(昭和 47 年 10 月日本造船学会秋季講演会において講演)

Tanker の直線式肘板の疲労強度に関する研究

正員 的 場 正 明* 正員 広 川 紀 夫**

Study on the Fatigue Strength of the Straight Type Bracket

Masaaki Matoba, *Member* Norio Hirokawa, *Member*

Summary

As a part of labor saving design of ship's hull, usefulness of the straight type structure were investigated.

In the Western and the Northern Europe, the ships having straight type structure members have been built. But this type is not generally used, especially in large ships.

One of the reason is that the fatigue strength related with the stress intensity of the detailed structural part is not yet known clearly.

As for the former research on the straight type structure members, preliminary analysis of the stress and man hour were done at the 110th division of Japan Ship Research Association and Mitsubishi Heavy Industries, Ltd..

As the result of the research, on type of the structure was picked up as the type of practical use.

Our research is composed of Program Fatigue Tests and analysis of the results based on the Linear Fracture Mechanics, and purpose of the research is to estimate the safety of the straight type bracket.

The experimental models are 1/2.5 reduced scale of 200,000 ton tanker's bilge corner and strut end.

From the experimental facts and the analytical studies, we may anticipate the practical application of the straight type structure without fatal damages.

1 緒 言

船体の節労設計の一環として加工度の少ない直線式構造の採用が検討されつつあり西、北欧においてある程度実船に採用されているが、特に大型船において、その大幅な採用に踏み切れない原因の1つとして構造的挙動、特に詳細部の応力集中に起因した亀裂に対する強度が明確でないことがあげられる(図1に従来構造と直線構造を比較して示す)。

この点に関し小型模型による予備試験、工数解析、光弾性等²⁹⁾の研究を実施し、トランスリング部材交差部への直線式構造の採用の可能性の予備調査を行い、採用の可能性の強い構造をピックアップした。その後20万トンタンカーのビルジコーナ、ストラット基部の1/2.5模型による疲労試験を立案し、疲労亀裂発生の可能性の追求と疲労強度上有利な最適型状を求める研究を行ったが、本研究はその結果について述べたものである。

疲労試験は立体強度計算、有限要素法により各部材交差部の応力分布を求め、荷重プログラムを定めてプログラム疲労試験を行った。

さらに亀裂発生部周辺をズームアップにより応力の詳細検討を行った上、 K 値解析にて亀裂の発生伝播状況を検討した。

* 三菱重工業(株) 長崎研究所

** 三菱重工業(株) 広島研究所

図1 直線式構造と従来構造の比較

その結果、再改良型は実船に採用すれば亀裂発生の可能性が少なく、またもし発生したとしても、亀裂は停留化の傾向を示す事がわかった。

しかし異常な腐食作用が共存する場合はこの限りではない。

2 試験手順

2.1 試験系列(表1)

試験系列は表1に示す通りであり、ビルジコーナ部については基準型、基準型の亀裂発生部周辺に改良を加え

表1 試験系列

試験内容 試験名称	荷重 レベル 増幅率	試験体形状				備考
		対象部分	主要部寸度	詳細部分	不整合	
基準試験	1.0	BILGE CORNER	基本型	原案	なし	
	1.0	STRUT 基部	基本型	原案	なし	
	1.0	BILGE CORNER	小ブラケット型	原案	なし	
	1.0	BILGE CORNER	増厚型	原案	なし	
改良型試験	1.0	BILGE CORNER	基本型	亀裂発生部改良	なし	SOFT TOE STIFF. END SNIPPED SOFT TOE
	1.0	STRUT 基部	基本型	亀裂発生部改良	なし	
再改良型試験	1.0	BILGE CORNER	基本型	亀裂発生部改良	なし	リブ型 両スティフナ型 ウェルド型
	1.0	BILGE CORNER	基本型	亀裂発生部改良	なし	
	1.0	BILGE CORNER	基本型	亀裂発生部改良	なし	
不完全型試験	1.0	BILGE CORNER	基本型	亀裂発生部改良	δ 型	
	1.0	BILGE CORNER	基本型	亀裂発生部改良	$\delta-\theta-\varphi$ 型	
	1.0	STRUT 基部	基本型	亀裂発生部改良	θ 型	
増幅型試験	1.3	BILGE CORNER	基本型	亀裂発生部改良	なし	
	0.7	BILGE CORNER	基本型	亀裂発生部改良	なし	

表2 材料

機械的性質			化学成分					
降伏点 (kg/m ²)	引張強さ (kg/m ²)	伸び (%)	C×100	Si×100	Mn×100	P×1000	S×1000	
28	42	27	15	3	79	8	18	Not Rimmed

た改良型、荷重レベルが変化した時の影響を調べる増幅荷重型（荷重 1.3 および .7 倍）、工作誤差の影響を調べる不完全型（ δ 型および $\delta-\theta-\phi$ 型）、さらに改良型より強度が強いと思われる再改良型（ブラケットスティフナの端にリブをつけた型、ブラケットの両側にスティフナをつけた型、ブラケットスティフナの端部を溶着した型）の三案について行い、加えてブラケットの板厚の変化の影響をみる増厚型、ブラケットの大きさをかえた小ブラケット型についても疲労試験を行った。

ストラット基部については基準型と基準型の亀裂発生部周辺を改良した改良型および同型の工作誤差のある不完全型について実験した。

2.2 試 験 体

試験体は 20 万トン型のタンカーを対象にビルジコーナ型はビルジコーナもしくは縦通隔壁下部のウィングタンク側を縮尺した模型とした。

材料は表2に示す通りであり、船級協会規格材 KAS
とし、溶接棒は B-14, 4mm ϕ , 溶接電流 160~170 A
とした。

以上の条件により設計した試験体をビルジコーナについては図 2~3 に、ストラット基部型については図 4~5 に示した。

また組立順序，溶接姿勢は実船と同じとした。

2.3 試 験 方 法

試験体への負荷と疲労寿命の確認は以下の手順で行った。

- 1) 有限要素法による部材交差部の応力分布計算から

図 2 ビルジューナ型模型

図 3 ビルジコーナ型模型詳細

得たブラケットの縁辺上の応力の振幅と平均応力の最大値と試験体におけるそれらの計測値が一致するように試験体への負荷荷重（変動荷重および平均荷重）を定める。

2) 上記の変動荷重を 1 航海における最大変動荷重として変動荷重の分布を推定する（図 6）。

3) 上記の荷重分布から低い方の一定値以下の変動荷動を割愛して荷重プログラムを組んだものを図 7 に示す。

4) 上記荷重を模型に負荷し、疲労亀裂の発生、伝播状況を確認した。亀裂の検出は浸透液による観察によった。

図 8 波高とそれを越える回数の関係

ロードプログラムを組むにあたって、最大波高約 16m の静圧に相当する応力振幅が 1 航海に 1 回起こると仮定したが、この点について 2, 3 考察する。

一般に波高の分布は統計処理を行うと極値をもたず遭遇する最大波高は計算上非常に大きなものとなる。

ところが波高振幅に起因する横応力は波高に比例的には増加せず波高の大きさのわりには大きな横応力とはならない。そこで等価波高を考慮し、図 8 に等価波高、実波高とロードプログラムを比較した。図 8 より本研究で用いたロードプログラムは実際に遭遇するであろう横応力分布よりは大きめの荷重を負荷した事になり、また実験結果は安全側の値になることが予想される。

なお変動応力設定に関しての仮定は、片航 17 日、年 8 航海、平均応力変動周期 10 sec. とし、船の一生を 20 年とした。

3 実験結果

3.1 静試験結果

まず静応力分布の結果についてみる。ビルジコーナ型については基準型、改良型、不完全型の計測値と有限要素法計算値を比較して示す（図 9）。肘板の縁辺にそった応力分布は有限要素法の計算値と比較的良好一致を示し、各型式によってほとんど差はない。

また高応力が生じたのは肘板の端部の R の中央付近であり、趾端のトランスウェブ付面材の平均応力の約 2 倍の値を示した。

またスティフナ先端近傍の肘板の表面にはかなりの大きさの局部曲げ応力が生じている。その値は基準型では縁辺の中央での応力値の約 4 倍であり、改良型よりやや低めの応力値を示す。

再改良型（リブをつけた型、スティフナ端部を溶着した型、肘板両側にスティフナをつけた型）の応力分布を図 10 に示す。局部応力の大きい場所はリブ型、両側スティフナ型ともスティフナ先端での肘板部である。両者は改良型と比較しスティフナ先端の板での局部曲げは小さいが平均応力は大きく、最高応力値は改良型とほとんどかわらず、やや低下した程度である。

溶着型はトランススリングのウェブの先端（肘板付スティフナの直下）の位置に最大応力が生じ、その値は改良型のスティフナ先端の肘板部にみられた局部応力値よりやや低目の値を示した。増厚型および小ブラケット型での応力分布を図 11 に示す。肘板の板厚を 7 mm から 10 mm にした増厚型ではスティフナ先端の最大応力は、改良型より 1 割強の減少を示した。小ブラケット型では改良型と比較し、同一荷重に対する最大応力値はあまり差はないが平均応力は増加する。

ストラット基部型では図 12 に示すように肘板の R 中央付近に最大応力が生じている。また肘板端部付近の応力は R 中央の最大値の約 7 割であり、さらにストラットの面材とヴァーティカルウェブの面材が交差する部分には肘板端部付近の約 1/3 の応力が生じている。

3.2 疲労試験結果

図 9 ビルジョーナ型応力分布 (基準型, 改良型, 不完全型 δ 型)

図 10 ビルジョーナ型応力分布 (再改良型)

図 11 ビルジョーナ型応力分布 (増厚型, スモールブラケット型)

図 12 ストラット基部型応力分布

次に疲労試験について見れば, その試験結果を表 3 に示す。また亀裂位置の例を図 13~14 に, 亀裂伝播状況の例を図 15~16 に示す。

ビルジョーナ部は溶着型をのぞいて肘板付スティフナ先端のまわし溶接部から亀裂が発生するが, いずれの型式も進展がごく遅く荷重プログラムの 20 年相当の繰返しにおいても板厚を貫通せず, 表面での亀裂長さも 30 mm 以内程度であり, 実船で通常発見されている程度の大きさにはならない。浸透液で検出する程度の亀裂発生航海数で各型式を比較すると亀裂の発生した航海数は基準型で 3.5 年であるのに対し改良型では 8.5 年と強度が向上した。再改良型のリブ型, 溶着型はそれぞれ 8 年, 9 年で亀裂発生し, さほどの強度向上を示さなかつ

表 3 亀裂長さ と 航海数 の 関係

型 式	荷 重 方 式	ス テ ー ジ 1		ス テ ー ジ 2		ス テ ー ジ 3	
		20 mm ²⁾	40 mm ²⁾	20 mm ²⁾	40 mm ²⁾	板厚貫通	最終破断 ³⁾
ビルジコーナ	基本原案型	28 (35)	42 (5)	—	—	200	480*
ビルジコーナ	基本改良型	68 (85)	88 (11)	—	—	—	—
ビルジコーナ	リブ型	62 (8)	85 (11)	—	—	220	600
ビルジコーナ	両スティフナ型	85 (10.5)	—	—	—	200	900
ビルジコーナ	ウェルド型	78 (10)	105 (13)	—	—	—	—
ビルジコーナ	δ 型	62 (8)	80 (10)	—	—	1,180	1,750*
ビルジコーナ	δ, θ, φ 型	57 (7)	140 (17.5)	—	—	1,250	1,500
ビルジコーナ	1.3 倍荷重増幅型	30 (4)	62 (8)	—	—	1,200	—
ビルジコーナ	0.7 倍荷重増幅型	0.7 倍荷重亀裂なし ⁵⁾		60 (7.5)	98 (12)	1,390	2,840
ビルジコーナ	増厚型	150 (18.5)	—	—	—	7,020	8,120
ビルジコーナ	スモールブラケット型	58 (7)	112 (14)	—	—	2	390
ストラット基部	基本原案型	65 (8)	110 (14)	—	—	—	—
ストラット基部	改良型	亀裂なし ⁴⁾		100 (12.5)	変化なし	—	6,100
ストラット基部	θ 型	亀裂なし ⁴⁾		92 (11.5)	—	—	1,930

- 1) ステージ1はプログラム疲労試験, ステージ2はステージ1終了後荷重レベルを変えて行うプログラム疲労試験, ステージ3は両振試験を示す。
 2) は各亀裂長さの和ですべて板厚を貫通しない亀裂, ただし予備試験体については表中に示した長さとする。
 3) はビルジコーナ型では亀裂がブラケットの端に達する時, ストラット型ではストラットとトランスフェイス取付部の瞬時破断時。
 4) はステージ1で基準荷重で試験後, ステージ2で1.3倍荷重で試験実施した。
 5) はステージ1で×0.7倍荷重で試験後, ステージ2で基準荷重で試験実施した。
 6) 表中数字は航海数, () は亀裂発生時年数。
 * ±34.5 ton で実施, 他は ±39 ton で実施。

図 13 ビルジコーナ型亀裂位置例 (基準型)

図 14 ストラット基部型亀裂位置例

図 15 亀裂伝播状況 (基準型, 改良型, 不完全型)

図 16 亀裂伝播状況 (ストラット基部型)

た。両側スティフナ型では8年で亀裂発生し、改良型とほとんど同じであった。

なお不完全型では改良型と比較しほとんど強度の低下を示さず、板目違いの影響が少ない事が判明した。

また増幅荷重の試験により、荷重を1.3倍にすると亀裂発生航海数は8.5年が4年となる。

ブラケットの板厚を7mmから10mmに増厚すると亀裂の発生する航海数は8.5年が18~19年に寿命がのびる。

小ブラケット型は7年相当で亀裂が発生した、すなわちスティフナ寸法をそのままにブラケット寸法を小さくした場合には、さほどの強度低下は示さない。ストラット基部は基準型では約8年で肘板端部のまわし溶接趾端から亀裂が発生したが進展はきわめて遅い。肘板の端部をソフトにした改良型では20年相当の繰返しでは亀裂が発生せず、荷重プログラムを1.3倍に拡大した場合の12年強の繰返しではじめて亀裂が発生したが進展は遅い。

また工作誤差は亀裂の発生に対してはほとんど影響を与えていない。

4 考 察

4.1 直線式構造での亀裂発生についての理論的考察

イ) 概説および前提

疲労亀裂発生強度推定に関しては種々の方法がある。主として(ロ), (ハ), (ニ)に示す三通りの方法があるが、これらの方法を適用する場合にまず応力の最大値(応力集中値)を求めねばならない。

亀裂発生部の応力の最大値を求めるには、有限要素法、光弾性等各種の方法があるが²³⁾、ビルジョーナ型についてはN.V.によって簡単な型に整理されている¹⁸⁾のでそれを用いる事にする。なおN.V.は肘板辺縁中央の応力 σ_0 をもとにしているが本実験における $M/I/y$ との換算は表6による。 σ_0 と $M/I/y$ の関係については部材寸法によって異なるがそれについては文献²³⁾による。

図17中に3で述べた各種のビルジョーナ型のスティフナ趾端のブラケット板の最大応力値を記せばN.V.のチャートと良く一致する。従って最大応力値の推定にあたっては図17を用い、片側スティフナの場合、板のスティフナのついてない側においての応力を零とする。ストラット基部型については、応力集中率の厳密な算定は他にゆずるが、本実験程度の形状ではブラケット先端の公称応力の1.4~1.6倍をみこめば良い(実験値および文献19)より)。以上によって推定した最大応力値を用い疲労破壊理論(ロ, ハ, ニ)を模型実験結果に適用し、つづいて実船寸法での強度を推定した。

その結果、亀裂の発生、伝播および寸法効果を共通して説明できることから K 値による解析が便利である事が考察によってわかった。

なお本実験のように表面亀裂が徐々に深さを増して行く場合、どの点をもって亀裂発生とするかが問題となる。

さて後述する表面亀裂の場合や突合わせ継手においては亀裂の深さが 1 mm 以内の繰返し数よりも 1 mm を越えるぐらいからの繰返し数の方が少ない、すなわち 1 mm を越えると伝播が急速になる事やダイチェックで確認した時点での亀裂の深さが 1 mm 程度である事より亀裂発生を亀裂深さが 1 mm になる時の繰返し数で定義する。

また解析を行うに当って、平均応力の影響、重複損傷法則として以下の仮定を置く。

プログラムにおける各繰返し応力を等価な片振応力に換算する場合、 K 値による検討以外は Goodman 線図を用いる。すなわち

$$\sigma_r/2 + \sigma_m < \sigma_s \text{ の場合}$$

$$S_e = \frac{\sigma_r \times \sigma_T}{\sigma_T - \sigma_m + \sigma_r/2}$$

$$\begin{cases} \sigma_s: \text{降伏応力} \\ \sigma_m: \text{平均応力} \\ \sigma_r: \text{応力振幅レンジ} \\ \sigma_T: \text{直破断応力 (軟鋼で } 80 \text{ kg/mm}^2) \end{cases}$$

$$\sigma_r/2 + \sigma_m \geq \sigma_s \text{ かつ } \sigma_r/2 \leq \sigma_s \text{ の場合}$$

$$S_e = \frac{\sigma_r \times \sigma_T}{\sigma_T - \sigma_s + \sigma_r} \quad \text{ただし、} S_e > \sigma_r \text{ のときは } S_e = \sigma_r$$

図 17 ビルジョーナ型最大応力の推定 (N. V. チャートと実験値の比較)

図 18 突合わせ継手疲労試験結果と理論値の比較

$\sigma_r/2 \geq \sigma_s$ の場合

$$S_e = \sigma_r$$

を用いる。残留応力については無視した場合と、それを考慮した場合について検討する。また重複損傷法則は Minor の法則を用いる ($\sum n_i/N_i = 1.0$)。

ロ) 定応力試験結果をもとに亀裂発生を推定する場合

定応力試験のうち突合わせ継手の結果は図 18 に示すようである。この結果は(=)による解析によって良く説明しうるが、図 18 のうち $C_0 = .20$ といった N_c 曲線を S-N 曲線とし、さらに前述の仮定を用いて模型での寿命を計算すれば計算値は表 4 のようになる。なお換算弾性応力が 35 kg/mm^2 を越える場合はハ)によって修正した。

ハ) 定歪試験結果をもとに亀裂発生を推定する場合

定歪試験結果は

$$\frac{K_f \cdot \sigma}{E} = \epsilon_{ia} = C_P N_c^{-K_P} + C_e N_c^{-K_e} \quad \left\{ \begin{array}{ll} \text{SS 41} & \text{HAZ の場合} \\ K_P = 0.645 & C_P = 0.4 \\ K_e = 0.1 & C_e = 0.0048 \end{array} \right.$$

$$\left\{ \begin{array}{l} K_f : \text{疲労強度減少係数} \\ \epsilon_{ia} : \text{歪振幅} \\ \sigma : \text{公称応力} \\ N_c : \text{亀裂発生回数} \\ K_P : \text{歪制御疲労試験における材料定数} \\ K_e : \text{歪制御疲労試験における材料定数} \\ C_P : \text{歪制御疲労試験における材料定数} \\ C_e : \text{歪制御疲労試験における材料定数} \end{array} \right.$$

で表わされる¹²⁾。

一般に定歪試験の式は 10^4 以下の繰返しに対して与えられるが、 10^4 以上に拡大適用し、Sachs 等の結論を参照し平均応力(平均歪)の影響を無視し、応力レンジを $\sigma_r = \epsilon_{ia} E$ とすれば、 $\sigma_r - N_c$ は図 18 (D) に示すようである。また $N_c = 0.5 N_f^{12)}$ とした(平均的な値)場合の $\sigma_r - N_f$ 曲線は図 18 (E) のようになる。なおこの際、式は素材に対するものであるので、溶接趾端の $K_f = 4.0^{13)}$ とした(大きな歪では K_f は変化するが $2 \times 10^4 < N_f$ では $K_f \approx \text{const.}$)。

これより定歪試験の式(図 18)を用いてもやや低目ではあるが突合わせ試験の結果を説明でき、 2×10^4 以上の繰返しについては定歪、定応力試験の間に強度の差はあまりないことが推定される。従って、本試験における程度の繰返しレベルでは、Minor 法則と Goodman 線図を用いた推定に際して使用する基礎継手片振 S-N 曲線は定歪、定応力試験のいずれを用いても結果にほとんど差はない事がわかる。

ニ) K 値解析をもとに亀裂の発生および伝播を推定する場合

疲労亀裂伝播は K 値をもとに議論する事が良く行われている。

亀裂発生についても、Harrison 等が行った十字溶接、溶接欠陥を含む突合わせ溶接継手の K 値解析による解析¹⁴⁾

は亀裂発生に対する K 値解析の適用とみなす事もでき、

また、“Fatigue strength of welded steel structure conference (1970)”においても R 切欠きの場合についてまで等価 K 値によって疲労亀裂の発生伝播を説明しようとする考えが示された例がある。

溶接部から亀裂が発生する場合、溶接趾端の under cut も初期亀裂とみなすことができ(under cut 直下にはミクロなシャープノッチがある)、開先の未溶着部、溶接欠陥も初期亀裂と考えれば亀裂の発生も伝播の継続とみなしうるので、大部分の疲労亀裂の発生は K 値による伝播解析によって説明する事が可能である。特に船体のように疲労寿命のうち伝播のしめる割合の大きなもの

図 19 まわし溶接趾端、十字継手および突合わせ継手の模型化

には有用な手段である。

i) 溶接継手疲労試験の K 値解析による説明

疲労亀裂の伝播法則を $dc/dN = \alpha (\Delta K)^4$ とする。

突合わせ溶接継手を図 19 に示すように模型化すると破断までの繰返し数 N_f は (1) 式で与えられる。

$$N_f = \frac{1}{\alpha \cdot B \cdot \sigma^4} \left[\frac{-0.1105}{t} + \frac{0.0694 t}{t^2 + 1.2} - 0.5705 \arctan 0.9129 t \right]_{t_0}^{t_f} \quad (1)$$

$$\begin{cases} t_f = \tan \left(\pi \left(1 - \frac{\sigma}{\sigma_B} \right) \right) \\ t_0 = \tan \left(\frac{\pi C_0}{2B} \right) \end{cases}$$

十字溶接継手を図 19 に示すように模型化すると Harrison によって与えられているように破断までの繰返し数 N_f は (2) 式で与えられる。

$$N_f = \frac{1}{2 \pi \alpha \sigma^4 B} \left[\cot \left(\frac{\pi C_0}{2B} \right) - \cot \left(\frac{\pi L}{2B} \left(1 - \frac{\sigma}{\sigma_B} \right) \right) - \frac{\pi L}{2B} \left(1 - \frac{\sigma}{\sigma_B} \right) + \frac{\pi C_0}{2B} \right] \quad (2)$$

$$\begin{cases} L: \text{溶接隅肉破断有効長} \\ B: \text{図 19 参照} \end{cases}$$

これを用いて即在の data を処理すれば十字継手の場合、 $\alpha = 4.695 \times 10^{-12} \text{mm}^7/\text{kg}^4$ を得る²⁴⁾。

亀裂経路は溶着金属もしくは熱影響部を通っての伝播であるが、定数を仮に $\alpha = 4.695 \times 10^{-12} \text{mm}^7/\text{kg}^4$ とし、突合わせ継手の初期亀裂、 $C_0 = 0.2 \text{mm}$ とすれば、十字継手および突合わせ継手の試験結果を共通して説明できる (図 18)。 $C_0 = 0.2 \text{mm}$ は溶接継手趾端部の under cut 量の実測値²⁵⁾とほとんど同じで、納得のいく数値である。また Maddox 等が付加物試験で求めた値 (0.25 mm) に非常に近い。

以上より直線式構造のまわし溶接の趾端部からの亀裂発生を K 値により検討する際、初期亀裂を 0.2 mm、伝播定数を $4.695 \times 10^{-12} \text{mm}^7/\text{kg}^4$ 、 $m = 4.0$ とする。

ii) B_{KT} 付 Stiff 端のまわし溶接部からの亀裂の発生と伝播
まわし溶接部の趾端は近似的に長軸 $a = 5 \sim 7 \text{mm}$ 、短軸 $b = 0.2 \text{mm}$ の楕円形状の初期亀裂とみなしうる (図 20, 図 35)。

亀裂面直角方向の応力分布を (3) 式とすれば

$$\sigma = A_{00} + A_{10}x + A_{01}y \quad (3)$$

A 点 (亀裂端部) での K 値は

$$K_A = \sqrt{\pi} \cdot \frac{b}{\sqrt{a}} \left(\frac{A_{00}}{E(k)} + \frac{A_{10} \cdot k^2 \cdot a}{[(1-2k^2)E(k) - k'^2 \cdot k(k)]} \right) \quad (4)$$

(CASE 1)

B 点 (亀裂底部) での K 値は

$$K_B = \sqrt{\pi b} \left(\frac{A_{00}}{E(k)} + \frac{a^2}{b} \cdot \frac{A_{01} \cdot k^2 \cdot k'^2}{[(1+k^2)E(k) - k'^2 k(k)]} \right) \cdot F\left(\frac{b}{h}\right) \quad (5)$$

となる。($F(b/h)$ は有限幅補正係数)

まわし溶接部からの伝播は A 点 (亀裂先端) が母材に向かって進行するが、Container 船 Bilge 部は、A 点は隅肉溶接の趾端を通して伝播する。この場合は A 点における K 値は A 点 y 方向の趾端 under cut の影響を加算し、

$$K_A = \sqrt{\pi} \cdot \frac{b}{\sqrt{a}} \left(\frac{A_{00}}{E(k)} + \frac{A_{10} \cdot k^2 \cdot a}{[(1-2k^2)E(k) - k'^2 \cdot k(k)]} \right) + 0.79(A_{00} + A_{10}a) \quad (6)$$

(CASE 2)

とする。

ただし、 $k^2 = (a^2 - b^2)/a^2$

$$k'^2 = b^2/a^2$$

$$k(k) = \int_0^{\pi/2} \frac{d\varphi}{\sqrt{1 - k^2 \sin^2 \varphi}}$$

$$E(k) = \int_0^{\pi/2} \sqrt{1 - k^2 \sin^2 \varphi} \cdot d\varphi$$

図 20 ビルジョーナ型破面観察例

CASE 1 の場合の K 値の計算例を図 19 に示す。

次に楕円形状の伝播状況は伝播法則を $d(b \text{ or } a)/dN = \alpha \cdot (\Delta K)_{A \text{ or } B}^m$ とすれば、 b が b_i から b_{i+1} に達した時、 a が a_i から a_{i+1} になる場合 (7) 式となり

$$\int_{a_i}^{a_{i+1}} \frac{da}{\alpha (\Delta K_A(a, b))^m} = \int_{b_i}^{b_{i+1}} \frac{db}{\alpha (\Delta K_B(a, b))^m} \quad (7)$$

b が b_i から b_{i+1} に達するまでの繰返し数 N_i は

$$N = \int_{b_i}^{b_{i+1}} \frac{db}{\alpha (\Delta K_B(a, b))^m} \quad (8)$$

である。

初期亀裂 a_0, b_0 を定め以上の演算を繰返し行えば亀裂の伝播に伴う形状を順次定めうる。なお $b/t=0.9$ まで演算し $b/t=0.9$ になった時を貫通とみなす。また亀裂発生を $b=1 \text{ mm}$ になった時と定義し定応力繰返しに対する計算を行うと図 18 (F) となる。計算結果は突合わせ継手、附加物試験の実験値と一致する。これよりまわし溶接趾端からの疲労亀裂発生寿命推定に当って、 K 値計算式を使用する事が可能であり、またそれによってある程度の理論的根拠が得られる事がわかる。

K 値をもとに i) と iii) の仮定と Minor の法則を用いて模型での亀裂発生を計算するとそれは図 29 中“亀裂発見直後”と指示した点になり、本研究での実験値を説明しうる。

iii) 亀裂伝播に関する平均応力の影響

K 値をもとに疲労寿命を検討する場合、重複損傷法則は Minor の法則を用いたが、平均応力の影響は次のように仮定した (なお参考までに別途検討によればここで求めた平均応力の影響と Goodman による場合とで大幅な違いはない)。

亀裂伝播に関しその伝播法則は平均応力の影響をうける。平均応力の影響に関しては L. Tall¹⁾ $dc/dN = \alpha (K_{\max}/\Delta K) \cdot \Delta K^n$ で与え ASTM A 514 Steel の場合に $m=0.4$, $n=2.4$ の実験結果を得ている。

また石田等は $dc/dN = d(K_{\max})^m \cdot (K_{\max})^n$ で与え³⁾、Forman は $dc/dN = (\alpha \cdot \Delta K^m \cdot K_{\max}^n) / ((1-R)K_{fc} - \Delta K)$ で与え、また内本等はグラフ表示の型で平均応力の影響を与えているが⁵⁾ (2024-T 3, 7075-T 6), その結果は図 21 に示すように $dc/dN = \alpha (K_{\max}/\Delta K) \cdot (\Delta K)^4$ とおいて説明できるようである。

軟鋼の場合の n は文献^{5,6)}他によれば 3~6 であるが、平均値として 4 をとり、 α を (i) と同じにし、平均応力の影響を図 21 と同じとすると、 $dc/dN = 4.695 \times 10^{-12} (K_{\max}/\Delta K) \cdot (\Delta K)^4$ となる。

図 21 亀裂伝播法則に与える平均応力の影響

図 22 残留応力計測例

iv) 圧縮における繰返しと残留応力の考慮

圧縮における繰返しの疲労損傷に与える影響はその研究が十分でなく、亀裂発生については Goodman 線図より強度の強い傾向を示す場合や残留応力を平均応力として考慮すれば Goodman 線図上にのるという例¹¹⁾もあるが一般的結論は見出せない。

本実験で用いた模型について亀裂発生部ならびに伝播

表 4 亀裂発生の実験値と計算値の比較 (ロ) 法)

型 式	実 験 値 (亀裂発生 航海数)	計 算 値 (残留応力 考 慮)	計 算 値 (残留応力 無 視)
基本原案型	28	25	44
改 良 型	66	62	119
リ ブ 型	62	79	164
両スティフナ型	85	112	223
ウェルド型	78	112	223
改良増幅型	30	30	62
ストラット基本型	65	65	143
ストラット改良型	ステージ 2 で 100	ステージ 2 で 1	ステージ 2 で 52

経路周辺の残留応力分布を計測したがその結果を図 22 に示した。

亀裂発生について残留応力を平均応力として考慮し Goodman を用いれば表 4 のようであり、残留応力を考慮した方が計算値は実験値に近づく。

4.2 亀裂伝播に関する考察

イ) 概 説

本実験における Bilge 型の亀裂の伝播状況は図 20 にその断面図を示すように、板表面はまわし溶接の隅肉趾端にそった楕円亀裂として進展し、プログラム試験終了時には板厚深さ方向は、基準型では板厚の約 8 割、改良型その他では 5 割の深さの非貫通亀裂となる。

両振試験ではプログラム試験で形成された非貫通亀裂が貫通亀裂となり、(板表面での長さ)>(板裏面での長さ)の状態では表裏面の長さの差を縮めながら進展し、それが徐々に剪断型破面にかかわって急速進展し肘板縁辺に達する。もう一方の亀裂端はブラケットとフェイスの接合部に沿って進展する。

伝播に対する解析は部材のフェイルセーフ性を議論する上で重要なことはもちろんであるが、ここでは貫通亀裂までを前節の楕円亀裂の伝播で解析し、貫通後は有限要素法で検討する。

なお両振試験における亀裂の伝播方向はほぼ最大主応力方向に進むといつてさしつかえない(図 26)。

またここで用いる伝播法則は $dc/dN = 4.695 \times 10^{-12} (K_{\max}/\Delta K) \cdot (\Delta K)^4$ とする。これは Gurney, 真谷⁵⁾ 等によって与えられている値と大幅な違いはない。

またプログラム試験における荷重変動の考慮は MINOR 法則を用い、平均応力の影響は 4.1 =) iii) を用いる。なお伝播解析にあたって用いる種々の仮定は今後基礎研究として明らかにされるべきものが多いが、ここでは現在までの研究成果をとりいれた仮定をもうけた。

ロ) 楕円亀裂による解析

前節の楕円亀裂による解で各型式の板厚貫通までの繰返し数の計算値と実験値を比較すれば表 5 のようであり、計算値の方が繰返し数が多くまた板厚貫通時の表面亀裂長さ a は計算値が実験値より短めである。これは計算において $b/t = 0.9$ を貫通とした事や計算条件においてスティフナの板厚方向の拘束、亀裂の曲り等を考慮していない事が原因であろう。基本原案型、増幅型は応力レベルが K 値適用範囲をはるかに越える事や、両側スティフナ型では板の裏側からの亀裂の発

表 5 板貫通の実験値と計算値の比較

型 式	貫通時繰返し数 (両振試験)		貫通時表面 亀裂長さ (2C(mm))	
	実験値	計算値*	実験値	計算値
基本原案型	200**	prg st 130	48	32
改良誤差型	1,180**	3,804	36	32
増厚型	7,020	39,844	47	50
改良増幅型	1,390	prg st 135	50	32
両側スティフナ型	200	8,348	31	21
リブ型	220	5,100	40	25

* プログラム試験での繰返しは線型重ね合わせで加算。

** ± 34.5 ton で実施、他は ± 39 ton で実施。

図 23 有限要素法基礎検討メッシュ分割

図 24 有限要素法基礎検討 K 値比較

図 25 K値検討のためのメッシュ分割

図 26 応力分布計算

図 27 ビルジョナ型K値と亀裂長さの関係

図 28 ストラット基部型K値と亀裂長さの関係

図 29 K値と dc/dN の関係

生伝播があるため、計算条件と亀裂形状に差がある事も一因であろう。

ハ) 有限要素法による K 値解析基礎検討

有限要素法による K 値解析は、特異値の問題に対し有限要素を用いるため精度に問題がある。

分割のメッシュを定めるため図 23 に示す分割により変形法、応力法、コンプライアンス法によって石田の厳密解と図 24 に示すように比較した。

この結果 CASE A or B 程度の分割で変形法の上限值をとればほぼ K 値の妥当な値が得られる事がわかる。

ニ) 有限要素法による解析

ビルジコーナ型およびストラット基部型について荷重プログラムを作成するために有限要素法によって応力分布を求めたが、さらに亀裂長さ a と K 値の関係を求めるため図 25 に示す要領でズームアップおよび節点の切放しを行って詳細な応力分布を求め、 K 値を求めた。

なおストラット基部についての計算は本研究以外の実験において求められた破断型式での計算である。

それぞれの計算結果は図 26 のようになっている。

楕円計算とともに亀裂発生から破断までの表面亀裂長さ C と K 値の関係を示せば図 27, 図 28 となる。

ホ) dc/dN と K 値の関係

プログラム試験のステージを重複損傷法則で片振試験での繰返し数に換算し、 dc/dN と K 値の関係を求め基礎試験の結果と比較すれば図 29 のようになる。

図より本試験結果は基礎試験結果と比較的良好一致を示す事がわかる (圧縮では $K \equiv 0$ と仮定)。

したがって今後部材強度推定に当って、その伝播抵抗性能を K 値をもとに議論する事が可能であると考えうる。

さらに亀裂発生についても初期亀裂を深さ $0.2 \sim 0.35 \text{ mm}$ とし、伝播によって亀裂深さ 1 mm になった時を亀裂発生とすれば $dc/dN-K$ の直線になる。

ヘ) 瞬時破断に関する考察

隅肉ルートからの破断はルート幅の絶対長が疲労強度に影響し、本実験のような縮尺模型をもとに実船強度を推定する場合や実船において増厚をする場合には開先に関する考察が必要となる。

隅肉ルートからの破断の可能性のある場所は

- 1) ビルジコーナブラケット板とフェイスの取付部
- 2) ストラットとヴァーティカルウェブ付フェイスの取付部 (実験で再現)

である。

この問題については図 30 に示した開先、板厚と疲労強度の関連が参考となる。

まずストラット基部の瞬時破断を図 30 をもとにして計算 (残留応力を考慮) すれば、(計算値(繰返し数))/(実験値(繰返し数)) $=1.22 \sim 1.35$ となりほぼ妥当な推定となる。

模型ストラット基部の瞬時破断は 100 年以上に相当する繰返しにおいて起こった。また模型では開先が充分とれずルート幅が目標の 4 倍になっていた(繰返し数で約 1/10 になる)。

この事より実船におけるようなフルペネトレーションに近い施工を行えば、模型で約 1000 年、実船で約 500 年相当の繰返しに対して安全である。なおフルペネトレーションの試験片ではブラケット端より発生した亀裂が進展してストラットフェイスの切断に到る (実験例有り)。

ビルジコーナ型の隅肉ルートからの切断の可能性を図 26 の応力分布と図 30 をもとに推定すれば (残留応力を考慮)、改良型実船で実船脚長 6 mm 以上 (通常 10 mm)、増厚型で応力レベルを本実験と同じ (改良型と外力同じ) とすると、 8 mm (通常 14 mm) 以上の脚長を確保すれば破断の可能性はない。

ト) 実験状況、亀裂状況の写真を図 31~37 に示す。

図 30 十字継手の強度

図 31 実験状況

図 32 ビルジコーナ型亀裂状況

図 33 ストラット基部型ブラケット趾端の亀裂

図 34 ストラット基部型瞬時破断亀裂

図 35 ビルジコーナ型亀裂破面

図 36 ビルジコーナ型非貫通亀裂

図 37 ストラット基部瞬時破断亀裂

4.3 直線式構造の疲労寿命概要

イ) 詳細型式が異なった場合の寿命推定略算

本実験において採用した直線式構造の詳細寸法は光弾性、有限要素法等の結果から最適と思われるものを用いているので²¹⁾、実船においてはブラケットソフト端、ブラケット付スティフナ端の寸法比は本実験における値を用いる事がのぞましい。なおブラケット板厚およびスティフナ寸法が本実験におけるものと値が異なる場合の亀裂発生の可能性は以下の手順で略算できる。なおこの際隅肉継手の脚長についての検討も併用する必要がある。各型式の許容応力レベルを脚荷状態で波の谷の時の $\sigma_f (\approx M/I/Y)$ および σ_0 で表わせば表6のようである。

1) 最大応力の推定

これは4.1イ)で述べた方法による。なお最大応力は通常脚荷状態で波の谷の時の場合に起こるのでその時の値を用いる (Permanent Water Ballast Tank の場合)。

2) 寿命の推定 (略算)

最大応力計算値=換算弾性応力とすれば次式により亀裂発生航海数 V_N を求めうる。なお $\sigma_{\max}^{\text{ex}}$, V_N^{ex} は検討する型にできるだけ近い本実験の結果を用いる。

$$\frac{\sigma_{\max}}{\sigma_{\max}^{\text{exp}}} = \frac{\left(C_P \left(\frac{V_N}{56} \right)^{-K_P} + C_e \left(\frac{V_N}{56} \right)^{-K_e} \right)}{\left(C_P \left(\frac{V_N^{\text{exp}}}{56} \right)^{-K_P} + C_e \left(\frac{V_N^{\text{exp}}}{56} \right)^{-K_e} \right)}$$

表 6 許容応力*レベル比一覧 (kg/mm²)

型 式	ビルジコーナ型		ストラット基部型
	σ_0 : ブラケット縁辺中央の値	σ_f : ブラケット端より30mm離れたフェイスの応力 ($\approx M/I/Y$)	$\sigma_{\max}$: ブラケット縁辺の最大値
基準基本型	7.7	9.8	21.9
改良増厚型	15.3	21.4	—
基準小ブラケット型	16.0	16.0	—
両側スティフナ型	14.7	18.7	—
ウェルド型	15.0	19.0	—
リブ型	12.6	16.1	—
改良型	12.1	15.4	26.2
改良誤差型	10.8	13.7	26.2

* 許容応力は 160 voyage で亀裂を発生しない応力ただし引張最大応力 (Ballast in the trough) で表わした場合。

なお直線肘板は通常の R 型に比べ発生はしやすいが伝播は遅く、亀裂発生推定値に乗算する安全率は通常 R 型より低くとして良い。

3) 伝播について

亀裂発生後は、実験の型式は伝播速度が遅いため発生寿命を航海数 30 (4 年) 以上におさえれば亀裂は 20 年相当繰返し以内に板を貫通しない。

ロ) 寸法効果、開先脚長に関する考察

本実験結果をもとに実船の強度を推定する場合、寸法効果がまず第一の問題となる。この場合亀裂の発生点であるまわし溶接趾端についてはその幅が実船では大きくなり、さらに溶接棒の棒径が大きくなるためアンダーカット量がわずかであろうが大きくなる事が予想される。幅については楕円亀裂の計算では幅の強度に与える影響はほとんどない事から溶接趾端幅は亀裂発生寿命にほとんど影響しない事がわかり、また棒径についてはアンダーカット量が倍になったとしても寿命 (繰返し数) は大雑把に 1/2 になる程度である。アンダーカット量の定量的把握も困難であるので、この効果はバラツキとみなすべきであろう。したがって趾端からの発生寿命に与える寸法効果の影響は、基礎突合わせ継手の S-N 曲線のバラツキと同程度であろう。

実船における伝播と、模型におけるそれとを比較してみる。伝播法則を $dc/dN = \alpha (\Delta K)^4$ とし、模型縮尺を $1/n'$ とし、初期亀裂の寸法比を $1/m'$ とすれば一般的に $n' > m'$ であるので

$$\int_{m'c_0}^{n'c} dc / \alpha (\Delta K)^4 \Big/ \int_{c_0}^c dc / \alpha (\Delta K)^4 \leq 1/n$$

となる。

同一の破断型式に対する寿命は実船より模型の方が長く最大約 n 倍となるが、本実験程度の縮尺では図 29 を参照すれば推定誤差の範囲である事がわかる。

寸法効果によって破断形式が異なる可能性のあるものは隅肉溶接のルートからの破断である。これについては前節の考察が適用できる。ごく大雑把には本実験の模型の 2.5 倍拡大程度の実船では通常用いられる脚長 (模型の 2.5 倍拡大程度) を使用しても問題はないが、ブラケットの板厚が 30 mm にも達するような大型船では、ブラケットとフェイスの取付部分およびストラット基部の瞬時破断箇所では開先を充分とるか脚長を増す必要がある。

ハ) 工作誤差に関する考察

工作精度上は前節で述べたルートから瞬時破断の可能性のある場所の脚長確保とルートギャップの管理およびスティフナ端のまわし溶接部の精度管理は充分行う必要がある。またブラケット付スティフナ端とトランスのフェイスの距離は溶接のラップのないよう確保する必要がある。

ブラケットの取付誤差 (δ, θ, φ) は本実験で与えた誤差程度では強度にさほど影響を与えないが、取付け誤差はできるだけ少なくすることがのぞましい。

5 結論および今後の問題

節労化をめざした直線式構造のうち実船に採用しうる可能性の強い型式のものについて、20 万トンタンカーをモデルにそのビルジコーナ、ストラット基部の 1/2.5 の縮尺模型について系列的にプログラム疲労試験および破壊力学による解析を実施した。

その結果次の結論を得た。

- 1) 実験において検討した直線式構造は、ビルジコーナ型、ストラット基部型とも実船に採用しても板を貫通するような亀裂を生ずるにはいたらない。
- 2) 実船採用の際の検討は、各船毎に応力状態が異なるため各船毎に応力の検討を行い本実験および解析結果をもとに寿命を推定する事がのぞましい。

またビルジコーナ型では振動および流体圧等による面外変形に対処するためにリブ等により面外剛性をます事が必要である。

- 3) 応力分布の実測値は有限要素法等と比較的良好一致を示し、また最大応力は N. V. のチャートにより推定しうる事を確認した。

- 4) 本実験の疲労強度の実験値 (亀裂発生および伝播) は K 値解析と歪論をもとにした解析によってほぼ説明

できる。船における類似構造の寿命推定は軟鋼構造で溶接部から亀裂が発生するものについては本研究の方法がある程度適用できるものと思われる。

なお K 値解析にあたっては精度向上のために今後つめるべき問題も多く、安全性判定のための信頼性工学の適用、複雑な型状における K 値解析の研究等を総括して部材の疲労寿命推定法の確立をめざす必要がある。

また節労化構造として種々の部材について案が示されており(たとえば文献 21)), その構造の問題点が疲労強度である事が多く、次の機会に検討したい。

なお本研究の実験は SR 110-D 2 の一環として行ったものでご助言をいただいた中村主査に感謝すると共に有益な討論をして下さった造船学会溶接研究委員会第1分科会主査金沢教授および委員各位に感謝する。

また研究の機会とご助言をいただいた社内長崎造船所永元課長、長崎研究所森室長、広島研究所寺本室長および実験にあたってご助力をいただいた広島研究所花本幹夫君にお礼申し上げる。

参 考 文 献

- 1) L. Tall: Initial findings from a study in low cycle fatigue of welded A. S. T. M. A. 514 steel, Fatigue of welded structures conference 1970.
- 2) Uchimoto et al.: Study on fatigue crack propagation in aluminum alloy sheet, M. T. R. Vol.7, No. 5.
- 3) 石田 誠他: 航空機用金属材料における疲れ亀裂進展について, 日本造船学会溶接研究委員会第一分科資料 (1972).
- 4) T. W. Crooker, E. A. Lange: The influence of yield strength and fracture toughness on fatigue design procedures for structural steel, Fatigue of welded structures conference 1970.
- 5) Shingaya et al.: Estimation of fatigue crack propagation life of large flat steel plates by fracture mechanics M. T. R. .
- 6) S. J. Maddox: Fatigue crack propagation in weld metal and heat affected zone material, W. I. Research Report (1969).
- 7) R. C. Shah and A. S. Kobayashi: Stress intensity factors for an elliptical crack under orbitory normal loading, (PREPUBLICATION COPY).
- 8) R. C. Shah and A. S. Kobayashi: Stress intensity factors for an elliptical crack approaching the surface of a semi infinite solid, (PREPUBLICATION COPY).
- 9) Lamb: Ocean wave statics.
- 10) 渡辺恵弘: 再び船体の最大曲応力の統計的推定について, 造船協会誌第 429 号.
- 11) 田島 他: 80 kg/mm² 級高張力鋼の鉄道橋への適用, 川重技報.
- 12) K. Iida: Crack initiation life in low cycle fatigue, 1971 International Symposium of the Japan welding Society.
- 13) A. S. M. E. SEC. III 1971.
- 14) J. D. Harrison et al.: The effect of weld defects with special reference to B. W. R. A. research, IWNDTC (1967).
- 15) K. Jerrom: The use of a finite element stress analysis computer program for the evaluation of stress intensity factors, C. E. G. B. 1970.
- 16) Hayashi: Plane stress calculation program (6 node method), M. T. R. Y.
- 17) J. J. W. Nibbering: Low cycle fatigue problems in shipbuilding, Fatigue of welded structures conference 1970.
- 18) H. D. Tangen: Some relevant parametars for bracket design, N. V. Report 70-39-S.
- 19) 西部造船会技術会報告第 9 号.
- 20) H. Ando, K. Takahashi et al.: Experiments on the strength of large tankers in service, S. N. A. J.
- 21) 造船所における省力化に関する調査研究, 日本造船研究協会第 110 研究部会.
- 22) 的場: 楕円亀裂に関する考察とその曲面板への応力 (未発表).
- 23) 永元, 牛島, 坂井, 宍岐, 的場: 直線式構造の疲労強度に関する研究, 西部造船会 '72 春季講演会.
- 24) 的場: 十字継手の強度 (未発表).
- 25) SR 109 報告書のうち三菱広島研究所実施のデータより.