

博 士 論 文

低変態温度溶接材料による船体用50キロ級
高張力鋼板スチフナ先端角回し溶接部の
伸長ビード溶接による疲労寿命延伸効果に
関する基礎研究

2022年2月

木 村 俊 介

目 次

第 1 章 緒 言	1
1.1 研究の背景と目的・内容	1
1.2 本論文の概要	3
参 考 文 献	6
第 2 章 溶接金属の変態膨張を有効に活用する溶接部 疲労特性向上に関する考え方	8
参 考 文 献	10
図	11~12
第 3 章 船体用 50 キロ級高張力鋼板スチフナ先端 角回し溶接部の伸長ビード溶接について	13
3.1 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	13
3.2 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	14
3.3 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	15
参 考 文 献	16
図	17~21
第 4 章 低変態温度溶接材料の伸長ビード溶接による スチフナ先端角回し溶接部の疲労寿命延伸 効果	22

4.1	はじめに	22
4.2	供試鋼板・供試溶接材料および供試疲労試験片	22
4.3	疲労試験および疲労試験結果一覧	25
4.4	グラインダーによるドレスアップ処理および Conv. Wire 溶接材料による伸長ビード溶接の効果	25
4.5	LTT1 溶接材料による伸長ビード溶接の効果	26
4.6	疲労寿命に及ぼすスチフナ先端の開先加工の影響	27
4.7	LTT2・LTT3・LTT4・LTT5 溶接材料による伸長ビード 溶接の効果	29
4.8	疲労寿命延伸に影響を及ぼす亀裂進展経路に関する 考察	29
4.9	疲労寿命延伸に及ぼす低変態温度溶接材料による 伸長ビード溶接の効果のまとめ	34
	参 考 文 献	36
	表 図	37~64

第5章	全姿勢で施工された低変態温度溶接材料の炭酸 ガスアーク伸長ビード溶接によるスチフナ先端 角回し溶接部の疲労寿命延伸効果	65
5.1	はじめに	65
5.2	供試鋼板および供試溶接材料	65
5.3	供試疲労試験片基本形状	66
5.4	供試疲労試験片	66
5.5	疲労試験および結果	67
5.6	疲労寿命延伸に影響を及ぼす亀裂進展経路に関する 考察	68

5.7	角回し溶接止端部に発生した疲労亀裂補修溶接による 疲労寿命延伸効果	70
5.8	全姿勢 LTTB 溶接材料による炭酸ガスアーク伸長 ビード溶接の疲労寿命延伸効果のまとめ	71
	参 考 文 献	72
	表 図	73～88

第 6 章	低変態温度溶接材料(LTT1, LTTB)による 溶接金属の破壊靱性	89
6.1	はじめに	89
6.2	供試鋼板および供試溶接金属の溶接条件	89
6.3	溶接金属の V-ノッチシャルピー衝撃試験および その結果	90
6.4	溶接金属の破壊靱性試験片	91
6.5	溶接金属の破壊靱性試験結果	92
6.6	溶接金属破壊靱性試験後の破断面観察結果	93
6.7	溶接金属破壊靱性のまとめ	94
	参 考 文 献	96
	表 図	98～114

第 7 章	総 括	115
	謝 辞	120

第 1 章 緒 言

1.1 研究の背景と目的・内容

高張力鋼板溶接継手部の疲労強度向上対策として、

- ・ 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.
- ・ ピーニング処理により表層部の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、目的を十分達成出来る対策の現実は困難であった。

船舶や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集中が低減するように、局部構造を改良して造り替えるなど、かなり大がかりな補修工事が必要になる。

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が 20 数年前から認識され、種々検討が試みられた^{1.1),1.2)}。

2012 年より、大阪大学、長崎総合科学大学、(一財)日本海事協会 (NK)、三菱造船(株)、(株)三和ドック、今治造船(株)、(株)神戸製鋼所、日本郵船(株)とで、LTT 溶接材料実用化を目指した共同研究が実施されて来た。著者も共同研究のメンバーとして、疲労強度把握および疲労強度評価を中心に、積極的に活動して来た。

これまでの成果として、船体用高張力鋼板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 40 mm 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^{1.3)~1.9)}。

本論文では、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、低コストの LTT 溶接材料として、6.5Mn 系フラックス入りワイヤ（記号 LTT2）、3Mn3Ni 系被覆アーク溶接棒（記号 LTT3）、13Cr5Ni 系フラックス入りワイヤ（記号 LTT4）および、5Ni 系フラックス入りワイヤ（記号 LTT5）などを伸長ビード溶接に使用した場合の、スチフナ先端角回し溶接部の疲労寿命延伸効果について述べる。ただし、LTT1 を始め、LTT2、LTT4 および LTT5 による伸長ビード溶接は、80%Ar20%CO₂ ガスを使用しての MAG 溶接で施工した場合である。

一方、LTT 溶接材料を、船体局部構造の補修溶接に実用する場合、造船所現場での溶接では 80%Ar20%CO₂ ガスの使用は問題ないが、就航後本船内で補修溶接する場合を想定すると、100%CO₂ ガスで溶接出来る“炭酸ガスアーク溶接”が可能でないと実用は困難である。

そこで、100%CO₂ ガスで全姿勢の溶接が可能な、16Cr8Ni 系フラックス入りワイヤ（記号：LTTB）による炭酸ガスアーク溶接によって伸長ビードを溶接した場合の、スチフナ先端角回し溶接部の疲労寿命延伸効果について述べる^{1.7)~1.9)}。

最後に、LTT1(10Cr10Ni 系)や LTTB(16Cr8Ni 系)溶接材料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、日本海事協会(NK)鋼船規則の規格値を必ずしも十分満足しなくても、溶接金属の破壊靱性試験結果^{1.5),1.6),1.8),1.10),1.11)}から、LTT1 や LTTB 溶接金属と一般炭素鋼(Conv. Wire)溶接金属とでは、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、十分な破壊靱性を有している事について述べる。

なお、成果の新造船・修繕船への実用化実現の観点からとりまとめた。

1.2 本論文の概要

本論文は 7 章より構成されている。

第 1 章 “緒言” では、本研究の背景と目的・内容，ならびに本論文の概要について述べている。

第 2 章 “接金属の変態膨張を有効に活用する溶接部疲労特性向上に関する考え方” では、マルテンサイト変態温度 (M_s 温度) が低い低変態温度 (LTT) 溶接材料による溶接金属では、室温近傍でマルテンサイト相変態によって膨張するため、室温では圧縮残留応力を生成する。この圧縮残留応力を利用して疲労亀裂の発生と伝播を抑制するためには、亀裂に垂直に LTT 溶接材料による溶接ビードを伸長させる必要があることを明らかにしている。

すなわち、疲労亀裂は外部荷重に垂直に発生・進展するので、LTT 溶接金属の膨張によって導入される圧縮残留応力は、外部荷重の緩和方向であるべきで、そのためには、LTT 溶接材料による溶接方向は、外部荷重方向に施工するのが最も有効であることを明らかにしている。

第 3 章 “船体用 50 キロ級高張力鋼板スチフナ先端角回し溶接部の伸長ビード溶接について” では、疲労亀裂への抵抗に有効な角回し溶接施工法として開発された、“伸長ビード溶接施工法” を、船体構造へ実用するための基本的なことについて明らかにしている。

すなわち、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、伸長ビード溶接長さ 約 40 mm でほぼ飽和することを明らかにしている。

さらに、現場施工上、長さ 約 40 mm の伸長ビード溶接が推奨され、伸長ビード溶接の長さは 約 40 mm が最適であることを明らかにしている。

第 4 章 “低変態温度溶接材料の伸長ビード溶接によるスチフナ先端角回し溶接部の疲労寿命延伸効果” では、LTT 溶接材料として、

10Cr10Ni 系ソリッドワイヤ(記号 LTT1), 6.5Mn 系フラックス入りワイヤ(記号 LTT2), 3Mn3Ni 系被覆アーク溶接棒(記号 LTT3), 13Cr5Ni 系フラックス入りワイヤ(記号 LTT4), および 5Ni 系フラックス入りワイヤ(記号 LTT5)の 5 種類を供試して, スチフナ先端角回し溶接部に伸長ビード溶接を施工した場合の, 疲労寿命延伸効果を把握した結果について述べている。

80%Ar20%CO₂ ガスを使用して LTT1 で長さ約 40 mm の伸長ビードを溶接した場合, 疲労寿命は約 9~11 倍延伸することを明らかにした。

第 5 章 “全姿勢で施工された低変態温度溶接材料の炭酸ガスアーク伸長ビード溶接によるスチフナ先端角回し溶接部の疲労寿命延伸効果”では, 就航後本船内で補修溶接することを想定して, 100%CO₂ ガスで全姿勢での溶接が可能な LTT 溶接材料として, 16Cr8Ni 系フラックス入りワイヤ(記号 LTTB)による伸長ビード角回し溶接継手部の疲労寿命延伸効果について述べている。

すなわち, ごく普通に角回し溶接された基本形状の疲労試験片の角回し溶接部をエアアークガウジングによって完全にハツリ取り, 各姿勢(下向姿勢・上向姿勢・立向上進姿勢・立向下進姿勢・横向姿勢)で, Conv. Wire で補修溶接と角回し溶接を施工した後, LTTB を使用して, 同じ各姿勢で長さ約 40 mm の伸長ビード溶接を施工した試験片による疲労試験結果について述べている。

結論として, 上向姿勢溶接で約 4.3 倍, 立向上進姿勢溶接で約 7.7 倍, 立向下進姿勢溶接で約 3.1 倍, 横向姿勢溶接で約 6.6 倍, および下向姿勢溶接で 10.5 倍以上延伸することを明らかにした。

さらに, 基本形状の疲労試験片の角回し溶接止端部に発生した疲労亀裂を完全にハツリ取り, Conv. Wire で下向姿勢で補修溶接と角回し溶接を施工した後に, LTTB を使用して, 下向姿勢で長さ約 40 mm の

伸長ビードを溶接すると、疲労寿命は約 5.5～5.6 倍延伸することを明らかにした。

第 6 章 “低変態温度溶接材料(LTT1, LTTB)による溶接金属の破壊靱性”では、10Cr10Ni 系ソリッドワイヤ(記号 LTT1)や 16Cr8Ni 系フラックス入りワイヤ(記号 LTTB)を船体構造に実用する場合の重要課題である、溶接金属の破壊靱性について述べている。

すなわち、LTT1 や LTTB 溶接材料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十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によれば、LTT1 溶接金属や LTTB 溶接金属と、一般炭素鋼(Conv. Wire)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、十分な破壊靱性を有していることを明らかにした。

さらに、一般船舶の船体構造中での、LTT1 溶接金属や LTTB 溶接金属では、溶接金属中に、万一、疲労亀裂が発生・進展したとしても、その疲労亀裂から直接脆性不安定破壊は発生しないと推定できることを明らかにした。

第 7 章 “総括”では、本研究で得られた主要な結論をとりまとめている。

参 考 文 献

- 1.1) 高強度鋼板の疲労強度向上研究部会編：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)。
- 1.2) 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。
- 1.3) 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.
- 1.4) 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)ー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ー，平成 27 年 5 月 13 日，(共同研究報告書(未公表))。
- 1.5) 松崎拓也，村川英一，麻 寧緒，堤 成一郎，平岡和雄，大沢直樹，岡田公一，谷野忠和，志賀千晃，矢島 浩：低変態温度溶接材料を用いた伸長ビード溶接による疲労寿命延伸効果に関する一考察，圧力技術，第 58 巻，第 1 号，(2020.1.)，pp.22-38。
- 1.6) 木村俊介，岡田公一，松崎拓也，村川英一，麻 寧緒，平岡和雄，志賀千晃，矢島 浩：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，長崎総合科学大学紀要，第 60 巻，第 1 号，(2020.6.)，pp.55-67。

- 1.7) 木村俊介, 木村敏之, 岡田公一, 麻 寧緒, 平岡和雄, 村川英一, 馮 中元, 松崎拓也, 加納 寛, 志賀千晃, 矢島 浩: 低変態温度溶接材料を用いた伸長ビード溶接による角回し溶接部の疲労寿命延伸に関する一考察, 溶接学会九州支部講演論文集(論文発表), 第 17 号, (2020.11.13.), pp.33-40.
- 1.8) 松崎拓也, 麻 寧緒, 平岡和雄, 村川英一, 馮 中元, 岡田公一, 木村俊介, 加納 寛, 志賀千晃, 矢島 浩: 低変態温度溶接材料を用いた全姿勢炭酸ガスアーク伸長ビード溶接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, 圧力技術, 第 58 巻, 第 6 号, (2020.11.), pp.11-24.
- 1.9) 松崎拓也, 平岡和雄, 馮 中元, 麻 寧緒, 村川英一, 加納寛, 岡田公一, 木村俊介, 志賀千晃, 矢島 浩: 新低変態温度溶接材料と全姿勢伸長ビード補修溶接法による角回し溶接継手の長疲労寿命化, 日本船舶海洋工学会論文集, 第 32 号, (2020.12.), pp.153-161.
- 1.10) 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.
- 1.11) 木村俊介, 木村敏之, 岡田公一, 麻 寧緒, 平岡和雄, 村川英一, 馮 中元, 松崎拓也, 加納 寛, 志賀千晃, 矢島 浩: 低変態温度溶接材料による溶接金属の破壊靱性に関する一考察, 溶接学会九州支部講演論文集(論文発表), 第 17 号, (2020.11.13.), pp.41-47.

第2章 溶接金属の変態膨張を有効に活用する溶接部疲労特性向上に関する考え方

溶接金属のマルテンサイト変態温度(M_s 温度)が低い溶接材料のことを、低変態温度(LTT)溶接材料と呼んでいる。**Fig.2.1** は、溶接後の冷却中の溶接金属の変位量の変化を、LTT 溶接金属と一般炭素鋼(Conv. Wire)溶接金属に対して測定した結果である^{2.1),2.2)}。

Fig.2.1 から明らかなように、Conv. Wire 溶接金属では、マルテンサイト相変態によって、500℃程度で膨張するが、その後、室温まで温度が下がると収縮するために、引張残留応力が生成する。しかし、LTT 溶接金属では、室温近傍で、マルテンサイト相変態によって膨張するため、室温では圧縮残留応力が残留する^{2.1),2.2)}。

LTT 溶接材料を用いた疲労特性向上の発想は、日本鉄鋼協会厚板部会プロジェクト^{2.3)}にて提案され、溶接材料の開発がスタートした。続いて、金属材料技術研究所(現：物質・材料研究機構)の国家プロジェクト(科学技術庁 STX21 プロジェクト：1996～2001 年)^{2.4)}でも取り上げられ、橋梁等の回し溶接部を対象に適用が検討された。

これら LTT 溶接材料を用いる一連の研究は、ガセット継手の回し溶接部に、Conv. Wire に代えて LTT 溶接材料を用いることによって、引張残留応力の軽減を目指して進められていた。

当時、約 2 倍程度までの疲労寿命延伸が認められたが、バラツキが大きく、安定しなかったために、実用化するまで進展しなかった。

さらに、LTT 溶接材料による溶接金属の残留応力を中性子回折等で観察し^{2.5)}、FEM シミュレーション予測と対比させて、LTT 溶接金属のマルテンサイト相変態にともなう圧縮残留応力の生成に関する基礎知識の追求が重ねられてきた。

LTT 溶接金属と Conv.Wire 溶接金属による溶接ビードを対象とした FEM 解析の結果より, ビード長を変えた場合のビード表面中央の残留応力の違いを, **Fig.2.2** に示す^{2.2)}。

溶接線方向の残留応力 σ_x は, Conv.Wire 溶接金属では引張残留応力, LTT 溶接金属では圧縮残留応力となっている。また, LTT 溶接金属の場合, σ_x は, ビード長さ約 100mm までは急勾配で減少し, 約 -500MPa 程度でほぼ一定となっている。また, 溶接直角方向の残留応力 σ_y は, 小さな引張残留応力となっている。

圧縮残留応力を大きくして疲労亀裂の発生と伝播を抑制するためには, LTT 溶接材料を用いて, 亀裂に垂直に溶接ビードを伸長させる必要がある。すなわち, 外部荷重方向(x 方向)と一致させることが最も重要で, その圧縮残留応力の大きさはビード長に依存する。

したがって, 溶接施工ではビード長の選択が重要であり, 出来るだけ大きな圧縮応力が残留し, しかも施工し易いことを条件に, その長さは決められるべきであると考えられる。

耐疲労亀裂に対する LTT 溶接材料の有効な施工法のコンセプトを表わす図と, その適用箇所, 溶接手順をまとめて **Fig.2.3** に示す^{2.2)}。亀裂が想定される場所または存在する場所に, LTT 溶接ビードを, どの方向に施工するかを示している。**Fig.2.3** に示した通り, 亀裂は外部荷重に垂直に発生・進展するので, LTT 溶接金属の膨張によって導入される圧縮残留応力は, 外部荷重の緩和方向であるべきで, そのためには溶接方向は外部荷重方向に施工するのが最も有効である。

また, これまでの研究により, LTT 溶接材料による溶接金属中およびその止端部に生じる残留応力の大きさは, 溶接金属幅より長さで大きく変動することが定量的に明らかになっている。

参 考 文 献

- 2.1) 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.
- 2.2) 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, pp.66-72.
- 2.3) 高強度鋼板の疲労強度向上研究部会編: 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).
- 2.4) 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.
- 2.5) C.Shiga, H.Yasuda, K.Hiraoka, H.Suzuki: Effect of Ms temperature on residual stress in welded joints of high strength steels, *Welding in the World*, Vol. 54, No.3/4, (2010), pp.71-79.

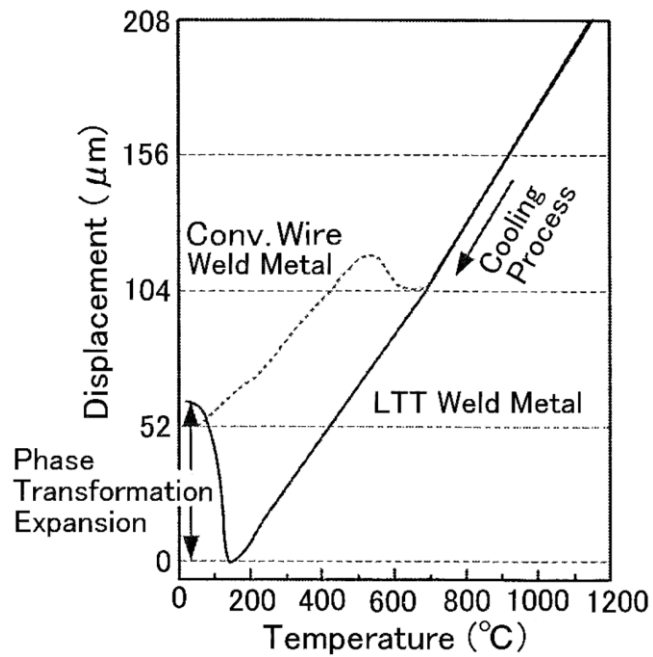


Fig.2.1 Relation between displacement and temperature

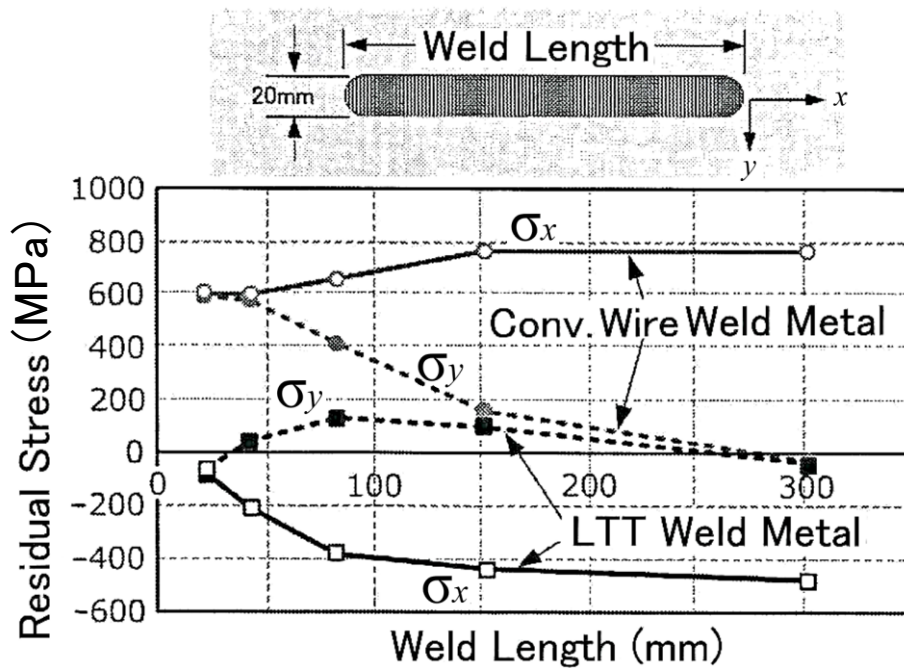


Fig.2.2 Relation between residual stress and weld length in middle point of weld metal

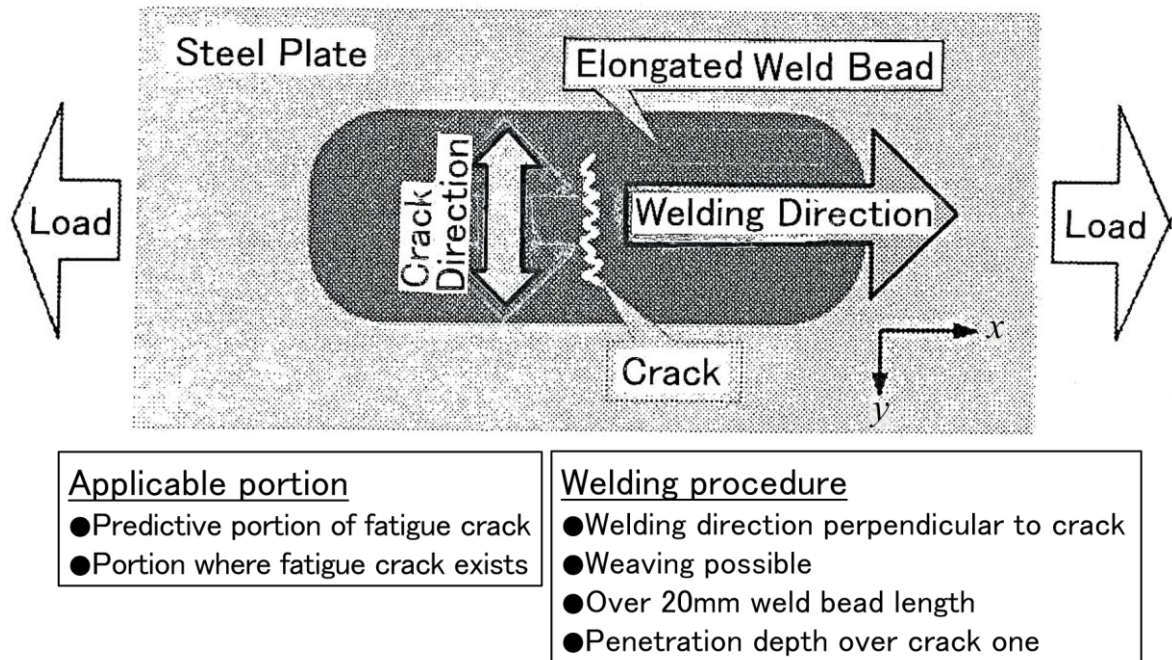


Fig.2.3 Schematic drawing representing the concept of elongated weld bead method, welding procedure and applicable portion

第3章 船体用 50 キロ級高張力鋼板スチフナ先端角回し 溶接部の伸長ビード溶接について

3.1 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

前章で述べた考え方にに基づき、疲労亀裂への抵抗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。**Fig.3.1(a)**が通常のスチフナ先端の角回し溶接で、**Fig.3.1(b)**が、長さ約 40mm の伸長ビード溶接である^{3.1)}。

疲労亀裂発生・進展に及ぼす大きな因子として構造物の形状からくる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。**Fig.3.1(b)** から明らかなように、溶接止端部の形状が滑らかになる角回し溶接部への伸長ビード溶接施工は、応力集中の緩和に結びつくので、当然疲労亀裂の発生および進展に対しても有効である。したがって、LTT 溶接材料による伸長ビード溶接施工法は、疲労亀裂発生位置への圧縮残留応力の生成と、応力集中緩和の二つの効果を目指した溶接施工法と言える。

Fig.3.2 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(**Fig.3.2(a)**)と LTT 溶接材料(**Fig.3.2(b)**)に対して求めた溶接残留応力分布である^{3.1)}。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.3.2(a)の Conv. Wire の場合、伸長ビード表面は、平均的に 300MPa 程度の引張残留応力であり、伸長ビード止端部(記号(大))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.3.2(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 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(記号(大))にも圧縮残留応力が生成し、破線で示したように、伸長ビード長の増大とともに圧縮残留応力は増大し、約 40 mm 以上で飽和している。

Fig.3.3 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、150MPa 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^{3.1)}。スチフナ側止端部に注目すると、ビード長の増大と共に応力は若干増大するが、伸長ビード止端部では、ビード長の増大と共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。

以上のことから、伸長ビード溶接施工においては、約 40 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。

3.2 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、三菱造船(株)下関造船所の現場で検討・確認した^{3.2)}。

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 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を使用して、スチフナ先端角回し溶接部に、長さ 約 75 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。

検討・評価結果を以下に記す。

① 伸長ビード長さ 約 75mm の場合

- ・ 施工時間：27 秒，ビード幅：スタート部 30mm，終端部 20mm。
- ・ 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 75mm 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，ちょっ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する。

なお，伸長ビード長さに対する施工性調査試験に使用された試験片の概略を，**Fig.3.4** に示す。さらに，調査・試験状況を **Fig.3.5** に示す。

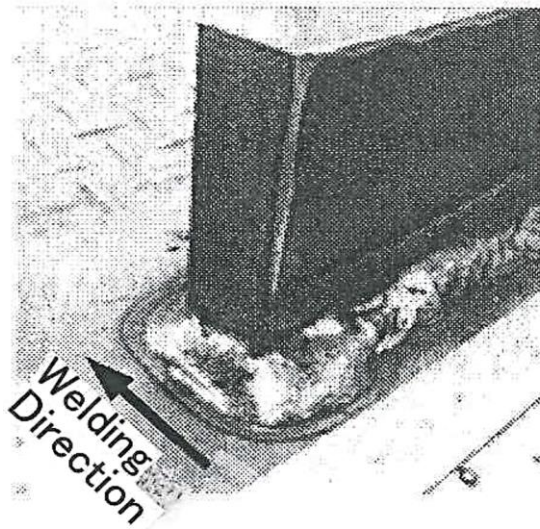
3.3 疲労強度向上に有効で現場施工し易い伸長ビード溶接の長さ

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のようになる。

- 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 で 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。

参 考 文 献

- 3.1) 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，pp.66-72.
- 3.2) 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））。

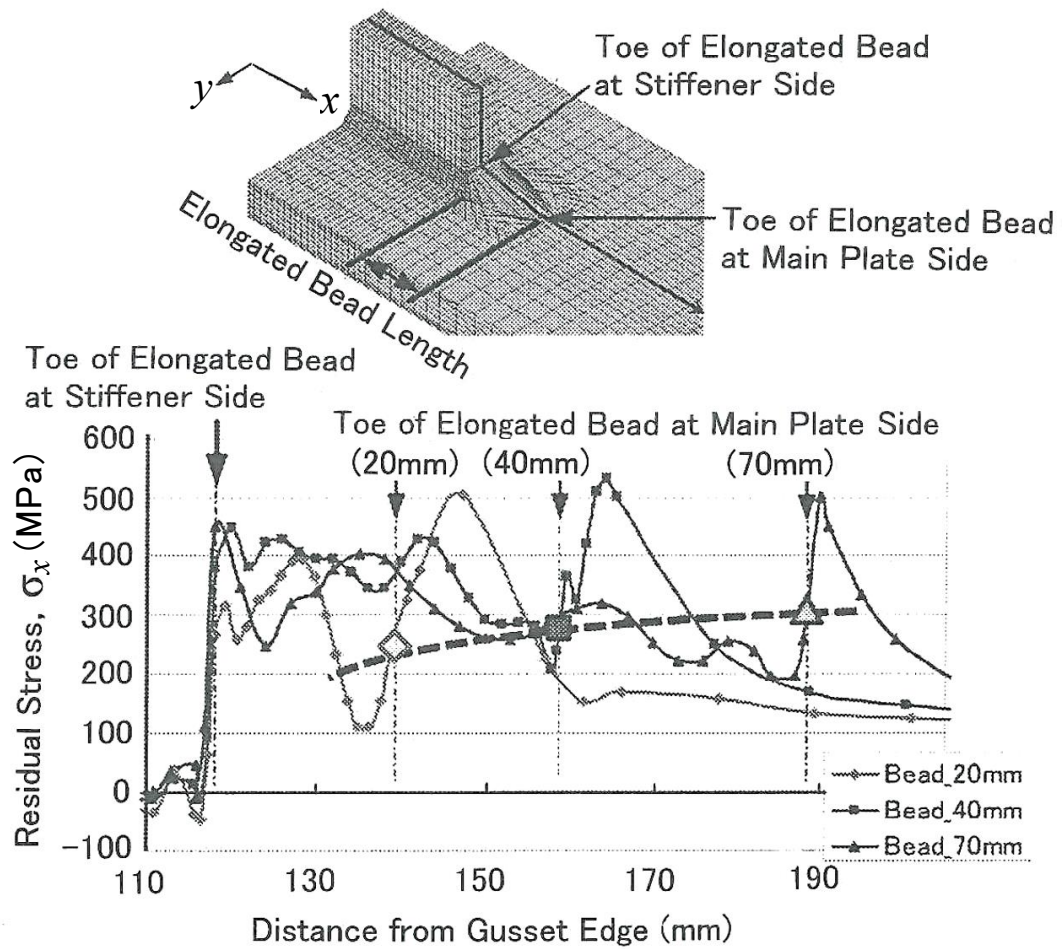


(a)

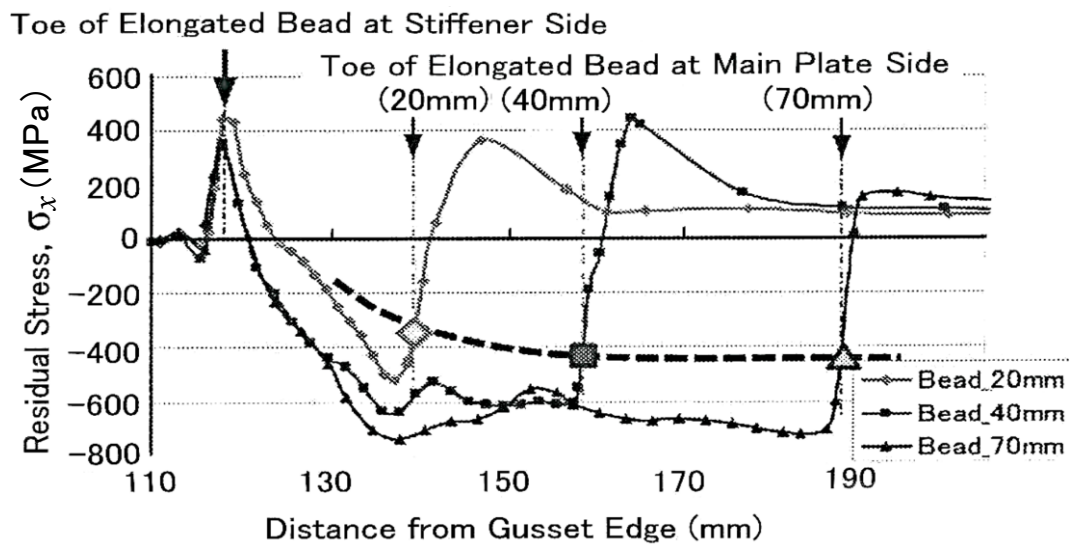


(b)

Fig.3.1 Conventional welding direction (a) and LTT elongated bead welding direction (b)



(a) Residual stress distribution on the surface (Conv.Wire)



(b) Residual stress distribution on the surface (LTT)

Fig.3.2 Effect of elongated bead length for residual stress

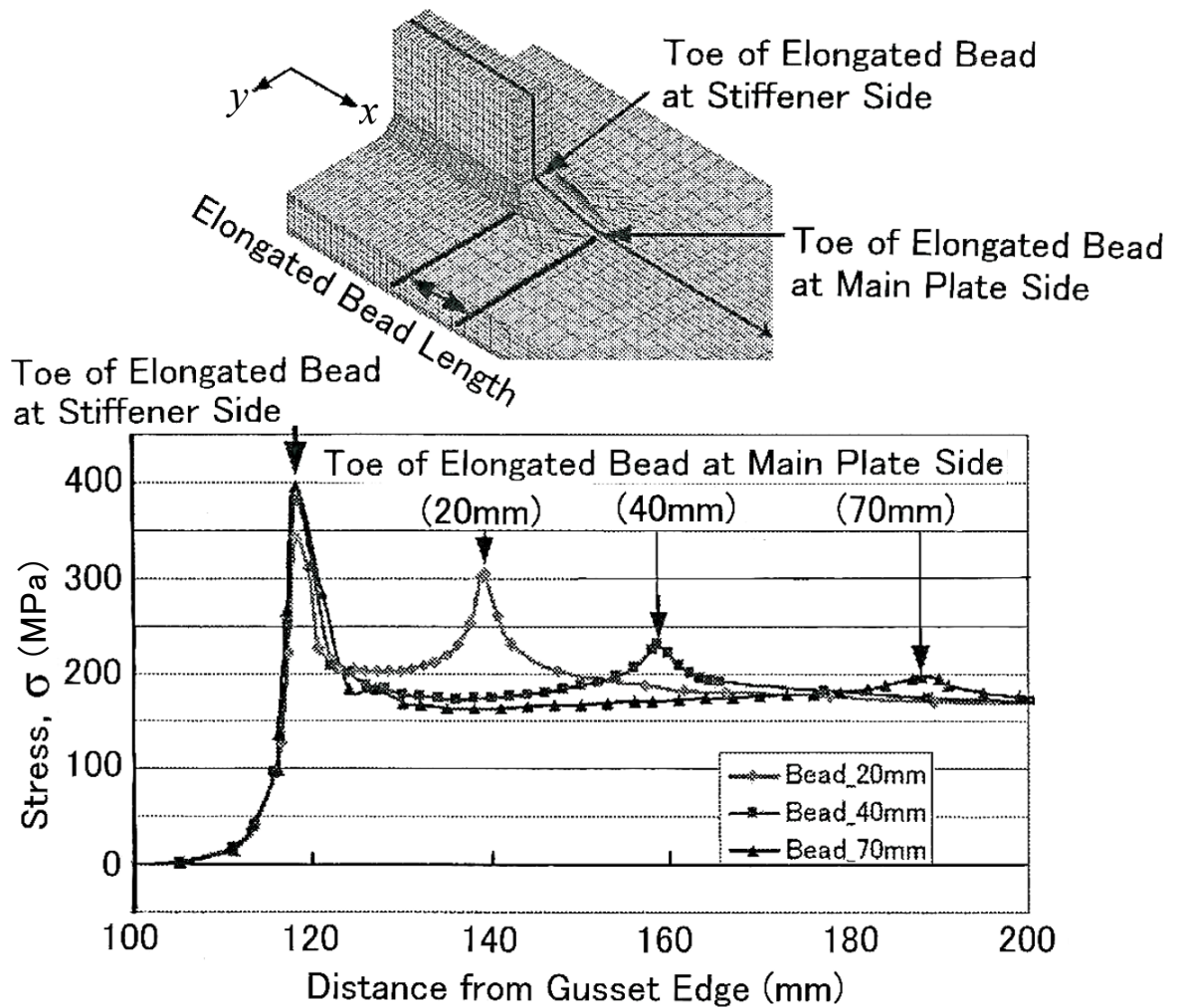


Fig.3.3 Effect of elongated bead length on stress concentration at the toe position (Under applied stress of 150 MPa)

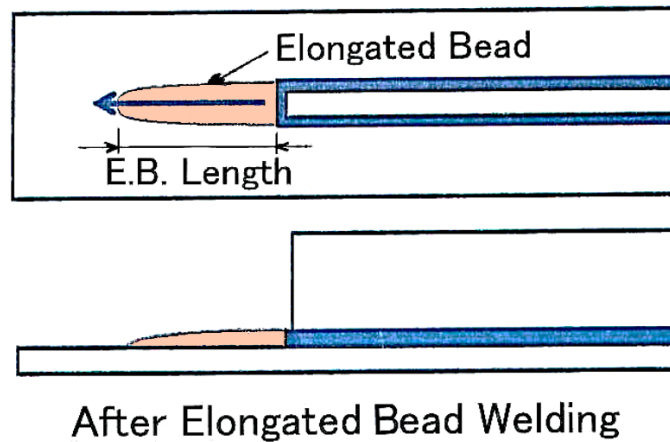
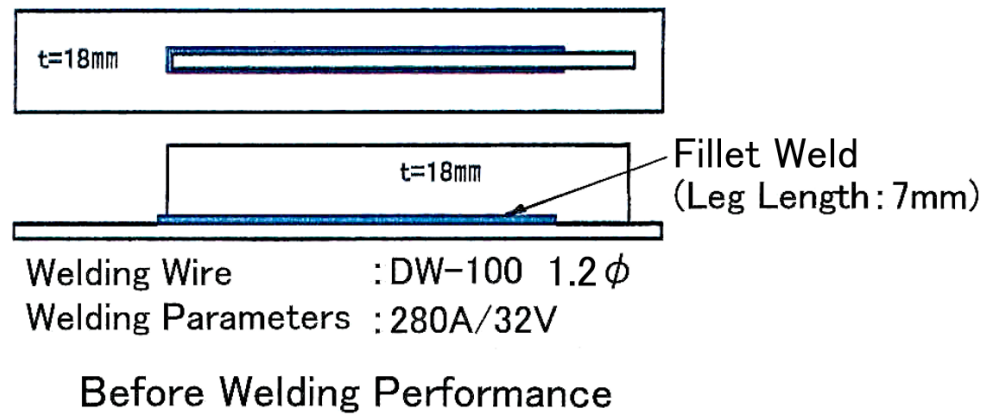


Fig.3.4 Test specimen for welding procedure test of elongated bead length



Elongated Bead
(Bead on Plate)



Specimen



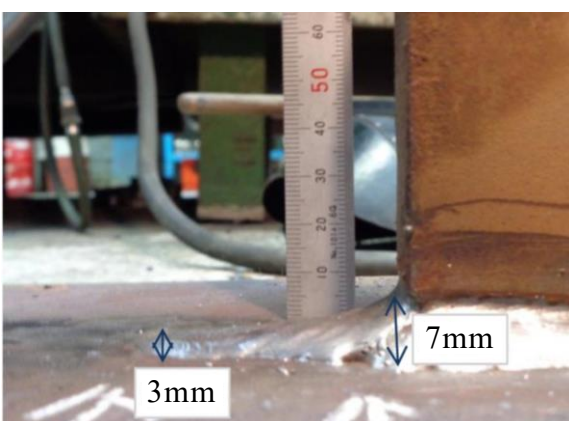
Marking
(Elongated Bead: 75mm)



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



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



Side View of Elongated Bead

Fig.3.5 Investigation on the length of elongated weld bead

第4章 低変態温度溶接材料の伸長ビード溶接による スチフナ先端角回し溶接部の疲労寿命延伸効果

4.1 はじめに

低変態温度(LTT)溶接材料として、先にも記したが、10Cr10Ni 系ソリッドワイヤ(記号 LTT1)と、低コストの LTT 溶接材料として、6.5Mn 系フラックス入りワイヤ(記号 LTT2)、3Mn3Ni 系被覆アーク溶接棒(記号 LTT3)、13Cr5Ni 系フラックス入りワイヤ(記号 LTT4)、および 5Ni 系フラックス入りワイヤ(記号 LTT5)を供試した^{4.1)~4.3)}。

また、供試した疲労試験片のスチフナ先端角回し溶接部は、基本的には 11 種類、LTT 溶接材料の種類を含めると 15 種類とした^{4.1)}。

4.2 供試鋼板・供試溶接材料および供試疲労試験片

降伏点 40 kgf/mm^2 級(390 MPa 級)(AH40, 板厚 20 mm)および 36 kgf/mm^2 級(355 MPa 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 4.1** に示す^{4.1)}。

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、メーカー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 4.2** に示す^{4.1)}。

供試した 5 種類の LTT 溶接材料溶着金属の化学成分例と Ms 温度を **Table 4.3** に示す^{4.2)}。また、その機械的性質例を **Table 4.4** に示す^{4.2)}。

供試した疲労試験片の形状・寸法を **Fig.4.1** に示す。また、疲労試験片の溶接施工は、主板とスチフナ材との直線部の隅肉溶接を Conv. Wire で施工した後、LTT 溶接材料の種類を含めて 15 種類の角回し溶接部の施工をした。

上述のように、供試した疲労試験片スチフナ先端の角回し溶接部は、基本的には 11 種類 [タイプ A・B・C・D・E・F・G・AD・AE・FR・ER], LTT 溶接材料の種類を含めると 15 種類とした^{4.1)}。すなわち、以下の通りである。

- ① タイプ A は、従来の角回し溶接部の疲労強度と比較するために、Conv.Wire で、ごく普通に角回し溶接をした試験片である。
- ② タイプ B は、タイプ A の Conv.Wire の代わりに、角回し溶接を LTT1 で施工した試験片である。
- ③ タイプ C は、角回し溶接を LTT1 で施工したタイプ B に、先に **Fig.3.2** に示した解析結果で、明らかに圧縮応力が残留する伸長ビードの長さである、約 70mm の伸長ビードを LTT1 で溶接した試験片である。
- ④ タイプ D は、タイプ C と同様に角回し溶接を LTT1 で施工し、長さ約 70mm の伸長ビードを LTT5 で溶接した試験片である。
- ⑤ タイプ E は、角回し溶接を LTT1 で施工したタイプ B に、現場施工と解析結果を考慮した有効な伸長ビードの長さである、約 40mm の伸長ビードを LTT1 で溶接した試験片である。
- ⑥ タイプ F は、角回し溶接の溶け込みを深くするため、スチフナ先端に開先加工 (**Fig.4.1** 参照) を施し、タイプ E 試験片と同じ条件で、すなわち、角回し溶接を LTT1 で、長さ約 40mm の伸長ビードを LTT1 で溶接した試験片である。
- ⑦ タイプ G は、タイプ F の LTT1 による伸長ビード長さを、約 70mm にした試験片である。
- ⑧ タイプ AD は、従来の角回し溶接止端部の応力集中緩和処理であり、タイプ A の Conv.Wire による角回し溶接止端部を、グラインダーで Dressing 処理した試験片である。
- ⑨ タイプ AE は、伸長ビードによる応力集中緩和効果を確認するため、タイプ A に長さ約 40mm の伸長ビードを Conv.Wire で溶接した試験片

である。すなわち、全て Conv. Wire で溶接した長さ約 40 mm の伸長ビード付試験片である。

- ⑩ タイプ ER は、タイプ E の角回し溶接を Conv. Wire で施工した試験片である。すなわち、角回し溶接を Conv. Wire で溶接したタイプ A 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。
- ⑪ タイプ ER(LTT2)は、タイプ ER の長さ約 40 mm の伸長ビードを LTT2 で溶接した試験片である。また、タイプ ER(LTT2)は、現場溶接技能者によって製作された試験片である。
- ⑫ タイプ FR は、タイプ F の角回し溶接を Conv. Wire で施工した試験片である。すなわち、スチフナ先端に開先加工(**Fig.4.1** 参照)を施し、角回し溶接を Conv. Wire で、長さ約 40 mm の伸長ビードを LTT1 で溶接した試験片である。
- ⑬ タイプ FR(LTT2)は、タイプ FR の長さ約 40 mm の伸長ビードを LTT2 で溶接した試験片である。
- ⑭ タイプ FR(LTT3)は、タイプ FR の長さ約 40 mm の伸長ビードを LTT3 で溶接した試験片である。
- ⑮ タイプ FR(LTT4)は、タイプ FR の長さ約 40 mm の伸長ビードを LTT4 で溶接した試験片である。

なお、供試した疲労試験片は、溶接条件のバラツキを少なくするために、タイプ ER(LTT2)を除いて、ロボットを使用して製作した。また、全て下向姿勢で溶接した。

①～⑮ に述べた疲労試験片の、溶接条件を **Table 4.5** に示す。また、角回し溶接部の概略図を、**Fig.4.2～Fig.4.4** に示す。

タイプ A・B・C・D は、主板・スチフナ材に板厚 20 mm の AH40 鋼板を使用した。さらに、タイプ A・B・C・D 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 16mm の AH36 鋼板を使用した。

供試した疲労試験片のスチフナ先端角回し溶接状況を **Fig.4.5** 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、**Fig.4.5** に示した ^{4.1)}。

4.3 疲労試験および疲労試験結果一覧

応力範囲 (σ_R) 150MPa および 200 MPa で、試験片が完全に破断するまで疲労試験を実施した。なお、タイプ ER 以外の疲労試験は、全て、長崎総合科学大学に設置されている 500 kN 電気油圧式疲労試験機で実施した。タイプ ER の疲労試験は、大阪大学に設置されている 400 kN 電気油圧式疲労試験機で実施した。試験は、室温，大気中，繰返し速度 2～5Hz，応力比 $R=0$ の軸力片振引張荷重制御方式，荷重波形は正弦波で実施した。

疲労試験の結果を **Table 4.6～Table 4.8** に一覧する ^{4.1)～4.5)}。先に述べたように、タイプ A・B・C・D とタイプ A・B・C・D 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。**Table 4.7** および **Table 4.8** にもタイプ A のデータを記載すると共に、タイプ A の寿命を基準にした各試験片の寿命の比を、**Table 4.6～Table 4.8** に示した。

4.4 グラインダーによるドレスアップ処理および Conv. Wire 溶接材料による伸長ビード溶接の効果

タイプ A と、タイプ A の角回し溶接止端部をグラインダーで Dressing 処理したタイプ AD，さらにタイプ A に長さ約 40mm の伸長ビードを Conv. Wire で溶接したタイプ AE の疲労試験結果 (**Table 4.7**) を比較して、**Fig.4.6** に示す。

σ_R が 150MPa の場合，タイプ A の平均寿命 (N_f の平均値) を基準にすると，タイプ AD の寿命は約 2.0～2.4 倍，タイプ AE の寿命は約 2.8 倍であった。

Fig.4.6 で明らかなように，Conv.Wire で伸長ビード溶接しても，疲労亀裂発生点であった伸長ビード溶接先端の止端部が，スチフナ端から離れたことや，溶接止端部の形状が滑らかになったことで，疲労亀裂発生点の応力集中低減による延命効果があったものと考えられる。

なお，タイプ A，タイプ AD および タイプ AE の疲労破断面の代表例を **Fig.4.7～Fig.4.9** に示す。**Fig.4.7～Fig.4.9** から明らかなように，疲労亀裂発生点は，タイプ A では角回し溶接止端部，タイプ AD では，スチフナ先端のルート部，タイプ AE では，伸長ビード先端部のクレータであった。

4.5 LTT1 溶接材料による伸長ビード溶接の効果

タイプ B に，LTT1 で長さ約 70 mm の伸長ビードを溶接したタイプ C と，長さ約 40 mm の伸長ビードを溶接したタイプ E の疲労試験結果 (**Table 4.6**) を比較して，**Fig.4.10** に示す。

σ_R が 150MPa の場合，タイプ B の寿命は，タイプ A の平均寿命 (N_f の平均値) を基準にすると，約 0.9～1.0 倍であり，タイプ C の寿命は約 3.0～3.4 倍，タイプ E の寿命は約 1.6～3.5 倍であった。

また， σ_R が 200MPa の場合，タイプ B の寿命はタイプ A の寿命の約 1.1 倍，タイプ C の寿命は約 2.5 倍，タイプ E の寿命は約 2.1 倍であった。

Fig.4.10 から明らかなように，LTT1 で伸長ビードを溶接すれば，寿命は延びるが，伸長ビードの長さは約 70 mm でも約 40 mm でも，寿命に及ぼす影響には大差ないと言える。

なお，タイプ A，タイプ B，タイプ C および タイプ E の疲労破断面の代表例を，**Fig.4.11～Fig.4.16** に示す。

Fig.4.11～Fig.4.16 から明らかなように、疲労亀裂発生点は、タイプ A、タイプ B では角回し溶接止端部であった。また、タイプ C、タイプ E ではスチフナ先端のルート部から発生した疲労亀裂が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。

一方、スチフナ先端の角回し溶接部に開先加工 (**Fig.4.1** 参照) を施し、LTT1 で、角回し溶接と長さ約 40mm の伸長ビードを溶接したタイプ F と、長さ約 70mm の伸長ビードを溶接したタイプ G の疲労試験結果 (**Table 4.6**) を比較して、**Fig.4.17** に示す。

Fig.4.17 から明らかなように、 σ_R が 150MPa 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。 σ_R が 200MPa 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、伸長ビードの長さは約 40mm あれば、延命効果は得られると言える。

なお、タイプ F およびタイプ G の疲労破断面の代表例を、**Fig.4.18～Fig.4.23** に示す。

Fig.4.18～Fig.4.23 から明らかなように、タイプ F およびタイプ G 共に、疲労亀裂発生点は、スチフナ先端のルート部あるいはルート部断面であり、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。

4.6 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 (**Table 4.6**) を比較して、**Fig.4.24** に示す。

σ_R が 150MPa 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、 σ_R が 200 MPa 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.4.24 から明らかなように、 σ_R が 150 MPa および 200 MPa で、疲労寿命に及ぼす開先加工の影響は逆転しており、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る。

また、先に、**Fig.4.17** 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 ER・タイプ FR の疲労破断面の代表例を **Fig.4.25～Fig.4.36** 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外側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。

また、**Fig.4.35** および **Fig.4.36** で明らかなように、記号 FR-4 試験片では、疲労亀裂発生点は、伸長ビード先端部のクレータであった。FR-4 の寿命が、FR-3 の寿命と大差ないことから、FR-4 の疲労亀裂発生・進展に、伸長ビード溶接による残留応力の効果が大きかったものと推察される。

4.7 LTT2・LTT3・LTT4・LTT5 溶接材料による伸長ビード溶接の効果

LTT1 溶接材料は、Ni を約 10 % 含有しており非常に高価であると同時に、10Cr10Ni 系であるため、その溶接金属はかなり硬い。

そこで、LTT2 (6.5Mn 系)、LTT3 (3Mn3Ni 系)、LTT4 (13Cr5Ni 系) で長さ約 40 mm の伸長ビードを溶接したタイプ ER (LTT2)、タイプ FR (LTT2)、タイプ FR (LTT3) および タイプ FR (LTT4) の疲労試験結果 (Table 4.8) を比較して、Fig.4.37 に示す。

Fig.4.37 から明らかなように、タイプ ER (LTT2) が一番長寿命であり、タイプ A の寿命の約 3.8～5.0 倍であった。タイプ ER (LTT2) が、実用できる可能性が高いと言える。

なお、タイプ ER (LTT2)、タイプ FR (LTT2)、タイプ FR (LTT3) および タイプ FR (LTT4) の疲労破断面の代表例を Fig.4.38～Fig.4.45 に示す。

Fig.4.38～Fig.4.45 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 とほぼ同じであることが明らかである。

また、先に、Table 4.8 中に示したように、LTT5 (5Ni 系) で長さ約 70 mm の伸長ビードを溶接したタイプ D の、 σ_R が 150 MPa での破断寿命は、タイプ A の約 1.1 倍であり、LTT5 溶接材料の効果はほとんど期待できないと言える。

4.8 疲労寿命延伸に影響を及ぼす亀裂進展径路に関する考察

タイプ A・B・C・E・F・G・AD・FR・ER の疲労破断面を観察し、疲労亀裂の発生点とその後の亀裂進展に注目し、破断までの亀裂進展径路ごとに分けて疲労寿命延伸との関係について評価した。亀裂進展径路について以下にまとめる。

- Failure pass 1 は、角回し溶接止端部から疲労亀裂が発生・進展し破断に至っている亀裂進展径路である。前述の Fig.4.7 を破断面の代表例とする。

- Failure pass 2 は、スチフナ先端ルート部から溶接金属に発生した疲労亀裂が表面に進展し、表面の溶接金属を破断した後、主板との溶着部であるスチフナ先端ルート部両端の 2 箇所よりそれぞれ亀裂が主板に進展して、やがて合体し、さらに進展して、主板の破断に至っている亀裂進展径路である。**Fig.4.44** を破断面の代表例とする。
- Failure pass 3 は、スチフナ先端の伸長ビード溶着部表面に発生した疲労亀裂が主板とスチフナ材との未溶着部に進展・貫通した後、主板とスチフナ両側面の溶着部の 2 箇所よりそれぞれ亀裂が主板に進展して、やがて合体し、さらに進展して、主板の破断に至っている亀裂進展径路である。**Fig.4.14** を破断面の代表例とする。
- Failure pass 4 は、スチフナ先端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の内部を外側に向かって進展し、表面の溶接金属を破断した後、主板との溶着部であるスチフナ先端ルート部両端の 2 箇所よりそれぞれ亀裂が主板に進展して、やがて合体し、さらに進展して、主板の破断に至っている亀裂進展径路である。**Fig.4.18** を破断面の代表例とする。
- Failure pass 5 は、主板とスチフナ材との隅肉溶接と、角回し溶接の角回し開始端部の境界から発生した疲労亀裂が主板に進展すると共に、スチフナ材と角回し溶接部の境界に沿って対面に進展して、対面の主板とスチフナ側面の溶着部から亀裂が主板に進展して、やがて合体し、さらに進展して、主板の破断に至っている亀裂進展径路である。**Fig.4.29** を破断面の代表例とする。
- Failure pass 6 は、主板とスチフナ材との隅肉溶接と、角回し溶接の角回し開始端部の境界から発生した疲労亀裂が、主板とスチフナ材両方に、さらに、対角線上の 2 箇所で進展して、2 箇所の疲労亀裂はそれぞれ成長し、やがて合体して、試験片の破断に至っている亀裂進展径路である。**Fig.4.33** を破断面の代表例とする。

なお, Failure pass 1～6 に述べた疲労亀裂進展径路について, タイプ A・B・C・E・F・G・AD・FR・ER の疲労試験結果 (Table 4.6～Table 4.8) を比較して, Fig.4.46 に示す。

Fig.4.46 に示した結果を, 疲労亀裂が角回し溶接部から発生した Failure pass 1, 疲労亀裂がスチフナ材の中を通らずに進展した Failure pass 2 および Failure pass 3, 疲労亀裂がスチフナ材の中を通って進展した Failure pass 4 および Failure pass 5, 疲労亀裂が主板と共にスチフナ材に進展した Failure pass 6 とで分けると, Fig.4.46 の破線のように整理できる。

また, Fig.4.46 から明らかなように, σ_R が 150 MPa と 200 MPa の結果共に, 疲労寿命が, タイプ A の平均寿命の 5.0 倍を超えるには, スチフナ材の中を進展する必要があると考えられる。

以上のことから, 疲労亀裂の発生点とその後の亀裂の進展径路によって, 疲労寿命延伸に影響することが明らかとなった。

亀裂進展径路の影響を考慮してタイプ C・E・F・G・FR・ER の疲労試験結果をまとめると, 以下ようになる。

- ① 先に Fig.4.10 に示したタイプ C・E の疲労試験結果と, 疲労亀裂進展径路を合わせて, Fig.4.47 に示す。Fig.4.47 から明らかなように疲労寿命の延命効果で分けると, 約 2 倍 (C-4・E-2・E-3), 約 3 倍 (C-2・C-3・E-1) となる。

約 2 倍 (C-4・E-2・E-3) の試験片より, Failure pass 3 の亀裂進展では, 表面の溶接形状による疲労寿命の影響が大きく, E-2・E-3 は表面の溶接形状による影響で疲労寿命が下がっていると考えられる。また, C-4 は, 溶接金属の破断面内の溶接欠陥が影響して疲労寿命が下がったと考えられる。

以上のことから, タイプ C・E は, 溶接欠陥等がなければ疲労寿命延伸効果は約 3 倍以上になると考えられる。

- ② 先にタイプ **Fig.4.17** に示した F・G の疲労試験結果と、疲労亀裂進展径路を合わせて、**Fig.4.48** に示す。**Fig.4.48** から明らかなように疲労寿命の延命効果で分けると、約 2 倍(F-2・G-3)、約 3 倍(G-1・G-2)、約 6 倍(F-1・F-3)となる。

約 2 倍(F-2・G-3)の試験片より、Failure pass 3 の亀裂進展をした G-3 は、表面の溶接形状による影響で疲労寿命が下がっていると考えられる。また、F-2 は、溶接金属の破断面に不安定破壊面がみられることから、ルート部から発生した疲労亀裂が表面に早く現れたことが影響して疲労寿命が下がったと考えられる。

約 6 倍(F-1・F-3)の試験片より、Failure pass 4 の亀裂進展をした F-1・F-3 は、ルート部から発生した疲労亀裂がスチフナ材の中を通過して進展したことが影響して疲労寿命が約 6 倍に延びたと考えられる。

以上のことから、タイプ F・G は、溶接欠陥等がなければ疲労寿命延伸効果は約 3 倍以上になると考えられる。さらに、ルート部から発生した疲労亀裂がスチフナ材の中を通過して進展することで、疲労寿命延伸効果は約 6 倍になると考えられる。

- ③ 先にタイプ **Fig.4.24** に示したタイプ FR・ER の疲労試験結果と、疲労亀裂進展径路を合わせて、**Fig.4.49** に示す。**Fig.4.49** から明らかなように疲労寿命の延命効果で分けると、約 4 倍(FR-1・FR-2)、約 6 倍(ER-5・FR-5・FR-0)、約 8 倍(ER-2・ER-3)、約 10 倍(ER-1・FR-3・FR-4)となる。

約 4 倍(FR-1・FR-2)の試験片より、Failure pass 3 の亀裂進展をした FR-1・FR-2 は、表面の溶接形状による影響で疲労寿命が下がっていると考えられる。

約 6 倍(ER-5・FR-5・FR-0)の試験片より、Failure pass 4 および Failure pass 5 の亀裂進展をした ER-5・FR-5・FR-0 は、それぞれ

発生した疲労亀裂がスチフナ材の中を通過して進展したことが影響して疲労寿命が約 6 倍に延びたと考えられる。

約 10 倍 (ER-1・FR-3・FR-4) の試験片より, Failure pass 6 の亀裂進展をした ER-1・FR-3・FR-4 は, 発生した疲労亀裂が主板と共にスチフナ材に進展したことが影響して疲労寿命が約 10 倍に延びたと考えられる。

また, ER-2・ER-3 は, それぞれに Failure pass 5・Failure pass 6 の亀裂進展が混在しているために, 疲労寿命が約 8 倍になったものと考えられる。

以上のことから, タイプ FR・ER は, 溶接欠陥等がなければ疲労寿命延伸効果は約 6 倍以上になると考えられる。さらに, 疲労亀裂が主板と共にスチフナ材に進展することで, 疲労寿命延伸効果は約 10 倍になると考えられる。

- ④ 先にタイプ **Fig.4.37** に示した LTT2(6.5Mn 系), LTT3(3Mn3Ni 系) および LTT4(13Cr5Ni 系) など, 低変態温度溶接材料の疲労試験結果と, 疲労亀裂進展径路を合わせて, **Fig.4.50** に示す。**Fig.4.50** から明らかなように疲労寿命の延命効果で分けると, 約 2 倍[FR(LTT2)-1・FR(LTT2)-X], 約 3 倍[FR(LTT3)・FR(LTT4)], 約 4~5 倍[ER(LTT2)-S・ER(LTT2)-I]となる。

約 2 倍[FR(LTT2)-1・FR(LTT2)-X]の試験片より, Failure pass 3 の亀裂進展をしている FR(LTT2)-1・FR(LTT2)-X は, 表面の溶接形状による影響で疲労寿命が下がっていると考えられる。

また, ER(LTT2)-S は, Failure pass 5 の亀裂進展が混在しているために, 疲労寿命が約 5 倍になったものと考えられる。

以上のことから, LTT2(6.5Mn 系), LTT3(3Mn3Ni 系) および LTT4(13Cr5Ni 系) など, 低変態温度溶接材料に対する検討結果では,

溶接欠陥等がなければ疲労寿命延伸効果は約 3 倍以上になると考えられる。中でも、疲労寿命が約 4～5 倍であり、Failure pass 5 の亀裂進展が混在したタイプ ER(LTT2)は、スチフナ材の中を疲労亀裂が進展することで高い疲労寿命延伸効果が期待できると言える。

4.9 疲労寿命延伸に及ぼす低変態温度溶接材料による伸長ビード溶接の効果のまとめ

前節までに述べた疲労試験結果を要約すると、以下のようになる。

- ① ごく普通に Conv.Wire で角回し溶接したタイプ A (疲労寿命評価の基準とした) に比べて、角回し溶接止端部をグラインダーで Dressing 処理したタイプ AD の寿命は、約 2.0～2.4 倍であった (Fig.4.6 参照)。

さらに、タイプ A に長さ約 40 mm の伸長ビードを Conv.Wire で溶接したタイプ AE の寿命は、約 2.8 倍であった (Fig.4.6 参照)。タイプ AE では、伸長ビード先端部のクレータから疲労亀裂が発生したために、タイプ A に比べて疲労亀裂発生部の応力集中が小さくなったためであると考えられる。

- ② LTT1 (10Cr10Ni 系) で角回し溶接したタイプ B に、LTT1 で長さ約 70 mm と約 40 mm の伸長ビードを溶接したタイプ C とタイプ E の寿命を比較すると (Fig.4.10 参照)、伸長ビードを LTT1 で溶接すれば寿命は延びる (約 2～4 倍) が、伸長ビードの長さは約 70 mm でも約 40 mm でも、寿命に及ぼす影響は大差ないことが明らかになった。

また、疲労亀裂発生点は、タイプ A、タイプ B では角回し溶接止端部であり、タイプ C とタイプ E では、スチフナ先端ルート部であった (Fig.4.11～Fig.4.16 参照)。

- ③ スチフナ先端の角回し溶接部に開先加工を施し、LTT1 で角回し溶接して、LTT1 で長さ約 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 の寿命を比較すると (Fig.4.17

参照), 伸長ビードの長さは 約 40mm あれば延命効果(約 6 倍)があることが明らかになった。

タイプ F, タイプ G とともに, 疲労亀裂発生点は, スチフナ先端のルート部あるいはルート部断面であり, 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(**Fig.4.18**~**Fig.4.23** 参照)。

- ④ 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, 開先加工を施したタイプ FR の寿命(**Fig.4.24** 参照)が, 最も長寿命であった。

σ_R が 150MPa 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 7~9 倍であり, タイプ FR の寿命は約 4~6 倍であった。

また, σ_R が 200MPa の場合, タイプ ER の寿命は約 6~8 倍であり, タイプ FR の寿命は約 10~11 倍であった(**Fig.4.24** 参照)。

σ_R が 150 MPa と 200 MPa とで, 疲労寿命に及ぼす開先加工の影響は逆転しており, Conv.Wire で角回し溶接を施工する場合, 開先加工は不要であると言える。

また, 長さ約 40 mm の伸長ビード溶接は, 第 3 章で述べたように, 造船現場で特に負担になるようなものではなく, 実用上, 特に問題無いと考えられる。

- ⑤ LTT2(6.5Mn 系), LTT3(3Mn3Ni 系), LTT4(13Cr5Ni 系)および LTT5(5Ni 系)など, 低変態温度溶接材料に対する検討結果では, 角回し溶接を Conv.Wire で施工し, 長さ約 40mm の伸長ビードを LTT2 で溶接したタイプ ER(LTT2)の寿命が, タイプ A の寿命の約 4~5 倍であり(**Fig.4.37** 参照), 実用できる可能性が高いと言える。
- ⑥ 疲労亀裂の発生点とその後の亀裂の進展径路が, 疲労寿命延伸に影響することが明らかとなった(**Fig.4.46** 参照)。また, σ_R が 150 MPa と 200 MPa の結果共に, タイプ A の平均寿命の 5.0 倍を超えるには, 疲労亀裂がスチフナ材の中を進展する必要があると考えられる。

参 考 文 献

- 4.1) 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)).
- 4.2) 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.
- 4.3) 松崎拓也, 村川英一, 麻 寧緒, 堤 成一郎, 平岡和雄, 大沢直樹, 岡田公一, 谷野忠和, 志賀千晃, 矢島 浩: 低変態温度溶接材料を用いた伸長ビード溶接による疲労寿命延伸効果に関する一考察, *圧力技術*, 第 58 巻, 第 1 号, (2020.1.), pp.22-38.
- 4.4) 木村俊介, 岡田公一, 松崎拓也, 村川英一, 麻 寧緒, 平岡和雄, 志賀千晃, 矢島 浩: 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, *長崎総合科学大学紀要*, 第 60 巻, 第 1 号, (2020.6.), pp.55-67.
- 4.5) 木村俊介, 木村敏之, 岡田公一, 麻 寧緒, 平岡和雄, 村川英一, 馮 中元, 松崎拓也, 加納 覚, 志賀千晃, 矢島 浩: 低変態温度溶接材料を用いた伸長ビード溶接による角回し溶接部の疲労寿命延伸に関する一考察, *溶接学会九州支部講演論文集(論文発表)*, 第 17 号, (2020.11.13.), pp.33-40.

Table 4.1 Chemical composition and mechanical properties of steel plates

Material	Thick. (mm)	Chemical Composition					Mechanical Properties			
		C (%)	Si (%)	Mn (%)	P (%)	S (%)	Y.P. (MPa)	T.S. (MPa)	El. (%)	vE0°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 4.2 Chemical composition and mechanical properties of deposit metal
(Conv. Wire) (From product catalog)**

Chemical Composition (mass%)					0.2% P.S. (MPa)	T.S. (MPa)	El. (%)	vE (J)
C	Si	Mn	P	S				
0.06	0.50	1.40	0.013	0.009	530	590	27	98

Table 4.3 Chemical composition and Ms temperature of LTT deposit metals

	Chemical Composition						MsTemp. (°C)
	C (%)	Si (%)	Mn (%)	Ni (%)	Cr (%)	O (%)	
LTT1	0.048	0.26	0.6	9.46	10.5	0.055	184
LTT2	0.029	0.38	4.3	—	—	0.069	472
LTT3	0.034	0.41	3.3	3.3	—	0.019	408
LTT4	0.024	0.48	0.5	5.0	11.6	0.057	394
LTT5	0.036	0.72	2.2	5.06	—	—	501

Table 4.4 Mechanical properties of LTT deposit metals

	0.2% P.S. (MPa)	T.S. (MPa)	0.2%P.S. T.S.	El. (%)	vE0°C (J)
LTT1	447	1093	0.41	14	24
LTT2	727	820	0.89	23	53
LTT3	895	973	0.92	20	72
LTT4	854	1026	0.83	16	40
LTT5	484	784	0.62	10	28

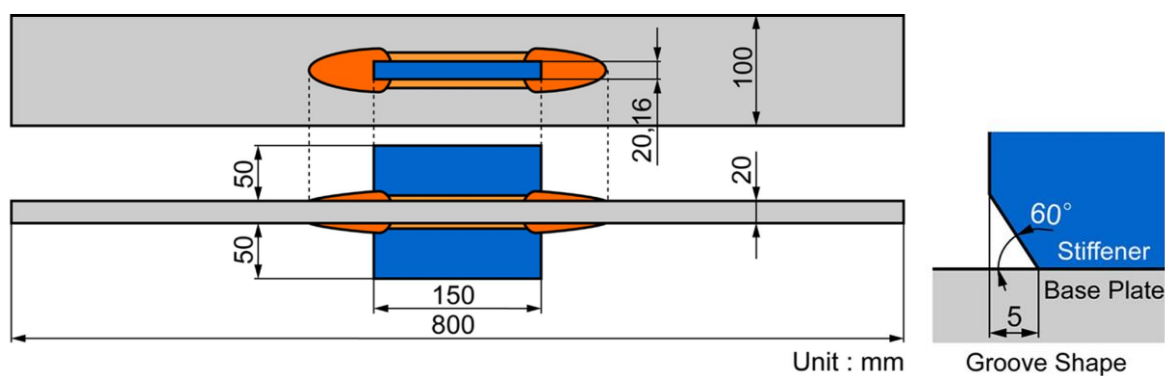
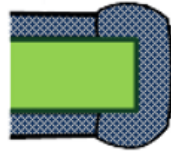


Fig.4.1 Shape and size of boxing fillet welded joint specimen

Table 4.5 Welding conditions

	Material	Shield Gas [25(l/min)]	Current (A)	Voltage (V)	Speed (cm/min)	Heat Input (kJ/cm)
Fillet Weld	Conv. Wire	CO ₂	280	32	48	11
Boxing Weld	LTT1	80%Ar+20%CO ₂	230,220	31,29	25	17,15
	Conv. Wire	CO ₂	280,340,300	32,31,32	28,35,45	19,18,13
Elongated Bead	LTT1	80%Ar+20%CO ₂	270,320,220	26,27,27	18,18,24	23,29,15
	LTT2	CO ₂	260,320,220	25,27,27	18,18,24	22,29,15
	LTT3	—	140	20	14	12
	LTT4	CO ₂	270,320,220	26,28,27	18,18,24	23,30,15
	LTT5	CO ₂	290,290,220	28,26,23	18,18,22	27,25,14

F.W. : Conv.Wire
B.W. : Conv.Wire



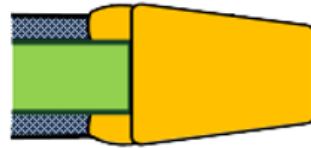
Type A

F.W. : Conv.Wire
B.W. : LTT1



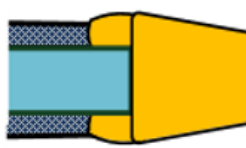
Type B

F.W. : Conv.Wire
B.W. : LTT1
E.B. : LTT1



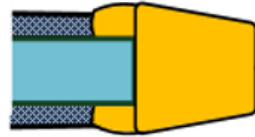
Type C

F.W. : Conv.Wire
B.W. : LTT1
E.B. : LTT1



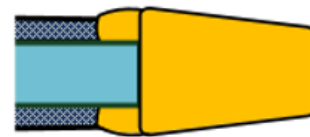
Type E

F.W. : Conv.Wire
B.W. : LTT1
E.B. : LTT1
Edge Preparation



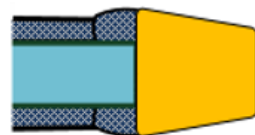
Type F

F.W. : Conv.Wire
B.W. : LTT1
E.B. : LTT1
Edge Preparation



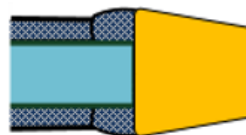
Type G

F.W. : Conv.Wire
B.W. : Conv.Wire
E.B. : LTT1



Type ER

F.W. : Conv.Wire
B.W. : Conv.Wire
E.B. : LTT1
Edge Preparation

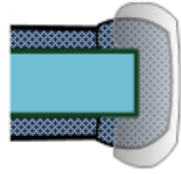


Type FR

(F.W. : Fillet Weld
B.W. : Boxing Weld
E.B. : Elongated Bead)

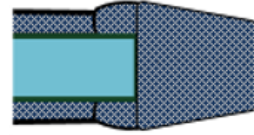
Fig.4.2 Boxing weld type of fatigue specimen

F.W. : Conv.Wire
B.W. : Conv.Wire
Dressing



Type AD

F.W. : Conv.Wire
B.W. : Conv.Wire
E.B. : Conv.Wire

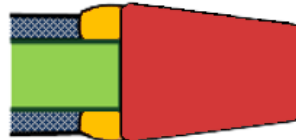


Type AE

(F.W. : Fillet Weld
B.W. : Boxing Weld
E.B. : Elongated Bead)

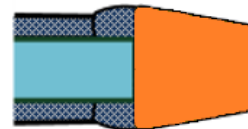
Fig.4.3 Boxing weld type of fatigue specimen

F.W. : Conv.Wire
B.W. : LTT1
E.B. : LTT5



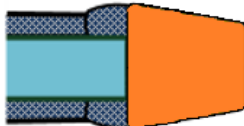
Type D

F.W. : Conv.Wire
B.W. : Conv.Wire
E.B. : LTT2



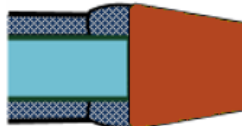
Type ER (LTT2)

F.W. : Conv.Wire
B.W. : Conv.Wire
E.B. : LTT2
Edge Preparation



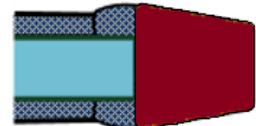
Type FR (LTT2)

F.W. : Conv.Wire
B.W. : Conv.Wire
E.B. : LTT3
Edge Preparation



Type FR (LTT3)

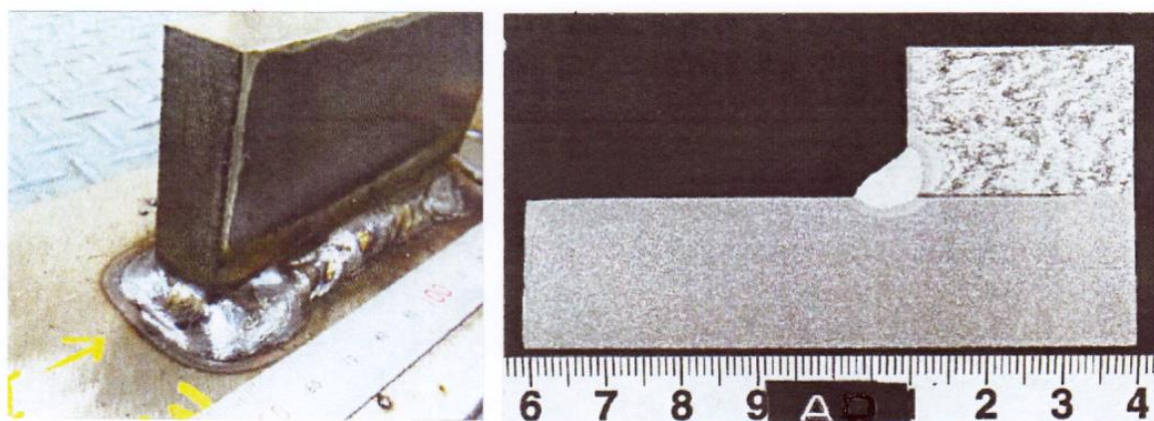
F.W. : Conv.Wire
B.W. : Conv.Wire
E.B. : LTT4
Edge Preparation



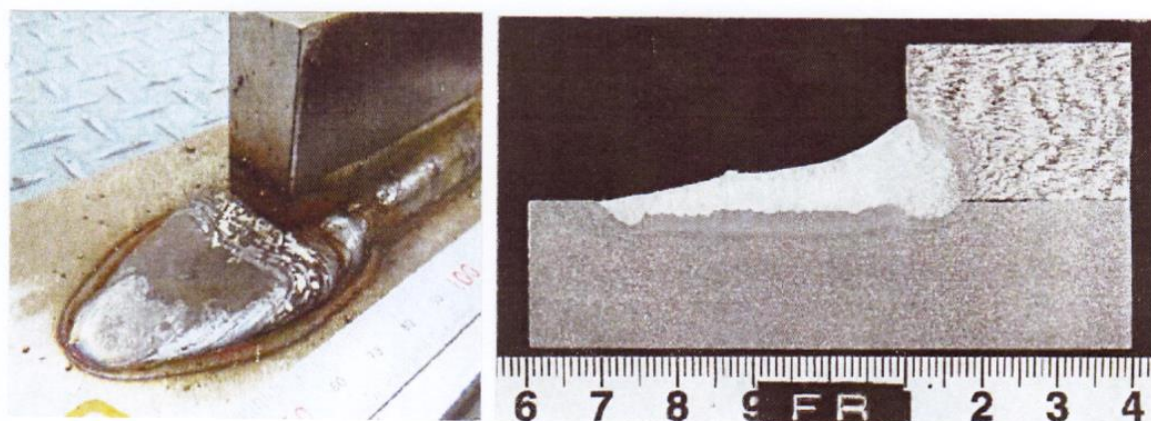
Type FR (LTT4)

(F.W. : Fillet Weld
B.W. : Boxing Weld
E.B. : Elongated Bead)

Fig.4.4 Boxing weld type of fatigue specimen



Type A



Type FR

Fig.4.5 Appearance and macrostructure of boxing fillet weld part

Table 4.6 Results of fatigue tests (Type A,B,C,E,F,G,ER,FR)

R = 0, Freq.:3,4,5 Hz

Specimen Number	Width W (mm)	Thick. t (mm)	Cross-section Area A (mm ²)	Maximum Load P _{max} (kN)	Stress Range σ _R (MPa)	Number of Cycles to Failure		
						N _f (cycles)		$\frac{N_f}{[A]N_f}$
A-2	100.3	20.1	2016	302	150	3.38×10^5		1.00
A-3	100.2	20.2	2024	303	150	3.53×10^5		(3.46×10^5)
A-4	100.8	20.1	2026	405	200	1.28×10^5		1.00
B-2	99.8	20.3	2026	304	150	2.98×10^5		0.86
B-3	100.1	20.1	2012	302	150	3.56×10^5		1.03
B-4	98.6	20.2	1992	398	200	1.38×10^5		1.08
C-2	99.6	20.2	2012	302	150	1.05×10^6		3.03
C-3	99.4	20.1	1998	300	150	1.16×10^6		3.35
C-4	101.0	20.1	2030	406	200	3.17×10^5		2.48
E-1	97.9	20.4	1997	300	150	1.22×10^6	1,220,524	3.53
E-3	98.7	20.4	2014	302	150	5.59×10^5	559,012	1.62
E-2	98.3	20.6	2025	405	200	2.73×10^5	272,609	2.13
F-1	98.6	20.4	2011	302	150	1.96×10^6	1,957,013	5.66
F-3	98.8	20.4	2016	302	150	2.09×10^6	2,094,238	6.04
F-2	98.0	20.7	2029	406	200	2.33×10^5	232,686	1.82
G-1	98.4	20.3	1998	300	150	9.37×10^5	937,321	2.71
G-3	97.7	20.3	1983	297	150	5.61×10^5	561,369	1.62
G-2	99.6	20.4	2032	406	200	3.94×10^5	394,111	3.08
ER-1	100	20	2000	297	149	3.23×10^6	3,233,096	9.34
ER-3	100	20	2000	294	147	2.53×10^6	2,527,680	7.31
ER-8	100	20	2000	287	144	1.20×10^6	1,196,408	3.47
ER-2	100	20	2000	398	199	1.07×10^6	1,066,770	8.36
ER-5	100	20	2000	392	196	7.61×10^5	760,613	5.95
FR-1	98.4	20.4	2007	301	150	1.41×10^6	1,407,643	4.08
FR-2	97.0	20.4	1979	297	150	1.45×10^6	1,450,648	4.19
FR-5	98.1	20.1	1972	296	150	2.15×10^6	2,150,282	6.21
FR-0	98.1	20.2	1982	297	150	1.88×10^6	1,879,526	5.43
FR-3	99.7	20.2	2014	403	200	1.34×10^6	1,342,571	10.47
FR-4	100.1	20.4	2042	408	200	1.29×10^6	1,287,046	10.08

Table 4.7 Results of fatigue tests (Type A,AD,AE)

R = 0, Freq.:3,4,5 Hz

Specimen Number	Width	Thick.	Cross-section Area	Maximum Load	Stress Range	Number of Cycles to Failure		
	W (mm)	t (mm)	A (mm ²)	P _{max} (kN)	σ _R (MPa)	N _f (cycles)		$\frac{N_f}{[A]N_f}$
A-2	100.3	20.1	2016	302	150	3.38×10^5		1.00
A-3	100.2	20.2	2024	303	150	3.53×10^5		(3.46×10^5)
AD-1	98.8	20.4	2016	302	150	6.91×10^5	691,010	2.00
AD-2	98.1	20.4	2001	300	150	8.34×10^5	834,275	2.41
AE-1	101.1	20.1	2032	305	150	9.54×10^5	953,502	2.76

Table 4.8 Results of fatigue tests

[Type D,ER(LTT2),FR(LTT2),FR(LTT3),FR(LTT4)]

R = 0, Freq.:3,4,5 Hz

Specimen Number	Width	Thick.	Cross-section Area	Maximum Load	Stress Range	Number of Cycles to Failure		
	W (mm)	t (mm)	A (mm ²)	P _{max} (kN)	σ _R (MPa)	N _f (cycles)		$\frac{N_f}{[A]N_f}$
A-2	100.3	20.1	2016	302	150	3.38×10^5		1.00
A-3	100.2	20.2	2024	303	150	3.53×10^5		(3.46×10^5)
D-1	100.2	20.2	2024	304	150	3.84×10^5		1.11
D-2	100.1	20.0	2002	300	150	3.93×10^5		1.14
ER(LTT2)-S	100.5	20.2	2030	305	150	1.74×10^6	1,737,345	5.03
ER(LTT2)-I	100.8	20.2	2036	305	150	1.33×10^6	1,329,187	3.84
FR(LTT2)-I	97.9	20.2	1978	297	150	6.73×10^5	673,060	1.95
FR(LTT2)-X	97.5	20.2	1970	296	150	6.96×10^5	695,958	2.01
FR(LTT3)	99.8	20.0	1996	299	150	1.23×10^6	1,234,246	3.55
FR(LTT4)	100.1	20.1	2012	302	150	9.27×10^5	926,539	2.68

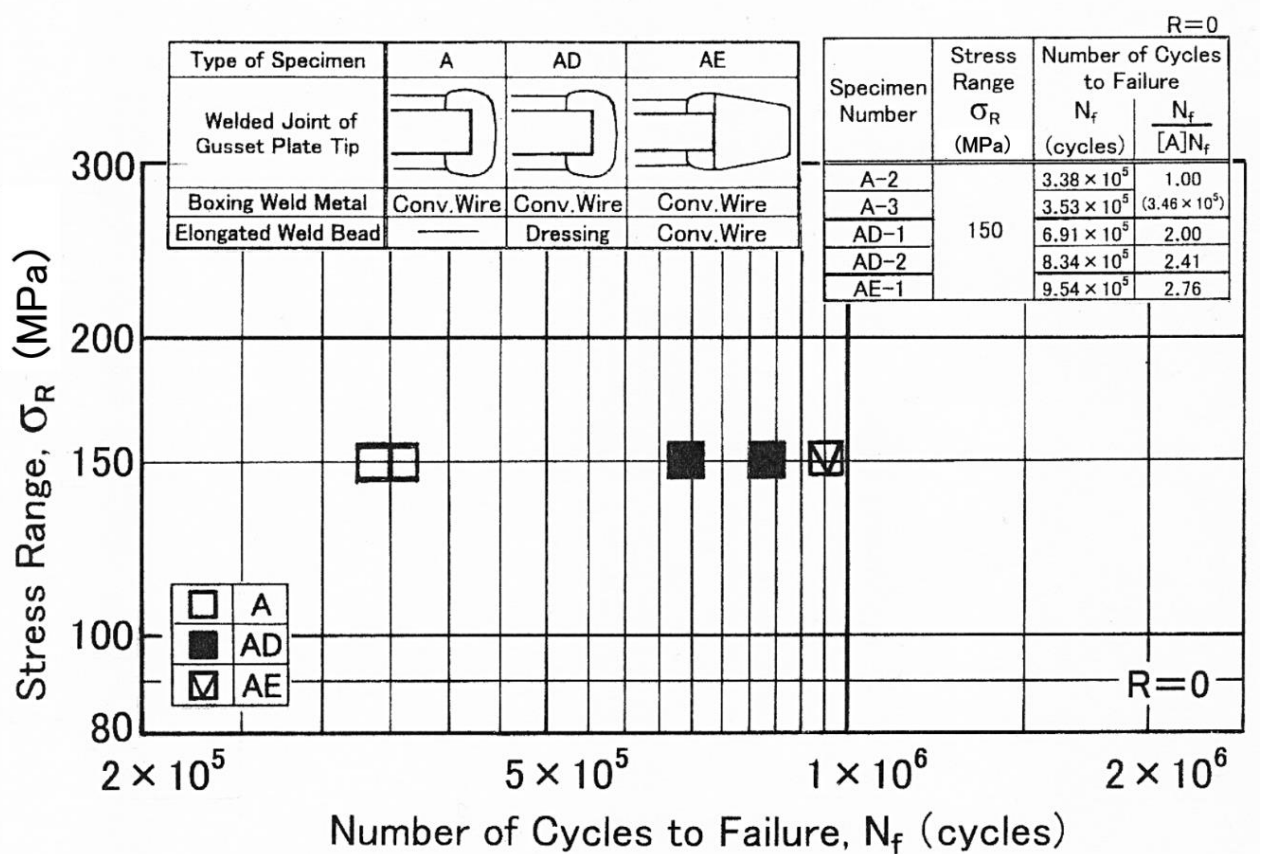


Fig.4.6 Fatigue test results (σ_R - N_f diagram)

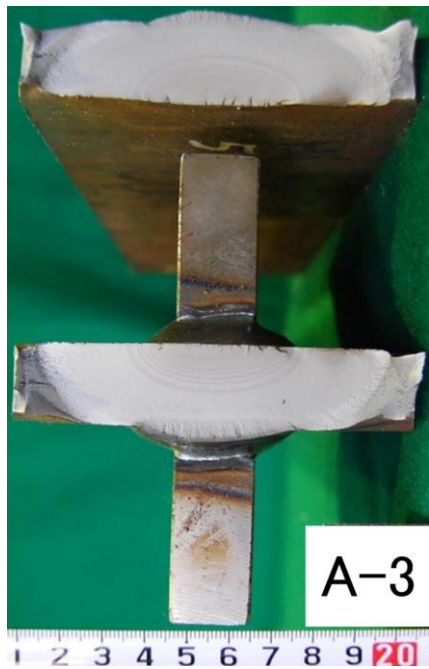


Fig.4.7 Fracture surface after fatigue test

(Type A, 150 MPa,
 3.53×10^5 cycles)



Fig.4.8 Fracture surface after fatigue test

(Type AD, 150 MPa,
 6.91×10^5 cycles)



Fig.4.9 Fracture surface after fatigue test

(Type AE, 150 MPa,
 9.54×10^5 cycles)

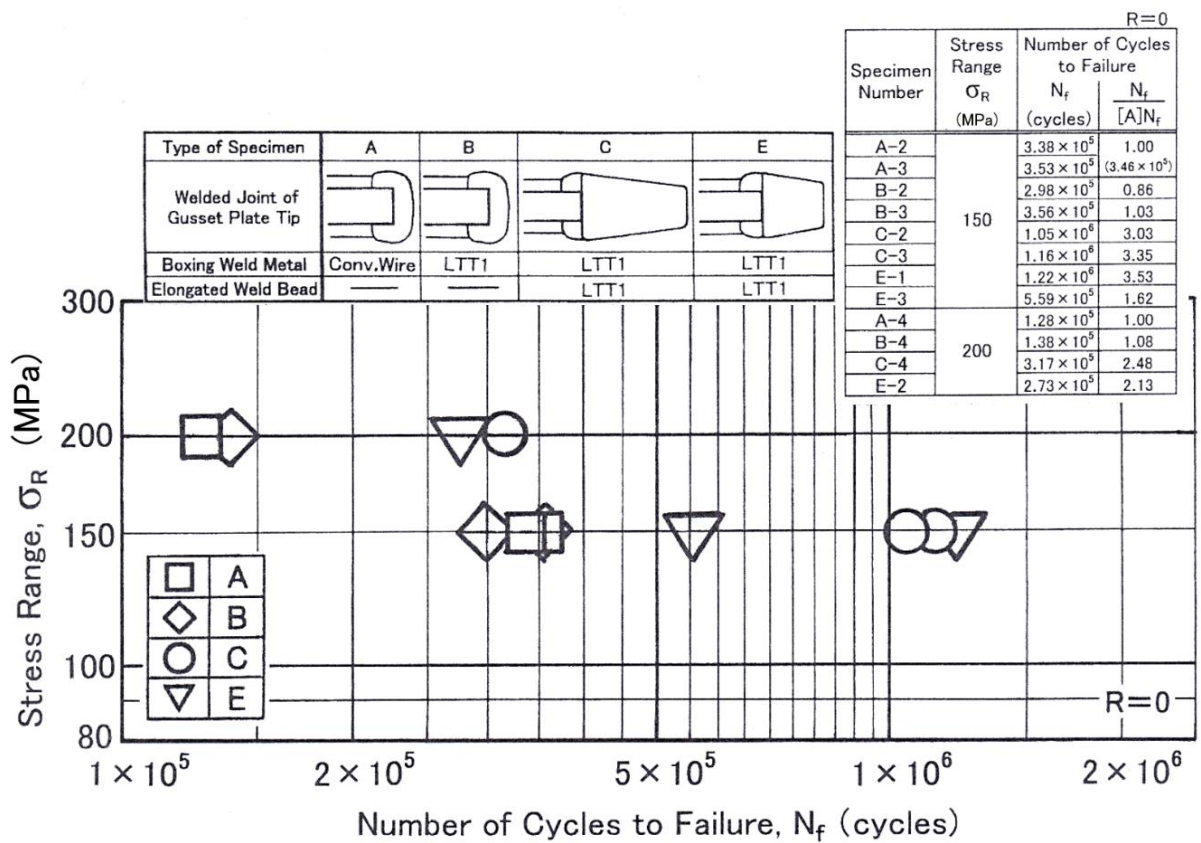


Fig.4.10 Fatigue test results (σ_R - N_f diagram)

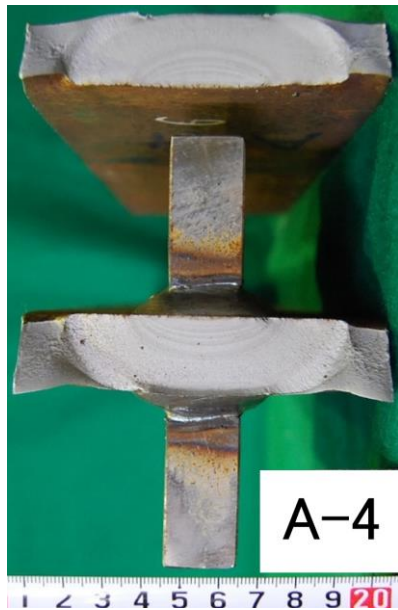


Fig.4.11 Fracture surface after fatigue test

(Type A, 200 MPa,
 1.28×10^5 cycles)

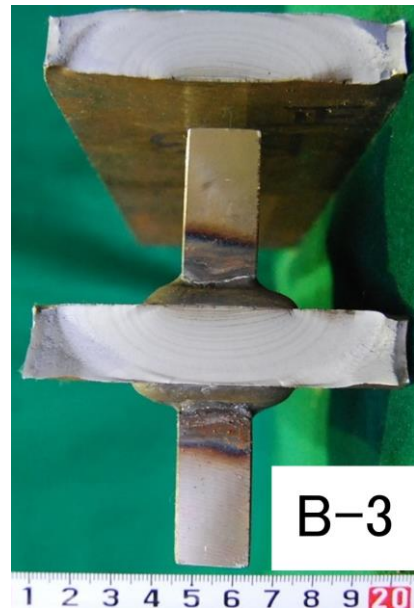


Fig.4.12 Fracture surface after fatigue test

(Type B, 150 MPa,
 3.56×10^5 cycles)



Fig.4.13 Fracture surface after fatigue test

(Type B, 200 MPa,
 1.38×10^5 cycles)



Fig.4.14 Fracture surface after fatigue test

(Type C, 150 MPa,
 1.16×10^6 cycles)

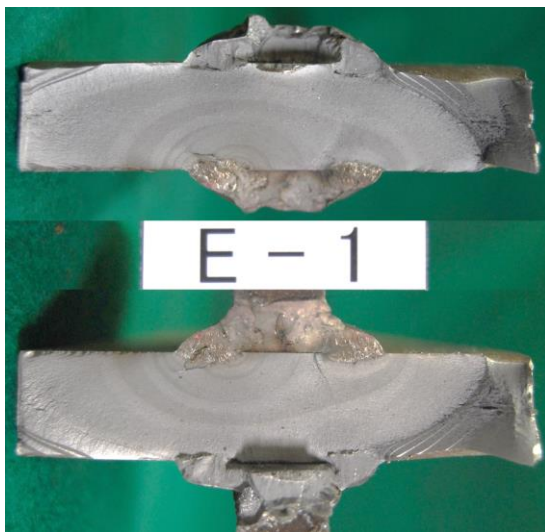


Fig.4.15 Fracture surface after fatigue test

(Type E, 150 MPa,
 1.22×10^6 cycles)



Fig.4.16 Fracture pass after fatigue test

(Type E, 150 MPa,
 1.22×10^6 cycles)

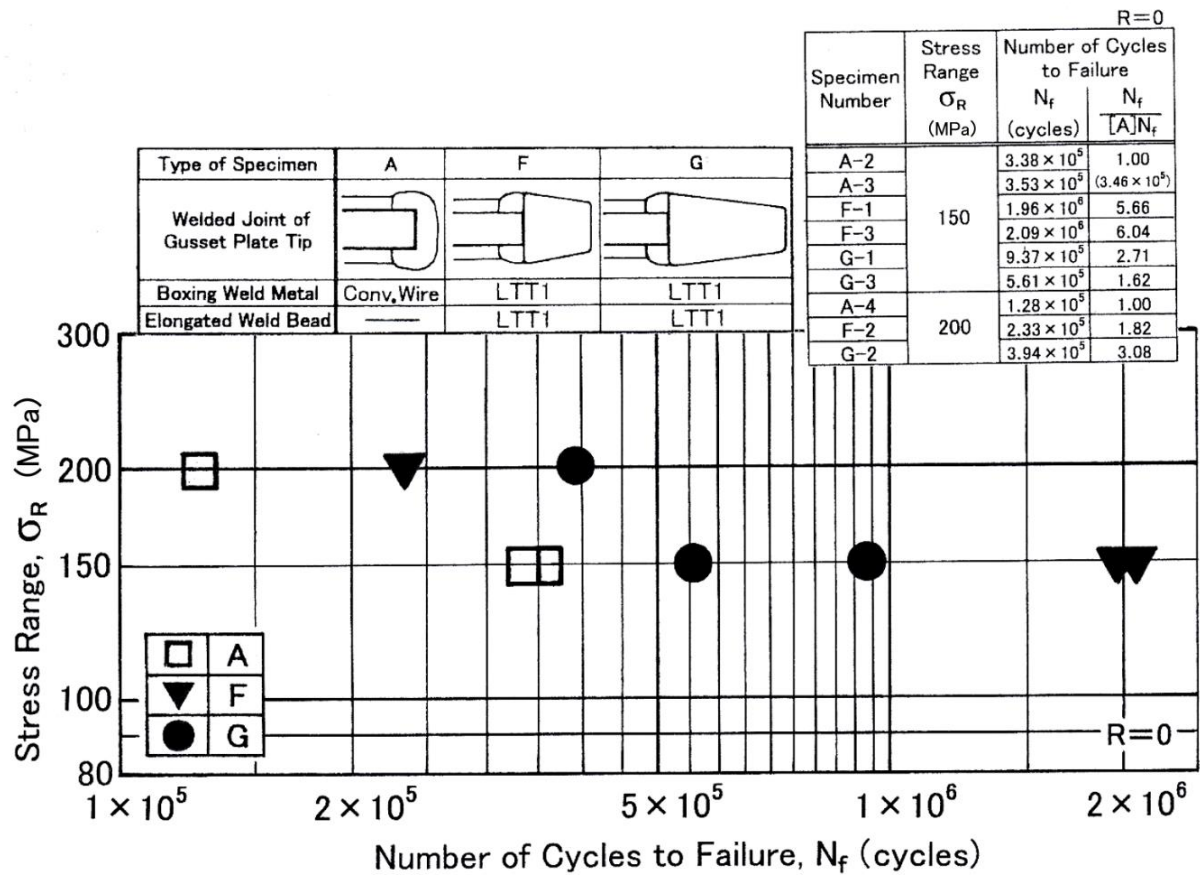


Fig.4.17 Fatigue test results (σ_R - N_f diagram)

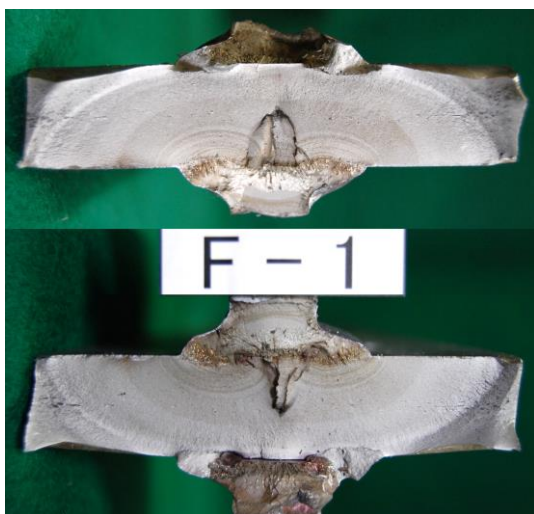


Fig.4.18 Fracture surface after fatigue test

(Type F, 150 MPa,
 1.96×10^6 cycles)

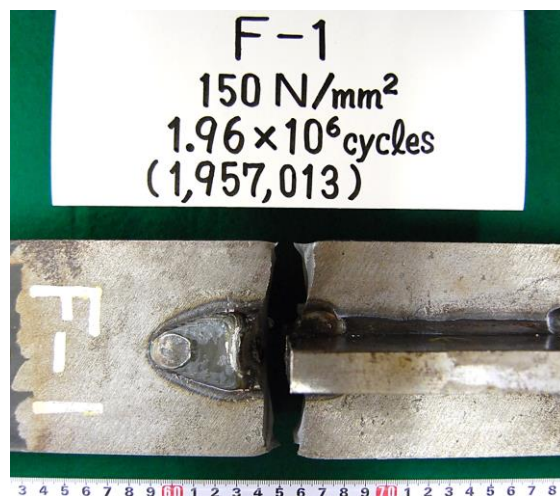


Fig.4.19 Fracture pass after fatigue test

(Type F, 150 MPa,
 1.96×10^6 cycles)

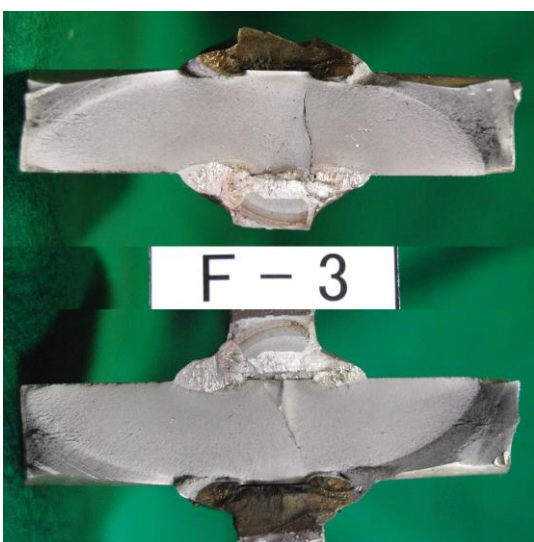


Fig.4.20 Fracture surface after fatigue test

(Type F, 150 MPa,
 2.09×10^6 cycles)



Fig.4.21 Fracture pass after fatigue test

(Type F, 150 MPa,
 2.09×10^6 cycles)

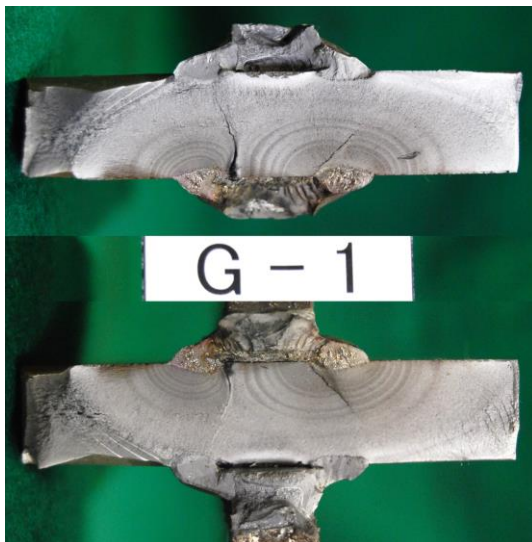


Fig.4.22 Fracture surface after fatigue test

(Type G, 150 MPa,
 9.37×10^5 cycles)



Fig.4.23 Fracture pass after fatigue test

(Type G, 150 MPa,
 9.37×10^5 cycles)

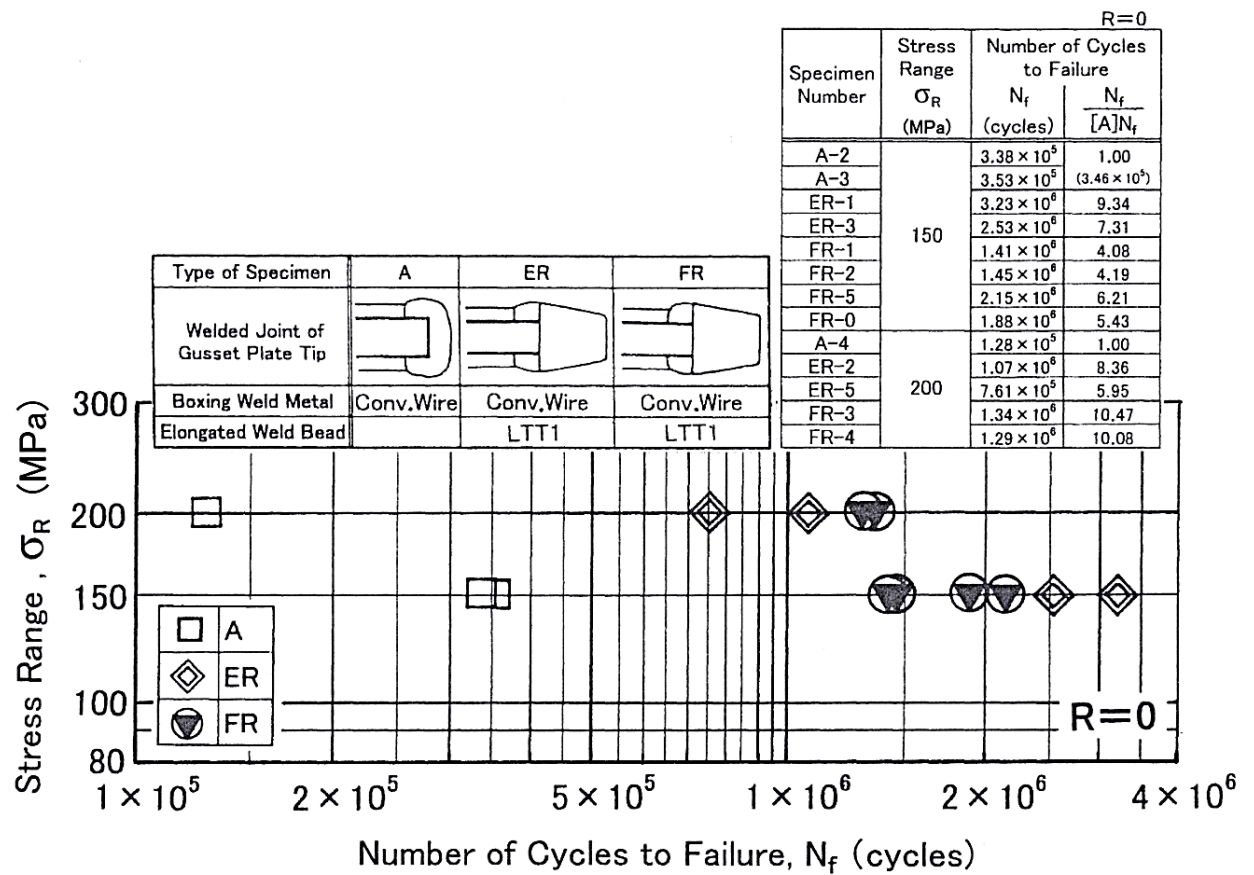


Fig.4.24 Fatigue test results (σ_R - N_f diagram)

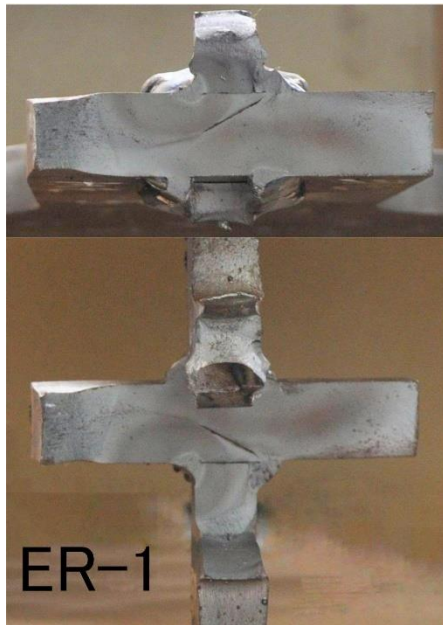


Fig.4.25 Fracture surface after fatigue test

(Type ER, 150 MPa,
 3.23×10^6 cycles)



Fig.4.26 Fracture pass after fatigue test

(Type ER, 150 MPa,
 3.23×10^6 cycles)

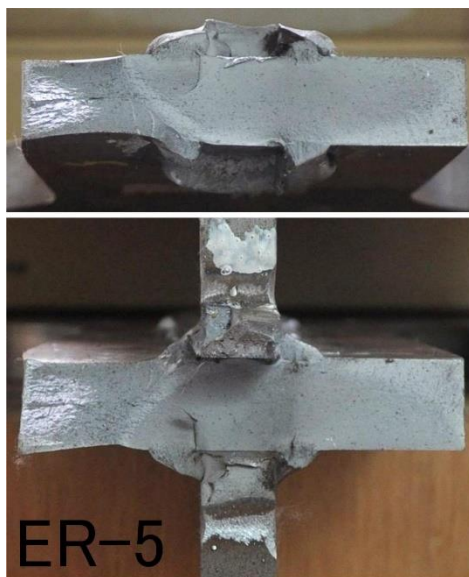


Fig.4.27 Fracture surface after fatigue test

(Type ER, 200 MPa,
 7.61×10^5 cycles)



Fig.4.28 Fracture pass after fatigue test

(Type ER, 200 MPa,
 7.61×10^5 cycles)

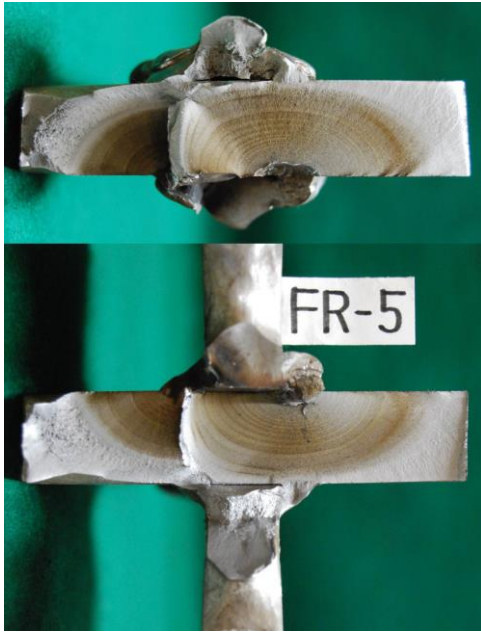


Fig.4.29 Fracture surface after fatigue test

(Type FR, 150 MPa,
 2.15×10^6 cycles)



Fig.4.30 Fracture pass after fatigue test

(Type FR, 150 MPa,
 2.15×10^6 cycles)

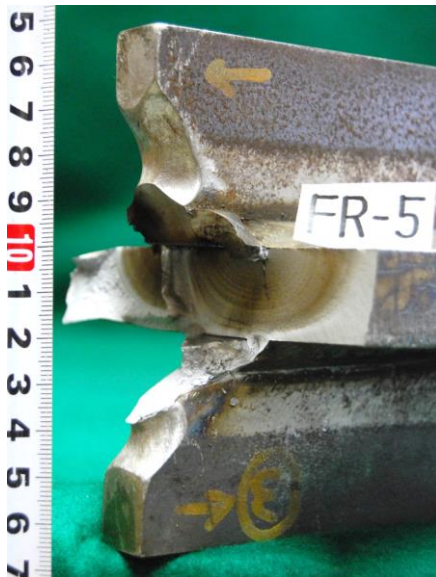


Fig.4.31 Fracture pass after fatigue test

(Type FR, 150 MPa,
 2.15×10^6 cycles)

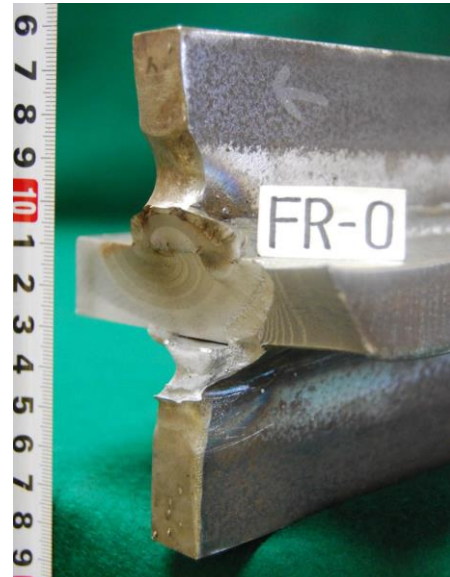


Fig.4.32 Fracture pass after fatigue test

(Type FR, 150 MPa,
 1.88×10^6 cycles)

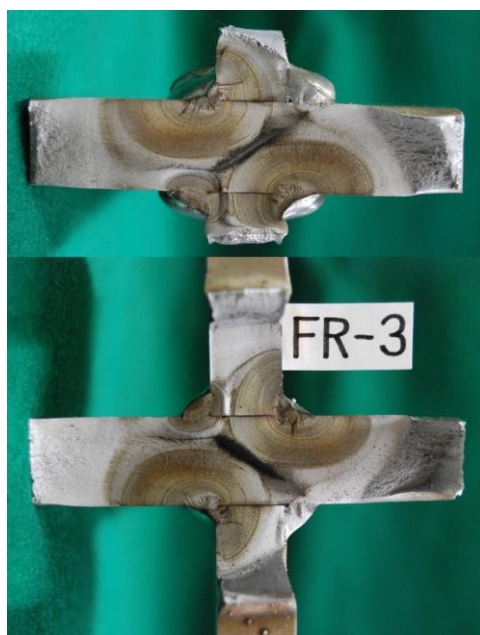


Fig.4.33 Fracture surface after fatigue test

(Type FR, 200 MPa,
 1.34×10^6 cycles)



Fig.4.34 Fracture pass after fatigue test

(Type FR, 200 MPa,
 1.34×10^6 cycles)

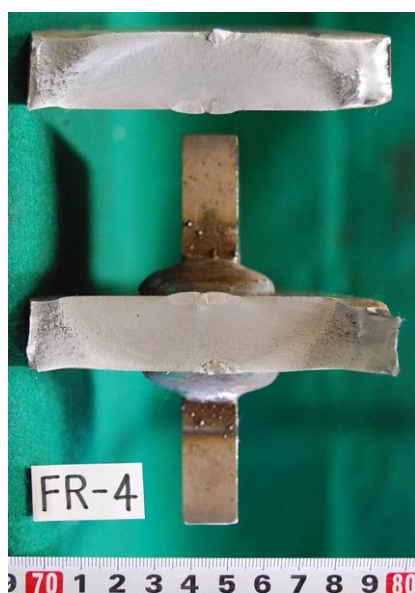


Fig.4.35 Fracture surface after fatigue test

(Type FR, 200 MPa,
 1.29×10^6 cycles)



Fig.4.36 View of boxing fillet welded joint toe

(Type FR, 200 MPa,
 1.29×10^6 cycles)

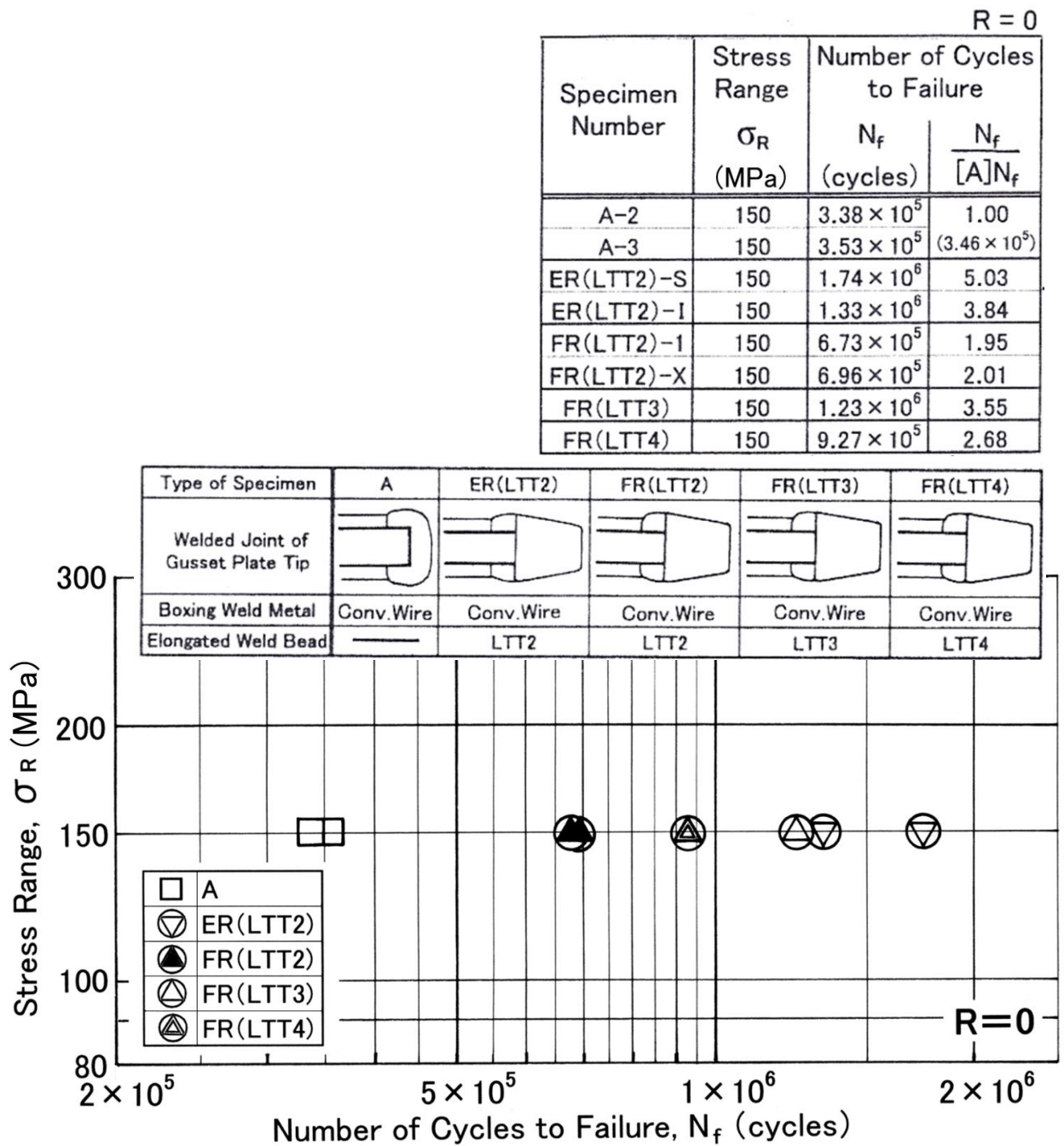


Fig.4.37 Fatigue test results (σ_R - N_f diagram)



Fig.4.38 Fracture surface after fatigue test

(Type ER, 150 MPa,
 1.33×10^6 cycles)



Fig.4.39 Fracture pass after fatigue test

(Type ER, 150 MPa,
 1.33×10^6 cycles)



Fig.4.40 Fracture pass after fatigue test

(Type ER, 150 MPa,
 1.33×10^6 cycles)

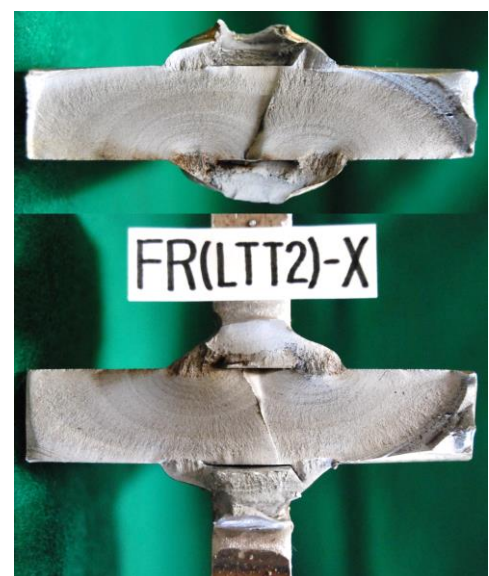


Fig.4.41 Fracture surface after fatigue test

(Type FR, 150 MPa,
 6.96×10^5 cycles)



Fig.4.42 Fracture pass after fatigue test

(Type FR, 150 MPa,
 6.96×10^5 cycles)



Fig.4.43 Fracture pass after fatigue test

(Type FR, 150 MPa,
 6.96×10^5 cycles)

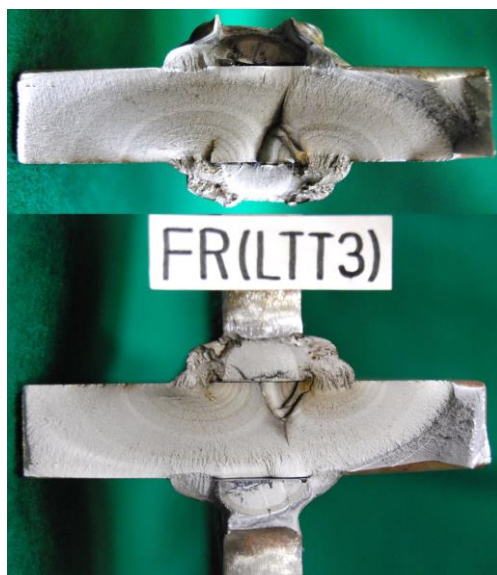


Fig.4.44 Fracture surface after fatigue test

(Type FR, 150 MPa,
 1.23×10^6 cycles)



Fig.4.45 Fracture pass after fatigue test

(Type FR, 150 MPa,
 9.27×10^5 cycles)

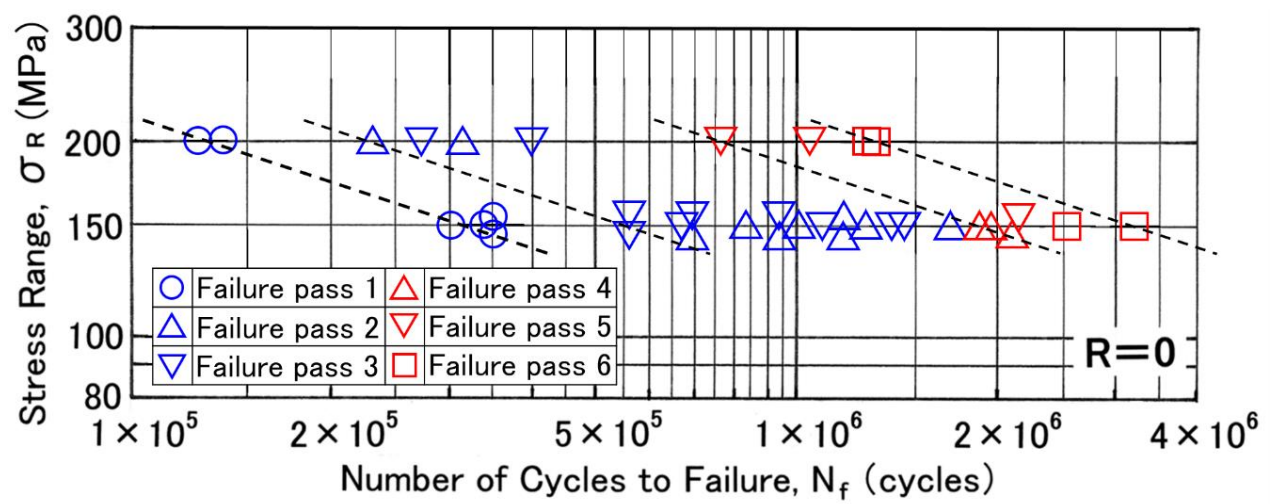


Fig.4.46 Fatigue test results (σ_R - N_f diagram)

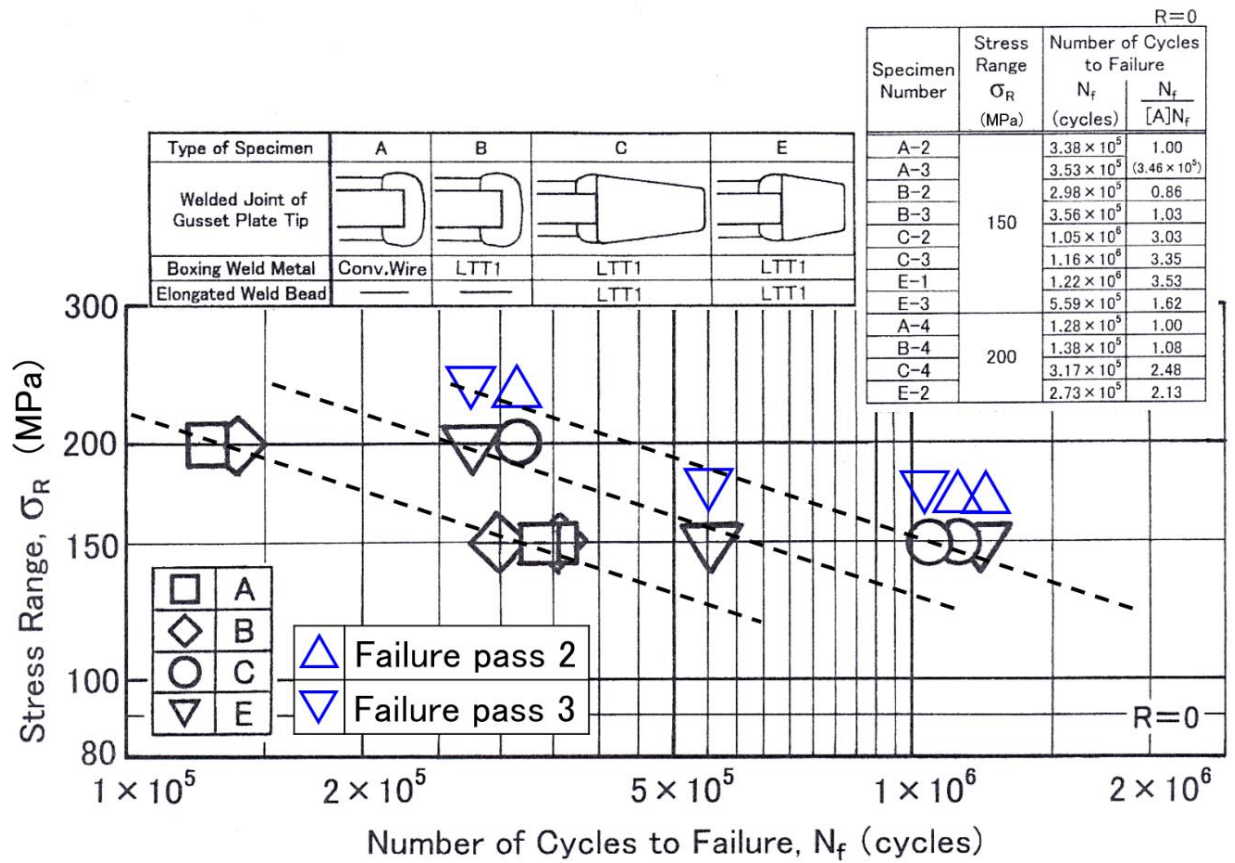


Fig.4.47 Fatigue test results (σ_R - N_f diagram)

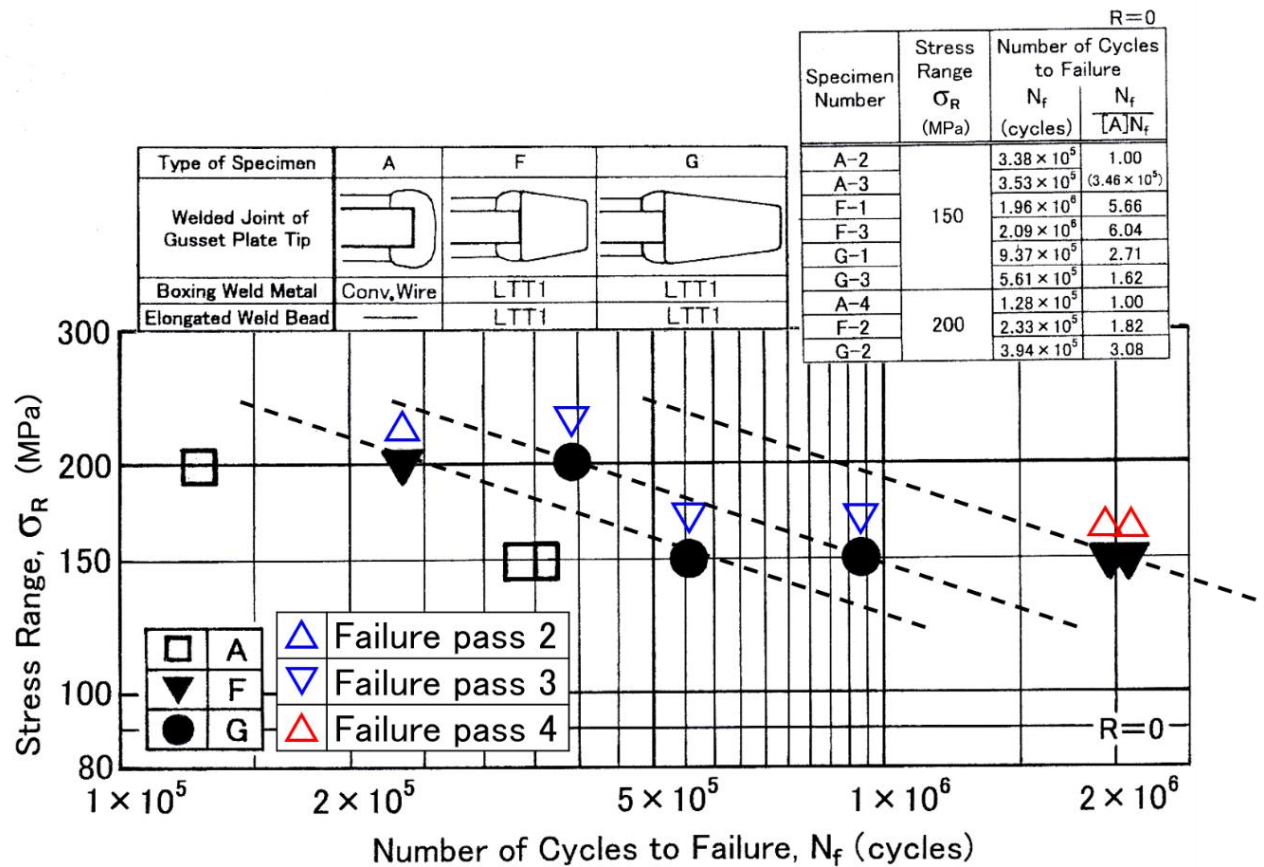


Fig.4.48 Fatigue test results (σ_R - N_f diagram)

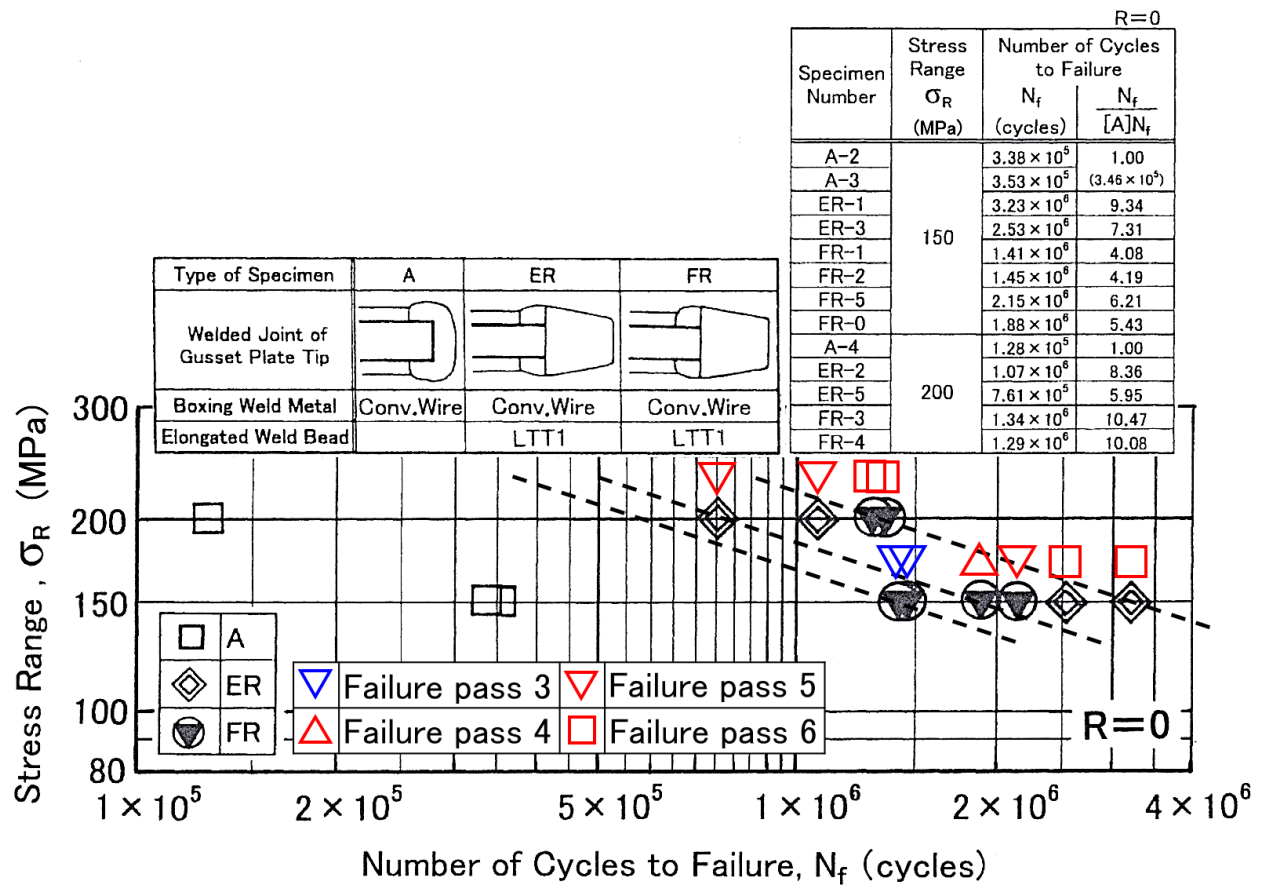


Fig.4.49 Fatigue test results (σ_R - N_f diagram)

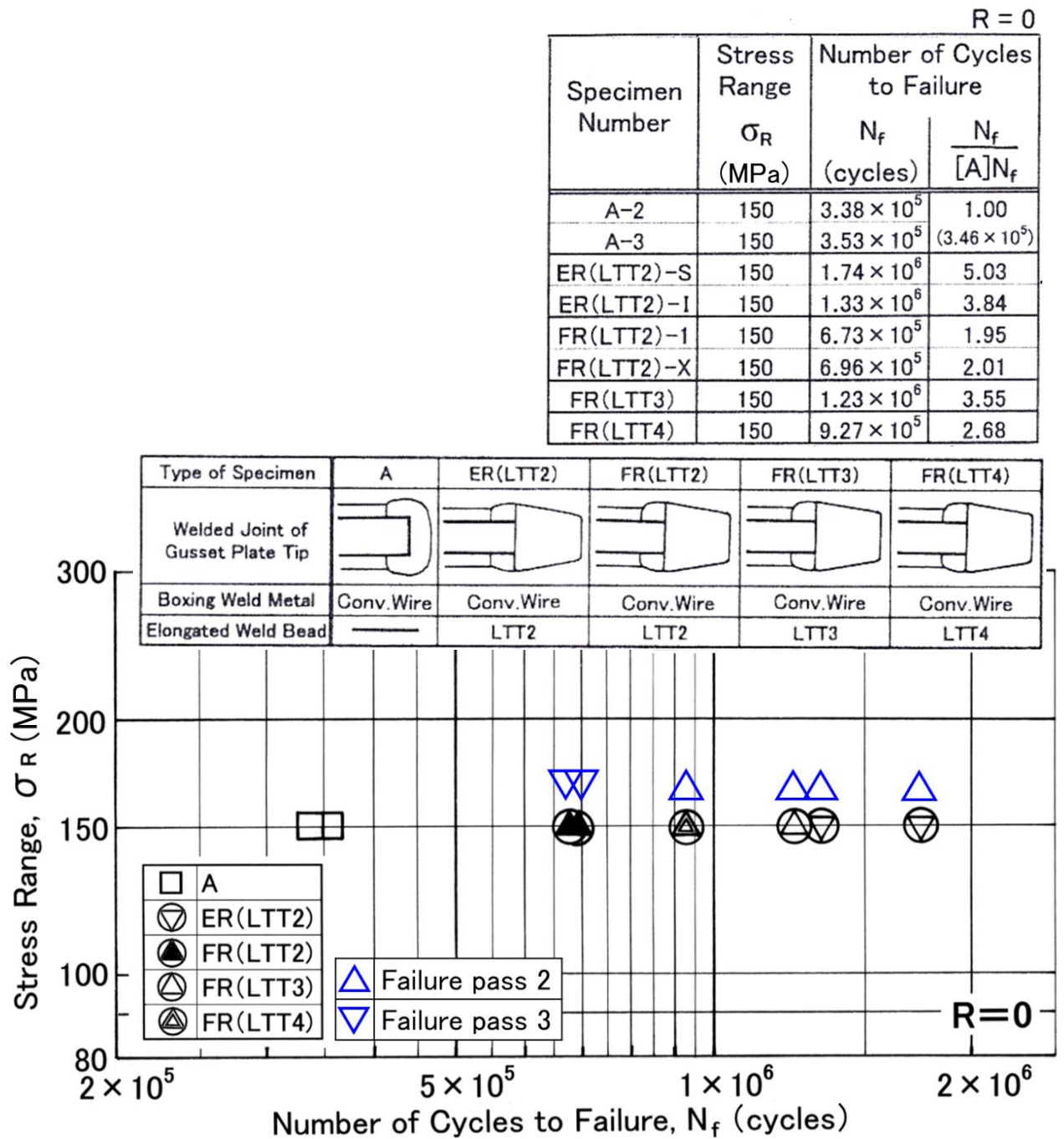


Fig.4.50 Fatigue test results (σ_R - N_f diagram)

第5章 全姿勢で施工された低変態温度溶接材料の炭酸ガスアーク伸長ビード溶接によるスチフナ先端角回し溶接部の疲労寿命延伸効果

5.1 はじめに

第4章で述べたように、10Cr10Ni系のLTT1で、スチフナ先端の角回し溶接部に長さ約40mmの伸長ビード溶接をすると、最も長寿命になることが明らかになった。

しかし、LTT1による伸長ビード溶接には、80%Ar20%CO₂ガスが必要である。

LTT溶接材料を、船体局部構造の補修溶接に実用する場合、造船所現場での溶接では80%Ar20%CO₂ガスの使用は問題無いが、就航後本船内で補修溶接する場合を想定すると、100%CO₂ガスで溶接出来る“炭酸ガスアーク溶接”でないと実用は困難である。

本章では、100%CO₂ガスで全姿勢の溶接が可能なLTT溶接材料として、16Cr8Ni系フラックス入りワイヤ(記号LTTB)による伸長ビード角回し溶接継手部の疲労寿命延伸効果について述べる^{5.1)~5.3)}。

5.2 供試鋼板および供試溶接材料

供試疲労試験片の主板とスチフナ材とに使用した、板厚20mmと16mmのAH36鋼板のミルシートによる化学成分と機械的性質をTable 5.1に示す^{5.2)}。

また、供試疲労試験片の伸長ビード溶接に使用したLTTB(16Cr8Ni系)溶着金属の化学成分と機械的性質をTable 5.2に示す。さらに、AH36鋼板に、溶接条件200A・32V・100 mm/minで、ウィービング幅25 mm・ウィービング回数40回/minの、下向姿勢でビードオン溶接した肉盛溶接金属の化学成分と機械的性質を、Table 5.3に示す^{5.1)~5.3)}。

5.3 供試疲労試験片基本形状

供試した疲労試験片の基本形状を、**Fig. 5.1** に示す^{5.1), 5.2)}。

先に述べたように、主板には板厚 20 mm の AH36 鋼板を使用し、スチフナ材には板厚 16 mm の AH36 鋼板を使用した。

また、**Fig. 5.1** に溶接施工手順が示してあるように、溶接残留応力分布を揃える目的で、Conv. Wire を用いて、全て下向姿勢で、主板とスチフナ材との隅肉溶接を先に行い、角回し溶接は後から施工した。

5.4 供試疲労試験片

本船内でのスチフナ角回し溶接部の補修溶接を想定した場合の、各種溶接姿勢の模式図を、**Fig. 5.2** に示す^{5.1), 5.2)}。また、各種姿勢溶接で施工された角回し溶接継手部の伸長ビード溶接の例を **Fig. 5.3** および **Fig. 5.4** に示す^{5.2)}。

先に **Fig. 5.1** に示した基本形状の疲労試験片を船体局部構造と見做して、そのスチフナ角回し溶接部を被補修部と想定した。

まず、被補修部と想定したスチフナ角回し溶接部を、エアアークガウジングによって完全にハツリ取った。

次に、本船内での補修溶接を想定して、各姿勢（下向姿勢・上向姿勢・立向上進姿勢・立向下進姿勢・横向姿勢）で、Conv. Wire を使用して補修溶接と角回し溶接を施工した後、LTTB を使用して、同じ各姿勢で長さ約 40mm の伸長ビード溶接を施工した。なお、供試した疲労試験片は、現場溶接技能者によって製作された試験片である。

以上のようにして製作された疲労試験片（**Fig. 5.5** 参照）を供試した。すなわち、下向姿勢 [AFR(LTTB)-5-F]・上向姿勢 [AFR(LTTB)-6-O/H および 11-O/H]・立向上進姿勢 [AFR(LTTB)-8-V/U]・立向下進姿勢 [AFR(LTTB)-10-V/D および 12-V/D]・横向姿勢 [AFR(LTTB)-9-H] の合計 7 体を疲労試験に供試した。

5.5 疲労試験および結果

先に 4.3 節で述べた，長崎総合科学大学に設置されている 500 kN 電気油圧式疲労試験機を使用して，4.2 節で述べた タイプ A と同一条件で疲労試験を実施した。

すなわち，試験は，室温，大気中，繰返し速度 5Hz，応力比 $R=0$ の軸力片振引張荷重制御方式，荷重波形は正弦波で実施した。

なお，応力範囲(σ_R)は，全ての疲労試験片とも，150 MPa とした。

疲労試験結果を，**Table 5.4** に示す。なお，下向姿勢溶接試験片 [AFR(LTTB)-5-F] は，試験片が破断する前に，荷重繰返し回数 3,620,142 回で試験を中断した。

さらに，**Table 5.4** 中，試験片番号 A-2-F および A-3-F は，4.3 節で述べた A-2 および A-3 で，Conv. Wire を使用して，下向姿勢でごく普通に直線部の隅肉溶接と角回し溶接された試験片で，当該試験片の破断寿命を，寿命評価の基準値にした。A-2-F および A-3-F 試験片の主板に使用された板厚 20mm の AH40 鋼板(**Table 4.1** 参照)と，**Table 5.1** に示した板厚 20mm の AH36 鋼板との引張強さ(T.S.)の差が小さいことから判断した。

Table 5.4 に示した疲労試験結果を図示したものが，**Fig. 5.6** である。

上述の寿命評価の基準値に対して，下向姿勢溶接では 10.5 倍以上（疲労試験を中断したため）に延伸した。さらに，上向姿勢溶接で約 3.9～4.3 倍に，立向上進姿勢溶接で約 7.7 倍に，立向下進姿勢溶接で約 3.1 倍に，横向姿勢溶接で約 6.6 倍に延伸している^{5.2)}。

なお，疲労試験による破断面の例を，**Fig. 5.7～Fig. 5.11** に示す。

5.6 疲労寿命延伸に影響を及ぼす亀裂進展経路に関する考察

各姿勢(下向姿勢・上向姿勢・立向上進姿勢・立向下進姿勢・横向姿勢)溶接で補修溶接した, LTTB による伸長ビード角回し溶接継手部疲労亀裂進展状況の代表例, すなわち, 先に示した **Fig. 5.7**, **Fig. 5.9** および **Fig. 5.11** などから, 以下のことが明らかである。

Fig. 5.7 すなわち, [AFR(LTTB)-6-O/H] は, 上向姿勢溶接で製作された試験片である。角回し溶接部溶接金属のルート部から溶接金属に発生した疲労亀裂が, スチフナ材両面の隅肉溶接金属から, 2 箇所ほぼ同時に主板に進展している。さらに, 主板に進展した 2 個の疲労亀裂は合体して成長し, 試験片を破断させている。

Fig. 5.9 すなわち, [AFR(LTTB)-8-V/U] は, 立向上進姿勢溶接で施工された試験片である。角回し溶接部近くの主板とスチフナ材との隅肉溶接金属に発生した疲労亀裂が, 主板とスチフナ材両方に, しかも, 対角線上の 2 箇所で進展している。2 箇所の疲労亀裂はそれぞれ成長し, やがて合体して, 試験片を破断させている。

疲労亀裂がスチフナ材の中を, かなり長く進展したことが, 疲労寿命延伸に大きく影響したものと考えられる。

上述の上向姿勢溶接で施工された AFR(LTTB)-6-O/H でも, 疲労亀裂がスチフナ材中を少しでも長く進展するような経路をたどれば, 疲労寿命はさらに延伸出来たであろうと推察される。

主板とスチフナ材の両方に, 十分溶け込むように隅肉溶接と角回し溶接すれば, 疲労亀裂はスチフナ材中を進展し, 疲労寿命はさらに延伸するものと推察される。

Fig. 5.11 すなわち, [AFR(LTTB)-9-H] は, 横向姿勢溶接で施工された試験片である。**Fig. 5.7** に示した, 上向姿勢溶接で施工された試験片

と同様，角回し溶接部の溶接金属に発生した疲労亀裂が，2箇所から主板に進展して，主板の中で成長・合体してさらに成長し，試験片を破断させている。スチフナ材中にも疲労亀裂の進展が認められるが，さらに長く，スチフナ材中を進展させることが出来れば，疲労寿命はさらに延伸したものと推察される。

以上の疲労亀裂進展経路に関する観察結果から推察されたことをまとめると，以下のようなになる^{5.2)}。

- ① 角回し溶接のルート部からスチフナ材に疲労亀裂が発生すると想定した場合，スチフナ材中を進展した疲労亀裂が，主板とスチフナ材との隅肉溶接金属に進展し，さらに，スチフナ材両面の2箇所の隅肉溶接金属から主板に進展し，主板の中で2個の疲労亀裂が成長・合体して，さらに成長する場合，スチフナ材中を出来るだけ長く進展するような経路をたどれるように，溶接金属を主板とスチフナ材両方に，十分溶け込ませることが，疲労寿命延伸を実現するポイントであると考えられる。
- ② 主板とスチフナ材との隅肉溶接と，角回し溶接との境界の溶接ビード表面から疲労亀裂が発生すると想定した場合，疲労亀裂が，主板とスチフナ材両方に進展し，スチフナ材中を出来るだけ長く進展するような経路をたどれるように，隅肉溶接および角回し溶接のスチフナ材側の溶け込み量を出来るだけ大きくすることが，疲労寿命延伸を実現するポイントであると考えられる。

また，いずれの疲労亀裂進展径路でも，亀裂は主板に進展する前に，溶接金属表面に進展して現われるため，表面から確認できない亀裂が主板に進展していきなり破断することではなく，破断前に亀裂の目視検査が可能である。

5.7 角回し溶接止端部に発生した疲労亀裂補修溶接による疲労寿命延伸効果

先に **Fig. 5.1** に示した基本形状の疲労試験片，すなわち，板厚 20mm の AH36 鋼板の主板と，板厚 16mm の AH36 鋼板のスチフナ材を，Conv. Wire で，ごく普通に直線部の隅肉溶接と角回し溶接された試験片を供試して，応力範囲(σ_R)150 MPa で疲労試験を実施し，角回し溶接止端部に疲労亀裂を発生させた。なお，疲労試験条件は，先に 5.5 節で述べた条件と同一とした。

疲労試験結果を，**Table 5.5** に示す。試験片番号 AIF(LTTB)-4-F では， 1.79×10^5 回(179,000 回)，AIF(LTTB)-5-F では， 1.58×10^5 回(158,417 回)荷重を繰り返して，疲労亀裂の発生を確認して，疲労試験を中断した。

角回し溶接止端部に発生した疲労亀裂を，エアアークガウジングによって完全にハツリ取り，Conv. Wire を使用して，下向姿勢で補修溶接と角回し溶接を施工した後，LTTB を使用して，下向姿勢で長さ 約 40 mm の伸長ビード溶接を施工して(**Fig. 5.12** 参照)，再度疲労試験を実施した。

Table 5.5 に示したように，AIF(LTTB)-4-F は， 1.74×10^6 回(1,739,039 回)で破断した。また，AIF(LTTB)-5-F は， 1.75×10^6 回(1,752,686 回)で破断した。

以上により，疲労亀裂発生までの荷重繰り返し回数と，疲労亀裂補修後の破断繰り返し回数とを加算して，AIF(LTTB)-4-F の寿命は， 1.92×10^6 回，および AIF(LTTB)-5-F の寿命は 1.91×10^6 回となった。

以上の結果を，**Fig. 5.13** に示す。

Table 5.5 および **Fig. 5.13** から明らかなように，寿命評価の基準値の約 5.6 倍 および 約 5.5 倍延伸した。

なお，疲労試験による破断面を，**Fig. 5.14** に示す。

当然のことながら，角回し溶接止端部に発生した疲労亀裂が完全に除去されないで，欠陥として残っている状態で補修溶接された場合や，補修溶接および角回し溶接が十分溶け込んでいないような場合には，上述のような疲労寿命延伸効果は得られないと考えられる。

5.8 全姿勢 LTTB 溶接材料による炭酸ガスアーク伸長ビード溶接の疲労寿命延伸効果のまとめ

船体局部構造である，スチフナ材角回し溶接継手部に発生した疲労亀裂を，本船内で補修することを想定して，100%CO₂ ガスで全姿勢での溶接が出来る，低変態温度溶接材料 LTTB(16Cr8Ni 系フラックス入りワイヤ)による伸長ビード溶接法を適用した場合の，補修後の疲労寿命延伸効果を把握・確認した。

前節までに述べた疲労試験結果を要約すると，以下のようになる。

- ① 各姿勢で補修溶接された，LTTB による伸長ビード角回し溶接継手部の疲労寿命として，上向姿勢溶接で約 4.3 倍，立向上進姿勢溶接で約 7.7 倍，立向下進姿勢溶接で約 3.1 倍，横向姿勢溶接で約 6.6 倍，下向姿勢溶接で 10.5 倍以上の延伸が確認された。
- ② 補修後，疲労亀裂が，角回し溶接のルート部からスチフナ材に発生すると想定した場合でも，スチフナ材隅肉溶接と角回し溶接との境界の溶接ビード表面から発生すると想定した場合でも，疲労亀裂がスチフナ材の中を出来るだけ長く進展するような経路をたどれるように，隅肉溶接および角回し溶接のスチフナ材側の溶け込み量を出来るだけ大きくすることが，疲労寿命延伸を実現するポイントであると考えられる。
- ③ 角回し溶接止端部に発生した疲労亀裂を完全に ハツリ取り，補修溶接した後に，LTTB を使用して，下向姿勢で長さ約 40 mm の伸長ビードを溶接すると，約 5.5～5.6 倍の疲労寿命延伸が確認された。

以上により，船体局部構造の角回し溶接継手部に発生した疲労亀裂を，船内で補修溶接するだけで，当該部の疲労寿命が，約 3.1 倍～10.5 倍以上延伸する技術が実用可能になったと言える。

参 考 文 献

- 5.1) 木村俊介，木村敏之，岡田公一，麻 寧緒，平岡和雄，村川英一，馮 中元，松崎拓也，加納 覚，志賀千晃，矢島 浩：低変態温度溶接材料を用いた伸長ビード溶接による角回し溶接部の疲労寿命延伸に関する一考察，溶接学会九州支部講演論文集（論文発表），第 17 号，（2020.11.13.），pp.33-40.
- 5.2) 松崎拓也，麻 寧緒，平岡和雄，村川英一，馮 中元，岡田公一，木村俊介，加納 覚，志賀千晃，矢島 浩：低変態温度溶接材料を用いた全姿勢炭酸ガスアーク伸長ビード溶接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，圧力技術，第 58 巻，第 6 号，（2020.11.），pp.11-24.
- 5.3) 松崎拓也，平岡和雄，馮 中元，麻 寧緒，村川英一，加納 覚，岡田公一，木村俊介，志賀千晃，矢島 浩：新低変態温度溶接材料と全姿勢伸長ビード補修溶接法による角回し溶接継手の長疲労寿命化，日本船舶海洋工学会論文集，第 32 号，（2020.12.），pp.153-161.

Table 5.1 Chemical composition and mechanical properties of AH36 steel plates

Material	Thick. (mm)	Chemical Composition					Mechanical Properties			
		C□ (%)	Si (%)	Mn□ (%)	P□ (%)	S□ (%)	Y.P. (N/mm ²)	T.S. (N/mm ²)	El. (%)	vE0°C (J)
AH36	20	0.15	0.28	1.10	0.013	0.003	396	520	24	—
AH36	16	0.15	0.29	1.15	0.014	0.005	469	549	21	227

Table 5.2 Chemical composition and mechanical properties of LTTB deposit metal

Chemical Composition (mass%)							0.2%P.S. (N/mm ²)	T.S. (N/mm ²)	El. (%)	vE0°C (J)
C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr				
0.02	0.34	0.44	0.02	<0.01	8.2	16.1	321	845	19	Avg.31

Table 5.3 Chemical composition and mechanical properties of LTTB overlaying weld metal

Chemical Composition (mass%)							0.2%P.S. (N/mm ²)	T.S. (N/mm ²)	El. (%)
C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr			
0.04	0.40	0.41	0.02	<0.01	6.7	12.4	720	1123	9

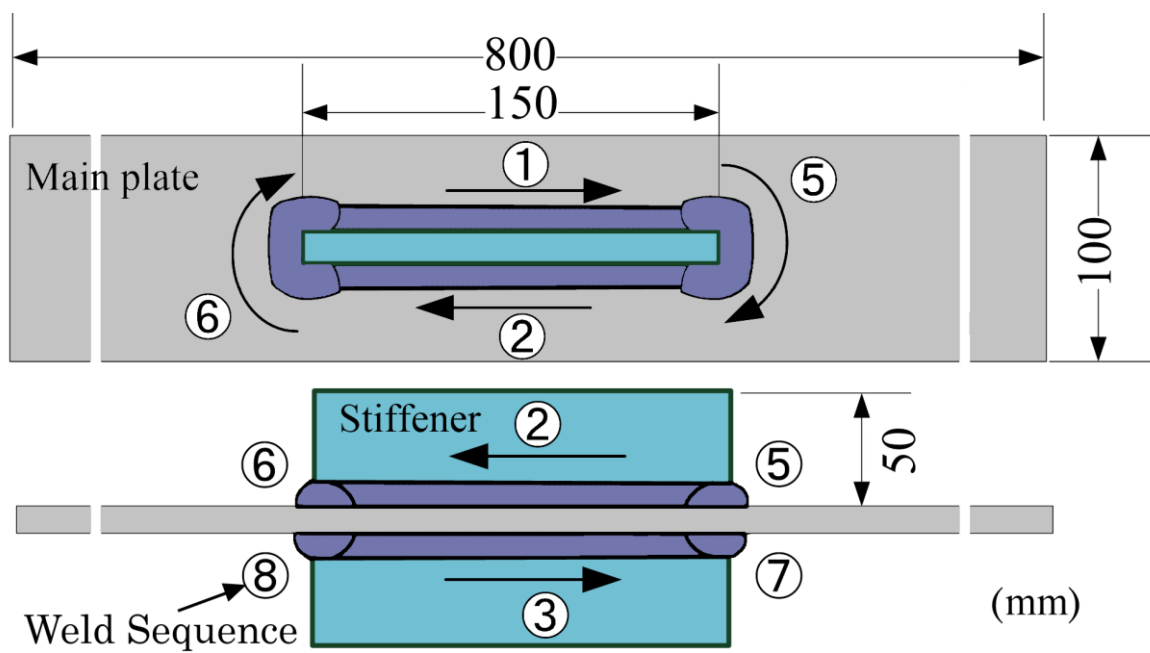


Fig.5.1 Shape and size of boxing fillet welded joint specimen

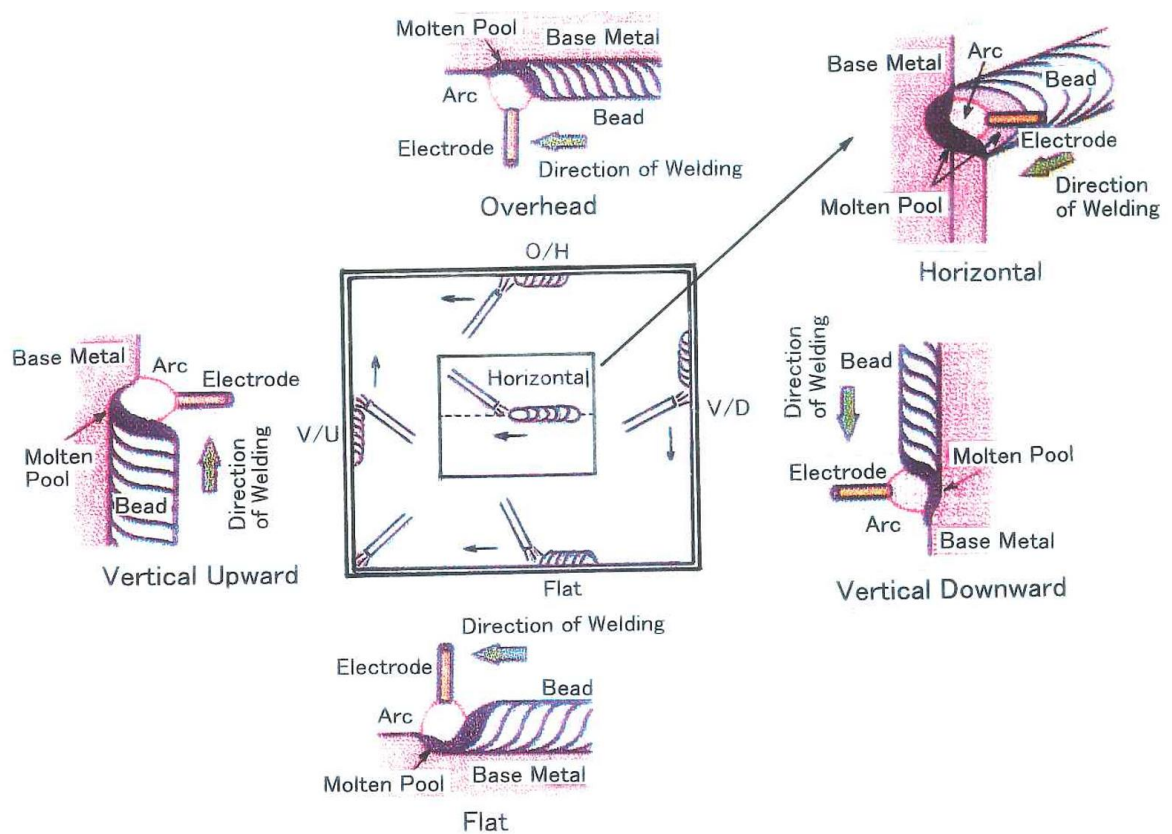


Fig.5.2 Schematic drawing representing of every welding position


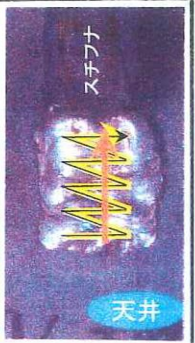

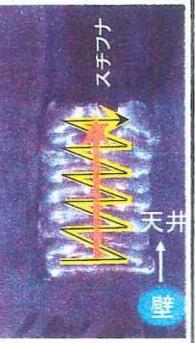
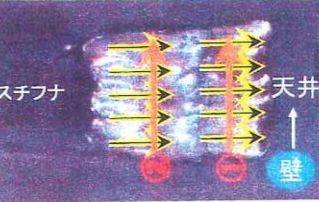
				
190A	140A	100A	100A	100A
23 sec.	71 sec.	62 sec.	62 sec.	60 sec.
Continuous Welding	Intermittent Welding			
Flat	Overhead	Vertical Upward	Vertical Downward	Horizontal

Fig.5.3 Example of elongated bead weld for every welding position





			
140A-32V 72s	160A-32V 60s	170A-30V 56s	140A-30V 63s
Overhead	Vertical Upward	Vertical Downward	Horizontal

Fig.5.4 Example of boxing weld • elongated bead weld for every welding position



[Flat Position : AFR(LTTB)-5-F]



[Overhead Position : AFR(LTTB)-6-O/H]



[Vertical Upward Position : AFR(LTTB)-8-V/U]



[Vertical Downward Position : AFR(LTTB)-10-V/D]



[Horizontal Position : AFR(LTTB)-9-H]

Fig.5.5 Test specimen of before fatigue test

Table 5.4 Results of fatigue tests

R=0, Freq.: 5 Hz

Specimen Number	Width	Thick.	Cross-section	Max. Load	Number of Cycles to Failure		
	W (mm)	t (mm)	A (mm ²)	P _{max} (kN)	N _f (cycles)		$\frac{N_f}{[A]N_f}$
A-2-F	100.3	20.1	2016	302	3.38×10^5		1.00
A-3-F	100.2	20.2	2024	303	3.53×10^5		(3.46×10^5)
AFR (LTTB)-5-F	100.1	20.3	2032	305	$>3.62 \times 10^6$	$>3,620,142$	>10.5
AFR (LTTB)-6-O/H	100.0	20.0	2000	300	1.35×10^6	1,353,578	3.90
AFR (LTTB)-8-V/U	100.1	20.3	2032	305	2.66×10^6	2,661,690	7.69
AFR (LTTB)-9-H	100.0	20.1	2010	302	2.29×10^6	2,288,348	6.62
AFR (LTTB)-10-V/D	100.1	20.1	2012	302	1.06×10^6	1,061,839	3.06
AFR (LTTB)-11-O/H	100.0	20.1	2010	302	1.48×10^6	1,477,708	4.28
AFR (LTTB)-12-V/D	100.0	20.1	2010	302	1.06×10^6	1,060,483	3.06

F: Flat, O/H: Overhead, V/U: Vertical Upward,

V/D: Vertical Downward, H: Horizontal

Stress Range (σ_R): 150 MPa

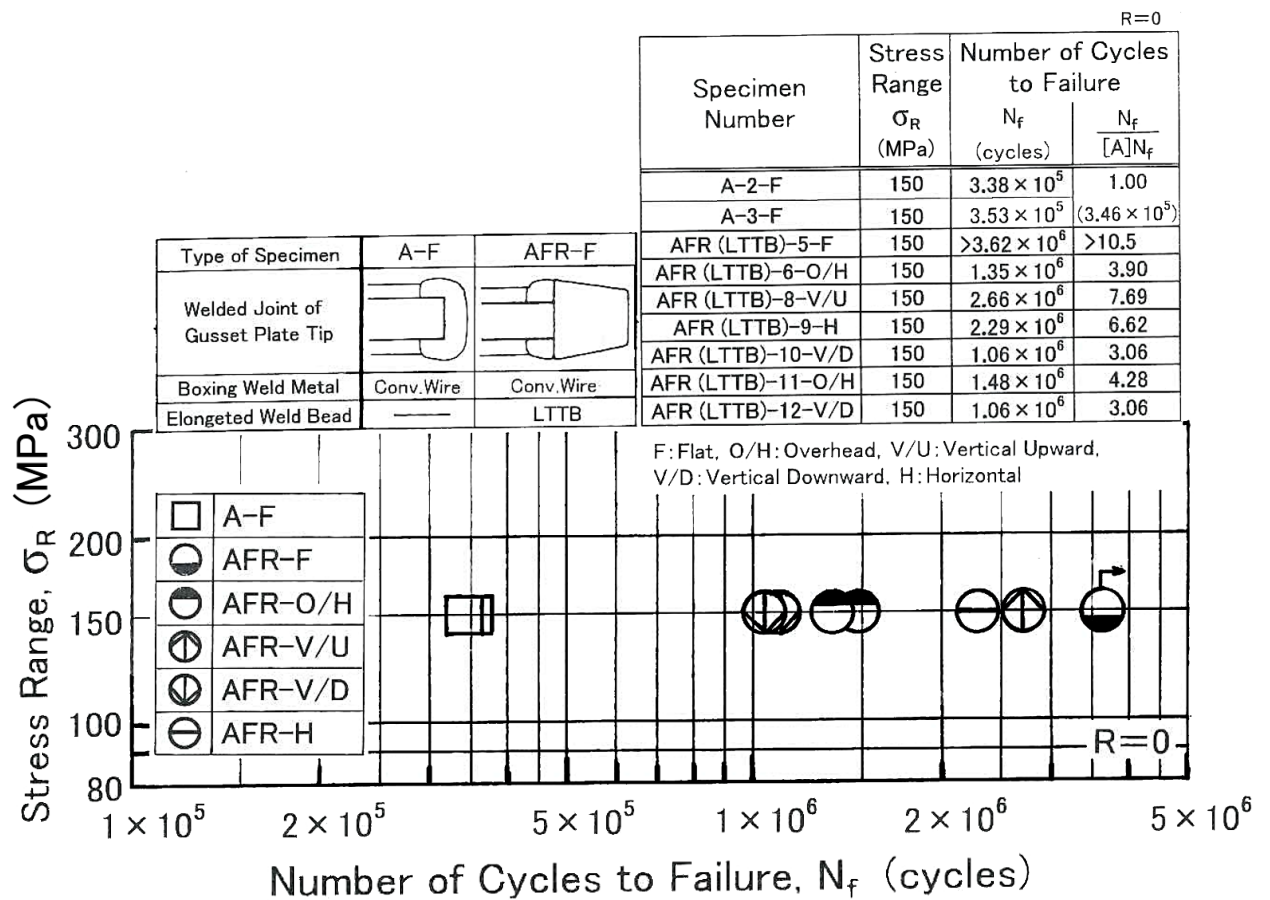
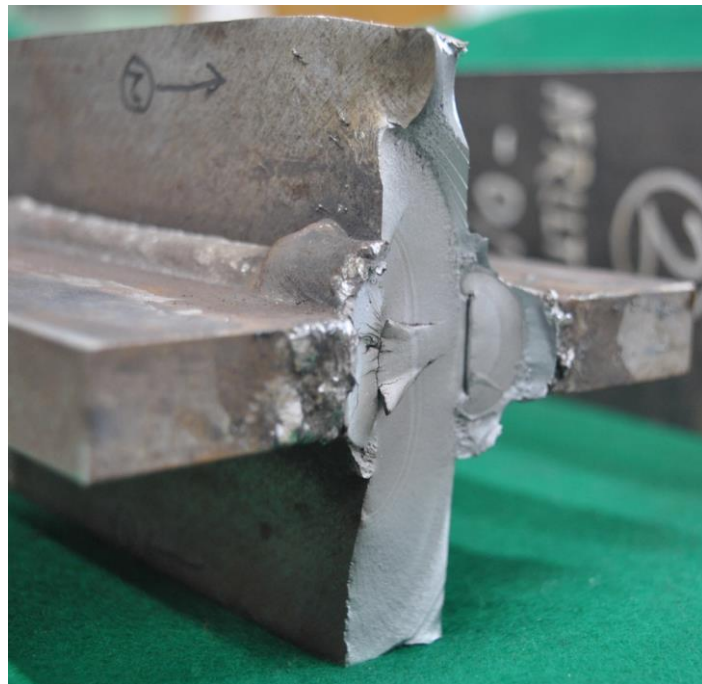
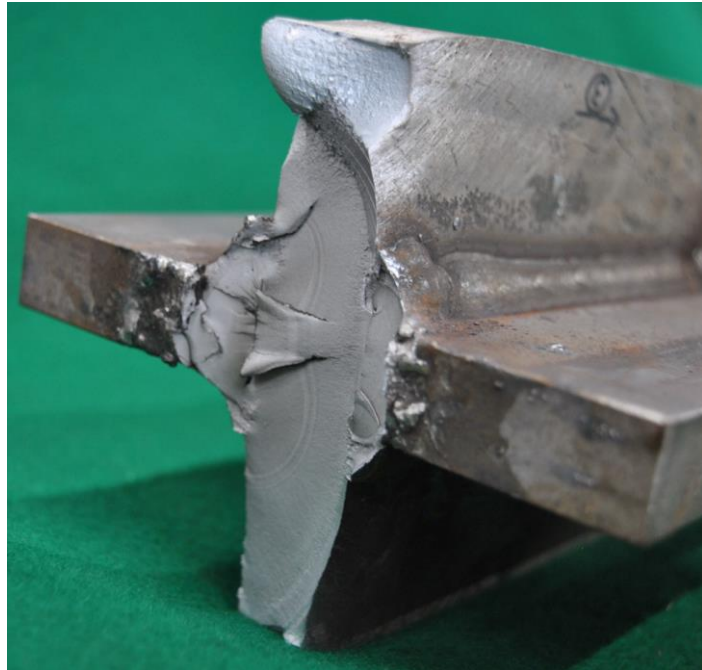
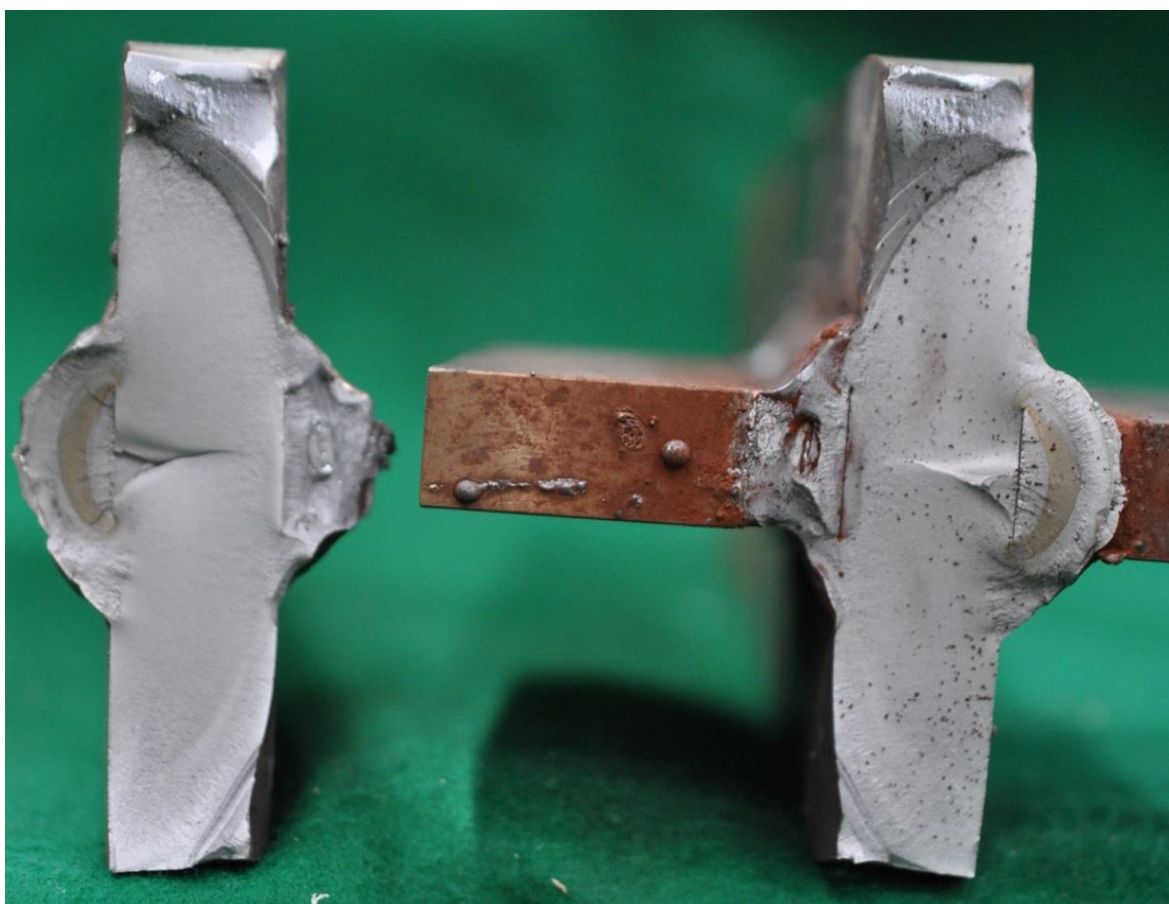


Fig.5.6 Fatigue test results (σ_R - N_f diagram)



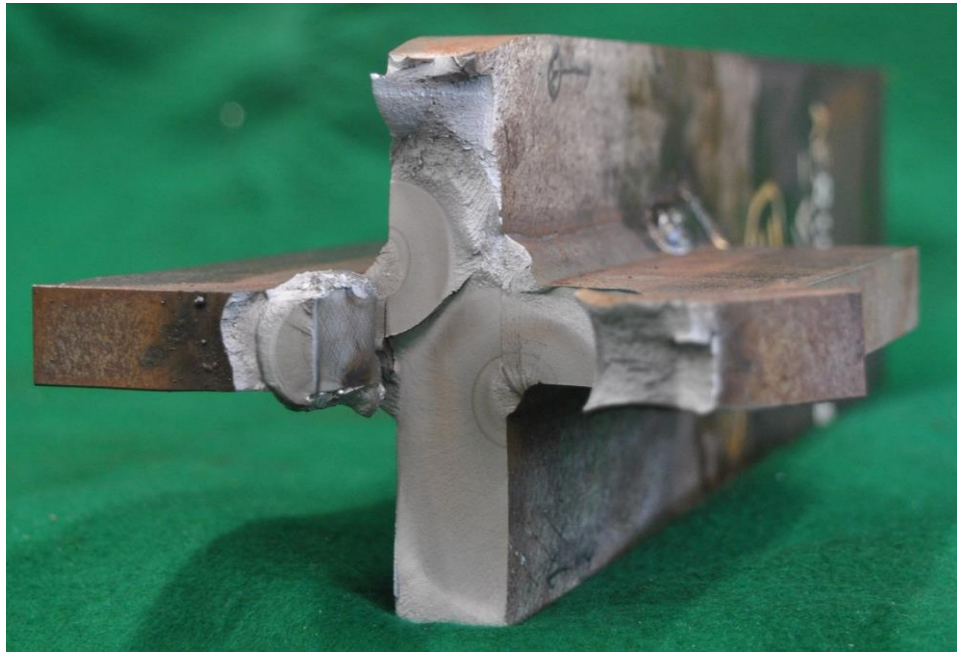
[Overhead: AFR (LTTB)-6-O/H]
 (150 MPa, 1.35×10^6 cycles)

Fig.5.7 Fracture surface and pass after fatigue test
(Overhead position welding)



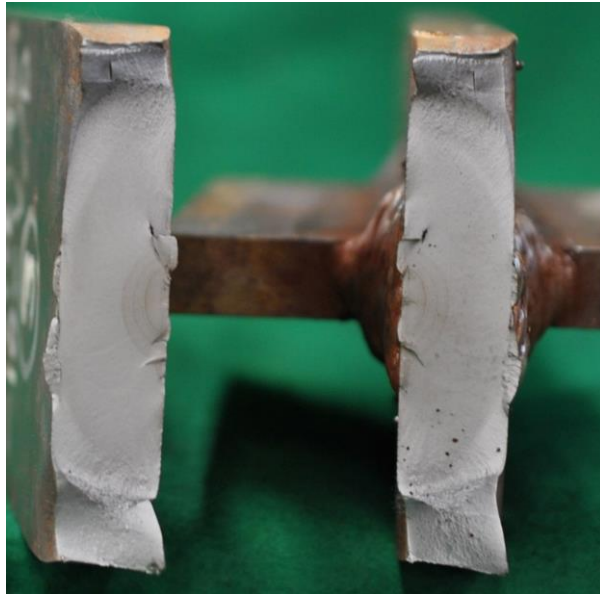
〔Overhead: AFR (LTTB)-11-O/H〕
〔150 MPa, 1.48×10^6 cycles〕

Fig.5.8 Fracture surface after fatigue test
(Overhead position welding)

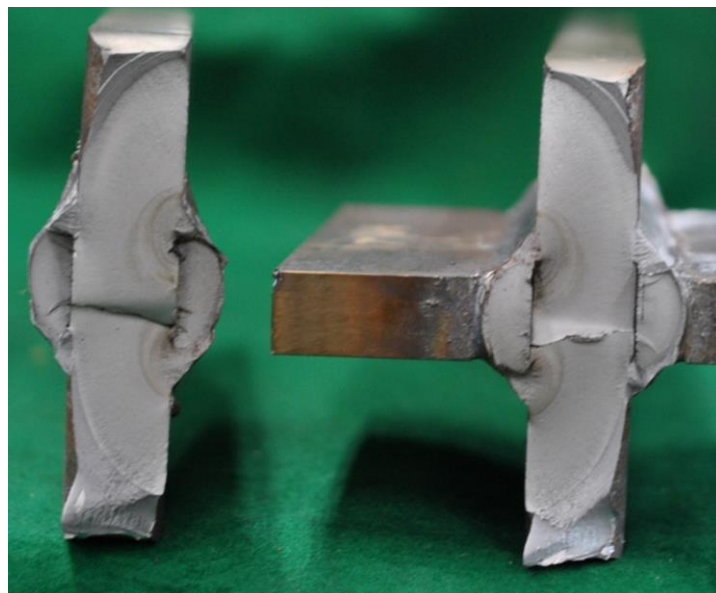


[Vertical Upward : AFR (LTTB)-8-V/U
 (150 MPa, 2.66×10^6 cycles)]

Fig.5.9 Fracture surface and pass after fatigue test
(Vertical upward position welding)

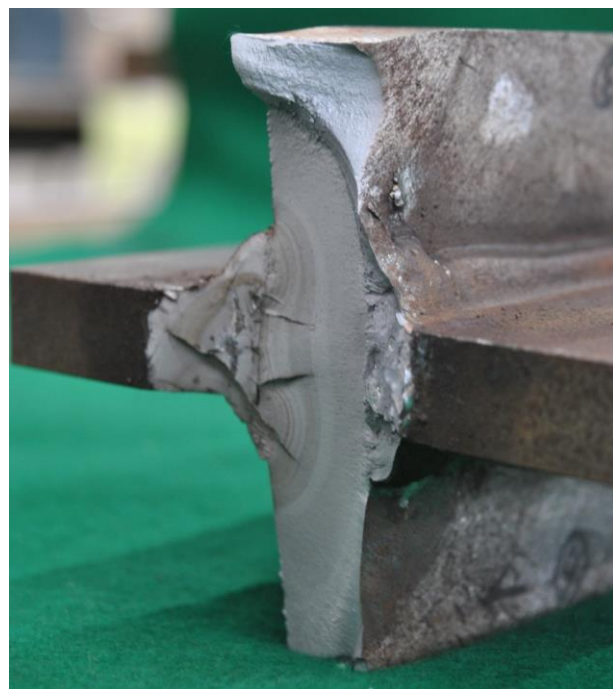


[Vertical Downward: AFR (LTTB)-10-V/D
 (150 MPa, 1.06×10^6 cycles)]



[Vertical Downward: AFR (LTTB)-12-V/D
 (150 MPa, 1.06×10^6 cycles)]

Fig.5.10 Fracture surface after fatigue test
 (Vertical downward position welding)



[Horizontal : AFR (LTTB)-9-H
 (150 MPa, 2.29×10^6 cycles)]

Fig.5.11 Fracture surface and pass after fatigue test
 (Horizontal position welding)

Table 5.5 Results of fatigue tests

R=0, Freq.: 5 Hz

Specimen Number	Width W (mm)	Thick. t (mm)	Cross-Section Area A (mm ²)	Max. Load P _{max} (kN)	Stress Range σ _R (MPa)	Number of Cycles to Failure		
						N _f (cycles)		$\frac{N_f}{[A]N_f}$
A-2-F	100.3	20.1	2016	302	150	3.38×10^5		1.00
A-3-F	100.2	20.2	2024	303	150	3.53×10^5		(3.46×10^5)
AIF (LTTB)-4-F	100.0	20.0	2000	300	150	1.79×10^5	179,000	
						1.74×10^6	1,739,039	5.03
						1.92×10^6	1,918,039	5.55
AIF (LTTB)-5-F	100.2	20.1	2014	302	150	1.58×10^5	158,417	
						1.75×10^6	1,752,686	5.06
						1.91×10^6	1,911,103	5.52



[AIF(LTTB)-4-F]



[AIF(LTTB)-5-F]

Fig.5.12 Test specimen of before final fatigue test
(After repair of fatigue crack)

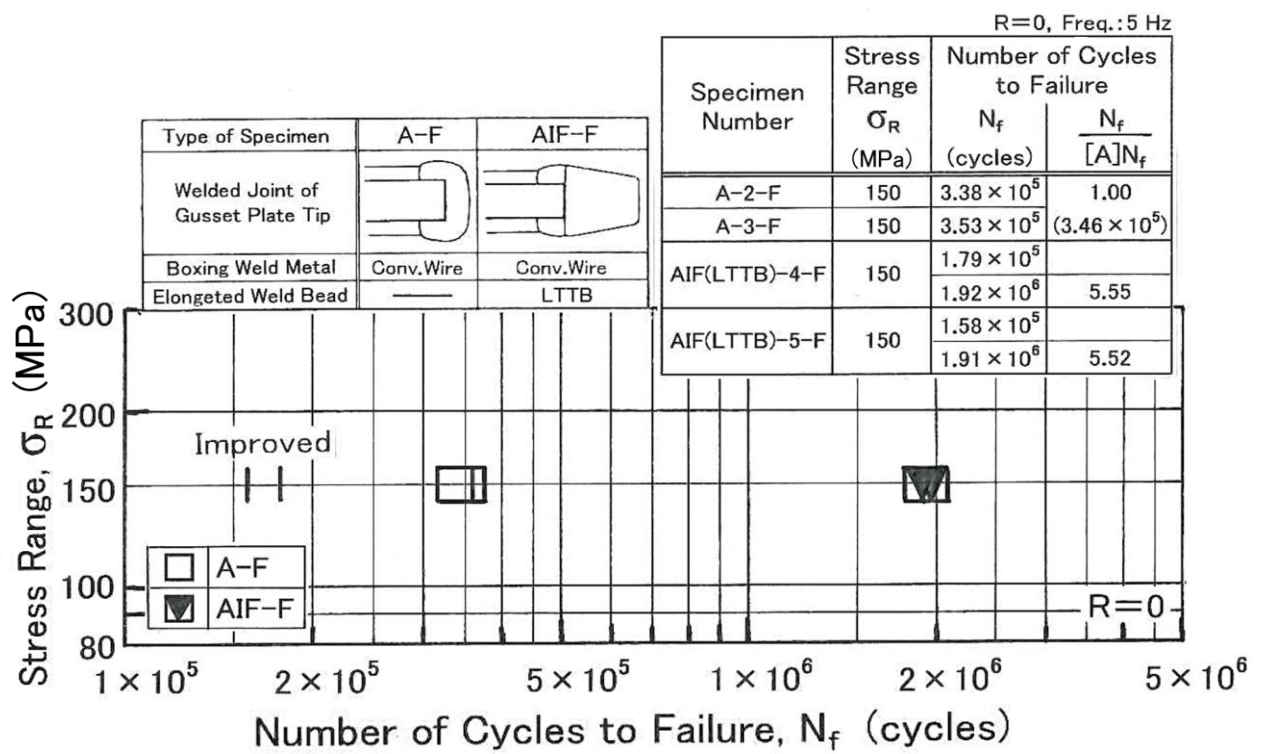
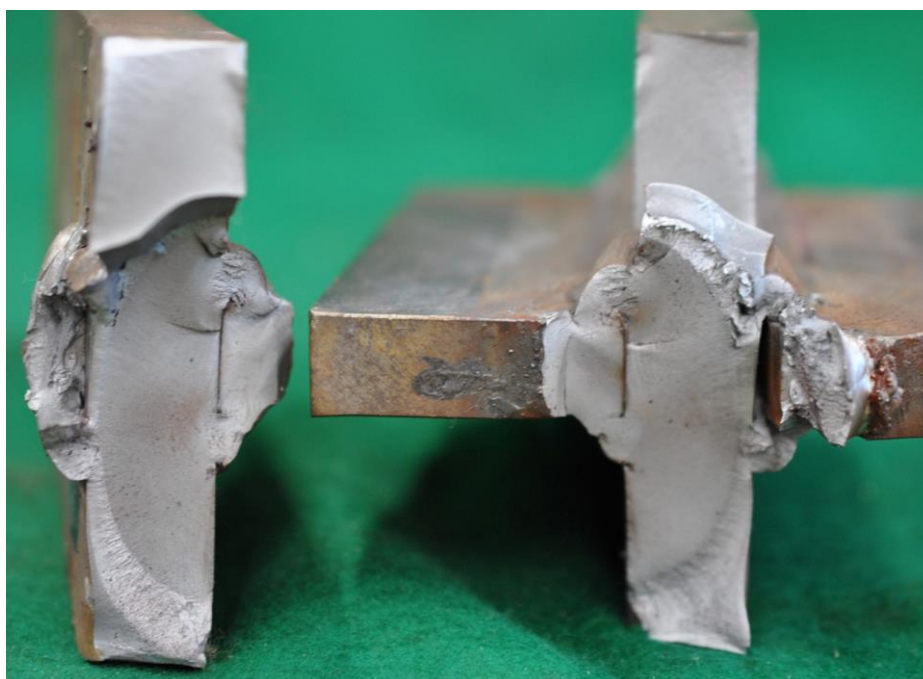
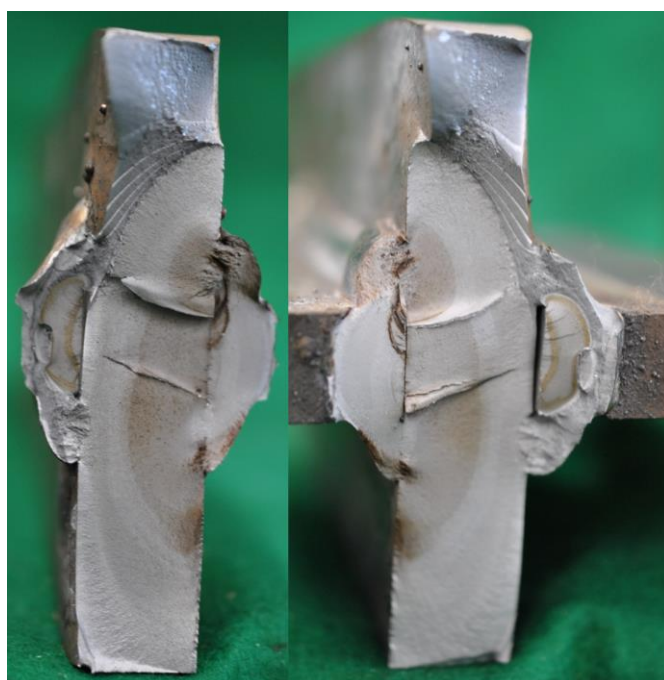


Fig.5.13 Fatigue test results (σ_R - N_f diagram)
(Specimen for after repair of fatigue crack)



[AIF(LTTB)-4-F (150 MPa, 1.92×10^6 cycles)]



[AIF(LTTB)-5-F (150 MPa, 1.91×10^6 cycles)]

Fig.5.14 Fracture surface after fatigue test
(Specimen for after repair of fatigue crack)

第6章 低変態温度溶接材料(LTT1, LTTB)による 溶接金属の破壊靱性

6.1 はじめに

低変態温度溶接材料(LTT1, LTTB)で、スチフナ先端の角回し溶接継手部に長さ約40mmの伸長ビード溶接を施工すると、角回し溶接継手部の疲労寿命延伸効果が得られることについて、前章までに述べてきた。

本章では、LTT1(10Cr10Ni系)やLTTB(16Cr8Ni系)を船体構造に実用する場合の重要課題である、溶接金属の破壊靱性について述べる。

すなわち、LTT1(10Cr10Ni系)やLTTB(16Cr8Ni系)溶接材料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、日本海事協会(NK)鋼船規則M編溶接^{6.1)}の規格値を必ずしも十分満足するとは言えなくても、溶接金属の破壊靱性試験結果^{6.2)~6.6)}からLTT1やLTTB溶接金属と、一般炭素鋼(Conv. Wire)溶接金属とでは、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、十分な破壊靱性を有していることについて述べる。

6.2 供試鋼板および供試溶接金属の溶接条件

供試試験片に使用した船体用高張力鋼板(AH36, 板厚12mm)の化学成分をTable 6.1に、機械的性質をTable 6.2に示す。

さらに、80%Ar20%CO₂ガス使用のLTT1(10Cr10Ni系)溶接材料による供試試験片の突合せ溶接条件を、Table 6.3に示す。

また、100%CO₂ガス使用のLTTB(16Cr8Ni系)溶接材料による突合せ溶接条件を、Table 6.4に示す。

なお、比較のために一般炭素鋼(Conv. Wire)溶接材料による溶接金属も供試した。Conv. Wireの突合せ溶接条件は、Table 6.3に示した。

6.3 溶接金属の V-ノッチシャルピー衝撃試験 および その結果

Table 6.1 および Table 6.2 に示した船体用高張力鋼板(AH36, 板厚 12mm)を, Table 6.3 および Table 6.4 に示した溶接条件で突合せ溶接した, LTT1 および LTTB の溶接金属を供試した。溶接金属断面中央部の, 標準 V-ノッチシャルピー衝撃試験結果を Fig.6.1 に示す。

Fig.6.1 中に示した LTTB 溶接金属の時効(Ageing)熱処理条件は, $100^{\circ}\text{C} \times 24$ 時間とした。Fig.6.1 で明らかなように, LTTB 溶接金属では, 溶接のまま(As-welded)材と時効(Ageing)熱処理材とは同じ吸収エネルギー～温度特性を有しているものと見做される。また, Fig.6.1 中の LTT1 溶接金属は, 溶接のまま材の試験結果である^{6.3)}。

Fig.6.1 から明らかなように, 80%Ar20%CO₂ ガスで溶接された LTT1 溶接金属に比べて, 100%CO₂ ガスで溶接された LTTB 溶接金属の方が, 吸収エネルギーは小さいが, エネルギー遷移温度($v\text{TrE}$)は, LTT1 溶接金属が -120°C 程度であるのに対し, LTTB 溶接金属は約 -100°C である。船体の最低設計温度が -10°C である一般商船に実用した場合, 両者の破壊靱性はほぼ同等であると見做されよう。

また, LTT1 や LTTB を船体構造に実用するためには, NK 規則の規格値(Table 6.5, Table 6.6)^{6.1)}を満足する必要がある。

NK 規則の規格値は試験温度 -60°C において 34J および 27J であり, Fig.6.1 から明らかなように, LTT1 溶接金属では約 35～47J, LTTB 溶接金属では約 15～27J と, NK 規則の V-ノッチシャルピー吸収エネルギー要求値を必ずしも十分満足するとは言えない。

しかし, 上述のように, $v\text{TrE}$ が, LTT1 溶接金属で -120°C 程度, LTTB 溶接金属で -100°C 程度と非常に低温であることから, Conv. Wire 溶接金属に比べて, 破壊靱性はかなり優れていると言える。

6.4 溶接金属の破壊靱性試験片

前述のように、80%Ar20%CO₂ ガスで溶接された LTT1 溶接金属も、100%CO₂ ガスで溶接された LTTB 溶接金属も、NK 規則の V-ノッチシャルピー吸収エネルギー要求値を必ずしも十分満足するとは言えない。

そこで、試験片板厚 12mm、試験片幅 200mm の、突合せ溶接金属中央貫通切欠試験片を供試して、LTT1 溶接金属、LTTB 溶接金属、ならびに比較のために Conv.Wire 溶接金属の破壊靱性値を把握した。

なお、供試した突合せ溶接金属中央貫通切欠試験片の LTT1 溶接金属および LTTB 溶接金属は、上述の V-ノッチシャルピー衝撃試験に供試した溶接金属と同じものである。

すなわち、先に **Table 6.1** および **Table 6.2** に示した、船体用高張力鋼板を、**Table 6.3** および **Table 6.4** に示した溶接条件で突合せ溶接した溶接金属を、試験の対象にした。

また、LTT1 溶接金属は、中央貫通切欠試験片 2 枚分ずつ、4 回に分けて溶接した。なお、LTT1 はソリッドワイヤであり、溶接金属中の水素量は 2ml/100g 以下と考えられるため、溶接のまま(As-welded)の状態で供試した。一方、LTTB はフラックス入りワイヤであり、溶接金属中の水素量は 5ml/100g 程度と考えられることから、溶接後、110℃×12 時間の時効(Ageing)熱処理をして供試した。

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.6.2** に示す。

Fig.6.2 に示したように、突合せ溶接金属中央貫通切欠試験片の切欠先端には、応力範囲($\Delta \sigma_{\text{gross}}$)40.0 MPa の条件で、疲労亀裂を加工した。疲労亀裂加工の応力繰返し回数(N)は、疲労亀裂の長さを揃えることを目的に、 $3.30 \times 10^4 \sim 5.50 \times 10^4$ 回を目標にしたが、溶接金属中の疲労亀裂伝播であるために、かなりばらつきがある。

疲労亀裂加工条件は、後述する **Table 6.7** および **Table 6.8** に示す通りであり、破壊靱性試験片の疲労亀裂加工条件としてほとんど問題ない値である。なお、疲労亀裂は、長崎総合科学大学の 500kN 電気油圧式疲労試験機で、室温、大気中、繰返し速度 5Hz、応力比 $R=0$ で加工した。

6.5 溶接金属の破壊靱性試験結果

上述の突合せ溶接金属中央貫通切欠試験片 [LTT1：8 枚，LTTB：3 枚，Conv. Wire：2 枚] を供試して、長崎総合科学大学の 2,000kN アムスラー型万能試験機を使用して、破壊靱性試験（低温引張試験）を実施した。試験結果を **Table 6.7** および **Table 6.8** に示す。

Table 6.7 および **Table 6.8** に示した破壊靱性値 (K_C 値) は、**Eq.(6.1)**^{6.7)} によって求めた値である。

$$K_C = \sigma_g \cdot (\pi a)^{1/2} \cdot F(a/B) \quad (\text{MPa} \cdot \text{m}^{1/2}) \dots\dots\dots (6.1)$$

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

2a：中央貫通切欠き長さ (mm)

2B：試験片幅 (mm)

Table 6.7 および **Table 6.8** に示した破壊靱性試験（低温引張試験）結果の、破壊グロス応力 (σ_g) と温度 (T) との関係、および破壊ネット応力 (σ_n) と温度 (T) との関係を、**Fig.6.3** に示す。さらに、破壊靱性値 (K_C 値) と温度 ($1/T_K$) との関係を、**Fig.6.4** に示す。

なお、**Fig.6.3** および **Fig.6.4** に示した破線は、先に、**Fig.6.2** に示した中央貫通切欠試験片と切欠き先端の形状がほぼ同じで、寸法も同程度（幅 70 mm，厚さ 12 mm）の試験片による、実績が多い降伏点 47 kgf/mm² 級（460 MPa 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 ^{6.8)}を示したものである。

Fig.6.3 および **Fig.6.4** 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^2 級 (460MPa 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、**Fig.6.3** および **Fig.6.4** から明らかなように、溶接後 $110^\circ\text{C} \times 12$ 時間の時効熱処理された LTTB 溶接金属の結果は、LTT1 溶接金属の値に勝るとも劣らない破壊靱性を有していることが明らかである。

さらに、LTT1 溶接金属や LTTB 溶接金属の破壊靱性値は、 -100°C 程度より低温では、Conv. Wire 溶接金属や降伏点 47 kgf/mm^2 級 (460MPa 級) 船体用高張力鋼板エレクトロガス溶接継手部の破壊靱性値よりかなり大きな値を示している。

6.6 溶接金属破壊靱性試験後の破断面観察結果

破壊靱性試験結果の破壊状況および破断面観察結果の代表例を、各試験片毎に、**Fig.6.5**～**Fig.6.12** に示す。

Fig.6.5 に示した Conv. Wire-1 (試験温度： -61.4°C) では、中央貫通切欠先端の疲労亀裂から、延性亀裂が発生し、その延性亀裂から脆性不安定破壊が発生している。すなわち、破壊発生時は延性破壊である。

また、**Fig.6.6** および **Fig.6.7** に示した Conv. Wire-2 (試験温度： -144°C) では、中央貫通切欠先端の疲労亀裂から、直接、脆性不安定亀裂が発生し、脆性不安定破壊している。すなわち、破壊発生時は脆性不安定破壊である。

一方、**Fig.6.8** および **Fig.6.9** に示した LTT1-7 (試験温度： -139°C) では、中央貫通切欠先端の疲労亀裂から、延性亀裂が発生し、その延性亀裂から脆性不安定破壊が発生している。すなわち、破壊発生時は延性破壊である。

さらに、**Fig.6.10** に示した LTT1-8(試験温度：-186℃)では、SEM 観察結果で明らかなように、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が発生して、破断している。延性・脆性混合破面を呈する不安定破壊は、脆性不安定破壊より延性に富んだ破壊であり、吸収エネルギーも若干大きいものと考えられる。

また、**Fig.6.11** に示した LTTB-5(試験温度：-138℃)では、SEM 観察結果で明らかなように、中央貫通切欠先端の疲労亀裂から延性亀裂が発生し、その延性亀裂から延性不安定破壊している。すなわち、破壊発生時は延性破壊である。

さらに、**Fig.6.12** に示した LTTB-6(試験温度：-173℃)では、SEM 観察結果で明らかなように、中央貫通切欠先端の疲労亀裂から延性亀裂が発生し、その延性亀裂から延性・脆性不安定破壊している。すなわち、破壊発生時は延性破壊である。

以上のように、Conv. Wire 溶接金属では、-140℃程度では、脆性不安定破壊するが、LTT1 溶接金属や LTTB 溶接金属では、-170～-180℃程度の極低温でも、脆性不安定破壊しないことが明らかになった。

換言すれば、一般船舶の船体構造中での、LTT1 溶接金属や LTTB 溶接金属では、溶接金属中に万一疲労亀裂が発生・進展したとしても、その疲労亀裂から直接脆性不安定破壊は発生しないと言えよう。

6.7 溶接金属破壊靱性のまとめ

LTT1(10Cr10Ni 系)溶接材料や LTTB(16Cr8Ni 系)溶接材料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 規則の規格値を必ずしも十分満足するとは言えない。

そこで、LTT1 溶接金属と LTTB 溶接金属の標準 V-ノッチシャルピー衝撃試験と、突合せ溶接金属中央貫通切欠試験片による破壊靱性試験を実施した。得られた結論は以下の通りである。

- ① LTT1 溶接金属に比べて、LTTB 溶接金属の方が、V-ノッチシャルピー衝撃試験結果の吸収エネルギーは小さい。

しかし、エネルギー遷移温度(v_{TrE})は両者共大きな差はなく、非常に低温($-120\sim-100^{\circ}\text{C}$ 程度)であることから、一般炭素鋼溶接金属に比べて、破壊靱性はかなり優れていると言える。

- ② 破壊靱性試験結果によれば、一般炭素鋼溶接金属では、 -140°C 程度では、脆性不安定破壊するが、LTT1 溶接金属や LTTB 溶接金属では、 $-170\sim-180^{\circ}\text{C}$ 程度の極低温でも、脆性不安定破壊しないことが明らかになった。

換言すれば、一般船舶の船体構造中での、LTT1 溶接金属や LTTB 溶接金属では、溶接金属中に、万一、疲労亀裂が発生・進展したとしても、その疲労亀裂から直接脆性不安定破壊は発生しないと言えよう。

以上により、LTT1 溶接材料も LTTB 溶接材料も、船体構造に使用して何等問題無いと言える。

参 考 文 献

- 6.1) 日本海事協会(ClassNK):鋼船規則・同検査要領 K, L, M 編, (2021).
- 6.2) 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.
- 6.3) 松崎拓也, 村川英一, 麻 寧緒, 堤 成一郎, 平岡和雄, 大沢直樹, 岡田公一, 谷野忠和, 志賀千晃, 矢島 浩:低変態温度溶接材料を用いた伸長ビード溶接による疲労寿命延伸効果に関する一考察, 圧力技術, 第 58 巻, 第 1 号, (2020.1.), pp.22-38.
- 6.4) 木村俊介, 岡田公一, 松崎拓也, 村川英一, 麻 寧緒, 平岡和雄, 志賀千晃, 矢島 浩: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, 長崎総合科学大学紀要, 第 60 巻, 第 1 号, (2020.6.), pp.55-67.
- 6.5) 松崎拓也, 麻 寧緒, 平岡和雄, 村川英一, 馮 中元, 岡田公一, 木村俊介, 加納 寛, 志賀千晃, 矢島 浩:低変態温度溶接材料を用いた全姿勢炭酸ガスアーク伸長ビード溶接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, 圧力技術, 第 58 巻, 第 6 号, (2020.11.), pp.11-24.
- 6.6) 木村俊介, 木村敏之, 岡田公一, 麻 寧緒, 平岡和雄, 村川英一, 馮 中元, 松崎拓也, 加納 寛, 志賀千晃, 矢島 浩:低変態温度溶接材料による溶接金属の破壊靱性に関する一考察, 溶接学会九州支部講演論文集(論文発表), 第 17 号, (2020.11.13.), pp.41-47.

- 6.7) Committee on Fracture Mechanics, The Society of Materials Science, Japan: “Stress Intensity Factors Handbook”, Volume 1, Pergamon Press (1987).
- 6.8) 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.

Table 6.1 Chemical composition of test specimen steel plate

	Chemical Composition (%)						
	C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr
AH36 t:12mm	0.16	0.24	1.04	0.015	0.005	0.01	0.03

Table 6.2 Mechanical properties of test specimen steel plate

	Y.S. (N/mm ²)	T.S. (N/mm ²)	Y.S./T.S.	El. (%)	vE0°C (J)
AH36 t:12mm	418	525	0.80	24	209

Table 6.3 Welding parameters of test specimen
(LTT1, Conv. Wire)

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: 80% Ar + 20% CO₂, Interpass Temp.: < 150°C

Table 6.4 Welding parameters of test specimen
(LTTB)

Speci.	Plate Thick. (mm)	Welding Method	Welding Current (A)	Arc Voltage (V)	Travel Speed (cm/min)	Heat Input (kJ/cm)
LTTB	12	GMAW	150	24	6	36

Welding with Backing Material

Vertical Upward, Single-run Welding, Delta Weaving

Flux Cored Wire, Wire Extension : 15~20 mm

Gas Flow : 100%CO₂

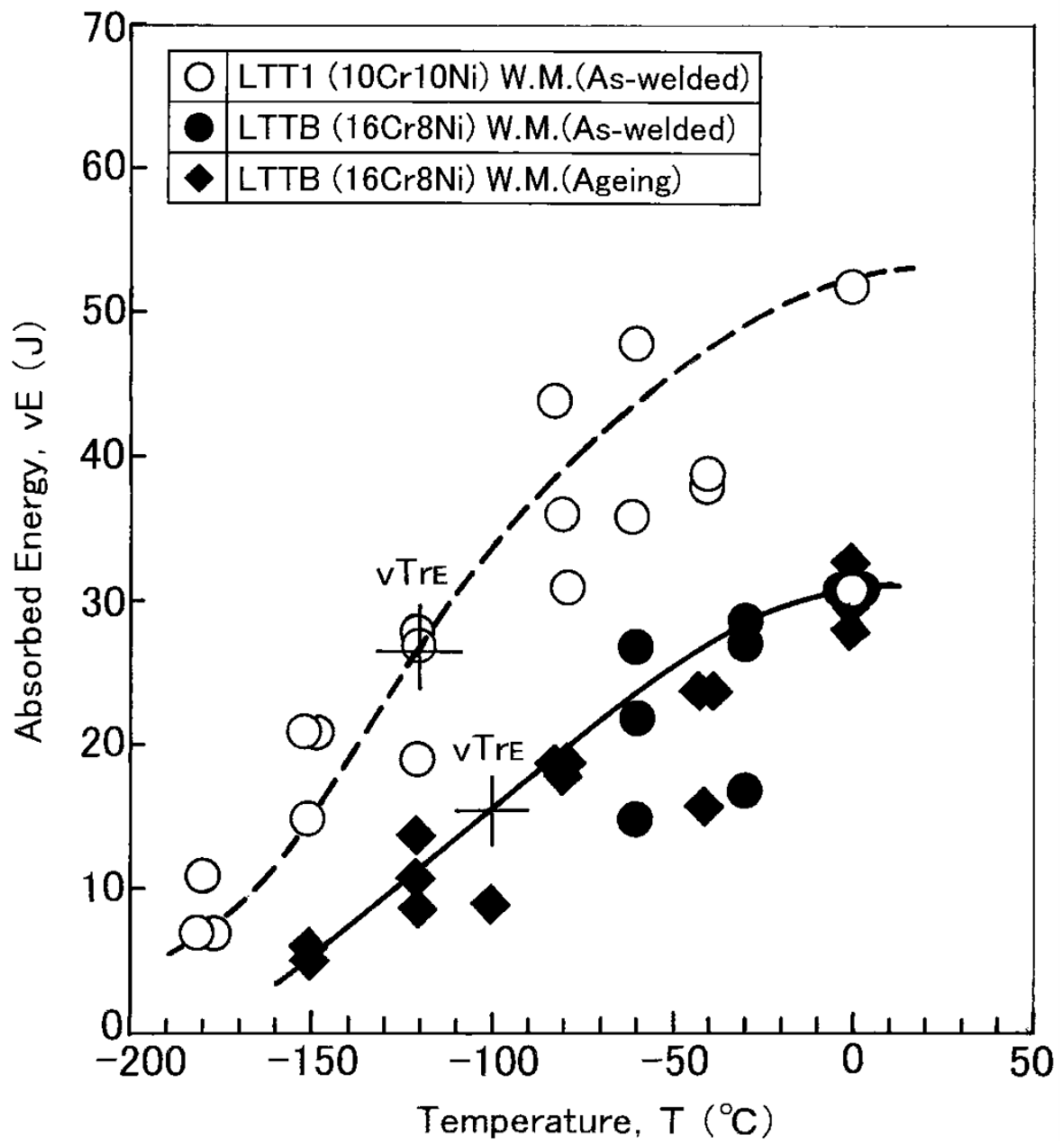


Fig.6.1 Results of V-notch Charpy impact tests
 [LTT1 (10Cr10Ni) Weld Metal
 LTTB (16Cr8Ni) Weld Metal]

Table 6.5 Impact test・tensile test requirements
for deposited metal
(Semi-automatic welding consumables)
[NK rules for steel ships]

Grade of Welding Consumable	Testing Temp. (°C)	Minimum Mean Absorbed Energy vE (J)	Yield Point (MPa)	Tensile Strength (MPa)	Elong. (%)
KSWL 2	-60	34	>345	440~610	>22
KSWL 3	-60	34	>375	490~660	>21

Table 6.6 Impact test・tensile test requirements
for butt welded joint
(Semi-automatic welding consumables)
[NK rules for steel ships]

Grade of Welding Consumable	Testing Temp. (°C)	Minimum Mean Absorbed Energy vE (J)		Tensile Strength (MPa)
		Flat・Horizontal・ Overhead	Vertical Upward・ Vertical Downward	
KSWL 2	-60	27	27	>440
KSWL 3	-60	27	27	>490

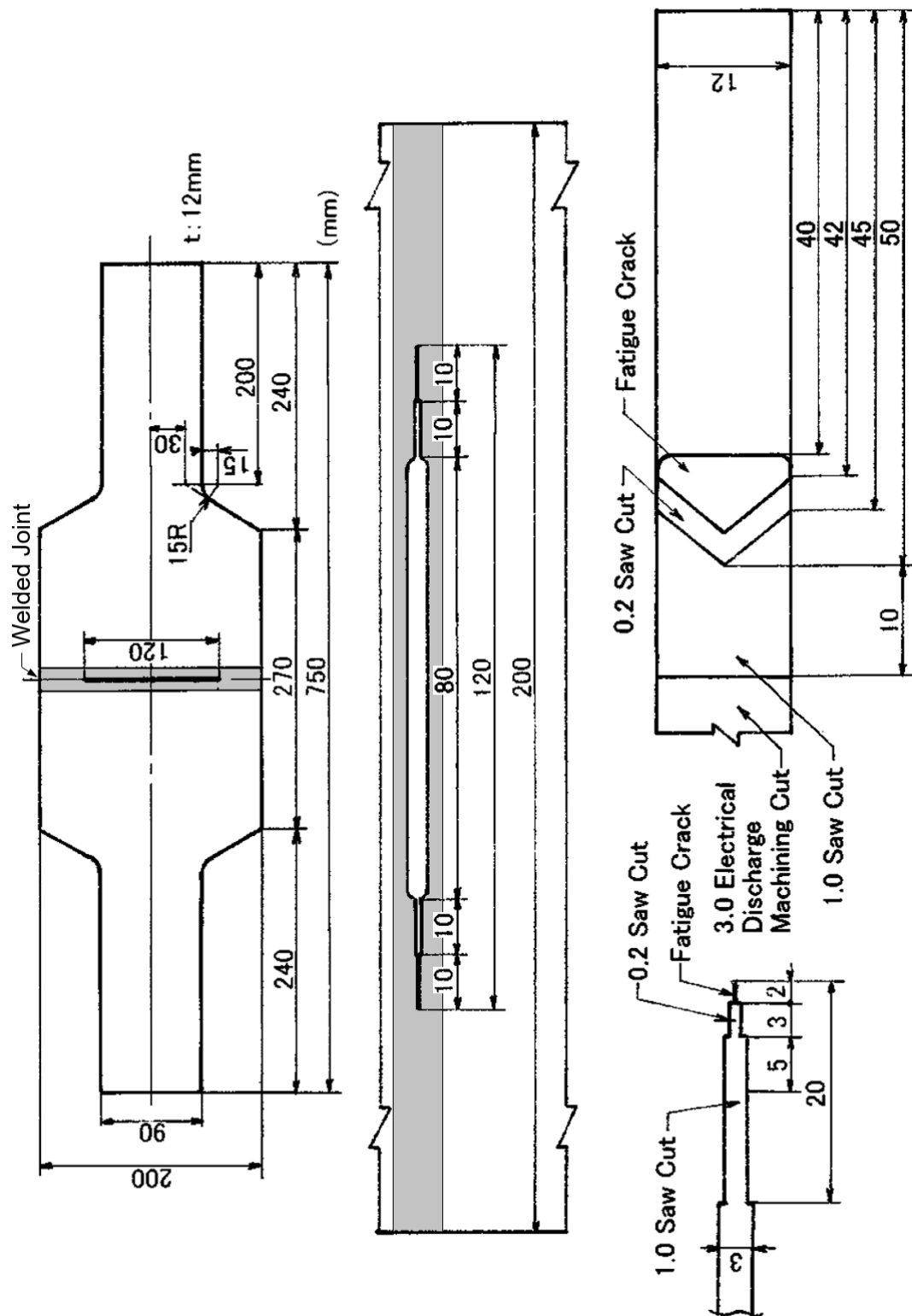


Fig.6.2 Shape of center notched fracture toughness test specimen

Table 6.7 Results of fracture toughness test for LTT1-Conv.Wire weld metal

Specimen Number	Width 2B (mm)	Thick. t (mm)	Fatigue Crack		Notch Length 2a (mm)	Test Temp.		Fracture Load P (kN)	Fracture Stress		Fracture Toughness K_{IC} (MPa·m ^{1/2})
			Stress* Range $\Delta\sigma_{gross}$ (MPa)	Number of Cycles N (cycles)		T (°C)	1/T _K (K ⁻¹)		Gross σ_g (MPa)	Net σ_n (MPa)	
LTT1-1	203	12.3	50.0 40.0	3.30×10^4 2.20×10^4	126	-176	10.3×10^{-3}	227	91	240	1.70×10^3
LTT1-2	201	12.4	40.0	5.50×10^4	123	-155	8.48×10^{-3}	277	110	284	2.03×10^3
LTT1-3	201	12.7	50.0 40.0	3.00×10^4 1.70×10^4	126	-47.4	4.43×10^{-3}	385	151	404	2.87×10^3
LTT1-4	201	12.0	40.0	8.50×10^4	117	-63.1	4.76×10^{-3}	402	167	399	2.90×10^3
LTT1-5	202	12.3	40.0	5.50×10^4	119	-128	6.90×10^{-3}	429	173	420	3.06×10^3
LTT1-6	203	12.3	40.0	5.50×10^4	124	-71.2	4.96×10^{-3}	400	160	412	2.95×10^3
LTT1-7	201	12.4	40.0	5.50×10^4	121	-139	7.46×10^{-3}	477	191	481	3.45×10^3
LTT1-8	203	12.1	40.0	5.50×10^4	125	-186	11.5×10^{-3}	236	96	250	1.79×10^3
Conv.Wire-1	201	12.5	40.0	7.00×10^4	121	-61.4	4.73×10^{-3}	500	199	500	3.59×10^3
Conv.Wire-2	203	11.9	40.0	8.50×10^4	126	-144	7.75×10^{-3}	192	80	210	1.50×10^3

* Stress Ratio R=0.0

Table 6.8 Results of fracture toughness test for LTTB weld metal

Specimen Number	Width 2B (mm)	Thick. t (mm)	Fatigue Crack		Notch Length 2a (mm)	Test Temp.		Fracture Load P (kN)	Fracture Stress		Fracture Toughness K_{IC} (MPa·m ^{1/2})
			Stress Range * $\Delta\sigma_{gross}$ (MPa)	Number of Cycles N (cycles)		T (°C)	1/T _K (K ⁻¹)		Gross σ_g (MPa)	Net σ_n (MPa)	
LTTB-5**	200	12.2	40.0	3.80×10^4	124	-138	7.41×10^{-3}	463	190	499	3.53×10^3
LTTB-6**	200	12.2	40.0	3.30×10^4	121	-173	10.0×10^{-3}	245	100	254	1.81×10^3
LTTB-7**	200	12.1	40.0	3.30×10^4	121	-103	5.88×10^{-3}	475	196	497	3.54×10^3

* Stress Ratio R=0.0 ** Heat Treatment for Ageing : 110°C × 12 hr

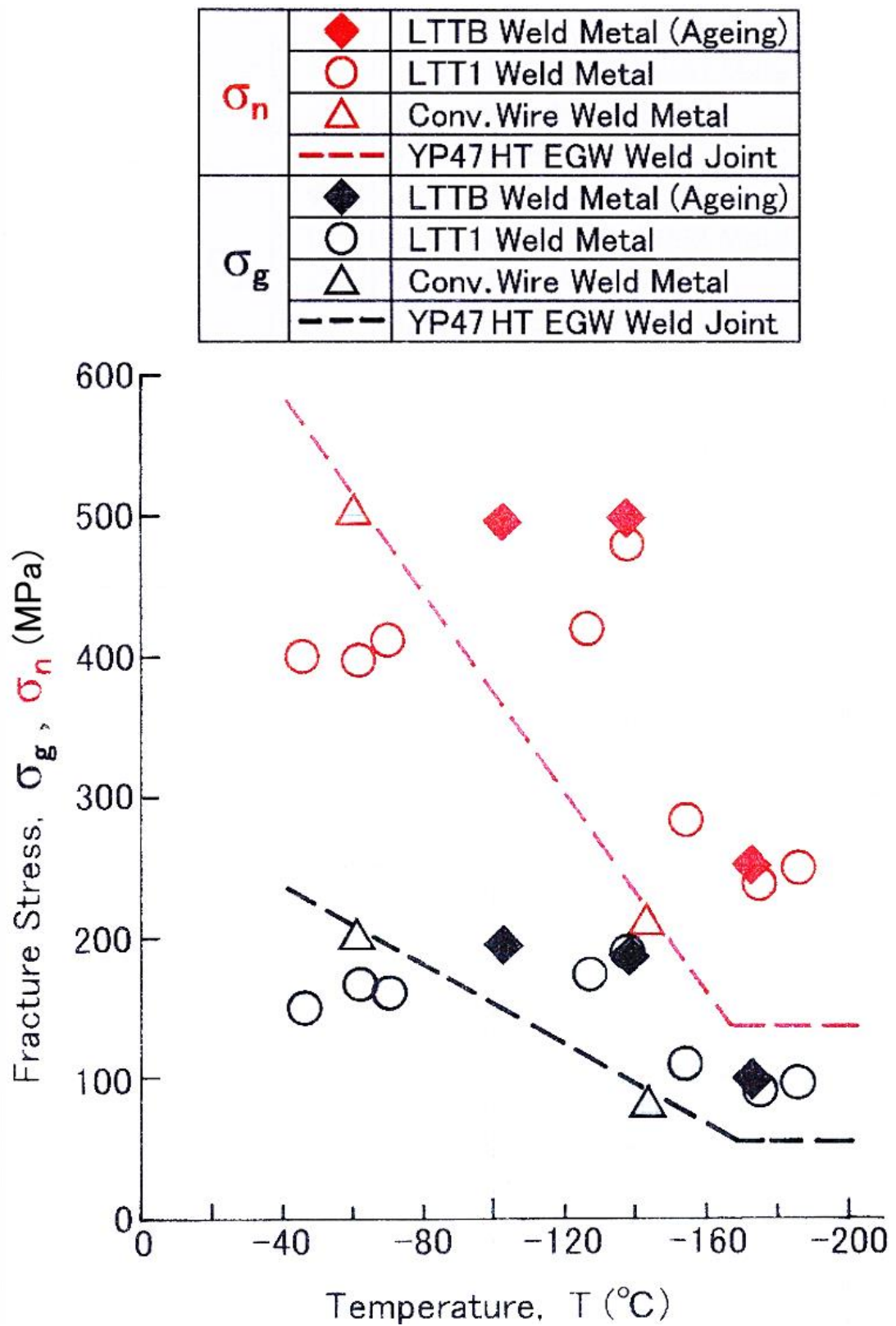


Fig.6.3 Relation between fracture stress (σ_g, σ_n) and temperature

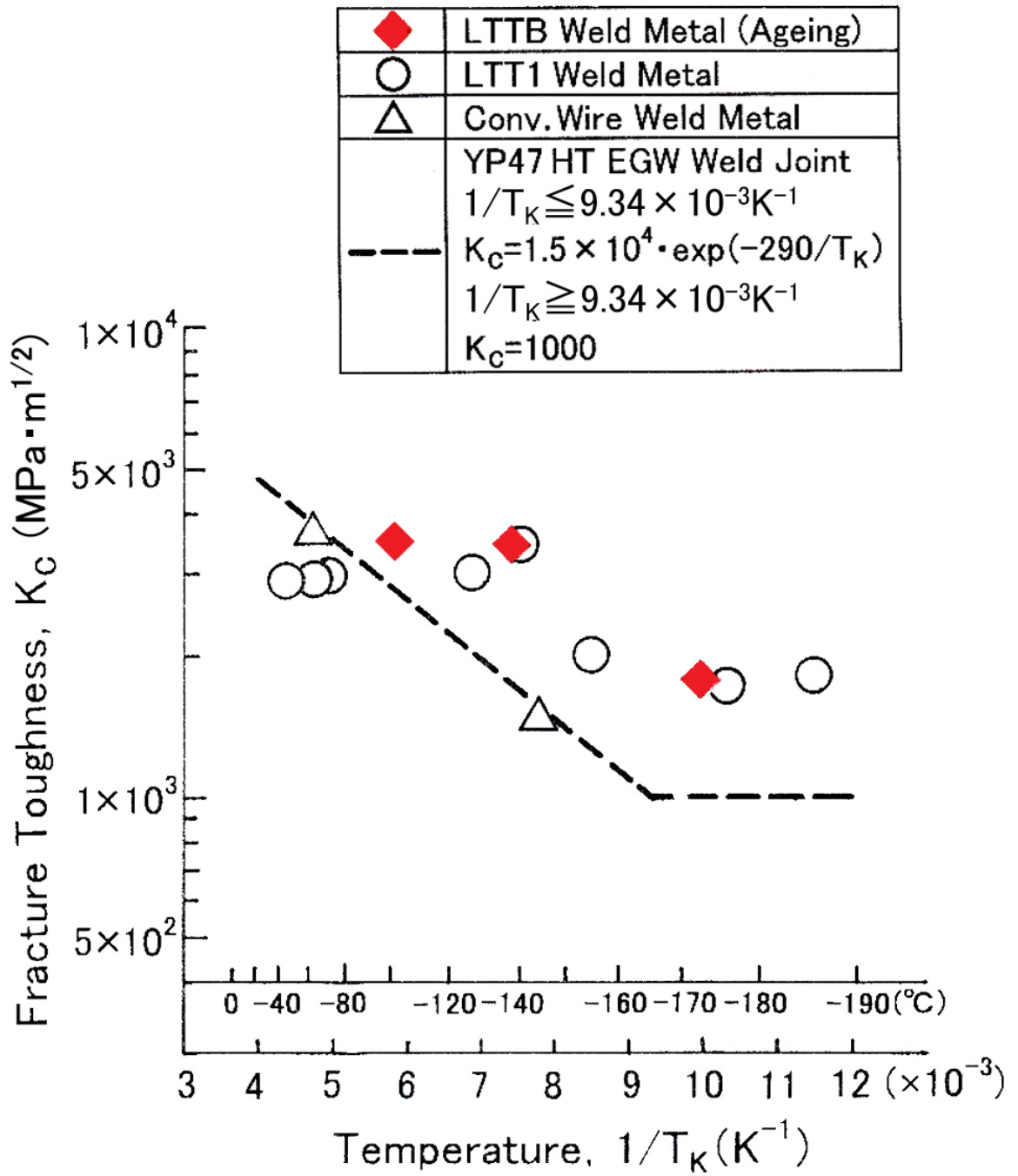


Fig.6.4 Results of fracture toughness test for LTTB weld metal
(Relation between K_C and temperature)

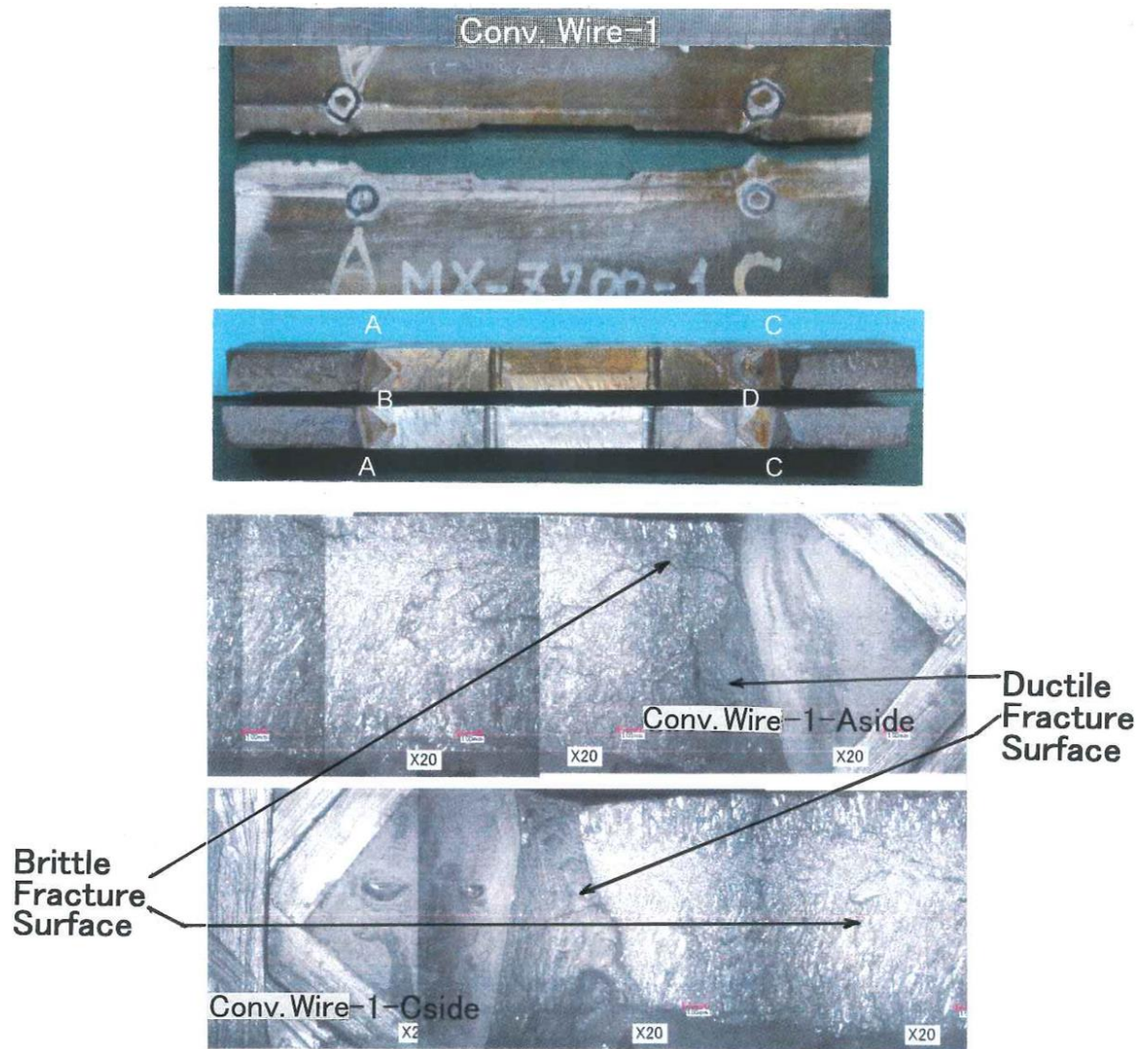


Fig.6.5 Fracture surface and pass
after fracture toughness test

$$\left[\begin{array}{l} \text{Conv. Wire-1, } -61.4^{\circ}\text{C} \\ K_{\text{C}} : 3.59 \times 10^3 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2} \end{array} \right]$$

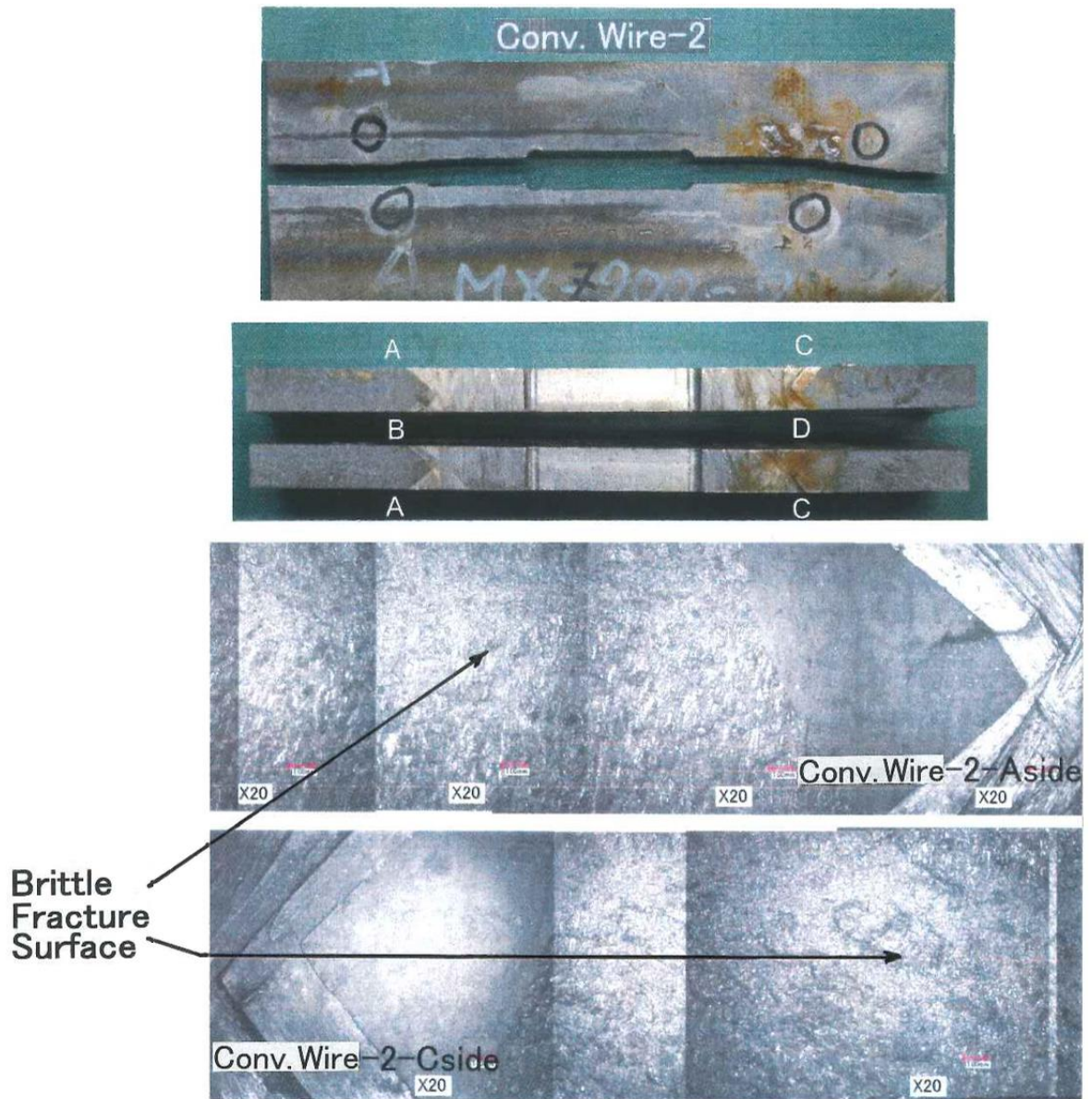


Fig.6.6 Fracture surface and pass
after fracture toughness test

$$\left[\begin{array}{l} \text{Conv. Wire-2, } -144^{\circ}\text{C} \\ K_{\text{C}}: 1.50 \times 10^3 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2} \end{array} \right]$$

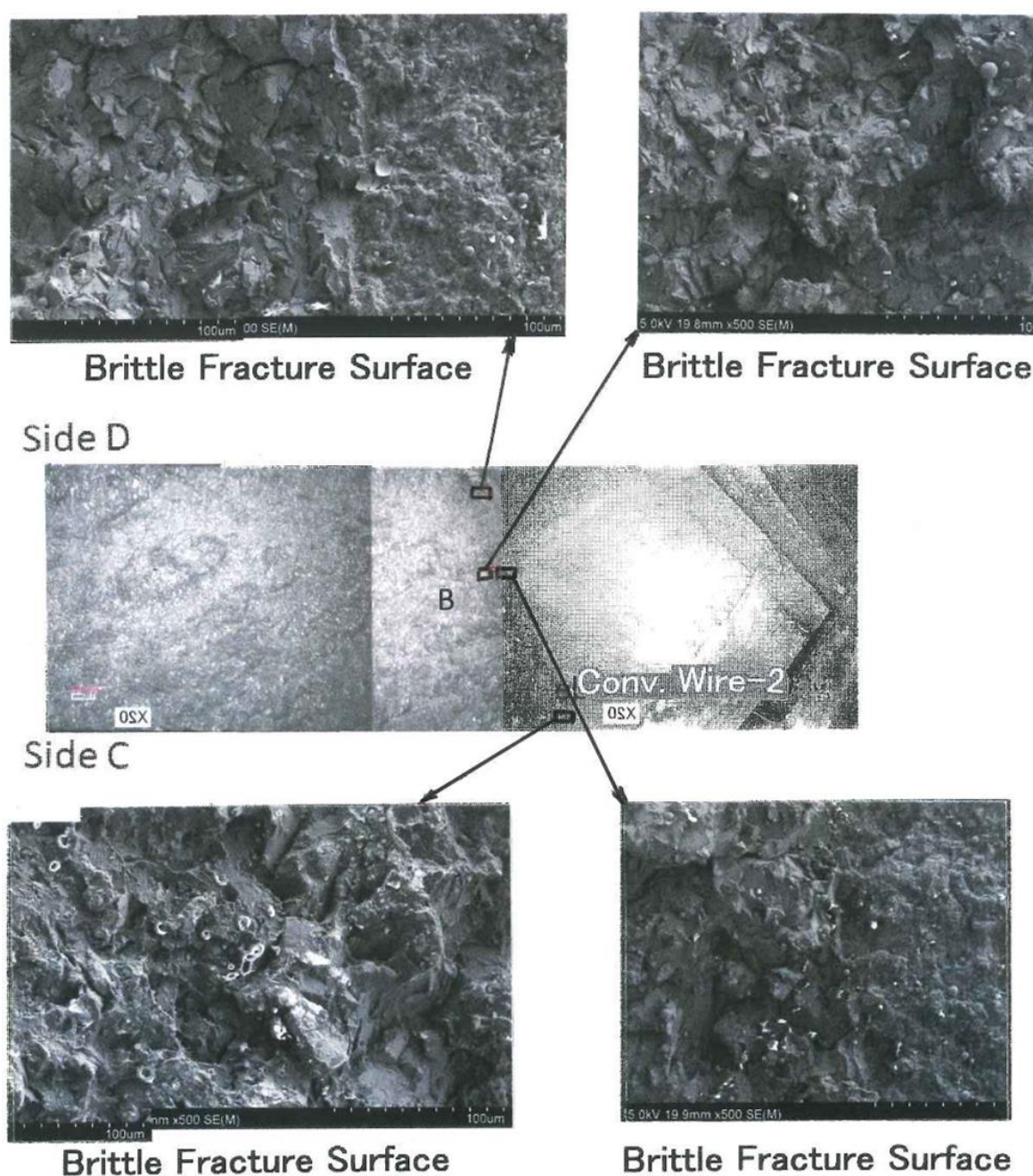


Fig.6.7 Fracture surface by SEM observation

Conv. Wire-2, -144°C
 $K_{\text{IC}}: 1.50 \times 10^3 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$

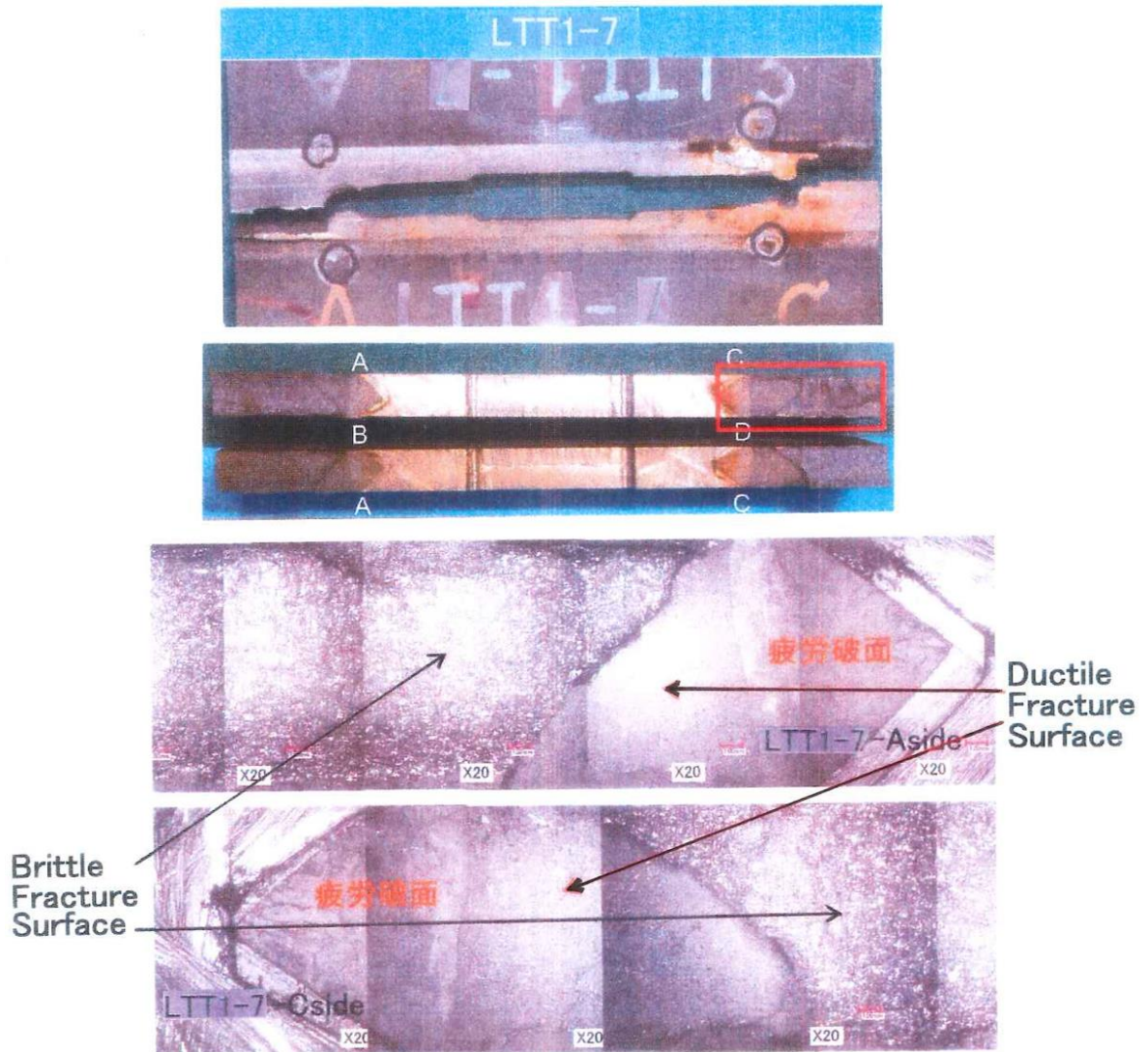


Fig.6.8 Fracture surface and pass
after fracture toughness test

$$\left[\begin{array}{l} \text{LTT1-7, } -139^{\circ}\text{C} \\ K_{\text{C}}: 3.45 \times 10^3 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2} \end{array} \right]$$

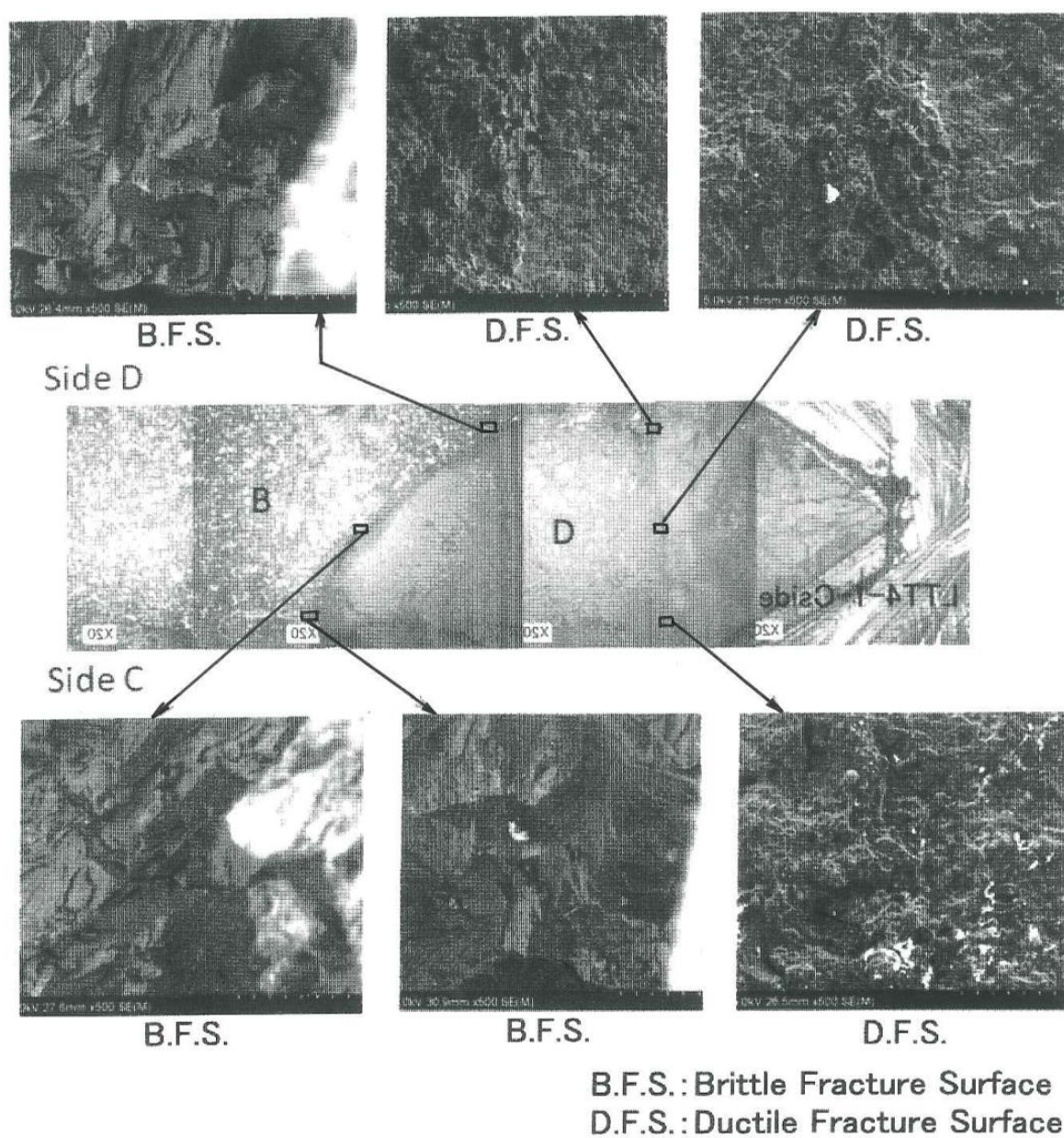


Fig.6.9 Fracture surface by SEM observation

$$\left[\begin{array}{l} \text{LTT1-7, } -139^{\circ}\text{C} \\ K_{\text{IC}}: 3.45 \times 10^3 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2} \end{array} \right]$$

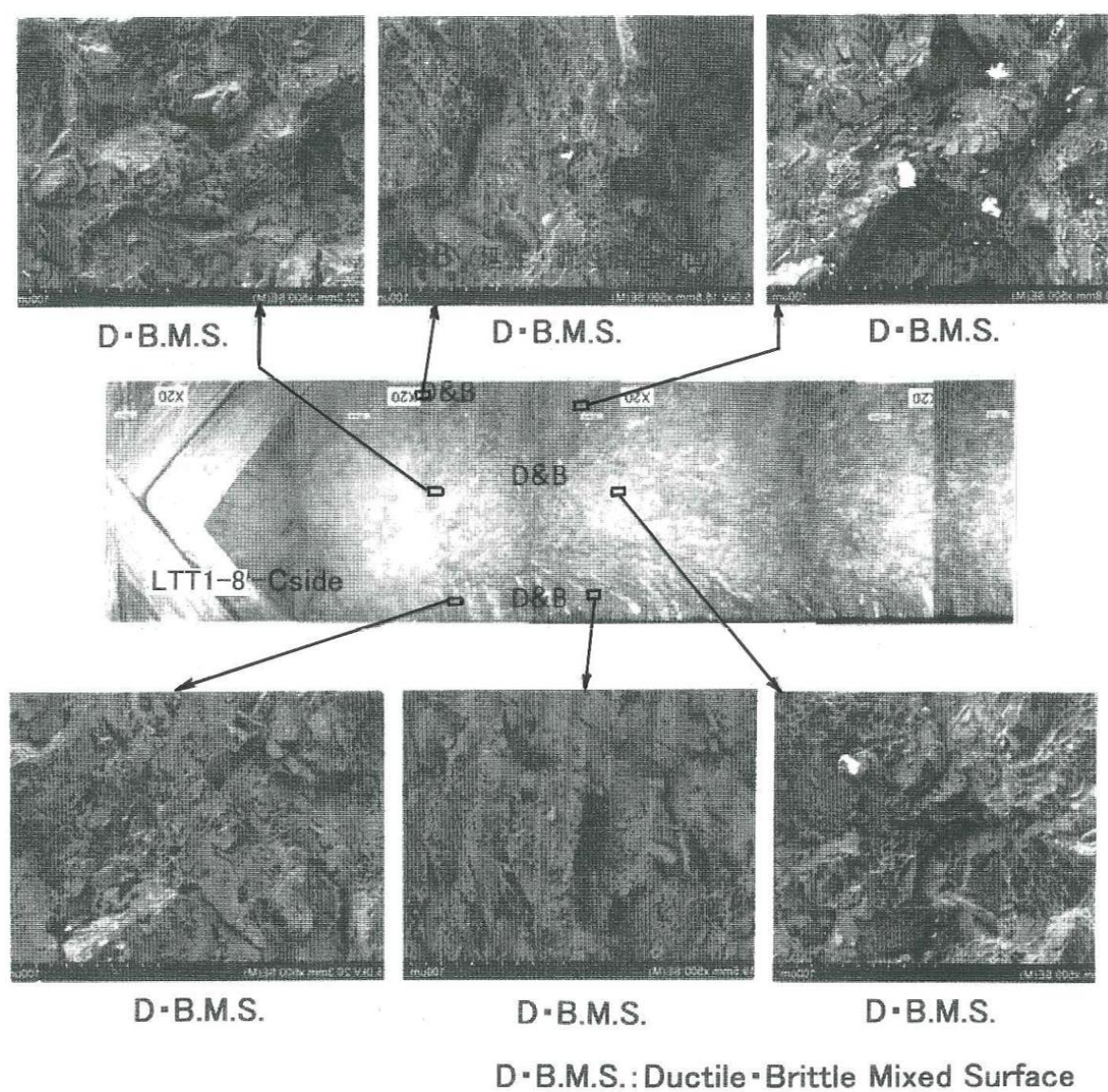


Fig.6.10 Fracture surface by SEM observation
 (LTT1-8, -186°C
 $K_{\text{Ic}}: 1.79 \times 10^3 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$)

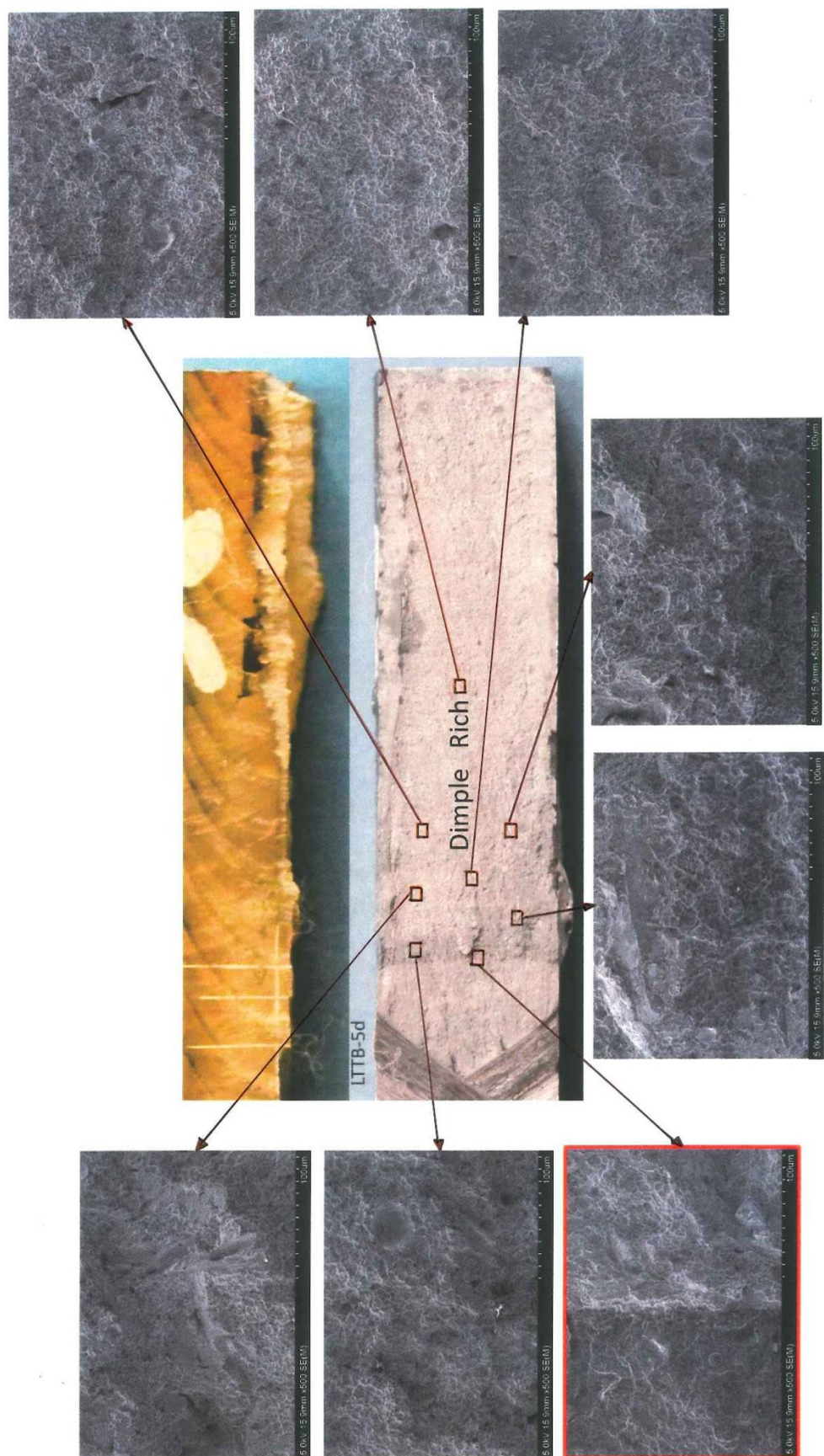


Fig.6.11 Fracture surface by SEM observation
[LTTB-5, -138°C, $K_c: 3.53 \times 10^3 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$]

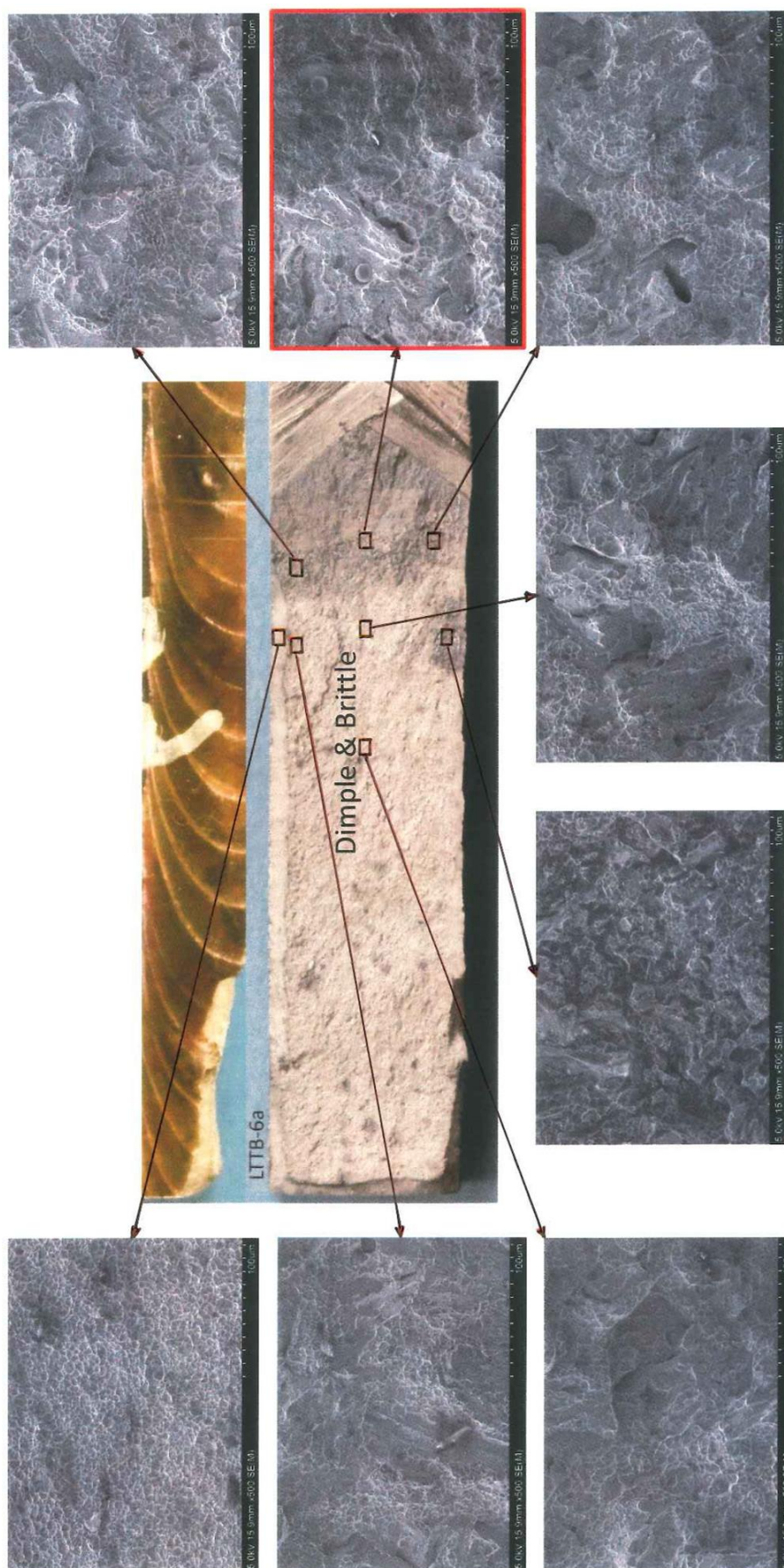


Fig.6.12 Fracture surface by SEM observation
 [LTTB-6, -173°C, K_{IC} : $1.81 \times 10^3 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$]

第 7 章 総 括

船体用 50 キロ級高張力鋼板溶接継手部の疲労強度向上対策として、

- ・ 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。
- ・ ピーニング処理により表層部の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が、目的を十分達成出来る対策の実現は困難であった。

船体や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集中を低減させ得るように、局部構造を改良して造り替えるなど、かなり大がかりな補修工事が必要になる。

一方、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てきたが、実用化に至るまでには程遠い状態であった。

本研究では、LTT 溶接材料使用による、スチフナ先端角回し溶接部の伸長ビード溶接施工により、角回し溶接継手部の疲労寿命が約 10 倍延伸することを確認した。

本研究で得られた主要な結論をとりまとめると、概略以下のとおりである。

第 1 章 “緒言” では、本研究の背景と目的・内容、ならびに本論文の概要について述べた。

第 2 章 “溶接金属の変態膨張を有効に活用する溶接部疲労特性向上に関する考え方” では、マルテンサイト変態温度 (M_s 温度) が低い

LTT 溶接材料による溶接金属では、室温近傍でマルテンサイト相変態によって膨張するために、室温では圧縮残留応力が生成する。この圧縮残留応力を利用して、疲労亀裂の発生と伝播を抑制するためには、亀裂に垂直に LTT 溶接材料による溶接ビードを伸長させる必要があることを明らかにした。

すなわち、スチフナ先端角回し溶接継手部の疲労寿命を延伸させるためには、角回し溶接部の伸長ビード溶接施工が有効であることを明らかにした。

第 3 章 “船体用 50 キロ級高張力鋼板スチフナ先端角回し溶接部の伸長ビード溶接について”では、スチフナ先端角回し溶接継手部の疲労強度向上に有効であり、しかも現場施工し易い伸長ビード溶接の長さについて明らかにした。すなわち、

- 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、伸長ビード長さ約 40 mm でほぼ飽和すること。
- ② 現場施工上、長さ約 40 mm の伸長ビード溶接が推奨されること。などを明らかにした。

したがって、伸長ビード溶接長さは、約 40 mm が最適であることを明らかにした。

第 4 章 “低変態温度溶接材料の伸長ビード溶接によるスチフナ先端角回し溶接部の疲労寿命延伸効果”では、LTT 溶接材料として、10Cr10Ni 系ソリッドワイヤ(記号 LTT1)、6.5Mn 系フラックス入りワイヤ(記号 LTT2)、3Mn3Ni 系被覆アーク溶接棒(記号 LTT3)、13Cr5Ni 系フラックス入りワイヤ(記号 LTT4)、および 5Ni 系フラックス入りワイヤ(記号 LTT5)の 5 種類を供試して、スチフナ先端角回し溶接部に伸長ビード溶接を施工した場合の、疲労寿命延伸効果について明らかにした。

すなわち、

- ① スチフナ先端の角回し溶接を Conv.Wire で施工し、80%Ar20%CO₂ ガスを使用して LTT1 で長さ約 40 mm の伸長ビードを溶接した場合の寿命が、最も長寿命であり、応力範囲(σ_R)が 150MPa の場合最長約 9 倍に、 σ_R が 200MPa の場合最長約 11 倍に延伸すること。
- ② LTT2(6.5Mn 系)、LTT3(3Mn3Ni 系)、LTT4(13Cr5Ni 系)および LTT5(5Ni 系)などに対する検討結果では、角回し溶接を Conv.Wire で施工し、長さ約 40 mm の伸長ビードを LTT2 で溶接した場合、約 4～5 倍疲労寿命が延伸すること。

などを明らかにした。

第 5 章 “全姿勢で施工された低変態温度溶接材料の炭酸ガスアーク伸長ビード溶接によるスチフナ先端角回し溶接部の疲労寿命延伸効果”では、就航後本船内で補修溶接することを想定して、100%CO₂ ガスで全姿勢での溶接が可能な LTT 溶接材料として、16Cr8Ni 系フラックス入りワイヤ(記号 LTTB)による伸長ビード角回し溶接継手部の疲労寿命延伸効果について明らかにした。

すなわち、ごく普通に角回し溶接された基本形状の疲労試験片の角回し溶接部をエアアークガウジングによって完全にハツリ取り、各姿勢(下向姿勢・上向姿勢・立向上進姿勢・立向下進姿勢・横向姿勢)で、Conv.Wire で補修溶接と角回し溶接を施工した後、LTTB を使用して、同じ各姿勢で長さ約 40 mm の伸長ビード溶接を施工した試験片による疲労試験結果について述べた。すなわち、

- ① 各姿勢で補修溶接された、LTTB による伸長ビード角回し溶接継手部の疲労寿命は、上向姿勢溶接で約 4.3 倍、立向上進姿勢溶接で約 7.7 倍、立向下進姿勢溶接で約 3.1 倍、横向姿勢溶接で約 6.6 倍、下向姿勢溶接で 10.5 倍以上延伸すること。

- ② 補修後、疲労亀裂が、角回し溶接のルート部からスチフナ材に発生すると想定した場合でも、スチフナ材隅肉溶接と角回し溶接との境界の溶接ビード表面から発生すると想定した場合でも、疲労亀裂がスチフナ材の中を出来るだけ長く進展するような経路をたどれるように、隅肉溶接および角回し溶接のスチフナ材側の溶け込み量を出来るだけ大きくすることが、疲労寿命延伸を実現するポイントであると考えられること。
- ③ 角回し溶接止端部に発生した疲労亀裂を完全に ハツリ取り、補修溶接した後に、LTTB を使用して、下向姿勢で長さ約 40 mm の伸長ビードを溶接すると、疲労寿命は約 5.5～5.6 倍延伸すること。
- などを明らかにした。

以上により、船体局部構造の角回し溶接継手部に発生した疲労亀裂を、船内で補修溶接するだけで、当該部の疲労寿命が、約 3.1 倍～10.5 倍以上延伸する技術が実用可能になったと言える。

第 6 章 “低変態温度溶接材料(LTT1, LTTB)による溶接金属の破壊靱性” では、10Cr10Ni 系ソリッドワイヤ(記号 LTT1)や 16Cr8Ni 系フラックス入りワイヤ(記号 LTTB)を船体構造に実用する場合の重要課題である、溶接金属の破壊靱性について明らかにした。

すなわち、LTT1 や LTTB 溶接材料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十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によれば、LTT1 や LTTB 溶接金属と、一般炭素鋼(Conv.Wire)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、十分な破壊靱性を有していることを明らかにした。

さらに、一般船舶の船体構造中での、LTT1 溶接金属や LTTB 溶接金属では、溶接金属中に、万一、疲労亀裂が発生・進展したとしても、

その疲労亀裂から直接脆性不安定破壊は発生しないと推定できることを明らかにした。

第 7 章 “総括”では，本研究で得られた主要な結論をとりまとめた。

LTT 溶接材料の実用化が進み，船体構造や大型溶接鋼構造物の局部構造溶接継手部からの疲労亀裂発生が抑制出来るようになることを，切に望む次第である。

謝 辞

本研究は、長崎総合科学大学 工学部 機械工学科 4 年生の時、卒業研究として、当時 矢島 浩 教授, 高 允宝 教授, 谷野 忠和 准教授の御指導のもとに開始した研究であり、大学院 工学研究科 修士課程および博士課程に進学後 継続実施した成果を取りまとめたものであります。研究開始時 御指導戴いた、上記 3 名の先生に深甚なる謝意を表し、厚く御礼申し上げます。

本論文は、研究開始時 御指導戴いた上記 3 名の先生方の移動後、大学院 工学研究科 岡田 公一 准教授の懇切なる御指導により取りまとめました。岡田 公一 准教授に深甚なる謝意を表し、厚く御礼申し上げます。

また、本論文を取りまとめるにあたり、大学院 工学研究科 本田 巖 教授、同 松岡 和彦 教授 および 九州大学 工学研究院 海洋システム工学部門 後藤 浩二 教授 に御指導戴きました。深甚なる謝意を表し、厚く御礼申し上げます。

本研究を遂行するにあたり、大阪大学 接合科学研究所 村川 英一 名誉教授、同 平岡 和雄 客員教授、同 堤 誠一郎 准教授、大学院 工学研究科大沢 直樹 教授、志賀強度接合研究所（前 大阪大学 接合科学研究所 客員教授）志賀 千晃 代表 には、種々の実験データの収集、整理、解析において、多大な御指導を戴きました。深く感謝の意を表し、厚く御礼申し上げます。

本研究を遂行するにあたり、造船現場施工においての貴重な情報を御提供戴いた、三菱造船株式会社 下関造船所 阿曾田 正 部長、および、供試試験片の製作において多大な御支援と御協力を戴きました、株式会社三和ドック 松崎 拓也 室長 に、深く感謝の意を表します。

さらに、本研究の疲労試験および破壊靱性試験実施にあたり御協力戴いた工学部 岸川 良治 技術員、ならびに 研究遂行するにあたり有益な御討論を戴いた共同研究のメンバー各位に、厚く御礼申し上げます。

最後に、私の事を常に温かく見守り続けて下さり、良き理解者である両親に、深甚なる感謝の意を表します。