(昭和 47 年 10 月日本造船学会秋季講演会において講演)

調質高張力鋼を使用した受圧平板の 低サイクル疲労強度に関する実験研究

正員 金 井 一 彦* 正員 森 鼻 英 征*
正員 淵 上 勝 人*

Experimental Investigation on the Low-Cycle Fatigue Behavior of
Plates of Q & T Steel under Cyclic Hydrostatic Pressure

by Kazuhiko Kanai, *Member* Hideyuki Morihana, *Member*
Katsuto Fuchigami, *Member*

Summary

In order to investigate the low-cycle fatigue performance of plates under hydrostatic pressure, four cubic boxes with 600 mm of each side were fabricated from 20 mm thick plates of Q & T high tensile strength steel (HT 70), and internally pressurized cyclically at peak nominal stresses comparable to the yield strength of the material.

From these experiments the following conclusions are obtained:—

- (1) Cracks initiate at the toe of weldment of corner joints inside of the box, at about 1,500–4,000 cycles.
- (2) Number of cycles for crack initiation and average crack propagation rates are related to total strain range.
- (3) Weld contouring on the corner joints by grinding has little effect on the cycles for crack initiation, however, reduces the possibility of crack initiation.
- (4) Boxes made from high notch-tough materials begin to leak when cracks propagate through the plate thickness, and no unstable fracture will occur.

1 ま え が き

受圧平板は船舶の船殻構造の重要な要素として種々の個所に用いられており、その中には繰返し荷重を受けるものも含まれている。実際の構造物の疲労強度に対しては、形状の不連続性に起因する応力集中、溶接による残留応力と材料の冶金的变化、周辺構造物による拘束条件などの影響が考慮されなければならない。鋼板や溶接金属自体の疲労特性に関する研究は数多く行なわれているが、小型試験片においては上述したような実際の構造物で重要な役割を果たすと考えられる要因を再現することはむづかしく、したがってその結果から実際の構造物の疲労特性を定量的に定めることは困難である。これらの要因を考慮した構造物としての疲労特性を評価するためには、実際の構造物と同一の形状寸法および加工法を再現した模型について実験を行なうことが望ましい。このために著者らは供試模型として調質高張力鋼 (HT 70) を使用した 4 個の箱型容器を使用し、内圧による繰返し加圧試験を行なって受圧平板の低サイクル疲労強度に関する研究を実施した。

2 模 型 の 概 要

2.1 使用材料および形状

供試模型として 4 個の箱型容器 B-1, B-2, B-3, B-4 を製作した。材料には調質高張力鋼 (HT 70) を使用

* 三菱重工業(株)神戸造船所

表1 使用材料の機械的性質

模 型	方 向	0.2% 耐力 $\sigma_{0.2}$ (kg/mm ²)	引張強さ σ_B (kg/mm ²)	伸 び (%)	V シャルビ衝撃値 (kg-m)	
					-70°C	20°C
B-1	L	71	77	38	20.5	23.3
B-2	C	66	74	35	—	18.9
B-3	L	68	75	37	16.1	17.2
B-4	C	69	75	32	—	10.6

表2 使用材料の化学成分

模 型	化 学 成 分 (%)									
	C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Mo	Cu	V
B-1, B-2	0.09	0.25	0.56	0.008	0.005	2.62	0.52	0.39	0.07	0.01
B-3, B-4	0.08	0.25	0.59	0.009	0.008	2.62	0.55	0.37	0.05	0.00

図1 模型全景写真 (B-1)

図2 模型の概略形状

物を取付けた。模型の板厚は、工事穴を設けた面を 30 mm としたほかはすべて 20 mm とした。ただし模型完成後の計測によれば、実際の平均板厚は 21 mm であった。模型の各辺には、図2に示す通り1~12の番号を付した。

2.2 工 作 法

模型は調質高張力鋼を使用する実際の構造物の施工基準にしたがって製作された。溶接施工に際しては 130~200°C の予熱を行ない、被覆アーク溶接棒を使用して約 20,000 Joule/cm の入熱量で溶接を行なった。かど溶接継手は図3に示す開先形状の full penetration joint とし、4個の模型のうち B-1, B-2 においてはすべてグラインダーにより溶着金属の R 仕上げ（以下“G 仕上”という）を行ない、B-3, B-4 においては半数の辺に対してこの仕上を行なった。

溶接完了後に超音波探傷検査および磁粉探傷検査により欠陥のないことを確認し、さらに気密試験を行なって漏洩のないことを確認した。

2.3 模型の応力

2.3.1 受圧平板としての応力

水圧を受ける周辺固着の平板に関しては、線型理論による曲げ応力が材料の降伏点に達した後もまだかなりの耐荷能力を有することが知られている。これは平板の撓みが大きくなるにつれて膜としての作用が効果を発揮するためであり、これに対する弾塑性効果を考慮した研究も発表されている¹⁾。この降伏点を越える耐荷能力を用いて設計を行なう場合には、簡便さの故に線型理論で計算された曲げ応力に対して単純に降伏点よりも高い応力を設定する方法が一般に採用されている。四辺を固着された正方形板の、弾性線型理論による最大曲げ応力は次式で与えられる²⁾。

図3 かど溶接継手の形状

$$\sigma_{\max} = \frac{M_{\max}}{t^3/6} \quad (1)$$

$$M_{\max} = \alpha q a^2 \quad (2)$$

ただし、 t : 板厚、 a : 一辺の長さ、 q : 水圧、 α : アスペクト比による係数 (正方形に対しては 0.0513、ただし $\nu=0.3$)

今回の実験においては(1)式による最大曲げ応力が材料の降伏点の大略 1.2 倍および 1.0 倍となるように、最高加圧力を 28 kg/cm² と 23 kg/cm² に設定した。この時平板の撓み推定値は約 2.7 mm と 2.2 mm であり、板厚の 14% 以下であるから膜応力の作用は少ないと考えられる。なお塑性設計理論による四辺固着正方形板の崩壊荷重および Clarkson¹⁾ の提案する膜応力を考慮した設計荷重はそれぞれ(3)、(4)式で与えられる。

$$p = \frac{12 t^2}{a^2} \sigma_y \quad (3)$$

$$p = \frac{6.46 \sigma_y^{4/3}}{E^{1/3}} \left(\frac{t}{a} \right)^{4/3} \quad (4)$$

ただし σ_y は材料の降伏点を、 E は弾性係数を表わす。今回の供試模型について上記荷重を計算すると 84.0 kg/cm² および 64.2 kg/cm² となり、上述した試験圧力はこれらの 1/3~1/4 に相当する。

なお低サイクル疲労においては歪が重要なパラメータとなるので(1)式の $\sigma_{\max}$ に対応する最大歪 $\epsilon_{\max}$ を次式で計算する。

$$\epsilon_{\max} = \frac{1-\nu^2}{E} \sigma_{\max} \quad (5)$$

供試模型に対する $\sigma_{\max}$ 、 $\epsilon_{\max}$ の計算結果を表 3 に示す。実際の板厚が計画値よりも厚く、材料の降伏点が規格値よりも上回ったために(1)式による応力計算値は降伏点の約 1.0 および 0.8 倍となった。なお計算に際してはすべて $E=2.0 \times 10^6$ kg/cm²、 $\nu=0.3$ とした。

2.3.2 有限要素法による計算

かど溶接継手部の応力分布状態を調べるために、三角形平面要素を使用した有限要素法による計算を実施した。そのためのモデル化の要領を図 4 に示す。すなわち模型を□型の断面を有する一方に長い容器と考え、単位厚さの断面を切出し、まずその 4 半分についてやや粗い計算を行ない、ついでかど溶接継手部を対象として詳細な計算を行なった。かど溶接継手部の形状としては、模型の実形状に近い不等脚のもの ($l_1=15$, $l_2=10$) のほかに比較のために等脚のもの ($l_1=l_2=15$) についても行なった。不等脚の場合の計算結果を図 4 に示す。またこの図には等脚の場合の溶接趾端 (A, B 点) における応力値もあわせて記入した。等脚のものの方が不等脚のものよりも最大応力が約 15% 程度低く、また不等脚の場合には A 点と B 点で応力値に約 26% の差があるなど、かど溶接継手部の形状の影響が大きいことがわかった。

この有限要素法による計算モデルは、前節受圧平板としての計算においてアスペクト比を ∞ とした場合に相当する。この場合 $\alpha=0.0833$ であるから(1)式は次のようになる。

$$\sigma_{\max} = \frac{q a^2}{2 t^2} \quad (6)$$

上述した有限要素法と同じ条件で $\sigma_{\max}$ を計算すれば 126 kg/mm² とほぼ近い値が得られる。

3 試 験 方 法

3.1 加圧要領

箱型容器の疲労試験は繰返し加圧装置により内圧を繰返し加えて行なった。加圧媒体として油圧油を使用した。加圧ポンプから吐出された圧力はリリーフ弁により設定された最高圧力に落され四方電磁弁を通じて箱型容

図 4 有限要素法による応力計算結果

器に送り込まれる。容器内の圧力が所定の最高圧力に達すると、制御器へ信号が送られ四方電磁弁が切換えられて容器内の圧力は 0 kg/cm^2 に低下する。その後一定時間経過後に制御器へ信号が送られて再び四方電磁弁が切換えられ加圧がはじまる。この繰返し速度は各模型とも 5 cpm とした。繰返し圧力の波形を図 5 に示す。最高圧力は 2.3.1 での検討結果に基づき 28 kg/cm^2 と 23 kg/cm^2 に設定した。

図 5 加 圧 波 形

3.2 検査要領

疲労試験の途中に超音波探傷検査により、各辺のき裂発生・成長状況を監視した。また模型の正面（板厚 30 mm ）および底面を除いた 4 つの受圧面の辺中央の外面にストレンゲージを貼付し歪の変化する状態を監視した。その中の一個所では辺に直角方向にストレンゲージを 4~6 個貼付し歪の分布を計測した。

疲労試験終了後は各模型を解体し、内面のき裂長さを染色探傷により確認するほか、断面マクロエッチングによりき裂深さ、伝播経路などを調査した。

3.3 小型試験片による曲げ疲労試験

箱型容器による疲労試験結果と比較するために HT 70 を使用した小型平滑試験片による定たわみ片振幅曲げ疲労試験を実施した。供試材は B-1, B-2 模型と同一鋼板より採取した。試験片の形状は図 10 に示す。

表 3 疲 労 試 験 結 果 一 覧 表

模 型 番 号	B-1	B-2	B-3	B-4
0.2% 耐力 σ_y (kg/mm^2)	71.0 (L) 66.0 (C)	71.0 (L) 66.0 (C)	68.0 (L) 69.0 (C)	68.0 (L) 69.0 (C)
板 厚 (mm)	21	21	21	21
最 高 圧 力 $P_{\max}$ (kg/cm^2)	28	23	28	23
最 高 応 力 $\sigma_{\max}$ (kg/mm^2)	70.3	57.7	70.3	57.7
$\sigma_{\max}/\sigma_y$	1.025	0.842	1.025	0.842
最 高 歪 $\epsilon_{\max}$ (%)	0.320	0.262	0.320	0.262
き裂発生回数 N_i	4,000	2,000	1,500	3,000
破 損 回 数 N_f	10,600	10,000で打切	11,000	17,800
破 損 様 式	SLOW LEAK 母 材	破損せず 母 材	SLOW LEAK 母 材	SLOW LEAK 母 材
き裂伝播経路
き裂成長速度 (mm/cycle)	0.00303	0.00075	0.00236	0.00151

4 実 験 結 果

箱型容器の疲労試験結果ならびに解析に使用した諸数値を表 3 に示す。表中の最高応力 $\sigma_{\max}$ は(1)式で計算した最高加圧力 $P_{\max}$ の下での応力値であり、最高歪 $\epsilon_{\max}$ は平面応力状態として(5)式で計算した値である。またき裂発生までの繰返し数 N_i は超音波探傷検査によりき裂が検出されたときの値であり、破損までの繰返し数 N_f はき裂が外面に貫通し油の流出をみた時の繰返し数である。ただし B-2 では計画により繰返し数 10,000 回で実験を打切ったので、き裂貫通には至らなかった。

4.1 き裂発生および成長状況

き裂が外面に貫通し油の流出をみた時を模型の破損とした。破損に際しては大きな塑性変形や不安定破壊は伴わず、いわゆる slow leak の状況を呈した。

実験中に実施した超音波探傷検査、試験終了後の染色探傷検査によるき裂分布を表 4 に示す。き裂伝播経路の例を図 6 に、き裂破面の外観の例を図 7 に示す。

表 4 き裂の発生・成長状況

試験機	試験片	超音波探傷によるき裂長さ (繰返し加圧中) ▲印 検査時期															染色探傷によるき裂長さ (角4倍倍)		写真
		繰返し回数 N (10 ⁴ ×)															A	B	
B-1	2	G																	国7(b) 国7(d) 国6(a)
	3	G																	
	4	G																	
	7	G																	
	8	G																	
	10	G																	
	11	G																	
	12	G																	
	2	G																	
	3	G																	
	4	G																	
	7	G																	
B-2	2	G																	国7(c)
	3	G																	
	4	G																	
	7	G																	
	8	G																	
	10	G																	
	11	G																	
	12	G																	
	2	G																	
	3	G																	
	4	G																	
	7	G																	
B-3	2	G	220	270	315	325	375												国6(b)
	3	G	248	320	327	408													
	4	G	110	290	310	365	430												
	7	G	220	230		260													
	8	G				190	235	255											
	10	G				200	210	230											
	11	G																	
	12	G																	
	2	G																	
	3	G																	
	4	G																	
	7	G																	
B-4	2	G																	国6(b)
	3	G																	
	4	G																	
	7	G																	
	8	G																	
	10	G																	
	11	G																	
	12	G																	
	2	G																	
	3	G																	
	4	G																	
	7	G

(a) G仕上辺 (B-1, 辺 8)

(b) G仕上なし (B-4, 辺 7)

図 6 き裂伝播経路

(a) 貫通き裂 (B-1, 辺 7)

(b) (B-1, 辺 2)

(c) (B-2, 辺 8)

図 7 き裂破面の外観

き裂発生数は最高加圧力の高い B-1, B-3 に多く, その内でも G 仕上をほどこさない辺の混在する B-3 に最も多い。き裂の発生, 成長の状況を要約すればつぎのとおりである。

(1) き裂はすべて受圧平板の周辺固着端に発生し、曲げ応力の高くなる辺の中央付近に分布している。
(2) き裂はすべてかど溶接継手の趾端から発生し鋼板母材の中へと進展している。(図6 (a), (b) 参照)
(3) G仕上をほどこしたかど溶接継手においては、き裂はすべて被突付材(開先を取らない方の板)の溶接趾端に発生している。

(4) G仕上をほどこさないかど溶接継手においては、多くの辺ではき裂は被突付材と突付材(開先を取る方の板)の両方の溶接趾端に発生している。しかし突付材側のき裂は一般に遅れて発生し、その大きさも小さい。
き裂の発生、成長の過程は、まず溶接趾端の表面に沿って数多くの微小き裂が発生し、繰返し数を増加するに従って成長し隣接するものと結合し、最終的には大きな1つのき裂となって外部貫通に至ったと推定される。

個々の模型における経過概要はつぎのとおりである。

(1) B-1 模型 ($P_{\max}=28\text{kg/cm}^2$)

$N=0$; 微小な欠陥の検出された個所があったが以後進展なくき裂の原因となっていない。

$N=4,000$; 辺7にかなり大きなき裂が認められた。

$N=7,000$; 辺7について辺8にも同程度の深さと推定されるき裂が検出された。

$N=10,600$; 辺7のき裂が外面まで貫通し油の流出をみた。

試験終了後の解体検査によると辺7, 8の他に2, 3, 4, 11の各辺にも微小なき裂の発生が認められた。

(2) B-2 模型 ($P_{\max}=23\text{kg/cm}^2$)

$N=0$; 欠陥なし。

$N=2,000\sim4,000$; 辺3, 7, 8に微小なき裂の発生が認められた。

$N=6,000$; すべてのき裂はほぼ同様に進展したが、それ以後は辺8が特に著しく成長した。

$N=10,000$; 試験を打切った。き裂貫通せず。

試験終了後の解体検査により辺8, 11のき裂は確認されたが辺3, 7では確認できなかった。辺8のき裂の破面の状況を図7(c)に示す。

(3) B-3 模型 ($P_{\max}=28\text{kg/cm}^2$)

$N=0\sim800$; この間の6回の検査で計7つの辺に極く小さな欠陥が検出されたが、これらはいずれも辺中央からはずれた位置にあり以後進展なくき裂の原因となっていない。

$N=1,500$; G仕上をほどこさない辺2, 3, 4, 7の中央にかなり大きなき裂が認められた。

$N=2,000$; き裂深さは若干増加したがき裂長さの進展は認められなかった。

$N=3,500\sim5,000$; き裂長さ、深さともに進展は認められなかった。

$N=7,000$; あらたにG仕上をほどこした辺8, 11にき裂が認められた。

$N=11,000$; 辺4のき裂が外面まで貫通し油の流出をみた。

試験終了後の解体検査により貫通していない辺2, 3, 7にも4とほぼ同じ長さのき裂が確認された。これらの辺はいずれもG仕上をほどこさない辺である。断面マクロエッチングの結果から辺3, 7には突付材側の溶接趾端部にもき裂が発生していることが判明した。

(4) B-4 模型 ($P_{\max}=23\text{kg/cm}^2$)

$N=0\sim2,000$; 極く小さな欠陥の検出された個所があったが以後進展なくき裂の原因となっていない。

$N=3,000$; G仕上をほどこさない辺3, 7にかなり大きなき裂が認められた。

$N=4,000\sim6,000$; 新しいき裂発生は認められなかった。

$N=7,000$; 新たに辺2にかなり大きなき裂が認められた。

$N=17,800$; 辺3のき裂が外面に貫通し油の流出をみた。

試験終了後の解体検査により辺7のき裂も辺3とほぼ等しい長さを有し、断面マクロエッチングの結果により外面に貫通していることがわかった。

4.2 応力測定結果

ストレンゲージにより測定された模型の固着辺近傍の外面の応力分布を図8に示す。ただし応力は圧力で割って無次元化した値を用いた。模型外面の応力は固着端からの距離 l に対してほぼ直線的に変化している。外挿による固着端の応力推定値はほぼ線型理論値と一致しているが5~10%程度低い。

次にき裂の成長ともなって歪の変化する状況の例を図9に示す。繰返し数の増加につれて歪(圧縮歪)が減

少しているが、これはき裂の成長により固着端の拘束が緩和されるためと考えられ、き裂が貫通した辺4で最も歪の減少が著しい。

図8 応力分布計測結果

図9 繰返し加圧による歪の変化

4.3 小型試験片の実験結果

HT 70 を使用した小型試験片の疲労試験結果を全歪振幅 ε_T とき裂発生繰返し数 N_i および破断繰返し数 N_f の関係に整理して、箱型容器による試験結果とあわせて図 10 に示す。

5 実験結果に対する考察

5.1 き裂発生繰返し数 N_i および破断繰返し数 N_f

低サイクル疲労の諸現象は全歪振幅 ε_T と密接な関連があると言われている。今回の箱型容器模型に対する内圧による繰返し加圧試験を片振り低サイクル疲労試験と考えると全歪振幅 ε_T は ε_{max} に等しい。4 個の模型の N_i および N_f と ε_T の関係を図 10 に示す。比較のために実施した小型平滑試験片の結果および Gross ら^{3,4)} の箱型容器による実験データも合わせて示す。今回の 4 個の模型の中で B-1 のき裂発生点 $N_i=4,000$ は他の模型に比して大きい、この模型では 4,000 末満の繰返し中には超音波探傷検査を行なわなかった、これ以前にすでにき裂が発生していたことも考えられる。その他の模型の N_i は Gross らのデータとも大略一致し、 N_i と ε_T の関連の深さを示唆している。

B-2 では $N=10,000$ で打ち切られたために真実の N_f は不明であるが、その後ともそれまでのき裂平均成長速度でき裂が進展すると考えると $N_f=28,000$ が得られる。この値と他の模型の N_f と合わせて考えると、 N_f に関してもやはり N_i と同様 ε_T との関連が深いと考えられる。また今回の模型の N_f はいずれも Gross らの実験結果よりも約 2 倍程度大きく、き裂の成長速度が低かったことを物語っている。

小型平滑試験片の定歪片振幅曲げによる N_i と N_f の時間強度は箱型容器のそれよりもそれぞれ約 5 倍と 3 倍程度高い。これには模型と小型試験片の形状の差異や、溶接による冶金的变化の影響のほか、 ε_T の計算法の違いも考えられ、受圧平板の疲労特性を小型試験片により推定することのむづかしいことがわかる。

5.2 き裂成長速度と ε_T との関係

き裂成長速度は厳密にはき裂の成長ともなっていて変化すると考えられるが、今回の実験では繰返し加圧中に正確なき裂深さを求めることは不可能である。したがって N_i と N_f とから次式により平均的なき裂成長速度を求めることとした。表 3 に示した平均き裂成長速度はこの式によるものである。

$$\frac{\Delta a}{\Delta N} = \frac{L_f}{N_f - N_i} \quad (7)$$

図10 ε_T と N_i , N_f

ただし $\Delta a/\Delta N$: 平均き裂成長速度, L_f : 疲労き裂貫通深さ, N_t : き裂発生までの推定繰返し数, N_f : 破損までの繰返し数

(7) 式で計算されたき裂成長速度と ε_T との関係を図 11 に, Gross らの実験結果および小型試験片の結果と合わせ示す。これによる $\Delta a/\Delta N$ と ε_T との間には両者を対数表示すると直線的関係が成立するようである。Gross らの実験では調質高張力鋼 (HY-80, HY-100) のほかアルミニウム合金, チタニウム合金製の模型も材質に関係なくほぼ一本の直線で表わされているが, 今回の HT 70を使用した模型のき裂平均成長速度はこれらの約 1/5 の値を示している。この原因としては材料自身の性質の他に加圧媒体の相違, 受圧平板のアスペクト比の影響などが考えられる。

5.3 き裂成長速度と応力拡大係数

き裂成長速度 da/dN と応力拡大係数の振幅 ΔK の間には一般に次の関係が成立するとされている。

$$\frac{da}{dN} = c \Delta K^n \quad (c, n \text{ は定数}) \quad (8)$$

今回の実験においてはその性格上き裂の成長過程の詳細は求められない。したがって da/dN および ΔK の正確な値を定めることは不可能である。このため以下に示すように近似的な検討を行なった。

曲げを受ける平板の表面にある半楕円形の切欠の応力拡大係数は近似的に次式で与えられる⁵⁾。

$$K_I = M_B \sigma \sqrt{\pi a/Q} \quad (9)$$

ただし M_B : 倍率係数 (magnification factor)

σ : 板表面の引張応力 ($\sigma = Mt/2I$)

a : き裂深さ

$2c$: 表面のき裂長さ

Q : き裂形状係数 ($Q = [\phi^2 - 0.212 (\sigma/\sigma_{ys})^2]$)

ϕ : き裂形状係数による第2種楕円積分

参考文献⁵⁾ のグラフに示された M_B および Q を用いて $t = 20\text{mm}$ の場合の切欠底の K_I/σ の値を計算した結果を図 12 に示す。これによると K_I はき裂寸法比 $a/2c$, き裂深さ比 a/t および応力比 σ/σ_y によって変化するが, 特に前二者の影響が大きいことがわかる。

今回の箱型容器の場合には σ/σ_y はき裂が著しく大きくならないうちはほぼ一定と考えられるが, a/t はき裂の成長に伴って増加し, また $a/2c$ も変化していると考えられる。しかし近似的に $a/2c$ は一定であるものとし, a/t の影響も無視して K_I の値を概算すれば表 5 のようになる。

表 5 応力拡大係数の概算結果

模 型	B-1	B-2	B-3	B-4
$a/2c$	0.1	0.1	0.1	0.1
a/t	0.5	0.2	0.5	0.5
K_I/σ ($\sqrt{\text{mm}}$)	5	3.3	5	5
K_I ($\text{kg}/\text{mm}^{3/2}$)	350	190	350	290

図 11 平均き裂成長速度と歪振幅

図 12 曲げを受ける平板表面の半楕円切欠の応力拡大係数

表 5 で求めた K_I と (7) 式による平均き裂成長速度の関係を図 13 に示す。

6 結 論

調質高張力鋼 (HT 70) を使用した 4 個の箱型容器模型による繰返し加圧試験により大略次のような結論が得られた。

(1) き裂発生までの繰返し数

図 13 平均き裂成長速度と ΔK

等分布荷重による $0.8 \sim 1.0\sigma_y$ の曲げ応力を繰返し受ける HT 70 の受圧平板では、その固着端に $N=1,500 \sim 4,000$ でき裂が発生する。

(2) き裂発生位置

き裂は曲げ応力の高くなる受圧平板固着辺の中央部に発生する。またそのほとんどが被突付材側の溶接趾端部に発生する。これは有限要素法による計算結果とも一致する。G 仕上をほどこさない辺では突付材側の溶接趾端部にもき裂が発生するが、その程度は一般に被突付材側よりも軽微である。

(3) き裂成長速度

今回の HT 70 を使用した模型における平均き裂成長速度は Gross らの実験結果の $1/5$ 程度と低い。ただし模型の形状や加圧媒体の差異などの影響も考えられるため、これがすべて材料の性質によるものとは断定し難い。

(4) 応力レベルの効果

箱型容器のき裂発生繰返し数およびき裂成長速度は全歪振幅 ϵ_T で整理できることが示された。

(5) G 仕上の効果

G 仕上の有無により、構造物全体としての N_t, N_f には顕著な差は認められなかった。しかし G 仕上の有無によりき裂発生数には明らかな差が認められた。したがって G 仕上をほどこすことによりき裂発生の原因となる欠陥を除去してき裂発生の可能性を減ずることができると考えられる。

(6) 最終破損状況

HT 70 を使用した供試模型ではき裂が発生した後、貫通までに発生までの 2 倍以上の繰返し数を必要とした。また貫通に際しては大きな塑性変形や急激な破壊を伴わずいわゆる slow leak の状況を示した。これは材料の靱性が高いことによるものと考えられる。

終りに本研究のまとめと解析に当り有益なご助言をいただいた阪大・寺沢名誉教授、阪大・木原教授、東大・山本教授に感謝致します。

参 考 文 献

- 1) J. Clarkson: A New Approach to the Design of Plates to withstand Lateral Pressure, Trans. I. N. A. (1956).
- 2) S. Timoshenko and S. Woinowski-Krieger: Theory of Plates and Shells, McGraw-Hill-Kogakusha.
- 3) M. R. Gross and R. E. Heise, Jr.: Low-Cycle Fatigue Behavior of Internally Pressurized Boxes, Journal of Engineering for Industry, Trans. ASME (Aug., 1967).
- 4) M. R. Gross: Low-Cycle Fatigue Behavior of a Double-Box Structure, NSRDC Report 2568 (Dec., 1967).
- 5) G. M. Sinclair: What the Designer Should Know about Fracture Mechanics Testing, Trans. S. A. E. (Jan., 1971).
- 6) T. W. Crooker and E. A. Lange: The Influence of Yield Strength and Fracture Toughness on Fatigue Design Procedures for Structural Steels, NRL Report 7036 (Feb., 1970).