

## Al/SUS 構造用異材継手接合界面の強度

矢島 浩\*・高 允宝\*・西川 和人\*・山本 元道\*\*  
川市 克己\*\*\*・河野 隆之\*\*\*・井上 克明\*\*\*

Fracture Strength for Bonded Interface of  
Al/SUS Structural Transition Joint

YAJIMA Hiroshi, KHO Yunbo, NISHIKAWA Kazuto, YAMAMOTO Motomichi,  
KAWAICHI Katsumi, KAWANO Takayuki and INOUE Katsuaki

## SUMMARY

Tanks of a spherical tank type LNG carrier are supported by cylindrical shells by the name of “skirt”. On the one hand aluminum (Al) alloy (A5083) is used for the upper part of this skirt, on the other hand stainless steel (SUS) is used for the lower part. In this case, because Al and SUS are not able to be welded directly, therefore Al/SUS STJ (Structural Transition Joint) is used to connect these two kinds of materials.

Recently, at Nagasaki Research & Development Center, Mitsubishi Heavy Industries, Ltd., the vacuum roll bonding method for producing the new-type Al/SUS STJ industrially is developed and investigated instead of clad material produced by explosive welding method.

In this paper, in order to quantify the fracture strength of this new-type Al/SUS STJ produced by the vacuum roll bonding method, a series of round bar tension tests and cruciform welded joint tension tests were performed by using the three kinds of STJ produced under the three conditions. And, in order to investigate the fracture strength and breaking type of this new-type STJ in more detail, three-dimensional elastoplastic FEM analysis was performed. As a result of the investigations described above, the following conclusions were obtained:

- (1) The faying surfaces of all three kinds of Al/SUS STJ used for the tests have almost equal strength as the tensile strength of Al alloy (R.T. : about 110 N/mm<sup>2</sup>, -165°C: about 150 N/mm<sup>2</sup>).
- (2) The faying surfaces of all three kinds of Al/SUS STJ used for the tests have the about 3.8 times strength safety factor at -165°C compared with the overestimated design stress for the skirt of the spherical tank type LNG carrier.
- (3) Plastic deformation of Al alloy part just on the faying surface is restrained by SUS having the higher strength and rigidity because Al and SUS are bonded directly, therefore very high axial stress

\* 工学部 機械工学科

\*\* 広島大学 大学院 工学研究科

\*\*\* 三菱重工業 株式会社

2001年9月17日受付

and hydrostatic stress occurred on this Al alloy part of the Al/SUS STJ produced by vacuum roll bonding method.

- (4) This new-type Al/SUS STJ can show the enough strength, because all kinds of fractures are able to occur only after the Al alloy part just on the faying surface is deformed sufficiently.
- (5) All three kinds of Al/SUS STJ used for tests are certified to be practicable for the tank skirt part of a spherical tank type LNG carrier from the viewpoint of the fracture strength.

## 1. まえがき

球形タンク方式 LNG 船のタンクは、スカートと称される円筒殻によって支持されている。このスカートの上部には、タンク材料と同じアルミ合金 A5083 が使用されているが、下部は、熱伝導率の小さいステンレス鋼 SUS304 を介して低温用鋼で船体に接続されている (Fig.1 参照)。

この場合、アルミ合金とステンレス鋼とは直接溶接することができないので、Al/SUS 構造用異材継手 (Structural Transition Joint)<sup>1)</sup> が使用されている。

従来、Al/SUS STJ は、アルミ合金 (A3003) と SUS304L の間に、Ti と Ni を挟んで、爆着法によって製造された 4 層クラッド材 (Al/Ti/Ni/SUS STJ) が使用されている。しかし、爆着法は、爆薬を用いるために、安全性・騒音・衝撃などに対策を講じる必要があるとされている。

三菱重工業 (株) 長崎研究所では、爆着法に代わる、工業的で安全性・騒音・衝撃などに問題なく製造できる Al/SUS STJ として、高周波加熱真空圧延接合による製造法を開発・検討してき

た<sup>2)~4)</sup>。

本報では、高周波加熱真空圧延接合によって製造された Al/SUS STJ が、球形タンク方式 LNG 船のタンクスカートに実用可能であることを、丸棒引張試験結果および十字隅肉溶接継手引張試験結果による破壊強度の観点から確認した結果<sup>5)</sup>について報告すると同時に、3 次元弾塑性有限要素法解析結果を基に、十字隅肉溶接継手の破壊強度・破断形態をより詳細に調査・検討した結果<sup>6)</sup>について報告する。

## 2. 供試した Al/SUS STJ について

高周波加熱真空圧延接合によって製造された Al/SUS STJ の、接合界面断面の高分解能透過型電子顕微鏡による観察結果<sup>7)</sup>によれば、

- 接合界面には非常に薄い中間層が存在していること。
- 中間層はアモルファス相であると考えられること。

などが明らかになっている。

本報で紹介する強度評価には、高周波加熱真空圧延接合された、3 種類の Al/SUS STJ を供試した。

すなわち、板厚 14mm の A3003P-H14 と、板厚 24mm の SUS304L (共に板幅 100mm, 長さ 1800mm) を用い、接合面▽▽▽仕上げで圧下率 22% (記号 VA) および 14% (記号 VB) と、接合面鏡面仕上げで圧下率 22% (記号 VC) の 3 種類の Al/SUS STJ を製造、供試した。なお、圧延接合しても、SUS304L の板厚はほとんど変化しないので、圧下率とはアルミ合金のみの圧下率になっている。したがって、Al/SUS STJ のアルミ合金

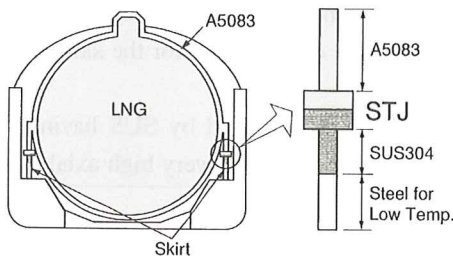


Fig. 1 Sectional diagram of spherical tank type LNG carrier

の厚さは、圧下率22%の場合約11mmに、圧下率14%の場合約12mmになっていた。また、圧延接合後の3種類のAl/SUS STJは、幅方向両端部を切除して、板幅80mmに仕上げて供試した。

供試したAl/SUS STJに用いた、A3003P-H14とSUS304Lの化学成分と機械的性質を、Table 1およびTable 2に示す。なお、高周波加熱により約500℃で真空圧延接合するために、製造されたAl/SUS STJのアルミ合金の機械的性質はA3003P-Oに近くなっているものと考えられるので、Table 1およびTable 2には、A3003P-Oの値も参考までに示した。

Table 1 Chemical composition of materials for STJ

(a) Aluminum alloy (wt%)								
Material	Si	Fe	Cu	Mn	Mg	Cr	Zn	Ti
A3003P-H14	0.26	0.65	0.15	1.05	0.00	0.00	0.01	0.02
A3003P-O (Reference)	0.25	0.64	0.15	1.05	0.00	0.00	0.01	0.02

(b) Stainless steel (wt%)							
Material	C	Si	Mn	P	S	Cr	Ni
SUS304L	0.013	0.50	1.01	0.025	0.001	18.47	9.66

Table 2 Mechanical properties of materials for STJ

Material	Tensile Strength [N/mm <sup>2</sup> ]	0.2% Proof Stress [N/mm <sup>2</sup> ]	El. [%]
A3003P-H14	152	142	17
A3003P-O (Reference)	109	—	51
SUS304L	560	217	58

### 3. 丸棒引張試験およびその結果

上述の供試Al/SUS STJ (VA, VB, VC)を用いて、室温での丸棒引張試験[直径10mm, 平行部8mm (A3003P 3mm, SUS304L 5mm)の平滑試験片 (Fig.2参照) 使用]を行なった。なお、VA, VB, VC共に、板幅80mmのAl/SUS STJの幅方向中央部と両端部から丸棒引張試験片を採取した (Fig.3参照)。試験結果をTable 3に示す。

Table 3から明らかなように、接合部のアルミ合金側で破断した場合も、接合部で破断した場合も、

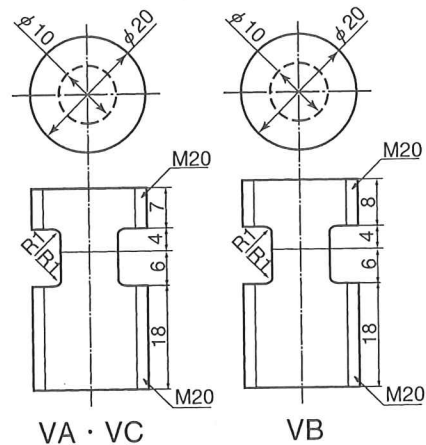


Fig.2 Shape and size of round bar tension test specimen

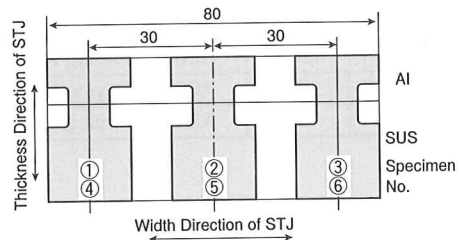


Fig.3 Extraction positions of round bar tension test specimen

引張強さはほぼ同程度であった。さらに、アルミ合金側で破断した試験片の引張強さの平均値は、VAが135N/mm<sup>2</sup>, VBが129N/mm<sup>2</sup>, VCが133N/mm<sup>2</sup>となっていた。先にTable 2に示したA3003P-Oの引張強さ、すなわち109N/mm<sup>2</sup>に比べて約20%強くなっていた。SUS304Lの拘束によるものと考えられる。

### 4. 十字隅肉溶接継手引張試験およびその結果

前述の供試Al/SUS STJ (VA, VB, VC)のA3003P-H14 (機械的性質はA3003P-Oに近いと考えられる)側表面に板厚36mmのA5083を、またSUS304L側表面に板厚24mmのSUS304を隅肉溶接し





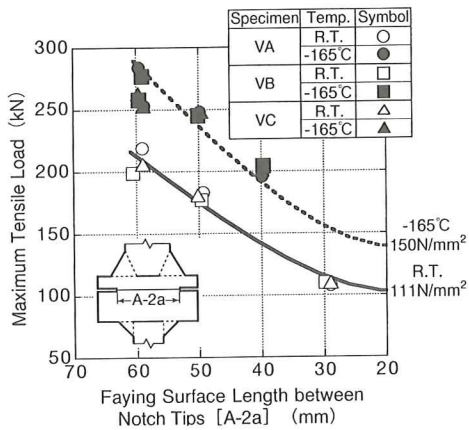


Fig. 6 Results of cruciform welded joint tension test

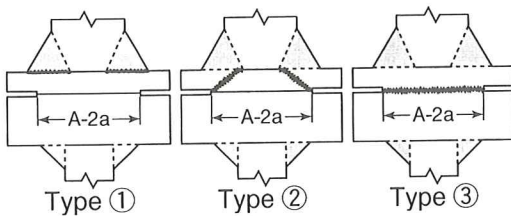


Fig. 7 Breaking types of cruciform welded joint tension test

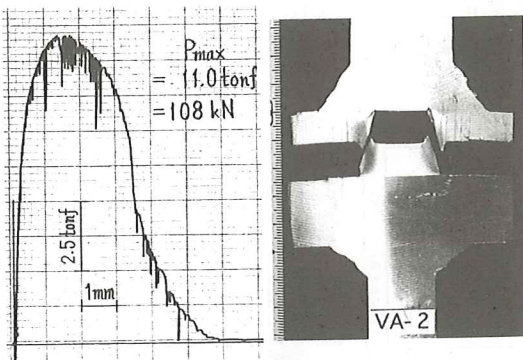
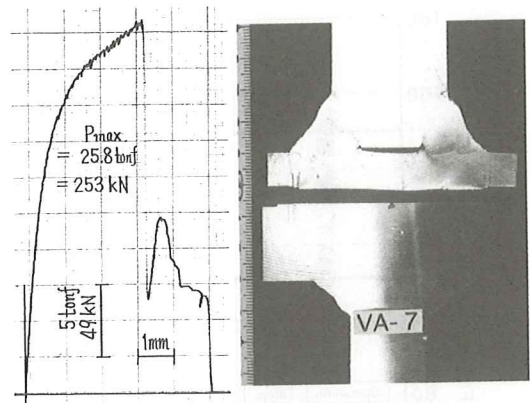
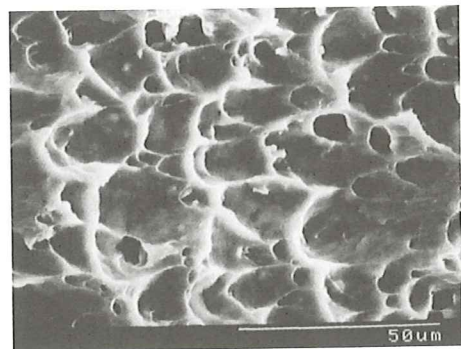
Fig. 8 Load-displacement curve and specimen fractured by type ②  
(VA-2, R.T., A-2a : 29.0mm)Fig. 9 Load-displacement curve and specimen fractured by type ③  
(VA-7, -165°C, A-2a : 58.8mm)

Fig. 10 SEM micrograph on SUS-side fracture surface of specimen unstable fractured close to faying surface (Type ③, R.T.)

験片を切り出して、供試した。試験片の形状・寸法を Fig. 5 に示す。接合界面の極近くのアルミ合金側に種々の深さのスリット（先端は 0.1mm 厚さの金鋸で加工）を入れ、室温と -165°C で引張試験を実施した。試験結果を Table 5 および Fig. 6 に示す。

試験片の破断形態は、概略 3 種類 (Fig. 7 参照) に分類できた。Fig. 7 に示した破断形態 ② と ③ の場合の荷重～変位線図の代表例を、Fig. 8 および Fig. 9 に示す。

接合界面近傍で不安定破壊した破断形態 ③ の場合でも、Fig. 9 から明らかなように、最大荷重点

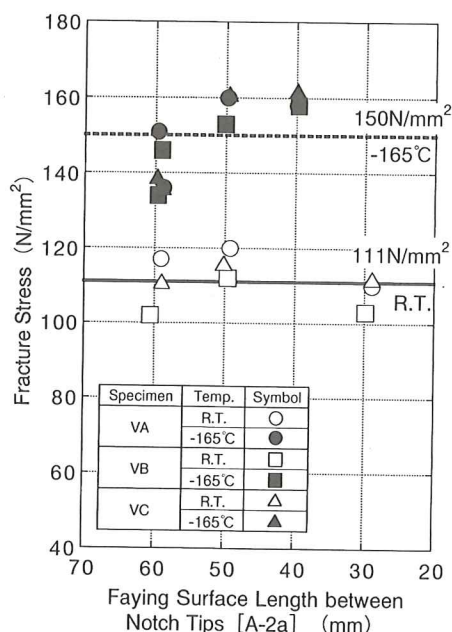


Fig. 11 Fracture stress on fracture route area (Type②)

に到達するまでかなり塑性変形していることがわかる。

破断面を SEM で観察した結果では、接合界面近傍のアルミ合金が延性不安定破壊したことが確認された (Fig. 10 参照)。

先に Fig. 6 に示したように、破断形態①, ②, ③共に、室温でも  $-165^{\circ}\text{C}$  でも、引張最大荷重に大きな差が認められなかったのは、アルミ合金の引張強さ位まで耐えて破壊したためであると考えられる。

また、Fig. 7 に示した破断形態②に該当する破壊経路の面積を各試験片に対して求め、この面積に対する破壊応力を求めて図示したものが、Fig. 11 である。

破壊応力の平均値は、室温で約  $111\text{N}/\text{mm}^2$ 、 $-165^{\circ}\text{C}$  で約  $150\text{N}/\text{mm}^2$  であった。

先に示した Fig. 6 中の実線と点線は、上述の破壊応力の平均値から推定した値であり、試験結果と良く一致している。

すなわち、供試した 3 種類の Al/SUS STJ の接

合界面は、アルミ合金の引張強さ程度 (室温で  $110\text{N}/\text{mm}^2$  位、 $-165^{\circ}\text{C}$  で  $150\text{N}/\text{mm}^2$  位) の強度を有していることが確認できたといえよう。

一般に、球形タンク方式 LNG 船のタンクスカートの設計応力は、過大に見積っても、静的引張応力約  $23\text{N}/\text{mm}^2$ 、引張変動応力振幅約  $17\text{N}/\text{mm}^2$  程度であり、最大応力は約  $40\text{N}/\text{mm}^2$  程度である。

したがって、供試した 3 種類の Al/SUS STJ の接合界面の強度は、最大応力に対して、 $-165^{\circ}\text{C}$  で約 3.8 倍の安全率を有しているといえる。

## 5. 十字隅肉溶接継手の有限要素法解析とその結果

### 5.1 解析モデルおよび解析条件

有限要素法解析に用いた 3 次元モデルとその寸法を、Fig. 12 に示す。STJ のアルミ合金厚さは  $11\text{mm}$  とし、対称性を考慮して  $1/4$  モデルとした。要素には、8 節点六面体ソリッド要素を用い、STJ 接合界面近傍の要素は、長さ  $0.5\text{mm}$  の立方体とした。上述の十字隅肉溶接継手引張試験結果を参考に、切欠き長さ(a)を、 $0 \cdot 10 \cdot 15 \cdot 25\text{mm}$  と変化させて解析を行なった。

境界条件として、対称面に対象境界条件を与え、

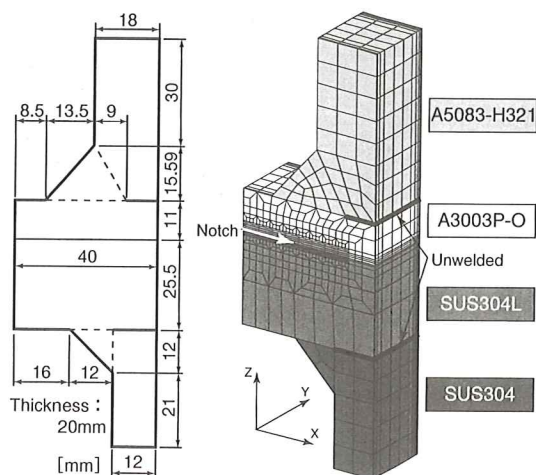


Fig. 12 FEM model



Table 6 Maximum load obtained from FEM analysis and tension test

Notch Length a [mm]	Max. Load, P [kN]	
	FEM	Exp.
0	242	—
10	210	208
15	196	180
25	104	109

Table 7 Material properties for FEM analysis

Material	E [N/mm <sup>2</sup> ]	$\sigma_{0.2}$ [N/mm <sup>2</sup> ]	$\sigma_B$ [N/mm <sup>2</sup> ]	$\nu$	n	$\alpha$	$\beta$ [N/mm <sup>2</sup> ]
A3003P-O	$6.86 \times 10^4$	45	109	0.33	0.21	0.0011	151
A5083-H321	$7.06 \times 10^4$	269	360	0.33	0.21	0.0504	500
SUS304L	$1.94 \times 10^5$	217	560	0.28	0.48	0.0646	934
SUS304	$1.94 \times 10^5$	284	657	0.28	0.48	0.0816	797

E : Young's modulus,  $\sigma_{0.2}$  : 0.2% Proof stress,  $\sigma_B$  : Tensile strength  
 $\nu$  : Poisson's ratio, n : Strain-hardening rate

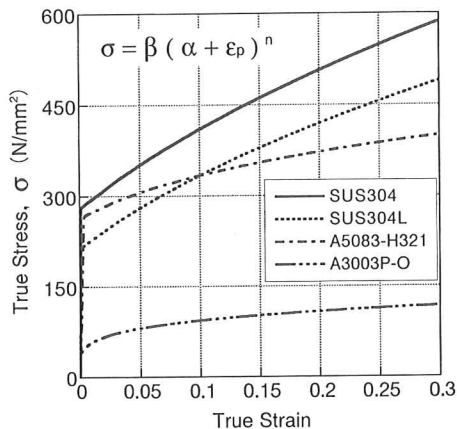


Fig. 13 True stress~true strain curves for FEM analysis

ステンレス鋼側ウェブ材下面のZ（荷重）方向変位を拘束した。荷重は、アルミ合金側ウェブ材上面に、Z（荷重）方向の強制変位として与えた。また、強制変位を与えたアルミ合金側ウェブ材上面の反力の合計を荷重として算出し、前述の十字隅肉溶接継手引張試験結果から得られた、各切欠き長さに対する最大荷重程度までの解析を行なった（Table 6 参照）。切欠き長さ 0 mm の場合は、アルミ合金側隅肉溶接脚長下部で破断する場合の最大荷重程度までの解析を行なった。

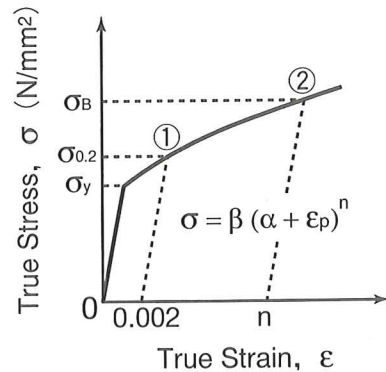


Fig. 14 True stress~true strain curve

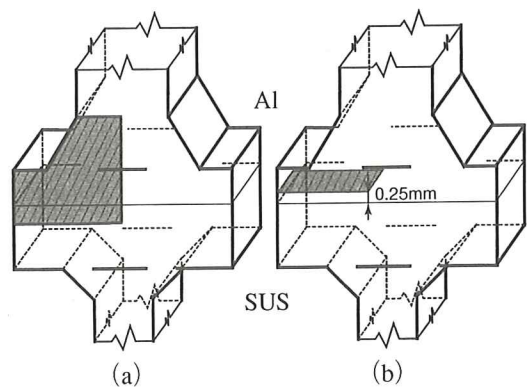


Fig. 15 Locations of examination surfaces for FEM analysis

解析に用いた材料定数および各材料の真応力～真歪関係を、Table 7 ならびに Fig. 13 に示す。各材料とも、降伏後の真応力～真歪関係は n 乗則に従うものと考え、Fig. 14 に示す方法で材料定数  $\alpha$  および  $\beta$  を決定した。すなわち、真塑性歪量 ( $\epsilon_p$ ) が 0.002 のときに真応力 ( $\sigma$ ) は 0.2% 耐力 ( $\sigma_{0.2}$ ) になり (Fig. 14 中①)、真塑性歪量 ( $\epsilon_p$ ) が n のときに真応力 ( $\sigma$ ) は引張強さ ( $\sigma_B$ ) になる (Fig. 14 中②) のものと仮定して、材料定数  $\alpha$  および  $\beta$  を決定した。

## 5.2 解析結果

前章で報告した十字隅肉溶接継手引張試験において、接合界面直上のアルミ合金部で、接合界面

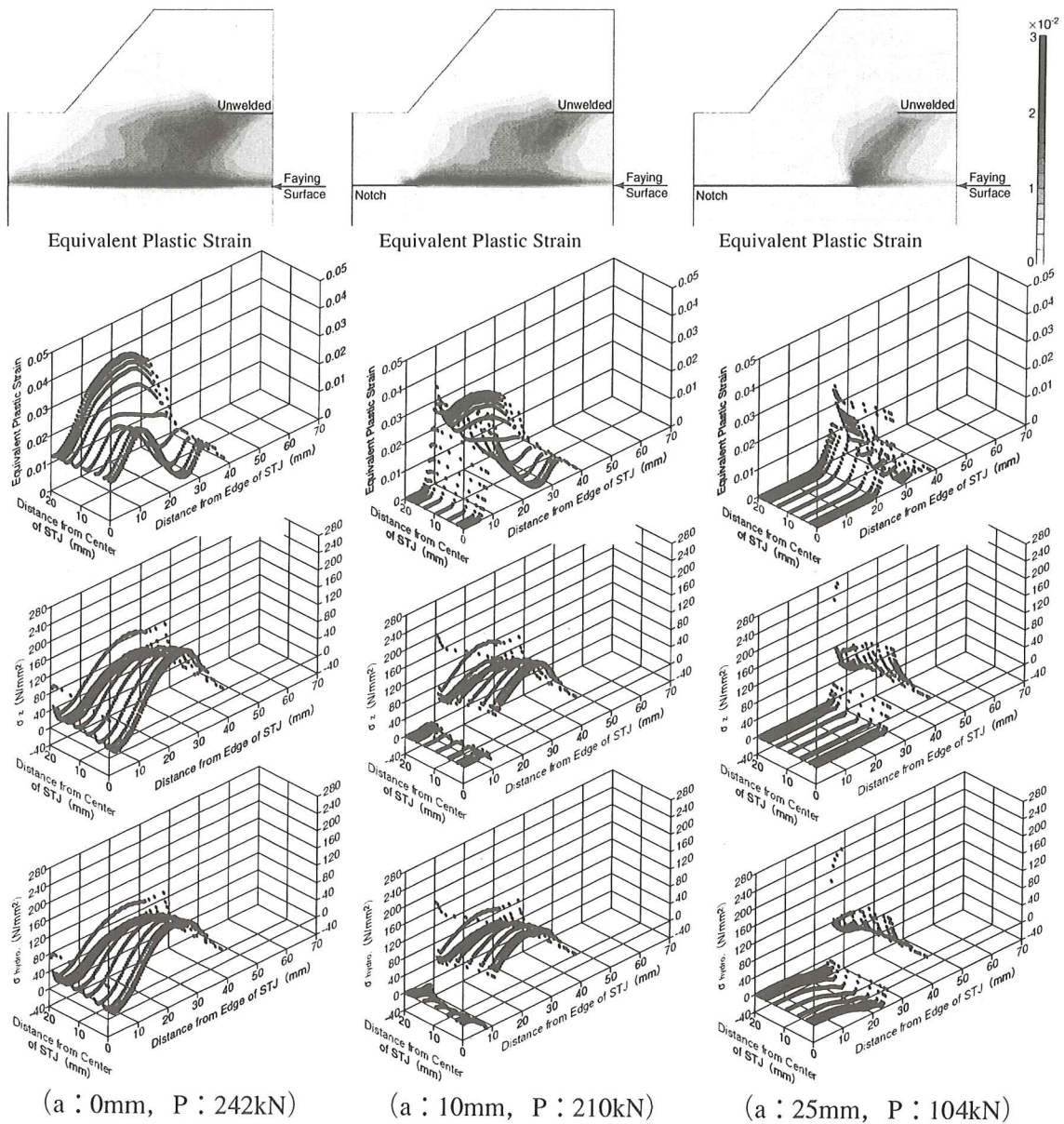


Fig. 16 Results of FEM analysis

に沿って延性不安定破壊を起こした試験片があった。さらに、接合界面両端に加工した切欠き長さを種々変化させた場合、破断形態が大きく変化した。そこで、Fig. 15に示す接合界面近傍のアルミ合金側試験片表面、および接合界面直上のアルミ

合金部（接合界面から0.25mm アルミ合金側の断面）に特に注目して、解析結果を整理した。

切欠き長さ(a) 0・10・25mm に対する最大荷重 (P) 付近 (Table 6 参照) の解析結果を、Fig. 16に示す。Fig. 16中に示した図は、上から、試験片



表面上 [Fig. 15(a)] での相当塑性歪分布, 接合界面から0.25mm アルミ合金側の断面上 [Fig. 15(b)] での相当塑性歪分布・Z (荷重) 方向応力分布・静水圧応力分布を示している。

切欠き長さ0mmの場合の結果を見ると, 試験片中央部に存在する未溶接部 (Fig. 12参照) の影響で, 接合界面近傍では, 主に, 隅肉溶接部下の断面で荷重を受け持っており, 隅肉溶接止端部の外側には, 応力があまり流れていないことが分かる。また, 切欠きがない場合でも, STJ 内部においてZ (荷重) 方向応力・静水圧応力が非常に高くなっており, STJ 端部から25mm程度の位置にピークがある。これは, 主に隅肉溶接部下の断面に応力が流れ, さらに, 強度・剛性の高いステンレス鋼により, 接合界面直上のアルミ合金の塑性変形が拘束されるためであると考えられる。試験片表面での相当塑性歪の分布を見ると, 切欠きがない場合には, アルミ合金側隅肉溶接脚長下部 (未溶接部先端と隅肉溶接止端部とを結ぶ経路) で, 全断面降伏している。

次に, 切欠きが長くなり, 切欠き先端がアルミ合金側隅肉溶接止端部より内側に入った場合の結果 (a: 10mm) を見ると, 試験片表面近傍の接合界面直上のアルミ合金部, ならびに切欠き先端部に相当塑性歪が集中している。また, 相当塑性歪・Z (荷重) 方向応力・静水圧応力とも, 切欠き先端と未溶接部先端との間の接合界面直上のアルミ

合金部で, 一様に高くなっている。これは, 亀裂先端部においても, 強度・剛性の高いステンレス鋼により接合界面直上のアルミ合金の塑性変形が拘束されるためであると考えられる。

最後に, 切欠きがさらに長くなり, 切欠き先端と未溶接部先端とが近づいた場合の結果 (a: 25mm) を見ると, 切欠き先端部において相当塑性歪・Z (荷重) 方向応力・静水圧応力の値が非常に高くなっており, 切欠きがない場合, あるいは切欠きが短い場合に見られた STJ 内部 (STJ 端部から25mm程度の位置) のピークがなくなっている。また, 試験片表面での相当塑性歪分布を見ると, 切欠き先端と未溶接部先端とを結ぶ経路に, 相当塑性歪が集中していることが分かる。

このように, アルミ合金側隅肉溶接止端部に対する切欠き先端位置が, 相当塑性歪・Z (荷重) 方向応力・静水圧応力の分布に大きく影響し, 切欠き長さによって破断形態が種々変化するものと考えられる。

### 5.3 試験結果との比較

前章で報告した十字隅肉溶接継手引張試験結果の特徴的な破断形態の例を, Fig. 17に示す。切欠きがない場合, あるいは切欠きが短く, 切欠き先端がアルミ合金側隅肉溶接止端部外側にある場合, Fig. 17(a)のように, アルミ合金側隅肉溶接脚長下部で延性的に破断した試験片が多く見られた。切

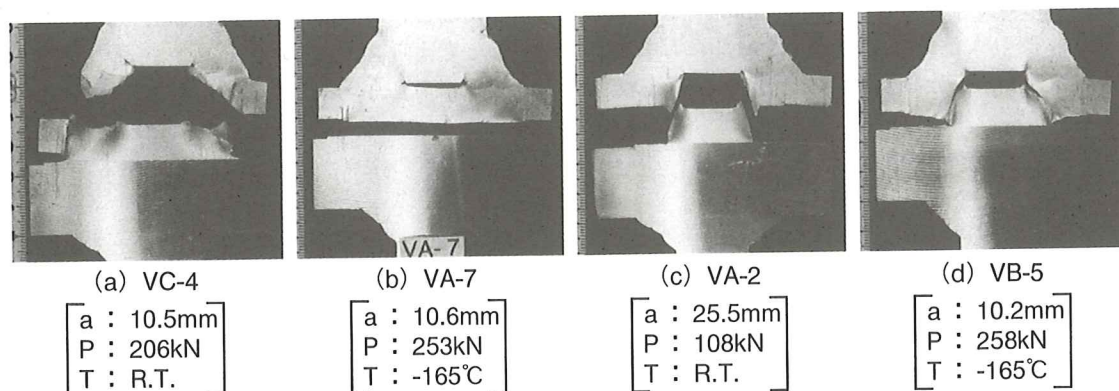


Fig. 17 Cruciform welded joint specimens after tension test

欠きが溶接止端部内側に少し入った場合には、Fig. 17(b)のように、接合界面直上のアルミ合金部で、接合界面に沿って延性不安定破壊を起こした試験片がいくつか見られた。一方、切欠きが長くなり、切欠き先端と未溶接部先端とが近づいた場合には、Fig. 17(c)のように、切欠き先端と未溶接部先端とを結ぶ経路で延性的に破断した試験片が多く見られた。また、Fig. 17(d)のように、切欠きが短く、接合界面直上のアルミ合金部で、接合界面に沿って延性不安定破壊が発生した場合でも、途中で不安定破壊が停止し、亀裂先端と未溶接部先端とを結ぶ経路での延性破壊へ移行した試験片もいくつか見られた。

このように、5.2節で述べた解析結果は、前章で述べた十字隅肉溶接継手引張試験結果の破壊現象を良く再現できていると言える。

以上の結果から、STJ 端部に切欠きがある場合でも、その先端が隅肉溶接止端部内側（主に荷重を受け持っている部分）まで入り込む大きさ以下であれば、破壊強度の低下はほとんどないものと考えられる。また、切欠き先端がアルミ合金側隅肉溶接止端部の内側に少し入った場合には、強度・剛性の高いステンレス鋼の拘束により、接合界面直上のアルミ合金の塑性変形が拘束され、Z（荷重）方向応力・静水圧応力ともに非常に高くなり、延性不安定破壊が発生しやすくなるものと考えられる。しかしながら、上述の現象は、接合界面上のアルミ合金が十分塑性変形をした後のみ起こるため、先端が隅肉溶接止端部内側まで入り込む程度の大きさの亀裂がSTJ 端部に存在した場合にでも、十分な破壊強度を発揮するものと考えられる。

## 6. ま と め

高周波加熱真空圧延接合によって製造された3種類のAl/SUS STJを供試して、室温および $-165^{\circ}\text{C}$ にて実施した十字隅肉溶接継手引張試験結果、ならびに十字隅肉溶接継手に対する3次元弾塑性有限要素法解析結果を基に、供試した

Al/SUS STJの破壊強度・破断形態について種々検討・考察し、概略以下の結論を得た。

- (1)供試した3種類のAl/SUS STJの接合界面は、アルミ合金の引張強さ程度（室温で $110\text{N}/\text{mm}^2$ 位、 $-165^{\circ}\text{C}$ で $150\text{N}/\text{mm}^2$ 位）の強度を有していることが確認できた。
- (2)供試した3種類のAl/SUS STJの接合界面の強度は、球形タンク方式LNG船のタンクスカートの過大に見積った設計応力に対して、 $-165^{\circ}\text{C}$ で約3.8倍の安全率を有していることが明らかになった。
- (3)供試した3種類のAl/SUS STJは、アルミ合金とステンレス鋼とが直接接合されているため、強度・剛性の高いステンレス鋼により接合界面直上のアルミ合金の塑性変形が拘束され、当該部において、荷重方向応力ならびに静水圧応力が非常に高くなることが明らかになった。
- (4)STJ 端部に亀裂がある場合でも、その先端が隅肉溶接止端部内側まで入り込む大きさ以下であれば、破壊強度の低下はほとんどないものと考えられる。
- (5)亀裂先端が隅肉溶接止端部内側に少し入った場合には、上述の(3)の影響で、延性不安定破壊が発生しやすくなるものと考えられる。しかしながら、この延性不安定破壊は、接合界面上のアルミ合金が十分塑性変形をした後のみ発生し得るため、先端が隅肉溶接止端部内側まで入り込む程度の大きさの亀裂がSTJ 端部に存在した場合にでも、十分な破壊強度を発揮するものと考えられる。
- (6)以上により、供試した3種類のAl/SUS STJは、球形タンク方式LNG船のタンクスカートに、破壊強度の観点からは実用可能である。

## 参考文献

- 1) 中山健吾，牛島正夫，黒川正文，矢島浩，川野始，平田隆明，座間正人：LNG船用のアルミ合金と鋼の爆着継手（アルミ合金／チタン／鋼）の材料強度特性について，西部造船会会報，第66号（1983. 8），pp.183-189.

- 2) 迎静男, 西尾一政, 加藤光昭, 井上季明, 畠中望: 真空圧延接合装置の試作とクラッド材の製造—真空圧延接合法によるクラッド材の製造とその特性 (第1報)—, 溶接学会論文集, 第9巻 第1号 (1991. 2), pp.17-23.
- 3) T. Kawano, K. Nishio: Properties of Aluminum Alloy / Stainless Steel Cladmaterial Produced Via Vacuum Roll Bonding, Welding in The World, Vol. 41 (1998), pp. 88-96.
- 4) 河野隆之, 井上好章, 井上克明, 川市克己, 西尾一政: LNG 船の新しい構造用異材継手の開発, 三菱重工技報, 第37巻第5号 (2000. 9), pp. 244-247.
- 5) 河野隆之, 井上克明, 川市克己, 矢島浩, 高允宝, 山本元道, 柴田明宣: 高周波加熱真空圧延接合 Al/SUS STJ の強度 (その1)—十字隅肉溶接継手の強度—, 西部造船会会報, 第102号 (2001. 8), pp. 241-246.
- 6) 川市克己, 河野隆之, 井上好章, 藤原直昭, 矢島浩, 佐藤進, 山本元道: 高周波加熱真空圧延接合 Al/SUS STJ の強度 (その2)—十字隅肉溶接継手の破壊強度解析—, 西部造船会会報, 第102号 (2001. 8), pp. 247-253.
- 7) 河野隆之, 西尾一政, 平田政博: 真空圧延接合法による Al/SUS クラッド材の接合界面の微細観察, 第162回溶接冶金資料, No. WM1768-00 (2000. 11).