

## 【 工 学 】

研究論文

## 低変態温度溶接材料を用いた角回し溶接継手部の 疲労寿命延伸効果に関する一考察

木村 俊介<sup>\*1</sup>, 岡田 公一<sup>\*2</sup>, 松崎 拓也<sup>\*3</sup>, 村川 英一<sup>\*4</sup>,  
麻 寧緒<sup>\*4</sup>, 平岡 和雄<sup>\*4</sup>, 志賀 千晃<sup>\*5</sup>, 矢島 浩<sup>\*6</sup>

### A Study on Fatigue Life Improvement of Boxing Fillet Welded Joints using Low Transformation Temperature Welding Material

KIMURA Shunsuke<sup>\*1</sup>, OKADA Koichi<sup>\*2</sup>, MATSUZAKI Takuya<sup>\*3</sup>,  
MURAKAWA Hidekazu<sup>\*4</sup>, MA Ninshu<sup>\*4</sup>, HIRAOKA Kazuo<sup>\*4</sup>,  
SHIGA Chiaki<sup>\*5</sup> and YAJIMA Hiroshi<sup>\*6</sup>

#### Summary

In our previous study, it was shown that the fatigue life of the boxing fillet welded joint was enhanced by about 10 times by applying the elongated bead welding with 40 mm bead length to the welded joint by using low transformation temperature (L.T.T.) welding material.

In this study, the followings were discussed, ① The estimation of the residual stress distribution of boxing fillet welded joint to which the elongated bead welding with L.T.T. welding material was applied, ② The work load and time of elongated bead welding on site welding, ③ The fatigue life enhancing effect of two elongated bead welding joints using different L.T.T. welding materials, L.T.T. 10Cr-10Ni filler metal (LTT1) and L.T.T. 6.5Mn filler metal (LTT2), ④ The fatigue life enhancing effect by using LTT2 with and without elongated bead applied to repair welding of boxing fillet welded joint with fatigue crack, ⑤ The fracture toughness of weld metal with LTT1 welding material, and so on.

**Keywords** : low transformation temperature welding material, boxing fillet welded joint, elongated bead, elongated bead length, fatigue strength improvement, weld metal fracture toughness, high strength ship hull steel plate

#### 1. 緒言

高張力鋼板溶接継手部の疲労強度向上対策として、

- ① グラインダーや TIG アークによる継手止端部ドレスアップ処理により、応力集中を緩和する  
② 超音波ピーニング処理により表層部引張残留応力を

圧縮応力に変換すると同時に、応力集中を緩和するなど、種々の方策が考えられて来た。しかし、目的を充分達成出来る対策の実現は困難であるのが実状である。

一方、船体および大型溶接鋼構造物の修繕工事において、発見された疲労亀裂をハツリ取って溶接補修しても、当然ながら、ほとんど効果はない。疲労亀裂発生箇所の応力

<sup>\*1</sup> 大学院 工学研究科

<sup>\*2</sup> 大学院 工学研究科 准教授

<sup>\*3</sup> 株式会社 三和ドック

<sup>\*4</sup> 大阪大学 接合科学研究所

<sup>\*5</sup> 志賀強度接合研究所

<sup>\*6</sup> 矢島材料強度研究所

2019年11月13日受付

2020年6月10日受理

集中を低減させ得るように、局部構造を改良して作り替えるなど、かなり大がかりな工事が必要である。

低変態温度 (Low Transformation Temperature : LTT) 溶接材料使用による引張残留応力低減は、疲労強度向上の抜本的対策として有効であることは 20 数年前から認識され、種々検討が試みられた<sup>1),2)</sup>。

著者らのこれまでの成果として、船体用高張力鋼板製の主板に、スチフナ材を隅肉溶接し、そのスチフナ材先端角回し溶接部に、LTT 溶接材料で、長さ 約 40mm の伸長ビードを溶接した場合、角回し溶接部の疲労寿命が、約 10 倍延びることが明らかになった<sup>3),4)</sup>。

本報では、まず、スチフナ先端角回し溶接部の伸長ビード溶接による残留応力分布推定について、また、伸長ビード溶接長さに関する現場施工の観点からの検討結果について述べる。

次に、LTT 溶接材料として、MAG 溶接用の 10Cr10Ni 系ソリッドワイヤ(記号 LTT1)と、6.5Mn 系フラックス入りワイヤ(記号 LTT2)を使用した場合の、スチフナ先端角回し溶接部の疲労寿命に対する伸長ビード溶接の延伸効果について述べる。さらに、角回し溶接止端部に発生した疲労亀裂を LTT2 で補修溶接と伸長ビード溶接した場合の、疲労寿命延伸効果について述べる。

最後に、LTT1 溶接金属では、V-ノッチシャルピー吸収エネルギーが、NK 鋼船規則の規格値を必ずしも充分満足するとは言えないが、溶接金属の破壊靱性試験結果<sup>5)</sup>から LTT1 溶接金属と、一般炭素鋼溶接金属とで、破壊形態が異なり、V-ノッチシャルピー吸収エネルギー値が低くても、充分な破壊靱性を有していることについて述べる。

## 2. スチフナ先端角回し溶接部の伸長ビード溶接について

### 2.1 伸長ビード溶接したスチフナ先端角回し溶接部の残留応力分布の推定

疲労寿命延伸効果に有効な角回し溶接施工法として“伸長ビード溶接施工法”が開発された。Photo 1 (a) が通常のスチフナ先端の角回し溶接で、Photo 1 (b) が、長さ 約 40 mm の伸長ビード溶接である<sup>6)</sup>。

疲労亀裂発生に及ぼす大きな因子として応力集中が挙げられるが、その大きな応力集中箇所としてスチフナ先端の角回し溶接部がある。Photo 1 (b) から明らかなように、角回し溶接部への伸長ビード溶接施工は、応力集中の緩和と圧縮残留応力の生成の、二つの効果を目指した溶接施工法であると言える。

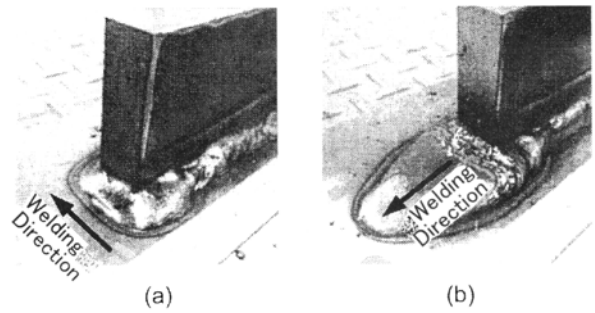


Photo 1 Conventional welding direction (a) and LTT elongated bead welding direction (b)

Fig.1 は、角回し溶接部の伸長ビードの長さが、残留応力に及ぼす影響を解析した結果である。Conv.Wire 溶接材料 (Fig.1 (a)) と LTT 溶接材料 (Fig.1. (b)) に対して求めた溶接残留応力分布である<sup>6)</sup>。横軸は伸長ビード表面を通るライン上の点のスチフナ(ガセット)先端位置からガセット表面に沿った距離を示す。Fig.1 (a) の Conv.Wire 溶接材料

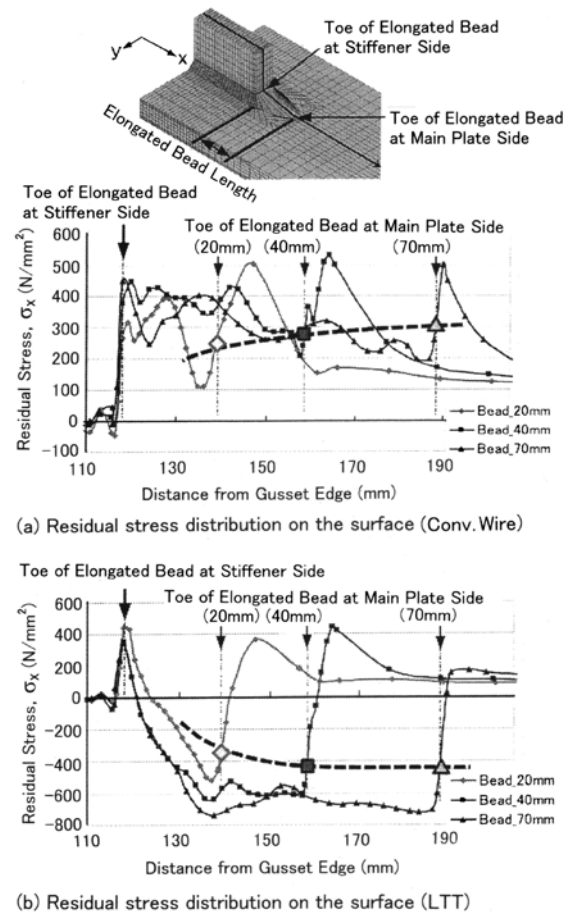


Fig.1 Effect of elongated bead length for residual stress

の場合、伸長ビード表面は、平均的に  $300 \text{ N/mm}^2$  程度の引張残留応力であり、伸長ビード止端部にも引張残留応力が生成している。破線で示したように、その引張残留応力は伸長ビード長の増加とともに増大している。

一方、Fig.1 (b) の LTT 溶接材料の場合には、伸長ビード表面は圧縮残留応力となっている。しかも、伸長ビード長の増大とともに圧縮残留応力は増大し、ビード長 約  $40 \text{ mm}$  以上では、ほぼ飽和することが予測される。また同様に、伸長ビード止端部にも圧縮残留応力が生成している。さらに、LTT 溶接材料の場合、伸長ビード止端部極近くの外側、すなわち溶接熱影響部では、当然ながら、Conv.Wire 溶接材料の場合と同様、引張残留応力が生成している。

Fig.2 は、伸長ビードの長さが止端部での応力集中に及ぼす影響を明らかにするために、 $150 \text{ N/mm}^2$  相当の外部荷重を主板端部に負荷した解析を行った結果である<sup>6)</sup>。スチフナ側止端部に注目すると、ビード長の増大とともに応力は若干増大するが、伸長ビード止端部では、ビード長の増大とともに応力は大幅に低減している。すなわち、通常の角回し溶接を行った際に亀裂が生じやすい主板側の止端部では、大きな応力緩和が期待できる。

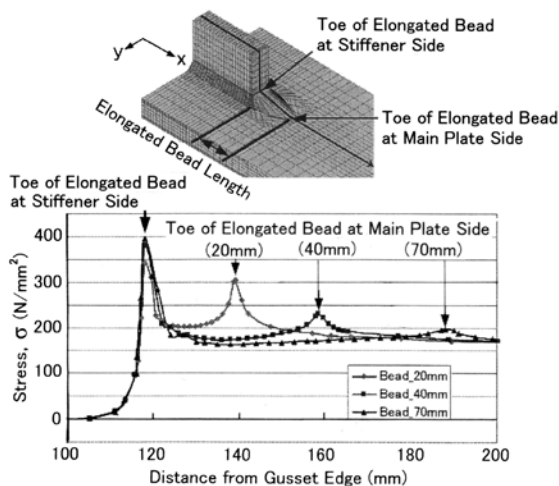


Fig.2 Effect of elongated bead length on stress concentration at the toe position (Under applied stress of  $150 \text{ N/mm}^2$ )

以上のことから、伸長ビード溶接施工においては、約  $40 \text{ mm}$  以上のビード長となる伸長ビードが有効であると予測できる。

## 2.2 スチフナ先端角回し溶接部の伸長ビード溶接に関する現場施工の検討

造船現場において、スチフナ先端角回し溶接部に伸長ビード溶接を施工する場合、現場施工の能率上許容される

最長の伸長ビード長さを、造船所の現場で検討・確認した<sup>4)</sup>。

まず、溶接施工担当者の練習のために、ビード オンプレートで、模擬のビード形状を数回確認した。

次に、板厚  $18 \text{ mm}$  の鋼板の表面に、同厚の鋼板で T 型にスチフナを隅肉溶接した試験片 (Fig.3 参照) を使用して、スチフナ先端角回し溶接部に、長さ約  $75 \text{ mm}$  と適当な長さの 2 種類の伸長ビード溶接を施工した。

適当な長さとは、溶接施工担当者が、溶接作業の流れの中で、あまり負荷を感じないで行える伸長ビード長さとした。その長さに対しては、溶接施工担当者 と 立会者 2 名の、計 3 名で評価した。

なお、本報で供試した MAG 溶接用の  $10\text{Cr}10\text{Ni}$  系ソリッドワイヤ (LTT1) が、下向姿勢の溶接にしか適用出来ないために、本節では、下向姿勢での伸長ビード溶接施工について検討した。しかし、船体構造への実用を広く実現するためには、全姿勢での溶接が可能であることが必要であり、新 LTT 溶接材料の開発と共に、次報にて報告する。

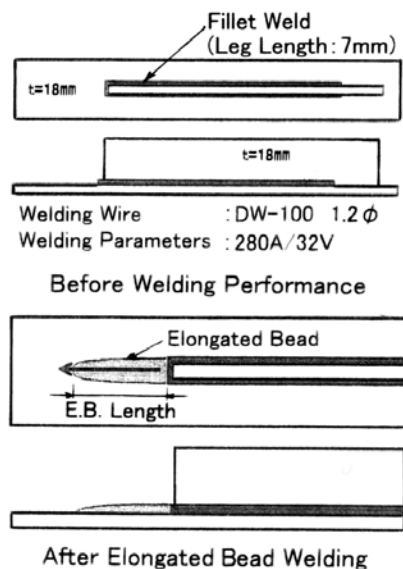


Fig.3 Test specimen for welding procedure test of elongated bead length

検討・評価結果を以下に記す。

### ① 伸長ビード長さ 約 $75 \text{ mm}$ の場合

- 施工時間：27 秒，ビード幅：スタート部  $30 \text{ mm}$ ，終端部  $20 \text{ mm}$ 。
- スタート部より終端部の幅が狭くなる形が施工しやすい。
- 溶接施工前に、形状をマーキングしておかないとビードが整わない。
- 長さ 約  $75 \text{ mm}$  の場合、施工はかなり困難というわけではないが、30 秒近く時間がかかるので、一部材、

溶接作業が増えたイメージを受ける。

- ② 伸長ビード 適当な長さ(約 42mm)の場合
  - 施工時間：14 秒，ビード幅：スタート部 28mm，終端部 20mm。
  - 角回し溶接を行うレベルの時間感覚であり，ちよつと仕事が増えたイメージ。
  - マーキングは，慣れればする必要は無い。
  - 長さ 約 75mm の場合に比べると，これ位なら受け入れられると感じる範囲。

以上により，現場施工上，長さ 約 40mm の伸長ビードが推奨されることになった。

なお，伸長ビード長さに対する施工性調査試験状況を **Photo 2** に示す。



Elongated Bead  
(L : 75mm, W : 20~30mm)



Elongated Bead  
(L : 42mm, W : 20~28mm)

**Photo 2 Investigation on the length of elongated weld bead**

### 2.3 疲労強度向上に有効で現場施工し易い伸長ビード溶接の長さ

スチフナ先端角回し溶接部の疲労強度向上に有効であると考えられる伸長ビード溶接の長さについて，上述の検討結果を要約すると以下ようになる。

- ① LTT 溶接材料による伸長ビード溶接方向の圧縮残留応力は，伸長ビード溶接の長さの増大とともに大きくなるが，伸長ビード溶接長さ 約 40 mm 以上では，ほぼ飽和する。
- ② スチフナ先端角回し溶接部伸長ビード溶接止端部の

応力は，伸長ビード溶接長さ 約 40 mm では，大幅に低減する。

- ③ 現場施工上，長さ 約 40 mm の伸長ビード溶接が推奨される。

したがって，伸長ビード溶接長さは，約 40 mm が最適であると言える。

## 3. スチフナ先端角回し溶接部の疲労寿命延伸効果

### 3.1 供試鋼板および供試溶接材料

降伏点 40 kgf/mm<sup>2</sup> (390 N/mm<sup>2</sup>) 級 (AH40, 板厚 20 mm) ・ 36 kgf/mm<sup>2</sup> (355 N/mm<sup>2</sup>) 級 (AH36, 板厚 20 mm ・ 16 mm) 船体用高張力鋼板を，供試した疲労試験片の主板とスチフナ材に使用した。ミルシートによる化学成分と機械的性質を **Table 1** に示す<sup>4)</sup>。

また，疲労試験片の主板とスチフナ材との隅肉溶接に使用した一般炭素鋼 (Conv.Wire) MAG 溶接材料 (フラックス入りワイヤ) の，メーカ カタログによる溶着金属の化学成分例と機械的性質例を **Table 2** に示す<sup>4)</sup>。

また，LTT 溶接材料として，10Cr10Ni 系ソリッドワイヤ (記号 LTT1) と，6.5 Mn 系フラックス入りワイヤ (記号 LTT2) を使用した<sup>3),4)</sup>。

**Table 1 Chemical composition and mechanical properties of steel plates**

Material	Thick. (mm)	Chemical Composition					Mechanical Properties			
		C (%)	Si (%)	Mn (%)	P (%)	S (%)	Y.S. (N/mm <sup>2</sup> )	T.S. (N/mm <sup>2</sup> )	El. (%)	vE <sup>0</sup> °C (J)
AH40	20	0.12	0.29	1.34	0.008	0.002	486	539	25	333
AH36	20	0.14	0.23	1.08	0.014	0.006	446	543	21	235
AH36	16	0.14	0.21	1.10	0.017	0.004	454	511	23	256

**Table 2 Chemical composition and mechanical properties of deposit metal (Conv.Wire) (From product catalog)**

Chemical Composition (mass%)					0.2%P.S. (N/mm <sup>2</sup> )	T.S. (N/mm <sup>2</sup> )	El. (%)	vE (J)
C	Si	Mn	P	S				
0.06	0.50	1.40	0.013	0.009	530	590	27	98

### 3.2 供試疲労試験片

供試した疲労試験片の形状・寸法を **Fig.4** に示す。疲労試験片のスチフナ先端の角回し溶接部は，6 種類 [タイプ A・F・G・ER・FR・AI] とした。すなわち，以下の通りである。

- ① タイプ A は，Conv.Wire で，極普通に直線部の隅肉溶接と，角回し溶接した試験片である。
- ② タイプ F は，スチフナ先端の角回し溶接部に開先加工 (**Fig.4** 参照) を施し，直線部の隅肉溶接を Conv.Wire で，角回し溶接を LTT1 で，さらに，長さ 約 40 mm

の伸長ビードを LTT1 で溶接した試験片である。

- ③ タイプ G は、タイプ F の LTT1 による伸長ビード長さを約 70 mm にした試験片である。
- ④ タイプ ER は、タイプ A、すなわち、直線部の隅肉溶接と角回し溶接を Conv.Wire で施工して、LTT1 で長さ約 40 mm の伸長ビードを溶接した試験片である。また、タイプ ER (LTT2) は、長さ約 40 mm の伸長ビード溶接に LTT2 を使用した試験片で、供試した 2 体共、造船現場溶接技能者によって製作された試験片である。
- ⑤ タイプ FR は、スチフナ先端の角回し溶接部に開先加工 (Fig.4 参照) を施し、直線部の隅肉溶接と角回し溶接には Conv.Wire を使用し、長さ約 40 mm の伸長ビード溶接を LTT1 で施工した試験片である。すなわち、タイプ ER と、スチフナ先端の角回し溶接部に開先加工を施したのみ異なる。
- ⑥ タイプ AI (LTT2) は、タイプ A 試験片の角回し溶接止端部に発生した疲労亀裂の補修溶接を想定した試験片である。止端部の疲労亀裂を除去しないで、また、グラインダーで削り取った後、LTT2 で補修溶接と長さ約 40 mm の伸長ビード溶接を施工した試験片である。なお、供試した 2 体共、造船現場溶接技能者によって製作・補修溶接された試験片である。

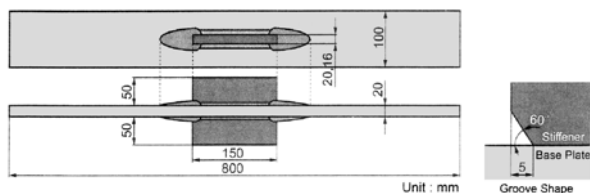


Fig.4 Shape and size of boxing fillet welded joint

なお、供試した疲労試験片の溶接施工手順は、全てのタイプの試験片とも同一にした。また、タイプ A は、主板・スチフナ材共に板厚 20 mm の AH40 鋼板を使用した。さらに、タイプ A 以外の試験片の主板には、板厚 20 mm の AH36 鋼板を、スチフナ材には板厚 16 mm の AH36 鋼板を使用した。

タイプ A とタイプ A 以外の試験片とで、主板に用いた鋼板の強度が若干異なるが、スチフナ先端の角回し溶接部の疲労強度にはあまり差が無いものと仮定して、タイプ A の疲労試験結果を基準に評価することにした。

供試した疲労試験片の溶接条件を、Table 3 に、スチフナ先端角回し溶接状況を Photo 3 に示す。さらに、スチフナ先端の角回し溶接部の、試験片中央の長さ方向断面のマクロ組織写真の代表例も、Photo 3 に示した<sup>4)</sup>。

Table 3 Welding conditions

	Material	Shield Gas [25 (ℓ/min)]	Current (A)	Voltage (V)	Speed (cm/min)	Heat Input (kJ/cm)
Fillet Weld	Conv. Wire	CO <sub>2</sub>	280	32	48	11
Boxing Weld	LTT1	Ar+20%CO <sub>2</sub>	230,220	31,29	25	17,15
	Conv. Wire	CO <sub>2</sub>	280,340,300	32,31,32	28,35,45	19,18,13
Elongated Bead	LTT1	Ar+20%CO <sub>2</sub>	270,320,220	26,27,27	18,18,24	23,29,15
	LTT2	CO <sub>2</sub>	260,320,220	25,27,27	18,18,24	22,29,15

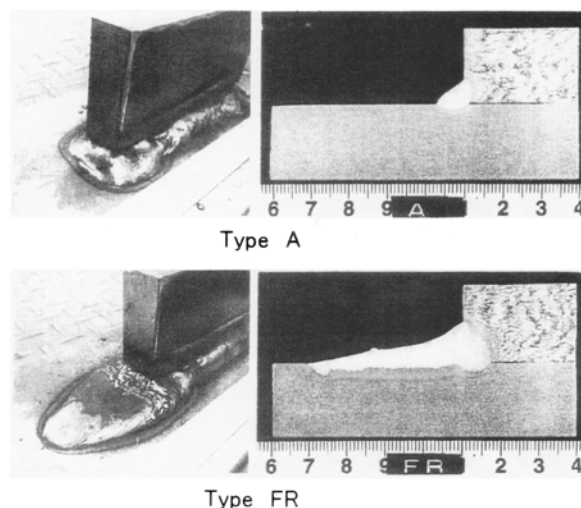


Photo 3 Appearance and macrostructure of boxing fillet weld part

### 3.3 疲労試験結果

応力範囲 (OR) 150 N/mm<sup>2</sup> および 200 N/mm<sup>2</sup> で、試験片が破断するまで疲労試験を実施した。なお、室温、大気中、繰返し速度 2~5 Hz、応力比 R=0 の軸片振引張荷重制御方式、荷重波形は正弦波で疲労試験を実施した<sup>4)</sup>。

#### 3.3.1 LTT1 溶接材料による伸長ビード溶接の効果

スチフナ先端の角回し溶接部に開先加工 (Fig.4 参照) を施し、LTT1 で角回し溶接と長さ約 40 mm の伸長ビードを溶接したタイプ F と、長さ約 70 mm の伸長ビードを溶接したタイプ G の疲労試験結果を比較して、Fig.5 に示す。なお、Fig.5 中には、基準にしたタイプ A の疲労試験結果も示した。

Fig.5 から明らかなように、OR が 150 N/mm<sup>2</sup> の場合、タイプ F の寿命は、タイプ A の平均寿命の約 5.7~6.0 倍、タイプ G の寿命は、約 1.6~2.7 倍であった。OR が 200 N/mm<sup>2</sup> の場合、タイプ F の寿命は、タイプ A の寿命の約 1.8 倍、タイプ G の寿命は約 3.1 倍であった。

以上により、LTT1 で伸長ビードを溶接すれば寿命が延びるが、伸長ビードの長さは約 40 mm あれば充分であると言える。

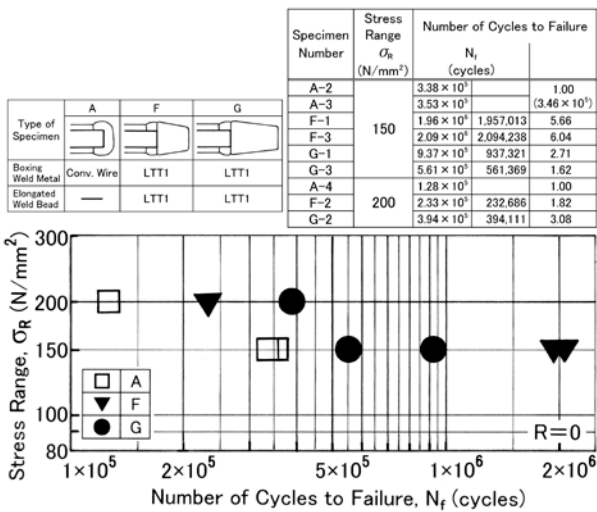


Fig.5 Fatigue test results ( $\sigma_R$ - $N_f$  diagram)

なお、タイプ A、タイプ F および タイプ G の疲労破断面の代表例を、Photo 4~Photo 6 に示す。

Photo 4 より、疲労亀裂発生点は、タイプ A では角回し溶接止端部であり、Photo 5、Photo 6 より、タイプ F および タイプ G では、スチフナ先端のルート部あるいはルート部断面であった。さらに、タイプ F および タイプ G では、発生した疲労亀裂は、スチフナ両面の隅肉溶接金属を通して主板に進展・伝播していた。

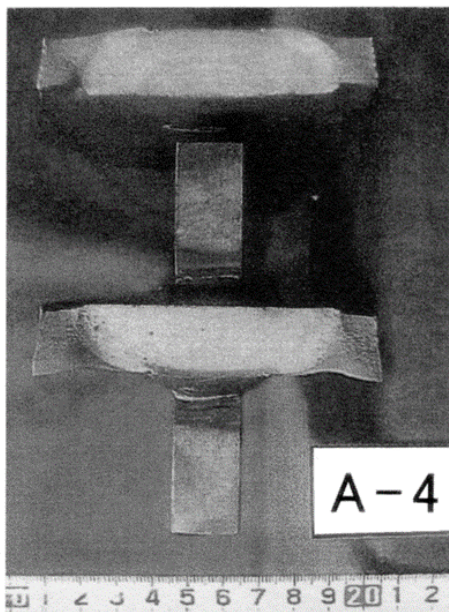


Photo 4 Fracture surface after fatigue test (Type A, 200 N/mm<sup>2</sup>, 1.28 × 10<sup>5</sup> cycles)

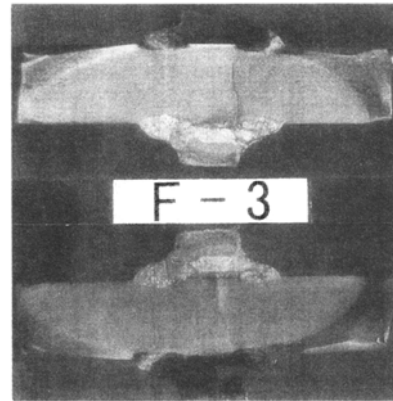


Photo 5 Fracture surface after fatigue test (Type F, 150 N/mm<sup>2</sup>, 2.09 × 10<sup>6</sup> cycles)

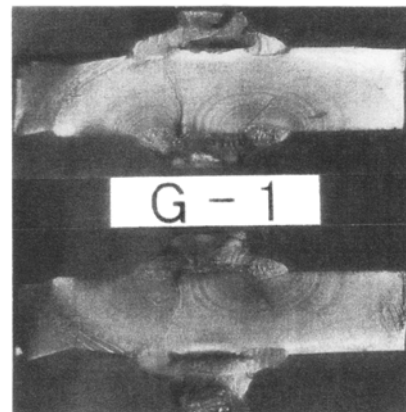


Photo 6 Fracture surface after fatigue test (Type G, 150 N/mm<sup>2</sup>, 9.37 × 10<sup>5</sup> cycles)

上述のように、タイプ F とタイプ G の破断寿命が、 $\sigma_R$  が 150 N/mm<sup>2</sup> と 200 N/mm<sup>2</sup> とで逆転したのは、LTT1 で角回し溶接したために、疲労亀裂発生点であるルート部に、微小割れのようなトラブルがあったことによる ばらつきではないかと推察される。

### 3.3.2 疲労寿命に及ぼすスチフナ先端の開先加工の影響

スチフナ先端の角回し溶接を Conv.Wire で施工し、LTT1 で長さ約 40 mm の伸長ビードを溶接した、開先加工なしのタイプ ER と開先加工したタイプ FR の疲労試験結果を比較して、Fig.6 に示す。なお、Fig.6 中には、基準にしたタイプ A の疲労試験結果も示した。

$\sigma_R$  が 150 N/mm<sup>2</sup> の場合、タイプ A の平均寿命を基準にすると、タイプ ER の寿命は、約 7.3~9.3 倍であり、タイプ FR の寿命は、約 4.1~6.2 倍であった。

また、 $\sigma_R$  が 200 N/mm<sup>2</sup> の場合、タイプ ER の寿命はタイプ A の寿命の約 6.0~8.4 倍であり、タイプ FR の寿命は、約 10.1~10.5 倍であった。

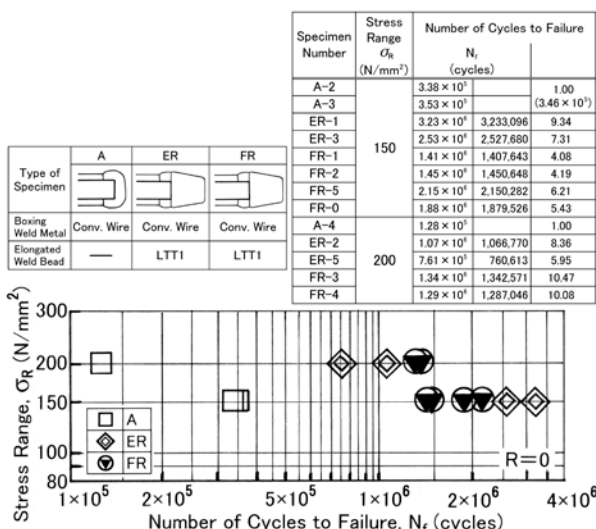


Fig.6 Fatigue test results ( $\sigma_R$ - $N_f$  diagram)

Fig.6 から明らかなように、 $\sigma_R$  が 150 N/mm<sup>2</sup> および 200 N/mm<sup>2</sup> で、疲労寿命に及ぼす開先加工の影響は、ばらつきにより逆転しており、角回し溶接を Conv.Wire で施工する場合、開先加工は必要ではないと言えよう。

また、先に Fig.5 に示したタイプ F・タイプ G に比べて、タイプ ER・タイプ FR の方が長寿命であったのは、角回し溶接材料としては、LTT1 より Conv.Wire の方が安定しているためであると考えられる。

また、先に Fig.5 に示したタイプ F・タイプ G に比べて、タイプ ER・タイプ FR の方が長寿命であったのは、角回し溶接材料としては、LTT1 より Conv.Wire の方が安定しているためであると考えられる。

なお、タイプ FR の疲労破断面の代表例を Photo 7 および Photo 8 に示す。タイプ ER・タイプ FR では、疲労亀裂はスチフナ先端直下の主板とスチフナ材との未溶着部先端、すなわちルート部からスチフナ材に発生し、スチフナ材の内部を上に向かって進展した後、スチフナ両面の隅肉溶接金属に進展している。スチフナ両面の隅肉溶接金属を破断した 2 個の疲労亀裂は、それぞれ主板に進展して、やがて合体し、さらに進展して、主板の破断に至っている。

したがって、主板とスチフナ材との未溶着部先端、すなわちルート部からスチフナ材に発生した疲労亀裂が、スチフナ材内部を進展したことが、延命効果をもたらしたものと推察される。

当然ながら、Conv.Wire で角回し溶接した後、LTT1 で伸長ビード溶接したことによる、疲労亀裂起点部の残留応力の効果も大きかったものと推察される。

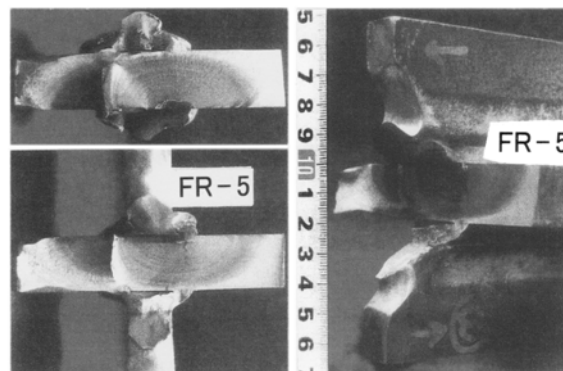


Photo 7 Fracture surface and pass after fatigue test (Type FR, 150 N/mm<sup>2</sup>,  $2.15 \times 10^6$  cycles)

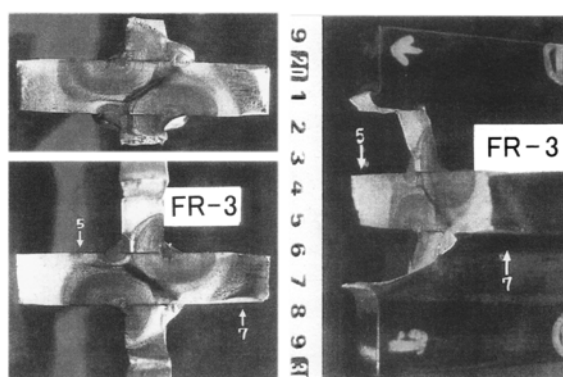


Photo 8 Fracture surface and pass after fatigue test (Type FR, 200 N/mm<sup>2</sup>,  $1.34 \times 10^6$  cycles)

### 3.3.3 LTT2 溶接材料による伸長ビード溶接の効果

タイプ A に、LTT2 で長さ約 40 mm の伸長ビードを溶接したタイプ ER (LTT2) と、LTT1 で約 40 mm の伸長ビードを溶接したタイプ ER の疲労試験結果を比較して、Fig.7 に示す。Fig.7 中には、基準にしたタイプ A の疲労試験結果も示した。

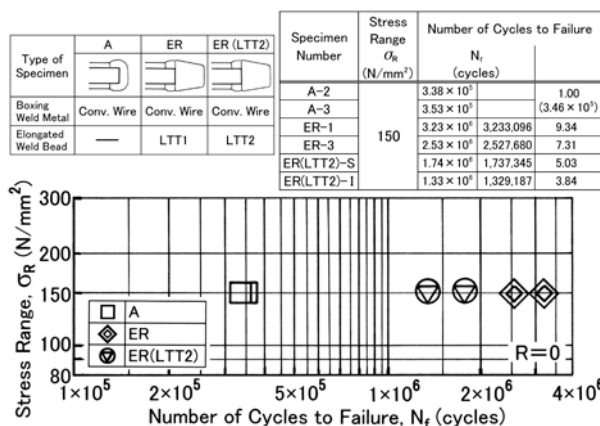


Fig.7 Fatigue test results ( $\sigma_R$ - $N_f$  diagram)

$\sigma_R$ が  $150 \text{ N/mm}^2$  では、タイプ A の平均寿命を基準にすると、タイプ ER (LTT2) の寿命は、約 3.8~5.0 倍であり、タイプ ER の寿命は、約 7.3~9.3 倍であった。

なお、タイプ ER (LTT2) の疲労破断面の代表例を Photo 9 に示す。Photo 9 から、疲労亀裂の発生点や進展径路は、上述のタイプ ER・タイプ FR と略同じであることが明らかである。

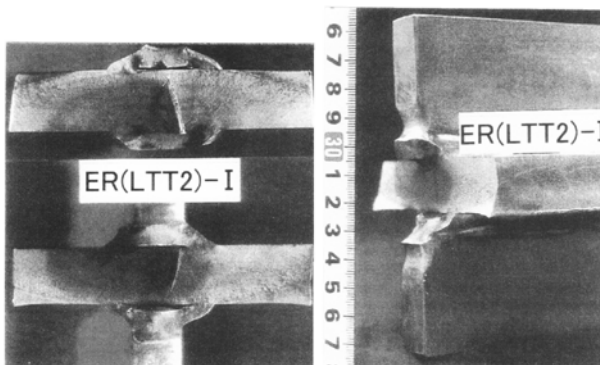


Photo 9 Fracture surface and pass after fatigue test (Type ER (LTT2),  $150 \text{ N/mm}^2$ ,  $1.33 \times 10^6$  cycles)

### 3.4 角回し溶接止端部に発生した疲労亀裂 補修溶接の効果

造船現場溶接技能者によって製作されたタイプ A 試験片 2 体を供試した。

$\sigma_R$ を  $150 \text{ N/mm}^2$  として  $1.6 \times 10^5$  回繰返し荷重を蓄積し、角回し溶接止端部に深さ 3.5~5.0 mm 程度の疲労亀裂を発生させた。

1 体 [AI (LTT2)-S] は、発生した疲労亀裂を除去せずに、LTT2 で補修溶接と長さ約 40 mm の伸長ビード溶接を施工した。

もう 1 体 [AI (LTT2)S] は、グラインダーにより角回し溶接止端部を研削して疲労亀裂を除去し、さらに、LTT2 で補修溶接と長さ約 40 mm の伸長ビード溶接を施工した。補修・伸長ビード溶接も、全て造船現場溶接技能者が施工した。

疲労亀裂補修後の 2 体の試験片を再度供試して、 $\sigma_R$ を  $150 \text{ N/mm}^2$  として、破断するまで疲労試験を行った。

疲労試験結果を Fig.8 に示す。なお、Fig.8 中には、基準にしたタイプ A の疲労試験結果も示した。

疲労亀裂を除去して補修溶接と長さ約 40 mm の伸長ビード溶接を施工した試験片 AI (LTT2)S は、蓄積した  $1.6 \times 10^5$  回を含めて、タイプ A の約 1.5 倍の寿命を示した。

一方、疲労亀裂を除去せずに補修溶接と長さ 約 40 mm の伸長ビード溶接を施工した試験片 AI (LTT2)-S は、蓄積した  $1.6 \times 10^5$  回を含めて、当然ではあるが、タイプ A と略同じ寿命であった。

Type of Specimen	Specimen Number		Stress Range $\sigma_R$ ( $\text{N/mm}^2$ )	Number of Cycles to Failure $N_f$ (cycles)	
	A	AI			
Boxing Weld Metal	Conv. Wire	Conv. Wire	150	$3.38 \times 10^5$	1.00
	Elongated Weld Bead	LTT2		$3.53 \times 10^5$	( $3.46 \times 10^5$ )
AI(LTT2)S				$1.60 \times 10^5$	160,002
AI(LTT2)-S		$3.42 \times 10^5$		341,693	
		$5.02 \times 10^5$		501,695	
		$1.60 \times 10^5$		160,000	
		$1.90 \times 10^5$		190,330	
		$3.50 \times 10^5$		350,330	

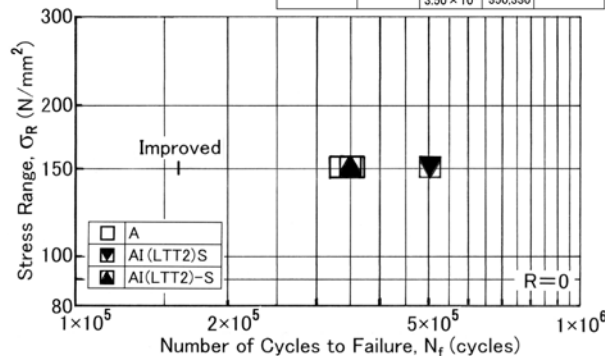


Fig.8 Fatigue test results ( $\sigma_R$ - $N_f$  diagram)

タイプ AI (LTT2) の疲労破断面を Photo 10 および Photo 11 に示す。

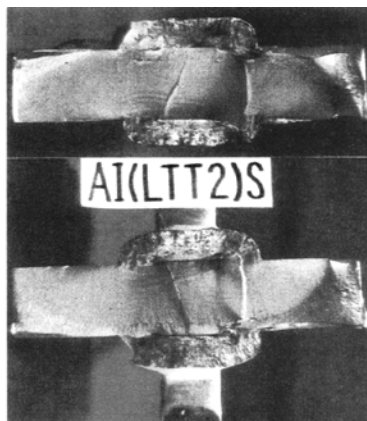


Photo 10 Fracture surface after fatigue test (Type AI,  $150 \text{ N/mm}^2$ ,  $5.02 \times 10^5$  cycles)

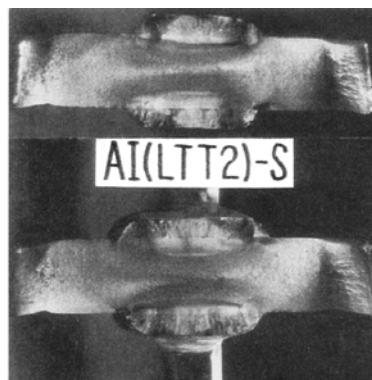


Photo 11 Fracture surface after fatigue test (Type AI,  $150 \text{ N/mm}^2$ ,  $3.50 \times 10^5$  cycles)



角回し溶接止端部に発生した疲労亀裂を完全に除去して、補修溶接と伸長ビード溶接を慎重に施工すれば、先に Fig.7 中に示したタイプ ER (LTT2)並、すなわち、 $O_R$  が  $150 \text{ N/mm}^2$  で寿命 約  $1.3 \times 10^6$  回~ $1.7 \times 10^6$  回(タイプ A の約 3.8~5.0 倍)程度までの延命効果が期待できるものと考えられる。

#### 4. 低変態温度溶接金属の破壊靱性

船体局部構造のスチフナ先端角回し溶接部に、LTT1 を用いて、長さ 40 mm 程度の伸長ビードを溶接すると、疲労寿命が約 10 倍延伸することを、前章までに述べてきた<sup>3),4),7)</sup>。

一方、LTT1 を船体構造に適用するためには、日本海事協会 (NK) 鋼船規則を満足する必要がある。

しかし、LTT1 の MAG 溶接による溶接金属では、V-ノッチシャルピー吸収エネルギーが、NK 鋼船規則の規格値を、必ずしも充分満足するとは言えない。

本章では、板厚 12 mm、幅 200 mm の、突合せ溶接金属中央貫通切欠試験片を供試して、破壊靱性試験 (低温引張試験) を実施し<sup>5)</sup>、Ar 80%・CO<sub>2</sub> 20%で溶接した LTT1 溶接金属と、一般炭素鋼 (Conv.Wire) 溶接金属との破壊靱性値を比較・検討した結果について述べる。

さらに、破壊靱性試験後の破断面観察結果から、LTT1 溶接金属と Conv.Wire 溶接金属との、破壊形態の違いについて明らかにした。

##### 4.1 供試破壊靱性試験片

破壊靱性試験片製作に使用した LTT1 溶接金属の化学成分と Ms 温度 (マルテンサイト変態温度) の代表例を、Table 4 に示す。また、LTT1 溶接金属の機械的性質の代表例を Table 5 に示す<sup>3)</sup>。

Table 4 Chemical composition and Ms temperature of LTT weld metal

	Chemical Composition (%)						Ms Temp. (°C)
	C	Si	Mn	Ni	Cr	O	
LTT1 10Cr 10Ni	0.048	0.26	0.6	9.46	10.5	0.055	184

Table 5 Mechanical properties of LTT weld metal

	Y.S. (N/mm <sup>2</sup> )	T.S. (N/mm <sup>2</sup> )	Y.S./T.S.	El. (%)	vE <sub>0</sub> c (J)
LTT1 10Cr 10Ni	447	1093	0.41	14	24

供試した突合せ溶接金属中央貫通切欠試験片の形状・寸法を Fig.9 に示す。切欠先端には、グロス応力範囲

(応力比 : 0.0)  $40.0 \text{ N/mm}^2$  の条件で、応力繰返し回数  $5.5 \times 10^4$  回を目標として、疲労亀裂を加工した。試験片母材には、降伏点  $36 \text{ kgf/mm}^2$  ( $355 \text{ N/mm}^2$ ) 級 (AH36、板厚 12 mm) 船体用高張力鋼板を使用した。

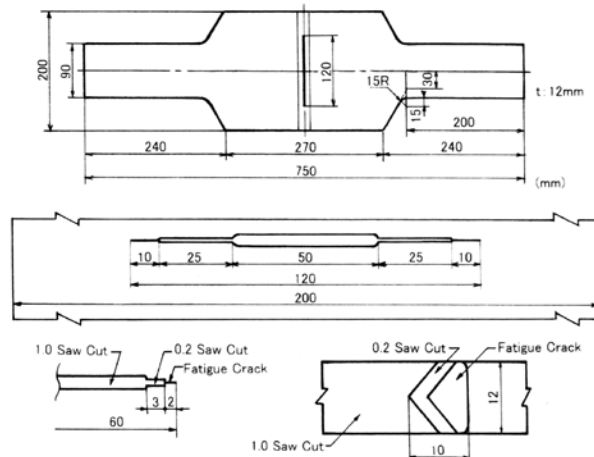


Fig.9 Shape of center notched fracture toughness test specimen

試験片溶接条件の例を Table 6 に示す。使用した LTT1 ソリッドワイヤは 直径 1.2 mm である。また Table 6 には、比較のために供試した Conv.Wire (フラックス入りワイヤ) の突合せ溶接条件も示した。

Table 6 Welding parameters of test specimen

Speci.	Welding Turn	Plate Thick. (mm)	Welding Method	Gas Flow Rate (l/min)	Welding Current (A)	Arc Voltage (V)	Travel Speed (cm/min)	Heat Input (kJ/cm)
LTT1	1st	12	GMAW	25	150	24	30	7.2
	2nd				330	34	25	26.9
Conv. Wire	1st				150	29	30	8.7
	2nd				300	30	25	21.6

Gas Flow : Ar・80%+CO<sub>2</sub>・20% , Interpass Temp. : < 150°C

##### 4.2 溶接金属の破壊靱性試験結果

破壊靱性試験結果の  $K_{IC}$  値と温度との関係を、Fig.10 に示す。 $K_{IC}$  値は、Eq. (1)<sup>8)</sup> によって求めた値である。

$$K_{IC} = \sigma_s \cdot (\pi a)^{1/2} \cdot F(a/B) \quad (\text{N/mm}^{3/2}) \quad \dots \dots \dots (1)$$

$$F(a/B) = [1 - 0.025 (a/B)^2 + 0.06 (a/B)^4] \times [\sec (\pi a/2B)]^{1/2}$$

2a : 中央貫通切欠き長さ (mm)  
2B : 試験片幅 (mm)

Fig.10 中の破線は、先に Fig.9 に示した中央貫通切欠

試験片と同様な、幅 70 mm、厚さ 12 mm の試験片による、降伏点 47 kgf/mm<sup>2</sup> (460N/mm<sup>2</sup>)級船体用高張力鋼板エレクトロガス溶接継手部(切欠き先端位置：Fusion Line および 溶接金属)の破壊靱性試験結果<sup>9)</sup>である。

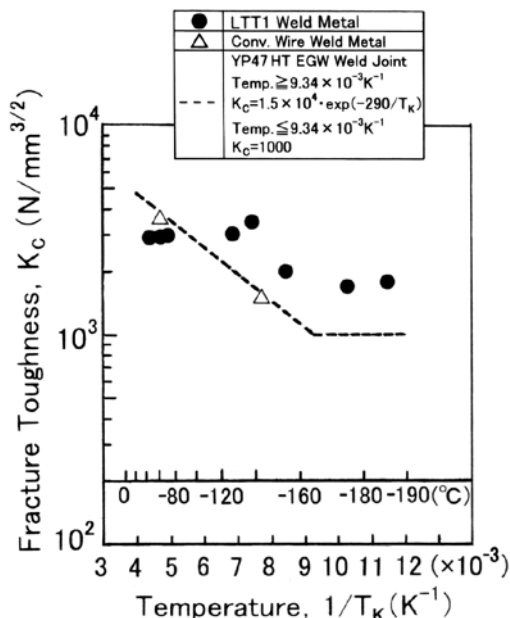


Fig.10 Results of fracture toughness test for low transformation temperature weld metal

Fig.10 から明らかなように、Conv.Wire 溶接金属の試験結果は、降伏点 47 kgf/mm<sup>2</sup> (460 N/mm<sup>2</sup>)級船体用高張力鋼板エレクトロガス溶接継手部の試験結果と良く一致している。

また、LTT1 溶接金属の Kc 値は、-50℃~-70℃程度の温度では、Conv.Wire 溶接金属の Kc 値より若干低い、-120℃ 程度以下の温度では、Conv.Wire 溶接金属の Kc 値より高い値を示している。

破壊靱性試験結果のグロス応力(σ<sub>g</sub>)と温度との関係、およびネット応力(σ<sub>n</sub>)と温度との関係を Fig.11 に示す。

Fig.10 と同様、Conv.Wire 溶接金属の試験結果は、降伏点 47 kgf/mm<sup>2</sup> (460 N/mm<sup>2</sup>)級船体用高張力鋼板エレクトロガス溶接継手部の試験結果と良く一致している。

なお、供試した突合せ溶接金属中央貫通切欠試験片では、LTT1 あるいは Conv.Wire による突合せ溶接金属中央部に、溶接継手方向に切欠加工されており、しかも切欠先端には疲労亀裂が加工されていることから、破壊靱性試験結果に影響を及ぼすような溶接残留応力は存在していないと考えられる。

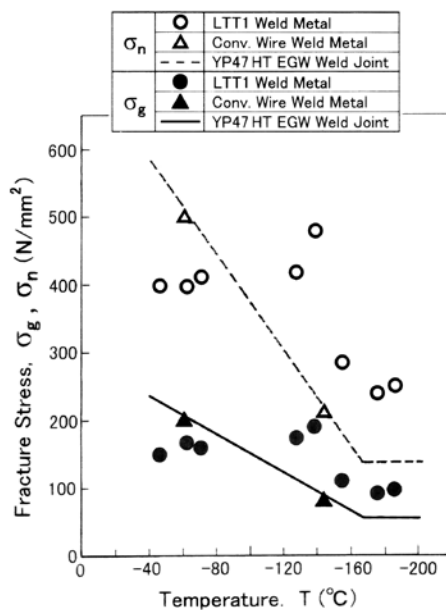


Fig.11 Relation between fracture stress (σ<sub>g</sub>, σ<sub>n</sub>) and temperature

### 4.3 溶接金属破壊靱性試験後の破断面観察結果

試験温度に近い、Conv.Wire (試験温度：-61.4℃)と、LTT1 (試験温度：-71.2℃)との破断面観察結果では、疲労亀裂先端部から延性亀裂が発生し、その延性亀裂から不安定破壊していた。すなわち、中央貫通切欠先端の疲労亀裂から、延性亀裂が発生し、延性亀裂先端の歪速度が限界値に達した時点で、不安定破壊が発生したものと推察される。したがって、破壊発生時は延性破壊であると言える。

また、試験温度に近い、Conv.Wire (試験温度：-144℃) (Photo 12 および Photo 13) と、LTT1 (試験温度：-139℃) (Photo 14 および Photo 15) との破断面観察結果から、Conv.Wire では、疲労亀裂先端部から直接脆性不安定亀裂が発生し、一挙に脆性不安定破壊している。Photo 13 に示した SEM 観察結果からも明らかである。

一方、Photo 14 から明らかなように、LTT1 では、疲労亀裂先端部から延性亀裂が発生し、その延性亀裂から不安定破壊している。Photo 15 に示した SEM 観察結果からも明らかである。したがって、Conv.Wire と LTT1 との破壊形態は全く異なっていると言える。すなわち、Conv. Wire では破壊発生時 脆性不安定破壊であり、LTT1 では破壊発生時 延性破壊である。

さらに、最も低い温度(-186℃)で試験した LTT1 の破断面を Photo 16 に示す。SEM 観察結果から、LTT1 では、中央貫通切欠先端の疲労亀裂から延性・脆性混合破面を呈する不安定破壊(脆性不安定破壊より延性に富んだ破壊)が発生して破断していた。

以上により, LTT1 溶接金属は, 極低温下(-186°C)でも, 一般炭素鋼のような低応力での脆性不安定破壊はしないことが明らかになった。

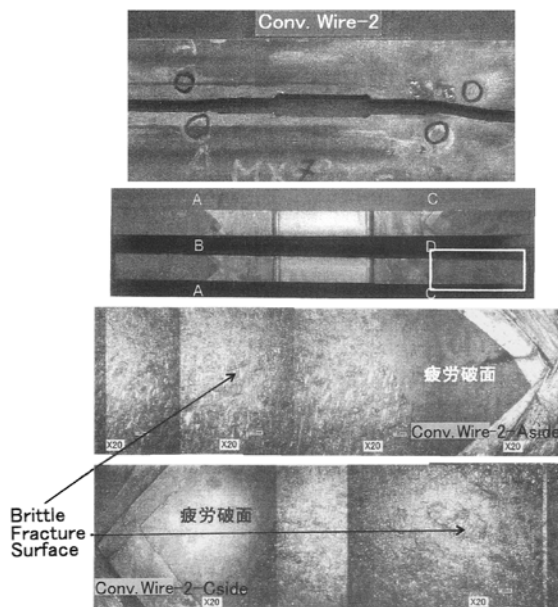


Photo 12 Fracture surface and pass after fracture toughness test (Conv.Wire, -144°C,  $K_C: 1.50 \times 10^3 \text{N/mm}^{3/2}$ )

Side C

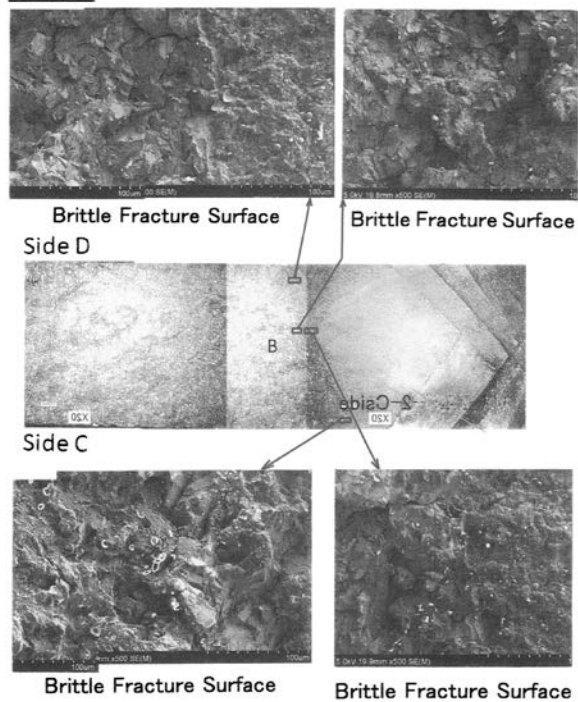


Photo 13 Fracture surface by SEM observation (Conv.Wire, -144°C,  $K_C: 1.50 \times 10^3 \text{N/mm}^{3/2}$ )

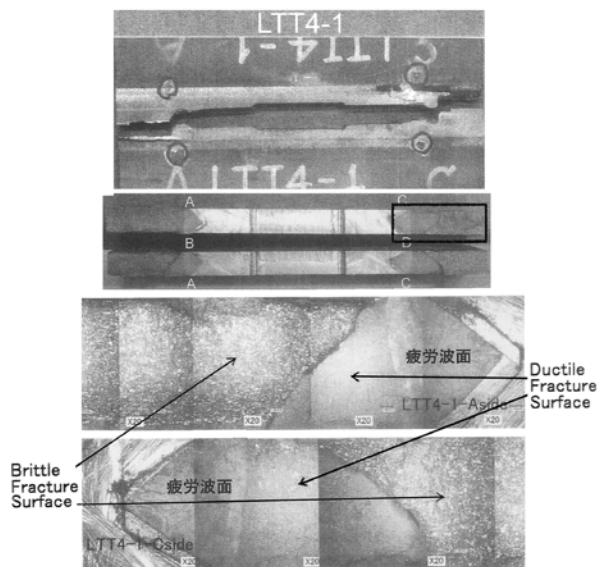


Photo 14 Fracture surface and pass after fracture toughness test (LTT1, -139°C,  $K_C: 3.45 \times 10^3 \text{N/mm}^{3/2}$ )

Side C

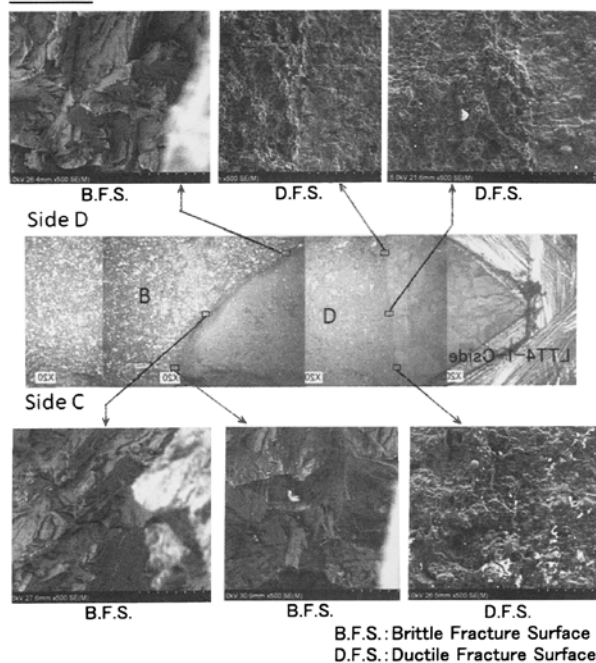


Photo 15 Fracture surface by SEM observation (LTT1, -139°C,  $K_C: 3.45 \times 10^3 \text{N/mm}^{3/2}$ )

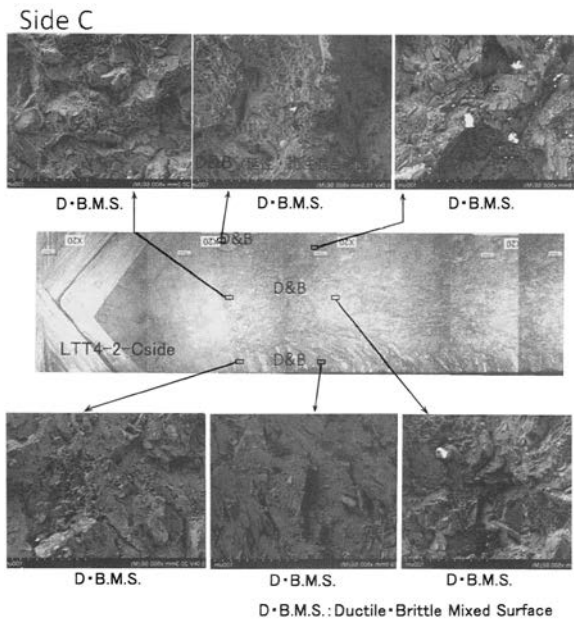


Photo 16 Fracture surface by SEM observation (LTT1, -186°C,  $K_C: 1.79 \times 10^3 \text{N/mm}^{3/2}$ )

#### 4.4 溶接金属のV-ノッチシャルピー衝撃試験結果

上述の、LTT1 溶接金属の破壊靱性試験片と同一の突合せ溶接継手から、V-ノッチシャルピー衝撃試験片を採取し、溶接金属中央部に切欠加工して供試した。

V-ノッチシャルピー衝撃試験結果の吸収エネルギー～温度遷移曲線を、Fig.12 に示す。

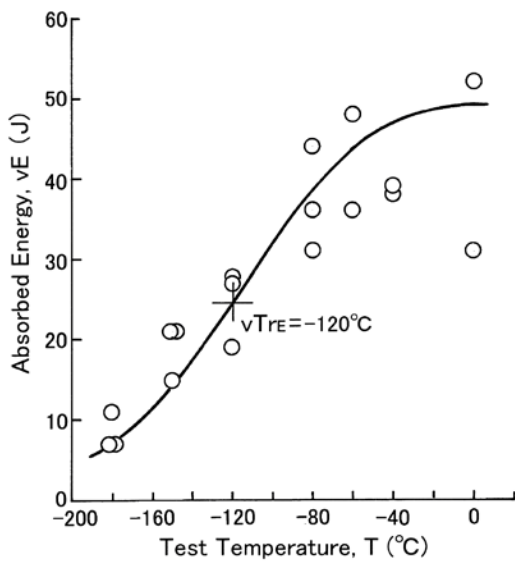


Fig.12 Results of V-notch Charpy impact tests [LTT1 (10Cr 10Ni) weld metal]

Fig.12 から明らかなように、Upper Shelf Energy (約 50 J) は小さいが、吸収エネルギー遷移温度はかなり低温 (-120°C程度)である。

前節で述べたように、LTT1 溶接金属は、極低温下でも脆性不安定破壊しないことを勘案すれば、一般船舶船体の最低使用温度(約-10°C)では、低応力脆性不安定破壊はしないと断言できよう。

#### 4.5 溶接金属破壊靱性のまとめ

一般船舶船体の最低使用温度(約-10°C)で、LTT1 溶接金属では、中央貫通切欠試験片切欠先端の疲労亀裂から延性破壊が発生し、直接脆性不安定破壊は発生しないことが明らかになった。さらに、極低温(-186°C程度)でも、低応力での脆性不安定破壊は発生しないことが明らかになった。

さらに、V-ノッチシャルピー衝撃試験結果から、LTT1 溶接金属の Upper Shelf Energy (約 50 J)は小さいが、吸収エネルギー遷移温度(約-120°C)はかなり低温であり、一般炭素鋼溶接金属と異なり、V-ノッチシャルピー吸収エネルギー値が低くても、十分な破壊靱性を有していると言える。

#### 5. まとめ

スチフナ先端角回し溶接部に、マルテンサイト変態温度 ( $M_s$  温度)が低い低変態温度溶接材料(LTT1)を使用し、長さ約 40 mm の伸長ビードを溶接すると、角回し溶接部の疲労寿命が約 10 倍延びることが確認された。

これに関連して以下のことが明らかになった。

- ① LTT 溶接材料による伸長ビード溶接方向の圧縮残留応力は、伸長ビード溶接の長さの増大とともに大きくなるが、伸長ビード溶接長さ約 40mm 以上では、ほぼ飽和することが明らかになった。
- ② スチフナ先端角回し溶接部伸長ビード溶接止端部の応力は、伸長ビード溶接長さ約 40mm では、大幅に低減することが明らかになった。
- ③ 現場施工上、長さ約 40mm の伸長ビード溶接が推奨される。
- ④ 疲労試験結果から、LTT1 で伸長ビードを溶接すれば寿命が延びるが、伸長ビードの長さは約 40mm あれば充分であることが明らかになった。
- ⑤ スチフナ先端の角回し溶接を Conv.Wire で施工し、LTT1 で約 40mm の伸長ビードを溶接した場合、疲労寿命は、極普通に Conv.Wire で角回し溶接した場合の、約 10 倍延びることが確認された。
- ⑥ 角回し溶接止端部に発生した疲労亀裂を完全に除去

して、補修溶接と伸長ビード溶接を、LTT2で慎重に施工すれば、約4~5倍の疲労寿命延伸効果が期待できるものと考えられる。したがって、LTT1で施工すれば、更なる延伸効果が期待できよう。

- ⑦ 一般船舶船体の最低使用温度(約-10℃)で、LTT1溶接金属は、疲労亀裂から延性破壊は発生するが、直接脆性不安定破壊は発生しない。
- ⑧ LTT1溶接金属のV-ノッチシャルピー衝撃試験結果によれば、Upper Shelf Energy (約50 J)は小さいが、吸収エネルギー遷移温度(約-120℃)はかなり低温であり、一般炭素鋼溶接金属と異なり、V-ノッチシャルピー吸収エネルギー値が低くても、十分な破壊靱性を有していると言える。

## 謝 辞

本研究開発の内 疲労試験に関しては、一般財団法人日本海事協会の“業界要望による共同研究”のスキームにより、研究支援を受けて実施したものであります。関係各位に厚く御礼申し上げます。さらに、2.2節で述べた、伸長ビード溶接に関する現場施工の検討に御協力戴いた、造船所の関係各位に厚く御礼申し上げます。

## 参考文献

- 1) 高強度鋼板の疲労強度向上研究会編：“溶接用鋼の疲労強度向上に関する基礎検討”，日本鉄鋼協会，東京，(1995)。
- 2) 太田昭彦，渡辺 修，松岡一祥，志賀千晃，西島敏，前田芳夫，鈴木直之，久保高宏：“低変態温度溶接材料を用いた角回し溶接継手の疲労強度向上”，溶接学会論文集，Vol.18, No.1, (2000), pp.141-145。
- 3) C.Shiga, H.Murakawa, K.Hiraoka, N.Osawa, H.Yajima, T.Tanino, S.Tsutsumi, T.Fukui, H.Sawato, K.Kamita, T.Matsuzaki, T.Sugimura, T.Asoda, K.Hirota：“Elongated bead weld method for improvement of fatigue properties in welded joints of ship hull structures using low transformation temperature welding materials”，Welding in the World, Volume 61, Number 4, (2017), pp.769-788。
- 4) 村川英一，志賀千晃，平岡和雄，堤 成一郎，大沢直樹，矢島 浩，谷野忠和，紙田健二，松崎拓也，杉村忠士，中山 伸，廣田一博，阿曾田 正：“高張力鋼溶接部疲労特性

- 向上のための溶接施工法の開発(その2)―スチフナ角回し溶接部疲労強度向上のための溶接施工法の開発―”，平成27年5月13日，(共同研究報告書(未公表))，(2015)。
- 5) 岡田公一，大沢直樹，麻 寧緒，堤 成一郎，村川英一，平岡和雄，松崎拓也，志賀千晃，矢島 浩：“低変態温度溶接材料による疲労寿命延伸効果と溶接金属の破壊靱性に関する一考察”，日本船舶海洋工学会講演会論文集，第26号，(2018), pp.245-249。
  - 6) 志賀千晃，平岡和雄，村川英一，大沢直樹，堤 成一郎，矢島 浩，谷野忠和：“溶接によるものづくりの革新―低変態温度溶接材料を用いた伸長ビード溶接処理による溶接部疲労特性の向上”，溶接技術，2016年1月号，(2016), pp.66-72。
  - 7) 志賀千晃，平岡和雄，大沢直樹，谷野忠和，矢島 浩：“低変態温度(LTT)溶接材料を活用した角回し溶接継手部の疲労特性向上技術―角回し溶接継手部の疲労特性向上効果の検証―”，溶接構造シンポジウム2014，講演論文集，(2014.12.4-5), pp.143-146。
  - 8) Committee on Fracture Mechanics, The Society of Materials Science, Japan：“Stress Intensity Factors Handbook”，Volume 1, Pergamon Press, (1987)。
  - 9) H.Yajima, E.Watanabe, Z.M.Jia, K.Yoshimoto, T.Ishikawa and Y.Funatsu：“Study on fracture toughness of welded joints for heavy-thick steel plates by centre-notched small size specimen”，Welding in the World, Vol.55, No.05/06, (2011), pp.84-92。