

技術資料

UDC 669.14.018.293-413 : 539.56 : 539.51 : 539.4

造船用鋼板の問題点と新鋼種*

関 野 昌 蔵**

Some Problems and New Steels for Hull Plates

Shozo SEKINO

1. 結 言

現在わが国の造船業は世界最高の技術レベルにありさらにタンカーの大型化をめざして努力がなされている。鋼材メーカーとしても鋼の使用性能、特性向上をめざして研究が続けられている。ここでは主として船殻材について、その要求特性、その問題点、それらを満たすべく開発された新鋼種について解説したい。

2. 脆性破壊の発生特性とその改善

現在の鋼板メーカーの技術レベルからみて母材から脆性破壊が発生することはほとんど考えられず、発生点はほぼ溶接ボンド部、熱影響部 (HAZ) に限られよう。この部分は靱性も不十分だし、余盛にもとずく応力集中に残留応力が加わり、さらに溶接欠陥も重なるためである。船の場合には疲れによる欠陥の成長も考えなければならない。

脆性破壊の発生の評価試験法としては種々のものがあるが、大型試験としては図1に示すようなボンドまたはHAZ部に貫通切欠、あるいは表面切欠をつけた広幅引張試験が解析も簡単でありしかも比較的現実に近く信頼性も高い。貫通切欠の場合切欠先端の応力集中度を示す値 K 値 (Stress Intensity Factor) は、

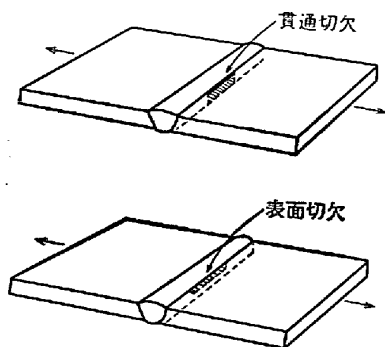


図1 ボンド、HAZ部の脆性破壊発生の評価のための広幅引張試験片

$$K(\text{kg} \cdot \text{mm}^{-1.5}) = \sigma_g \sqrt{\pi C} \sqrt{\frac{2B}{\pi C} \tan \frac{\pi C}{2B}}$$

σ_g : 試験片に加わっているグロス応力 (kg/mm^2)

C : 貫通切欠長さの半分 (mm)

B : 試験片幅の半分 (mm)

で与えられる¹⁾。 K 値は欠陥の幾何学的形状できまり、上に示した値は一例であるが、表面切欠の場合など多くの場合に数式化されている。 K 値が材料特性である K_{Ic} 値 (Fracture Toughness Value) に等しくなつて点で脆性破壊が発生する。

K_{Ic} 値は板厚の関数であるが板厚が厚くなつた平面歪状態になれば、板厚に無関係な材質だけできまる K_{Ic} になる。 IRWIN によるとこの間の関係式は、

$$K_{Ic}(\text{kg} \cdot \text{mm}^{-1.5}) = K_{Ic} \sqrt{1 + 1.4 \{ (K_{Ic}/\sigma_y)^2 / t \}} \quad (2)$$

で与えられる²⁾。この式は 50~80 キロ鋼でもかなりよく成立つことが確かめられている。今同じ温度での K_{Ic} 値とシャルピー衝撃値 νE との関係をプロットすると図2に示すようになり比較的よい相関関係がある³⁾。これを式で表わすと、

$$K_{Ic}^2 / \sigma_y = 900 \sqrt{\nu E} \quad (3)$$

σ_y : 降伏応力 (kg/mm^2)

νE : 2 mm V シャルピー試験での吸収エネルギー ($\text{kg} \cdot \text{m}$)

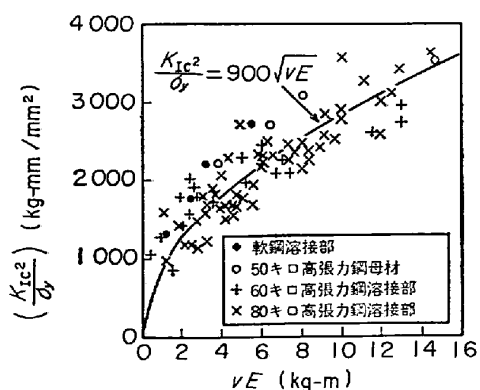
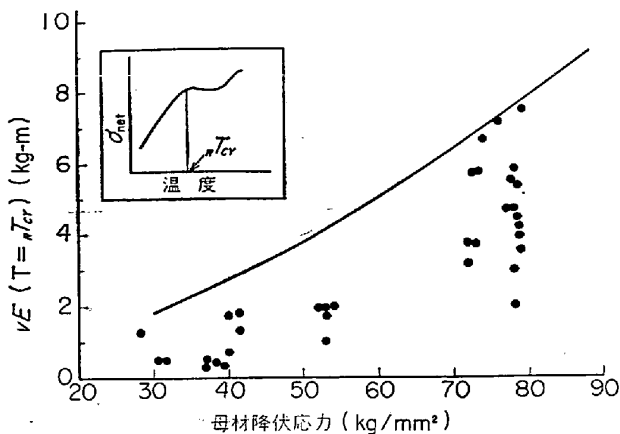


図2 K_{Ic}^2 / σ_y と νE との関係

* 昭和49年9月2日受付 (依頼技術資料)

** 新日本製鉄(株)八幡製鉄所 (Nippon Steel Corp., Yahataku, Kitakyushu 805)

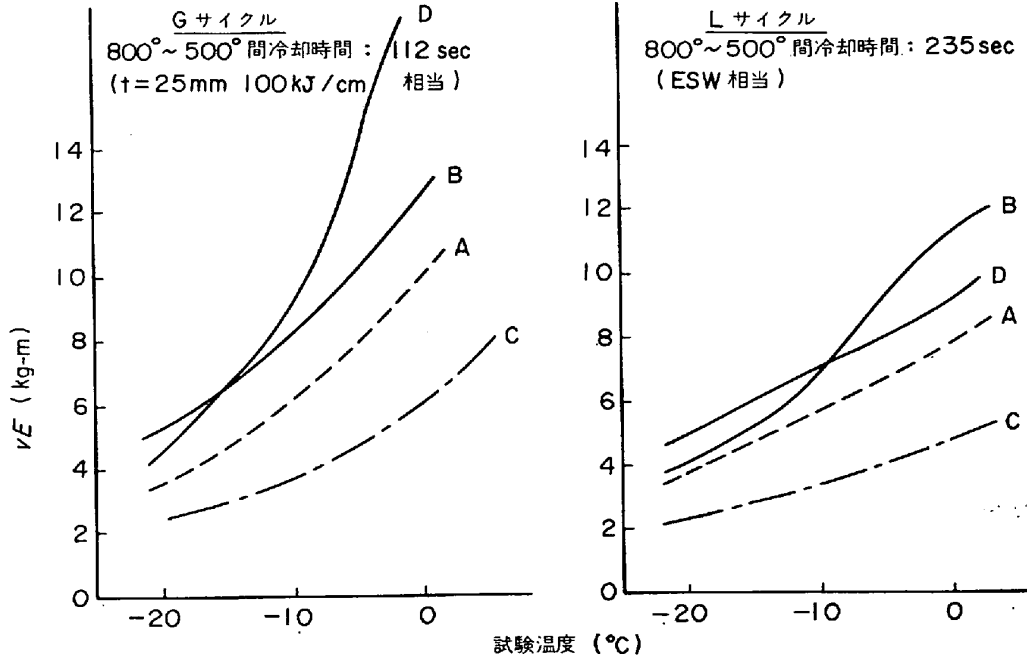


曲線は $K_c = \sigma_y \sqrt{\pi C + 200}$ (第2項は拘束, 又は残留応力の影響)
 $K_c = K_{Ic} [1 + 1.4 \{ (K_{Ic} / \sigma_y)^2 / t \}^2]^{1/2}$
 $K_{Ic} / \sigma_y = 900 \sqrt{\nu E}$

より求める。ただし, $t = 25 \text{ mm}$, $C = 18 \text{ mm}$ (切欠長さ, 36 mm)。

• 点は 25 mm 厚の各種鋼板に, 縦ビード, 横ビード, クロスビードを置き, ボンドに 36 mm 長さの中央貫通切欠つき広幅引張試験を行ない, 低応力破壊の始まる温度 T_{CY} を求め, その温度におけるシャルピー衝撃値から求めたもの。溶接条件は V 型または K 型開先による多層盛溶接で, 入熱量は 40~100 kJ/cm。

図3 母材降伏応力と大型試験から定めた使用可能の下限温度におけるシャルピー吸収エネルギーの関係



鋼種	板厚 (mm)	化 学 成 分 (%)								YS (kg/mm²)	TS (kg/mm²)	El (%)
		C	Si	Mn	P	S	Al	Ceq				
A	40 キロ, A 級	0.18	0.27	0.83	0.015	0.011	0.036	0.33	25.7	45.1	33.5	
B	40 キロ, D 級	0.14	0.20	1.24	0.014	0.013	0.022	0.36	27.8	45.0	31.5	
C	50 キロ, E 級	0.17	0.51	1.49	0.014	0.016	0.035	0.44	37.7	53.1	34.4	
D	耐われ性改良鋼	0.07	0.40	1.09	0.010	0.010	0.043	0.27	—	51.3	28.0	

図4 代表的造船用鋼での熱サイクル後の衝撃値

となる。したがってボンドまたは HAZ 部の衝撃値がわかつていれば, K_{Ic} 値, さらには板厚に応じた K_c 値が推定でき, これから許容される欠陥の大きさ, 応力の組合わせが求められる。

以上の関係からいえることは, 鋼の強度があがるにしたがつてボンド, あるいは HAZ に要求される必要衝撃値が高くなることである。実際に板厚 25 mm の各種高張力鋼の溶接ボンド部に長さ 36 mm の貫通切欠をつけて脆性破壊を起こさせ, 一方シャルピー試験を行なつて, 脆性破壊の発生を防止するための必要シャルピー衝撃値と母材降伏応力の関係を求めると図3のようになる。

一例として造船用現用鋼種のボンド部の靱性を熱サイクル再現試験法で評価した結果を図4に示す。軟鋼と 50 キロ鋼との比較では軟鋼のほうがボンド靱性は優れている。ところが 50 キロ鋼のほうが必要衝撃値は高いことから, 高張力鋼になるにしたがつてボンドからの脆性破壊の発生防止にはより多くの注意が必要となる。

今 $\nu E_0 = 2 \text{ kg-m}$, $\sigma_y = 32 \text{ kg/mm}^2$, 板厚 30 mm, $\sigma_g = 15 \text{ kg/mm}^2$ と仮定すると, 単純な継手引張の場合許容貫通切欠長さは約 210 mm になる。実際に破壊が発生する場所は図1に示すような単純な継手ではないし, 検出できる欠陥の長さもはつきりしないことから真に必要な衝撃値をきめることはむずかしいが, 50 キロ鋼の場合, 最

低使用温度で 2~4 kg-m 程度と考えられる。

造船用鋼のボンド、HAZに要求される衝撃値は上に説明したように数 kg-m 以下の低い値ではあるが、3 電極溶接、エレスラ溶接などの大入熱溶接では現用鋼でこの値を得ようとすればある程度の配慮が必要となる。

この点を改善するには微量 Ti の添加が有効である。図 5 には 50 キロ鋼で 3 電極溶接、エレスラ溶接ボンド、HAZ 部の衝撃値を現用鋼と Ti 添加鋼で比較したものである。図 6 にはその組織を示すが Ti 添加により HAZ の粗粒化域幅が縮小していること、 γ 粒は微細化され、粒界からの初析フェライト変態が押えられていること、 γ 粒内の微細フェライト粒がランダムで細くなっていることがわかる。

Ti 添加によりボンド、HAZ 靱性が向上する理由は、微細な TiN の析出物により上記の組織変化がもたらされることにあって考えられる^{5,6)}。この種の鋼は製造プロセス上の工夫を加味してすでに市販されている。

Ti 添加以外にも、大入熱溶接性の向上には C_{eq} の低下が有効である。これは初析フェライトのまわりにできる島状マルテンサイトをできにくくし、上部ペーナイトに代ってフェライト組織の割合をふやすのに役立つ。その他介在物を減らすこと、フェライト地そのものを脆化させる固溶元素量を減らすことも有効である。

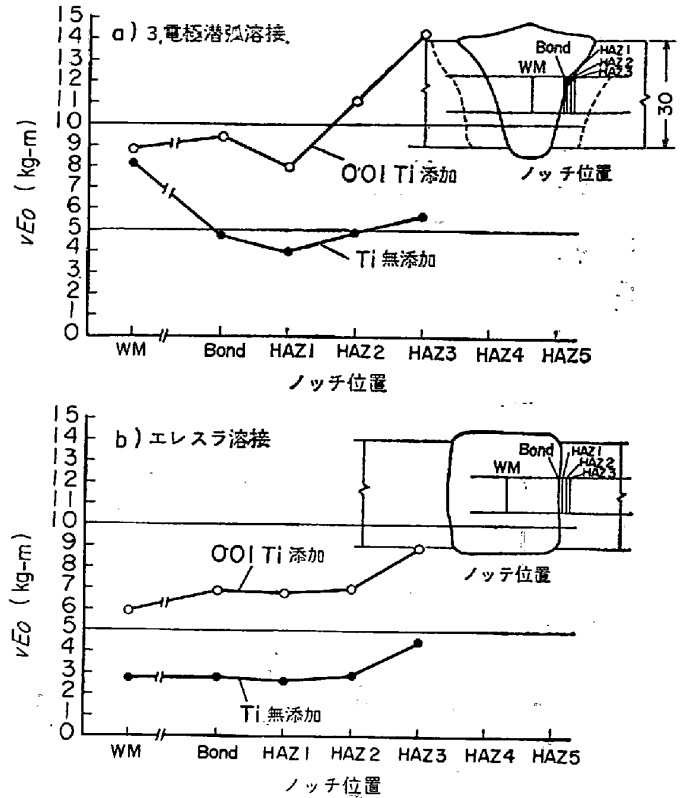


図 5 Ti 微量添加による溶接金属 (WM)、ボンド (Bond)、HAZ 靱性の変化

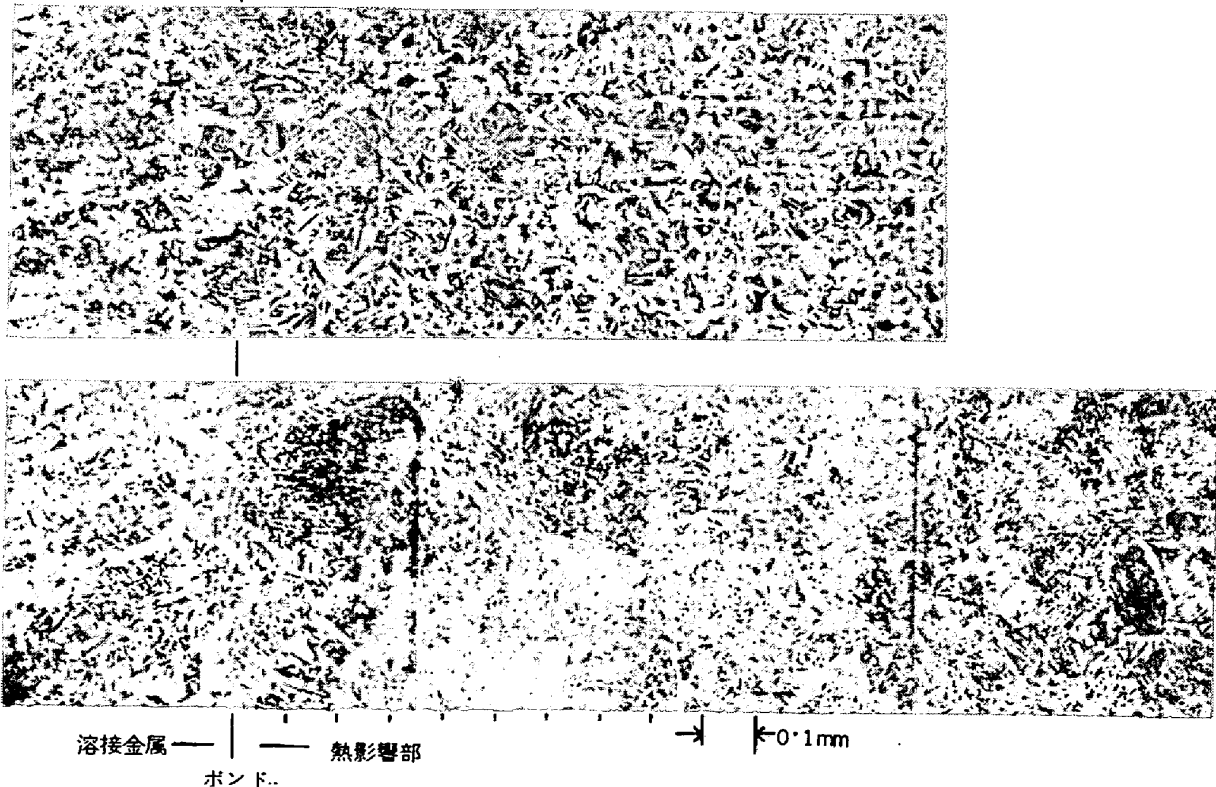


図 6 片面溶接継手部の組織 (HT-50, 上; Ti 添加, 下; Ti ナシ)

3. 母材の脆性破壊停止特性とその改善

脆性破壊は本来発生を防止すべきではあるが、非常に長い溶接線を持ち、まれには非常に高い応力も加わる船の場合に、発生を完全に防止することはむずかしい。とすればボンドまたは HAZ 部から発生し、高速で伝播してくる脆性破壊を HAZ または母材で停止しうる特性が要求される。破壊がボンド、HAZ 部を伝わるか、母材にそれるかは種々な条件によるわけで、たとえばボンドを板面にたいして傾むければボンド伝播はきわめて起こりにくいといえる⁷⁾。ここでは一応母材にそれるものとして母材の停止特性について話をすすめる。停止特性の評価方法としては大型試験で広幅のアレスター試験、2重引張試験、ESSO 試験など、中型試験としては DT 試験、DCB 試験など、小型試験として V ノッチまたはプレスノッチシャルピー試験などがある。

ESSO 試験では亀裂停止長さを c として

$$K_{ca} = \sigma_y \sqrt{\pi c} \quad (4)$$

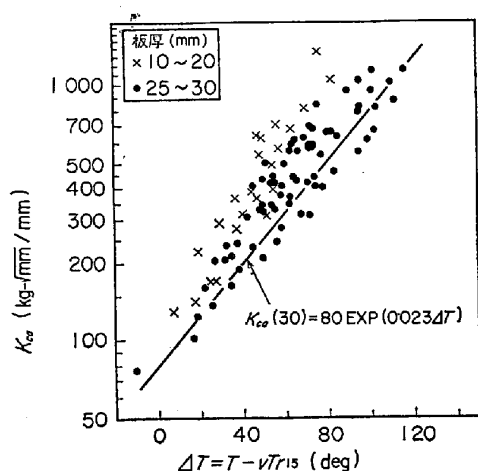


図7 K_{ca} と $(T - vTr_{15})$ との関係

で停止の K 値、すなわち K_{ca} 値を求めて停止特性を評価している。シャルピー試験は簡便な試験であり、これで大型試験のデータが推定できれば好都合である。図7は ESSO 試験でえられた温度 T における K_{ca} 値とシャルピー試験でえられた $(T - vTr_{15})$ の関係をプロットしたものである。若干板厚に依存するようであるが両者の間にはかなりよい相関関係が認められる⁸⁾。

現在の造船用鋼の規格ではシャルピー衝撃値をもつて表1に示すように A～E 級までの等級わけを行なっており、これらの鋼は伝播停止特性の要求度に応じて使い分けられて、D、E 級鋼は船の中央部の強力鋼板、舷側鋼板、船底外板等の重要部分に使われている。

伝播停止特性の評価は粗い近似ではシャルピー試験でよいとしても正確に議論すれば色々の問題がでてくる。すなわち特殊な鋼によつては図7の関係から大きくずれるものがあること、シャルピー試験では脆性破面率の高い温度域での衝撃値は大部分がわれの発生のためのエネルギーといわれていること、さらにはシャルピー試験ではわれが伝播する距離があまりにも短かく、伝播停止附近での伝播速度と比べれば伝播速度も速すぎることなどであり、シャルピー試験からの停止特性の推定には限界があると考えられる。この点ノッチ底を脆化ビードによつて脆化させた DT 試験では試験片もそんなに小さくなく、破面々積はシャルピー試験より大きく、より正しく停止特性が評価できると考えられる。図8には2、3の造船用鋼の DT 試験の結果を示す。後でふれるが、この際停止特性の評価に必要なエネルギーは下棚附近の低いエネルギー値である。

停止特性の信頼における評価はやはり ESSO 試験、2重引張試験のように大型試験に頼らざるを得ない。この2つの試験法でえられたデータはほとんど一致する。図9には代表的造船用鋼の測定結果例を示す。

表1. 造船用鋼の衝撃値規格

船級協会	NK			IACS				BV			LR			NV			AB		
	グレード	試験温度	最低衝撃値 (L)	グレード	試験温度	最低値*		グレード	試験温度	最低衝撃値 (L)	グレード	試験温度	最低衝撃値 (L)	グレード	試験温度	最低衝撃値 (L)	グレード	試験温度	最低衝撃値 (L)
						L	C												
軟鋼	A	—	—	A	—	—	—	A	—	—	A	—	—	A	—	—	A	—	—
	B	—	—	B	0	2.8	2.0	—	—	—	B	0	2.8	W	0	2.8	B	—	—
	D	0	4.8	D	-20	2.8	2.0	D	0	4.8	D	-20	2.8	D	-15	2.8	D	0	4.8
32キロ鋼	E	-10	6.2	E	-40	2.8	2.0	E	-10	6.2	E	-40	2.8	E	-30	2.8	E	-10	6.2
	A	0	3.2	A	0	3.2	2.2	A	0	3.2	A	0	3.2	A	0	2.8	A	—	—
	D	-20	3.2	D	-20	3.2	2.2	D	-20	3.2	D	-20	3.2	D	-15	2.8	D	-20	3.5
36キロ鋼	E	-40	3.2	E	-40	3.2	2.2	E	-40	3.2	E	-40	3.2	E	-30	2.5	E	-40	3.5
	A	0	3.5	A	0	3.5	2.4	A	—	3.5	A	0	3.5	A	0	2.8	A	—	—
	D	-20	3.5	D	-20	3.5	2.4	D	-20	3.5	D	-20	3.5	D	-15	3.5	D	-20	3.5
	E	-40	3.5	E	-40	3.5	2.4	E	-40	3.5	E	-40	3.5	E	-30	3.5	E	-40	3.5

* 単位は kg-m.

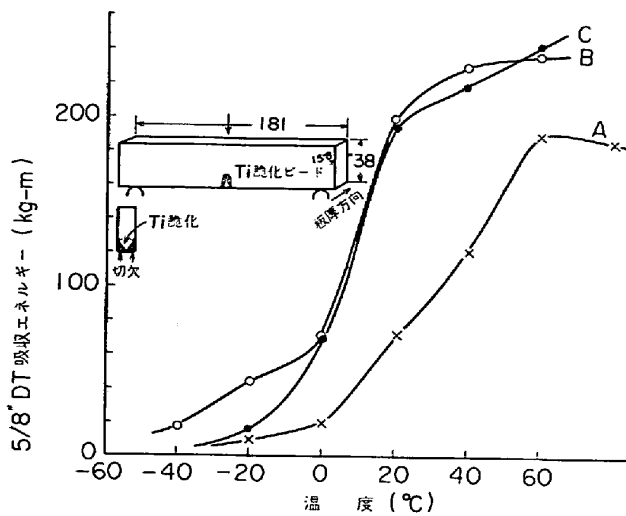


図 8 造船用鋼の DT 試験例 (L 方向)

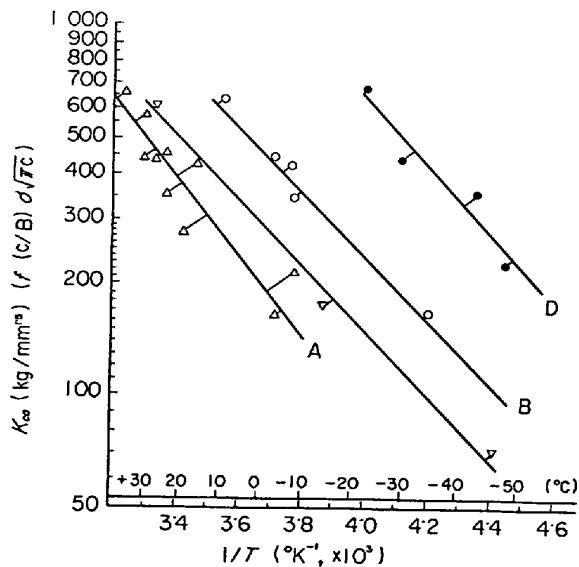
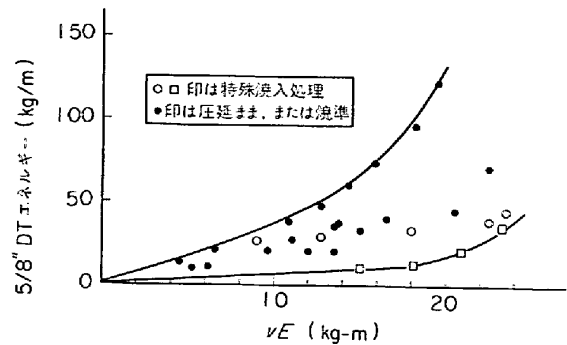
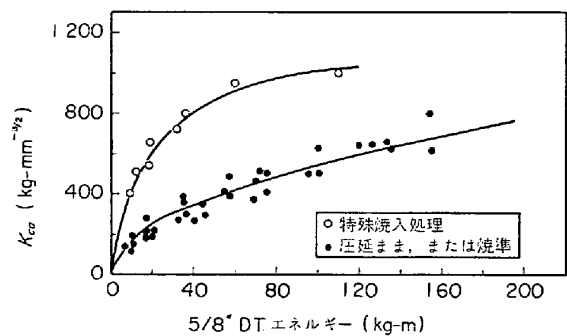


図 9 代表的な造船用鋼の ESO または 2 重引張試験値 (試験片幅: 500 mm)

符 号	鋼 種	E H H H	化 学 成 分 (%)							圧 延 条 件	熱 処 理	造船引張試験				
			C	Si	Mn	P	S	Al	Ceq			Y	S	T	S	E
A	40キロ A級	300	0.14	0.23	0.91	0.016	0.010	0.020	0.30	普通	なし	26	5	43	7	27
D	40キロ D級	300	0.16	0.21	0.72	0.018	0.021	0.030	0.37	普通	焼準	30	6	46	1	29
C	50キロ E級	300	0.14	0.44	1.32	0.021	0.017	0.024	0.38	普通	焼準	34	0	51	0	29
D	50キロ E級 耐われ 性改良	300	0.04	0.33	1.38	0.016	0.010	0.020	0.28	普通	焼入	33	6	53	6	24

図 10 シャルピー試験値と DT 試験値の関係
($-40^{\circ} \sim 40^{\circ}$ のデータ)図 11 DT 試験値と K_{ca} 値の関係 ($-40^{\circ} \sim 20^{\circ}$ のデータ)

い。一方 ESSO 試験と DT 試験の関係は図 11 のようになる。一般の造船用鋼のように圧延まま、または焼準された鋼だけをとれば、両者の相関関係は満足のものである。焼入処理をとらなかつた鋼は別の曲線にのることについては、DT 試験が全厚の試験ではなく最も靱性の悪い板厚中心部から試験片を切出しているからである。

将来規格としてはシャルピー試験よりも合理的な試験法、たとえばノッチ底に脆化ビードを置いた DT 試験などもとり入れていくほうがよいと考えられる。

ESSO 試験が実際の船での破壊の停止特性を評価しているかといえども問題がある。たとえば軟らかいタブ板と硬いタブ板では同一材料でも結果は図 12 に示すような違いがでる。どちらが実際の条件に近いといえはたおそらく軟らかいタブ板でえられた結果のほうであろう。というのは船は構造物として巨大であり、貯わられている弾性エネルギーは大きく、破壊がわずかに進行したとしても応力は急激には低下しないと考えられるからである⁹⁾。

上の事実を考慮しないとしても ESSO 試験から実際の船での停止特性を推定するにはさらに若干の補正を必要とする。すなわち実際の船にみられるような長大亀裂の場合はわれの伝播速度が大きくクラック先端での塑性変形域が狭く、われは ESSO 試験から推定されるよりも止りにくい。したがってさらに実際に近い試験方法とし

種々の造船用鋼について DT 試験とシャルピー試験の関係をプロットすると図 10 のようにばらつきは大き

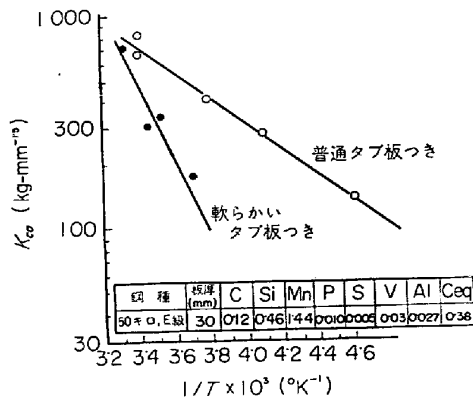


図 12 ESSO 試験で普通タブ板と軟らかいタブ板で試験したときの停止特性のちがい

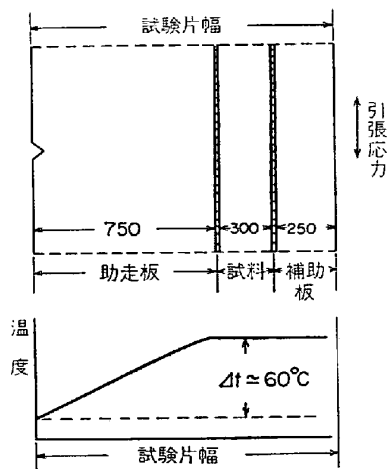


図 13 アレスター試験片と温度条件

て図 13 に示すような脆性破壊を起し易い助走板をつけた広幅のクラックアレスター試験が行なわれている¹⁰⁾。図 14 には代表的な現用鋼についての試験結果を示す。これらのデータをつき合わせると、

$$C_{eff} = 0.1C + 190 \quad (5)$$

C_{eff} : ESSO 試験でえられる停止亀裂長さ (mm)

C : アレスター試験でえられる停止亀裂長さ (mm)

の関係が成立つ。いま C として 4m をとると、 C_{eff} は 590 mm となり附加応力を 10 kg/mm² とすれば K_{ca} 値は 430 kg-mm^{-1/2} となる。一応の目安として $K_{ca} > 500$ kg-mm^{-1/2} となる温度以上で E 級鋼が停止特性をもつと考えれば、図 9 からみて、現用 E 級鋼の停止特性は 0°C

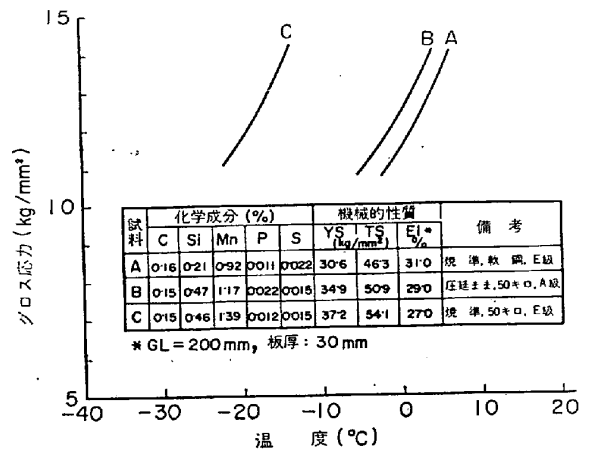


図 14 造船用鋼のクラックアレスター試験結果¹⁰⁾ (曲線の右側の範囲の条件下で停止可能)

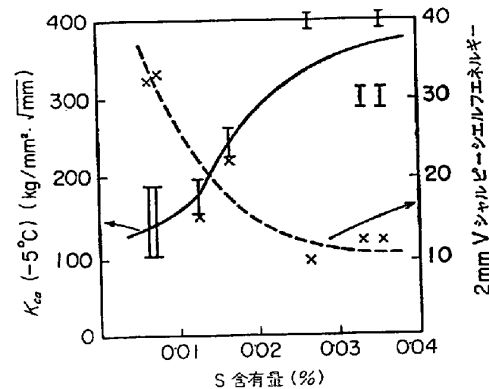


図 15 停止特性を改良した鋼における S 量と K_{ca} 値, シャルピー試験におけるシエルフエネルギーの関係

でかならずしも十分ではないことがわかる。

最近脆性破壊の伝播停止特性の優れた鋼が報告されている¹¹⁾。この鋼は S 量を若干高めて、しかも低温圧延することによってえられる。表 2 にはこの鋼の成分および機械的性質の一例を示す。図 15 には S 量と K_{ca} 値, シャルピー試験におけるシエルフエネルギーとの関係を示す。この鋼の優れた特性は微細なサブグレイン組織と薄くのびた硫化物によって引き起こされるセパレーションによるものと考えられる。S 量が多すぎるとラメラ界面とか、板厚方向に引張つたときの伸び不良など好ましくない現象が生ずることになる。

表 2. 脆性破壊の停止特性を改善した鋼の化学成分と特性例

板 厚 (mm)	化 学 成 分 (%)					Ceq*	Ceq**	引 張 試 験			シャルピー試験	
	C	Si	Mn	P	S			Y S (kg/mm ²)	T S (kg/mm ²)	E L (%)	vT_{rs} (°C)	vE_{-20} (kg-m)
30	0.05	0.26	1.43	0.018	0.018	0.40	0.29	36	45	35	-65	12.9

* $C_{eq} = C + Si/24 + Mn/6$ (WES), $C_{eq}^{**} = C + Mn/6$ (国際規格)

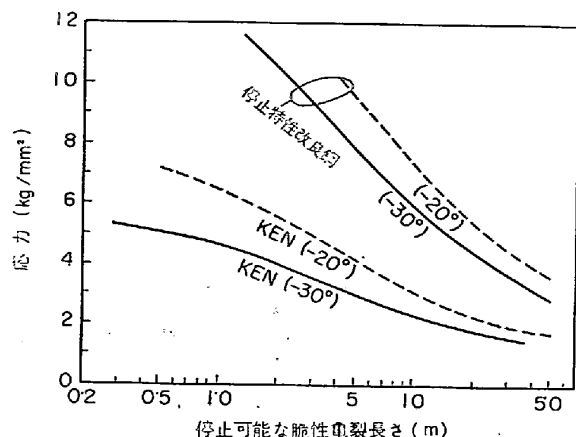


図 16 -20° , -30° で停止可能な脆性亀裂長さと応力の関係

図 16 には (4), (5) 式を用いて計算した停止可能な脆性亀裂長さを, KEN 鋼 (軟鋼, E 級) と開発鋼で比較したものであるが, この鋼の停止特性が非常に優れていることがわかる。

4. 溶接われ性とその改善

船の建造が屋外で行なわれることを考えると, 悪条件下でも溶接部にわれが発生しないことが要求される。われ発生をきめている条件は HAZ 硬化部の硬さ, 溶着金属中にとりこまれる拡散性水素量, 硬化部に加わっている応力である。鋼種によつて変わるのは硬化部の硬さだけであり, これは P_{CM} または C_{eq} によつて代表される。今のところ造船では主として C_{eq} が用いられている。

$$C_{eq}(\%) = C + Mn/6 + Si/24 + Ni/40 + Cr/5 + Mo/4 + V/14 \quad (6)$$

造船用鋼の C_{eq} は軟鋼で $0.30 \sim 0.37\%$, 50 キロ高張力鋼で $0.36 \sim 0.42\%$ の間にある。ただし C_{eq} といっても軟鋼の国際統一規格では

$$C_{eq}(\%) = C + Mn/6 \quad (7)$$

であり, ロイド規格では,

$$C_{eq}(\%) = C + Mn/6 + (Cr + Mo + V)/5 + (Ni + Cu)/15 \quad (8)$$

と種々な定義が用いられており注意を要する。以下(6)式を用いる。図 17 には C_{eq} と鉄研式われ試験によるわれ発生防止の予熱温度の関係を示す。 C_{eq} の 0.01% の増によつて予熱温度を約 10°C 高める必要がある。現用

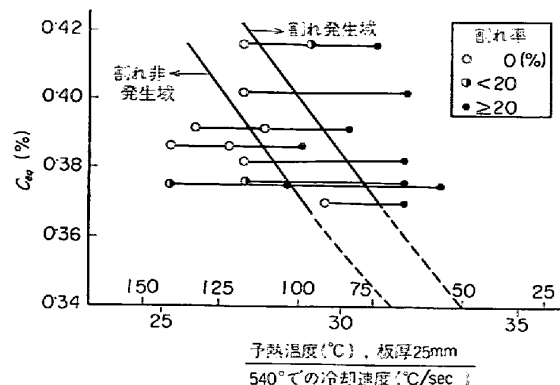


図 17 小型鉄研式われ試験による予熱温度と C_{eq} とわれ発生の関係

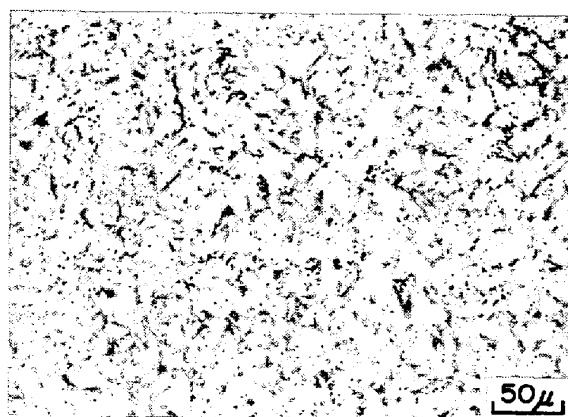


図 18 耐われ性改良鋼の組織。板厚中心部, 板厚は 30 mm

表 3. C_{eq} 0.01% 増による引張強さの増加量

C	Si	Mn	V	(kg/mm ²)
0.63	3.7	0.61	21.0	

50 キロ鋼では上向隅肉溶接のように入熱量の少ない場合, 条件のきびしい冬期にはある程度の予熱が必要となる。このため造船メーカーからは $C_{eq} \leq 0.40\%$ という要求もでている。表 3 には C_{eq} 0.01% 増による強度増加量を示すが, C_{eq} を押えて強度増をねらうには V 添加が最も効果的である。

一方溶接方法からみれば CO_2 アーク溶接や MIG 溶接は拡散性水素量の少ない溶接方法であり, 小入熱で溶

表 4. 耐われ性を改善した鋼の化学成分と特性例

板厚 (mm)	化 学 成 分 (%)						C_{eq}^*	C_{eq}^{**}	引 張 試 験			シャルピー試験	
	C	Si	Mn	P	S	Ti			YS (kg/mm ²)	TS (kg/mm ²)	EL (%)	vT_{rs} (°C)	vE_{-20} (kg-m)
30	0.05	0.26	1.15	0.016	0.013	0.01	0.25	0.23	34.0	52.2	24.4	-20	16.4

* $C_{eq} = C + Si/24 + Mn/6$ (WES), $C_{eq}^{**} = C + Mn/6$ (国策規格)

接されてわれの問題となる箇所への適用が考えられる。

50 キロ高張力鋼の冷間われ防止には V 添加による低 C_{eq} 化という方法もあるが、プロセスから変えることによってかくだんに低い C_{eq} をもつ鋼も開発されている¹²⁾。成分例を表 4 に示す。この鋼は普通圧延後、再加熱、特殊焼入で製造される。組織は図 18 に示すようにフェライト-パーライト組織ではなく、全体に微細なフェライト組織である。焼入のままであるため表層部と板厚中央部では組織も違い、さらに図 19 に示すような硬さ分布をもつてはいるが、もともと低 C であることから硬度差も H_V で 40 程度に止まっている。

この鋼の特長は、まず低 C_{eq} であるために耐われ性が画期的に改善されていることである。したがって組立施工時最も悪条件下で溶接されたとしてもまずわれは発生しない。第 2 の特長は細粒のため図 9 に示すように脆性

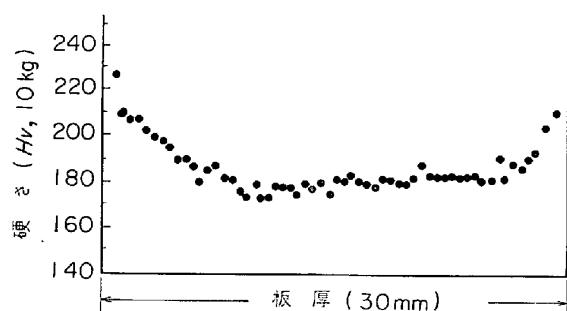


図 19 耐われ性改良鋼の板厚方向硬さ分布例

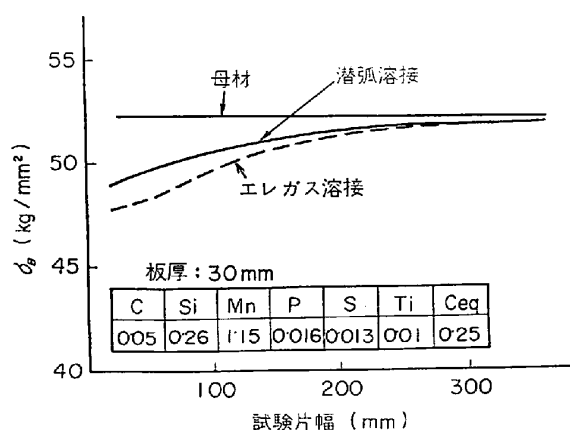


図 20 耐われ性改良鋼での溶接部の継手強度 (σ_B) と試験片幅との関係

破壊の停止特性が優れていることである。第 3 の特長は大入熱溶接時のボンド、HAZ 靱性が優れていることである。これは図 4 に示す熱サイクル試験結果に示されている。原因は低 C であること、微量 Ti が添加されていることによる。第 4 の特長は線状加熱による靱性の劣化がほとんどないことである。これはこの鋼が低 C であること、もともと母材の熱処理が線状加熱の熱サイクルに似ていることから納得できる。

問題点としては大入熱溶接時の HAZ 軟化であるが、少々軟化部があつても、もし継手強度を板厚の 6 倍以上の幅をもつ試験片で評価すれば、母材と同等の強さがえられる。図 20 には試験片幅と継手強度の関係を示す。この鋼はすでに国内の一部造船所で使われており、冬期溶接われの発生しやすい上向隅溶接部などに用いられている。

5. 高 張 力 化

造船用鋼では従来はほとんどが軟鋼であり最近になつて船の大型化、高速化にともなつて 50 キロ鋼が一般化してきた。さらに 60 キロ鋼が大型鉱石専用船や高速コンテナ船の甲板に使われだしている。NK 規格では降伏応力で 32, 36, 42 kg/mm² の 3 種の等級をさだめている。しかし、今迄のところ大型タンカーには降伏応力 32 キロ鋼までで、36 キロ鋼は使われていない。むしろ逆に剛性の点で板厚を厚くする方向にあるといわれている。一方ヨーロッパの造船所では Nb 添加 36 キロ鋼を大量に使っているが、含 Nb 鋼は 100 KJ/cm 以上の大入熱溶接ではボンド脆化がいちじるしく、わが国の造船業界のように大入熱溶接を多用している場合には使えない。

使い易い 36 キロ鋼としては、若干 V を添加して比較的 C_{eq} を低くして強度をだす方法と、表 4 に示す鋼の延長で低 C 鋼で、熱処理によつて強度をだす方法が考えられる。表 5 には V 添加によつてつくられた 36 キロ鋼の一例を示す。

高張力化することにより重量減が可能になれば省資源、省エネルギー化に寄与しうるわけで、高張力化に対しては鋼材メーカーと造船メーカーの協力が望まれる。

6. 結 言

以上説明したようにあまり変化のない造船用鋼で最

表 5. 36 キロ鋼の化学成分と特性例

板厚 (mm)	化 学 成 分 (%)						C_{eq} (WES)	引 張 試 験				シャルピー試験 (t/2)		
	C	Si	Mn	P	S	V		Y S (kg / mm ²)	T S (kg / mm ²)	E L (%)	vT_{rs} (°C)	vE_0 (kg / m)	vE_{-20} (kg - m)	
30	0.16	0.50	1.39	0.016	0.015	0.04	0.42	L	37	53	17	-13	15.9	9.4
								C	39	54	15	-6	4.9	3.3

近の造船界の進歩にあわせて新製品が開発されている。今後船舶がタンカーのように大型化し、コンテナ船のように高速化し、LNG 運搬船のように特殊化するにしたがつて、その動きを助けるように鋼材も進歩していくものと思う。

文 献

- 1) たとえば, 金沢; 溶接学会誌, 42 (1973), p. 907
- 2) G. R. IRWIN: Trans. ASME, 82 (1960), p. 417
- 3) 田中, 野田: 溶接学会全国大会講演概要 (1973, 秋), p. 268
- 4) たとえば新日鉄カタログ, 大入熱溶接用 50 キロ鋼 (1974)
- 5) 奥村, 岡村, 松田: 日本鉄鋼協会第 87 回講演大会講演概要集 (1974), p. 174
- 6) 高橋ほか: 溶接学会全国大会講演, (1973, 春), p. 36
- 7) 奥田, 竹内, 池田, 青木: 第 48 回溶接法研究委員会資料 (1974)
- 8) 田中, 野田, 関野: 溶接学会全国大会講演概要 (1974, 春), p. 254
- 9) 田中: 日本造船学会, 溶接研究委員会, 第 1 分科会, 1-183-72 (1972)
- 10) 木原, 金沢, 池田, 前中, 木下, 永元, 矢島: 造船学会論文集, 122 (1967), p. 191, 124, (1968), p. 331
- 11) 尾上, 佐藤, 塩見: 日本鉄鋼協会第 83 回講演大会概要, (1972, 春), p. 223
- 12) 尾上, 佐藤, 塩見: IIW DOC. IX-835-73 (1973)