

高靱性 9%Ni 厚肉鋼板の特性と 20 万 kℓ 級 LNG タンクへの適用性*

川崎製鉄技報
30 (1998) 3, 167-173

Properties of High Toughness 9% Ni Heavy Section Steel Plate and Its Applicability to 200 000 kℓ LNG Storage Tank



久保 高宏
Takahiro Kubo

技術研究所 厚板・条
鋼研究部門 主任研究
員(課長)



大森 章夫
Akio Ohmori

技術研究所 厚板・条
鋼研究部門



谷川 治
Osamu Tanigawa

水島製鉄所 管理部
厚板・鍛冶管理室 主
査(部長補)

要旨

液化天然ガス (LNG) タンクの大容量化にともない、地上式タンクの内槽に使用される 9%Ni 鋼板は厚肉化の傾向にある。川崎製鉄では低 Si-Nb 添加成分系による厚肉高靱性 9%Ni 鋼板を開発した。工場試作した 50 mm 厚鋼板およびその溶接継手は、JIS 要求値を満たすとともに高い靱性を有することが確認できた。また、開発した鋼板を LNG タンクに適用した場合の安全性を破壊力学に基づいて評価した。その結果、鋼板および溶接継手は脆性破壊発生を阻止するために必要な特性と、万一破壊しても大規模な破壊に至る前にき裂を停止できる特性を有しており、LNG タンク用鋼材として極めて安全性の高い材料であることが明らかとなった。

Synopsis:

A 50 mm thick 9% Ni steel plate of low Si and Nb-added type for an LNG storage tank with a capacity of 200 000 kℓ has been manufactured. Reduction in Si content and a small addition of Nb significantly improved HAZ toughness without a fall in strength. Furthermore, the applicability of the developed steel plate to actual tanks was evaluated. The developed steel plate and its welded joints, which were made of Ni-based weld materials, exhibited excellent strength and toughness. The flaw assessment proved that the developed steel plate and its welded joints have sufficient resistance to brittle fracture initiation and propagation.

1 緒 言

近年、クリーンエネルギーとしての液化天然ガス (LNG) の導入が積極的に進められており、その地上式 2 重殻タンクの内槽用鋼板として用いられる 9%Ni 鋼板の使用例も増大している。また、LNG の輸送量の増大に対応してタンクはますます大型化の傾向にあり、容量 20 万 kℓ 級地上式タンクの場合には側板最下段の板厚は約 50 mm となる^{1,2)}。これまでに、厚さ 40 mm までの 9%Ni 鋼板に関しては、母材および溶接部ともに十分な安全性を有することが確認されており、タンクへの適用実績もある。しかし、鋼板厚さが 50 mm まで増大すると焼入れ性の低下により強度が低下し、規格値に対する裕度が小さくなる。さらに、変形に対する拘束が増大するため、安全性確保の観点から、鋼板および溶接部にはより高靱性が望まれる。

このような事情に鑑み、川崎製鉄は低 Si-Nb 添加成分系による高強度高靱性 50 mm 厚 9%Ni 鋼板を開発した。本報では、(1) 低 Si-Nb 成分系とした技術的根拠、(2) 実工程で製造した 50 mm 厚 9%Ni 鋼板の特性、(3) 溶接継手の特性、(4) LNG タンクへ適用した場

合の脆性破壊に対する安全性について述べる。

2 厚肉 9%Ni 鋼板の成分設計

9%Ni 鋼に関するこれまでの研究で、C, Si を低減することにより母材靱性は向上し、溶接熱影響部 (HAZ) の靱性は島状マルテンサイトの低減をとおして向上すること³⁾、しかしながら C の過度の低減により粗粒 HAZ の靱性は低下すること⁴⁾が知られている。本研究では、HAZ 靱性向上を目的として Si 低減の効果を検討し、また強度向上を目的として Nb 添加の効果を検討した。

供試鋼の化学組成の範囲は Table 1 に示すとおりであり、従来化学組成および Si, Nb 量のみを変化させた化学組成とした。各鋼とも実験室規模で圧延した後、2 回焼入れ-焼戻し処理を施して鋼板とした。HAZ は、鋼板に溶接再熱サイクルを付与して作製した。

Fig. 1 に単層 HAZ の靱性と Si 量の関係を示す。Si の低減にともない靱性は向上し、とくに 700°C に加熱された HAZ では、0.08% までの低減による靱性の向上が著しい。これは低 Si 化により島状マルテンサイトの生成が抑制されたためである⁵⁾。

母材の強化元素としての Nb の添加量と単層 HAZ の靱性の関係を Fig. 2 に示す。HAZ 靱性は 0.006~0.010% の Nb 添加により向上することが分かる。これは、NbC のピンニング効果による鋼板

* 平成10年6月17日原稿受付

Table 1 Chemical compositions of steels used in preliminary tests

Series	(mass%)						
	C	Si	Mn	P	S	Ni	Nb
A	0.05	0.25	0.60	0.003	0.001	9.0	—
B	0.06	0.08~0.25	0.40	0.003	0.001	9.0	—
C	0.05	0.16	0.40	0.003	0.001	9.0	Trace~0.03

A: Conventional steel

B: Steels to study effect of Si content on toughness

C: Steels to study effect of Nb content on strength and toughness

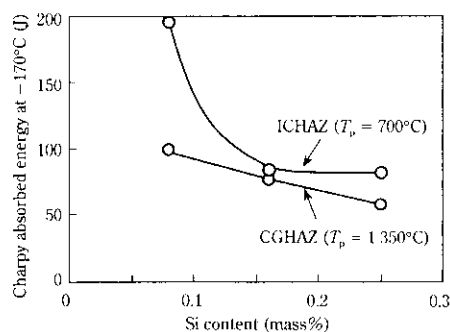


Fig. 1 Effect of Si content on toughness of synthetic heat affected zones of 9% Ni steel

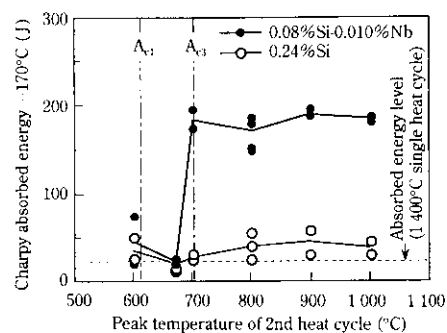


Fig. 3 Effect of second peak temperature on toughness of double cycled heat affected zones (first peak temperature: 1400°C)

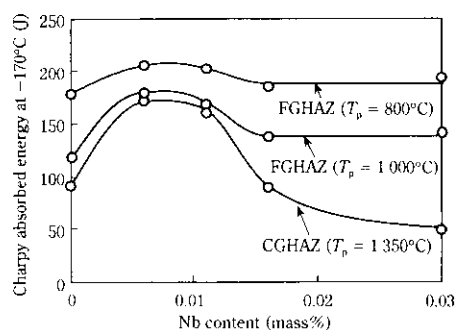


Fig. 2 Effect of Nb content on toughness of synthetic heat affected zones of 9% Ni steel

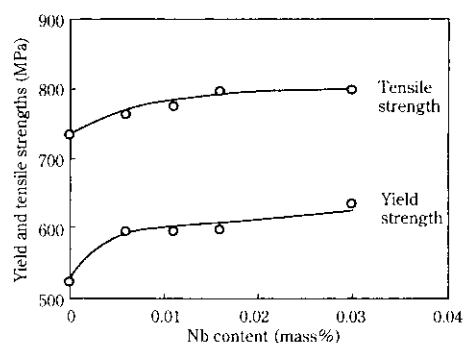


Fig. 4 Effect of Nb content on strength of 9% Ni steel plate

の微細オーステナイト組織が溶接後にも残り、さらに結晶粒成長が抑制され、その結果組織が微細化したためである。一方、0.010%を超える Nb の添加により靱性向上の効果が消失する原因は、粗大 NbC の生成あるいは固溶 Nb の増加にあると考えられる。

厚肉鋼板の溶接部は多重熱影響を受ける。Fig. 3 に粗粒域 (1400°C) に加熱された後に 2 次熱サイクルを受けた HAZ の靱性と 2 次熱サイクル加熱温度の関係を示す。低 Si-Nb 鋼では、 A_{31} 点 (705°C) 以上の再熱により靱性が回復しやすい。これは、再結晶粒が微細化するためである。

Nb 添加量と鋼板強度の関係を Fig. 4 に示す。0.006% の Nb 添加により強度は上昇し、それを超えて添加してもほとんど変化しない。Nb 添加による強度の上昇は、鋼板 2 回焼入れ-焼戻し過程において 2 次焼入れ以降にフェライト中に析出する NbC によるものである。1 次焼入れ温度である 800°C における本成分系の固溶 Nb 量は約 0.006% と計算でき、それを超える Nb は 1 次焼入れ時に析出するために析出強化には寄与しない。

以上の検討結果を基に、50 mm 厚 9%Ni 鋼板の Si および Nb 量はそれぞれ 0.08%、0.010% とした。

3 特性評価

3.1 供試鋼板

前章で決定した化学組成の 9%Ni 鋼板 (JIS G 3127 SL9N590) を工場試作し、鋼板およびその溶接継手の特性を調査した。鋼板は Fig. 5 に示す工程で製造し、板厚は 50 mm とした。供試鋼の化学組成を Table 2 に示す。

3.2 溶接試験方法

溶接継手は、地上式 LNG タンクの実施工を想定し、横向溶接によるサブマージアーク溶接 (SAW)、立向溶接による被覆アーク溶接 (SMAW) および自動 TIG 溶接 (GTAW) により作製した。溶接材料としては、LNG タンクの溶接に用いられるハステロイ 70%Ni 系材料を用いた。溶接方法を Table 3 に示す。

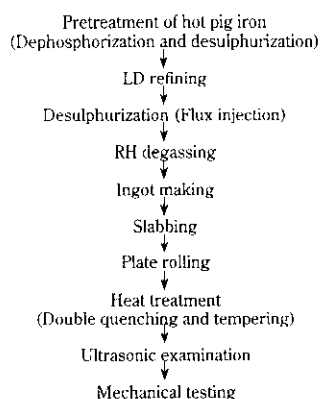


Fig. 5 Manufacturing process of 9% Ni steel plate

3.3 特性評価方法

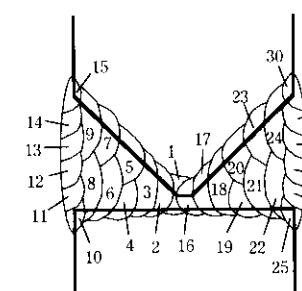
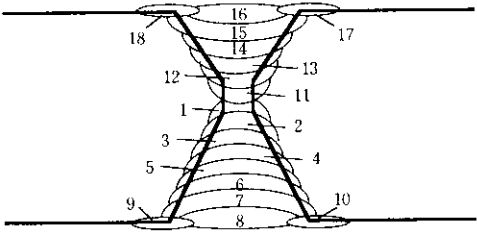
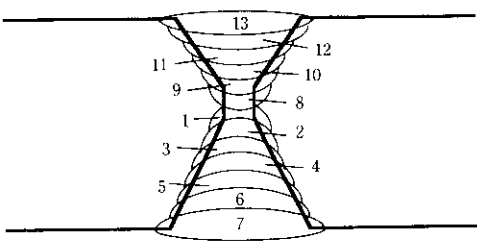
3.3.1 母材特性試験

母材基本特性は、引張試験、 -196°C におけるシャルピー衝撃試験および垂時効シャルピー衝撃試験により評価した。母材の破壊靱性は、脆性破壊発生特性を日本溶接協会規格 WES 1108-1995「き裂先端開口変位 (CTOD) 試験方法」に準拠した CTOD 試験により、また脆性き裂伝播停止特性を混成 ESSO 試験により評価した。試験温度は -170°C としたが、混成 ESSO 試験はより厳しい -196°C においても実施した。混成 ESSO 試験は Fig. 6 に示す試験片を用い、所定の温度と引張負荷応力で保持した状態で、助走板を伝播した脆性き裂を 9%Ni 鋼の試験板に突入させ、試験板での停止状況を調べた。

Table 2 Chemical compositions of steel plate

	C	Si	Mn	P	S	Ni	Nb	Al	N	O
Product	0.05	0.09	0.60	0.003	0.0007	9.47	0.010	0.034	0.0033	0.0011
Ladle analysis	0.05	0.08	0.60	0.002	0.0008	9.44	0.010	0.031	0.0030	0.0019
Requirement in JIS SL9N590	≤ 0.12	≤ 0.30	≤ 0.90	≤ 0.025	≤ 0.025	8.50~9.50				

Table 3 Welding conditions

Welding method	Welding material	Groove configuration and pass sequence	Welding conditions			
			Current (A)	Voltage (V)	Speed (cm/min)	Heat input (kJ/cm)
SAW (Horizontal)	AWS ERNiCrMo-4 1.6 mm ϕ (Hastelloy)		240~300	27~28	20~60	8~22 (10)*
SMAW (Vertical)	AWS ENiCrMo-6 3.2, 4.0 mm ϕ (Hastelloy)		120~140	22~23	3.1~8.7	20~55 (41)*
GTAW (Vertical)	JIS Z3332 YGT9Ni-2 1.2 mm ϕ (Hastelloy)		260~300	10	4.5~7.0	26~37 (30)*

*Average value

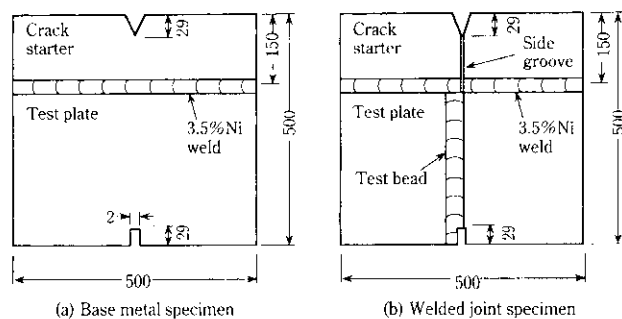


Fig. 6 Geometries of duplex ESSO test specimens

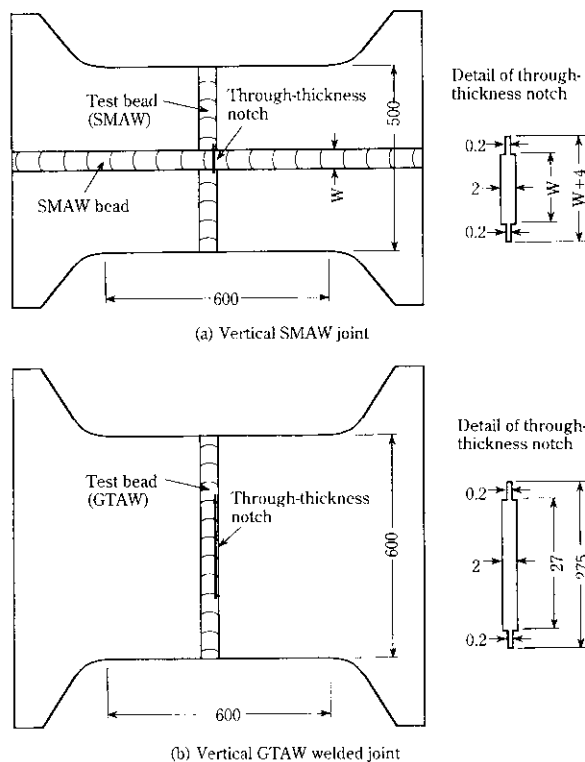


Fig. 7 Geometries of wide plate tensile test specimens of welded joints

3.3.2 溶接継手特性試験

溶接継手基本特性は、継手引張試験、曲げ試験および -196°C におけるシャルピー衝撃試験により評価した。シャルピー衝撃試験の切欠位置は、溶接金属中央 (WM)、フュージョンライン (切欠位置に占める溶接金属と鋼板の比が 1、以下 FL)、FL から鋼板側へ 1 および 3 mm 離れた位置 (以下 HAZ 1 mm および HAZ 3 mm) とした。

脆性破壊発生特性は -170°C における CTOD 試験と広幅引張試験により評価した。広幅引張試験片形状を Fig. 7 に示す。切欠は板厚貫通型とし、試験ビードの FL に加工した。SMAW 継手の切欠先端は横継手による残留応力が存在する止端から 2 mm 離れた位置とした。ところで、9%Ni 鋼板溶接部に沿って発生したき裂は、一般的には板厚の 5.5 倍の長さで停止することが知られている⁹⁾。そこで、GTAW 継手では停止したき裂からの破壊の再発生を評価することを目的とし、切欠長さを板厚の 5.5 倍とした。

混成 ESSO 試験は -170°C で実施した。試験片形状を Fig. 6 に併せて示す。助走板にサイドグループを加工し、脆性き裂が試験継手の FL に確実に突入するようにした。

4 母材特性

4.1 基本特性

母材の基本特性を Table 4 に示す。引張特性は JIS 規格値を満たした。 -196°C におけるシャルピー衝撃試験では、破面率は 100% 延性であり、吸収エネルギーは 280 J 以上の極めて高い値を示した。また、5% 歪時効処理後も靱性の低下は認められなかった。

4.2 破壊靱性

4.2.1 脆性破壊発生阻止特性

母材および歪時効材の CTOD 試験結果を Fig. 8 に示す。 -170°C では脆性破壊は発生せず、CTOD 値は 1 mm を越える高い値を示した。また、5% 歪時効処理による CTOD 値の低下はわずかであった。

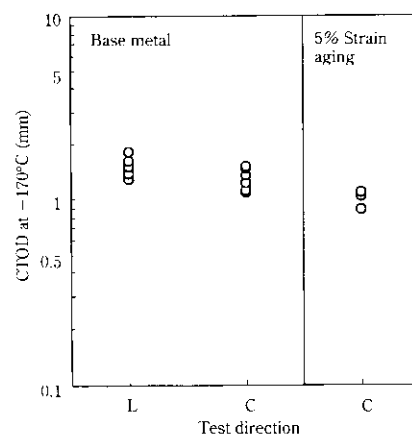


Fig. 8 Resistance to brittle fracture initiation of 9% Ni steel plate indicated by CTOD test

Table 4 Mechanical properties of steel plate

Direction	Location	Tensile test (at room temp.)			Charpy impact test (at -196°C)			
		Base metal			Base metal		Strain aging	
		YS (MPa)	TS (MPa)	El. (%)	vE (J)	L.E. (mm)	vE (J)	L.E. (mm)
L	1/4 t	634	713	33	300	2.43	270	2.21
C	1/4 t	634	715	32	280	2.36	280	2.34
Z	1/2 t	—	711	—	—	—	—	—
Requirement in JIS SL9N590		≥ 590	690~830	≥ 20	≥ 41			

YS: Yield strength TS: Tensile strength
Strain aging: 5% strain, 250°C for 60 min

El.: Elongation vE: Absorbed energy

L.E.: Lateral expansion

Table 5 Results of duplex ESSO test of steel plate

Material	Test position	Thickness (mm)	Width (mm)	Test temperature (°C)	Applied stress (MPa)	Crack length (mm)	Judgment	K_{IC} (MPa·m ^{1/2})
Base metal	Base metal	50	500	-170	350	169	No go	≥ 268
		50	500	-196	400	164	No go	≥ 303

4.2.2 脆性き裂伝播停止特性

母材の混成 ESSO 試験結果を Table 5 に示す。温度 -196°C、負荷応力 400 MPa の試験条件でも、助走板を伝播した脆性き裂は試験板に突入後直ちに停止した。このときの脆性き裂伝播停止靱性 (K_{IC}) は 303 MPa·m^{1/2} 以上であった。

5 溶接継手特性

5.1 基本特性

継手引張試験および曲げ試験の結果を Table 6 に示す。各継手の強度は母材に対する規格値を満たした。曲げ試験では、いずれの継手も良好な延性を有することが確認できた。-196°C における溶接継手シャルピー衝撃試験結果を Fig. 9 に示す。いずれの溶接方法および切欠位置でも、破面率は 100% 延性であり、吸収エネルギーは母材に対する規格値を大きく上回った。

Table 6 Mechanical properties of welded joints

Welding method	Tensile test		Bend test
	TS (MPa)	Location of rupture	
SAW	701	Weld metal	Good*1
SMAW	706	Weld metal	Good*1
GTAW	719	Weld metal	Good*2

*1 Side bend test, Radius of bend = 167 mm

*2 Face and root bend tests, Radius of bend = 100 mm

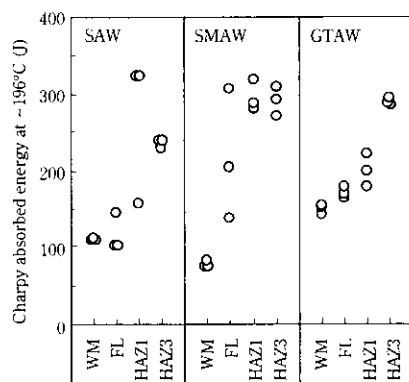


Fig. 9 Charpy impact properties of 9% Ni steel welded joints (WM: Weld metal, FL: Fusion line, HAZ1: HAZ 1 mm, HAZ3: HAZ 3 mm)

5.2 破壊靱性

5.2.1 脆性破壊発生阻止特性

溶接継手の -170°C における CTOD 試験結果を Fig. 10 に示す。立向継手である SMAW および GTAW では 0.83 mm 以上の CTOD 値が得られた。一方、横向 SAW 継手の FL では立向継手と比較すると小さい CTOD 値を示したが、延性破壊であること、疲労切欠先端から発生した延性き裂は直ちに溶接金属中にそれていることから、溶接金属の靱性を評価したものと考えられる。

溶接継手広幅引張試験結果を Table 7 に示す。いずれの試験片も脆性破壊することなく全面降伏して最大荷重に到達した。切欠先端から発生した延性き裂は溶接金属にそれて伝播し、最終破断に至った。いずれの試験片も、最大荷重時の実断面応力は室温における鋼板の降伏応力を上回った。得られた CTOD 値は、SMAW 継手では 1 mm を超え、GTAW 継手では 3 mm を超える値であった。

5.2.2 脆性き裂伝播停止特性

立向継手の混成 ESSO 試験結果を Table 8 に示す。いずれの継手も、助走板を伝播した脆性き裂は FL に突入後直ちに停止した。このときの脆性き裂伝播停止靱性 (K_{IC}) は、SMAW 継手では 268 MPa·m^{1/2} 以上、GTAW では 303 MPa·m^{1/2} 以上であった。

6 安全性に対する評価

LNG タンクの安全性を確保するためには、脆性破壊発生を阻止する特性と、万一脆性破壊が発生しても大規模な破壊に至る前に脆

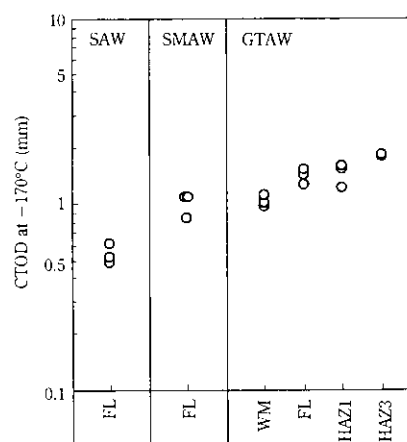


Fig. 10 Resistance to brittle fracture initiation of 9% Ni steel welded joints indicated by CTOD test (WM: Weld metal, FL: Fusion line, HAZ1: HAZ 1 mm, HAZ3: HAZ 3 mm)

Table 7 Results of wide plate tensile test of welded joints

Welding method	Thickness (mm)	Width (mm)	Notch length (mm)	Temperature (°C)	Maximum net stress (MPa)	CTOD (mm)
SMAW	50	500	40.0	-170	799	1.04
GTAW	50	600	274.6	-170	841	3.45

Table 8 Results of duplex ESSO test of welded joints

Welding method	Test position	Thickness (mm)	Width (mm)	Test temperature (°C)	Applied stress (MPa)	Crack length (mm)	Judgment	K_{IC} (MPa·m ^{1/2})
SMAW	Fusion line	50	500	-170	350	169	No go	≧ 268
GTAW	Fusion line	50	500	-170	400	164	No go	≧ 303

性き裂の伝播を停止させる特性が求められる。とくに欠陥、応力集中、溶接残留応力などの脆性破壊発生リスクの高い溶接部では、それらの特性が重要である。そこで、LNG タンクの (1) 最下段側板の立向継手 (2) 立向継手と横向継手のクロス部を対象として、破壊靱性試験により得られた破壊靱性値から、(1) 溶接部の脆性破壊発生阻止特性 (2) 母材および溶接部の脆性き裂伝播停止特性を評価した。

6.1 脆性破壊発生阻止特性

脆性破壊発生阻止特性は、日本溶接協会規格 WES 2805-1997「溶接継手の脆性破壊発生及び疲労き裂進展に対する欠陥の評価方法」を用いて評価した。ここでは、想定した初期欠陥の疲労による進展を評価し、進展したき裂に応力が作用した場合の破壊力学パラメーター (δ) と破壊靱性値 (CTOD) を比較することにより、脆性破壊発生を阻止できるか否かを判定した。

評価を行なうに際し、以下の条件を想定した。

- (1) 工作誤差：12 mm/m (角変形 = 10 mm/m、目違い = 2 mm)
- (2) 初期欠陥：引張応力側溶接止端に存在する半楕円表面欠陥
- (3) 欠陥寸法：長さ = $1.5t = 75$ mm、深さ = $0.2t = 10$ mm、 t = 板厚 = 50 mm、(非破壊検査により見逃すはずのない欠陥として想定)
- (4) 作用応力：164 MPa (平常時^{7, 8)}
375 MPa (地震時⁹⁾)
- (5) 変動応力：0 ⇄ 164 MPa × 2000 回

(週 1 回の空液 ⇄ 満液を 40 年間繰り返すと想定)

なお、評価には、継手の角変形部に引張応力が作用したときに生じる曲げ応力も考慮した¹⁰⁾。また、初期欠陥は LNG タンク使用中の変動応力により疲労き裂として進展する。40 年後のき裂寸法は、長さ 77.0 mm、深さ 11.4 mm と計算される。

WES 2805 では、き裂に歪が作用したときの開口量である破壊力学パラメーター (δ) は (1) 式で計算される。

$$\delta = \begin{cases} \varepsilon_Y \bar{a} (\pi/2) (\varepsilon/\varepsilon_Y)^2 & (\varepsilon/\varepsilon_Y \leq 1.0) \\ \varepsilon_Y \bar{a} (\pi/8) \{9(\varepsilon/\varepsilon_Y) - 5\} & (\varepsilon/\varepsilon_Y > 1.0) \end{cases} \quad (1)$$

ここで、 ε_Y は材料の降伏歪 (溶接金属の値を使用)、 $\bar{a}$ はき裂特性寸法である。また、 ε は評価歪であり、(2) 式で与えられる。

$$\varepsilon = \varepsilon_1 + \varepsilon_2 + \varepsilon_3 \quad (2)$$

ここで、 ε_1 ：境界力による歪

ε_2 ：溶接残留応力による歪

ε_3 ：応力集中による歪

上記の手法により求まる δ は、想定条件下における要求 CTOD 値と見なすことができる。要求 CTOD 値を破壊靱性試験により得られた CTOD の最低値と比較して Table 9 に示す。地震時を想定した場合でも、溶接継手の CTOD 値は要求値の 2 倍以上の値を有している。しかも試験で得られた最低 CTOD 値は脆性破壊によるものではなく、延性き裂進展により最大荷重に達したときの値である。

Table 9 Comparison between required CTOD values and the minimum CTOD values of welded joints

Welding method	Stress* (MPa)	Required CTOD value (mm)	Minimum CTOD value (mm)
SAW	164	0.116	0.49
	375	0.241	
SMAW	164	0.078	0.83
	375	0.203	
GTAW	164	0.076	0.96
	375	0.201	

*164 MPa: Normal operate condition

375 MPa: Maximum stress condition

一方、広幅引張試験は、想定した疲労進展後のき裂 ($\bar{a} = 12.9$ mm) よりも大きな切欠 (SMAW: $\bar{a} = 20.0$ mm, GTAW: $\bar{a} = 137.3$ mm) を溶接部に有する試験片を用いて実施した。この場合も脆性破壊は発生せず、CTOD 値は要求値の 5 倍以上、また最大応力も地震時の作用応力をはるかに上回る値であった。とくに、GTAW 継手は初期欠陥からの破壊発生・伝播停止後の破壊の再発生を想定した厳しいものであったにもかかわらず、上述の優れた特性を示した。

以上の結果より、本鋼板を LNG タンクに適用した場合、溶接部から脆性破壊する危険性はなく、本鋼板および溶接継手は優れた脆性破壊発生阻止特性を有していると言える。

6.2 脆性き裂伝播停止特性

母材および立向溶接部の脆性き裂伝播停止特性は、混成 ESSO 試験により評価した。今回の試験条件は、試験温度が -170 ~ -196°C、負荷応力が 350 ~ 400 MPa と地震時のタンク使用条件よりも厳しいものであったが、脆性き裂はすべて停止した。また、試験で得られた最低 K_{IC} 値から求まる地震時に停止できる脆性き裂の全長は、少なくとも母材で 416 mm、SMAW 継手で 326 mm、GTAW 継手で 416 mm となる。これらの値は想定した欠陥から発生・停止した脆性き裂長さ (板厚の 5.5 倍の 275 mm)⁹⁾ よりも大きな値である。さらに、溶接金属がオーステナイト組織の軟質継手の場合には、溶接部を伝播する脆性き裂は溶接金属中にそれることが知られている¹¹⁾。溶接金属に突入した脆性き裂は直ちに、あるいは延性き裂となり停止する。

以上のことから、本鋼板を LNG タンクに適用することによって、万一の脆性破壊を大規模な破壊に至る前に母材のみならず溶接継手においても停止できることが明らかとなった。

7 結 言

大容量地上式 LNG タンク内槽材として、低 Si-Nb 系厚肉 9%Ni 鋼板を開発した。板厚 50 mm の鋼板を上場試作し、鋼板および溶接継手の特性と、鋼板をタンクに適用した場合の脆性破壊に対する安全性を評価した。その結果、以下のことが明らかとなった。

- (1) 鋼板は JISG 3127 SL9N590 (9%Ni 鋼) に対する要求特性をすべて満たした。
- (2) 溶接継手は、溶接部からの脆性破壊発生を阻止するために必要な特性を十分に満たしていることが明らかとなった。
- (3) 鋼板および溶接継手は、万一脆性破壊が発生しても、大規模な破壊に至る前にき裂を停止できる特性を有していることが明らかとなった。
- (4) 本鋼板および溶接継手は、LNG タンク用鋼材として極めて安全性の高いことが確認された。

本報告は Chicago Bridge & Iron 社との共同研究および甲陽建設工業(株) との共同研究の成果を主体としたものである。

8 謝 辞

本研究においては、千葉大学教授(東京大学名誉教授)町田 進先生から懇切丁寧なご指導をいただき、また、Chicago Bridge & Iron 社および甲陽建設工業(株) の多くの方々から多大なご協力と貴重なご助言をいただきました。ここに深く感謝の意を表します。

参 考 文 献

- 1) 山川武人、千田 豊、新見健一郎、石山雄彦、岩上二郎、中山繁：川崎重工技報，**130**(1996)，33-38
- 2) 西岡信之、出口明雄、川上善道、多田益男：三菱重工技報，**33**(1996)4，238-241
- 3) 市之瀬弘之、田中淳一、山田 真、越賀房夫、田中基吉、生駒勉：日本鋼管技報，**57**(1972)，357-370
- 4) 久保高宏、古君 修、山浦晃典、齊藤良行：溶接学会論文集，**8**(1990)2，229-235
- 5) 久保高宏、大森章夫、片岡義弘、石井裕明、谷川 治：材料とプロセス，**9**(1996)，437
- 6) 町田 進、石倉則義、久保尚重、片山典彦、村本聖一、萩原行人、有持和茂：圧力技術，**31**(1993)1，19-33
- 7) American Society of Mechanical Engineers: *ASME Boiler and Pressure Vessel Code, Sec. VIII, Pressure Vessels, Div. 1*, (1989)
- 8) 日本 LP ガス協会技術保安委員会：「低温タンクの耐久性研究委員会報告書(解析編)」，(1978)
- 9) 日本ガス協会：「LNG 地上式貯槽指針」，(1981)
- 10) 矢田敏夫：日本造船学会論文集，199(1966)，134
- 11) 有持和茂、中西睦夫、佐藤 進、南二三吉、豊田政男、佐藤邦彦：溶接学会論文集，**1**(1983)2，232-239