(昭和 49 年 11 月日本造船学会秋季講演会において講演)

LNG タンカー用 9% Ni 鋼タンク材の 疲労き裂伝ば特性

正員 真 谷 捷 郎* 正員 牛 島 正 夫**
今 村 成 雄* 正員 阪 井 大 輔**
平 田 隆 明*

The Fatigue Crack Propagation of 9% Ni-steel for the Tank of LNG Carriers

by Katsuro Shingai, *Member* Masao Ushijima, *Member*
Nario Imamura Daisuke Sakai, *Member*
Takaaki Hirata

Summary

The authors carried out the experimental and analytical investigations for the purpose of finding out the method of estimating the fatigue crack propagation life and the increment of crack length due to fatigue crack propagation for the surface cracked 9% Ni-steel plate.

In the first place, fatigue crack propagation tests were carried out on center through notched specimens of plate, forged, welded material, and for 4 kinds of surface notched specimens, similar tests were also conducted.

From these test results, they cleared the following matters such as, law of fatigue crack propagation, surface crack length when surface crack was through the plate thickness, crack length when the crack length at front surface was nearly identical to one at back surface, the method to estimate the fatigue crack propagation of surface cracked plate, etc.

Next, using the above method, they investigated the fatigue crack propagation life and the increments of crack length due to fatigue crack propagation for three high stressed regions in spherical tank of LNG carriers.

1 緒 言

LNG タンカーの中で、MOSS 方式の球形 LNG タンカー¹⁾は、Leak before Failure なる考えの下に二次防壁の軽減が認められている。すなわち、理論および実験を基にしてタンクの詳細な応力の評価を行ない、さらに破壊力学等を適用して万一タンクにき裂が発生しても、そのき裂が十分小さいうちに発見され大事故になる前に補修等の対策をたてることができるという条件を満足すれば、二次防壁の軽減が許される。したがって、タンク材の疲労き裂伝ば特性を精度よく把握し、き裂発見後の一定の期間内においては疲労き裂の伝ば量が少なく、不安定破壊等の大事故に至るき裂長さに達しないことを確認することが必要である。

本論文では、MOSS 方式球形 LNG タンクを対象にして 9% Ni 鋼圧延板材、鍛造材、溶着金属について中央切欠き型平板試験片による貫通疲労き裂伝ば実験を行ない、それぞれの疲労き裂伝ば速度式を応力拡大係数の変動範囲の指数乗則、 $da/dN=C \cdot \Delta K^m$ の形に整理した。また、数種の表面切欠き型試験片について、曲げまたは引張応力条件の表面疲労き裂伝ば実験を行ない、そのき裂伝ば経路、伝ば速度、板厚貫通時の表面き裂長さ等

* 三菱重工業(株)長崎研究所船体強度研究室

** 三菱重工業(株)長崎造船所船体設計課

Table 1 Chemical compositions of materials

	Chemical compositions (%)						
	C	Si	Mn	P	S	Cu	Ni
Plate material	0.07	0.24	0.55	0.005	0.004	—	9.15
Forged material	0.09	0.30	0.62	0.004	0.003	—	8.75

Table 2 Mechanical properties

	Mechanical properties			
	Yield stress (kg/mm ²)	Ultimate tensile strength (kg/mm ²)	Elongation (%)	Reduction of Area (%)
Plate material	77.8	81.1	27.9	72.9
Forged material	65.0	81.5	33.5	74.0

を明らかにし、またモアレ法によりき裂面間開口量を計測するとともにこれらの実験結果と理論検討とから表面疲労き裂伝ば量と伝ば寿命推定法を求めた。さらに、これらの結果を用いて 128,000 m³ 型 MOSS 方式 LNG タンクの高応力部 3 カ所に表面き裂を想定し、そのき裂の伝ば量・伝ば寿命等を計算した。

2 試験片と実験方法

2.1 供試材料

素材は、新日本製鉄株式会社に製造された 9% Ni 鋼圧延板および鍛造材で、これらの化学成分を Table 1 に、機械的性質を Table 2 に示す。

2.2 板厚貫通中央切欠き型試験片

本試験片の種類は、板母材長さ方向(L)、鍛造材の長さ方向(L)、および幅方向(C)、突合わせ溶接板の溶着金属の 4 種類であり、各種類の試験片形状・寸法・切欠き寸法を Fig. 1 (a), (b) に示す。ここで、鍛造材試験片

Fig. 1 Specimen with a through notch (a, b)

Fig. 2 Specimen with a surface notch (a, b, c, d)

は素材寸法の制約から幅方向(C)試験片は長さ 200 mm と幅 100 mm, 長さ方向(L)試験片は 100 mm と 200 mm の鍛造材矩形板を板材に突合わせ溶接して所定寸法の試験片に仕上げた。

2.3 表面切欠き型試験片

実タンクでは, 各種の表面疲労き裂の発生・伝ばが予想され, できるだけこれらを模した試験片が望ましいことから, Fig. 2 (a), (b), (c), (d) に示すような次の 4 種類の試験片を選んだ。すなわち,

- (a) 中央に円弧形の表面切欠きをもつ広幅平板試験片
- (b) 板幅を貫通した一様深さの V 型切欠きを有する平板試験片
- (c) 余盛趾端部に円弧形の表面切欠きをもつ突合わせ溶接継手試験片
- (d) 附加物のすみ肉溶接余盛趾端部に円弧形の表面切欠きをもつすみ肉溶接試験片

これらの試験片はすべて 4 点曲げ荷重用である。疲労き裂伝ば中のき裂面間開口量とひずみ計測のために (a) と同様な小型試験片 (長さ 1,200 mm, 幅 200 mm, 厚さ 20 mm) の裏面にモアレ格子を焼付けた引張り荷重用試験片を製作し, モアレ縞計測に供した。

これらの試験の他に, KMN 委員会における当社と新日鉄との共同研究として, Table 3 に示すような表面疲労き裂伝ば実験を実施した。

Table 3 Program of fatigue crack propagation test of KMN

Item	Code	Size of Specimen		Size of Initial Notch			Stress Condition	
		Width (mm)	Thickness (mm)	$a/2b$	Depth a (mm)	Length $2b$ (mm)	Type of Loading	Applied Stress (kg/mm ²)
Base Metal (Rolled)	A-1	200	20	1/7	5	35	Axial Stress	9±8
	A-2	"	"	"	"	"	"	6±7
	A-3	"	"	"	"	"	"	2±11
	A-4	"	"	"	"	"	"	12±7
	B-1	300	"	1/10	"	50	"	8±7
Butt Joint	C-1	200	23	1/7	"	35	Bending Stress	10±9
Butt Joint (HAZ)	D-1	"	20	"	"	"	Axial Stress	12±7
	D-2	"	"	"	"	"	Bending Stress	12±7
Butt Joint (Welded Metal)	E-1	"	"	"	"	"	"	12±7
	E-1	"	"	"	"	"	Axial Stress	12±11
Welded Appendage	G-1	"	"	1/10	"	50	"	12±11
	G-2	"	"	"	"	"	"	8±7
Base Metal (Forged)	H-1	"	40	"	"	"	"	6±5
Butt Joint with Angular Distortion	I-1	"	23	1/7	"	35	"	12±7

Table 4 Applied stress conditions for specimens

	Specimen	Applied stress $S_m \pm S_a$ kg/mm ²
Through notched specimens	Plate material	No. 1=6.75±6.75, No. 2=4.45±4.45, No. 3=3.1±3.1, No. 4=9.8±9.8
	Forged material	No. 1=5.35±5.35, No. 2=3.55±3.55, No. 3=7.15±7.15, No. 4=8.9±8.9
	Forged material	No. 1=5±5, No. 2=3.15±3.15, No. 3=6.1±6.1, No. 4=8.9±8.9
	Welded metal	No. 1=5.35±5.35, No. 2=3.55±3.55, No. 3=7.15±7.15, No. 4=8.9±8.9
Surface notched specimens	Plate material	No. 1=42±42
	Butt joint	No. 1=20.9±17.4, No. 2=42.5±34.3
	fillet weld	No. 1=42.5±34.3
	V-Notch (Plate material)	No. 1=18.6±15.0, No. 2=13.7±10.0
	V-Notch (Welded metal)	No. 1=19.5±15.8, No. 2=19.5±15.8

2.4 実験方法

貫通中央切欠き型試験片はすべて油圧式 100 ton 横型疲労試験機を用いて定荷重片振れ引張りの疲労き裂伝ば実験を行なった。繰返し速度は 400 cpm で、疲労き裂発生後はレプリカ法によりき裂の長さを計測した。一方、表面切欠き型試験片は 200 ton パルセーター付試験機、100 ton 堅型万能疲労試験機および 125 ton 横型疲労試験機を用いて、4 点曲げ方式の定荷重片振れ曲げ疲労き裂伝ば実験を行なった。疲労き裂長さの計測は、試験片表裏両面については物差しにより、また肉眼で観察できない板厚方向については超音波探傷器を用いて行なった。引張り荷重の表面疲労き裂伝ば実験では、試験片裏面に 500 line/in の正方形格子を焼付け、疲労き裂が板厚を貫通する前後の期間中にモアレ縞を連続して写真撮影した。モアレ装置は東京試験機製のもので、linear mismatch が 5.18%，rotational mismatch が 0 の条件で使用した。

各試験片に加えた応力条件を整理して Table 4 に示す。

Fig.3 Relation between rate of fatigue crack propagation and range of S.I.F.

3 実験結果と考察

3.1 疲労き裂伝ば速度式

疲労き裂伝ば速度式は、各種のものが提案されているが Paris の式はかなり一般性があり²⁾、著者らも軟鋼板、高張力鋼板についてその妥当性を確認してきたので、本 9% Ni 鋼に対してもこれを応用する。板厚貫通中央切欠き型試験片を用いた疲労き裂伝ば実験から得た疲労き裂長さ³⁾と繰返し数との関係を示すき裂伝ば曲線から疲労き裂伝ば速度を求め、各き裂長さに対応する応力拡大係数は石田の解³⁾から計算して、疲労き裂伝ば速度の対数と応力拡大係数の変動範囲の対数線図に、各種類ごとのデータをプロットすると Fig. 3 のようになる。これらの結果は式(1)の形で表わされる。

$$\frac{da}{dN} = C \cdot \Delta K^m \quad (1)$$

ここで、 da/dN は疲労き裂伝ば速度、 ΔK は応力拡大係数の変動範囲、 C 、 m は材料定数である。本図から、片振れ条件 (応力比 $R=0.0$) にもかかわらず、それぞれの種類ごとに各応力レベルによってかなりのバラツキが見られる。ただし、傾き m の値は各種類ごとに応力レベルに依らずほぼ一定となることから、種類ごとにバラツキ範囲の上限、下限および平均を定数 C に代表させることとして、上限の C を C_U 、下限を C_L 、平均を C_M と決めてこれらの値を整理して Table 5 に示す。また、板厚方向の伝ば速度は V 型切欠き試験片による疲労き裂伝ば実験結果から求めることができ、そのデータを Fig. 3 にプロットした。貫通き裂の試験片幅方向のデータに比べてほとんど有意差はないことがわかる。

Table 5 Values of constants C and m

	constants C			Constant m	Range of ΔK tested $\text{kg/mm}^{3/2}$
	C_L	C_M	C_U		
Plate material (L)	1.41×10^{-9}	3.02×10^{-9}	6.28×10^{-9}	2.8	20~150
Forged material (L)	2.07×10^{-10}	3.68×10^{-10}	6.37×10^{-10}	3.2	18~150
Forged material (C)	2.10×10^{-9}	4.80×10^{-9}	1.10×10^{-8}	2.5	18~200
Welded metal	2.97×10^{-10}	7.44×10^{-10}	1.83×10^{-9}	3.1	20~160

が板厚の約 2/3 程度に達すると表面のき裂は全幅にわたり伝ばすることとなった。したがって、タンク高応力個所に余盛ままの溶接継手が存在することは、疲労き裂発生強度を低下させるのみならず本タンクのように疲労き裂が板を早く貫通することが要求される点からも不利となるので、設計・工作上十分注意することが必要である。次に、表面疲労き裂が板厚を貫通した後のき裂伝ばの様相は、裏面のき裂伝ばが表側のそれより早くなり、き裂の成長に伴って表裏両面のき裂長さが等しくなる傾向を示す。表裏両面のき裂長さがほぼ等しくなるときのき裂長さ $2a_{id}$ と板厚貫通時の表面のき裂長さ $2a_{thr}$ との比を応力勾配 r に対してプロットすると Fig. 7 となり、この比は応力勾配に対して直線的に変化するが、その変化量は小さい。

また、疲労き裂が板厚を貫通した直後以降の、引張応力下の試験片裏面のき裂前方のひずみおよびき裂面間開口量をモアレ縞から解析して求め⁴⁾、これらの結果を Fig. 8 (a), (b) に示す。

Fig. 7 Relation between $\frac{a_{id}}{a_{thr}}$ and $\frac{S_B}{S_F}$

Fig. 8 (a) Opening displacement of crack face

(b) Strain change ahead of crack at back surface of specimen

4 表面疲労き裂伝ば量・寿命推定法

本章では、疲労き裂伝ば経路を3領域に分けてそれぞれについて推定法を検討するので、その領域を定義する。Fig.9に示すように領域Ⅰは表面き裂が板厚を貫通する直前まで、領域Ⅱは貫通直後から表裏両面のき裂長さがほぼ等しくなるまで、領域Ⅲはそれ以降の伝ばとする。

Fig.9 Typical three regions of fatigue crack propagation path

4.1 疲労き裂伝ば領域Ⅰ

疲労き裂伝ば速度式として応力拡大係数の指数乗則を用いるので、き裂の形に対応する K 値を計算する必要がある。本領域Ⅰでのき裂形を有限厚さの板にある半楕円形表面き裂とすれば、その K 値はKobayashi⁹⁾らによる任意応力を受ける無限体中の楕円き裂の K 値解に有限厚さの影響を補正した解は精度も十分あるので、これを用いることとする。引張応力および曲げモーメントを同時に受けるときの K 値推定式は式(2)で表わされる。

$$\begin{aligned}
 K = & F_T \sigma_T \frac{\sqrt{\pi a/b}}{E(k)} (a^2 \cos^2 \theta + b^2 \sin^2 \theta)^{1/4} \left(\frac{2W}{\pi a} \tan \frac{\pi a}{2W} \right)^{1/2} \\
 & + \left[F_T \frac{Mt}{2I} \left(1 + \frac{2b}{t} \right) \frac{\sqrt{\pi b/a}}{E(k)} - F_L \frac{Mb}{I} \frac{\sqrt{\pi b/a}}{E(k)} \right. \\
 & \times \left. \left\{ 1 - \frac{k^2 E(k)}{(1+k^2)E(k) - k'^2 K(k)} \right\} \right] (a^2 \cos^2 \theta + b^2 \sin^2 \theta)^{1/4} \\
 & \times \left(\frac{2W}{\pi a} \tan \frac{\pi a}{2W} \right)^{1/2} \quad (2)
 \end{aligned}$$

ここで

$2a, b$; 半楕円表面き裂の長さと深さ (長軸と短軸)

σ_T, M ; 板に作用する一様引張応力および曲げモーメント

$E(k)$; 第2種の完全楕円積分

$K(k)$; 第1種の完全楕円積分

F_T ; 引張応力に対する倍数係数

F_L ; 曲げ応力に対する倍数係数

k^2 ; $(a^2 - b^2)/a^2$

k'^2 ; $1 - k^2$

I ; 板の断面二次モーメント

ただし, $b/t \leq 0.9$

式(2)と、伝ば速度に板幅・板厚両方向の差はないとして式(1)を用いれば、従来の式により疲労き裂伝ば量および伝ば寿命を次の式(3)で計算することができる。

$$\left. \begin{aligned}
 a_p \text{ or } b_p &= \int_{N_i}^N \frac{da}{dN} \cdot dN = \int_{N_i}^N \frac{db}{dN} \cdot dN = \int_{N_i}^N C \cdot \Delta K^m \cdot dN \\
 N_p &= \int_{a_i}^a \frac{da}{da/dN} = \int_{b_i}^b \frac{db}{db/dN} = \int_{a_i}^a \frac{da}{C \cdot \Delta K^m} \end{aligned} \right\} \quad (3)$$

ただし, $a_i \leq a \leq a_{thr}$.

ここで、 a_p, b_p はそれぞれ表面および深さ方向の疲労き裂伝ば量、 N_p は伝ば寿命、 N_i, a_i, b_i はそれぞれ初期条件の寿命、き裂長さの半分、き裂深さを指している。式(3)を用いて種々の応力勾配 r に対して計算した板厚貫通時のき裂長さを前述した Fig. 5 に示す。板厚途中の伝ば経路の計算結果も実験結果とはほぼ一致することを確かめている。なお、板厚貫通は理論上はき裂深さ比 $b/t=0.9$ となるが、ここでは計算結果を外挿して $b/t=1.0$

に対応するき裂長さ、寿命としている。本領域のき裂伝ばに関しては金沢らもいろいろ検討を行なっている⁶⁾。

4.2 疲労き裂伝ば領域 II

板厚貫通直後の疲労き裂形に対する K 値の理論解は現在求められていないので、前節の式(2)の解を用いて近似的に K 値を推定し、また実験結果を併用して寿命・き裂伝ば量の推定式を検討する。板表面の表面き裂の K 値に注目すると、式(2)を応用することができる。すなわち、式(2)でき裂深さ比 b/t を 1.0, θ を 90 度(表面)としたときの K 値を近似的に表面き裂の K 値とする。具体例として、引張応力を受けるときの領域IIに対応する表面のき裂長さは、Fig.5 と Fig.7 とから引張応力のみの場合 $3t$ (貫通とき裂長さ, $2a_{thr.}$) $\sim 6t$ (表裏両面で等長となるき裂長さ, $2a_{id.}$) となり、他方曲げ応力のみでは $12t\sim 30t$ となる。両条件に対して式(2)から K 値の範囲を求めると、

$$\left. \begin{aligned} K &= (1.35\sim 1.37) \sigma_T \sqrt{t} \sqrt{\frac{2W}{\pi a} \tan \frac{\pi a}{2W}}, \quad (\text{引張応力のみ}) \\ K &= (1.15\sim 2.01) \sigma_B \sqrt{t} \sqrt{\frac{2W}{\pi a} \tan \frac{\pi a}{2W}}, \quad (\text{曲げ応力のみ}) \end{aligned} \right\} \quad (4)$$

となり、ここで値 1.35, 1.15 はき裂長さ $2a_{thr.}$ に、また 1.37, 2.01 は $2a_{id.}$ に対応するときの係数である。本方法で K 値を推定し、板表面側の疲労き裂伝ば速度との関係を数例について求めた結果を中央切欠き型試験片による結果とともに Fig. 3 に示すが、貫通き裂データに比べてはほぼ妥当な結果と考えられる。疲労き裂伝ば量および伝ば寿命は式(3)と同様にして計算することができる。ただし、き裂長さの積分範囲は、貫通時のき裂長さ $2a_{thr.}$ から表裏両面で等長となるき裂長さ $2a_{id.}$ までとなる。

4.3 疲労き裂伝ば領域 III

疲労き裂の長さが表裏両面でほぼ同じになった後は、 K 値計算式として従来からよく用いられている貫通き裂の K 値を用いることができる。 K 値式は、

$$K = (\sigma_T \sqrt{\pi a} + Y_B \sigma_B \sqrt{\pi a}) \sqrt{\frac{2W}{\pi a} \tan \frac{\pi a}{2W}} \quad (5)$$

となり、ここで係数 Y_B は曲げ応力成分に対する応力の有効度を示すものである。この有効係数 Y_B については諸説があるがそれらを簡単に説明すると以下のように分類される。

応力説；曲げ応力分布の中で圧縮応力は疲労き裂伝ばには有効でなく、引張応力のみを板厚に対してならすと考える。本条件での有効係数 Y_B は式(6)で与えられる。(r は応力勾配を指す)。

$$\left. \begin{aligned} Y_B &= \frac{1}{2}(1+r), \quad r \geq 0 \\ Y_B &= \frac{1}{4}(2+r), \quad r \leq 0 \end{aligned} \right\} \quad (6)$$

エネルギー説；応力分布下の弾性ひずみエネルギーを等価な引張応力が働いている場合のひずみエネルギーと同じであると考え。これから有効係数 Y_B を求めると、式(7)となる。

$$Y_B = \frac{1}{\sqrt{3}} \sqrt{1+r+r^2} \quad (7)$$

塑性領域説⁷⁾；貫通き裂前方の引張りの塑性域のみに着目して、それを板厚方向にならして有効係数 Y_B を求めたもの。

これらの諸結果を図示すると Fig.10 のようになる。現在の結果が最も良いかということは定かでないで、本論文では安全側の結果を与えるように一点鎖線で示された Y_B を用いることとする。疲労き裂伝ば寿命および伝ば量は式(3)を用いて計算することができる。

以上3領域に対して適用される各推定法はそれぞれ、使用に便なるようにプログラム化されて計算できるようにしている。

5 航海中の疲労き裂伝ば量と伝ば寿命の推定および LNG タンク各部の評価

第4章で得た疲労き裂伝ばに関する推定法を用いて、例として板厚 25 mm のタンク板に 50×5 mm の表面き裂が存在し、これに 20 年間に1回生じる確率の応力振幅 11.1 kg/mm^2 を最大値とする直線分布の0.5年航海応力・累積頻度を、種々の応力勾配条件で受けるときのき裂伝ば量と伝ば寿命を計算した。その結果を応力勾

Fig. 10 Effective coefficient Y_B for K -value

Fig. 11. Relation between increment of crack length ratio and No. of 1/2-year voyage

配をパラメーターにして Fig. 11 に示すが、本図で Region I, II, III は Fig. 9 の I, II, III に対応する。応力勾配 r が正では、伝ば領域 I, II の伝ば量、寿命は短かく早い時期に貫通き裂となり、また応力勾配 r が -1.0 (純曲げ) に近くなると領域 I, II に費される寿命は長く、そのき裂長さも板厚の 10 倍から 30 倍とかなり長くなる。実タンクではリークガスを検知したときがき裂の発見となるため、板厚を貫通した後のある長さに達したき裂が初期き裂となる。検知とき裂長さはなるべく短いことが望ましく、引張応力成分が多い場合にはそれは短くなるが、曲げ応力成分が多い場合には相当長くなり不利になることとなる。

次に、128,000 m³ 型 MOSS 方式 LNG タンクの数カ所に初期表面き裂を想定して、そのき裂の伝ばを前述の推定法で計算した。すなわち、Table 6 に示すように、LNG タンクの代表個所として 3 カ所 (A, B, C) を選び、初期表面き裂寸法として長さ 50 mm、深さ 5 mm を仮定し、同表に示す確率 $Q=10^{-8}$ の動的応力振幅を最大応力とする 0.5 年航海の応力・頻度を受けるときのき裂伝ば諸量を計算した。初期表面き裂が成長して板厚を貫通するまでの航海数、貫通き裂がさらに成長して表裏両面でほぼ同じ長さになるまでの航海数、さらに船令 20 年中に (0.5 年航海数で 40 回) 板厚を貫通しない限界表面き裂寸法等を同表に整理して示しているが、板厚を貫通したき裂の伝ば航海数から推定して、その検知・補修対策を実施するに十分な航海に耐えるものと考えられる。

6 結 び

本研究で得た実験結果、検討結果から、主要事項を要約すると次の各項となる。

(1) 板材、鍛造材、溶着金属の貫通中央切欠き型試験片による疲労き裂伝ば実験から、各種類ごとに疲労き裂伝ば速度を $da/dN = C \cdot \Delta K^m$ で表わした場合の C と m の値を求めた。

Table 6 Estimation of fatigue crack propagation of LNG tank

Position	Surface stress, N/mm^2			Example of initial surface crack $2a_0 \times b_0$ μm	No. of $\frac{1}{2}$ -year voyage		Example of surface crack withthroughed during 20 years
	Static	Dynamic	Total		No. to crack Length a_{thr}	No. to crack Length a_{td}	
Allowable stress	$1.5 \times \frac{62}{3} \times 0.95 = 33.4$ (Probability $Q = 10^{-8}$)						
(A) $r=1$ $t=25$	11.1	5.6	16.7	50×5	169	253	100×5
(B) $r=-1$ $t=37$	22.3	11.1	33.4	" "	195	273	110×5
(C) $r=0.1$ $t=37$	22.3	11.1	33.4	" "	39	52	50×5

(2) 表面疲労き裂伝ばを3過程に分けて、それぞれのき裂伝ばに対して応力拡大係数を基にした疲労き裂伝ば寿命・伝ば量を推定する近似式を理論検討と実験結果とを基にして定め、次にこれを用いて伝ば寿命と伝ば量とを計算し、その結果が実験結果ともほぼ一致することを確かめた。

(3) モアレ法を用いて、引張応力を受ける試験片について表面き裂が板裏面を貫通した後の裏面き裂前方のひずみ、き裂間開口量の分布を求めた。

(4) 余盛ままの突合わせ溶接、すみ肉溶接継手の表面疲労き裂伝ばは、余盛の応力集中のため板厚方向への伝ばよりも余盛りに沿う表面幅方向への伝ばが顕著となることから、高応力個所での余盛りは十分な仕上げ加工を行なう必要がある。

(5) MOSS 方式 128,000 mm 型 LNG タンクの高応力個所3カ所を選び、上記推定法を用いて該部に想定した表面き裂の伝ば諸量を計算した。

謝 辞

本論文の中には、新日鉄と当社との共同研究として KMN 委員会で行なった成果の一部を用いたが、これに対して木原委員長、金沢教授、飯田教授および新日鉄関係各位に謝意を表します。また、本研究を行なうに当たり、種々有益なご意見とご援助をいただいた三菱重工(株)の永元隆一氏、森正浩氏に感謝するとともに、溶接試験片の製作を負担してもらいました同社溶接研究室の関係各位にお礼申し上げます。

参 考 文 献

- 1) Tenge, P., Solli, O.: Fracture Mechanics in the Design of Large Spherical Tanks for Ship Transport of LNG, Norwegian Maritime Research, Vol.1 No.2 (1973).

- 2) 真谷捷郎, 松本栄, 今村成雄: 破壊力学による大形鋼板の疲労き裂伝ば寿命推定法, 三菱重工技報 Vol.8 No.4 (1971).
 - 3) 石田 誠: Effect of Width and Length on Stress Intensity Factors of Internally Cracked Plates under Various Boundary Conditions, Intern. J. Fract. Mech. Vol.7 (1971).
 - 4) 山田嘉昭, 真谷捷郎, 河野恵祐, 平田隆明: モアレ法および有限要素法による切欠き部の弾塑性解析, 三菱重工技報 Vol.9 No.2 (1972).
 - 5) Shah, R. C., Kobayashi, A. S.: Stress Intensity Factors for an Elliptical Crack Approaching the Surface of a plate in Bending, 5th National Symposium on Fracture Mechanics, (1971).
 - 6) 金沢武, 町田進, 糸賀興右: 表面欠陥からの疲労き裂伝ば特性について, 日本造船学会論文集第132号 (1972).
 - 7) 金沢武, 町田進, 峰久節治, 豊貞雅宏 他: 曲げと引張を受ける貫通欠陥の疲労き裂伝ば速度と脆性破壊発生について, 日本造船学会溶接研究委員会第1分科会, 資料 1-295-74.
-