

(昭和 62 年 11 月 日本造船学会秋季講演会において講演)

TMCP 型降伏点 40kgf/mm² 級高張力鋼板の 船体構造への適用

—使用区分と溶接継手部に必要な靱性値—

正員	北	田	博	重*	正員	池	上	潔*
			高	橋	正員	矢	島	浩**
正員	多	田	益	男**	正員	町	田	進***

Application of YP 40 TMCP Steel Plates to Hull Structural Members
—Material Selections and Notch Toughness in Welded Joints—

by Hiroshige Kitada, <i>Member</i>	Kiyoshi Ikegami, <i>Member</i>
Naoki Takahashi	Hiroshi Yajima, <i>Member</i>
Masuo Tada, <i>Member</i>	Susumu Machida, <i>Member</i>

Summary

The 40 kgf/mm² class yield point TMCP(thermo-mechanical control process) high-tensile steel plate comes to use for ship's principal structural members recently.

For prevention of brittle fracture initiation of both base metal and welded joints, the study to estimate the level of fracture toughness of them is carried out by "K concept".

Now, we get followings as results of the study ;

(1) In the case of Grade AH 40, using HT factor of 0.68, it is recommended that the requirements of application of high-tensile steel plates by IACS (IACS application) be severer by 5 mm. The other side, using HT factor of 0.70, present IACS application may be left as it is.

(2) In the case of Grades DH 40 and EH 40, present IACS application can be applicable when HT factor is both 0.70 and 0.68.

(3) The welded joint in respective grades can be considered acceptable provided the following requirements are met.

AH 40 : $\sqrt{E}_{20^{\circ}\text{C}} \geq 4.0 \text{ kgf}\cdot\text{m}$

DH 40 : $\sqrt{E}_{0^{\circ}\text{C}} \geq 4.0 \text{ kgf}\cdot\text{m}$

EH 40 : $\sqrt{E}_{-20^{\circ}\text{C}} \geq 4.0 \text{ kgf}\cdot\text{m}$

1 緒 言

TMCP (熱加工制御法) による降伏点 32, 36 kgf/mm² 級の船体用高張力鋼板 (YP 32・YP 36 鋼板) は, 船体の主要構造部材の高張力鋼化に大きく寄与し, すでに多くの使用実績がある。

また, TMCP によって製造された鋼板の材質特性を活かした各種施工管理基準の緩和や, 大入熱溶接法の積極的な採用など^{1)~5)}, TMCP 型船体用高張力鋼板の有効

的な利用法は, 一応確立されたといえよう。この結果, 船体用高張力鋼板の製造法は, 従来法から TMCP へと加速的に進展した状況にあるといえる。

このような環境下で, 今まで使用経験のない, 降伏点 40 kgf/mm² 級の TMCP 型船体用高張力鋼板 (YP 40 鋼板) が, 実用鋼材として開発・製造され^{6), 7)}, 設計基準などの検討が鋭意行われるとともに, 強力甲板などの重要部材に使用されつつある。

YP 32・YP 36 鋼板に対しては, 破壊靱性に対する安穩全性の評価が数多く行われている^{8)~11)}が, YP 40 鋼板については, 一部の船級協会でのみ, 従来法で製造された同鋼板の規格を制定〔日本海事協会 (NK) では, TMCP

* (財)日本海事協会船体部

** 三菱重工業(株)技術本部 長崎研究所

*** 東京大学工学部

と従来法による YP40 鋼板の規格を、昭和 62 年度規則で制定¹²⁾しているに過ぎないこともあって、実用・汎用化に向けては、破壊靱性値などに関する検討が望まれているところである。

本報は、TMCP により製造された YP40 (グレード: AH40, DH40, EH40) 鋼板を、船体の主要構造部材に適用するに当り、船殻の破壊靱性確保の観点から、各グレードの各構造部材への使用区分と、それらの溶接継手部に必要な破壊靱性値などについて、検討・評価した結果について述べたものである。

2 HT 係数の設定

船級協会統一規則 (IACS 規則) では、YP32・YP36 鋼板に対し次のことを制定している。これらの中で、HT 係数は、特に設計の基準として用いられているものである。

- ① 鋼材の規格
- ② HT 係数 (K), (YP32: K=0.78, YP36: K=0.72)
- ③ 鋼材の使用区分

しかし、YP40 鋼板については、上記①, ②, ③に関する IACS 規則は制定されてなく、一部の船級協会規則でのみ、鋼材の規格と HT 係数とが規定されているに過ぎない。

したがって、YP40 鋼板の実用・汎用化に向けては、鋼材の規格化に引き続き、鋼材の使用区分や設計基準などの検討のために、妥当な HT 係数が設定される必要がある。

Table 1 に、主要船級協会規則 (1986 年度版) で規定されている、YP32・YP36・YP40 鋼板に対する HT 係数を示す。Table 1 によれば、YP40 鋼板の HT 係数は、0.70~0.68 程度の値になっているようである。

一方、高張力鋼板を使用した構造部材の許容応力には、降伏点上昇分のすべてが見込まれているわけではない。これは、構造部材の強度、特に疲労などの各種要因を考慮して、HT 係数が、軟鋼板と高張力鋼板との降伏点 (公称) の比の値よりも大きく設定されているからである。

Table 1 HT factor of respective Classification Societies (1986)

Steel	NK	LR	AB	NV	BV	RS
YP32	0.78	0.78	0.78	0.78	0.79	0.78
YP36	0.72	0.72	0.72	0.72	0.72	0.72
YP40	(0.70 * ~0.68)	—	0.67 **	0.70	—	0.68

* Example of actual application (Not regulated)
 ** Value of following formula (Characteristics of YP40 is not regulated yet)

$$K = 49.92 / (0.72 \sigma_B + 2\sigma_B / 3), \sigma_B = 54 \text{ kgf/mm}^2$$

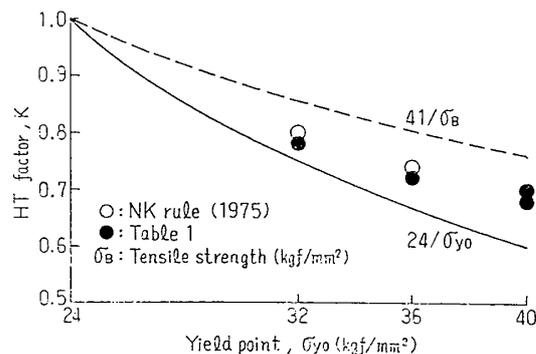


Fig. 1 Relation between HT factor and yield point

ある。

Fig. 1 に、HT 係数と降伏点との関係を示す。YP40 鋼板では、降伏点の比の値は、0.60 であるが、Table 1 に示した HT 係数は、YP32・YP36 鋼板の場合と同程度の余裕度をもっているといえよう。

本報では、YP40 鋼板の HT 係数を 0.70 および 0.68 に設定し、以下の検討を行うことにする。

3 使用区分に関する検討

IACS 規則¹³⁾ では、軟鋼板および YP32・YP36 鋼板の各グレードに対して、Table 2 に示すような使用区分を定めている。

本章では、YP40 鋼板に対しても、Table 2 に示した

Table 2 Application of steel and use of steel grades for various hull members

Class	Material	Thickness (mm)			
		10	20	30	40
I	MS	A			B
	HT	AH			
II	MS	A	B		∅
	HT	AH			∅H
III	MS	A	B	∅	E
	HT	AH		∅H	EH
IV	MS	A	B	∅	E
	HT	AH		∅H	EH
V	MS	∅		E	
	HT	∅H		EH	

Structural member	Within 0.4L amidships	Outside 0.4L amidships
Lower strake in longitudinal bulkhead Deck plating exposed to weather, in general Side Plating	II	I
Bottom plating including keel plate Strength deck plating 2 Continuous longitudinal members above strength deck Upper strake in longitudinal bulkhead Upper strake in top wing tank	III	I
Sheer strake at strength deck 4 Stringer plate in strength deck 4 Deck strake at longitudinal bulkhead 1 Bilge strake 1	IV	III (II outside 0.6L)

NOTES
 1. In ships with breadth exceeding 70m at least three deck strikes to be class IV.
 2. Plating at corners of large hatch openings to be specially considered. Class IV or V to be applied in positions where high local stresses may occur.
 3. May be of class III in ships with a double bottom over the full breadth and with length less than 150m.
 4. To be class V within 0.4L amidships in ships with length exceeding 250m.

Table 3 Case study conditions (Base metal)

Minimum service temp. T (°C)	Grade	Yield point σ_{y0} (kgf/mm ²)	Required Charpy test temp. T _c (°C)	Required Charpy absorbed energy $\sqrt{E}T_c$ (kgf·m)	Estimated vT _{rs,B.M.} (vT _{rs,B.M.}) (°C)
0	AH40	40	0	≥ 4.0 (L-direction)	4
	DH40		-20		-16
	EH40		-40		-36

使用区分が適用可能であるか否か、すなわち、船殻の破壊靱性確保の観点から、YP40 鋼板に対する使用区分はいかにあるべきかについて、従来より数多く行われている K 概念による手法を用いて検討する。

3.1 YP40 鋼板の最低破壊靱性値の推定

YP40 鋼板に対する V-ノッチシャルピー吸収エネルギーの規格値 ($\sqrt{E}T_c$)¹²⁾ を、Table 3 に示す。

そこで、Table 3 に示した規格値 ($\sqrt{E}T_c$) を最小限満足する YP40 鋼板の、0°C (船殻の最低使用温度) における破壊靱性値 ($K_{C,B.M.(0^\circ C)}$) を推定する。

まず、各グレード (AH40, DH40, EH40) について、Table 3 に示した規格値 ($\sqrt{E}T_c$) を満足する 50% 脆性破面遷移温度 ($vT_{rs,B.M.}$) を、V-ノッチシャルピー衝撃試験結果の吸収エネルギー～温度遷移曲線のマスターカーブ¹⁴⁾ から推定した値が、同じく Table 3 中に記されている値である。ただし、 $vT_{rs,B.M.}$ が吸収エネルギー～遷移温度 ($vT_{re,B.M.}$) とほぼ等しくなるものと仮定して求めたものである。

次に、この $vT_{rs,B.M.}$ から、上述の $K_{C,B.M.(0^\circ C)}$ を推定する。

中央切欠 (機械切削切欠) 付広幅引張試験結果の、応力場 $(1/2)\sigma_{y0} [\sigma_{y0}: 公称降伏点 (kgf/mm^2)]$ における許容亀裂長さ ($2a$) 80mm に対する脆性破壊発生限界温度 $[\sigma=(1/2)\sigma_{y0}[Ti]_{a=40}(K)]$ と、 $vT_{rs}(K)$ との関係が求められている¹⁰⁾。

$$\sigma=(1/2)\sigma_{y0}[Ti]_{a=40} = (0.00321\sigma_{y0} + 0.391)vT_{rs,B.M.} + 2.74\sqrt{t} + 17.3 (K) \quad (1)$$

ただし、 t : 板厚 (mm)

一方、破壊靱性値 [$K_{C,B.M.}(kgf\sqrt{mm}/mm^2)$] と温度 [$T_K(K)$] との関係が、(2) 式のように求められている¹⁴⁾。

$$K_{C,B.M.} = 5.60\sigma_{y0} \exp \left\{ (5.70\sigma=(1/2)\sigma_{y0}[Ti]_{a=40} - 170) \cdot \left(\frac{1}{\sigma=(1/2)\sigma_{y0}[Ti]_{a=40}} - \frac{1}{T_K} \right) \right\} (kgf\sqrt{mm}/mm^2) \quad (2)$$

さらに (2) 式は、疲労亀裂からの脆性破壊発生特性に関しては、(3) 式のように修正しなければならない⁹⁾。

$$K_{C,B.M.} = F \cdot 5.60\sigma_{y0} \exp \left\{ (5.70\sigma=(1/2)\sigma_{y0}[Ti]_{a=40} - 170) \cdot \left(\frac{1}{\sigma=(1/2)\sigma_{y0}[Ti]_{a=40}} - \frac{1}{T_K} \right) \right\} (kgf\sqrt{mm}/mm^2)$$

$$F = \frac{K_{C, fatigue cracked notch}}{K_{C, machined notch}} = 0.68 \quad (3)$$

したがって、 $K_{C,B.M.(0^\circ C)}$ の値は (4) 式によって推定できる。

$$K_{C,B.M.(0^\circ C)} = 3.81\sigma_{y0} \exp \left\{ (5.70\sigma=(1/2)\sigma_{y0}[Ti]_{a=40} - 170) \cdot \left(\frac{1}{\sigma=(1/2)\sigma_{y0}[Ti]_{a=40}} - \frac{1}{273} \right) \right\} (kgf\sqrt{mm}/mm^2) \quad (4)$$

3.2 YP40 鋼板に対する要求破壊靱性値

先に Table 2 に示したように、IACS 規則によれば、船殻構造部材を 5 クラスに分類している。また、NK 規則の解説⁹⁾ では、各クラスの構造部材に対する作用応力 (σ) と、許容できる想定亀裂長さ ($2a$) を設定している。YP40 鋼板に対するこれらの値を、Table 4 に示す。したがって、各クラスの構造部材に対する要求破壊靱性値 ($K_{C(r),B.M.}$) は、Table 4 中に示すような値になる。ただし、先に述べたごとく、YP40 鋼板に対する HT 係数 (K) を、0.70 および 0.68 とし求めた値

Table 4 Required values of fracture toughness (Base metal)

Assumed crack	Class	Coefficient of design stress (σ) α	Coefficient of residual stress (σ_R) β	Applied stress σ (kgf/mm ²)	Assumed crack length $2a$ (mm)	Required fracture toughness $K_{C(r),B.M.}$ (kgf√mm/mm ²) $K=0.70$ $K=0.68$
Base metal	I	0.2	0.5	$\frac{4.8}{K} + 20$	200	477 480
	II	0.5		$\frac{12.0}{K} + 20$	200	657 666
	III	0.6		$\frac{14.4}{K} + 20$	200	719 730
	IV	0.7		$\frac{16.8}{K} + 20$	200	780 792
	V	0.7		$\frac{16.8}{K} + 20$	240	854 868

$$* \sigma = \sigma_D + \sigma_R, \sigma_D = \frac{\alpha \cdot \sigma_{y0,MS}}{K} = \frac{\alpha \cdot 24}{K} (kgf/mm^2), \sigma_R = \beta \cdot \sigma_{y0,MS} = \beta \cdot 40 (kgf/mm^2)$$

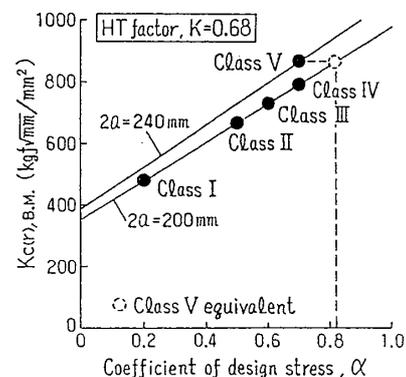


Fig. 2 Relation between $K_{C(r),B.M.}$ and α

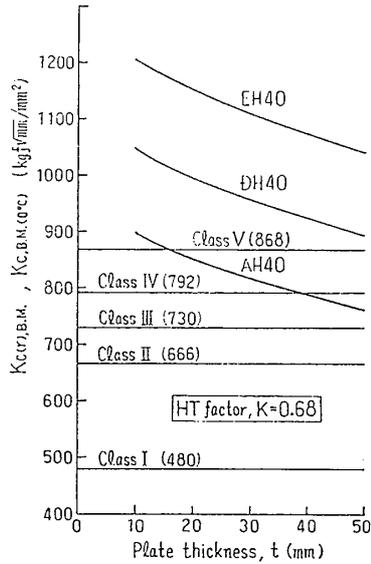


Fig. 3 Relation between $K_{C(r),B.M.}$, $K_{C(r),B.M.}$ and plate thickness

である。

HT 係数が 0.68 の場合の $K_{C(r),B.M.}$ と、設定応力係数 (α) との関係を示すと、Fig. 2 のようになる。

3.3 YP40 鋼板の使用区分

先に (4) 式で推定した $K_{C(r),B.M.}$ が、Table 4 に示した $K_{C(r),B.M.}$ を十分満足するような条件で YP40 鋼板が使用されれば、船殻の破壊靱性確保の観点からは、YP32・YP36 鋼板を使用した場合と同等の信頼性を有することになるといえる。

Table 3 に示した $vT_{r,S,B.M.}$ や、(1) 式、(4) 式を用いて推定した、グレード AH40・DH40・EH40 の $K_{C(r),B.M.}$ と、Table 4 に示した HT 係数が 0.68 の場合の $K_{C(r),B.M.}$ とを比較して、Fig. 3 に示す。Fig. 3 から明らかなように、グレード DH40・EH40 では、板厚 50mm でも、 $K_{C(r),B.M.}$ が、クラス V の構造部材に対する $K_{C(r),B.M.}$ を満足している。

先に、Table 2 に示した、IACS 規則による使用区分において、各クラスで YP32・YP36 鋼板の各グレードが使用できる最大板厚に対して、上述の手順で $K_{C(r),B.M.}$ を推定し^{8)~10),14)}、 $K_{C(r),B.M.}$ を設定の上⁸⁾、それらの比を求めると、Fig. 4 のようになる。なお、Fig. 4 中に示した YP40 鋼板の値は、HT 係数を 0.68 とした Table 2 の使用区分を適用した場合の結果である。

Fig. 4 によれば、グレード DH40 は、クラス III・IV・V での最大板厚において、破壊靱性確保の観点からは、使用実績の多いグレード DH32・DH36 と同等の信頼性を有していると判断できる。一方、グレード AH40 のクラス II・III・IV においては、グレード AH32・AH36 に比べて、その信頼性が若干低下することを示唆している。

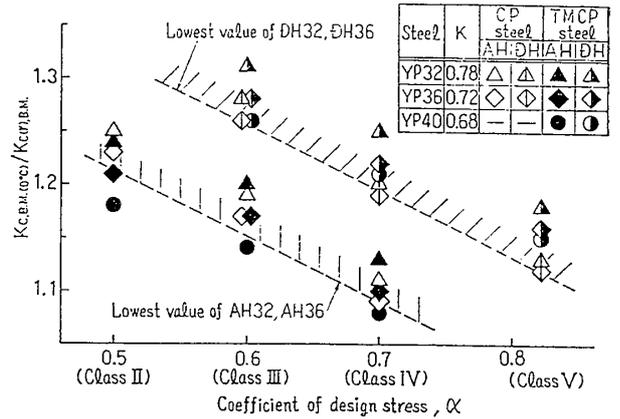


Fig. 4 Relation between $K_{C(r),B.M.}(0.68)/K_{C(r),B.M.}$ and α

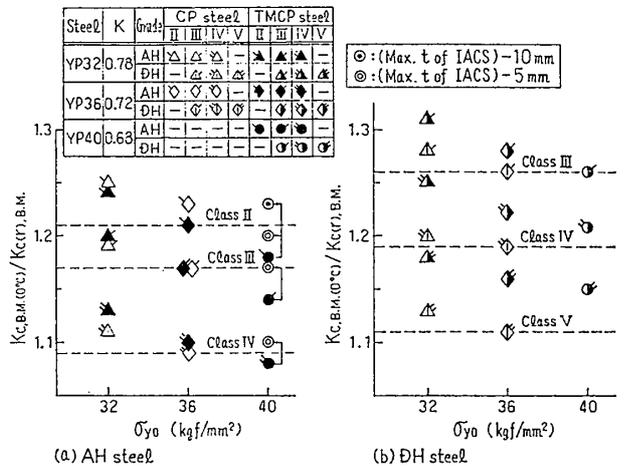


Fig. 5 Relation between $K_{C(r),B.M.}(0.68)/K_{C(r),B.M.}$ and σ_{y0}

同様に、YP32・YP36・YP40 鋼板のグレード AH・DH について、各クラスでの使用できる最大板厚に対して、上述と同じ手順で求めた $K_{C(r),B.M.}$ と $K_{C(r),B.M.}$ との比を示すと、Fig. 5 のようになる。なお、Fig. 5(a) 中には、グレード AH40 に対し、クラス II・III・IV での最大板厚を 5mm あるいは 10mm 薄くした場合についても示してある。

Fig. 4 および Fig. 5 から、HT 係数を 0.68 とした場合、YP40 鋼板のグレード AH40・DH40・EH40 に対しては、IACS 規則による使用区分 (Table 2) の、クラス II・III・IV でのグレード AH の使用できる最大板厚を 5mm 程度 (クラス II では 10mm 程度) 薄くすれば、建造実績の多い YP32・YP36 鋼板を使用した船殻と、破壊靱性確保の観点からの信頼性が同等になるとみなせる。なお、HT 係数を 0.70 とすれば、Table 2 に示した使用区分通りで、同等の信頼性が得られることになる。

一方、ハッチコーナーなど応力集中部では、YP40 鋼

板の使用による作用応力の上昇と相まって、大きな局部応力が生じる可能性があるため、部材の形状・寸法に加えて、使用鋼板のグレードに対しても十分な配慮が必要であると考えられる。

4 溶接継手部に必要な靱性値に関する検討

本章では、船殻の破壊靱性確保の観点から、YP40 鋼板を使用した船殻（船側外板、強力甲板など）の自動溶接継手（特に大入熱溶接継手）において、必要であると考えられる靱性値について、*K* 概念による手法を用いて検討する。

4.1 検討対象部材および検討条件

船殻の重要部材である船側外板（クラスIIの構造部材）および強力甲板・強力甲板上の縦通材（クラスIIIの構造部材）などを検討対象部材とする。それらに対する検討条件を Table 5 に示す。すなわち、船殻の最低使用温度を 0°C として、上記各部材に対する使用区分（各グレードに対して使用できる最大板厚）を、先に Table 2 に示した IACS 規則通りとした場合と、3章での検討結果を踏まえ、グレード AH40 のみ使用できる最大板厚を 5mm 薄くした場合とについて、検討することにした。

また、YP40 鋼板大入熱溶接継手部に必要であると考えられる靱性値を、現行 NK 規則¹²⁾における YP32・YP36 鋼板自動溶接継手部に対する V-ノッチシャルピー衝撃試験温度と同一温度での、V-ノッチシャルピー吸収エネルギーで表示することにした（Table 5 参照）。すなわち、

AH40 鋼板大入熱溶接継手部： $vE_{20^{\circ}\text{C}}$ 値

DH40 鋼板大入熱溶接継手部： $vE_{0^{\circ}\text{C}}$ 値

EH40 鋼板大入熱溶接継手部： $vE_{-20^{\circ}\text{C}}$ 値

で表示することにした。

Table 5 Case study conditions (Welded joint fusion line)

Structural member (Class)	Minimum service temp. T (°C)	Grade	Yield point σ_{y0} (kgf/mm ²)	Maximum plate thickness t (mm)	Required Charpy test temperature for welded joint T_c (°C)
Side plate (II)	0	AH40	40	35*	20
		DH40		40	
Strength deck plating and continuous longitudinal members above strength deck (III)	0	AH40	40	20*	20
		DH40		25	
		EH40		40	0
				50	-20

* (Max. t of IACS) - 5 mm

Table 6 Required values of fracture toughness (Welded joint fusion line)

Assumed crack	Structural member (Class)	Allowable stress σ_{all} (kgf/mm ²)	Coefficient of residual stress β	Applied stress σ (kgf/mm ²)	Assumed crack length 2a (mm)	Required fracture toughness $K_{C(r),F.L.(0^{\circ}\text{C})}$ (kgf/mm ^{3/2}) <small>$K=0.70, k=0.68$</small>
Welded joint fusion line	Side plate (II)	$\frac{12.3}{K}$	0.2	$\frac{12.3}{K} + 8$	80 ± 8.0	272 ~ 307
	Strength deck plating and continuous longitudinal members above strength deck (III)	$\frac{15.4}{K}$		$\frac{15.4}{K} + 8$	70 ± 7.0	298 ~ 330

* $\sigma = \sigma_{all} + \sigma_r$, $\sigma_{all} = \frac{\sigma_{all,MS}}{K}$, $\sigma_r = \beta \cdot \sigma_{y0,YP40} = \beta \cdot 40$ (kgf/mm²)

4.2 YP40 鋼板大入熱溶接継手部に必要な破壊靱性値

軟鋼板に大入熱溶接法を適用して建造された船舶の実績は多く、その信頼性も十分確認されている。したがって、YP40 鋼板の大入熱溶接継手も、軟鋼板の大入熱溶接継手と同等の信頼性が確保されていることが前提条件となる。すなわち、前記検討対象部材での、軟鋼板大入熱溶接継手靱性の実績から、その継手部に許容されていると想定される亀裂長さ（想定許容亀裂長さ、2a）を推定し、同等長さの亀裂が、検討対象部材に使用される YP40 鋼板大入熱溶接継手部に対しても、許容される（許容できる靱性を有している）こととした。2a の値は、船側外板では約 80mm、強力甲板・強力甲板上の縦通材では約 70mm になる。ただし、材料のバラツキなどを考慮して、YP40 鋼板大入熱溶接継手部に対する許容亀裂長さは、 $2a \pm 0.1 \times 2a$ とすることにした⁴⁾。これらの値を、NK 規則の解説¹⁵⁾による想定作用応力 (σ) などとともに、Table 6 に示す。

したがって、YP40 鋼板大入熱溶接継手 Fusion Line 部に必要な 0°C での破壊靱性値 ($K_{C(r),F.L.(0^{\circ}\text{C})}$) は、Table 6 中に示した値のようになる。

Table 6 に示した $K_{C(r),F.L.(0^{\circ}\text{C})}$ の値を、YP40 鋼板大入熱溶接継手 Fusion Line 部が有していれば、実績の多い軟鋼板大入熱溶接継手と同等の信頼性を有しているといえよう。

4.3 YP40 鋼板大入熱溶接継手部に必要な V-ノッチシャルピー吸収エネルギー

まず、クラスIIの構造部材である船側外板と、クラスIIIの構造部材である強力甲板・強力甲板上の縦通材を対象に、Table 5 に示した、各グレード (AH40, DH40, EH40) に対して使用できる最大板厚での大入熱溶接継手 Fusion Line 部の 0°C における破壊靱性値 ($K_{C,F.L.(0^{\circ}\text{C})}$) と、 T_c °C (Table 5 参照) における V-ノッチシャルピー吸収エネルギー ($vE_{T_c,F.L.}$) との相関関係を求める。

YP40 鋼板大入熱溶接継手 Fusion Line 部を対象に

した場合、先に示した (1) 式は (5) 式のようになることが確認されている^{7),14)}。

$$\sigma_{\sigma=(1/2)\sigma_{y0}}[Ti]_{a=40} = (0.00321\sigma_{y0} + 0.391) \sqrt{vT_{rS,F.L.}} + 2.74\sqrt{f} + 56.1 \quad (\text{K}) \quad (5)$$

さらに、(3) 式は (6) 式のようになることも確認されている¹⁴⁾。

$$K_{C,F.L.} = 0.68 \cdot 5.60 \sigma_{y0} \exp \left\{ (5.70 \sigma_{\sigma=(1/2)\sigma_{y0}}[Ti]_{a=40} - 290) \cdot \left(\frac{1}{\sigma_{\sigma=(1/2)\sigma_{y0}}[Ti]_{a=40}} - \frac{1}{TK} \right) \right\} \quad (\text{kgf}\sqrt{\text{mm}}/\text{mm}^2) \quad (6)$$

したがって、 $K_{C,F.L.(0^\circ\text{C})}$ の値は (7) 式によって与えられる。

$$K_{C,F.L.(0^\circ\text{C})} = 3.81 \sigma_{y0} \exp \left\{ (5.70 \sigma_{\sigma=(1/2)\sigma_{y0}}[Ti]_{a=40} - 290) \cdot \left(\frac{1}{\sigma_{\sigma=(1/2)\sigma_{y0}}[Ti]_{a=40}} - \frac{1}{273} \right) \right\} \quad (\text{kgf}\sqrt{\text{mm}}/\text{mm}^2) \quad (7)$$

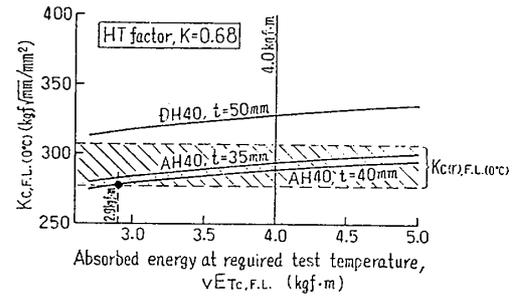
(5) 式と (7) 式により、 $K_{C,F.L.(0^\circ\text{C})}$ と $vT_{rS,F.L.}$ との関係が求まる。さらに、 $vT_{rS,F.L.}$ と $vT_{rE,F.L.}$ とがほぼ等しいことから、V-ノッチシャルピー衝撃試験結果の吸収エネルギー～温度遷移曲線のマスターカーブ⁹⁾によって、 $vT_{rS,F.L.}$ と $vE_{Tc,F.L.}$ との関係が求まる。

先に、Table 5 に示した各グレード (AH40, DH40, EH40) の、使用できる最大板厚での大入熱溶接継手 Fusion Line 部の、温度 $T_c^\circ\text{C}$ での vE 値 ($vE_{Tc,F.L.}$) と、 0°C での破壊靱性値 ($K_{C,F.L.(0^\circ\text{C})}$) との関係を、上述の手順で求め、Fig. 6 に示す。さらに、Fig. 6 中には、Table 6 に示した、HT 係数を 0.68 とした場合の $K_{C(r),F.L.(0^\circ\text{C})}$ の値も示してある。Fig. 6 において、

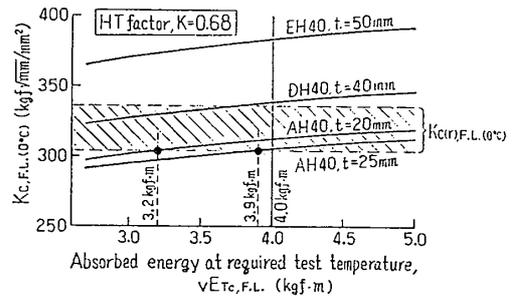
$$K_{C,F.L.(0^\circ\text{C})} \geq K_{C(r),F.L.(0^\circ\text{C})} \quad (8)$$

を満足する限界の $vE_{Tc,F.L.}$ を求めると、IACS 規則による使用区分通り (クラス III, グレード AH40, $t=25$ mm) の場合で約 3.9 kgf·m となる。また、3 章での検討結果を踏まえ、グレード AH40 に対し最大板厚を 5mm 薄くした場合で、約 3.2 kgf·m となる。すなわち、 $vE_{Tc,F.L.}$ の値が約 3.9 kgf·m 以上確保されていれば、IACS 規則による使用区分通りに YP40 鋼板を使用しても、 $K_{C,F.L.(0^\circ\text{C})}$ は $K_{C(r),F.L.(0^\circ\text{C})}$ を満足することになる。

YP40 鋼板母材の V-ノッチシャルピー吸収エネルギーに対する規格値を 4.0 kgf·m 以上としていることから、大入熱溶接継手 Fusion Line 部に対する $vE_{Tc,F.L.}$ も、4.0 kgf·m 以上を設定することにする。そこで、 $vE_{Tc,F.L.}$ を 4.0 kgf·m としたときの、 $K_{C,F.L.(0^\circ\text{C})}$ と板厚との関係を、各グレード (AH40, DH40, EH40)



(a) Side plate (Class II)



(b) Strength deck plating and continuous longitudinal members above strength deck (Class III)

Fig. 6 Relation between $K_{C,F.L.(0^\circ\text{C})}$, $K_{C(r),F.L.(0^\circ\text{C})}$ and $vE_{Tc,F.L.}$

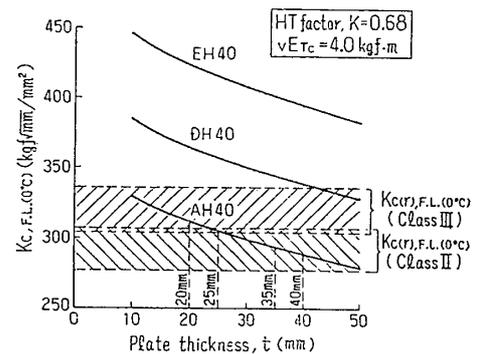


Fig. 7 Relation between $K_{C,F.L.(0^\circ\text{C})}$ and plate thickness

について求め、Fig. 7 に示す。なお、Fig. 7 中には、HT 係数を 0.68 とした場合の $K_{C(r),F.L.(0^\circ\text{C})}$ の値も示してある。各グレードの大入熱溶接継手部に対して、使用区分の最大板厚に対する、破壊靱性の余裕度が分かる。

5 ま と め

TMCP により製造された降伏点 40 kgf/mm² 級の船体用高張力鋼板 (YP40 鋼板) を、船体の主要構造部材に適用するに当たり、船殻の破壊靱性確保の観点から、 K 概念による手法を適用して、各グレードの各構造部材への使用区分と、それらの溶接継手部に必要な破壊靱性値などについて、検討・評価した。

YP40 鋼板の HT 係数を 0.70 および 0.68 に設定して検討し、概略以下の結論が得られた。

(1) YP40 鋼板の使用区分に関して：現行 IACS 規

則による使用区分により、建造実績の多い YP32・YP36 鋼板を使用した船殻と、破壊靱性確保の観点からの信頼性が同等になるようにするためには、下記事項が指摘できる。

- ① HT 係数を 0.68 とした場合、クラス II・III・IV でのグレード AH40 の使用できる最大板厚を、現行 IACS 規則による使用区分よりも 5mm 程度減じることが望ましい。なお、HT 係数を 0.70 とした場合には、現行 IACS 規則による使用区分通りでよい。
- ② グレード DH40・EH40 に対しては、HT 係数を 0.70 あるいは 0.68 のいずれにしても、現行 IACS 規則による使用区分通りでよい。

(2) YP40 鋼板自動溶接継手部 (Depo, Fusion Line, HAZ など) に必要な靱性値に関して：船殻の重要部材 (強力甲板や船側外板など) での大入熱溶接継手 Fusion Line 部 (最靱性劣化部) を対象とし、かつ、HT 係数が 0.68 の場合であっても、

$$\text{AH40} : \sqrt{E_{20^{\circ}\text{C}}} \geq 4.0 \text{ kgf}\cdot\text{m}$$

$$\text{DH40} : \sqrt{E_{0^{\circ}\text{C}}} \geq 4.0 \text{ kgf}\cdot\text{m}$$

$$\text{EH40} : \sqrt{E_{-20^{\circ}\text{C}}} \geq 4.0 \text{ kgf}\cdot\text{m}$$

が満足されていればよいといえる。

最後に、本研究の遂行に当り、種々有益な御指導をいただいた、日本海事協会 長谷川宏康船体部長に厚く御礼申し上げます。

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キロ級高張力鋼の有効利用に関する研究総合報告書、第100号(昭和60年5月)。
- 2) 北田博重：最近の造船用鋼材とその溶接、第11回造船学会夏季講座「新しい造船学」、(昭和60年9月) p.1-25。
- 3) 鋼船工作法研究委員会第一分科会：JSQS 船殻関係 (1985 年度版)。
- 4) 矢島 浩，多田益男，川村昭宣，野田俊介，安田健二，北田博重：船殻における HT50 鋼板大入熱溶接継手部に必要な靱性値についての一考察，西部造船会々報，第71号(昭和61年3月) p.243-250。
- 5) 安田健二，北田博重，勝田順一，矢島 浩，多田益男，井上好章，野田俊介，森田鴻司：TMCP型 HT50 鋼板の工作上的諸問題に関する検討とその評価，西部造船会々報，第73号(昭和62年3月) p.182-191。
- 6) 北田博重，矢島 浩，野田俊介：TMCP型降伏点 40kgf/mm² 級船体用高張力鋼板とその溶接・加工性，西部造船会々報，第74号(昭和62年8月)。
- 7) 矢島 浩，多田益男，川村昭宣，野田俊介，北田博重：TMCP型降伏点 40kgf/mm² 級船体用高張力鋼板の強度特性とその評価，西部造船会々報，第74号(昭和62年8月)。
- 8) 日本海事協会：昭和56年版鋼船規則C編鋼材の使用区分関係規則改正の解説，日本海事協会誌，No.178(1982) p.2-8。
- 9) 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(昭和55年9月) p.103-119。
- 10) 永元隆一，牛島正夫，川村昭宣，矢島 浩，多田益男：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(昭和58年1月) p.427-438。
- 11) 矢島 浩，多田益男，井上克明，阪井大輔，安田健二，岩城秀夫，町田 進：最近の船体用高張力鋼溶接継手部の強度特性について，西部造船会々報，第66号(昭和58年8月) p.163-172。
- 12) 日本海事協会：鋼船規則集(昭和62年度版)。
- 13) IACS : S.6 Use of Steel Grades for Various Hull Members (1980)。
- 14) 矢島 浩，多田益男，野田俊介，北田博重，池上潔，高橋直樹：船体用鋼板の破壊靱性値推定手法に関する一考察，西部造船会々報，第75号(昭和63年3月)(掲載予定)。
- 15) 日本海事協会：材料専門委員会資料，資料 No.80 HM-4-1(昭和55年7月2日)。