vTrE <sub>50</sub> (°C)	vTrE <sub>100</sub> (°C)	vE, 0°C (Ave.) (kgf.m)	Samp-ling	vTs (°C)	vTrE <sub>50</sub> (°C)	vTrE <sub>100</sub> (°C)	vE, 0°C (Ave.) (kgf.m)
32A25M	KA32	25	L	1/2 t	34.6	52.6	32.0	75.0	*	-24	-	-35	20.5	1/2 t	+10	+10	+10	6.3
			T	-	36.2	53.4	25.0	66.0	-	+14	-	-4	8.2	-	+22	+10	+10	4.3
			Z	-	35.2	53.2	14.0	35.0	-	-	-	-	-	-	+30	+20	+20	1.5
L			1/2 t	38.3	50.1	30.0	75.0	*	-66	(-56)	-58	27.0	1/2 t	-55	-49.5	-51	27.7	
T			-	41.3	51.0	30.7	71.3	-	-45	-	-39	18.8	-	-40	-39	-39.5	21.5	
Z			-	37.3	48.9	37.8	78.2	-	-	-	-	-	-	-	-9.5	-	-120	11.5
36A25P	KA36	25	L	1/2 t	37.5	52.8	35.0	74.0	*	-52	-	-55	20.9	1/2 t	-44	-	-44	20.1
			T	-	37.8	52.5	32.0	71.0	-	-61	-	-60	19.8	-	-52	-52	23.1	
			Z	-	38.2	52.7	36.0	77.0	-	-	-	-	-	-	-2	(-4)	-	9.3
L			1/2 t	39.0	53.0	43.3	78.9	*	-58	-	-59	28.3	1/2 t	-48	-	-48	27.9	
T			-	40.0	53.0	37.7	73.7	-	-43	-	-	20.4	-	-37	-	-44	16.7	
Z			-	41.0	53.5	34.0	73.9	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
36E35R	KE 36	35	L	1/4 t	37.6	53.2	35.0	79.0	*	-87	-89	-89	27.8 <sup>(4)</sup>	1/2 t	-87	-84	-85	27.5 <sup>(4)</sup>
			T	-	38.3	54.4	32.0	77.0	-	-81	-81	-81	23.9 <sup>(4)</sup>	-	-76	-77	-77	23.5 <sup>(4)</sup>
			Z	-	39.9	51.6	27.0	69.0	-	-	-	-	-	-	-29	-38	-38	8.2 <sup>(4)</sup>

(1) Mark \* : 1 mm under plate surface (4) vE at -40°C  
 (2) Temperature of 1/2 upper shelf energy  
 (3) Temperature of 1/2 energy of 100% shear fracture

Kind	Direc-tion	$\sigma_{uo}$ (kgf/mm <sup>2</sup> )	$\alpha$ (K)	$\sigma_{yo}$ (kgf/mm <sup>2</sup> )	$\beta$ (K)
32A25M	L	52.6	68.2	34.6	122.9
	T	53.4	66.5	36.2	116.5
	Z	53.2	66.5	35.2	120.3
32A25N	L	50.1	61.6	38.3	96.8
	T	51.0	63.0	41.3	90.1
	Z	48.9	66.0	37.3	102.0
36A25P	L	52.8	61.3	37.5	98.2
	T	52.5	62.5	37.8	98.8
	Z	52.7	65.4	38.2	105.9
36A25Q	L	53.0	70.5	39.0	103.1
	T	53.0	67.6	40.0	96.5
	Z	53.5	62.6	41.0	85.3
36E35R	L	53.2	57.4	37.6	93.0
	T	54.4	54.1	38.3	94.3
	Z	51.6	48.7	39.9	71.3

Table 4.3.2

$\sigma_{uo}$  (Tensile strength at room temperature) and  $\alpha, \sigma_{yo}$  (Yield point at room temperature) and  $\beta$  for tensile test of low temperature

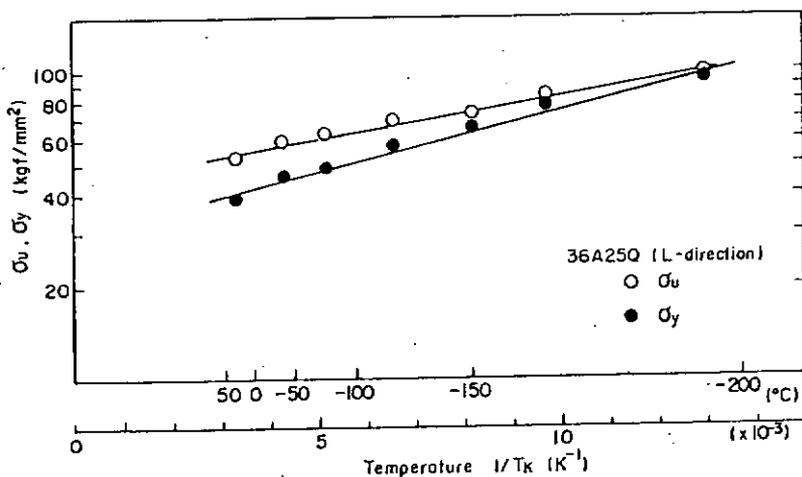


Fig 4.3.1

Tensile strength ( $\sigma_u$ ) and yield point ( $\sigma_y$ ) at each temperature for tensile test

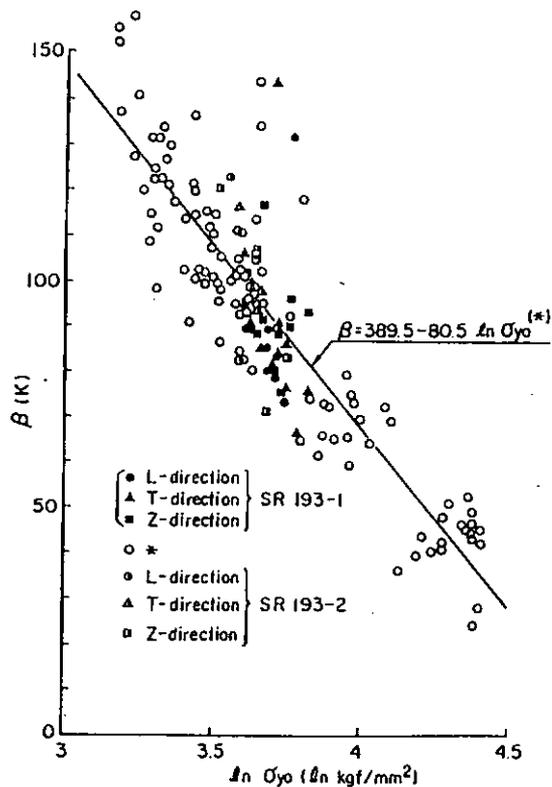


Fig 4.3.2 Correlation between  $\beta$  and  $\sigma_{yo}$  for tensile test of low temperature  
 (\* : The Iron and Steel Institute of Japan.  
 "Date Sheet Series 4". (1982). P 80 )

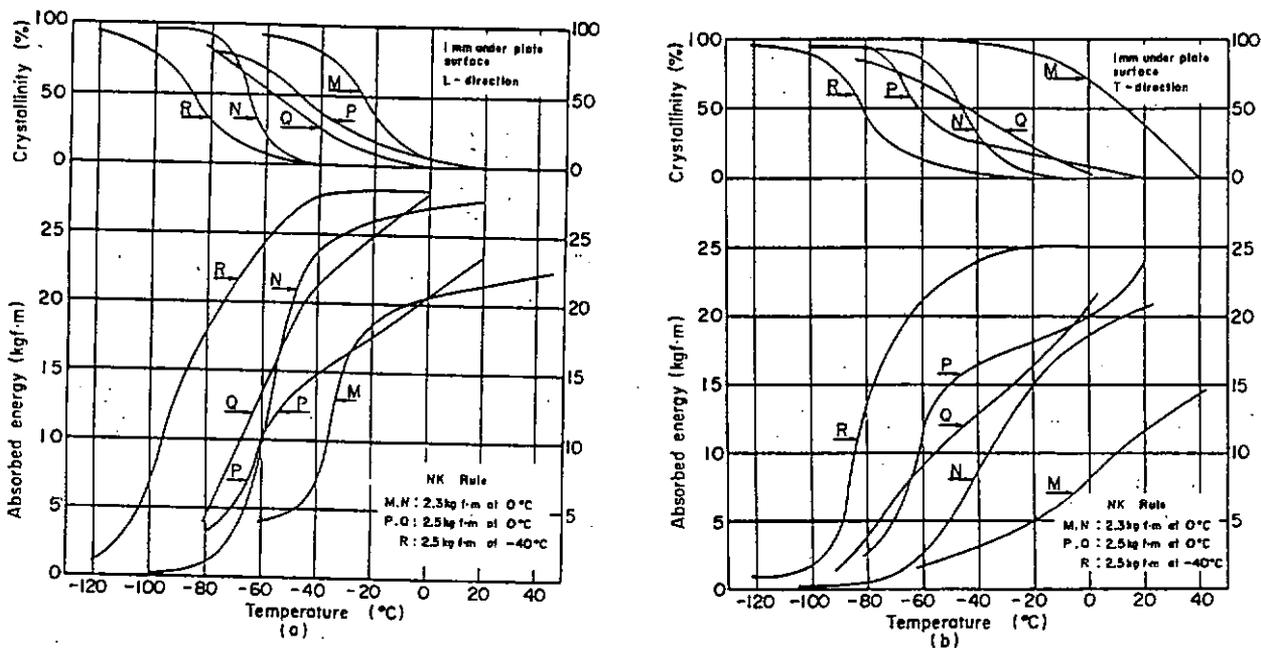


Fig 4.4.1 Relation between cristallinity and absorbed energy at each temperature for V-Charpy impact test of test plates

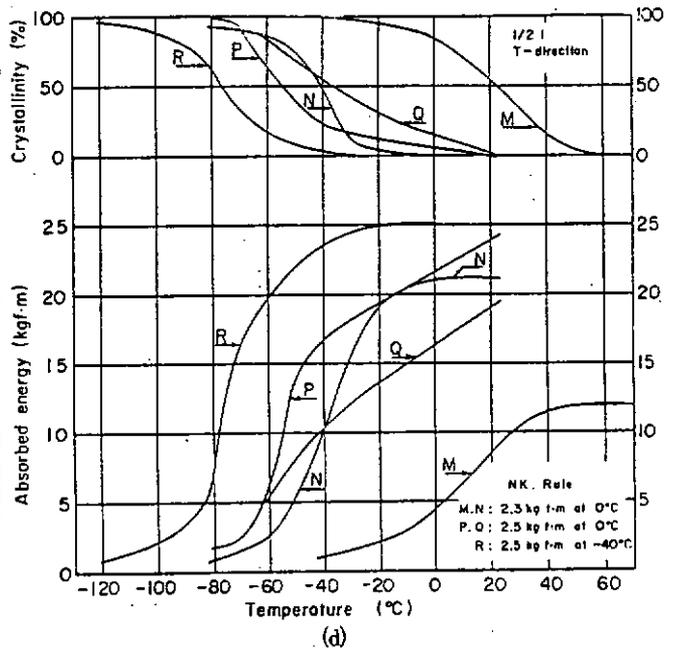
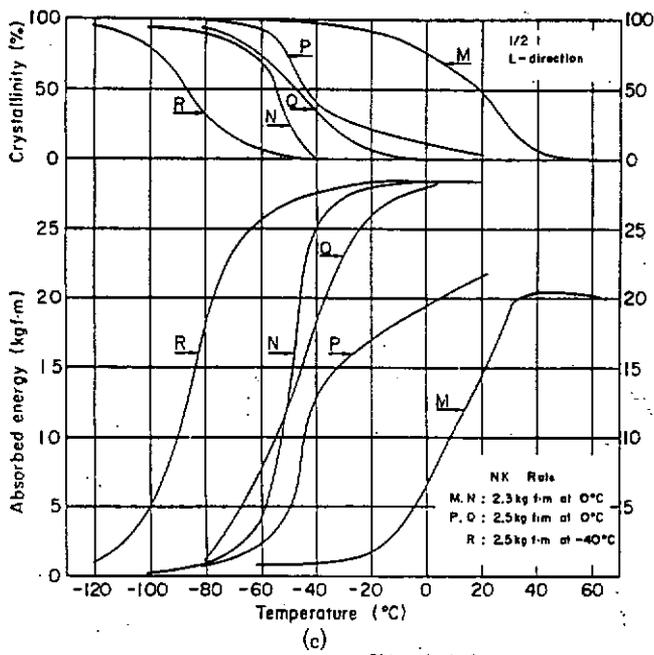


Fig 4.4.1

Relation between cristallinity and absorbed energy at each temperature for V-Charpy impact test of test plates

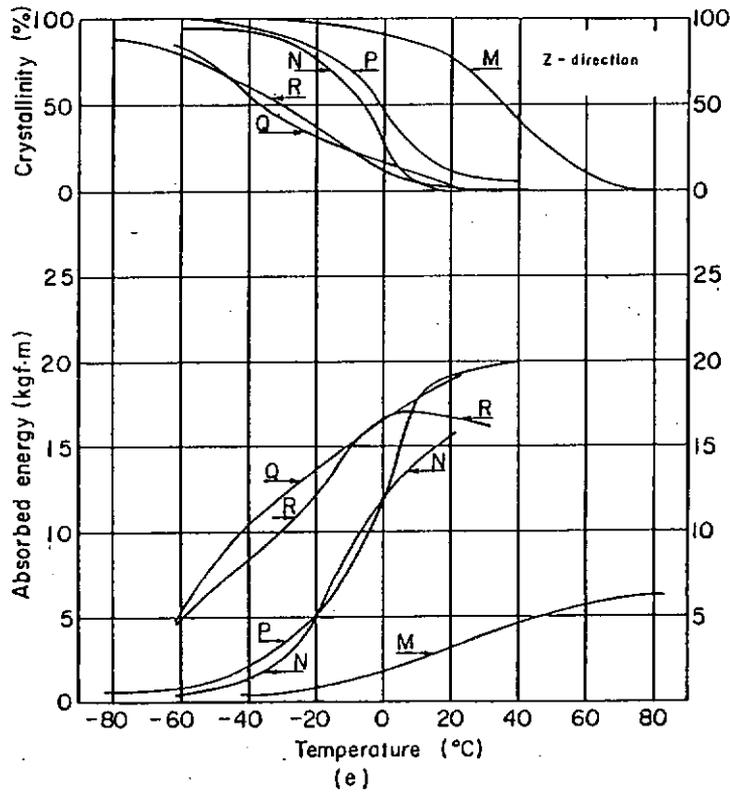


Fig 4.4.1 Relation between cristallinity and absorbed energy at each temperature for V-Charpy impact test of test plates

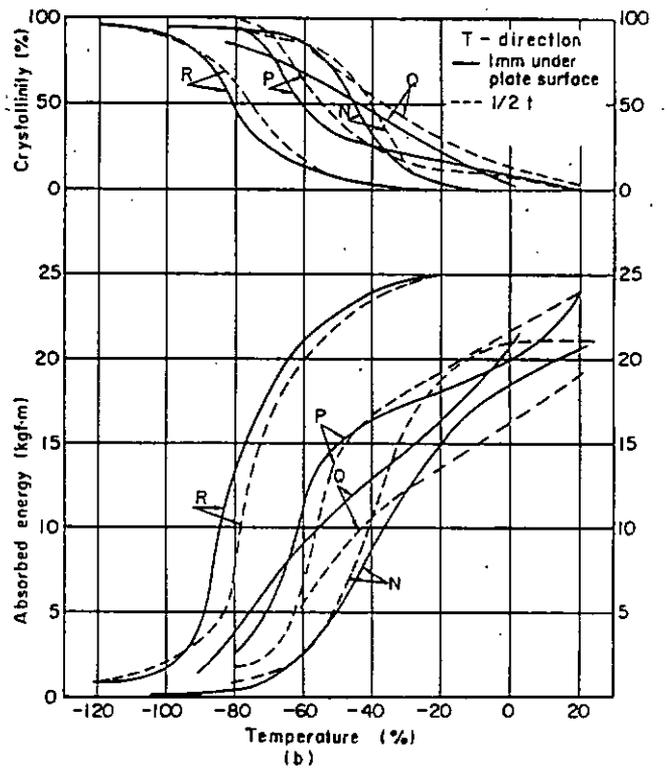
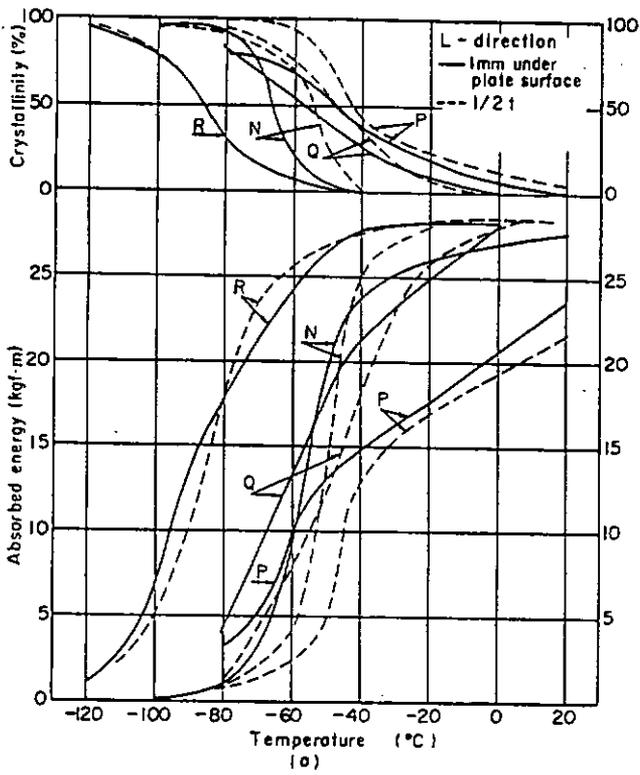


Fig 4.4.2 Effect of position of sampling for V-Charpy impact test of mother plate

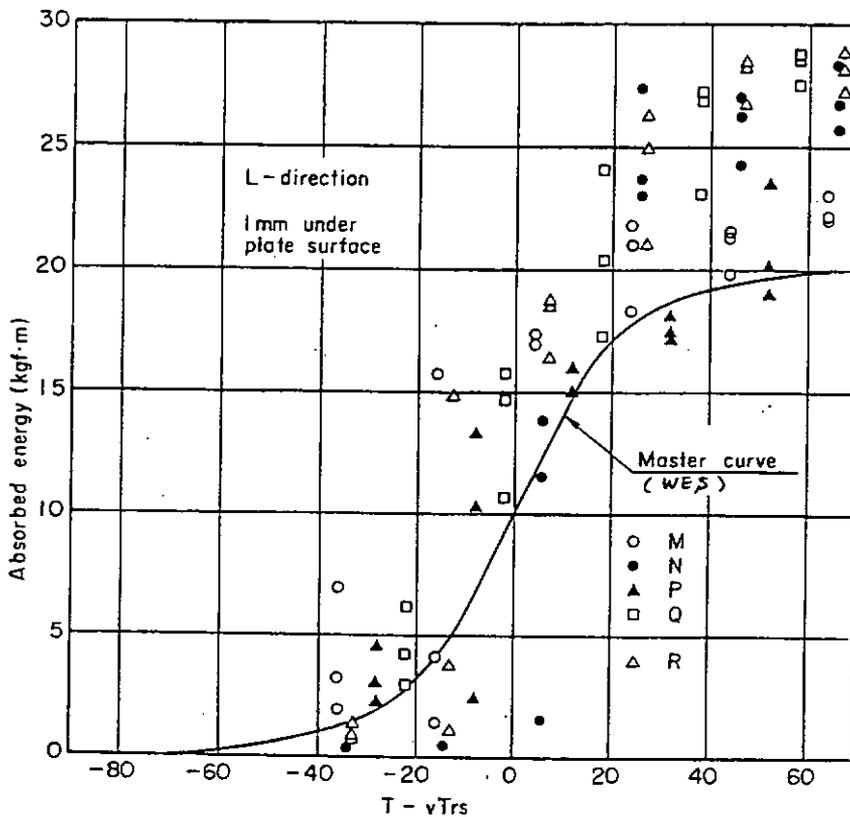


Fig 4.4.3 Result of V-notch Charpy impact tests

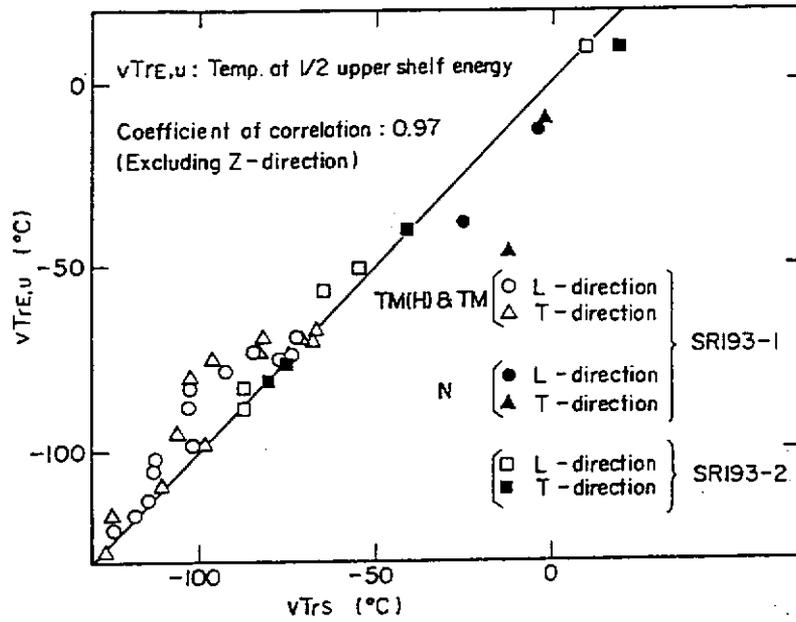


Fig 4.4.4 (a) Correlation between  $vTr_{E,u}$  and  $vTr_s$  for V-Charpy impact test of test plates.

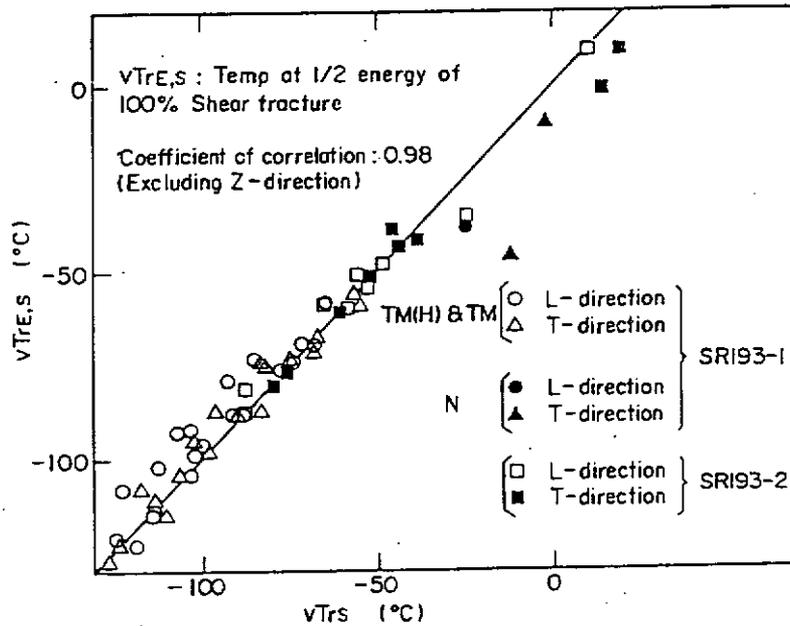


Fig 4.4.4 (b) Correlation between  $vTr_{E,s}$  and  $vTr_s$  for V-Charpy impact test of test plates

## 4.5 破壊靱性

### 4.5.1 COD曲げ試験結果

新制御圧延熱加工処理 Type III (水冷型) で製造された KA 3 2 鋼, KA 3 6 鋼, KE 3 6 鋼母材の L, T, Z 方向の各 COD 試験結果を, それぞれ図 4.5.1.1 ~ 図 4.5.1.3 に示す。また, 各図中には, 昭和 57 年度研究で得られた新制御圧延熱加工処理 Type II (非水冷型) および従来製造法 (ノルマ) による KE 3 6 鋼母材の限界 COD 値を比較のために示した。なお, ノルマ材は, 従来鋼の平均的な破壊靱性値を示す鋼材として製作されたものである。これらの図から以下のことがわかる。

- ① M 鋼の限界 COD 値は, L, T, Z 方向とも, 同じ KA 3 2 鋼の N 鋼のそれよりも小さい。
- ② M 鋼の限界 COD 値は, L, T 方向とも, 従来ノルマ材の KE 3 6 鋼のそれとはほぼ等しい。
- ③ KA 3 2 鋼の N 鋼, KA 3 6 鋼の P 鋼, Q 鋼はそれぞれ同程度の限界 COD 値を示す。また, L 方向と T 方向はほぼ等しい限界 COD 値を示すが, Z 方向はこれら L, T 方向よりも小さい限界 COD 値を示す。
- ④ 水冷型 A 級鋼 N 鋼, P 鋼, Q 鋼の限界 COD 値は L, T, Z 方向ともほぼ非水冷型 E 級鋼の限界 COD 値のデータバンド内にある。なお, Z 方向についてはこのデータバンドよりも大きい限界 COD 値を示す鋼板もみられる。
- ⑤ 水冷型 E 級鋼 R 鋼 L, T 方向の限界 COD 値は, 非水冷型 E 級鋼の限界 COD 値のデータバンド内にある。Z 方向の限界 COD 値は一部このデータバンドよりも大きくなる傾向がみられる。

新制御圧延材 E 級鋼について, 同一炭素当量材を用い, Type II (非水冷) と Type III (水冷) の熱加工処理の違いによる限界 COD 値の変化を調べた結果を図 4.5.1.4 ~ 図 4.5.1.6 に示す。これらの図からわかるように, 水冷材と非水冷材とはほぼ等しい限界 COD 値を示し, Type II と Type III の熱加工処理の違いによる影響は少ないと言える。なお, さらに詳細にみると, T, Z 方向において, 水冷材の方が非水冷材よりも若干限界 COD 値が大きくなる傾向がみられる。以上の試験結果を用い, A 級鋼と E 級鋼 (水冷と非水冷) の区別をせずに同一グラフで横軸に炭素当量  $C_{eq}$ , または Mn 成分量を縦軸に試験温度  $0^{\circ}\text{C}$  での限界 COD 値 ( $\delta_c$ )  $0^{\circ}\text{C}$  または, 限界 COD 値が  $0.2\text{mm}$  となる温度  $T\delta_c=0.2\text{mm}$  をとってまとめた結果を図 4.5.1.7, 図 4.5.1.8 に示す。

これらの図からわかるように, 炭素当量  $C_{eq}$  で約  $0.3 \sim 0.42\%$  Mn 成分量で約  $0.85 \sim 1.55\%$  の範囲ではほぼ等しい ( $\delta_c$ )  $0^{\circ}\text{C}$  値,  $T\delta_c=0.2\text{mm}$  温度になるが, 炭素当量  $C_{eq}$  で  $0.3\%$  以下, Mn 成分量で  $0.8\%$  以下の場合には, これよりも ( $\delta_c$ )  $0^{\circ}\text{C}$  値は小さく,  $T\delta_c=0.2\text{mm}$  温度は高温側になる傾向がみられる。

つぎに, シャルビ吸収エネルギー  $vE$  値と限界 COD 値  $\delta_c$  の相関について調査した結果を示す。

鉄鋼協会データシート部会破壊靱性分科会では, 軟鋼から HT 80 鋼までの  $vE$  値と  $\delta_c$  値との相関関係として (4.5.1.1) 式を提案している。

$$\begin{aligned} \delta_c (T) &= 0.02 vE (T + \Delta T) \\ \Delta T &= 133 - 1.23 \sigma_{Y0} - 6\sqrt{t} \end{aligned} \quad (4.5.1.1)$$

ここで

- $\delta_c (T)$  :  $T^{\circ}\text{C}$  における限界 COD 値 (mm)
- $vE (T + \Delta T)$  :  $T + \Delta T^{\circ}\text{C}$  におけるシャルビ吸収エネルギー値
- $\sigma_{Y0}$  : 室温降伏点 ( $\text{kgf}/\text{mm}^2$ )
- $t$  : 板厚 (mm)

なお, (4.5.1.1) 式の相関は,  $vE$  値,  $\delta_c$  値を絶対温度表示の逆数すなわちアレニウス型で表わして求められたものである。本実験結果についても, 同様のアレニウス型で整理し,  $\delta_c$  値の実験値と (4.5.1.1) 式での  $\delta_c$  値の推定値 ( $: 0.02 vE (T + \Delta T)$ ) との関係を A 級鋼, E 級鋼別に調べた結果をそれぞれ図 4.5.1.9, 図 4.5.1.

1.0に示す。

図 4.5.1.1 0には、昭和57年度研究で得られたType II (非水冷)のE級鋼のデータも比較のために示した。

これらの図から以下のことがわかる。

A級鋼 (KA32鋼, KA36鋼) の場合

- ① N鋼, Q鋼のL方向の  $\delta_c$  値は、推定値の方が実験値よりも大きい。
- ② M鋼, P鋼のL, T方向の  $\delta_c$  値の推定値は実験値にはほぼ等しい。
- ③ 各鋼板のZ方向の  $\delta_c$  値は実験値の方が推定値よりも大きい。

$\sqrt{E}$ 値は、発生と伝播の両エネルギーを含んだ値であるのに対し、 $\delta_c$ 値は、発生エネルギーのみを示すことを考慮に入れて、以上の結果を考察するとN鋼, Q鋼のL方向はアレスト性能の方が発生特性の改善程度よりもよくなっていること、逆に各鋼板のZ方向は、発生特性の方がアレスト性能の改善程度よりもよくなっていることがわかる。

E級鋼の場合

- ① 同一炭素当量のC鋼 (非水冷材, 昭和57年度研究) とR鋼 (水冷材) は、L, T, Z方向とも、全く同じ相関関係を示し、Type II, Type IIIの熱加工処理の影響は、この相関関係においてもみられない。
- ② E級鋼非水冷材で得られた傾向は、水冷材 (R鋼一種類だけだが) でもみられ、Z方向の相関関係は、従来の相関 (4.5.1.1) 式で推定できること、およびL, T, 方向は明らかに、推定値の方が実験値よりも大きくなることわかる。

このL, T方向の相関特性は "Type II (非水冷), Type III (水冷) の各制御圧延鋼は、従来鋼に比してアレスト性能が非常に改善されており、発生特性の改善はアレスト性能のそれ程でもない" ことを示している。

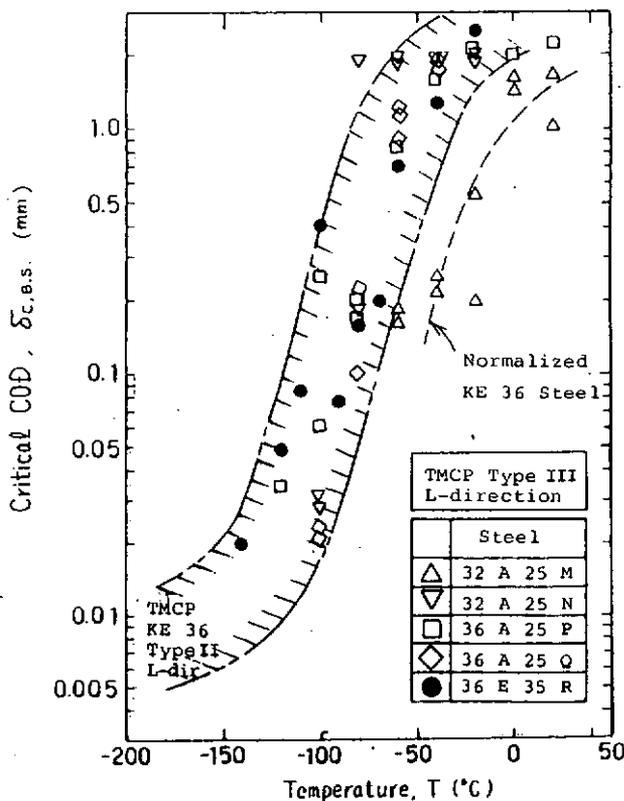


図 4.5.1.1 母材のCOD曲げ試験結果

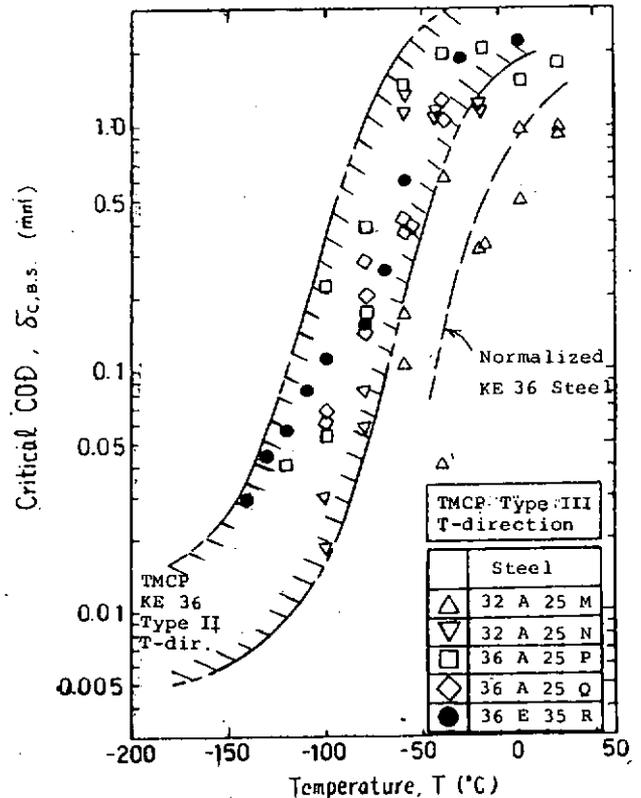


図 4.5.1.2 母材のCOD曲げ試験結果

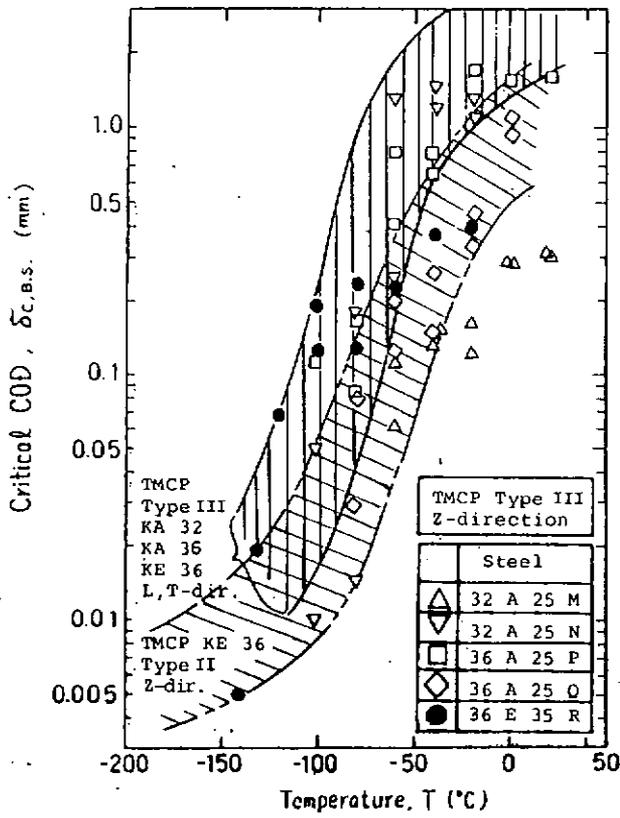


図 4.5.1.3 母材のCOD曲げ試験結果

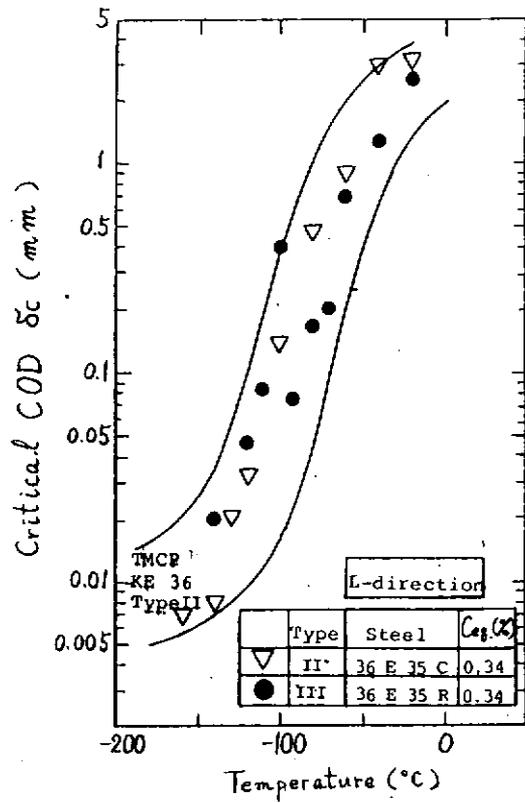


図 4.5.1.4 E級鋼の水冷材と非水冷材の限界COD値  $\delta_c$  の比較 (同一炭素当量材)

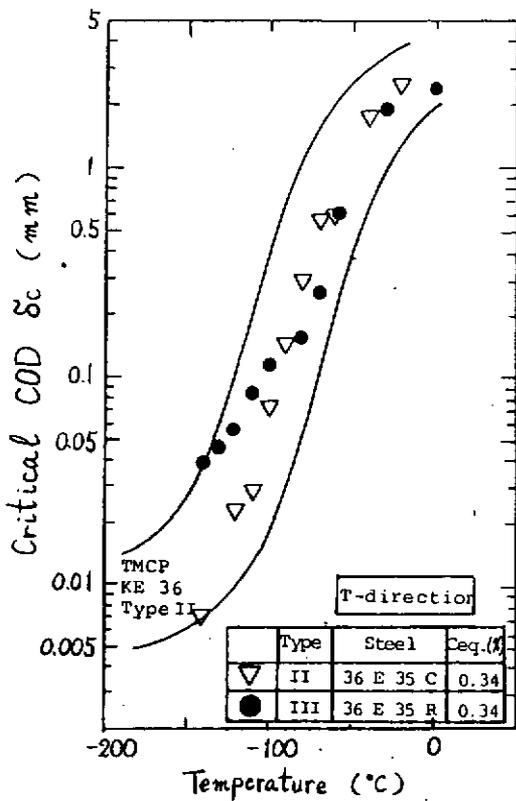


図 4.5.1.5 E級鋼の水冷材と非水冷材の限界COD値  $\delta_c$  の比較 (同一炭素当量材)

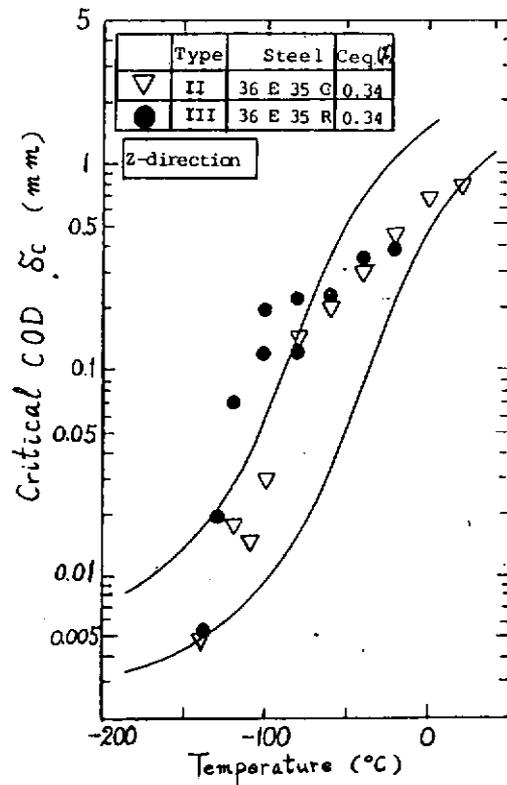


図 4.5.1.6 E級鋼の水冷材と非水冷材の限界COD値  $\delta_c$  の比較 (同一炭素当量材)

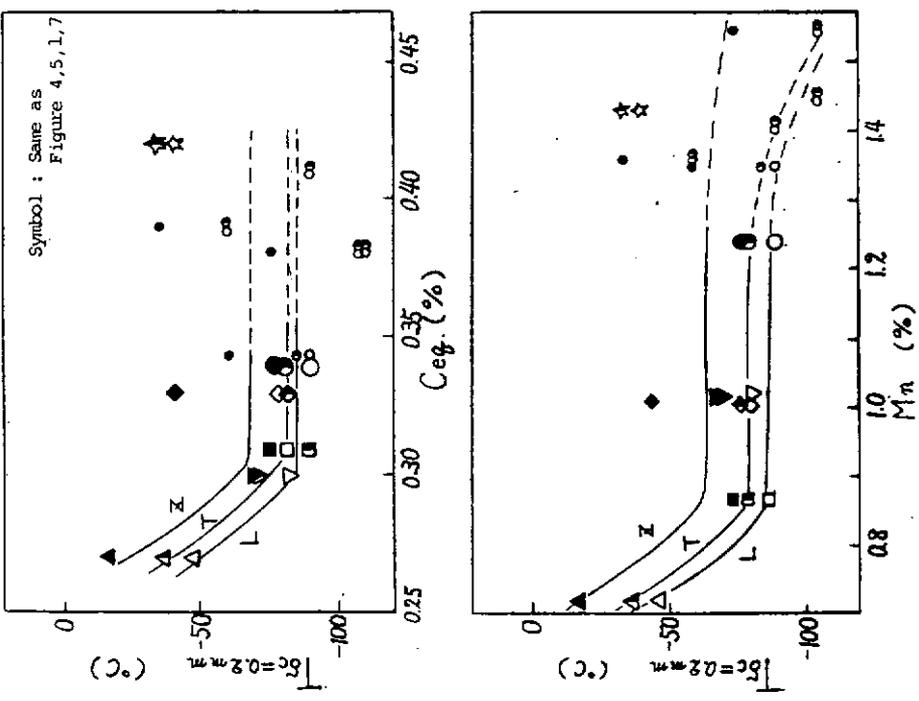


図 4.5.1.7  $(\delta_c)_0$  の値と炭素当量 Ceq および Mn 量との関係

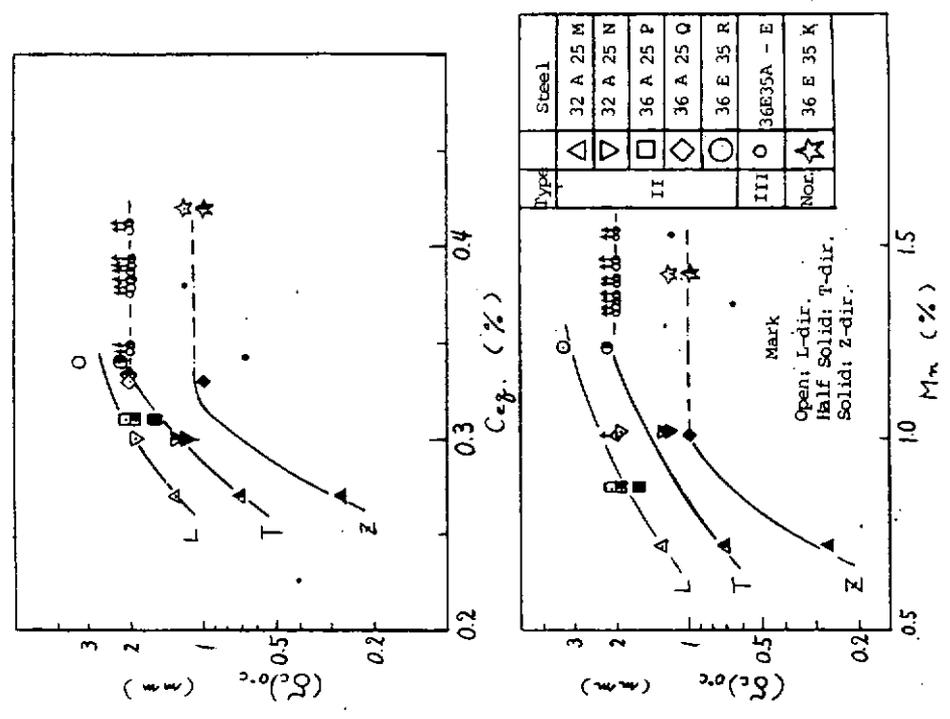


図 4.5.1.8  $T\delta_c = 0.2$  mm 値と炭素当量 Ceq および Mn 量との関係

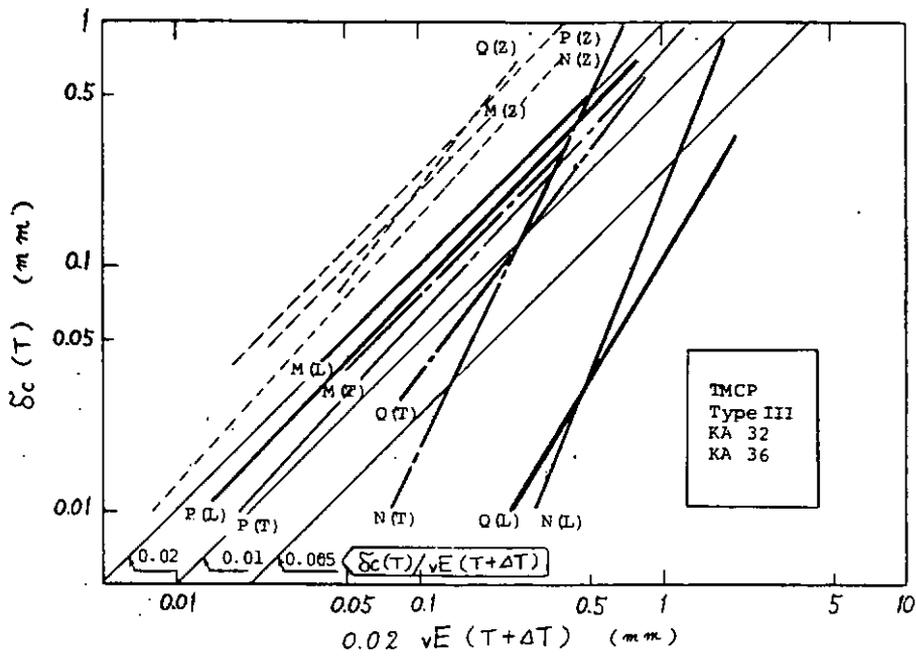


図 4.5.1.9 A級鋼水冷材のシャルピー値と $\delta_c$ 値との関係

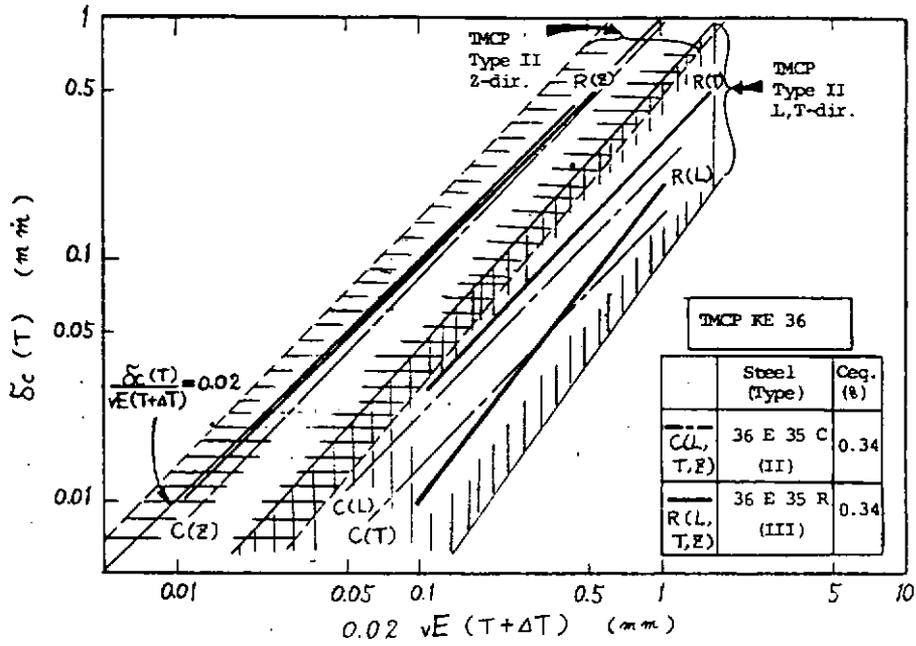


図 4.5.1.10 E級鋼水冷材および非水冷材のシャルピー値と $\delta_c$ 値との関係

#### 4.5.2 中央切欠（板厚貫通）大形引張試験結果

圧延平行（L）方向から採取した、幅（2B）400mm、切欠き長さ（2a）240mm（切欠き先端は幅0.1mmのSaw Cut）の中央切欠（板厚貫通）大形引張試験片を供試し、破壊靱性値（ $K_C$ 値）と温度、限界COD値（ $\delta_C$ 値）と温度との関係を求めた。

表4.5.2.1に試験結果の一覧を示す。また、図4.5.2.1に $K_C$ 値と温度との関係を、図4.5.2.2に $\delta_C$ 値と温度との関係を示す。

ここで、 $K_C$ 値および $\delta_C$ 値は次式で算出した。

$$K_C = \sigma_g \sqrt{\pi a} \sqrt{\frac{2B}{\pi a} \tan \frac{\pi a}{2B}} \quad (\text{kgf} \sqrt{\text{mm}} / \text{mm}^2) \dots \dots \dots (4.5.2.1)$$

ただし、 $\sigma_g$ ：グロス応力（ $\text{kgf} / \text{mm}^2$ ）

2B：試験片幅（mm）

2a：切欠き長さ（mm）

$$\delta_C = V_C \cdot \frac{V(y=a)}{V(y=y_0)}$$

$$V(y_0) = \frac{8B\sigma_{YT}}{\pi^2 E} \sin \alpha \int_Y^{\frac{\pi}{2}} \frac{\cos \chi}{\sqrt{1 - \sin^2 \alpha \cdot \sin^2 \chi}} \cdot \ln \left| \frac{\sin(\chi + \psi)}{\sin(\chi - \psi)} \right| d\chi \quad \dots \dots \dots (4.5.2.2)$$

ただし、 $\sin Y = \sin \left( \frac{\pi y_0}{2B} \right) / \sin \alpha$

$\sin \chi = \sin \left( \frac{\pi y}{2B} \right) / \sin \alpha$

$\sin \psi = \sin \left( \frac{\pi a}{2B} \right) / \sin \alpha$

$\sin \alpha = \sin \left( \frac{\pi a}{2B} \right) / \cos \left( \frac{\pi \sigma_g}{2\sigma_{YT}} \right)$

a：切欠き先端位置の座標点（切欠き中心を原点とする）（mm）

$y_0$ ：開口変位の計測位置の座標点（切欠き中心を原点とする）（mm）

E：ヤング率（ $\text{kgf} / \text{mm}^2$ ）

$\sigma_{YT}$ ：試験温度での降伏点（ $\text{kgf} / \text{mm}^2$ ）

図4.5.2.1および図4.5.2.2に示すように、KA32鋼板（32A25M、32A25N）に比べ、KA36鋼板（36A25P、36A25Q）およびKE36鋼板（36E35R）の破壊靱性は優れている。なお、KA36鋼板（36A25P、36A25Q）に比べ、KE36鋼板（36E35R）の破壊靱性が若干低下しているのは、板厚の影響と考えられる。さらに、KA32鋼板、KA36鋼板共 $C_{eq}$ を若干変えた2鋼種を供試したが、 $C_{eq}$ による破壊靱性の差は明瞭には認められなかった。

図4.5.2.3には、本研究供試鋼板の $K_C$ 値と、従来圧延型船体用降伏点32 $\text{kgf} / \text{mm}^2$ 級50キロ級高張力鋼板（C.P.S.：KA32、KD32、KE32）の $K_C$ 値との比較を示す。図に示すように、供試KA32鋼板（32A25M、32A25N）の破壊靱性は、従来圧延型KA32鋼板より若干低下しており、供試KA36鋼板（36A25P、36A25Q）の破壊靱性は、従来圧延型KA32鋼板より若干優れている。また、供試KE36鋼板（36E35R）の破壊靱性は、従来圧延型KE32鋼板（Normalized 処理材）の下限に位置している。

図4.5.2.4には、本研究供試鋼板の $K_C$ 値と、昭和57年度本研究供試TMCP（非水冷）型KE36鋼板の $K_C$ 値との比較を、また図4.5.2.5には、同鋼板の $\delta_C$ 値の比較を示す。これらの図に示すように、非水冷型のK

E36鋼板と比較して、供試KA32鋼板(32A25M, 32A25N)では、当然のことながら破壊靱性は若干劣るものの、供試KA36鋼板(36A25P, 36A25Q)およびKE36鋼板(36E35R)はほぼ同等である。

参 考 文 献

- 1) 日本鉄鋼協会, “データシートシリーズ4, 構造用鋼板の破壊靱性値”(昭.57.11)
- 2) 日本造船研究協会第193研究部会, “新製造法による50キロ級高張力鋼板の有効利用に関する研究報告書”  
研究資料6367(昭.58.3)

表 4.5.2.1 中央切欠(板厚貫通)大形引張試験結果(母材)

Code	Grade [Ceq. (%)]	Specimen Size			Testing Temp.		Fracture Strength			Fracture Toughness	
		Width 2B (mm)	Thick. t (mm)	Crack Length 2a (mm)	T (°C)	$\frac{10^3}{T_K}$ (K <sup>-1</sup> )	P (tonf)	$\sigma_g$ (kgf/mm <sup>2</sup> )	$\sigma_n$ (kgf/mm <sup>2</sup> )	Kc ( $\frac{kgf\sqrt{mm}}{mm^2}$ )	$\delta_c$ (mm)
32A25M	KA32 (0.270)	400	25.7	240	-40	4.29	205	19.9	49.9	468	0.87
		400	25.5	240	-80	5.18	169	16.6	41.4	389	0.14
		400	25.5	240	-120	6.54	88	8.6	21.6	202	0.05
		400	25.7	240	-140	7.52	80	7.8	19.5	183	0.03
32A25N	KA32 (0.300)	400	25.2	240	-81	5.21	231	22.9	57.3	537	0.816
		401	25.2	240	-99	5.75	236	23.4	58.2	547	0.695
		400	25.1	239	-100	5.78	96	9.6	23.8	223	0.085
		400	25.3	237	-117	6.41	47	4.6	11.4	108	0.023
36A25P	KA36 (0.305)	400	25.1	240	-40	4.29	219	21.8	54.5	512	>4.3
		400	25.2	240	-100	5.78	214	21.2	53.1	498	0.394
		400	25.2	240	-170	9.71	63	6.3	15.6	147	0.009
36A25Q	KA36 (0.333)	400	25.0	241	-82	5.24	190	19.0	47.8	447	0.442
		400	25.1	243	-108	6.06	210	20.9	53.3	497	0.465
		400	24.9	244	-124	6.71	159	16.0	40.9	381	0.195
		400	25.0	242	-152	8.26	75	7.5	19.0	177	0.031
36E35R	KE36 (0.327)	400	35.1	240	-91	5.49	254	18.1	45.2	424	1.36
		400	35.1	240	-110	6.13	226	16.1	40.2	378	0.345
		400	35.2	240	-140	7.52	128	9.1	22.7	213	0.060
		400	35.0	240	-160	8.85	49	3.5	8.8	82	0.017

No.	Code	Grade	Thick. (mm)	Ceq. (%)	Symbol
①	32A25M	KA32	25	0.270	○
②	32A25N			0.300	△
③	36A25P	KA36	25	0.305	■
④	36A25R			0.333	◆
⑤	36E35R	KE36	35	0.327	▼

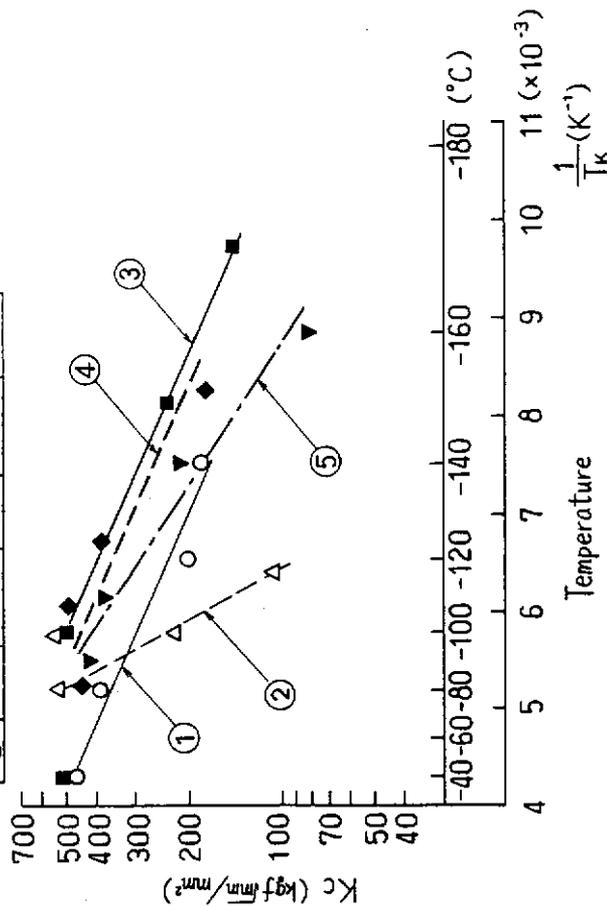


図 4.5.2.1 中央切欠 (板厚貫通) 大形引張試験結果  
( $K_c$  と  $1/T_k$  との関係)

No.	Code	Grade	Thick. (mm)	Ceq. (%)	Symbol
①	32A25M	KA32	25	0.270	○
②	32A25N			0.300	△
③	36A25P	KA36	25	0.305	■
④	36A25R			0.333	◆
⑤	36E35R	KE36	35	0.327	▼

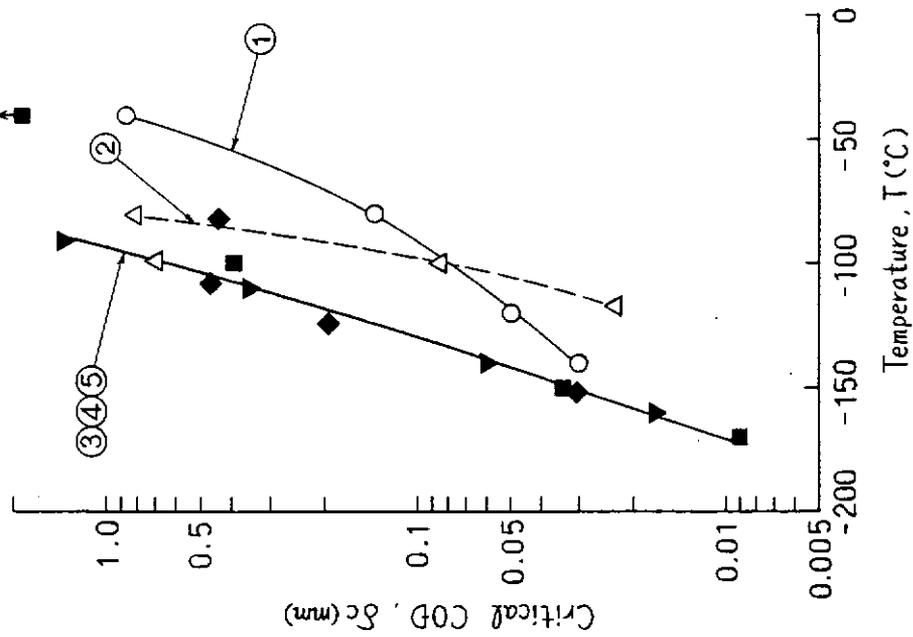


図 4.5.2.2 中央切欠 (板厚貫通) 大形引張試験結果  
( $\delta_c$  と  $T$  との関係)

No.	Code	Grade	Thick. (mm)
①	32A25M	KA32	25
②	32A25N		
③	36A25P	KA36	25
④	36A25Q		
⑤	36E35R	KE36	35
⑥	KA32		23 ≤ t ≤ 30
⑦	KD32		25.4 ≤ t ≤ 35
⑧	KE32		30 ≤ t ≤ 50

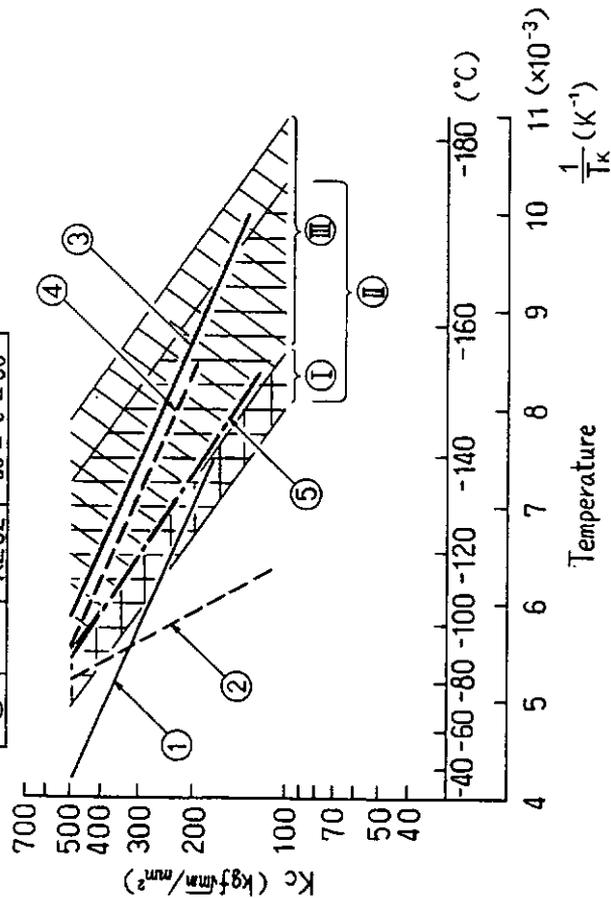


図 4.5.2.3 中央切欠(板厚貫通)大形引張試験結果の比較  
(Kcの比較)

No.	Code	Grade	Thick. (mm)
①	32A25M	KA32	25
②	32A25N		
③	36A25P	KA36	25
④	36A25Q		
⑤	36E35R	KE36	35
⑥	TMCP <sup>2)</sup>	KE36	35

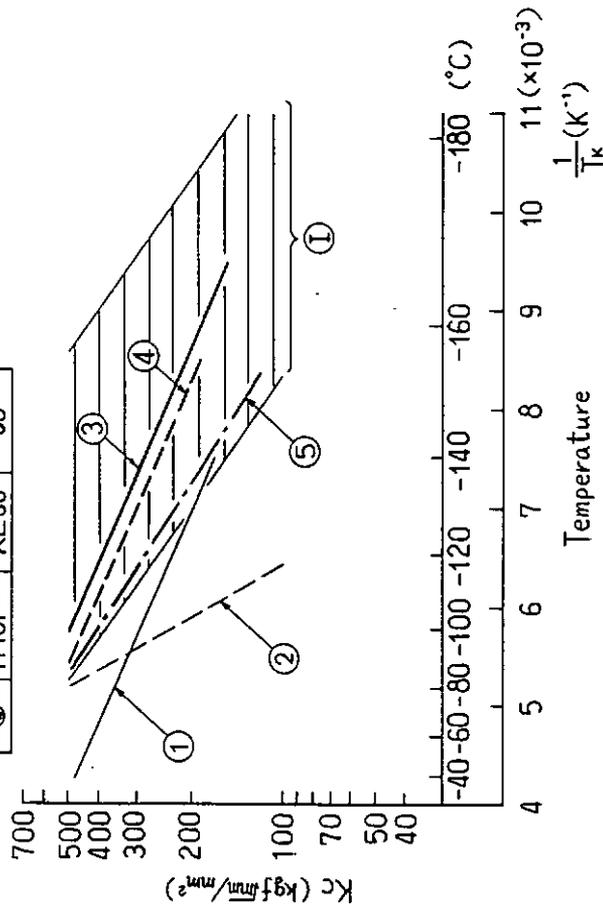


図 4.5.2.4 中央切欠(板厚貫通)大形引張試験結果の比較  
(Kcの比較)

No.	Code	Grade	Thick. (mm)
①	32A25M	KA32	25
②	32A25N		
③	36A25P	KA36	25
④	36A25Q		
⑤	36E35R	KE36	35
①	TMCP <sup>2)</sup>	KE36	35

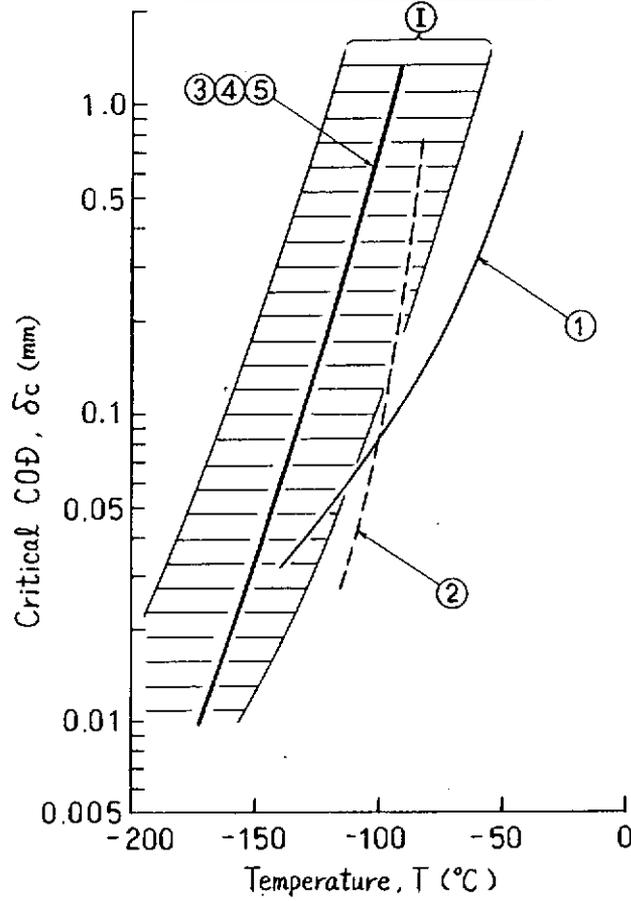


図 4.5.2.5 中央切欠(板厚貫通)大形引張試験結果の比較  
( $\delta_c$ の比較)

#### 4.6 脆性亀裂伝播停止特性

圧延平行 (L) 方向から採取した幅 (B) 500mm の標準型二重引張試験片を供試し、温度勾配型の脆性亀裂伝播停止試験を実施して、脆性亀裂伝播抵抗値 (Kca 値) と温度との関係を求めた。

表 4.6.1 に試験結果を示す。また、図 4.6.1 に Kca 値と温度との関係を示す。

ここで、Kca 値は次式で算出した。

$$Kca = \sigma_g \sqrt{\pi a} \cdot \sqrt{\frac{2B}{a} \tan \frac{\pi a}{2B}} \quad (\text{kgf} \sqrt{\text{mm}} / \text{mm}^2) \dots\dots\dots (4.6.1)$$

ただし、 $\sigma_g$  : 負荷応力 (グロス応力) ( $\text{kgf} / \text{mm}^2$ )

B : 試験片幅 (mm)

a : 停止亀裂長さ (mm)

図 4.6.1 には、昭和 58 年度 SR193 研究部会で実施された大入熱溶接非対策の新 CR 型鋼板 [TM 非水冷材] と従来圧延型降伏点 32  $\text{kgf} / \text{mm}^2$  級 50 キロ高張力鋼板 [CP (KD32, KE32)] の Kca 値をも示してある。同図から明らかなように、供試新 CR 型鋼板 [TM 水冷材] の脆性亀裂伝播停止特性は非水冷型の新 CR 鋼板と同等であり、従来圧延型鋼板よりも優れているといえる。

図 4.6.2 に、V ノッチシャルピー衝撃試験結果の 50% 脆性破面遷移温度 ( $vTrs$ ) と、 $T_{at Kca=400}$  および  $T_{at Kca=600}$  との関係を示す。 $T_{at Kca=400}$  あるいは  $T_{at Kca=600}$  とは、ESSO 試験および二重引張試験の結果を板厚 30mm に対する Kca 値と温度との関係に補正して求めた Kca 値が 400  $\text{kgf} \sqrt{\text{mm}} / \text{mm}^2$  あるいは 600  $\text{kgf} \sqrt{\text{mm}} / \text{mm}^2$  を示す温度である。

ここで、温度 T (K) における任意の板厚 (t) での Kca 値 [Kca (t, T)] と基準板厚 30mm での Kca 値 [Kca (30, T)] との関係は次式で求めた。

$$Kca (30, T) = \frac{Ko (t)}{f (t)} \exp \left( \frac{-To (t)}{Tk} \right) \quad (\text{kgf} \sqrt{\text{mm}} / \text{mm}^2) \dots\dots\dots (4.6.2)$$

ただし、f (t) : 板厚効果係数

$$f (t) = \begin{cases} 1 - 0.05 (t - 30) : t \leq 35 \text{ mm} \\ \frac{54}{65} - \frac{3}{1300} t : 35 \text{ mm} < t \leq 100 \text{ mm} \end{cases}$$

Ko (t), To (t) : 任意の板厚での材料定数

図 4.6.2 中には、板厚 30mm の新 CR 型鋼板あるいは従来圧延型降伏点 32  $\text{kgf} / \text{mm}^2$  級 50 キロ高張力鋼板から求められた  $vTrs$  と  $T_{at Kca=600}$  あるいは  $T_{at Kca=400}$  との相関式の範囲も合わせて示してある。<sup>1)</sup>

この相関式は次のごとく導かれている。<sup>2)</sup>

$$vTrs = 1.41 (T_{at Kca=600}) - (41 \mp 27.5) \quad (^\circ\text{C}) \quad (4.6.3)$$

$$vTrs = 1.41 (T_{at Kca=400}) - (11 \mp 27.5) \quad (^\circ\text{C}) \quad (4.6.4)$$

同図から明らかなごとく、供試水冷型新 CR 鋼板は上記相関式をほぼ満足しているといえる。

また、日本溶接協会規格 WES 3003<sup>3)</sup> では、従来圧延型鋼板の  $vTrs$  と Kca 値との相関式として次式を提案している。

$$\frac{Kca}{\sqrt{\pi}} = \left\{ \begin{array}{l} 260 \cdot f(t) \cdot \exp \left\{ 3100 \left( \frac{1}{\sqrt{Tr_s} + 291} - \frac{1}{T + 273} \right) \right\} \\ \quad : -18^\circ\text{C} \leq \sqrt{Tr_s} \\ (310 + 2.75 \sqrt{Tr_s}) \cdot f(t) \cdot \exp \left\{ (3505 + 2.25 \sqrt{Tr_s}) \right. \\ \quad \left. \left( \frac{1}{\sqrt{Tr_s} + 291} - \frac{1}{T + 273} \right) \right\} : -58^\circ\text{C} \leq \sqrt{Tr_s} < -18^\circ\text{C} \\ 150 \cdot f(t) \cdot \exp \left\{ (2986 + 1.36 \sqrt{Tr_s}) \right. \\ \quad \left. \left( \frac{1}{1.13 \sqrt{Tr_s} + 299} - \frac{1}{T + 273} \right) \right\} : \sqrt{Tr_s} < -58^\circ\text{C} \end{array} \right\} \dots\dots (4.6.5)$$

ただし, T:温度(°C)

f(t):板厚効果係数

$$f(t) = \begin{cases} 1 - 0.05(t - 30) : t \leq 35 \text{ mm} \\ \frac{5.4}{6.5} - \frac{3}{1300} t : 35 \text{ mm} < t \leq 100 \text{ mm} \end{cases}$$

また, 日本鉄鋼協会データシートシリーズ<sup>4)</sup>では, 従来圧延型鋼板の $\sqrt{Tr_s}$ とKca値との相関式として次式を導いている。

$$Kca = 15488 \cdot \exp \left\{ 10^{(3.488 + 0.0069 \sqrt{Tr_s} + 0.0055 t)} \cdot \left( 0.00327 - \frac{1}{T + 273} \right) \right\} \dots\dots \dots (4.6.6)$$

図4.6.3に, 本研究の二重引張試験結果から求めた $Tat$  Kca = 600(実測値)と, (4.6.5)式および(4.6.6)式によって求めた $Tat$  Kca = 600(推定値)との関係を示す。同図には58年度SR193研究部会において非水冷型新CR鋼板に対して(4.6.5), (4.6.6)式から求めた脆性亀裂伝播特性のパラッキの範囲を点線で示してある。

同図から明らかごとく供試水冷型新CR鋼板でも(4.6.5)式あるいは(4.6.6)式を用いて,  $\sqrt{Tr_s}$ からKca値を推定することが可能であることを示している。

参 考 文 献

- 1) 第193研究部会58年度研究報告書 研究資料 367
- 2) 永元, 牛島, 川村, 矢島, 多田, “新制御圧延型50キロ級高張力鋼板の破壊靱性とその評価”, 日本造船学会論文集第152号(昭.58.1)
- 3) 日本溶接協会規格 “低温構造用鋼板判定基準 [WES 3003 (旧WES 136-1973)]
- 4) 日本鉄鋼協会 “データシートシリーズ4, 構造用鋼板の破壊靱性値” (昭.57.11)

表 4.6.1 二重引張試驗結果

Steel	Specimen Size		Applied Stress $\sigma_y$ (Kgf/mm <sup>2</sup> )	Arrested Crack Length $a$ (mm)	Kca <sup>1)</sup> (Kg $\sqrt{\text{mm}}/\text{mm}^2$ )	Arrested Temperature	
	Thickness $t$ (mm)	Width $B$ (mm)				T (°C)	$\frac{10^3}{T_k}$ (K <sup>-1</sup> )
36E35R	34.91	500	6.0	280	209	-35	4.20
	35.05	500	9.0	35	95	-70	4.93
	35.04	500	120	360.5	585	-12	3.83
	35.02	500	180	385	960	-15	3.86

Note 1)  $Kca = \sigma_y \sqrt{Za} \cdot \sqrt{\frac{2B}{Za} \ln \frac{Za}{2B}}$

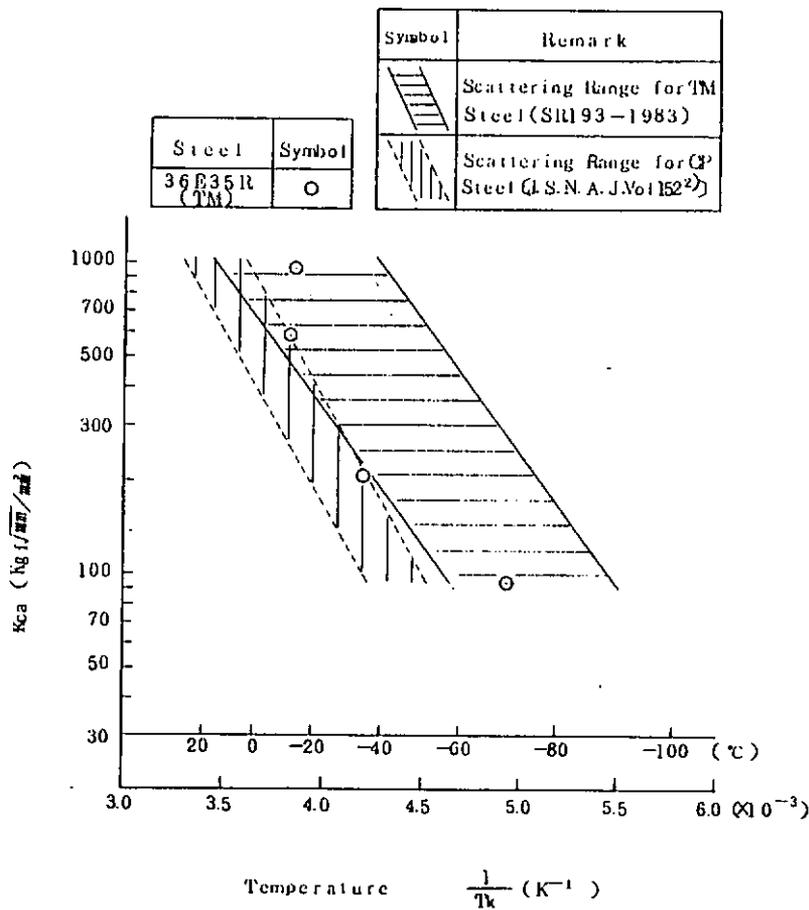
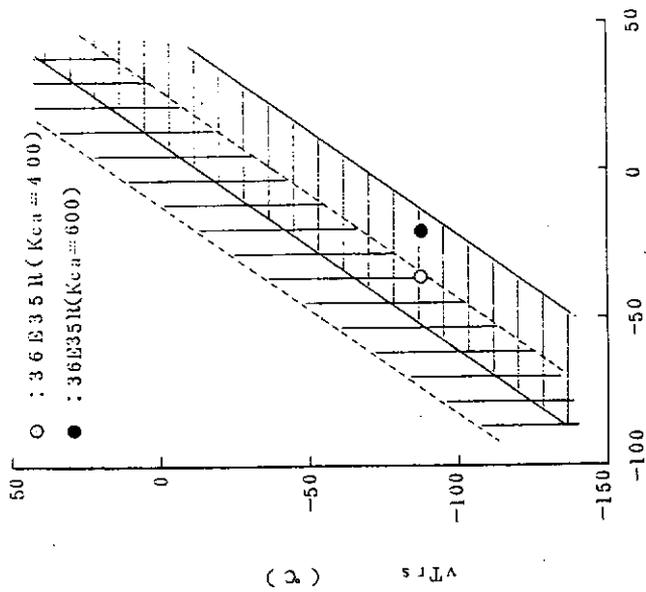


图 4.6.1 二重引張試驗結果

Symbol	Remark
	Scattering Range for $T_{at}K_{ca} = 400$ (Eq. (4.64))
	Scattering Range for $T_{at}K_{ca} = 600$ (Eq. (4.63))



$T_{at}K_{ca} = 400, T_{at}K_{ca} = 600$  (°C)

図 4.6.2  $v_{Trs}$  と脆性亀裂伝播停止温度との関係  
(板厚 30mm 換算)

Symbol	Remark
	Scattering Range for IM Steel (Site 193-1963)

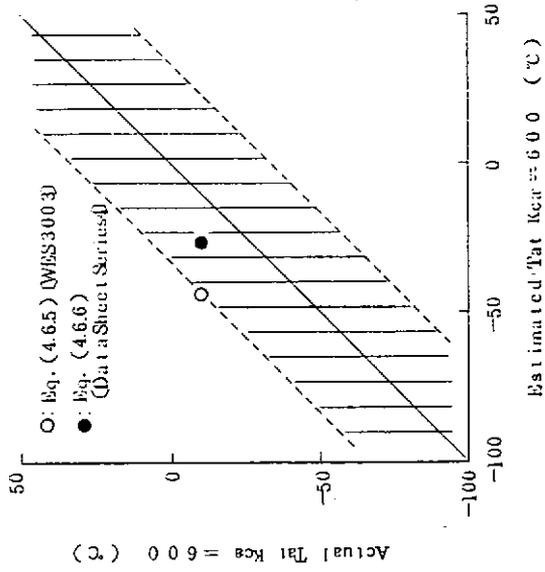


図 4.6.3 脆性亀裂伝播停止温度 ( $T_{at} K_{ca} = 600$ ) の  
実測値と推定値の関係

#### 4.7 落重試験結果

ASTM E208 (1975) に準じて落重試験 (試験片: P-1, L方向: クラックスタータビード方向を鋼板圧延方向と一致させた) を行い, 試験結果の一覧を Table 4.7.1 に, NDT温度と  $vTrs$  との関係を図 4.7.1 に示す。図中には, 前年度の非水冷型 TMCP KE36 鋼の結果および従来圧延型鋼板の data (日本鉄鋼協会データシリーズ4: 昭和57年11月) もあわせ示した。

今年度の水冷型 TMCP 鋼である 36E35R も含めて TMCP KE36 鋼の NDT 温度は, 従来圧延鋼板のそれと同等かそれ以下であった。

また, KA32, KA36 鋼にはき裂停止特性は要求されず, 本委員会の供試材の TMCP KE36 鋼よりも NDT 温度,  $vTrs$  とともに高いが, 焼きならし型 KE36 鋼と比較して  $vTrs$  は低い。したがって, KA32, KA36 鋼も含めて TMCP 鋼における NDT 温度と  $vTrs$  との関係を求めると従来圧延鋼板のそれと異なるようである。

Table 4.7.1 Result of drop weight test

Steel	Grade	Plate thickness (mm)	Test condition				NDT temp. (°C)	$vTrs$ <sup>(3)</sup> (°C)
			Specimen	Direction	Energy (kg · m)	Crack starter		
32A25M	KA32	25	P-1 <sup>(1)</sup>	L <sup>(2)</sup>	82	NRL-Y	0	-24
32A25N	KA32	25	P-1 <sup>(1)</sup>	L <sup>(2)</sup>	83	NRL-Y	-20	-66
36A25P	KA36	25	P-1 <sup>(1)</sup>	L <sup>(2)</sup>	110	Mulex Hardex N	-10	-53
36A25Q	KA36	25	P-1 <sup>(1)</sup>	L <sup>(2)</sup>	110.6	NRL-S	-35	-58
36A35R	KE36	35	P-1 <sup>(1)</sup>	L <sup>(2)</sup>	110.6	NRL-S	-45	-87

(Note) 1) : ASTM E208 (1975)  
 2) :  $l/2t$   
 3) : L direction

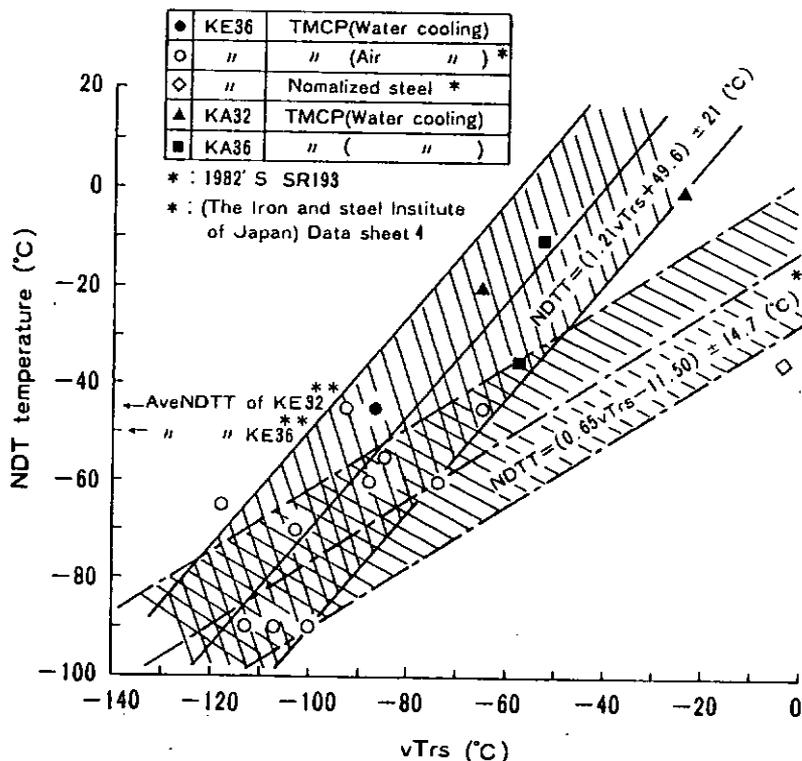


Fig 4.7.1 Relationship between NDT temperature and  $vTrs$

#### 4.8 加工特性 (歪時効Vノッチシャルピー衝撃試験結果)

供試水冷型新CR鋼板について、室温にて5%の引張歪を付加し、250℃×30分間の時効処理を施した後、圧延直角方向(T方向)の板厚中央部(1/2t)より2mmVノッチ標準シャルピー衝撃試験片を採取し、靱性変化に及ぼす歪時効の影響を調査した。

表4.8.1は、5%歪時効後のシャルピー試験結果について遷移温度( $v_{Trs}$ ,  $v_{TrE}$ )および吸収エネルギー( $v_{E0}$ )をまとめて示したものである。

比較のために同表には、加工前の母材の結果をも示してある。いずれの供試鋼板についても5%歪時効することによって靱性が若干低下していることがわかる。

図4.8.1は、5%歪時効後の $v_{Trs}$ および $v_{TrE}$ と加工前のそれとを比較したものである。材料によって多少のバラツキはあるが最大約25℃程度、遷移温度は高温側に移行している。この遷移温度の移行は、前年度の非水冷型新CR鋼板の範囲内に入っており、水冷型とほとんどかわらないことを示している。

図4.8.2は、5%歪加工前後の吸収エネルギーの差を示したものである。加工前の吸収エネルギーが高い領域(Upper Shelf)で、加工前と同等の吸収エネルギーを示しているものもあるが、最大13kgf・m程度の吸収エネルギーの変化がみられる。この吸収エネルギーの変化量は、遷移領域である-40℃~-80℃の範囲で大きくなっている。

また、図中には前年度の非水冷型新CR鋼板の吸収エネルギーの差のバラツキを示したが、M材を除いてほぼ同等の範囲内に入っていることがわかる。

表4.8.1 歪時効シャルピー衝撃試験結果

Steels	Plate Thickness t (mm)	Process	Strain Aging Treatment ( $T-t/2$ )			Base Metal ( $T-t/2$ )			Ceq (%)
			$v_{E0}$ (Kgf-m)	$v_{Trs}$ (°C)	$v_{TrE}$ (°C)	$v_{E0}$ (Kgf-m)	$v_{Trs}$ (°C)	$v_{TrE}$ (°C)	
32A25M	2.5	TM (Water Cooling)	2.8	+43	+30	4.3	+22	+10	0.27
32A25N	2.5		1.4.3	-30	-26	2.1.5	-40	-40	0.30
36A25P	2.5		1.5.6	-26	-25	2.3.1	-52	-52	0.31
36A25Q	2.5		1.3.0	-23	-23	1.6.7	-37	-42	0.34
36E35H	3.5		1.7.7*	-57	-55	2.3.5*	-76	-77	0.34

Note \*) Value of  $v_{E-40}$

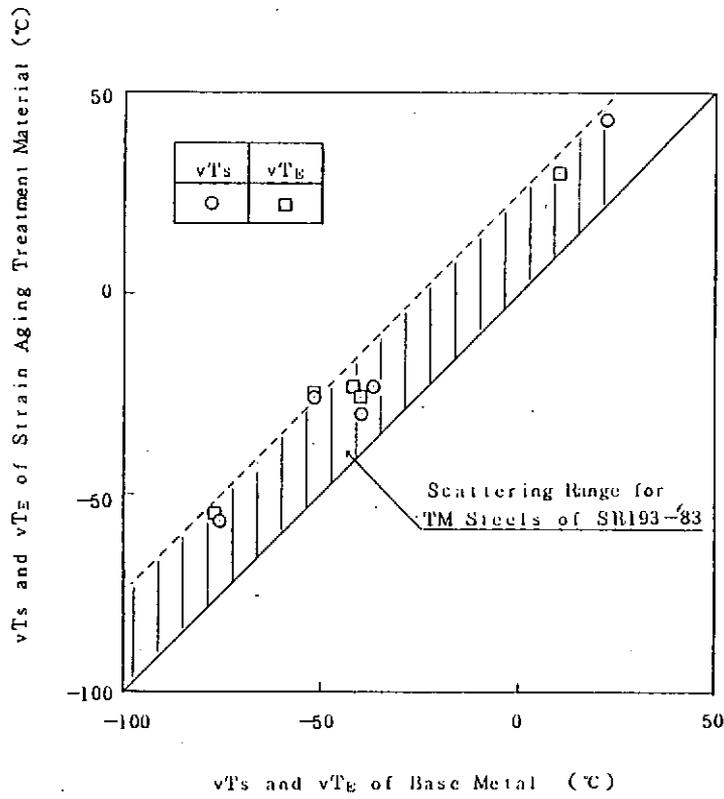


図 4.8.1 母材と5%歪時効材の遷移温度の比較

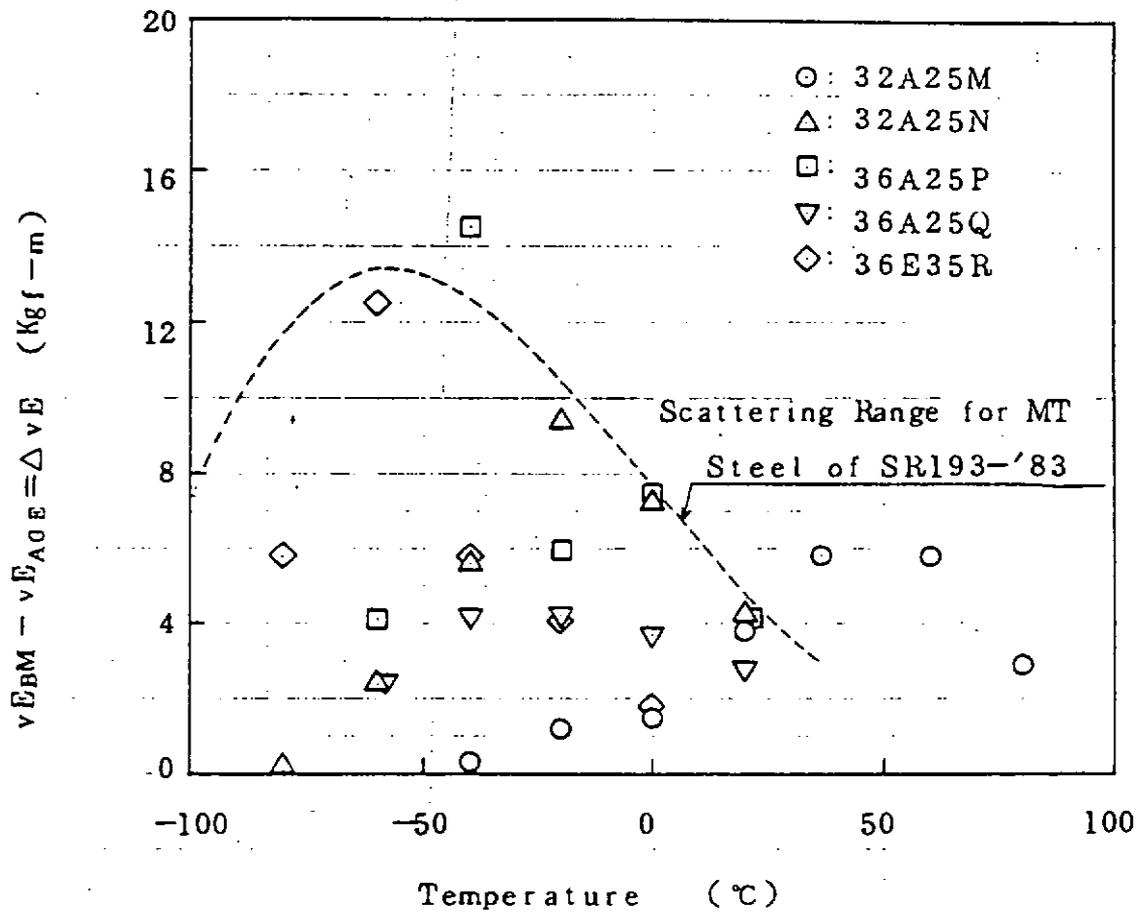


図 4.8.2 母材と5%歪時効材の吸収エネルギーの比較

## 4.9 疲労強度特性

### 4.9.1 母材 S-N線図 (L, 室温)

母材の疲労強度は黒皮付きの板状試験片を用い、試験方法および試験片形状は、原則として Jis Z 3 1 0 3 に準じ、片張り引張り荷重下で実施した。すでに実施済みの試験結果を鉄鋼 5 社から提供してもらい参考とした。提供されたデータを表 4.9.1 に示す。

図 4.9.1 は、母材 L 方向の疲労試験結果を示しており、同図には、鉄鋼 5 社から寄せられたアンケート結果 (以下アンケート結果と略記する) に基づく、type I, type II および従来鋼に関する疲労強度も比較のために図示してある。鋼種や製造法には、それぞれ差異があるが、ほぼ同程度の疲労強度を示しており、金材研の SM 5 0 に関するデータ領域<sup>(1)</sup>もほぼ同図のバラツキの範囲と同じである。従って寿命の差は疲労強度のバラツキと判断し、寿命  $N_f$  が  $5 \times 10^4$  以上の破断全データを用いて、最小自乗法で S-N 線図を求めると、次式となる。

$$S = 1.22 \times 10^2 N_f^{-0.095} \quad (4.9.1)$$

応力範囲 S の標準偏差を求めて、95%信頼限界の S-N 線図を求めると次式となる。

$$S = 1.12 \times 10^2 N_f^{-0.095} \quad (4.9.2)$$

次に疲労限、 $\sigma_{ub}$  を  $N_f = 2 \times 10^6$  の時間強度と仮定し、4.9.1 式より求めると、 $\sigma_{ub} \doteq 31 \text{ kgf/mm}^2$  である。ところで従来鋼の黒皮付き母材の高張力鋼の疲労限と引張り強さには下記関係式<sup>(2)</sup>が求められている。

$$\sigma_{ub} = 0.259 \sigma_u + 18.8 \quad (4.9.3)$$

4.9.3 式より今年度の供試鋼の疲労限を推定すると約  $32 \text{ kgf/mm}^2$  が得られ、試験結果とはほぼ一致する。以上の結果より今年度の供試鋼板の母材 S-N 線図は、従来鋼および Type I, II の TMC P 鋼と時間強度、疲労限ともほぼ同じであると推定される。

### 4.9.2 母材疲労き裂伝播特性 (伝播試験結果 (L))

疲労き裂伝播抵抗は、試験片全幅 140mm の中央貫通切欠き付試験片を用いて、KA 3 6 の P 材、Q 材を用いて求めた。KA 3 2 および従来鋼については、母材の疲労き裂伝播特性が比較的鋼種に依存しないことが知られているので、アンケート結果を参考とした。

図 4.9.2 は KA 3 6 の試験結果とアンケート結果による KA 3 2 の type III ならびに従来鋼との疲労き裂伝播抵抗の比較を示したものである。同図より、KA 3 2、KA 3 6、従来鋼ともき裂伝播抵抗に差異が認められず、同一視することができる。き裂伝播速度則に Paris 則を適用し、全面降伏域のデータを除外して最小自乗法で求めると次式となる。

$$da/d_N = C (\Delta K)^m = 3.79 \times 10^{-12} \Delta K^{3.89} \quad (4.9.4)$$

但し、 $da/d_N$ : 疲労き裂伝播速度 mm/cycle

$\Delta K$ : 応力拡大係数範囲

$$\Delta K = S \cdot \sqrt{\pi a} \cdot \sqrt{\sec \pi a / 2w} \{ 1 - 0.025 (a/w)^2 + 0.06 (a/w)^4 \}$$

m, C: 材料定数

一般に Paris 則の材料定数 m, C 値には、軟鋼から高張力鋼まで、母材、HAZ 等を含めて次式の相関が認められている。

$$C = A / B^m \quad (4.9.5)$$

定数 A, B は、 $A = 5 \times 10^{-5} \text{ mm/cycle}$ 、 $B = 5.5 \text{ kgf/mm}^{3/2}$  と報告されており<sup>(3)</sup>、本試験結果の  $m = 3.89$  場

合、き裂伝播則は次式が予想される

$$da/d_N = 8.49 \times 10^{-12} \Delta K^{3.89} \quad (4.9.6)$$

さらにRR3M委員会で求めたKE材の疲労き裂伝播速度は次式である。

$$da/d_N = 2.2 \times 10^{-10} \Delta K^{3.0} \quad (4.9.7)$$

4.9.6式および4.9.7式を図4.9.2中に示したが、高伝播速度域を除くと今回の試験結果はいずれの場合より同じ $\Delta K$ に対してき裂伝播速度が遅い。

参 考 文 献

- 1) 金材技研疲れデータシート資料2, 金属材料技術研究所, 1983
- 2) 高橋賢司他3名, 機論, vol 38, 46310, 昭47-6
- 3) 北川英夫, 機誌, vol 75, 4642, 1972

表 4.9.1 提供された疲労強度試験データ一覧表

制御形式: 荷重 応力形式: 引圧 応力条件: R=0

鋼 種	Ceq (%)	継手符号 (母材)	溶接方法	入熱量 (K/cm)	試験片形状 幅×板厚	試験速度 (Hz)	Kt	S-N線図 作成 試験片本数	備 考
SM 50	0.40	母 材	-	-	40×20,	10	無	7	L方向
"	0.37	"	-	-	"	"	"	8	"
"	0.40	"	-	-	50×20	"	"	7	Z方向
"	0.37	"	-	-	50×25	"	"	9	"
"	0.38	"	-	-	"	"	"	7	"
"	0.38	"	-	-	50×25	"	"	7	"
"	0.37	"	-	-	"	"	"	6	"
KA36-Type I	"	"	-	-	50×35	5~10	"	5	L方向
"	"	"	-	-	50×26-8	4~10	"	8	Z方向
"	"	突合せ	FCB	229	50×35	0.1~8	"	8	L方向
KA36-Type III	0.31	母 材	-	-	"	4~10	"	5	"
"	"	突合せ	CES	489.6	"	"	"	6	"
KA36-Type I	0.338	突合せ	CO <sub>2</sub>	21	50×26	5~10	有	7	
"	"	すみ肉	"	28	80×26	4~10	"	7	
KA36-Type III	0.32	突合せ	RF	139	50×25	10	"	5	
KD32-Type I	0.337	"	CO <sub>2</sub>	22	40×40	7~10	"	6	
"	"	すみ肉	"	38	"	6~15	"	6	
KE32 Norma	0.368	突合せ	RF	139	50×25	10	"	7	
KE36 type II	0.36	"	"	"	X25	"	"	"	
KA32-Type III	0.27	母 材	-	-	31×25	12	"	6	
"	"	突合せ	SAW	61	"	15	"	6	
"	"	"	"	"	"	"	"	5	余盛削除
"	0.25	"	CO <sub>2</sub>	238	50×25	"	有	6	
"	"	すみ肉	"	264	80×25	"	"	5	
KA32 Norma	0.40	母 材	-	-	31×25	12	"	5	
KA36-Type III	0.25	突合せ	CO <sub>2</sub>	238	50×25	15	有	5	
"	"	すみ肉	"	264	80×25	"	"	5	
KD32 Norma	0.37	突合せ	"	238	50×29	"	"	6	
"	"	すみ肉	"	264	80×25	"	"	5	
KD36-Type III	0.31	突合せ	FCB	110.5	50×20	"	"	6	
KD36 Norma	0.40	"	"	"	"	"	"	8	
KE36-Type II	0.36	母 材	-	-	25×26	10	"	4	
KE36-Type II	0.36	突合せ	SMAW	17~23	25×26	10	"	7	
KE36-Type II	0.36	突合せ	SMAW-G	17~23	25×25	10	"	5	余盛削除
KE36-Type II	0.36	突合せ	SAW	65~75	24×26	10	"	5	
KE36-Type II	0.36	突合せ	SAW-G	65~75	25×25	10	"	4	余盛削除
KA32-Type III	0.27	母 材	-	-	100×25		CCT	2	
KA32-Norma	0.40	母 材	-	-	100×25		CCT	2	き裂伝播
KD36-Type III	0.31	突合せ	FCB	111	100×15		CCT(HAZ)	2	
KD36-Norma	0.40	突合せ	FCB	111	100×15		CCT(HAZ)	2	

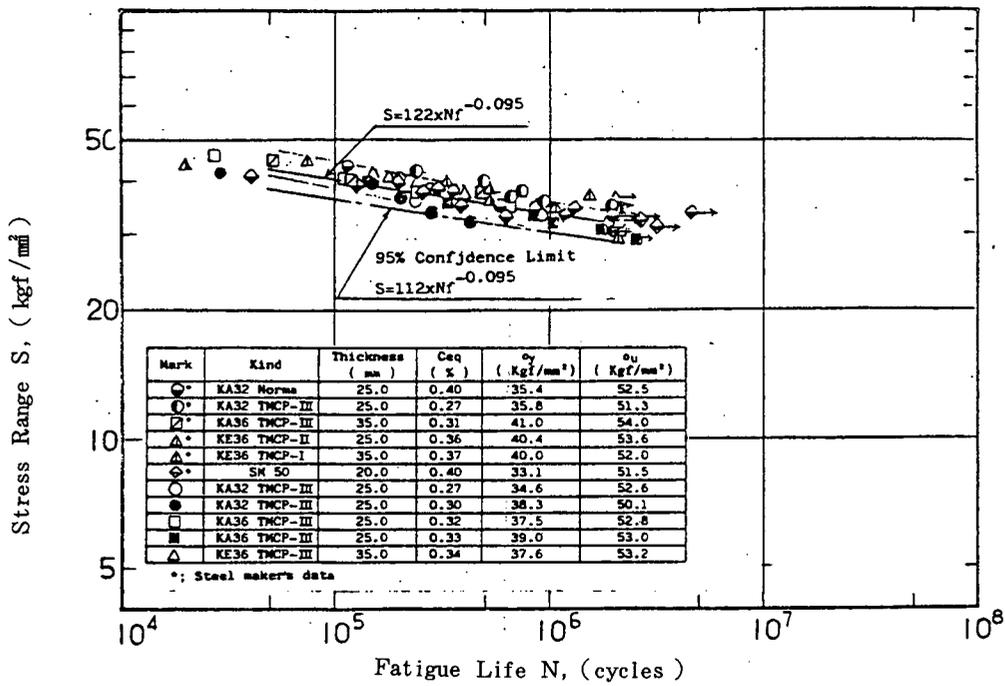


Fig 4.9.1 Relation between Stress range and Fatigue Lite ( Base Metal )

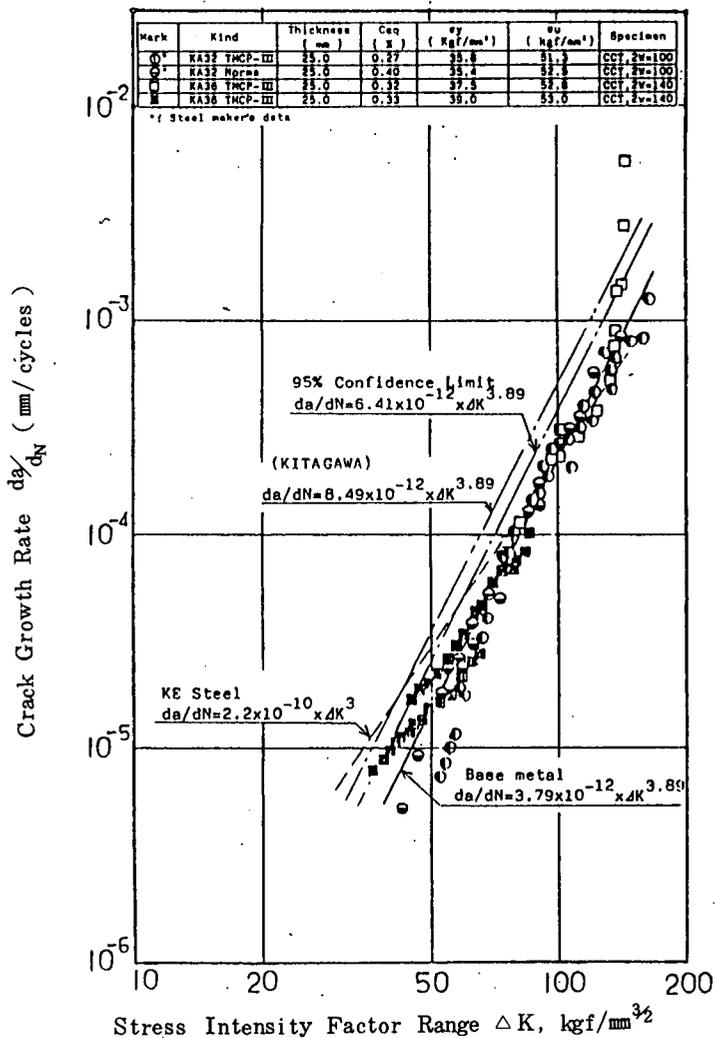


Fig 4.9.2 Relation between Crack Growth Rates and Stress Intensity Factor Range ( Base Metal )

#### 4.10 まとめ

水冷型の新制御圧延 (TMCP, Type III) 法により製造された、降伏点  $32 \text{ kgf/mm}^2$  級および  $36 \text{ kgf/mm}^2$  級の 50 キロ級高張力鋼板 (大入熱溶接非対策の A 級鋼板, 板厚  $2.5 \text{ mm}$ ) 各 2 チャージ (計 4 チャージ) と, 降伏点  $36 \text{ kgf/mm}^2$  級 50 キロ級高張力鋼板 (大入熱溶接非対策の E 級鋼板, 板厚  $3.5 \text{ mm}$ ) 1 チャージを供試した。

4 チャージの A 級鋼板は, その  $C_{eq.}$  を  $0.270$ ,  $0.300$  (以上 KA32 鋼板),  $0.305$ ,  $0.333$  (以上 KA36 鋼板) と変化させてある。また E 級鋼板 (KE36 鋼板) の  $C_{eq.}$  は  $0.327$  とした。

以上の 5 チャージの供試鋼板についての各種破壊強度特性を把握し, 概略下記のことが判明した。

- ① V-ノッチシャルピー衝撃試験結果の遷移温度範囲も, upper shelf energy も, 従来圧延型鋼板とはほぼ同等である。また, Type II TMCP により製造された鋼板 (昭和 57 年度供試鋼板など) と比較すると, V-ノッチシャルピー吸収エネルギーはやや低いようである。さらに,  $vTr_e$  と  $vTr_s$  はほぼ等しい温度を示した。
- ② 限界 COD 値 ( $\delta_c$  値) は, 昭和 57 年度に供試した Type II TMCP により製造された KE36 鋼板と, L, T 方向とも, KA32 鋼板の一部を除いてほぼ同程度の値を示し, 50 キロ級高張力鋼板としては何等問題ないことが明らかになった。特に, 供試 36E35R は, 昭和 57 年度に供試した 36E35C ( $C_{eq.}$  が略同等) と, L, T, Z 方向とも全く同等の値を示した。すなわち, Type III と Type II の製造法の違いによる破壊靱性値の差は認められなかった。
- ③ 供試水冷型 (Type III) TMCP 50 キロ HT 鋼板の, V-ノッチシャルピー吸収エネルギーと限界 COD 値との相関は, 以下の如くである。

高 Mn 系鋼板 (32A25N, 36A25Q, 36E35R) の L, T 方向:

$$\delta_c (T) = 0.004 vE (T + \Delta T)$$

$$\Delta T = 133 - 1.23 \sigma_{y0} - \sigma \sqrt{t}$$

低 Mn 系鋼板 (32A25M, 36A25P) の L, T 方向, 及び Z 方向:

$$\delta_c (T) = 0.02 vE (T + \Delta T)$$

$$\Delta T = 133 - 1.23 \sigma_{y0} - \sigma \sqrt{t}$$

- ④ 供試水冷型 (Type III) TMCP 50 キロ HT 鋼 KA36 鋼板および KE36 鋼板の破壊靱性値 ( $K_C$  値) は, 従来圧延型 50 キロ HT 鋼板 (KD 鋼板, KE32 鋼板) の  $K_C$  値とはほぼ同等である。また, 昭和 57 年度に供試した Type II TMCP により製造された KE36 鋼板の  $K_C$  値とも, ほぼ同等である。

さらに, 供試 KA32 鋼板の  $K_C$  値は, 上述の値より若干低い値を示している。しかしながら, 使用温度においては十分な破壊靱性を有していることが明らかになった。

- ⑤ 供試水冷型 (Type III) TMCP 50 キロ HT 鋼 KE36 鋼板の脆性亀裂伝播抵抗値 ( $K_{Ic}$  値) は, 昭和 57 年度に供試した Type II TMCP により製造された KE36 鋼板の  $K_{Ic}$  値とはほぼ同等である。また, 従来圧延型 50 キロ HT 鋼板 (KD32 鋼板, KE32 鋼板) の  $K_{Ic}$  値より優れている。

- ⑥ 供試水冷型 (Type III) TMCP 50 キロ HT 鋼 KE36 鋼板の  $vTr_s$  と, 標準型二重引張試験結果の  $T_{at K_{Ic}}$   $= 600$  あるいは  $T_{at K_{Ic}} = 400$  との相関は, 昭和 57 年度供試鋼板と同様に下式を満足した。

$$vTr_s = 1.41 (T_{at K_{Ic}} = 600) - (41 \mp 2.75) (\text{℃})$$

$$vTr_s = 1.41 (T_{at K_{Ic}} = 400) - (11 \mp 2.75) (\text{℃})$$

さらに,  $vTr_s$  と  $K_{Ic}$  値との相関は, 従来式 ((4.6.5) 式および (4.6.6) 式) を満足している。

- ⑦ 今回供試した水冷型 (Type III) TMCP による KE36 鋼板, ならびに昭和 57 年度に供試した Type II TMCP による KE36 鋼板等の NDT 温度は, 従来圧延型鋼板の NDT 温度と同等かそれ以下であった。

また, 供試 KA32 鋼板および KA36 鋼板の結果も含め, TMCP により製造された 50 キロ HT 鋼板の ND

T温度と $v_{Trs}$ との相関は、従来圧延型鋼板での相関とは異なることが明らかになった。

$$\text{TMCP型50キロHT鋼板: } NDTT = (1.21 v_{Trs} + 49.6) \pm 2.1 \text{ (}^\circ\text{C)}$$

$$\text{従来圧延型鋼板: } NDTT = (0.65 v_{Trs} - 1.5) \pm 1.47 \text{ (}^\circ\text{C)}$$

- ⑧ 供試水冷型 (Type III) TMCP 50キロHT鋼板 (KA 32鋼板, KA 36鋼板, KE 36鋼板) では、5%歪時効処理によって、 $v_{Trs}$ ,  $v_{TrE}$ 共に、最大約25 $^\circ\text{C}$ 程度高温側に移行した。なかでもKE 36鋼板は、昭和57年度に供試したType II TMCPのKE 36鋼板の場合とほぼ同等 ( $v_{Trs}$ ,  $v_{TrE}$ が約20 $^\circ\text{C}$ 程度高温側に移行) であった。

また、最大14.5 kgf・m程度 (KA 36鋼板において) の吸収エネルギーの低下がみられた。

- ⑨ 供試水冷型 (Type III) TMCP 50キロHT鋼板の板厚方向 (Z方向) 特性は、概略下記の如くであった。

(i) Z方向の降伏点、引張強さは、L、T方向とほとんど差はない。

ただし、Z方向の伸びは、L、T方向に比べて若干低下している。

(ii) Z方向の絞り率は、L、T方向の絞りより低い値を示したものもある。

(iii) Z方向のVノッチシャルピー特性は、L、T方向より低い値を示している。 $v_{Trs}$ 及び $v_{TrE}$ で最大60 $^\circ\text{C}$ 程度高温側に移行している。

(iv) Z方向の限界COD値は、L、T方向より低い値を示したものもある。しかしながら、昭和57年度に供試したType II TMCPによるKE 36鋼板のZ方向の値とほぼ同等であった。

なお、板厚方向 (Z方向) 強度特性に及ぼすセパレーションの影響などに関しては、6.2節で詳述する。

- ⑩ 供試水冷型 (Type III) TMCP 50キロHT鋼板の、疲労亀裂発生強度 (S-N線図) ならびに疲労亀裂伝播特性は、従来圧延型50キロHT鋼板と同等であった。

## 5. 溶接継手特性についての共同実験結果及び考察

### 5.1 共同実験の概要

供試された水冷型のTMCP型50キロ級高張力鋼板の内、KA32鋼板(32A25M, 32A25N;板厚25mm)については、FCB継手(目標入熱量140KJ/cm)およびEG継手(目標入熱量250KJ/cm)を、KA36鋼板(36A25P, 36A25Q;板厚25mm)については、FCB継手(目標入熱量140KJ/cm)およびCES継手(目標入熱量450KJ/cm)を検討対象にした。また、KE36鋼板(36E35R;板厚35mm)は、FCB継手(目標入熱量250KJ/cm)を検討対象にした。さらに、自主研究として、32A25M・32A25NについてのCES継手(目標入熱量450KJ/cm)と、36A25P・36A25QについてのEG継手(目標入熱量250KJ/cm)が検討対象となった。

供試継手符号、実施した試験内容および試験分担などを、表5.1.1に示す。さらに、各試験項目別の試験内容を、表5.1.2および図5.1.1～図5.1.8などに示す。

なお、これらの供試継手の溶接条件を表5.1.3に一覧する。

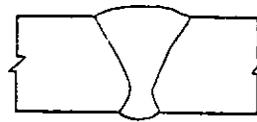
表 5.1.1 溶接継手特性試験内容・分担一覧

供試鋼板	鋼種(大入熱溶接非対策鋼)		KA32						KA36						KE36
	炭素当量, Ceq. (%)		0.26~0.27		0.29~0.30		0.29~0.30		0.33~0.34		0.33~0.34		0.33~0.34		
	板厚(mm)		25		25		25		25		25		35		
	供試鋼板製造メ-カ		M		N		P		Q		R				
	供試鋼(試験片)符号		32A25M			32A25N			36A25P			36A25Q			36E35R
	供試継手(試験片)符号		MFCB	MEG	MCES*	NFCB	NEG	NCES*	PFCEB	PCES	PEG*	QFCB	QCES	QEG*	RFCB
	供試継手(試験片)符号	供試溶接継手(目標入熱量(kJ/cm))	FCB(140)	EG(250)	CES(450)	FCB(140)	EG(250)	CES(450)	FCB(140)	CES(450)	EG(250)	FCB(140)	CES(450)	EG(250)	FCB(250)
	供試溶接継手製作場所		川重 鋼管		石播	川重 鋼管		石播	三井 石播		鋼管	三井 石播		鋼管	住重
試験内容			試験片製作および試験実施場所												
溶接継手特性	組織調査、硬さ分布測定、Depo分析	70, 80, 硬度分布分析	1組		石播			石播			鋼管			鋼管	
	Depo引3張試験	室温:3本(RFCBのみ6本)	3本												
	熱影響部引3張試験	丸棒試験片, 室温:3本	3本												
	継手引3張試験(大, 中, 小)	室温:7枚(大:2, 中:2, 小:3)	7枚	川重 鋼管	石播	川重 鋼管	石播	三井 石播	鋼管	三井 石播	鋼管	住重			
	曲げ試験(側曲げ)試験	室温:2本	2本												
	V-ノッチシャルピ-衝撃試験	Depo, Fusion Line, HAZ, 3.5, 8mm:各20本	120本												
	COD曲げ試験	Depo	6本	M	M	N	N	P	P	Q	Q	R			
		Fusion Line	6本	東大	東大	東大	東大	東大	東大	東大	東大	東大	東大	東大	東大
		HAZ	6本	日立	日立	日立	日立	日立	日立	日立	日立	日立	日立	日立	日立
	中央切欠(板厚貫通)大形引3張試験	Fusion Line	4枚	三菱	三菱	三菱	三菱	三菱	三菱	三菱	三菱	三菱	三菱	三菱	三菱
溶接継手部S-N線図の把握	室温:7~10本	7~10本		NK	N*										
溶接継手部疲労亀裂伝播試験	室温:3枚	3枚		M					P		Q				

M~R: 鉄鋼メ-カ5社 \* : 自主研究

表 5.1.2 溶接継手特性試験項目および試験内容

試験項目	試験内容	備考
組織調査、硬さ分布測定、Depo分析	母材、溶接金属中央、Fusion Line、HAZ 1mm、HAZ 3mm、HAZ 5mmの1/2t部または1/4t部についての光学顕微鏡写真(100倍)、およびマクロ写真撮影。表面下2mm、1/2t部、裏面下2mmの位置についてピッカース硬度分布測定、Depoの化学成分を分析する。	図5.1.1 参照 図5.1.2 参照
Depo引張試験	NKU14A号(10 <sup>φ</sup> )試験片を3本製作し、全て室温で供試する。ただし、RFCBのみDepoの表・裏層各々から3本(10 <sup>φ</sup> が不可能なら6 <sup>φ</sup> で可)づつ採取して供試する。	
熱影響部引張試験	熱影響部より、継手平行方向に3mm <sup>φ</sup> の丸棒引張試験片を板厚中央(1/2t)部より3本採取し、全て室温で供試する。	図5.1.3 参照
溶接継手特性 継手引張試験(大、中、小)	NKU2A号試験片、NKU2A号試験片と同一幅(30mm)でG.L.=200mm(含100mm)、平行部長=300mmの試験片、および幅=200mm、G.L.=300mm(含150mm)、平行部長=400mmの試験片を各2枚(NKU2A号のみ3枚)製作し、全て室温で供試する。	図5.1.4 参照
曲げ試験(側曲げ試験)	供試継手部より、NK B-2号試験片を2本製作し、室温で供試する。	
V-ノッチシャルピー衝撃試験	試験片採取位置：FCB：表側および裏側表面下1mm EG、CES：表面下1mm ノッチ位置：Depo中央、Fusion Line (FCBのみ裏側Fusion Lineも含む)、HAZ 1mm、HAZ 3mm、HAZ 5mm、HAZ 8mm (EG、CESのみ) 各ノッチ位置の試験片を20本製作、供試し、吸収エネルギー～温度、脆性破面率～温度遷移曲線を求める。	図5.1.5 参照
COD曲げ試験	供試継手のDepo中央、Fusion Line、HAZ部にノッチ加工(詳細は図5.1.6参照)した試験片を各々6本製作し、室温～-196℃の適当な温度で供試する。なお、疲労ノッチ導入前に、プラテン加工(図5.1.7参照)を行なう。限界COD( $\delta_c$ )値と温度との関係を求める。	図5.1.6 参照 図5.1.7 参照
中央切欠(板厚貫通)大形引張試験	供試継手部より、幅400mmの中央切欠(板厚貫通)付標準型試験片を4枚製作し、4温度で各1枚供試する。なお、切欠き位置は供試溶接継手のFusion Line(図5.1.8参照)とする。破壊応力値、K <sub>IC</sub> 値、限界COD( $\delta_c$ )値と温度との関係を求める。	図5.1.8 参照
溶接継手部S-N線図の把握	(詳細は5.7.1項に記す)	
溶接継手部疲労亀裂伝播試験	(詳細は5.7.2項に記す)	



継手部マクロ写真  
(倍率:1)

溶接金属  
( $\frac{1}{2}t$ 部または $\frac{1}{4}t$ 部  
Depo 中央, 100倍の  
光学顕微鏡写真)

Fusion Line  
( $\frac{1}{2}t$ 部または $\frac{1}{4}t$ 部  
Fusion Line, 100倍の  
光学顕微鏡写真)

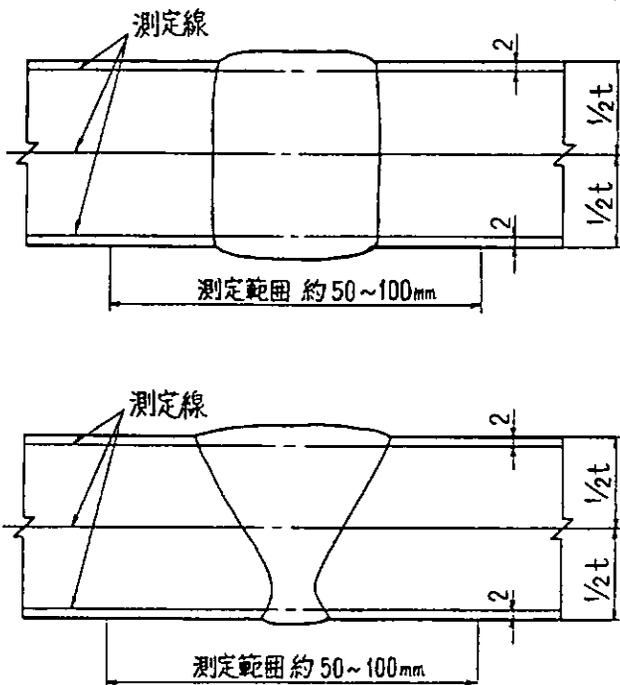
HAZ 1mm  
( $\frac{1}{2}t$ 部または $\frac{1}{4}t$ 部  
HAZ 1mm, 100倍の  
光学顕微鏡写真)

HAZ 3mm  
( $\frac{1}{2}t$ 部または $\frac{1}{4}t$ 部  
HAZ 3mm, 100倍の  
光学顕微鏡写真)

HAZ 5mm  
( $\frac{1}{2}t$ 部または $\frac{1}{4}t$ 部  
HAZ 5mm, 100倍の  
光学顕微鏡写真)

母材  
( $\frac{1}{2}t$ 部または $\frac{1}{4}t$ 部,  
100倍の光学顕微鏡写真)

図 5.1.1 組織調査要領



\* 測定間隔は1mm, ただし Fusion Line を基準に  
測定する。測定荷重は10kgとする。

図 5.1.2 ピッカース硬度分布測定要領

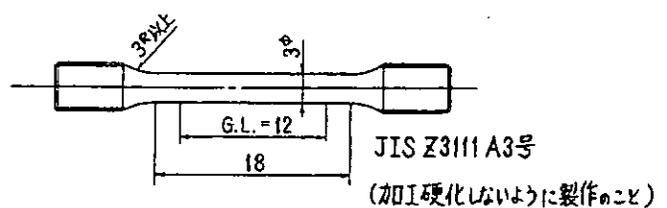
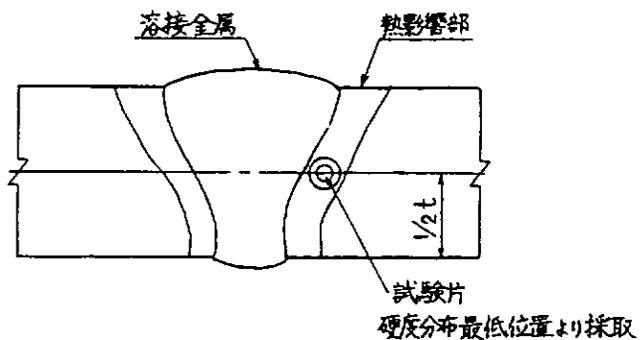
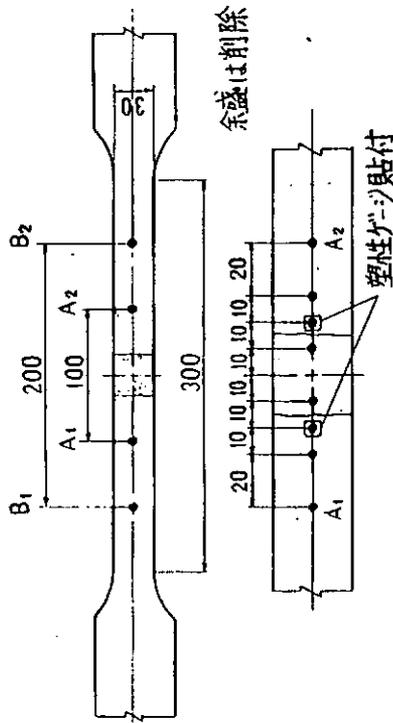


図 5.1.3 熱影響部引張試験片採取要領・形状

(1) NKU2A 号試験片(昭57年度に準ずる)(3枚供試)



荷重～伸び曲線：

・ $A_1 \sim A_2, B_1 \sim B_2$  間の伸びについて測定。

・試験片中央のHAZ軟化部に貼付した塑性ゲージにより測定。

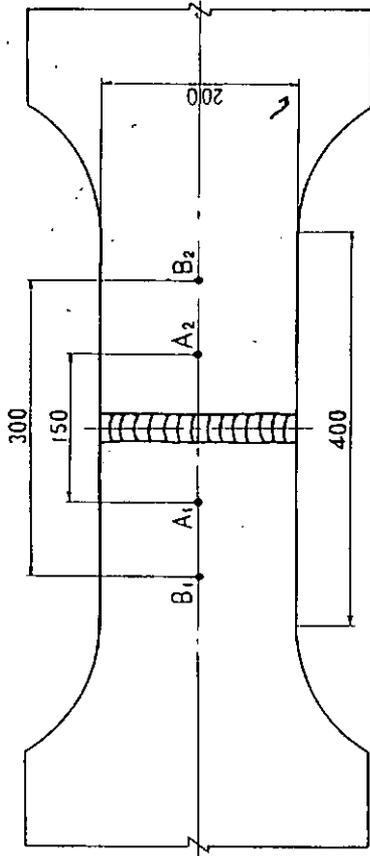
破断伸び：

・ $A_1 \sim A_2, B_1 \sim B_2, B_1 \sim A_1, A_2 \sim B_2$  間の伸びについて測定。

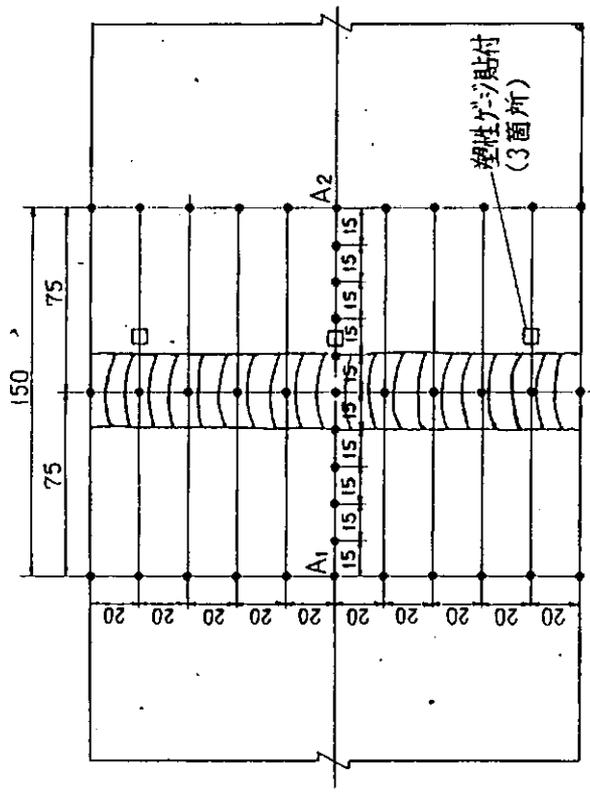
・溶接部近傍の G.L. = 10 mm, 20 mm について測定。

(2) NKU2A号試験片と同一幅(30mm)で、G.L.=200mm(含100mm), 平行部長=300mmの試験片(2枚供試)

図 5.1.4(a) 継手引張試験片形状・試験要領



余盛は削除せず(as weldの状態), ただし ゲージ貼付位置のみ局部的に削除。



荷重～伸び曲線：

・ $A_1 \sim A_2, B_1 \sim B_2$  間の伸びについて測定。

・試験片中央と両端のHAZ軟化部に貼付した塑性ゲージにより測定。

破断伸び：

上図各測定点間について測定。

(3) 幅=200mm, G.L.=300mm(含150mm), 平行部長=400mmの試験片(2枚供試)

図 5.1.4(b) 継手引張試験片形状・試験要領

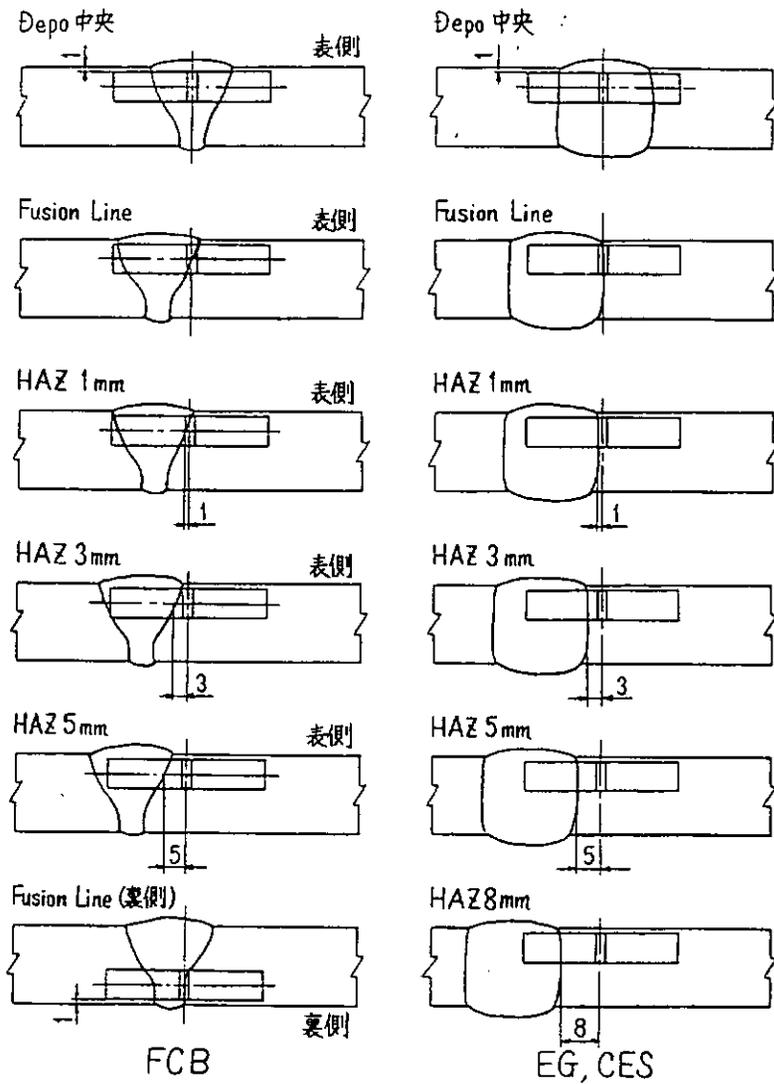
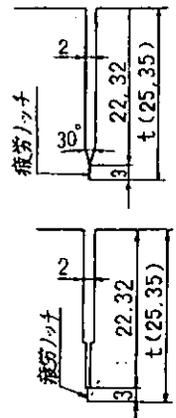
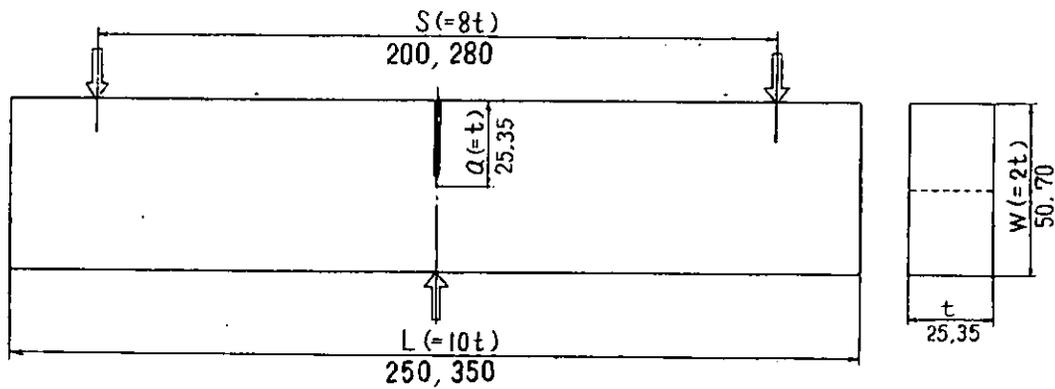


図 5.1.5 V-ノッチシャルピー衝撃試験片採取要領



切欠き部詳細

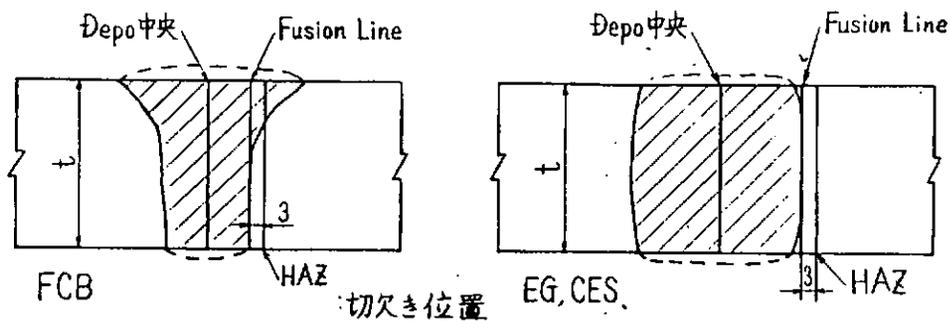
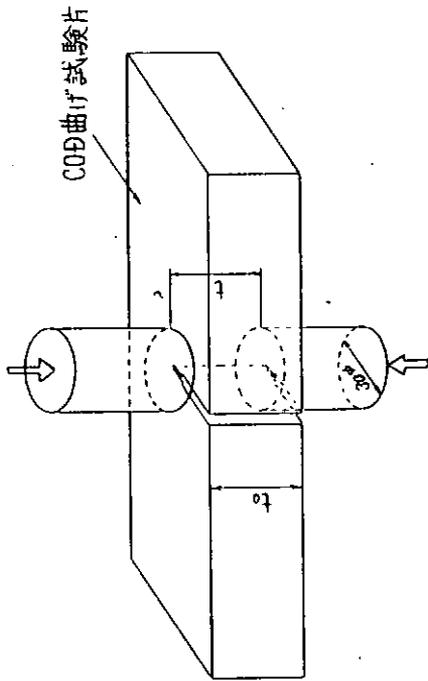


図 5.1.6 COD曲げ試験片形状

溶接継手のDepo中央, Fusion Line, HAZ部にノッチ加工するCOD曲げ試験片では, 疲労ノッチ導入前に, 疲労ノッチを同一様に入れるために下図に示すプラテン加工を行う。



上図に示すように, 試験片加工後, 切欠き先端を中心にして30mmのプラテンで圧縮予歪を与え, 圧縮塑性歪は0.3~0.5%を目標とする。圧縮塑性歪(ε)は以下の定義による。

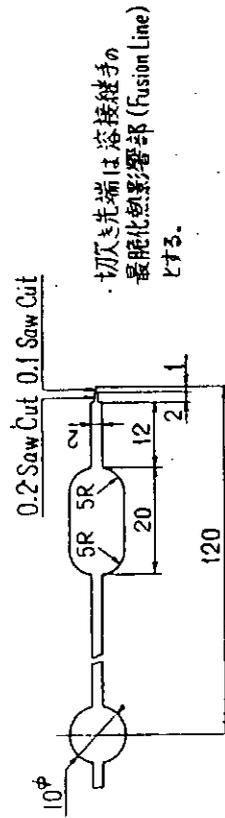
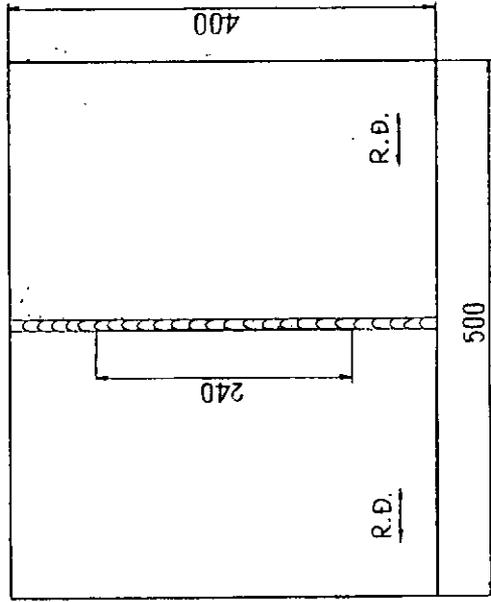
$$\epsilon = \frac{t_0 - t}{t_0} \times 100$$

$t_0$ : 初期(加工前)の板厚 (mm)

$t$ : プラテン加工後の圧痕部間の板厚 (mm)

なお, プラテン加工に際しては, 所定の荷重で20秒間保持する。所定の荷重は, 最初の1本で貝荷荷重と圧縮塑性歪(ε)との関係を求め, 段階的に負荷荷重を増して, 0.3~0.5%程度となる荷重を決める(70 ton程度とされる)。

図 5.1.7 プラテン加工要領  
(溶接継手部のCOD曲げ試験片)



切欠き詳細

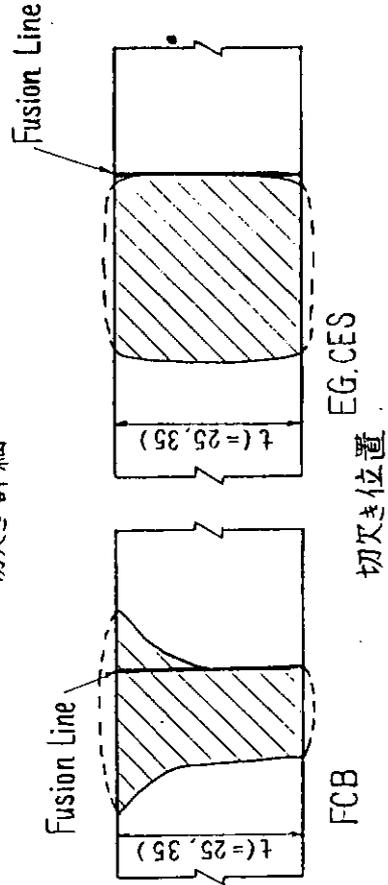


図 5.1.8 中央切欠(板厚貫通)大形引張試験片形状

表 5.1.3 溶 接 条 件

Welding Method (Code)	Wire and Flux	Electrode	Electrode Interval (mm)	Welding Current (A)	Arc Voltage (V)	Travel Speed (cm/min)	Heat Input (kJ/cm)	Edge Preparation	
FCB (MFCB)	Y-A L: 4.8 $\phi$ T <sub>1</sub> , T <sub>2</sub> : 6.4 $\phi$ NSH-50 NSH-1R	L	40	1300	36	55	151		
		T <sub>1</sub>		1150	42				
		T <sub>2</sub>	120	950	46				
FCB (NFCB)	US-36 L: 4.8 $\phi$ T <sub>1</sub> , T <sub>2</sub> : 6.4 $\phi$ PFI-55E MF-1R	L	40	1350	35	60	134		
		T <sub>1</sub>		1000	42				
		T <sub>2</sub>	120	1000	45				
FCB (PFCB) (QFCB)	US-36 L: 4.8 $\phi$ T: 6.4 $\phi$ PFI-55E PFI-50R	L	120	1250	35	42	135		
		T		1100	46				
FCB (RFCB)	US-36 L, T <sub>1</sub> : 4.8 $\phi$ T <sub>2</sub> : 6.4 $\phi$ PFI-55E PFI-50R	L	35	1400	35	40	239		
		T <sub>1</sub>		1200	42				
		T <sub>2</sub>	140	1250	48				
EG (MEG NEG PEG*) (QEG*)	HS-42G 3.2 $\phi$	—	—	620	31.5	4.6 ~5.1	230 ~255	240	
CES (PCES QCES MCES*) (NCES*)	ES-50 2.4 $\phi$ MF-38 (Nozzle) (KMZ-1)	—	—	480 ~490	34 ~35	2.4 ~2.6	377 ~429	400	

\* 自主研究供試継手

## 5.2 化学成分，組織調査および硬さ測定結果

### 5.2.1 溶接金属化学成分

各継手における溶接金属化学成分分析結果をTable 5.2.1およびFig. 5.2.1に示す。MFCBのワイヤ，フラックスおよびNFCBの裏フラックスを除き他のFCB継手の溶接材料はすべて同じであり，成分系はC-Si-Mn-Ti-B-Moである。EGはCO<sub>2</sub> Shield gas 中で合金成分および脱酸製錬成分をワイヤから供給し，低C，高Si，Mn系であるが，P，S，O，N等の含有量が多いため後述の溶接金属の $v_E$ は低レベルであったと判断される。一方，CES継手ではこれ等の不純物元素が低レベルに抑えられていた。

### 5.2.2 組織調査

供試継手の代表的なマクロ組織をPhoto. 5.2.1に示す。HAZの幅および板厚中央のビード幅ともに，入熱が大きなFCB，EG，CESの順に増大し，とくにCES継手のビード幅が板厚の約1.5倍と非常に大きい。また，FCB継手において，板厚：2.5mm（最大入熱量：15.1 KJ/cm）と板厚：3.5mm（入熱：23.9 KJ/cm）との間に顕著なHAZの幅の差はみられなかった。

供試継手の代表的なミクロ組織をPhoto. 5.2.2（溶接金属），Photo. 5.2.3（母材）およびPhoto. 5.2.4（HAZ）に示す。MFCBの溶接金属には初析フェライトの成長がみられ，後述の硬度が低く $v_E$ も相対的に低かった。その他のFCB継手溶接金属のミクロ組織は良好であった。CES継手も入熱は大きい，比較的微細なフェライト組織が得られていた。一方，EGの溶接金属は粗大化がみられた。

母材のミクロ組織は各供試材で大きく異なり，き裂停止特性が要求されるKE36鋼は非常に微細な層状に伸長されたフェライトとパーライトの混合組織である。KA32，36鋼も結晶粒は微細であるが，32A25N鋼はとくに微細なフェライトとパーライトの層状組織となっていた。一方， $C_{eq\ IACS}$ が0.333%と比較的高い36A25Q鋼では，組織は微細であるが，層状組織は呈していなかった。

HAZは熱影響により結晶粒が粗大化するが，供試材のKA32，KA36鋼は低 $C_{eq}$ であるため粗大化を抑制する大入熱対策用元素の添加は行われていない。粗大化の傾向は，FCB，EG，CESと入熱の上昇により増大していた。また，KE36鋼もSi-Mn系の低 $C_{eq}$ 材であるため大入熱対策元素の添加はされていないが，結晶粒の粗大化は入熱の割にはやや少ないようである。

### 5.2.3 硬さ測定結果

供試継手の代表的硬さ分布をFig. 5.2.3（KA32，KA36鋼）およびFig. 5.2.4（KE36鋼）に示す。Fig. 5.2.3では板厚中央における硬さ分布を施工法別に示し，Fig. 5.2.4では測定位置（表面および裏面下2mm，板厚中央）別に示したが，板厚中央の硬さは表面近傍と比較して同等か最大 $H_V$  20程度低く，HAZの最軟化部は板厚中央に生じていた。また，HAZの最高硬さは溶接金属の硬さを下まわっていた。

Fig. 5.2.4に各施工法における板厚中央の溶接金属の硬さの平均値，HAZ最軟化部の硬さおよび母材の硬さと $C_{eq\ IACS}$ との関係を示す。供試材は水冷型TMCP鋼であるため，KA32，36鋼の母材の硬さは $C_{eq}$ とともに増加していた。KA32，KA36鋼の溶接金属の平均硬さも $C_{eq}$ とともに上昇し，継手別ではCES継手の硬さレベルが全体的に高く，FCBとEGはほとんど同じであった。M材のFCB継手は溶接材料が異なり，硬さのレベルは低かった。KA32，36鋼のHAZ軟化域の硬さは母材のそれより $H_V$  10~30程度低く，値は $C_{eq}$ が低い程減少したが，母材の硬さより低下率は小さかった。また，全体的にはCESの軟化の割合が大きかったが，FCB，EGと比較して顕著な差ではなかった。KE36鋼では同一 $C_{eq}$ のKA36鋼と比較して母材も含めて硬さレベルが低く，板厚が異なることによるものと推察される。そして，最軟化域の硬さはM材のそれを下まわっていた。

Table 5.2.1 Chemical composition of weld metal

Welding procedure	Grade	Plate thickness (mm)	Joint	Heat input (kJ/cm)	Chemical composition (nt%)														Remarks			
					C	Si	Mn	P	S	Cu	Ni	Cr	Mo	V	Nb	Ti	B	Al		N	O	
FCB	KA32	25	MFCB	151	.13	.15	.85	.017	.006	.03	.02	.02	—	.01	.01	.003	.01	.0043	.0318			
			NFCB	134	.11	.23	.97	.012	.005	.05	.01	.01	—	.01	.01	.004	.02	.0035	.0323			
	KA36	25	PFCB	140	.13	.26	.88	.014	.004	.03	.01	.03	.23	.005	.001	.014	.0047	.019	.0033		.0287	
			QFCB	140	.14	.26	.97	.017	.005	.03	.01	.03	.21	.004	.001	.013	.0047	.024	.0041		.0354	
EG	KA32	25	RFCB	239	.10	.23	1.20	.016	.004	.05	.03	.02	.17	<.01	.004	.01	.0039	.011	.002	.029	Supplementary test	
			MEG	240	.09	.33	1.55	.020	.014	.011	.02	.03	.17	.003	Tr	.013	Tr	.091	.0038	.0579		
	KA36	25	NEG	240	.08	.41	1.74	.017	.012	.009	.02	.03	.15	.002	Tr	.011	Tr	.060	.0045	.0606		
			PEG	240	.09	.42	1.77	.016	.008	.01	.02	.03	.17	.003	.003	.008	Tr	.027	.0038	.0486		
	CES	KA36	25	QEG	240	.10	.36	1.55	.019	.011	.008	.02	.03	.15	.003	Tr	.009	Tr	.030	.0050		.0536
				PCES	429	.11	.26	1.26	.016	.006	.07	<.02	.06	.09	.003	.006	.004	.002	.008	.003		.011
			QCES	429	.14	.28	1.28	.018	.006	.04	<.02	.04	.07	.003	.007	.005	.002	.019	.003	.014		

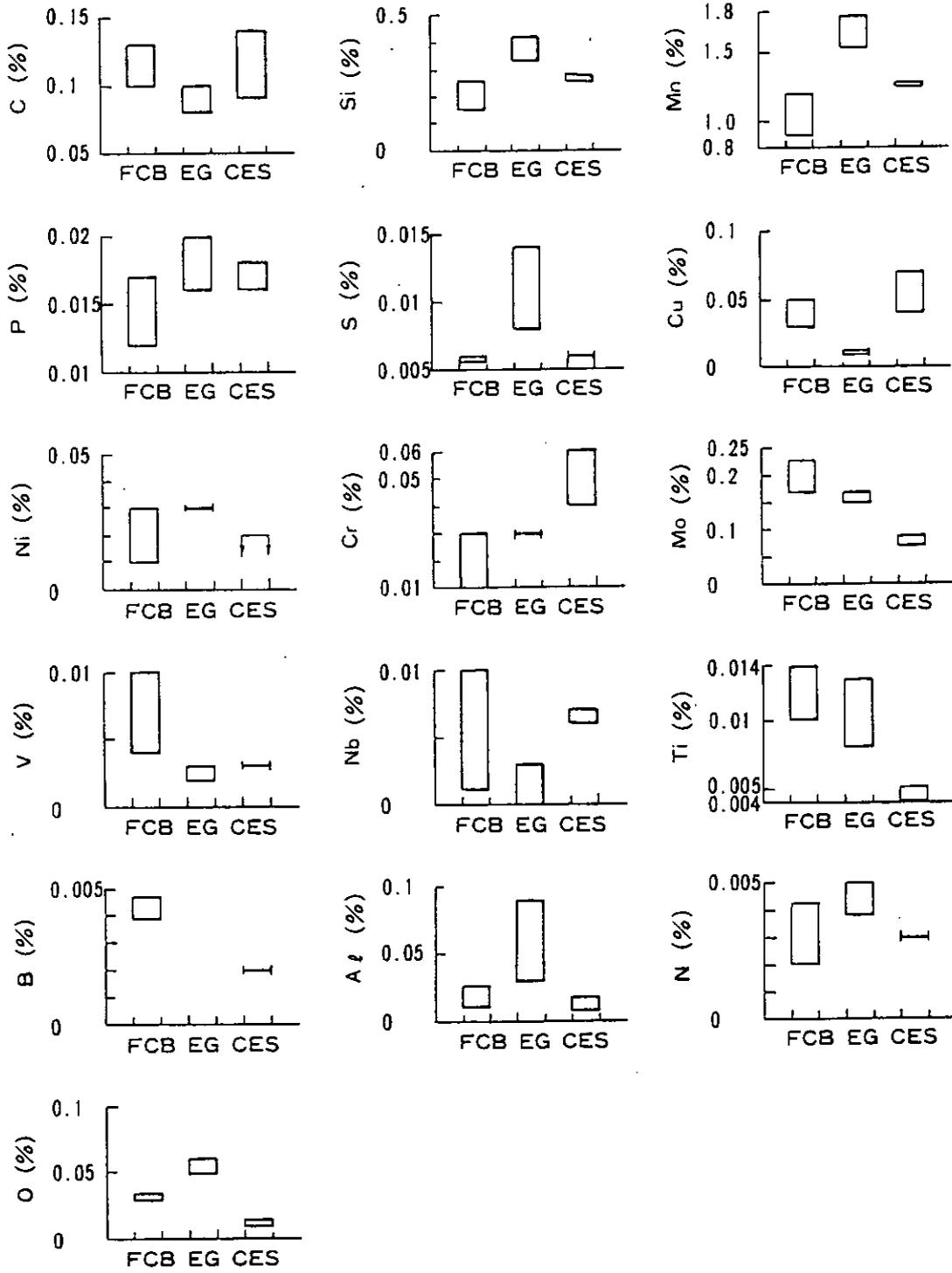
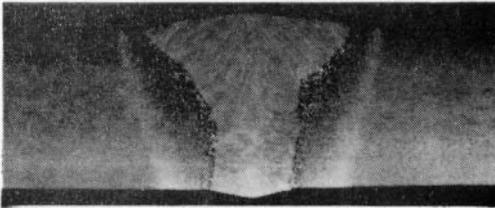
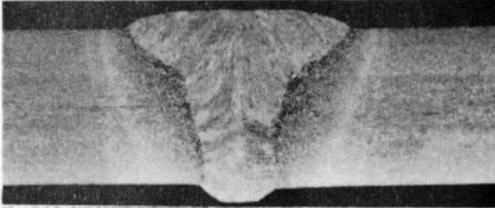
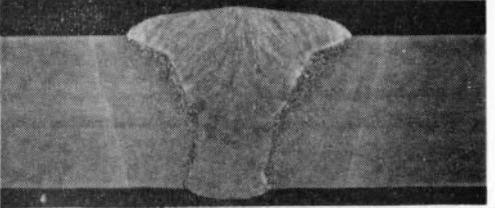
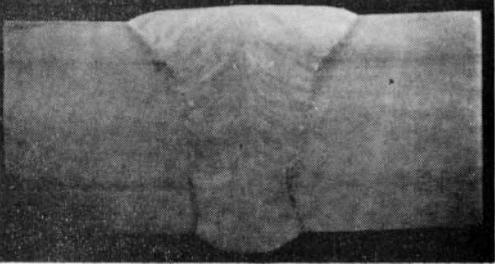
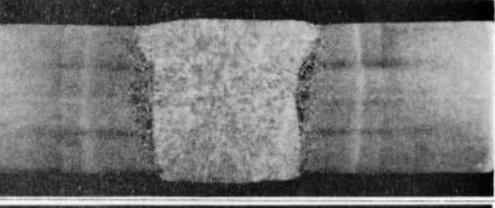
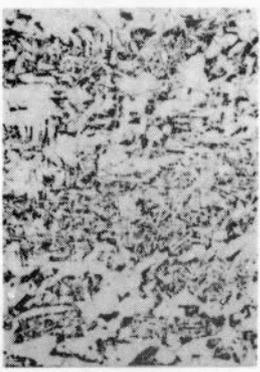
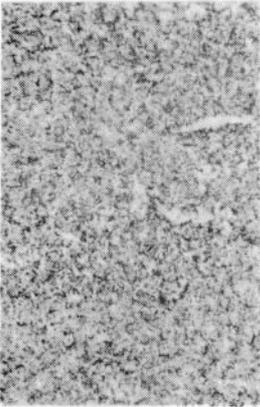
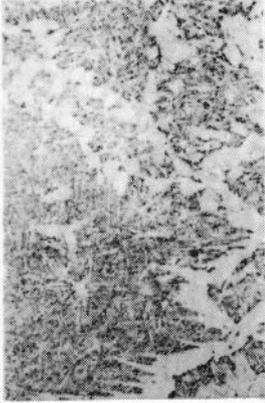
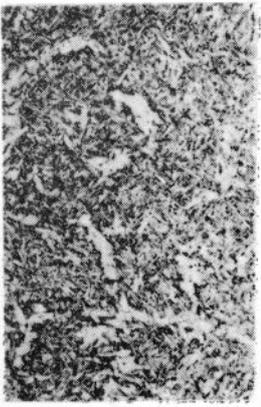
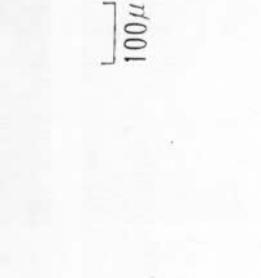


Fig 5.2.1 Comparison of chemical composition in FCB, EG and CES weld metal

Welding procedure	Plate thickness (cm)	Joint	Heat input (kJ/cm)	Macro structure
FCB	25	NFCB	134	
		MFCB	151	
		QFCB	140	
	35	RFCB	239	
EG	25	MEG	240	
CES	25	PCES	429	

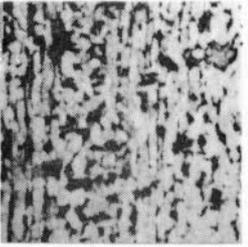
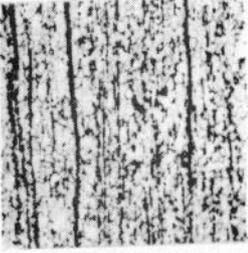
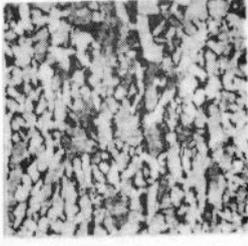
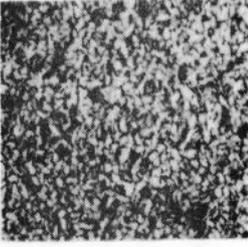
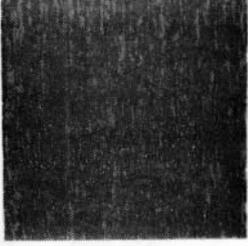
10mm

Photo 5.2.1 Example of macro-structure of welded joint

Grade Item	KA32 (25mm <sup>t</sup> )		KA36 (25mm <sup>t</sup> )		KE36 (35mm <sup>t</sup> )	
Welding procedure	FCB		FCB		FCB	
Joint	MFCB		QFCB		RFCB	
Heat input (kj/cm)	151	140	239			
Welding procedure	EG					
Joint	NEG				CES	PCES
Heat input (kj/cm)	240	439				

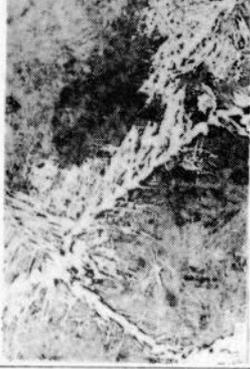
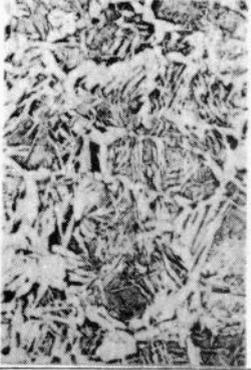
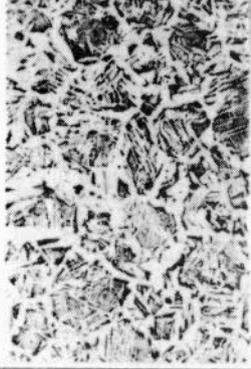
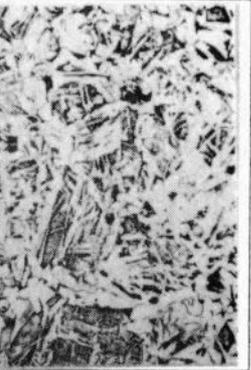
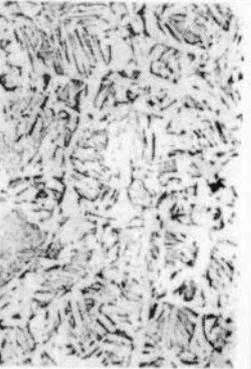
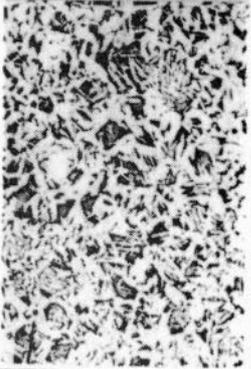
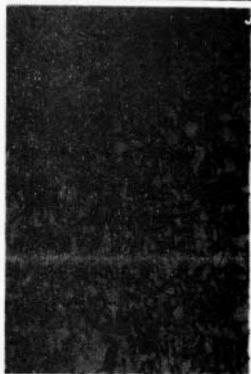
100μ

Photo 5. 2. 2 Micro-structure of weld metal

Grade	KA32		KA36		KE36	
Plate	32A25M	32A25N	36A25P	36A25Q	36E35R	
Thickness (mm)	25	25	25	25	35	
Micro-structure						
	MFCB	NFCB	PEG	QEG	RFCB	

100μ

Photo 5. 2. 3 Micro-structure of base metal

Welding procedure Grade Joint Heat input (kj/cm) Position	FCB		EG		CES		FCB	
	KA36 (25mm <sup>t</sup> )		KA32 (25mm <sup>t</sup> )		KA36 (25mm <sup>t</sup> )		KE36 (35mm <sup>t</sup> )	
	PFCB(Ceq IACS: 0.305 %)		MEG(Ceq IACS : 0.270 %)		QCES(Ceq IACS : 0.333 %)		RFCB(Ceq IACS : 0.327 %)	
	140		240		429		239	
HAZ 1 mm								
HAZ 3 mm								
HAZ 5 mm								

100μ

Photo 5.2.1 Micro-structure of HAZ

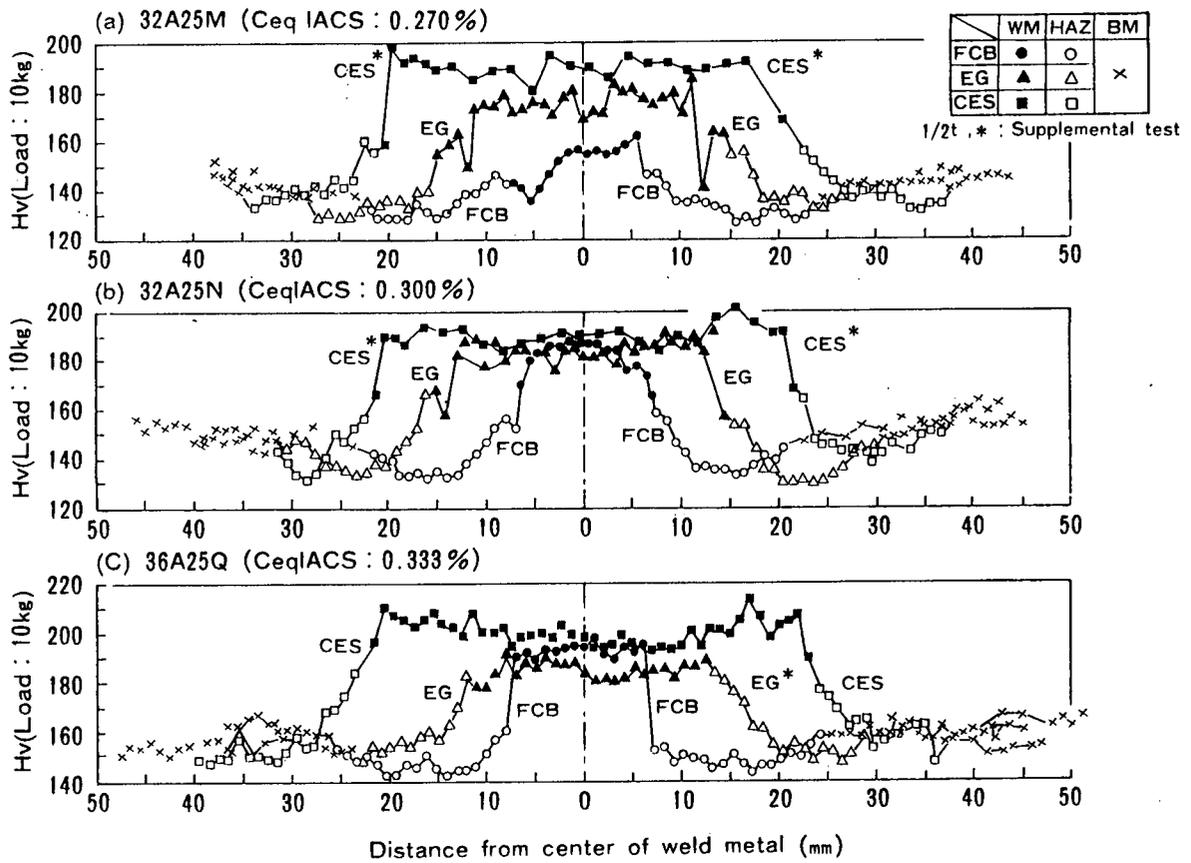


Fig 5.2.2 Example of hardness distribution of KA steel's welded joint

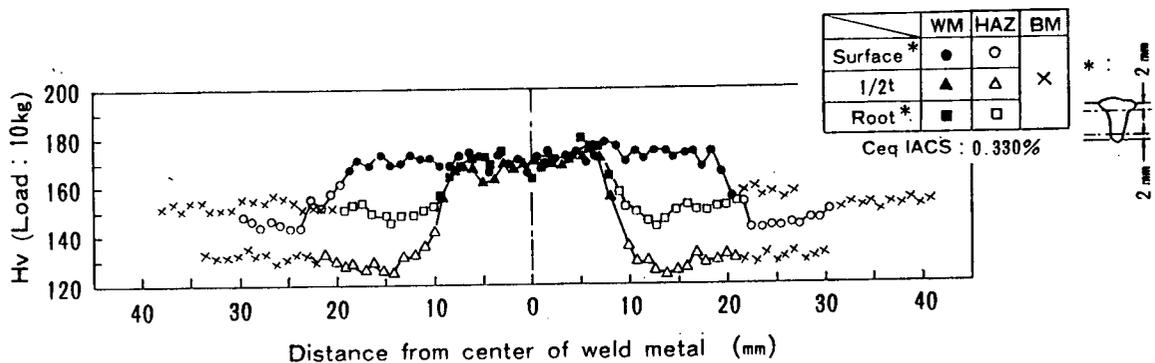


Fig 5.2.3 Distribution of hardness in KE 35 steel's welded joint

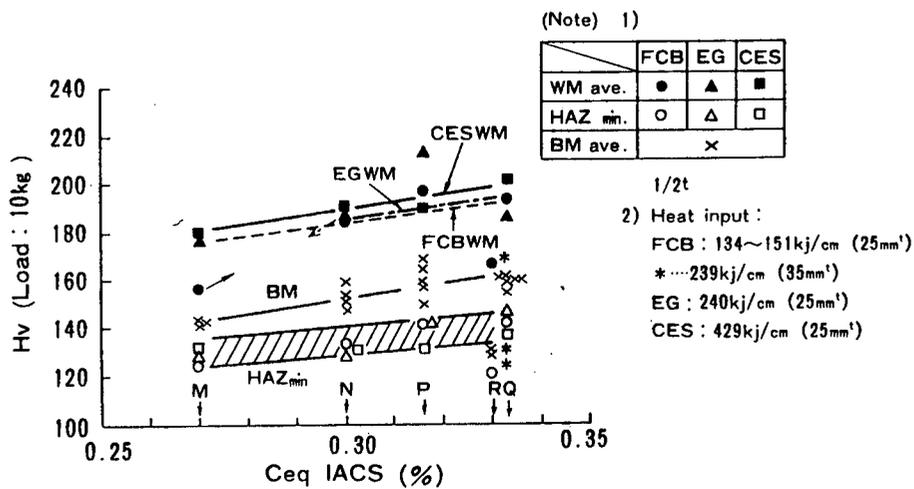


Fig 5.2.4 Relationship between hardness of welded joint and Ceq of base metal

## 5.3 引張強度特性

### 5.3.1 Depo引張試験結果

各溶接金属部中央よりNK U14号(10φ)試験片を3本ずつ採取し、室温において引張試験を実施した。引張強度特性に及ぼす溶接入熱量、各種溶接法および母材炭素当量の影響について調査した。なお、36E35RのFCB溶接金属部に対しては、表・裏層からも各々3本ずつ、上述形状と同一の試験片を採取して供試した。

Table 5.3.1.1に試験結果の一覧を示す。母材炭素当量0.27%の32A25MをFCBおよびEGで溶接した場合、各Depo引張強さと降伏応力は、NK規格値( $\sigma_u$ : 50~67 kgf/mm<sup>2</sup>,  $\sigma_y$ : 38 kgf/mm<sup>2</sup>)を下回っているものもあるが、他は満足する値が得られている。

Fig. 5.3.1.1は溶接入熱量と各Depo引張強度との関係を示す。図中の各プロットは測定結果の平均値で表示してある。その結果、溶接方法および入熱量が異なるにもかかわらず、各溶接金属部の引張強さ、降伏応力、伸び、絞り等は各々ほぼ一定の値である。ただし、入熱量151 KJ/cmのFCBおよび240 KJ/cmのEGにおいて、それらの降伏応力と引張強さが他のものより低い値を示している。これは供試鋼中最も低い炭素当量の母材(32A25M)を溶接したものである。

Fig. 5.3.1.2は母材炭素当量がDepo引張強度に及ぼす影響を示した。ここでは第一年度で得たデータもプロットしている(炭素当量0.27~0.33%の範囲が主として水冷材で、今年次に実験を行なったもので、0.34%以上が非水冷材である)。

降伏応力と引張強さは、母材炭素当量が増す程、漸次増加し、伸びについては減少する傾向を示している。また絞りに関しては炭素当量に左右されず、ほぼ一定の値となっている。この傾向は溶接法や入熱量に余り影響されないようである。

新制御圧延材は通常の入熱量、溶接方法で十分な強度を有する溶接金属部が得られるが、母材の炭素当量が低い際には若干の注意が必要となる。例えば、32A25M( $C_{eq}$  = 0.27%)と32A25N( $C_{eq}$  = 0.30%)は同一溶接法(EG)、溶接条件、溶接材料で施工されたものであるが、32A25NではNK規定値を満足させる溶接金属部の強度が確保されている。一方、溶接金属部の化学成分分析結果を比較すると、Si、Mnが32A25Mでは少なく、溶接金属部の各元素量は、母材中の元素量に影響されるといえる。

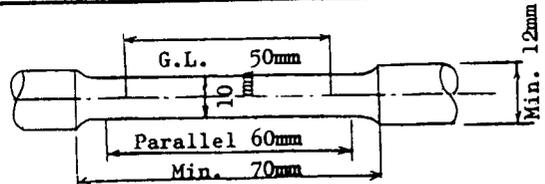
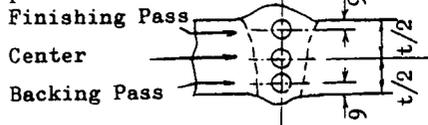
したがって、添加元素量の少ない低炭素当量の材料を溶接する時には、母材希釈率、溶接材料の選択等に留意し、溶接金属部の強度確保に必要な各成分元素量にしなければならない。

また、36E35R(板厚35mm)のFCB溶接金属部の各部より採取した、引張試験片の強度特性は、ほぼ同一であり、溶接金属内での機械的性質のバラツキはほとんどないと思われる。

Table 5.3.1.1 Tensile Test Results of Deposited Metal

Base Metal	Welding Process	Heat Input (kj/cm)	Yield Point (kgf/mm <sup>2</sup> )	Tensile Strength (kgf/mm <sup>2</sup> )	Elongation (%)	Reduction Area (%)	Position
32A25M (25mnt)	FCB	151	37.2 36.7 37.7 Av. (37.2)	50.3 50.1 51.4 Av. (50.6)	37.5 35.4 35.4 Av. (36.1)	69.6 68.7 68.7 Av. (69.0)	Center
32A25M (25mnt)	EG	240	37.6 34.2 36.0 Av. (35.9)	50.2 48.2 49.0 Av. (49.1)	25.8 29.4 25.4 Av. (26.9)	68.1 70.6 70.2 Av. (69.6)	Center
32A25N (25mnt)	FCB	134	51.0 50.7 52.6 Av. (51.4)	60.2 59.9 61.3 Av. (60.5)	30.0 34.1 33.3 Av. (32.5)	68.7 71.4 67.8 Av. (69.3)	Center
32A25N (25mnt)	EG	240	45.8 45.6 47.1 Av. (46.2)	56.0 56.4 57.7 Av. (56.7)	25.8 27.0 26.2 Av. (26.3)	69.1 65.9 68.0 Av. (67.7)	Center
36A25P (25mnt)	FCB	140	51 50 51 Av. (51)	59 60 59 Av. (59)	27 21 23 Av. (24)	70 71 71 Av. (71)	Center
36A25P (25mnt)	CES	429	45.9 46.1 45.2 Av. (45.7)	59.4 61.4 58.5 Av. (59.8)	24.1 25.7 — Av. (24.5)	72.9 72.9 75.0 Av. (73.6)	Center
36A25Q (25mnt)	FCB	140	49 48 49 Av. (49)	58 58 58 Av. (58)	29 31 28 Av. (29)	67 68 67 Av. (67)	Center
36A25Q (25mnt)	CES	429	45.2 43.0 45.7 Av. (44.6)	63.3 61.3 62.5 Av. (62.4)	24.9 24.3 24.5 Av. (24.6)	69.7 72.9 70.8 Av. (71.1)	Center
36E35R (35mnt)	FCB	239	51.6 54.1 55.4 Av. (53.7)	58.6 61.8 63.1 Av. (61.2)	24.0 21.6 23.4 Av. (23.0)	68.7 69.7 67.5 Av. (68.6)	Center
36E35R (35mnt)	FCB	239	54.8 52.2 52.9 Av. (53.3)	61.8 59.9 60.5 Av. (60.7)	25.0 25.6 25.8 Av. (25.5)	68.7 68.7 66.4 Av. (67.9)	Finishing Pass Side
36E35R (35mnt)	FCB	239	54.8 54.8 50.3 Av. (53.3)	61.1 61.8 58.0 Av. (60.3)	25.0 24.0 26.8 Av. (25.3)	68.7 67.5 66.4 Av. (67.6)	Backing Pass Side

Specimen Position



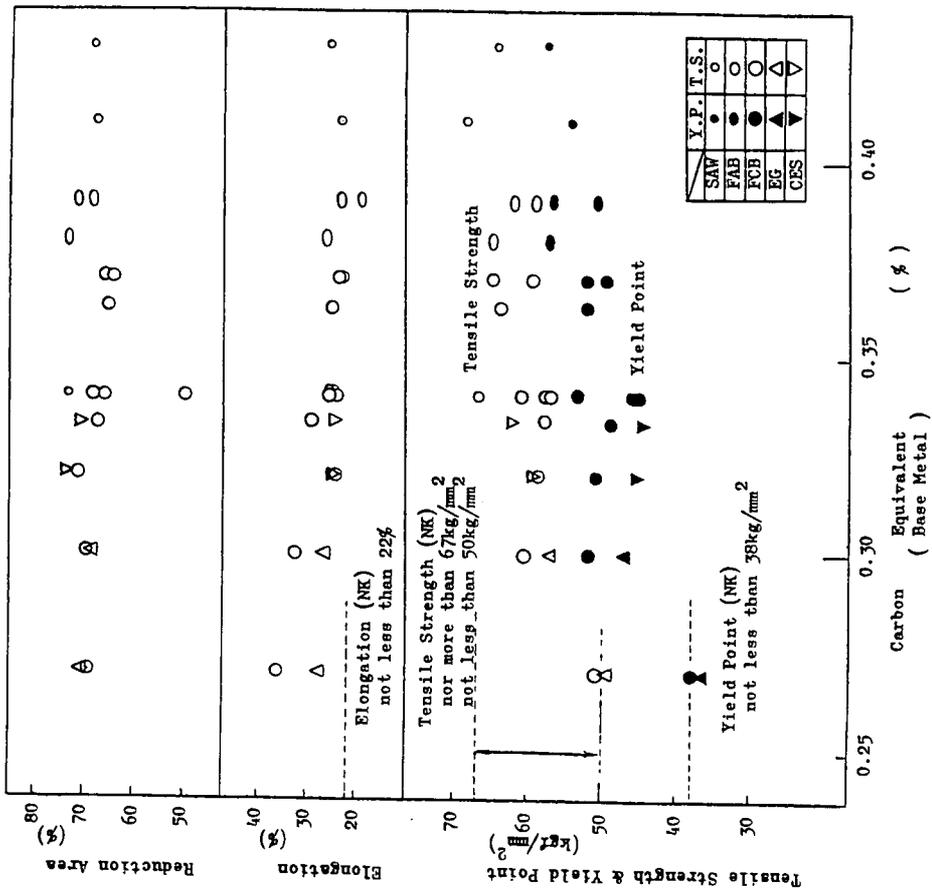


Fig 5.3.1.2 Effect of Carbon Equivalent on Mechanical Properties of Deposited Metal

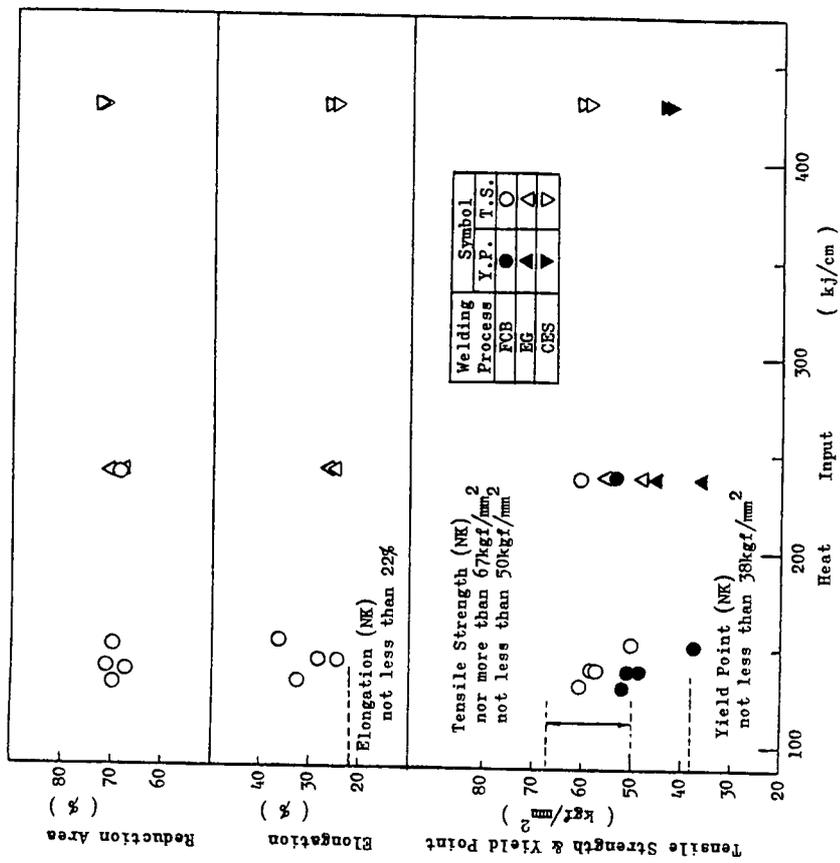


Fig 5.3.1.1 Effect of Heat Input on Mechanical Properties of Deposited Metal

### 5.3.2 熱影響部引張試験結果

各溶接継手部の硬さ測定結果で、板厚中央の熱影響部（HAZ）において、最も低い硬さを示した箇所より、JIZ3111A3号（3φ）試験片を各3本採取し、室温において引張試験を実施した。HAZ引張特性に及ぼす溶接入熱量、各種溶接方法および母材炭素当量の影響について調査した。

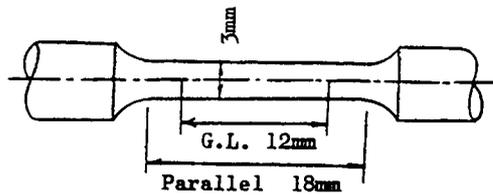
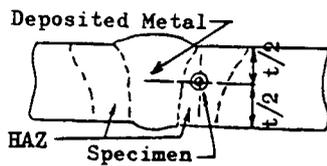
Table 5.3.2.1に試験結果を示す。Fig 5.3.2.1は溶接入熱量がHAZ引張特性に及ぼす影響を検討したもので、測定した各値は入熱量、溶接方法に余り左右されず一定の値を示し、最大入熱量429KJ/cmのCES法を用いても、著しい強度特性の変化は認められない。また供試母材間で機械的性質が若干異なることを考慮して、母材の降伏応力と引張強さ（NKU2A, T方向,  $\frac{1}{2}t$ ）の各値と、HAZ引張試験で得た値の比（ $R_y, R_u$ ）を図中に表示した。 $R_y$ および $R_u$ 共に入熱量の増加に関係なく一定の値で、 $R_y$ は75～80%、 $R_u$ は90%前後であり、いずれも母材よりもHAZ強度は低下している。なお、上記の $R_y, R_u$ の各値は、第一次年度に実施した、非水冷材を入熱量270KJ/cm程度で溶接した際のものに等しく、今年度のように炭素当量が低減された水冷材に対しては、比較的低下入熱量の溶接にあっても、HAZの強度低下が生じることを考慮する必要はある。

Fig 5.3.2.2は母材炭素当量とHAZ引張特性との関係で整理したもので、第一次年度の結果も示してある。炭素当量の増加に伴ない、降伏応力と引張強さは増し、伸びがやや減少する傾向がある。伸びに関しては炭素当量に関係なく一定値となっている。この結果から、HAZ強度は、溶接法、入熱量及び鋼材圧延法に余り影響されず、強度が特に問題となる場合には、母材炭素当量に留意することが望まれる。

Fig 5.3.2.3は溶接金属部及びHAZ引張試験片採取位置での平均硬さと、引張強さ、降伏応力測定値との関係を示す。試験片採取位置や形状に大きな差異がなく、硬さの増加と共に各値はほぼ直線的に増している。図中に表示した破線はJIS“鋼のビッカース硬さに対する近似的換算値”に記された、硬さと引張強さの表より求めたもので、よい対応を示し、硬さ測定により、概略的な機械的強さの類推ができる。

Table 5.3.2.1 Tensile Test Results of HAZ

Base Metal	Welding Process	Heat Input	Yield Point	Tensile Strength	Elongation	Reduction Area
		(kj/cm)	(kgf/mm <sup>2</sup> )	(kgf/cm <sup>2</sup> )	(%)	(%)
32A25M t=25mm	FCB	151	29.5	45.9	37.5	66.2
			27.7	45.3	33.3	59.9
			29.4	46.4	28.5	55.5
			Av. (28.9)	Av. (45.9)	Av. (33.1)	Av. (60.5)
32A25M t=25mm	EG	240	27.4	43.6	31.7	71.3
			28.1	44.7	35.0	71.2
			27.2	44.6	33.3	71.9
			Av. (27.6)	Av. (44.3)	Av. (33.3)	Av. (71.5)
32A25N t=25mm	FCB	134	31.4	47.0	35.0	71.5
			32.0	46.4	35.0	69.8
			32.0	47.5	37.5	62.0
			Av. (31.8)	Av. (47.0)	Av. (35.8)	Av. (67.8)
32A25N t=25mm	EG	240	29.7	46.2	40.8	74.5
			28.3	45.7	33.3	69.1
			31.0	46.3	36.7	76.3
			Av. (29.7)	Av. (46.1)	Av. (36.9)	Av. (73.3)
36A25P t=25mm	FCB	140	31	48	31	73
			31	48	29	73
			32	51	28	75
			Av. (31)	Av. (49)	Av. (29)	Av. (74)
36A25P t=25mm	CES	429	30.3	51.4	35.3	73.3
			30.0	48.7	39.2	71.6
			32.2	49.2	39.2	78.2
			Av. (30.8)	Av. (49.8)	Av. (37.9)	Av. (74.4)
36A25Q t=25mm	FCB	140	31	51	30	75
			31	52	29	72
			32	51	31	74
			Av. (32)	Av. (51)	Av. (30)	Av. (74)
36A25Q t=25mm	CES	429	31.5	55.5	39.2	76.7
			34.9	54.9	36.9	76.7
			31.7	54.5	35.0	73.3
			Av. (32.7)	Av. (55.0)	Av. (37.0)	Av. (75.6)
36E35R t=35mm	FCB	239	29.7	45.1	44.0	78.0
			29.9	45.3	46.0	76.0
			28.6	46.3	38.8	75.0
			Av. (29.4)	Av. (45.6)	Av. (42.8)	Av. (76.3)



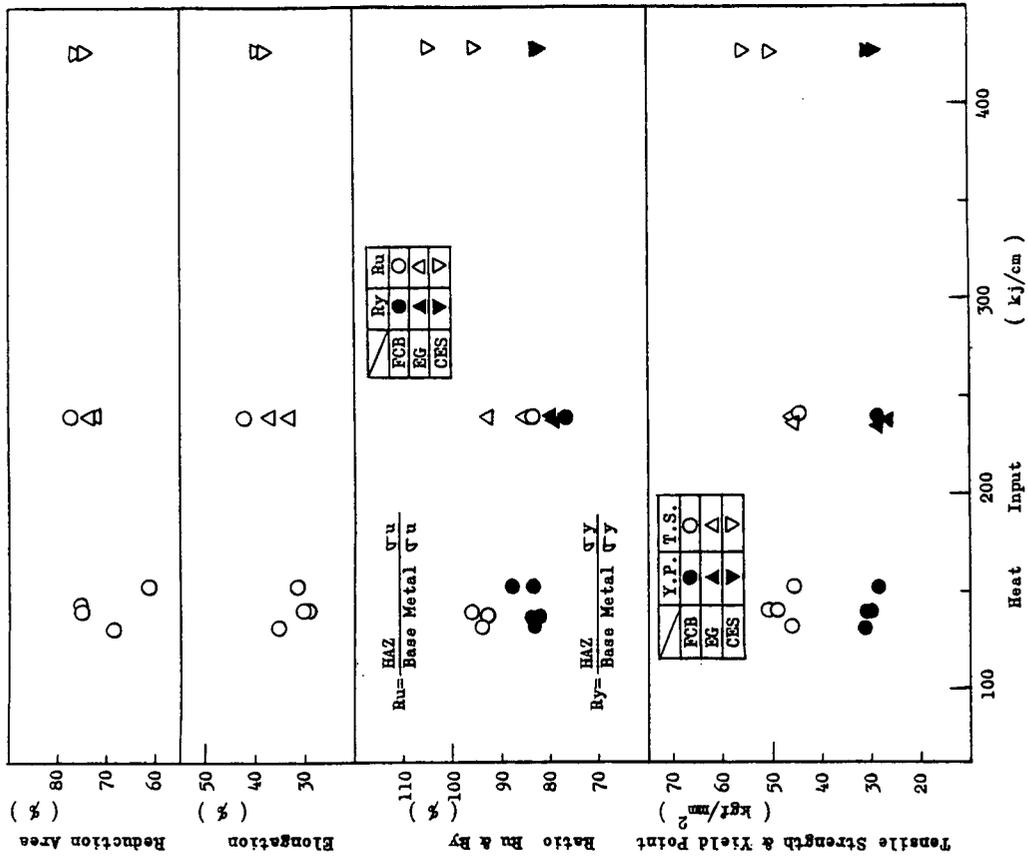


Fig 5.3.2.1 Effect of Heat Input on Mechanical Properties of HAZ

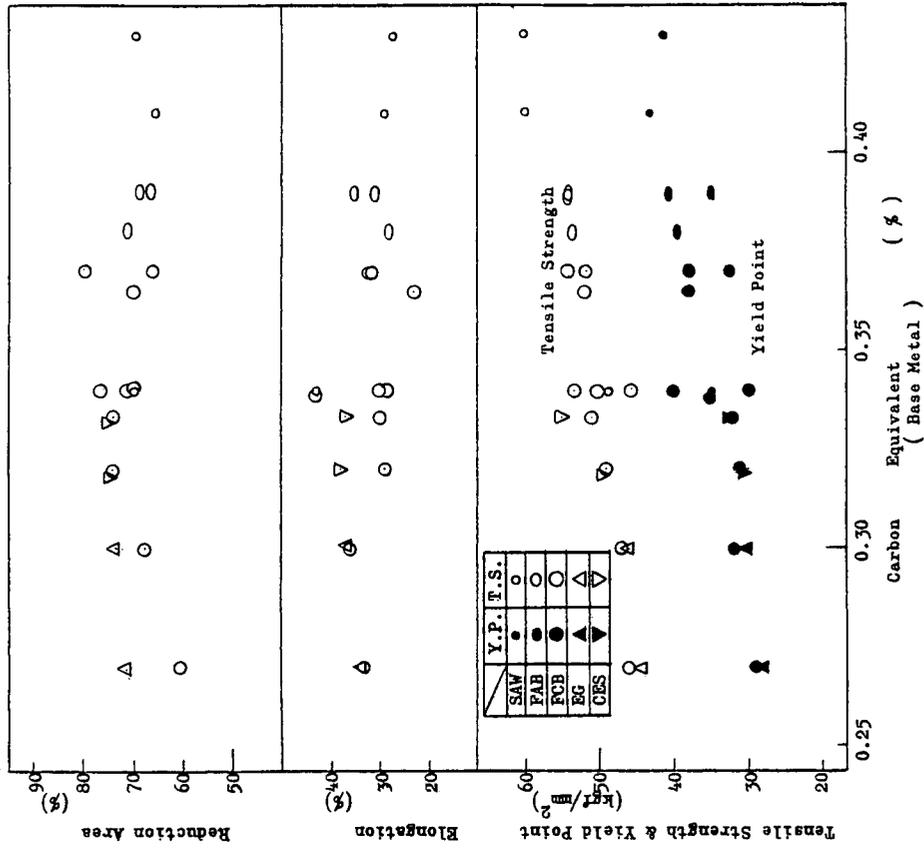


Fig 5.3.2.2 Effect of Carbon Equivalent on Mechanical Properties of HAZ

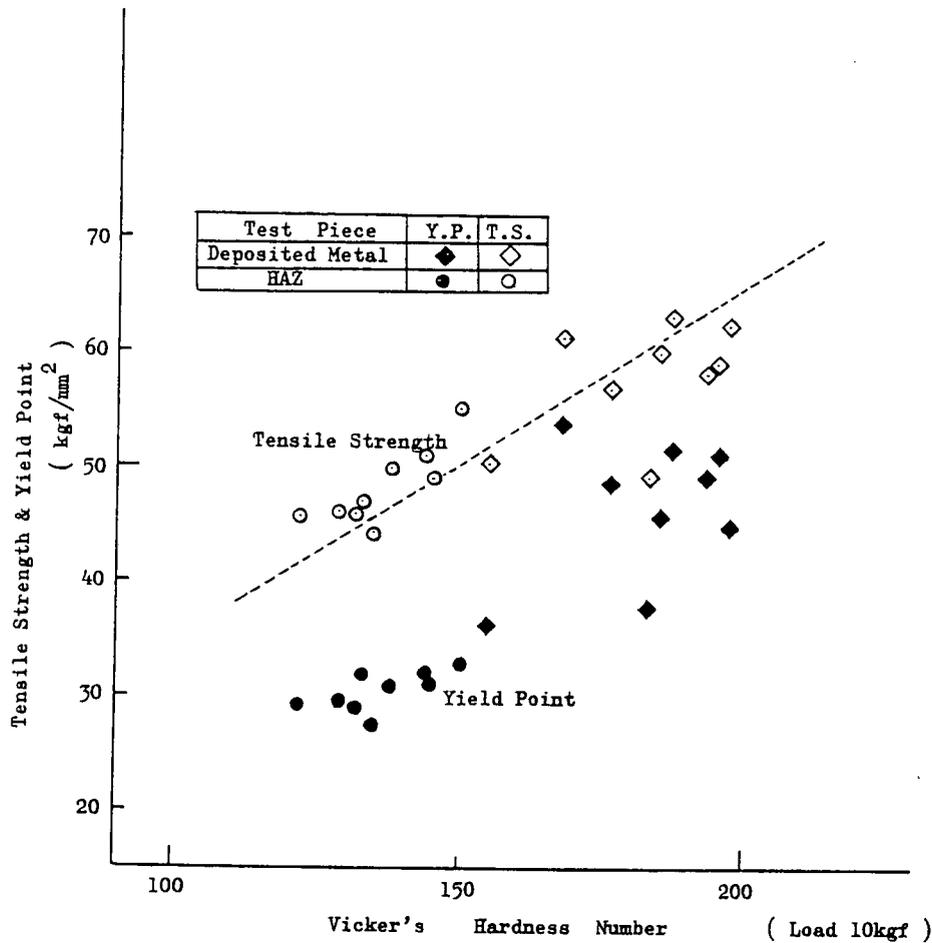


Fig 5.3.2.3 Relation between Vicker's Hardness Number and Mechanical Properties

### 5.3.3 継手引張試験結果

供試溶接継手部より採取した、NKU 2 A号試験片（以後NKU 2 A試験片と記す）、NKU 2 Aと同一幅（30 mm）で平行部長さ300mmの長標点試験片（以後W-30試験片と記す）、および幅200mmで平行部長さ400mmの広幅試験片（以後W-200試験片と記す）を供試し、継手強度と $Ceq.$ 、試験片形状との関係、および破断時の試験片の破断伸び等について調査した。

供試試験片の形状・寸法を図5.3.3.1に示す。さらに、試験結果の一覧を表5.3.3.1に示す。表内に示した破断位置HAZ（記号\*）は、破断部が熱影響部である場合は勿論、破断径路の一部が熱影響部を通った場合も含む。

図5.3.3.2に個々の試験片の継手強度（ $\sigma^J$ ）と $Ceq.$ との関係を示す。図から、 $Ceq.$ が0.27%および0.30%のKA32鋼板（32A25M、32A25N）の $\sigma^J$ は、NKU 2 A試験片およびW-30試験片では、NK規格値（48 kgf/mm<sup>2</sup>）を下回っているものもあるが、W-200試験片では規格値を満足していることが明らかである。さらに、 $Ceq.$ が約0.31~0.33%のKA36鋼板（36A25P、36A25Q）およびKE36鋼板（36E35R）の $\sigma^J$ は、試験片の形状によることなく、すべてNK規格値（50 kgf/mm<sup>2</sup>）を満足している。

図5.3.3.3には、 $\sigma^J$ と $\sigma^{BM}$ （母材強度：NKU 1 4 A試験片、L方向、 $\frac{1}{2}t$ ）との比（ $\sigma^J / \sigma^{BM}$ ）と $Ceq.$ との関係を示す。なお、図内のプロットはそれぞれの平均値を示したものである。それぞれの継手引張試験片（NKU 2 A、W-30、W-200）による結果の下限値を結び、同図中に示した。W-30試験片では、 $Ceq.$ が低くなると $\sigma^J / \sigma^{BM}$ は低くなる傾向にあるが、W-200試験片では $Ceq.$ が低くなっても $\sigma^J / \sigma^{BM}$ はあまり低下しない。すなわち、広幅になると $\sigma^J$ は $\sigma^{BM}$ に近い値を示すことがわかる。さらに、NKU 2 A試験片による

結果は、溶接法によるばらつきが大きいようである。

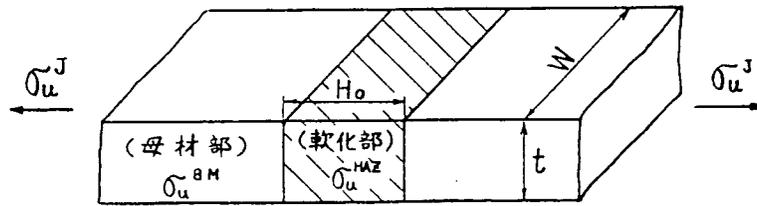
図 5.3.3.4 には、 $\sigma_u^J$  と試験片幅/板厚 ( $W/t$ ) との関係、すなわち  $\sigma_u^J$  に及ぼす試験片幅の影響を示す。なお、同図内のプロットは、個々の試験片の結果を示したものである。また同図内には、各供試継手の試験片形状ごとの平均値も示してある。ただし、32A25M の EG 継手の W-30 試験片による結果 (図内 \* 印付 ○ 印) は、同鋼板の他継手の結果と大きく異なるため、特異値 (後述する図 5.3.3.5 参照) として平均値には考慮しなかった。

図 5.3.3.4 に示すように、 $C_{eq}$  が 0.27% および 0.30% の KA32 鋼板 (32A25M, 32A25N) 溶接継手では、試験片幅の影響が他鋼板に比べて顕著であり、W-30 試験片に比べて W-200 試験片の強度は約 1.5~2.5 kgf/mm<sup>2</sup> 上昇している。また、 $C_{eq}$  が約 0.31~0.33% の KA36 鋼板 (36A25P, 36A25Q) 溶接継手では、試験片幅による強度変化が比較的少ない。

図 5.3.3.5 には、 $\sigma_u^J$  と溶接方法との関係を示す。NKU2A 試験片では、FCB 継手の強度が低い値を示し、それに比べて CES 継手は高い値を示している。W-30 試験片、W-200 試験片では溶接による差はほとんど見られなかった。

参考データとして図 5.3.3.6~図 5.3.3.8 には、破断伸び計測結果から算出した破断ひずみ ( $\epsilon_{fr}$ ) の分布の例を示す。図に示した破断ひずみは、横軸に示した各距離間の平均ひずみである。各継手 (FCB, EG, CES) とも、HAZ 部での  $\epsilon_{fr}$  は母材に比べて大きくなっており、溶接金属部での  $\epsilon_{fr}$  は母材に比べて低い値を示している。

さらに軟化部を含む継手 (下図参照) 引張強さの推定について述べる。



一般に  $\sigma_u^J$  は、 $X_h$ ,  $S_r$ ,  $W/t$ ,  $\sigma_u^{HAZ}$  等の力学的支配因子によって表わされることが知られている。<sup>1)~3)</sup> すなわち、

$$\sigma_u^J = f(X_h, S_r, W/t, \sigma_u^{HAZ}) \dots \dots \dots (5.3.3.1)$$

ただし、 $X_h = \text{軟化幅} / \text{板厚} = H_0 / t$

$$S_r = \sigma_u^{HAZ} / \sigma_u^{BM}$$

SJ 委員会の結論では、軟質異材継手の引張強さの簡略式として (5.3.3.2) 式を与えている。

$W \geq t$  の時

$$\sigma_u^J = \left( \frac{1}{3.86 X_{eq}^{0.8}} + 1 \right) \sigma_u^{HAZ} \dots \dots \dots (5.3.3.2)$$

ただし、

$$X_{eq} = \begin{cases} X_h & (X_h > m \text{ のとき}) \\ \frac{1}{2} (X_h + m) & (X_h \leq m \text{ のとき}) \end{cases}$$

$$m = 2 \left\{ \frac{S_r}{3.86 (1 - S_r)} \right\}^{1/0.8}$$

そこで、以上述べて来た実験結果に、(5.3.3.2) 式を適用して検討してみる。なお、適用に当たっては次の仮定をした。

- ① 溶接金属の強度は母材の強度と等しいとする。(下図参照)
- ② 余盛の影響はないとする。
- ③ 母材部と軟質部は、それぞれ一様な機械的性質を持つとする。(下図参照)
- ④ 軟化幅は、ビッカース硬度分布において、母材の平均硬さを下回る領域の幅とする。(下図参照)

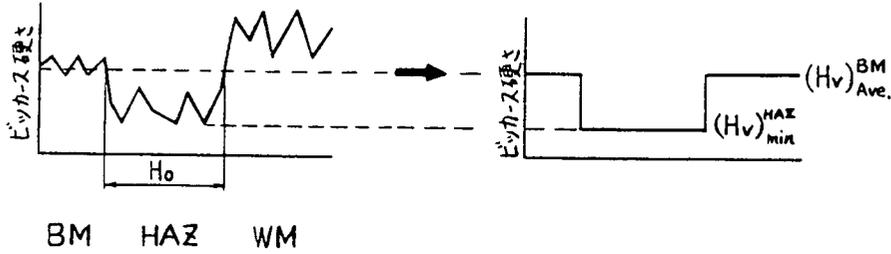


図 5.3.3.9は(5.3.3.2)式を用いて推定した広幅( $W \geq t$ )継手引張強度と、HAZ部で破断したW-200試験片( $W=8t$ )による実験値との相関関係を示したものである。同図より、(5.3.3.2)式により推定された広幅継手強度は、軟化の程度によらず実験値と比較的良好に適合していることがわかる。なお、参考として継手引張強度推定計算例を表 5.3.3.2 に示す。

参 考 文 献

- 1) 佐藤邦彦, 豊田政男, “機械的性質の不連続部をふくむ材の静的引張強度に関する基礎的研究”, 溶接学会誌 第40巻第9号(1971)
- 2) 日本溶接協会鉄鋼部会技術委員会S J委員会, “軟質溶接継手の力学的挙動と強度に関する研究”, S J委員会総合報告書(1977)
- 3) 佐藤邦彦, 向井喜彦, 豊田政男, “溶接継手の伝達と応力計算”, 溶接工学第7章

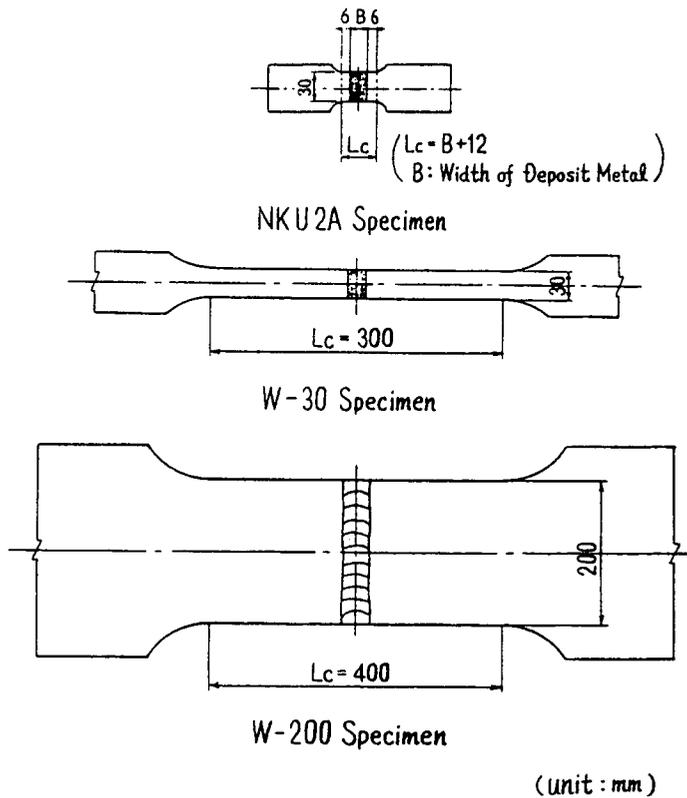


図 5.3.3.1 継手引張試験片形状・寸法

表 5.3.3.1 継手引張試験結果

( $\sigma_u$ : kgf/mm<sup>2</sup>)

Grade (Code)	KA32 (32A25M)			KA32 (32A25N)			KA36 (36A25P)			KA36 (36A25Q)			KE36 (36E35R)
	Thick. (mm)	25	25	25	25	25	25	25	25	25	25	25	35
Ceg. (%)	0.270			0.300			0.305			0.333			0.327
Welding Method [Code]	FCB [MFCB]	EG [MEG]	CES [MCES]	FCB [NFCB]	EG [NEG]	CES [NCES]	FCB [PFCB]	EG [PEG]	CES [PCES]	FCB [QFCB]	EG [QEG]	CES [QCES]	FCB [RFCB]
	151	240	400	134	240	400	135	240	400	135	240	400	400
Heat Input(kJ/cm)	151			134			135			135			239
NKU2A	47.2			50.1			52			54			53.9
	48.2			49.8			52			55			54.1
	47.4			50.1			53			54			54.8
W-30 (W=30mm)	47.6			50.0			52			54			54.3
	46.9			48.0			52			54			54.3
	47.3			46.9			52			54			54.7
W-200 (W=200mm)	47.1			47.5			52			54			54.5
	51.0			50.8			52.1			53.2			55.4
	50.3			50.6			51.9			53.7			56.3
Base Metal NKU14A	50.7			50.7			52.0			53.5			55.9
	52.6			50.1			52.8			53.3			53.2

Fracture Location \*Mark : HAZ  
No Mark : BM

Symbol	Specimen	Welding Method
○	NK U2A	FCB
●	W-30	EG
●	W-200	CES

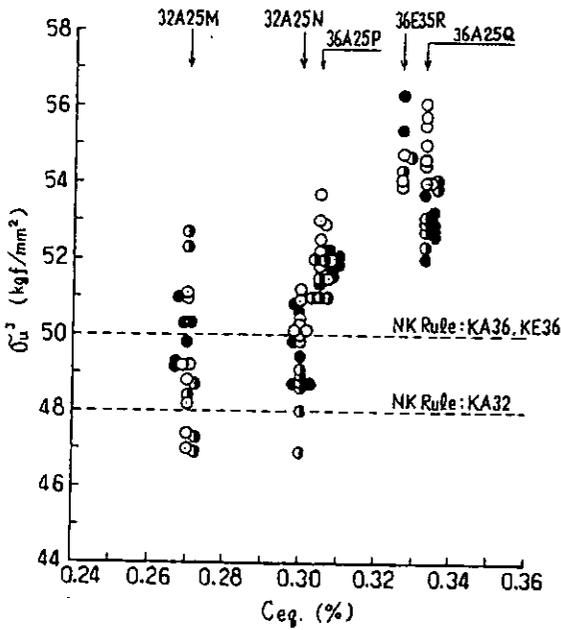


図 5.3.3.2 継手強度 ( $\sigma_u$ ) と炭素当量 (Ceq) との関係

Welding Method / Specimen	FCB	EG	CES
NK U2A	○	△	□
W-30	○	△	□
W-200	●	▲	■

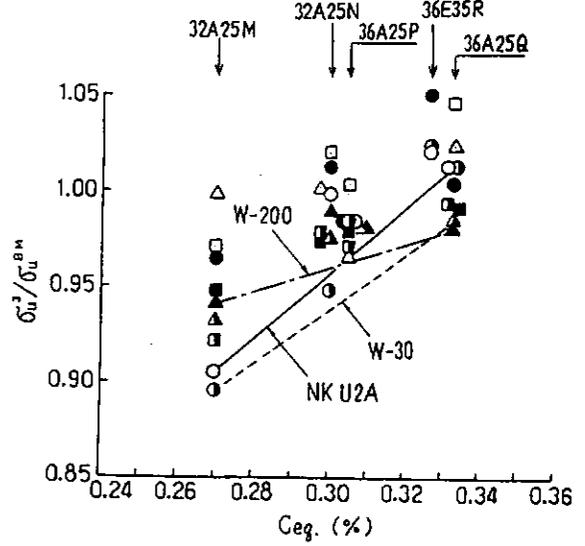


図 5.3.3.3 継手強度 / 母材強度 ( $\sigma_u^J / \sigma_u^{BM}$ ) と炭素当量 (Ceq) との関係

Grade	Thick. (mm)	Code	Ceq. (%)	Symbol	Welding Method
KA32	25	32A25M	0.270	○	FCB
		32A25N	0.300	△	
KA36	25	36A25P	0.305	■	EG
		36A25Q	0.333	◆	
KE36	35	36E35R	0.327	▼	CES

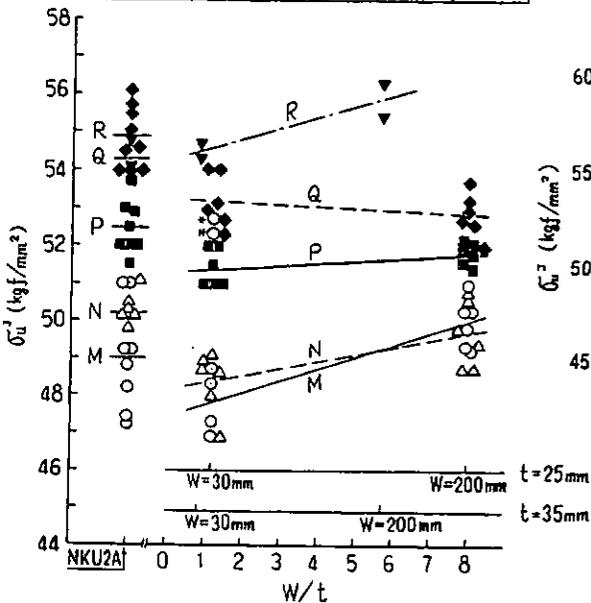


図 5.3.3.4 継手強度 ( $\sigma_u$ ) と試験片幅/板厚 (w/t) との関係

Grade	Thick. (mm)	Code	Ceq. (%)	Symbol
KA32	25	32A25M	0.270	○
		32A25N	0.300	△
KA36	25	36A25P	0.305	■
		36A25Q	0.333	◆

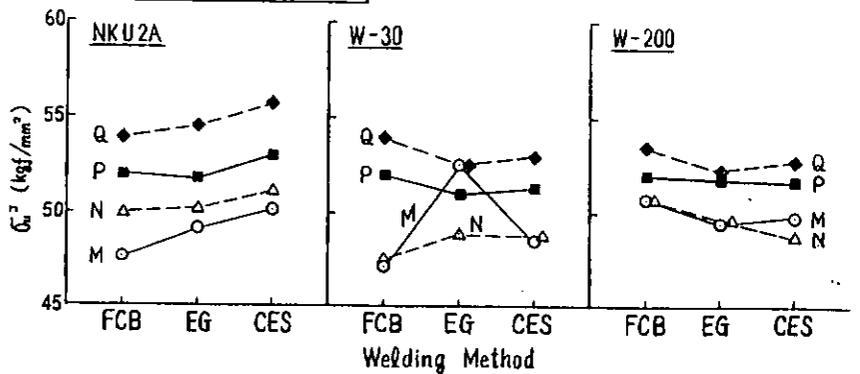


図 5.3.3.5 継手強度 ( $\sigma_u$ ) と溶接方法との関係

Grade	Thick. (mm)	Code	Ceq. (%)	Symbol	Welding Method
KA32	25	32A25M	0.270	○	FCB
		32A25N	0.300	△	
		36A25P	0.305	□	
KA36	25	36A25Q	0.333	◇	
		36E35R	0.327	▽	

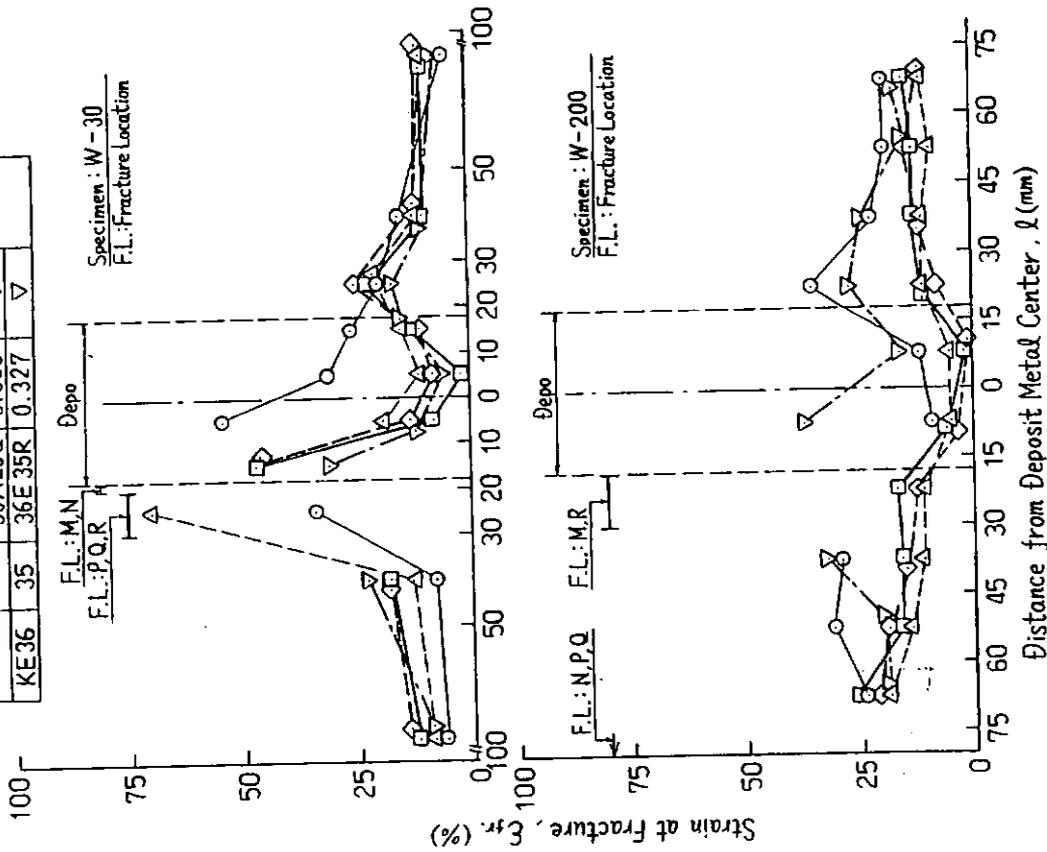


図 5.3.3.6 試験片中心部での破断ひずみ ( $\epsilon_{fr}$ ) 分布 (FCB継手)

Grade	Thick. (mm)	Code	Ceq. (%)	Symbol	Welding Method
KA32	25	32A25M	0.270	○	EG
		32A25N	0.300	△	
		36A25P	0.305	□	
KA36	25	36A25Q	0.333	◇	

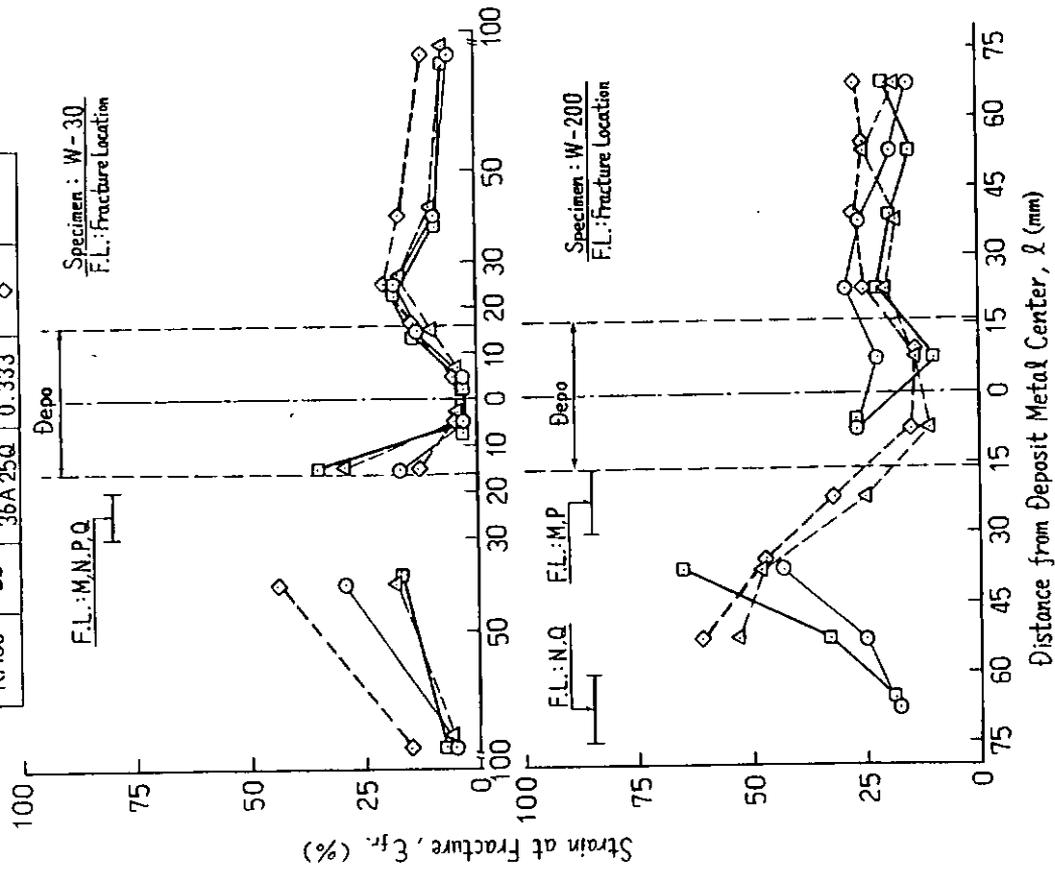


図 5.3.3.7 試験片中心部での破断ひずみ ( $\epsilon_{fr}$ ) 分布 (EG継手)

Grade	Thick. (mm)	Code	Ceq. (%)	Symbol	Welding Method
KA32	25	32A25M	0.270	○	CES
		32A25N	0.300	△	
KA36	25	36A25P	0.305	□	
		36A25Q	0.333	◇	

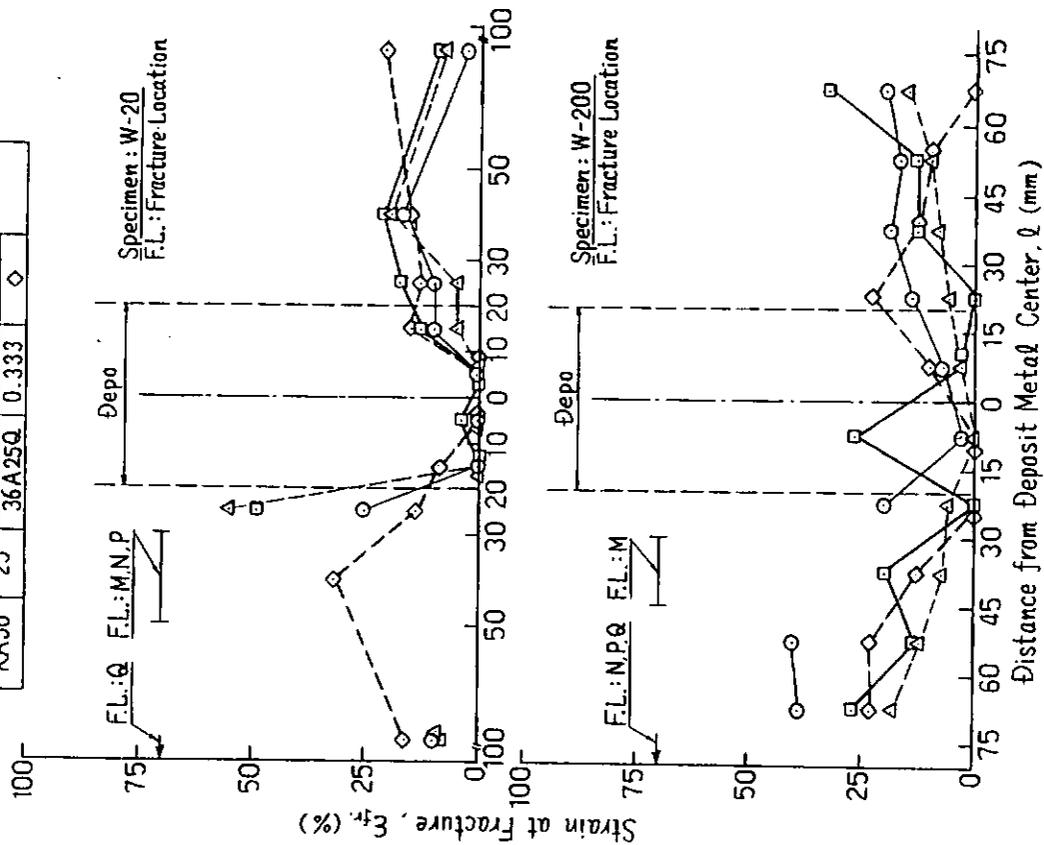


図 5.3.3.8 試験片中心部での破断ひずみ ( $\epsilon_{fr}$ ) 分布 (CES 継手)

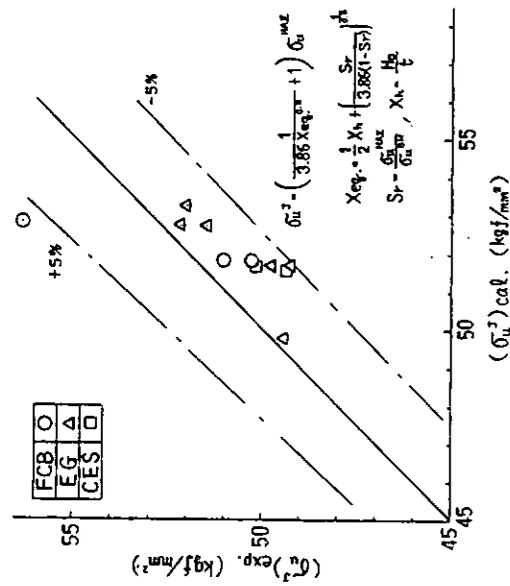


図 5.3.3.9 広幅継手の ( $\sigma_u$ ) cal. と ( $\sigma_u$ ) exp との関係

表 5.3.3.2 継手引張強度推定計算例

記号	ヒック入硬さ ( $\frac{1}{2}t$ )		軟化幅 $H_o$ (mm)	$X_h$ ( $H_o/t$ )	$\sigma_u^{MAX}$ (kgf/mm <sup>2</sup> )	$\sigma_u^{DM}$ (kgf/mm <sup>2</sup> )	$S_r$ ( $\frac{\sigma_u^{DM}}{\sigma_u^{MAX}}$ )	$(\sigma_u^{CAL})$ (kgf/mm <sup>2</sup> )	$(\sigma_u^{EXP})$ (kgf/mm <sup>2</sup> )
	(BM) <sub>1/2t</sub>	(WM) <sub>1/2t</sub>							
MFCB (1)	150	128	15	0.60	45.9	52.6	0.873	51.9	51.0
MFCB (2)	140	128	10	0.40	44.3	52.6	0.842	51.8	50.3
MEG (1)	—	—	—	0.50 <sup>(a)</sup>	45.0 <sup>(a)</sup>	52.6	0.855 <sup>(a)</sup>	51.8	50.3
MEG (2)	—	—	—	0.50 <sup>(a)</sup>	45.0 <sup>(a)</sup>	52.6	0.855 <sup>(a)</sup>	51.8	49.3
NEG (1)	155	128	18	0.72	46.1	50.1	0.920	49.8	49.4
NEG (2)	—	—	—	0.60 <sup>(b)</sup>	49.8 <sup>(b)</sup>	52.8	0.943 <sup>(b)</sup>	52.7	51.4
QEG (1)	—	—	—	0.32 <sup>(c)</sup>	51.0 <sup>(c)</sup>	53.3	0.957 <sup>(c)</sup>	53.3	52.0
QEG (2)	—	—	—	0.26 <sup>(c)</sup>	45.6 <sup>(c)</sup>	53.2	0.857 <sup>(c)</sup>	52.8	56.3

(a) MFCB, MEG から推定  
 (b) PFCB, PCES から推定  
 (c) QFCB, QCES から推定

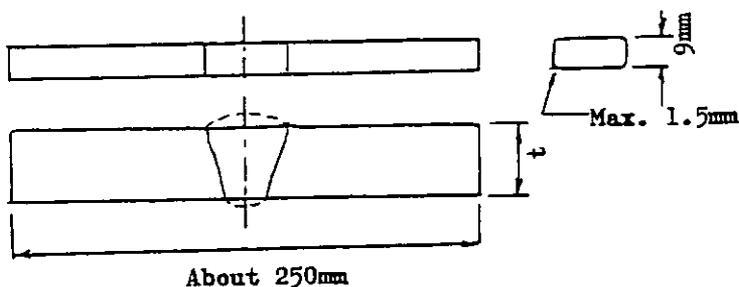
#### 5.4 曲げ強度特性 (側曲げ試験結果)

溶接継手部の健全性を評価するために、継手部よりNK-B 2号試験片を各2本ずつ採取し、側曲げ試験を実施した。試験は、内側曲げ半径18mmの押型を用い、ローラまたは型曲げにより、180度曲げることとした。

試験結果はTable 5.4.1に示す如く、すべて良好で、溶接継手部には何らの欠陥も認められず、NKの判定基準を十分に満足させるものである。

Table 5.4.1 Side Bend Test Results of Welded Joint

Base Metal	Welding Process	Heat Input (kj/cm)	Method of Bend Test (Radius 18mm)	Defect Length on the Surface of Bend Piece	
				No.1	No.2
32A25M (25mm)	FCB	151	Roller Bend	0 mm	0 mm
32A25M (25mm)	EG	240	Guided Bend	0 mm	0 mm
32A25N (25mm)	FCB	134	Roller Bend	0 mm	0 mm
32A25N (25mm)	EG	240	Guided Bend	0 mm	0 mm
36A25P (25mm)	FCB	140	Guided Bend	0 mm	0 mm
36A25P (25mm)	CES	429	Guided Bend	0 mm	0 mm
36A25Q (25mm)	FCB	140	Guided Bend	0 mm	0 mm
36A25Q (25mm)	CES	429	Guided Bend	0 mm	0 mm
36E35R (35mm)	FCB	239	Roller Bend	0 mm	0 mm



## 5.5 Vノッチシャルピー衝撃特性

### 5.5.1 目的

水冷型TMC P鋼の大入熱溶接時のシャルピー衝撃特性及び溶接部低温靱性に関する基礎データをを得ることを目的として、入熱を変化した大入熱溶接継手部のVノッチシャルピー衝撃試験を実施した。

今年度の供試鋼は、 $C_{eq}$ を変化した板厚25mmのKA32およびKA36鋼が主体であり、一鋼種のみ板厚35mmのKE36鋼である。

したがって、シャルピー衝撃試験の特性値として、遷移曲線から、20℃の吸収エネルギー値( $\sqrt{E}_{20}$ 、但し、KE36鋼は $\sqrt{E}_{-20}$ )、破面遷移温度( $\sqrt{T}_{rs}$ )および3.5kgf-mエネルギー遷移温度( $\sqrt{T}_{3.5}$ )を求めることにより、継手シャルピー衝撃特性におよぼす溶接施工法(溶接入熱)および鋼材( $C_{eq}$ )の影響を検討した。

### 5.5.2 試験内容

試験は、5.1項にもその詳細を示したように、板厚25mmのKA32鋼とKA36鋼に対しては、入熱を変化するために3種類の大入熱溶接法すなわち、FCB(入熱:134~151KJ/cm)、EG(入熱:240KJ/cm)およびCES(入熱:429KJ/cm)にて継手を製作した。また、板厚35mmのKE36鋼に対しては昨年度と同様FCB(入熱239KJ/cm)にて継手を製作した。

Vノッチシャルピー試験は、Fig. 5.5.1に示す試験片採取要領およびVノッチ加工要領によった。採取位置は原則として日本海事協会の鋼船規則集にしたがうと共に、大入熱溶接継手のこともあり、HAZについてはFusion Lineから8mmの位置まで検討している。またCOD試験などの他の破壊靱性試験との対応を検討することを目的として、FCB継手に対してはルート部のFusion Lineも調査した。

なお、継手の溶接方向は母材の圧延方向に直角であり、採取されたシャルピー試験片のノッチ方向はいわゆるL方向である。

### 5.5.3 KA32, KA36鋼の継手シャルピー衝撃特性

Fig. 5.5.2(a)(b)(c)~Fig. 5.5.5(a)(b)(c)に $C_{eq}$ を変化した鋼材、M( $C_{eq}=0.27\%$ )、N( $C_{eq}=0.300\%$ )、P( $C_{eq}=0.305\%$ )、およびQ( $C_{eq}=0.333\%$ )の継手ノッチ位置における遷移曲線を溶接施工法別に示す。

これら、遷移曲線によるシャルピー衝撃試験結果を評価するために、特性値として $\sqrt{E}_{20}$ 、 $\sqrt{T}_{rs}$ 、および $\sqrt{T}_{3.5}$ を尺度とすることとし、Fig. 5.5.6(a)(b)(c)~Fig. 5.5.8(a)(b)(c)に、これら特性値の各ノッチ位置における変化を溶接施工法別に示した。

概略次の点が明らかとなった。

- I) FCB, EG, およびCES継手すべてに対して各ノッチ位置の $\sqrt{E}_{20}$ は十分に高い値を示した。
- II) 母材に比べて継手部の $\sqrt{E}_{20}$ はやや低下しており、全般的にはWM, FL, HAZ 1mmが低い。
- III) 溶接施工法(入熱)および鋼材( $C_{eq}$ )の $\sqrt{E}_{20}$ に対する影響は明確でなく、これは、試験温度が高く、ほぼShelf Energyの値ともいえるので、差が現われなかったと思われる。
- IV)  $\sqrt{T}_{rs}$ は $\sqrt{E}_{20}$ よりも試験条件による差がやみられる。FCB継手では $\sqrt{T}_{rs} \leq -5^\circ\text{C}$ に対してEGおよびCES継手では $\sqrt{T}_{rs} \sim +20^\circ\text{C}$ に上昇している。但し $C_{eq}$ の影響は明確でない。
- V) これに対して $\sqrt{T}_{3.5}$ をみると、F.L.からHAZ 8mmにかけて、 $C_{eq}$ の影響が認められ、 $C_{eq}$ の低い鋼材の特性がやや劣下している。

次に各ノッチ位置(WM, FL, HAZ 1mm)の衝撃特性に及ぼす溶接施工法(入熱)、鋼材( $C_{eq}$ )の影響を以下に検討する。

#### (1) 溶接金属の衝撃特性

Fig. 5.5.9に溶接金属の $\sqrt{E}_{20}$ 、 $\sqrt{T}_{rs}$ 、および $\sqrt{T}_{3.5}$ と溶接施工法、鋼材との関係を示す。EG溶接金属が

FCB, CESに比べやや劣化した傾向を示している(但し,  $vE_{20} \approx 7 \text{ kgf-m}$ は確保している)。

鋼材の影響については明確でないが、強いて言えばEG及びCESにおいて $C_{eq}$ の高いQ鋼の溶接金属は低下した傾向を示し、母材希釈の影響も考えられる。(なおFCBの溶接材料はM鋼のみ他と違っており評価の対象外とする)

## (2) 熱影響部の衝撃特性

Fig. 5.5.10.(a)(b)(c)にノッチ位置がF, LおよびHAZ 1mmの $vE_{20}$ ,  $vTrs$ , および $vT_{3.5}$ と溶接入熱の関係を示す。全体的な様相として、入熱増加とともにわずかに衝撃特性は低下する傾向にあるが、前述のようにCES溶接の入熱429KJ/cmでも十分な値を示す。

また、Fig. 5.5.10.(a)(b)(c)には $C_{eq}$ との関係を示す。 $vE_{20}$ あるいは、 $vTrs$ からは $C_{eq}$ の影響は、明らかではないが、 $vT_{3.5}$ をみると $C_{eq}$ の影響が認められ、 $C_{eq}$ が低くなると特性はやや劣化している。なお、鋼材Nはいずれの特性値もよく、 $C_{eq}$ では整理できない面もあると思われる。

## 5.5.4 KE36鋼の継手シャルピー衝撃特性

昨年度は非水冷型TMC P鋼のKE36鋼(板厚35mm)が供試されたが、今年度は比較のために水冷型TMC P鋼が一種供試された。

Fig. 5.5.12.には本年供試の鋼材R(板厚35mm,  $C_{eq} = 0.330\%$ )のFCB継手各ノッチ位置における遷移曲線を示し、またFig. 5.5.13.には特性値として $vE-20$ ,  $vTrs$ , および $vT_{3.5}$ のノッチ位置による変化を示す。

いずれの特性値も十分な値を示し、 $vE-20$ のもっとも劣化しているHAZ 1mmにおいても $15 \text{ kgf-m}$ ,  $vTrs$ も $-25^\circ\text{C}$ である。水冷型TMC P鋼の優れた継手衝撃特性を示すものと考えられる。

Fig. 5.5.14.(a)(b)には、昨年度供試の大入熱対策の施された非水冷型TMC P鋼と比較するために、両鋼種に対して、ノッチ位置がF, LとHAZ 1mmの $vE-20$ ,  $vTrs$ を示す。今回供試の水冷型は各種非水冷型よりも同等あるいはそれ以上の優れた特性を示している。

## 5.5.5. まとめ

水冷型TMC P鋼の大入熱溶接における継手のシャルピー衝撃特性に関して次の点が明らかとなった。

- (1) 板厚25mmの $C_{eq}$ を変化したKA32およびKA36鋼の大入熱溶接継手は入熱の増加によりわずかに $vE$ 特性が低下するものの、FCB(入熱:  $134 \sim 151 \text{ KJ/cm}$ )、EG(入熱:  $240 \text{ KJ/cm}$ )およびCES(入熱:  $429 \text{ KJ/cm}$ )のいずれの施工法においても、規格値 $vE_{20} \geq 3.5 \text{ kgf-m}$ を十分に満足した。

$C_{eq}$ (試験レベル $0.270 \sim 0.333\%$ )と熱影響部の $vE$ 特性については明確でないが、 $vT_{3.5}$ で整理すると $C_{eq}$ が低くなると特性のやや低下することが認められた。

- (2) 板厚35mmのKE36鋼FCB継手(入熱:  $239 \text{ KJ/cm}$ )の $vE$ 特性は十分な値を示し、昨年度供試の大入熱対策を施された各種の非水冷型KE36鋼FCB継手の $vE$ 特性よりも同等あるいはそれ以上の値を示した。

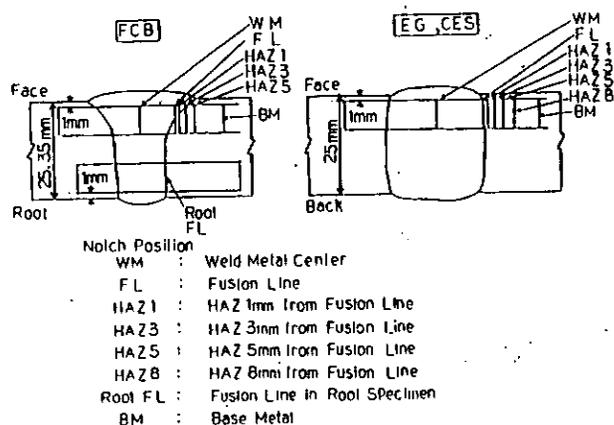
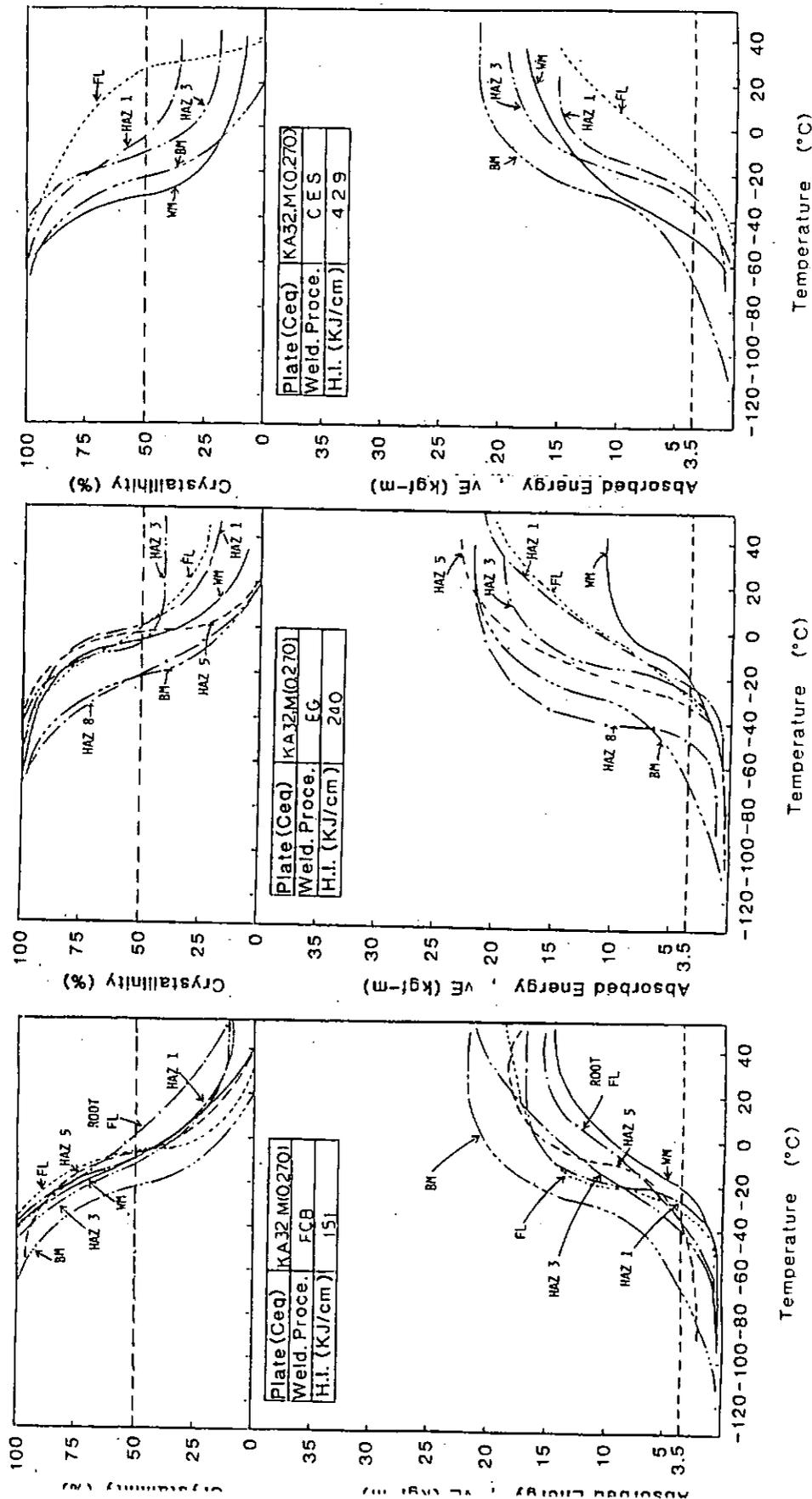
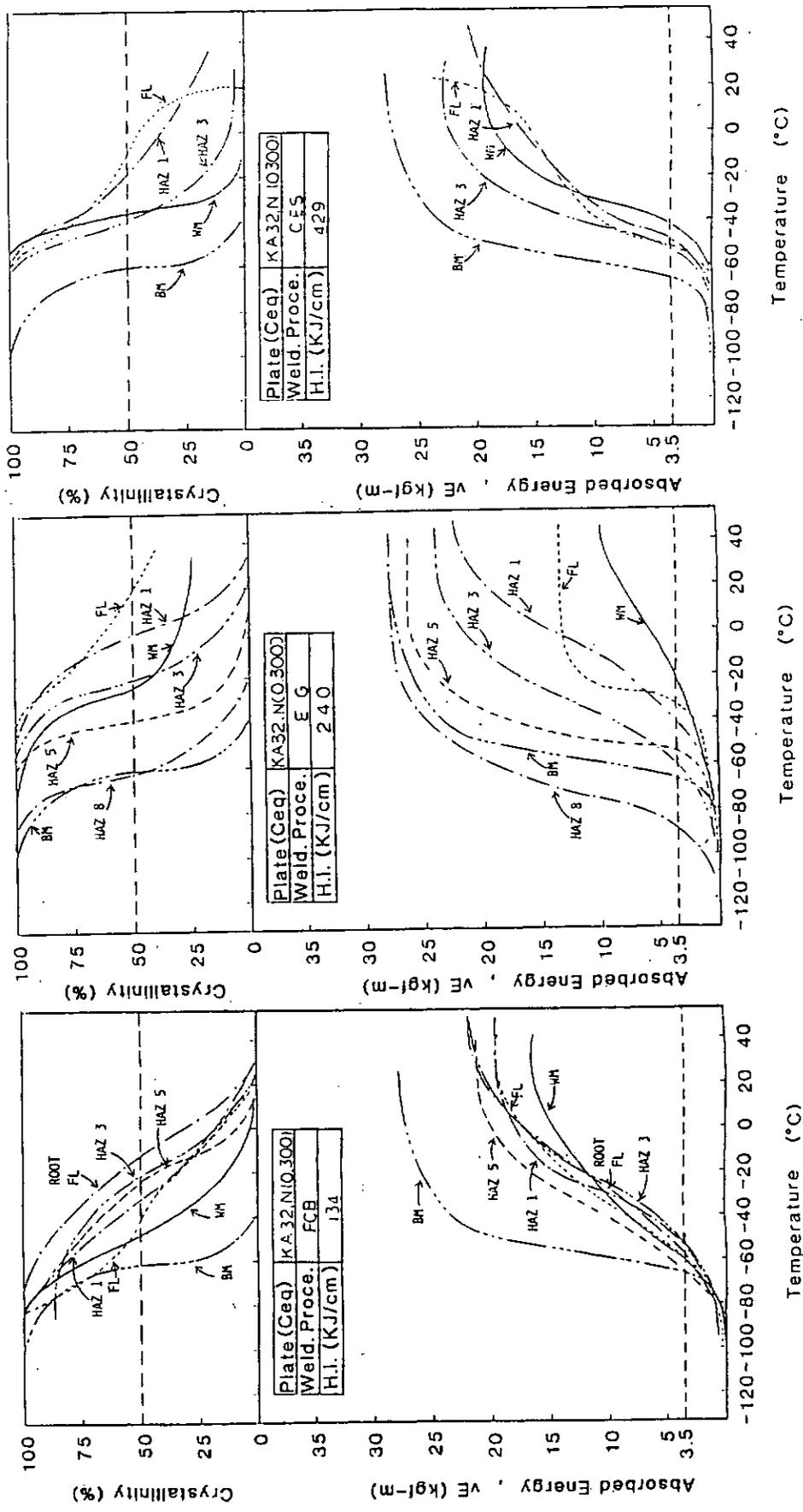


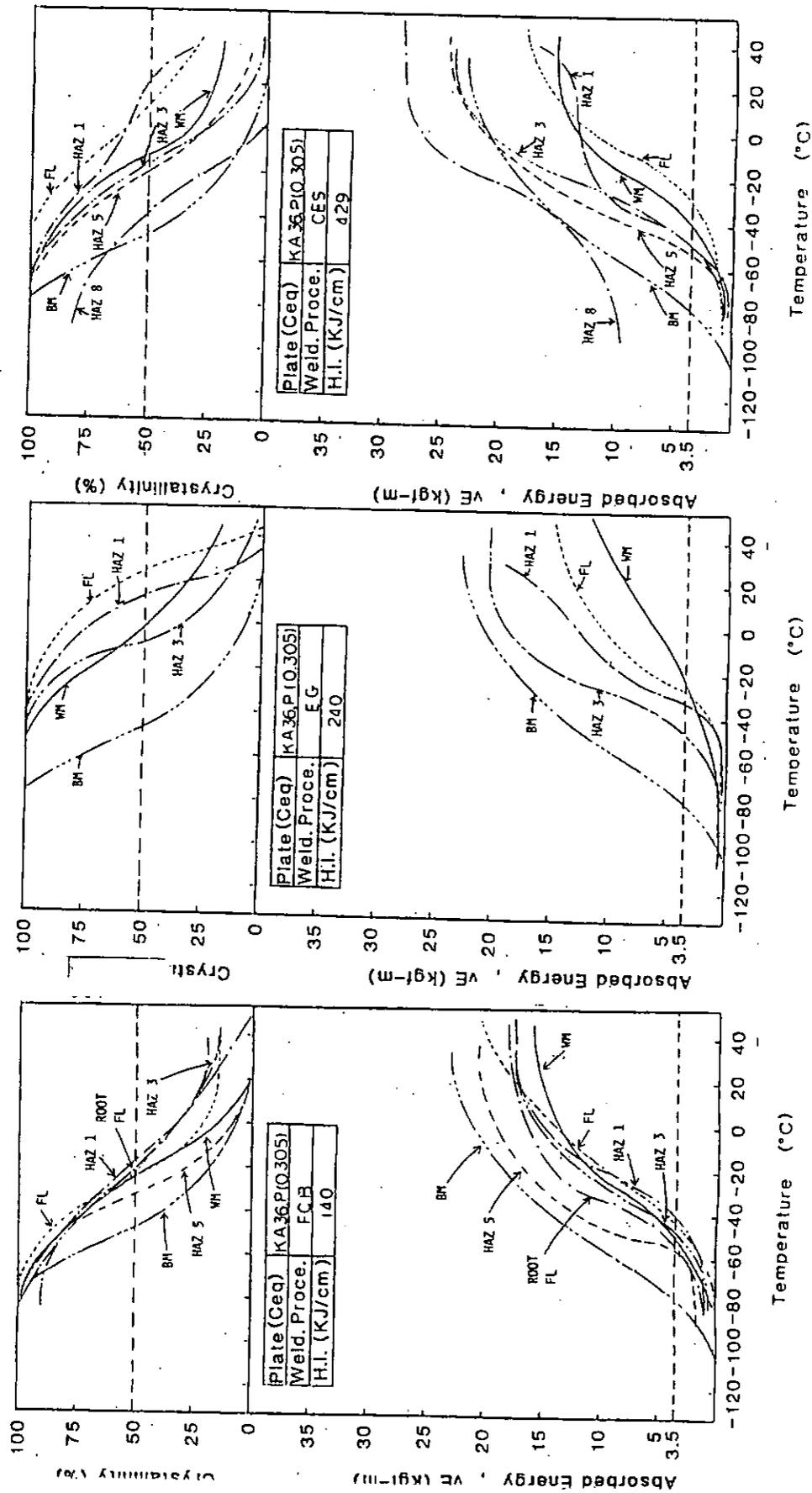
Fig.5.5.1 Notch position in Charpy specimen for welded joints



(a) FCB joint (134-151kJ/cm) (b) EG joint (240kJ/cm) (c) CES joint (429kJ/cm)  
 Fig.5.5.2 Charpy transition curve for each notch position (Plate : M,KA32, Ceq = 0.270 %)



(a) FCB joint (134-151kJ/cm) (b) EG joint (240kJ/cm) (c) CES joint (429kJ/cm)  
 Fig.5.5.3 Charpy transition curve for each notch position (Plate : N,KA 32,Ceq = 0.300 %)



(a) FCB joint (134-151kJ/cm) (b) EG joint (240kJ/cm) (c) CES joint (429kJ/cm)  
 Fig.5.5.4 Charpy transition curve for each notch position (Plate : P,KA36,Ceq = 0.305 %)

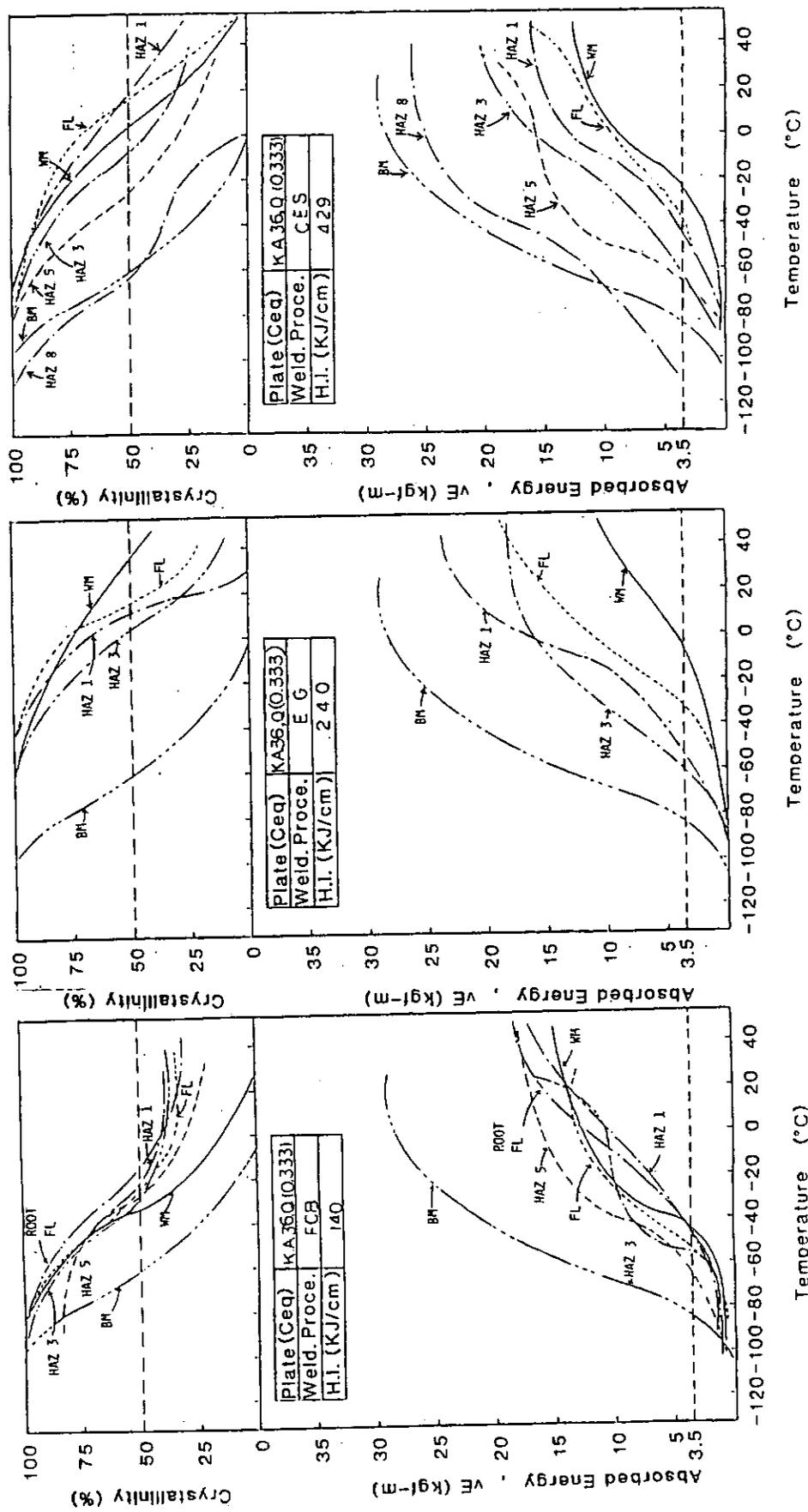
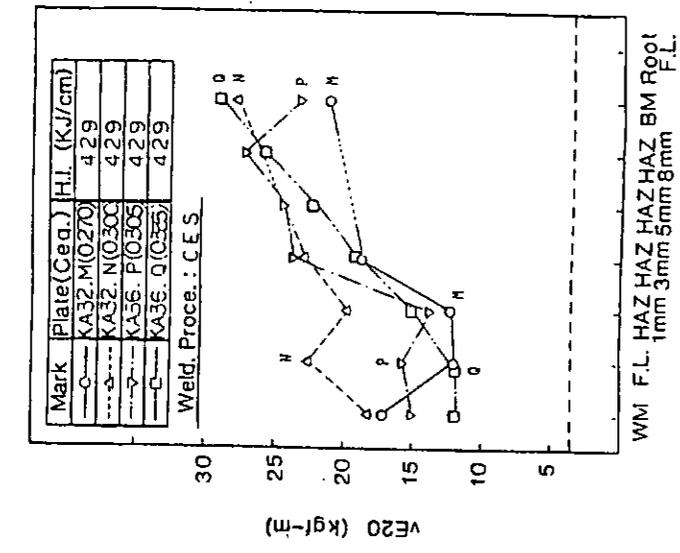
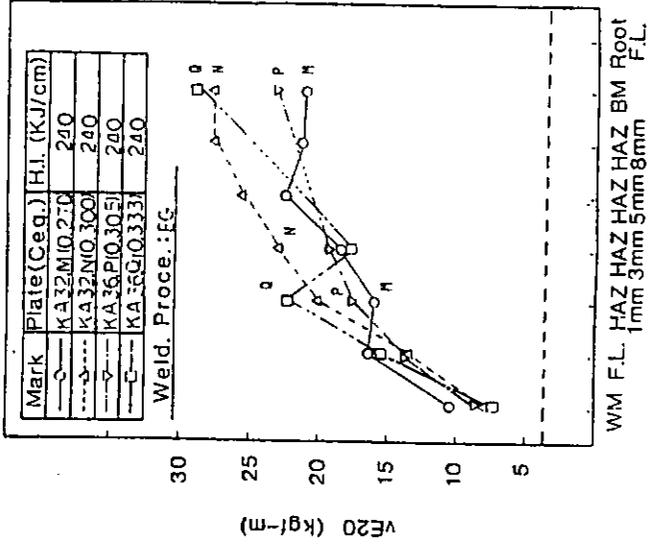


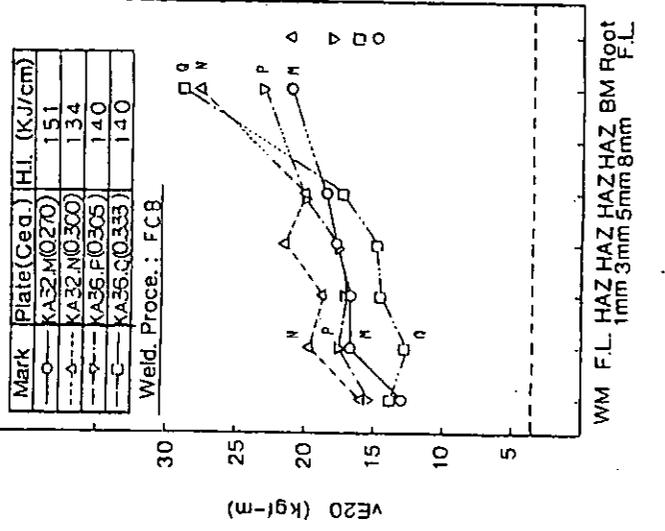
Fig.5.5.5 Charpy transition curve for each notch position (Plate : Q, KA36, Ceq = 0.333 %)



(a) FCB joint (134-151kJ/cm)

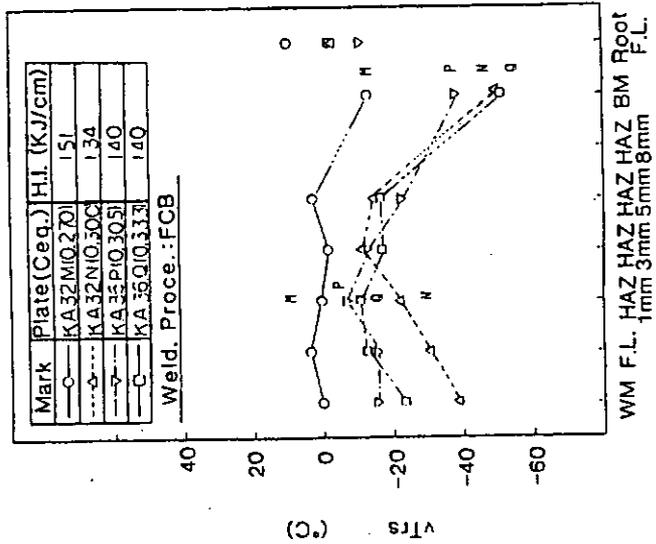


(b) EG joint (240kJ/cm)

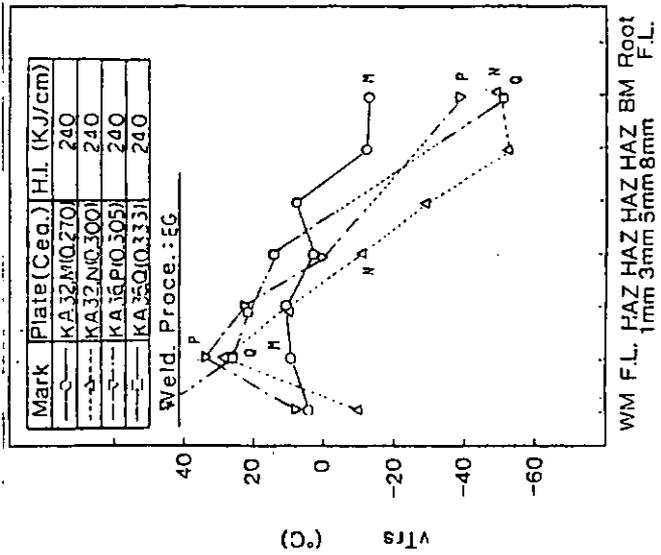


(c) CES joint (429kJ/cm)

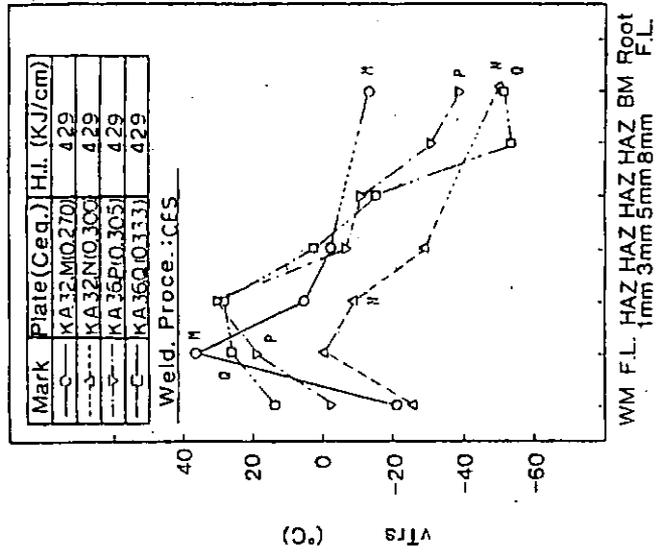
Fig.5.5.6 Charpy absorbed energy at 20 °C ( $vE_{20}$ ) vs notch position for each welding procedure



(a) FCB joint (134-151kJ/cm)

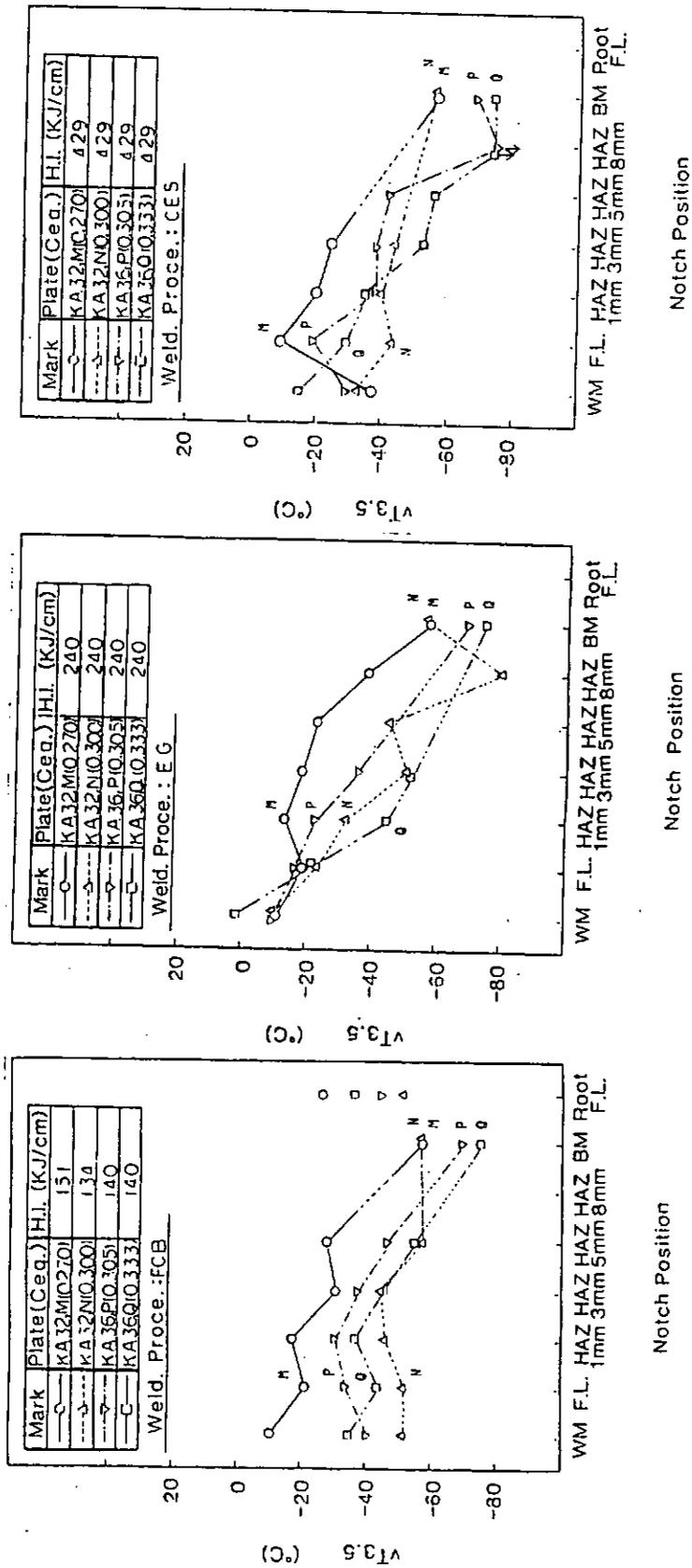


(b) EG joint (240kJ/cm)



(c) CES joint (429kJ/cm)

Fig. 5.5.7 50% FATT ( $\sqrt{Trs}$ ) vs notch position for each welding procedure



(a) FCB joint (134-151kJ/cm) (b) EG joint (240kJ/cm) (c) CES joint (429kJ/cm)

Fig. 5.5.8 3.5kgf-m energy transition temperature ( $vT_{3.5}$ ) vs notch position for each welding procedure

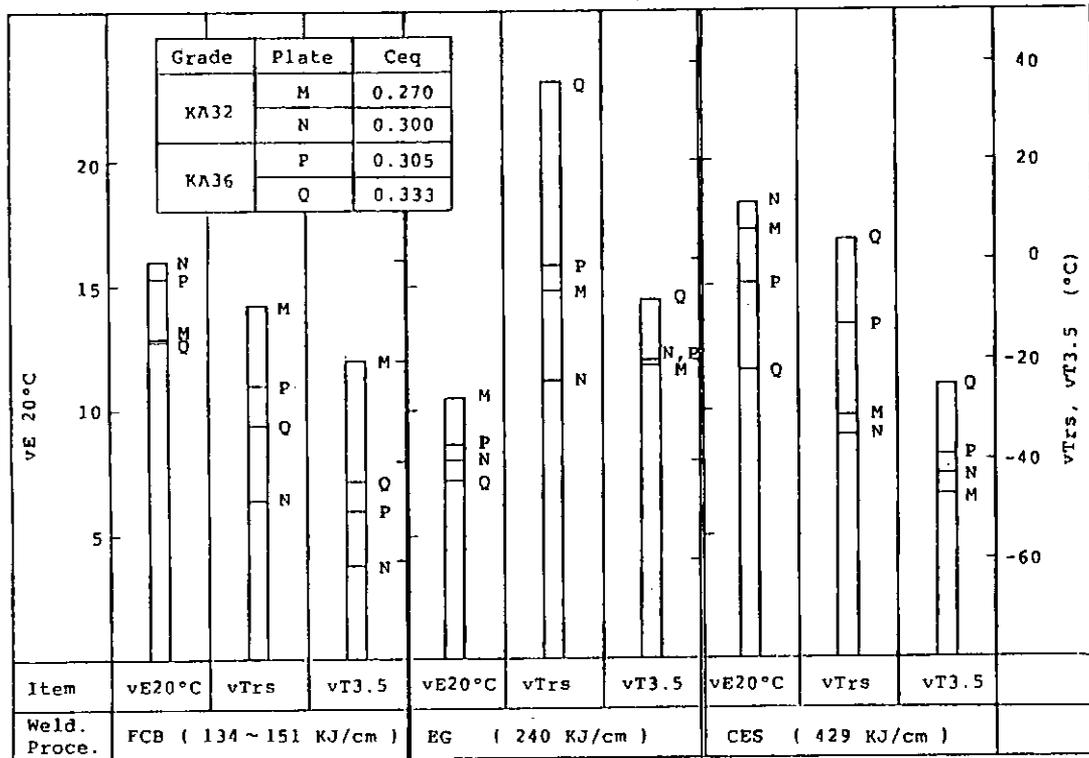


Fig.5.5.9  $vE_{20}$  ,  $vTrs$  and  $vT_{3.5}$  of WM specimen for each joint

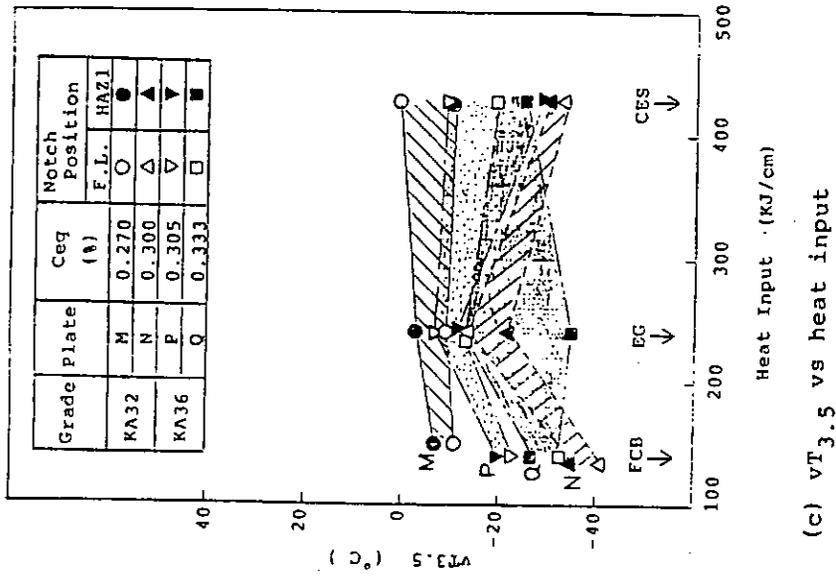
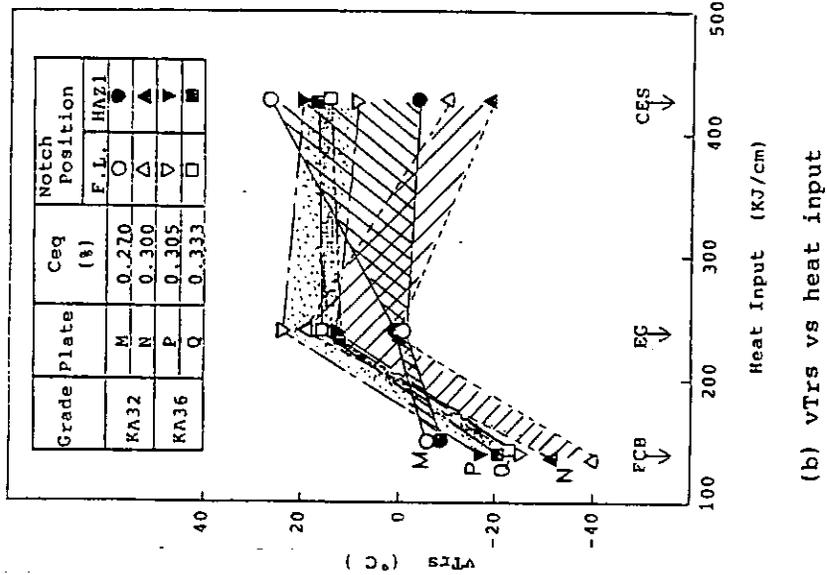
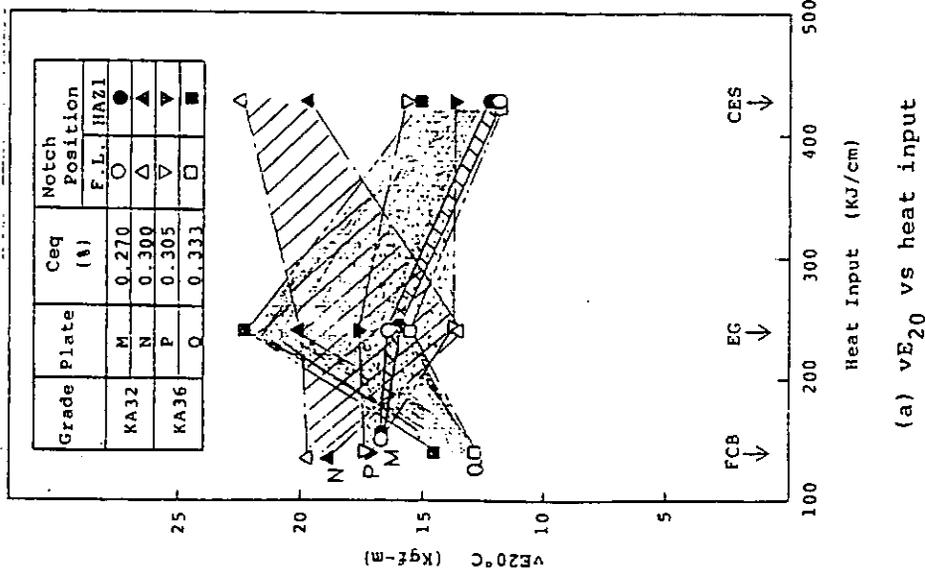
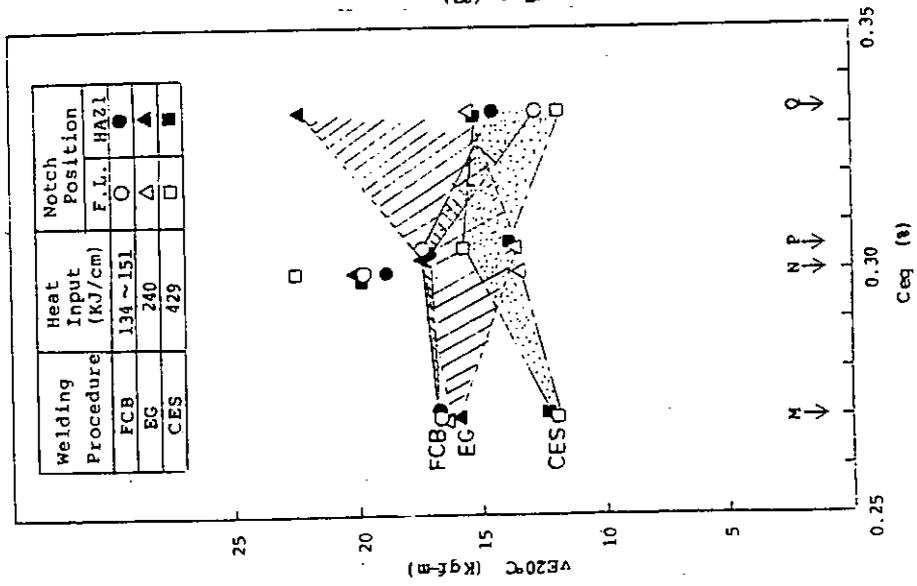
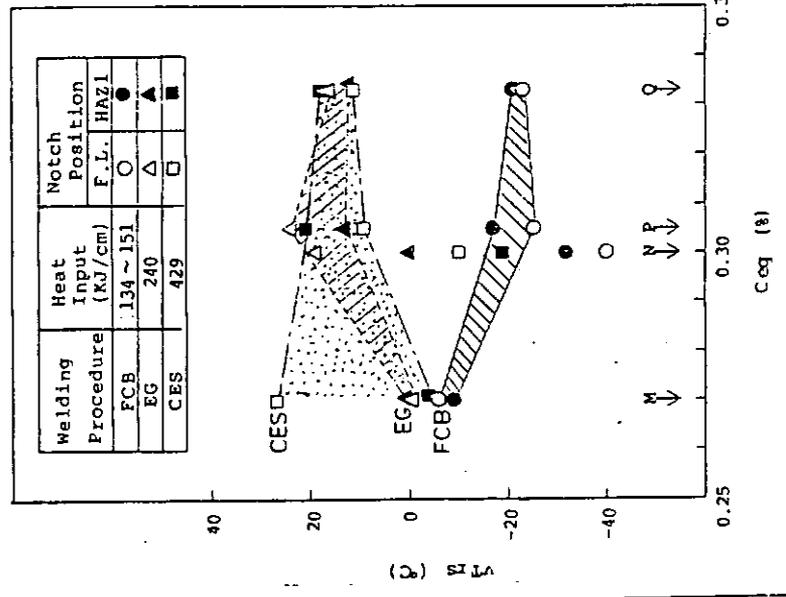


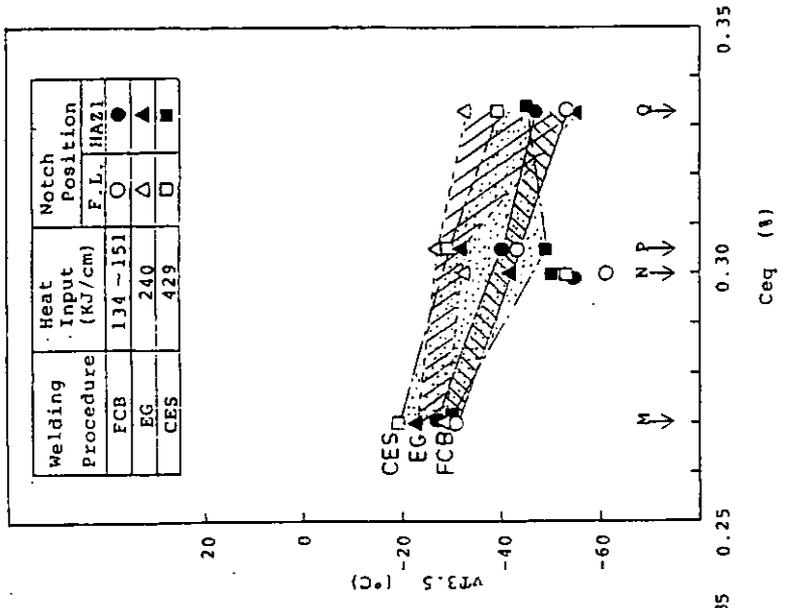
Fig.5.5.10  $vE_{20}$ ,  $vTrs$  and  $vT_{3.5}$  of Fusion Line and HAZ 1mm specimen vs heat input for each joint



(a) vE<sub>20</sub> vs Ceq



(b) vTrs vs Ceq



(c) vT<sub>3.5</sub> vs Ceq

Fig.5.5.11 vE<sub>20</sub>, vTrs and vT<sub>3.5</sub> of Fusion Line and HAZ 1mm specimen vs Ceq for each joint

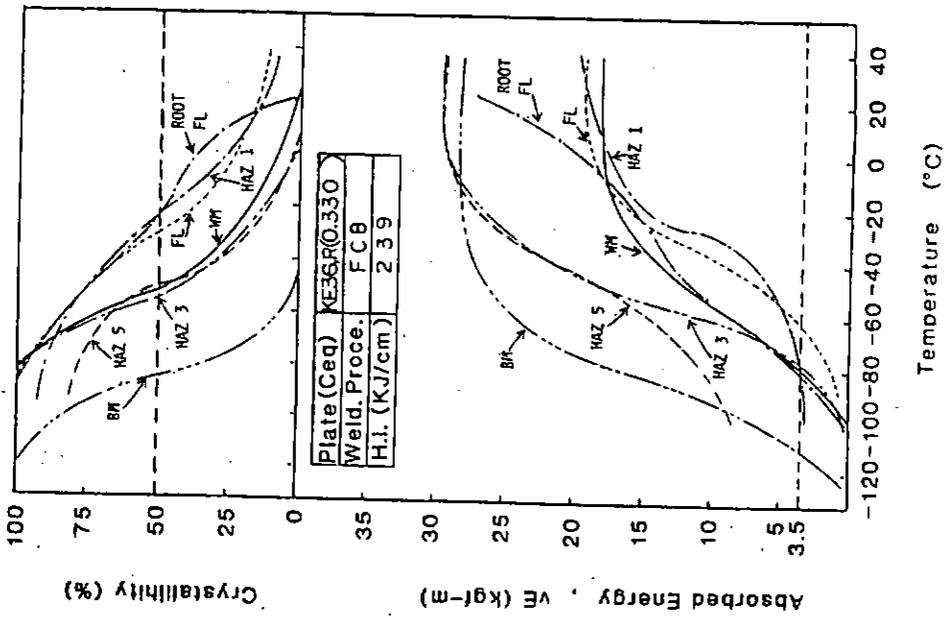


Fig.5.5.12 Charpy transition curve for each notch position in FCB joint (Plate : R, 35tKE36, Ceq = 0.330 %)

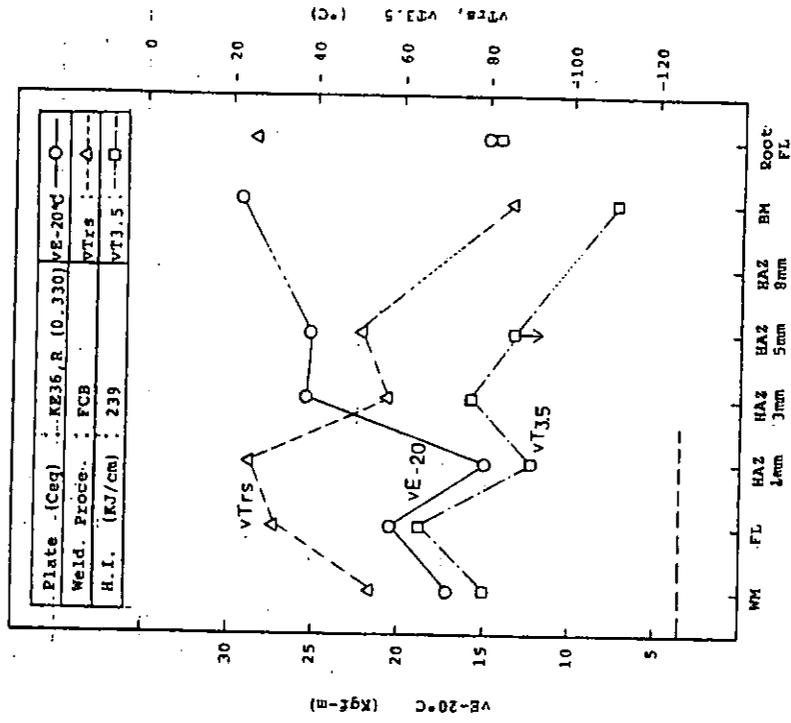


Fig.5.5.13 vE-20, vTrs and vT3.5 vs notch position in FCB joint (Plate : R, 35tKE36, Ceq = 0.330 %)

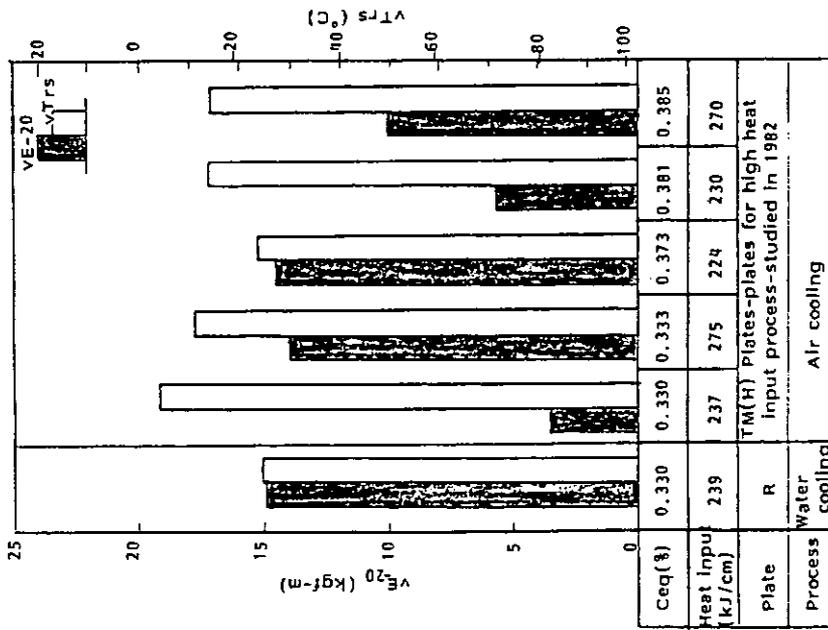


Fig. 5.14(a) vE-20 and vTrs of Fusion Line specimen in water cooled TMCP KE36 plate(R) comparing with air cooled TMCP KE36 plates

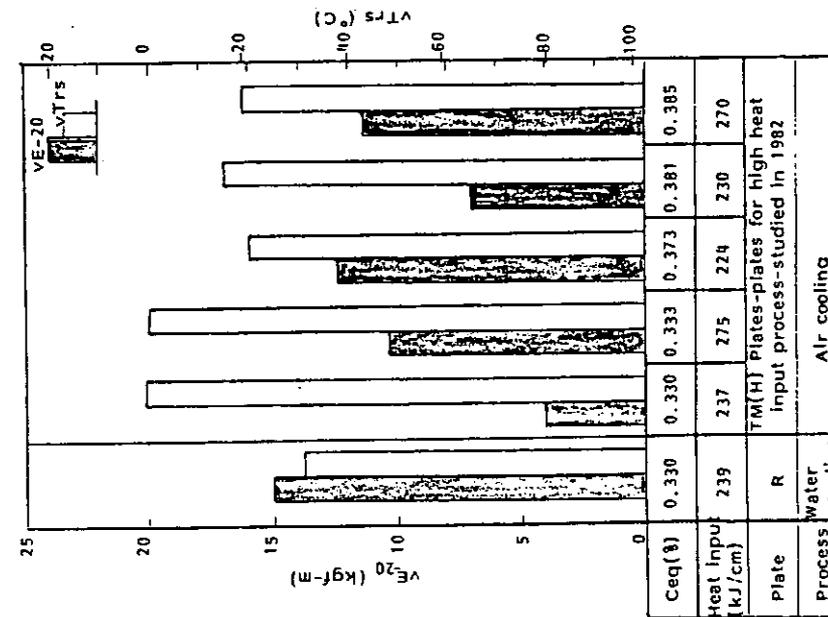


Fig. 5.14(b) vE-20 and vTrs of HAZ 1mm specimen in water cooled TMCP KE36 plate(R) comparing with air cooled TMCP KE36 plates

## 5.6. 破壊靱性

### 5.6.1 COD曲げ試験 (Depo, Fusion Line, HAZ) 結果

供試溶接継手について、COD曲げ試験を実施し、溶接金属、ボンド (fusion line)、熱影響部 (HAZ) の限界COD値  $\delta_c$  を求め、Type III TMCP鋼板の大入熱溶接時の破壊強度特性、および、V-ノッチシャルビー吸収エネルギーと限界COD値  $\delta_c$  との相関を調査した。

供試鋼材は表 4.2.1 に示したように、板厚 2.5mm の KA32 鋼 [  $C_{eq} = 0.27\%$  (記号: 32A25M),  $C_{eq} = 0.30\%$  (記号: 32A25N) の 2 種 ], 板厚 2.5mm の KA36 鋼 [  $C_{eq} = 0.31\%$  (記号: 36A25P),  $C_{eq} = 0.33\%$  (記号: 36A25Q) の 2 種 ] の計 4 チャージの A 級鋼と、板厚 3.5mm の KE36 鋼 [  $C_{eq} = 0.33\%$  (記号: 36E35R) ] の 1 チャージである。

上記 5 チャージの供試鋼は特に大入熱対策は施さされていないが、水冷型 TMCP 鋼のため  $C_{eq}$  が低いので、大入熱溶接を行っても、それほど破壊靱性は低くならないとの期待がもてるので、実際造船現場で採用されるであろう大入熱溶接法の代表的な FCB 溶接を行ない、その継手部の  $\delta_c$  値を調査することにした。また KA32 鋼は船側外板に使用されることを想定して、エレクトログラス溶接 (EG) をした継手、KA36 鋼はスラブ・ロンジに使用されることを想定して、消耗ノズル・エレクトロスラグ溶接 (CES) した継手についても、 $\delta_c$  値を調査することにした。

継手の溶接条件、使用した溶接材料は表 5.1.3 に示したが、これはいずれも、溶接施工の観点からの適正条件を採用している。すなわち板厚 2.5mm の FCB 溶接では 134~151 KJ/cm、板厚 3.5mm の FCB 溶接では 239 KJ/cm、板厚 2.5mm の EG 溶接では 240 KJ/cm、板厚 2.5mm の CES 溶接では 429 KJ/cm の入熱量となっており、いずれも 1 ランで溶接継手が作成された。さらに溶接材料は、実用に供するという観点から選択したものが、使用されている。

各供試溶接継手から図 5.1.6 に示した COD 曲げ試験片を採取し、図 5.1.7 に示した要領によりプラテン加工後、疲労予亀裂を BS 5762・COD 試験法に準じて導入した。疲労予亀裂は図に示した各位置 (溶接金属中央、ボンド、HAZ) に導入した。プラテン加工は塑性ひずみを 0.5% 目標としたが、実際には 0.2~1.0% の範囲となっていた。

COD 曲げ試験は、BS 5762・COD 試験法に準じて行ない、 $\delta_c$  は BS 5762 で規定されている計算式を使用して求めた。疲労予亀裂は、プラテン加工後導入したので、ほぼ様に進展し、BS 5762 の規定を、すべての試験片が満足していた。

図 5.6.1.1 に、溶接金属中央に切欠きをもうけた COD 試験結果を示す。32A25N の EG 溶接継手は、他の継手から少しかけはなれており、若干低靱性であるが、それでも 0℃ で 0.1mm の  $\delta_c$  となっており、A 級鋼としては十分な破壊靱性を有していると工学的に判断できる。また黒ぬりの EG あるいは CES 溶接継手は、FCB 継手に比べて溶接入熱が大のため、FCB 継手よりも、溶接金属では  $\delta_c$  値が低くなっている。さらに FCB 継手でみると、E 級鋼継手である 36E35R の継手は、A 級鋼継手よりも板厚が大きいのにもかかわらず、A 級鋼継手の  $\delta_c$  値の上限とはほぼ同等の  $\delta_c$  値を有している。

図 5.6.1.2 は、ボンド部の  $\delta_c$  を求めた結果である。入熱量の大きな EG、CES 継手は、FCB 継手に比べて  $\delta_c$  は低くなっているが、A 級鋼でもボンド部で最低、0℃ で約 0.25mm の  $\delta_c$  値を示しており、十分な破壊靱性を有していると判断できる。また E 級鋼継手 36E35R はボンド部においても、A 級鋼継手の  $\delta_c$  値のほぼ上限にちかい値を示している。

図 5.6.1.3 は Fusion line より 3mm はなれた HAZ 部の  $\delta_c$  値を調べた結果である。E 級鋼継手 36E35R は、HAZ 部においても A 級鋼継手の  $\delta_c$  値の上限にちかい  $\delta_c$  値を有していることがわかる。全体的にみると、FC

B継手と、入熱量のさらに大きなCES継手およびEG継手での $\delta_c$ 値の有意差はないようにみれるが、同一母材毎にみれば、入熱の大きなCES継手あるいはEG継手の $\delta_c$ 値が、FCB継手のそれよりも小さくなっていることがHAZ部においてもあてはまっていることがわかる。

溶接金属中央およびボンド部ではPop-in現象を起こした試験片は皆無であったが、HAZ部では32A25MのFCB継手にPop-in現象を起こした試験片が1体あった。このPop-in現象を無視すれば、0℃で $\delta_c$ 値は0.7mm以上となっており、十分な破壊靱性を有していることがわかる。Pop-inは-20℃における試験でただ1体のみしか生じていないが、破面からみるかぎりでは、板厚中央のHAZ部が起点となっており、この現象の生じた原因を今後解明する必要がある。しかし0℃ではPop-inが生じたとしても、-20℃での $\delta_c = 0.044$ mmよりは大きな値となることが期待され、Pop-in発生時の $\delta_c$ の遷移カーブが、Pop-inを生じていない試験片の $\delta_c$ のそれと同じ程度のもとなると仮定すれば、0℃で0.1mm程度の $\delta_c$ となり、A級鋼としては十分な破壊靱性を有していると工学的には判断できよう。

つぎにシャルピー値と $\delta_c$ 値との相関について検討した。鉄鋼協会データシート部会破壊靱性分科会で、軟鋼からHT-80鋼までの母材について調べた結果、 $\delta_c$ とシャルピー衝撃値 $v_E$ との相関式を、以下のように与えている。

$$\delta_c(T) = \alpha \cdot v_E(T + \Delta T) \quad (5.6.1.1)$$

$$\Delta T = 133 - 1.23 \sigma_{Y0} - 6\sqrt{t}$$

ただし

$\delta_c(T)$  : T℃での限界COD(mm)

$v_E(T)$  : シャルピー試験の遷移温度域におけるシャルピー衝撃値をアレニウス型に表示した場合のT℃におけるシャルピー衝撃値(kgf·m)

$\Delta T$  : シフト温度(℃)

$\sigma_{Y0}$  : 室温における降伏点(kgf/mm<sup>2</sup>)

$t$  : 板厚(mm)

そして(5.6.1.1)式の $\alpha$ は、0.02が平均的な相関を与えるものとして得られている。しかし昨年度のType II・TMCP鋼母材について検討した結果によると、L、T方向では $\alpha = 0.004$ 、Z方向では $\alpha = 0.02$ が平均的な相関を表わす係数となっており、L、T方向の靱性の改善は伝播停止靱性の方が発生に対するものよりも大きくなされていると推定された。また溶接金属、ボンド、HAZでは $\alpha = 0.01$ が平均値を与える係数として求められた。

本年度供試したType III・TMCP鋼母材は、Mn<0.9%の低Mn系のA級鋼のL、T方向を除いて、Type II・TMCP鋼母材とはほぼ同じ相関関係を有していることが4.5.1よりわかる。またMn<0.9%の低Mn系A級鋼のL、T方向では $\alpha = 0.01 \sim 0.02$ となっており、この鋼材は従来鋼とはほぼ同じシャルピー値と $\delta_c$ 値の相関関係を有していることがわかった。

そこで、溶接継手部ではType II・TMCP鋼のそれと相関は同じであると仮定して、 $\alpha = 0.01$ と考えてシャルピー値と $\delta_c$ 値との相関関係を(5.6.1.1)式で調査した。その結果を、溶接金属中央については図5.6.1.4に、ボンド部については図5.6.1.5に、HAZ(ただしシャルピー値はHAZ 3mmの値)については図5.6.1.6に示す。本結果からType III・TMCP鋼の溶接金属、ボンド、HAZについては、Type II・TMCP鋼のそれらの $\alpha$ 値と同様、 $\alpha = 0.01$ が平均的な相関を与える係数であることがわかる。

この $\alpha$ 値は、シャルピー試験における発生エネルギーと伝播エネルギーの割合によって変化するものと解釈され、 $\alpha$ 値が大なる程、全エネルギーに対する発生エネルギーが相対的に大きく、 $\alpha$ 値が小なる程、伝播エネルギー

一が相対的に大きくなる一つの指標となっているものと思われる。

溶接金属、ボンドおよびHAZ部では、鋼材の製造法による靱性差はあまりなく、化学成分によってほとんど靱性が規定されることが考えられるから、Type IIとType IIIのTMCP鋼継手部に対しての $\alpha$ 値はほとんど変わらないという結果になったものと思われる。

steel Welding Method	32A25M	32A25N	36A25P	36A25Q	36E35R
F.C.B	○	△	□	▽	◇
CES <sub>m</sub> E <sub>q</sub>	●	▲	■	▼	—

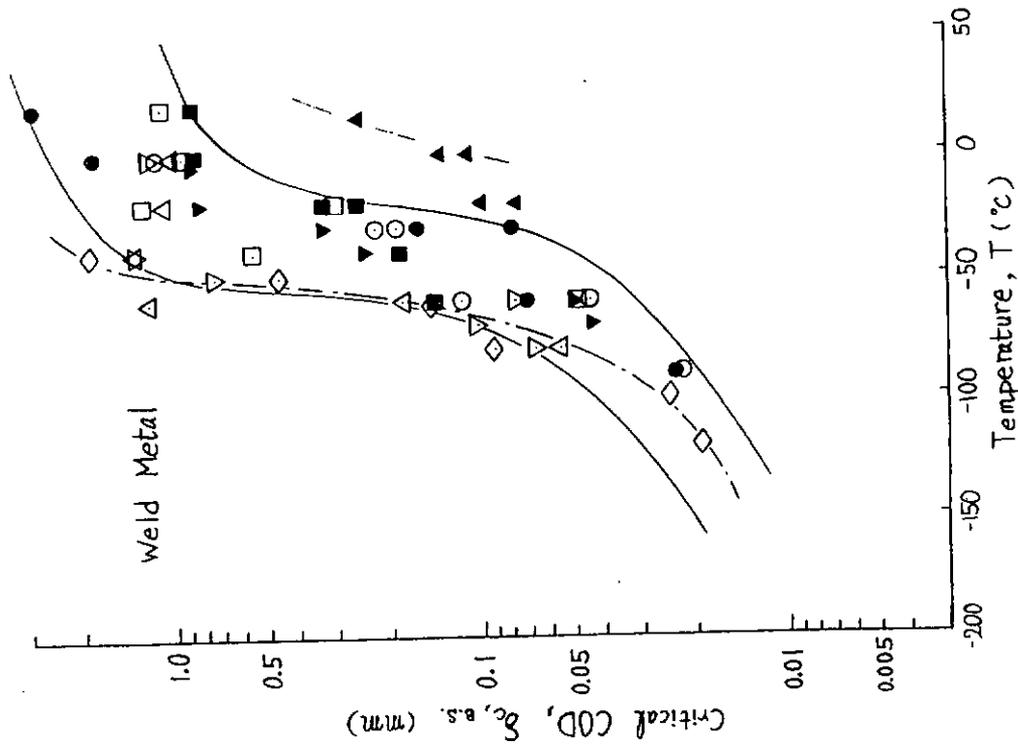


図 5.6.1.1 溶接金属中央の限界COD値

steel Welding Method	32A25M	32A25N	36A25P	36A25Q	36E35R
F.C.B	○	△	□	▽	◇
CES <sub>m</sub> E <sub>q</sub>	●	▲	■	▼	—

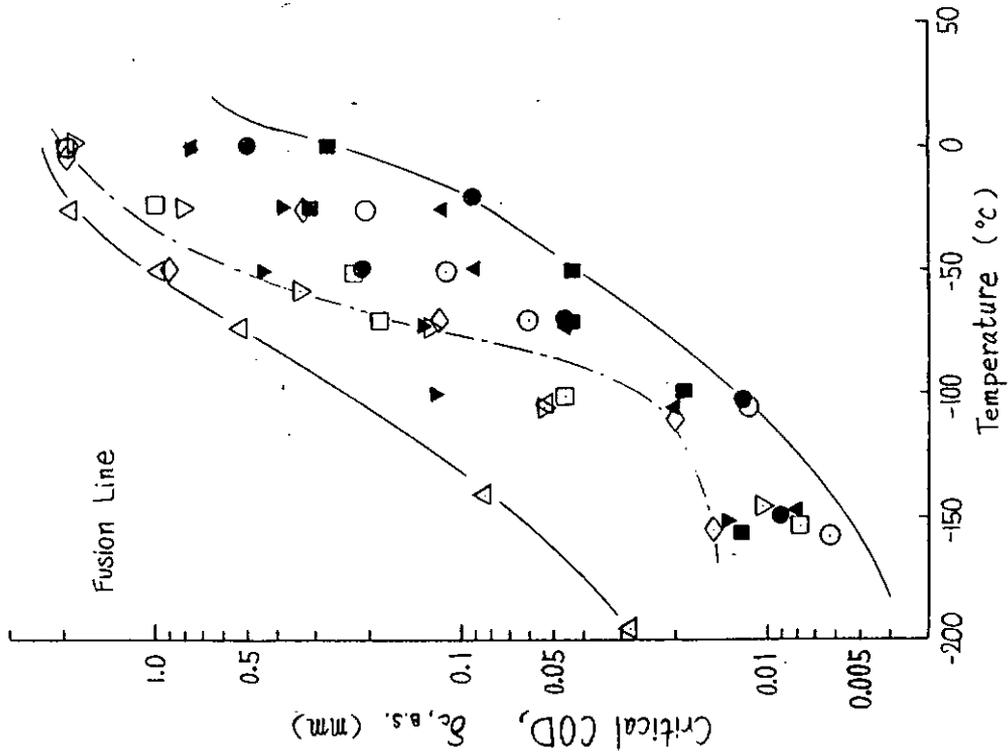


図 5.6.1.2 Fusion Lineにおける限界COD値

steel	32A25M	32A25N	36A25P	36A25Q	36E35R
Welding Method					
FCB	○	△	□	▽	◇
CES <sub>m</sub> E <sub>q</sub>	●	▲	■	▼	—

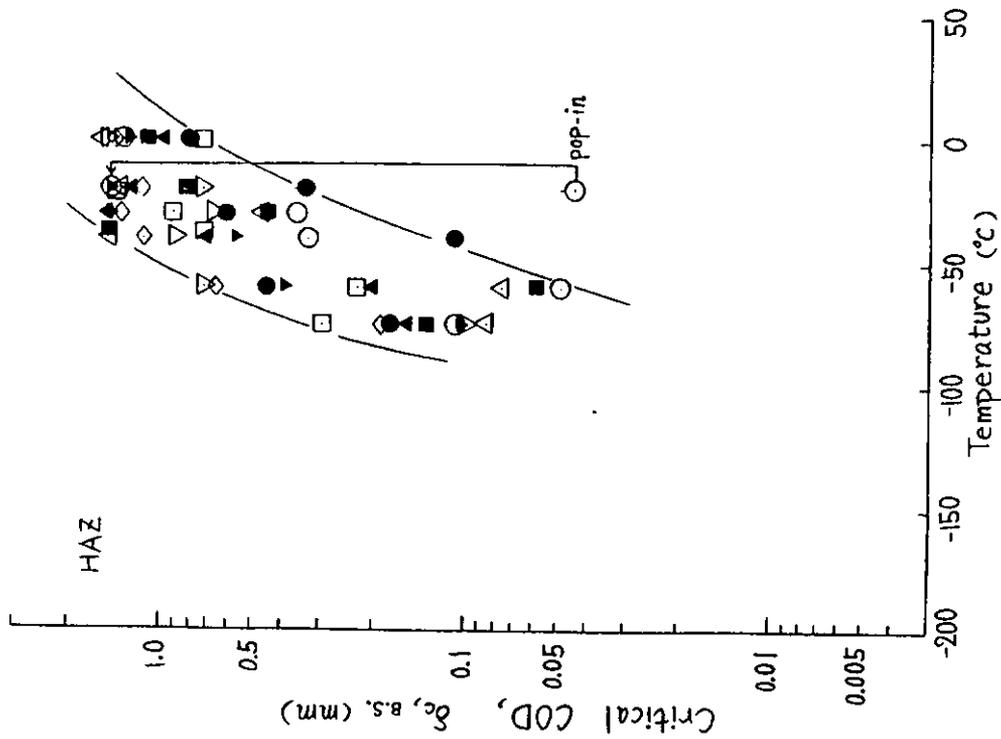


図 5.6.1.3 HAZにおける限界COD値

steel	32A25M	32A25N	36A25P	36A25Q	36E35R
Welding Method					
FCB	○	△	□	▽	◇
CES <sub>m</sub> E <sub>q</sub>	●	▲	■	▼	—

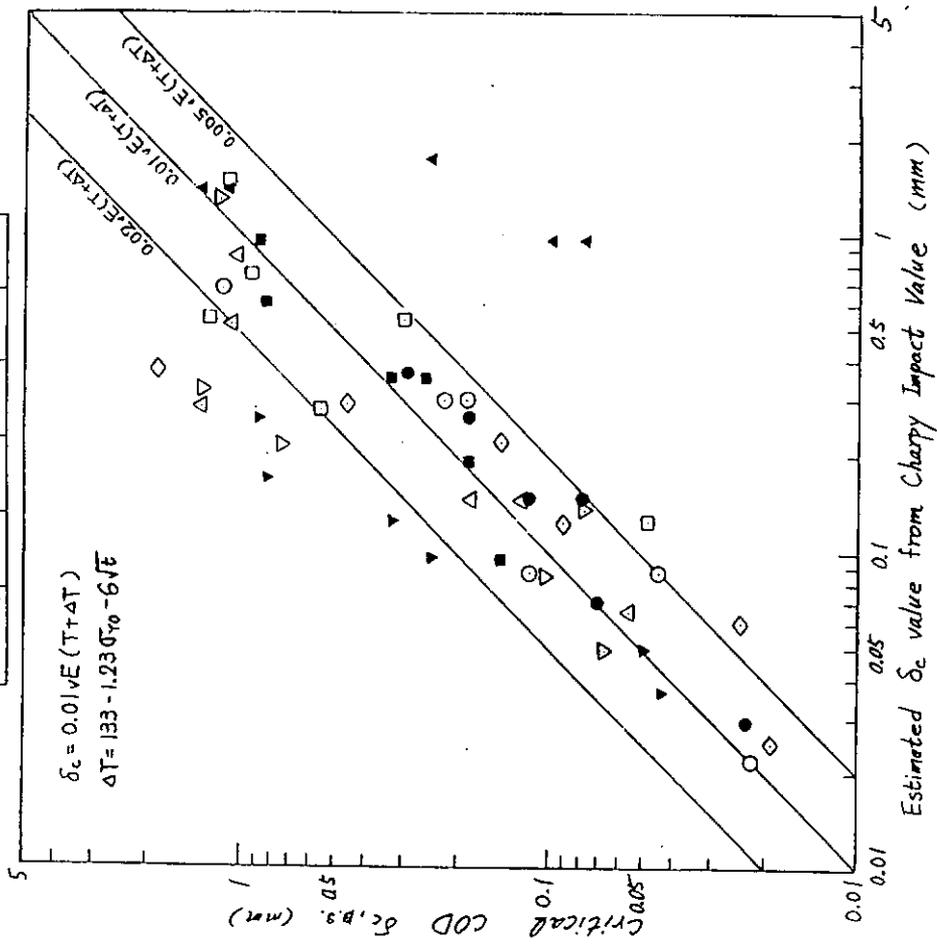


図 5.6.1.4 シャルピー値とδc値の相関(溶接金属)

steel welding method	32A25M	32A25N	36A25P	36A25Q	36E35R
FCB	○	△	□	▽	◇
CES <sub>α</sub> EQ	●	▲	■	▼	—

$$\delta_c = 0.01\sqrt{E(T+\Delta T)}$$

$$\Delta T = 133 - 1.23\sigma_{T0} - 6\sqrt{E}$$

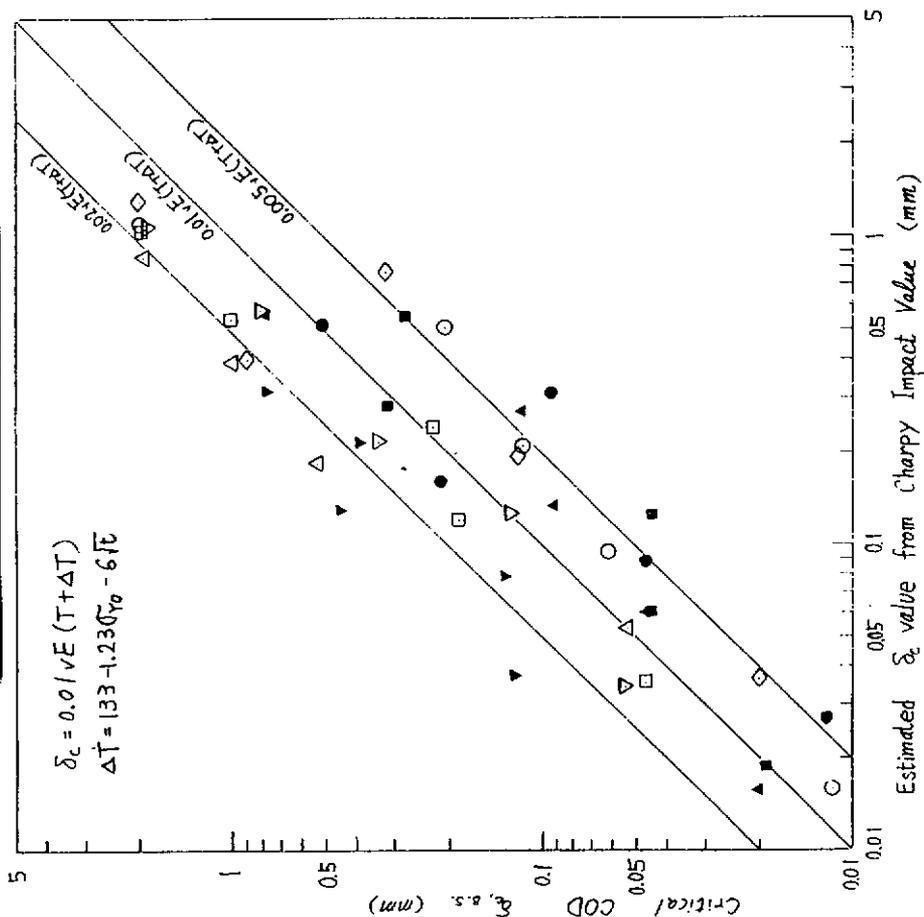


図 5.6.1.5 シャルピー値と $\delta_c$ 値との相関 (fusion line)

steel welding method	32A25M	32A25N	36A25P	36A25Q	36E35R
FCB	○	△	□	▽	◇
CES <sub>α</sub> EQ	●	▲	■	▼	—

$$\delta_c = 0.01\sqrt{E(T+\Delta T)}$$

$$\Delta T = 133 - 1.23\sigma_{T0} - 6\sqrt{E}$$

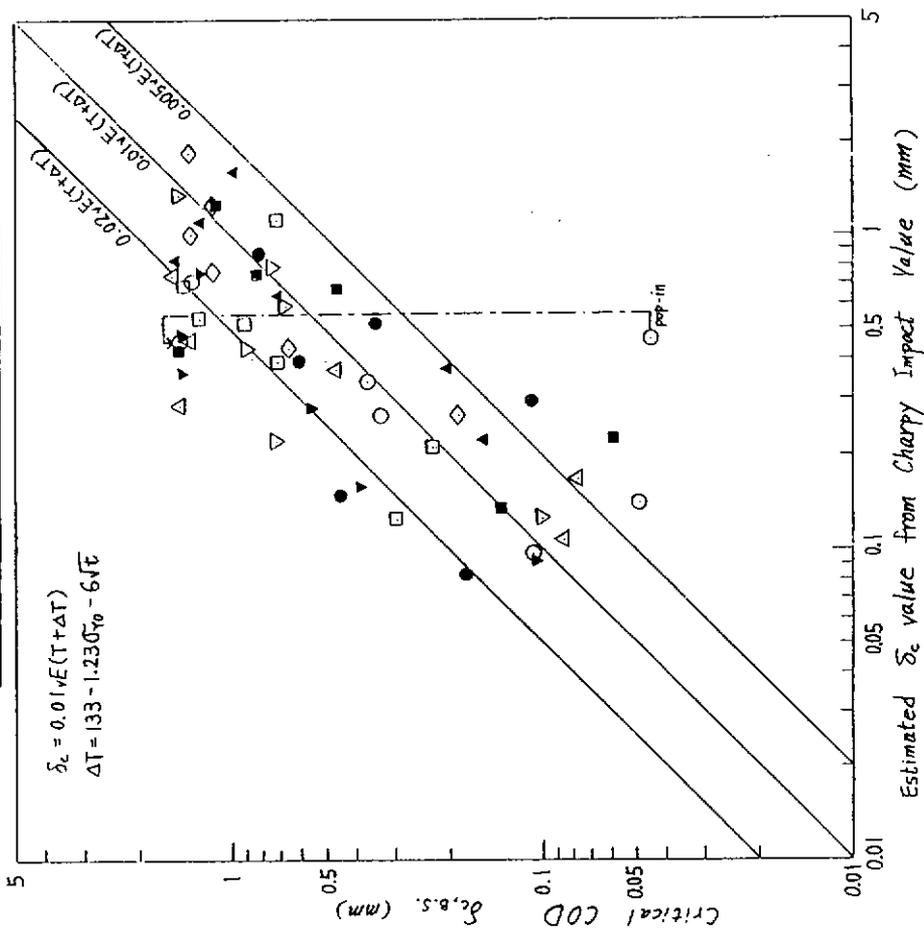


図 5.6.1.6 シャルピー値と $\delta_c$ 値との相関 (HAZ)

## 5.6.2 中央切欠(板厚貫通)大形引張試験結果

供試溶接継手部より、幅(2B)400mm、切欠き長さ(2a)240mm(切欠き先端は幅0.1mmのSaw Cut)の中央切欠(板厚貫通)大形引張試験片(切欠き位置はFusion Line)を採取し、溶接継手Fusion Line部の破壊靱性値(Kc値)と温度、限界COD値( $\delta_c$ 値)と温度との関係を求めた。

表5.6.2.1および表5.6.2.2に試験結果の一覧を示す。ここで、Kc値は先に述べた(4.5.2.1)式を用いて、 $\delta_c$ 値は(4.5.2.2)式を用いて算出した。ただし、(4.5.2.2)式を用いて $\delta_c$ 値を算出するにあたり、試験温度での降伏点( $\sigma_{YT}$ )の値は、母材の値を用いた。図5.6.2.1にKA32鋼板(32A25M, 32A25N)のFCB継手(MFCB, NFCB)およびEG継手(MEG, NEG)のKc値と温度との関係を、また、図5.6.2.2にKA36鋼板(36A25P, 36A25Q)のFCB継手(PFCB, QFCB)、CES継手(PCES, QCES)およびKE36鋼板(36E35R)のFCB継手(RFCB)のKc値と温度との関係を示す。さらに、図5.6.2.3には、図5.6.2.1と同一鋼板継手の $\delta_c$ 値と温度との関係を、図5.6.2.4には、図5.6.2.2と同一鋼板継手の $\delta_c$ 値と温度との関係を示す。

図5.6.2.1および図5.6.2.3から明らかなごとく、KA32鋼板継手では32A25Mの継手(MFCB, MEG)に比べ、32A25Nの継手(NFCB, NEG)の破壊靱性が優れている。また、同一鋼板では、EG継手に比べFCB継手の破壊靱性が優れているようである。さらに、図5.6.2.2および図5.6.2.4から明らかなごとくKA36鋼板FCB継手では、 $C_{eq}$ による破壊靱性の差が若干認められるようであり、PFCBの破壊靱性が、QFCBの破壊靱性より若干優れているようである。しかしながら、同鋼板のCES継手(PCES, QCES)では、 $C_{eq}$ による破壊靱性の差はほとんど認められない。また、KE36鋼板(36E35R,  $C_{eq}=0.327$ )FCB継手(RFCB)の破壊靱性は、KA36鋼板FCB継手・CES継手の破壊靱性より若干低下している。

図5.6.2.5に、本研究供試FCB継手のKc値と、本研究昭和57年度供試TMCP(非水冷)型KE36鋼板(板厚35mm)FCB継手<sup>1)</sup>および従来圧延(C. P. S.)型KD32鋼板(板厚25.4mm)の3電極片面1層サブマージアーク溶接(FB法)<sup>2)</sup>[3-El. SAW(FB)]継手のKc値を比較して示す。同図から明らかなように、供試FCB継手の破壊靱性は、他の比較FCB継手の破壊靱性と同等か若干優れている。図5.6.2.6には、本研究供試EG継手のKc値と、従来圧延(C. P. S.)型KD32鋼板(板厚25.4mm, 大入熱対策鋼も含む)EG継手<sup>2)</sup>のKc値を比較して示す。同図から明らかなように、供試MEG継手の破壊靱性は、比較EG継手の破壊靱性とほぼ同等であり、供試NEG継手の破壊靱性は、比較EG継手の破壊靱性より若干優れている。図5.6.2.7には、本研究供試CES継手のKc値と従来圧延(C. P. S.)型KD32鋼板(板厚25.4mm)CES継手、および従来圧延(C. P. S.)型KD32鋼板(板厚35mm)エレクトロスラグ溶接(ES)継手<sup>3)</sup>のKc値を比較して示す。同図から明らかなように、供試CES継手の破壊靱性は、比較CES継手の破壊靱性とほぼ等しく、比較ES継手の破壊靱性より優れている。

以上述べた如く、供試水冷型のTMCP50キロ級高張力鋼板(大入熱溶接非対策鋼板)の大入熱溶接継手部の破壊靱性は、大入熱溶接対策を施した従来圧延型50キロ級高張力鋼板の同等溶接継手部の破壊靱性とほぼ等価であることが明らかである。

### 参考文献

- 1) 日本造船研究協会第193研究部会, “新製造法による50キロ級高張力鋼板の有効利用に関する研究報告書”, 研究資料 $\kappa$ 367(昭.58.3)
- 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報告書”, 研究資料 $\kappa$ 208(昭.49.3), 研究資料 $\kappa$ 229(昭.50.3), 研究資料 $\kappa$ 244(昭.51.3)
- 3) 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

表 5. 6. 2. 1 中央切欠 (板厚貫通) 大形引張試験結果 (Fusion Line)

Code	Specimen Size			Testing Temp		Fracture Strength			Fracture Toughness		Remark
	Width 2B (mm)	Thick. t (mm)	Crack Length 2a (mm)	T (°C)	$\frac{10^3}{T_K}$ (K <sup>-1</sup> )	P (tonf)	$\sigma_g$ (kgf/mm <sup>2</sup> )	$\sigma_n$ (kgf/mm <sup>2</sup> )	Kc $(\frac{kgf\sqrt{mm}}{mm^2})$	$\delta_c$ (mm)	
MFCB	400	25.1	240	-41	4.31	150	14.9	37.4	351	0.430	
	400	24.7	240	-60	4.69	105	10.6	26.6	249	0.096	
	400	24.8	240	-80	5.18	94	9.5	23.7	222	0.073	
	400	25.1	240	-100	5.78	33	3.3	8.2	77	0.005	Pop-in
						44	4.4	11.0	103	0.036	Fracture
MEG	400	24.4	240	0	3.66	100	10.2	25.6	240	0.124	Pop-in
						120	12.3	30.7	288	0.295	Fracture
	400	24.5	240	-20	3.95	123	12.6	31.4	294	0.226	
	400	24.4	240	-60	4.69	100	10.2	25.6	240	0.075	
	400	24.3	240	-100	5.78	86	8.8	22.1	208	0.048	
NFCB	400	24.8	240	-60	4.69	150	15.1	37.8	355	0.323	
	400	24.9	240	-80	5.18	142	14.3	35.6	335	0.192	
	400	25.2	240	-100	5.78	124	12.3	30.8	289	0.144	
	400	25.0	240	-120	6.54	55	5.5	13.8	129	0.020	
NEG	400	24.8	240	-20	3.95	160	16.1	40.3	378	0.393	
	400	24.9	240	-59	4.67	129	13.0	32.4	304	0.181	
	400	24.8	240	-77	5.10	118	11.9	29.7	279	0.125	
	400	24.6	240	-100	5.78	32	3.3	8.1	76	0.005	Pop-in
54						5.5	13.7	129	0.071	Fracture	

表 5.6.2.2 中央切欠 (板厚貫通) 大形引張試験結果 (Fusion Line)

Code	Specimen Size			Testing Temp.		Fracture Strength			Fracture Toughness		Remark
	Width 2B (mm)	Thick. t (mm)	Crack Length 2a (mm)	T (°C)	$\frac{10^3}{T_K}$ (K <sup>-1</sup> )	P (tonf)	$\sigma_g$ (kgf/mm <sup>2</sup> )	$\sigma_n$ (kgf/mm <sup>2</sup> )	Kc ( $\frac{kgf\sqrt{mm}}{mm^2}$ )	$\delta_c$ (mm)	
PFCB	400	25.3	240	-62	4.74	185	18.3	45.7	429	0.704	
	400	25.3	240	-79	5.15	144	14.2	35.6	334	0.183	
	400	25.4	240	-100	5.78	120	11.8	29.5	277	0.085	
	400	25.0	240	-121	6.58	63	6.3	15.8	148	0.009	
PCES	400	24.6	240	-60	4.69	176	17.9	44.7	420	0.519	
	400	24.8	240	-81	5.21	65	6.6	16.4	154	0.035	
	400	25.0	240	-100	5.78	86	8.6	21.5	202	0.033	
	400	24.8	240	-120	6.54	23	2.3	5.8	54	0.002	Pop-in
						47	4.7	11.8	111	0.049	Fracture
QFCB	400	25.0	240	-59	4.67	176	17.6	44.0	413	0.539	
	400	25.4	240	-80	5.18	169	16.6	41.6	390	0.290	
	400	25.2	240	-100	5.78	54	5.4	13.4	126	0.012	
	400	25.2	240	-121	6.58	34	3.4	8.4	79	0.004	
QCES	400	24.3	240	-59	4.67	162	16.7	41.7	391	0.427	
	400	24.4	240	-80	5.18	130	13.3	33.3	313	0.097	
	400	24.6	240	-98	5.71	72	7.3	18.3	172	0.024	
	400	24.6	240	-121	6.58	15	1.5	3.8	36	0.001	Pop-in
						42	4.3	10.7	100	0.046	Fracture
RFCB	400	35.2	240	-41	4.31	258	18.3	45.8	430	0.842	
	400	35.0	240	-60	4.69	178	12.7	31.8	298	0.249	
	400	35.3	240	-80	5.18	116	8.2	20.5	193	0.057	
	400	34.9	240	-98	5.75	115	8.2	20.6	193	0.052	

No.	Code	Grade [Ceq. (%)]	Thick. (mm)	Welding Method [H.I. (kJ/cm)]	Symbol
①	MFCB	KA32	25	FCB [151]	○
②	MEG	[0.270]		EG [240]	●
③	NFCB	KA32	25	FCB [134]	△
④	NEG	[0.300]		EG [240]	▲

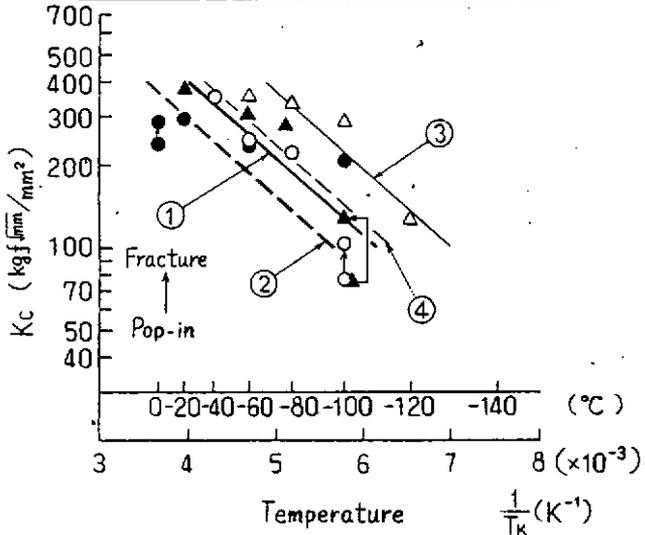


図 5.6.2.1 中央切欠(板厚貫通)大形引張試験結果 (Kc と 1/Tk との関係)

No.	Code	Grade [Ceq. (%)]	Thick. (mm)	Welding Method [H.I. (kJ/cm)]	Symbol
①	PFCB	KA36	25	FCB [135]	□
②	PCES	[0.305]		CES [400]	■
③	QFCB	KA36	25	FCB [135]	◇
④	QCES	[0.333]		CES [400]	◆
⑤	RFCB	KE36 [0.327]	35	FCB [239]	▽

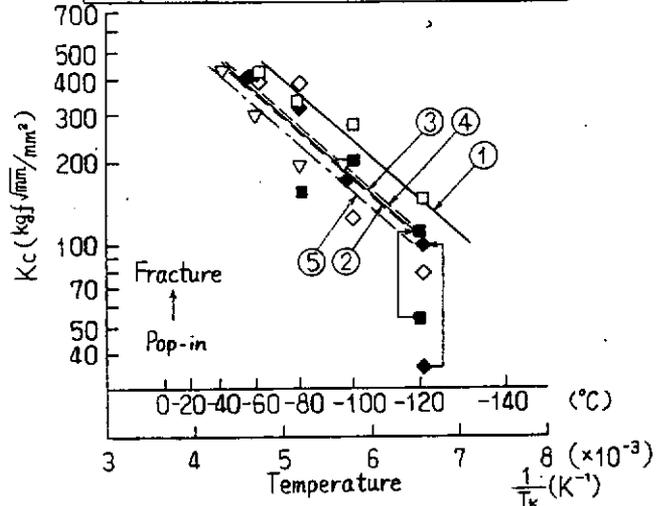


図 5.6.2.2 中央切欠(板厚貫通)大形引張試験結果 (Kc と 1/Tk との関係)

No.	Code	Grade [Ceq. (%)]	Thick. (mm)	Welding Method [H.I. (kJ/cm)]	Symbol
①	MFCB	KA32	25	FCB [151]	○
②	MEG	[0.270]		EG [240]	●
③	NFCB	KA32	25	FCB [134]	△
④	NEG	[0.300]		EG [240]	▲

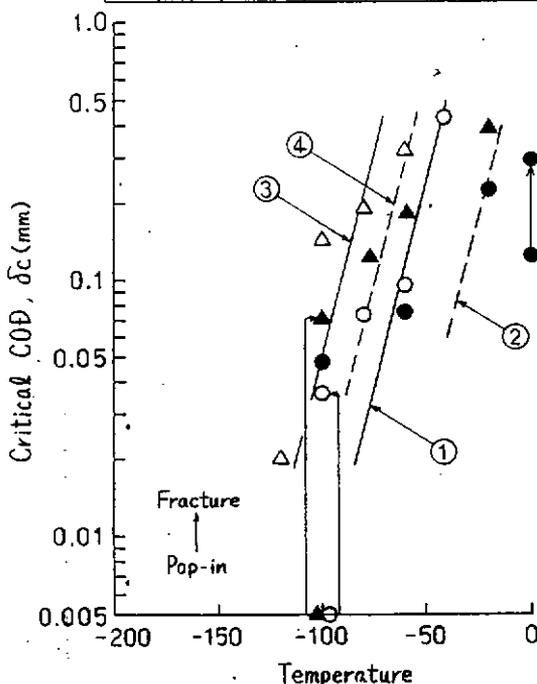


図 5.6.2.3 中央切欠(板厚貫通)大形引張試験結果 (δc と T との関係)

No.	Code	Grade [Ceq. (%)]	Thick. (mm)	Welding Method [H.I. (kJ/cm)]	Symbol
①	PFCB	KA36	25	FCB [135]	□
②	PCES	[0.305]		CES [400]	■
③	QFCB	KA36	25	FCB [135]	◇
④	QCES	[0.333]		CES [400]	◆
⑤	RFCB	KE36 [0.327]	35	FCB [239]	▽

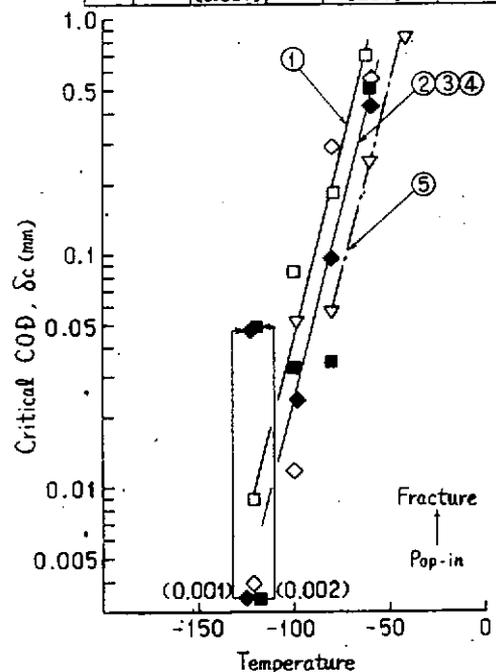


図 5.6.2.4 中央切欠(板厚貫通)大形引張試験結果 (δc と T との関係)

No. [Symbol]	Code	Grade [Thick. (mm)]	Welding Method	Heat Input (kJ/cm)
①	MFCB	KA32	FCB.	151
②	NFCB	[25]		134
③	PFCB	KA36		135
④	QFCB	[25]		135
⑤	RFCB	KE36 [35]		239
①	TMCP <sup>1)</sup>	KE36 [35]	FCB	224~271
[○]	C.P.S. <sup>2)</sup>	KD32 [25.4]	3-E2- SAW(FB)	140

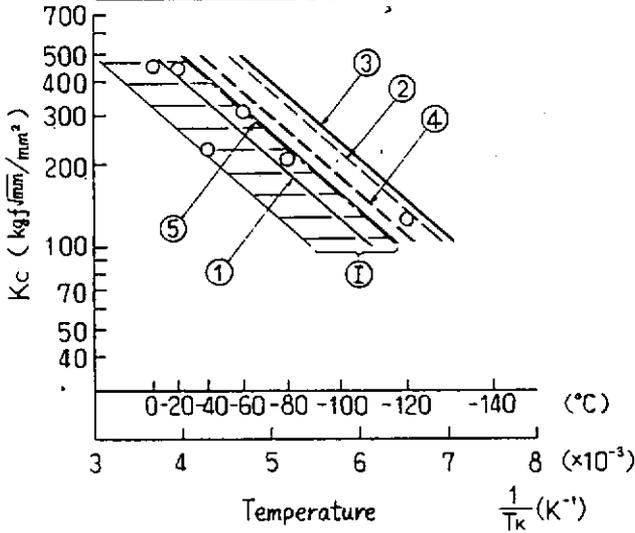


図 5.6.2.5 FCB 溶接継手部の中央切欠（板厚貫通）大形引張試験結果の比較（Kc の比較）

No. [Symbol]	Code	Grade [Thick. (mm)]	Welding Method	Heat Input (kJ/cm)
①	MEG	KA32	EG	240
②	NEG	[25]		
[○, ●]	C.P.S. <sup>2)</sup>	KD32 [25.4]	EG	134~198

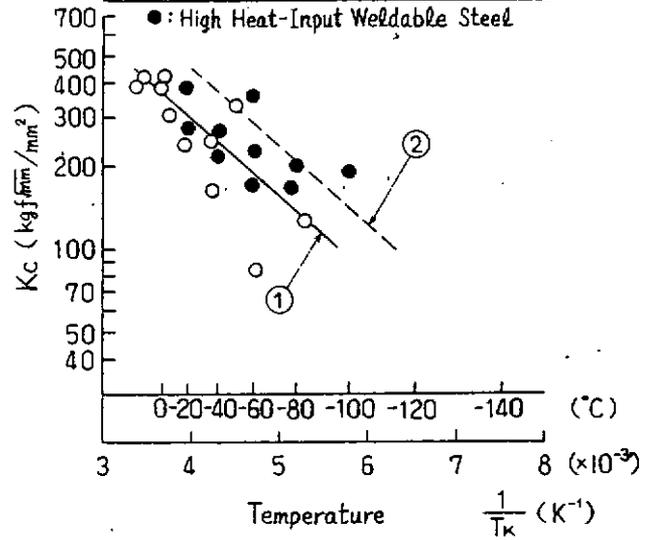


図 5.6.2.6 EG 溶接継手部の中央切欠（板厚貫通）大形引張試験結果の比較（Kc の比較）

No. [Symbol]	Code	Grade [Thick. (mm)]	Welding Method	Heat Input (kJ/cm)
①	PCES	KA36	CES	400
②	QCES	[25]		
[◇]	C.P.S. <sup>2)</sup>	KD32 [25.4]	CES	392~426
[○]	C.P.S. <sup>3)</sup>	KD32 [35]	ES	427

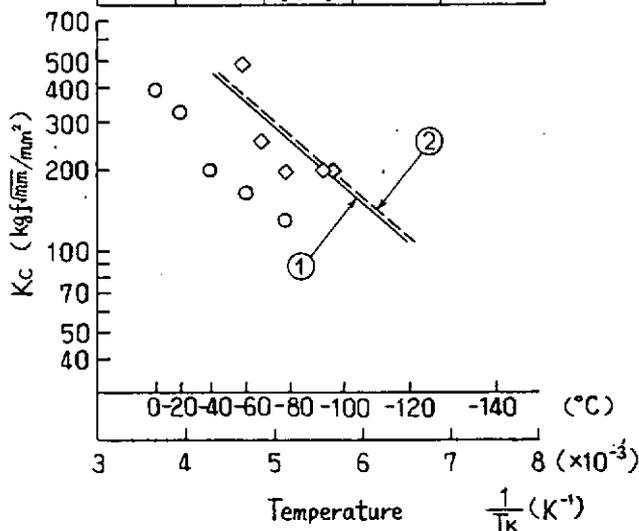


図 5.6.2.7 CES 溶接継手部の中央切欠（板厚貫通）大形引張試験結果の比較（Kc の比較）

## 5.7 疲労強度特性

試験片形状および試験方法等は、4.9章母材疲労強度特性と同じである。

### 5.7.1 溶接継手部 S-N線図

溶接継手部の疲労強度は、大入熱溶接継手 (EG, CES) と小入熱多層盛溶接継手 (SAW) について溶接ままの状態 で試験した。得られた結果に鉄鋼5社から寄せられたアンケート結果 (表4.9.1参照) を参考として整理を行なった。なお溶接止端部の応力集中係数  $K_t$  は、止端部の形状をシリコンゴムで型取りし、拡大鏡で形状の計測をし、次式で算出して求めた。

$$K_t = 1 + \frac{1 - \exp\{-0.9\sqrt{W/2h}(\pi - \theta)\}}{1 - \exp\{-0.9\sqrt{W/2h}(\pi/2)\}} (\beta_A - 1) \dots\dots\dots (5.7.1)$$

$$\beta_A = 1 + \left\{ \frac{1}{2.8W/t - 2} \frac{h}{\rho} \right\}^{0.65}$$

但し  $W$ :  $t + 2h$  (mm)

$\theta$ : フランク角補角 (rad)

$\rho$ : 止端半径 (mm)

$h$ : 余盛高さ (mm)

$t$ : 板厚 (mm)

#### a) 小入熱多層盛溶接 S-N線図

図5.7.1は、小入熱多層盛溶接継手の疲労強度に関するアンケート結果である。母材のS-N線図 (図4.9.1) に比べてバラツキが大きいことから、溶接方法による強度の差が生じているものであろう。同図には金材技研データシート<sup>(1)</sup>よりSM50従来鋼の小入熱多層溶接継手 ( $K_t = 1.3 \sim 3.0$ ) の疲労強度のデータ領域を参考として図示してあるが、ほぼアンケート結果と同じような領域である。アンケート結果の一部が金材技研データシートより低寿命側に現われているが、両者には応力集中係数  $K_t$  に差があることから、アンケート結果による小入熱多層盛溶接と従来鋼は、ほぼ同程度と推定される。

今年度の供試鋼は、SAW小入熱多層盛溶接を共通事項とし、溶接条件は、溶接施工機関に一任し、幅広いデータの取得を目指した。図5.7.2に得られたS-N線図を示す。アンケート結果のバラツキの領域に全てのデータが含まれており、各継手の疲労強度は溶接止端部の応力集中係数  $K_t$  に依存する傾向は認められる。

#### b) Tすみ肉溶接継手 S-N線図

図5.7.3は、今年度は実施しなかったTすみ肉溶接継手のアンケート結果による疲労S-N線図である。

#### c) 中入熱溶接継手 S-N線図

図5.7.4は、Tすみ肉溶接同様、今年度試験は実施していないがアンケート結果による中入熱溶接継手 (110 KJ/cm<sup>2</sup> ~ 140 KJ/cm<sup>2</sup>) のS-N線図である。参考までにS-N線図の回帰式と95%信頼限界および、AWS, X-X線図を図示してあるが、AWS, X-X線図に比べて余裕がある。

#### d) 大入熱溶接継手 S-N線図

図5.7.5は今年度実施した大入熱溶接継手 (240 KJ/cm<sup>2</sup> と 429 KJ/cm<sup>2</sup>) 部の疲労S-N線図である。同図には、同程度の大入熱溶接継手部のアンケート結果も示してある。中入熱溶接継手に比べると若干バラツキが広がり、溶接止端部の応力集中係数による寿命の低下が認められる。これらのデータをS-N線図に回帰させ、95%信頼限界を同図に図示し、AWS, X-X線図と比較したところ、中入熱溶接継手部同様十分余裕が認められる。なお32A25N, EG溶接継手部の疲労強度は、今年度鉄鋼メーカーが自主的に実施したものである。

e) 溶接止端部の応力集中係数

小入熱多層盛溶接 5 種類, EG 溶接 2 種類, および, CES 溶接 2 種類の計 9 種類の溶接止端部の形状を, 原則として 5mm 間隔ごとに測定して, 5.7.1 式を用いて応力集中係数を求めた。

図 5.7.6 は,  $(K_t - 1)$  の対数の出現確率を, 正規確率紙上に示した一例で, 出現確率,  $p$  は次式より求めた。

$$p = \frac{i - 0.5}{n} \dots\dots\dots (5.7.2)$$

$i$  = 順位数

$n$  = データ数

8 種類の溶接全てについて同様な結果が得られ, 一種類の溶接線に沿っての止端部応力集中係数は, 正規分布することが確認された。図 5.7.7 に CES 溶接, 4 2 9 KJ/cm 2 種類の溶接線の  $K_t$  分布を, 図 5.7.8 に EG 溶接, 2 4 0 KJ/cm の 2 種類の溶接線の  $K_t$  分布を, 図 5.7.9 に SAW 多層盛溶接 5 種類の結果をそれぞれ示す。

図 5.7.10 は, 今年度計測した 1,000 点以上のデータによる  $K_t$  の分布である。概略正規分布とみなせるようである。

5.7.2 溶接継手部疲労き裂伝播特性

大入熱溶接継手部の HAZ 軟化域を通る疲労き裂伝播抵抗を, KA32 の M 鋼 EG 溶接部と KA36 の P, Q 鋼 CES 溶接部について求めた。試験片は全幅 140mm の中央貫通切欠きを標準とし, KA32 M 鋼 EG 溶接部に関しては, さらに, 広幅 400mm の中央貫通切欠き付, コンパクトタイプの 1TCT および 2TCT による疲労き裂伝播抵抗を求めた。

図 5.7.11 は, これら試験結果に, アンケート結果による KD36 従来鋼 FC B 溶接と同じく KD36 TMCP type III FC B 溶接のデータを加えて示している。試験片形状, 溶接条件が異なるにも拘わらず, 一本の直線で近似できる。母材の場合同様 Paris 則を適用して伝播則を求めると次式となる。

$$da/dN = 2.84 \times 10^{-11} \Delta K^{3.44} \dots\dots\dots (5.7.3)$$

母材の伝播抵抗とも一致しており, HAZ 軟化部の影響は現われていない。表 5.7.1 に得られた疲労 S-N 線図, き裂伝播則の定数をまとめて示す。

参 考 文 献

- 1) 4.9 章の 1) と同一

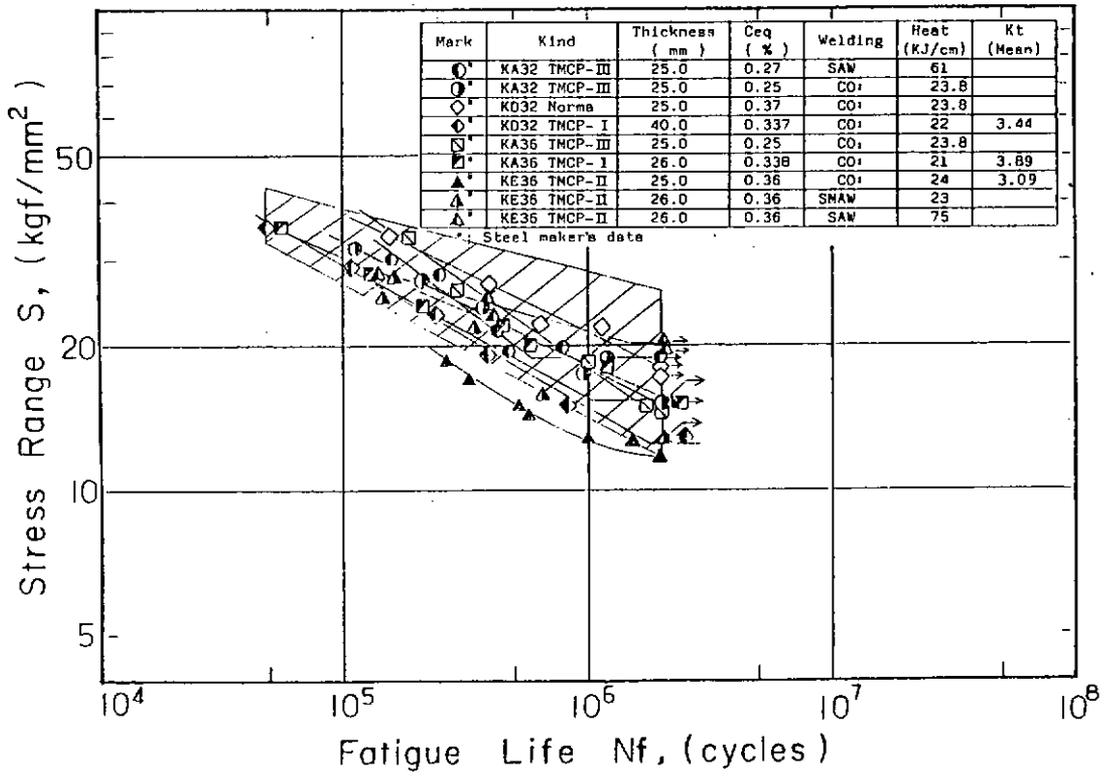


Fig.5.7.1 Relation between Stress Range and Fatigue Life (Heat input 21KJ/cm~75KJ/cm)

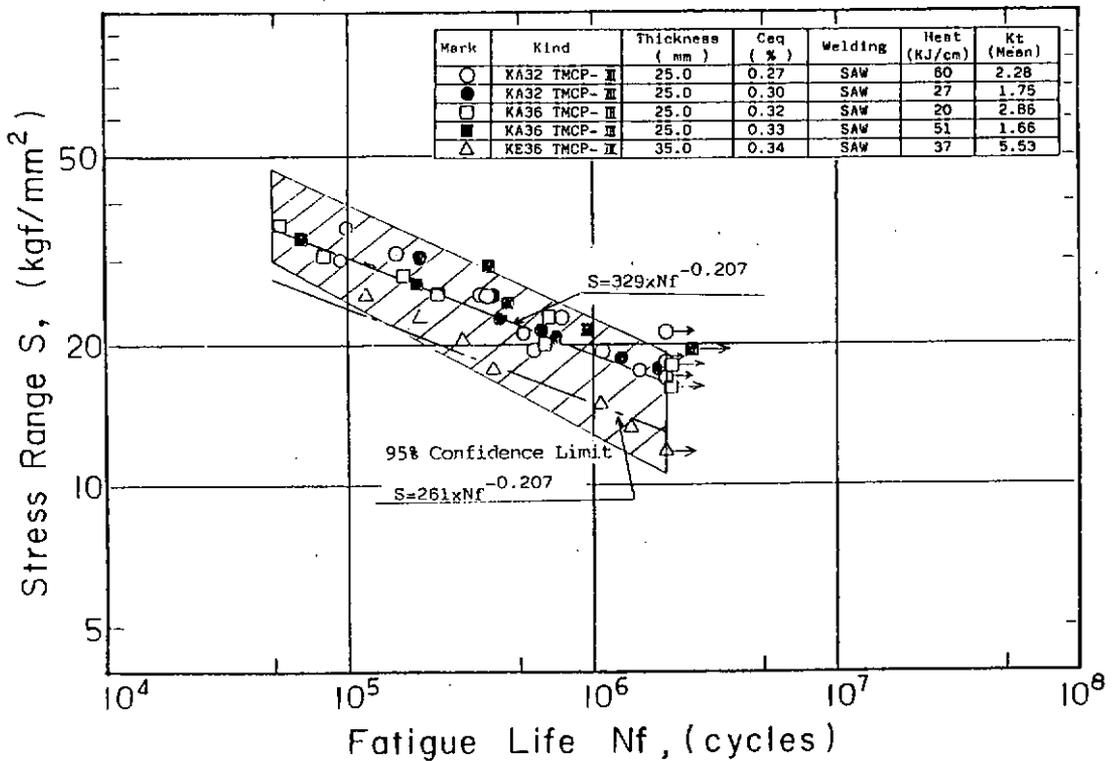


Fig.5.7.2 Relation between Stress Range and Fatigue Life (RAW)

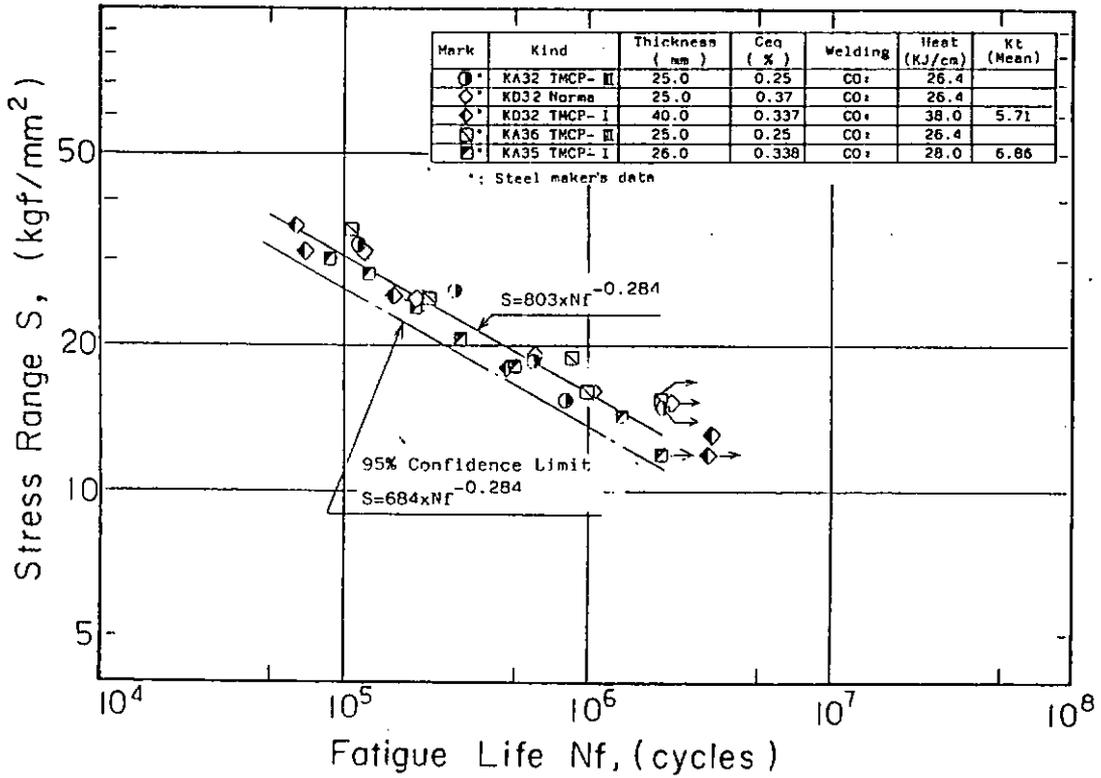


Fig.5.7.3 Relation between Stress Range and Fatigue Life ( T Fillet Weld )

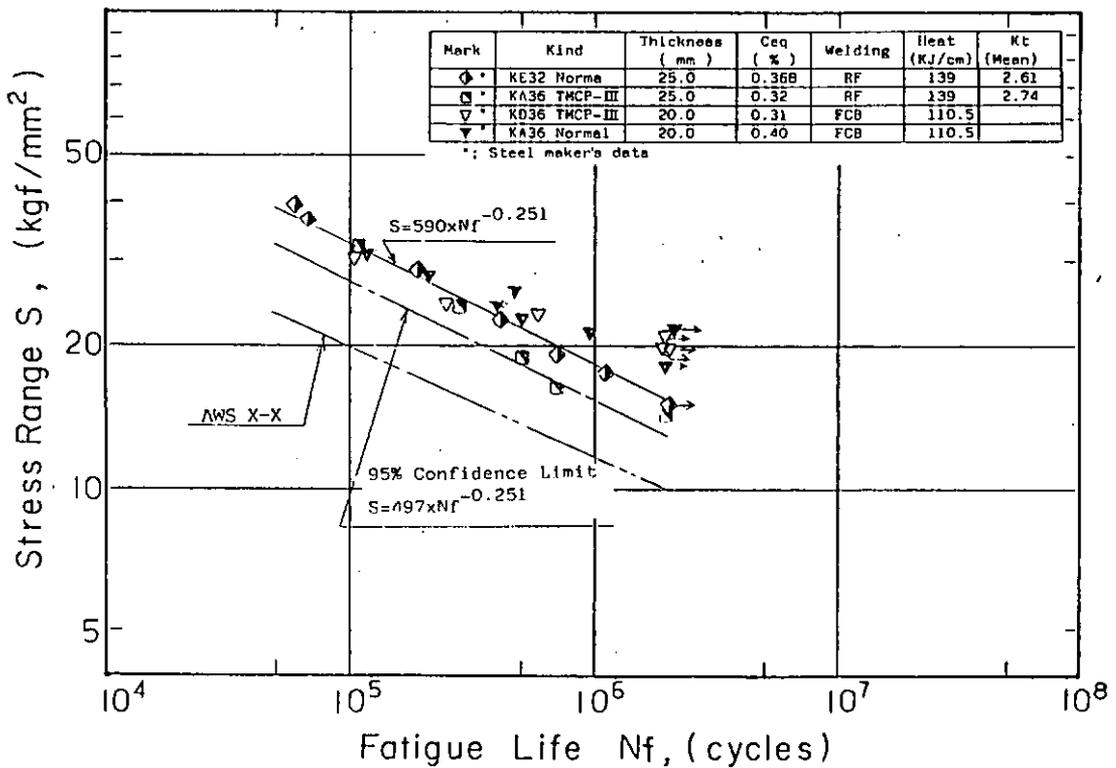


Fig.5.7.4 Relation between Stress Range and Fatigue Life ( Heat input 110KJ/cm~139KJ/cm )

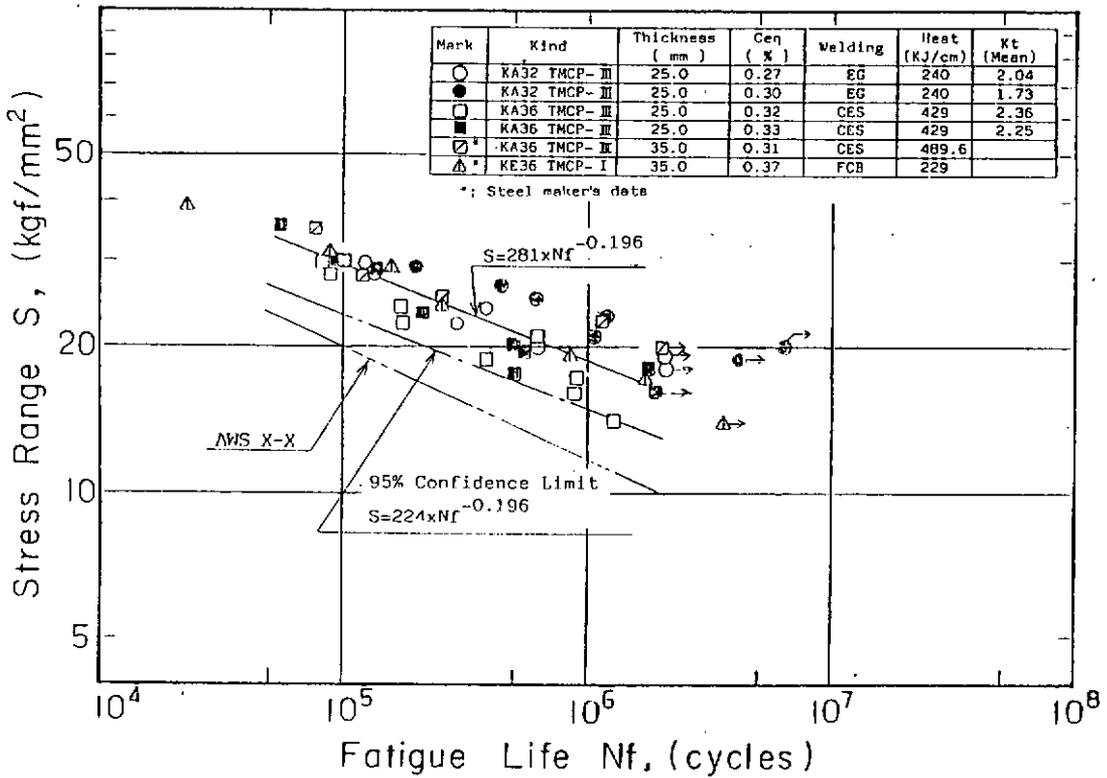


Fig.5.7.5 Relation between Stress Range and Fatigue Life (Heat input 240KJ/cm~490KJ/cm)

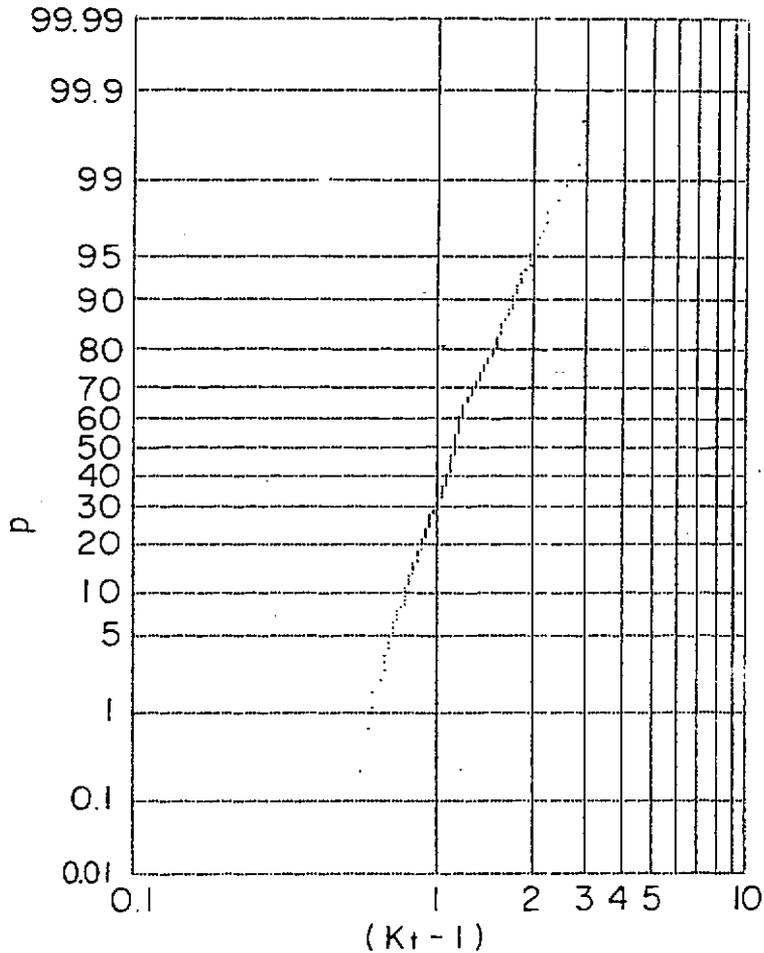


Fig.5.7.6 Example of  $\log(Kt-1)$  Distribution (36A 25P, CES)

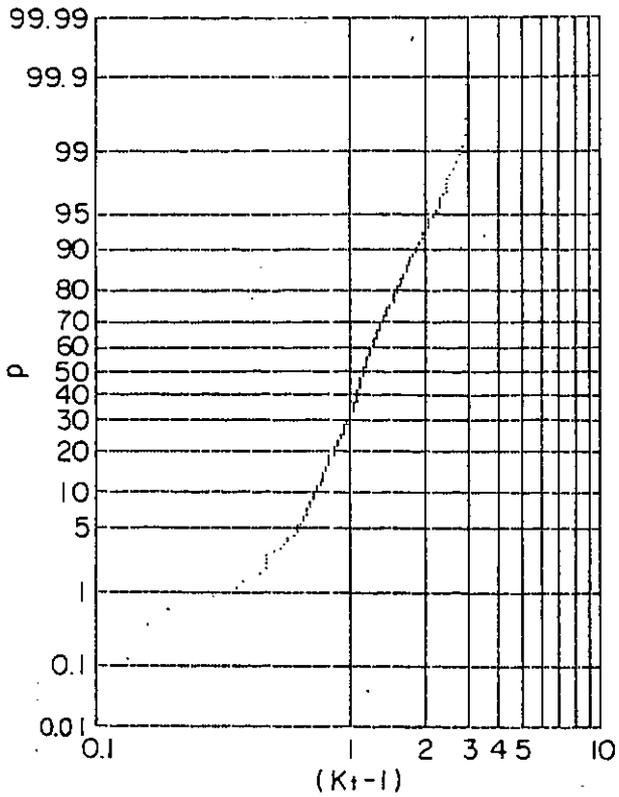


Fig.5.7.7 Distribution of  $\log(Kt-1)$   
(CES Welding, 429KJ/cm)

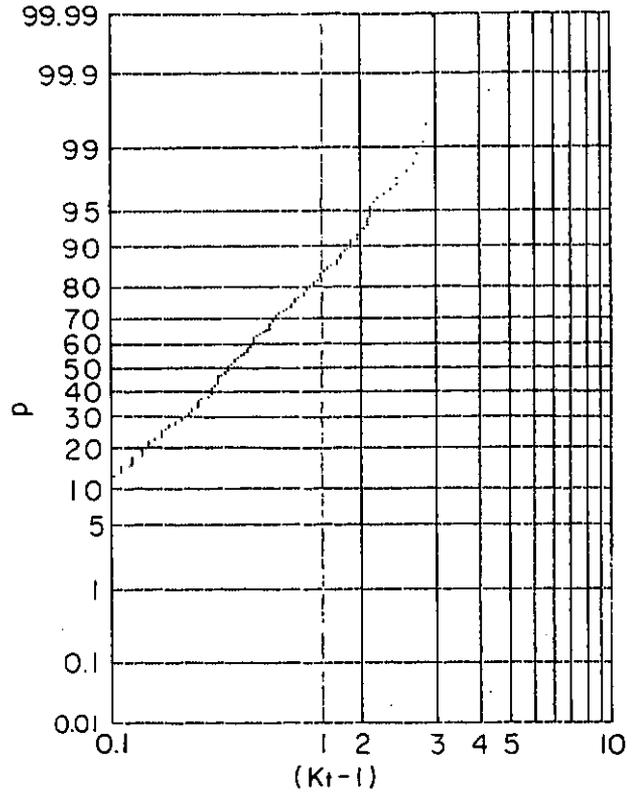


Fig.5.7.8 Distribution of  $\log(Kt-1)$   
(EG Welding, 240KJ/cm)

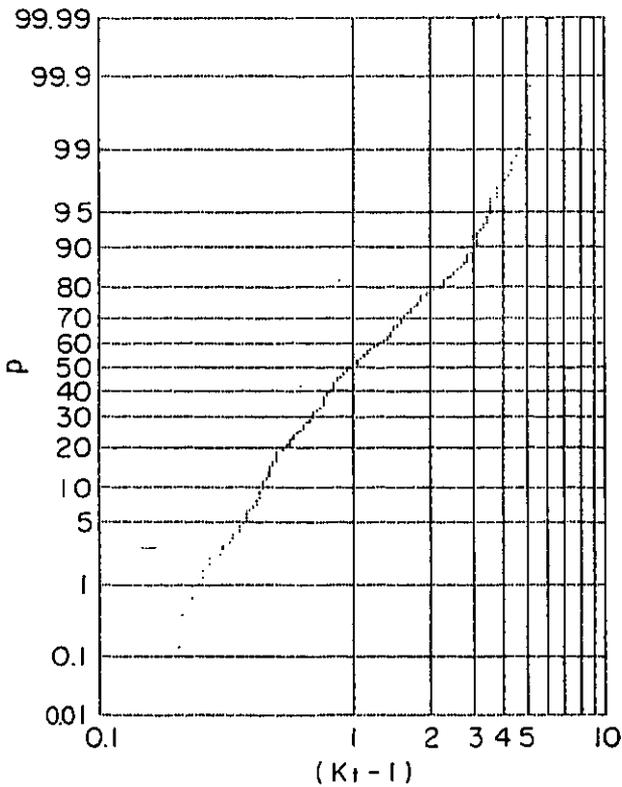


Fig.5.7.9 Distribution of  $\log(Kt-1)$   
(SAW, 20KJ/cm ~ 60KJ/cm)

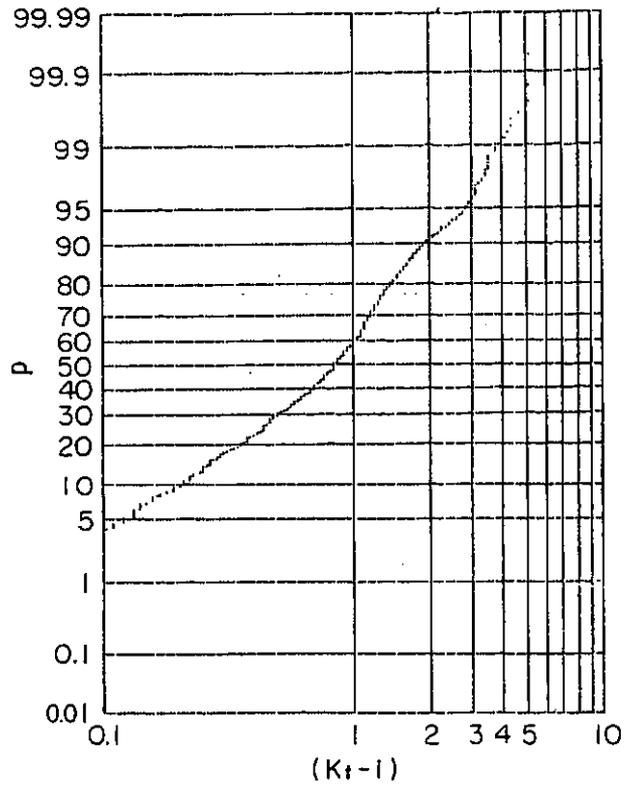


Fig.5.7.10 Distribution of  $\log(Kt-1)$   
(SR193-2, All data)

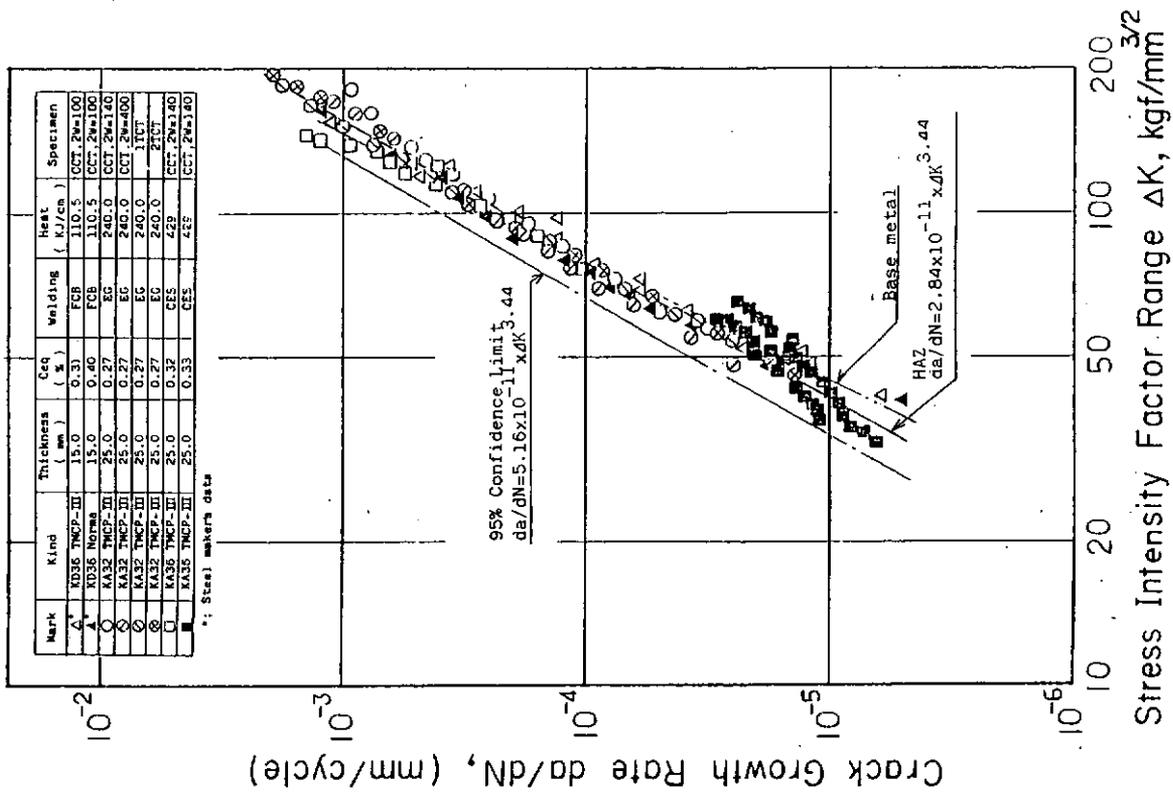


Fig.5.7.11 Relation between Crack Growth Rates and Stress Intensity Factor Range

Table.5.7.1 Results of Fatigue and Crack Growth

疲 勞 強 度	$S = A \times N_f^{-1/B}$					
	medium		95% Confidence Limit		95% Confidence Limit	
	A	B	A	B	C	m
母材	1.22	0.095	112	0.095		
小入熱	3.29	0.207	261	0.207		
中入熱	5.90	0.251	497	0.251		
大入熱	2.81	0.196	224	0.196		
寸み肉	8.03	0.284	684	0.284		
き 裂 伝 播	$da/dN = C \times \Delta K^m$					
	medium		95% Confidence Limit		95% Confidence Limit	
	C	m	C	m	C	m
母材	$3.79 \times 10^{-12}$	3.89	$6.41 \times 10^{-12}$	3.89	$6.41 \times 10^{-12}$	3.89
HAZ	$2.84 \times 10^{-11}$	3.44	$5.16 \times 10^{-11}$	3.44	$5.16 \times 10^{-11}$	3.44

## 5.8 まとめ

供試された水冷型 (Type III) TMCP 50 キロ級高張力鋼板 (KA 3 2 鋼板, KA 3 6 鋼板, KE 3 6 鋼板) の大入熱溶接継手について、各種破壊強度特性を把握した。

すなわち、KA 3 2 鋼板 (板厚 25 mm, 2 チャージ) に対しては、目標入熱量 140 KJ/cm 程度 (実績値: 151, 134 KJ/cm) の FCB 溶接継手と、250 KJ/cm 程度 (実績値: 230~255 KJ/cm) の EG 溶接継手を供試した。また、KA 3 6 鋼板 (板厚 25 mm, 2 チャージ) に対しては、目標入熱量 140 KJ/cm 程度 (実績値: 135 KJ/cm) の FCB 溶接継手と、450 KJ/cm 程度 (実績値: 377~429 KJ/cm) の CES 溶接継手を供試した。これらの内、KA 3 2 鋼板の EG 溶接継手は船側外板を、また KA 3 6 鋼板の CES 溶接継手は甲板縦通材を想定したものである。さらに、KE 3 6 鋼板 (板厚 35 mm, 1 チャージ) に対しては、目標入熱量 250 KJ/cm 程度 (実績値: 239 KJ/cm) の FCB 溶接継手を供試した。

また、自主研究として、KA 3 2 鋼板の CES 溶接継手と、KA 3 6 鋼板の EG 溶接継手についての諸強度特性を把握された。

以上により、概略下記ことが判明した。

- ① 熱影響部の幅および板厚中央のビード幅ともに、入熱が大きくなる FCB, EG, CES 溶接継手の順に増大し、特に CES 溶接継手では、ビード幅が板厚の約 1.5 倍になっていた。
- ② 熱影響部の結晶粒の粗大化の傾向は、FCB, EG, CES 溶接継手と入熱の上昇により増大していた。また、KE 3 6 鋼板 (36E35R) も、Si-Mn 系の低  $C_{eq}$  材であるため、大入熱溶接対策元素の添加はされていないが、熱影響部の結晶粒粗大化は、入熱の割にはやや少ないようである。
- ③ 供試 KA 3 2, KA 3 6 鋼板溶接継手熱影響軟化域の硬さは、母材の硬さより、Hv10 kgf で 10~30 程度低かった。
- ④ 溶接金属 (Depo) 引張試験結果の降伏応力と引張強さは、溶接方法、溶接入熱量に関係なく、母材の  $C_{eq}$  の増大と共に増加していた。また、絞りは母材の  $C_{eq}$  に左右されず、ほぼ一定の値を示した。
- ⑤ 熱影響部引張試験結果の降伏応力、引張強さ、伸び及び絞りは、溶接入熱量にあまり左右されないことが明らかになった。また、熱影響部の降伏応力は母材の降伏応力より 20~25% 程度低く、引張強さは約 10% 程度減少していた。
- ⑥ 供試大入熱溶接継手に対し、NKU 2 A 号試験片、NKU 2 A 号と同一幅 (30 mm) で平行部長さ 300 mm の長標点試験片 (W-30)、および幅 200 mm で平行部長さ 400 mm の広幅長標点試験片 (W-200) を供試して、室温での継手引張試験を実施した結果は、概略下記の如くであった。
  - (i) KA 3 2 鋼板溶接継手についての NKU 2 A による引張強さは、32A25M 材の FCB 溶接継手のみ NK 規格値である "48 kgf/mm<sup>2</sup> 以上" を満足しなかったが (3 本中 2 本が)、他の継手は全て 48 kgf/mm<sup>2</sup> 以上を満足していた。
  - (ii) KA 3 6 および KE 3 6 鋼板溶接継手についての NKU 2 A による引張強さは、供試全継手とも、NK 規格値である "50 kgf/mm<sup>2</sup> 以上" を満足した。
  - (iii) KA 3 2 鋼板溶接継手についての W-30 による引張強さは、FCB 溶接継手のみ 48 kgf/mm<sup>2</sup> を満足しなかったが、他の継手は全て 48 kgf/mm<sup>2</sup> 以上を満足した。
  - (iv) KA 3 6 および KE 3 6 鋼板溶接継手についての W-30 による引張強さは、供試全継手とも、50 kgf/mm<sup>2</sup> 以上を満足した。
  - (v) W-200 による引張強さは、供試全継手とも、48 kgf/mm<sup>2</sup> 以上 (KA 3 2 鋼板)、あるいは 50 kgf/mm<sup>2</sup> 以上 (KA 3 6 鋼板, KE 3 6 鋼板) を満足した。すなわち、若干の熱影響部軟化が存在しても、広幅継手引張

試験においては、十分な強度を示すことが明らかになった。

- ⑦ 供試KA32鋼板、KA36鋼板についての全溶接継手とも、Vノッチシャルピー吸収エネルギーは、NK規格値 ( $\sqrt{E}20 \geq 3.5 \text{ kgf} \cdot \text{m}$ ) を十分満足していた。また、供試KE36鋼板FCB溶接継手のVノッチシャルピー特性は十分な値を示し、昭和57年度に供試した大入熱溶接対策を施した非水冷型 (Type II) TMCP KE36鋼板のFCB溶接継手と同等あるいはそれ以上の値を示した。

- ⑧ 供試KA32鋼板、KA36鋼板についての各種大入熱溶接継手における0℃での限界COD値 ( $\delta_c$  at 0℃) の最低値は、Depo中央で約0.1mm、Bond部で約0.25mm、HAZ部で約0.1mm程度であり、A級鋼溶接継手部としては十分な靱性を有していることが有らかとなった。

また、供試KE36鋼板FCB溶接継手の、-40℃での限界COD値 ( $\delta_c$  at -40℃) の最低値は、Depo中央で2mm以上、Bond部で約0.8mm、HAZ部で約0.6mm程度であり、十分な靱性を有していることが明らかとなった。

- ⑨ 今回供試した各種溶接継手部の限界COD値とVノッチシャルピー吸収エネルギーとの相関は、昭和57年度供試継手の場合と同様、下式を満足する。

$$\delta_c (T) = 0.01 \sqrt{E} (T + \Delta T)$$
$$\Delta T = 133 - 1.23 \sigma_{yo} - 6\sqrt{t}$$

- ⑩ 供試水冷型TMCP50キロHT鋼板 (大入熱溶接非対策鋼板) の大入熱溶接継手部 (Fusion Line部) の破壊靱性値 (Kc値) は、大入熱溶接対策を施した従来圧延型50キロHT鋼板の同等溶接継手部のKc値とほぼ等価であることが明らかになった。

- ⑪ 供試水冷型TMCP50キロHT鋼板大入熱溶接継手の疲労亀裂発生強度 (S-N線図) は、従来圧延型50キロHT鋼板大入熱溶接継手と同等であることが明らかになった。また、供試鋼板のCO<sub>2</sub>多層盛溶接継手のS-N線図に、従来圧延型50キロHT鋼板溶接継手の疲労強度 (S-N線図) より若干低下したものが一継手あったが、余盛止端の応力集中が大きかったことが原因であった。

- ⑫ 供試水冷型TMCP50キロHT鋼板大入熱溶接継手熱影響軟化域に沿っての疲労亀裂伝播特性は、母材での疲労亀裂伝播特性と同等であり、下式で表示できる。

$$da/dN = 28.4 \times 10^{-11} \Delta K^{3.44}$$

すなわち、熱影響軟化部の影響は現われなかった。また、上述の疲労亀裂伝播特性は、従来圧延型50キロHT鋼板母材及びその溶接継手部とほぼ同等である。



Table 6.1.2 横荷重を受ける梁の最終強度

	例題 1	例題 2	例題 3
$P_c$ (軟化域)	$\frac{4\beta Mp}{l}$	$\frac{(4+4\beta)Mp}{l}$	$\frac{8\beta Mp}{l}$
$P_c$ (母材)	$\frac{4 Mp}{l}$	$\frac{8 Mp}{l}$	$\frac{8 Mp}{l}$
$\frac{P_c \text{ (軟化域)}}{P_c \text{ (母材)}}$	$\beta$	$\frac{1+\beta}{2} = \alpha\beta$	$\beta$

ただし  $Mp$  は全塑性モーメントである。

曲げ強度低下率  $P_c$  (軟化域) /  $P_c$  (母材) は降伏応力の低下率  $\beta$  に等しいか或いは  $\alpha\beta$  であるといえる。一般に  $\alpha$  は、 $\alpha \geq 1$  であり  $\alpha\beta < 1$  であることがわかる。

つぎに一樣な横水圧  $q$  を受ける周辺を単純支持された長方形板 ( $a \times b$ ) の塑性崩壊水圧  $q_c$  を求めてみる。

(Fig. 6.1.2) 単純な塑性設計法の理論から ( $mp$  を単位長さ当りの全塑性モーメントとすると)

$$\text{外力のなす仕事は } q \left\{ \frac{1}{3} Wm b^2 + \frac{1}{2} Wm b (a-b) \right\}$$

$$\text{内力の " } mp \left\{ \frac{2Wm}{b} 2(a-b) + \frac{2\sqrt{2}}{6} Wm 2\sqrt{2b} \right\}$$

となる。これらを等置して塑性崩壊水圧の上界値  $q_c$  を求めると

$$q_c = \frac{4.8 mp \left( \frac{a}{b} + 1 \right)}{\left( \frac{3a}{b} - 1 \right) b^2}$$

となる。この結果を中央部に軟化域を有する  $a=b, 2b, 3b, 4b$  及び  $5b$  の長方形板に適用し、崩壊水圧  $q_c$  を求めると、Table 6.1.3 に示す結果が得られる。

またこの表の結果から Fig. 6.1.3 を求めることができる。この図からも明らかなように崩壊水圧比  $q_c$  (軟化域) /  $q_c$  (母材) は横軸  $a/b$  の増加と共に減少し、降伏応力の低下率  $\beta$  に漸近する。

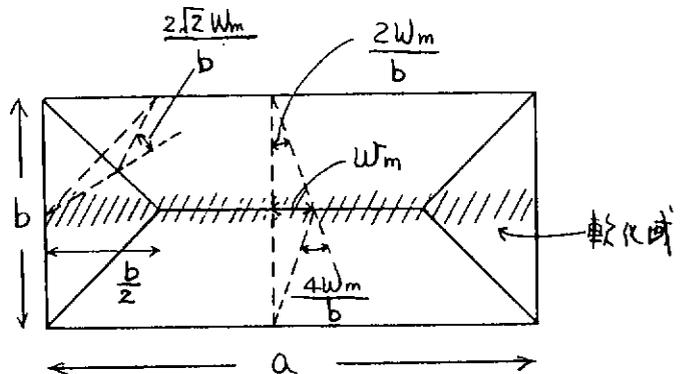


Fig. 6.1.2 水圧を受ける長方形板

Table 6.1.3 水圧を受ける長方形の最終強度

	$a=b$	$a=2b$	$a=3b$	$a=4b$	$a=5b$
$q_c$ (軟化域)	$\frac{24 mp}{b^2}$	$(4\beta+8) \frac{6}{5} \frac{mp}{b^2}$	$8(\beta+1) \frac{3}{4} \frac{mp}{b^2}$	$(12\beta+8) \cdot \frac{6}{11} \frac{mp}{b^2}$	$(16\beta+8) \frac{3}{7} \frac{mp}{b^2}$
$q_c$ (母材)	$\frac{24 mp}{b^2}$	$12 \cdot \frac{6}{5} \frac{mp}{b^2}$	$16 \cdot \frac{3}{4} \frac{mp}{b^2}$	$20 \cdot \frac{6}{11} \frac{mp}{b^2}$	$24 \cdot \frac{3}{7} \frac{mp}{b^2}$
$\frac{q_c \text{ (軟化域)}}{q_c \text{ (母材)}}$	1.0	0.933	0.900	0.880	0.867

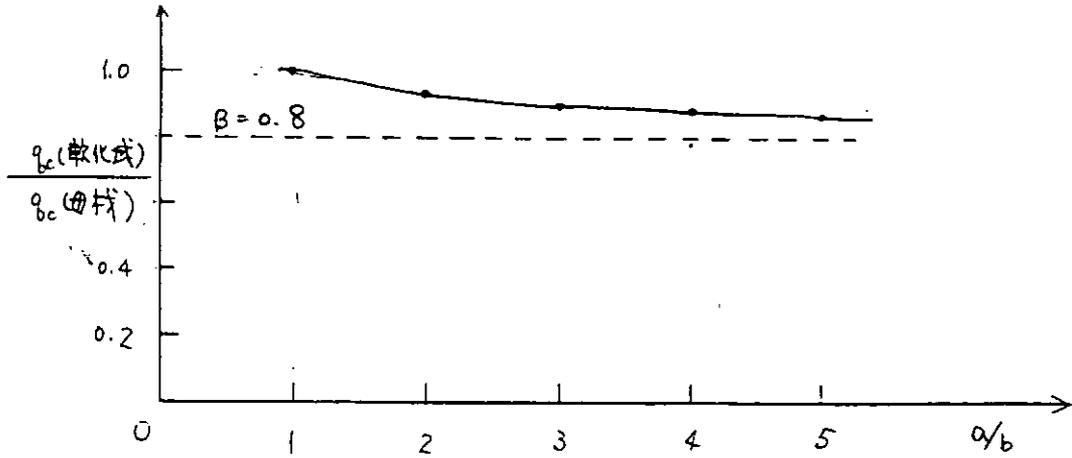


Fig 6.1.3 崩壊水圧比  $q_c$  (软化域) /  $q_c$  (母材)

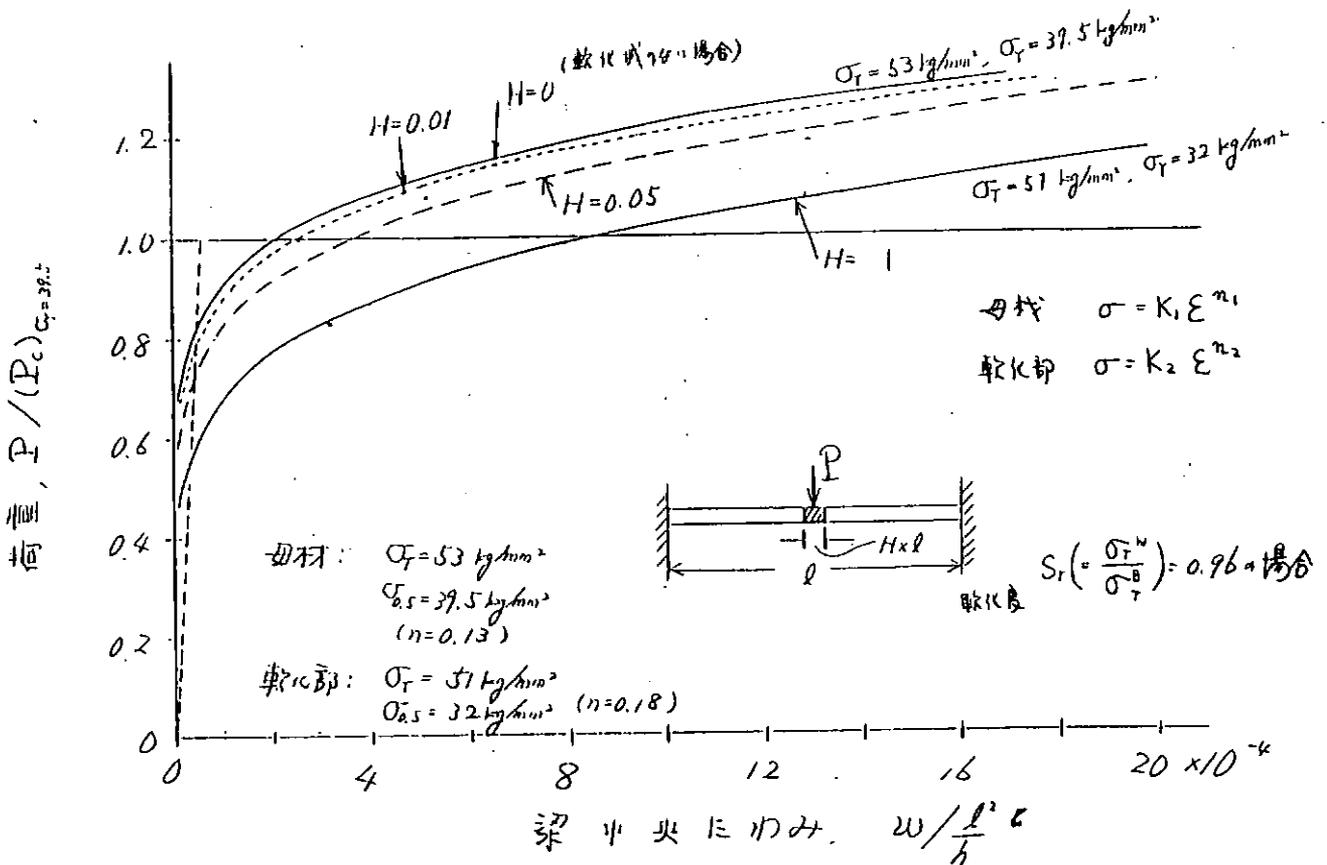


Fig. 6.1.4 梁中央に软化部を含む両端固定梁が集中荷重を受ける場合の荷重と荷重点たわみの関係に及ぼす软化部寸法の影響

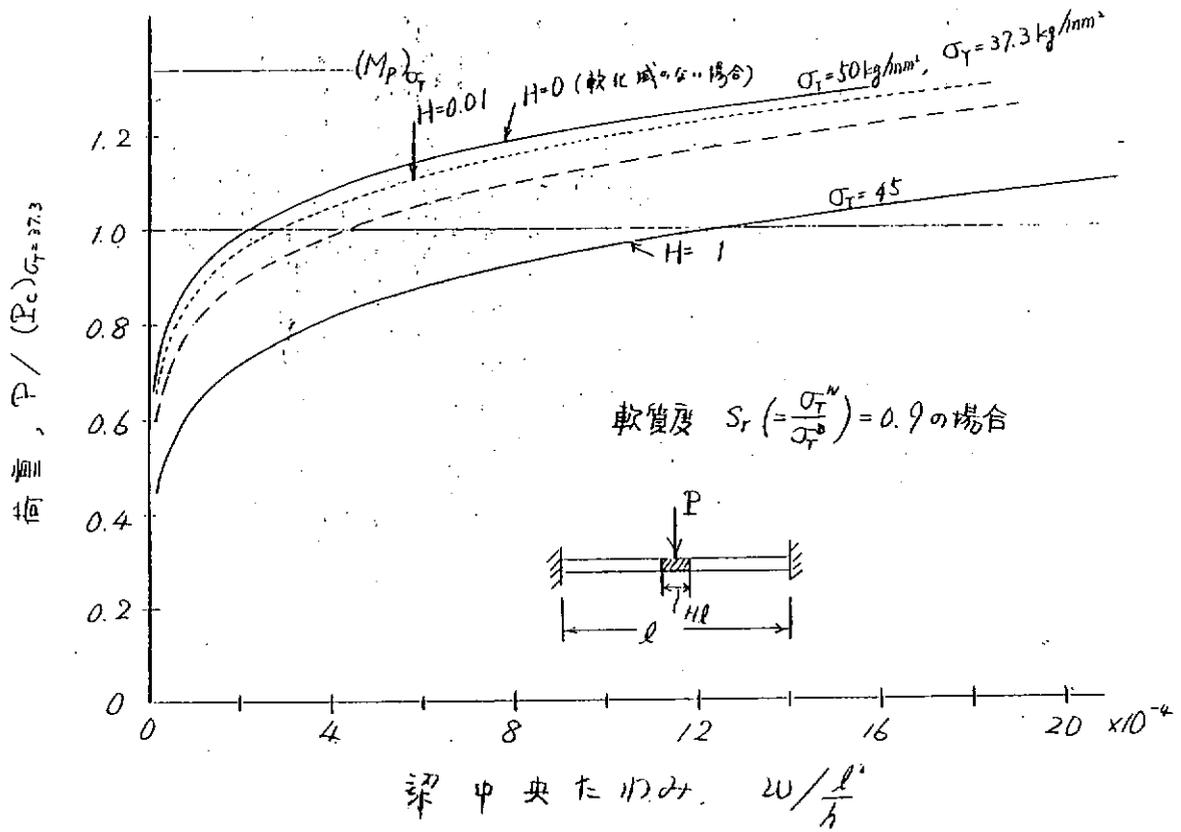


Fig. 6.1.5 梁中央に軟化部を含む両端固定梁が集中荷重を受ける場合の荷重と荷重点たわみの関係に及ぼす軟化部寸法の影響

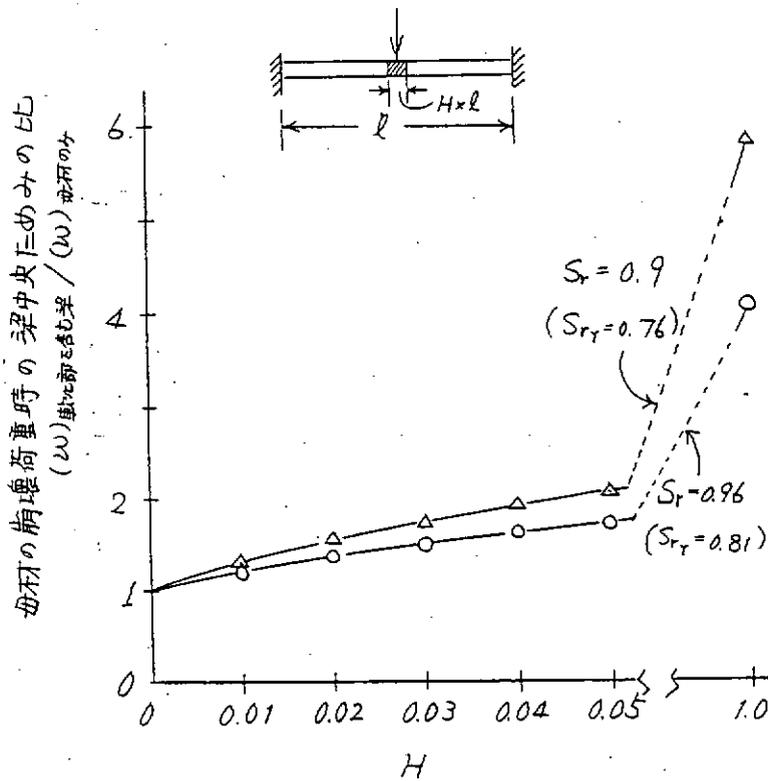


Fig. 6.1.6 軟化部の存在による梁中央たわみの増加割合と軟化部寸法の関係

本節では塑性設計の概念に基いて崩壊荷重の解析を実施しているため塑性関節線の降伏応力が低下していると、その幅に無関係に崩壊荷重が低下することになり、いわゆる軟化域の幅の影響を考慮することはできなかった。また軟化域の位置と塑性関節線との位置関係も重要な因子となる。塑性関節線と軟化域とが重ならないよう設計で考慮することが重要であるのは当然のことであるが、塑性関節線と軟化域とが少々離れたぐらいでは本節に述べた崩壊形式とは多少異なるモードで崩壊し崩壊荷重が $\beta$ 程度になることも十分考えられる。これらについては尙今後の問題点として残るといえる。

さて本学会資料SR193-1-84において豊田は「材質の不均一をもつ両端固定梁が集中荷重を受ける場合のたわみ」の中でFig. 6.1.4に示すひずみ硬化材を用いた場合の梁の荷重Pと梁中央点におけるたわみとの関係を弾性線の方程式から導出した。図から明らかなように軟化域の幅Hが小さいと同一たわみではより大きな荷重に耐えられる。また軟化域幅Hが大きくなるにつれて同一たわみにおける荷重が小さくなることを示した。さらに、ひずみ硬化のない完全弾塑性体における崩壊荷重 $P_c$ を崩壊のクライテリアとした場合、軟化域幅と梁中央点のたわみの増加の割合をFig. 6.1.6に示した。しかしながら基礎方程式が弾性線の方程式であるところから未だ軟化域幅の影響が明確になったとは云い難い。

### 3) 圧縮強度特性

柱及び板の圧縮強度に及ぼす軟化域の影響を検討する。計算法及び計算例の詳細については藤田、野本らの研究<sup>8)9)10)</sup>を参照されたい。

いまFig. 6.1.7に示すように周辺を単純支持された平板に面内圧縮力が作用する場合を考えると面内圧縮応力 $\sigma$ と平板の中央点の横撓みWとの関係はFig. 6.1.8のように模式的に表わすことができる。ここでO- $\sigma_{cr}$ -A曲線は初期撓みのない平板が $\sigma_{cr}$ で座屈し、 $\sigma_{cr}$ -A間は座屈後挙動を示している。一方、 $\sigma_y$ -E-D曲線は塑性崩壊曲線と呼ばれるもので崩壊モードを仮定した場合の荷重-撓み曲線である。

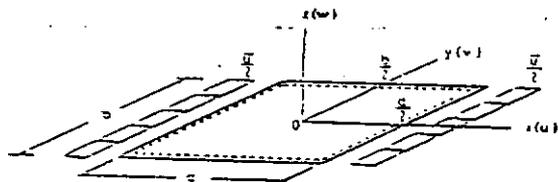


Fig. 6.1.7 座 標 系

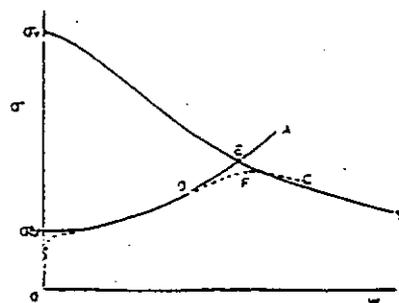


Fig. 6.1.8 面内圧縮応力( $\sigma$ )と横撓み(W)との関係

いま前者の曲線(O- $\sigma_{cr}$ -A)を大撓みを考慮した弾性曲線、後者の曲線( $\sigma_y$ -E-D)を塑性曲線と呼ぶと、本節で述べる圧縮荷重を受ける部材の崩壊荷重は弾性曲線と塑性曲線との交点から求められる。

まず最も単純な例として軸圧縮荷重を受ける柱の崩壊荷重について検討しよう。

弾性曲線は

$$\Delta W = \frac{W_0}{\frac{P_E}{P} - 1}$$

で与えられる。ただし、 $W_0$  : 初期撓み                       $\Delta W$  : 付加撓み

$$P_E = \frac{\pi^2 E I}{l^2} \qquad P : \text{軸圧縮力}$$

一方塑性曲線は

$$\frac{W}{h} = \frac{1}{4} \left( \frac{\sigma_Y}{\sigma} - \frac{\sigma}{\sigma_Y} \right)$$

ただし、 $\sigma_Y$ は降伏応力、 $\sigma$ は軸圧縮応力であり、長方形断面( $b \times h$ )の場合 $P = \sigma \times h \times b$ 、Fig. 6.1.9には弾性曲線及び塑性曲線の例が示されている。弾性曲線は初期撓み $W_0/h = 0.1$ であり、弾性座屈値 $\sigma_E = 1.2\sigma_Y$ と仮定した場合の計算結果である。一方塑性曲線は母材のみで $\sigma_Y = \sigma_{Y_0}$ とした場合と、柱の中央部に軟化域を有する場合を想定した $\sigma_Y = \beta\sigma_{Y_0}$ (ただし $\beta = 0.8$ とした)とである。

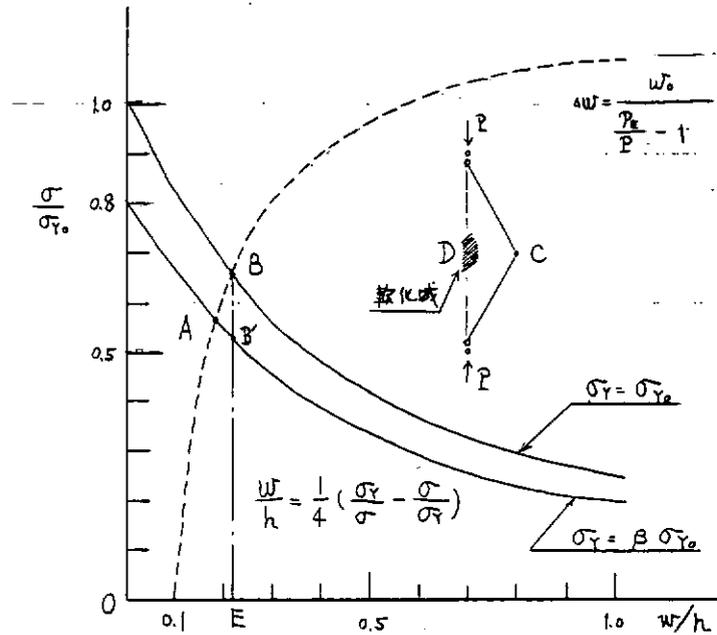


Fig.6.1.9 軸圧縮力を受ける柱

崩壊曲線  $\frac{W}{h} = \frac{1}{4} \left( \frac{\sigma_Y}{\sigma} - \frac{\sigma}{\sigma_Y} \right)$  から明らかなように軟化域を有する部材の強度は軟化域を持たない母材の崩壊曲線に比較して(同一撓みの場合) $\beta$ だけ低下している。(B'E/BE =  $\beta = 0.8$ である。)しかし弾性曲線は横軸上の0.1から右上りの傾向にあるため、軟化域を有する柱の圧縮強度は一般に $\beta$ までは低下しない。ここでも、 $\sigma_a$ (軟化域)/ $\sigma_a$ (母材) =  $\alpha\beta$ であり、一般に $\alpha \geq 1$

ただし、 $\alpha\beta < 1$ であるといえる。

つぎに初期撓みを有する平板の圧縮最終強度を求める。計算を実施した例題をFig. 6.1.10に示す。弾性解析の一般解は参考文献などに示した解析解を用いた。塑性解析は以下を用いた。

- ① 軟化域がない平板
- 1) 正方形板  $\frac{W}{t} = \frac{\xi_1}{\alpha}$
  - ロ)  $a/b = 2$ の長方形板  $\frac{W}{t} = \frac{2\xi_1 + \xi_2}{6\alpha}$
  - ハ)  $a/b = 5$  "  $\frac{W}{t} = \frac{\xi_1 + 2\xi_2}{9\alpha}$

② 中央部に軟化域のある平板 1) 正方形板  $\frac{W}{t} = \frac{\xi_1}{\alpha}$

2)  $a/b = 2$  の長方形板

$$\sigma \leq \beta \sigma_Y \text{ のとき } \frac{W}{t} = \frac{1}{6\alpha} \left( 2\xi_1 + \left( \beta - \frac{\alpha^2}{\beta} \right) \right)$$

$$\sigma \geq \beta \sigma_Y \text{ " } \frac{W}{t} = \frac{\xi_1}{3\alpha}$$

3)  $a/b = 5$  の長方形板

$$\sigma \leq \beta \sigma_Y \text{ のとき } \frac{W}{t} = \frac{1}{9\alpha} \left( \xi_1 + 2 \left( \beta - \frac{\alpha^2}{\beta} \right) \right)$$

$$\sigma \geq \beta \sigma_Y \text{ のとき } \frac{W}{t} = \frac{\xi_1}{9\alpha}$$

ただし,  $\alpha = \frac{\sigma}{\sigma_Y}$  であり,  $\xi_1$  及び  $\xi_2$  はそれぞれ

$$\xi_1 = \frac{4(1-\alpha^2)}{\sqrt{16-15\alpha^2}} \quad \xi_2 = 1-\alpha^2$$

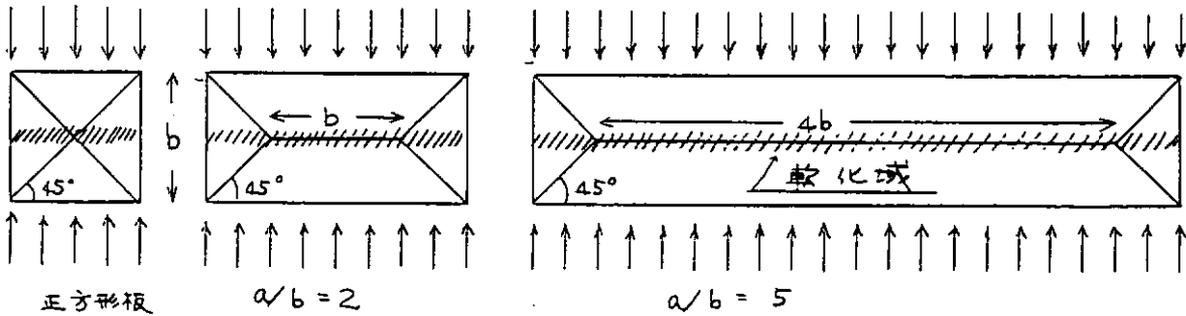


Fig. 6.1.10 計算を実施した例題と崩壊モード

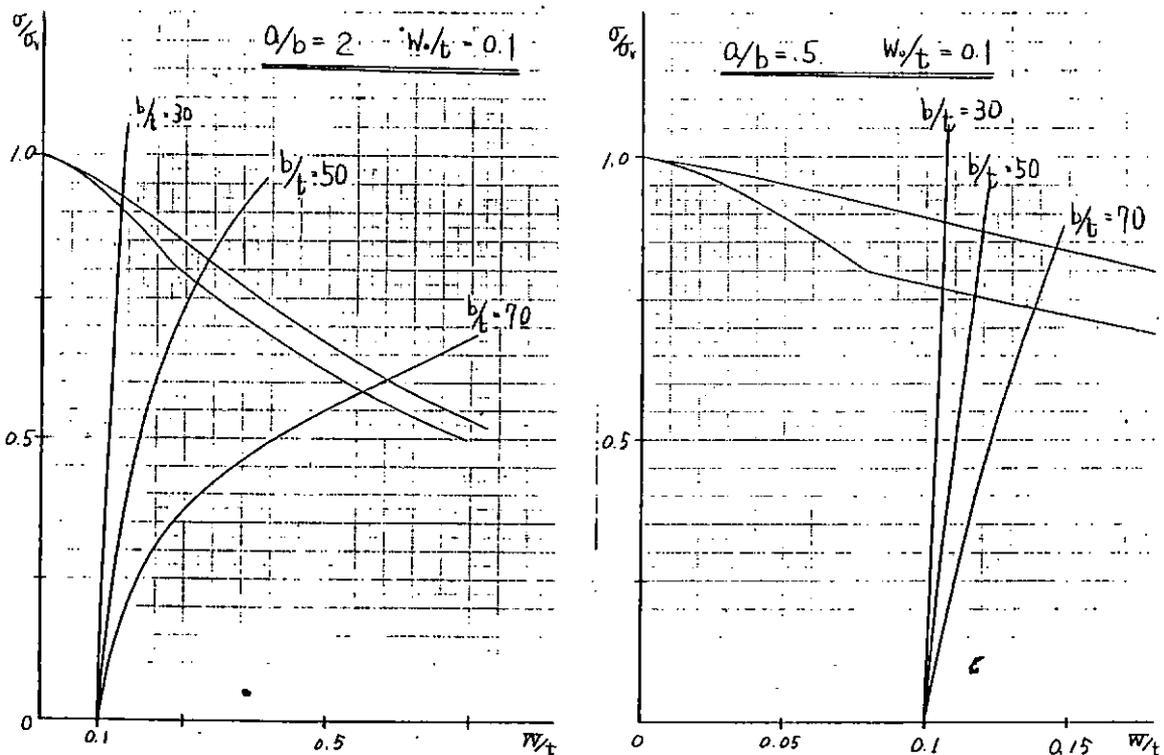


Fig. 6.1.11 長方形の圧縮最終強度

これらの式をもとに最終強度を求めると Fig. 6.1.11 に示す結果が得られ Table 6.1.4 にはそのまとめを示す。

Table 6.1.4 平板の圧縮最終強度 ( $\sigma/\sigma_Y$ )

アスペクト比 \(\backslash\) b/t		30	50	70
1		0.922	0.748	0.576
2	Pc (軟化域)	0.906	0.776	0.584
	Pc (母材)	0.928	0.815	0.605
	Pc (軟化域)/Pc (母材)	(0.98)	(0.95)	(0.97)
5	Pc (軟化域)	0.770	0.757	0.735
	Pc (母材)	0.881	0.869	0.840
	Pc (軟化域)/Pc (母材)	(0.87)	(0.87)	(0.88)

ここでは初期撓み  $W_0$  として JSQS などの値を参考にアスペクト比 1 の平板については  $W_0/t = 0.2$  とし、アスペクト比 2 及び 5 の長方形板については  $W_0/t = 0.1$  と仮定した。また降伏応力は母材  $40 \text{ kg/mm}^2$  軟化域  $32 \text{ kg/mm}^2$  を採用し、いわゆる降伏応力の低下率  $\beta$  を 0.8 とした。

$b/t = 50$  の平板について軟化域の存在による圧縮強度低下率  $P_c(\text{軟化域})/P_c(\text{母材})$  とアスペクト比との関係を Fig. 6.1.12 に示す。Fig. 6.1.3 で示した曲げ強度低下率とはほぼ同様の傾向を示している。

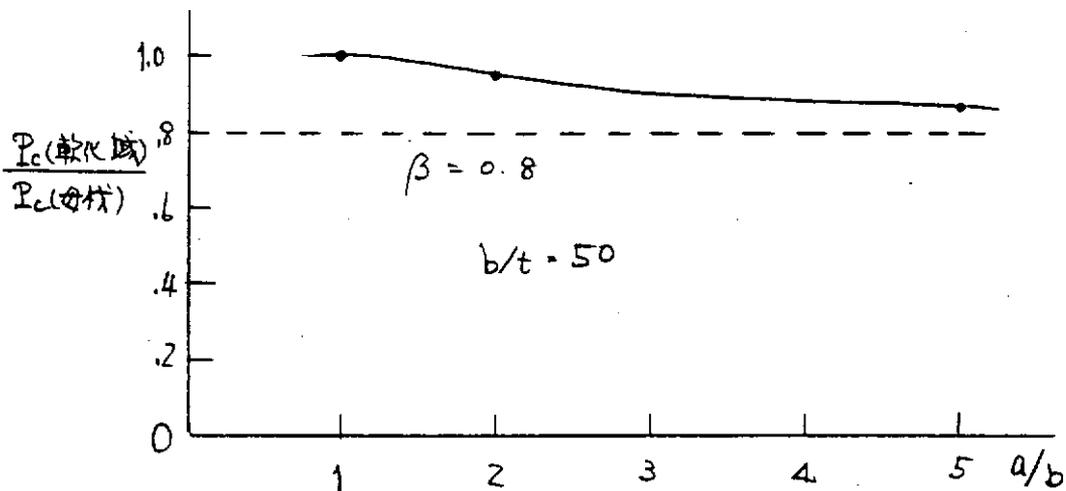


Fig. 6.1.12 圧縮最終強度比  $P_c(\text{軟化域})/P_c(\text{母材})$

結論として次のことがいえる。軟化域の降伏応力が母材の 20% 減である場合の最終強度の低下は最も低下率の小さい場合 15% 程度となる。

なお初期不整としては既に述べた初期撓みのほかに残留応力の影響をも考慮しなければならない。本計算手法による残留応力の影響は最も圧縮強度を低下させる場合で 3% 程度の低下であった。また SR 200 部会第 11 分科会<sup>11)</sup>における研究では残留応力の影響として 6% 程度を見込んでいる。

最後に今回までのところ軟化域の幅の影響及び溶接線の位置に関する検討が十分なされていない。今後の重要な課題であろう。

参 考 文 献

- 1) 「新製造法による50キロ級高張力鋼の有効利用に関する研究」 SR193 №367 S. 58. 3
- 2) 佐藤, 豊田「軟層を含む溶接継手の静的強度に関する寸法効果」 溶接学会誌 37巻11号 (1968)
- 3) 佐藤, 豊田「機械的性質の不連続部を含む材の静的引張強度に関する基礎的研究」 溶接学会誌 40巻9号
- 4) 佐藤, 豊田, 藤井「軟質溶接継手の静的引張強度に関する研究」造論132(1972)
- 5) 「軟質溶接継手の力学的挙動と強度に関する研究」 日本溶接協会鉄鋼部会S J委員会(1975. 11)
- 6) P. G. Hodge "Plastic Analysis of Structures Mc Graw - Hill "
- 7) 藤田, 楠田, 川井「塑性設計法 森北出版社」
- 8) 藤田, 野本, 仁保「防撓板の圧縮強度について」 造論141号(1977)
- 9) 藤田, 野本, 仁保「防撓板の圧縮強度について(第2報)」 造論142号 (1978)
- 10) " " 石黒「高張力鋼を使用した船体パネルの設計応力」 造論152号 (1982)
- 11) 「船舶及び海洋構造物の強度基準に関する調査研究(高張力鋼の使用)」 SR200-11 S. 59. 3

## 6.2 板厚方向強度特性（セパレーション）について

セパレーションの発生機構については、前年度の研究報告書（研究資料帳367）において報告されており、その定性的傾向は明らかにされている。

本節では、セパレーション発生の有無による板厚方向の強度特性への影響について、アンケート調査結果も含めて検討する。

### 1) セパレーションの発生傾向

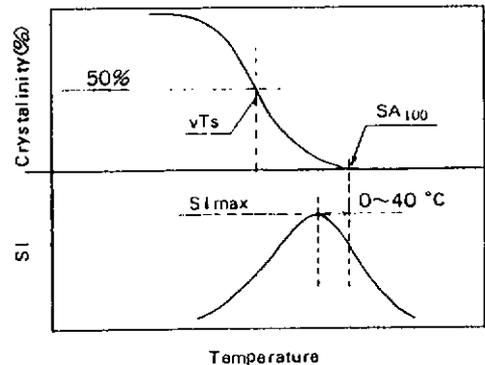
セパレーションの発生傾向についても上記報告書において若干記述されているが、セパレーションの発生温度領域とその材料の $vTrs$ 、延性破面率100%温度（ $SA_{100}$ ）で比較すると図6.2.1のごとくなる。同図には鋼板製造法について区分して示してあり、同図には従来型CR、新CR(I)および新CR(II)が示してある。アンケート調査結果によると船体用高張力鋼に関する限り新CR(I)および新CR(II)の材料にセパレーション発生頻度が高く、新CR(III)については、セパレーションは発生していなかった。（下表参照）

規格 製造法	32kg/mm <sup>2</sup> 級高張力鋼			36kg/mm <sup>2</sup> 級高張力鋼		
	A	D	E	A	D	E
従来CR型		1(1)		2		
新CR(I)			1(1)		4(4)	11(11)
新CR(II)						6(5)
新CR(III)	1	1	1	2	1	2
計)	1	2(1)	2(1)	4	5(4)	19(16)
総計	鋼材数：33(22)					

注) ( )内の数字はセパレーションが発生した鋼材を示す。内数

図6.2.1から、セパレーションの発生温度領域の幅は、従来CR型、新CR(I)、新CR(II)で40℃～80℃であり、その製造法、特に仕上温度等によってかなりバラツキが生じることを示している。また、セパレーション発生の最大値 $SI_{max}$ を示す温度は、 $SA_{100}$ と同温度もしくは低温側（-20～-40℃）にある。さらに、 $vTrs$ と $SI_{max}$ を示す温度とを比較すると、ほぼ等しいかそれより高温側（0℃～20℃）となっている。これらの関係を図示すると図6.2.2のごとくなり、これから破面遷移とセパレーション発生温度域の関係は右図のごとくなる。これは、従来からいわれていた“SIがもっとも大きくなるのは脆性破面率が生じ始める温度域である”ということを裏付けるものである。

図6.2.1において示したごとくセパレーションの発生は鋼板の製造法すなわち仕上温度に密接な関係がある。この仕上温度は、鋼板の靱性とも関係があることから、L方向とZ方向の靱性差とセパレーション発生の最大値 $SI_{max}$ との関係を調査し、図6.2.3に示した。上図がシャルビ衝撃試験の $vTrs$ との関係、下図がCOD試験の $T_{\delta c=0.2}$ との関係を示している。本図からだけでは何ともいえないが、大略の傾向として、シャルビ衝撃試験、COD試験の遷移温度差（L方向とZ方向の）が大きくなると、 $SI_{max}$ も大きくなるようである。



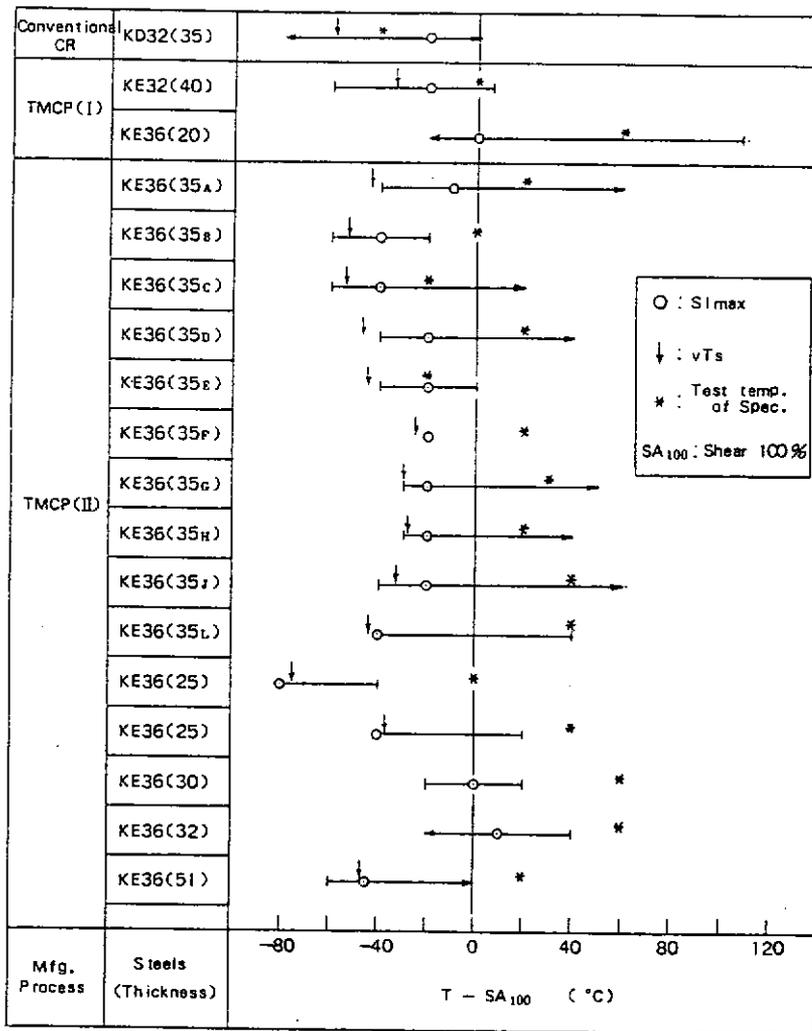


図 6.2.1 各製造法のセパレーション発生温度域の比較

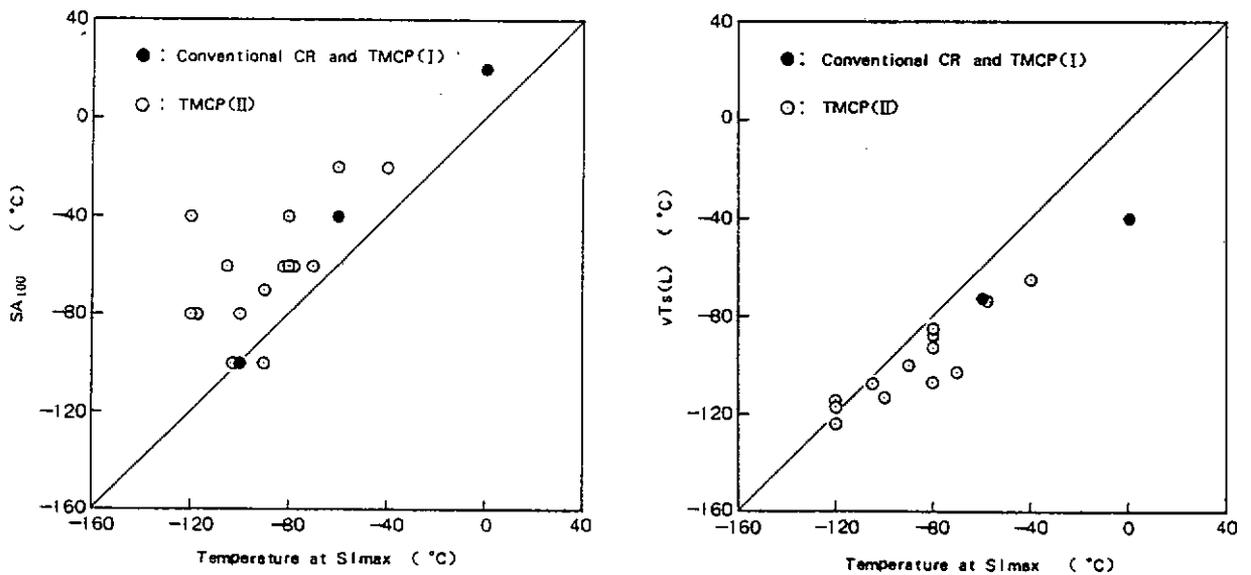


図 6.2.2  $SI_{max}$  温度と  $SA_{100}$  ,  $vT_s$  の関係

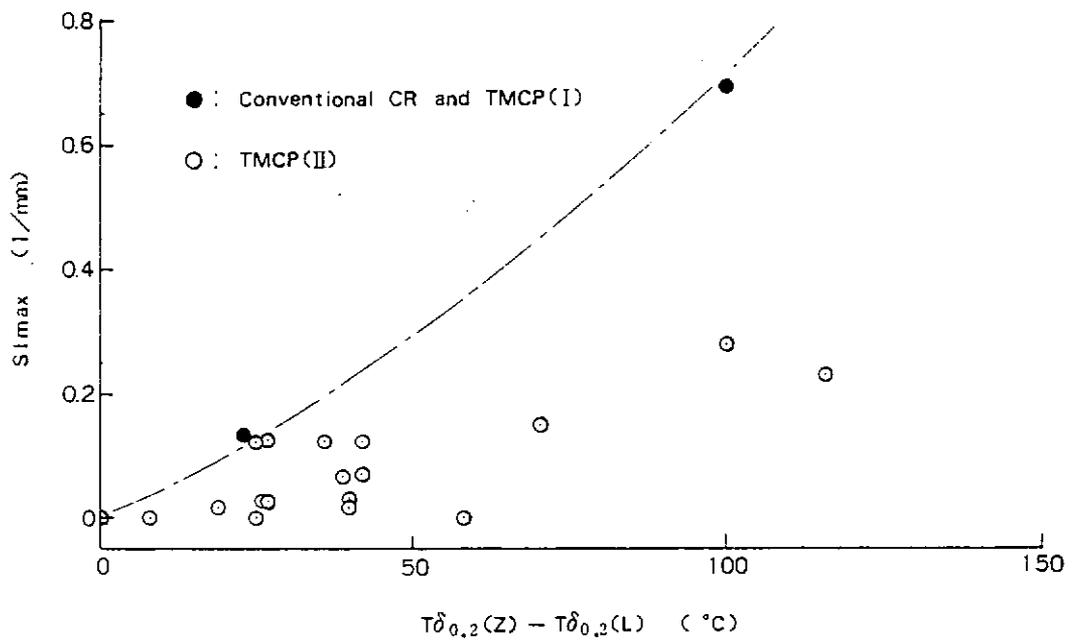
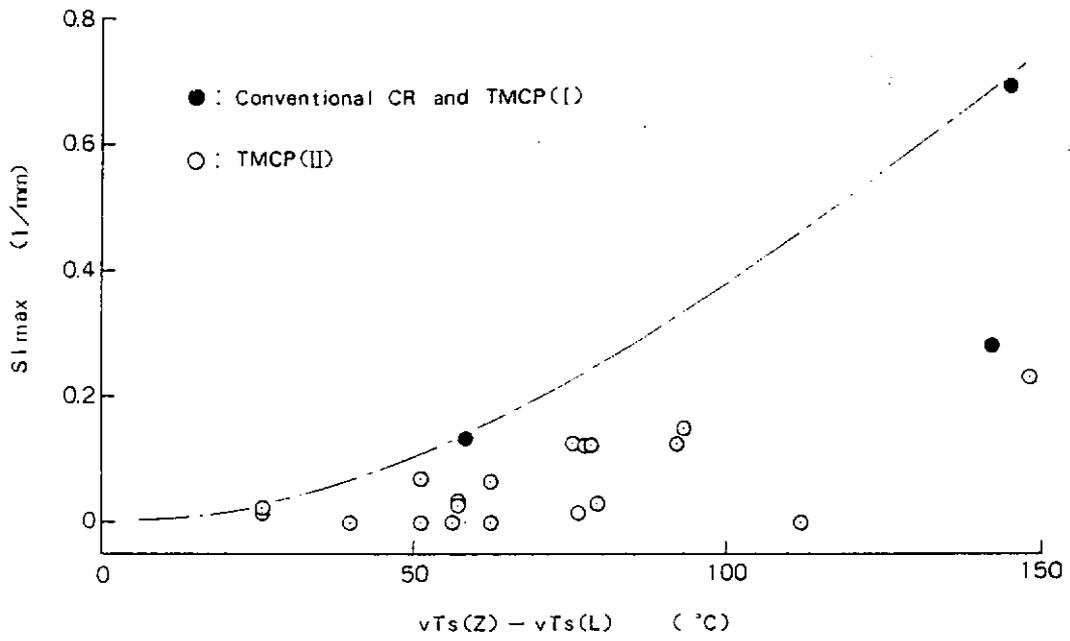


図 6.2.3 L方向とZ方向との靱性差とセパレーションの発生傾向

## 2) 静的強度

セパレーションの発生の有無が板厚方向の静的強度への影響を調べるために強度特性のうち降伏応力  $\sigma_y$ 、引張強さ  $\sigma_u$  および伸びELについてL方向と板厚方向のそれを比較して図 6.2.4 に示す。降伏点および引張強さについては、ほとんど差異がなく、しかもバラツキも少なく両方向ともに図中に示したNKの36キロボ高張力鋼の規格値を満足している。しかもこれはセパレーションの発生の有無にほとんど関係していないようである。

伸びについては、降伏点および引張強さと比較すると板厚方向のバラツキが大きい。セパレーションが発生していない材料の調査結果が1点のみであるため、このバラツキの程度は不明であり、一概にはいえないがセパレーションの発生がこの伸びのバラツキに多少とも影響していることが考えられる。しかしながら、その下限値は、NKの規格値21%とほとんど同程度である。

したがって、板厚方向の伸びが要求される構造形式には、その使用に当って若干の注意を要するが強度的にはL方向のそれと同等であり、問題ないといえる。

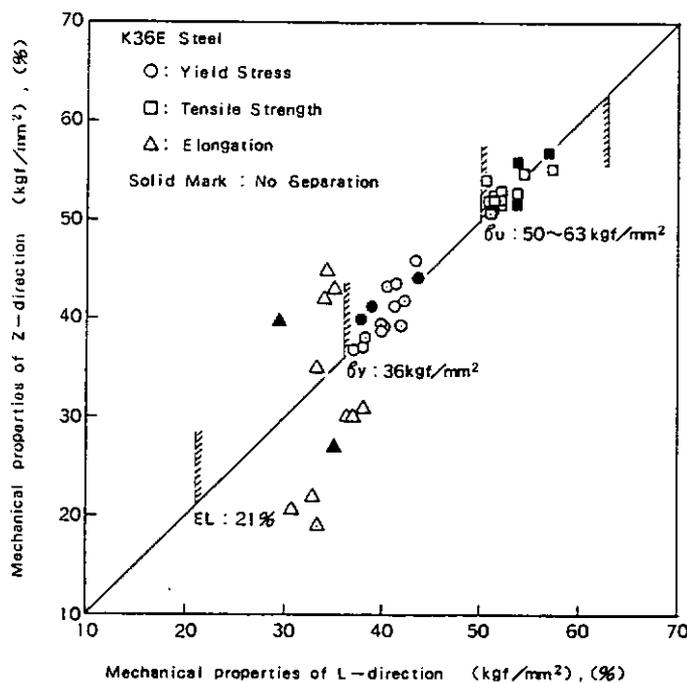


Fig. 6.2.4 L方向とZ方向の機械的性質の比較 (KE36)

## 3) シャルビ試験遷移温度および吸収エネルギー

セパレーションの発生の有無がシャルビ衝撃試験の遷移温度および吸収エネルギーにおよぼす影響を検討する。

図 6.2.5 は、L方向と板厚方向の破面遷移温度  $vTrs$  の比較を行ったものである。板厚方向の破面遷移温度は、L方向に比較して平均約70℃高温側に移行しているが、これはセパレーション発生の有無とほとんど関係がない。むしろ図中にも示しているごとく、板厚方向のみの破面遷移温度を比較すると、セパレーションが発生していない鋼材のものの方が高温側にあることを示している。

図 6.2.6 は、各鋼種についての破面遷移温度をセパレーション発生の有無によって比較したものである。同図から明らかのごとく、板厚方向の破面遷移温度は、いずれの鋼種についてもL方向およびT方向に比べて高温側に移行しているが、いずれの場合もセパレーションが発生している鋼材の方が破面遷移温度が低くなっている。

図 6.2.7 は、KE36について-40℃における吸収エネルギー  $vE_{-40}$  をL方向、T方向と板厚方向とで比較し

たものである。板厚方向の吸収エネルギーはL, T方向に比較して14~15 kgf-m程度低い値となっている。しかし、この低下の程度は、セパレーション発生の有無とはほとんど関係がない。板厚方向の吸収エネルギー値についてみれば、図6.2.8に示すごとく、セパレーションが発生している鋼材のほうが高い値を示している。この傾向は、L方向, T方向の吸収エネルギーについても同様であり、セパレーションの発生が特に悪影響をおよぼしている形跡はない。

したがって、シャルピ衝撃試験の破面遷移温度、吸収エネルギーに関しては少なくともKE36については、セパレーションが発生している鋼材のほうがむしろ良好な結果を与えており、従来どおりの設計で適用される限りにおいては、問題はないといえる。

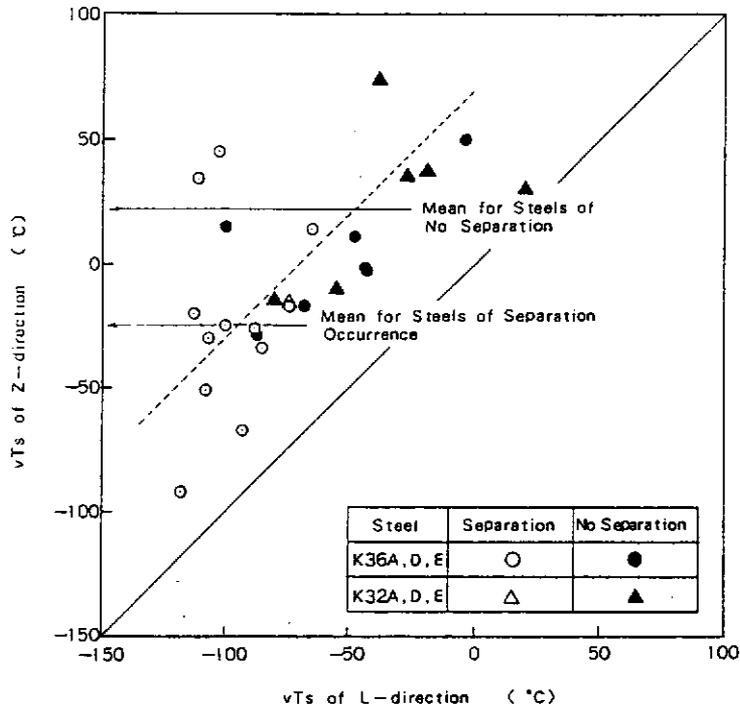


図 6.2.5 L方向とZ方向の $vT_s$ の比較

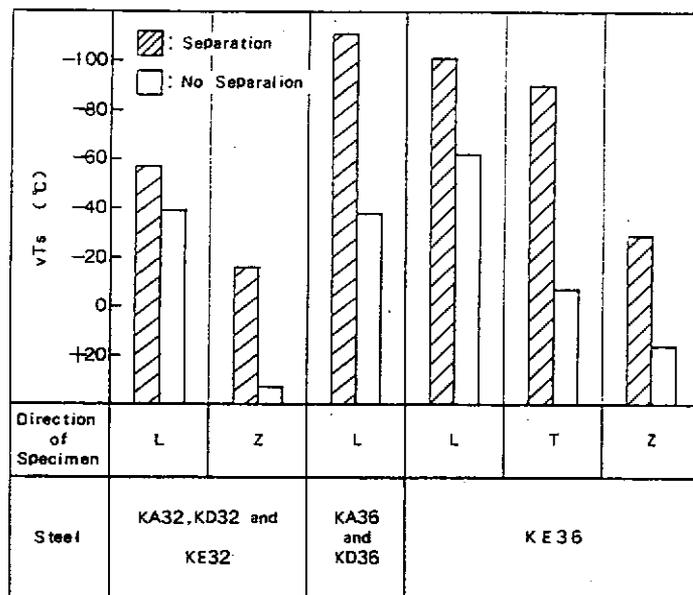


図 6.2.6 造船用鋼のシャルピー試験におけるセパレーション発生の有無による破面遷移温度の比較

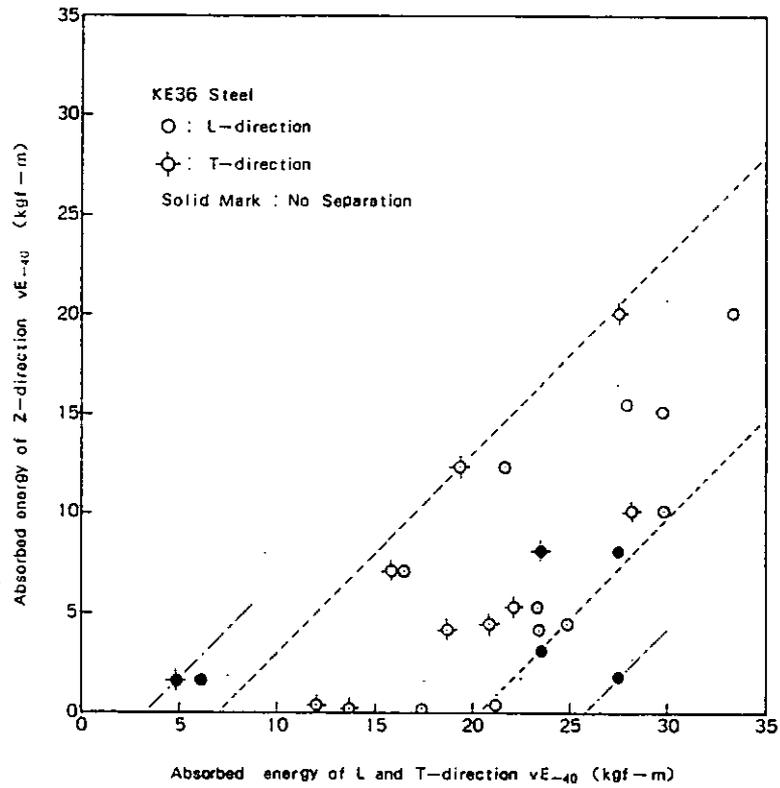


図 6.2.7 L方向, T方向とZ方向の吸収エネルギー  $vE_{-40}$  の比較 (KE36)

Steel		KE36					
Separation		Occurrence			No occurrence		
Dir. of specimen		L	T	Z	L	T	Z
Absorbed Energy	Min. value	16.5	12.0	0.4	6.1	4.8	1.8
	Mean value	26.2	21.5	10.1	23.1	-	-
	Max. value	37.4	36.8	21.7	33.8	9.9	3.1
	Ave. value	26.9	23.1	10.6	20.5	7.4	2.5
	Standard deviation	6.1	7.4	7.0	10.7	-	-
No. of data		26	20	11	6	2	2

Note \*)  $vE_{-40}$  (kgf-m)

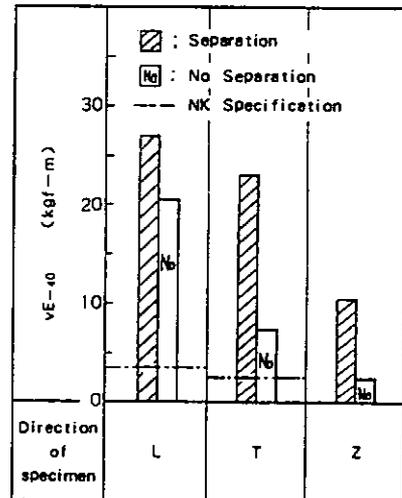


図 6.2.8 造船用鋼のシャルピー試験におけるセパレーション発生の有無による  $vE_{-40}$  の比較 (K36E鋼)

以上、静的強度とシャルビ吸収エネルギーについては、セパレーションの発生鋼材がセパレーションの無い鋼材に比べて特に悪いということはないことを示した。また、COD試験等の破壊靱性試験においても図6.2.9にその例を示すごとく、板厚方向の $\delta_c$ 値はセパレーションが発生する鋼材のほうがむしろ高い値を示している。

これらのことから、従来の構造設計で適用されてきた構造要素に対しては、セパレーション発生鋼材でも適用可能であると思われる。

ただ実施工中でのセパレーション発生鋼材の適用性、例えば溶接割れ発生、ラメラテア等については今後とも検討が必要である。また、板厚方向の靱性がどれだけあれば良いのか、さらにそのバラツキ等については、実験データの蓄積とともに今後の検討課題である。

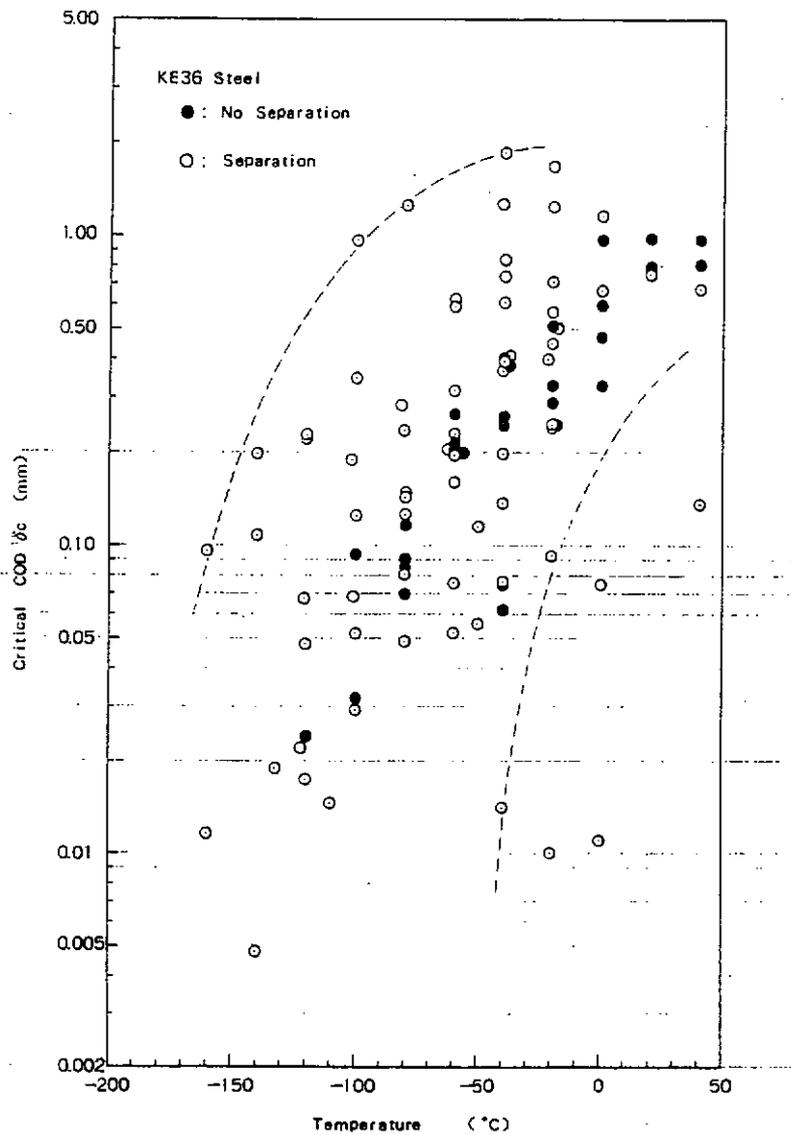


Fig.6.2.9 熱加工処理Type IによるKE36母材  
Z方向の限界COD値(板厚35mm)

### 6.3 溶接継手部の要求靱性値 (vE) (中間報告) について

現在NKでは内規により船殻材としてHT-50鋼を使用する場合、HT-50鋼の溶接個所(横縁継手個所)に対しては100KJ/cm以上の大入熱溶接の適用は原則としては認めていない。

しかしTMCP鋼では、その溶接継手も含めて靱性は従来製法によるHT-50鋼よりも、靱性は改善されている。そこで降伏点32kgf/mm<sup>2</sup>以上、あるいは36kgf/mm<sup>2</sup>以上のHT-50鋼の溶接部について、主として脆性破壊発生防止の観点より、要求シャルピー値を検討することにした。

要求シャルピー値を求める方法は種々あり、以下では3つの異なった観点より、要求シャルピー値を検討した。現段階においては、最終的な結論が得られていないので、ここではそれら3つの検討結果を併記することにした。

#### 6.3.A (その1)

KA32, KA36鋼板のエレクトログラスおよびエレクトロスラグ溶接継手に対する要求シャルピー値についての一考察

##### 6.3.A-1 要求シャルピー値を決定する際的前提条件

- a) 船側外板を対象とする。
- b) 従来実績のあるKA鋼エレクトロスラグ溶接継手、エレクトログラス継手と同等以上の信頼性をもたせる。
- c) 従来実績としてKA鋼の船側外板の最大板厚を35mm(コンテナ船)とする。
- d) KA32, KA36鋼の最大板厚をc)の実績KA鋼船側外板の最大板厚にハイテン率(それぞれ0.78, 0.72)を乗じた値とする。

$$\text{最大板厚 KA32} \Rightarrow 35 \times 0.78 = 27.3 \Rightarrow 28 \text{ mm}$$

$$\text{KA36} \Rightarrow 35 \times 0.72 = 25.2 \Rightarrow 26 \text{ mm}$$

- e) KA鋼エレクトログラス継手、エレクトロスラグ継手での最脆化部はボンド部と考える。(SR147の実験結果より)
- f) 最低使用温度0℃とする。
- g) KA鋼, KA32鋼, KA36鋼の許容応力は各降伏点の0.6倍とする。

##### 6.3.A-2 要求シャルピー値計算 flow

- (1) KA鋼エレクトログラス, スラグ溶接金属の要求シャルピー値NK鋼船規則M編, 表M4.5より  $vE_{20℃} \geq 3.5 \text{ kg} \cdot \text{m}$  (表6.3.A.1参照)



- (2) 軟鋼のシャルピー値のマスタカーブ(図6.3.A-1)より, KA鋼溶接金属の要求  $vTrE$  を求める。



- (3) KA鋼エレクトログラス, エレクトロスラグ溶接金属部の最脆化部(ボンド部)の  $vTrE$  を, これまでの実験結果より推定。

$$vTrE_{\text{ボンド}} = vTrE_{\text{溶接金属}} + \Delta vTrE$$

↓  
これを小さ目に与える。(安全側)

(SR147の実験結果等より10℃:表6.3A2参照)



- (4) WES3003G種改訂案より

$$\delta_c(T) = 0.01 vE(T + \Delta T)$$

$$\Delta T = 133 - 1.23 \frac{\sigma_{y0}}{E} (24 \text{ kg/mm}^2) - 6\sqrt{\frac{t}{E}} (35 \text{ mm})$$

と軟鋼のシャルピー値のマスタカーブ(図6.3.A-1)のアレニウス表示した図A-2より, 最低使用温度  $T=0℃$  におけるKA鋼エレクトログラス・スラグ継手の要求  $\delta_c$  値を求める。

(5) WES 2805のCOD設計曲線

$$\delta = 3.5 \bar{a} (\sigma + 0.6 \sigma_{Y0}) / E$$

$$\Downarrow 24 \times 0.6 \text{ kg/mm}$$

よりKA鋼溶接継手の許容欠陥寸法 $\bar{a}$ を求める。(at 0℃)



(6) KA32, KA36鋼エレクトロガス, スラグ溶接継手の許容欠陥寸法 $\bar{a}$ を, KA鋼のそれと同じとする。  
(KA32, KA36では最大使用板厚がKA鋼のそれより小なので,  $\bar{a}$ を同じとすることは, 安全側の評価となる。)



(7) WES 2805のCOD設計曲線

$$\delta = 3.5 \bar{a} (\underline{\sigma} + 0.6 \sigma_{Y0}) / E$$

↓	↓
KA32	32×0.6 : 32
KA36	36×0.6 : 36

よりKA32, KA36鋼継手の最低使用温度0℃における要求 $\delta_c$ 値を求める。



(8)

$$\delta_c(T) = 0.01 \sqrt{E} (T + \Delta T)$$

$$\Delta T = 133 - 1.23 \sigma_{Y0} - 6 \sqrt{t}$$

↓	↓
KA32	32----28
KA36	36----26

より,  $T + \Delta T$  ( $T$ : 最低使用温度) におけるシャルピー吸収エネルギーを $\delta_c / 0.01$ としてKA32, KA36鋼継手につき求める。さらに $\Delta T$ をKA32, KA36鋼継手につき求める。



(9) HT-50に対するシャルピー吸収エネルギーのマスタカーブ(図6.3A-3)のアレニウス表示した図6.3A-4より,  $T + \Delta T$  ( $T: 0^\circ\text{C}$ ) でのシャルピー値 $\delta_c / 0.01$ より $\sqrt{E} T_E$ をKA32, KA36鋼継手について求める。



(10) HT-50に対するシャルピー吸収エネルギーのマスタカーブ(図6.3A-3)の横軸 $T - \sqrt{E} T_E$ の $T$ にシャルピー試験温度 $20^\circ\text{C}$ を代入して,  $T - \sqrt{E} T_E$ における要求シャルピー吸収エネルギーをマスタカーブより求める。

### 6.3.A-3. 要求シャルピー値計算結果

前項の項目にしたがった計算結果を以下に示す。

- (1) KA鋼自動溶接継手の溶接金属シャルピー要求値 $\sqrt{E} 20^\circ\text{C} \geq 3.5 \text{ kg} \cdot \text{m}$
- (2) KA鋼溶接金属要求 $\sqrt{E} T_E = 36^\circ\text{C}$
- (3) KA鋼溶接継手最脆化部実績 $\sqrt{E} T_E = 36^\circ\text{C} + \frac{10^\circ\text{C}}{\text{SR147}} = 46^\circ\text{C}$
- (4)  $\Delta T = 133 - 1.23 \times 24 - 6\sqrt{35} = 68.0^\circ\text{C}$

最低使用温度 $0^\circ\text{C}$ におけるKA鋼溶接継手最脆化部での実績下限値 $\delta_c$ は, (マスタ・カーブ(アレニウス表示)より)

$$\delta_c = 1.8 \times 0.01 = 0.018 \text{ mm}$$

- (5) 許容欠陥寸法 $\bar{a} = 3.75 \text{ mm}$  (KA鋼)
- (6) " (KA32, KA36鋼)

(7) 最低使用温度 0℃における要求  $\delta_C$  値

$$KA32 \text{ 鋼溶接継手} \quad 0.18 \times \frac{32}{24} = 0.24 \text{ mm}$$

$$KA36 \quad \text{〃} \quad 0.18 \times \frac{36}{24} = 0.27 \text{ mm}$$

(8) KA32 鋼溶接継手

$$\Delta T = 133 - 1.23 \times 32 - 6\sqrt{28} = 61.9 \text{ (}^\circ\text{C)}$$

$$T + \Delta T (= 0 + 61.9) = 61.9 \text{ }^\circ\text{C} \text{ におけるシャルピー値}$$

$$0.24 \div 0.01 = 24 \text{ kg} \cdot \text{m}$$

KA36 鋼溶接継手

$$\Delta T = 133 - 1.23 \times 36 - 6\sqrt{26} = 58.1 \text{ (}^\circ\text{C)}$$

$$T + \Delta T (= 0 + 58.1) = 58.1 \text{ }^\circ\text{C} \text{ におけるシャルピー値}$$

$$0.27 \div 0.01 = 27 \text{ kg} \cdot \text{m}$$

(9) 溶接継手最脆化部要求  $\sqrt{T_E}$

$$KA32 \text{ 鋼} \dots\dots\dots \sqrt{T_E} = 42 \text{ }^\circ\text{C}$$

$$KA36 \text{ 鋼} \dots\dots\dots \sqrt{T_E} = 37 \text{ }^\circ\text{C}$$

(10) シャルピー試験温度を  $T = 20^\circ\text{C}$  とすると、要求シャルピー値は

$$KA32 \text{ 鋼} \dots\dots\dots \sqrt{E_{20^\circ\text{C}}} \geq 2.8 \text{ kg} \cdot \text{m}$$

$$KA36 \text{ 鋼} \dots\dots\dots \sqrt{E_{20^\circ\text{C}}} \geq 3.5 \text{ kg} \cdot \text{m}$$

この値を溶接金属、ボンド、HAZ 1, 3, 5mm に対して要求すればよい。\*

\*TMCP鋼ではボンドよりも溶接金属の方が通常低靱性であるので、溶接金属に対しての要求というように通常なる。

表 6.3 A.1 突合せ溶接継手の衝撃試験規格値

鋼材の種類	温度 (°C)	手又は半自動溶接継手の吸収エネルギーの平均値 (kg-m)	自動溶接継手の吸収エネルギーの平均値 (kg-m)
KA	20	4.8 以上	3.5 以上
KB, KD	0		
KE	-20		
KA32.KA36	20		
KD32.KD36	0		
KE32.KE36	-20		
KA46.	0		
KD46	-20		
KE46	-30		

(備考) 被覆アーク溶接又は半自動溶接継手の吸収エネルギーの規格値は、下向き溶接に対するものとする。

その他の姿勢での溶接に対しては、本会の適当と認めるところによる。

表 6.3 A.2 V-ノッチシャルピー衝撃試験結果

溶接法	鋼種	ノッチ位置	遷移温度 (°C)				シャルピーエネルギー (kg·m)
			vTr <sub>15</sub>	vTr <sub>35</sub>	vTr <sub>E</sub>	vTr <sub>B</sub>	
母材	KAS	1/2t	-15	0	8	8	15.0
	K5D		-71	-55	-37	-35	21.0
	新JIT30(A)		-95	-84	-68	-65	28.0
	新JIT50(B)		-70	-67	-65	-64	30.4
手溶接 (50 KJ/cm)	KAS	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
		ボンドより8mm	11	27	37	35	15.3
		溶接金属中央	1	26	32	32	13.2
エレクトロガス 溶接 (18.5KJ/cm)	KAS	ボンド	14	33	42	42	13.5
		ボンドより2mm	7	25	38	38	17.6
		ボンドより4mm	-5	14	24	24	18.4
		ボンドより8mm	-38	-23	-13	-12	18.0
		溶接金属中央	-61	-41	-27	-27	25.4
		ボンド	-67	-47	-36	-36	23.4
手溶接	K5D	ボンドより2mm	-46	-28	-17	-14	18.4
		ボンドより4mm	-45	-29	-16	-13	17.0
		ボンドより8mm	-45	-28	-20	-18	19.1
		溶接金属中央	-55	-17	-6	-11	12.0
		ボンド	-15	16	34	32	17.2
		ボンドより2mm	-43	-21	2	4	19.6
エレクトロガス 溶接	K5D	ボンドより4mm	-47	-26	-8	-5	18.9
		ボンドより8mm	-89	-70	-52	-52	21.0
		溶接金属中央	-40	-15	1	-6	13.2
		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
エレクトロガス 溶接	新JIT50 (A)	ボンドより8mm	-113	-100	-77	-73	28.2
		ボンド	-19	-1	15	15	16.0
		ボンドより2mm	-61	-49	-23	-23	28.0
		ボンド	-19	-1	15	15	16.0
	新JIT50 (B)	ボンド	-19	-1	15	15	16.0
		ボンドより2mm	-61	-49	-23	-23	28.0

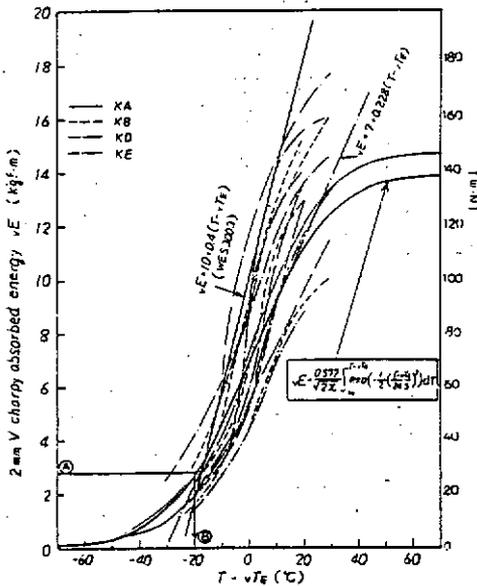


図 6.3 A.1 軟鋼のシャルピー値マスターカーブ

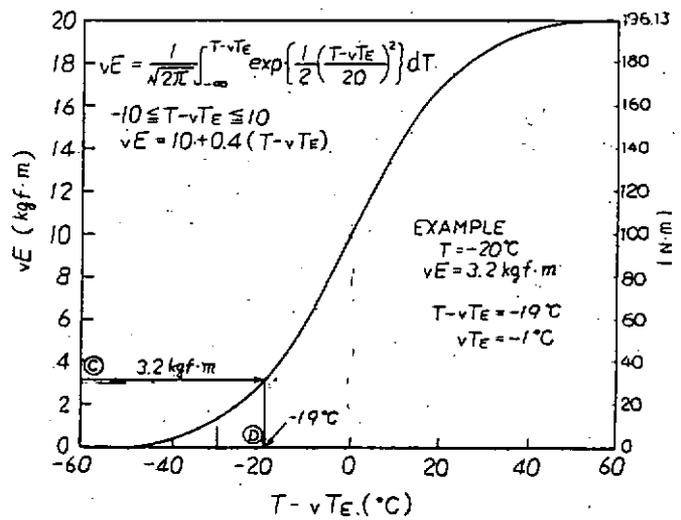


図 6.3 A.3 シャルピー値のマスターカーブ (WES 3003による)

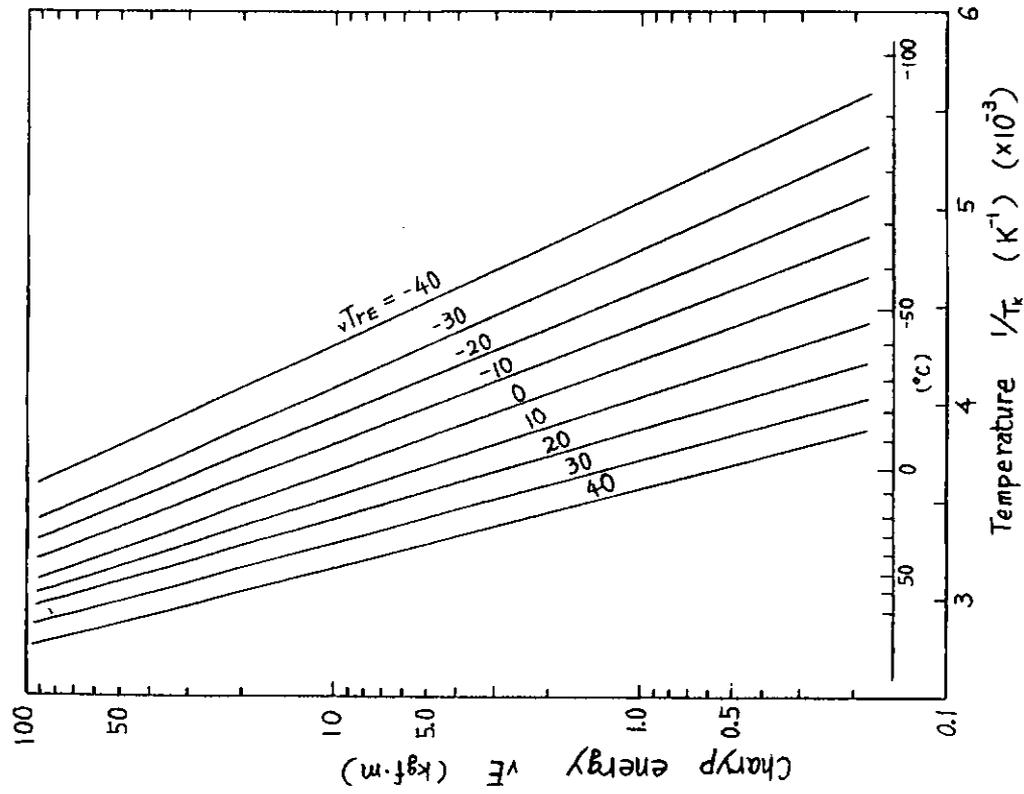


図 6.3 A.4 HT-50材に対するシャルピー値マスターカーブのアレニウス表示

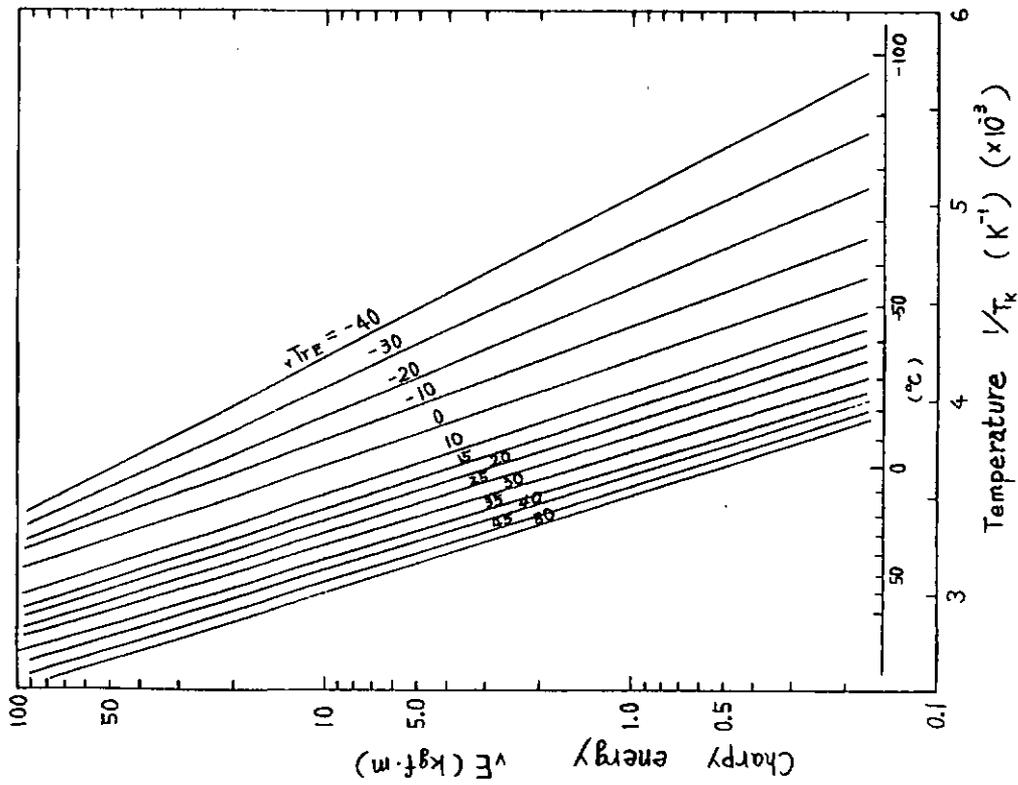


図 6.3 A.2 軟鋼に対するシャルピー値のマスターカーブのアレニウス表示

### 6.3B(その2)

大入熱溶接継手の必要じん性に関する一考察

#### 6.3B-1 経緯

船体構造用降伏点 32, 36 キロ級高張力鋼への大入熱溶接適用範囲を主構バット継手へ拡大するため、ミルメーカ-5社の代表的なKD32, KD36鋼板(Ceq: 0.33~0.37, 大入熱対策TMCP鋼)について各種共同試験を実施し、安全性の確認を行った。ここでは、そのdataを流用し、高張力鋼大入熱溶接継手の必要シャルピー値の選定に際し、社内試験を含むこれ等の実績値の範囲内における一考察を行った。

#### 6.3B-2 検討方法

Charpy 試験結果( $vE_0$  2.35 kgf·m)→WES 2805による $\delta_C$ の推定→実績値( $\delta_C$ )との比較→Deep notch 試験による安全性の検討→必要 $\delta_C$ の推定→ $vE$ への換算

＝供試継手：KD36(35mm t)のFAB, FCB, EG(WMおよびBond)

設計応力：Upper deck ..... 21.6 kgf/mm<sup>2</sup> (= 0.6 ×  $\sigma_{Y0}$ )  
船側外板 ..... 18.0 kgf/mm<sup>2</sup> (= 0.5 ×  $\sigma_{Y0}$ ) } 最低使用温度..... 0℃

→ 継手温度勾配型ESSOき裂停止試験 → KE36の検討

→ 板厚, 設計応力の検討 → KA36の検討

#### 6.3B-3 検討結果

1) WES 2805による $\delta_C$ の推定と実績値との比較

○ WES 2805によれば、 $\delta_C(T)$ は次式で推定される。

$$\delta_C(T) = 0.01 vE(T + \Delta T) \dots \dots \dots (1)$$

ただし、 $\Delta T = 133 - 1.23 \sigma_{Y0} - 6 \sqrt{t}$  (℃)

$T = 0, \sigma_{Y0} = 36, t = 35$ を代入→ $T + \Delta T = 53$ ℃となる。

○ KD36大入熱溶接手の目標値 $vE_0 \geq 3.5$  kgf·mに対するCharpy特性を図6.3B-1に、同結果を $10^3/T_K$ で整理したものを図6.3B-2に示す。

○ 図6.3B-2で得た $vE_{93}$ からWES 2805によって推定した $\delta_C(0℃)$ を表6.3B-1に示す。

○  $\delta_C$ の実績値を図6.3B-3に示す。 $\delta_C$ を評価する場合に最低値が用いられる場合が多いが、 $\delta_C \min$ は必ずしも $vE$ と同じ傾向ではなく、2層溶接を行なったFABのWM, Bondともに低レベルであった。

○ WMとBondの比較では、とくにEGのWMが低レベルであった。

2) Deep Notch試験による $K_C$ 値：図6.3B-4参照

○ 本試験の範囲ではBondの $K_C$ は-30℃以上、WMは-20℃以上になると飽和していた。

○ 低温側ではBond > WMであるが、延性破壊している0℃では強度の高いWMの $K_C$ がむしろBondを上まわった。0℃における $K_C$ は次の程度である。

{ WMの $K_C(0℃)$ ：機械切欠… 400 kgf· $\sqrt{mm}/mm^2$ , 疲労切欠… 265 kgf· $\sqrt{mm}/mm^2$   
Bond " : " … 300 " , " … 224 "

ただし、機械切欠による $K_C$ から疲労切欠への換算には、矢島らの提案による係数：0.68をこの温度域でも用いた。

なお、-20℃までの値から概想した0℃における $K_C$ はWM, Bondともに約500 kgf· $\sqrt{mm}/mm^2$ であった(疲労切欠換算値)。

○ また、図6.3B-4から $1/2 \sigma_{Y0} T_{i2c=80}$ の推定を行うと、疲労切欠に換算した $K_C$ を用いてもWMで-35℃, Bondで-40℃程度であり、この継手は十分な安全性を有すると判断される。

3) Deep Notch 試験における破断応力(グロス応力 $\sigma_g$ ): 図 6.3 B-5

幅 400mm に対して 2C:160mm の切欠きを持つ Deep Notch 試験の $\sigma_g$ は 0℃ 近傍では $K_C$  同様飽和の傾向がみられ、強度の高い WM の方が Bond より高かった。しかし、WM, Bond とともに KD36 を Upper deck に用いたときの最大設計応力(21.6 kgf/mm<sup>2</sup>)を上まわっていた。 $\sigma_{net}$ も 0℃ では公称降伏点( $\sigma_{Y0} = 3.6$  kgf/mm<sup>2</sup>)を上まわっている。

4) Deep Notch 試験における $\delta_C$ : 図 6.3 B-6

図中の $\delta_C$ の実測値は機械切欠の値であるため、30℃ のシフトを行って、疲労切欠きでの $\delta_C$ を推定した。その最低値は次のレベルである。

WM の $\delta_C$  (0℃): 0.05 mm  
 Bond の " : 0.1 mm  
 これらの値は COD 試験における $\delta_C$  (0℃)の min 値とほぼ同程度である。

5) COD 試験における $\delta_C$ から換算した $K_C$ と Deep Notch 試験における $K_C$ との関係: 図 6.3 B-7

○ 試験の性格上、-20℃ と 0℃ との比較では $\delta_C$ は COD 試験の方が大きく、値のばらつきも大きい。一方、Deep Notch 試験における $K_C$ は -20℃ 以上でほとんど飽和する。そのため、同一継手において $\delta_C$ から換算した $K_C$ と Deep Notch 試験における $K_C$ との関係を求めると図 6.3 B-7 が得られた。

ただし、 $K_C$ の換算には次式を用い、塑性拘束係数は 1 とした。

$$K_C = \sqrt{E \cdot \sigma_{Y0} \cdot \delta_C} \dots\dots\dots (2)$$

したがって、少なくとも $\delta_C \geq 0.068$ mm の WM に対しては $K_C \geq 26.5$  kgf $\sqrt{\text{mm}/\text{mm}^2}$  (疲労切欠換算値)、 $\delta_C \geq 0.1$ mm の Bond に対しては $K_C \geq 22.4$  kgf $\sqrt{\text{mm}/\text{mm}^2}$  (疲労切欠換算値) が得られた。

この値から(2)式を用いて $\delta_C$ を逆換算し、上記値を得るための $\delta_C$ を求めると次のようになった。

WM : 0.061 mm (ただし、 $\sigma_Y = 5.5$  kgf/mm<sup>2</sup>)  
 Bond : 0.057 mm ( " " = 4.2 " )

6) 許容欠陥寸法

○ WES2805 の COD 設計曲線において、欠陥が溶接線と平行(バット継手)のときは次式となり、各種設計応力と $\delta_C$ との組合せによる許容欠陥寸法を図示すると図 6.3 B-8 が得られる。今回の試験の範囲では、

$$\delta_C = 3.5 \bar{a} (\sigma_D + 0.2 \sigma_{Y0}) / E \dots\dots\dots (3)$$

KD36 大入熱継手の $\delta_C$  (0℃)の最低値(0.068mm)に対する許容欠陥寸法 $2\bar{a}$ は 30mm である。

○ 欠陥寸法(2a:貫通切欠)と K 値との関係を図 6.3 B-9 に示す。

ただし、K の算出には次式を用いた。

$$K = (\sigma_D + 0.2 \sigma_{Y0}) \sqrt{\pi a} \dots\dots\dots (4)$$

ここで、 $K_C$  at 0℃ に 22.4 kgf $\sqrt{\text{mm}/\text{mm}^2}$  (Bond の疲労切欠換算値)を代入すると、許容欠陥寸法は $2\bar{a}$ : 40mm が得られた。

7) 大入熱溶接継手のじん性レベルと要求じん性値

前項までの検討結果によれば、KD36 大入熱溶接継手の各種じん性の最低値は表 6.3 B-2 のとおりである。

これらの値から、KD36 鋼の大入熱溶接継手に要求する $\delta_C$  (0℃)を次のように設定した。ただし、許容欠陥寸法は $K_C$  評価による $2\bar{a}$ : 40mm とした。

WM :  $\delta_C$  (0℃)  $\geq$  0.06 mm  
 Bond :  $\delta_C$  (0℃)  $\geq$  0.06 mm

8) 必要シャルピー値の検討

○ 大入熱溶接継手における $vE$ と $\delta_C$ との関係を図 6.3 B-10 に示す。 $vE$ と $\delta_C$ とでは温度特性が異なるため、

ここでは同一温度、すなわち  $\sqrt{E_0}$  と  $\delta_c$  at 0℃との相関をとりあげた。その結果、 $\sqrt{E}$  が次の値以上であれば  $\delta_c$  (0℃) は上記 0.06mm を満足するものと判断された。

$$\text{WM} : \sqrt{E_0} \geq 3.5 \text{ kgf} \cdot \text{m}$$

$$\text{Bond} : \sqrt{E_0} \geq 2.8 \text{ kgf} \cdot \text{m}$$

- KD32 鋼では  $\sigma_D$  : 19.2 kgf/mm<sup>2</sup> であり、(3)式や(4)式における作用応力は 25.6 kgf/mm<sup>2</sup> となる。したがって、許容欠陥寸法は  $2\bar{a}$  : 48.7mm となるが要求  $\sqrt{E_0}$  は KD 鋼と同じとするのが妥当と思われる。

#### 9) KE36 の検討 : 図 6.3B-11

KE36 は母材にき裂停止特性を要求され、シャルピーの規格温度は -40℃ であり、溶接部の Charpy 規格温度は -20℃ である。図 6.3B-11 に KD36 鋼の大入熱溶接継手において温度勾配型 ESSO き裂停止試験を行った結果を示す。付加応力が高い場合には WM または Bond から発生させたき裂は WM または Bond 近傍を伝播し、そのまま停止した。一方、付加応力が低い場合にはき裂は母材へそれた。したがって、0℃ で性能を確認した大入熱溶接継手はき裂が発生したとしても短い距離で停止する能力を有すると判断され、 $\sqrt{E}$  の評価温度は次のように D 級鋼と同様に 0℃ で問題ないと思われる。

$$\text{KE36, KE32} : \text{WM} \cdots \cdots \sqrt{E_0} \geq 3.5 \text{ kgf} \cdot \text{m}$$

$$\text{Bond} \cdots \cdots \sqrt{E_0} \geq 2.8 \text{ kgf} \cdot \text{m}$$

\*  $K_{ca}$  は疲労切欠の  $K_c$  を 100 kgf  $\sqrt{\text{mm}}/\text{mm}^2$  程度上まわっていた。

#### 10) KA36, 32 の検討

KA32, KA36 は最大板厚が 25mm であり、使用部材の設計応力も  $0.5 \sigma_{Y0}$  と低いことから、20℃ において同様の値を要求すればよいと考えられる。

### 6.3B-4 結 論

高張力鋼大入熱溶接継手の必要シャルピー値は次のように判断された。

$$\text{KD32, KD36} : \text{Weldmetal} \cdots \cdots \sqrt{E_0} \geq 3.5 \text{ kgf} \cdot \text{m} \quad (t \leq 35 \text{ mm})$$

$$\text{Bond} \cdots \cdots \sqrt{E_0} \geq 2.8 \text{ " } \quad ( \text{ " } )$$

$$\text{KE32, KE36} : \text{Weldmetal} \cdots \cdots \sqrt{E_0} \geq 3.5 \text{ " } \quad ( \text{ " } )$$

$$\text{Bond} \cdots \cdots \sqrt{E_0} \geq 2.8 \text{ " } \quad ( \text{ " } )$$

$$\text{KA32, KA36} : \text{Weldmetal} \cdots \cdots \sqrt{E_{20}} \geq 3.5 \text{ " } \quad ( \text{ " } )$$

$$\text{Bond} \cdots \cdots \sqrt{E_{20}} \geq 2.8 \text{ " } \quad ( \text{ " } )$$

本試験はミルメーカー 5 社 (新日鉄, 日本鋼管, 川鉄, 神鋼, 住金殿 / 順不同) に分担していただいたものです。

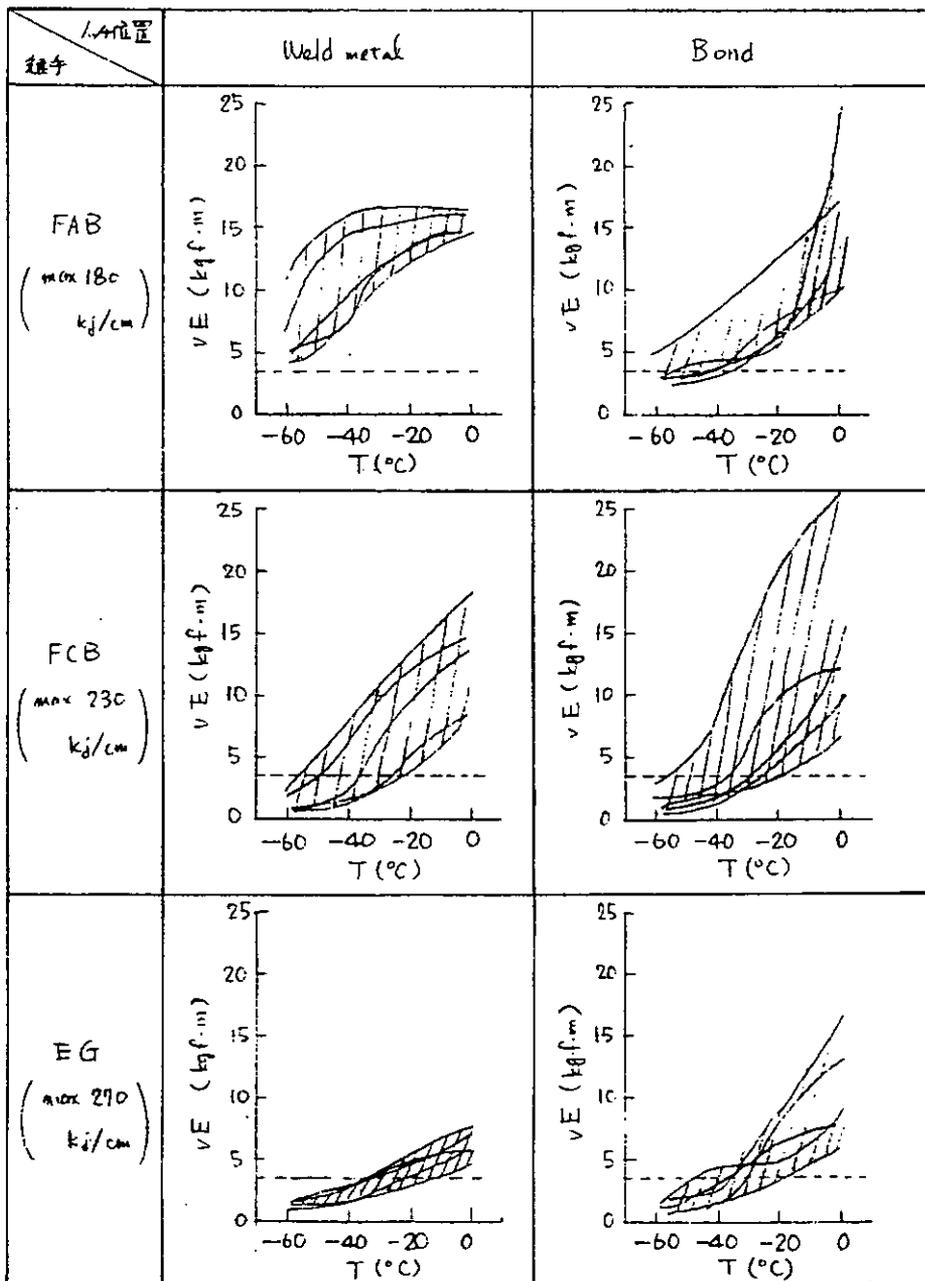


図 6.3 B.1 大入熱溶接継手のシャルピー衝撃特性 (KD36, 35mm<sup>t</sup>) (その1)

表 6.3 B.1 WES 2805 により推定した KD36 鋼大入熱溶接継手の  $\delta_c$

継手位置	$\gamma$ E 50 (kgf-m)	$\delta_c$ (0°C) (mm)	*
FCB	WM	23	0.23
	Bond	29	0.29
FAB	WM	26	0.26
	Bond	36	0.36
EG	WM	13	0.13
	Bond	27	0.27

(注) \* :  $\delta_c(T) = 0.01\gamma E(T + J T)$   
 ここで,  $T = 0^\circ\text{C}$ ,  $J T = 53^\circ\text{C}$

表 6.3 B.2 大入熱溶接継手のじん性値 (KD36, 35 mm t)

項目	位置		Bond	備考
	WM	Bond		
K <sub>c</sub> (0°C)	E	4.7	6.1	
	機械切欠	400	330	
	疲労切欠	265 (1)	224 (1)	換算係数: 0.68
$\delta_c$ (0°C)	WES 2805	0.13	0.27	EG
	COD Test	0.068	0.101	最低値
	Deep Notch Test	0.26	0.77	機械切欠
	"	0.05	0.1	30℃ゾフトによる値
	"	0.061	0.057	(1)の値からの換算値

(注) 対象継手: FCB, FAB, EG

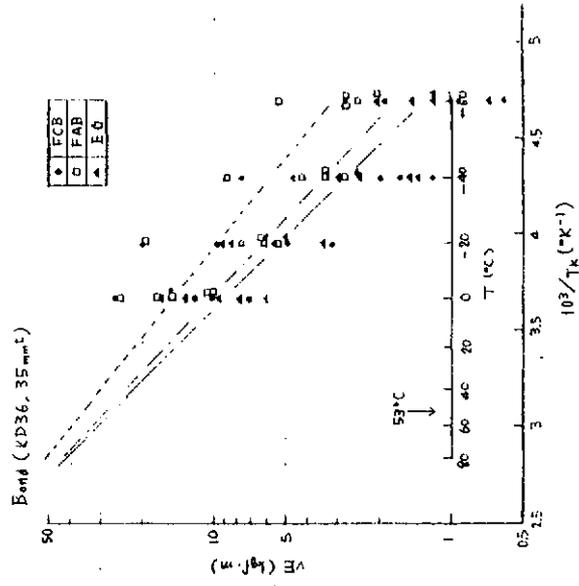
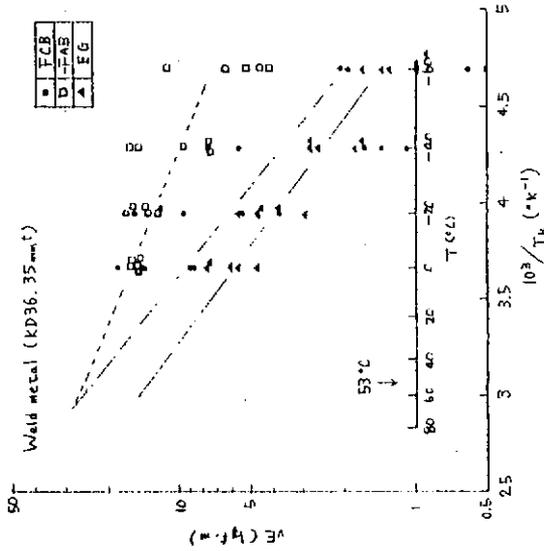


図 6.3 B.2 大入熱溶接継手のシャルピー衝撃特性 (KD36, 35 mm t) (その 2)

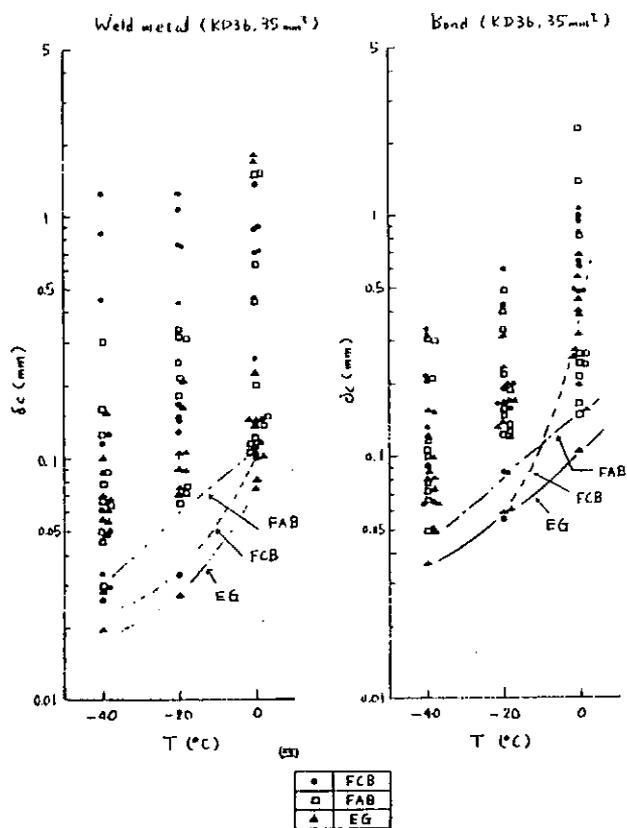


図 6.3.B.3 大入熱溶接継手のCOD試験による $\delta_c$

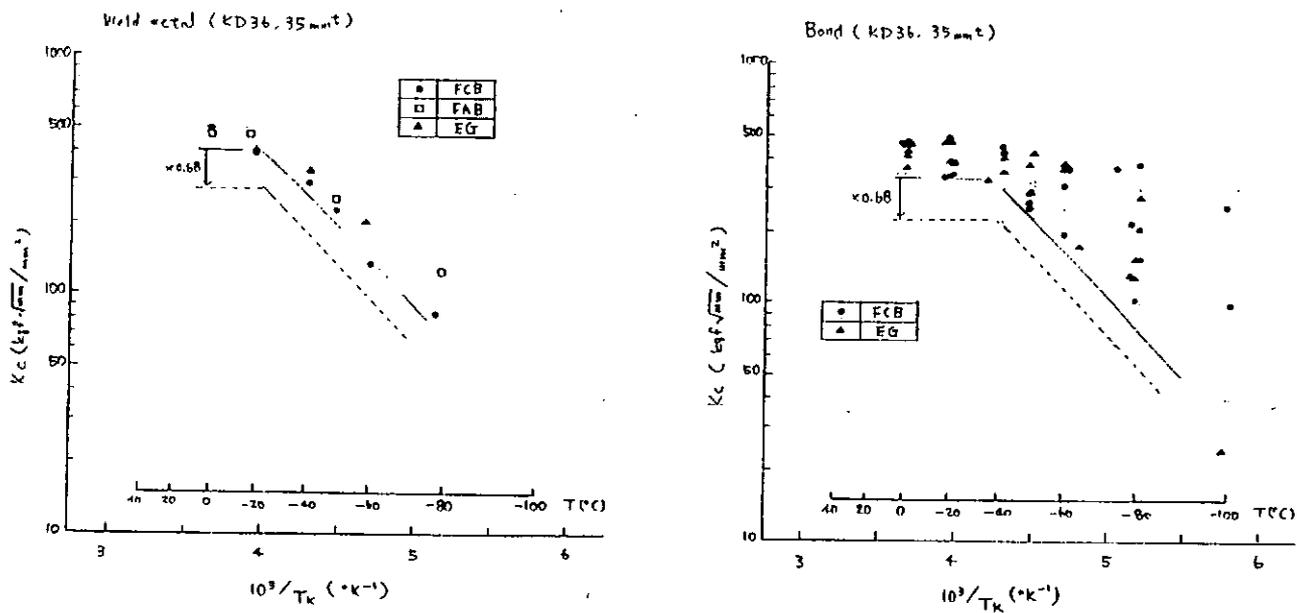


図 6.3.B.4 大入熱溶接部手のDeep Notch試験による $K_c$  (機械切欠/2c = 160mm)

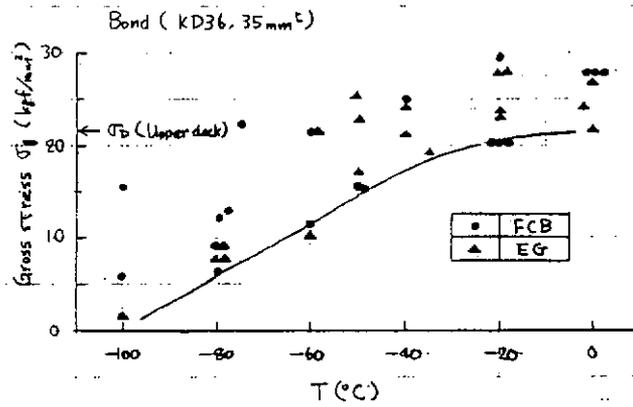
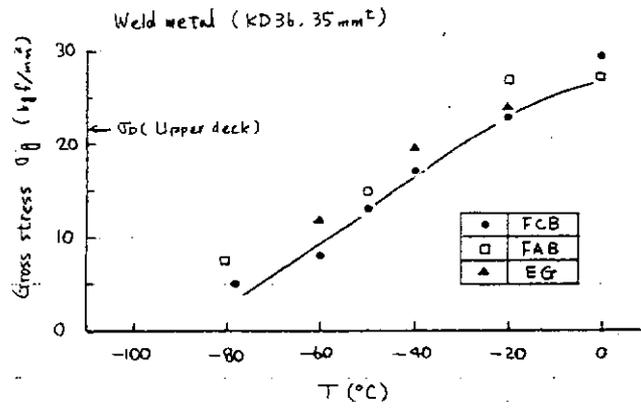


図 6.3.B.5 大入熱溶接継手の Deep notch 試験における破断応力(Gross stress)  
( $2c = 160$  mm, 幅: 400 mm, 機械切欠)  
 $B/t = 11.4$

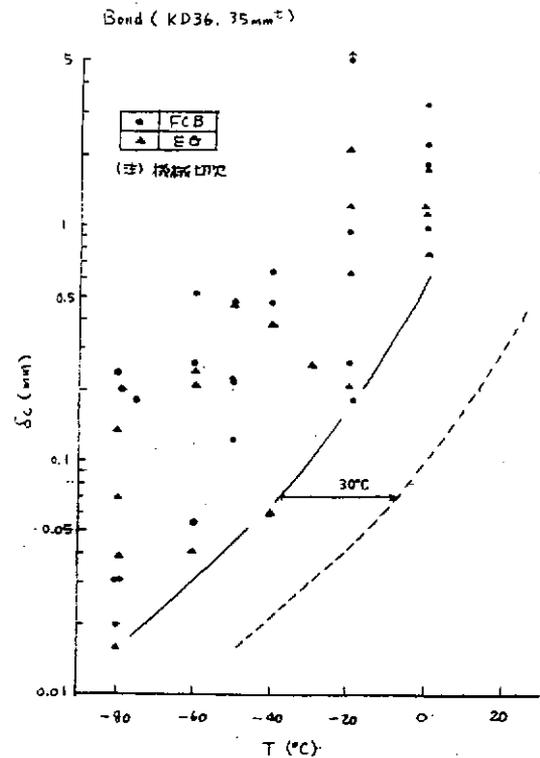
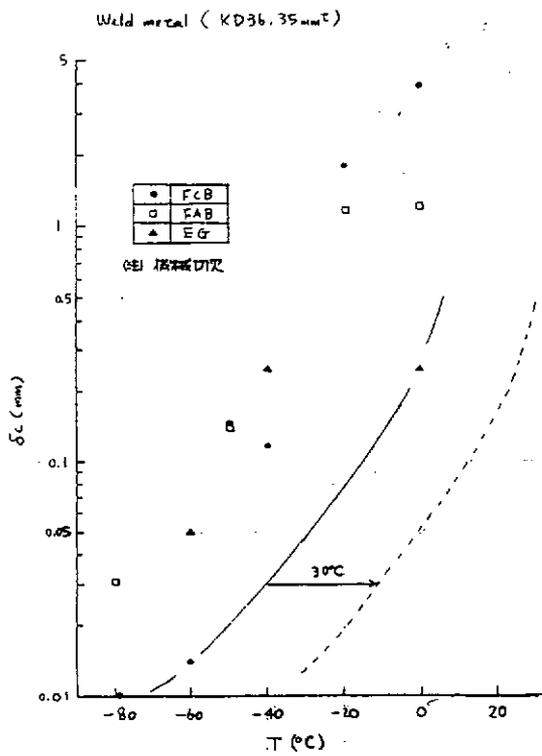


図 6.3.B.6 大入熱溶接継手の Deep notch 試験における  $\delta_c$  ( $2c : 160$  mm)

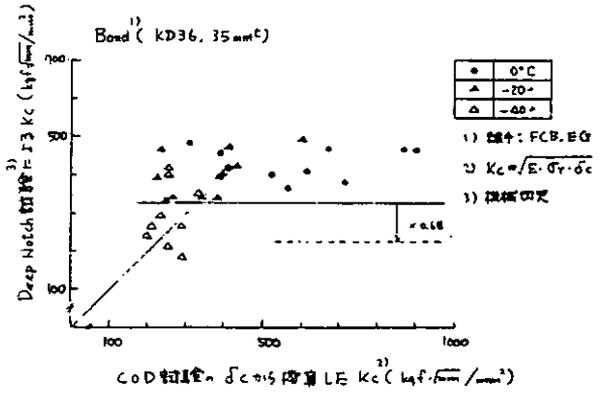
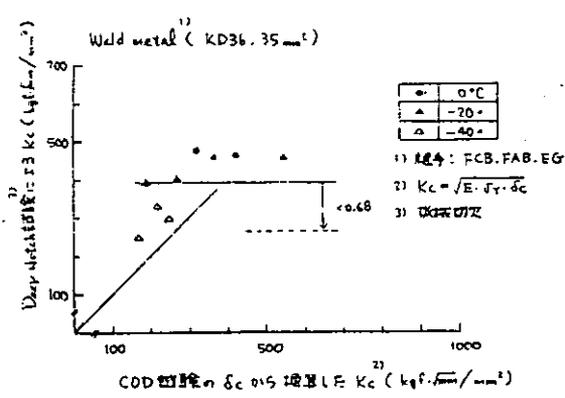


図 6.3.B.7 大入熱溶接継手における COD 試験から求めた Kc と Deep notch 試験の Kc との比較

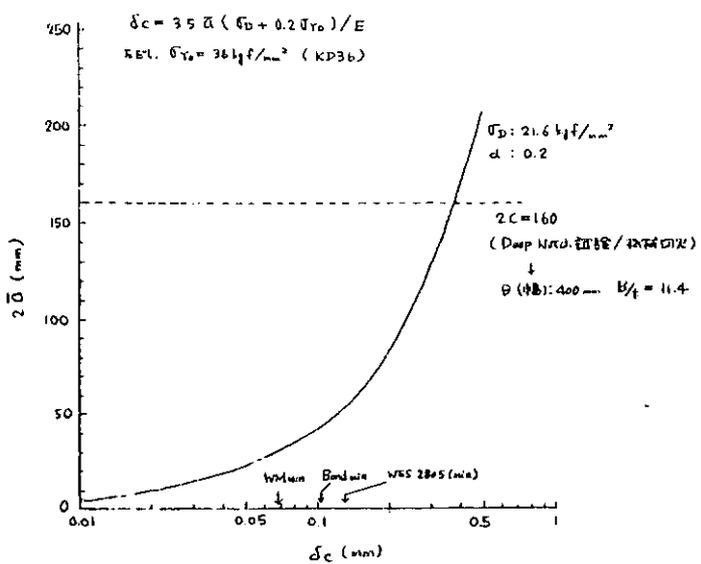


図 6.3.B.8 δc と許容欠陥寸法 (2a) との関係 (WES 2805)

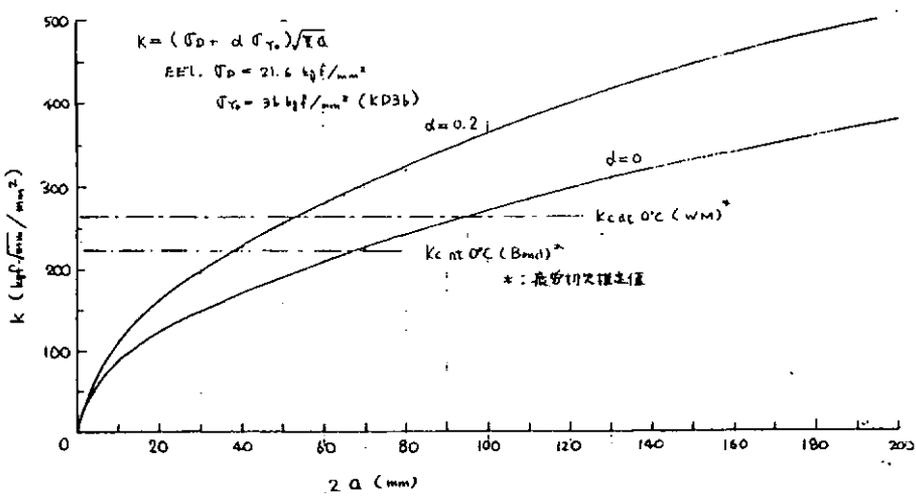


図 6.3.B.9 欠陥寸法 (貫通切欠) と K 値との関係

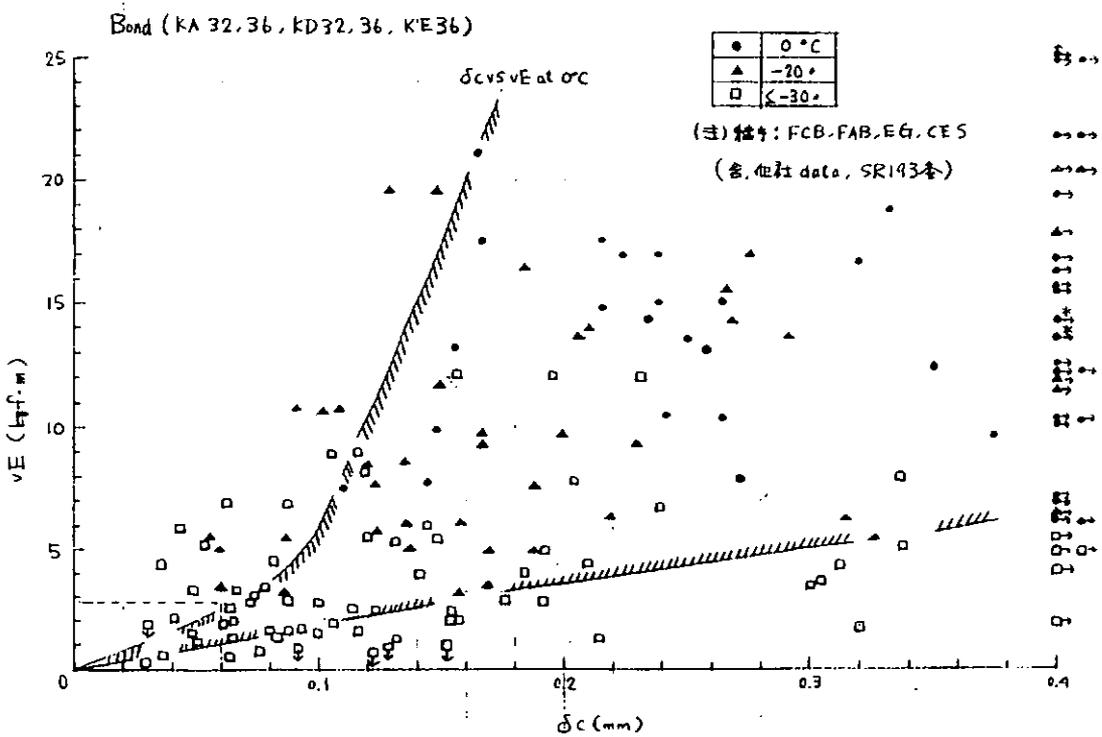
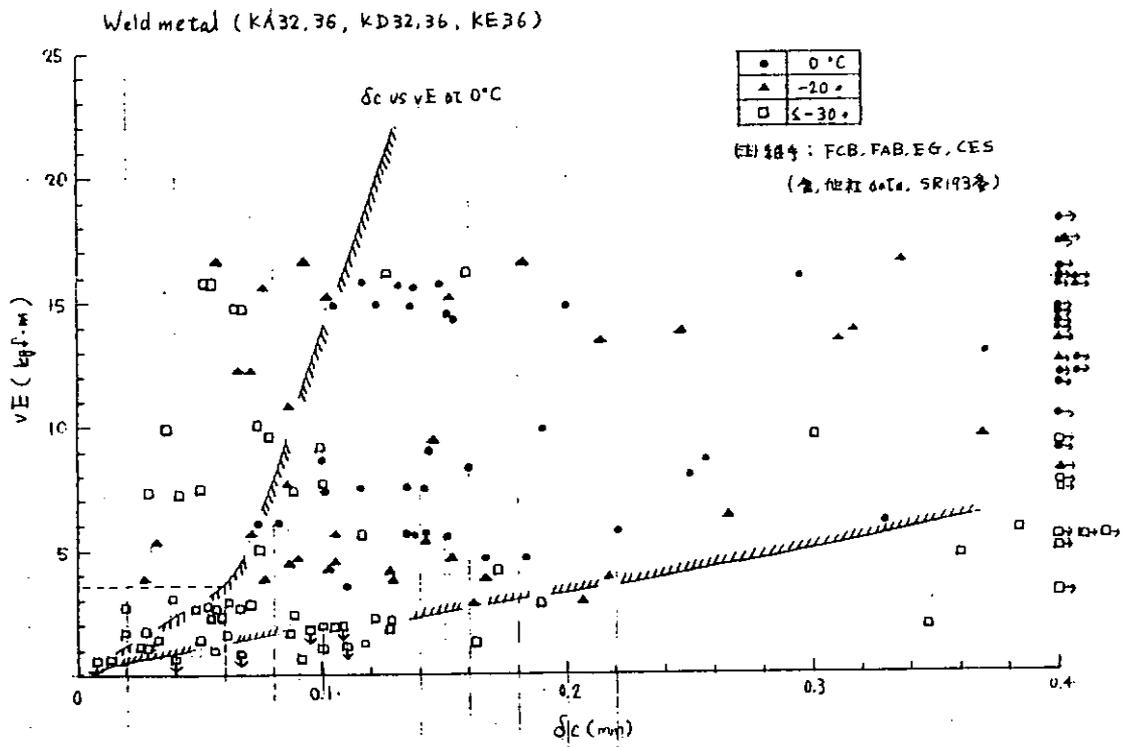
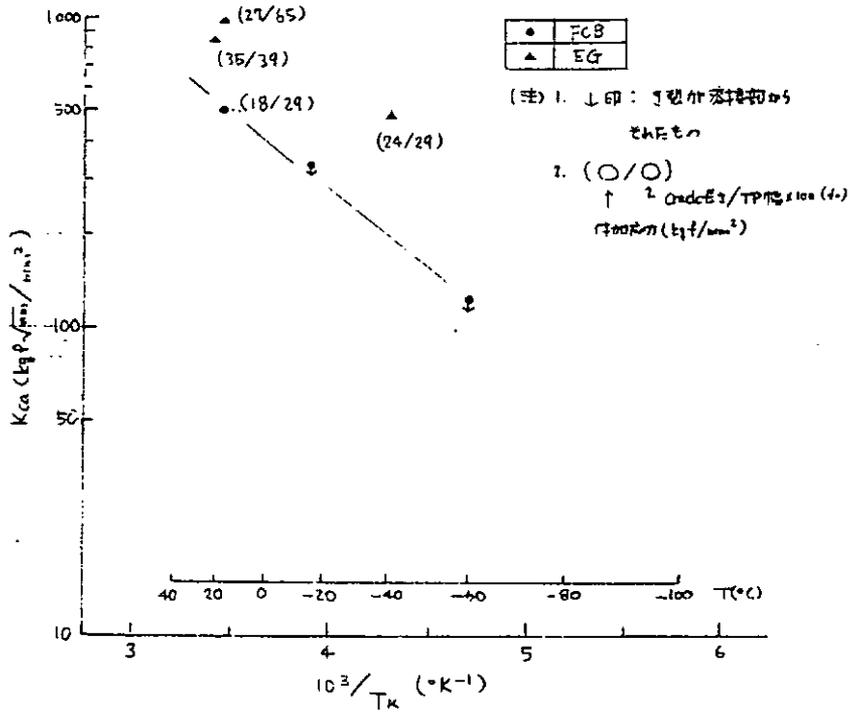


図 6.3.B.10 大入熱溶接継手において同一温度で比較した  $\delta_c$  と  $vE$  との関係

Weld metal (KD36, 35mm<sup>t</sup>)



Bond (KD36, 35mm<sup>t</sup>)

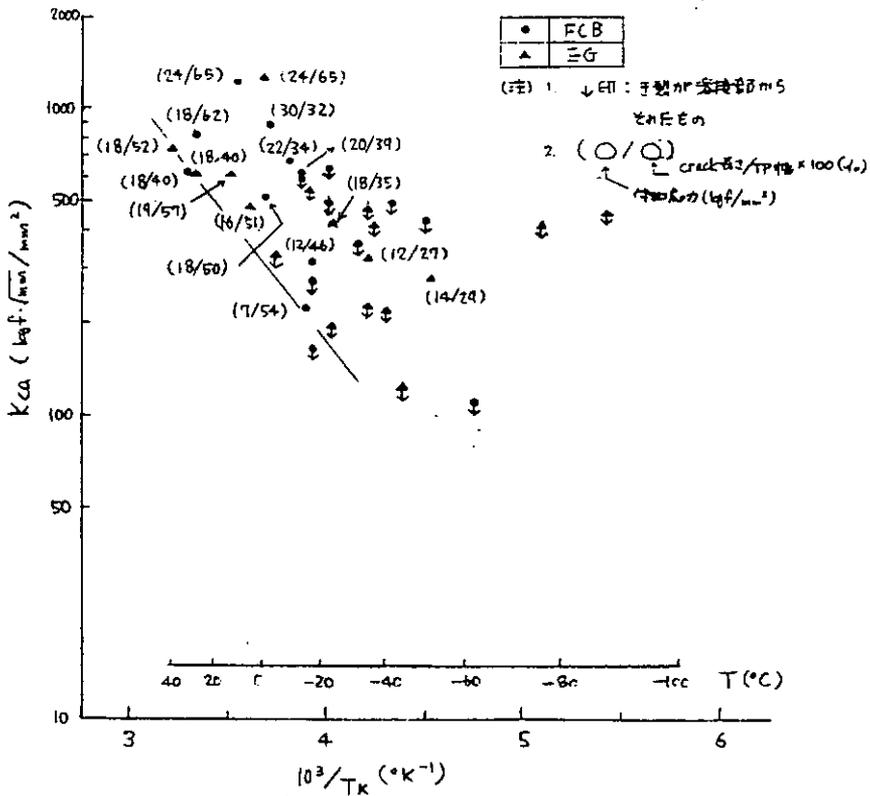


図 6.3.B.11 大入熱溶接継手の温度勾配型 ESSO き裂停止試験結果

6.3.C 溶接継手部の要求破壊靱性値 (vE) についての一考察 (中間報告)

降伏点 32, 36 kgf/mm<sup>2</sup> 50 キロ級高張力鋼板大入熱溶接継手 (Depo, Bond, HAZ) 部の必要吸収エネルギーについて検討する。

6.3.C-1 検討対象部材および検討条件

部材名称	最低使用温度 T (°C)	許容応力 $\sigma_D$ (kgf/mm <sup>2</sup> )	最大使用板厚 (NK規格より) t (mm)	継手に対する要求 衝撃試験温度 T <sub>c</sub> (°C)
船側外板	0	$0.5 \sigma_{Y0}$ $[\sigma_{Y0}=32 \text{ kgf/mm}^2 : \sigma_D=16]$ $[\sigma_{Y0}=36 \text{ kgf/mm}^2 : \sigma_D=18]$	AH32, AH36: t=40 DH32, DH36: t=50	AH32, AH36: T <sub>c</sub> =20 DH32, DH36: T <sub>c</sub> =0
上甲板 および 上甲板 縦通材	0	$0.6 \sigma_{Y0}$ $[\sigma_{Y0}=32 \text{ kgf/mm}^2 : \sigma_D=19.2]$ $[\sigma_{Y0}=36 \text{ kgf/mm}^2 : \sigma_D=21.6]$	AH32, AH36: t=25 DH32, DH36: t=40 EH32, EH36: t=50	AH32, AH36: T <sub>c</sub> =20 DH32, DH36: T <sub>c</sub> =0 EH32, EH36: T <sub>c</sub> =-20

6.3.C-2 50 キロ級高張力鋼板大入熱溶接継手部に要求すべき破壊靱性値

- 従来実績のある軟鋼板大入熱溶接継手と同等の信頼性を確保する。
- 軟鋼板の従来実績として (NK軟鋼材の使用区分より), 最大板厚を  
 船側外板 : grade A, 板厚 30mm  
 上甲板, 上甲板縦通材 : grade D, 板厚 40mm  
 とする。

- 軟鋼板各部材の許容応力 ( $\sigma_D$ ) を次のように設定する。

船側外板 :  $\sigma_D = 0.5 \sigma_{Y0} = 12 \text{ kgf/mm}^2$

上甲板, 上甲板縦通材 :  $\sigma_D = 0.6 \sigma_{Y0} = 14.4 \text{ kgf/mm}^2$

- 溶接継手部での最靱性劣化部はボンド部とする。

2) 要求破壊靱性値

上述の前提条件により, 軟鋼板大入熱溶接継手ボンド部の想定許容クラック長さを求めると次表のようになる。

部材名称	グレード	板厚 t (mm)	母材の規格 <sup>(1)</sup> 要求吸収エネルギー		母材の $vTrs$ <sup>(2)</sup> ( $\approx vTrE$ ) $vTrs, B.M.$ (°C)	ボンドの $vTrs$ <sup>(3)</sup> $vTrs$ $vTrs, Bond$ (°C)	0°Cでのボンド <sup>(4)</sup> の $Kc$ $Kc, Bond(0°C)$ ( $kgf\sqrt{mm}/mm^2$ )	作用応力 <sup>(5)</sup> $\sigma$ ( $kgf/mm^2$ )	想定許容 クラック長さ 2a (mm)
			$Tc$ (°C)	$vE$ ( $kgf\cdot m$ )					
船側外板	A	30	(10)	( $\geq 2.8$ )	31	81 [H.I. $\geq 100 kJ/cm$ $\Delta vTrs$ $= 50^\circ C$ ]	165	許容応力 $\sigma_D = 12$ 残留応力 $\sigma_R = 0.2\sigma_{Y0}$ $= 4.8$ $\sigma = \sigma_D + \sigma_R$ $= 16.8$	61.4
上甲板 および 上甲板 縦通材	D	40	-10	$\geq 2.8$	11	61 [H.I. $\geq 100 kJ/cm$ $\Delta vTrs$ $= 50^\circ C$ ]	184	許容応力 $\sigma_D = 14.4$ 残留応力 $\sigma_R = 0.2\sigma_{Y0}$ $= 4.8$ $\sigma = \sigma_D + \sigma_R$ $= 19.2$	58.5

ここで、

(1) grad Aの規格要求吸収エネルギーは仮定値である。

(2) 母材 $vTrs$  ( $vTrs, B.M.$ ) (下限値)は、規格要求吸収エネルギー(最小)値から、吸収エネルギー~温度マスターカーブ<sup>1)</sup>により求めた。

(3) ボンドの $vTrs$  ( $vTrs, Bond$ ) (下限値)は、次式で求めた。<sup>2)</sup>

$$vTrs, Bond = vTrs, B.M. + \Delta vTrs (^\circ C) \dots\dots\dots (6.3.C-1)$$

ここで、 $\Delta vTrs$ は $50^\circ C$ とした〔図6.3.C-1参照(H.I.  $\geq 100 KJ/cm$ の場合)〕

(4) 最低使用温度(0°C)でのボンド部の最低破壊靱性値〔 $Kc, Bond(0^\circ C)$ 〕は、 $vTrs, Bond$ より次式で求めた(ただし、疲労亀裂からの脆性破壊発生に対して)。<sup>1)~4)</sup>

$$Kc, Bond(0^\circ C) = 0.68 \times 5.60 \sigma_{Y0} \exp \left\{ k_0 \left( \frac{1}{\sigma = \frac{1}{2} \sigma_{Y0} [Ti]_{a=40}} - \frac{1}{273} \right) \right\} \dots\dots\dots (kgf\sqrt{mm}/mm^2) \dots\dots\dots (6.3.C-2)$$

$$\sigma = \frac{1}{2} \sigma_{Y0} [Ti]_{a=40} = (0.00321 \sigma_{Y0} + 0.391) vTrs, Bond + 2.74 \sqrt{t} + 56.1(K) \dots\dots\dots (6.3.C-3)$$

(図6.3.C.2参照)

$$k_0 = 5.16 \sigma = \frac{1}{2} \sigma_{Y0} [Ti]_{a=40} - 170 (K) \dots\dots\dots (6.3.C-4)$$

(5) クラックに作用する応力 $\sigma$ は、次式で求めた。

$$\sigma = \sigma_D + \sigma_R (kgf/mm^2) \dots\dots\dots (6.3.C-5)$$

$\sigma_D$  : 許容応力(軟鋼板各部材の許容応力)

$\sigma_R$  : 脆性破壊発生に寄与する溶接残留応力の大きさ

( $\sigma_R = 0.2 \sigma_{Y0}$  …継手ボンド部に沿って破壊する場合、WSD委員会報告書<sup>5)</sup>による。)

(6) 想定許容クラック長さ(2a)は、次式で求めた。

$$2a = 2 \frac{K_{C, Bond}(0^\circ\text{C})^2}{\sigma^2 \cdot \pi} \quad (\text{mm}) \quad \dots\dots\dots (6.3.C-6)$$

以上のように、軟鋼板大入熱溶接継手ボンド部の実績による想定許容クラック長さ(2a)は、船側外板および上甲板・上甲板縦通材とも約60mmとなる。そこで、降伏点32kgf/mm<sup>2</sup>級および36kgf/mm<sup>2</sup>級50キロ級高張力鋼板大入熱溶接継手ボンド部に対しても、許容クラック長さ(2a)として60mmを想定する。

したがって、6.3.C-1項に示した検討対象部材としての降伏点32kgf/mm<sup>2</sup>級および36kgf/mm<sup>2</sup>級50キロ級高張力鋼板大入熱溶接継手ボンド部に対して、下表の破壊靱性値(ただし、最低使用温度0℃に対して)を要求する。

鋼種	部材名称	想定許容クラック長さ 2a (mm)	作用応力 <sup>(7)</sup> σ (kgf/mm <sup>2</sup> )	要求破壊靱性値 <sup>(8)</sup> K <sub>C(r), Bond(0℃)</sub>	
				疲労亀裂切欠き	機械切削切欠き
降伏点32kgf/mm <sup>2</sup> 級 50キロ級高張力鋼	船側外板	60	σ=22.4 [σ=σ <sub>D</sub> +σ <sub>R</sub> ] =(0.5+0.2)σ <sub>Y0</sub>	217	319
	上甲板 および 上甲板 縦通材		σ=25.6 [σ=σ <sub>D</sub> +σ <sub>R</sub> ] =(0.6+0.2)σ <sub>Y0</sub>	248	365
降伏点36kgf/mm <sup>2</sup> 級 50キロ級高張力鋼	船側外板	60	σ=25.2 [σ=σ <sub>D</sub> +σ <sub>R</sub> ] =(0.5+0.2)σ <sub>Y0</sub>	245	360
	上甲板 および 上甲板 縦通材		σ=28.8 [σ=σ <sub>D</sub> +σ <sub>R</sub> ] =(0.6+0.2)σ <sub>Y0</sub>	280	412

ここで、

(7) 作用応力(σ)は、次式で求めた。

$$\sigma = \sigma_D + \sigma_R \quad (\text{kgf/mm}^2) \quad \dots\dots\dots (6.3.C-7)$$

σ<sub>D</sub> : 許容応力(50キロ級高張力鋼板各部材の許容応力, 6.3.C.1項参照)

σ<sub>R</sub> : 脆性破壊発生に寄与する溶接残留応力の大きさ

(σ<sub>R</sub>=0.2σ<sub>Y0</sub>… 継手ボンド部に沿って破壊する場合、<sup>5)</sup>WSD委員会報告書による。)

(8) 50キロ級高張力鋼板大入熱溶接継手ボンド部に要求する破壊靱性値(最低使用温度0℃に対して)[K<sub>C(r), Bond(0℃)</sub>]は、次式で求めた。

疲労亀裂切欠きに対して

$$K_{C(r), Bond(0^\circ\text{C})} = \sigma\sqrt{30} \quad (\text{kgf}\sqrt{\text{mm}}/\text{mm}^2) \quad \dots\dots\dots (6.3.C-8)$$

機械切削切欠きに対して

$$K(\text{機械切削切欠き}) = K(\text{疲労亀裂切欠き}) / 0.68 \quad (\text{kgf}\sqrt{\text{mm}}/\text{mm}^2) \quad \dots\dots\dots (6.3.C-9)$$

6.3.C-3 50キロ級高張力鋼板大入熱溶接継手ボンド部の破壊靱性値の推定

6.3.C.1項に示した検討条件に対して、継手に対する要求衝撃試験温度での要求吸収エネルギーを、とりあえず2.8 kgf・m、3.2 kgf・mおよび3.5 kgf・mとした場合の、それに該当する大入熱溶接継手ボンド部の破壊靱性値（ただし、最低使用温度0℃に対して）（疲労亀裂切欠き対象）を推定する。

部材名称	鋼種	グレード	最大 使用 板厚 t (mm)	継手に対する 要求衝撃 試験温度 T <sub>c</sub> (°C)	0℃でのボンド部の破壊靱性値 <sup>(9)</sup> K <sub>C, Bond</sub> (0℃) (kgf√mm/mm <sup>2</sup> )		
					要求吸収エネルギー, vE (kgf・m)		
					2.8	3.2	3.5
船側外板	降伏点32kgf/mm <sup>2</sup> 級 50キロ級高張力鋼	AH32	40	20	250	254	256
		EH32	50	0	283	287	290
	降伏点36kgf/mm <sup>2</sup> 級 50キロ級高張力鋼	AH36	40	20	264	269	271
		EH36	50	0	300	305	307
上甲板 および 上甲板 縦通材	降伏点32kgf/mm <sup>2</sup> 級 50キロ級高張力鋼	AH32	25	20	265	269	271
		EH32	40	0	292	296	299
		EH32	50	-20	329	334	336
	降伏点36kgf/mm <sup>2</sup> 級 50キロ級高張力鋼	AH36	25	20	280	285	287
		EH36	40	0	310	315	317
		EH36	50	-20	351	356	359

ここで、

(9) 大入熱溶接継手ボンド部の破壊靱性値（ただし、最低使用温度0℃に対して）〔K<sub>C, Bond</sub> (0℃)〕は、(6.3.C.2)式～(6.3.C.4)式より求めた。また、ボンド部の $vTrs$  ( $vTrs_{Bond}$ )は、要求衝撃試験温度と、とりあえず設定した要求吸収エネルギー（2.8 kgf・m、3.2 kgf・m、3.5 kgf・m）とから、吸収エネルギー～温度マスターカーブによって求めた。

6.3.C-4 50キロ級高張力鋼板大入熱溶接継手部の必要吸収エネルギー

6.3.C.3項に示した、50キロ級高張力鋼板大入熱溶接継手ボンド部の各設定吸収エネルギーに該当する破壊靱性値〔K<sub>C, Bond</sub> (0℃)〕と、6.3.C.2.2項に示したボンド部に対する要求破壊靱性値〔K<sub>C(r), Bond</sub> (0℃)〕との比較により、必要吸収エネルギーを決定する。

すなわち、

$$K_{C, Bond} (0^\circ C) \geq K_{C(r), Bond} (0^\circ C) \dots\dots\dots (6.3.C-10)$$

を満足する、K<sub>C, Bond</sub> (0℃)に該当する吸収エネルギーを求める。

(6.3.C.10)式の条件より、50キロ級高張力鋼板大入熱溶接継手ボンド部の必要吸収エネルギーを求めると下表のようになる。

部材名称	鋼種	グレード	最大使用板厚 t (mm)	継手に対する要求 衝撃試験温度 T <sub>c</sub> (°C)	必要吸収エネルギー vE (kgf·m)
船側外板	降伏点32kgf/mm <sup>2</sup> 級 50キロ級高張力鋼	AH32	40	20	<2.8
		DH32	50	0	<2.8
	降伏点36kgf/mm <sup>2</sup> 級 50キロ級高張力鋼	AH36	40	20	<2.8
		DH36	50	0	<2.8
上甲板 および 上甲板 縦通材	降伏点32kgf/mm <sup>2</sup> 級 50キロ級高張力鋼	AH32	25	20	<2.8
		DH32	40	0	<2.8
		EH32	50	-20	<2.8
	降伏点36kgf/mm <sup>2</sup> 級 50キロ級高張力鋼	AH36	25	20	2.8
		DH36	40	0	<2.8
		EH36	50	-20	<2.8

### 6.3.C-5 まとめ

船側外板および上甲板・上甲板縦通材を対象とした場合、降伏点32kgf/mm<sup>2</sup>級および降伏点36kgf/mm<sup>2</sup>級50キロ級高張力鋼板大入熱溶接継手ボンド部の必要吸収エネルギーは、各グレード鋼とも、その最大使用板厚に対して、継手に対する要求衝撃試験温度において、2.8kgf·m以上を満足していれば良いといえる。

溶接継手の最靱性劣化部がボンド部であるとの前提から、上述の値(2.8kgf·m以上)をDepo, Bond, HAZ 1mm, 3mm, 5mmに対して要求すれば良い。

すなわち、50キロ級高張力鋼板大入熱溶接継手部に対しては、

$$AH32, AH36 : vE_{20C} \geq 2.8 \text{ kgf} \cdot \text{m}$$

$$DH32, DH36 : vE_{0C} \geq 2.8 \text{ kgf} \cdot \text{m}$$

$$EH32, EH36 : vE_{-20C} \geq 2.8 \text{ kgf} \cdot \text{m}$$

が満足されていけばよいといえる。

### 参考文献

- 1) 日本溶接協会鉄鋼部会技術委員会J I委員会, "WES3003 (旧WES136) G種改訂案について" (昭52.2)
- 2) 矢島浩, 多田益男, "じん性を考慮した船殻材の選定", 三菱重工技報 Vol. 17, No. 5 (1980. 9)
- 3) 永元隆一, 矢島浩, 多田益男, 他, "新制御圧延型50キロ級高張力鋼板の破壊靱性とその評価", 日本造船学会論文集第152号(昭. 58. 1)
- 4) 矢島浩, 多田益男, 安田健二, 町田進, 他, "最近の船体用高張力鋼溶接継手部の強度特性について", 西部造船会会報第66号(昭. 58. 8)
- 5) 日本溶接協会鉄鋼部会技術委員会WSD委員会, "脆性破壊発生に対する溶接欠陥の許容判定基準", WSD委員会総合報告書(昭. 51)

Steel		Heat Input (kJ/cm)	Symbol
Mild Steel		$\geq 100$	○
50kgf/mm <sup>2</sup> Class High-tensile Steel ( $\sigma_{T0} \geq 32$ kgf/mm <sup>2</sup> )		$\geq 100$	□

Steel Type	Heat Input (kJ/cm) [Thickness, t (mm)]
I	$90 \leq \text{H.I.} \leq 140$   $200 \leq \text{H.I.} \leq 300$   $370 \leq \text{H.I.} \leq 480$ [ $25 \leq t \leq 35$ ] [ $25 \leq t \leq 38$ ] [ $25 \leq t \leq 40$ ]
II	○
III	□
T MCP	●
	△

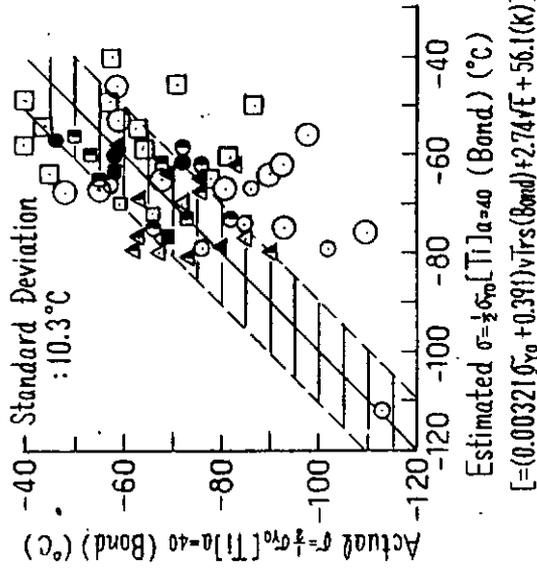


図 6.3.C.2 脆性破壊発生温度  $\sigma - 1/2 \sigma_{y0} (Ti)_{\alpha=40}$  の実測値と推定値との関係

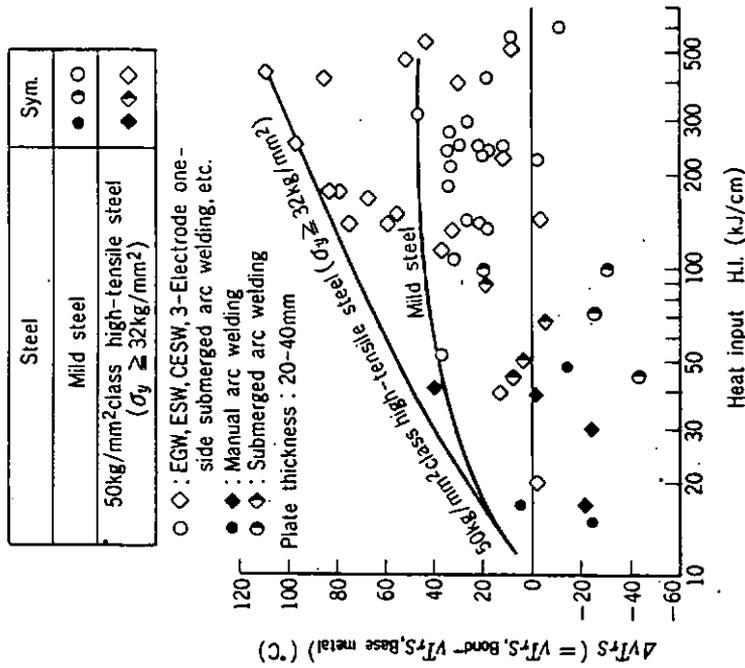


図 6.3.C.1  $4vT_{rs}$  と溶接入熱量との関係 (従来圧延型鋼板)

## 6.4 船殻としての要求破壊靱性値 (Kca) についての考察 (中間報告)

### 6.4.1 クラックアレスター材に要求されるべきKca値について

船殻構造をはじめ、大形溶接鋼構造物での、クラックアレスター材に要求されるべき靱性値に関しては、高速で伝播する亀裂についての動的解析技術が確立されないと正確には論じられない。この問題解決への努力として、ここ数年来、脆性亀裂伝播停止挙動推定に関する動的取り扱い、あるいは簡略化した取り扱いについての検討が行われている。<sup>1)~3)</sup>しかしながら、設計基準や材料選択基準に取り入れられるようになるまでには、今後の研究努力に待つところ大であると言わざるをえない。

さて、静的取り扱いではあるが、長大亀裂の伝播停止挙動や、クラックアレスター材に要求されるべきKca値などについての検討例はかなりある。<sup>4)~7)</sup>これらの多くは、先に述べた亀裂伝播部幅400~500mm程度の試験片での亀裂伝播停止挙動と、実構造物を模擬した大形試験片での挙動を関係付けたものである。

最近行なわれた、10379総トンのバルクキャリアの上甲板部に発生した脆性破壊例の静的取り扱いによる逆解析結果<sup>8)</sup>によれば、亀裂先端のK値をKeff.の考え方<sup>6),7)</sup>を適用して推定し、損傷部鋼板のKca値を推定してそれらを比較すれば、概ね損傷状況を説明出来ることが明らかになった。

すなわち、航行中、船体中央部付近のtop side tankの上甲板部に亀裂が発生し、亀裂は急激に成長して、上甲板を1250mm伝播し、舷側厚板を破断して船側外板を2590mm伝播して停止した列である。<sup>8)</sup>損傷状況を図6.4.1に示す。亀裂発生部には、長さ約400mmの疲労亀裂が存在していた。破壊発生時、気温は1℃、海水温度は5℃であった。また載荷条件はバラスト状態であり、損傷部(上甲板)の応力状態は、

$$\sigma_{DK} = 5.23 \pm 2.50 \text{ (kgf/mm}^2\text{)} \dots\dots\dots (6.4.1)$$

であったと推定されている。

損傷部から採取した鋼板のV-ノッチシャルピー衝撃試験結果から、損傷発生温度(気温1℃)におけるKca値を推定した。

一方、亀裂先端のK値を、Keff.の考え方<sup>6),7)</sup>を適用した静的解析によって推定した。

以上の結果を図示したものが図6.4.2である。<sup>8)</sup>概ね脆性亀裂の停止状況を計算結果で説明できるようである。

Keff.の考え方<sup>6),7)</sup>は、一般船体用軟鋼板に対してのことではあるが、有効K値の上限は

$$K_{eff.} \leq 600 \text{ kgf}\sqrt{\text{mm}}/\text{mm}^2 \dots\dots\dots (6.4.2)$$

であるというものである。したがって、設計の見地からは、軟鋼板を対象にした場合、クラックアレスター材の亀裂伝播部幅400~500mm程度の試験片によって求めたKca値が、

$$Kca \geq 600 \text{ kgf}\sqrt{\text{mm}}/\text{mm}^2 \dots\dots\dots (6.4.3)$$

を満足していれば、クラックアレスターは有効であると考えてもよいであろう。50キロHT鋼板の場合、(6.4.3)式に示した600kgf $\sqrt{\text{mm}}/\text{mm}^2$ という限界値は若干大きくなるものと推測されるが、とりあえず50キロHT鋼板に対しても(6.4.3)式を適用して評価を試みることにする。

### 6.4.2 TMCP型50キロHT鋼板の評価

標準温度勾配型二重引張試験結果あるいはESSO試験結果のデータを、板厚30mmに対するKca値と温度との関係に補正して示したものが、図6.4.3および図6.4.4である。これらの図から、各チャージ毎にKca値が600kgf $\sqrt{\text{mm}}/\text{mm}^2$ を示す温度(Tat<sub>Kca=600</sub>)を求め、vTrsとの関係を示したものが図6.4.5である。なお、図6.4.5中には、従来型鋼板についてのデータが、図6.4.3および図6.4.4より多く記してある。

図6.4.5から明らかなごとく、TMCP型鋼板と従来型鋼板とでは、vTrsとTat<sub>Kca=600</sub>とは、同一相関々係を満足するようである。また、特に50キロHT鋼板では、TMCP型鋼板の脆性亀裂伝播停止特性は非常

に優れていることがわかる。TMC P型50キロHT鋼板には、焼入れ焼もどし処理された従来型KL33鋼板と、同等もしくはそれ以上の脆性亀裂伝播停止性能を有しているものもある。

仮りに、船殻の最低使用温度を0℃とすれば、図6.4.5より、TypeⅢの1チャージを除いて、評価対象にした全てのTMC P型50キロHT鋼板(板厚30mm材)は、クラックアレスター材として有効であるといえる。

なお、 $vT_{rs}$ と $K_{ca}$ 値が $600\text{ kgf}\sqrt{\text{mm}}/\text{mm}^2$ を示す温度( $T_{at\ K_{ca}=600}$ )との相関式として、図6.4.5より(6.4.4式)が得られる。

$$vT_{rs} = 1.41 (T_{at\ K_{ca}=600}) - (41 + 27.5) (\text{℃}) \dots\dots\dots (6.4.4)$$

#### 参 考 文 献

- 1) 金沢武, 町田進, 寺本徳郎, 他 "高速クラックの動的様相に関する研究(第1報)", 日本造船学会論文集第141号(昭. 52.6); 同(第2報), 第142号(昭. 52.12); 同(第3報), 第144号(昭. 53.12); 同(第4報), 第146号(昭. 54.12); 同(第5報); 第150号(昭. 56.12)
- 2) 矢島浩, 川野始, 他, "板骨構造における脆性亀裂の伝播停止挙動予測について(第1報)", 日本造船学会論文集, 第149号(昭. 56.6); 同(第2報), 第153号(昭. 58.6)
- 3) 町田進, 川口喜昭, 塚本雅敏, "長大亀裂に対する9%Ni鋼板の脆性破壊伝播停止性能について", 日本造船学会論文集, 第150号(昭. 56.12)
- 4) 木原博, 金沢武, 池田一夫, 前中浩, 木下勝, 永元隆一, 矢島浩, "クラックアレスターの有効性について(第1報)", 造船協会論文集, 第122号(昭. 42.12), 同(第2報), 日本造船学会論文集, 第124号(昭. 43.12)
- 5) H. Yajima, M. Nakajima, T. Okabe, R. Nagamoto, "Study on Welded-Type Crack Arrestor(First Report)", Mitsubishi Heavy Industries, Technical Review, Vol. 8, No. 2 (1971.5)
- 6) 町田進, 青木満, "クラックアレスターに関する基礎的研究(第7報)", 日本造船学会論文集, 第131号(昭. 47.6)
- 7) T. Kanzawa, S. Machida, H. Yajima, M. Aoki, "Study on Brittle Crack Arrestor", Selected Paper, J. Soc. Nav. Archit. Japan, Vol. 11 (1973)
- 8) 矢島浩, 川野始, "船舶の脆性亀裂事故の解析例", 日本造船学会溶接研究委員会第一分科資料, 1-550-82(昭. 57.5)

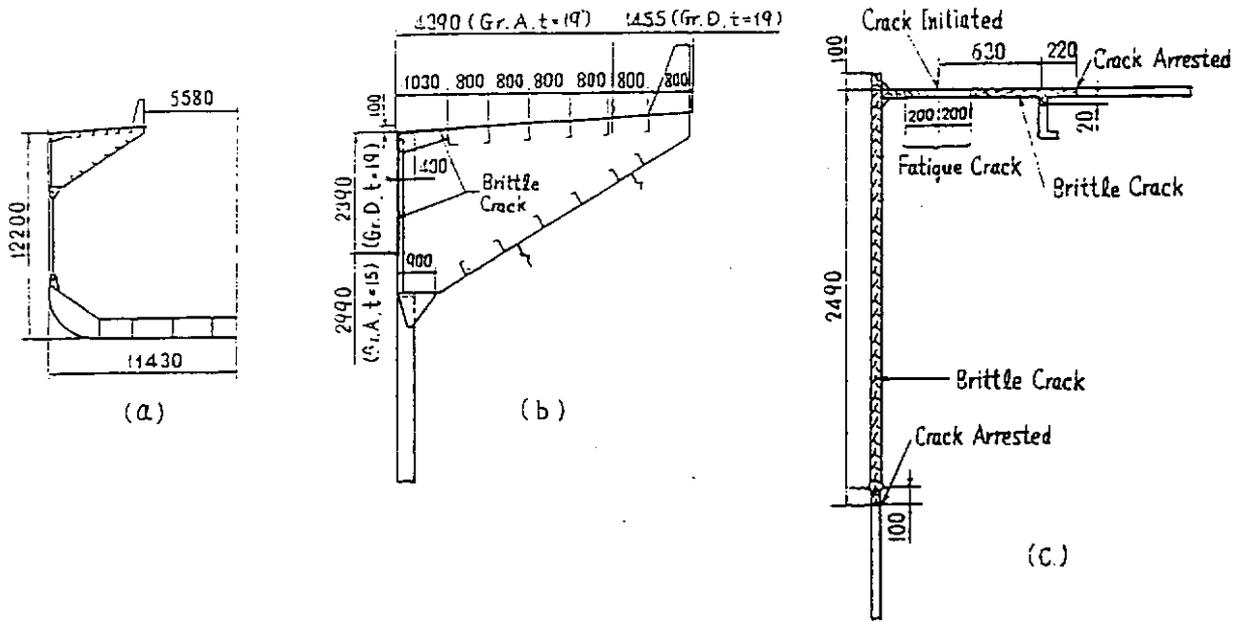


图 6.4.1 散货船脆性破坏的损伤图

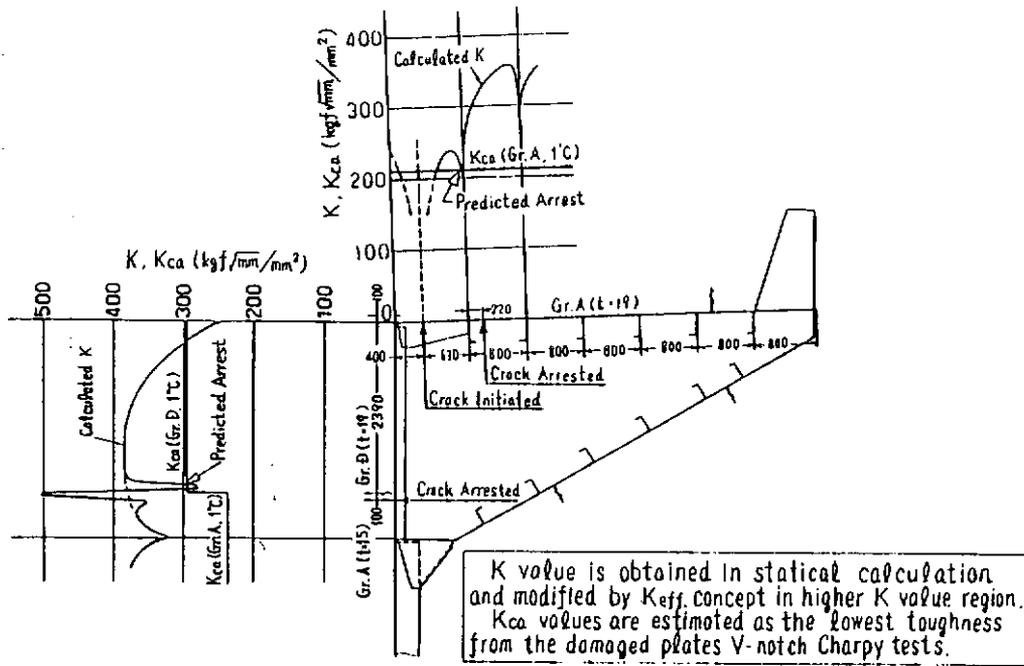


图 6.4.2 散货船脆性裂纹止裂的计算

Steel	Type	No. of Charge	Mark
HT50 (t=30mm)	I	2	○
	II	3	□
	III	4	△
	C.P.S.	8	●

C.P.S. : Conventional Process (Normalized) Steel  
(K032, KE32)

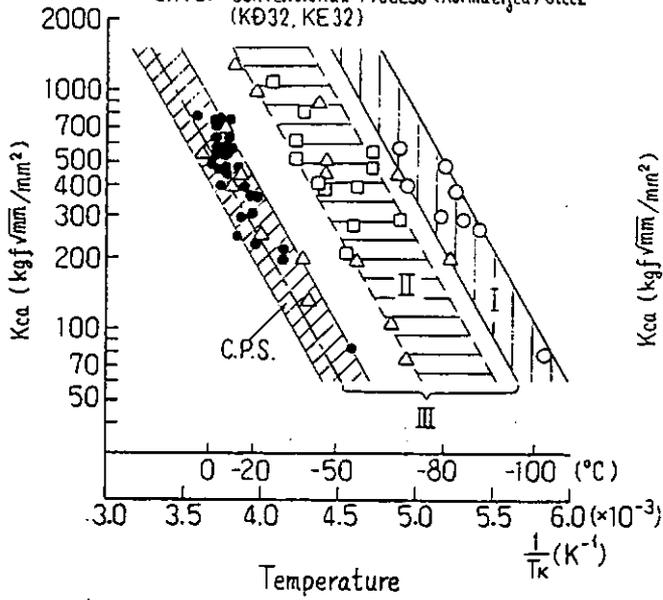


图 6.4.3 Relation between  $K_{ca}$  and temperature  
(HT 50, t correct. = 30mm)

Steel	Type	No. of Charge	Mark
LT (KL33) (t=30mm)	I	5	○
	II	2	□
	C.P.S.	2	●

C.P.S. : Conventional Process (Q.&T.) Steel

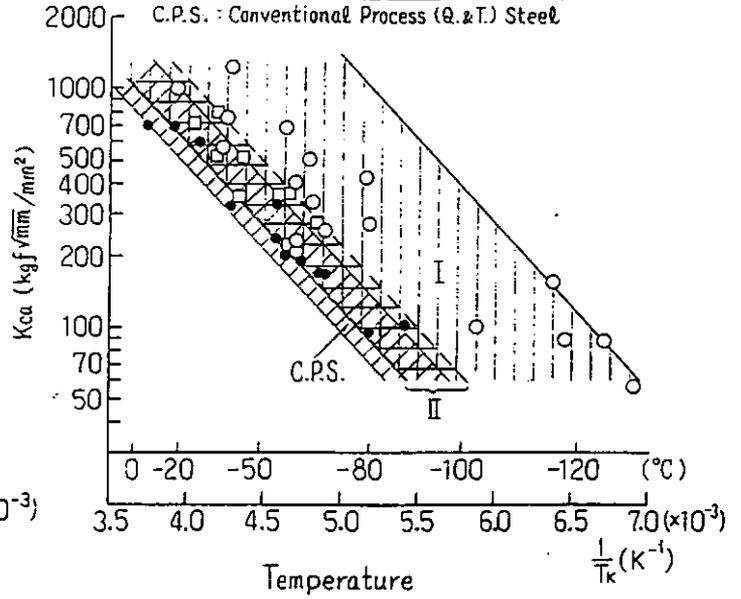


图 6.4.4 Relation between  $K_{ca}$  and temperature  
(LT (KL33), t correct. = 30mm)

Steel	Type	No. of Charge	Mark
HT50 (t=30mm)	I	2	○
	II	3	□
	III	4	△
	C.P.S.*	19	☆
LT (KL33) (t=30mm)	I	5	●
	C.P.S.**	6	★

C.P.S. : Conventional Process Steel  
\* : As Rolled, Normalized  
(KA32, KD32, KE32)

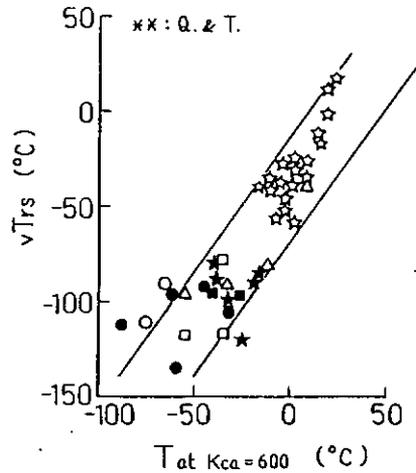


图 6.4.5 Relation between  $vTrs$  and critical temperature  
for brittle crack propagation-arrest ( $T$  at  $K_{ca} = 600$ )

## 6.5 大型混成 E S S O / 二重引張試験結果及び考察 (中間報告)

### 6.5.1 試験目的

T M C P Type II 鋼材は従来圧延型鋼材と比べて脆性破壊伝播停止特性が優れており、船殻構造物等の大型溶接鋼構造物におけるクラック・アレスター材への適用が期待されている。しかしながらクラック・アレスター材に要求されるべき靱性に関しては高速で伝播する亀裂についての動的解析術が確立しないと正確には論じられない。そこで T M C P Type II 鋼材が長大脆性亀裂を伝播停止しうるかを実験的に検証し、さらに近年著しく、進歩しつつある動的解析技術により長大脆性亀裂の伝播停止挙動を明らかにするために大型混成 E S S O / 二重引張試験を実施した。

### 6.5.2 供試材料

供試鋼材は、T M C P Type II 型 50 キロ級高張力鋼板の大入熱溶接非対策材 (K E 3 6 鋼板) 5 チャージ、同大入熱溶接対策材 (K E 3 6 鋼板) 5 チャージ及び比較のため従来圧延型焼きならし処理鋼板 (K E 3 6 鋼板 1 チャージ) の全 11 チャージとした。板厚は全て 35 mm である。供試鋼符号及び試験担当箇所を表 6.5.1 に示す。

### 6.5.3 試験方法

圧延平行 (L) 方向から採取した幅 800 mm、長さ 1500 mm の供試鋼板に幅 1200 mm、長さ 1500 の脆性亀裂助走板を両面層盛 C O<sub>2</sub> アーク溶接等により溶接し、図 6.5.1 に示す試験片を製作した。製作にあたり、亀裂助走板は、試験応力において脆性亀裂が枝分れせずに伝播する様靱性レベルを選定し、かつ助走板とのとりつけ溶接部の靱性が試験板と比べて充分低くなる様に留意した。脆性亀裂の伝播停止過程におけるきれつ速度、歪及び荷重の変化を計測するために試験片に各種ゲージを貼付した。亀裂伝播速度の計測には C D ゲージを用い歪、及び荷重変化の計測には歪ゲージを用いた。それらの貼付位置及び測定要領を図 6.5.2 に示す。図 6.5.3 は動的計測系ブロック図の一例である。脆性亀裂伝播中の各ゲージからの信号を歪アンプ (応答周波数 50 KHz 以上) 等を通してトランジェント・レコーダ又はデータレコーダに記録し動的解析の入力データとして使用した。

試験に際し、試験板部の温度は一様とし、亀裂助走板部では脆性亀裂が枝分れせずに、伝播する様な適当な温度分布を施した。試験は各チャージ共 3 体実施し試験板部の温度、あるいは試験応力を変化させて脆性亀裂の伝播停止挙動を調査した。使用した試験機的主要性能を表 6.5.2 に示した。

### 6.5.4 試験結果

表 6.5.3 および表 6.5.4 に試験結果の一覧を示す。図 6.5.4 に試験温度と試験結果の関係を示す。試験片符号 E-1 は脆性亀裂が試験板に 260 mm 突入して停止した。破面の観察によると亀裂が試験板に突入後直ちにシア・リップの形成がみられ、この脆性亀裂は試験板に突入した時点で停止することが決定付けられていたと考えられる。よって E-1 の結果を "アレスト" とみなして結果の整理を行なった。

図 6.5.5 に試験温度における試験板の Kca 値 (温度勾配型脆性亀裂伝播停止試験により得られた値) と試験結果との関係を示す。

$$K = \sigma_g \sqrt{\pi a} \sqrt{\frac{2B}{\pi a} \tan \frac{\pi a}{2B}} \quad (\text{Kgf} \sqrt{\text{mm}} / \text{mm}^2) \quad \dots \dots \dots (6.5.1)$$

ただし  $\sigma_g$  : 負荷応力 (グロス応力) (kgf / mm<sup>2</sup>)  
B : 試験片幅 (mm)  
a : 亀裂長さ (mm)

図中、町田らにより求められた長大亀裂における有効 K 値 Keff と (6.5.1) 式により計算される公称 K 値との関係を併せて示した。脆性破壊伝播に伴って生ずる荷重低下の影響を考慮するために動的計測において得られた荷重低下率の実測値 P/P<sub>0</sub> を用いて解析した結果を図 6.5.7 に示す。突入時の K 値は (6.5.1) 式と P/P<sub>0</sub> より次式

$$K = \sigma g \sqrt{\pi a} \sqrt{\frac{2B}{\pi a} \tan \frac{\pi a}{2B}} (P/P_0) \dots\dots\dots (6.5.2)$$

を用いて算出し、試験板のKca 値との関係を求めた。

一方、亀裂伝播に伴う荷重低下率は亀裂の長さによるコンプライアンスの変化を用いて静的解析により求めることができる。<sup>(1)</sup>そこでこのコンプライアンス法を適用して、荷重低下を考慮した突入時のK値と試験板のKca値の関係を求め図6.5.8に示した。本法は荷重低下率P/P<sub>0</sub>を亀裂の有無によるコンプライアンスの変化から

$$P/P_0 = \frac{m_0 + n_0}{m(a) + n_0} \dots\dots\dots (6.5.3)$$

- P : 亀裂長 a における荷重
- P<sub>0</sub> : 亀裂長 0 における荷重
- n<sub>0</sub> : 試験機のコンプライアンス
- m<sub>0</sub> : 亀裂長 0 における試験片のコンプライアンス
- ma : 亀裂長 a における試験片のコンプライアンス

で表わせるものと仮定し 次式

$$K = \sigma g \sqrt{\pi a} F(x) (P/P_0) \dots\dots\dots (6.5.4)$$

P/P<sub>0</sub> は (6.5.3) 式による

F(x) : 石田の解

より荷重低下を考慮したK値を算出するものである。コンプライアンス法により求めた荷重低下率は動的計測における実測値よりおおむね大きくなっている。

これらの静的な解析結果から本試験結果と試験板のKca値との関係を説明することはできない。しかしながら供試した全ての鋼板において、Kca 値が 400 kgf√mm/mm<sup>2</sup> 以上あれば、応力 30 kg/mm<sup>2</sup> にて伝播している長さ 1200mm の脆性亀裂を停止させていることがわかる。実際の荷重低下率は 80% 前後であり、このことを考慮に入れても応力 24 kgf/mm<sup>2</sup> で伝播している 1200mm の脆性亀裂を停止できるものと考えられる。長大きれつを有する構造物の有効K値の上限は 600 kgf√mm/mm<sup>2</sup> 程度であるという有効K値の考え方が金沢らにより提案されている。<sup>(2)</sup>本実験結果はこの知見と一致するものであり、600 kgf√mm/mm<sup>2</sup> の上限有効K値は充分安全側の値であると考えられる。

### 6.5.5 動的解析

1970年代における巨大船建造の気運に呼応して行なわれた超広幅の脆性破壊伝播止試験による長大き裂の実験結果は、それまでの標準サイズ試験における静的取扱いをそのまま拡張適用することが困難であることを示した。これが、我国において、動的解析の必要性を認識する端緒となったものである。

伝播現象をエネルギー論的に考える場合には、静的概念による取扱いではき裂停止時の応力拡大係数は材料の停止靱性値に等しいと考えるのであるが、動的概念による取扱いでは、系全体からき裂先端に供給されるエネルギーの変化率に運動エネルギーの減少率が寄与するものであり、これが一般にはき裂速度に依存すると考えられる材料の抵抗値と等しい状態でき裂が伝播を継続し、前者が後者以下となる時点でき裂は停止すると考えるのである。き裂伝播中に試験片が持っていた運動エネルギーが、後半き裂進展のためのエネルギーに変換されるという考え方によれば、き裂は従来の静的概念による停止長さより長い位置で停止することになり、従来の静的概念による設計思想に大きな問題を投げかけることになる。

さて、系のエネルギー保存則を考えると、Wを外力仕事、Uを歪エネルギー、Kを運動エネルギー、Dを散逸エネルギー、Aをき裂面積として、次式を得る。

$$\frac{dW}{dA} - \frac{dU}{dA} - \frac{dK}{dA} = \frac{dD}{dA} \dots\dots\dots (6.5.5)$$

上式で左辺はき裂進展にともなって力学系から供給されるエネルギー率でいわばき裂を進展させようとする原動力(き裂進展力)であり、右辺は材料が破壊する際に不可逆的に散逸するエネルギー率で材料の破壊伝播に対する抵抗力に当る。静的な場合に於いて前者をG、後者をRと表わすと、き裂の伝播停止基準は次式で記述される。

$$\left. \begin{array}{l} \text{伝播} : G = R \\ \text{停止} : G < R_{\min}(R \text{の最小値}) \end{array} \right\} \dots\dots\dots (6.5.6)$$

Rは、例えば鋼材の場合少なくとも温度、き裂速度に依存すると思われるが、原理的にはRがその影響因子の関数としてわかれば(6.5.5)式を与えられた境界条件の下で解くことにより、き裂の挙動がすべてわかることになる。

き裂の動的取扱いについては、多くの研究がなされてきたが、解析的な扱いは非常に困難がともなう。これは、境界における応力波の反射が主たる原因であり、結局、無限板中を一定速度で進展するといった極めて単純な境界条件の場合に解が得られているにすぎない。

一方、近年の電子計算機の性能向上にともなう数値解析技術の発展は、き裂の動的解析の分野においても威力を発揮している。すなわち、有限要素法(FEM)、差分法(FDM)などの数値解析法により、伝播停止挙動をシミュレートし、現象の基本的側面をとらえようとするものである。現在のところ、主として二次元弾性解析ではあるが、いくつかの有用な知見が得られている。しかしながら解析結果の解釈について統一的な結論が得られているわけではなく、種々議論が分かれているのが現状である。これは、ひとつには計算コードの信頼性について十分な検討がなされていない点が問題として挙げられる。そこで本項では、2種のFEMプログラムおよびFDMプログラムを使用し、実験結果の動的解析を行なって比較検討を試みるものである。

まず計算手法の概要から述べる。

(1) 有限要素法-1 (FEM-1)<sup>(3)</sup>

1) 基礎方程式

FEMでは、運動方程式は次式のように離散化されて表わされる。

$$[M] \{ \ddot{u} \} + [K] \{ u \} = \{ f \} \dots\dots\dots (6.5.7)$$

ここに、[M] : 質量マトリックス

[K] : 剛性マトリックス

{ u } : 変位ベクトル

{  $\ddot{u}$  } : 加速度ベクトル

{ f } : 力ベクトル

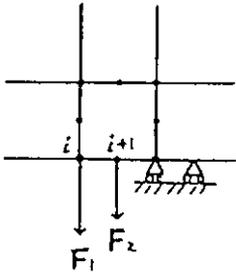
2) 数値解法

運動方程式 : Newmarkの $\beta$ 法

逆行列 : ZienkiwiczのActive Column Profile Equation Solver

要素 : 8節点4角形および6節点3角形アイソパラメトリック要素

3) 境界条件



き裂進展：き裂先端に相当する節点の反力を解放することによってき裂進展を近似する。

この際反力は時間に対して直線的に減少させる。ただし、8 節点であるため、

i 番と i+1 番の節点は同時に解放する。なお空間メッシュサイズは 100 mm、

時間メッシュサイズは 2 μ sec である。

荷重条件：実験において計測された歪ゲージの出力をそのまま入力条件とする。この際、

歪変化そのものの入力は困難であるため、応力に変換して節点力データとして入力する。

4) 動的破壊靱性値  $K_D$

静的な場合の類推から、動的破壊靱性値  $K_D$  を次式で定義する。

$$K_D = \sqrt{\frac{E}{1-\nu^2} \cdot \frac{dD}{dA}} \dots\dots\dots (6.5.8)$$

原理的には、(6.5.5)、(6.5.8)式を用いればよいが、数値上の精度の問題から、crack closure energy  $\Delta E_c$  を用いて散逸エネルギー率を算定する。

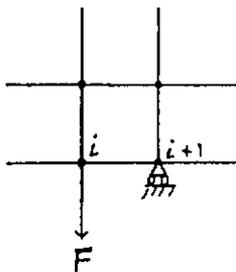
$$K_D = \sqrt{\frac{E}{1-\nu^2} \frac{\Delta E_c}{dA}} = \sqrt{\frac{E}{1-\nu^2} f \sigma_y(t) \{dv(t)\}} \dots\dots\dots (6.5.9)$$

ここに  $\sigma_y(t)$  : き裂先端近傍の y 方向応力

$v(t)$  : き裂先端近傍の y 方向変位

(2) 有限要素法-2 (FEM-2) (4)

基本的に FEM-1 と同様である。異なる点を挙げる。



要素：4 節点 4 角形アイソパラメトリック要素。従ってき裂進展の際、反力を解放する節点は 1 個である。

時間メッシュサイズはほぼ 14 μ sec

荷重条件：簡単のため試験片端部 (E, F 試験体ではき裂線より 240 mm 位置) の変位を固定。

$K_D$  の計算：

$$K_D = \sqrt{\frac{E}{1-\nu^2} \frac{\Delta D}{dA}}, \Delta D = \Delta W - \Delta U - \Delta K \dots\dots\dots (6.5.8)$$

(8) 差分法 (FDM) (5)

1) 基礎方程式

二次元弾性体の運動方程式を変位で記述すると次のようになる。

$$\left. \begin{aligned} C_1^2 \frac{\partial^2 v}{\partial x^2} + (C_1^2 - C_2^2) \frac{\partial^2 v}{\partial x \partial y} + C_2^2 \frac{\partial^2 u}{\partial y^2} &= \frac{\partial^2 u}{\partial t^2} \\ C_2^2 \frac{\partial^2 v}{\partial x^2} + (C_1^2 - C_2^2) \frac{\partial^2 u}{\partial x \partial y} + C_1^2 \frac{\partial^2 v}{\partial y^2} &= \frac{\partial^2 v}{\partial t^2} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (6.5.10)$$

ここに,  $u, v$  : x, y 方向変位

$C_1, C_2$  : 縦波, 横波速度

## 2) 数値解法

中心差分による陽解法。

FEMが近似的な運動方程式を厳密に解く手法であるのに対し、FDMは厳密な方程式を近似的に解く手法である。

## 3) 境界条件

き裂進展は反力の解放、荷重は歪変化の入力。時間メッシュは  $1 \mu\text{sec}$ 、空間メッシュは  $h = 20\text{mm}$ 。

## 4) $K_D$ の計算

(6.5.8)式に同じ。

## (4) 解析結果の比較

E-1 試験体 ( $\text{Temp} = -20^\circ\text{C}$ ,  $\sigma_0 = 30\text{kgf}/\text{mm}^2$ ,  $G_0$ ) を例にとり、3種のプログラムによる結果の比較検討を行なう。

### 1) 要素分割

FEM-1について図6.5.10 (1), (2), FEM-2について図6.5.11, FDMについて図6.5.12に示す。

### 2) 境界条件

FEM-1 : E-1は、き裂線より650mmおよび2000mm位置で歪の時間変化を計測している。そこで前者の位置を境界にする場合(部分解析)、後者の場合(全体解析)の2通りを行なう。初期状態を得た後、実測速度でき裂を進展させる。

FEM-2 : 240mm位置の変位を固定。  $v = 2400\text{mm} \times 30\text{kgf}/\text{mm}^2 \div E = 3.43\text{mm}$

FDM : FEM-1に同じ。

### 3) 歪変化の比較

全体解析の場合、650mm位置での歪変化を計算できる。この位置では実験で測定を行なっているため、両者を比較することにより、解析精度の検討を行なうことができる。

図6.5.13はその結果を示したものである。図中の番号は、歪ゲージの番号(発生部に近い位置から1.2...8)である。ここでは、実験値とFEM-1, FEM-2の結果を比較した。時間とともに差が大きくなっているようであるが、傾向的にはかなり良好な対応を示している。

### 4) エネルギー変化の比較

全体解析 : 図6.5.14にFEM-1, FDMの比較を示す。良好な一致を示している。

部分解析 : 図6.5.15に示す。FEM-1とFDMの差は大きい。ところで $W$ ,  $U$ ,  $K$ の値は解析対象の大きさに依存するが、散逸エネルギー $D$ は(破壊エネルギーであるから)、依存するものであってはならない。FDM計算では図6.5.14と比較すると明らかに異なる値をとっている。一方、FEM-1では(図6.5.15に点線で示すように)多少の差はあるが、ほぼ一致しておりFDMに比してより信頼できる結果となっている。

### 5) $K_D$ 変化の比較

全体解析 : 図6.5.16にFEM-1, FEM-2, FDMの比較を示す。前半は3者共に良好な一致を示しているが、後半FEM-2は他の2者とかなりの差を示している。これは荷重条件がFEM-2では変位固定であり、後半の試験片の変形を過小に評価しているためと思われる。なお図中に  $\tan$  公式による $K$ 値(6.5.1式)を点線で示した。前半はき裂速度も比較的遅いため動的効果は少なく、ほぼ等しいが、後半、応力波の影響がではじめると荷重落下の考慮されていない  $\tan$  公式では過大となる。

部分解析：図 6.5.17 に示す。エネルギー変化の場合と同様に FDM は全体解析との差がある。FEM-1 では全体解析との差が小さく、ここでも、その信頼性が示された。

#### 6) ま と め

FEM-2 は、境界条件が他と異なるので厳密な比較はできないが、以上の検討をまとめると、

- i) 歪変化の検討より、FEM-1 の全体解析は妥当である。
- ii) FEM-1, FDM の全体解析は、ほぼ一致する結果となる。
- iii) 理論上、全体解析・部分解析において、D の変化、 $K_D$  の変化に差があってはならないが、FEM-1 ではほぼ一致するものの、FDM では差が大きい。

結局、ここでの数値解析手法としては、FEM-1 および FDM の全体解析が信頼できよう。FDM の部分解析の結果に問題がある原因は不明であるが、境界条件の取扱いなどのミスか、あるいは本質的なものか、検討が必要である。

#### (5) 動的解析のまとめ

実験結果の一部ではあるが、解析した結果から突入時の  $K_D$  値を表 6.5.4 に示す。また標準試験による  $K_{ca}$  値との比較を図 6.5.9, 図 6.5.18 ~ 20 に示す。

これらの結果によると、動的解析を行っても  $K_{ca}$  と突入時の  $K$  値の間の差は説明できない。標準試験片の結果は動的解析を行っていないので断定はできないが、標準試験片では  $\tan$ -公式による  $K_{ca}$  値は動的にも妥当であると言われており、<sup>5)</sup> ここでの結果によれば、広幅試験と標準試験の差は動的効果のみが原因であるとは言えないことになる。この原因が、解析が二次元弾性であることの限界（シアリップなどの考慮の欠如）によるものか、他の要因も関連するものか、今後、詳細な検討が必要と思われる。

#### 参 考 文 献

- 1) 金沢, 町田ら造船学会論文集 № 130 P 343 ~ 351
- 2) Kanazawa, Machida et al ASTM STP 627. 1977, P 39 ~ P 58
- 3) 西山五郎・東京大学修士論文 (1984)
- 4) 浦野吉雄・三港重工技報, Vol. 19. № 3 (1982)
- 5) 金沢武他造船学会論文集 144号 (1979)

表 6.5.1 供 試 鋼

鋼 種	新製溶法による50キロ級高強力鋼 (KE36, 板厚35mm)										従来鋼(ノルマ処理鋼) (KE36, 板厚35mm)
	A		B		C		D		E		A
鉄鋼メーカー	一般鋼 (大入熱 非対策鋼)		一般鋼 (大入熱 非対策鋼)		一般鋼 (大入熱 非対策鋼)		一般鋼 (大入熱 非対策鋼)		一般鋼 (大入熱 非対策鋼)		一般鋼 (大入熱 非対策鋼)
供 試 鋼	大入熱対策鋼 (大入熱 非対策鋼)		大入熱対策鋼 (大入熱 非対策鋼)		大入熱対策鋼 (大入熱 非対策鋼)		大入熱対策鋼 (大入熱 非対策鋼)		大入熱対策鋼 (大入熱 非対策鋼)		大入熱対策鋼 (大入熱 非対策鋼)
供試鋼(試験片)符号	A (36E35A)		B (36E35B)		C (36E35C)		D (36E35D)		E (36E35E)		F (36E35F)
	J (36E35J)		L (36E35L)		H (36E35H)		G (36E35G)		K (36E35K)		
試験片製作および試験実施場所											
大型化成ESSO/二重 引張試験 実施場所	A		B		C		D		E		A

表 6.5.2 試験機の概要

Testing machine	Test material				Characteristics of the testing machine			
	TM <sup>1)</sup>	TM(H) <sup>1)</sup>	N <sup>1)</sup>	Capacity (Ton)	Type	Pins distance (m)	Machine compliance (mm/kgf)	
a	A	J	K	8,000	Horizontal	7.3	1.04 x 10 <sup>-6</sup> 3.31 x 10 <sup>-6</sup> 2)	
b	B	L	-	5,000	ditto	5.0	0.90 x 10 <sup>-6</sup>	
c	C	H	-	3,000	ditto	5.3	2.05 x 10 <sup>-6</sup>	
d	D	G	-	8,000	ditto	5.1	1.14 x 10 <sup>-6</sup>	
e	E	F	-	10,000	ditto	8.4	1.35 x 10 <sup>-6</sup>	

Note 1. TM: Thermo-Mechanical Controlled Rolling Process Steel.  
TM(H): High Heat-Input Weldable Thermo-Mechanical Controlled Rolling Process Steel.

N: Normalized Steel.

2. For No. 2 & 3 specimens.

表 6.5.3 大型混成ESSO/二重引張試驗結果

Test plate			No. 1 test					No. 2 test					No. 3 test				
Material	Mark	vTs (°C)	Temp. (°C)	$\sigma$ (kgf/mm <sup>2</sup> )	vTs(4) (°C)	Kca(5) (kgf/mm <sup>1.5</sup> )	Result (mm(6))	Temp. (°C)	$\sigma$ (kgf/mm <sup>2</sup> )	vTs(4) (°C)	Kca(5) (kgf/mm <sup>1.5</sup> )	Result (mm(6))	Temp. (°C)	$\sigma$ (kgf/mm <sup>2</sup> )	vTs(4) (°C)	Kca(5) (kgf/mm <sup>1.5</sup> )	Result (mm(6))
TM(1)	A	-112	-20	30	+20	1300	Arrest	-40	30	-55	540	Arrest	-60	30	-55	260	Propagate
	B	-102	-20	30	-74	650	No test	-40	30	-74	320	Propagate	-50	14.3	-74	210	Propagate
	C	-78	-20	30	-33	1100	Arrest (Bifurcate)	-40	30	-33	600	Arrest (Bifurcate)	-50	30	-33	420	Arrest
	D	-122	-20	30	+5	2100	Arrest	-40	27	+5	1250	Arrest	-65	27	+5	350	Arrest (Bifurcate)
	E	-68	-20	30	-6	370	Propagate	-10	30	-6	600	Arrest (260 mm)	-20	6	-6	370	No test
K36E	F	-73	-20	30	-6	730	Arrest	-40	30	-6	450	Arrest	-50	30	-6	350	Propagate (550 mm)
	G	-103	-20	30	+5	4500	Arrest	-40	30	+5	3000	Arrest	-82	25	+5	370	Arrest (Bifurcate)
	H	-91	-20	30	-33	1300	Arrest (Bifurcate)	-40	30	-33	710	Arrest (Bifurcate)	-60	30	-33	370	Arrest
	J	-114	-20	30	+20	1100	Arrest	-40	30	-55	570	Arrest	-60	30	-55	300	Propagate
TM(H)(2)	L	-124	-20	30	-93	920	No test	-20	30	-74	920	Arrest	-40	30	-74	660	Arrest
N(3)	K	-25	-20	30	+20	220	Propagate	+4	30	+20	450	Arrest	+8	35	+20	500	Arrest

Remarks: (1) TM: Thermo-Mechanical Controlled Rolling Process Steel.  
 (2) TM(H): High Heat-Input Weldable Thermo-Mechanical Controlled Rolling Process Steel.  
 (3) N: Normalized Steel.  
 (4) vTs of the brittle plate.  
 (5) Kca value of the test plate.  
 (6) Penetrated crack length.

表 6.5.4 試驗解析結果

Steel	Mark	Test Results				Analyzed K value (Kgf $\sqrt{\text{mm/mm}^2}$ )							
		Temp. (°C)	Stress $\sigma$ (Kgf/mm $^2$ )	Kca of test plate (Kgf/mm $^{1.5}$ )	Result	Static analysis			Dynamic analysis				
						By tan. formula eq. (6.5.1)	By load- ing drop eq. (6.5.2)	By compli- ance eq. (6.5.4)	By FDM	By FEM-1	By FEM-2		
TM <sup>(1)</sup>	A	1	-20	30	1300	Arrest	2230	1383	1460	1600			
		2	-40	30	540	Arrest	2230	1762	1380				
		3	-60	30	260	Propagate	2230	1650	1380				
	B	1	-20	30	650	No test	—	—	—	—	—	—	
		2	-40	30	320	Propagate	2230	1227	1270	—	—	—	
		3	-50	14.3	210	Propagate	1060	1060	600	—	—	—	
	C	1	-20	30	1100	Arrest (B) <sup>(4)</sup>	2230	—	1450	—	—	—	
		2	-40	30	600	Arrest (B) <sup>(4)</sup>	2230	—	1450	—	—	—	
		3	-50	30	420	Arrest	2230	—	1450	—	—	—	
	D	1	-20	30	2100	Arrest	2230	1985	1320	1400			
		2	-40	27	1250	Arrest	2000	2000	1190				
		3	-65	27	350	Arrest (B) <sup>(4)</sup>	2000	—	1190				
	E	1	-20	30	370	Propagate	2230	—	1810	1750	2014	1700	
		2	-10	30	600	Arrest (260) <sup>(5)</sup>	2230	—	1810	1840	1946	—	
		3	-20	6	370	No test	—	—	—	—	—	—	
TM(H) <sup>(2)</sup>	F	1	-20	30	730	Arrest	2230	—	1810	1750	1946	—	
		2	-40	30	450	Arrest	2230	—	1810	1640	1980	—	
		3	-50	30	350	Propagate	2230	—	1810	1800	1809	1700	
	G	1	-20	30	4500	Arrest	2230	1806	1310				
		2	-40	30	3000	Arrest	2230	1962	1310				
		3	-82	25	370	Arrest (B) <sup>(4)</sup>	1850	—	1100				
	H	1	-20	30	1300	Arrest (B) <sup>(4)</sup>	2230	—	1450	—	—	—	
		2	-40	30	710	Arrest (B) <sup>(4)</sup>	2230	—	1450	—	—	—	
		3	-60	30	370	Arrest	2230	—	1450	—	—	—	
	J	1	-20	30	1100	Arrest	2230	1829	1460				
		2	-40	30	570	Arrest	2230	1985	1380				
		3	-60	30	300	Propagate	2230	1829	1380				
	L	1	-20	30	920	No test	—	—	—	—	—	—	
		2	-20	30	920	Arrest	2230	1004	1270	—	—	—	
		3	-40	30	660	Arrest	2230	2230	1270	—	—	—	
N <sup>(3)</sup>	K	1	-20	30	220	Propagate	2230	1383	1460				
		2	+4	30	450	Arrest	2230	1829	1380				1154
		3	+8	35	500	Arrest	2600	2132	1610				1660

Note: (1) TM: Thermo-Mechanical Controlled Rolling Process Steel.  
 (2) TM(H): High Heat-Input Weldable Thermo-Mechanical Controlled Rolling Process Steel.  
 (3) N: Normalized Steel.  
 (4) Bifurcation.  
 (5) Penetrated crack length in mm.

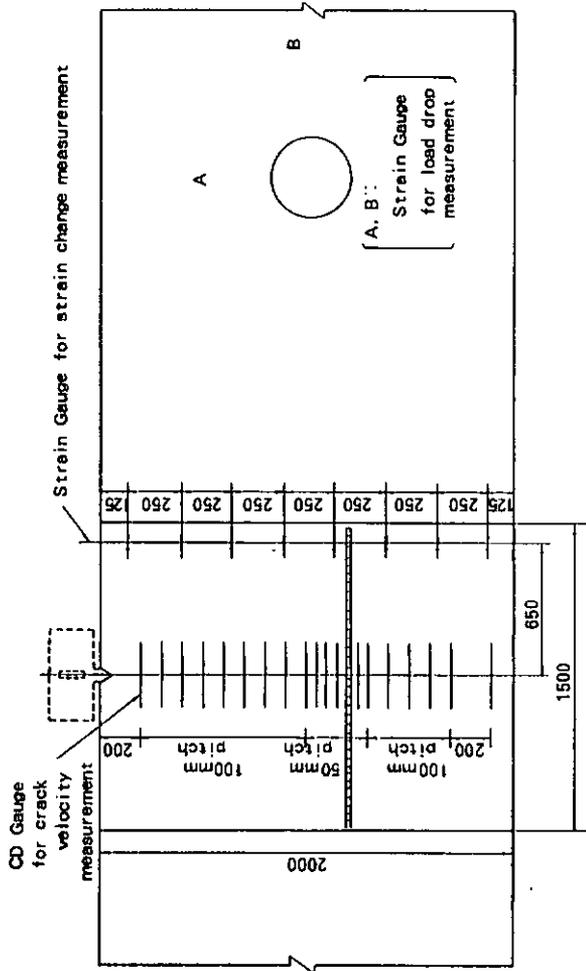


図 6.5.2 大形混成 ESO/二重引張試験亀裂速度、荷重変化、ひずみ変化測定要領

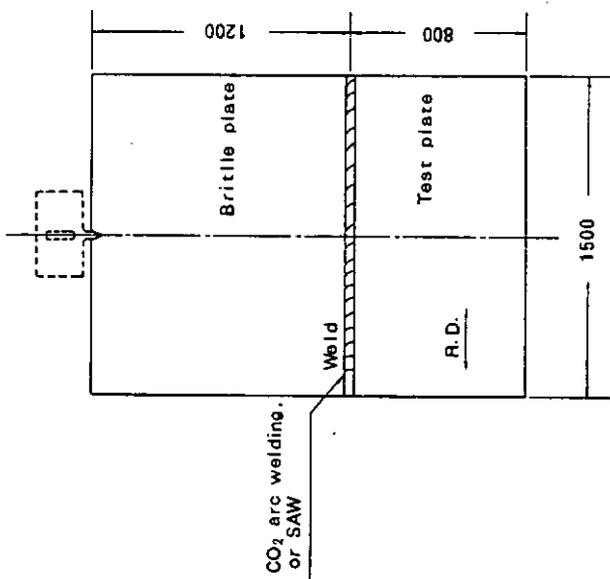


図 6.5.1 大形混成 ESO/二重引張試験片形状

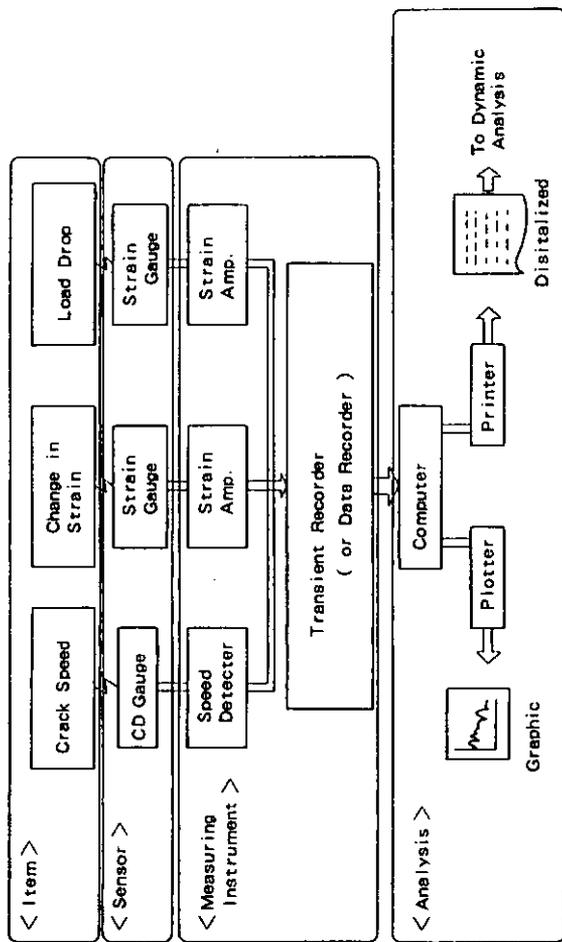
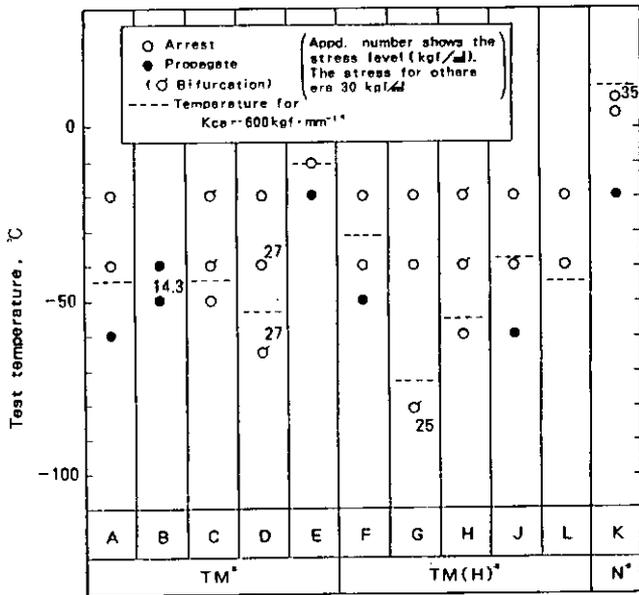
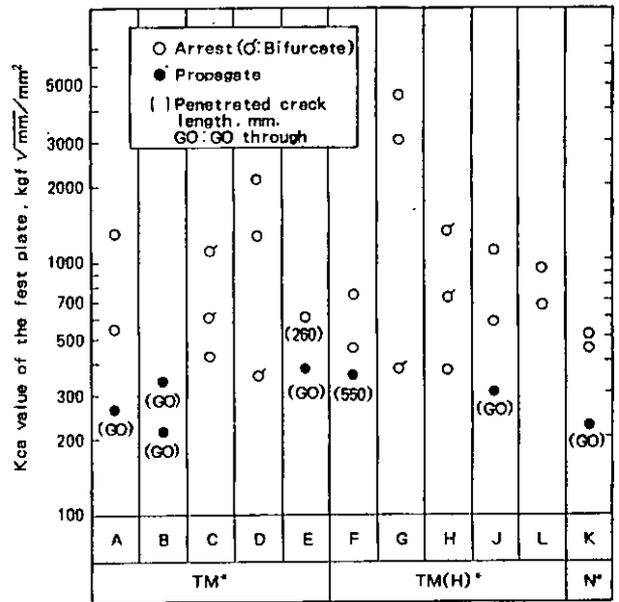


図 6.5.3 大形混成 ESO/二重引張試験の動的計測系統図



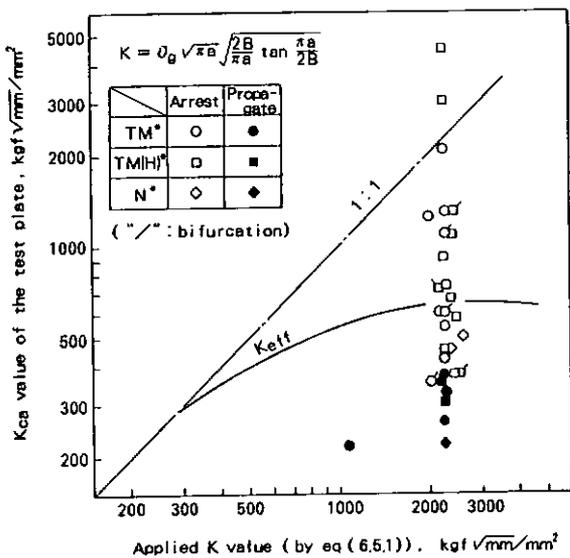
• Note) TM: Thermo-Mechanical Controlled Rolling Process Steel  
 TM(H): High Heat-Input Weldable Thermo-Mechanical Controlled Rolling Process Steel  
 N: Normalized Steel

図 6.5.4 大形混成 ESSO/二重引張試験結果と試験温度の関係



• Note) TM: Thermo-Mechanical Controlled Rolling Process Steel  
 TM(H): High Heat-Input Weldable Thermo-Mechanical Controlled Rolling Process Steel  
 N: Normalized Steel

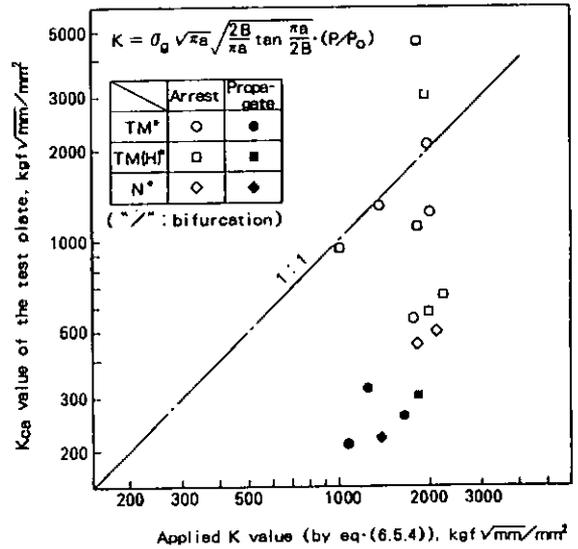
図 6.5.5 大形混成 ESSO/二重引張試験結果と試験板における脆性亀裂伝播停止特性との関係



• Note) TM: Thermo-Mechanical Controlled Rolling Process Steel  
 TM(H): High Heat-Input Weldable Thermo-Mechanical Controlled Rolling Process Steel  
 N: Normalized Steel

図 6.5.6 試験板突入時の K 値と試験板における脆性破壊伝播停止特性との関係 (1)

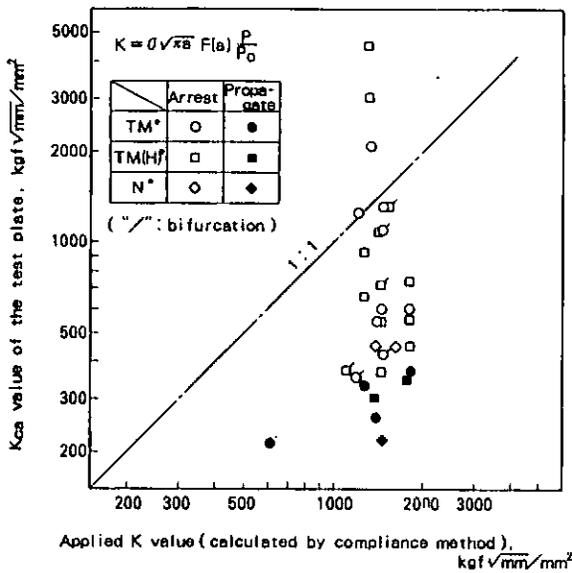
— tan 公式 —



• Note) TM: Thermo-Mechanical Controlled Rolling Process Steel  
 TM(H): High Heat-Input Weldable Thermo-Mechanical Controlled Rolling Process Steel  
 N: Normalized Steel

図 6.5.7 試験板突入時の K 値と試験板における脆性破壊伝播停止特性との関係 (3)

— 動的計測による荷重低下分の補正 —



• Note) TM: Thermo-Mechanical Controlled Rolling Process Steel  
 TM(H): High Heat-Input Weldable Thermo-Mechanical Controlled Rolling Process Steel  
 N: Normalized Steel

図 6.5.8 試験板突入時のK値と試験板における脆性破壊伝播停止特性との関係(2)  
 ——— コンプライアンス法 ———

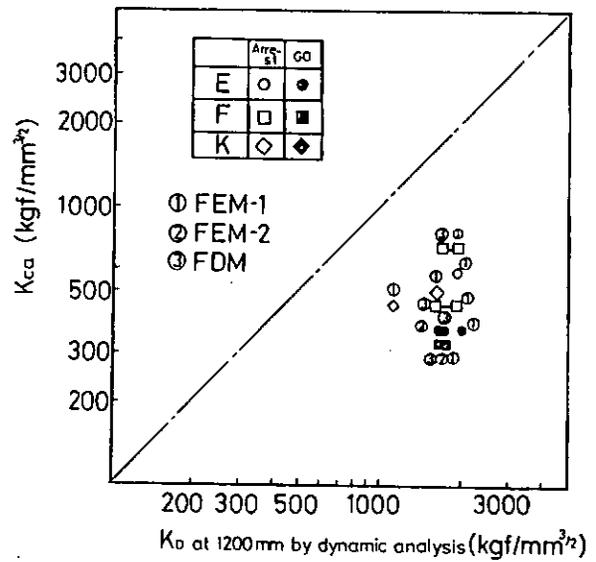


図 6.5.9 試験片突入時のK値と試験板における脆性破壊停止特性との関係(4)  
 ——— 動的解析 ———

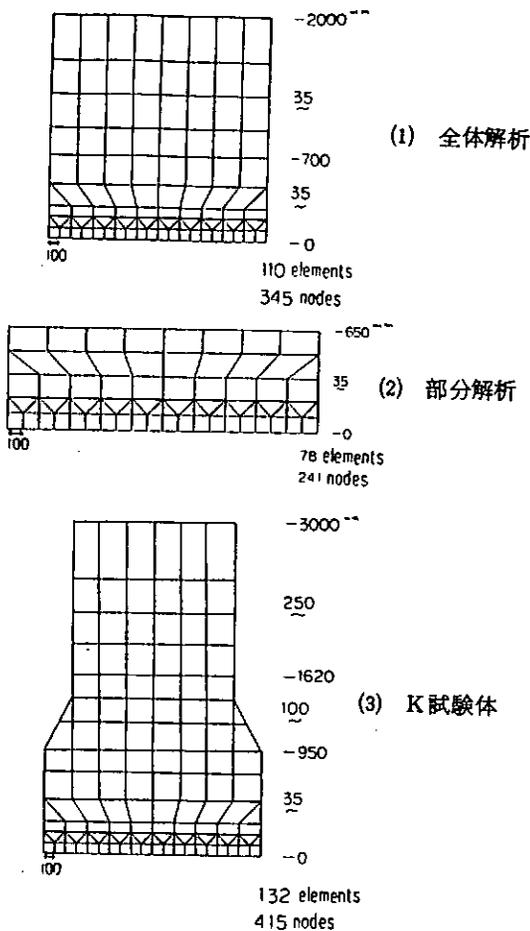


図 6.5.10 FEM-1 要素分割

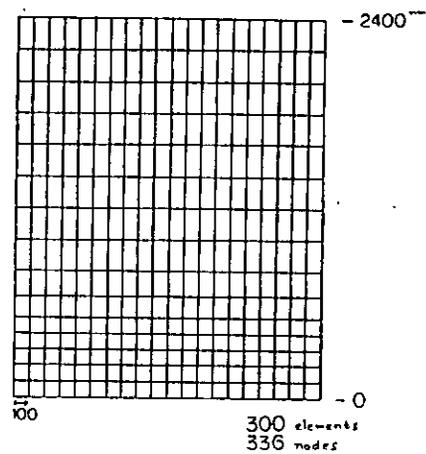


図 6.5.11 FEM-2 要素分割

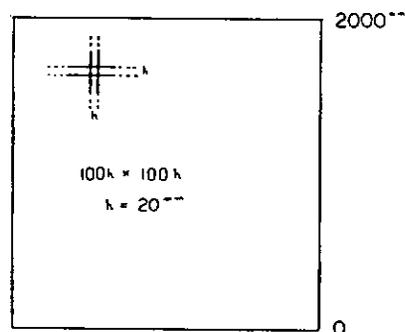


図 6.5.12 FDM分割

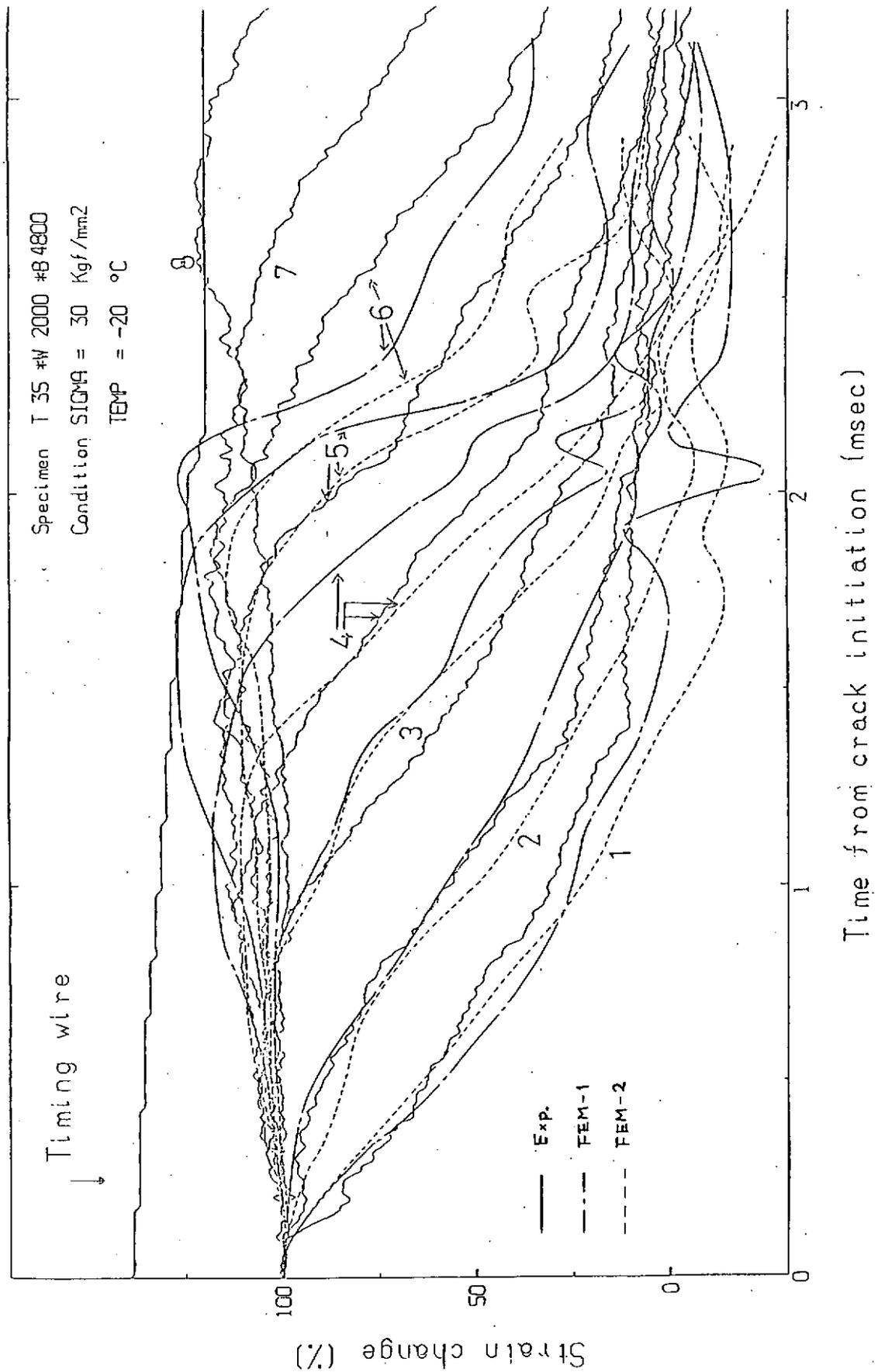


図 6.5.13 歪変化の比較 (E-1)

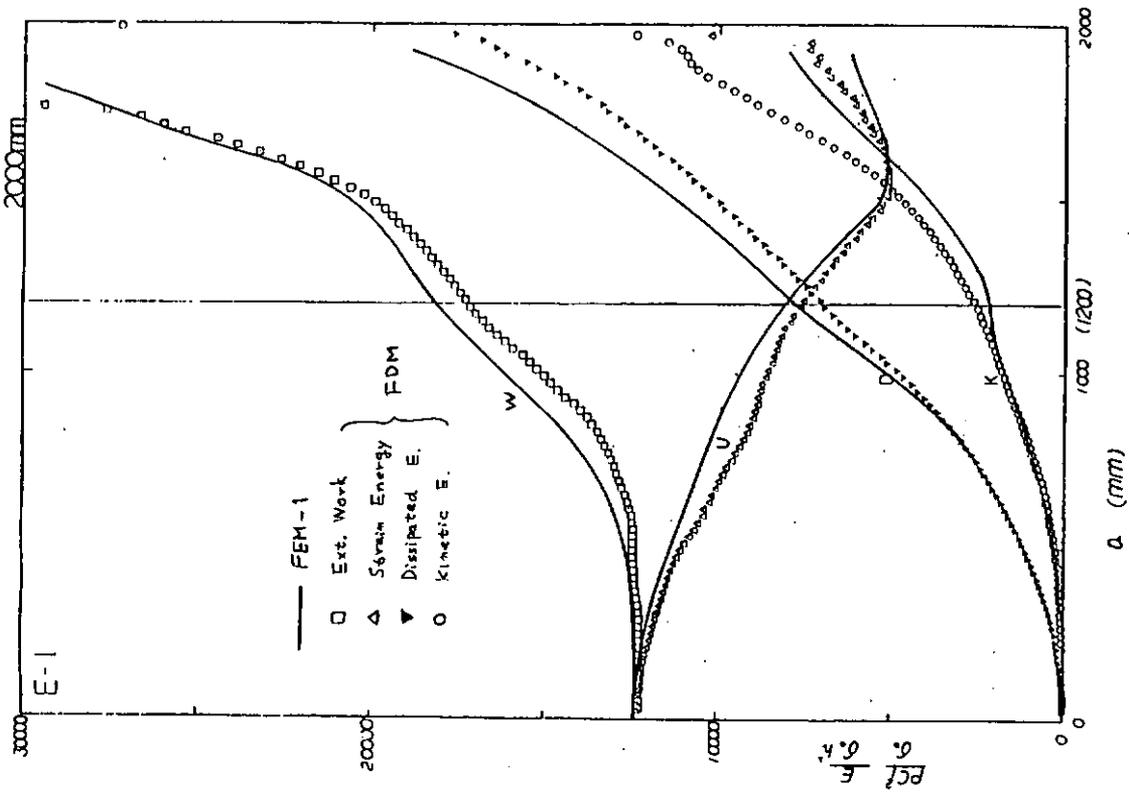


図 6.5.14 エネルギー変化 (E-1, 全体解析)

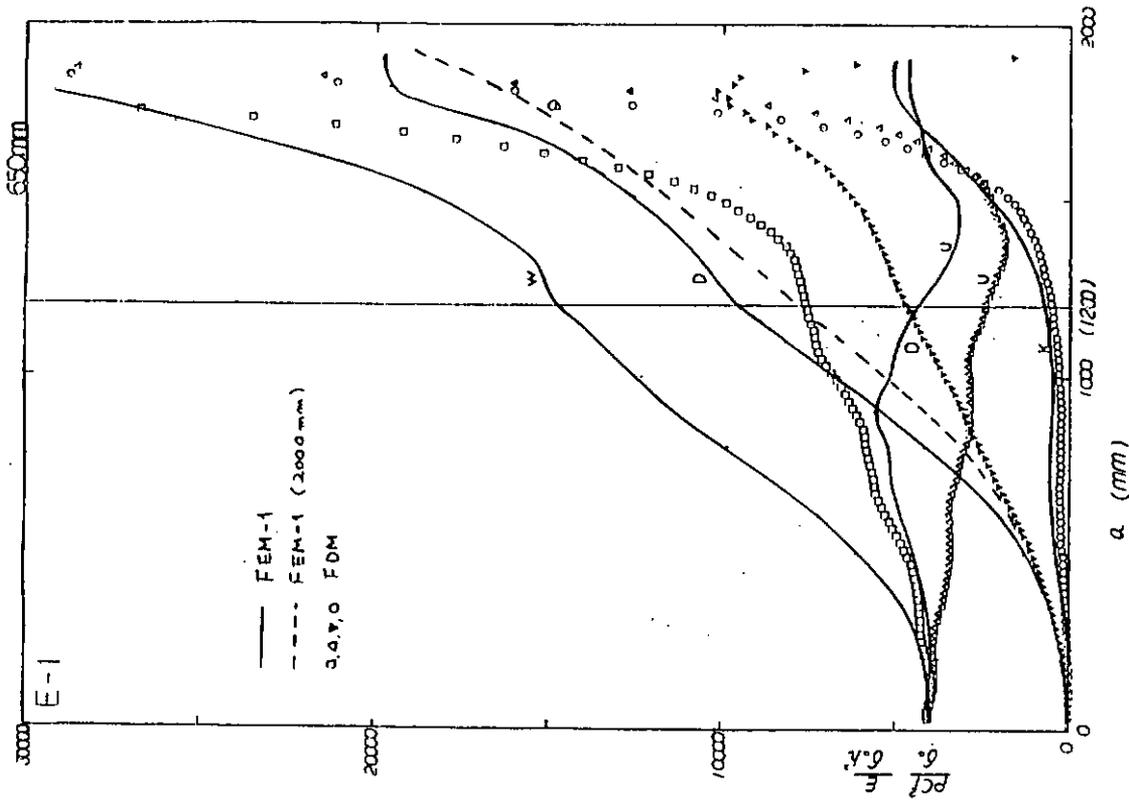


図 6.5.15 エネルギー変化 (E-1, 部分解析)

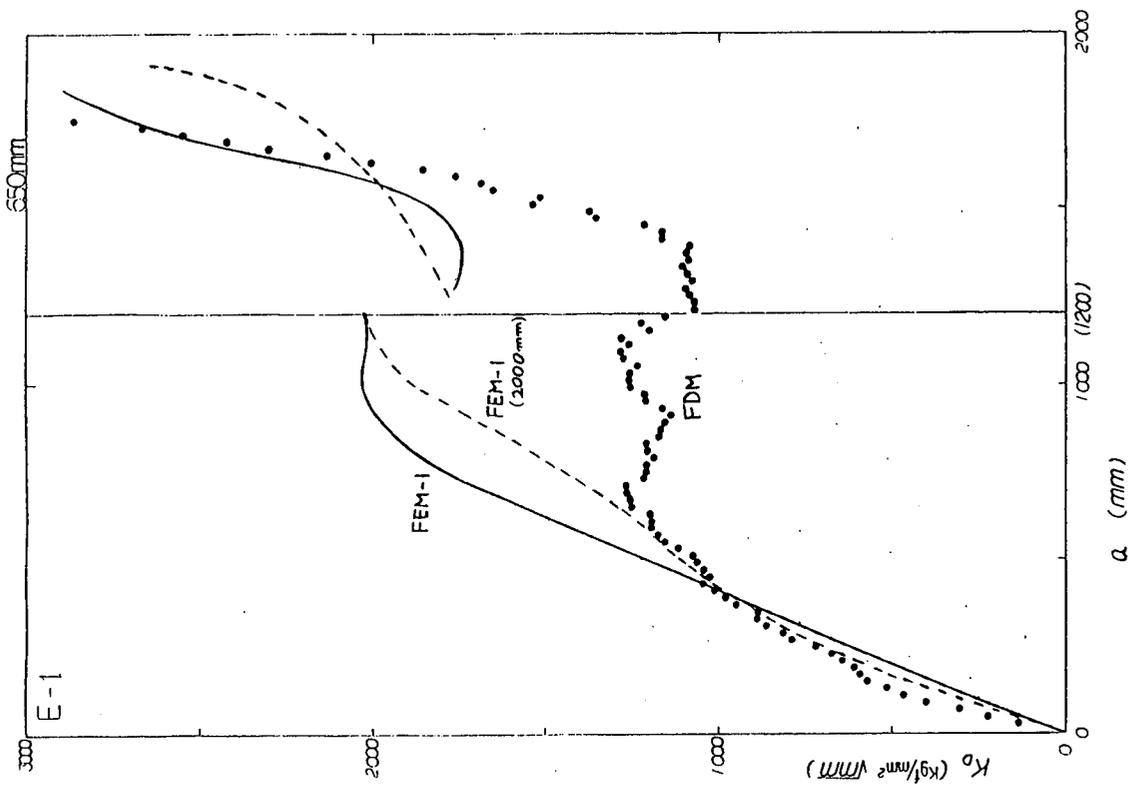


図 6.5.17  $K_D$  の変化 (E-1, 部分解析)

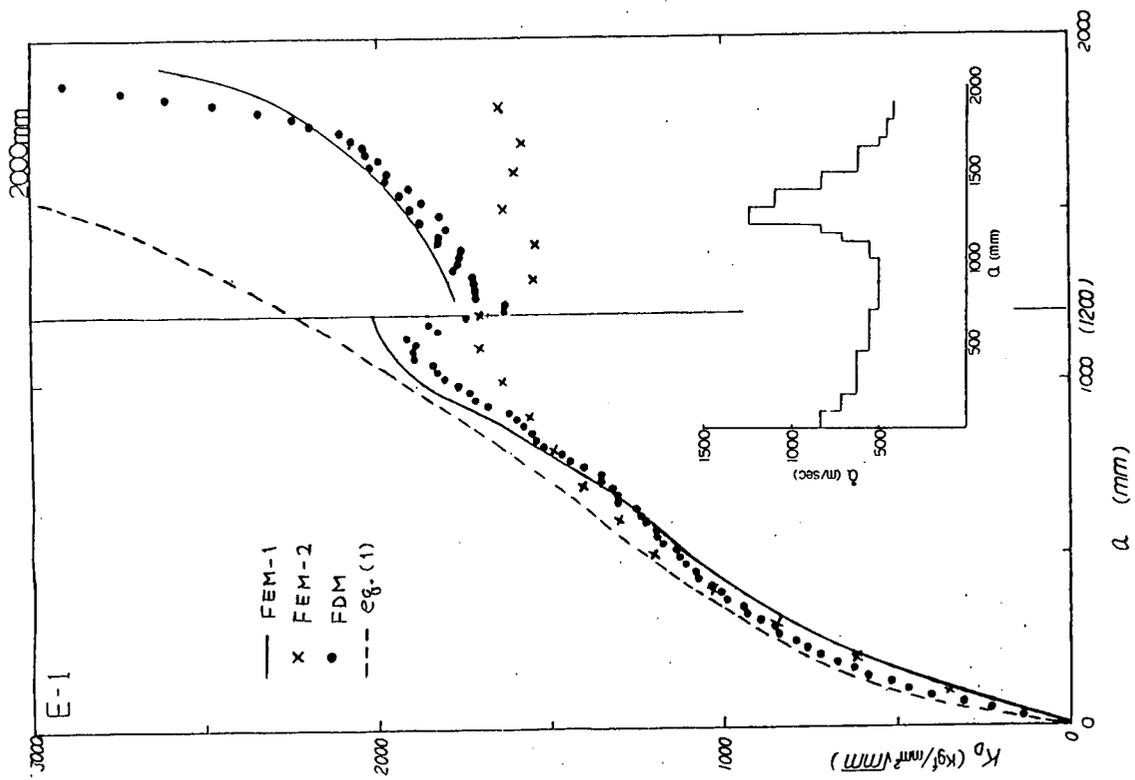


図 6.5.16  $K_D$  の変化 (E-1, 全体解析)

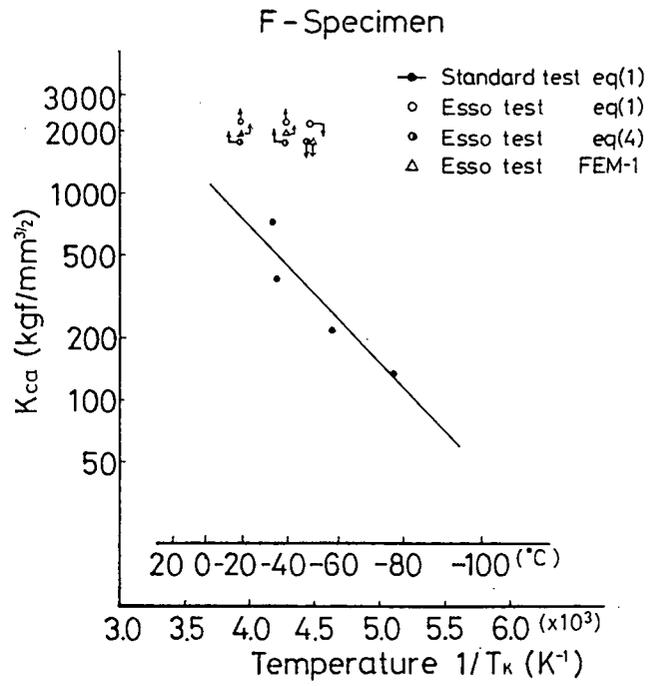
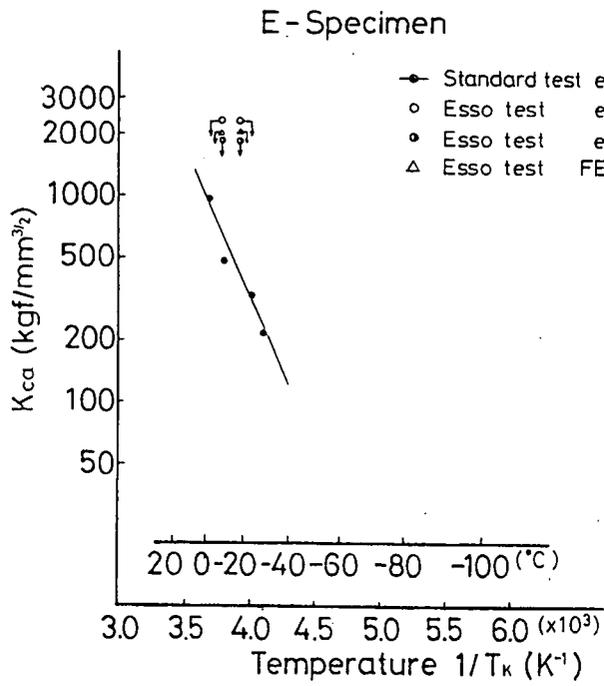


図 6.5.18 突入時のK値と試験板Kca値の比較(1) (E材) 図 6.5.19 突入時のK値と試験板Kca値の比較(2) (F材)

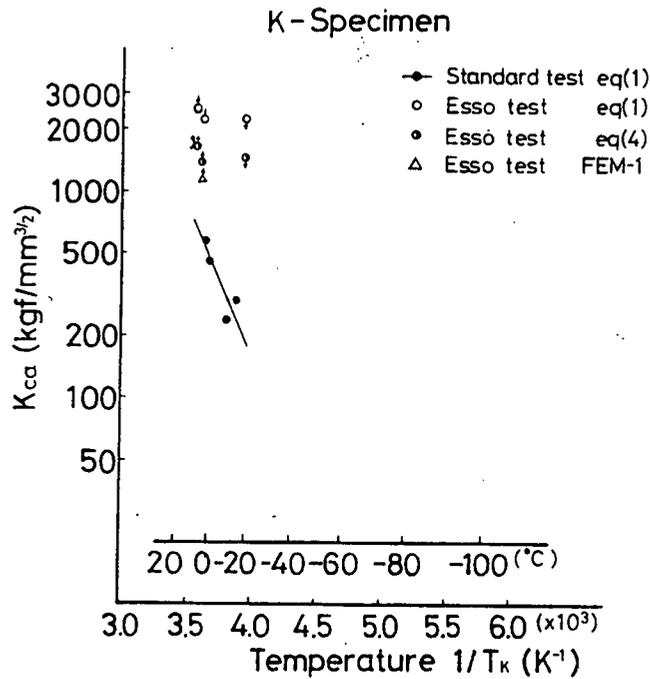


図 6.5.20 突入時のK値と試験板Kca値の比較(3) (K材)

## 7. 溶接割れ試験結果及び考察

### 7.1 共同実験の目的とその概要

第1年次は、新制御圧延鋼板の特性を生かした溶接作業性の改善をはかるため、種々の拡散性水素量の溶接棒を試作し、これらの溶接棒を用いて、炭素当量の異なる鋼板におけるショートビードおよび継手HAZの硬化性、耐割れ性を実験により調査した。

その結果、炭素当量の低い鋼板の場合、ショートビードによるHAZの硬化は、従来採用されている管理ビード長さよりはるかに短いビードにおいても、著しく改善されていることがわかった。また、水平すみ肉1パス溶接のごとく、拘束度の低い継手に対しては、比較的高い拡散性水素量の溶接棒の適用が可能であることが認められた。

しかしながら、斜めY形、あるいは窓枠拘束割れ試験のような、拘束度の大きな継手に対しては、鋼板の炭素当量が低下しても、溶接棒の拡散性水素量の増大にともなって、溶接金属に割れが発生し、継手としての耐割れ性改善の効果を必ずしも明確にすることはできなかった。

本年度は、上記の結果をふまえ、溶接金属の水素割れを防止する方法として、溶接棒の強度レベルを下げるのが有効であると言われていることに着目し、溶接金属の強度が溶接割れにおよぼす影響も、実験により調査することとした。さらに、第1年次に使用した溶接棒は、単に拡散性水素量を変えることに重点をおいたが、本年度の供試溶接棒は、水素量制限緩和による溶接作業性の向上に特に留意して試作することとした。

以上の方針にもとづき、本年度はTable 7.1.1に示す実験を実施することとした。なお、供試した鋼板、ならびに溶接棒の符号をTable 7.1.2および7.1.3に示す。

### 7.2 供試鋼板

供試鋼板はK32AおよびK36Aとし、板厚は第1年次の25mmに加え、実船に使用されている50HTの最小板厚に近いものとして、12mmを採用した。また、目標炭素当量はIACS当量式で0.26~0.38%の範囲の4レベルとした。製造方法は、今回の実験がすべて炭素当量と、他の溶接性影響因子との関係を調査する目的で行なわれることを考慮し、特に新制御圧延法にこだわらず、もっとも実用性の高い方法としている。

供試鋼板の鋼種、製造方法、化学成分および機械的性質をTable 7.2.1に示す。

### 7.3 供試溶接棒

供試溶接棒は、試験内容に応じて、全姿勢汎用棒と水平すみ肉専用棒の2種類とした。溶着金属の目標引張り強さは、現在50HT用溶接棒として使用されている50kgf/mm<sup>2</sup>級のほか、軟鋼用レベルの42および47kgf/mm<sup>2</sup>級を加え、溶接金属の引張り強さが耐溶接割れ性の改善におよぼす効果を調査した。また、拡散性水素量は、JIS法で5、15、30cc/100gの3レベルとし、耐溶接割れ性におよぼす影響を調査するとともに、水素量制限の緩和ともなり、溶接作業性改善の効果もあわせて調査することとした。

これらの溶接棒は、被覆剤の系統、合金成分系は特に規定していないが、造船一般に実用するという前提で試作している。

供試溶接棒の機械的性質、化学成分および拡散性水素量を、Table 7.3.1に示す。

Table 7.1.2 Symbols of test steel plates

Symbol	Intended Ceq(%)	Grade	Plate Thick. (mm)	Process
S26	0.26	K32A (M)	12	TM(III)
			25	TM(III)
S30	0.30	K36A (P)	12	TM(III)
			25	TM(III)
S34	0.34	K36A (Q)	12	TM(III)
			25	TM(III)
S30	0.30	K36A (R)	12	CP
			25	CP

Note: TM: Thermo-Mechanical Controlled Rolling Process Steel  
 CP: Conventional Process Steel

Table 7.1.3 Symbols of test electrodes

Type of Electrode	Intended Level of Hydrogen (cc/100g)	Intended Level of Deposited metal strength(kgf/mm <sup>2</sup> )		
		42	47	52
All Position	5	A0L	A0M	A0H
	15	—	—	A1H
	30	—	A2M	A2H
Horizontal Fillet	5	—	F0M	F0H
	15	—	F1M	F1H
	30	F2L	F2M	F2H

Table 7.1.1 Summary of test item

Test Items	Content of Tests		Steel Plates (Intended Ceq. and thickness)								
			S26		S30		S34		S38		
			12	25	12	25	12	25	12	25	
Basic properties of filler metal	Electrodes All Position type Horizontal fillet type [H] cc/100g : 5, 15, 30 T.S. Kgf/mm <sup>2</sup> : 42, 47, 52		—	—	—	—	—	—	—	—	—
	Various tests by HK rules Chemical analysis Diffusible hydrogen content Tensile test Bend test Charpy V-notch test		—	—	—	—	—	—	—	—	—
Basic properties of welded joints	All position type electrodes	Butt joint	Electrodes [H] cc/100g : 5, 15, 30 T.S. Kgf/mm <sup>2</sup> : 42, 47, 52	—	○	—	○	—	○	—	○
		Overhead fillet joint	Electrodes [H] cc/100g : 5, 15, 30 T.S. Kgf/mm <sup>2</sup> : 42, 47, 52	○	—	○	—	○	—	○	—
	Horizontal fillet type electrodes	Horizontal fillet joint	Electrodes [H] cc/100g : 5, 15, 30 T.S. Kgf/mm <sup>2</sup> : 42, 47, 52	○	—	○	—	○	—	○	—
Horizontal fillet joint		Test items Weld metal tensile test Hardness test Cross fillet joint tensile test Slide fillet joint shearing test	○	○	○	○	○	○	○	○	
JIS y-groove cracking test	Electrodes All position type Horizontal fillet type [H] cc/100g : 5, 15, 30 T.S. Kgf/mm <sup>2</sup> : 42, 47, 52		—	○	—	○	—	○	—	○	
Fillet weld cracking test	Test method JIS Z 3158		—	○	—	○	—	○	—	○	
	Test temp.(°C) 2, RT, 50, 75, 100		—	○	—	○	—	○	—	○	
Window type restraint cracking test	Electrodes All position type Horizontal fillet type [H] cc/100g : 5, 15, 30 T.S. Kgf/mm <sup>2</sup> : 42, 47, 52		—	○	—	○	—	○	—	○	
	Test method T-type restraint fillet joint (All position type : O.H. multi pass Horizontal fillet type : H.F. single pass)		—	○	—	○	—	○	—	○	
Window type restraint cracking test	Test temp.(°C) 0, RT, 50		—	○	—	○	—	○	—	○	
	Electrodes All position type [H] cc/100g : 5, 15, 30 T.S. Kgf/mm <sup>2</sup> : 42, 47, 52		—	○	—	○	—	○	—	○	
Window type restraint cracking test	Test method Window type restraint joint		—	○	—	○	—	○	—	○	
	Test temp.(°C) RT		—	○	—	○	—	○	—	○	



Table 7.3.1 Chemical compositions and mechanical properties of all-weld metal of tested electrodes

Symbol	Dia. of Electrode (mm)	Diffusible Hydrogen (cc/100g)	Type	Chemical Composition of Deposited Metal (%)							Tensile Test of Deposited Metal			Charpy Impact Test of Deposited Metal (kgf-cm)				Hardness of Deposited Metal Hv(10kgf)	
				C x 10 <sup>2</sup>	Si x 10 <sup>2</sup>	Mn x 10 <sup>2</sup>	P x 10 <sup>3</sup>	S x 10 <sup>3</sup>	Mo x 10 <sup>2</sup>	Y.P. (kgf/mm <sup>2</sup> )	T.S. (kgf/mm <sup>2</sup> )	EL. (%)	-20°C	0°C	10°C	20°C			
A0L	4.0	1.2	-	4	18	3	2	6			35.3	41.4	30	12.8	13.9	15.7	15.0	16.3	132
A0H	4.0	2.1	D4316	5	37	30	8	2			41.8	47.8	30.4	15.5	18.8	22.3	24.5	27.2	150
A0E	4.0	2.5	D5016	5	50	114	12	4			48.1	55.4	32	27.0	31.4	32.4	33.6	30.3	174
A1H	4.0	11.8	D5001	9	16	94	24	12			48.4	52.2	25.5	11.1	11.8	13.6	13.1	13.2	171
A2H	4.0	34.4	D4301	10	9	80	22	10			44.7	48.0	28.9	12.2	12.2	12.8	12.5	12.7	162
A2E	4.0	29.5	D5001	10	11	62	17	17	21		47.4	53.3	29	6.4	7.8	9.1	9.1	9.4	166
F0H	4.0	2.8	D4326	4	15	59	21	16			45.3	48.1	30.3	13.0	13.5	14.8	14.3	14.3	167
	5.0	2.7		4	14	55	20	15			44.5	47.9	31.4	14.0	14.1	15.4	16.2	15.5	163
F0E	4.0	4.4	D5026	6	13	67	20	10			48.3	52.7	29.8	9.3	10.8	11.3	12.5	13.9	154
	5.0	4.9		6	13	68	20	9			49.2	53.4	27.9	9.3	10.3	11.2	12.5	13.2	170
F1H	4.0	11.5	D4340	5	13	21	13	9	32		41.7	46.6	26.4	4.8	7.8	9.3	10.4	11.9	159
	5.0	14.6		6	13	20	13	9	30		42.4	46.4	26.8	3.8	6.6	9.9	10.4	11.2	157
F1E	4.0	12.6	D5000	8	7	20	15	9	45		43.4	51.5	26.5	5.9	6.0	7.8	9.6	8.3	164
	5.0	13.1		9	6	21	12	10	55		43.2	51.4	26.5	5.8	9.0	10.1	9.4	9.5	163
F2L	4.0	27.0	D4327	7	37	29	19	11			37.1	42.4	24.4	3.0	3.9	5.4	6.0	7.1	142
	5.0	31.3		6	41	30	18	10			37.0	42.3	21.9	3.6	3.9	5.4	6.0	6.6	142
F2H	4.0	31.2	D4327	7	20	76	18	7			42.5	48.3	28.5	10.8	11.3	11.6	11.8	12.5	152
	5.0	28.3		6	27	81	19	17			40.4	42.0	23	8.8	10.5	11.0	11.8	12.2	154
F2E	4.0	27.3	D5000	8	24	89	21	8			48.4	53.2	27.5	8.3	10.2	11.7	13.0	13.0	159
	5.0	23.0		8	37	115	18	10			48.4	55.5	28	5.6	8.0	8.5	10.8	11.0	171

## 7.4 供試溶接棒の作業性および継手性能

本章で以下に述べる全溶着金属および溶接継手の強度、硬さおよび衝撃値については、Table 7.4 の記号に統一して述べることとする。

### 7.4.1 全姿勢溶接棒

Table 7.2.1に示す炭素当量の異なるS 26 (M)～S 38 (R)の4鋼種の供試鋼板とTable 7.3.1に示す拡散性水素量および全溶着金属の引張強さを变化させた全姿勢溶接棒AOL～A 2Hの6棒種の供試溶接棒を用いて、Table 7.4.1(1)に示す試験方法により、下向突合せ溶接継手および上向すみ肉溶接継手の性能を調査した。

#### 1. 試験結果および考察

試験結果をTable 7.4.1(2)(下向突合せ継手)とTable 7.4.1(3)(上向すみ肉継手)に示す。

##### (1) 下向突合せ継手

###### 1) 供試鋼板の炭素当量(Ceq)と強度比( $\sigma_{w,B,U} / \sigma_{D,U}$ , $\sigma_{J,U} / \sigma_{D,U}$ )の関係

Fig 7.4.1(1)はCeqと $\sigma_{w,B,U} / \sigma_{D,U}$ の関係を整理したものであるが、母材希釈が少なくCeqの $\sigma_{w,D,U} / \sigma_{D,U}$ におよぼす影響は認められない。またFig 7.4.1(2)はCeqと $\sigma_{J,U} / \sigma_{D,U}$ の関係であるが、Ceqの増加に伴い $\sigma_{J,U} / \sigma_{D,U}$ は増加している。

###### 2) 供試鋼板の炭素当量(Ceq)と吸収エネルギー( $vE_B$ )の関係

Fig 7.4.1(3)はCeqと $vE_B$ の関係を整理したものであるが、Ceqの $vE_B$ におよぼす影響は認められない。

###### 3) 溶接金属の引張強さ( $\sigma_{w,B,U}$ )と供試棒全溶着金属の引張強さ( $\sigma_{D,U}$ )の関係

Fig 7.4.1(1)は $\sigma_{w,B,U}$ と $\sigma_{D,U}$ の関係を整理したものであるが、 $\sigma_{D,U}$ に比べ $\sigma_{w,B,U}$ の方が引張強さは高く、概ね $\sigma_{w,B,U} / \sigma_{D,U} = 1.0 \sim 1.1$ の範囲に分布している。

###### 4) 溶接金属の引張強さ( $\sigma_{w,B,U}$ )と溶接金属の硬さ( $H_{w,B}$ )の関係

Fig 7.4.1(5)は $\sigma_{w,B,U}$ と $H_{w,B}$ の関係を整理したものである。硬さ( $H_V$ )と引張強さ( $\sigma$ )の関係は、SAE J 4176, JIS Z 8413の換算表より、概ね(1)式の関係になる。

$$\sigma (\text{kgf} / \text{mm}^2) = (0.315 H_V (10) + 2.2) \pm 1.5 \quad \dots\dots\dots (1)$$

これに対し、本試験での $H_{w,B}$ と $\sigma_{w,B,U}$ の関係は概ね(2)式で整理されている。

$$\sigma_{w,B,U} = (0.315 H_{w,B} - 2.7) \pm 4 \quad \dots\dots\dots (2)$$

(1), (2)式からわかるように、硬さと引張強さの関係は、溶接金属に関しても母材と同様の比例関係が認められる。

###### 5) 熱影響部の最高硬さ( $H_{w,B,max}$ )について

Table 7.4.1(2)に $H_{w,B,max}$ を示すが、 $H_{w,B,max}$ はCeqの増加に伴い上昇している。しかし $Ceq \leq 0.34\%$ では $H_{w,B,max} < 300$ である。

##### (2) 上向すみ肉継手

###### 1) 供試鋼板の炭素当量(Ceq)と強度比( $\sigma_{w,F,U} / \sigma_{D,U}$ )の関係

Fig 7.4.1(6)はCeqと $\sigma_{w,F,U} / \sigma_{D,U}$ の関係を整理したものであるが、突合せ継手に比べ多少母材希釈の影響を受け、Ceqの増加に伴い $\sigma_{w,F,U} / \sigma_{D,U}$ は増加傾向にある。

###### 2) 溶接金属の引張強さ( $\sigma_{w,F,U}$ )と供試棒全溶着金属の引張強さ( $\sigma_{D,U}$ )の関係

Fig 7.4.1(7)は $\sigma_{w,F,U}$ と $\sigma_{D,U}$ の関係を整理したものであるが、 $\sigma_{D,U}$ に比べ $\sigma_{w,F,U}$ の方が引張強さは高く、概ね $\sigma_{w,F,U} / \sigma_{D,U} = 1.0 \sim 1.3$ の範囲に分布している。また3パス溶接の初層側に比べ6パス溶接の終層側では多少引張強さが低下している。

3) 溶接金属の引張強さ ( $\sigma_{w.F.U}$ ) と溶接金属の硬さ ( $H_{w.F}$ ) の関係

Fig 7.4.1(8)は  $\sigma_{w.F.U}$  と  $H_{w.F}$  の関係を整理したものであるが、概ね(3)式で整理される。

$$\sigma_{w.F.U} = (0.315 H_{w.F} + 2.2) \pm 4 \dots\dots\dots (3)$$

これよりほぼSAE換算式と同等レベルにあり、比例関係が認められる。

2. ま と め

炭素当量の異なる4種類の鋼板に対し、強度、拡散性水素量を変えた全姿勢溶接棒を用いて、下向突合せ継手と上向すみ肉継手の各性能および溶接作業性を調査した結果、下記のことになった。

- (1) 溶接金属の引張強さは、突合せ継手では母材希釈が少なく母材の  $C_{eq}$  の影響が認められないが、すみ肉継手では多少影響を受け  $C_{eq}$  の増加に伴い増加傾向にある。
- (2) また溶接金属の引張強さは、供試棒全溶着金属の引張強さに比べ突合せ継手で1.0～1.1倍、すみ肉継手で1.0～1.3倍高く、これを突合せ継手とすみ肉継手の関係 (Fig7.4.1(9)) でみるとすみ肉継手の方が1.0～1.2倍高い。
- (3) 溶接金属の引張強さと硬さの間には、母材と同様比例関係がある。
- (4) 供試棒の溶接作業性

今回は特に溶接作業性について詳細なチェックを実施していないが、突合せおよび上向すみ肉継手の溶接や割れ試験板の溶接において確認されたところでは、AOL溶接棒について特に上向姿勢でDepoが垂れやすいとの評価があった。

Table 7.4 記号の定義

記号	定義	図解
$\sigma_{D.Y}$	全溶着金属(引張試験) (NK U14A号) の降伏点	* 1
$\sigma_{D.U}$	全溶着金属(引張試験) (NK U14A号) の引張強さ	* 1
HD	全溶着金属のビッカース硬さ	* 1
$\sigma_{T.U}$	突合せ溶接継手引張試験 (NK U2A号) の引張強さ	* 2
Hw.B	突合せ溶接金属のビッカース硬さ	* 3
vEB	突合せ溶接金属衝撃試験 (NK U4号) の吸収エネルギー	* 4
$\sigma_{w.B.Y}$	突合せ溶接金属引張試験 (JIS A2号) の降伏点	* 3
$\sigma_{w.B.U}$	突合せ溶接金属引張試験 (JIS A2号) の引張り強さ	* 3
$\sigma_{w.F.Y}$	すき肉溶接金属引張試験 (JIS A3号) の降伏点	* 5
$\sigma_{w.F.U}$	すき肉溶接金属引張試験 (JIS A3号) の引張強さ	* 5
Hw.F	すき肉溶接金属のビッカース硬さ	* 5
S	十字すき肉継手 (JIS Z 3131-4号) の引張強さ	* 6
Z	側面すき肉継手 (JIS Z 3132-1号) のせん断強さ	* 6

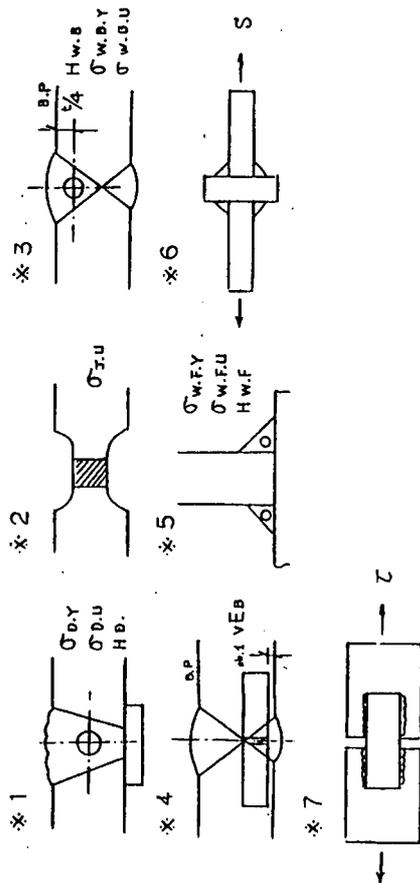


Table 7.4.1(1) Test Method

Item	Weld	Flat Position Butt Weld	Overhead Position Fillet Weld
1. Test Plate	S26(M), S30(P), S34(O), S38(R)	25 mm <sup>2</sup>	S26(M), S30(P), S34(O), S38(R) 12 mm <sup>2</sup>
2. Electrode	A0L, A0M, A0H, A1H, A2M, A2H	4.0 mm <sup>2</sup>	4.0 mm <sup>2</sup>
3. Size of Test Plate			
4. Welding Position	Flat	Overhead	
5. Filling Method	Not designated	(1st pass side) 3 pass (Log Length 8~9mm) (2nd pass side) 6 pass (Log Length 11~12mm) (Reheat and Interpass Temp.) Room Temp.	
6. Heat Input Temp. (Reheat)	Room Temp. (Interpass Temp.) ≤ 150 °C		
7. Test Items	a. Nondestructive Inspection (RT and U.T.)		9. Tension Test for Weld Metal (JIS A3) *4 m=2
	b. Tension Test for Weld Metal (JIS A2) *1	m=2	8. Vicker's Hardness Test (10kgf) *5
	c. Tension Test for Butt Joint (UK-UZA) m=2	m=2	
	d. Side Bend Test (NK B-2) m=2	m=2	
	e. Charpy Impact Test (NK-U4) *2	m=3	
		Notch Position: Dep, Band, HAZ 1mm Test Temp.: -20, 0, 20 °C	
f. Vicker's Hardness Test (10kgf) *3			

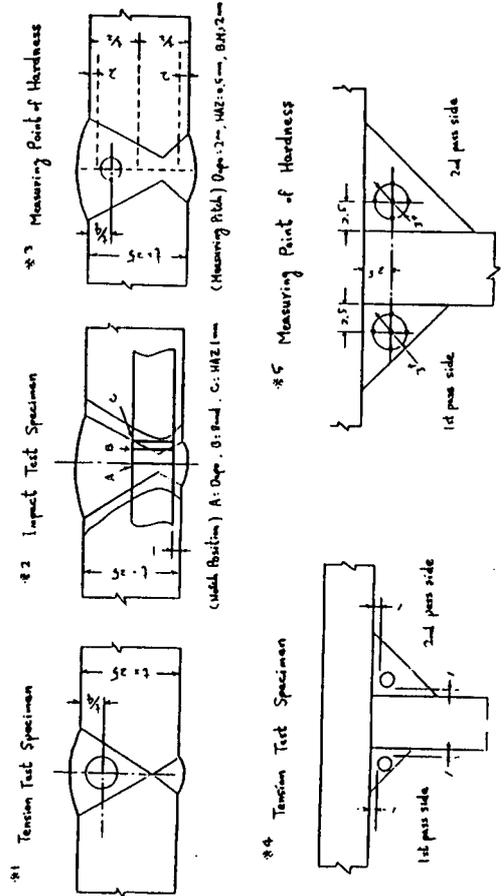


Table 7.4.1(2) Summarized Result for Properties of Flat Position Butt Weld

Elec-trode	Test Place	Heat Input KJ/cm	Non-destructive Inspection	Tension Test for Weld Metal			Tension Test for Base Joint		Side Bend Test	Charpy Impact Test						Hardness Test H <sub>u</sub> B max. of H.A.Z. (10kgf)					
				Tension Test for Weld Metal			Break Position	Bond		Impo		Bond		H.A.Z. 1mm							
				σ <sub>u</sub> , σ <sub>y</sub> kgf/mm <sup>2</sup>	EL, R.A. %	H <sub>u</sub> , B (10kgf)				σ <sub>u</sub> , σ <sub>y</sub> kgf/mm <sup>2</sup>		σ <sub>u</sub> , σ <sub>y</sub> kgf/mm <sup>2</sup>									
ADL	S26(H)	21.5	Good	37.7	43.7	32	73	147	51.4	Weld Metal	Good	3.3(57)	12.0(17)	15.0(0)	4.1(64)	12.8(22)	17.7(0)	13.2(18)	17.3(7)	19.4(0)	196
	S30(F)	17.8	"	39.1	45.1	31	71	152	51.3	"	"	6.9(42)	13.4(13)	15.0(0)	7.8(35)	13.6(16)	15.0(0)	17.7(4)	12.7(14)	17.6(5)	178
	S34(Q)	17.9	"	38.5	44.9	28	70	161	54.0	"	"	8.2(28)	14.0(3)	13.5(2)	4.9(40)	9.5(23)	16.3(2)	17.2(5)	16.7(3)	19.5(0)	242
	S38(R)	18.4	"	37.9	44.3	32	71	156	55.3	"	"	4.1(49)	9.3(26)	12.4(14)	4.6(36)	9.3(19)	14.7(1)	10.6(22)	12.8(8)	15.8(2)	279
ADH	S26(H)	24.2	"	45.7	51.7	32	73	167	52.2	Base Metal	"	3.4(74)	8.2(53)	16.6(34)	4.3(77)	14.5(45)	18.2(22)	6.5(67)	13.9(52)	18.0(25)	187
	S30(F)	22.1	"	44.1	50.9	30	78	169	53.3	Weld Metal	"	7.1(71)	10.6(64)	16.5(33)	13.5(51)	17.7(33)	17.3(30)	12.7(41)	20.1(23)	21.1(5)	188
	S34(Q)	22.5	"	46.5	53.0	30	76	170	56.6	"	"	7.1(76)	15.2(50)	22.0(2)	7.4(68)	13.3(51)	17.9(24)	7.1(70)	15.9(41)	18.6(23)	247
	S38(R)	23.0	"	46.6	53.0	32	76	172	57.2	"	"	6.6(74)	13.7(52)	17.0(36)	5.5(76)	7.5(65)	17.6(30)	3.6(78)	13.1(46)	17.8(28)	300
ADR	S26(H)	19.6	"	50.2	58.3	31	78	184	54.6	Base Metal	"	21.9(23)	28.3(9)	30.2(0)	28.7(0)	29.0(0)	27.1(0)	22.5(6)	25.7(0)	22.9(3)	175
	S30(F)	18.6	"	50.1	58.8	30	78	215	55.3	"	"	12.2(45)	23.9(17)	25.2(0)	22.6(18)	29.2(0)	26.1(0)	27.8(0)	28.8(0)	25.6(0)	209
	S34(Q)	18.4	"	48.9	56.1	33	79	189	58.8	"	"	12.4(43)	16.5(28)	20.5(11)	21.3(17)	27.5(2)	28.2(0)	26.3(6)	27.2(2)	26.4(0)	222
	S38(R)	17.4	"	52.9	60.5	31	78	200	59.2	"	"	17.8(28)	23.9(11)	26.4(3)	24.1(9)	26.3(0)	27.0(0)	22.3(10)	24.9(0)	24.9(0)	270
ALH	S26(H)	18.1	"	46.6	54.3	32	66	187	53.1	"	"	8.1(10)	10.1(2)	8.5(0)	5.8(53)	7.2(37)	11.9(2)	10.8(52)	20.1(7)	19.2(5)	220
	S30(F)	18.4	"	47.0	54.5	32	66	178	53.6	"	"	8.9(12)	9.0(0)	10.2(0)	7.7(52)	10.4(5)	10.0(2)	26.3(5)	29.5(0)	26.2(0)	235
	S34(Q)	18.1	"	46.7	54.0	33	71	177	56.5	Weld Metal	"	9.2(18)	9.6(0)	10.4(0)	7.4(20)	9.2(7)	5.7(3)	13.5(22)	15.8(2)	14.1(3)	276
	S38(R)	18.3	"	47.2	54.3	31	69	182	57.4	"	"	7.6(18)	10.8(2)	9.6(0)	6.9(23)	8.8(3)	8.8(2)	10.6(30)	10.9(5)	11.9(0)	387
AZH	S26(H)	18.3	"	45.7	51.0	34	68	174	52.9	"	"	8.0(20)	9.0(3)	9.5(0)	4.2(57)	5.8(33)	8.6(3)	21.3(10)	24.5(0)	23.0(0)	218
	S30(F)	18.2	"	44.7	50.2	36	70	170	53.6	"	"	8.6(8)	9.4(2)	9.6(0)	11.3(27)	12.2(5)	12.3(3)	22.3(3)	21.7(3)	28.1(0)	236
	S34(Q)	18.5	"	45.2	50.7	33	69	174	56.0	"	"	7.9(5)	9.6(2)	9.2(0)	7.3(12)	7.3(10)	7.7(2)	16.1(27)	15.9(2)	16.8(0)	287
	S38(R)	18.3	"	44.5	51.5	32	65	185	57.3	"	"	8.9(12)	10.2(0)	9.0(0)	8.2(5)	8.6(5)	9.3(2)	7.4(27)	10.4(3)	10.6(0)	376
AZH	S26(H)	17.5	"	44.7	52.9	19	35	163	52.8	Base Metal	"	7.4(17)	8.6(2)	9.4(0)	5.0(35)	6.2(12)	8.1(0)	6.5(60)	12.5(10)	14.6(0)	198
	S30(F)	18.0	"	45.6	53.5	14	33	165	53.0	B.H., V.H.	"	6.7(13)	9.0(8)	9.3(0)	5.1(27)	9.0(5)	8.0(3)	6.5(15)	8.3(8)	7.3(2)	202
	S34(Q)	17.7	"	46.0	54.5	22	48	165	55.7	Weld Metal	"	5.2(33)	7.7(3)	9.0(0)	6.1(17)	8.2(0)	8.5(2)	5.5(37)	9.4(7)	9.4(0)	249
	S38(R)	17.5	"	45.7	52.2	14	20	168	56.8	"	"	5.4(23)	8.1(3)	8.1(0)	5.5(17)	6.5(2)	6.3(2)	10.2(8)	10.3(13)	13.6(0)	302

\*1 Radiographic Test and Ultrasonic Manual Test

Table 7.4.1(3) Summarized Result for properties of Overhead Position Fillet Weld

Elec-trode	Test Plate	1st. pass side (3 pass)						2nd. pass side (6 pass)					
		Heat Input KJ/cm	$\sigma_{W.F.Y}$ kgf/mm <sup>2</sup>	$\sigma_{W.F.U}$ kgf/mm <sup>2</sup>	EI. %	R.A. %	H W.F (10kgf)	Heat Input KJ/cm	$\sigma_{W.F.Y}$ kgf/mm <sup>2</sup>	$\sigma_{W.F.U}$ kgf/mm <sup>2</sup>	EI. %	R.A. %	H W.F. (10kgf)
AOL	S26(M)	18.3	36.8	44.6	30	69	144	19.9	36.0	43.2	32	70	144
	S30(P)	15.2	39.0	45.6	22	60	147	15.5	36.5	43.2	27	60	145
	S34(Q)	16.2	38.8	45.4	28	67	148	13.8	38.7	44.9	26	62	149
	S38(R)	14.1	39.6	48.4	29	71	154	12.0	39.7	45.3	23	68	149
AOM	S26(M)	14.0	48.0	53.3	34	78	169	13.2	44.6	53.1	35	79	168
	S30(P)	13.5	46.1	54.0	26	77	169	13.4	45.6	54.2	32	77	175
	S34(Q)	13.7	47.3	54.7	33	79	173	13.2	47.0	54.9	32	79	171
	S38(R)	13.3	47.8	55.6	31	79	174	12.4	47.5	56.0	32	76	177
AOH	S26(M)	17.2	49.4	59.5	25	78	179	15.7	52.1	60.3	27	76	183
	S30(P)	12.9	51.7	62.1	24	74	190	12.6	49.4	59.7	24	76	199
	S34(Q)	11.8	53.4	63.4	30	75	198	11.8	51.2	60.4	31	76	199
	S38(R)	11.6	53.1	62.7	28	77	203	11.5	51.0	59.4	31	74	201
A1H	S26(M)	14.4	-	60.9	23	63	186	14.3	-	55.7	33	68	177
	S30(P)	14.5	-	64.8	24	57	183	14.0	-	64.7	26	62	177
	S34(Q)	14.2	-	61.7	23	63	176	14.3	-	62.7	28	62	174
	S38(R)	14.0	-	65.0	25	62	181	14.1	-	58.4	31	65	184
A2M	S26(M)	14.1	-	56.4	25	60	175	13.8	-	55.3	29	67	175
	S30(P)	14.0	-	59.7	27	63	187	14.3	-	57.8	29	65	176
	S34(Q)	13.7	-	60.2	28	63	180	13.8	-	59.9	28	63	177
	S38(R)	13.9	-	60.9	26	63	181	13.6	-	56.1	28	65	177
A2H	S26(M)	11.7	46.0	57.0	29	66	173	11.8	47.1	59.1	36	65	168
	S30(P)	12.0	44.2	57.0	32	63	169	12.0	45.6	57.5	28	66	166
	S34(Q)	12.0	47.2	57.9	33	66	181	11.7	48.0	59.7	33	55	182
	S38(R)	12.3	52.9	64.5	27	59	196	11.5	46.6	58.8	29	66	174

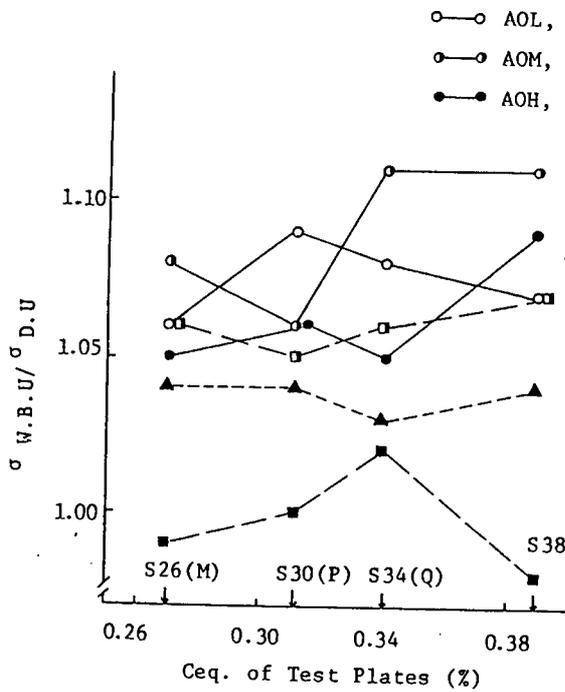


Fig.7.4.1(1) Relation between CeQ. and  $\sigma_{W.B.U}/\sigma_{D.U}$

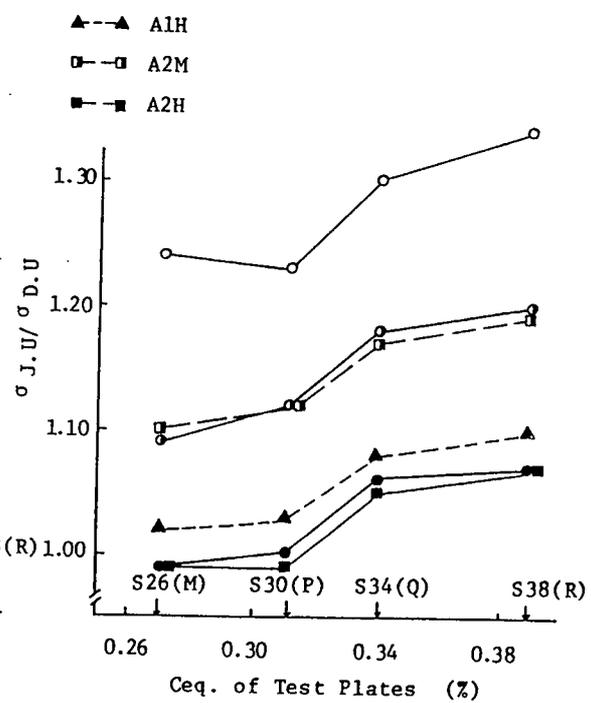


Fig.7.4.1(2) Relation between CeQ. and  $\sigma_{J.U}/\sigma_{D.U}$

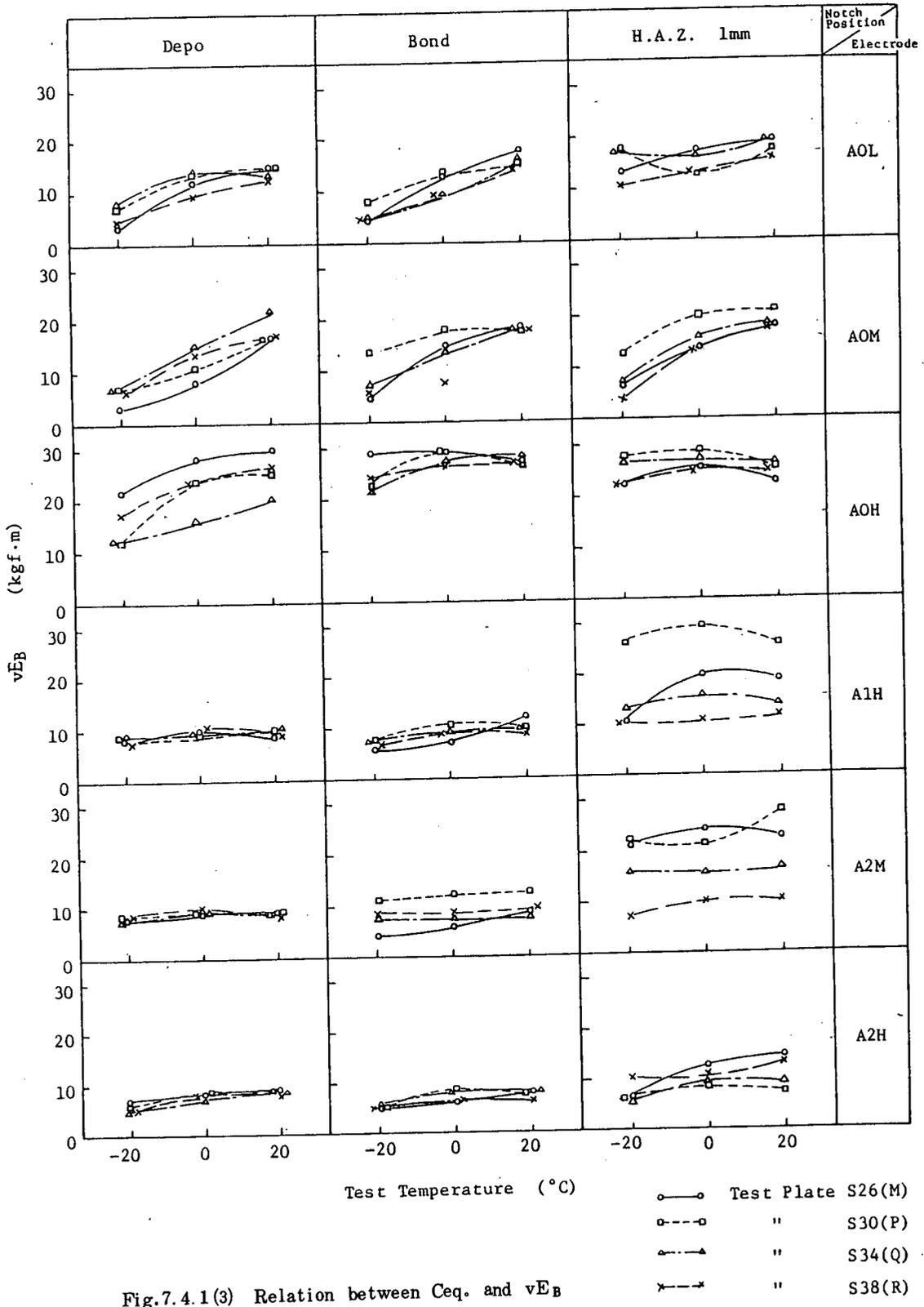


Fig.7.4.1(3) Relation between Ceq. and vEB

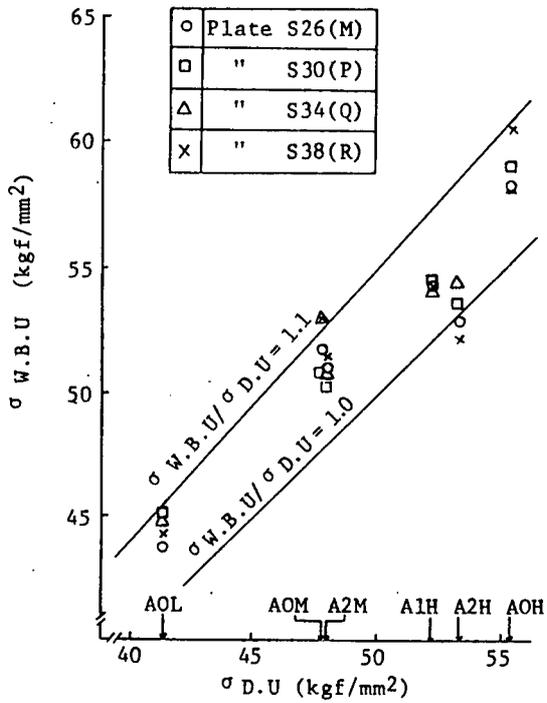


Fig.7.4.1(4) Relation between  $\sigma_{D.U}$  and  $\sigma_{W.B.U}$

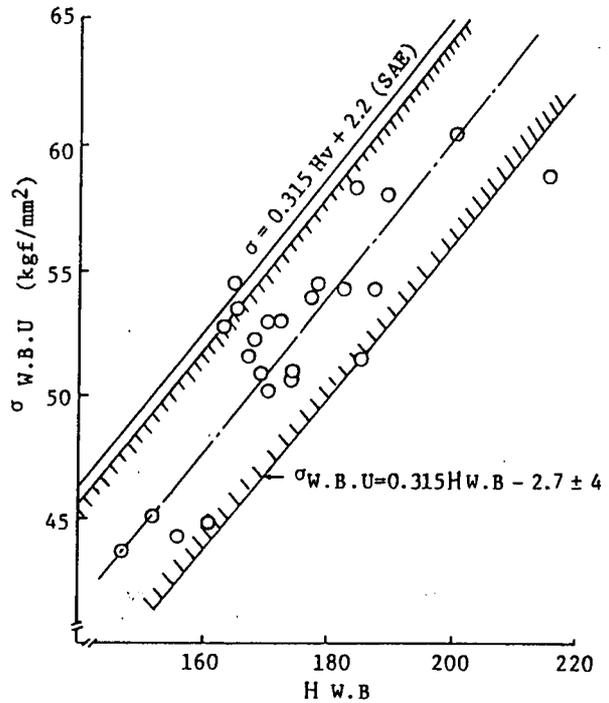


Fig.7.4.1(5) Relation between  $H_{W.B}$  and  $\sigma_{W.B.U}$

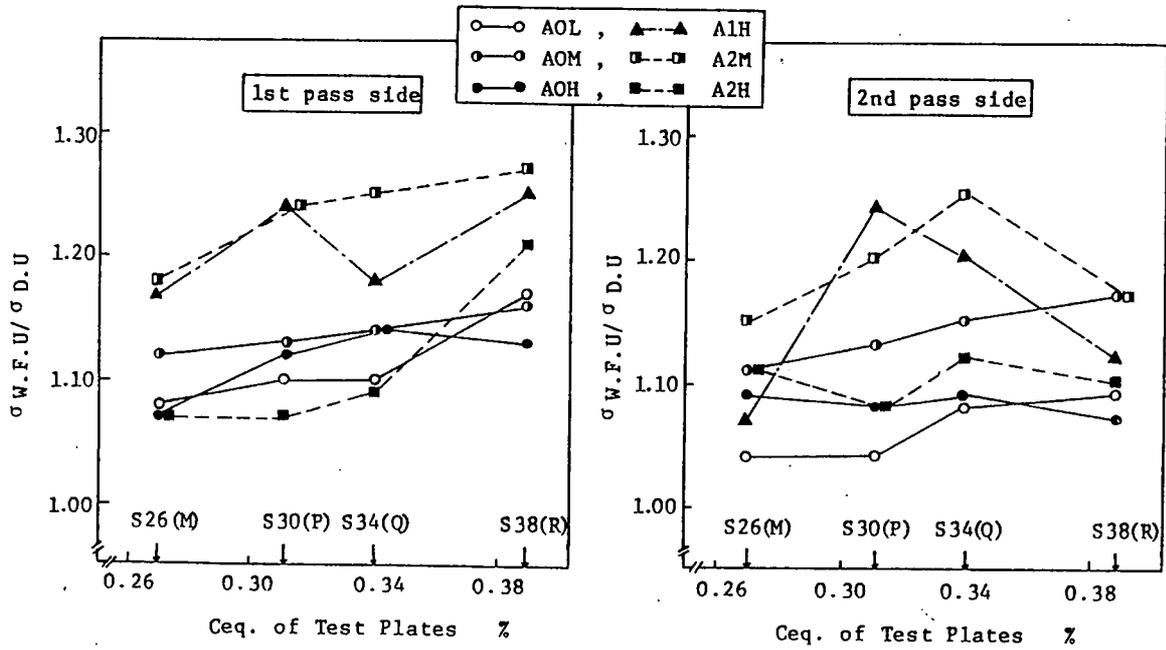


Fig.7.4.1(6) Relation between Ceq. and  $\sigma_{W.F.U} / \sigma_{D.U}$

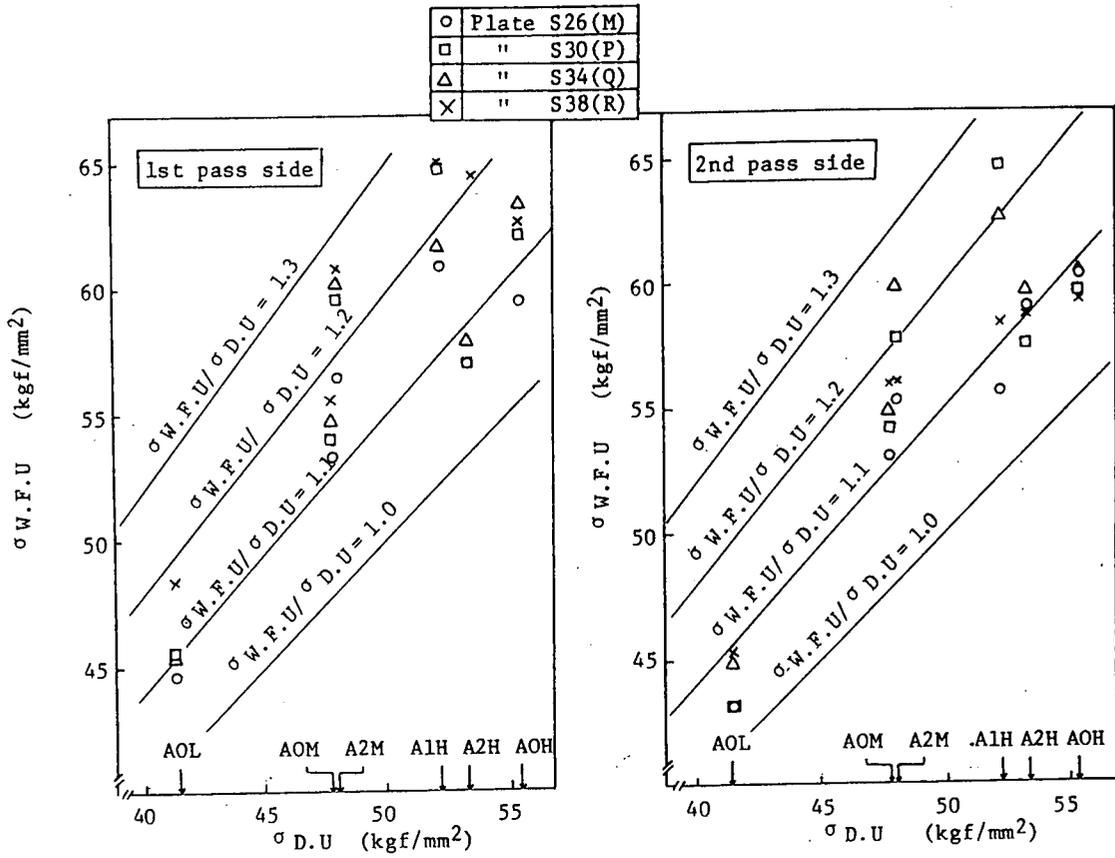


Fig.7.4.1(7) Relation between  $\sigma_{D.U}$  and  $\sigma_{W.F.U}$

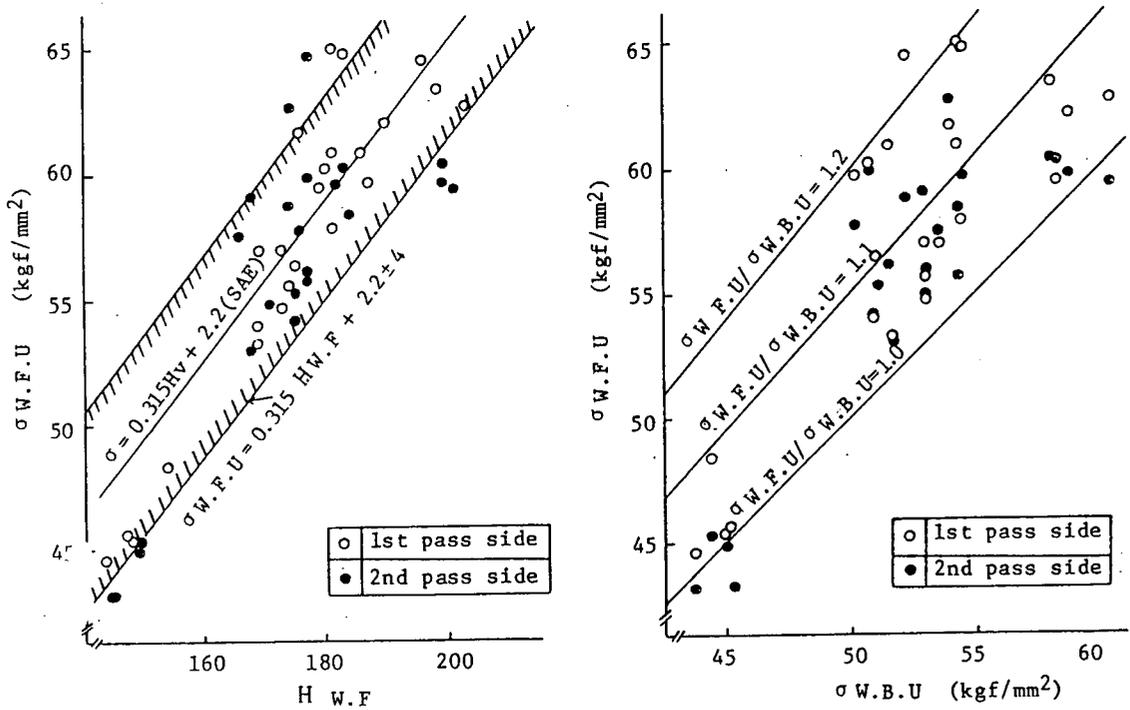


Fig.7.4.1(8) Relation between  $H_{w.f}$  and  $\sigma_{w.f.u}$

Fig.7.4.1(9) Relation between  $\sigma_{w.b.u}$  and  $\sigma_{w.f.u}$

## 7.4.2 水平すみ肉溶接棒

全溶着金属の引張り強さ、および拡散性水素量の異なる水平すみ肉専用棒を用いて、炭素当量の異なる鋼板に水平すみ肉溶接を行ない、すみ肉溶接金属の引張り強さ、十字すみ肉溶接継手引張り強さ、および側面すみ肉溶接継手せん断強さを調査した。

### 1. 供試材料

供試鋼板は、Table 7.2.1に示す炭素当量の異なるS26～S38の4鋼種、供試溶接棒は、Table 7.3.1に示す拡散性水素量および全溶着金属の引張り強さを变化させた水平すみ肉専用棒FOM～F2Hの7種類、ただし 径は5mm $\phi$ とした。

### 2. 試験方法

#### (1) 溶接金属引張試験および硬さ試験

試験要領をFig 7.4.2.1に示す。予熱、パス間温度は室温とし、初層側は1パス溶接で脚長6.0～6.5mm、終層側は2層3パス溶接で脚長9.0～11.0mmを目標とした。溶接後、平行部3mm $\phi$ の丸棒引張試験片を採取し、耐力、引張り強さを求めた。さらに、引張試験片の平行部に相当する位置の溶接金属のビッカース硬さもあわせて計測した。なお、一部の試験板で、ルート部の融合不良、プロホール等の溶接欠陥が発生し、健全な丸棒引張試験片が採取できなかったため、ウェブ側に約45°の開先を設け、供試溶接棒でシーリングビードを置いた後、試験溶接を行なったものもある。

#### (2) 十字すみ肉溶接継手引張試験

試験要領をFig 7.4.2.2に示す。各パスの溶接開始温度は室温とし、1パス溶接し、十字すみ肉溶接継手引張試験片を2個採取、脚長、のど厚を計測した後、引張り強さを求めた。

#### (3) 側面すみ肉溶接継手せん断試験

試験要領をFig 7.4.2.3に示す。各パスの溶接開始温度を室温として1パス溶接し、試験体にスリット加工するとともに、すみ肉溶接部の表面は機械加工して、のど厚を極力そろえた。

### 3. 試験結果および考察

#### (1) 溶接金属引張試験および硬さ試験

##### 1) すみ肉溶接金属の硬さ( $H_{w.F}$ )と0.2%耐力( $\sigma_{w.F.Y}$ )および引張り強さ( $\sigma_{w.F.U}$ )の関係

Fig 7.4.2.4に  $H_{w.F}$  と  $\sigma_{w.F.Y}$  および  $\sigma_{w.F.U}$  の関係を示す。硬さと引張り強さには、JIS Z8413の換算表より、概ね(1)式の関係になる。

$$\sigma \text{ (kgf/mm}^2\text{)} = (0.315 \cdot H_v(10+2.2)) \pm 1.5 \dots\dots\dots(1)$$

これに対し、本試験での  $H_{w.F}$  と  $\sigma_{w.F.U}$  との関係は、概ね(2)式で整理される。

$$\sigma_{w.F.U} \text{ (kgf/mm}^2\text{)} = (0.315 \cdot H_{w.F} - 3.3) \pm 4 \dots\dots\dots(2)$$

(1)、(2)式からわかるように、硬さと引張り強さの関係は、溶接金属に関しても、母材と同様の比例関係が認められる。

##### 2) すみ肉溶接金属の引張強度( $\sigma_{w.F.Y}$ , $\sigma_{w.F.U}$ )と供試棒全溶着金属引張強度( $\sigma_{D.Y}$ , $\sigma_{D.U}$ )の関係

Fig 7.4.2.5に  $\sigma_{D.Y}$  と  $\sigma_{w.F.Y}$ ,  $\sigma_{D.U}$  と  $\sigma_{w.F.U}$  の関係を示す。多層溶接である  $\sigma_{D.U}$  に比べ、1～3パス溶接の  $\sigma_{w.F.U}$  の方が高く、全供試棒および鋼板について、概ね  $\sigma_{w.F.U}/\sigma_{D.U} = 1.0 \sim 1.2$  の範囲に分布している。また、1パス溶接の初層側に比べ、3パス溶接の終層側では、多少引張り強さが低下している。

0.2%耐力についても、同様の傾向を示し、 $\sigma_{w.F.Y}/\sigma_{D.Y} = 0.9 \sim 1.2$  の範囲となった。なお、降伏強度比  $\sigma_{w.F.Y}/\sigma_{D.Y}$  が1.0以下の値のものが発生した理由については、全溶着金属引張試験の溶接板

の形状から推測して、加工硬化により  $\sigma_{D.Y}$  が上昇しているためと思われる。

### 3) 強度比 ( $\sigma_{W.F.U} / \sigma_{D.U}$ ) と供試鋼板炭素当量 ( $C_{eq}$ ) の関係

Fig 7.4.2.6 に  $\sigma_{W.F.U} / \sigma_{D.U}$  と母材  $C_{eq}$  の関係を示す。母材希釈の少ない被覆アーク溶接であるため、 $C_{eq}$  の強度比におよぼす影響は認められない。

### (2) 十字すみ肉溶接継手引張試験

J I S Z 3 1 3 1 の算定方法に倣い、十字すみ肉溶接継手の引張り強さ(S)を求めた。ただし、溶接破断部でルート部の融合不良、ブローホールが観察されたものは、これら欠陥面積を補正してSを求めている。

#### 1) 十字すみ肉溶接継手の引張り強さ(S)と供試溶接棒の全溶着金属引張り強さ ( $\sigma_{D.U}$ ) の関係

Fig 7.4.2.7 に  $\sigma_{D.U}$  と S の関係を示す。破断はすべて溶接金属であるため、 $\sigma_{D.U}$  の上昇にともない、Sは上昇している。

十字すみ肉溶接継手の強度比 ( $S / \sigma_{D.U}$ ) は、図中に 0.8 ~ 1.0 の直線で示しているが、すべての供試鋼板、供試棒について、 $S / \sigma_{D.U} = 0.8 \sim 1.0$  の範囲に分布しており、従来いわれている軟鋼の経験値<sup>1)</sup>  $S / \sigma_{D.U} \doteq 0.9$  にほぼ一致している。

#### 2) 十字すみ肉溶接継手の強度比 ( $S / \sigma_{D.U}$ ) と供試鋼板炭素当量 ( $C_{eq}$ ) の関係

Fig 7.4.2.8 に  $S / \sigma_{D.U}$  と母材  $C_{eq}$  の関係を示す。母材希釈の少ない被覆アーク溶接であるため、 $C_{eq}$  の継手強度比におよぼす影響は認められない。

### (3) 側面すみ肉溶接継手せん断試験

J I S Z 3 1 3 2 の算定方法に倣い、側面すみ肉溶接継手のせん断強さ( $\tau$ )を求めた。

#### 1) 側面すみ肉溶接継手のせん断強さ( $\tau$ )と供試溶接棒の全溶着金属引張り強さ ( $\sigma_{D.U}$ ) の関係

Fig 7.4.2.9 に  $\sigma_{D.U}$  と  $\tau$  の関係を示す。破断はすべて溶接金属であるため、 $\sigma_{D.U}$  の上昇にともない、 $\tau$  は上昇している。また、側面すみ肉溶接継手の強度比 ( $\tau / \sigma_{D.U}$ ) は、図中に 0.7 ~ 1.0 の直線で示しているが、すべての供試鋼板、供試棒について、 $\tau / \sigma_{D.U} = 0.7 \sim 1.0$  の範囲に分布しており、従来いわれている軟鋼棒の経験値  $\tau / \sigma_{D.U} \doteq 0.7$  にほぼ一致している。

#### 2) 側面すみ肉溶接継手の強度比 ( $\tau / \sigma_{D.U}$ ) と供試鋼板炭素当量 ( $C_{eq}$ ) の関係

Fig 7.4.2.10 に  $\tau / \sigma_{D.U}$  と母材  $C_{eq}$  の関係を示す。十字すみ肉溶接継手と同様、 $C_{eq}$  の継手強度比におよぼす影響は認められない。

## 4. ま と め

炭素当量の異なる4種類の鋼板に対し、強度、拡散性水素量を変えた水平すみ肉専用棒を用いて、すみ肉継手の強度、作業性を調査した結果、下記のことになった。

- (1) 1 ~ 3 パス程度の小数パスすみ肉溶接金属の引張り強さは、多層溶接の全溶着金属の引張り強さより高く、その強度比は 1.0 ~ 1.2 程度であり、母材希釈による溶接金属の引張り強さへの影響は認められない。また、溶接金属の引張り強さと硬さの間には、母材と同様の比例関係がある。
- (2) 十字すみ肉溶接継手の引張り強さ、および側面すみ肉溶接継手のせん断強さは、全溶着金属引張り強さの増加にともない上昇するが、継手の強度比は、十字すみ肉において 0.8 ~ 1.0、側面すみ肉において 0.7 ~ 0.9 であり、従来の軟鋼棒レベルとほぼ同等である。また、母材希釈による継手強度比への影響は認められてない。
- (3) 溶接棒の作業性については、低水素系である FOM、FOH は、現状 50 キロ H T に使用しているすみ肉溶接棒と同様、運棒比は大きくとれず、スラグも自然はく離しなかった。FOH は若干スパッターが多かった。

非低水素系のFIM, F1H, F2MおよびF2Hは, 現状軟鋼に適用しているすみ肉棒に似て, 平滑なビード形状であり, スラグはく離も良好であった。ただし, F2Lは, プロホール, ピットの多発, 多層溶接時でのビード形状の若干の凸型, および下脚の不揃いがめだち, 作業性は不良であった。

参 考 文 献

- 1) 増補版最新溶接ハンドブック(山海堂)P300

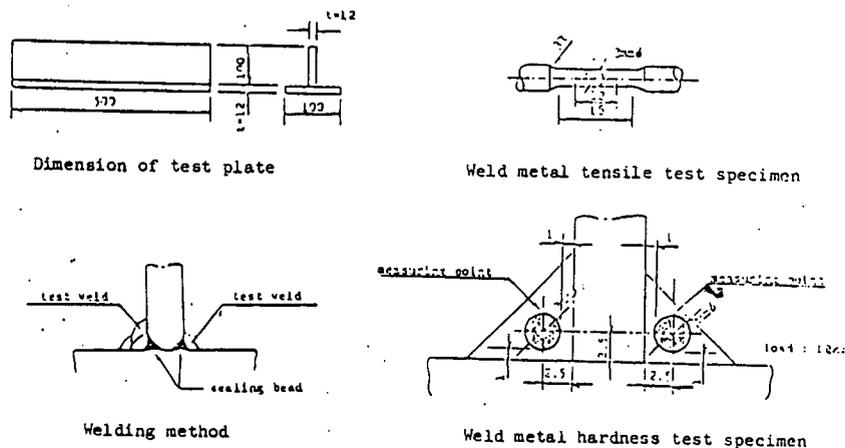


Fig.7.4.2.1 Tensile test and hardness test of fillet weld metal

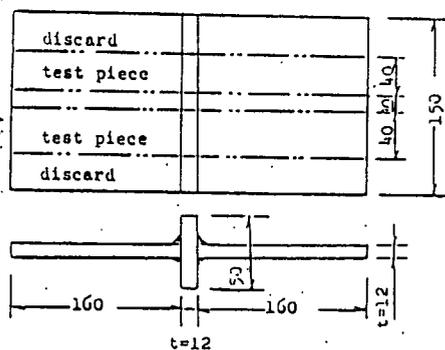


Fig.7.4.2.2 Tensile test of transverse welded fillet joint

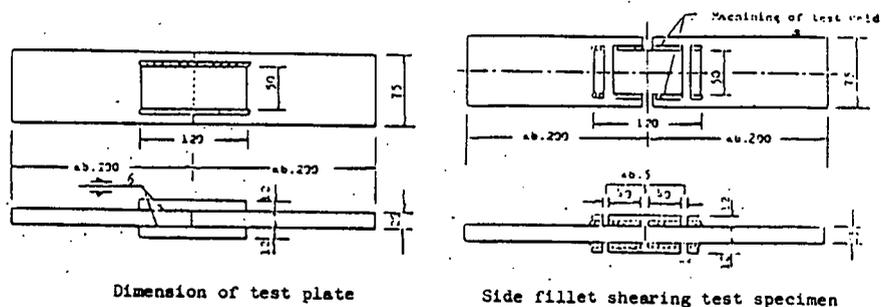


Fig.7.4.2.3 Shearing test of longitudinal welded fillet joint

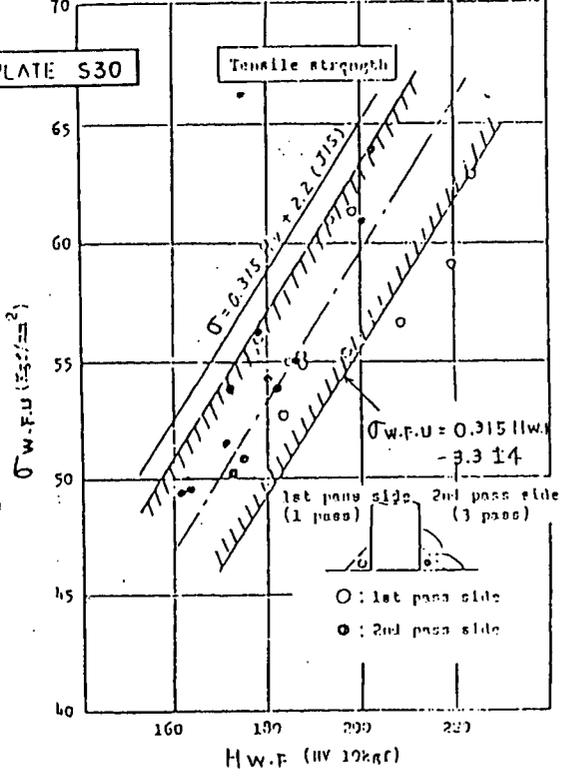
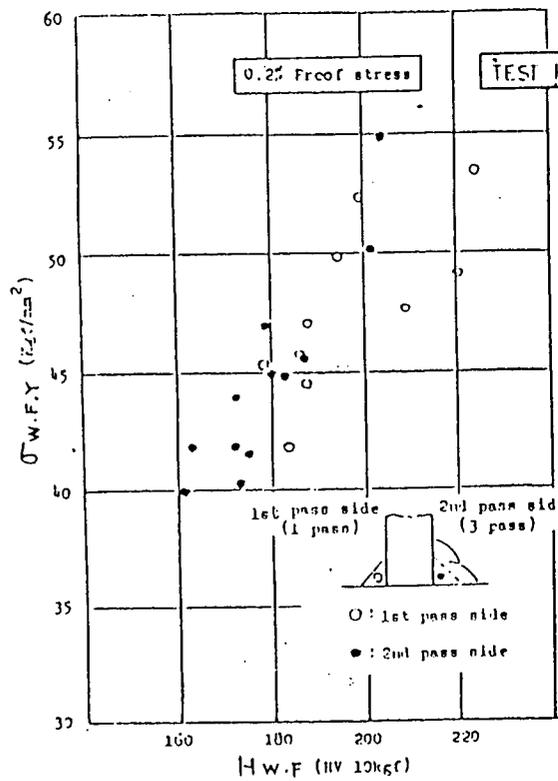
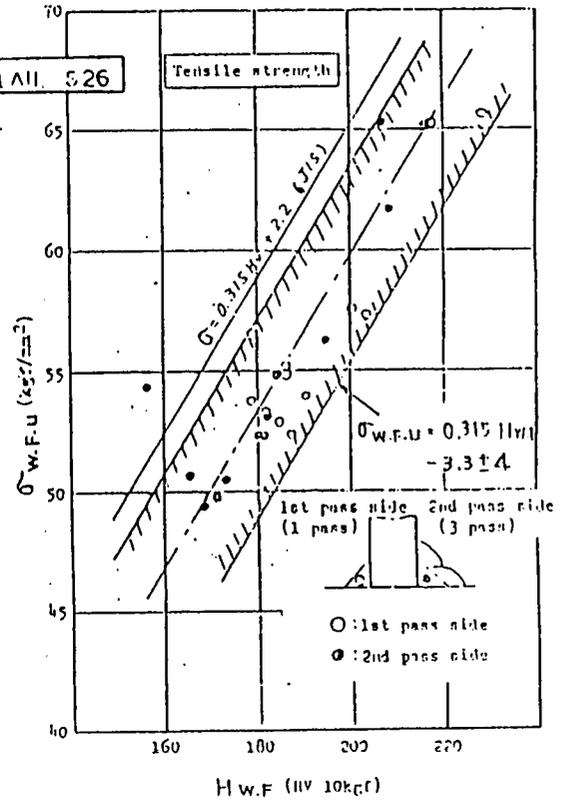
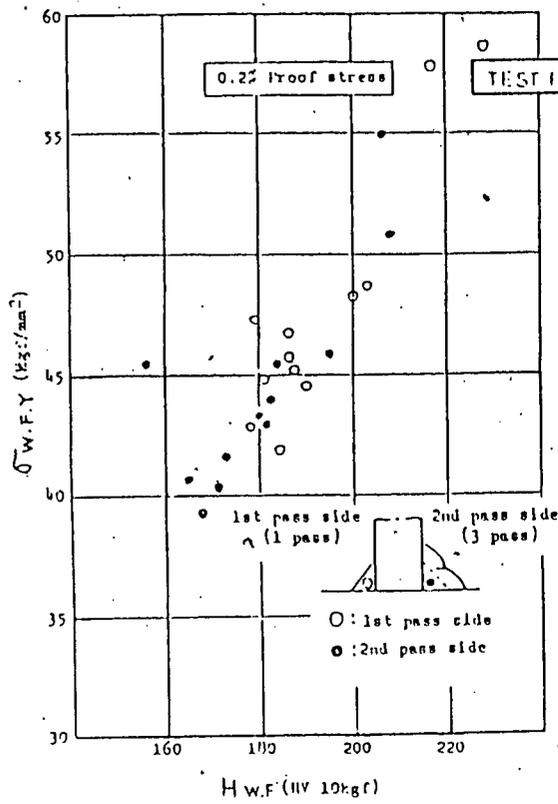


Fig.7.4.2.4(1) Relation between Hw.F and  $\sigma_{w.f.y}$ , Hw.F and  $\sigma_{w.f.u}$

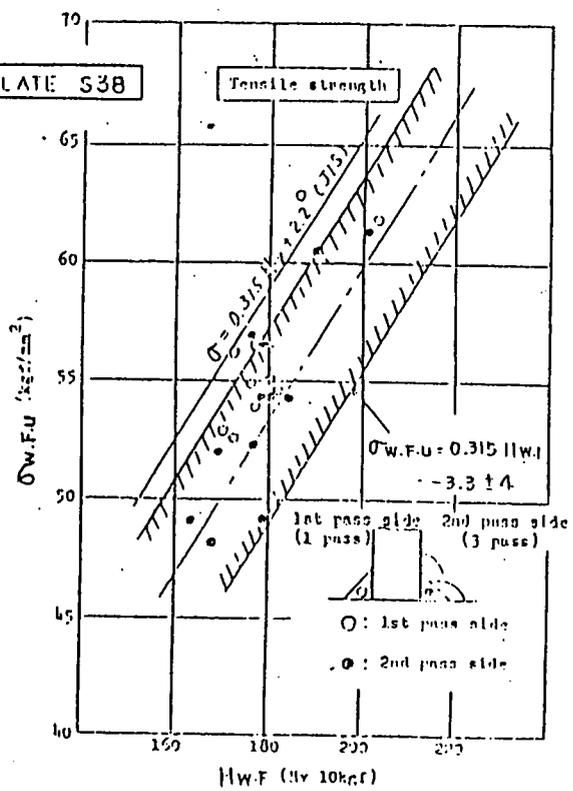
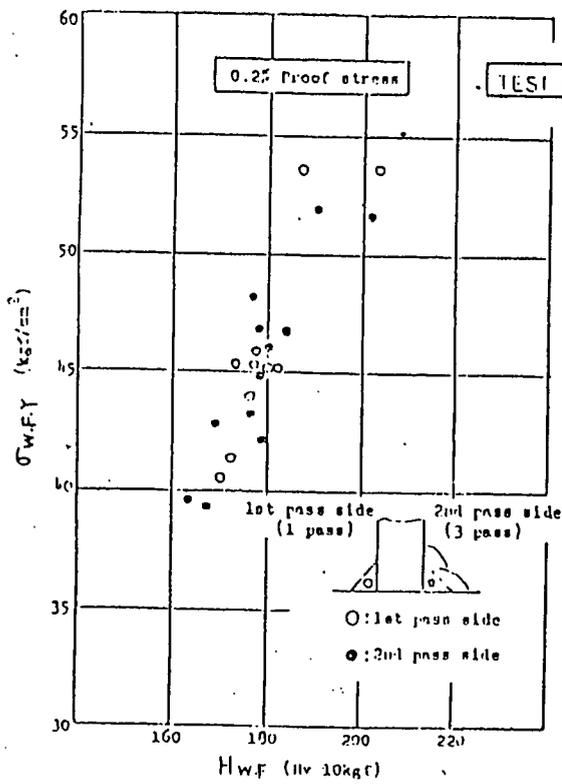
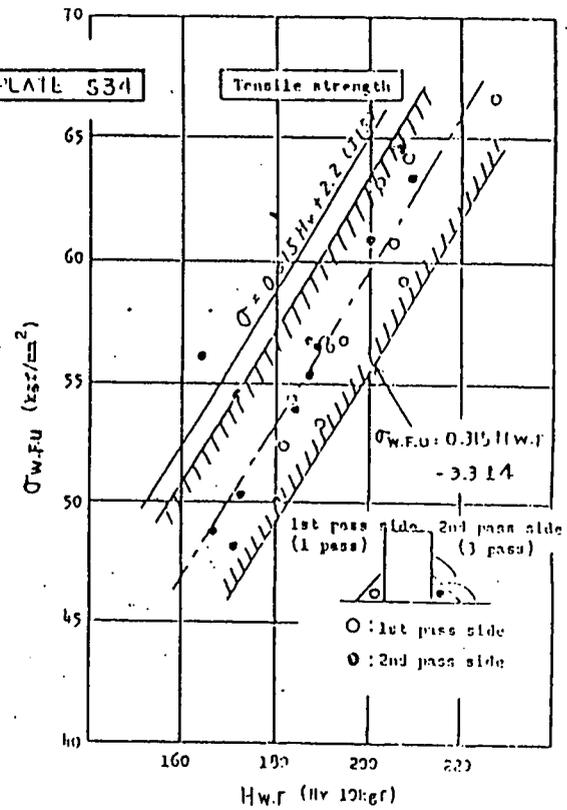
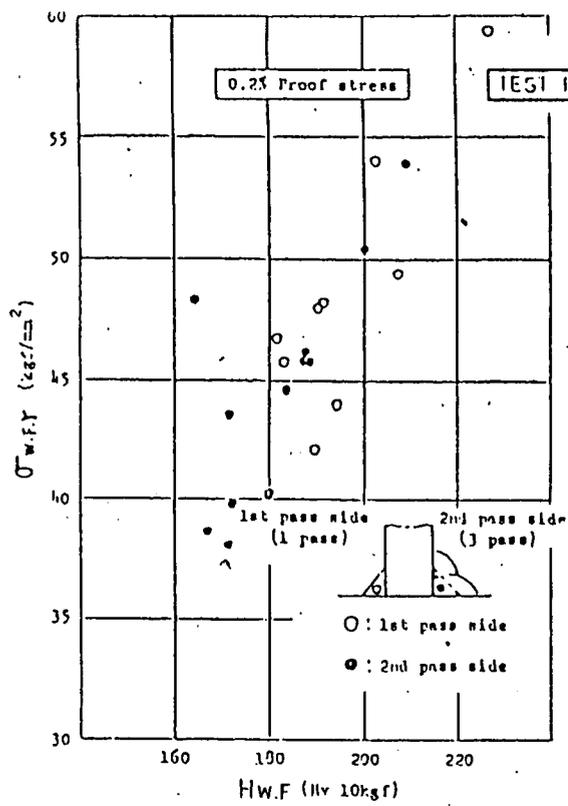


Fig.7.4.2.4(2) Relation between Hw.F and  $\sigma_{w.F.Y}$ , Hw.F and  $\sigma_{w.F.U}$

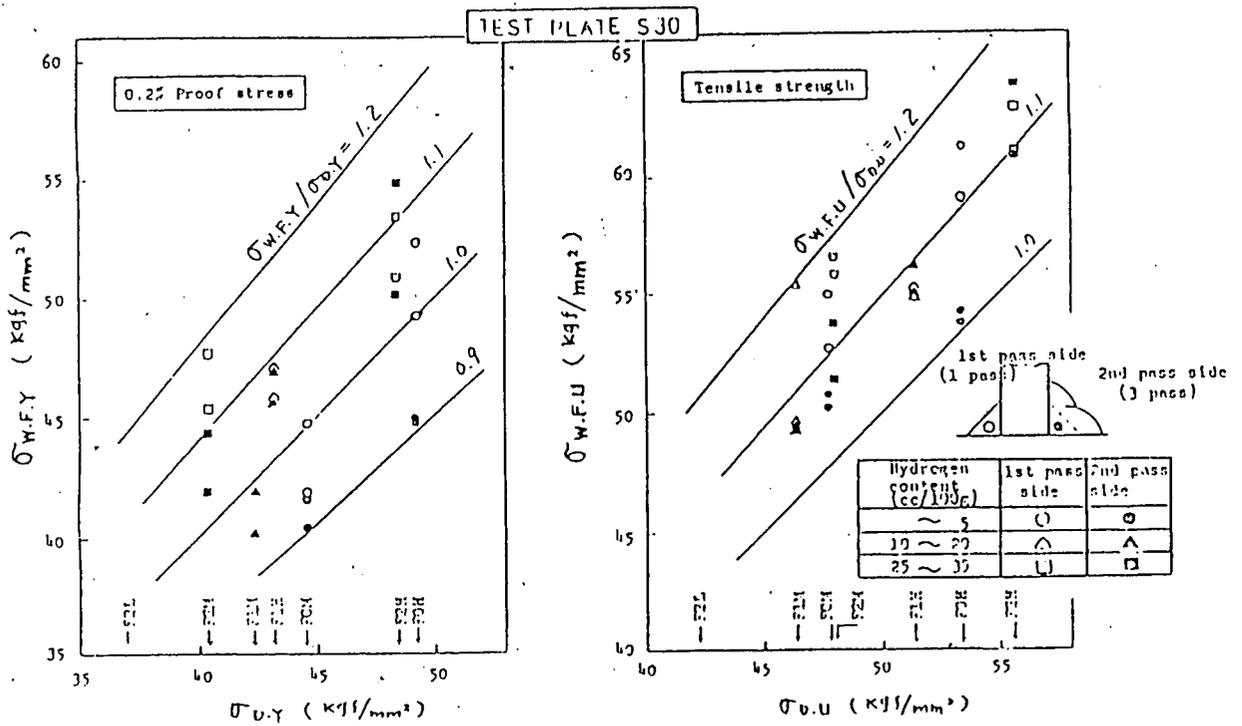
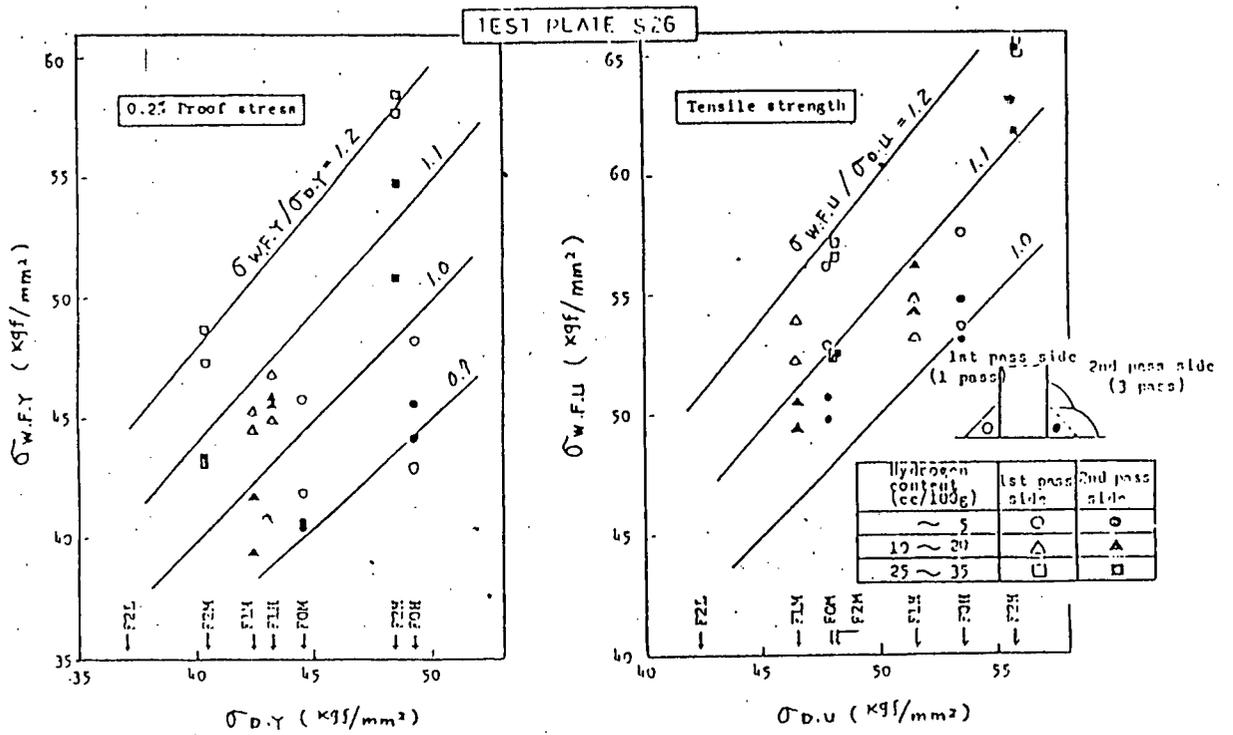


Fig.7.4.2.5(1) Relation between  $\sigma_{D.Y}$  and  $\sigma_{w.F.Y}$ ,  $\sigma_{D.U}$  and  $\sigma_{w.F.U}$

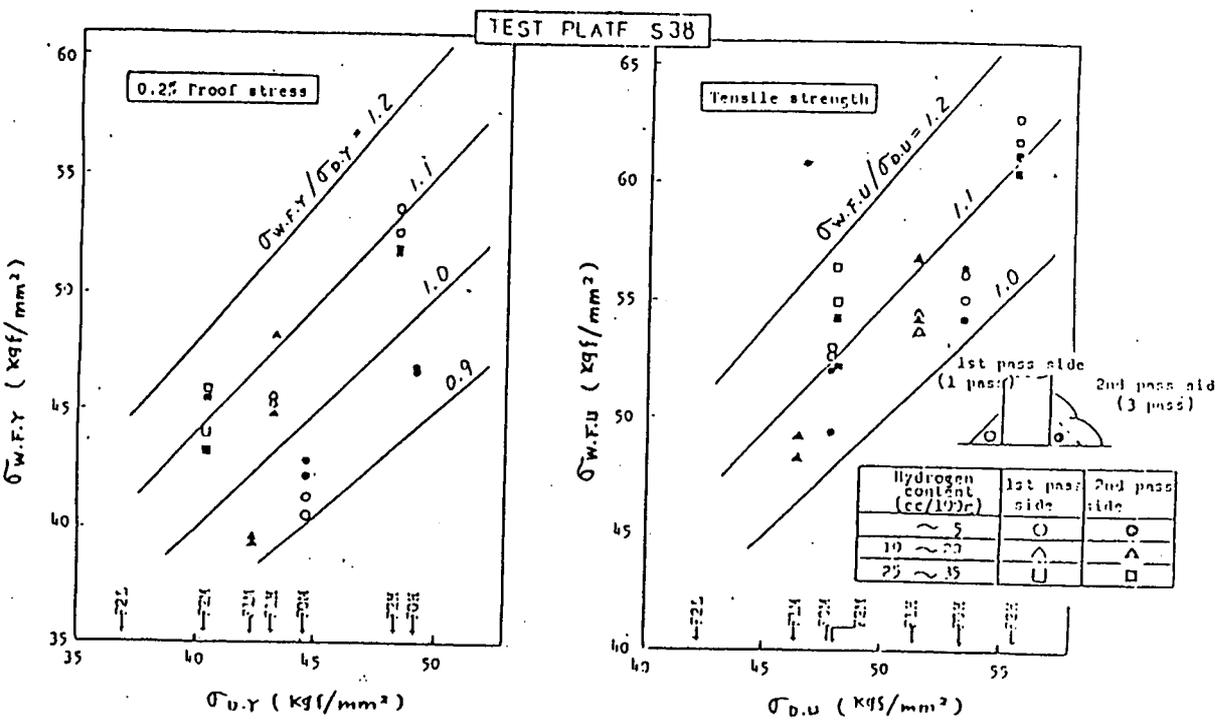
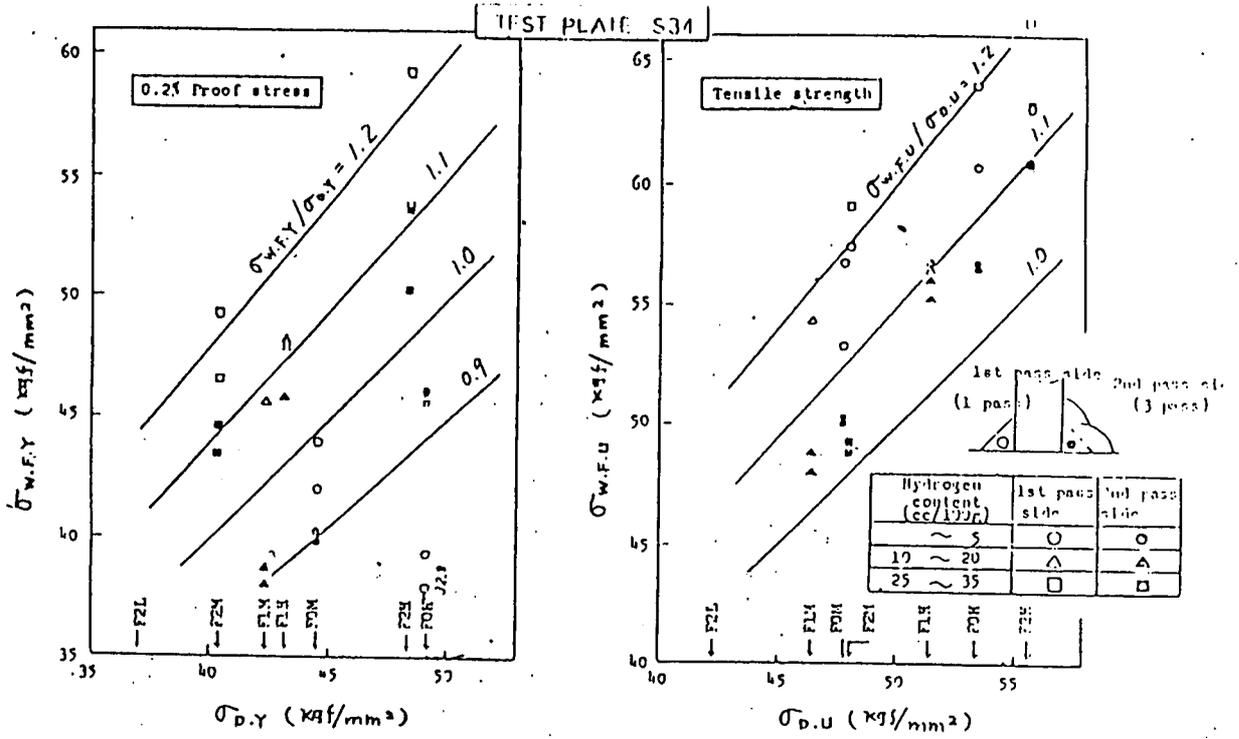


Fig.7.4.2.5(2) Relation between  $\sigma_{D.Y}$  and  $\sigma_{w.F.Y}$ ,  $\sigma_{D.U}$  and  $\sigma_{w.F.U}$

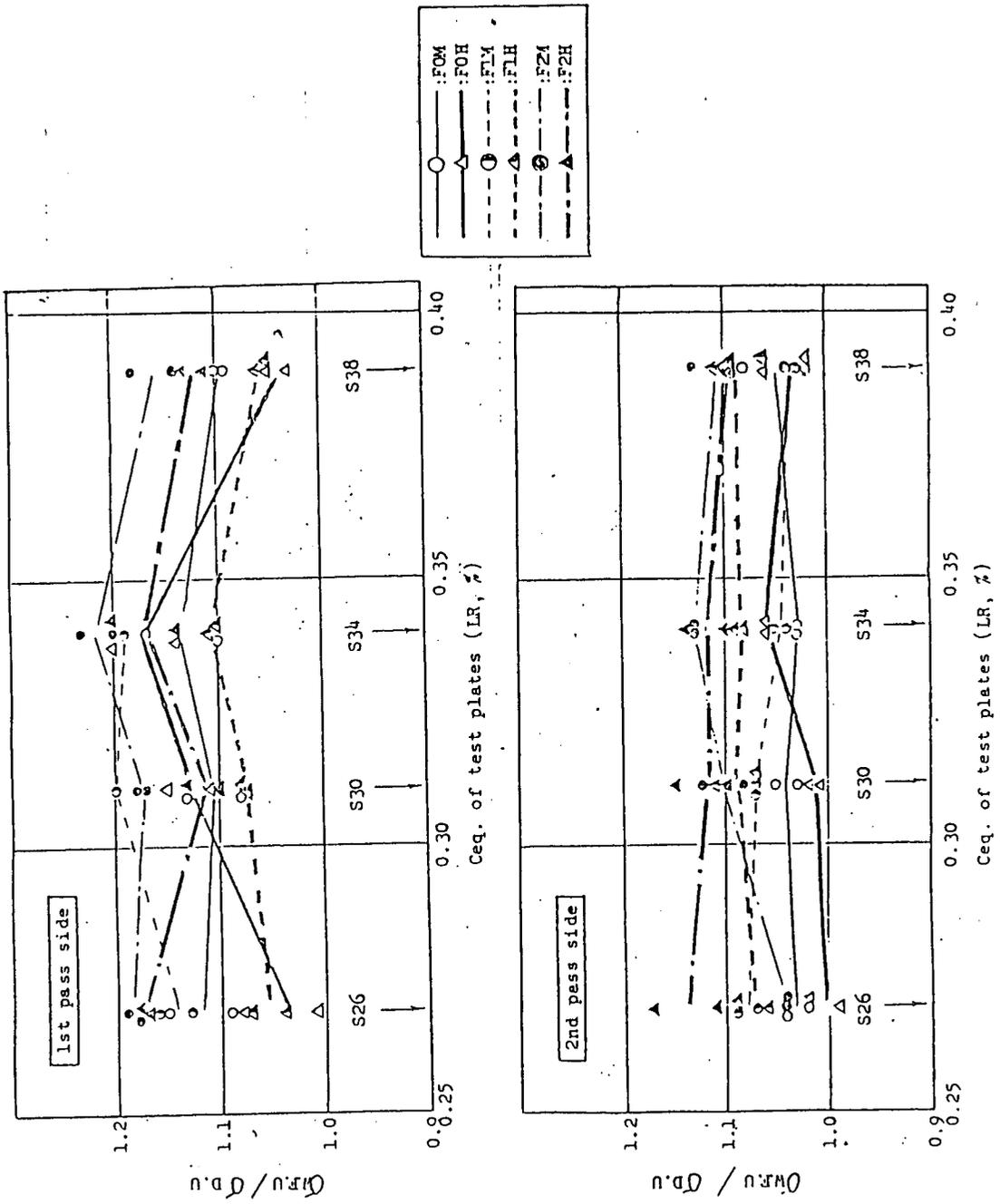


Fig.7.4.2.6 Relation between Eq. and  $\sigma_{w.f.u} / \sigma_{D.U}$  in fillet weld metal tensile test

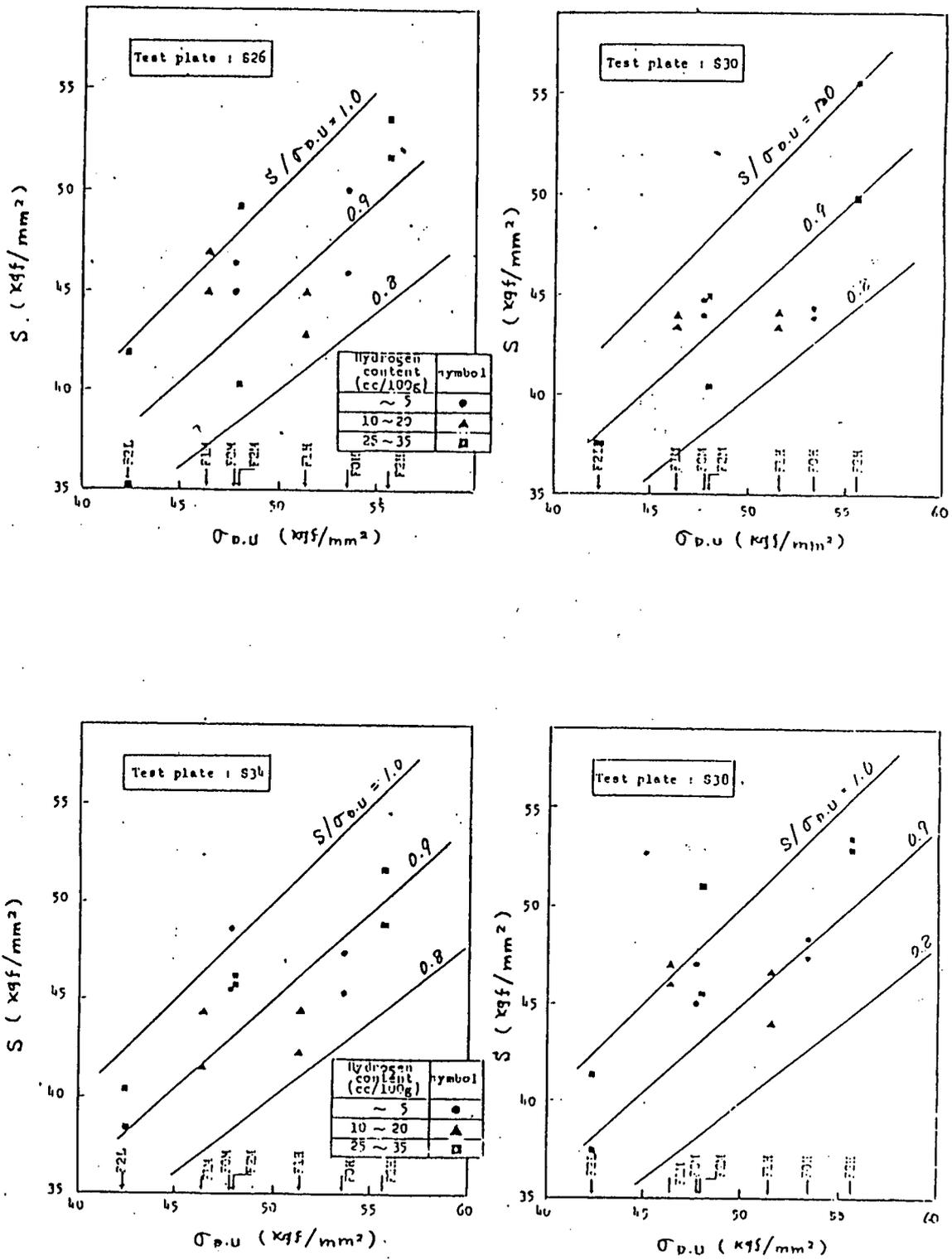


Fig.7.4.2.7 Relation between  $\sigma_{D.U}$  and  $S$

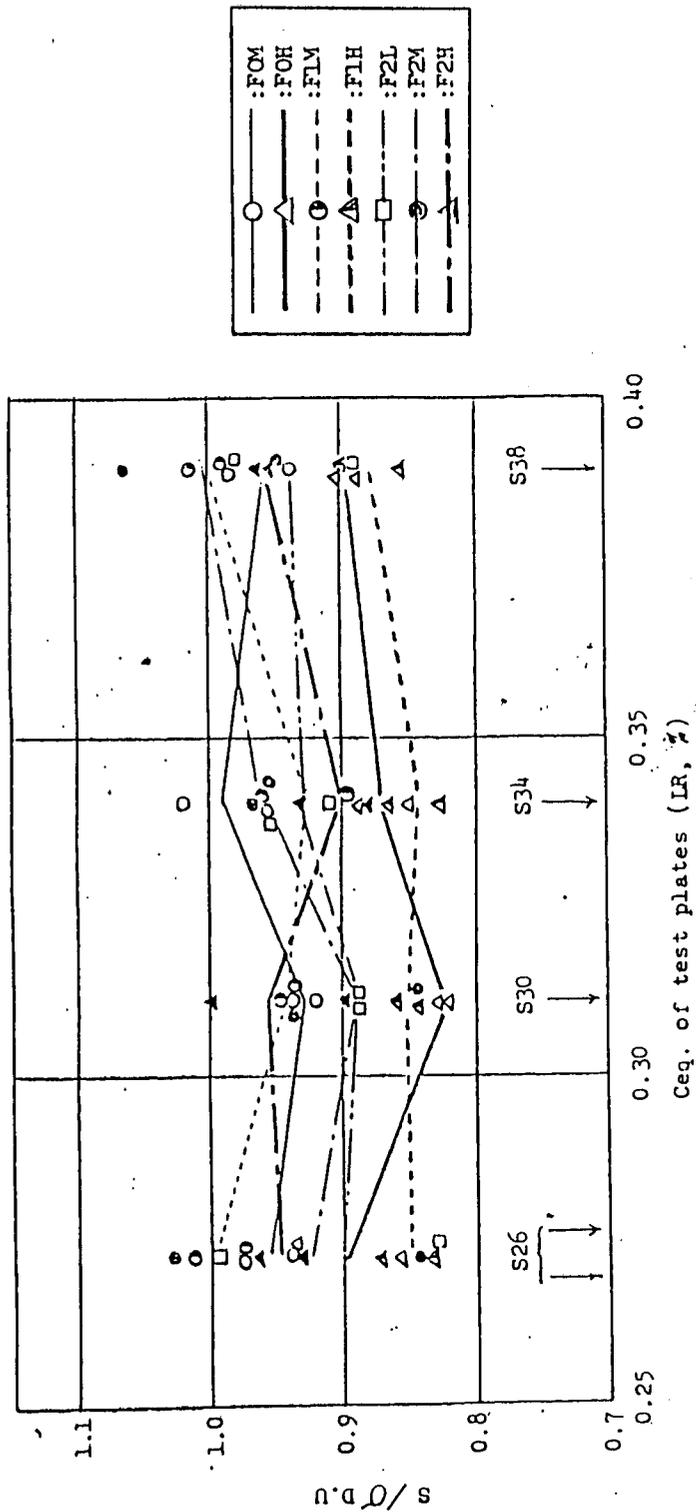


Fig.7.4.2.8 Relation between  $Ceq.$  and  $S/\sigma_{d.u}$  in tensile test of transverse welded fillet joint

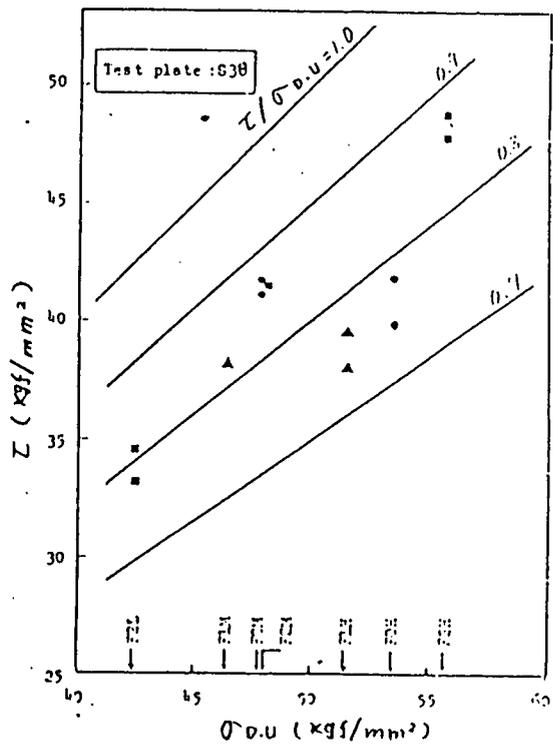
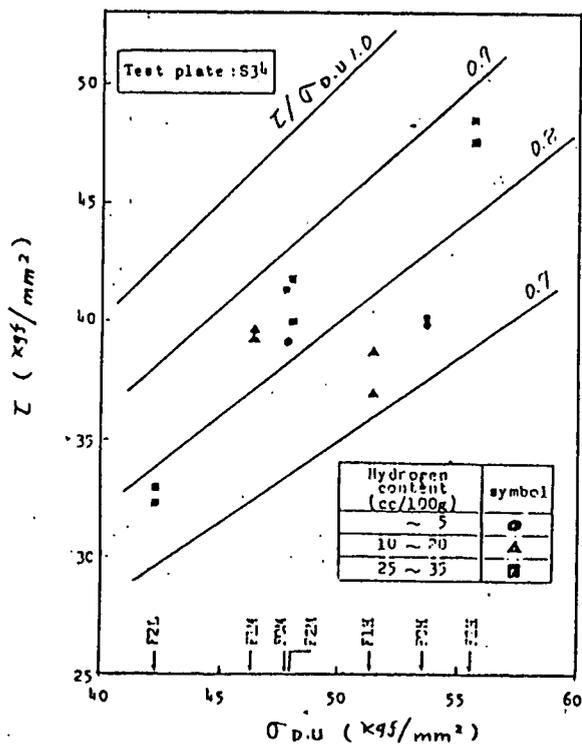
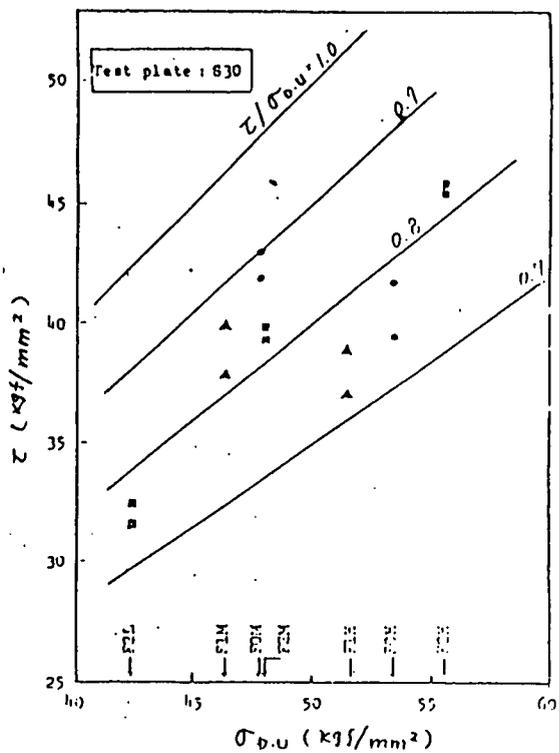
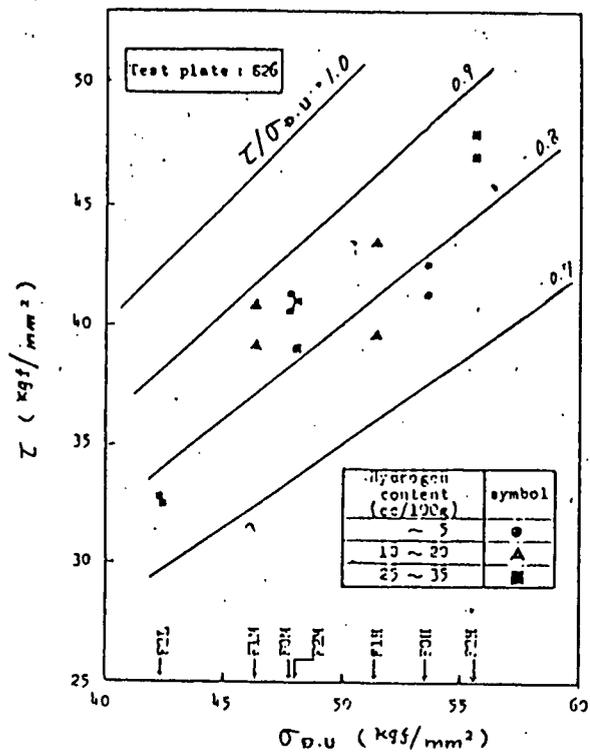


Fig.7.4.2.9 Relation between  $\sigma_{D.U}$  and  $\tau$

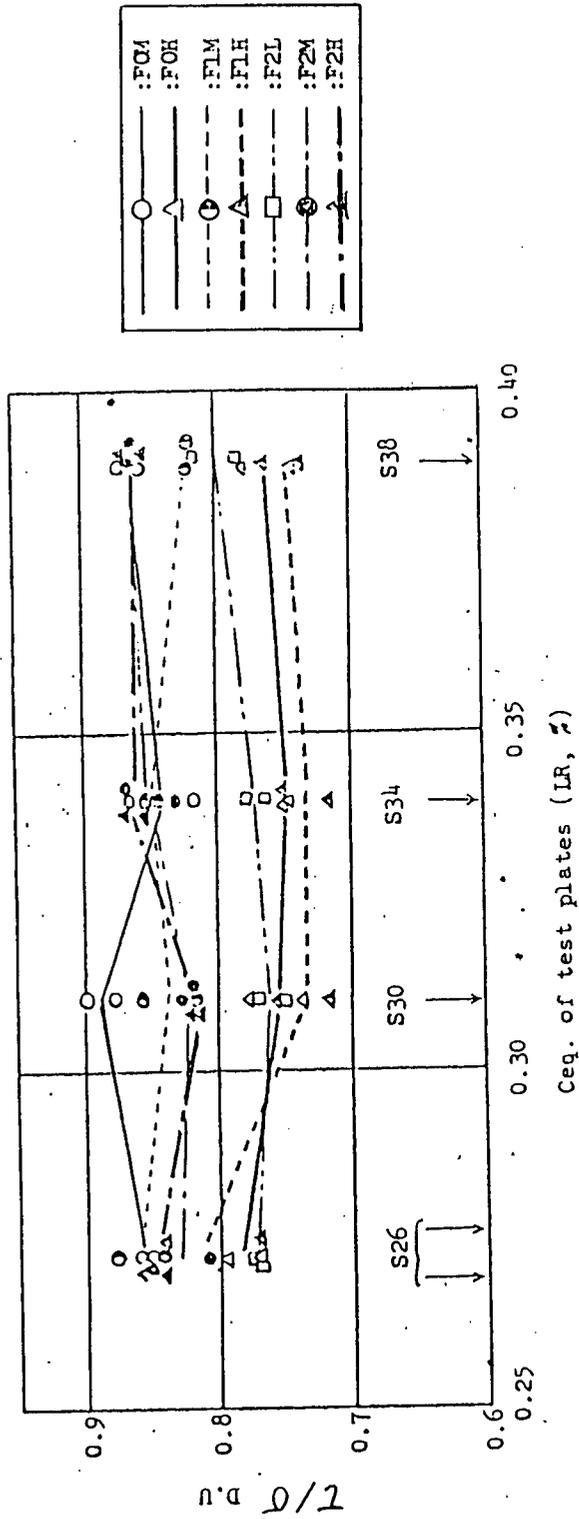


Fig. 7.4.2.10 Relation between Ceq. and  $\tau / \sigma_{D.U}$  in shearing test of longitudinal welded fillet joint

## 7.5 斜めY型割れ試験

### 7.5.1 全姿勢溶接棒による斜めY形溶接割れ試験結果

#### 1) 試験方法

供試鋼板はS 26, S 30, S 34, S 38, (Table 7.1.2)の4種, 供試溶接棒は, A O L, A O M, A O H, A 1 H, A 2 M, A 2 H (Table 7.1.3)の全姿勢溶接棒6種を用いて試験を実施した。

試験温度は, 0℃, R.T(20℃), 50℃, 75℃であり, 鋼板S 36 A 25 Rを用いたものだけ75℃で発生したため100℃まで試験している。この際の湿度は, いずれも70%である。

Fig 7.5.1.1に試験板の形状を示す。溶接条件は, 170 A × 25 V × 15 cm/min, 入熱17 KJ/cmであり, 溶接終了後48時間経温して後, 表面割れ検査と断面割れ検査(5断面)を行ない。割れ率を算出した。本試験結果の整理には, 断面割れ率を用いたが, 割れが溶接金属内にあるものを溶接金属割れ, HAZ部にかかっているものを溶接金属割れ, HAZ部にかかっているものをHAZ割れとした。又, 割れが発生した試験片についてはWM, HAZ, BMの硬さを測定した。Photo 7.5.1.1に割れの一例を示す。

#### 2) 試験結果

##### (1) 鋼板のCeq及び溶接棒と割れの関係

Table 7.5.1.1に断面割れ試験結果を, Fig 7.5.1.2~Fig 7.5.1.5に鋼板別の断面割れ率と溶接棒との関係を, 又, Photo 7.5.1.1に典型的な割れの例を示す。

- イ) 鋼板のCeqが最も低いS 26では水素量の高い溶接棒A 2 M(34.4 cc/100g)の予熱温度0℃の場合と, 溶接棒A 2 H(29.5 cc/100g)の予熱温度0℃, R.T 50℃の場合にのみ割れが発生した。割れは, 主として溶接金属割れである。鋼板のCeqが低い場合でも, 水素量・強度の高い溶接棒を使用すると, 溶接金属には割れが発生する。
- ロ) 鋼板のCeqが高くなるにつれて, 水素量の低い溶接棒・強度の低い溶接棒でも割れが発生する。予熱温度0℃でみると, 鋼板のCeqの増加にともなってA 2 H, A 2 H, A 2 M, A 1 H, A O H, A O Mの順に割れが発生しはじめる。割れ感受性は, 水素量の多い溶接棒程度高く, 水素量が同じレベルの場合は強度の高い溶接棒程高い。又, A 2 Mの方がA 1 Hより割れ感受性が高いことより, 割れに対する影響は水素量が強度より優先すると考えられる。
- ハ) 鋼板のCeqが低い場合(Ceq ≤ 0.30%)は, 主として溶着金属割れが発生し, 高い場合(Ceq ≤ 0.34%)にはHAZ割れが発生する。
- ニ) 水素量1.2 cc/100g, 強度42 kgf/cm<sup>2</sup>の溶接棒A O Lでは, 鋼板のCeq 0.38%のS 38の予熱温度0℃でも割れは発生しない。逆に, 水素量29.5 cc/100g, 強度53 kgf/cm<sup>2</sup>の溶接棒A 2 Hでは, 鋼板のCeq 0.26%のS 26の予熱温度50℃でも割れが発生した。

##### (2) 割れ防止予熱温度

Fig 7.5.1.6に, 鋼板のCeqとルート割れ防止予熱温度との関係を示す。

- イ) 溶接棒の水素量及び強度が高くなるにつれてルート割れ防止予熱温度が, 鋼板のCeq増加にともなって上昇する。溶接棒A 2 Hでは, Ceq 0.26%の鋼板S 26で75℃の予熱を必要とする。
- ロ) 溶接棒の水素量レベルが同じ場合, 強度が高くなるにしたがってルート割れ防止予熱温度が上昇する。
- ハ) 室温で考えると, 低水素溶接棒(水素量5 cc/100g以下)では鋼板のCeq 0.34%まで, 中水素系溶接棒(水素量15 ± 5 cc/100g)では鋼板のCeq 0.30%まで割れが発生しない。

### (3) 硬さ試験結果

Fig7.5.1.7に硬さ試験で高い値を示した予熱温度0℃での、鋼板の $C_{eq}$ と硬さの関係を示す。鋼板の $C_{eq}$ が最も高いS38でHAZ,のMAX,  $H_V$ が370前後,WM,のMAX,  $H_V$ が250前後となっている。

### 3) ま と め

水素量レベルが同じ場合、強度レベルの低い溶接棒程割れ感受性は低い。しかし、割れ感受性には強度よりも水素量が優先的に影響を与える。低水素系52kgf/mm<sup>2</sup>級溶接棒では、鋼板の $C_{eq}$ 0.34%まで室温で割れが発生しない。又、中水素系52kgf/mm<sup>2</sup>級溶接棒では、鋼板の $C_{eq}$ 0.30%まで室温での割れ発生はない。高水素系52kgf/mm<sup>2</sup>級溶接棒では鋼板の $C_{eq}$ 0.26%でも50℃の予熱で割れが発生する。

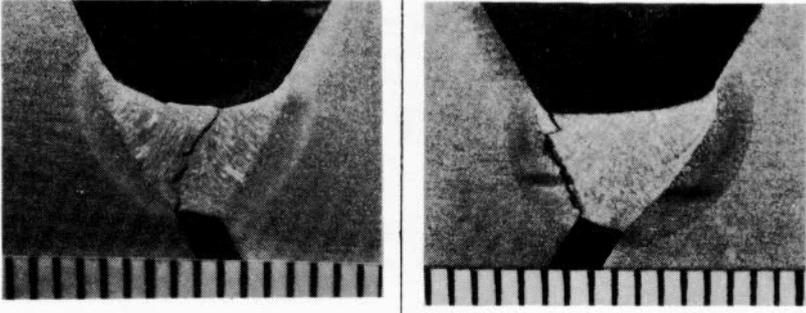
Location of crack	Weld metal	H.A.Z.
Steel	S26	S38
Electrode	A2H	A2M
Preheat temperature	R.T.	0°C
Macro structure		

Photo 7.5.1.1 Typical cracks in JIS y-groove cracking test

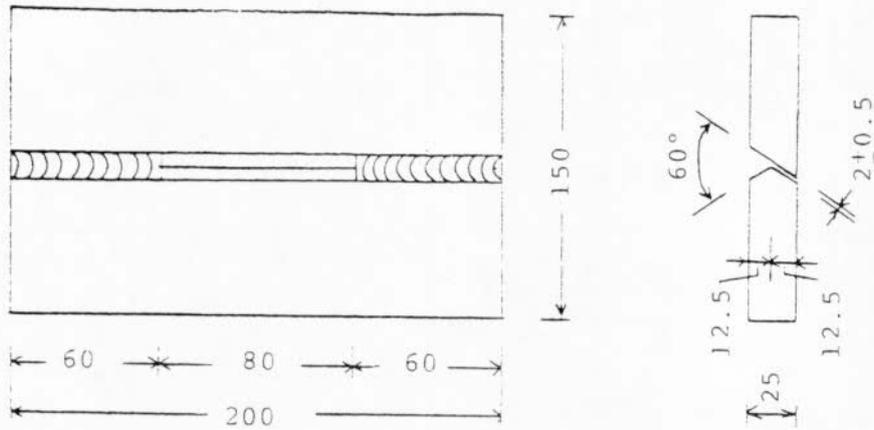


Fig.7.5.1.1 Shape of JIS y-groove cracking test piece



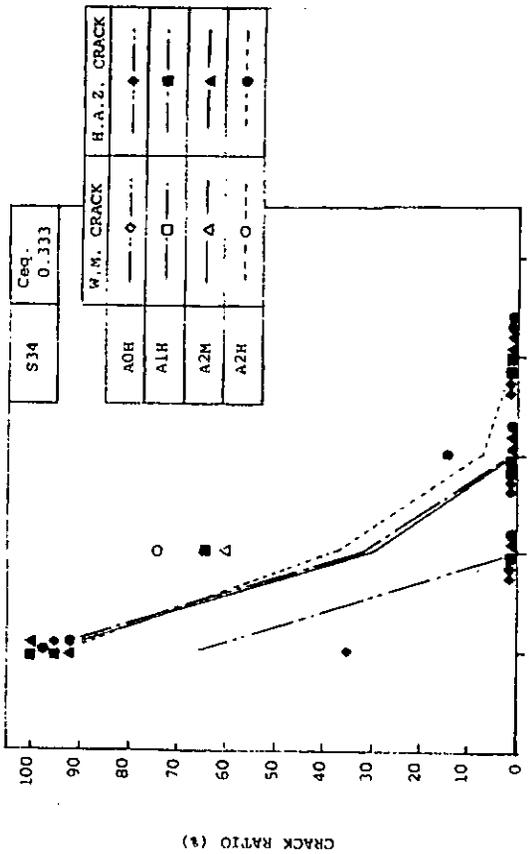


Fig. 7.5.1.4 Relationship between crack ratio and preheat temperature

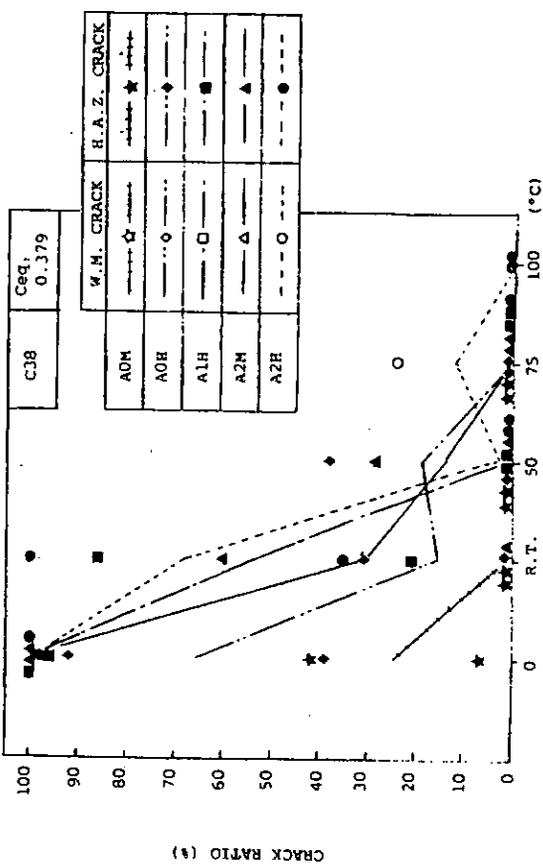


Fig. 7.5.1.5 Relationship between crack ratio and preheat temperature

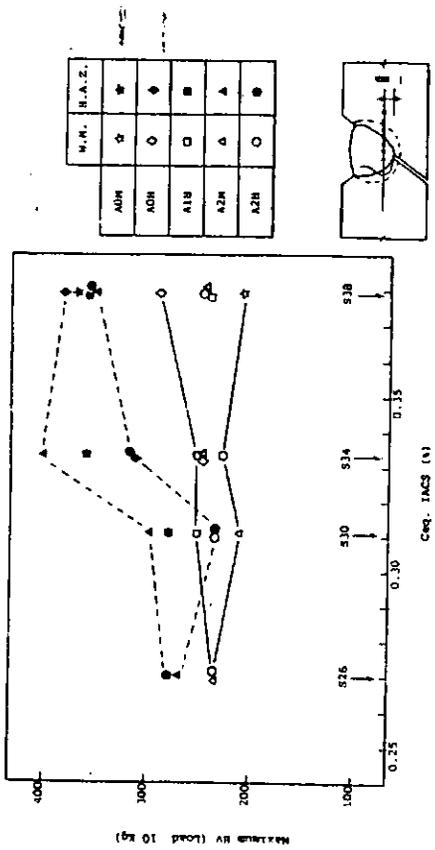


Fig. 7.5.1.7 Relationship between maximum hardness and Ceq. (Preheat temperature 0°C)

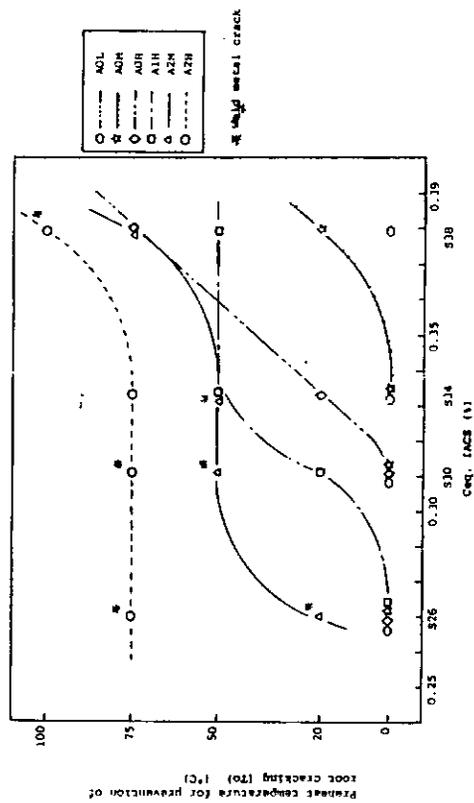


Fig. 7.5.1.6 Relationship between Ceq. and preheat temperature for prevention of root cracking

## 7.5.2 水平すみ肉溶接棒による斜めy形溶接割れ試験

### 1) 供試材料

Table 7.5.2.1に供試鋼板を示す。鋼板の製造方法はTMC P(水冷), 及び従来法(Asrolled材)であり,  $C_{eq}$ は0.26%~0.38%に変化させた板厚25mmのK32A及びK36Aである。また溶接棒はTable 7.5.2.2に示すもので目標拡散性水素量を5.15, 及び30cc/100gに変化させるとともに, 溶接金属強度を3水準に変化させた合計7種類の4mm $\phi$ 水平すみ肉溶接棒を使用した。

### 2) 試験方法

試験方法はFig 7.5.2.1に示す。入熱は個々の溶接棒の適正溶接条件により溶接を行なったため, Table 7.5.2.3に示す通り19.6~21.6 KJ/cmであり, 溶接雰囲気は恒温恒湿室内での0℃相対湿度60%(試験片温度: 0℃)及び25℃80%(試験片温度: 25℃~100℃)とした。試験結果の整理には断面割れ率を用いた。

### 3) 試験結果

#### (1) 割れの様相

本試験で発生した割れの代表例をPhoto. 7.5.2.1に示す。

斜めy形溶接割れ試験では一般にHAZ部に割れが発生しやすいが, 今回の試験では鋼板の $C_{eq}$ が最も高い0.38%のもので, 水素量が30cc/100gレベルの溶接棒F2M及びF2Hを使用したものにHAZ割れが発生した以外は全て溶接金属割れであった。

#### (2) 鋼板の $C_{eq}$ , 溶接棒の種類と割れ発生との関係

Table 7.5.2.4及びFig 7.5.2.2は各鋼種に於ける割れ試験結果(断面割れの発生状況及び予熱温度と断面割れ率の関係)を示したものである。今回の試験では各鋼種とも, 水素量が高く, 低強度の溶接棒であるF2Lを使用したものに割れが集中して発生し, その全てが溶接金属割れであった。水素量15cc/100gレベルの溶接棒であるF1M, F1H溶接棒では鋼板の $C_{eq}$ が0.34%の試験においてRT(25℃), 及び50℃の予熱温度の下でそれぞれ1断面に割れが認められたが, それ以外の温度については全く割れが発生しなかった。また水素量30cc/100gレベルの溶接棒F2M, F2Hについては鋼板の $C_{eq}$ が0.38%の試験において0℃の予熱温度下でHAZ割れが発生した以外は全く割れの発生は認められなかった。また水素量5cc/100gレベルの溶接棒であるF0M, F0H溶接棒では, いずれの鋼板についても割れの発生は全く認められなかった。割れ率についてはFig 7.5.2.2でも明らかのように予熱温度の上昇に伴い減少している。Fig 7.5.5.3に断面割れの発生したテストピースの中央断面ルート近傍のHAZ及び溶接金属の最高硬さと $C_{eq}$ との関係を示す。HAZ部の最高硬さは $C_{eq}$ の増加に伴って溶接棒の種類に関係なく増加したが溶接金属の硬さは $C_{eq}$ に無関係にほぼ一定( $H_v$  Max 190~210)であった。

#### (3) 割れ防止予熱温度

Fig 7.5.2.4に $C_{eq}$ とルート割れ防止予熱温度( $T_0$ )との関係を示す。HAZに割れが発生したF2M, F2H溶接棒では $C_{eq}$ の増加に伴い $T_0$ も上昇している。しかしながら溶接金属に割れの発生した水素量15cc/100gレベルのF1M, F1H溶接棒及び水素量30cc/100gレベルのF2L溶接棒については, この関係は明確でないが両者の比較では水素量の多いF2L溶接棒の方が $T_0$ は高くなっている。

#### (4) 第1年次の斜めy形溶接割れ試験結果(全姿勢棒)との比較

今回の試験では最も水素量の高いF2L溶接棒を除けば第1年次の全姿勢溶接棒での試験結果と比較して, 割れの発生は極端に少なかった。

これは第1年次の試験に比較して

1. 溶接条件を各供試溶接棒の適正条件という前提で行った為, 入熱量が前回に比べて約2.6~4.6 KJ/cm

大きくなった。(水平すみ肉溶接棒である為被覆筒が大きく、このため相対的に溶接電圧が高めになる)

2. 溶け込み形状を調べると前回の試験に比べて全体的にルート形状がシャープでなく、またのど厚も約20%~30%程度小さくなっている。

このため拡散性水素の放出が助長されることにより、第1年次では割れの発生が顕著であった水素量15cc/100g及び30cc/100gレベルの溶接棒についても割れ発生率が低下したのではないかと考えられる。

4) ま と め

- (1) 水平すみ肉溶接棒を用いた斜めy形溶接割れ試験結果では、溶接棒の拡散性水素量が30cc/100g及び15cc/100gレベルでは鋼板の炭素当量に関係なく溶接金属割れが発生し、しかもその発生傾向は強度レベルを極端におさえたF2L溶接棒(水素量30cc/100gレベル、強度42Kgf/mm<sup>2</sup>)で顕著であった。このことは斜めy形溶接割れ試験のように拘束度が非常に高い場合は、鋼板の炭素当量が低いものであっても溶接金属の強度を下げ過ぎれば溶接金属割れが発生しやすくなると考えられる。
- (2) 鋼板の炭素当量が0.38%の従来材では、溶接棒の拡散性水素量が最も高い30cc/100gレベルのものでHAZ割れが発生したが、炭素当量の低い加速冷却材(Ceq:0.34%以下)では0℃の予熱温度下でもHAZ割れの発生は認められなかった。HAZ割れのみに着目して言えば溶接棒の拡散性水素量が30cc/100g程度のものであっても鋼板の炭素当量が0.38%の従来材に対し、限界予熱温度は25℃(室温)程度である。
- (3) 本試験に於いては第1年次に行った全姿勢溶接棒の試験に比べて入熱量、ビード断面ののど厚、ルート形状等に若干の相違はあるが実船での施工を考えた場合、水平すみ肉1パス溶接であり拘束度も本試験に比べて数段小さいことを考え合わせると炭素当量の低い(0.34%程度以下)加速冷却鋼板では水素量30cc/100gレベル、溶接金属強度が47~48kgf/mm<sup>2</sup>程度のものであれば予熱なし施工が可能であると考えられる。

Table 7.5.2.1 Test materials

Symbol	Steel Grade	Process	Thickness (mm)	Ceq (IACS)		Mechanical properties			
				Ladle	Check	Y.P (kgf/mm <sup>2</sup> )	T.S (kgf/mm <sup>2</sup> )	EL (%)	vko (Kgf-m)
S 26	K32A (M)	TM (water cooling)	25	0.27	0.27	36	52	19	17.4
S 30	K36A (P)	( " )	25	0.31	0.31	38	53	25	26.1
S 34	K36A (Q)	( " )	25	0.340	0.333	41.5	55.1	25	29.0
S 38	K36A (R)	As Rolled	25	0.389	0.379	39	53	26	19.2

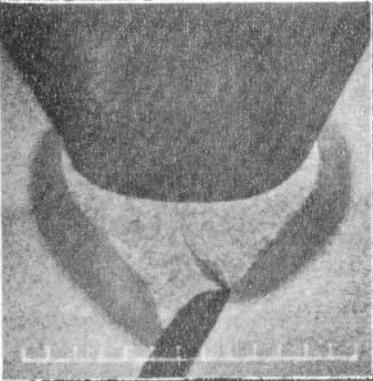
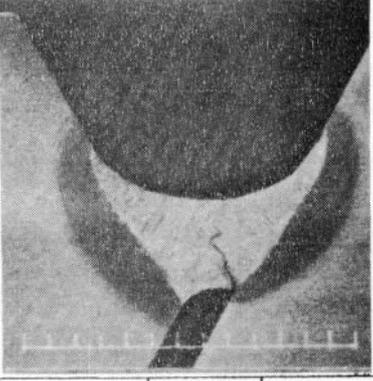
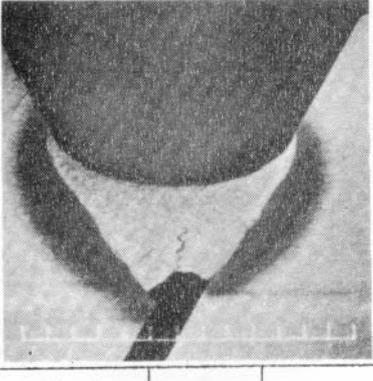
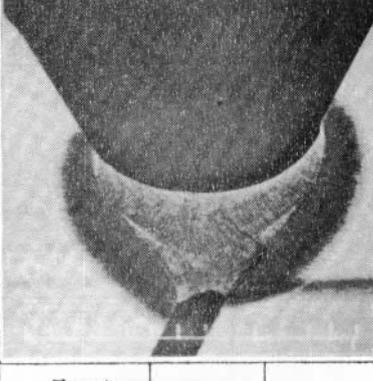
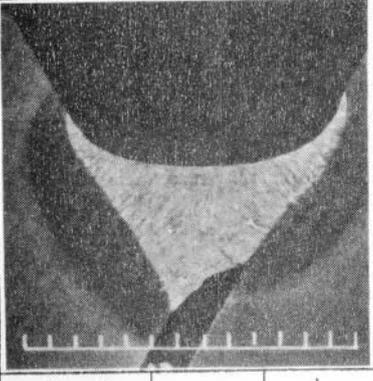
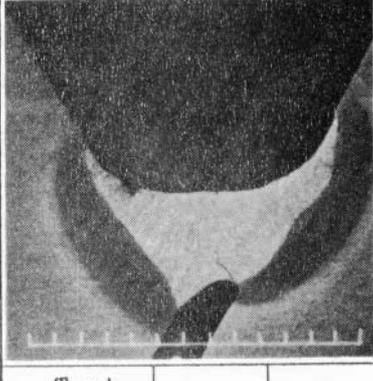
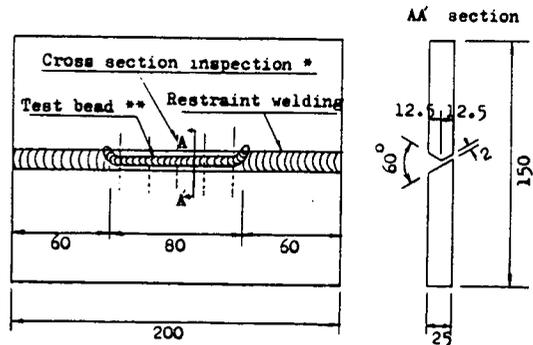
①			Weld metal crack	
	Test plate	S30	Electrode	F2L
	Preheat temp.		0 °C	
②			Weld metal crack	
	Test plate	S30	Electrode	F2L
	Preheat temp.		0 °C	
③			Weld metal crack	
	Test plate	S38	Electrode	F2L
	Preheat temp.		0 °C	
④			HAZ crack	
	Test plate	S38	Electrode	F2M
	Preheat temp.		0 °C	
⑤			Weld metal crack	
	Test plate	S34	Electrode	F1M
	Preheat temp.		RT (25 °C)	
⑥			Weld metal crack	
	Test Plate	S34	Electrode	F1H
	Preheat temp.		50 °C	

Photo 7.5.2.1 Example cracks in JIS y-groove cracking test

Table 7.5.2.2 Test electrodes

Electrode	Grade	Dia. (mm)	* Diffusible hydrogen (ml/100g)		Mechanical properties			
			Aimed	Measured	Y.P (Kgf/mm <sup>2</sup> )	T.S (Kgf/mm <sup>2</sup> )	EL (%)	vBo (Kgf-m)
F O M	D4326	4	≤ 5	2.8	45.3	48.1	30.3	14.8
F O H	D5026	4	≤ 5	4.4	48.3	52.7	29.8	11.3
F I M	D4340	4	15 ± 5	11.5	41.7	46.6	26.4	9.3
F I H	D5000	4	15 ± 5	12.6	43.4	51.5	26.5	7.8
F 2 L	D4327	4	30 ± 5	27.0	37.1	42.4	24.3	5.4
F 2 M	D4327	4	30 ± 5	31.2	42.5	48.3	28.5	11.6
F 2 H	D5000	4	30 ± 5	27.3	48.4	53.2	27.5	11.7

\* JIS method



\* : Cross section crack ratio  
 $= 1/5 \left( \sum_{i=1}^5 \frac{d_i}{D_i} \times 100 \right) (\%)$



Heat input (Kj/cm)	See Table 7.5.2.3				
Preheat temp.(°C)	0	25	50	75	100
Atmosphere temp. (°C)	0	25			
Humidity (%)	60	80			

Fig.7.5.2.1 Method of JIS y-groove cracking test

Table 7.5.2.3 Welding conditions

Electrode	Dia. (mm)	Welding condition			Heat input (Kj/cm)
		Welding current (amp.)	Welding voltage (volt)	Welding speed (cm/min.)	
FOM	4	175	28	15	19.6
FOH	4	175	30	15	21.0
FLM	4	175	35	17	21.6
FLH	4	180	30	16	20.3
F2L	4	175	35	17	21.6
F2M	4	175	34	17	21.0
F2H	4	180	29	16	19.6

Table 7.5.2.4 Results of JIS y-groove cracking test  
( Cross section crack )

P. Temp Times Test Effect plate rod	0				RT		50		75		100	
	1	2	1	2	1	2	1	2	1	2	1	2
S 26 ( M )	P O M	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○
	F O H	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○
	F 1 M	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○
	F 1 H	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○
	F 2 L	●16	●52	○	○	●17	●41	○	○	○	○	○
	F 2 M	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○
S 30 ( P )	F 2 H	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○
	F O M	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○
	F O H	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○
	F 1 M	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○
	F 1 H	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○
	F 2 L	●39	●54	○	○	○	○	○	○	○	○	○
S 34 ( Q )	F 2 M	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○
	F 2 H	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○
	F O M	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○
	F O H	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○
	F 1 M	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○
	F 1 H	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○
S 38 ( R )	F 2 L	●40	●30	○	○	○	○	○	○	○	○	○
	F 2 M	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○
	F 2 H	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○
	F O M	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○
	F O H	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○
	F 1 M	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○
S 34 ( R )	F 1 H	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○
	F 2 L	●11	●41	○	○	○	○	○	○	○	○	○
	F 2 M	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○
	F 2 H	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○
	F O M	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○
	F O H	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○

Explanatory note : ○ 0% ● 26~50% ● 51~75% ● 76~100% \* : HAZ crack  
( Crack ratio ) : ○ 0% ● 1~25% ● 26~50% ● 51~75% ● 76~100%

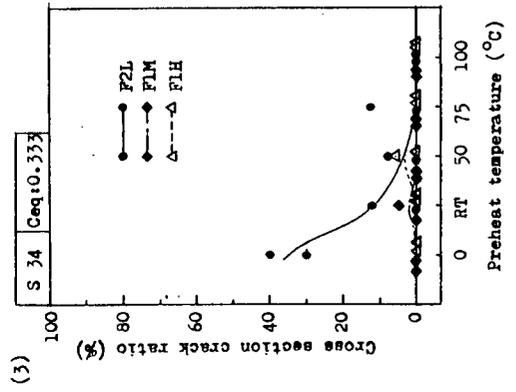
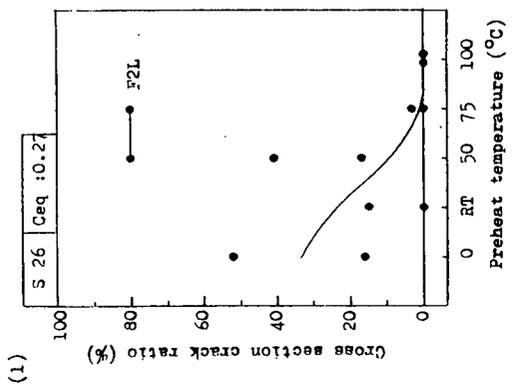
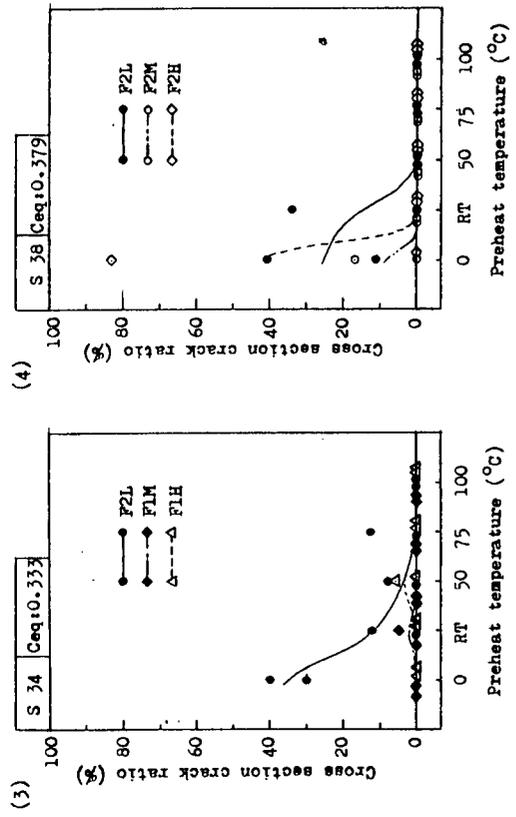
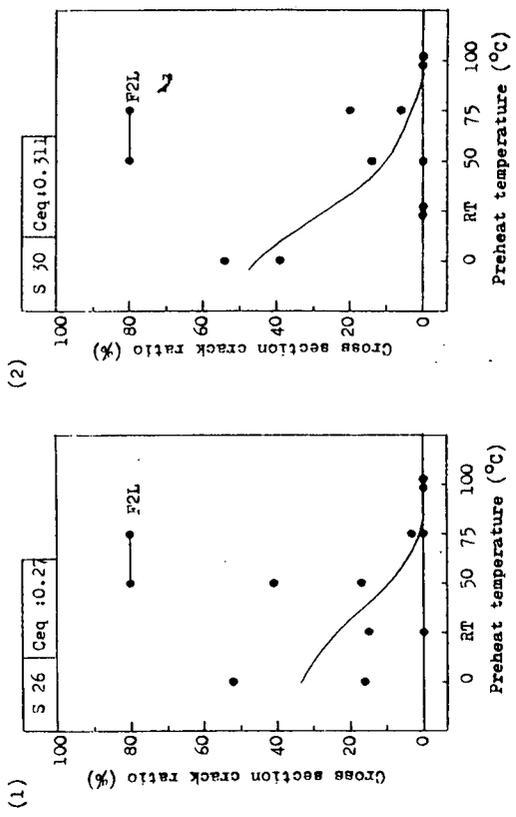


Fig. 7.5.2.2 Results of JIS y-groove cracking test

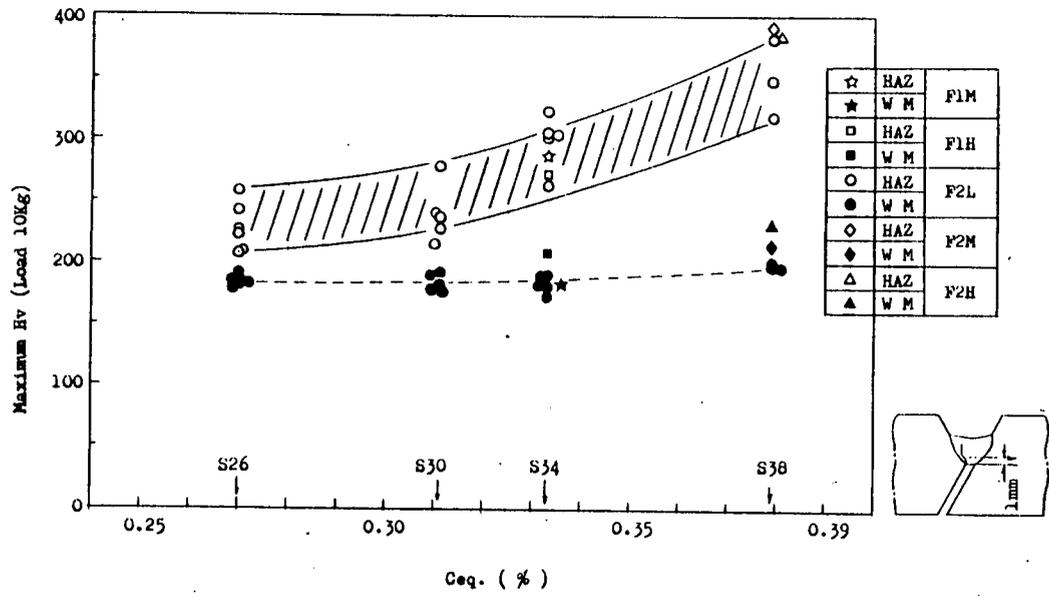


Fig.7.5.2.3 Hardness in JIS y-groove cracking test specimen

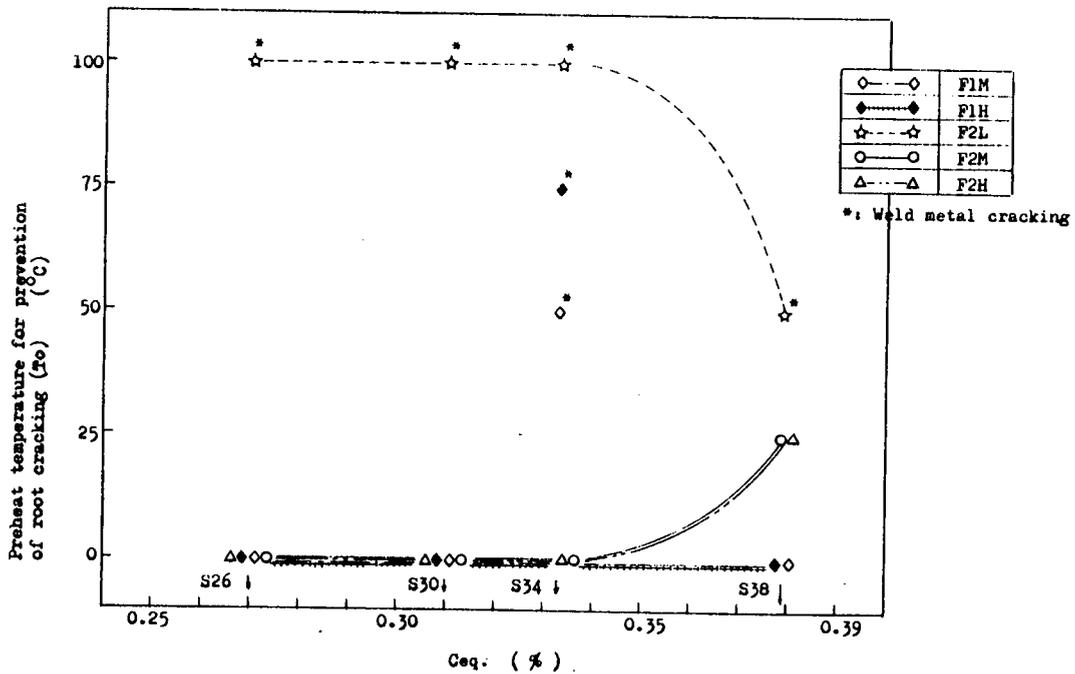


Fig.7.5.2.4 Relationship between Ceq. and preheat temperature for prevention of root cracking in JIS y-groove cracking test

## 7.6 すみ肉拘束割れ試験

供試鋼板について多層（パス）の上向きすみ肉および1パスの水平すみ肉溶接継手の溶接割れ感受性を検討するため、大型のすみ肉拘束割れ試験を実施した。

供試鋼板は、本分科会供試の板厚2.5mmの4種類のK32AおよびK36Aで、炭素当量（IACS式）を公称0.26から0.38%に変化させている。供試溶接棒は、Table 7.6.1に示すように、上向きすみ肉溶接割れ試験には6種類の全姿勢棒を、水平すみ肉溶接割れ試験には7種類のすみ肉専用棒を使用した。それぞれの溶接棒に対して溶着金属の拡散性水素量と強度を変化して試験した。

拘束割れ試験体の形状は上向きすみ肉、水平すみ肉ともに同一であり、Fig 7.6.1にその寸法と拘束状態を示す。割れ感受性を高めるためにgapを1mm設けたが、溶接金属の収縮により試験後中央付近はgapがほぼ0mmとなっていた。

試験は雰囲気温度および予熱パス間温度（または鋼板温度）を変えて行った。雰囲気温度は、予熱25℃以上のとき25℃、予熱0℃のとき0℃とした。多パス溶接におけるパス間温度は、予熱50℃のとき50℃、予熱25℃のとき30℃、予熱0℃のとき3～6℃とした。なお、溶接時間の短縮をはかるため、溶接部が100℃以下に達すると強制空冷を行った。予熱はガスバーナーで行ない、溶接部より75mm離れた水平保持材（Flange）上の3点で温度をチェックした。パス間温度は試験溶接長の中央部の溶接金属上とした。またFinal側の溶接は、Back側の溶接が完了し、試験体が完全に冷却した後、行った。

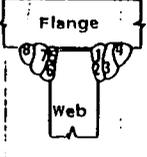
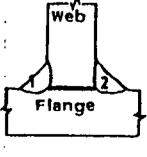
溶接条件は、上向きすみ肉多パス溶接試験の場合、棒径4mmにて目標脚長を12mmとした。溶接入熱は1（あるいは5）パス目および3（あるいは7）パス目が高く約2.4KJ/cm、2（あるいは6）パス目と最終パスの4（あるいは8）パス目が低く約1.3KJ/cmであった。水平すみ肉1パス溶接試験の場合、棒径5mmにて運棒比を1.2程度とした。溶接入熱は約1.7KJ/cmであった。

割れの検査は試験溶接終了後、48時間以上経過した後、まず浸透探傷試験にて表面割れを検査した。割れの認められた場合、（表面割れ率）＝（表面割れ長さ）／（試験溶接長）×100（%）として表示し、割れ発生位置をスケッチするとともに写真撮影した。次にクレータを除いて試験溶接長を5断面等分（約85mm）に切断し、5横断面について断面割れを検査した。また、表面割れ位置と上記検査断面位置が一致しない場合は追加して断面検査した。割れの検査は試片研磨後～7倍に拡大して調べ、割れ形状、寸法をスケッチするとともに、すべての断面についてマクロ写真を撮影した。

割れ発生の有無の判定は、表面割れについては断面割れの対応が認められたものを割れとし、断面割れについては割れ長さが0.5mm以上のものを割れとして、HAZ部の割れと溶接金属部の割れを区別した。

割れ感受性と硬さの関係を検討するため、各試験条件中の試験溶接中央部のマクロ断面に対してビッカース硬さ（荷重10kgf）を測定した。測定箇所は割れ発生感受性の高いフランジ及びウエブのトウ部およびルート部であり、HAZ最高硬さを求めることを目的として硬度分布図（HAZ0.5mmピッチ）を作成した。

Table 7.6.1 Tested electrodes and testing conditions

Mark	Hydrogen Content (cc/100g)	T.S. of all depo. Kg/mm <sup>2</sup>	Applied restraint Cracking test	Deposition Sequence	Welding Condition								
					Electrode dia. (mm)	Pass No.	Welding Current (A)	Arc Voltage (V)	Travel Speed (cpm)	Heat Input (KJ/cm)			
A0L	1.2	41.4	Overhead position (multi-pass)		4	1	140	20	7.8	21.5			
A0M	2.1	47.8				5	145	23	8.5	25.7			
A0H	2.5	55.4				2	140	20	12.5	11.3			
A1H	11.8	52.2				6	145	23	15.5	16.0			
A2M	39.4	48.0				3	140	20	7.8	20.0			
A2H	29.5	53.3				6	145	23	8.4	25.5			
F0M	2.7	47.8				Horizontal position (one pass)		5	4	130	20	13.1	9.8
F0H	4.8	53.4							6	140	22	16.2	14.1
F1M	14.6	46.4	1	230	28				19.5	13.7			
F1H	13.1	51.4	2						28.2	19.8			
F2L	31.3	42.3	F2M	F2H	28.3				48.0	28.0	55.6		

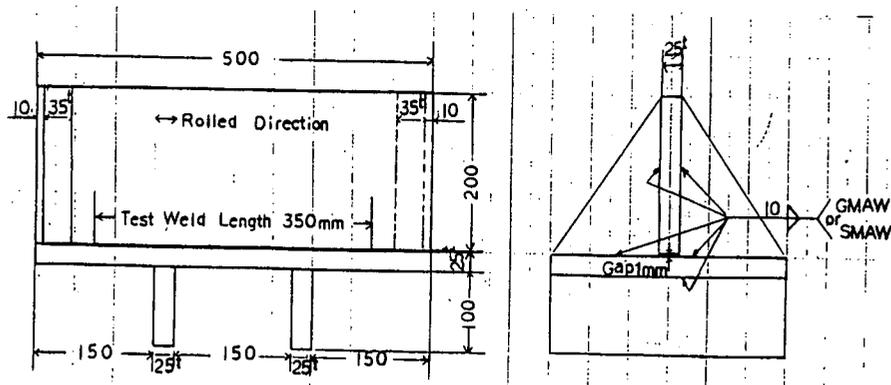


Fig.7.6.1 Dimensions of fillet weld restraint cracking test plate (dimensions in mm)

## 7.6.1 全姿勢溶接棒（上向多層溶接）による拘束割れ試験結果

本項では昨年度の試験結果もあわせて示す。したがって鋼材6種（炭素当量0.26～0.42%）溶接棒3種の試験結果が追加されている。

### 1) 溶接割れの発生形態と発生傾向

拘束割れ試験により発生した割れの発生位置と発生形態をFig7.6.1.1に示し、試験結果を一括してTable 7.6.1.1に示す。割れの発生位置と形態については、昨年度と同様であり、次の6種類（HAZ割れ：4種類、溶接金属割れ：2種類）の割れが発生した。（ ）内には全試験条件（108条件）の216溶接部（Back側とFinal側の合計）のうちこれらの割れの発生した溶接部数を示す。

HAZ割れ：	1. Webのトウ割れ	(Back側：19, Final側：8, 合計27=全HAZ割れ中45%)
	2. Flangeのトウ割れ	( " : 9, " : 4, " 13= " 22%)
	3. Flangeサブトウ割れ	( " : 6, " : 9, " 15= " 25%)
	4. Flangeのルート割れ	( " : 5, " : 0, " 5= " 8%)
溶接金属割れ	5. ルート割れ	( " : 28, " : 34, " 62)
	6. デボ内の微小割れ	( " : 4, " : 9, " 13)

なお浸透探傷検査（P.T）の結果、表面割れと判断されたものは、ほとんどWebあるいはFlangeのHAZトウ割れと一致していた。しかし炭素当量（Ceq）の低いS26（Ceq=0.270%）およびS30（Ceq=0.311%）において非低水素系溶接棒にて割れの発生した表面割れは断面検査の結果、HAZ割れではなく、トウ近傍のデボの微小割れと判断された。

### (1) 低水素系溶接棒における割れ発生傾向

供試溶接棒のうち低水素系溶接棒の4種は水素レベル（拡散性水素量：1.2～3.9cc/100g）および強度レベル（全溶着金属の引張強さ：41.4～55.9kgf/mm<sup>2</sup>）を変化している。Fig7.6.1.2には、それぞれの溶接棒の割れ感受性におよぼす炭素当量（IACS式）の影響を示す。なおここで表示した割れ率は次のようにして求めた。

$$\frac{(\text{Back側の割れ発生断面個数}) + (\text{Final側の割れ発生断面個数})}{10 (\text{すなわちBack側検査5断面} + \text{Final側検査5断面})} \times 100 (\%)$$

割れ発生傾向を整理すると次のとおりとなる。

- ① 発生する割れは、ごく一部に微小な溶接金属ルート割れの発生したものを除くと、HAZ割れであり、とくにWebトウ割れが従来から明らかとされているようにもっとも多く、その他、最終パスのトウ部からのFlangeのトウ割れ、中間パスに発生するFlangeのサブトウ割れ<sup>1)</sup> および最初に溶接されたBack側のルートからFlangeのHAZに進展するFlangeのルート割れが発生した。
- ② 通常の強度（52kgf/mm<sup>2</sup>レベル）では水素量の影響が大きく、2cc/100gレベルでは、ごく一部に（Ceq=0.379%、予熱温度50℃）小さなWebトウ割れが発生したのみである。0℃においても今回供試のCeq≤0.38%には割れは発生しなかった。
- ③ また、水素量が低く（2cc/100gレベル）、かつ低強度（42および47kgf/mm<sup>2</sup>レベル）の溶接では割れは発生せず、0℃においても割れ防止のための鋼材のCeqは0.38%以上で問題ないと考えられる。
- ④ しかし、通常強度（52kgf/mm<sup>2</sup>レベル）にて水素量が4cc/100gレベルの場合は割れ感受性に対して鋼材のCeqおよび予熱温度の影響が認められる。割れ防止のためのCeqは、0℃では0.34%以下、25℃では0.36%以下、50℃では0.42%以下である。

次に、割れ発生傾向のみられた溶接部各部、すなわちWebトウ、Flangeトウ、Flangeルート、のHAZ

最高硬さと鋼材の $Ceq$ との関係を通常強度レベルの溶接 2種(2 cc/100φおよび4 cc/100φレベル)についてFig7.6.1.3に示す。図中、黒くぬりつぶした印は割れの発生した部分の硬さであり、割れの発生していない部分の硬さは、Back側とFinal側の硬さの平均値をとっている。

$Ceq$ の増加とともに、各部の硬さは、ほぼ直線的に増加しているが直線性に凹凸があるのは溶接棒の微妙なねらい位置や溶接入熱の変化によるバラツキと思われる。予熱温度による硬さの相違は認められず、硬さの順位は最終パスのFlangeトウが最も硬く、次いでWebトウ、そしてFlangeルートとなっている。なおFlangeトウの最高硬さと関係する最終パス(入熱約13kJ/cm)の冷却速度(800℃~500℃間の冷却時間)は、0℃では4.2秒、25℃では5.5秒、50℃では5.8秒であった。

本試験のように、多パス溶接の熱サイクルあるいは、歪サイクルが大きな因子となって割れが発生する場合には、HAZ硬さと割れ感受性を一義的に論ずるのは妥当でないかも知れない。この点を考慮に入れて割れの発生した4 cc/100φレベル溶接棒の割れ感受性とHAZ最高硬さの関係を考察すると次のとおりとなろう。

まず、最終パスのFlangeトウ割れは、0℃では $H_V \geq 310$ 、25℃では $H_V \geq 380$ 、50℃では $H_V \geq 400$ 程度の硬さとなると割れが発生する。これは、予熱温度の上昇によって水素の拡散能が増加し、割れ防止のための限界硬さが増加するという水素誘起割れ固有の傾向と思える。これに対してWebトウ割れは、より低い硬さにおいても割れが発生しており、硬さよりも従来からいわれているように、Webトウ部の引張残留応力の高いことやトウの形状の悪いことに関係していると考えられる。<sup>1)</sup>さらにFlangeルート割れについては最初に溶接された引張残留応力の高いとされるBack側のルートにのみ発生し、かつ今回の実験ではルートギャップを設けたことも、この割れの感受性を高めたと考えられ、硬さは二次的な要因であろう。

この他、硬さとの関係は明らかでないが、Fig7.6.1.1にFlangeサブトウ割れと名付けた割れが、3(あるいは7)パス目と最終パスの境界付近のHAZに発生していた。この割れは最終パスのトウ部につながらない内在した割れであり、最終パス直下の引張残留応力の存在が大きな因子となって発生する、HAZマイクロ割れあるいはビード下割れと呼ばれている割れと類似のものと考えられる。<sup>1)</sup>発生傾向は $Ceq$ の高い場合にわずかな割れ率で認められたに過ぎなかった。

## (2) 非低水素系溶接棒における割れの発生傾向

供試溶接棒のうち、非低水素系の溶接棒5種についても水素レベル(11.8~34.4 cc/100φ)と強度(48.0~53.4 kgf/㎠)を変化している。Fig7.6.1.4には、それぞれの溶接棒の割れ感受性および $Ceq$ の影響を示す。割れ発生傾向を整理すると次のとおりとなろう。

- ① 非低水素系溶接棒の場合、HAZ割れ以外に、溶接金属のルート割れがほとんどの条件に対して発生する傾向にある。さらに30 cc/100φレベルではデポ内の微小割れも生ずる。(なお、縦断面を検査したところ、一部同様の割れが認められた)また当然ながら鋼材の $Ceq$ とは無関係である。
- ② 溶接金属ルート割れについては、今回の拘束割れ試験においてルートギャップを設けたことがこの割れの感受性を高めたと考えられ、割れ発生マクロ断面においてもギャップのある部分に発生しており、ほぼ密着している部分には割れは認められなかった。
- ③ デポ内の微小割れは、30 cc/100φレベルの通常強度(52 kgf/㎠レベル)の溶接棒では数多く発生したが、低強度(48 kgf/㎠レベル)の溶接棒ではほとんど発生せず、強度の影響も大きい。
- ④ 非低水素系のHAZ割れ感受性は、溶接金属割れ感受性の方が高いために、溶接金属割れ発生による応力解放などの理由により、その発生傾向は明確でない。強いて言えば試験条件すべての傾向からみて、 $Ceq \leq$

0.34%ではHAZ割れは発生しないようである。なお、30cc/100gレベルではFlangeサブトウ割れが発生しやすい傾向にあった。

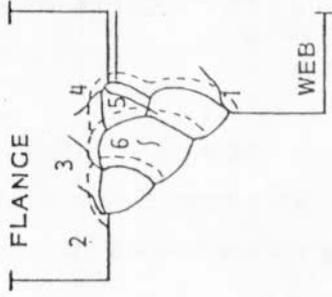
## 2) ま と め

板厚25mmの鋼材による多パスの上向きすみ肉拘束割れ試験の結果次の点が明らかとなった。

- (1) ルートギャップを1mm設け割れ感受性を高めて試験したことで、非低水素系溶接棒をも供試した結果、HAZに4種類、溶接金属に2種類の割れが発生した。しかし通常の低水素系溶接棒の場合対象となる主たる割れは、従来からいわれているように、HAZの割れであるWebのトウ割れである。
- (2) 低水素系溶接棒の場合、水素量と強度の影響が認められる。通常強度(52kgf/cm<sup>2</sup>レベル)溶接棒において、水素量が4cc/100gレベルの場合、割れ防止限界Ceqは、0℃にて0.34%、25℃にて0.36%、50℃にて0.42%となった。これに対して水素量が低い2cc/100gレベルでは、0℃にて0.38%程度と考えられる。さらに低強度(42あるいは47kgf/cm<sup>2</sup>)となると、0℃にて0.38%以上でも問題ないと考えられる。
- (3) HAZに発生するその他の割れ(Flangeのトウ割れ、Flangeのサブトウ割れ、およびFlangeのルート割れ)の発生頻度はWebのトウ割れに比べて1/2以下と少ない。また全般的にみて、これらの割れが発生する場合にはトウ割れも発生していた。
- (4) 非低水素系溶接棒の場合、HAZ割れ以外に溶接金属の割れがCeqに無関係に発生する傾向にある。溶接金属ルート割れは、15cc/100gレベル以上で発生し、デポの微小割れは30cc/100gレベルで発生する。なお、ルート割れは拘束試験時のルートギャップが大きく影響したと考えられる。また、デポの微小割れは30cc/100gレベルの低強度(47kgf/cm<sup>2</sup>レベル)ではほとんど発生しなかった。

## 参 考 文 献

- 1) 小林：“多層溶接割れの現状と問題点”日本溶接協会鉄鋼部会，MWC委員会，MWC-94-80，S56.



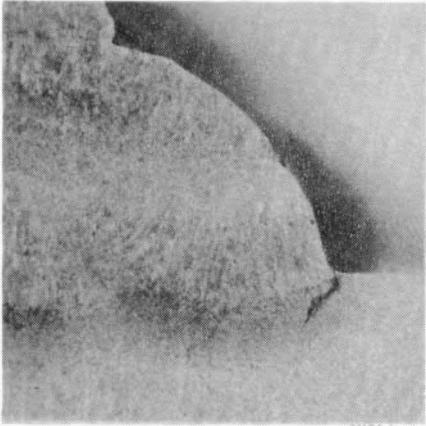
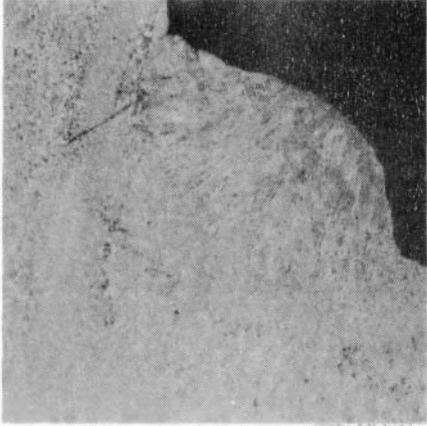
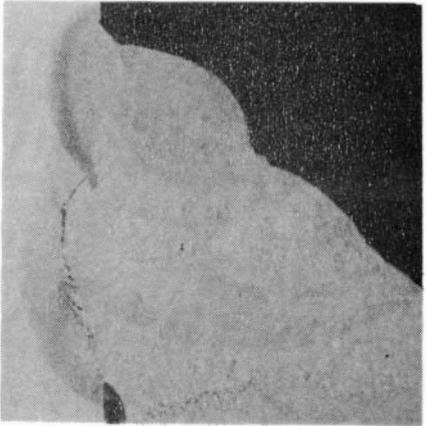
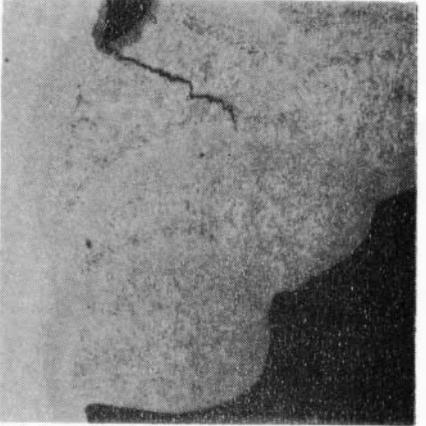
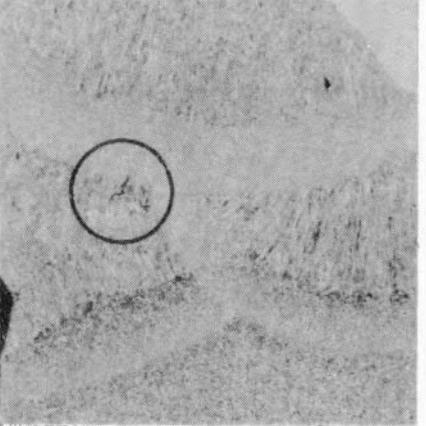
		
<p>1. Web toe Crack</p>	<p>2. Flange toe Crack</p>	<p>3. Flange Sub - toe Crack</p>
		
<p>4. Flange root Crack</p>	<p>5. Root Crack</p>	<p>6. Deposited metal Crack</p>

Fig.7.6.1.1 Typical cracks in overhead position fillet weld restraint cracking test



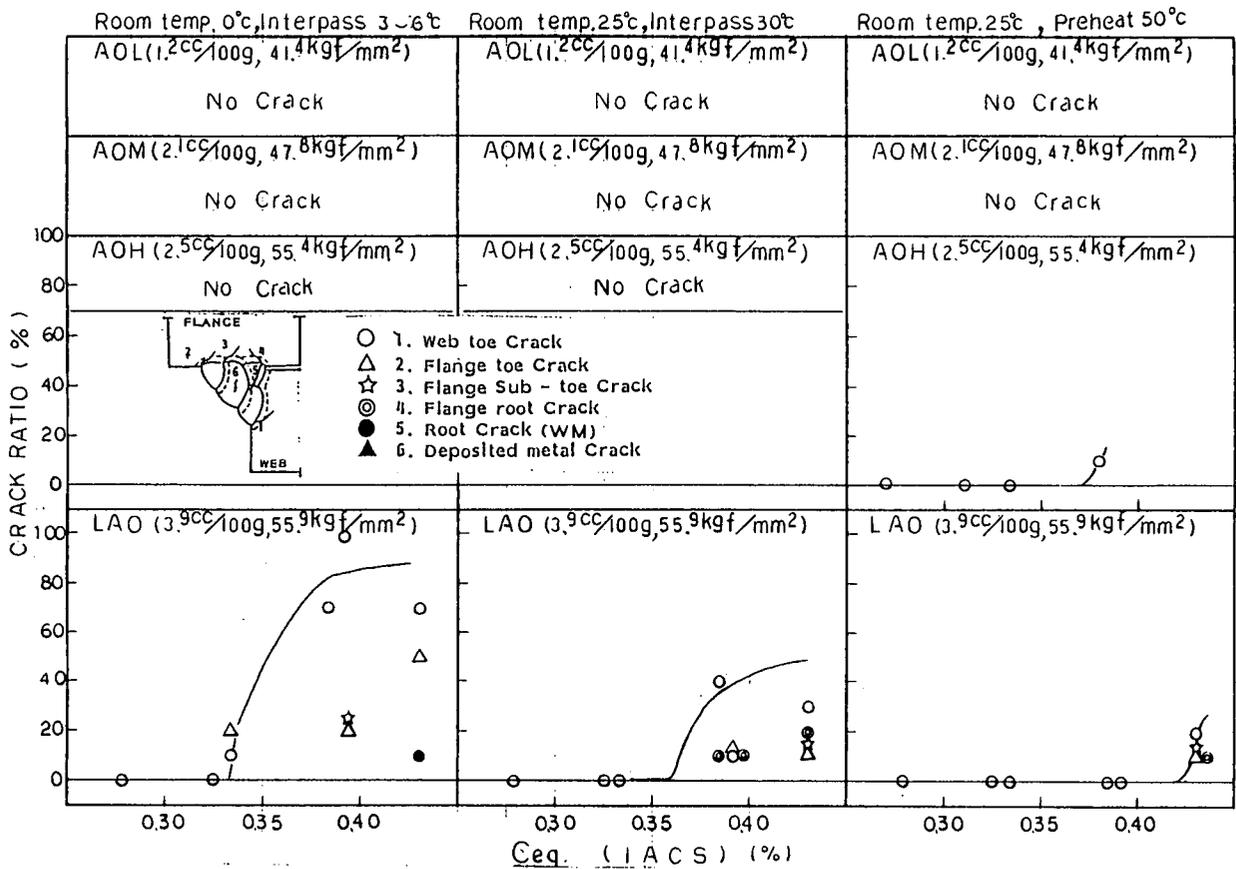


Fig.7.6.1.2 Ceq. vs crack ratio in low hydrogen electrodes

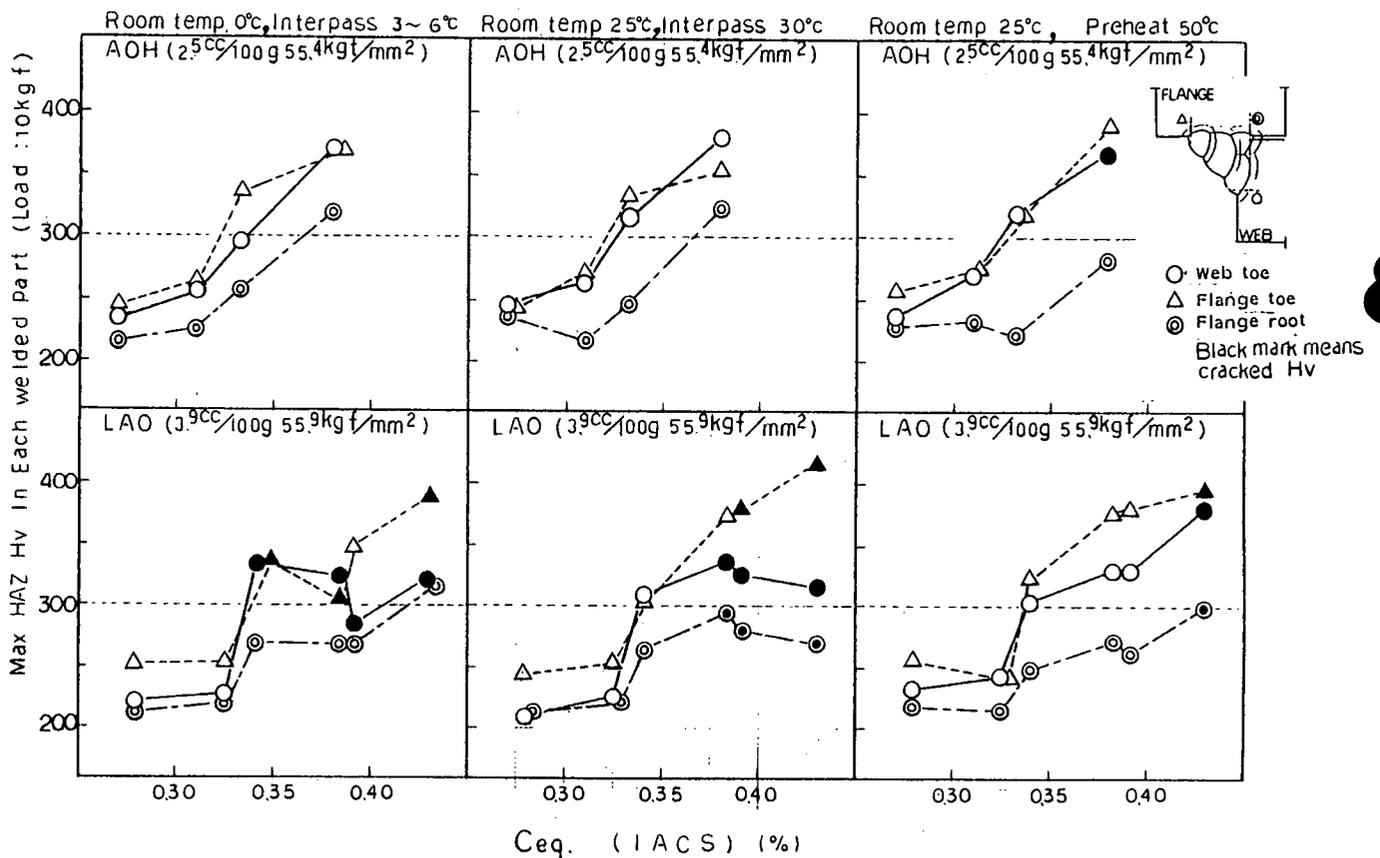


Fig.7.6.1.3 Ceq. vs max. HAZ Hv in each welded part related to crack occurrence

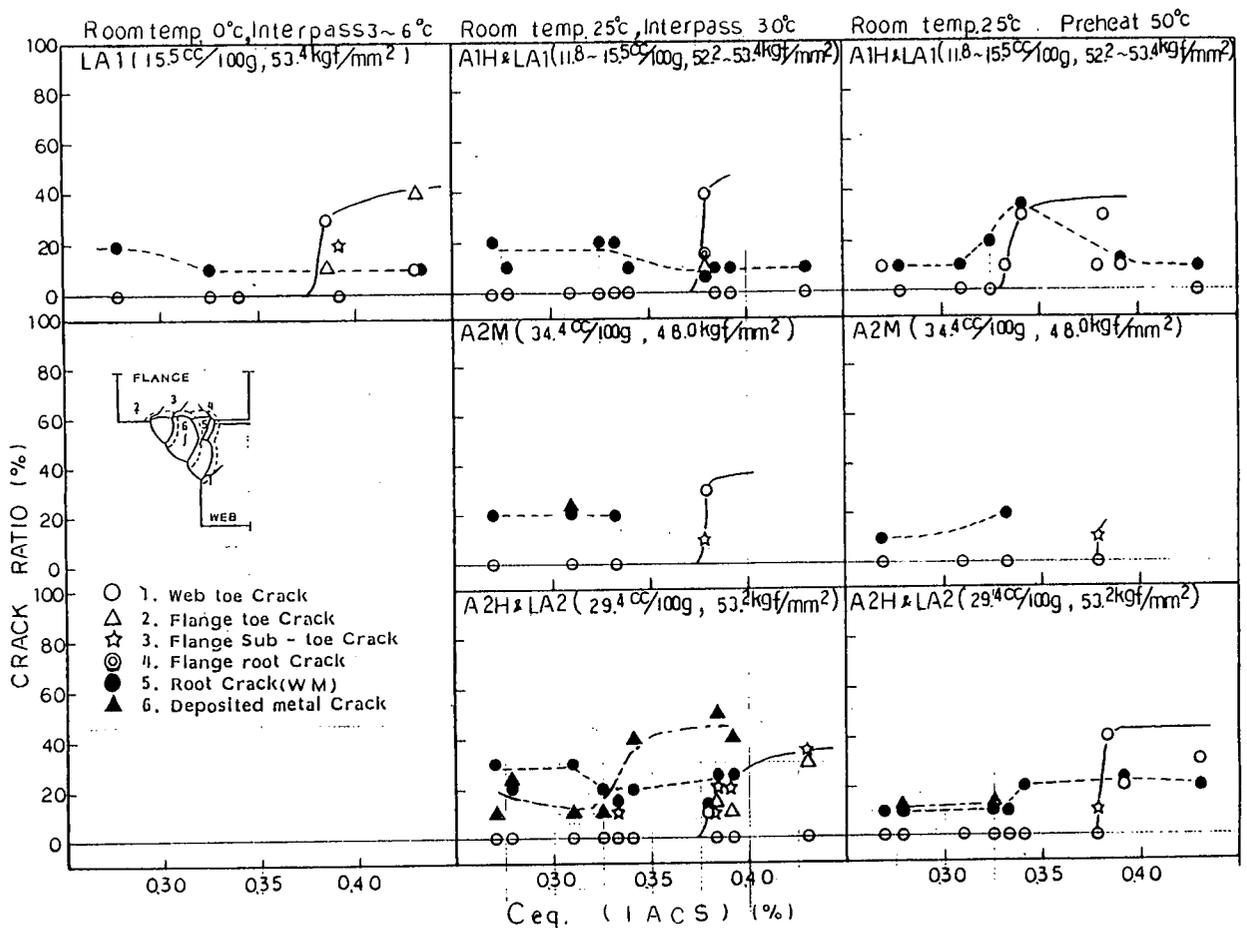


Fig.7.6.1.4 Ceq. vs crack ratio in other than low hydrogen electrodes

## 7.6.2 水平すみ肉棒（水平1層溶接）による拘束割れ試験結果

### 1) 試験結果

Table 7.6.2-1 に試験結果の一覧表を示す。Fig.7.6.2-1 に発生した割れの写真および模式図を示す。

Fig.7.6.2-2(A)~(G) に鋼種別、溶接棒別、予熱温度別のHAZ最高硬さ測定結果を示す。

### 2) 考察

第1年次の研究においても、炭素当量の異なる鋼板、水素量の異なる溶接棒により、同様の試験要領で試験を行ったが、その結果を要約すると、「表面割れ、あるいは断面割れが生じた鋼種は炭素当量が0.38%、0.42%の供試鋼のみであり、炭素当量が0.34%以下の鋼材については、試験温度が0°Cで、溶接棒の水素量が25cc/100gでも割れは生じなかった」ということであった。

第2年次（本年）も同様の試験結果となっており、割れは炭素当量が0.38%の供試鋼に見られたのみで、炭素当量が0.34%以下の供試鋼には試験温度が0°Cで、溶接棒の水素量が28cc/100g程度でも割れは生じていない。発生した割れは全てHAZ割れであり、水素量が多く（28cc/100g）、溶着金属の引張強度が47.9kgf/mm<sup>2</sup>と55.5kgf/mm<sup>2</sup>の供試溶接棒で試験したものに生じている。

第1年次、第2年次の試験結果から言えることは、継手の拘束が今回用いた試験片の程度で、母材の炭素当量が0.34%以下の場合には、試験温度0°Cで、水素量の高い（25~28cc/100g）溶接棒を使用しても割れは生じないということである。

Table 7.6.2 - 1 Summarized Results for Horizontal Position Fillet Weld Restraint Cracking Test

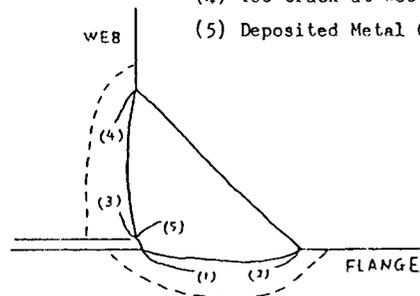
STEEL No.	KIND OF CRACK	ELECTRODE, PREHEAT TEMPERATURE													
		FOM (2.7cc)		FOH (4.8cc)		FLM (14.6cc)		FIH (13.1cc)		F2L (31.3cc)		F2H (28.3cc)		F2H (28.0cc)	
		(47.7 kgf/mm <sup>2</sup> )		(53.3 kgf/mm <sup>2</sup> )		(46.3 kgf/mm <sup>2</sup> )		(51.4 kgf/mm <sup>2</sup> )		(42.3 kgf/mm <sup>2</sup> )		(47.9 kgf/mm <sup>2</sup> )		(55.5 kgf/mm <sup>2</sup> )	
		28°C	0°C	28°C	0°C	28°C	0°C	28°C	0°C	28°C	0°C	28°C	0°C	28°C	0°C
S26 (Ceq=0.27)	Surface Crack	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	
	HAZ	Root Crack at Flange	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○
		Toe Crack at Flange	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○
		Root Crack at Web	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○
		Toe Crack at Web	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○
	Deposited Metal Crack	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	
S30 (Ceq=0.31)	Surface Crack	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	
	HAZ	Root Crack at Flange	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○
		Toe Crack at Flange	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○
		Root Crack at Web	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○
		Toe Crack at Web	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○
	Deposited Metal Crack	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	
S34 (Ceq=0.34)	Surface Crack	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	
	HAZ	Root Crack at Flange	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○
		Toe Crack at Flange	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○
		Root Crack at Web	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○
		Toe Crack at Web	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○
	Deposited Metal Crack	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	
S38 (Ceq=0.38)	Surface Crack	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	
	HAZ	Root Crack at Flange	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	●	○	○
		Toe Crack at Flange	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○
		Root Crack at Web	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	●
		Toe Crack at Web	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○
	Deposited Metal Crack	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	

( Explanatory Note )

- : No Crack
- ◐ : Crack (Back Side Bead Only)
- ◑ : Crack (Final Side Bead Only)
- : Crack (Back Side Bead and Final Side Bead)

( Note ) Variety of Crack

- (1) Root Crack at Flange
- (2) Toe Crack at Flange
- (3) Root Crack at Web
- (4) Toe Crack at Web
- (5) Deposited Metal Crack



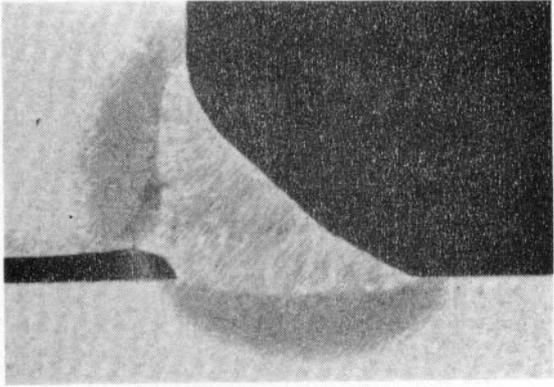
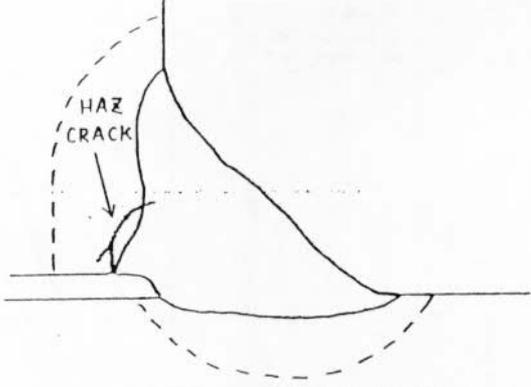
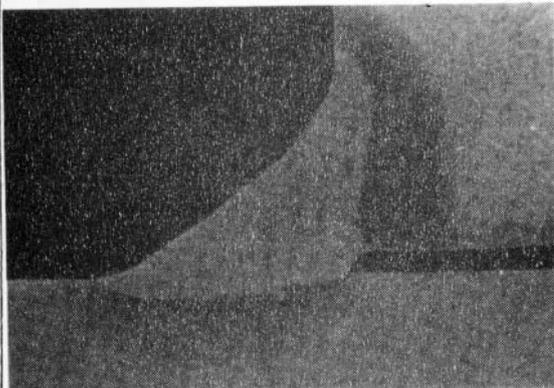
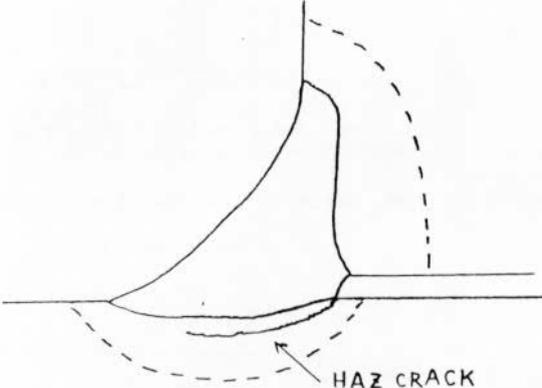
①				
	TEST PIECE No.	R2H2	ELECTRODE No.	F2H
BASE METAL No.	S38	PREHEAT TEMP. (°C)	28	
②				
	TEST PIECE No.	R2M0	ELECTRODE No.	F2M
BASE METAL No.	S38	PREHEAT TEMP. (°C)	0	

Fig.7.6.2-1 Typical Cracks in Horizontal Position Fillet Weld Restraint Cracking Test

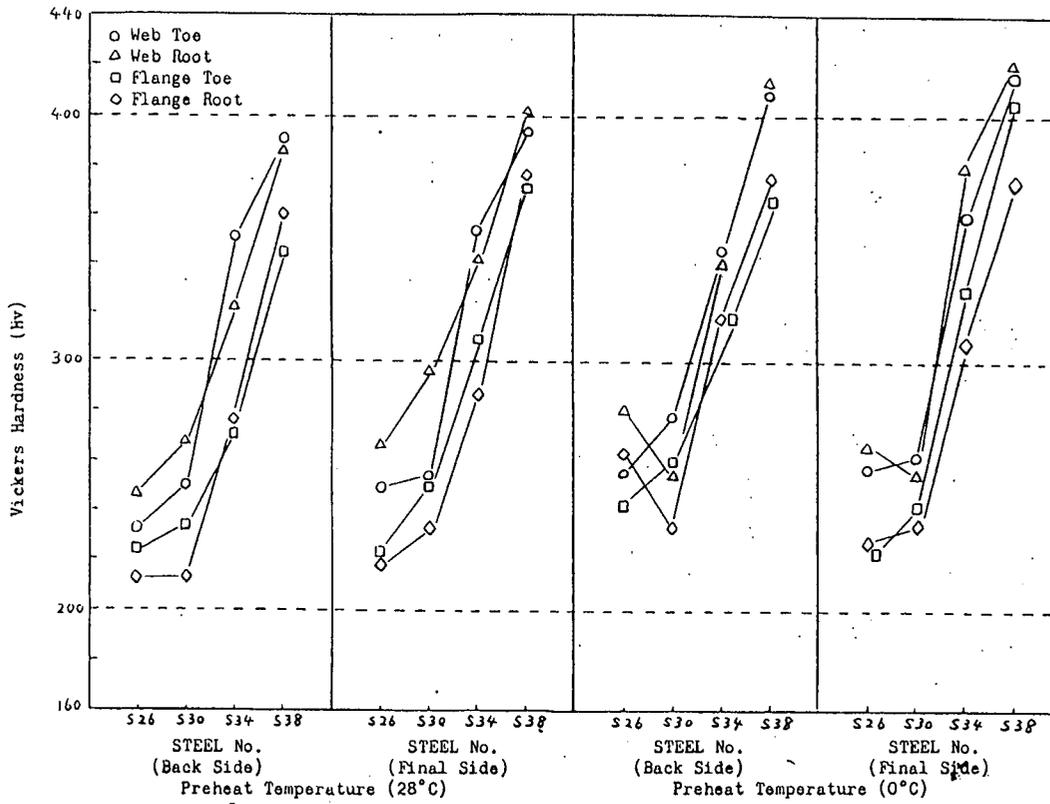


Fig.7.6.2-2(A) Hardness Test Results for Horizontal Position Fillet Weld Restraint Cracking Test  
 Maximum Hardness in HAZ ( Electrode No. FOM )

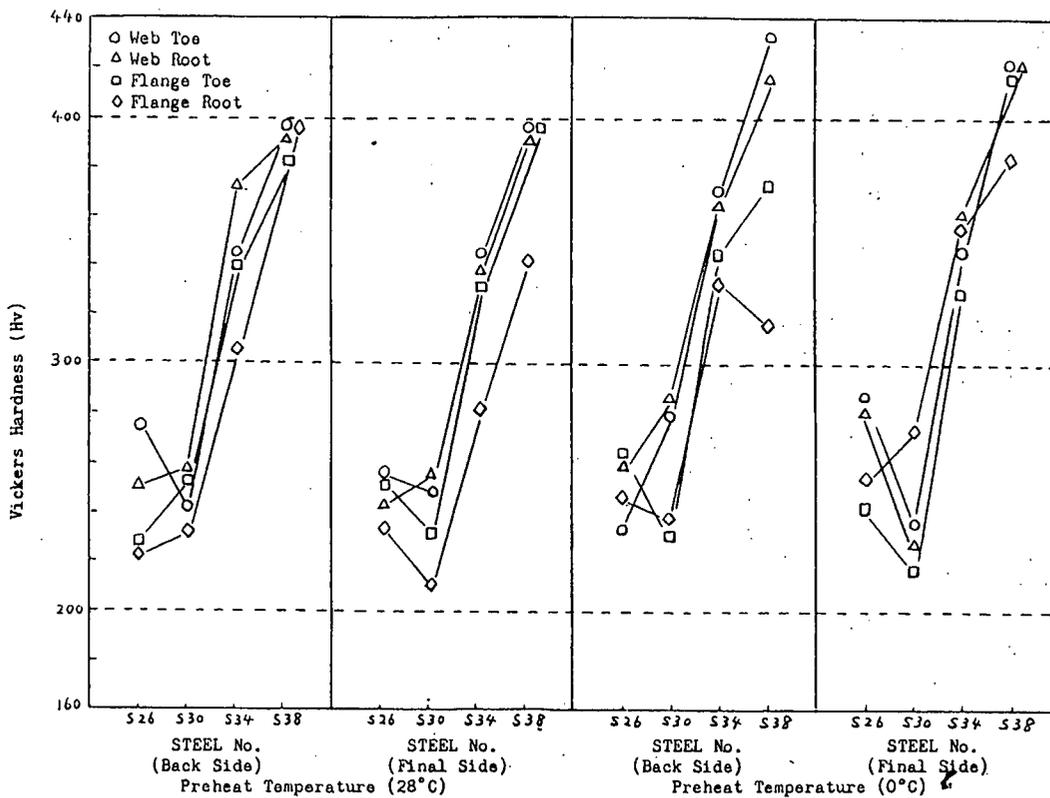


Fig.7.6.2-2(B) Hardness Test Results for Horizontal Position Fillet Weld Restraint Cracking Test  
 Maximum Hardness in HAZ ( Electrode No. F0H )

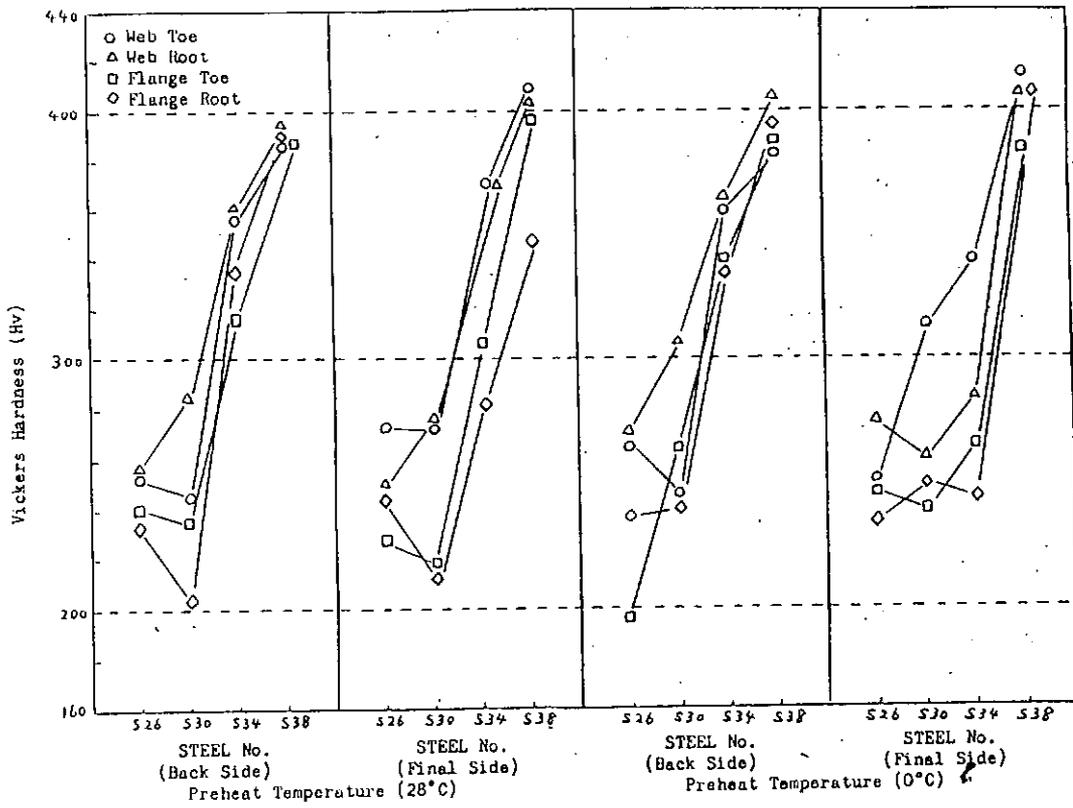


Fig.7.6.2-2(C) Hardness Test Results for Horizontal Position Fillet Weld Restraint Cracking Test  
 Maximum Hardness in HAZ ( Electrode No. F1M )

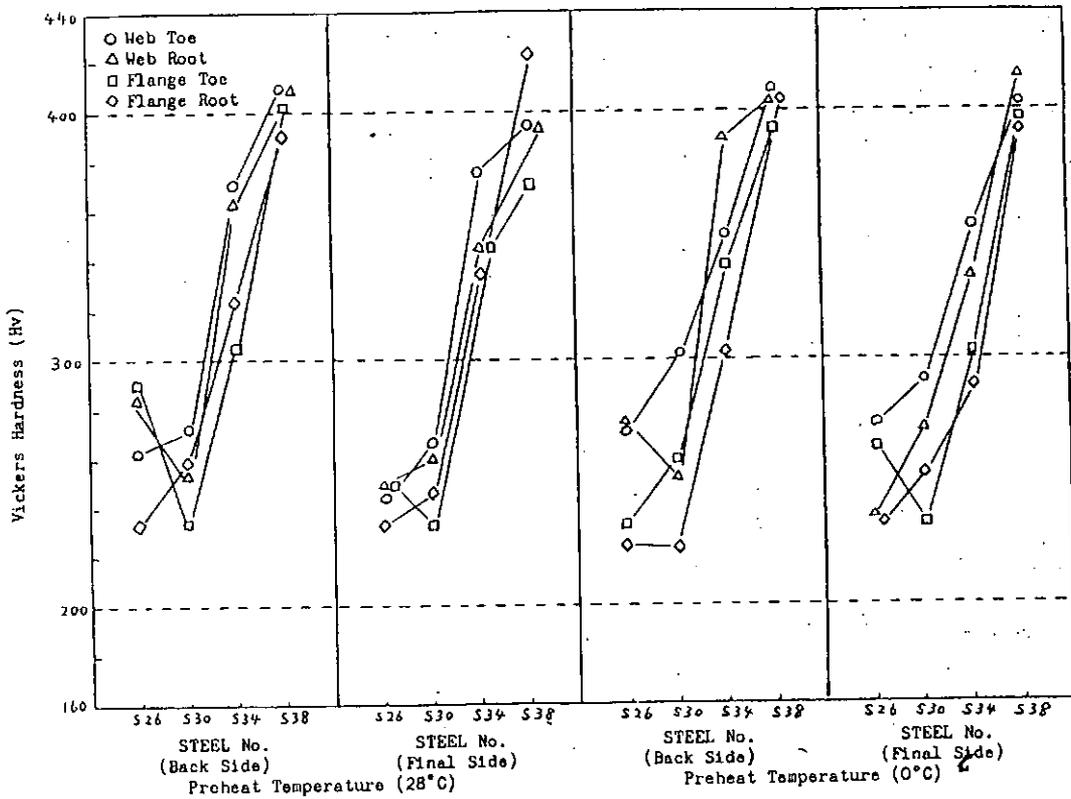


Fig.7.6.2-2(D) Hardness Test Results for Horizontal Position Fillet Weld Restraint Cracking Test  
 Maximum Hardness in HAZ ( Electrode No. F1H )

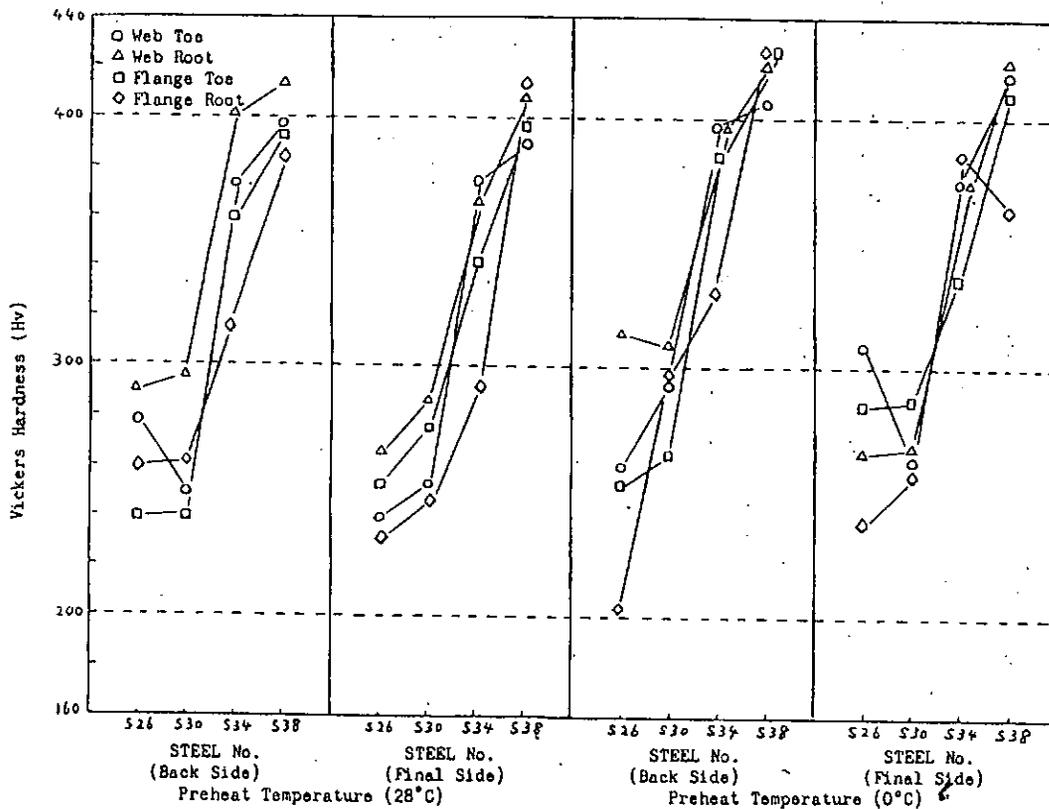


Fig.7.6.2-2(E) Hardness Test Results for Horizontal Position Fillet Weld Restraint Cracking Test  
Maximum Hardness in HAZ ( Electrode No. F2L )

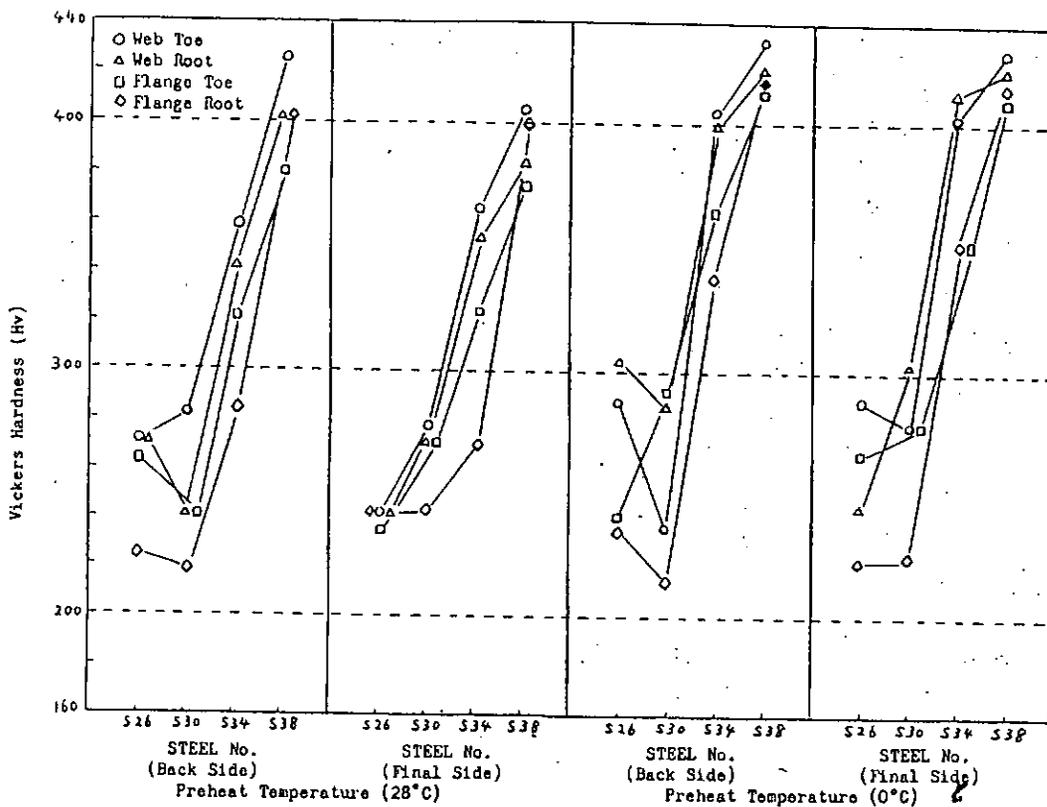


Fig.7.6.2-2(F) Hardness Test Results for Horizontal Position Fillet Weld Restraint Cracking Test  
Maximum Hardness in HAZ ( Electrode No. F2M )

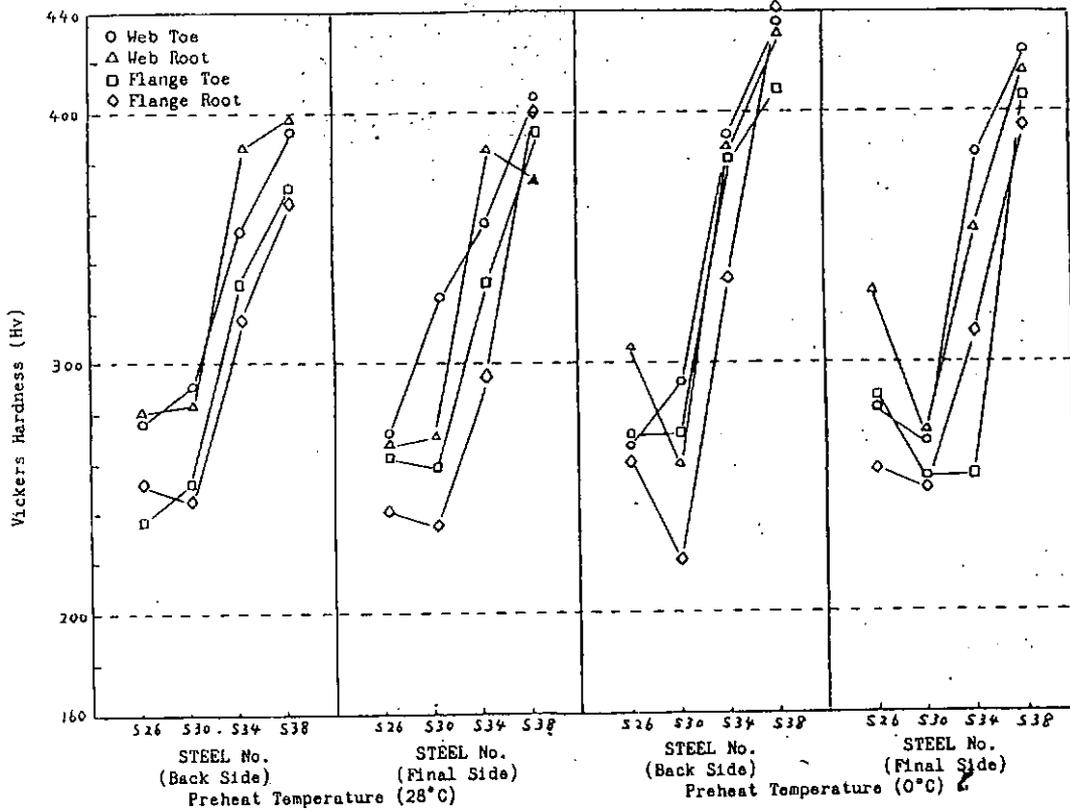


Fig.7.6.2 - 2(G) Hardness Test Results for Horizontal Position Fillet Weld Restraint Cracking Test  
 Maximum Hardness in HAZ (Electrode No. F2H)

## 7.7 窓枠拘束割れ試験

鋼板の炭素当量，溶接棒の拡散性水素量，および溶着金属の強度を因子として，突合せ継手多層盛溶接部の低温割れ発生傾向を明らかにする目的で，実船における高拘束度溶接構造を想定した窓枠拘束割れ試験を実施した。

### 7.7.1 試験要領

#### 1) 供試材

試験鋼板は，本分科会供試のTable 7.7.1に示すもので，炭素当量を0.26%から0.38%に変化させた板厚25mmのK32AおよびK36Aである。また溶接棒は，本分科会供試のTable 7.7.2に示すもので，目標拡散性水素量を5，15，および30cc/100gに変化させるとともに，溶着金属強度を3水準に変化させた合計5種類の4mmφ全姿勢棒を使用した。

#### 2) 窓枠拘束板ならびに溶接試験板

拘束板と試験片の形状寸法をFig 7.7.1に示す。試験板は，拘束板に中心線振り分けの重ね継手で取付け，試験溶接部60mmの範囲を除いて脚長15mmの内外面すみ肉溶接を行なった。

#### 3) 溶接条件

試験板の溶接は室温(15~21℃)で行なった。溶接姿勢は全て横向きとし，入熱量15kJ/cmとなる溶接条件を目標にして溶接した。なお，パス間温度は室温である。

#### 4) 溶接試験板の検査

溶接完了後48時間を経て，試験板を窓枠より外し，磁粉探傷検査(MT)放射線検査(RT)および超音波探傷検査(UT)を実施した。なおUTは，屈折角60°の斜角法とした。

非破壊検査完了後，溶接部を長手方向に切断し，溶接部中心線での縦断面について溶接割れの発生状況を観察した。さらに縦断面試験片を10等分し，各横断面での溶接割れを観察した。

### 7.7.2 試験結果

#### 1) 非破壊検査結果

Table 7.7.3は，割れ発生に注目した非破壊検査(MT, RT, )の結果を示したものである。炭素当量0.26%の鋼板については，拡散性水素量30cc/100gレベルの場合MT，およびRT両方で割れが検出された。炭素当量0.34%の鋼板については，拡散性水素量15cc/100gおよび30cc/100gレベルの場合，MTおよびRT両方で割れが検出された。炭素当量0.38%の鋼板については，MTおよびRTでは割れは検出できなかった。

なお，全部のテストピースについてUTも実施したが，欠陥の種別判定が困難なため，欠陥位置の判定にとどめた。UTでは，RTで検出できなかった多数の欠陥指示が特に，拡散性水素量が15cc/100g，および30cc/100gレベルのテストピースで記録された。

#### 2) 断面割れ観察結果

Table 7.7.4は，縦断面割れおよび横断面割れの発生状況を一括して示したものである。なお割れが検出された代表的なテストピースについて，Fig 7.7.2からFig 7.7.5に割れの発生状況の詳細を，写真およびスケッチで示した。縦断面観察によると，拡散性水素量が15cc/100gおよび30cc/100gのものは多数の微細な横割れ(溶接線方向に直角方向)と，長い縦割れ(溶接線方向)の2種類が発生しており，水素量が多くなる程割れの大きさと数は増加する。この傾向は鋼板の炭素当量と無関係である。

拡散性水素量5cc/100gレベルのものは，溶着金属強度41.4kgf/cm<sup>2</sup>で鋼板の炭素当量0.26%のテストにおいて，初層の縦割れがみとめられたが，この供試溶接棒は極めて溶接作業性が悪かったことも関係していると思われる割れの原因については，特別な考慮をほらう必要がある。

一方横断面観察によると、拡散性水素量が $15\text{ cc}/100\text{ g}$ 以上になると、水素量が多くなる程、割れ率が増加する。割れの発生位置は鋼板の炭素当量が $0.26\%$ では、全て溶着金属の割れであるが、炭素当量が高くなるにつれて、熱影響部(HAZ)の割れ率が増加する。傾向として炭素当量 $0.34\%$ を境界にして、HAZ割れが起こり始めるようである。

ところで、Table 7.7.3 に示す非破壊検査結果とTable 7.7.4 に示す断面割れ観察結果を対比すると、放射線検査(RT)では検出できない割れの多いことがわかる。これは割れの発生方向や割れのサイズによるものである。

### 7.7.3 考察

窓枠拘束割れ試験において発生した多層盛溶接部の割れを拘束度の面から考察する。2次元でのスリット溶接継手の拘束度の計算方法については上田らの報告<sup>1)</sup>があるが、窓枠拘束割れ試験のように板厚が変化する際の拘束度の計算例は見あたらない。

そこで上田らの方法により2次元拘束度を求め、板厚の変化を補正係数の形で考慮する方法で今回の窓枠拘束試験片の拘束度を計算した。Fig 7.7.6 はその計算結果を示したものである。(一様荷重の例で計算手順の詳細を付録に示す)それによると、スリット端部を除く平均拘束度は約 $700\text{ kg f}/\text{mmmm}$ のレベルで、図中に参考として併記した板厚 $25\text{ mm}$ のy型拘束割れ試験の拘束度の約 $1/2$ である。すなわち、窓枠拘束割れ試験の拘束度は特に大きいとも言えず、船体の連続溶接時の代表的な継手の拘束度をシュミレートする試験法として位置づけることができる。従って今回発生した割れは継手の拘束度過大に基づく割れであるとは考えにくい。

Fig 7.7.7は、割れが発生した代表的な横断面マクロ試験片の最終層の硬さ分布計測結果である。今回の割れは主として溶着金属の割れであるが、溶着金属の硬さは $H_V(5)=170\sim 240$ のレベルで特に高過ぎるとは言えない。また割れが見られなかった水素量 $5\text{ cc}/100\text{ g}$ の溶接棒を使用した場合と、割れが認められた $30\text{ cc}/100\text{ g}$ の溶接棒を使用した場合とを比較しても、溶着金属の硬さにおいては有意差は無い。

一方、HAZ割れが発生した炭素当量 $0.38\%$ のテストの場合、HAZはかなり硬化しており、硬化組織がHAZ割れ発生に影響していることは明らかである。

以上のことから、高水素溶接棒を使用した場合に発生した今回の溶着金属割れは、拘束度や硬化組織の影響の比較的少ない状況下で発生する可能性がある。すなわち、多層盛により蓄積される高レベルの拡散性水素によって引き起こされるシェブロン・クラック<sup>(2), (3)</sup>に類する割れと判断される。

### 7.7.4 まとめ

溶接部断面割れ観察で顕出された割れ発生率は、溶接棒の拡散性水素量で支配されており、鋼板の炭素当量との明確な関係は認められない。拡散性水素量が $15\text{ cc}/100\text{ g}$ 及び $30\text{ cc}/100\text{ g}$ レベルでは、炭素当量に無関係に多数の割れが発生した。割れ発生位置は、炭素当量 $0.34\%$ 以下ではほとんどが、溶着金属中の割れであるがこれ以上の炭素当量の鋼板では、熱影響部の割れが増加する。

結論として、 $50\text{ kg f}/\text{mm}^2$ 級高張力鋼板の多層盛溶接に対しては、炭素当量の低い加速冷却によって製造された鋼板と言えども、従来の製法による $50\text{ kg f}/\text{mm}^2$ 級高張力鋼と同様に低水素系溶接棒の使用が好ましい。

すなわち、割れ感受性が大幅に改善された加速冷却鋼はHAZ割れ防止に関しては有効であるが、多層盛溶接での水素の蓄積から引き起こされる溶着金属中の水素割れ防止に対しては有効であるとは考えにくい。

### 参考文献

- 1) 上田, 福田, 金, "スリット溶接継手の拘束度" 溶接学会誌, 第48巻(1979)10号
- 2) D. J. ALLEN, B. CHEW AND P. HARRIS "The Formation of chevron Cracks in Submerged Arc Weld Metal" Welding Journal July 1982

3) J.M.F. MDTA AND R.L. APPS "Chevron Cracking A New Form of Hydrogen Cracking in Steel Weld Metals" Welding Journal July 1982

Table 7.7.1 Tested Plates for Window Type Restraint Cracking Test

Mark	Nominal Ceq. (%)	Manufacturing process	Steel grade	Plate thick. (mm)
S26-32 (M)	0.26	Thermo-Mechanical Controlled Rolling Process (Water cool)	K32A	25
S34-36 (Q)	0.34	Thermo-Mechanical Controlled Rolling Process (Water cool)	K36A	
S38-36 (R)	0.38	Conventional Process (As Rolled)	K36A	

Table 7.7.2 Tested Electrodes for Window Type Restraint Cracking Test

Mark	Dia. of electrode (mm)	Nominal diffusible hydrogen content (cc/100g)	Measured diffusible hydrogen content (cc/100g)	Tensile strength of all weld metal (kgf/mm <sup>2</sup> )
AOL	4.0	5.0	1.2	41.4
AOM		5.0	2.1	47.8
AOH		5.0	2.5	55.4
A1H		15.0	11.8	52.2
A2H		30.0	29.5	53.3

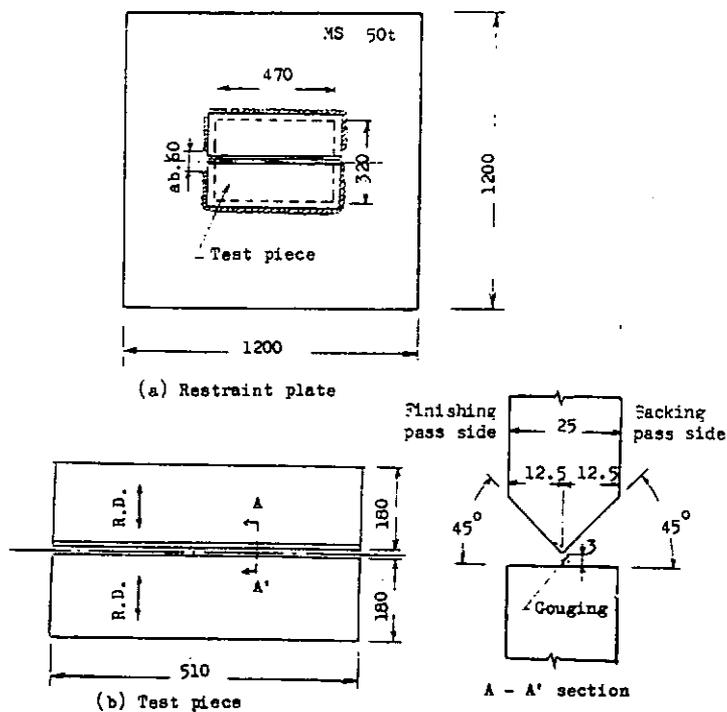


Fig.7.7.1 Dimensions of Window Type Restraint Plate and Test Piece (dimensions in mm)

Table 7.7.3 Nondestructive Inspection Results for Window Type Restraint Cracking Tests

Electrode		Mark	AOL	AOM	AOH	A1H	A2H
Steel Plate		Hydrogen content(cc/100g)	5	5	5	15	30
Mark	Nominal Ceq. (%)	Weld metal strength (kgf/mm <sup>2</sup> ) NDI	41.4	47.8	55.4	52.2	53.3
S26-32 (M)	0.26	MT	○	○	○	○	●
		RT	○	○	○	○	●
S34-36 (Q)	0.34	MT	○	○	○	●	●
		RT	○	○	○	●	●
S38-36 (R)	0.38	MT	○	○	○	○	○
		RT	○	○	○	○	○

Note) ○ ; None crack  
● ; Crack indication

Table 7.7.4 Summarized results of cracks on longitudinal sections and on transverse sections

Electrode		Mark	AOL	AOM	AOH	A1H	A2H
Steel plate		Hydrogen content (cc/100g)	5	5	5	15	30
Mark	Nominal Ceq. (%)	Weld metal strength (kgf/mm <sup>2</sup> ) Section	41.4	47.8	55.4	52.2	53.3
S26-32 (M)	0.26	Longitudinal	●	○	○	●	●
		Transverse Depo. crack ratio	● (60%)	○	○	● (50%)	● (100%)
		Transverse HAZ crack ratio	○	○	○	○	○
S34-36 (Q)	0.34	Longitudinal	○	○	○	●	●
		Transverse Depo. crack ratio	○	○	○	● (60%)	● (100%)
		Transverse HAZ crack ratio	○	○	○	○	● (10%)
S38-36 (R)	0.38	Longitudinal	○	○	○	●	●
		Transverse Depo. crack ratio	○	○	○	● (20%)	● (100%)
		Transverse HAZ crack ratio	○	○	● (10%)	● (80%)	● (80%)

Note) ○ ; None crack  
● ; Crack ( ratio of cracked sections/10 sections)  
● ;



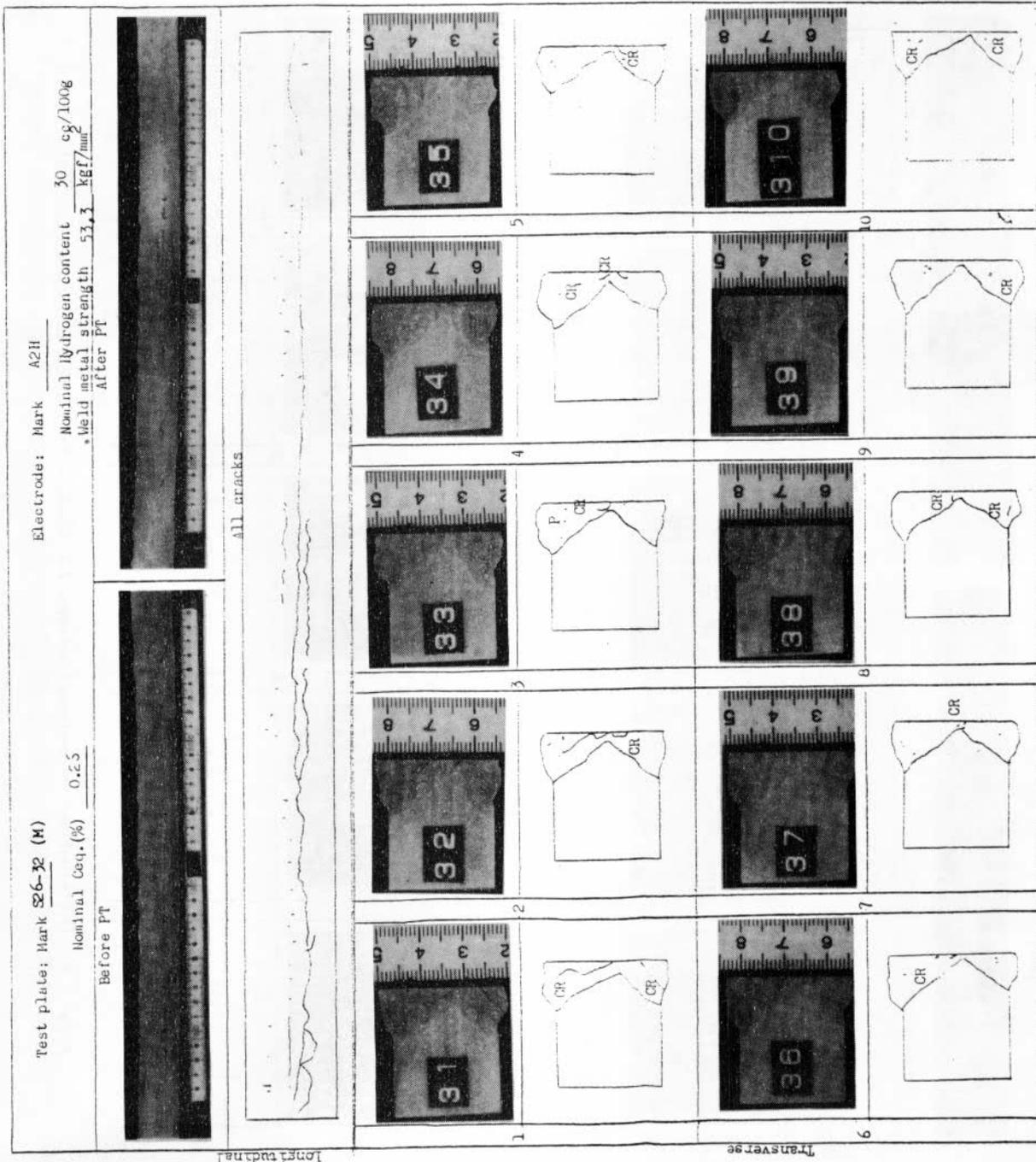


Fig.7.7.3 Distribution of sectional cracks for Window Type Restraint Cracking Test

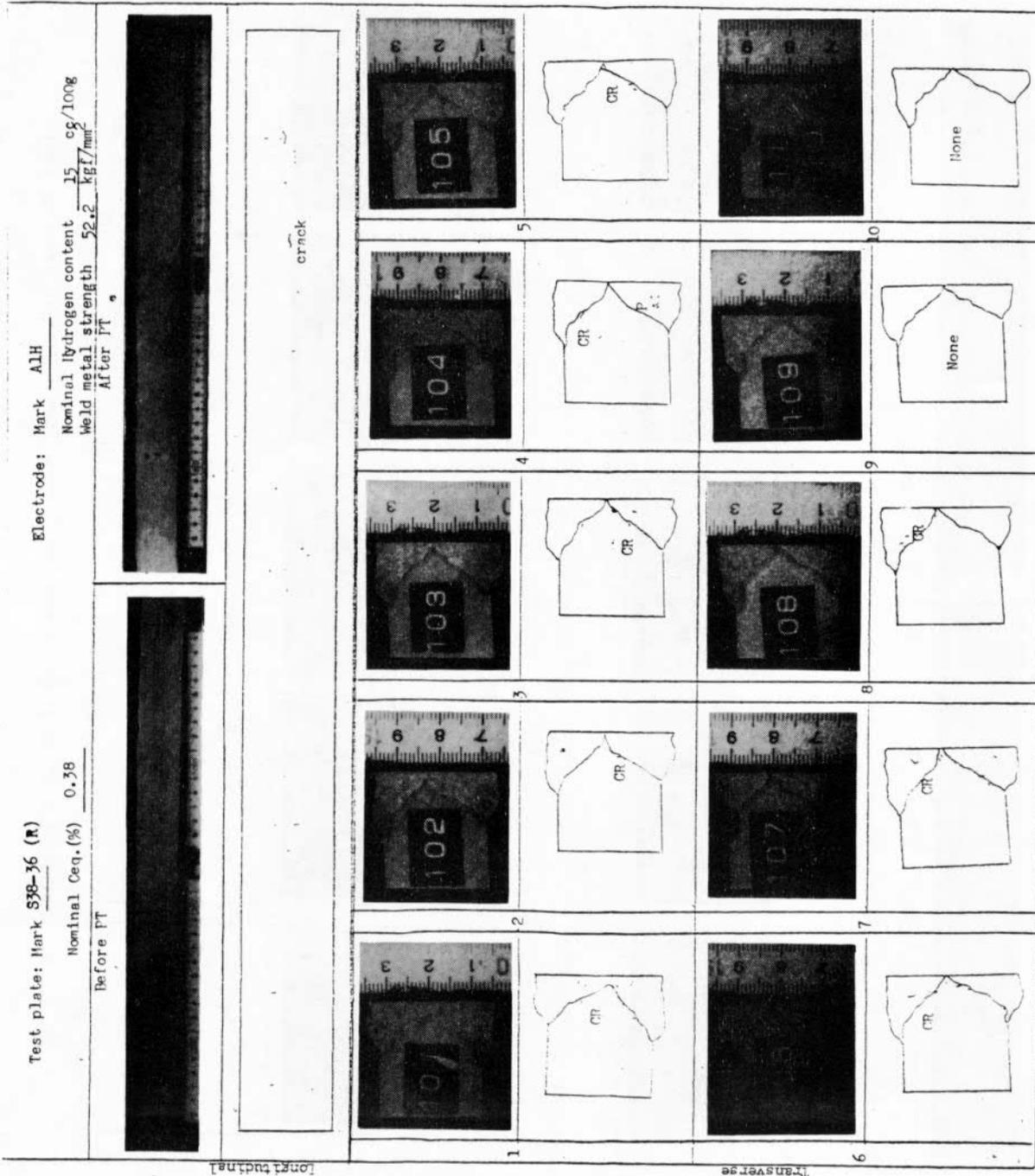


Fig.7.7.4 Distribution of sectional cracks for Window Type Restraint Cracking Test

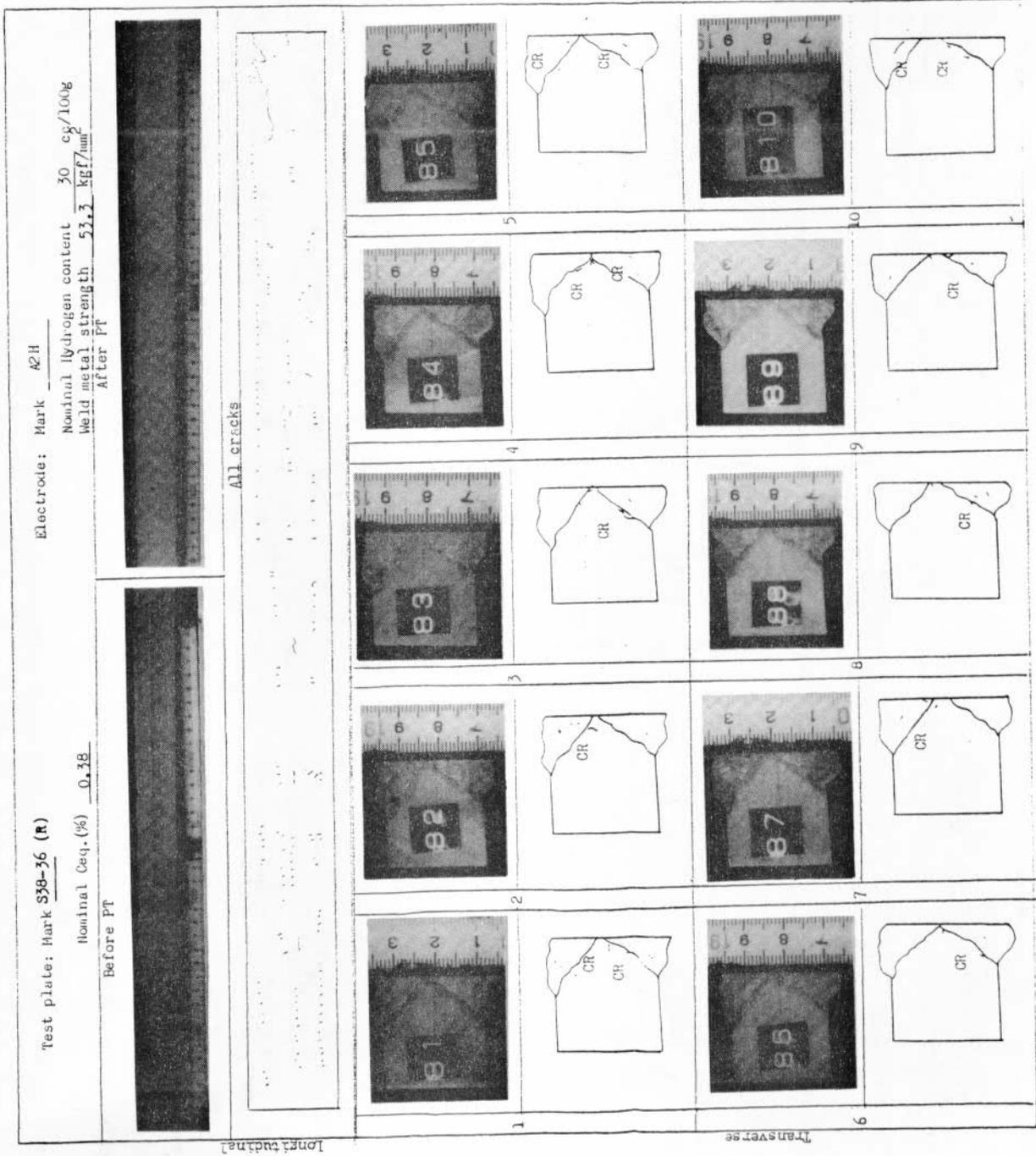


Fig.7.7.5 Distribution of sectional cracks for Window Type Restraint Cracking Test

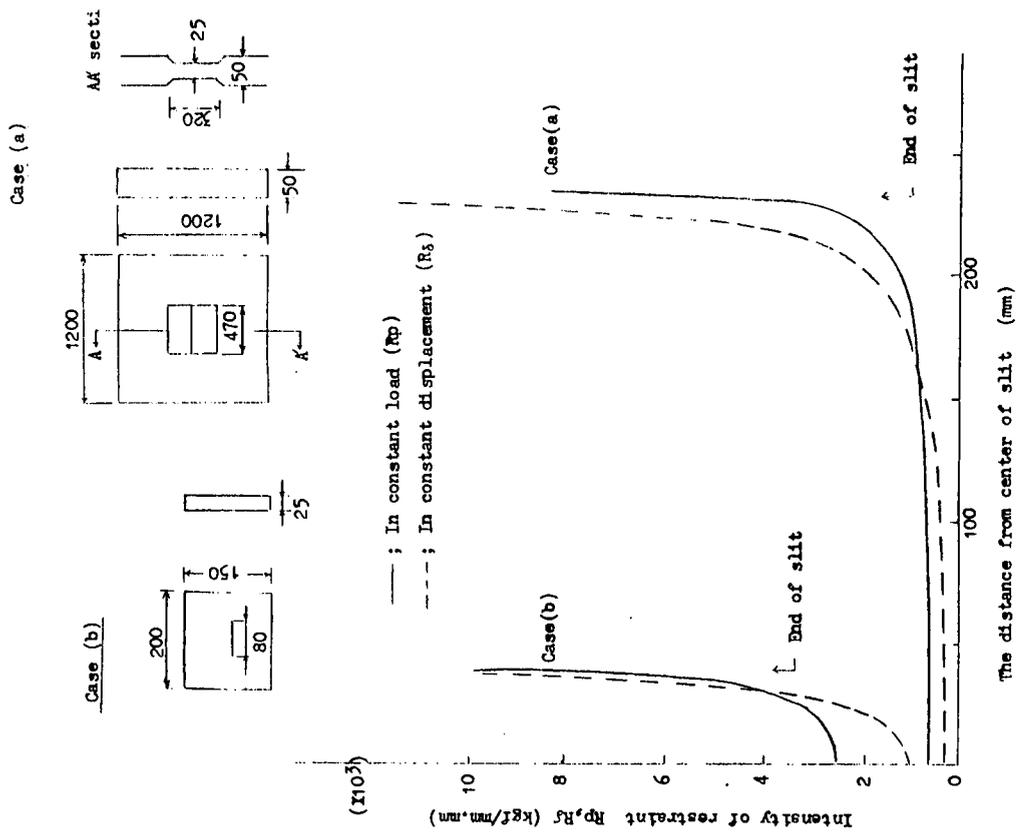


Fig. 7.7.6 The result of calculation for intensity of restraint

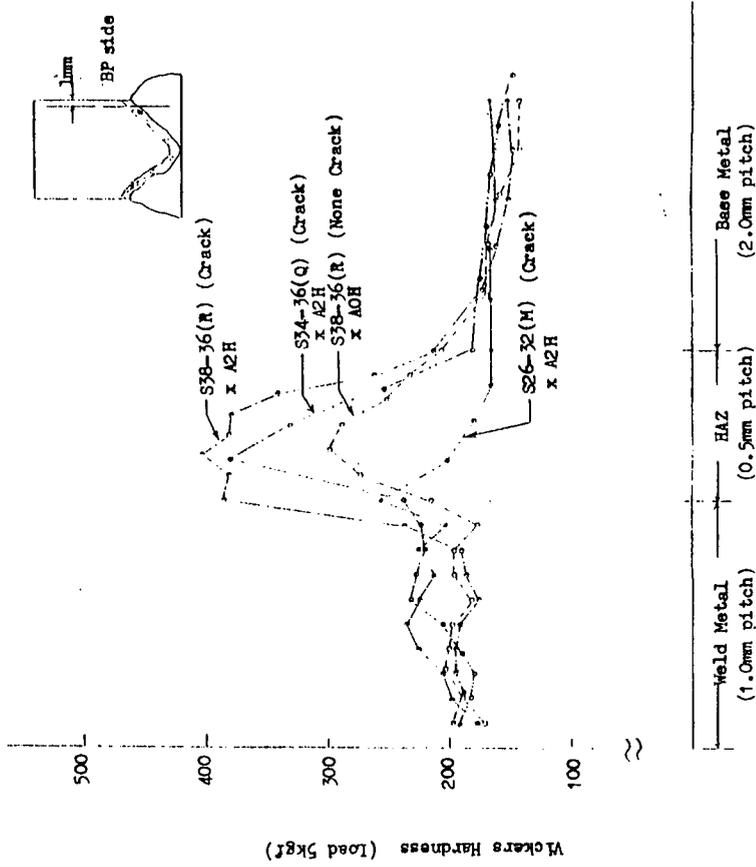


Fig. 7.7.7 Vickers hardness tests of typical macro

付 録

窓枠拘束試験の拘束度の計算

Fig. Aに示す、一様板厚のモデルのスリット部の拘束度は、  
上田らの式より(7)~(9)式で計算される。(1)

$$L = 1200 \text{ mm}, B = 1200 \text{ mm}, \ell = 470 \text{ mm}, h = 50 \text{ mm}$$

$$R_p^\infty = \frac{1117}{\sqrt{1 - (2x/\ell)^2}} \text{ (kgf/mm}\cdot\text{mm)} \dots (7)$$

$$R_p = \frac{927}{\sqrt{1 - (2x/\ell)^2}} \text{ (kgf/mm}\cdot\text{mm)} \dots (8)$$

$$\bar{R}_p = 1180 \text{ (kgf/mm}\cdot\text{mm)} \dots (9)$$

次に窓枠拘束板の拘束度を計算するために、Fig. Bに示す計算モデルを考える。

図の(1)の場合のひびき  $\delta_{(1)}$ 、拘束度  $R_1$  は、

$$\delta_{(1)} = \frac{\sigma_0}{E} (a+b) \text{ (mm)} \dots (10)$$

$$R_1 = \frac{\sigma_0 h_1}{2 \delta_{(1)}} = \frac{E h_1}{2(a+b)} \text{ (kgf/mm}\cdot\text{mm)} \dots (11)$$

図の(2)の場合の、ひびき  $\delta_{(2)}$ 、拘束度  $R_2$  は

$$\delta_{(2)} = \frac{\sigma_0}{E} a + \frac{\sigma_0 h_2}{E h_1} \cdot b = \frac{\sigma_0 (a h_1 + b h_2)}{E h_1} \text{ (mm)} \dots (12)$$

$$R_2 = \frac{\sigma_0 h_2}{2 \delta_{(2)}} = \frac{E h_1 h_2}{2(a h_1 + b h_2)} \text{ (kgf/mm}\cdot\text{mm)} \dots (13)$$

窓枠拘束板の寸法から、 $a = 160 \text{ mm}$ ,  $h_1 = 50 \text{ mm}$ ,  $E = 21000 \text{ (kgf/mm}^2)$   $R_1$ が(9)の平均拘束度に等しく  
なるとして求めると

$$R_1 = \frac{21000 \times 50}{2(160+b)} = 1180 \text{ (kgf/mm}\cdot\text{mm)} \quad \therefore b = 285 \text{ (mm)}$$

よって、拘束度の補正係数  $\alpha$  は  $h_2 = 25 \text{ (mm)}$  として計算すると

$$\alpha = \frac{R_2}{R_1} = \frac{(a+b) h_2}{a h_1 + b h_2} = 0.736$$

従って、窓枠拘束板の拘束度  $R_p$  は次式で表わすことができる。

$$\begin{aligned} R_p &= \frac{927}{\sqrt{1 - (2x/\ell)^2}} \times 0.736 \\ &= \frac{6.83}{\sqrt{1 - (2x/\ell)^2}} \dots \dots \dots (7) \\ &\text{(kgf/mm}\cdot\text{mm)} \end{aligned}$$

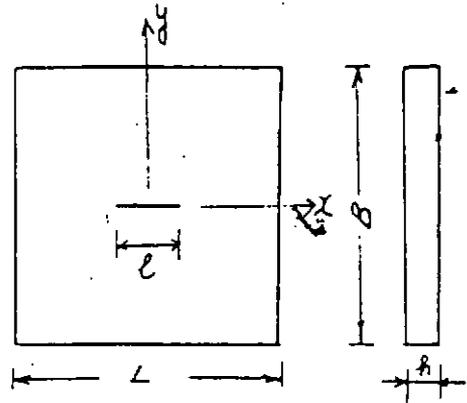


Fig. A. 一様板厚のモデル

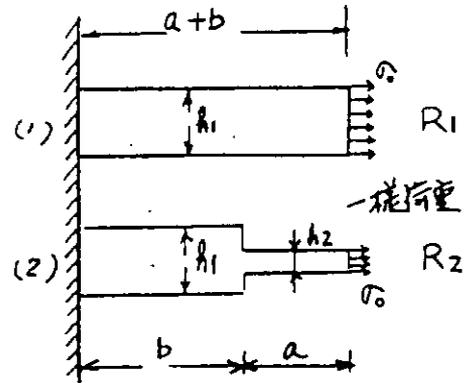


Fig. B. 補正係数計算モデル

## 7.8 炭素当量式の妥当性の検討

### 7.8.1 供試鋼材の組成と炭素当量

鋼の溶接性を評価する指標として種々の炭素当量(CE)式が報告されており、その代表的なものをTable 7.8.1に示す。ここで、鈴木・田村のCEは、0.21% C附近の鋼材より得られており、CE(WES)のもとなつたものである。これらは、Mnの係数が $\frac{1}{6}$ で、CE(IACS)と同一グループに属する。一方、Mnなど合金元素の寄与度の小さいPcmやDürenのCEは、QT鋼や低炭素系ラインパイプ鋼などや、焼入れ性の高い鋼も含めた試験結果に基づいている。

供試鋼材の化学組成を、Table 7.8.2に示す。なお、供試鋼材の板厚はすべて25mmであり、表中のS57とS58は57年度と58年度共同研究であることを示す。この供試鋼材の各種炭素当量をTable 7.8.1に従って求めた結果を、Table 7.8.3に示す。

### 7.8.2 溶接部硬さ試験結果

S57年度共同試験で、溶接ビード長さを変えた最高硬さ試験が実施された。その結果をTable 7.8.4に示す。この最高硬さの値を各種CEに対してプロットした結果を、Fig 7.8.1からFig 7.8.4に示す。

次に、水平1パスすみ肉拘束割れ試験において、ウェブとフランジ部のそれぞれルート内部の合計4ヶ所のHAZ最高硬さが実測された。溶接棒は、水素量や強度水準の異なる数種類が用いられたが、棒の種類に無関係に入熱量が同じであれば、当然のことながら、鋼種毎にほぼ同じ最高硬さを示した。したがって、Table 7.8.5には低水素系すみ肉棒による上記4ヶ所の平均値を、各鋼のすみ肉HAZ硬さの代表として示した。この値を、各鋼の各CEに対して、Fig 7.8.5からFig 7.8.8にプロットした。

最高硬さ結果(Fig 7.8.1~Fig 7.8.4)とすみ肉硬さ結果(Fig 7.8.5~Fig 7.8.8)より、各種CEと硬さの関係の傾向は、両者ともに良く一致していることが判る。結論として、本供試鋼の範囲で、板厚25mm・入熱量17kJ/cm(800~500℃の冷却時間は、ビードオンプレートで6.5秒程度、すみ肉では5秒程度)において、検討した種々のCEのうち、CE(IACS)またはCE(WES)がHAZ硬さを評価する最も良い指標のようである。

### 7.8.3 低温割れ試験結果

S57とS58年度共同試験のy開先拘束割れ、水平1パスすみ肉拘束割れ、上向多パスすみ肉拘束割れ、および多パス突合せH型拘束割れ試験の結果を、Table 7.8.6にまとめた。共同試験では、特に溶接金属水素量の高い水準に注目して検討されたが、この場合、溶接金属割れが優先的に発生した。また、窓枠拘束割れ試験も実施されたが、溶接金属部割れ発生を調査した。ここでは、母材HAZ割れと母材成分の関係を検討するので、Table 7.8.6には溶接金属割れが発生する場合の結果を含めていない。なお、同表には、予熱なし(外気温が0℃と室温)で低水素溶接棒だけの結果が示されている。

Table 7.8.6において、各研究年度毎に、鋼はCE(IACS)が低い方から順に並べてあり、この結果から、割れ試験法により予熱なしで割れの発生し始める限界は違っても、いずれの場合も必ずCE(IACS)の高い側が割れていることが判る。

次に、y開先拘束割れ試験の全姿勢棒によるHAZルート割れ防止の限界予熱温度( $T_0^*$ )をTable 7.8.7に示す。各鋼のこの $T_0^*$ を各種CEに対してプロットした結果が、Fig 7.8.9からFig 7.8.12である。この結果から判定すれば、検討したCEのうち、HAZ硬さと同様に、HAZ割れに対しても、CE(IACS)またはCE(WES)が良い指標である。

### 7.8.4 考察

先づ、HAZ硬さと炭素当量の関係について考察する。溶接熱影響部組織は鋼材の組成と冷却速度に支配され、

鋼の連続変態冷却曲線において、この冷速を、多くの場合、800から500℃までの冷却時間(S)で代表させている。この熱影響組織の冷速に対する変化は限界冷却時間で表示され、例えば、機械構造用鋼の熱処理連続冷却変態での100%マルテンサイトの限界冷却時間( $\tau_M$ )は、次式で与えられている。<sup>8)</sup>

$$\tau_M = \exp(7.54 CE_M - 4.187)$$

$$CE_M = C + Si/7.2 + Mn/5.2 + Cu/4.6 + Ni/12.8 + Cr/4.6 + Mo/6.3$$

この限界冷却時間より短かくなると(冷速が早くなると)、組織は完全マルテンサイト組織になる。したがって、 $CE_M$ は鋼の焼入れ性を示す指標である。IACSのCEはこの $CE_M$ に類似しているから、CE(IACS)は鋼の焼入れ性をも示すと云える。焼入れ性は焼入れ深度を表わし硬さの絶対値を示すわけではない。

一方、マルテンサイト組織は、ほとんどC量だけで決定されるように、マイクロ組織の違いにより鋼材組成の硬さ絶対値への寄与も異なる。このような関係を考慮し、冷速と組成からHAZ硬さを推定する式が報告されており<sup>9), 10), 11), 8)</sup> その一例を次式に示す。<sup>8)</sup>

$$H_{V-10} = 406[C] + 164[CEI] + 183$$

$$- (369[C] - 149[CEI] + 100) \cdot \tan^{-1} \left\{ \frac{\log \tau - 2.822[CEII] + 0.262}{0.526 - 0.195[CEII]} \right\}$$

$$\text{ここで、 } CEI = C + \frac{Si}{24} + \frac{Mn}{6} + \frac{Cn}{15} + \frac{Ni}{40} + \frac{Cr}{6} + \frac{Mo}{4} + \frac{Nb+V}{5} + 10B \quad \left. \right\} (2)$$

$$CEII = C - \frac{Si}{30} + \frac{Mn}{5} + \frac{Cu}{5} + \frac{Ni}{20} + \frac{Cr}{4} + \frac{Mo}{6} + 10B$$

$\tau$  : 800℃から500℃までの冷却時間(S)

以上のように、単一の炭素当量式でHAZ硬化性を評価することは非常に難しい。しかしながら、冷速を手浴接標準条件(17kJ/cm, 20mm, 予熱なし,  $\tau = 6.5$ S)附近に限定すれば、造船用鋼( $\tau_M$ はおよそ2秒以下0.10% $\leq C \leq 0.20\%$ )の硬さと炭素当量の間に関連性を見出し得るかもしれない。実際、次式のように、両者の相関を示すいくつかの式が提唱されている。

$$H_{max} = 666 \cdot CE(IACS) + 40^{13} \quad (17 \text{ kJ/cm}) \quad (3)$$

$$H_{max} = 1666 \cdot CE(\text{Suzuki}) - 166^{11} \quad (17 \text{ kJ/cm}) \quad (4)$$

$$CE(\text{Suzuki}) = C + \frac{Mn}{9} + \frac{Cu}{30} + \frac{Ni}{40} + \frac{Cr}{20} + \frac{Mo}{8} + \frac{V}{10} \quad (5)$$

$$H_{max} = 1450 \text{ PcM}$$

Fig 7.8.13は、HAZ硬さ実測値とCE(IACS)の関係を再び示したもので、さらに、(2)式および(3)式による硬さ推定値がプロットされている。本共同研究の供試鋼のHAZ硬さは、(3)式の推定値よりかなり高く、(2)式のそれよりも1部において高いという結果であったが、制御圧延(水冷:W, 空冷:A)と通常圧延(R)が含まれており、制御圧延鋼の硬化性が高いというわけではない。いづれにせよ、各種CEのうち最も適切と思われるCE(IACS)でも、HAZ硬さを充分満足できる信頼度で評価できるわけではない。

次に、低温割れ感受性を検討する。Fig 7.8.14は供試鋼材のy開先拘束割れ試験(全姿勢棒)の割れ防止限界予熱温度に対して、JIS最高硬さおよびすみ肉試験HAZの硬さを図示したものである。ただし、同図の縦軸の硬さは予熱なしで溶接した時の値であって、予熱して割れが停止した時の硬さではない。この図から明らかなように、W30鋼の一点を除いて、HAZ硬さと割れ防止限界予熱温度は非常に良い相関関係を示す。W30鋼は硬さが低いにもかかわらず室温で割れ発生という結果となったが、割れ試験では時折このようなことが見受けられる。

室温で溶接した時の硬さが、鋼の低温割れ感受性を良く表わし、CE(IACS)又は、CE(WES)がHA

Z硬さをよく記述したので、当然、割れ感受性も、本共同試験に用いられた成分範囲内で、IACSまたはWESの炭素当量で最も良く記述できるのは当然である。

### 7.8.5 結論

- ① 手溶接標準条件附近の冷速で(800~500℃の冷却時間=6.5秒)、造船用鋼材のHAZ硬さと低温割れ感受性を評価する炭素当量として、WESまたはIACSの炭素当量が最も適切である。
- ② 同じ冷却速度(例えば予熱なし)で得られたHAZ硬さと、鋼の低温割れ感受性(ルート割れ防止限界予熱温度)の間に、良い相関が認められる
- ③ HAZ硬さも、従って低温割れ感受性も、制御圧延など鋼材製造プロセスに影響されない。

### 参考文献

- 1) 鈴木・田村, IIW Doc IX-288-61 (1961)
- 2) 伊藤・中西, 溶接学会溶接冶金委資料 WM-736-79 (1979)
- 3) 田中・北田, 溶接学会誌41 (1972) P.915
- 4) Graville Conference on Welding of HSLA steel, (1970) Rome
- 5) Düren Mannesman Report on API 1980 RP5L7 (1980) Houston
- 6) Stout Welding Journal (1976) 89S
- 7) 百合岡・大下, Pipeline Welding in '80 S (1981) Melbourne
- 8) Max Plank Inst für Eisenforschung; Atlas zur Warmbehandlung der stähle
- 9) Beckert Schweiss Technik 23 (1973) P.344
- 10) Seyffarth Schweiss Technik 27 (1977) P.58
- 11) 佐藤・寺崎, 溶接学会講演概要集25 (1979) P.98

Table 7.8.1 Coefficients of Carbon Equivalent Proposed

author	symbol	C	Si	Mn	Cu	Ni	Cr	Mo	Nb	V	B
Suzuki, Tamura 1)		1	1/24	1/6				1/29		1/14	
WES	WES	1	1/24	1/6		1/40	1/5	1/4		1/14	
IIW, IACS	IACS	1		1/6	1/15	1/15	1/5	1/5		1/5	
Ito, Bessho 2)	Pcm	1	1/30	1/20	1/20	1/60	1/20	1/15		1/10	5
Tanaka, Kitada 3)	PN	1	1/20	1/10	1/20		1/30	1/20			
Graville 4)		1		1/16		-1/50	1/23	1/7	1/8	1/9	
Stout 5)		1		1/6	1/40	1/20	1/10	1/10			
Düren 6)	Mannesman	1	1/25	1/16	1/16	1/60	1/20	1/40		1/15	
Yurloka, oshita 7)	CEN*	1	1/24	1/6	1/15	1/20	1/5	1/5	1/5	1/5	5

$$CEN=C+A(C) \cdot \{Si/24+Mn/6+Cu/15+Ni/20+(Cr+Mo+Nb+V)/5+5B\}, A(C)=0.75+0.25 \tanh\{20(C-0.12)\}$$

Table 7.8.2 Chemical Compositions of Test Steels

year	symbol	grade (process)	C	Si	Mn	P	S	Cu	Ni	Cr	Mo	Nb	V	B
S57	W26	K32A(W)	.149	.182	.733	.017	.005	.038	.016	.013	-	-	.003	1 ppm
	W30	K36A(W)	.101	.238	1.28	.010	.002	.029	.012	.013	-	-	.002	1
	A34	K36A(A)	.113	.306	1.31	.022	.002	.026	.007	.016	-	.018	.004	2
	R38	K36A(R)	.138	.372	1.43	.018	.003	.034	.011	.013	-	.002	.004	1
	A38	K36A(A)	.148	.293	1.42	.019	.003	.029	.008	.014	-	-	.005	2
	R42	K36A(R)	.149	.430	1.59	.021	.004	.026	.013	.015	-	-	.005	3
S58	S26	K32A(W)	.15	.13	.68	.022	.006	.01	.02	.02	-	-	-	-
	S30	K36A(W)	.16	.25	.57	.014	.003	.01	.01	.02	.01	-	.003	-
	S34	K36A(W)	.16	.27	1.04	.017	.003	.01	.01	.02	-	-	-	-
	S38	K36A(R)	.14	.34	1.34	.017	.005	.01	.01	.02	-	-	.005	-

Plate thickness : 25mm

Table 7.8.3 Carbon Equivalents of Test Steels

year	symbol	WES	IIW	Pcm	Pn	CEN	Graville	Stout	Mannesman
S57	W26	.282	.278	.195	.234	.269	.195	.274	.206
	W30	.327	.320	.176	.243	.252	.182	.317	.193
	A34	.348	.338	.192	.261	.286	.198	.334	.210
	R38	.396	.384	.225	.302	.356	.229	.380	.246
	A38	.400	.391	.231	.306	.373	.238	.387	.251
	R42	.435	.421	.247	.331	.405	.249	.417	.268
S58	S26	.273	.269	.190	.226	.260	.193	.267	.200
	S30	.322	.313	.214	.261	.309	.217	.309	.227
	S34	.345	.335	.222	.278	.331	.225	.335	.237
	S38	.382	.370	.220	.292	.346	.225	.336	.239

Table 7.8.4 Maximum Hardness (Hv)

steel	preheat temp.	bead length (mm)			
		10	30	50	125
W26	0°C	343	240	219	216
	RT	314	245	227	213
	75°C	270	249	228	213
W30	0°C	314	238	232	243
	RT	308	253	235	233
	75°C	281	247	232	221
A34	0°C	386	333	314	319
	RT	390	351	336	319
	75°C	386	336	322	308
R38	0°C	397	363	357	370
	RT	413	383	336	357
	75°C	417	366	317	314
A38	0°C	413	373	351	357
	RT	409	390	376	348
	75°C	425	348	373	312
R42	0°C	425	417	405	413
	RT	437	433	409	417
	75°C	417	425	401	409

Table 7.8.5 Maximum Hardness of  
Horizontal Fillet Welds

year	S57			S58	
electrode	LF-0			FOM	
ambient temp	0°C			0°C	
heat input	16.5 - 19.0kJ/cm			14.6 - 16.2kJ/cm	
Maximum hardness (average)	W26	242		S26	259
	W30	238		S30	258
	A34	345		S34	314
	R38	380		S38	396
	A38	365			
	R42	405			

Table 7.8.6 Result of HAZ Cracking in Various Restraint Tests  
( $H_{JIS} = 5 \text{ ml}/100 \text{ gr}$ , non-preheating)

test	electrode*	y-groove		horizontal fillet	overhead fillet	H-restraint ( $K_T=1000$ )
		all	fillet	fillet	all	all
S57	W26	○		○	○	○
	W30	●		○	○	○
	A34	●		○	●	●
	R38	●		○	●	●
	A38	●		○	●	●
	R42	●		●	●	●
S58	S26	○	○	○	○	
	S30	○	○	○	○	
	S34	●	○	○	○	
	S38	●	○	○	●	

\*All and fillet denote electrode for all position welding and that for exclusively horizontal fillet welding, respectively.

Table 7.8.7 Critical Preheating Temperature of HAZ Root Cracking  
in y-groove Restraint Cracking Tests

year	S57						S58			
hydrogen	4.8 ml/100gr						2.5 ml/100gr			
T.S. of WM	57.5kgf/mm <sup>2</sup>						55.4kgf/mm <sup>2</sup>			
heat input	17 kJ/cm						17 kJ/cm			
steel	W26	W30	A34	R38	A38	R42	S26	S30	S34	S38
$T_0^*(^{\circ}\text{C})$	0	50	50	125	100	125	0	0	20	75

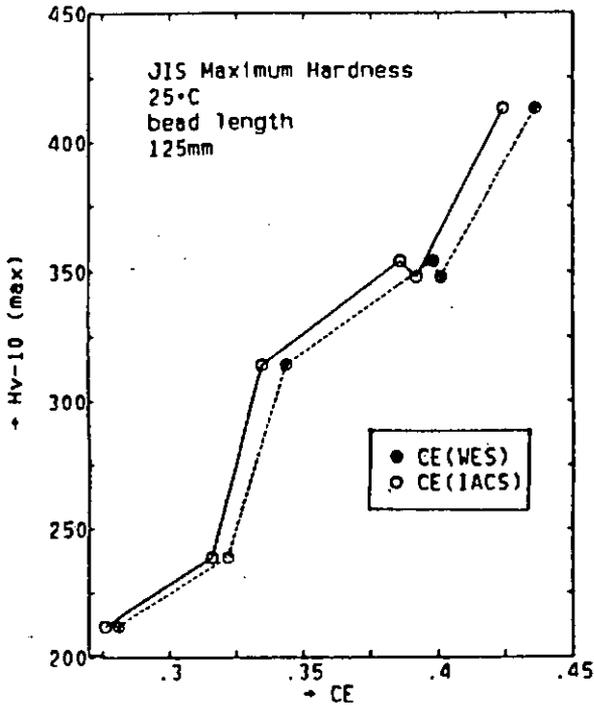


Fig. 7.8.1 Hardness vs. WES type of CE

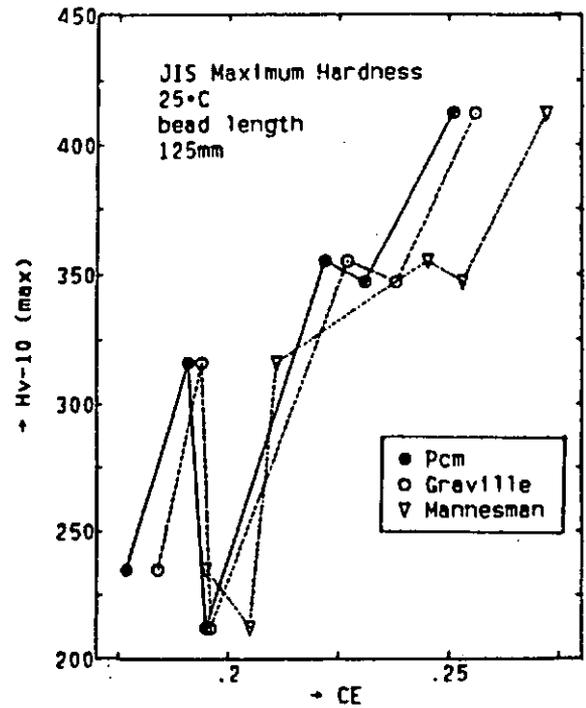


Fig. 7.8.2 Hardness vs. CE (Pcm)

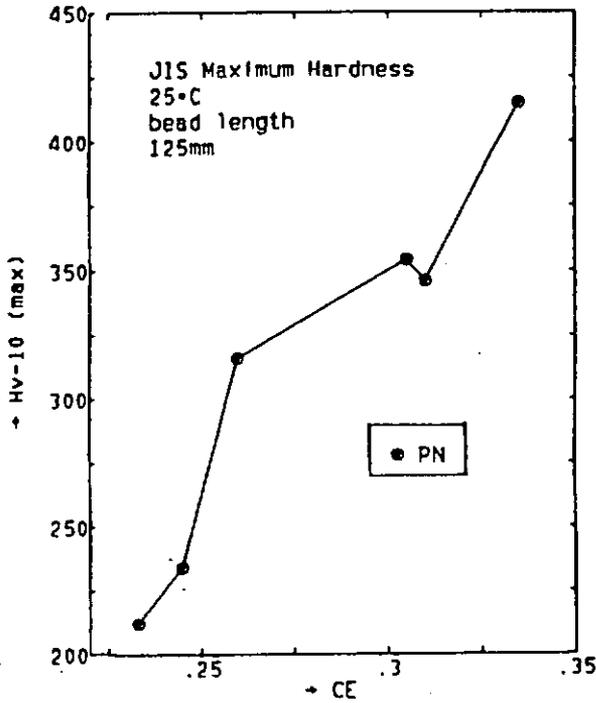


Fig. 7.8.3 Hardness vs. P<sub>N</sub>

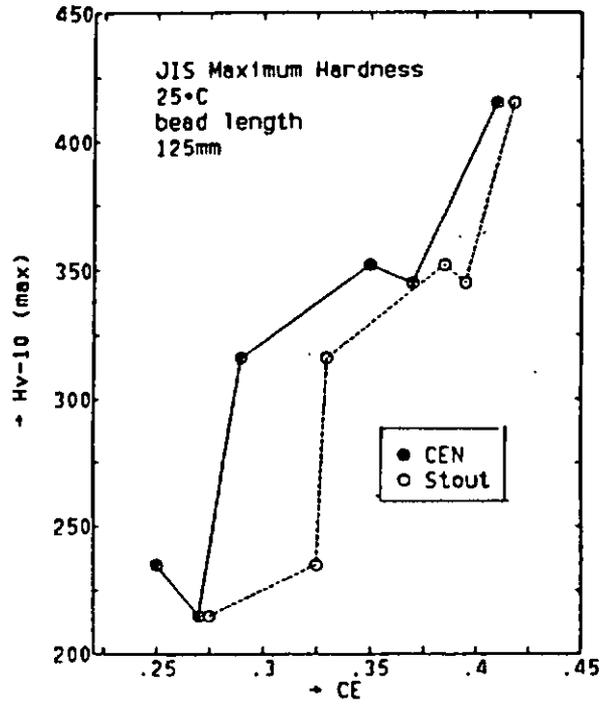


Fig. 7.8.4 Hardness vs. CEN & CE (Stout)

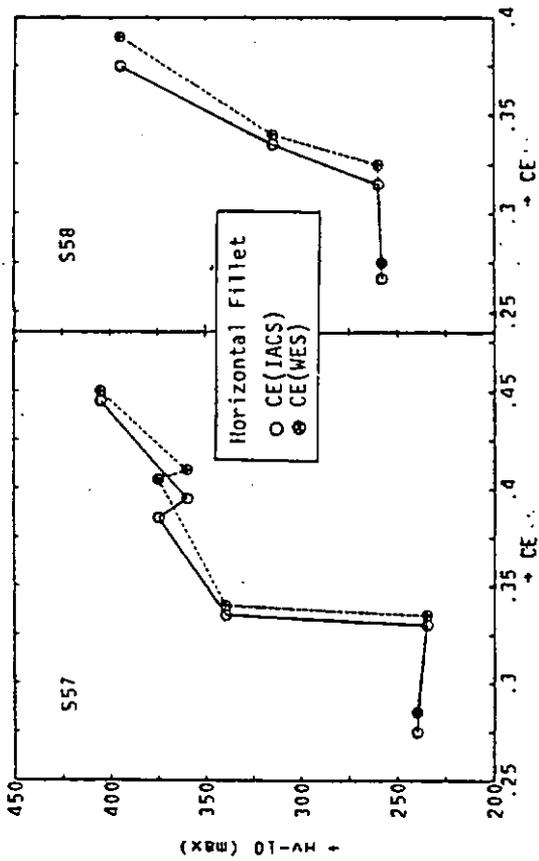


Fig. 7.8.5 Hardness vs. CE (IACS) and CE (WES)

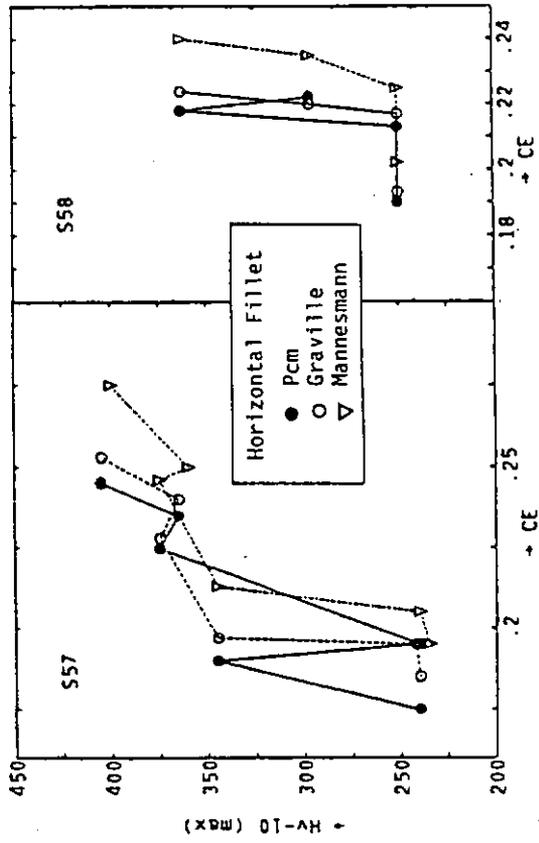


Fig. 7.8.6 Hardness vs. Pcm, CE (Graville) and CE (Mannesmann)

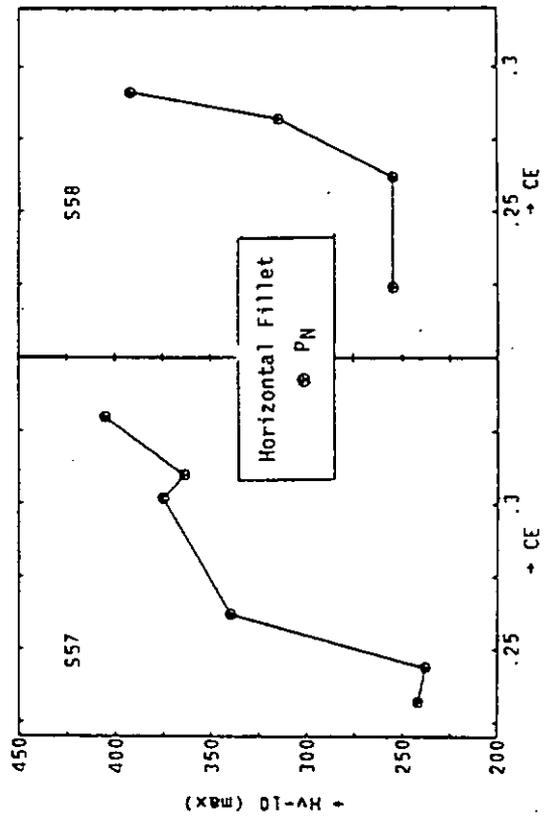


Fig. 7.8.7 Hardness vs. P<sub>N</sub>

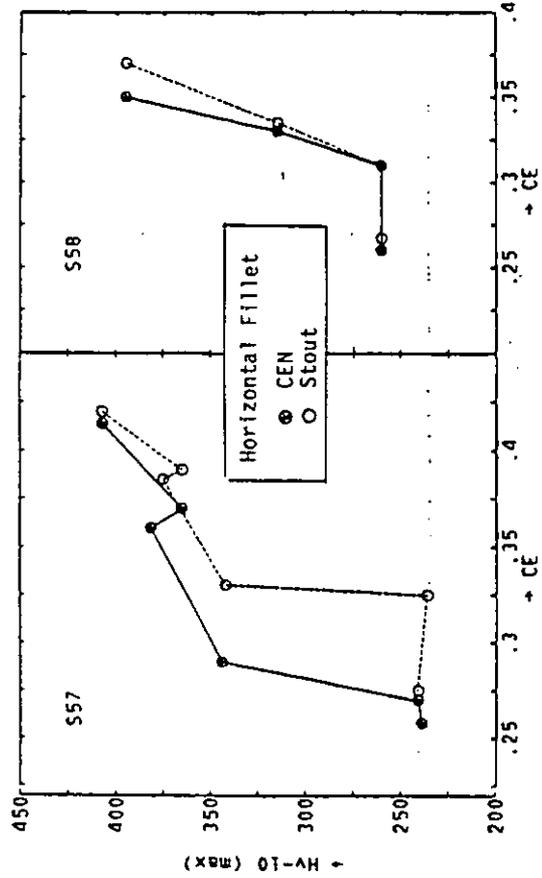


Fig. 7.8.8 Hardness vs. CEN and CE (Stout)

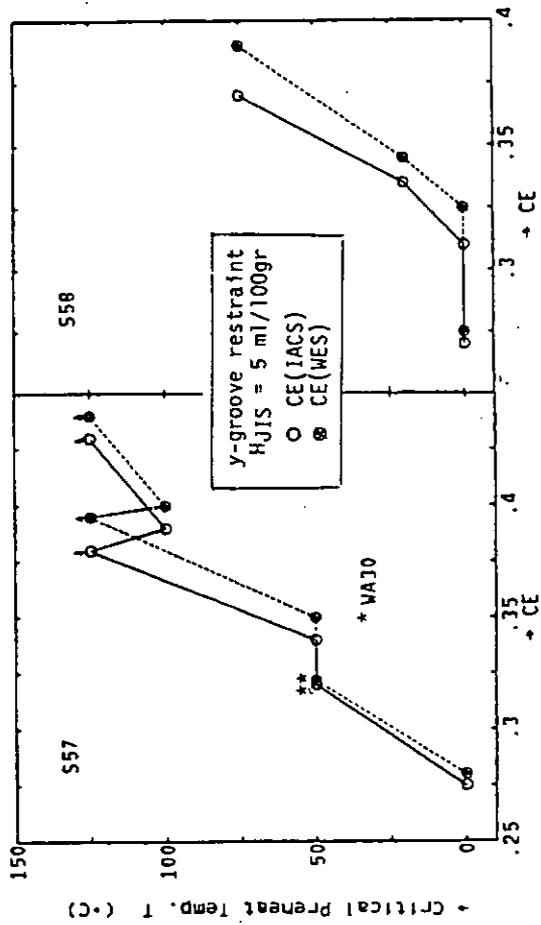


Fig. 7.8.9 Critical Preheat. Temp. vs. CE (IACS) and CE (WES)

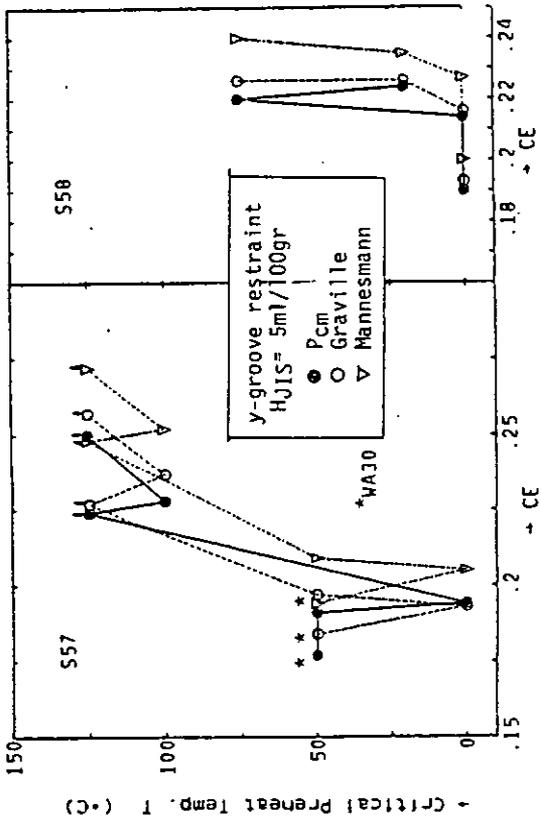


Fig. 7.8.10 Critical preheat. Temp. vs. Pem, CE (Graville) & CE (Mannesmann)

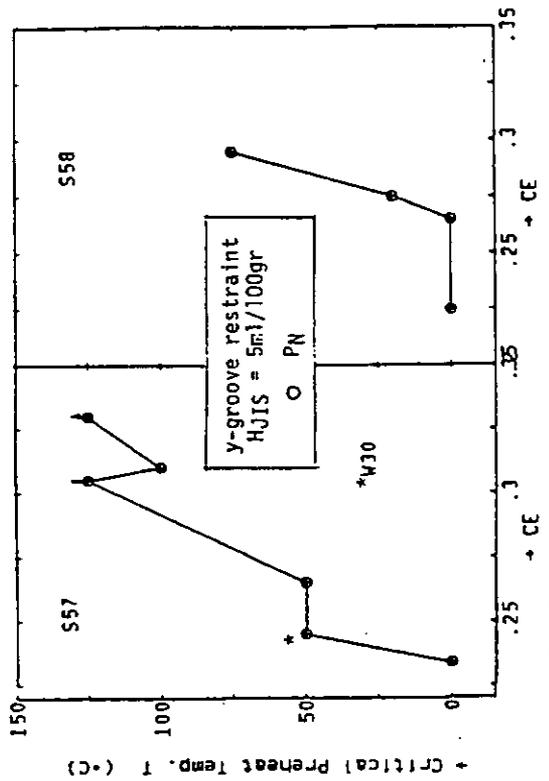


Fig. 7.8.11 Critical Preheat. Temp. vs. PN

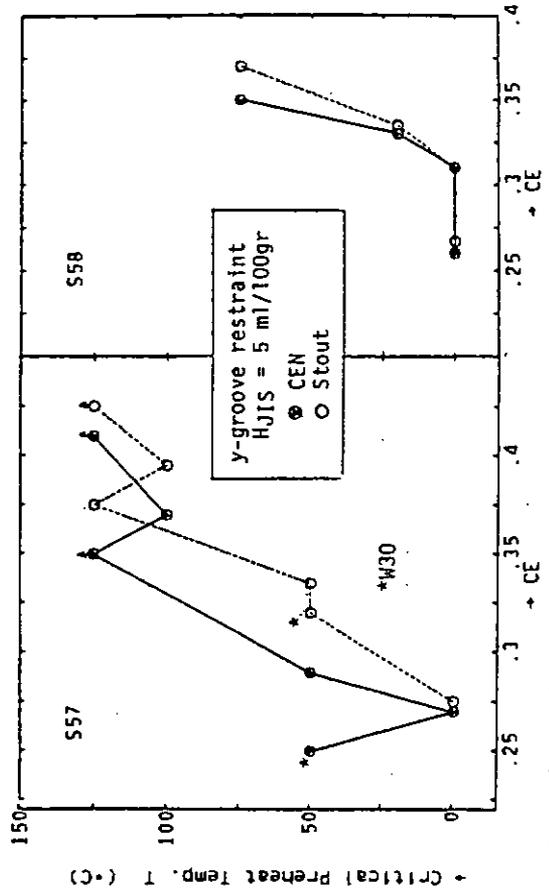


Fig. 7.8.12 Critical Preheat. Temp. vs. CEN & CE (Stout)

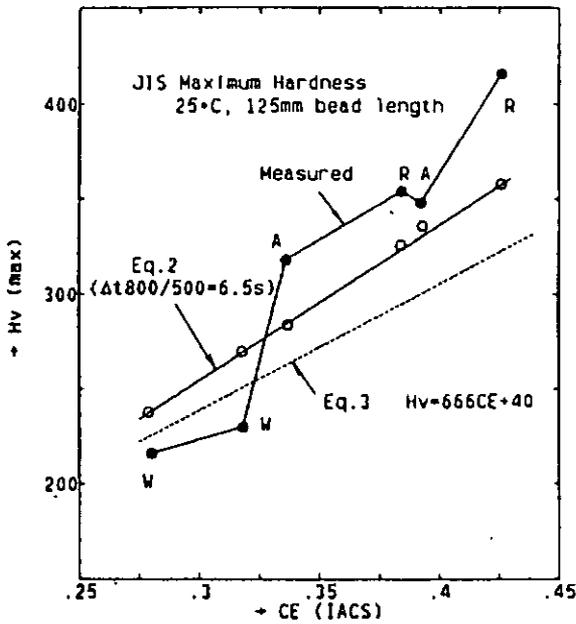


Fig.7.8.13  
Comparison of Hardness Measured  
and Observed with respect to CE ( IACS )

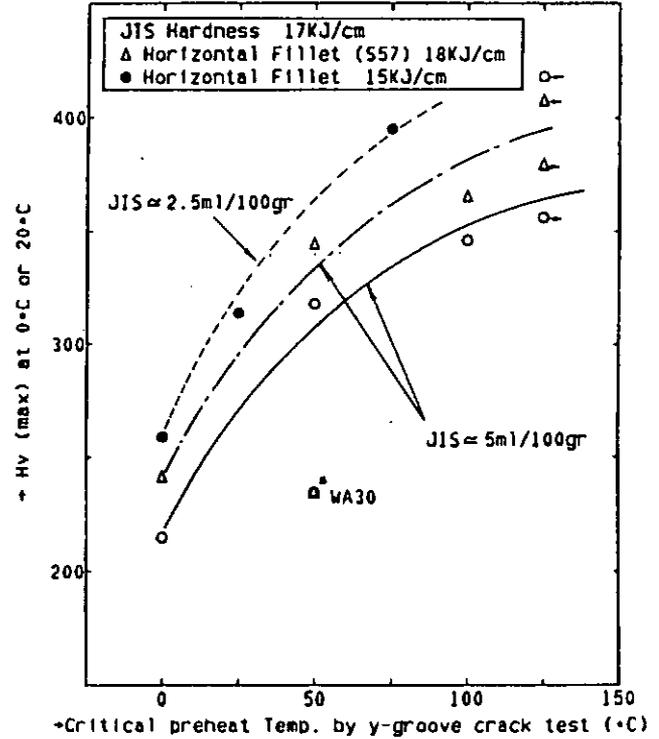


Fig.7.8.14 Relation between Cold Cracking  
Susceptibility and Hardness

## 7.9 まとめ

新しい製造法により可能となった低炭素当量型 50キロ級高張力鋼板厚 2.5mmでの硬化性、耐割れ性を、各種レベルの拡散性水素量(H) および引張強さを有する溶接棒を用いて実験により調査した結果、下記のことが明らかとなった。

- (1) 最高硬さ試験による HAZ の最高硬さは、炭素当量 (Ceq) の低下に伴ない低くなり、 $Ceq \leq 0.34\%$ 、ビード長さ  $l \geq 10\text{mm}$  であれば、 $H_v(\text{max})$  は 400 以下となる。(Fig 7.9.1)
- (2) 水平すみ肉 1パス溶接によるすみ肉拘束割れ試験の結果によれば、 $Ceq \leq 0.36\%$ 、 $H \leq 30\text{cc}/100\text{g}$  の範囲では、試験温度 0°C でも割れは発生していない。(Fig 7.9.2)
- (3) 多層溶接による上向すみ肉拘束割れ試験、および窓枠拘束割れ試験では室温において Ceq に関係なく、 $H > 10\text{cc}/100\text{g}$  の溶接棒を使用した場合、溶接金属に割れが発生している。また、 $H < 5\text{cc}/100\text{g}$  の低水素系溶接棒でも、 $Ceq \geq 0.38\%$  では、HAZ 割れが発生している。(Fig 7.9.3 及び 4)
- (4) HAZ の耐割れ性を調査する目的で、全姿勢汎用棒による斜め Y 型溶接割れ試験を行なった結果、 $H < 5\text{cc}/100\text{g}$  の低水素系溶接棒を使用した場合の断面割れ防止予熱温度 ( $T_0$ ) は、Ceq の低下に伴ない、ほぼ直線的に低下した。(Fig 7.9.5(a), (b)) 例えば、 $Ceq = 0.36\%$  では  $T_0 \leq 75^\circ\text{C}$ 、 $Ceq = 0.30\%$  では  $T_0 \leq 25^\circ\text{C}$  となり、低炭素当量化により、HAZ の耐割れ性が著しく改善されることを確認した。

また、 $H < 5\text{cc}/100\text{g}$  の低水素系溶接棒の範囲では、低強度の溶接棒ほど  $T_0$  は低下し、耐割れ性におよぼす溶接棒の引張強さの影響が確認された。

しかし、 $H > 10\text{cc}/100\text{g}$  の非低水素系溶接棒を使用した場合には、 $T_0$  低下におよぼす溶接棒の引張強さの影響は認められるものの、Ceq が低下するにしたがって、HAZ 割れよりもむしろ溶接金属に割れが発生するようになり、このような場合、Ceq と  $T_0$  の関係は必ずしも明確ではない。(Fig 7.9.5(c))

- (5) 鋼板の硬化性、耐割れ性を推定する指数として、従来各種の炭素当量式が提案されている。今回供試した鋼板は、目標とする炭素当量により、製造プロセス、および C, Si, Mn 等の添加量が異なっている。そこで、HAZ の最高硬さおよび低温割れ感受性を、種々の炭素当量式で評価した結果、WE S または IACS の指数が最も適切であることが判明した。

## 8. 線状加熱加工特性，再加熱特性についての考察

### 8.1 共同実験の目的とその概要

1年次ではこれまでに、各造船所やミルメーカーで行った線状加熱加工特性の調査結果をアンケートにより調査した。各造船所とも、新制御圧延鋼に対しても、JSQSの作業標準に従って加熱，冷却が施工されれば十分安全な母材性能を保持できることが確認されている。さらに加熱，冷却による材質の変化は従来の高張力鋼に比べて小さいため作業条件を緩和できる可能性があることがわかった。2年次では新制御圧延鋼の線状加熱加工特性，再加熱加工特性を把握し，安全かつ能率的な作業条件を確立する目的で次の内容により共同実験を行った。

- (1) JSQSの作業標準よりさらに苛酷な加熱，冷却条件での線状加熱加工特性の調査。
- (2) 板厚のかなり深い部分まで熱影響を受けるような加熱，冷却条件での熱歪取り加工特性の調査。
- (3) ビース取外しなどのガスガウジング加工特性の調査

これらの条件にて加熱，冷却を施した試験片に対して引張り試験，硬さ試験，シャルピー衝撃試験，COD試験，マイクロ組織の観察，母材の再現熱サイクル試験を行った。試験の概要をTable 8.1.1，試験片の採取要領と試験片の形状をFig 8.1.1に示す。

### 8.2 供試鋼板

線状加熱加工特性と熱歪取り加工特性の調査に供試した鋼板は，工作上苛酷な加熱，冷却を受けやすいと思われるグレード：A，板厚：12mmの鋼板を選定した。炭素当量が0.26%の水冷材，記号：S-26(M)と，炭素当量が0.30%の非水冷材，記号：S-30(N)の2種類である。また，ビース取外しガスガウジング特性の調査には同種鋼板の板厚：25mmのものをを用いた。供試鋼板の化学成分および機械的性質をTable 8.2.1に示す。

### 8.3 試験結果

#### 8.3.1 加熱，冷却方法

プロパン-酸素炎を用い，トーチを自動走行台車に搭載して，直線で加熱した。ガスの圧力，流量，火口の高さを一定とし，走行台車の速度を変えることにより加熱温度を制御した。水冷開始温度は火口と水ホースとの距離により調整した。なお水量は一定とした。鋼板の裏面から5mm径の穴を明け，所定の位置に熱電対（記号：R J I S C 1602）をパーカッション溶接で取りつけて温度計測を行い，フラットベット形ペンレコーダで記録した。

#### 8.3.2 加熱，冷却条件

JSQSの作業標準より苛酷な加熱，冷却条件として次の3条件を設定した。

- ① 加熱表面下1mmの位置で950℃まで加熱，加熱直後水冷。
- ② " " 950℃まで加熱，600℃まで空冷後水冷
- ③ " " 850℃まで加熱，加熱直後水冷。

また，熱歪取り作業の加熱，冷却を想定して次の2条件を設定した。

- ④ 板厚中央部で850℃まで加熱，加熱直後水冷。
- ⑤ " 850℃まで加熱，加熱後空冷。

得られた加熱冷却曲線をFig 8.3.1に示す。800℃から500℃までの冷却時間はそれぞれ，①…1.3秒，②…1.3秒 ③…1.2秒，④…10.0秒，⑤…9.5秒であった。なお加熱方向は鋼板のロール方向に対して直角であり，試験方向はロール方向となる。それぞれの加熱，冷却条件におけるマクロ組織をFig 8.3.2に示した。熱

影響を受けた範囲は線状加熱加工の条件では加熱部付近に限定されているが、熱歪取り加工の条件では板厚の全域にわたっている。この場合加熱表面の温度は1,200℃以上裏面では700℃以上に達している。

### 8.3.3 引張試験、硬さ試験および曲げ試験結果

各加熱、冷却条件での引張り強さ( $\sigma_u$ )、降伏点( $\sigma_y$ )および伸び率( $E\ell$ )をFig 8.3.3に示した。線状加熱加工の条件では、S-26とS-30とも加熱冷却条件による差異は認められなかった。母材特性と比較すると、S-26(水冷材)では $\sigma_u$ が2~4 kgf/mm<sup>2</sup>程度低下した。

また両鋼材とも $E\ell$ が3~5%程度低下した。しかしいずれの場合もNKの規格値を満足している。なお破断位置はすべて母材であった。

熱歪取り加工の条件では水冷材であるS-26は $\sigma_u$ 、 $\sigma_y$ および $E\ell$ の低下が大きい。特に $\sigma_u$ と $E\ell$ はNKの規格を満足しなかった。非水冷材であるS-30は $\sigma_u$ と $\sigma_y$ の変化は大きくないが、 $E\ell$ は大きく低下した。破断位置は両鋼材とも、加熱後空冷されたものは加熱部であり、水冷されたものは母材であった。

線状加熱加工条件における硬さ分布をFig 8.3.4に示す。S-26は加熱後空冷されたものは加熱部付近でビッカース硬さが10~20程度低下しており軟化部が認められる。加熱直後水冷されたものは加熱中心位置で母材の硬さ程度に上昇している。一方S-30は再加熱、冷却の影響は認められなかった。熱歪取り加工条件による硬さ分布をFig 8.3.5に示す。加熱後空冷の場合は両鋼材とも板厚全域にわたり軟化部が認められ、マイクロ組織はフェライトとパーライト組織であった。加熱後水冷された場合、表面側では水冷による著しい焼入れ硬化を生じている。マイクロ組織はベイナイトを主体とする焼入れ組織が認められた。板厚中央より裏面側では軟化の傾向を示した。

曲げ試験ではすべての加熱、冷却条件でも表面割れは認められなかった。

### 8.3.4 シャルピー衝撃試験結果

吸収エネルギーおよび脆性破面率と温度との関係をFig 8.3.6, Fig 8.3.7, に示す。線状加熱加工条件では両鋼種とも、低温側で吸収エネルギーが母材より低下する傾向が見られたが船体の使用温度域である0℃以上では母材と変わらない値を示した。破面遷移温度について、S-26はいずれの加熱、冷却条件においても母材と変わらなかったが、S-30は950℃から水冷されたものは約10℃程度高温側に移動した。

熱歪取り加工の条件において、S-26では加熱後空冷および水冷されたもの共に破面遷移温度は上昇するが、母材との差は小さい。S-30では水冷された場合に破面遷移温度の上昇は大きい。しかし、この場合でも、十分低い温度を示している。

### 8.3.5 COD曲げ試験結果

限界COD値( $\delta_c$ )と温度との関係を求めた。S-26の場合をFig 8.3.8に、S-30の場合をFig 8.3.9に示す。線状加熱加工の条件では両鋼材とも $\delta_c$ 値が低下した。その度合は950℃から600℃まで空冷後水冷されたものが最も小さく、次いで850℃から水冷されたもので、950℃から水冷されたものが最も大きかった。熱歪取り加工の条件においてS-26では-100℃における $\delta_c$ 値が低下しているが、その他の温度では母材と変わらない $\delta_c$ 値を示している。再加熱、冷却の影響は極めて小さく、冷却条件による相異も認められない。S-30では加熱後空冷されたものは母材と殆んど変わらない $\delta_c$ 値を示すが、水冷されたものは低温度で $\delta_c$ 値が低下した。しかしこの場合でも船体の使用温度域では母材と同等の $\delta_c$ 値を示した。

### 8.3.6 ビース取外しガスガウジング特性の調査結果

試験片の溶接条件、積層状態、ビース取外し要領をTable 8.3.1に示した。マクロ組織をFig 8.3.10に示す。熱影響は溶接とガウジングによるものが重畳したもので、その範囲は線状加熱加工の場合より若干広がっている。硬さ分布をFig 8.3.11に示す。両鋼材とも熱影響で硬さがわずかに低下しているが、溶接金属部では母材と同程度の硬さを示した。シャルピー衝撃試験結果をFig 8.3.12に示す。両鋼材とも吸収エネルギー、破面遷移温度は

母材とほぼ同様の値を示した。

### 8.3.7 再現熱サイクル試験結果

強度特性について、S-26では線状加熱の条件では硬さが上昇しており、 $\sigma_u$ および $\sigma_y$ は相当高くなっているものと推定される。このことは950℃から水冷された場合に特に顕著である。熱歪取り加工の条件では硬さが若干低下した。S-30では950℃から600℃まで空冷後、水冷されたもの、850℃から水冷されたものは硬さの変化は認められなかった。また850℃から空冷されたものは硬さがわずかに低下した。しかし、いずれの条件でも $\sigma_y$ 、 $\sigma_u$ は母材とほぼ同様であった。S-30の伸び率はいずれの再加熱、冷却の条件においても母材と比べ変化は認められなかった。

靱性について、シャルピー破面遷移温度はS-26では線状加熱条件のものでは上昇し、熱歪取り加工の条件では低下した。S-30ではすべての条件のものが上昇する傾向を示した。またCOD試験において、再現熱サイクル試験の場合も、線状加熱加工、熱歪取り加工の場合とほぼ同様の結果が得られた。

## 8.4 考察

再加熱、冷却により引張り強度、降伏点、伸び率は低下するが、熱影響を受ける範囲が限られている線状加熱加工ではその程度は僅かでありNKの規格値を十分満足している。熱歪取り加工の条件では加熱表面温度は1,200℃以上、板厚中央部で850℃、裏面で700℃以上となっており、熱影響を受ける範囲は板厚全域にわたっている。この様な加熱、冷却条件では水冷材であるS-26は引張強度の低下が大きく、特に加熱後空冷された場合に、NKの規格値を満足しなかった。一方 $C_{eq}$ がやゝ高い非水冷材であるS-30はその低下の度合は顕著ではない。また伸び率は両鋼材とも低下量が多いが、これは引張り試験において歪が軟化部に集中したことおよび、 $G \cdot L$ が200mmで大きかったことによるものと思われる。硬さ試験で低 $C_{eq}$ で水冷材であるS-26の軟化が大きい。これは製造時の低温圧延および圧延後の加速冷却による硬化が再加熱、冷却の熱サイクルにより失われたためであり、引張強度の低下についても同様である。再現熱サイクル試験では950℃より水冷された場合の硬さの上昇が顕著である。また冷却速度が遅い場合は硬さが低下した。

シャルピー衝撃特性で、試験片全体にわたり熱影響を受けている熱歪取り加工および再現熱サイクル試験では破面遷移温度は高温側へ移動する傾向が大きい。また一定時間以上高温に保持されると脆化する<sup>1)</sup>という報告もあるが、船体の使用温度域では十分な衝撃特性を有していると思われる。COD靱性値についても、いずれの加熱、冷却条件においても、船体の使用温度域で、最大荷重を示す挙動となっており(タイプV BS-5762)十分大きな破壊靱性を有していると判断される。再現熱サイクル試験でも同様の結果が得られた。

ピース取外しガスガウジング加工においても母材とほとんど変わらない諸特性を有している。

## 8.5 まとめ

- 1) 線状加熱加工により加熱部の強度および靱性は低下するが、その度合は比較的小さく、実用上差支えない程度である。
- 2) 線状加熱、冷却条件としてはいずれも実用可能と思われるが、靱性低下の度合は、950℃加熱直後水冷より、950℃加熱後600℃まで空冷し、以後水冷、あるいは850℃加熱後水冷の方が少なかった。
- 3) 熱歪取り加工により水冷材( $C_{eq}=0.26$ )は加熱部の靱性低下は認められないが、加熱後空冷される場合の強度低下が大きかった。

また、非水冷材( $C_{eq}=0.30$ )は強度低下はないが、加熱後水冷のものは加熱後空冷のものに比べて靱性低下の傾向が大きかった。

- 4) ビース取外しガスガウジングによる母材特性の変化は小さい。
- 5) サービン切断の如くガス切断時の入熱が比較的大きい場合も、ビース取外しガスガウジング特性から推察すれば問題ないと考えられる。
- 6) 試験には  $32 \text{ kg f/mm}$ 、グレード・Aの鋼板が供試されたが、 $36 \text{ kg f/mm}$ 、グレード：Dについても同様の結果が得られるものと推定される。

#### 参 考 文 献

- 1) 日立造船株式会社 有明工場：造船現場の各種熱加工と加速冷却鋼板の材質変化の関係  
SR-193-2-85 S. 58年11月

## 9. 総合評価

本研究部会の共同研究は、Thermo-Mechanical Control Processによって製造された50キロ級高張力鋼板、すなわちTMCP型50キロHT鋼板の有効利用を図るための基礎検討を目的として、昭和57年度より実施されている。

本研究部会には、本委員会の他に、第1分科会と第2分科会が設置され、それぞれ下記の分担で昭和58年度の共同研究が実施された。

すなわち、第1分科会では、水冷型（いわゆるTypeⅢ）のTMCP型50キロHT鋼板（板厚25mmのKA32鋼板2チャージとKA36鋼板2チャージ、および板厚35mmのKE36鋼板1チャージ、全て大入熱溶接非対策鋼板）を供試して、母材および大入熱溶接継手部の各種破壊強度特性を把握した。また、本研究部会発足当初からの課題である、熱影響軟化域の存在する溶接継手部の各種強度に関する考察・検討や、TMCP型50キロHT鋼板の各破壊靱性値に対する考察・検討を行なった。

一方、第2分科会では、水冷型のTMCP型50キロHT鋼板（板厚12, 25mmのK32A鋼板各1チャージとK36A鋼板各2チャージ）と、従来圧延型のK36A鋼板（板厚12, 25mm、各1チャージ）を供試して、耐溶接割れ特性に及ぼす炭素当量の影響や、溶接棒の含水量・強度の影響などを総合的に把握した。また、水冷型のTMCP型K32A鋼板（板厚12, 25mm、各2チャージ）を供試して、線状加熱加工特性、熱歪取り加工特性、およびピース取外しガスガウジング特性などを把握した。

以上により、昭和58年度の共同研究では、概略下記の諸事項が明らかになった

### (1) 第1分科会関連

炭素当量0.270～0.333の5チャージの上記供試鋼板母材、およびそれらの大入熱溶接継手（FCB、EG、CES溶接継手）部の各種破壊強度特性として、概略下記のことを明らかになった。

- ① 母材（5チャージ全て）の静的強度および靱性は、当然のことながらNK規格値を十分満足しており、何等問題はない。
- ② NKU2A号試験片による室温での溶接継手引張試験結果によれば、 $C_{eq}$ が0.270%のKA32鋼板（板厚25mm）FCB溶接継手（入熱量151kJ/cm）のみ、NK規格値（48kgf/mm<sup>2</sup>以上）を（3本中2本が）満足しなかった。ただし、広幅継手引張試験（W-200）結果では、48kgf/mm<sup>2</sup>以上を十分満足している。

なお、上記以外の全ての供試大入熱溶接継手では、NKU2A号試験片による引張強さは、全てNK規格値を満足していた。

溶接継手部の引張強さに関する評価規準については、今後十分検討すべきであると考えられる。

- ③ 供試鋼板が大入熱溶接非対策鋼であったにもかかわらず、その大入熱溶接継手部（Fusion Line部）の破壊靱性値（ $\delta_c$ 値、 $K_c$ 値）は、大入熱溶接対策を施した従来圧延型50キロHT鋼板の同等溶接継手部の破壊靱性値とほぼ等価であった。
- ④ 供試KE36鋼板の脆性亀裂伝播抵抗値（ $K_{ca}$ 値）は、昭和57年度に供試した非水冷型（いわゆるTypeⅡ）のTMCP型KE36鋼板の $K_{ca}$ 値とほぼ同等である。また、従来圧延型50キロHT鋼板（KD32鋼板、KE32鋼板）の $K_{ca}$ 値より優れている。
- ⑤ 供試鋼板の室温での疲労亀裂発生強度（S-N線図）ならびに疲労亀裂伝播特性は、従来圧延型50キロHT鋼板と同等である。

また、供試大入熱溶接継手の室温でのS-N線図も、従来圧延型50キロHT鋼板大入熱溶接継手と同等である。さらに、供試大入熱溶接継手熱影響軟化域に沿っての、室温での疲労亀裂伝播特性は、母材での疲労亀裂伝

播特性、あるいは従来圧延型50キロHT鋼板母材およびその溶接継手部の疲労亀裂伝播特性と同等である。

- ⑥ 熱影響軟化域の存在する溶接継手部の各種強度や、板厚方向(Z方向)強度特性に及ぼすセパレーションの影響、あるいは溶接継手部に要求すべき破壊靱性値や、船殻材としての要求Kca値などに対する種々の知見が得られた。なお、これらの検討は現在も続行中であり、昭和60年春までには最終結論を出すことになっている。

## (2) 第2分科会関連

### (i) 耐溶接割れ特性に関して

今回得られた諸試験結果を、本研究の目的である、新製造法による50キロ級高張力鋼板に対する溶接施工上の制約の見直し、すなわち有効利用という観点から整理すると、概略下記のこと言える。

#### ① ショートビードの制限について

現行のショートビード管理基準“50mm以上”は、HAZの最高硬さ $H_V < 400$ を目安に作られたものである。今回実施した最高硬さ試験結果より、 $H_V < 400$ の範囲を求めると、炭素当量(Ceq)0.34%以下の鋼板に対し、ビード長さ10mm以上となり、現行基準の緩和が可能であると判断される。

#### ② 水平すみ肉1パス溶接の施工について

水平すみ肉棒による1パスでのすみ肉拘束割れ試験結果では、炭素当量(Ceq)0.36%以下、拡散性水素量(H)約30cc/100g以下の組合せに対し、試験温度0℃でも割れは発生していない。したがって、船体構造の溶接の大半を占めるグラビティ溶接等の水平すみ肉1パス溶接には、作業性の優れた拡散性水素量15~25cc/100g程度の非低水素系溶接棒の採用、あるいは予熱を必要とする限界大気温度の緩和などが可能であると考えられる。

#### ③ 多層溶接の施工について

多層溶接による上向すみ肉拘束割れ試験、および窓枠拘束割れ試験の結果では、鋼板の炭素当量に関係なく、拡散性水素量10cc/100g以上の非低水素系溶接棒で割れが発生している。割れの種類は、炭素当量0.36%以下では溶接金属割れが大半を占め、それ以上の炭素当量の鋼板では、HAZ割れも含まれている。これら多層溶接継手の溶接金属に発生する割れは、溶接金属の最高硬さがたかだか $H_V = 250$ 程度であること、1パス溶接には発生しないこと、さらに、例えば窓枠拘束試験体の拘束度が約700kgf/mm<sup>2</sup>ととくに大きいとは言えないことなどから判断して、多層溶接による水素の蓄積に起因する水素誘起割れと推察される。

したがって、多層溶接を前提とした全姿勢溶接については、HAZの耐割れ性が良好な低炭素当量鋼板といえども、従来どおり低水素系溶接棒を使用すべきである。

一方、予熱施工に関しては、上記多層溶接割れ試験において、拡散性水素量(H)5cc/100g以下の低水素系溶接棒を用いた場合、炭素当量(Ceq)0.36%以下の鋼板に対しては、試験温度0℃、もしくは25℃程度でも割れが発生していないことから判断して、現行の予熱基準を緩和する余地があると考えられる。

また、船体構造に用いられる50キロ級高張力鋼の溶接に対する予熱の必要性を判断する目安として、斜めY形溶接割れ試験における断面割れ防止予熱温度( $T_0$ )は、50~75℃程度であろうと経験的に言われている。今回の試験結果では、拡散性水素量5cc/100g以下で、溶着金属の引張り強さが異なる低水素系溶接棒を用いた場合、炭素当量0.36%の鋼板に対し、引張強さ55kgf/mm<sup>2</sup>(A0H)では $T_0 \approx 50^\circ\text{C}$ 、48kgf/mm<sup>2</sup>(A0M)では $T_0 \approx 10^\circ\text{C}$ 、更に強度を抑えた41kgf/mm<sup>2</sup>(A0L)では、 $T_0 \leq 0^\circ\text{C}$ となり、溶接棒を低強度化する程、HAZの耐割れ性は改善されている。

この様な事実から、低水素系溶接棒を炭素当量約0.36%以下の鋼板に適用した場合には、実施工における予熱は不要と判断される。なお、溶接棒の強度を若干低くおさえた低水素系溶接棒を使用した場合には、この限界炭素当量は若干上昇するであろう。

以上、低炭素当量型50キロ級高張力鋼板に対する、現行の溶接施工上の制約の見直しについて述べたが、これらは、板厚2.5mm、溶接棒の棒径4～5mm $\phi$ という実験結果に基づいたものである。したがって、今後

- i) 適用板厚の限界
- ii) 予熱施工不要の限界
- iii) 非低水素系溶接棒採用に当たっての最大脚長、あるいは棒径の限界
- iv) 低炭素当量鋼を非低水素系溶接棒で多層溶接する場合の施工基準の調査。等の技術的問題点の

説明を行なうたうえ、船級規則、施工基準等への反映を実現する必要がある。

(ii) 線状加熱加工特性、熱歪取り加工特性について

現行のJ S Q Sの作業標準よりさらに苛酷な再加熱、冷却条件での線状加熱加工特性を調査した。その結果新制御圧延鋼に対して加熱温度、冷却開始温度を緩和できると判断された。すなわち安全かつ能率的な作業条件として、最高加熱温度は、加熱後ただちに水冷する場合は850℃程度まで、加熱後しばらく空冷する場合は950℃程度まで、またこの場合の水冷開始温度は650℃程度などが適用可能と思われる。また、板厚のかなり深い部分まで熱影響を受けるような熱歪取り加工において靱性は問題なかった。さらに $C_{eq}$ と強度の関係を検討することにより、将来熱歪取り加工も実用できると思われる。従って新制御圧延鋼の有効利用の観点から、これらの再加熱加工における適正な作業条件を設定し、現行基準の見直しや、改訂への働きかけが必要である。

今回得られた試験結果はA級鋼の板厚1.2mmで比較的低い $C_{eq}$ (0.30)の鋼板に対するものであるが、実用される新制御圧延鋼全般について考察あるいは、データを整理しておく必要があると思われる。

なお、以上の共同研究成果を踏まえて、現船級協会規則や、溶接性・加工性などの基準の見直し・再確認を随時前向きに行なうよう努力している。

また、本研究部会の共同研究は、当初は昭和57年度と58年度の2ケ年間で終了する予定であった。しかし、2ケ年間で実施された膨大な研究成果の有効活用を図るためには、昭和59年度も共同研究活動を継続し、諸検討を続行することが必要であるとの判断から、昭和60年3月まで延期されることになっている。

なお、本研究実施にあたり、特に第2分科会での諸検討に際し、日本溶接協会船舶・鉄構海洋構造物部会溶接施工委員会(委員長:渡辺正紀大阪大学名誉教授、幹事長:尾上久浩氏(三菱重工(株)横浜製作所))の各位から貴重な御助言をいただいた。ここに謹んで謝意を表します。