
連続鋳造製 9% Ni 厚鋼板の材質特性

Mechanical Properties of 9% Ni Steel Plate Produced from Continuously Cast Slab

木中 良次(Ryoji Kinaka) 古君 修(Osamu Furukimi) 久保 高宏(Takahiro Kubo)
奥村 健人(Taketo Okumura) 新行内 雅博(Masahiro Shingyoji) 工藤 純一(Junichi Kudo)

要旨：

LNG 貯層用 9% Ni 厚鋼板を、P を 0.006%以下、S を 0.002%以下に低減した高純度連続鋳造製スラブを用い、直接焼入れ焼もどし処理(MACS-T)および再加熱焼入れ焼もどし処理(RQ-T)で製造した。MACS-T プロセスでは、スラブ加熱温度および圧延仕上げ温度を高温化した。これは、析出オーステナイト層を低減することにより、延性破壊エネルギーを高めるためである。MACS-T および RQ-T 処理で製造した鋼板およびその溶接継手について、破壊力学試験により安全性評価をしたところ、良好な脆性破壊発生および脆性き裂伝播停止特性を有することが確認された。

Synopsis：

From a low-P (0.006% max), low-S (0.002% max) continuously cast slab, 9% Ni steel plates for LNG storage tanks were produced by the direct quenching and tempering process (MACS-T) and reheat-quenching and tempering process (RQ-T). In the MACS-T process, slab-reheating and finish-rolling temperatures were increased in order to increase ductile fracture energy by decreasing the amount of precipitated austenite. Reliability for LNG storage tanks was examined by conducting fracture toughness tests on these steel plates and their welded joints. As a result, it was shown that these steel plates and their welded joints had good crack initiation and arrest toughness.

(c)JFE Steel Corporation, 2003

本文は次のページから閲覧できます。

Mechanical Properties of 9% Ni Steel Plate Produced from Continuously Cast Slab



木中 良次
Ryoji Kinaka

千葉製鉄所 管理部厚板鋼管管理室 主査(掛長)



古井 修
Osamu Furukimi

鉄鋼研究所 厚板研究部厚板研究室 主任研究員



久保 高宏
Takahiro Kubo

鉄鋼研究所 厚板研究部厚板研究室



奥村 健人
Taketo Okumura

本社 鉄鋼技術本部鋼材技術部 主査(課長)



新行内 雅博
Masahiro Shingyoji

千葉製鉄所 管理部技術サービス室 主査(課長)



工藤 純一
Junichi Kudo

技術研究本部 企画部企画開発室 主査(課長)

1 緒 言

従来、大型液化天然ガス (LNG) 貯槽用 9% Ni 厚鋼板は主として造塊法で製造されてきた。その鋼板を用いた構造物が、 -163°C の使用温度において十分な安全性を有することは、破壊力学的見地からも立証されている¹⁾。しかし、連続铸造製スラブを用いて製造された 9% Ni 鋼を LNG 貯槽用に適用したときの安全性評価に関する研究論文はほとんど公表されていない。

近年の連続铸造技術および製鋼における超清浄化技術の向上にとともに、現在、P と S 量はそれぞれ安定して 0.006% および 0.002% 以下に制御することが可能になっている。この超清浄化技術、すなわち溶鋼脱磷と溶鋼脱硫技術の発展が 9% Ni 鋼の低温における靱性を飛躍的に向上させ、性能の安定化に大きく寄与した^{2,3)}。

一方、ここ数年、厚板圧延後水冷処理することにより調質鋼の再加熱焼入れ処理を省略できる新しいプロセス (MACS) が開発され、厚板製造技術も急速な進歩をとげた。9% Ni 鋼については ASTM

要旨

LNG 貯槽用 9% Ni 厚鋼板を、P を 0.006% 以下、S を 0.002% 以下に低減した高純度連続铸造製スラブを用い、直接焼入れ焼もどし処理 (MACS-T) および再加熱焼入れ焼もどし処理 (RQ-T) で製造した。MACS-T プロセスでは、スラブ加熱温度および圧延仕上げ温度を高温化した。これは、析出オーステナイト層を低減することにより、延性破壊エネルギーを高めるためである。MACS-T および RQ-T 処理で製造した鋼板およびその溶接継手について、破壊力学試験により安全性評価をしたところ、良好な脆性破壊発生および脆性き裂伝播停止特性を有することが確認された。

Synopsis:

From a low-P (0.006% max), low-S (0.002% max) continuously cast slab, 9% Ni steel plates for LNG storage tanks were produced by the direct quenching and tempering process (MACS-T) and re-heat-quenching and tempering process (RQ-T). In the MACS-T process, slab-reheating and finish-rolling temperatures were increased in order to increase ductile fracture energy by decreasing the amount of precipitated austenite. Reliability for LNG storage tanks was examined by conducting fracture toughness tests on these steel plates and their welded joints. As a result, it was shown that these steel plates and their welded joints had good crack initiation and arrest toughness.

で本プロセスを適用した鋼材の規格化が進められ、すでに A844 として発効をみた。

本報告は、(1) 連続铸造製 9% Ni 鋼スラブに MACS プロセスを適用して厚鋼板を製造する際の、スラブ加熱温度などの製造条件が機械的性質に及ぼす影響について実験的に検討した結果および (2) 連続铸造製スラブを用いて、従来の再加熱焼入れ焼もどし (RQ-T) 処理および MACS プロセスを用いた直接焼入れ焼もどし (MACS-T) 処理で実際に工場において鋼板を製造したときの母材と溶接部靱性について調べ、上記プロセスによる 9% Ni 厚鋼板の LNG 貯槽への適用について評価したものである。

2 MACS-T プロセスにおける最適製造条件の検討

9% Ni 鋼に厚板圧延後直ちに水冷し、さらに焼もどし処理する MACS-T プロセスを適用する場合、母材の強度、靱性に影響を及ぼす厚板製造上の因子としては、(1) スラブ加熱温度、(2) 圧延仕上げ温度、(3) 圧延後の冷却速度、および (4) 焼もどし温度などが挙げられる。Table 1 に化学組成を示す連続铸造製 9% Ni 鋼のスラブを用い、スラブ加熱温度、圧延仕上げ温度および圧延後の冷却速度と母材の強度、靱性の関係を調べた。なお、この供試スラブ

* 昭和61年9月9日原稿受付

は P, S それぞれ 0.002% および 0.001% まで低減している。また、焼もどし処理は 570°C で 60 min 間行った。

スラブ加熱温度および圧延仕上げ温度を変化させたときの、シャ

C	Si	Mn	P	S	Ni	Al	N
0.06	0.24	0.59	0.002	0.001	8.98	0.029	0.0037

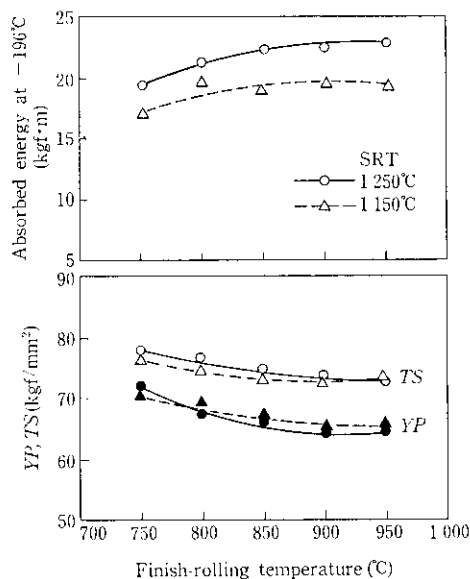


Fig. 1 Effects of slab reheating and finish-rolling temperatures on the strength and the toughness of 9%Ni steel plate produced by MACS-T process

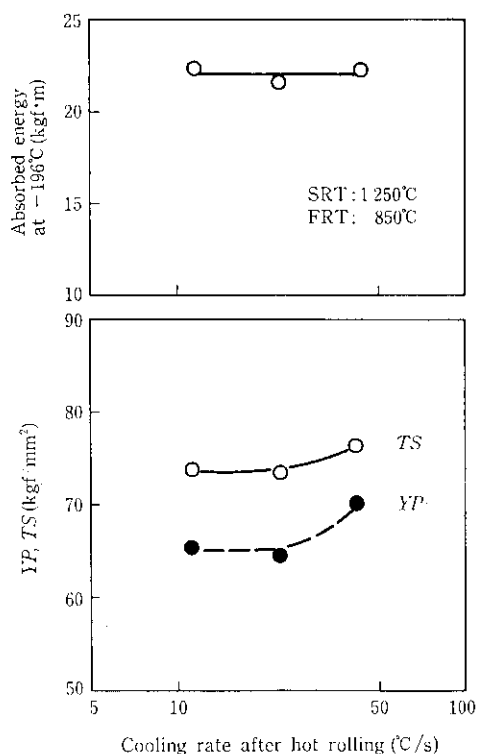


Fig. 2 Effects of cooling rate after hot rolling on the strength and the toughness of 9%Ni steel plate produced by DQ-T process

ルピー衝撃試験と引張試験結果を Fig. 1 に示す。スラブ加熱温度および圧延仕上げ温度を高温にするに従い、 -196°C でのシャルピー吸収エネルギーは増加した。破面は 100% の延性を示したので、Fig. 1 に示された吸収エネルギーは延性破壊エネルギーである。これは、低 P および低 S 化したため、 -196°C では脆性破壊が生じなかったことによる。この延性破壊エネルギーの増加は、焼もどし処理時に析出するオーステナイト相の減少に対応することがすでに明らかにされている⁴⁾。スラブ加熱温度および圧延仕上げ温度を低温化すると焼もどし時のオーステナイトへの変態核サイトが増加するため、MACS-T 材では、スラブ加熱温度と圧延仕上げ温度が低温になるに従い析出オーステナイトは増加する。この析出オーステナイト相は微小デンプルの生成の原因となり、延性破壊エネルギーを低下させる。また、引張強さおよび降伏点は、スラブ加熱温度にはよらず、圧延仕上げ温度の低温側でわずかに増加した。

圧延後の冷却速度と母材の強度、靱性の関係を Fig. 2 に示すが、冷却速度が 11 から 20°C/s の間では変化がなく、20 から 40°C/s に増加すると強度は上昇した。一方、靱性の冷却速度依存性は認められなかった。

以上の実験結果から、(1) スラブ加熱温度および圧延仕上げ温度を高温にすると、延性破壊エネルギーは上昇する、(2) 圧延後の冷却速度が $10\sim 40^{\circ}\text{C/s}$ の範囲で、母材の強度および靱性は良好な値を示すことがわかった。この冷却速度は、板厚 20~70 mm の鋼板を直接焼入れしたときに相当する。

3 連続鋳造製 9% Ni 厚鋼板の特性

前項で述べた基礎実験結果をもとに、低 P、低 S 化した連続鋳造製スラブを用いて、従来の RQ-T プロセスおよびスラブ加熱温度と圧延仕上げ温度を高温化した MACS-T プロセスで厚鋼板を製造し、その母材と立向 TIG および下向サブマージアーク溶接 (SAW) 継手の確性試験を行った。Table 2 に化学組成を示す。Fig. 3 に製造工程を示すが、鋼板板厚は RQ-T 材では 6, 15, 35 mm, MACS-T 材では 35 mm である。MACS における冷却速度は 30°C/s であった。

圧延板の L 断面について、JIS G0560 に従い S プリント試験を行った結果を Photo 1 に示すが、S を 0.001% まで低減した本鋼板においては S の中心偏析は認められなかった。

Table 2 Chemical compositions of steel plate products (%)

Steel	Thick-ness (mm)	C	Si	Mn	P	S	Ni	Al _{total}	N _{total}	O
RQ-T	6	0.06	0.24	0.61	0.004	0.001	9.14	0.027	0.0041	0.0023
	15	0.06	0.24	0.61	0.004	0.001	9.10	0.027	0.0041	0.0026
	35	0.06	0.25	0.61	0.004	0.001	9.07	0.029	0.0044	0.0023
MACS-T	35	0.06	0.23	0.62	0.004	0.001	9.09	0.028	0.0042	0.0021
Ladle analysis		0.06	0.24	0.61	0.004	0.001	9.06	0.032	0.0043	0.0028
Specification of ASTM A 553-II		≤ 0.13	0.15 0.30	≤ 0.90	≤ 0.035	≤ 0.040	8.50 9.50			

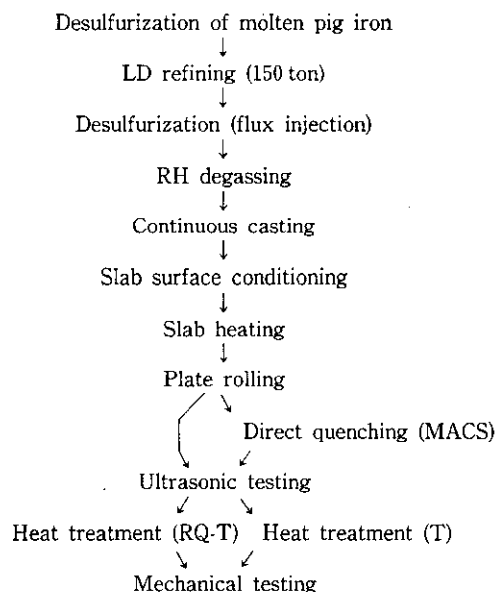


Fig. 3 Manufacturing process

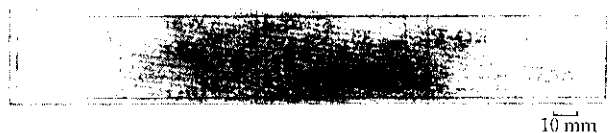


Photo 1 Sulfur print test result of 9% Ni steel plate produced by MACS-T process

3.1 母性特性

3.1.1 機械的性質

母材について、引張試験、曲げ試験、シャルピー衝撃試験、ひず

み時効シャルピー衝撃試験および PWHT 後の引張試験とシャルピー衝撃試験を行った。ひずみ時効材は、5% のひずみを室温で C 方向に付与し、その後 250°C で 60 min 間の時効処理を施し試験に供した。PWHT 条件は、温度を 560°C、保持時間を板厚 6 mm で 75 min、15 mm で 95 min、35 mm で 145 min とし、加熱後冷却した。実験結果を Table 3 に示す。降伏強さ、引張強さおよび伸びとともに、プロセス、引張方向、PWHT の有無によらずほぼ一定の値を示し、いずれも規格値を満足していた。母材およびひずみ時効材のシャルピー衝撃試験結果は、いずれも規格値を十分満足しており、フルサイズ試験片での試験結果でみると $\sqrt{E}_{-196}$ は母材で 20 kgf·m 以上、ひずみ時効材で 18 kgf·m 以上であった。また、PWHT 有無での $\sqrt{E}_{-196}$ の差異は認められなかった。RQ-T 材と MACS-T 材の $\sqrt{E}_{-196}$ を比較すると、MACS-T 材の方がいずれの条件においても若干高い値を示した。

3.1.2 COD 試験

英国規格協会の BS 5762²⁾ に準拠し、板厚 6 mm と 35 mm の母材とひずみ時効材について 3 点曲げ COD 試験を行った。試験片板厚は原厚のままとし、機械ノッチの先端に長さ約 2 mm の疲労ノッチを入れた。試験結果を Fig. 4 および 5 に示す。母材 COD 試験結果は良好であり、-170°C ではいずれも完全延性破壊を呈した。また、RQ-T 材の方が MACS-T 材より若干高い COD を示した。5% ひずみ時効により COD は若干低下するが、その程度は少なく、いずれも -170°C では 0.35 mm 以上の値を示し、脆性破壊発生特性からみて LNG 貯槽用鋼材として十分満足できるものであった。

COD 試験によると、脆性破壊発生特性は RQ-T 材の方が MACS-T 材よりすぐれていたが、一方 Table 3 に示したシャルピー試験では MACS-T 材の方が高い延性破壊エネルギーを示した。これは、MACS-T プロセスではスラブ加熱温度、圧延仕上げ温度を高温化したことにより析出オーステナイト相が減少したため、脆性破壊発生特性が RQ-T 材より低下したためと考えられる。

Table 3 Mechanical properties of tested plates

Steel	Thick- ness (mm)	Direc- tion	Tension test							Bend test $R=1.0t/180^\circ$	Charpy impact test*											
			Base metal			PWHT					Base metal				Strain aging				PWHT			
			$Y\bar{P}$	$T\bar{S}$	$E\bar{L}$	$Y\bar{P}$	$T\bar{S}$	$E\bar{L}$	-170°C		-196°C		-170°C		-196°C		-170°C		-196°C			
			(kgf/mm ²)	(kgf/mm ²)	(%)	(kgf/mm ²)	(kgf/mm ²)	(%)	$\sqrt{E}$		$L.E.$	$\sqrt{E}$	$L.E.$	$\sqrt{E}$	$L.E.$	$\sqrt{E}$	$L.E.$	$\sqrt{E}$	$L.E.$			
							(kgf·m)	(mm)	(kgf·m)	(mm)	(kgf·m)	(mm)	(kgf·m)	(mm)	(kgf·m)	(mm)						
RQ-T	6	L	66.1	76.5	27	65.5	75.7	30	Good	10.1	1.76	9.1	1.82			9.1	2.07	8.9	2.04			
		C	65.8	76.6	27				Good	9.1	1.68	8.5	1.69	7.9	1.78	7.1	1.71					
	15	L	65.8	72.3	39	65.1	71.7	38	Good	24.4	2.26	24.3	2.15			24.0	2.35	23.7	2.29			
		C	65.6	71.9	37				Good	23.0	2.24	22.5	2.11	21.0	2.18	18.5	1.88					
	35	L	64.8	73.8	32	63.8	73.0	31	Good	23.1	2.34	22.2	2.21			22.5	2.26	21.4	2.18			
		C	64.1	73.4	31				Good	22.7	2.37	21.2	2.20	19.8	2.03	18.5	1.96					
MACS-T	35	Z	62.8	73.0	34																	
		L	63.5	73.6	31	62.3	72.8	32	Good	23.8	2.43	22.8	2.48			24.1	2.42	22.7	2.21			
		C	64.0	73.8	31				Good	24.0	2.45	22.7	2.08	21.1	2.22	20.1	2.12					
Specification of ASTM A553-II		Z	65.0	75.1	34																	
		L	60	70	20					3.5	0.38											
		C		85						2.8												

* Specimen size of 6 mm thick plate is 5 × 10 mm.

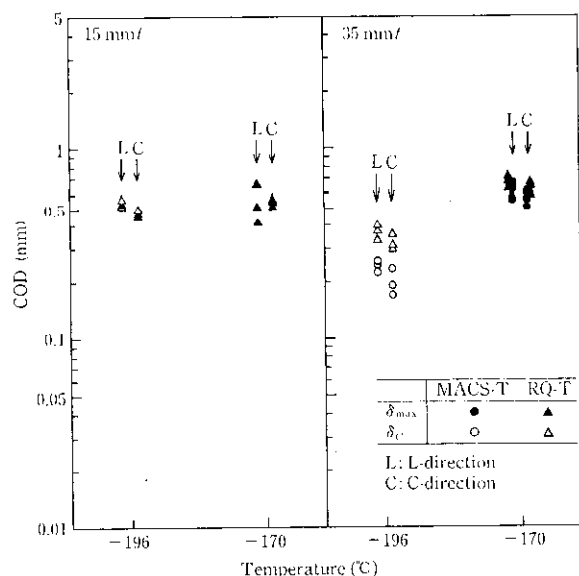


Fig. 4 COD test results on the base metals of 9%Ni steel plates produced by MACS-T and RQ-T processes

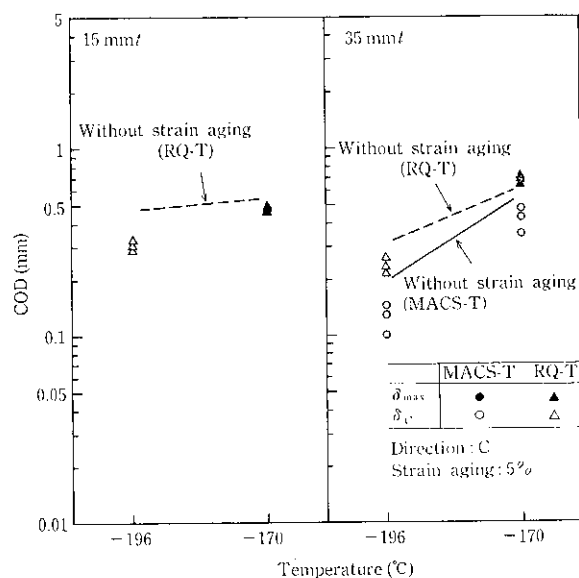


Fig. 5 COD test results on the base metals of strain aged 9% Ni steel plates produced by MACS-T and RQ-T processes

Table 4 Welding conditions

Welding method	Welding material	Groove dimensions	Welding conditions			
			Current (A)	Voltage (V)	Speed (cm/min)	Heat input (kJ/cm)
Vertical TIG	Wire: Filler 196 1.2 mmφ		220	9.5	3.5	36
			300	10	6	30 (33)*
Flat SAW	Wire: Filler 196 3.2 mmφ Flux: Flux 10		520	32	32	31
				34	34	(31)*

* Average

3.2 溶接継手性能

板厚 35 mm の RQ-T 材および MACS-T 材を用いて溶接継手性能を調べた。継手の開先形状、溶接条件を Table 4 に示す。開先形状はX開先とし、溶接法は立向 TIG および下向サブマージアーク溶接 (SAW)、溶接材料はワイヤーに Filler 196, SAW のフラックスに Flux 10 を使用し、入熱量 31~33 kJ/cm の 11 層溶接とした。

3.2.1 溶接継手部の機械的性質

継手引張試験および継手ビード曲げ試験の結果を Table 5 に

Table 5 Mechanical properties of welded joints

Welding method	Steel	Thickness (mm)	Tension test		Bend test**	
			TS (kgf/mm ²)	Break location*	Surface side	Back-side
Vertical TIG	RQ-T	35	74.9 74.3	WM WM	Good	Good
	MACS-T	35	78.1 77.4	WM+ Bond WM+ Bond	Good	Good
Flat SAW	RQ-T	35	76.3 76.9	WM WM	Good	Good
	MACS-T	35	74.8 73.5	WM WM	Good	Good

* WM: Weld metal

** ASTM Sec. IX, $R=3\frac{1}{3}T$ ($T=9.52$ mm)

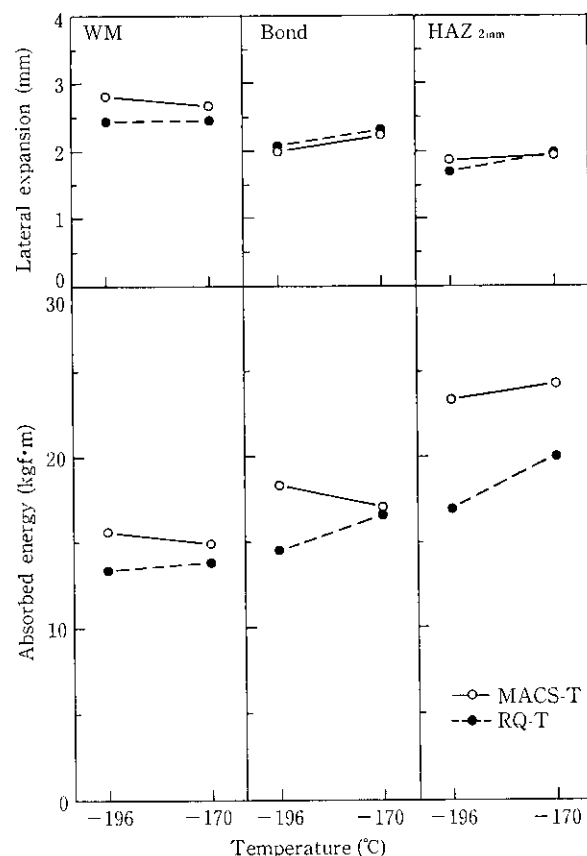


Fig. 6 Charpy test results on the vertical TIG welded joints of 9%Ni steel plates produced by MACS-T and RQ-T processes

示す。各継手の強度は室温で 73 kgf/mm^2 以上あり、母材の規格値を満足していた。縦ビード曲げ試験により、いずれの継手も良好な延性を有することが確認された。溶接継手部の溶接金属中央、ボンド部 (WM/BM=1), HAZ_{2mm} (ボンドより母材側へ 2mm) について行ったVシャルピー衝撃試験結果を Fig. 6 および 7 に示す。

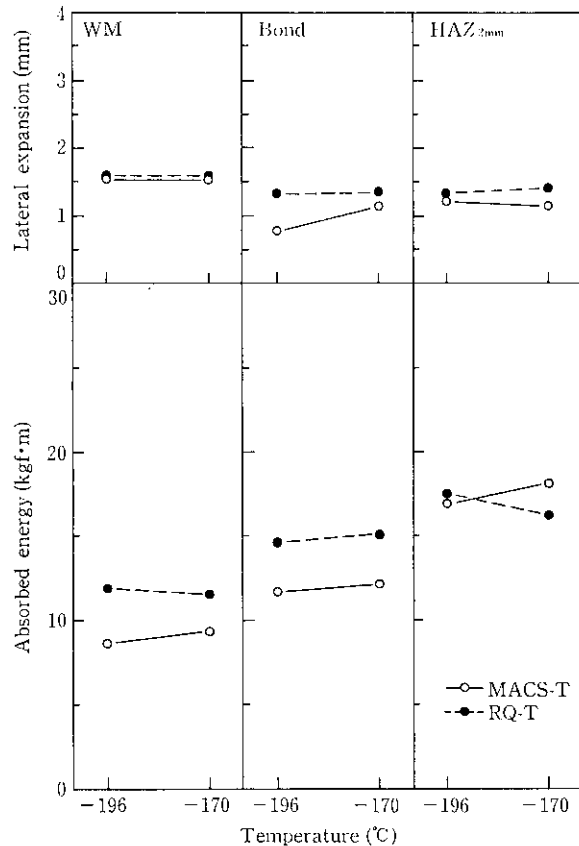


Fig. 7 Charpy test results on the horizontal SAW joints of 9% Ni steel plates produced by MACS-T and RQ-T processes

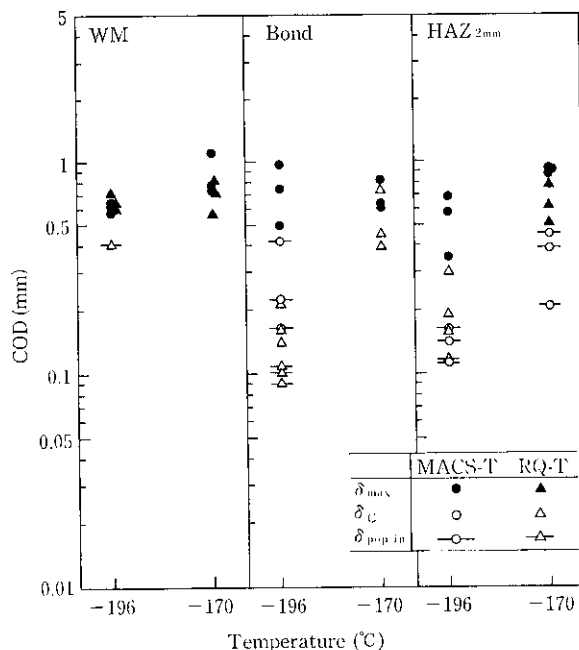


Fig. 8 COD test results on the vertical TIG welded joints of 9% Ni steel plates produced by MACS-T and RQ-T processes

衝撃試験における吸収エネルギー、横膨出量は、すべての継手についてノッチ位置にかかわらず母材の規格値を満足しており、また、RQ-T 材と MACS-T 材の顕著な差は認められなかった。

3.2.2 溶接継手部の COD 試験

BS 5762²³⁾ に準拠し、溶接継手部の溶接金属中央、ボンド部、HAZ_{2mm} について COD 試験を行った。試験結果を Fig. 8 および 9 に示す。各溶接継手の COD を Fig. 4 および 5 に示した母材のそれと比較すると溶接継手のほうが低く、0.08~0.45mm の COD で pop-in を呈した。しかし、 -170°C での COD は RQ-T 材で 0.5mm 以上、MACS-T 材で 0.2mm 以上で、継手部についても LNG 貯槽用鋼材として満足する値であった。

3.2.3 中央切欠付十字継手引張試験

35mm 厚の突合せ溶接部に大きな欠陥が存在した場合の脆性破壊発生特性を調べる目的で、中央切欠付十字継手引張試験を実施した。試験片形状を Fig. 10 に示す。試験片は原厚のままとした。貫通切欠位置は試験ビードの HAZ_{2mm} とし、切欠長さは残留応力付加ビードの幅+片側 2mm ずつとした。

これらの試験片を -170°C に冷却後 8000t テストリグを用い

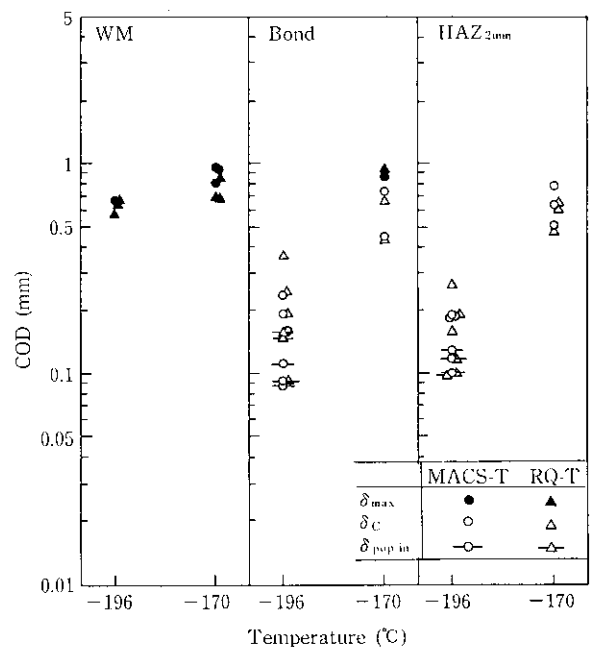


Fig. 9 COD test results on the horizontal SAW joints of 9% Ni steel plates produced by MACS-T and RQ-T processes

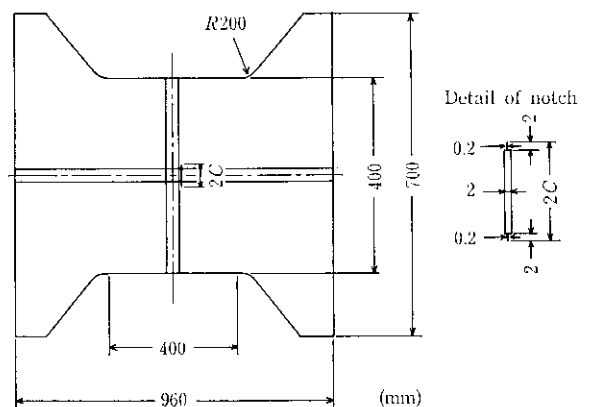


Fig. 10 Geometry of center-notched-cross-welded-joint test specimen

Table 6 Center-notched-cross-welded-joint tension test results

Welding method	Steel	Specimen dimensions (mm)			Test temperature (°C)	Maximum load (tonf)	Maximum Stress (kgf/mm ²)		K_{IC} (kgf/mm ^{3/2})	Clip gage opening displacement V_g (mm)			Critical COD δ_c (mm)		
		Thick-ness	Width	Notch length, 2C			σ_{gross}	σ_{net}		Upper	Lower	Ave.	Upper	Lower	Ave.
Vertical TIG	RQ-T	35.84	400	37.00	-171	1 144	79.9	88.1	611.3	1.96	1.57	1.77	1.50	1.21	1.35
	MACS-T	35.38	400	38.00	-170	1 102	77.9	86.1	604.9	2.58	—	—	1.93	—	—
Flat SAW	RQ-T	35.75	400	43.55	-170	1 158	81.0	90.9	673.2	2.22	1.91	2.07	2.05	1.77	1.91
	MACS-T	35.31	400	39.80	-170	1 134	80.3	89.2	631.1	1.89	1.55	1.72	1.64	1.34	1.49

て引張試験を行った。試験の際、クリップゲージを切欠両端に取付け、クリップゲージ開口変位を測定した。試験結果を Table 6 に示す。実断面最大引張応力 (σ_{net}) は -170°C で 86 kgf/mm^2 以上であり、母材の規格引張強度以上であった。限界 COD は 1.2 mm 以上であり、COD 試験で測定された値より大きな値を示した。同様な現象は 80 kgf/mm^2 級調質鋼板⁹⁾ および低温用 Al キルド鋼板⁷⁾ でも認められている。この原因としては、まず、切欠先端の鋭さの相違が挙げられるが、他にも切欠先端での変形に対する拘束度の相違、すなわち広幅引張試験片の方が COD 試験片よりも切欠先端での変形に対する拘束が小さいことが考えられる。なお、破壊様式はすべて延性破壊であり、延性き裂は HAZ 部からそれて溶接金属中を伝播した。RQ-T 材と MACS-T 材の間で、試験結果に大きな差は認められなかった。

3.2.4 混成 ESSO 試験

母材および突合せ溶接部の脆性き裂伝播停止特性を調べるため、混成 ESSO 試験を実施した。試験片形状を Fig. 11 に示す。試験片は厚さ 15 mm および 35 mm の 9% Ni 鋼の母材および突合せ溶接継手に、焼ならし焼もどし (NT) 処理を施した 9% Ni 鋼板を脆性き裂の助走部分として溶接して作成した。突合せ溶接継手の混成 ESSO 試験においては、助走板の U 溝に 3.5% Ni 溶接金属を溶接して、この部分を脆性き裂が伝播するようにし、試験板の HAZ_{2mm} 部に脆性き裂が突入するようにした。

試験温度は -170°C および -196°C とし、 1200 t および 8000 t テストリグにより所定の応力を与えて試験を行った。試験結果を Table 7 に示す。母材および溶接継手において、脆性き裂は試験片に突入した後、すべて直ちに停止した。

4 安全性評価

LNG 貯槽の安全性を考えた場合、まず溶接部での破壊の発生を阻止しなければならない。しかし、もし溶接部で破壊が発生した場合にも、継手部に沿って側板 1 枚き裂が貫通しても、その前方にある母材でき裂伝播を停止できることが必要である。この観点から、今回製造した連続鋳造製 9% Ni 鋼の RQ-T 材および MACS-T 材の安全性を評価する。

4.1 破壊発生特性

限界 COD を構造物の安全性評価に適用する方法として日本溶接協会規格 WES 2805⁹⁾ がある。ここでは、板厚 35 mm の溶接継手について、一例として次のような条件を仮定して安全性評価を行った。

- (1) 角変形量 $15\text{ mm}/1\,000\text{ mm}$
- (2) 目違い量 1.5 mm

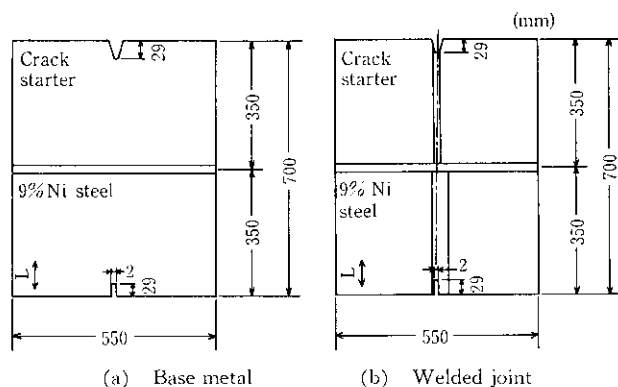


Fig. 11 Geometry of duplex ESSO test specimens

Table 7 Duplex ESSO test results

Steel		Specimen dimensions (mm)		Test temperature (°C)	Load (tonf)	σ_{gross} (kgf/mm ²)	Go/No Go
		Thick-ness	Width				
Base metal	RQ-T	15.95	680	-196	434	40.0	No Go
		16.03	680	-196	436	40.0	No Go
		16.07	680	-172	437	40.0	No Go
		16.05	680	-172	437	40.0	No Go
		35.80	680	-190	974	40.0	No Go
		35.88	680	-190	976	40.0	No Go
		35.86	680	-171	976	40.0	No Go
		35.78	680	-171	974	40.0	No Go
	MACS-T	35.68	680	-190	970	40.0	No Go
		35.67	680	-191	970	40.0	No Go
		35.60	680	-169	968	40.0	No Go
		35.68	680	-172	970	40.0	No Go
Vertical TIG	RQ-T	35.73	700	-170	875	35.0	No Go
		35.76	700	-170	934	37.3*	No Go
	MACS-T	35.61	700	-170	873	35.0	No Go
		35.41	700	-170	994	40.0	No Go
Flat SAW	RQ-T	35.79	700	-173	1 002	40.0	No Go
		35.79	700	-172	752	30.0	No Go
	MACS-T	35.33	700	-172	742	30.0	No Go
		35.32	700	-169	806	32.6*	No Go

* Crack started with no blow

- (3) 溶接ビード幅 26 mm
- (4) 設計応力 16.7 kgf/mm^2 (ASME Boiler and Pressure Vessel Code, Sec. VIII, Div. 1)

(5) 想定欠陥 半楕円形表面欠陥(深さ $b=0.15t$, 表面長さ $a=2t$, 板厚 $=t$)

(6) 溶接部の限界 COD $\sigma_c=0.2\text{mm}$ (MACS-T 材の最小値)

$\sigma_c=0.5\text{mm}$ (RQ-T 材の最小値)

欠陥に作用するひずみ e は次のように計算される。

$$e=e_1+e_2+e_3$$

ここで, e_1 : 境界力によるひずみ

e_2 : 溶接残留応力によるひずみ

e_3 : 溶接の不完全により生じる局部集中ひずみ

e_1 は設計応力から, $e_1=8.4 \times 10^{-4}$ となる。 e_2 は T 継手部に存在する表面欠陥を考え, 規格応力に対応するひずみの 60% とすると, $e_2=1.80 \times 10^{-3}$ となる。また e_3 は, $e_3=(k_1-1)e_1$ であり, 角変形 (w) と目違い (h) による k_1 は

$$k_1=1+3(w+h)/t$$

で与えられるので, $e_3=1.18 \times 10^{-3}$ となる。

したがって, 欠陥に作用するひずみは $e=3.82 \times 10^{-3}$ となる。一方, 長さ $2a$ の板厚貫通欠陥にひずみ e が作用した時, 欠陥先端に生ずる開口変位量 δ は次のように与えられる。

$$\delta=3.5e\bar{a}$$

そこで, $e=3.82 \times 10^{-3}$ のとき, 本材料が破壊を生じないための, 最大許容欠陥長さを求めると, MACS-T 材では $2\bar{a}=29.9\text{mm}$, RQ-T 材では $2\bar{a}=74.8\text{mm}$ となる。

この板厚貫通欠陥を破壊力学的に等価な表面欠陥に換算すると, $b=0.15t=5.3\text{mm}$ としたとき表面欠陥長さ $2a$ は無限大となる。

MACS-T の継手の COD 試験では -170°C で脆性破壊, pop-in を呈する試験片があったが, pop-in 発生時点の COD 値は 0.21, 0.39, 0.45 mm と充分高い値を示していた。切欠広幅引張試験では, 小型 3 点曲げ COD で観察された pop-in は測定されず, 溶接継手 HAZ に入れた切欠の先端から発生したき裂はすべて軟質溶接金属内部で伝播する延性破壊であった。また, 突断面最大引張応力も 86kgf/mm^2 以上と規格強度よりも高く, ほぼ -170°C での降伏応力に等しい値であった。したがって, 供試鋼板の溶接継手についてはある程度の大きさの潜在欠陥を想定しても脆性破壊が発生することは考えられず, かつ十分な延性強度を有していると考えられる。

4.2 き裂伝播停止特性

供試鋼板および溶接継手についての混成 ESSO 試験では, 脆性き裂は試験板に突入すると直ちに停止した。助走板内を伝播した脆性き裂が試験板に突入したときの応力拡大係数は次式⁹⁾を用いて計算すると $1122 \sim 1497\text{kg/mm}^{3/2}$ であった。

$$K_{ca}=\sigma_{\text{net}}\sqrt{\pi c}\sqrt{\frac{2W}{\pi c}\tan\frac{\pi c}{2W}}$$

ここで, c は停止き裂長さ, W は試験片幅である。したがって, 脆性破壊伝播停止靱性 K_{ca} は $1122\text{kgf/mm}^{3/2}$ 以上である。設計応力において, 本供試鋼板が停止可能なき裂長さは約 3000mm であることを考えると¹⁰⁾, 本実験結果は, 本供試鋼板が十分大きな脆性き裂伝播停止特性を有していることを示している。

一方, 伝播中の長きき裂先端の応力拡大係数は, 動的解析によると最大 $600\text{kgf/mm}^{3/2}$ 程度であることが報告されている^{11,12)}。このことは, $K_{ca}=600\text{kgf/mm}^{3/2}$ 程度の鋼板でもき裂を停止できることを示しているが, 本供試鋼板の K_{ca} は $1120\text{kgf/mm}^{3/2}$ 以上であり, 十分大きな脆性き裂伝播特性を有していることを示している。

以上述べたとおり, 今回実験を行った連続鋳造製 9% Ni 鋼の RQ-T および MACS-T 材は, LNG 貯槽用鋼材として極めて安全性の高いことがわかった。

5 結 言

低 P, 低 S 化した連続鋳造製 9% Ni 厚鋼板について, 実験室的な DQ 条件の検討および工場生産鋼の RQ-T 材, MACS-T 材を用いて母材および溶接継手の安全性評価を行った結果, 以下のことが明らかになった。

- (1) 直接焼入れ焼もどし (MACS-T) 処理で製造する際には, スラブ加熱温度および正延仕上げ温度を高温度化することにより, 延性破壊エネルギーは増加する。
- (2) 工場生産の再加熱焼入れ焼もどし (RQ-T) 材, MACS-T 材ともに, SAW および TIG 継手の COD は -170°C において 0.2mm 以上であり, 設計応力においてそれぞれ $2\bar{a}=29.9\text{mm}$, 74.8mm の板厚貫通欠陥を許容できる。
- (3) RQ-T, MACS-T 材とも, 溶接継手に沿って側板 1 枚貫通した脆性き裂も母材部において停止できる。

これらの結果から, 連続鋳造製 9% Ni 厚鋼板は RQ-T 材, MACS-T 材ともに LNG 貯槽用鋼材として極めて安全性の高いことが確認された。

6 謝 辞

本報告は石川島播磨重工業株式会社との共同研究の成果を主体としたものである。

本研究の実施にあたり, 多大なご協力と貴重な助言を与えてくださった石川島播磨重工業株式会社の河野武亮氏, 片山典彦氏, 村山武弘氏, 貝原正一郎氏に深く謝意を表します。

参 考 文 献

- 1) 鈴木重治, 中野善文, 広瀬圭介, 奥村健人, 西川 廣, 佐藤峰夫: 川崎製鉄技報, **14** (1982) 1, 28
- 2) 古君 修, 鈴木重治, 中野善文: 鉄と鋼, **68** (1982) 5, S487
- 3) Y. Nakano, S. Suzuki, A. Kamada and K. Hirose: *Advances in Cryogenic engineering materials*, **28** (1982), 127
- 4) 古君 修, 中野善文, 上田修三, 田中智夫: 鉄と鋼, **72** (1986), 1621
- 5) British Standards Institution: BS 5762 (1979)
- 6) 中野善文: 日本溶接協会 JI 委員会資料「HT 80 鋼板の J 積分値に及ぼす試験方法の影響」(昭和 52 年 7 月 18 日), 私信
- 7) 貝原他: 溶接学会論文集, **2** (3), (1984), 455
- 8) 日本溶接協会: WES 2805「溶接継手のぜい性破壊発生に対する欠陥の評価方法」, (1980)
- 9) 日本溶接協会: WES 3003 (1973)
- 10) K. Tanaka, M. Sato and T. Ishikawa: "Fatigue COD and Short crack arrest test," International Conference of Fracture Toughness Testing, June (1982), London
- 11) 中野善文: 材料, **31** (1982) 344, 463
- 12) T. Kanazawa, S. Machida, H. Yajima and M. Aoki: *J. of society for nav architecture*, **11** (1973)