(昭和 50 年 5 月日本造船学会春季講演会において講演)

LNG タンカー用 9% Ni 鋼の 継手破壊靱性とその評価

正員 矢 島 浩* 正員 山 本 豊*
 正員 安 藤 清* 正員 萩 原 行 人**
 正員 田 中 潔*** 桑 辺 行 正***
 正員 片 岡 繁 夫**** 正員 牛 島 正 夫*****
 出 羽 昭 夫*****

Fracture Toughness of Welded Joints of 9% Ni Steel for the Tank of LNG Carriers

by Hiroshi Yajima, *Member* Yutaka Yamamoto, *Member*
 Kiyoshi Ando, *Member* Yukito Hagiwara, *Member*
 Kiyoshi Tanaka, *Member* Yukimasa Kuwabe
 Shigeo Kataoka, *Member* Masao Ushijima, *Member*
 Akio Izuha

Summary

The basic premise of the MOSS-Rosenberg LNG containment system and other spherical LNG tank system is "leak-before-failure". In other words, the design concept applied to this type of pressure vessel is basically "fail-safe".

Therefore, to evaluate the structural safety of the spherical LNG tank, it is necessary to obtain the fracture toughness of the tank shell plate and the welded joints, quantitatively. Considering the strength of brittle fracture initiation of 9% Ni steel LNG tank, the fracture toughness in the heat affected zone is the most important problem.

Accordingly, the authors carried out the tension test with wide center-notched plate test specimens, notched in the heat affected zone of submerged arc welding with heat input values of about 10~50 KJ/cm, in order to evaluate the fracture toughness of welded joints of 9% Ni steel.

The following conclusions were obtained.

(1) It is reasonable to calculate the critical crack length, using the experimental results obtained from the standard size specimens (about 400 mm wide) on the basis of Linear Elastic Fracture Mechanics.

(2) For the butt-welded joints produced with the most practical heat input values of about 10~40 KJ/cm, the lowest K_{IC} values at the cryogenic temperature of LNG, -162°C , will be $775\sim 500 \text{ kg}\sqrt{\text{mm}}/\text{mm}^2$, and the critical crack length for brittle fracture initiation of 9% Ni steel LNG tank is satisfactorily long.

* 三菱重工(株)技術本部長崎研究所

** 新日本製鉄(株)製品技術研究所

*** 新日本製鉄(株)八幡製鉄所

**** 長崎大学工学部

***** 三菱重工(株)長崎造船所

***** 三菱重工(株)三原製作所

1 緒 言

9% Ni 鋼をタンク材料として使用した、MOSS 方式球形 LNG タンカーの基本的な設計思想として、leak-before-failure の条件を適用した一種の fail-safe-design が採用されている。leak-before-failure の条件が成立するためには、タンクに疲労亀裂が発生しても、それが脆性破壊に発展する前に必ず検知・補修可能であることが確認されなければならない。そのためには、タンク材の破壊靱性を調査し、タンク各部の脆性破壊発生に対する限界亀裂長さを定量的に把握する必要がある。これに関しては、これまでかなりの研究がなされている¹⁻³⁾。

一方、9% Ni 鋼を使用してのタンク設計に当り、幅 400 mm 程度の中央切欠き型広幅試験片による低温引張り試験結果に線形破壊力学を適用して、脆性破壊発生の限界亀裂長さを求めると、それは計算上かなり長く (2 ～ 3m) なる。このような長大亀裂に対する線形破壊力学適用の妥当性は、未だ十分に確認されていない重要な問題である。

また、万一タンクに疲労亀裂が発生するとすれば、母材よりも溶接継手部に発生する可能性が大きく、したがって溶接継手部の破壊靱性 (脆性破壊発生強度) が問題になる。

9% Ni 鋼の溶接には、一般に 70% Ni 系溶接材料が使用されるため、溶接金属はオーステナイト系合金であって非常に靱性に富んでいる。したがって、溶接継手部の脆性破壊に対する強度を考慮する場合は、溶接熱影響部の靱性が問題になる。

以上の観点から、著者らは、まず一般船体用 50 キロ級高張力鋼 (K5E 鋼) を供試して、幅 400 ～ 2,500 mm の中央切欠き型広幅試験片による低温引張り試験を実施し、長大亀裂に対する線形破壊力学適用の妥当性を確認した。さらに、9% Ni 鋼母材ならびに 70% Ni 系溶接材料を使用した 9% Ni 鋼溶接継手の熱影響部についても上記のことを確認した上で、9% Ni 鋼溶接継手の熱影響部に切欠きを加工した、幅 400 mm 程度の中央切欠き型広幅試験片による低温引張り試験を実施して、その靱性基準値を把握し、実際の LNG タンク各部の脆性破壊発生に対する限界亀裂長さを推定したものである。

2 長大亀裂に対する線形破壊力学適用の妥当性

2.1 線形破壊力学と寸法効果

延性破壊では、内在亀裂長さに無関係にある一定の応力で破壊するのに対して、脆性破壊では、内在亀裂長さによって破壊応力が著しく異なる。脆性破壊におけるこの寸法効果は、一般に線形破壊力学すなわち K 値の概念で一応説明できる。もちろん、材料の靱性値が他の因子によって影響されないと考えてのことである。

脆性破壊発生特性に及ぼす内在亀裂長さの影響に関して、平面応力状態として取り扱えるような問題での研究は数少ない^{4,5)}。9% Ni 鋼を使用しての LNG タンク設計に当り、幅 400 mm 程度の中央切欠き型広幅試験片による低温引張り試験結果に線形破壊力学を適用して、脆性破壊発生の限界亀裂長さを求めると、計算上かなり長くなる。この場合、本来一定であるべき K_0 値も、内在亀裂長さが極端に異なれば現象が異なり、一定とはならないかもしれない。

このような観点から、本研究では、まず脆性破壊発生に及ぼす寸法効果を検討した。

一方、脆性破壊伝播停止特性の面からみた長大亀裂に関する研究⁶⁻⁹⁾によれば、亀裂が長くなれば額面通り有効に効かないことが報告されている。そこでは、実験的に導かれた“有効亀裂長さ”の概念^{6,7)}あるいは、物理的に“ K 値飽和現象”としてとらえる“有効 K 値”の概念⁸⁾が提案されている。また寸法効果および荷重条件の影響⁹⁾も検討されている。

2.2 実験的検討

前述の目的により、内在する長大亀裂からの脆性破壊発生現象に対する線形破壊力学適用の妥当性を確認するため、幅 400 ～ 2,500 mm の各種中央切欠き (板厚貫通切欠き) 型広幅試験片による低温引張り試験を実施した。

供試材の化学成分ならびに機械的性質を表 1 に示す。

試験片および引張り治具形状・寸法を表 2 に示す。

これらの試験には、いずれも横型の 1,000 トン (三菱重工長崎研究所)、3,000 トン (新日鉄八幡製鉄技術研

表 1 供試材の化学成分ならびに機械的性質 (K5E 鋼)

Code	Heat treatment	Plate thickness (mm)	Chemical compositions (%)					Mechanical properties		
			C	Si	Mn	P	S	Yield point (kg/mm ²)	Tensile strength (kg/mm ²)	Elongation (%)
K5E	Normalized	30	0.14	0.45	1.28	0.014	0.006	36	52	33

表 2 供試試験片および引張り治具形状・寸法 (K5E 鋼)

Code	Test specimens					Tab plate		Stress intensity coefficient		Test rig	
	t (mm)	$2B$ (mm)	$2C$ (mm)	$2L$ (mm)	Notch tip type	t^* (mm)	L^* (mm)	$f(C/B)$ Irwin	$f(C/B)$ Isida	Capacity (ton)	L_p (mm)
A	30	400	240	500	X	30	470	1.21	1.30	1,000	3,000
					X	30 (8)	250 (250)	1.21	1.30	3,000	>4,100
B	30	1,000	500	1,000	X	30	340	1.13	1.19	1,000	3,000
					X	8	250	1.13	1.34	3,000	>4,100
					Y	100	1,200	1.13	1.18	8,000	7,400
C	30	1,000	240	1,000	X	30	340	1.02	1.04	1,000	3,000
D	30	1,500	750	1,500	X	30	1,590	1.13	1.19	1,000	6,000
				1,000	X	8	250	1.13	1.65	3,000	>4,100
				1,500	Y	100	850	1.13	1.18	8,000	7,200
E	30	2,000	1,000	2,000	X	30	1,340	1.13	1.19	1,000	6,000
				1,000	X	8	250	1.13	1.98	3,000	>4,100
F	30	2,500	1,250	2,500	Y	100	400	1.13	1.18	8,000	7,300

Note: The values in the parenthesis shows the 2nd tab plates.

究所), 8,000 トン (新日鉄製品技術研究所) テストリグを使用した。ここでは, 荷重条件の影響をみるために, 各テストリグに対して剛性の異なるタブを使用した。すなわち, 1,000 トン・テストリグと 8,000 トン・テストリグを使用している試験には剛性の大きいタブを使用し, 3,000 トン・テストリグを使用している試験には剛性の小さい薄板タブを使用した。

使用したテストリグ別に, すなわち同じ荷重条件別に試験結果を整理して, 破壊応力 σ_n と温度 T との関係を, 図 1, 2 および 3 に示す。図より明らかなように, 試験片の切欠き長さ $2C$ が長くなるに従って, 破壊応力～温度曲線は高温側に移行している。

さらに, タブの剛性に関係なく, いずれも, 従来から良く使われている Irwin の tangent formula から求めた破壊靱性値 (K_c 値) を同一グラフに示すと, 図 4 のようになる。試験片形状およびタブ剛性の影響が多少あ

図 1 破壊応力と温度との関係 (1,000 トン・テストリグ) (K5E 鋼)

図 2 破壊応力と温度との関係 (3,000 トン・テストリグ) (K5E 鋼)

図 3 破壊応力と温度との関係 (8,000 トン・テストリグ) (K5E 鋼)

図 4 破壊靱性値と温度との関係 (Irwin の解による) (K5E 鋼)

ると見受けられるので、対応すると思われる石田の厳密解¹⁰⁾を用いて図4を書き直すと、図5のようになる。ただし、次のような荷重条件での石田の解を用いた。

1,000 トン・テストリグによる試験結果に対してはタブの板厚が 30 mm で試験片と同じであるため、試験片の aspect ratio L/B ($2L$ =長さ, $2B$ =幅) を無限大とみなした。この場合には、定荷重条件と定変位条件による差はない。

3,000 トン・テストリグによる試験結果に対しては、タブ板厚が試験片板厚の約 1/4 であるため、試験片端部で定荷重条件となっているとみなした。

また、8,000 トン・テストリグによる試験結果に対しては、タブ板厚は試験片板厚の 3 倍強であるため、試験片端部で定変位条件になっているとみなした。

図4および5より、各試験結果の脆性亀裂発生特性は若干のパラッキはあるものの、試験片寸法によらずほぼ1本の線で表示できるとみなされる。特に、図5の方がパラッキは小さいようである。すなわち、定変位条件が成り立たないような薄板タブによる試験結果に対しては、特に、石田の定荷重 (uniform tension) の場合の修正係数を適用した方が良いことがわかる。

この事実は、石田の一連の各種荷重条件に対する厳密解¹⁰⁾から知られるように、試験片の aspect ratio L/B が1程度でかつ定変位条件の場合における修正係数は、aspect ratio が無限大の場合 (このときは、定変位条件も定荷重条件も同一の結果となる) の値と大きな差がないが、試験片の aspect ratio が1ないしはそれ以下でかつ定荷重条件の場合は、修正係数の値が非常に大きくなることと対応していることがわかる。参考のために、表2に各試験片の荷重条件に対応すると思われる石田の解、および Irwin の解を示した。

先に、図4および5より、各試験結果の脆性亀裂発生特性は、試験片寸法によらず、ほぼ1本の線で表示できることが示された。すなわち、それぞれの温度において、切欠き長さおよび試験片幅に対する切欠き長さの比の大小にかかわらず、 K_{IC} 値はほぼ一定となっており、寸法による影響はないと判断してよさそうである。

以上により、幅 400 mm 程度の中央切欠き型広幅試験片による低温引張り試験結果に線形破壊力学を適用して求められた長大亀裂に対する脆性破壊発生強度の正当性が確認できた。すなわち、幅 400 mm 程度の中央切欠き型広幅試験片による低温引張り試験結果に線形破壊力学を適用して求められた限界亀裂長さを設計基準に供してよいことが確認された。

なお、本試験結果は、本問題検討の契機となった、9% Ni 鋼板の脆性破壊発生現象に対しても当然適用し得ると思われる。

3 供試材ならびに試験内容

3.1 供試材

ASTM 規格 A 553 A-70 A に従って製造された、板厚 25 mm および 35 mm の焼入れ焼戻し処理された 9% Ni 圧延鋼板 3 種 (A, B, C) の母材と溶接継手を供試した。供試材の化学成分ならびに機械的性質を表3に示す。また、溶接条件を表4に示す。

3.2 試験内容

実用継手部の靱性を把握する方針であるが、最脆化部の靱性を基準に取るべきであるので、まず、溶接継手部の靱性の分布を調査した。すなわち、fusion line から熱影響部、母材部等切欠き位置を変化させた幅 400 mm の中央切欠き型広幅試験片による低温引張り試験を実施して、 K_{IC} 値の分布を調べた。代表例として、溶接条件

CODE	TEST RIG (CAPACITY : TON)			TEST SPECIMENS		
	1,000	3,000	8,000	2B (mm)	2L (mm)	2C (mm)
A	●	○	—	400	500	240
B	▲	△	▲	1,000	1,000	500
C	▼	—	—	1,000	1,000	240
D	◆	◇	◆	1,500	1,500	750
E	■	□	—	2,000	2,000	1,000
F	—	—	★	2,500	2,500	1,250

NOTE : () SHOWS SPECIMEN SIZE
FOR 3000TON TEST RIG.

図5 破壊靱性値と温度との関係 (石田の解による) (K5E鋼)

表 3 供試材の化学成分ならびに機械的性質

Code	Heat treatment	Plate thickness (mm)	Chemical compositions (%)						Mechanical properties							
			C	Si	Mn	P	S	Ni	Location direction	0.2%Proof stress (kg/mm ²)	Tensile strength (kg/mm ²)	Elongation (%)	Reduction of area (%)	V Charpy Absorbed energy (kg-m)	Impact test (at -196 °C) Shear appearance (%)	Lateral expansion (mm)
A	QT	25	0.06	0.25	0.57	0.007	0.004	9.37	Top L	69.0	76.0	29	—	21.1	100	2.23
									Bottom L	—	—	—	—	20.6	100	2.18
B	QT	35	0.06	0.27	0.56	0.007	0.003	9.25	Top L	66.7	74.9	32	72	17.8	98	1.99
									Bottom L	67.2	73.9	31	73	18.6	100	2.01
C	QT	35	0.08	0.24	0.56	0.008	0.006	9.02	Top L	68.8 [*]	75.4 [*]	23 [*]	—	—	—	—
									Bottom L	68.7 [*]	76.9 [*]	22 [*]	—	14.5	100	—

Note * Datum in transverse direction

表 4 溶接条件

Code	Specimen code	Welding method	Groove	Layer	Welding current (A)	Arc voltage (V)	Welding speed (cm/min)	Interpass temperature (°C)	Heat input (J/cm)
I	B-F	Manual metal arc (flat)		B1,2	160	23	11.0	<150	20,000
	B-L			B3-9					
	B-N			F1-8	180	24	10.5		24,800
	B-T								
II	A-3	Submerged arc		F2-7 B1,2 F1	400 150	35 24	24.0 15.0	<150	35,000 14,400
III	B-D	Submerged arc		B1 F1	600	28	29.0	<150	34,800
	B-U			B2-4 B2-3	600	30	31.0		34,900
IV	A-5	Submerged arc		F2-5 B1,2 F1	600 150	35 24	25.0 15.0	<150	50,500 14,400
V	B-E	Submerged arc		B1 F1	630	28	21.0	<150	50,500
				B2-4 F2-4	630	30	23.0		49,400

I (表 4 参照) の継手を供試した。なお参考のために、溶接条件 II あるいは IV の継手について、ビッカース硬さ Hv 分布を調査した。

次に、供試材 3 種の母材と、表 4 に示した各溶接継手 (いずれも 70% Ni 系溶接材料を使用) の熱影響部について、中央切欠き型広幅試験片による低温引張り試験を実施した。なお、試験結果の寸法効果の把握も兼ねるため、幅 400~2,000 mm の種々寸法の試験片を供試した。

図 6 溶接継手熱影響部の破壊靱性値分布

4 試験結果および考察

4.1 溶接継手の靱性分布

溶接条件 I の溶接継手の K_{IC} 値分布を図 6 に示す。

供試した試験片では、図中に示したごとく、fusion line は板表面に垂直ではばまっすぐになっている。fusion line の極く近傍に切欠きをつけた試験片では、 -196°C で実験しても脆性破壊を起こさず、溶接金属の引張り強さ程度の応力 level で延性破壊を示した。一方、母材近傍の熱影響部に切欠きをつけた試験片では、相当低い応力 level で pop in を起こした。図 6 から明らかなごとく、最低の K_{IC}

値は、母材近傍の熱影響部に切欠きをつけた場合に示された。また、継手の硬さ分布測定結果の例を図7に示す。これより、fusion line 近傍の硬さに比べて母材近傍の硬さの方が、25~50 Hv 程度高くなっていることがわかる。

母材近傍の熱影響部の靱性が最も低くなった原因としては、一般に Ni 含有量の多い鋼材は焼戻し脆性に対する感受性が強いと言われているため、溶接入熱によって焼戻し脆性を受けている可能性があること^{11,12)}、あるいは、母材の熱処理効果が失われたこと等が考えられる。これは、母材との境界付近の熱影響部が硬化していることから伺える。

さらに、ボンド部付近で破壊靱性の低下が認められないのは以下の理由によるものであろう。すなわち、70% Ni 系溶接材料で溶接されているために、溶接金属の0.2%耐力およびヤング率が母材の値よりも相当低い。したがって、切欠き先端が溶接金属に非常に近接している場合には、切欠き先端付近の溶接金属の延性破壊が支配的になるためと考えられる。また、鈴木らの報告¹³⁾にもあるように、多層溶接であるため複雑な多重熱サイクルを受ける結果、第1次熱サイクルのボンド部脆化領域は、第2次熱サイクルによる焼戻しによって靱性が回復していることも考えられる。

4.2 広幅引張り試験結果

前項により、溶接継手部で破壊靱性が最も劣化しているのは母材近傍の熱影響部であることが判明したので、切欠き先端が母材近傍の熱影響部に位置するように試験片を加工した。

母材および溶接継手部についての中央切欠き型広幅試験片による低温引張り試験結果の数例を、脆性亀裂発生応力 (net stress) と温度の関係を図8に示す。試験後の破面写真ならびに切欠き位置を示した断面マクロ写真の例を、写真1に示す。破面写真に見られるように、ほとんどの試験片が pop in を起こしている。したがって、脆性亀裂発生荷重としては pop in 発生時の値を採用した。また、V開先継手の試験片では傾斜切欠きをつけたので、試験片表面と切欠き面との角度を計測し、opening mode の脆性破壊に関与するのは、亀裂面上の垂直応力成分であると仮定した単純な補正を行なった。

図8 破壊応力と温度の関係

図7 継手部断面ビッカース硬さ分布

て、脆性亀裂発生荷重としては pop in 発生時の値を採用した。また、V開先継手の試験片では傾斜切欠きをつけたので、試験片表面と切欠き面との角度を計測し、opening mode の脆性破壊に関与するのは、亀裂面上の垂直応力成分であると仮定した単純な補正を行なった。

前項において、長大亀裂に対しても線形破壊力学を適用しうることが確認されたが、9% Ni 鋼母材および溶接継

写真1 破面写真ならびに断面マクロ写真

図 9 破壊靱性値と切欠き長さの関係 (母材)

図 10 破壊靱性値と切欠き長さの関係 (溶接継手)

手に対しても適用しうることを確認するために、幅 400~2,000 mm の中央切欠き型広幅試験片による低温引張り試験結果の寸法効果について検討した。

母材および溶接継手部の、試験温度 -162°C と -196°C での K_{IC} 値と試験片の切欠き長さとの関係を、図 9 および 10 に示す。若干のパラツキがあり、また、データも少なく、断定するには問題があるが、 K_{IC} 値は切欠き長さによらずば一定の値を示しており、寸法の影響はないと判断してよさそうである。すなわち、LNG タンクの脆性破壊に対する限界亀裂長さは、幅 400 mm 程度の中央切欠き型広幅試験片による低温引張り試験結果に線形破壊力学を適用して、計算によって求められることが確認されたといえよう。

5 継手熱影響部の靱性に及ぼす溶接入熱の影響について

LNG タンクを 9% Ni 鋼で建造する場合、70% Ni 系溶接材を使用する限り、脆性破壊強度上問題になるのは継手熱影響部であることは先に述べたとおりである。また、広幅引張り試験結果の図 8 や 10 等から明らかに、熱影響部の脆性破壊強度には溶接入熱量が大きな影響を及ぼす。

図 11 溶接継手熱影響部の破壊靱性値と冷却速度、入熱の関係

溶接入熱量は溶接時の冷却速度に対応するものであり、図 11 に示すように、熱影響部の K_{IC} 値は、溶接時の冷却速度と密接な関係を示している。すなわち、熱影響部の K_{IC} 値は、板厚、溶接方法、溶接入熱にかかわらず、冷却速度の関数として示されるといえよう。図 11 中の冷却速度は稲垣の実験式¹⁴⁾から算出したものである。図中にプロットされた K_{IC} 値は、前述の試験結果も含めて、各種入熱、各種溶接法および各種板厚の中央切欠き型広幅引張り試験結果から得られた -162°C の値である。実線は熱影響部の最小の K_{IC} 値を示したものであるが、これは fusion line が比較的まっすぐな試験片から得られたものである。

6 MOSS 方式球形 LNG タンク各部の限界亀裂長さについて

前項までに得られたデータを使って、球形タンクの応力的に苛酷な条件下にある部分の脆性破壊発生に対する限界亀裂長さを推定する。

タンクに作用する応力は、主に、LNG による内圧、荷重などの静的応力と、船体運動による動的応力である。ま

表 5 球形 LNG タンクの応力条件

Position	Membrane stress (kg/mm ²)			Surface stress (kg/mm ²)		
	Static	Dynamic	Total	Static	Dynamic	Total
Allowable stress	$\frac{\sigma_B}{4} \times 0.95 = 16.7$			$1.5 \times \frac{\sigma_B}{3} \times 0.95 = 33.4$		
Ⓐ	11.1	5.6	16.7	11.1	5.6	16.7
Ⓑ	5.6	2.8	8.4	22.3	11.1	33.4
Ⓒ	—	—	—	22.3	11.1	33.4

た、タンク底および赤道部が最も高い応力を受ける。そこで、図 12 に示すような代表箇所Ⓐ, Ⓑ, Ⓒの 3 箇所について検討する。表 5 に示す許容応力値や最大設計応力値は、船級協会の要求値および試験設計による値から得られたものであり、動的応力値は確率 $Q=10^{-8}$ 、すなわち 20 年に 1 度の割合で起こりうる最大応力振幅を示したものである。

前項までに得られた K_c 値は、一様引張り応力条件の場合の値であるが、タンクの赤道部では膜力（引張り応力）と面外曲げ応力との組み合わせ応力が作用している。引張りと面外曲げの組み合わせ応力が作用する場合の等価引張り応力は、式 (1) によって求められることが提案されている¹⁵⁾。

$$\sigma_{eq} = \frac{1}{\sqrt{6}} \Phi(1) \sigma_b \left(1 + \frac{\sigma_m}{\Phi(1) \sigma_b} \right)^{3/2} \quad (1)$$

σ_{eq} : 等価引張り応力, kg/mm²

σ_b : 面外曲げ応力, kg/mm²

σ_m : 膜力 (引張り応力), kg/mm²

$\Phi(1)$: 板厚と亀裂長さによって決まる関数

したがって、赤道部の限界亀裂長さの推定には、式 (1) から計算した等価引張り応力を用いた。

図 11 より、タンク板厚 23~35 mm の場合、実用上最もよく使われると考えられる約 10~40 KJ/cm の入熱の突合わせ溶接継手部では、-162°C での K_c 値は 775~500 kg $\sqrt{\text{mm}}/\text{mm}^2$ となっている。したがって、表 5 に示した応力条件では、限界亀裂長さは、タンク底では 1,370~570 mm、赤道部では 3,540~1,390 mm になる。なお、実際のタンクでは X 開先の継手になることが多いので、限界亀裂長さは、上述の fusion line がまっすぐな場合の K_c 値から求められた値よりさらに大きくなると考えられる。

7 結 論

長大亀裂に対する線形破壊力学の適用性、ならびに、70% Ni 系溶接材料を使用した、9% Ni 鋼溶接継手熱影響部の破壊靱性値を、種々の中央切欠き型広幅試験片による低温引張り試験により把握し、次の結論が得られた。

(1) K_c 値に対して試験片寸法による影響は認められず、長大亀裂に対する線形破壊力学適用の妥当性が確認された。なお、 K_c 値を検討する際には、試験片の荷重条件の影響を十分考慮すべきである。

(2) 9% Ni 鋼母材および溶接継手に対しても、上記の結果が当てはまることが確認された。すなわち、LNG タンク設計に当り、幅 400 mm 程度の中央切欠き型広幅引張り試験結果に線形破壊力学を適用して求められた限界亀裂長さを、設計基準に供してよいことが確認された。

(3) 破壊靱性が最も劣化しているのは、母材近傍の熱影響部である。

(4) 種々の溶接方法、溶接入熱の継手熱影響部について破壊靱性値 (K_{IC} 値) が把握され、 K_{IC} 値は溶接時の冷却速度と密接な関係を示すことが確認された。

(5) 板厚 23~35 mm の場合、入熱 10~40 KJ/cm 程度の fusion line が比較的まっすぐな、継手熱影響部の LNG 温度 (-162°C) における最低 K_{IC} 値は、775~500 $\text{kg}\sqrt{\text{mm}}/\text{mm}^2$ 程度であることが把握された。なお、実際のタンクでは、X開先が採用されることが多いので、継手部の K_{IC} 値はこの値より大きくなるものと考えられる。

(6) 実験結果より把握された溶接継手部の K_{IC} 値 (上記の値) より、MOSS 方式球形 LNG タンク各部の限界亀裂長さが十分長くなることが判明し、タンクの安全性が確認された。

謝 辞

本研究は、川崎重工業(株)、三井造船(株)、三菱重工業(株)および新日本製鉄(株)による、球形 LNG タンカーに関する共同研究の一環として、また、日本造船研究協会に設置された、LNG 船安全基準作成委員会第 1 分科会第 1 ワーキンググループ (略称 RR 811) の共同研究の一部として実施されたものである。

関係各位に厚くお礼申し上げます。また、本研究に対し、終始種々ご指導いただいた東京大学木原博名誉教授ならびに金沢武教授、および RR 811 委員会の委員各位に深甚の謝意を表します。

参 考 文 献

- 1) P. Tenge and O. Solli : Fracture Mechanics in the Design of Large Spherical Tanks for Ship Transport of LNG, Norwegian Maritime Research, No. 2, (1973).
- 2) Studies on 9 Percent Nickel Steel for MOSS-Type Liquefied Natural Gas Carriers (Supplement), KMN Committee, (October 1973).
- 3) H. Takashima, H. Yoshimura, and K. Tanaka : Fatigue Properties and Fracture Toughness of 9% and 5 $\frac{1}{2}$ % Nickel Steels, Proceedings of the 1973 Symposium of Low-Temperature Containment Plant Welding, London, (November 1973)
- 4) 秋田好雄, 矢田敏夫, 酒井啓一, 飯野 暢 : 長い切欠から発生する脆性破壊, 日本造船学会論文集第 128 号, (1970), p. 397.
- 5) 金沢 武, 町田 進, 糸賀興右, 土屋秀典 : COD 仮説による脆性破壊発生特性の研究, 日本造船学会論文集第 131 号, (1972), p. 345.
- 6) 木原 博, 金沢 武, 池田一夫, 前中 浩, 木下 勝, 永元隆一, 矢島 浩 : クラックアレスターの有効性について (第 1 報), 造船協会論文集第 122 号, (1967), p. 179.
- 7) 木原 博, 金沢 武, 池田一夫, 前中 浩, 木下 勝, 永元隆一, 矢島 浩 : クラックアレスターの有効性について (第 2 報), 日本造船学会論文集第 124 号, (1968), p. 169.
- 8) 町田 進, 青木 満 : クラックアレスターに関する基礎的研究 (第 7 報) — 長大クラックの阻止とアレスターの設計について —, 日本造船学会論文集第 131 号, (1972), p. 367.
- 9) 金沢 武, 町田 進, 矢島 浩, 青木 満 : 脆性破壊伝播停止特性におよぼす寸法効果および荷重条件の影響, 日本造船学会論文集第 130 号, (1971), p. 283.
- 10) M. Isida : Effect of Width and Length on Stress Intensity Factors of Internally Cracked Plates Under Various Boundary Conditions, International J. of Fracture Mechanics, Vol. 7, No. 3, (1971), p. 301.
- 11) 船越督己 : LNG タンカー用低温強靱鋼の特性, 日本材料強度学会誌, 第 8 巻, 第 4 号, (1973), p. 139.
- 12) 大岡耕之, 三村 宏, 矢野清之助, 杉野和男, 樋泉 武 : 9% Ni 鋼における析出オーステナイトと機械的性質の関連性について, 日本金属学会誌, Vol. 30, (1966), p. 442.
- 13) 鈴木和久, 下山仁一 : 9% Ni 鋼溶接熱影響部のゼイ化現象, MITSUBISHI TECHNICAL BULLETIN 010027, (October 1965).
- 14) M. Inagaki : On the Control of the Thermal Cycle in the Welding of High-Strength Steels and Low-Temperature Steels, (May 1966), (Tokyo).
- 15) 安藤 清, 矢島 浩, 日野隆博 : 面内引張りと面外曲げの複合荷重を受ける軟鋼平板の不安定破壊について, 日本造船学会論文集第 135 号, (1974), p. 337.