

社 团 法 人

# 日本造船研究協会報告

第 38 号

昭 和 39 年 6 月

---

高張力鋼の高速船船体構造への応用に関する研究……………第 46 研究部会

Application of High Tensile Steel on the Sturucture  
of High Speed Ships

……………The 46 th Research Committee

---

The Report  
of the  
Shipbuilding Research Association  
of Japan

Tokyo, JAPAN

No. 38

June 1964

### 第 46 研究部会委員名簿

主　　查	吉　識　雅　夫			
幹　事	西　牧　興	三　木　三　省	甲　斐　敬　二	鶴　田　彰　介
	土　松　英　雄	栗　田　省　吾	堀　浩　一	山　本　善　之
委　員	小　島　穀　男	伊　藤　博　美	寺　沢　一　雄	渡　辺　恵　弘
	八　木　順　吉	藤　田　讓	秋　田　好　雄	杉　野　茂
	楠　田　忠　雄	湯　口　俊　一	国　安　常　雄	能　登　隆　一
	祝　輝　彦	竹　越　彦　一　郎	服　部　堅　一	塚　本　周　吉
	八　田　公　雄	河　野　卓	佐　野　川　谷　安　治	中　井　宇　三　郎
	野　村　義　三	上　藤　道　雄	中　山　三　郎	田　井　虎　一
	岡　部　利　正	西　岡　正　美	山　口　勇　男	舛　田　吉　郎
	安　藤　文　隆			

### Membership of the 46 th Research Committee

Chairman	Masao YOSHIKI		
Secretaries	Ko NISHIMAKI	Sansei MIKI	Keiji KAI
	Hideo DOMATSU	Shogo KURITA	Koichi HORI
Membens	Nobuo KOJIMA	Hiromi ITO	Kazuo TERASAWA
	Junkichi YAGI	Yuzuru FUJITA	Yoshio AKITA
	Tadao KUSUDA	Shunichi YUGUCHI	Tsuneo KUNIYASU
	Teruhiko IWAI	Hikojiro TAKEGOSHI	Kenichi HATTORI
	Kimio HATTA	Taku KONO	Yasuji SANOGAWAYA
	Yoshizo NOMURA	Michio KAMITO	Saburo NAKAYAMA
	Toshimasa OKABE	Masami NISHIOKA	Isao YAMAGUCHI
	Fumitaka ANDO		Usaburo NAKAI
			Toraichi TAI
			Kichiro MASUDA

# **Researches on the Application of High Tensile Steel to the Structure of High Speed Ships**

## **Abstract**

### **1. Ship Structure and High Tensile Steel**

By introduction of high tensile steel to ships, more rational structural design can be possible. Structure of high tensile steel are characterized by

- (1) higher working stress
- (2) thinner thickness
- (3) larger flexibility
- (4) higher ratio of yield stress to ultimate strength

Accordingly, high tensile steel cannot be adopted structures without sufficient data for the following

- (1) local strength
- (2) buckling strength
- (3) corrosion allowance for thickness
- (4) plastic behaviors
- (5) low cycle fatigue

To clarify these problems, the 46th Research Committee of the Shipbuilding Research Association of Japan had been established (1960-1963). The results of the experimental investigations conducted by the Committee are reported in the following:

### **2. Application of High Tensile Steel as the Reinforce of Stress Concentrated Part**

A series of experiments was done to study the effect of high tensile steel used as thereinforce of stress concentrated parts. Models used were as shown in Fig. 2·1, in which hatched parts were reinforced with high tensile 60.

Mechanical properties of materials were listed in Table 2·1. Stress distribution and deformations of models were measured by the uses of electric wire-resistance strain gauges and dial gauges, respectively.

To observe the state of propagation of plastic zone on each model, brittle lacquer was painted on the surface, some of which are shown in Photo. 2·3, 2·4 and 2·5. Measured values were summarized as shown in Table 2·3.

In the case of Type-A2 or Type-3 model, where high tensile steel was inserted only in the corner of opening, stress distribution at the corner section differed extremely from those of the other models at the range beyond yield load, and the maximum load was comparatively lower.

Type-4 model, which was reinforced by high tensile steel along opening side, had comparatively higher yield load. As to the maximum load, however, it did not always superior to the all-mild steel structures.

### 3. Tensile Strength of Combined Structures of High Tensile Steel and Mild Steel

In order to investigate plastic behavior of combined structures 60 kg/mm<sup>2</sup> class high tensile steel and mild steel in tension, two types of specimens were tested; one is of high tensile 60 and mild steel plate, and the other of mild steel plate and high tensile 60 girder.

As the point of marked change of load-strain diagram the flow stress of combined structures were determined, and it can be calculated as the avarage of yield stresses of materials taking the sectional area ratio into consideration. Furthermore fractures started at welded seams.

### 4. Stress Distributions at the End Part of Inserted High Tensile Steel

This experiment was done to make sure if any trouble occored or not at the end part of high tensile steel inserted partially as the reinforcement member of mild steel structure.

Models tested were as shown in Fig. 3.2.1, that is, four types of butt joints were chosen. Mechanical properties of used materials were as shown in Table 3.2.1. Stress distributions at each end part of inserted high tensile steel were measured by the use of wire resistance strain gauges. It was shown from the results obtained that no fatal trouble arised with respect to the butt joint.

### 5. Bending Strength of Beams

In order to obtain data on the ultimate strength of the stiffener which is the basic member of shell construction of a vessel, stiffeners in conjunction with plates were tested by pure bending, and the condition of collapsing the full plastic moment ( $M_p$ ) of the stiffeners were investigated.

Stiffeners were of inverted angle (built-up type), bulb plate and flat bar for which we applied either mild steel, high tensile steel or their mixture as reffered to Tables 4.1 and 4.2.

The size and sectional shape of the test models are shown in Fig. 4.1 and 4.2. The test models were loaded at two points as shown in the same figures.

As the test results, Figs. 4.3~4.6 furnish bending moment-curvature curves ( $M-\phi$ ) and Figs. 4.8~4.10 the distribution of strain.

As the conclusion, it follows that

- (a) In the case of a simple beam treated in this section, the beam theory and the plastic design are effective to determine the collapsing strength.

- (b) There is a tendency that deflection increases rapidly as if loaded beyond  $M'p = (1.1 \sim 1.6) My$ .

## 6. On the Bending of Deep Beams

Series of Bending tests of deep beam and web girder were performed. The results are as follows:

- (a) Maximum loads of deep beams and web girders of ship hull depend chiefly upon the buckling of face bar.
- (b) Buckling load and pattern of face bar change with length-breadth ratio or breadth-thickness ratio of face bar.
- (c) From these results, the guidance for design of detail construction can be obtained.

## 7. Strength of Stiffened Plates Subjected to Lateral Pressure

In order to investigate the strength and plastic behaviour of rectangular plates stiffened in one direction, twenty models were loaded laterally by hydraulic pressure to failure. Structures of this type can be widely seen in ship as shell platings and bulkhead platings.

These models, having loaded area of  $470 \text{ mm} \times 940 \text{ mm}$ , are classified according to the combination of materials for plate and stiffener (mild steel and high tensile steel), and to the variation of rigidities, shape and spacing of stiffeners.

Models were set to the pressure (allowable pressure:  $100 \text{ kg/mm}^2$ ) to be fixed at all edges and were welded to the testing apparatus to restrain axial displacement.

In the course of experiments, hydraulic pressure was increased step by step, and stresses and lateral displacements of panels were measured at each step of pressure. The experimental results are reported in this paper.

## 8. Collapsing Strength of Ordinary Bracket

This experimental research was done with the object of obtaining the basic data on the collapsing strength of ordinary bracket. Two kinds of materials, mild steel and high tensile steel, were used for the bracket plate. Of each of them, depth of bracket, width of flange, lapped length of beam and bracket etc. were altered systematically.

Results obtained are summarized as follows.

- (a) Collapsing strength improves obviously by using high yielding stress steel for bracket plate.
- (b) Width of flange effects remarkably upon the collapsing strength of bracket, and this effect seems to become constant if the width grows above a certain level.
- (c) Moment comes to be maximum when the rotating angle against the connecting corner reaches to about  $0.01 \text{ rad.}$ , and the capacity of rotation at the maximum moment is nearly equal to  $0.1 \text{ rad.}$

(d) Stress concentrates in the neighbourhood of beam, especially at the toe part of bracket.

(e) Collapsing of bracket is accompanied with the lateral protrusion of its center line, and the shape of stress distribution on the line is gradually constant irrespective of the shape of bracket.

(f) By the collapse of bracket, there grows comparatively clear plastic hinge lines on the surface, the types of which are as shown in Fig. 6.19.

On the extremely rough assumptions, the collapsing moments for both types are calculated as follows:

for the bracket of no flange or narrow flange,

$$M_c = m_p \frac{\sqrt{2}l_1 + l_2}{\sqrt{\varphi_0}} + \frac{\sigma_y tb}{4\sqrt{\varphi_0}} \quad \dots\dots\dots (i)$$

for the bracket of wide flange,

$$M_c = m_p \frac{\sqrt{2}l_1 + l_2}{\sqrt{\varphi_0}} + \frac{2 + \sqrt{2}}{\sqrt{2}} \frac{am_p}{\sqrt{\varphi_0}} \quad \dots\dots\dots (ii)$$

where,  $m_p$ —full plastic moment per unit length of plastic hinge line

## 9. Low Cycle Fatigue and Noct Effect

The results of the low cycle fatigue tests, carried out on both the mild steel specimens and the  $60 \text{ kg/mm}^2$  high tensile steel ones are as follows:

(a) Minimum life (number of cycles at which rapid reduction in fatigue strength occur) is different in both materials. That of  $60 \text{ kg/mm}^2$  high tensile steel is fairly larger than that of mild steel.

(b) Fatigue strength ratio ( $\sigma_N \text{ HT}/\sigma_N \text{ MS}$ ) on plain specimens is almost equal to the ultimate strength ratio of materials ( $\sigma_B \text{ HT}/\sigma_B \text{ MS}$ ). The same results are shown by notched specimens.

(c) In the range of very short life, fatigue strengths of notched specimens are slightly larger than that of the plain specimens on both materials.

## 10. Deep Bracket

The series experiments were carried out under statical and low cycle repeated load using the models of deep bracketed connections constructed of both  $60 \text{ kg/mm}^2$  high tensile steel and mild steel. By these experiments, the following results are obtained.

(a) The larger is the inner radius of bracket, the greater is both statical and low cycle fatigue strength, but the outer radius of rounded gunwale model has little effect upon the strength. Tripping bracket attached to the web plate is very effective for improving both statical and low cycle fatigue strength, but the scallop on the corner of the web plate decrease the strength remarkably.

(b) The ratio of low cycle fatigue strength of high tensile steel model to that of mild steel model is larger than the ratio of statical strength on the experiments of deep bracket and is less than the ratio of statical strength on the experiments of rounded

gunwale model. The reason of this contrary tendency in low cycle fatigue strength of two experiments can be considered mainly the difference of the welding conditions between the deep bracket models and the rounded gunwale models, so it is necessary to be performed further investigations in order to clarify the suitability of adopting high tension steel to the hull structure of a ship.

## 11. Low Cycle Fatigue of High Tensile Steel

In order to obtain the fundamental data on the fatigue strength of high strength steel plates used in ship structure, the Committee conducted fatigue tests on three kinds of high strength steels, namely HT 50,\* HT 60 and HT 80, as well as on a mild steel SM 41. The experimental work includes pulsating tension tests, rotatory bending tests and pulsating bending tests.

Main purpose of the pulsating tension tests was to investigate the fatigue strength of the strength of the steels subjected to a repeated load of low cycle and to determine their endurance limit. The effect of welding on the fatigue strength of the steels was also studied. In the pulsating tension test, 10 mm thick plain specimens and butt-weld specimens (longitudinally butt-welded specimen and transversely butt-welded one) with the weld reinforcement on were used, the shape and the dimensions of which are designated by the Japanese Industrial Standard Z-3103-61.

The rotatory bending test was carried out mainly with repeated loads of high cycles to secure the fatigue limit of the steels. Tested specimens, notched or unnotched, were those taken from mother metal and transversely butt-welded specimens (both manually welded joint and automatically welded one). All the specimens were machined out and the diameter of their parallel part was 12 mm. On the other hand, the pulsating bending test of plates was made on simply supported mild steel and high strength steel beams subjected to a lateral repeated load.

The test results as obtained in this research work are summarized in the following items.

(a) In the case of the pulsating tension tests, the S-N curves were almost parallel to the N-axis in the high stress range (the maximum stress exceeded 90 per cent of the tensile strength of steel), where no significant difference was found in the fatigue strength between the butt-welded specimens and the plain specimens, and the mode of fracture was the necked-out type such as occurred in an ordinary static tension test. When the maximum stress was lower than 90 per cent of the tensile strength, considerable decrease in the fatigue strength of the butt-welded specimens was found as compared with that of the plain specimens. In this region, the mode of fracture was the fatigue-fracture type accompanying with small plastic deformation of the specimen. Furthermore, in highly stress-concentrated specimens (such as the transversely butt-welded specimens with reinforcement on) the significant decrease in the fatigue strength

---

\* HT50, HT60 and HT80 are high strength steels of which the tensile strength is 50, 60 and 80 kg/mm<sup>2</sup>, respectively.

appeared at comparatively smaller number of cycles of the repeated loading.

(b) The transverse butt-welded specimens showed fairly lower fatigue strength than the plain specimens. It is considered that the decrease in the fatigue strength of the transverse butt-weld specimens was caused by stress concentration at the reinforcement together with the metallurgical deterioration of the material due to welding. In the case of the mild steel and HT 50 high strength steel, however, the metallurgical effect was not so significant as in the case of the quenched and tempered steels, HT 60 or HT 80 steels. In fact, the endurance limit of the transversely butt-welded specimens of HT 80 steel was approximately equal to that of the mild steel.

(c) Results of the rotatory bending fatigue test also revealed that the fatigue strength of the butt-weld specimens of the quenched and tempered steels considerably decreased as compared with that of the mother metal specimens.

(d) The pulsating bending test proved some advantages in steels of superior ductility, and the test results indicated a close correlation between the fatigue strength and the tensile properties of the steels.

It is concluded from the test results that, a careful attention should be paid in the design and fabrication of the structural members of ships, especially at the part of stress concentration, when using high strength steels to those members where higher working stresses are usually assumed than in the ordinary steel constructions. This must be particularly emphasized in the case of the application of quenched and tempered high strength steels into the welded joint of the structure from the view-point of the fatigue strength under repeated loads.

## 12. Low Cycle Corrosion-Fatigue of High Tensile Steels

Recently, minute cracks are frequently observed in ship structure and it is supposed that these are due to fatigue, especially low cycle fatigue. Owing to the environment of ship, it is also believed that the simultaneous action of corrosion and fatigue contributes to the initiation and propagation of a crack. These factors are important as well in applying the high tensile steels to the construction of ship. In this paper, the corrosion-fatigue properties of high tensile steels at low cycles were investigated and the following conclusions have been obtained:—

(a) The relation between  $\log S$  and  $\log N$  is expressed by a straight line in air and in sea water, respectively, and the slope of the straight line in sea water is steeper than that in air.

(b) At very high stresses, in which the time required to fracture is short, the effect of corrosion is not clearly observed, but the lower the stress, the clearer the effect of corrosion.

(c) The influence of frequency of repeated stress was investigated, and at the same stress, the higher the frequency of stress, the larger the number of repetitions to fracture. This tendency is more remarkable in sea water than in air.

(d) The depth of crack around the groove of the specimen at fracture is nearly

constant at the same stress regardless of the test conditions—in air, in sea water or in any frequency of stress.

- (e) The rate of crack propagation in sea water is larger than that in air.
- (f) The change in deflection of test specimen during testing is similar to that of the depth of crack due to fatigue or corrosion-fatigue.

### **13. Stress Corrosion of High Tensile Steel**

This experimental research was done to know the character of high tensile steel regarding to the stress corrosion in comparison with that of mild steel. Mechanical properties and chemical compositions of tested materials were as shown in Table 9.2.1 and 9.2.2.

Test was done in the air and in 4% NaCl liquid at the temperature of 20°C, and the load was chosen so that the stress grew on the test piece between the ranges of  $0.5 \sigma_Y$  and  $1.2 \sigma_Y$ .

Reduction of diameter of each test piece was measured precisely after the test period of eighteen days, and the results obtained were as shown in Fig. 9.2.3. It should be said from these results that high tensile steel has more excellent anti-stress-corrosive property than that of mild steel.

# 高張力鋼の高速船船体構造への応用に関する研究

## 目 次

第1章 緒 言 .....	( 1 )
第2章 応力集中部への高張力鋼の使用 .....	( 3 )
第3章 高張力鋼と軟鋼の混用材の引張強度 .....	( 11 )
第4章 高張力鋼と軟鋼の混用材の曲げ強さ .....	( 21 )
第5章 高張力鋼と軟鋼の混用防撓板の強度 .....	( 37 )
第6章 ブラケットの圧壊強度 .....	( 49 )
第7章 応力集中部と疲労強度とディープブラケット .....	( 60 )
第8章 高張力鋼および軟鋼の疲労強度 .....	( 84 )
第9章 高張力鋼の腐食疲労と応力腐食 .....	( 101 )
第10章 結 論 .....	( 109 )

# 高張力鋼の高速船船体構造への応用に関する研究

## 第1章 緒 言

船体構造の合理化の一環として、高張力鋼を使用することが考えられる。高張力鋼の使用により、船体構造を軽量化し、工作建造を容易にする可能性もある。しかし、過去において船体構造に高張力鋼が用いられたのは、主として大型客船および艦艇であり、しかも鉄構造の時代のことである。したがって、高張力鋼を現代の船体構造に適用するとき幾多の問題が生ずる。ここでは構造上の問題点に限ることにする。

船体に加わる荷重で特に重要な波浪によるものについては、まだ明らかでない点が少なくないため、船体強度としては比較強度しか検討できない。したがって、軟鋼と高張力鋼との構造寸法の換算法が最も重要な問題となる。軟鋼を用いた船体と同等な強度をもつ高張力鋼の船体梁の断面係数を求めるためには縦強度部材の許容応力と腐食代を知る必要がある。縦強度部材の許容応力は、

- (a) 鋼材の機械的性質、特に降伏応力・抗張力・伸率などに関係する。
- (b) シームおよびバットの溶接箇所およびその近傍の強さ。
- (c) 応力集中部の静的強さ、特に塑性変形の発生とその伝播に関する問題。
- (d) 応力集中部の疲労強度。船体構造に発生するクラックのほとんどは、応力集中部に発生するマイナークラックで、疲労に起因するものが少なくないといわれている。なお、船体ではよごれた環境における腐食がまれでない。
- (e) 圧縮側の許容応力はパネルとしての座屈強度、あるいはロンジなどで補強された板としての座屈強度によって定まる。

などによって定まる。

横強度部材その他については、腐食代は縦強度材と同様な性質をもつものであるが、その強度あるいは許容応力の考え方は縦強度材と異なる。すなわち、各部材の外力に対して抵抗する機能が異なり、肋骨などのように、たえずかなり大きな変動する外力を受けているもの、水密隔壁のように、大なる荷重は船の生涯に高々一度しか受けないものなどあり、その機能にしたがって換算法が定まる。これは部材を構造要素に分けて考察すると多少見とおしやすい。

- (a) 梁あるいは桁、静的強度、横倒れに対する抵抗力、特にそれら相互を接合するプラケットあるいは桁の腕曲部の静的および動的強度。
- (b) 板および防撃板、静的あるいは動的水圧に抗する強さ、面内力に対する座屈強度。  
がその主なものである。

高張力鋼の使用により鋼材寸法が減少すると、腐食代の割合が増加し、板厚の減少は座屈強度を低下せしめ、曲げ応力を著しく高め、固有振動数の減少、たわみの増加などをもたらす。また、防撓板における板とスチフナの割合のバランスの問題もより重要になる。これらの問題点を解明するため、本第46研究部会は昭和35年に発足し、昭和38年まで研究を続けた。この間、昭和35年には設計小委員会を設けて、高張力鋼を用いた船体構造の試設計を行ない、構造上の問題点を明らかにするとともに、経済上の見地からの高張力鋼を用いた船体構造の意義を検討した。また昭和36年には調査小委員会を設け、高張力鋼を用いた船体強度に関する文献調査に基づき、理論研究および調査研究を行ない、その問題点を明らかにするとともに、静的撓みの問題その他に一応の結論が得られた。これら小委員会によって得られた結論については既に報告<sup>1)</sup>済みなので、今回の報告ではこれについてはふれない。

さて、本研究部会は以上の考察と小委員会の研究結果に基づき、従来の研究によって、一応の結果が得られている座屈などを除き、つきの問題について実験研究を行なった。

- (a) 応力集中部への高張力鋼の使用 (担当 日立造船)
- (b) 高張力鋼と軟鋼の混用材の引張強度 (担当 日本钢管・日立造船)
- (c) ディープビームの横倒れ強度 (担当 三菱重工業(旧三菱造船))
- (d) 高張力鋼と軟鋼の混用梁の曲げ強度 (担当 川崎重工業・石川島播磨重工業)
- (e) 高張力鋼と軟鋼の混用防撓板の強度 (担当 三菱重工業(旧新三菱重工業))
- (f) ブラッケットの圧壊強度 (担当 日立造船)
- (g) ディープブラッケットの疲労強度 (担当 三菱重工業(旧三菱造船))
- (h) 切欠材の疲労強度 (担当 三菱造船)
- (i) 高張力鋼および軟鋼の疲労強度 (担当 石川島播磨重工業・日本钢管・川崎重工業・三菱重工業(旧新三菱重工業、三菱造船・三井造船))
- (j) 腐食疲労 (担当 横浜国立大学)
- (k) 応力腐食 (担当 日立造船)

以上の研究結果を以下に述べる。

---

1) 造船研究3巻2号(昭和36.7); 4巻2号(昭和37.7)

## 第2章 応力集中部への高張力鋼の使用

(担当 西 牧 興)

### 2.1 まえがき

構造物では避け難い応力集中部は、寸法の局部的な増加あるいは二重張りなどの手段によって補強するのが普通であるが、これらの部分に高張力鋼を用いて補強などをある程度省くこと、あるいは使用応力の増加を期待することも考えられる。一般に延性材料では荷重が増加して塑性域に入ると、応力集中部は塑性流動のために応力の平均化が行なわれて、応力集中係数は弾性変形の場合よりも低下するが、この部分に高張力鋼を挿入した場合には、問題はやや複雑になるものと思われる。すなわち、現在使用されている高張力鋼は軟鋼に比べて最高荷重を過ぎると絞りの現象が著しくあらわれること、軟鋼と高張力鋼の混用により塑性域の状態が不連続になるために軟鋼のみによる状態から、その現象を類推することは危険であること、あるいは高応力下における疲労特性が高張力鋼の場合、軟鋼に比較してやや劣っているのではないかといわれていることなどの点から、このような混用構造については、一応十分な調査を行なう必要があるものと考えられる。この研究はその一端として、船体の倉口隅部などのとき有孔平板の応力集中部に高張力鋼を混用した場合の静的荷重下における塑性域に入って以後の挙動について、実験的に調査を試みたものである。

### 2.2 試験方法

#### 2.2.1 試験模型

試験模型は Fig. 2.1 に示すように、 $1800 \times 900 \times 9$  の軟鋼板の中央に  $440 \times 440$  の開孔を設けたものである。試験模型の板幅と開孔幅との比は一般の貨物船における甲板幅と倉口幅の比にはほぼ等しい。模型は開孔隅部構造を変えて合計 9 箇作製された。Fig. 2.1 中で斜線をほどこした部分が高張力鋼を使用した箇所である。Type A1 および Type A2 は予備試験として行なわれたもので左右隅部寸法は相違しているが、Type 1～Type 6 では四隅とも同一形状である。また Type 1～Type 4 で荷重方向に直角な辺に設けた縁材は、予備試験において高荷重時に中心線付近の開孔縁が凸

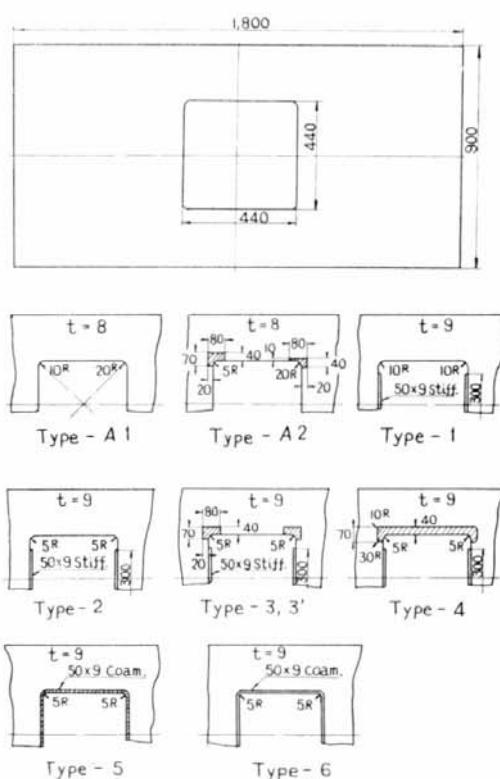


Fig. 2.1 Tested Models

Table 2·1 Mechanical Properties of Materials

Material	Young's Modulus $E$ (kg/mm <sup>2</sup> )	Up. Yield Stress $\sigma_{YU}$ (kg/mm <sup>2</sup> )	Low. Yield Stress $\sigma_{YL}$ (kg/mm <sup>2</sup> )	Tensile Stress $\sigma_B$ (kg/mm <sup>2</sup> )	True Breaking Stress $\sigma_T$ (kg/mm <sup>2</sup> )	Elongation [G.L.=50] (%)	Reduction of Area (%)
M. S. { A-1 ~3' 4~6	$2.15 \times 10^4$	29.3	28.7	47.0	83.0	37.6	53.5
	$2.13 \times 10^4$	26.7	26.0	43.4	75.5	27.3	51.9
H.T. 60	$2.16 \times 10^4$	58.8	58.4	66.2	104.6	14.8	52.5

Table 2·2 Data of Chemical Analysis of H.T. 60 (%)

C	Si	Mn	P	S
0.17	0.36	1.13	0.015	0.010

出する変形を生じたので、これを防ぐために設けたものである。

模型作製にあたっては、開孔その他の切断部はすべて仕上げ代を残してガス切断したのち、グライダーワークを行なった。高張力鋼挿入部の溶接はK型突合せとし、高張力鋼側に45°の開先をとった。溶接棒はLB-26を使用した。

模型の材料は、軟鋼はSS-41、高張力鋼はH.T.60(日本製鋼、2H鋼)であり、それぞれの材料の機械的性質をTable 2·1、材料の引張試験による応力-ひずみ線図例をFig. 2·2に、また2H鋼の化学成分分析結果をTable 2·2に示した。

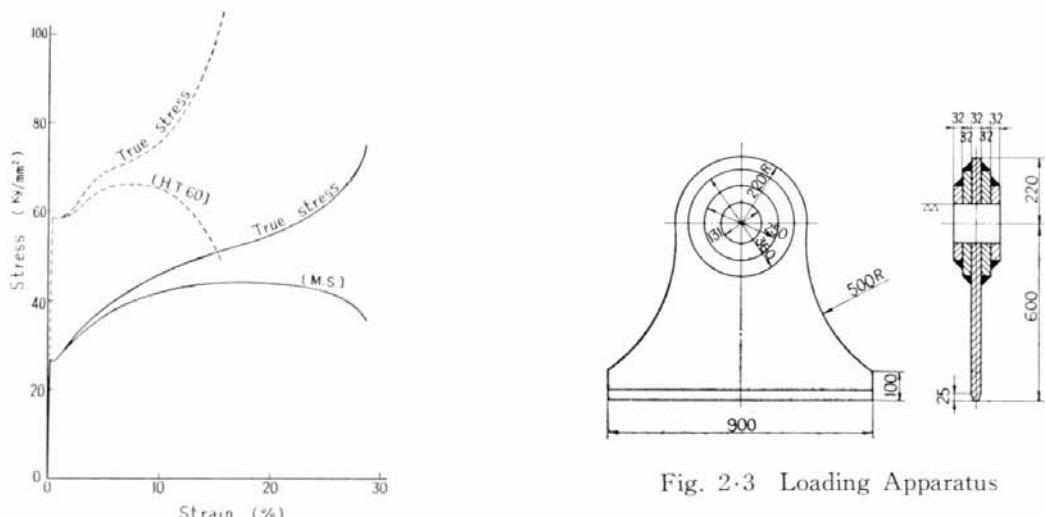


Fig. 2·2 Stress-Strain Curves

Fig. 2·3 Loading Apparatus

## 2·2·2 計測方法

試験模型の端部における応力を一様にするために、Fig. 2·3に示すように十分な剛性を持った引張り治具を模型両端に溶着し、400t型アムスラー試験機によって負荷した。

ひずみの計測には、昭和測器研究所製の箔ゲージ(F-2, F-5, FC-2, FC-5)を使用し、東洋測器(株)製の60点自動切換式記録装置によって計測記録した。

高荷重域での塑性域の拡がりを観察するために、黒墨線を入れた薄ゴム膜を模型に貼布する方法

と、応力塗料による方法とが考えられ、比較検討の結果、後者が採用された。応力塗料のひずみ感度は塗料の組成のみでは定まらず、塗膜の厚さ、塗布方法、乾燥時間、温度、湿度など、ひずみ感度を左右する因子が非常に多いためにその調整が面倒で正確な定量的な解析は困難であるが、今回のような負荷による塑性域の拡がりの状況を観察するには最も適当であると考えられた。使用した応力塗料は関西ペイント(株)製の「ダイラーA」であり、これを研磨した模型面に塗布し、十分に時間をおいて各位置でのひずみ感度を一定に落着かせた後に負荷を行ない、各荷重段階で写真撮影を行なって塑性範囲の拡がり状況を調べた。これと同一の塗布条件で引張り試験片による塗料の亀裂状況を調査した結果、この条件でのひずみ感度は平均0.2%程度であった。

試験模型全長の伸び量、開孔部その他の変形量の計測には、ダイヤルゲージおよび差動変圧器型変位計を使用した。

## 2.3 実験結果

### 2.3.1 実験経過

Fig. 2.4~2.6 に各模型の荷重変形量をとりまとめて示した。

Type A1 模型では約 100 t で開孔部の全断面降伏を生じ、130 t 以上では前述のように開孔横縁の凸出変形が発生した。荷重 152.5 t で半径 10 mm の開孔隅部に生じた著しいくびれの中央から亀裂を生じ、その進行とともに荷重は降下して 142 t で破断した。この模型が他のものに比べて伸び量が著しく大きいのは、凸出変形に因るものと思われる。Photo. 2.1 および 2.2 に変形くびれの状況などを示した。

Type A2 模型では約 95 t で全断面降伏を生じ、127.8 t で挿入した高張力鋼と軟鋼とのバット溶接縁端から亀裂を発生して破断した。破断後の断面調査によりこの亀裂発生は溶接欠陥に起因するも

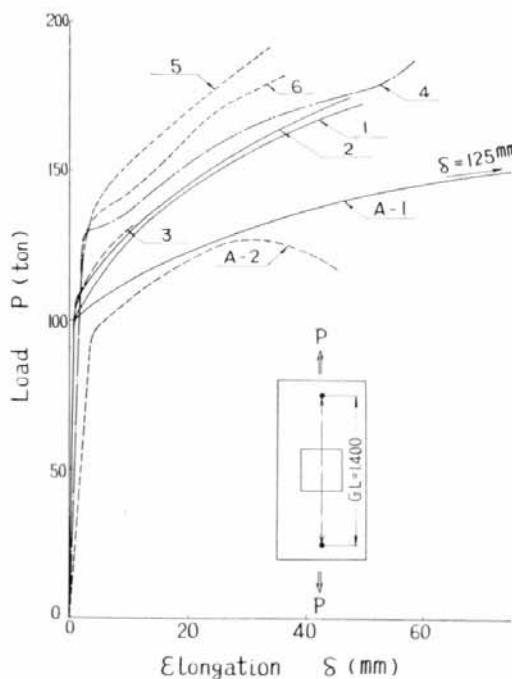


Fig. 2.4 Elongation between Length Over All

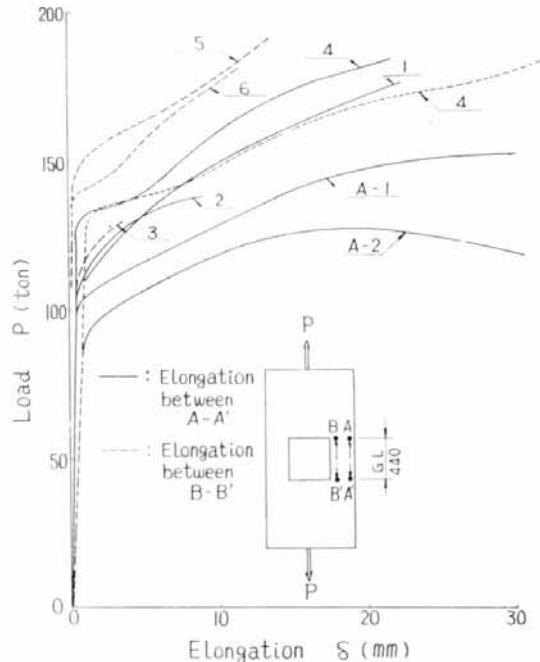


Fig. 2.5 Elongation Along Opening Side

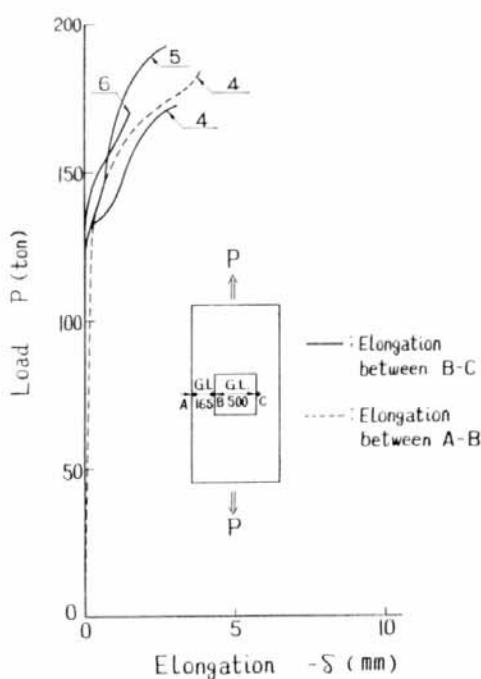


Fig. 2-6 Transverse Deformation



Photo 2-1 Reduction of Plate Thickness at a Corner of Opening (No. A-1)

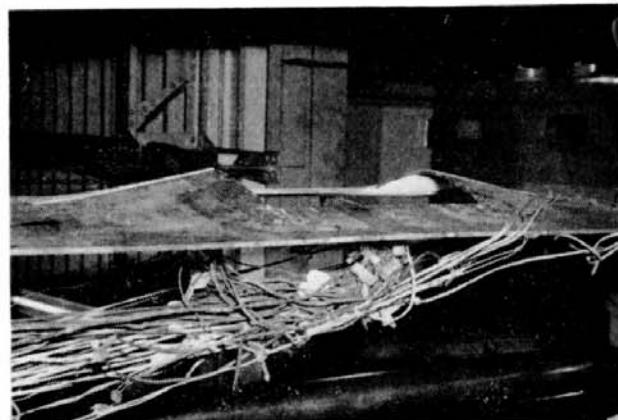


Photo 2-2 Lateral Deformation of Model (No. A-1)

のであることが明らかにされた。

Type 1, 2 模型ではそれぞれ 105 t および 106 t で伸び曲線の傾斜が急変し、最高荷重は 180 t および 190.5 t で隅部から亀裂を生じて破断した。

Type 3 模型では降伏荷重は約 105 t で Type 1, 2 模型とはほとんど変わりないが、最高荷重 135 t で Type A2 と同様にパット溶接縁端から破断した。さらにこれと全く同型の Type 3' 模型を作製して試験を行なった結果は同様な経過をたどって最高荷重 133 t で破断した。これらの破断面を詳細に調査した結果、極めて微細な溶接欠陥が見出された。この Type 3' 模型については破断部の溶接をはつりとて再溶接を行なった後、再び引張り試験を行なったところ、最高荷重 177 t で溶接線を僅かに外れた熱影響部から亀裂を発生して破断した。

Type 4 模型以後は開孔部の横方向変形も計測された。No. 4 模型では 132 t で降伏し、降伏とともに横方向変形も急激に増大している。最高荷重は 185 t に達し、隅部曲率部から破断した。

Type 5, 6 模型はそれぞれ開孔縁全周に縁材をとりつけた場合である。この場合は荷重-伸び曲線から判るように、他の各模型とは異なって、伸びの増加率が急激に増す降伏荷重はあまり明瞭ではなく、しかも全長の伸びに対する降伏荷重と開孔部間の伸びに対する降伏荷重とが違っているような傾向がみられるが、後者の値をとると、それぞれほぼ 145 t および 140 t である。更に最高荷重はそれぞれ 192 t および 180.3 t に達した。破断はいずれも開孔隅部の曲率の中央付近での縁材と母板との溶接の剥離に始まっている。

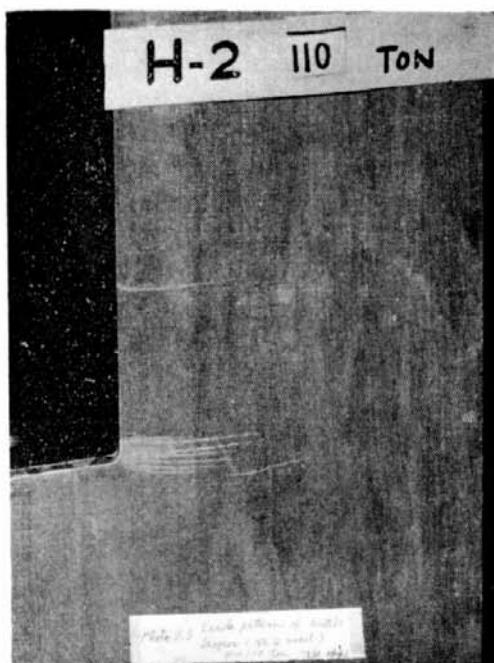
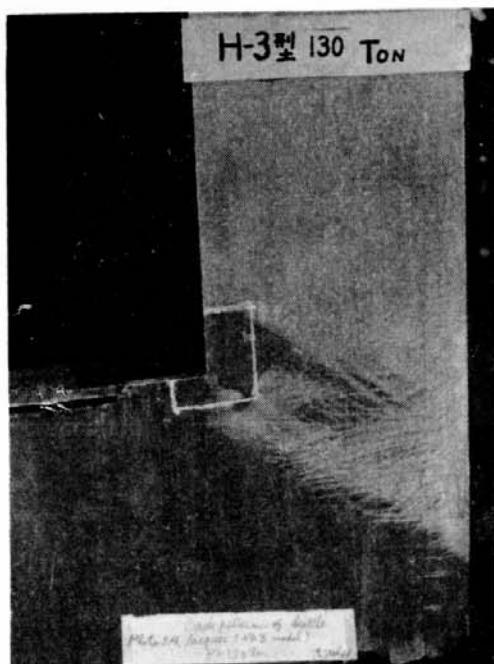
各模型の計測値を総括して Table 2-3 に示した。

### 2.3.2 塑性域の観察

応力塗料による塑性域の拡大状況を観察した結果を次に述べる。Photo. 2-3~2-4 にその一例を示

Table 2-3 Test Results

Model No.	Initial Sect. Area of Opening Side $A_0$ (mm <sup>2</sup> )	Yield Load $P_Y$ (ton)	Max. Load $P_{max}$ (ton)	$P_Y/A_0$	$P_{max}/A_0$	Calculated Yield Load $P_{CY}$ (ton)	$P_Y/P_{CY}$	Area Reduction Rate on the Broken Sect. (%)	Elongation Rate Along the Length Over All (%)	Elongation Rate Along the Length of Opening (%)
A-1	3,680	100.0	152.5	27.2	41.5	95.7	1.05	23.6	8.4	11.9
A-2	3,680	95.0	127.8	25.8	34.7	95.7	0.99	13.6	3.0	7.3
1	4,140	105.0	180.0	25.4	43.5	107.6	0.98	28.5	3.5	11.6
2	4,140	106.0	190.5	25.6	46.0	107.6	0.99	27.6	6.9	14.8
3	4,140	105.0	135.0	25.4	32.6	107.6	0.98	24.5	2.9	9.1
4	4,140	132.0	185.0	31.8	44.7	131.0	1.01	20.3	4.1	7.4
5	5,040	145.0	192.0	28.8	38.1	160.3	0.91	—	2.3	3.0
6	5,040	140.0	180.3	27.8	35.8	131.0	1.07	28.2	2.5	2.6

Photo 2-3 Crack Pattern of Brittle Lacquer  
(No. 2 Model)  $P=110$  tonPhoto 2-4 Crack Pattern of Brittle Lacquer  
(No. 3 Model)  $P=130$  ton

す。すなわち、同写真中で白く現われている箇所が応力塗料に亀裂の入った部分である。これらは詳細に観察する極めて細いひげ状の亀裂であり、その方向によって一応主歪の方向も判断することができる。この亀裂部分が荷重とともに拡大して行く状況を連続的に撮影したもののうち、代表的なものを各模型について示したのが Photo 2-5 である。

全軟鋼の Type 1, 2 模型ではそれぞれ約 80 t および 60 t で隅部から微細な塗料亀裂が始まり、これらは荷重の増加とともに次第に水平に伸長して行く。一方、約 110 t をすぎると開孔部の中間および開孔部を外れた外側縁からほとんど同時に塗料亀裂が生じ、次第にその範囲を増して 120 t で開孔側断面のほとんど全域を覆う。その後はこの亀裂範囲が次第に模型のたて中心線の方向に区域を拡げて行く。

これに対して隅部に高張力鋼を挿入した Type 3 模型では状態は相当に違ってくる。すなわち、約 60 t で開孔部中間の内縁側から塗料亀裂が始まり、水平方向に進展して約 110 t でほぼ全幅を横断する。これがほぼ横断し終った頃、開孔部を外れた外縁での亀裂は次第にその長さおよび幅を増大し、120~125 t で前述の亀裂範囲と外縁側で連続する。このあと、この亀裂の先端は開孔隅部に向って進展し、130 t で初めて高張力鋼部にも塗料亀裂が侵入する。

開孔縁全長に沿って高張力鋼を挿入した Type 4 模型では、荷重 95 t で開孔部中央に近い部分に板幅の中央部から塗料亀裂が始まる。115 t に到り開孔隅部および開孔を外れた外縁部に塗料亀裂が生じ、さらに 125 t では挿入高張力鋼板の端部バット継手部にも発生する。これらは約 130 t でそれぞれが連続する。一方、開孔中間部に始めに生じた塗料亀裂は、このころまではほとんど進展しないが、130 t を越すと開孔内縁の高張力鋼部から塗料亀裂が始まつて斜方向に次々に進展し、約 140 t でほとんど全域を覆う。

開孔に縁材を設けた Type 5, 6 模型の場合は、約 125 t で開孔隅部からそれぞれ斜上下方向に細い亀裂線が入り、これが次第にその幅を増してゆくとともに、約 140 t を越すと開孔中間部にも斜方向の亀裂線が発生し、この両域が完全に融合するのは破断直前である。

### 2.3.3 ひずみの計測結果

抵抗線ひずみ計によって比較的低い荷重範囲でのひずみ分布を計測した結果を次に示す。Fig. 2.7 は Type A1, A2 模型での開孔周辺に沿った弾性域でのひずみ分布である。すなわち、当然のことではあるが、弾性範囲では高張力鋼を隅部に挿入したための影響は全く現われていない。

Fig. 2.8 は荷重が 100 t のときの開孔端曲率どまり断面および開孔中央断面のひずみ分布の比較である。開孔塗部断面の分布によれば、隅部に高張力鋼を挿入した Type 3 模型を除いて、曲率どまり

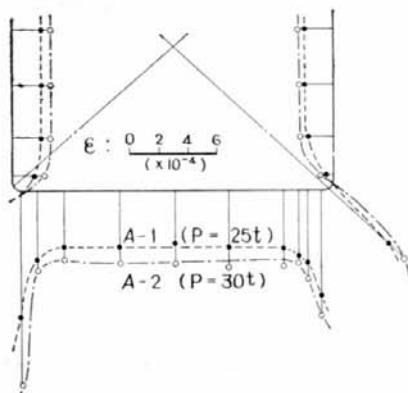


Fig. 2.7 Strain Distribution Along Opening Side

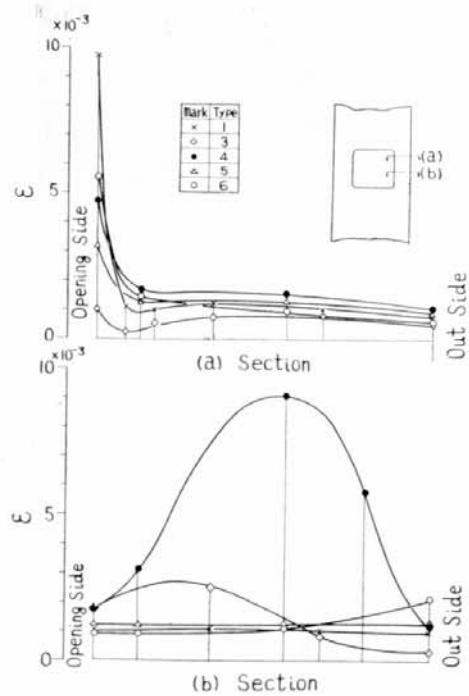


Fig. 2.8 Measured Strain Distributions Along Opening Side Section (Tensile Load=100 ton)

部は局部的に降伏しているが、その幅方向の範囲は比較的せまい。また開孔中央断面では Type 3 模型では孔側に凸になるような曲が他のものに比べてはなはだしく、また Type 4 模型では応力塗料による観測結果にも現われていたように、板幅の中央部に大きなひずみを発生している。

Fig. 2・9 は比較的高荷重域での開孔端曲率どまり断面でのひずみ分布である。これでも隅部に高張力鋼を挿入した Type A2 および Type 3 模型が、他のものとは異なった特異な現象を示しており、ある荷重以上になると、一見、隅部を中心にして回転するような変形を生じていることが判る。

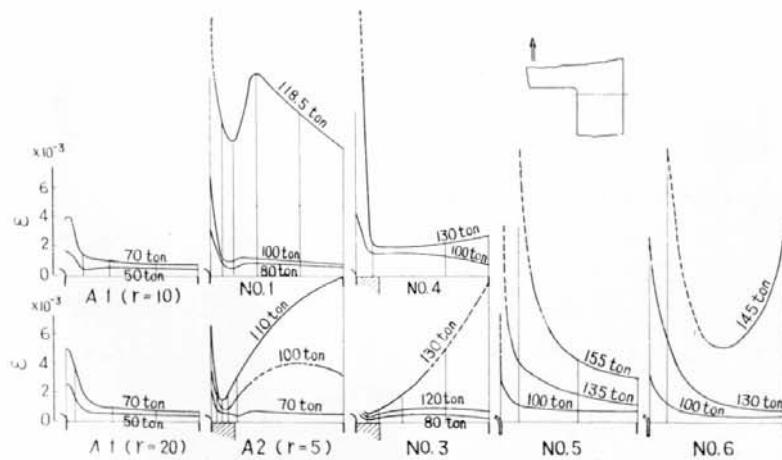


Fig. 2-9 Strain Distributions on Opening End Sections

## 2.4 検 討

次に実験結果について、二、三の簡単な検討を行なう。

### (1) 降伏状況

模型の荷重-伸び曲線から得られた全断面降伏開始荷重と計算降伏荷重とは比較的良く一致する。

高張力鋼を全く使用していない No. 1, No. 2 模型では、降伏は開孔隅から始まり、そこからほぼ荷重方向に直角な断面上を塗料亀裂線が進んで行く。これに対し開孔隅に高張力鋼を挿入する No. 3 模型では、降伏は開孔中央の内縁および開孔部を外れた外縁に始まり、隅部自体は相当高荷重になるまで降伏しないが、断面のひずみ分布をみても明らかなように開孔端と中央両断面で互いに逆方向に分布の傾斜がはなはだしい。これは高張力鋼の隅部への挿入により、開孔側板の内縁側の有効長を減少する傾向を生じていることを示すものと考えられ、構造的にも無理な好ましくない傾向と思われる。

また、開孔内縁の長さ方向に沿って全長に高張力鋼を挿入した Type 4 模型では、降伏は開孔中央の軟鋼部から発生し、これが全幅を横断する前に隅部応力集中部に降伏が生じ、これが先に全断面降伏につながっている。すなわち、挿入高張力鋼を長さ方向に全通させることによって、Type 3 に生ずるような傾向をある程度妨げることができたものと思われる。

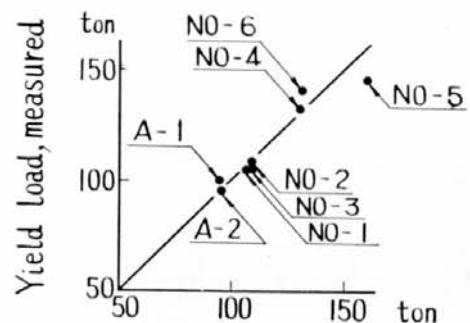


Fig. 2-10 Comparison of Measured and Calculated Yield Loads

Table 2·4  $P_{\max}/P_Y$ 

Model	A1	1	2	A2	3	4	5	6
$P_{\max}/P_Y$	1.60	1.67	1.77	1.34	1.26	1.41	1.20	1.38
$\sigma_{\max}/\sigma_Y$ of M.S. = 1.65								

開孔全縁に縁材を設けた Type 5, 6 模型では、降伏は隅部から模型端部方向に斜め約 30° に伸びた降伏線によって生じている。

## (2) 破壊状況

計測結果から破壊荷重と降伏荷重の比を求めると Table 2·4 のごとくになる。これと開孔間の伸び量とから、全軟鋼の A1, No. 1, No. 2 各模型では材料の最大能力までの強度をほぼ出し得たものと考えても良いが、他の構造模型では実際には更に余剰能力を残しているものと推定される。Type A2, Type 3 模型では、今回の実験では溶接部の欠陥があったこともその一因と考えられるが、溶接部に欠陥がなくても、前述のように構造の不balanceに基く弱点が存在するものと思われる。

また、開孔縁材を有する Type 5, 6 模型では破壊が開孔隅部における母板と縁材の剥離から発生しており、これを防止する構造をとることにより、この比率は向上することができるものと思われる。また、Fig. 2·11 は No. 4 模型の破断後に開孔隅部断面の板厚減少量を計測した結果である。破断した部分と開孔をへだてて反対側の隅断面における板厚減少量をみると、一般部では今まで数パーセントの減少で、軟鋼側では材料の  $\sigma_{\max}$  には到っていないが、隅部ではすでに絞り現象を生じていることが判る。すなわち、最終強度はこの局部的応力集中による絞りによって規定され、これ以上の強度を期待することはできないものと思われる。この結果から最高荷重を問題にする場合には高張力鋼を外縁側に用い、 $\sigma_{\max}$  に達するまでの伸びの大きい軟鋼を開縁孔側に配置するという方法が有利であるという考え方も成立つものと思われる。

## 2·5 む す び

応力集中部に高張力鋼を混用した場合の挙動を調べるために、角形開孔を持つ模型によって引張試験を行ない、塑性域の進展状況、破断強度などを計測した。

その結果を総括すれば次のとおりである。

- (1) 角形開孔の隅部に高張力鋼を挿入する構造は、材料の降伏後を対象として考える場合には好ましくないものと考えられる。
- (2) 開孔縁の全長に沿って高張力鋼を入れた構造では、上記の局部挿入の場合に比較して良い結果が得られたが、なお一般部に余剰強度を残して破断しているようである。
- (3) 開孔縁に縁材をつけた構造では、隅部における縁材の剥離によって破壊を生じた。

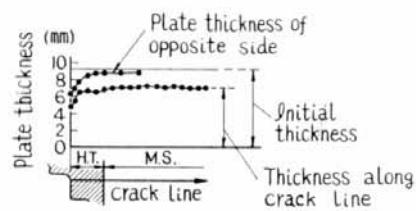


Fig. 2·11 Reduced Plate Thickness Along Crack Line  
(No. 4 Model)

## 第3章 高張力鋼と軟鋼の混用材の引張強度

### 3.1 高張力鋼(HT60)と軟鋼(MS)を縫溶接継手によって混用した場合と軟鋼平板に高張力鋼補強桁を設けた場合

(担当 出口 義治)

#### 3.1.1 まえがき

船体の応力集中部などの高応力部に強度の高い高張力鋼を用いて、従来の二重張りなどの補強手段を省略するとか、あるいは高張力鋼を用いて使用応力を高めるなど、船体に対する高張力鋼の利用方法の開発は重要な問題である。

本研究はその一端として、最も基本的な事項と考えられる高張力鋼と軟鋼とを縫溶接継手によって混用した場合の引張荷重下での機械的挙動を調査しようとするもので、混用試験模型について引張試験を行ない、塑性域での荷重～伸(歪)曲線を求める同時に、降伏点、最大荷重点、Necking の状況などをしらべた。

#### 3.1.2 供 試 材

使用鋼板としては、8 mm 板厚の  $60 \text{ kg/mm}^2$  高張力鋼(NK・HITEN・60B)と軟鋼(SM41・A)各1種を用いた。その機械的性質、化学成分を Table 3.1.1 に示す。

Table 3.1.1 Mechanical Properties and Chemical Composition of Used Steels

Material	Mechanical Properties				Chemical Composition (%)							
	$\sigma_y$ (kg/mm <sup>2</sup> )	$\sigma_b$ (kg/mm <sup>2</sup> )	$\varepsilon$ (%)	bend	C	Mn	Si	P	S	Ni	Mo	V
High Tensile Steel* (HT 60)	49	62	23	good	0.14	1.12	0.42	0.022	0.026	0.49	0.22	0.14
Mild Steel (SM 41)	27	47	31	good	0.17	0.65	—	0.022	0.020	—	—	—

\*HT60: Normalize and Temper Type

#### 3.1.3 試験模型の形状、寸法ならびに混用比

試験模型は Fig. 3.1.1 に形状、寸法を示すように、甲板に高張力鋼と軟鋼を混用した場合を考えた平板混用の場合と、軟鋼甲板に高張力鋼縫桁を混用した場合を考えた桁混用の場合の模型である。

高張力鋼と軟鋼との混用比としては高張力鋼断面積と軟鋼断面積との比をとり、さらに平板混用では高張力鋼を中心配置したもののはかに、外側に配置したものも行なった。桁混用では、高張力鋼を桁として使用した。混用溶接にはすべて高張力鋼用の溶接棒(LB-62)を使用した。なお、素材の引張試験にも同一寸法のものを用いた。これは混用試験模型では、溶接による残留応力の影響が考えら

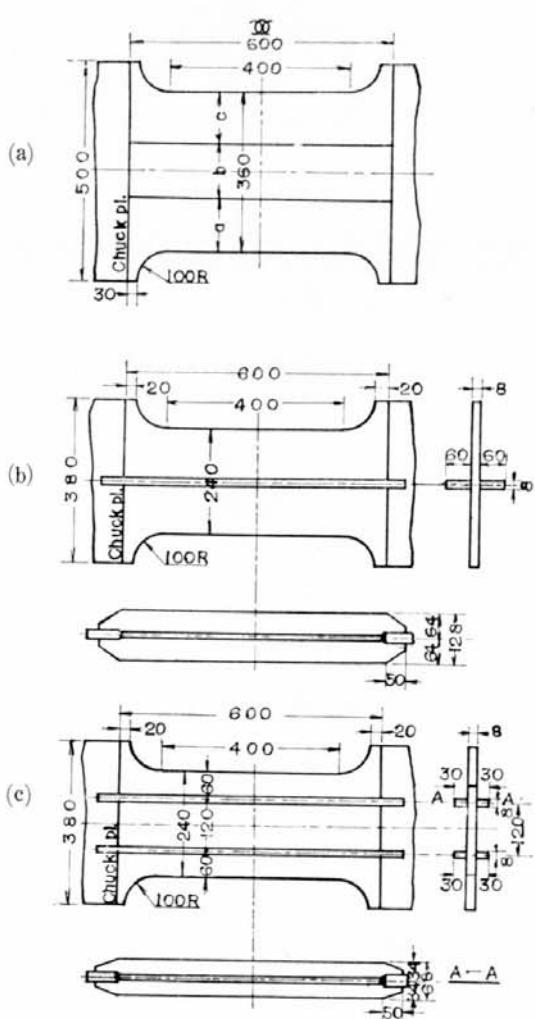


Fig. 3.1.1 Shape and Dimensions of Test Specimen (unit: mm)

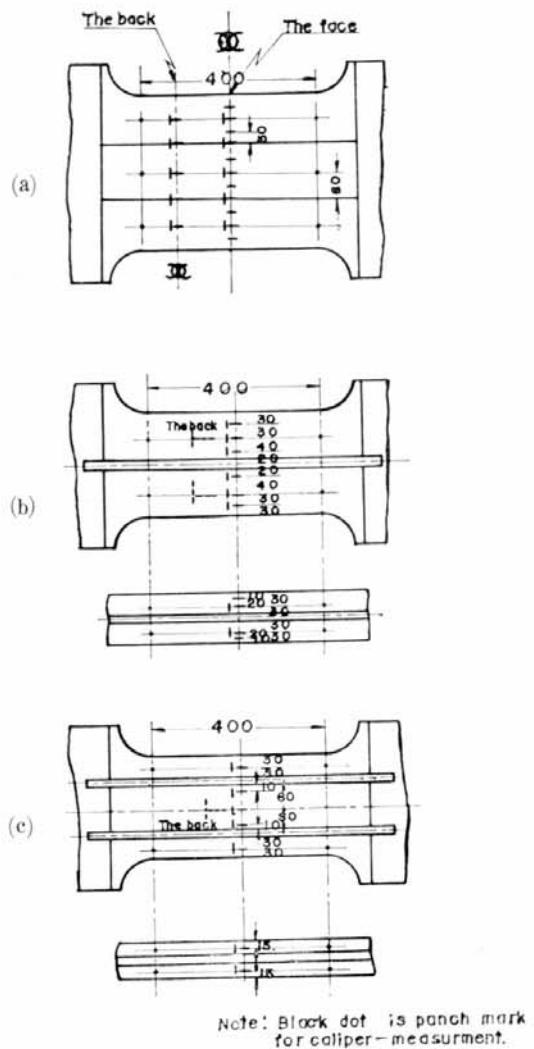


Fig. 3-1-2 Arrangement of Electric Resistance Strain Gauge (unit: mm)

るので、試験を簡単にするため素材の試験用としても混用模型と同じ位置に同一条件で溶接を行なって、その影響が各模型とも同等になるようにした。

Table 3.1.2 に平板混用、Table 3.1.3 に桁混用の場合の試験模型の諸元を一括表示してある。

### 3.1.4 試 驗 要 領

引張試験は 600 t テストリグによって行なった。広幅の試験模型を均等に引張るために特別な治具を作つて、ピンで取付けることにした。ただし試験模型 1・4, 1・5 の試験は 600 t の構造物試験機を使用した。歪の計測には比較的大きな歪(約 6 %)まで測定できる電気抵抗線歪計 LE-1 を使用した。その接着位置を Fig. 3・1・2 に示す。最大荷重点近傍での大きな歪は同図に示すようにあらかじめ刻印したゲージ間で、ノギスをもつて計測した。

### 3・1・5 実験結果ならびに考察

### (1) 平板混用の場合

Fig. 3.1.3 は試験模型に一様に荷重がかかるかどうか、弾性限内で検討したものの代表例(No. 1.1 試験模型)である。それぞれの位置での歪は多少のばらつきはあるが、一様な歪を生じて

Table 3·1·2 Test Specimens (1) (Combined MS Pl. and HT Pl.)

Number of Specimen		a* (mm)	b* (mm)	c* (mm)	Area Ratio (HT/MS)	Remarks
1·1	H T	—	—	—		MS Base Plate
	M S	120	120	120		
1·2	H T	120	120	120		HT Base Plate
	M S	—	—	—		
1·3	H T	—	120	—	1/2	HT in Central Part
	M S	120	—	120		
1·4	H T	—	90	—	1/3	"
	M S	135	—	135		
1·5	H T	120	—	120	2	MS in Central Part
	M S	—	120	—		

\* : Refer to Fig. 3·1

Table 3·1·3 Test Specimens (2) (combined MS Pl. and HT Girder)

Number of Specimen	Shape	Area Ratio (HT/MS)	Remarks
2·1	Single Girder		MS Base plate
2·2	"	1/2	
2·3	Double Girder	1/2	

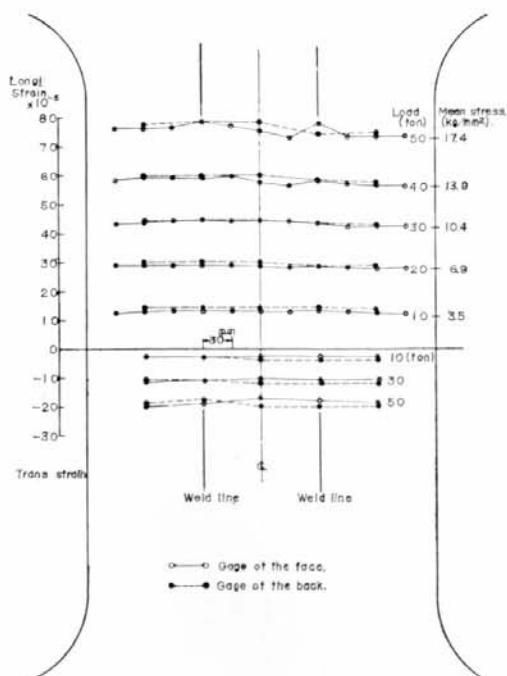


Fig. 3·1·3 Strain Distribution on Specimen of No. 1·1 (MS)

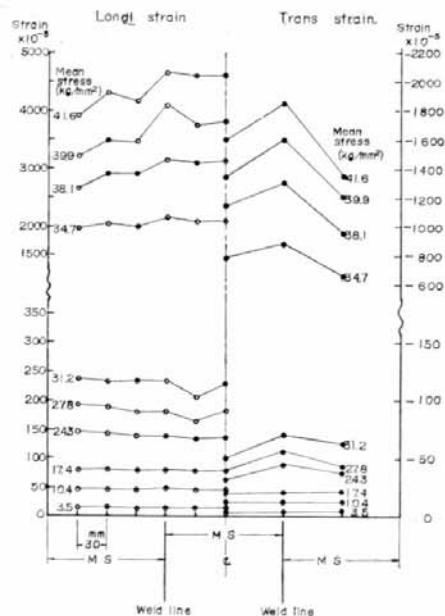


Fig. 3·1·4 Mean Stress vs. Strain of No. 1·1 (MS)

おり、均等な引張荷重が加えられているものと考えられる。次に破断までの試験では、塑性域で荷重を一定に保つことがテストリグでは困難なため、歪の計測ができるだけ短時間に終了する必要があり、またメーターの読みから直ちに模型の中心に対し上下表裏対称の位置にあるゲージの平均値が得られる便もあったので、これらのゲージをシリーズに結線しなおして実験を行なうことにした。このようにして各試験模型の歪の分布状態を求めたものが Fig. 3.1.4~3.1.8 である。

Fig. 3.1.9 は Fig. 3.1.4~3.1.8 に示した各部の歪の平均をもってそれぞれの試験模型の歪を代表

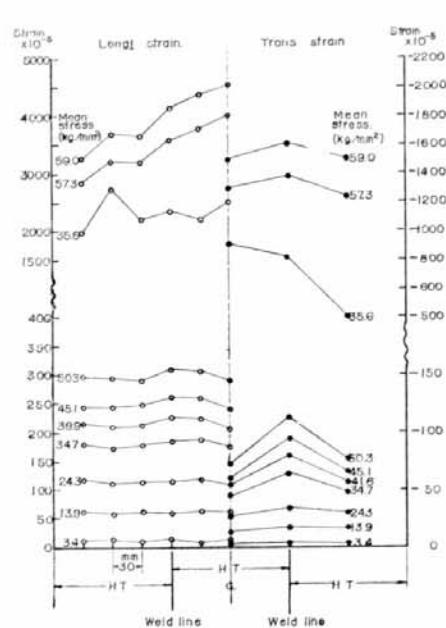


Fig. 3.1.5 Mean Stress vs. Strain of No. 1.2 (HT)

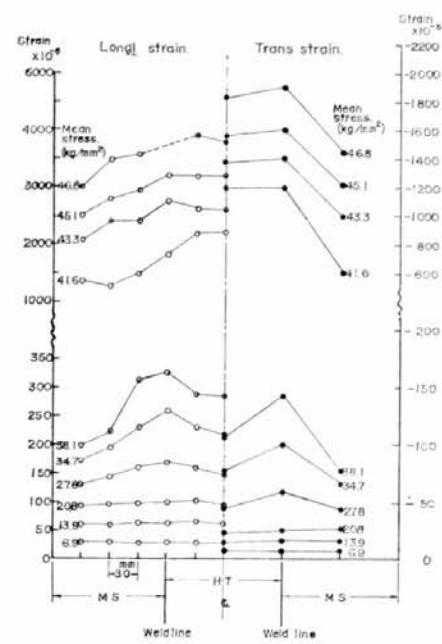


Fig. 3.1.6 Mean Stress vs. Strain of No. 1.3 (Combined Plate)

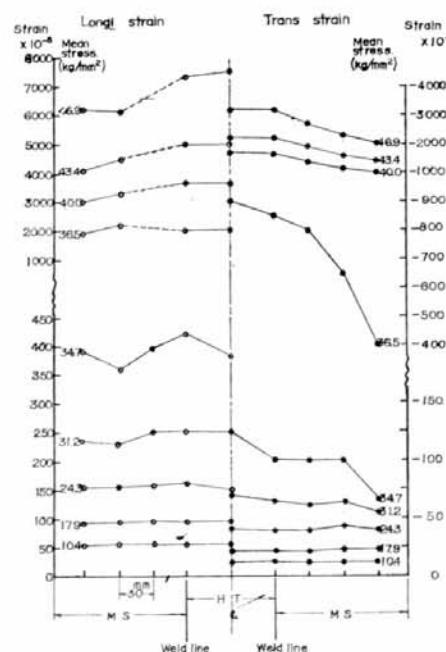


Fig. 3.1.7 Mean Stress vs. Strain of No. 1.4 (Combined Plate)

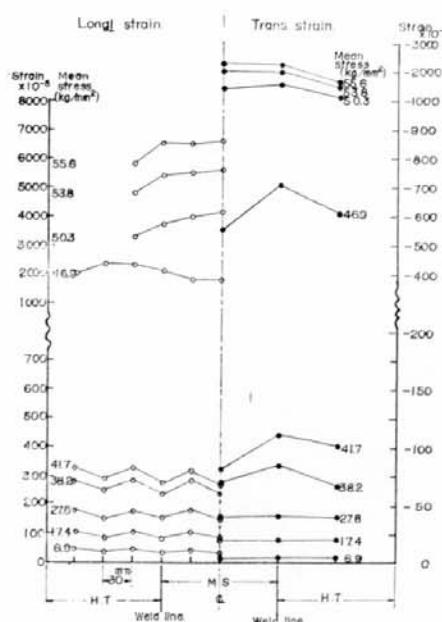


Fig. 3.1.8 Mean Stress vs. Strain of No. 1.5 (Combined Plate)

させて作成した平均応力～平均歪曲線である。一方、混用模型の応力は塑性域のある歪状態では、溶接部は無視することにして、下図のように分布していると仮定できるから、混用素板の断面積とその flow curve (No. 1・1, 1・2) から各歪における混用模型の荷重が計算できる。この結果を Fig. 3・1・9 に波線で示した。多少のばらつきはあるが、溶接部を無視したことなど考慮すると実験結果とだいたい一致するといえよう。

Table 3・1・4 に引張試験における諸数値を表示した。最大荷重は亀裂発生荷重とおおよそ一致しており、小さな歪で亀裂が発生した（例えば No. 1・3）ものでは素板の最大荷重と混用比から計算される値より小さくなっている。

Fig. 3・1・10 は亀裂の発生位置をスケッチしたものであるが、いずれも溶接部から発生している。

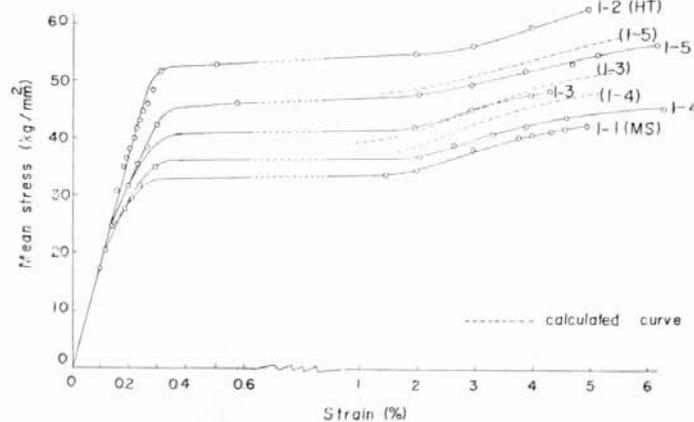


Fig. 3・1・9 Mean Stress vs. Mean Strain Curve for Specimen Combined MS Plate and HT Plate

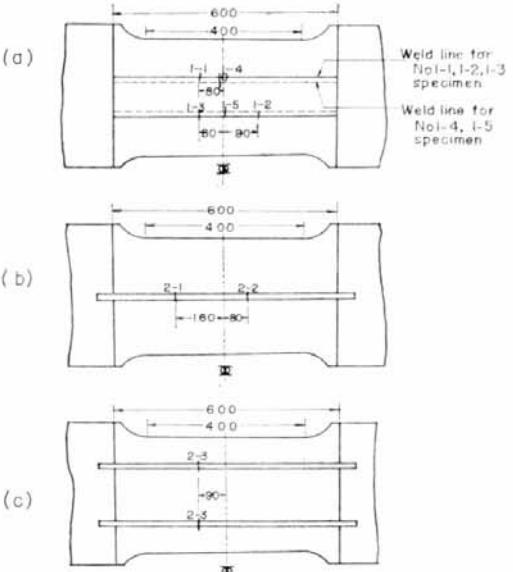


Fig. 3・1・10 Crack-Starting Point  
(unit: mm)

Table 3・1・4 Test Results (1)

Number of Specimen	Yield Strength (kg/mm²)	Max. Load (ton)	Mean Stress at Max. Load (kg/mm²)	Strain at Crack Initiation (%) G.L.=400mm	Strain After Fracture (%) G.L.=400mm
1・1	33.0	147	50.7	19.0	22
1・2	52.0	196	67.5	7.0	11
1・3	40.6	144	49.7	5.2	7.3
1・4	35.3	156	54.2	16.9	21.7
1・5	44.9	179	62.0	17.0	22.3

## (2) 柄混用の場合

Fig. 3・1・11, 3・1・12, 3・1・13 は平板混用の場合と同様、各試験模型における歪の分布を求めたものである。測定値のばらつきはあるが、柄取付けのすみ肉溶接近傍は変形が小さく、自由端に近いほど

大きくなる傾向がある。Fig. 3・1・14 は前記 (i) の場合と同様、Fig. 3・1・11, 3・1・12, 3・1・13 に示した各部の歪の平均をもって試験模型の歪を代表させて、作成した平均応力～歪曲線である。桁 2 条の場合は flow stress が大きく出ているが、強度の大きいすみ肉溶接部が増加したためと思われる。波線は平板混用の場合と同様、仮定した応力分布から計算したものである。ただしこの場合、すみ肉溶

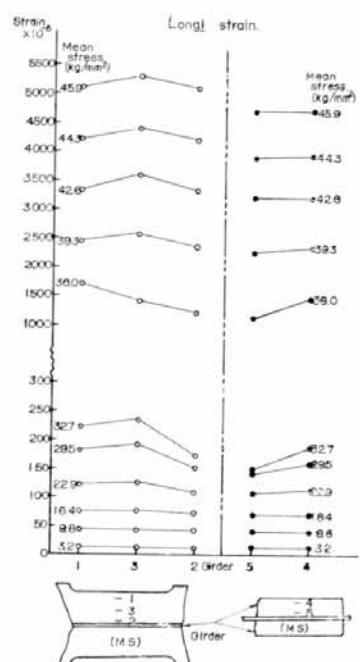


Fig. 3・1・11 Mean Stress vs. Strain of No. 2・1

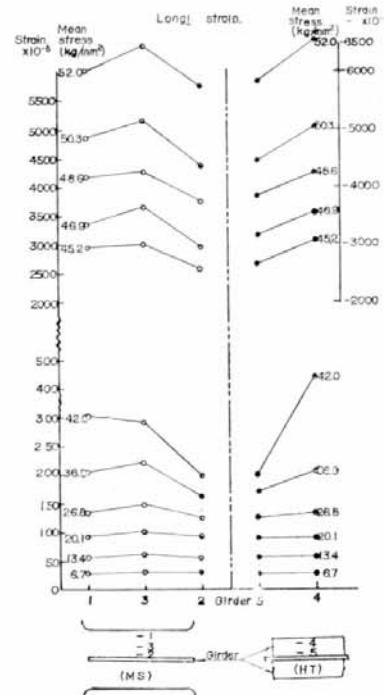


Fig. 3・1・12 Mean Stress vs. Strain of No. 2・2

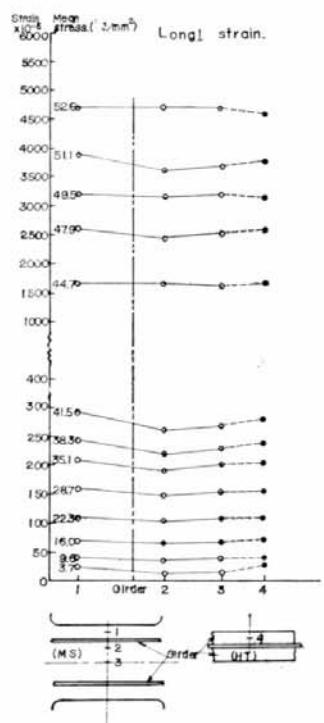


Fig. 3・1・13 Mean Stress vs. Strain of No. 2・3

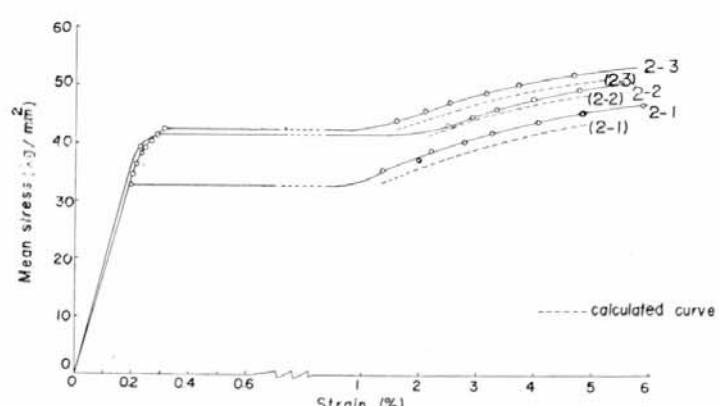


Fig. 3・1・14 Mean Stress vs. Mean Strain Curve for Specimen Combined MS Plate and HT Plate

Table 3.1.5 Test Results (2)

Number of Specimen	Yield Strength (kg/mm <sup>2</sup> )	Max. Load (ton)	Mean Stress at Max. Load (kg/mm <sup>2</sup> )	Strain at Crack Initiation (%) G.L.=400 mm	Strain After Fracture (%) G.L.=400 mm
2 · 1	33	157	51.5	17	18
2 · 2	42	170	57.0	19	21
2 · 3	43	184	58.7	12	14

接部は HT60 と同等の強度を示すものとしてある。この場合も平板混用の場合と同様、このような簡単な計算で荷重の推定ができる。Table 3・1・5 に引張試験の諸数値を表示する。破断開始点は前記 Fig. 3・1・10 に示したが、いずれもすみ肉溶接部から破壊がおこっている。この場合、平板混用の場合と異なって、平板部、桁部にかなり局部収縮の現象が進んでから亀裂が発生するようである。

### •1.6 むすび

軟鋼、高張力鋼を縦溶接継手で混用した場合（平板混用）と高張力鋼を桁として混用した場合（桁混用）について引張試験を行ない、塑性挙動を調査したが結果をまとめると次のようになる。

- 1) 平板混用、桁混用の両場合とも、混用模型の塑性挙動は亀裂発生まで大差なく、しかも混用模型の強度はそれぞれ混用する素板の強度とその面積比によってきまり、簡単な計算で推定できる。
  - 2) 破断の開始は両場合とも混用溶接部からおこった。溶接棒として軟鋼用（B-17）を使った試験模型（予備実験）においても混用溶接部からおこっており、歪状態（応力状態）が複雑になる。このような部分には、強度よりむしろ延性の大なる溶着金属を得るような溶接施工が好ましいようと思われた。

### 3.2 軟鋼と高張力鋼の混用におけるバット継手

(担当 西 牧 興)

### 3.2.1 まえがき

船体の応力集中部あるいは主構造の一部に高張力鋼を使用した場合に、混用した高張力鋼端にバット溶接継手を設けなければならない。これらの継手部分が過大な荷重条件下におかれた場合に、構造の連続上、不都合な現象が生ずるか否かについては、一応調査しておく必要があると思われるので、バット継手線の形状を数種に変えた模型によって引張試験を行ない、その近傍におけるひずみの分布状況を計測した。

### 3.2.2 試 驗 方 法

供試模型は Fig. 3・2・1 に示すとおり、2 箇の模型について継手部形状を 4 種に変えた。使用した高張力鋼は HT60 (日本製鋼所製 2H 鋼) であり、各材料の機械強度を Table 3・2・1 に、また応力-歪線図を Fig. 3・2・2 に示した。溶接棒は LB-26 を用いた。

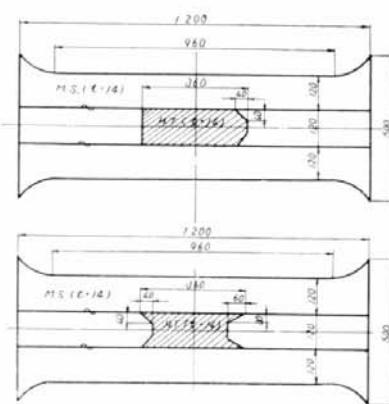


Fig. 3·2·1 Test Models

Table 3·2·1 Mechanical Properties of Materials

	H.T. 60	M.S.
Young Modulus $E$ (kg/mm <sup>2</sup> )	21,300	21,800
Yield Stress $\sigma_Y$ (kg/mm <sup>2</sup> )	56.9	23.7
Tensile Stress $\sigma_B$ (kg/mm <sup>2</sup> )	66.4	41.3
True Break. Stress $\sigma_T$ (kg/mm <sup>2</sup> )	124.8	73.2
Area Reduction Rate (%)	64.0	51.5
Elongation (%)	(G.L.=45 mm) 20.5	(G.L.=100 mm) 32.3

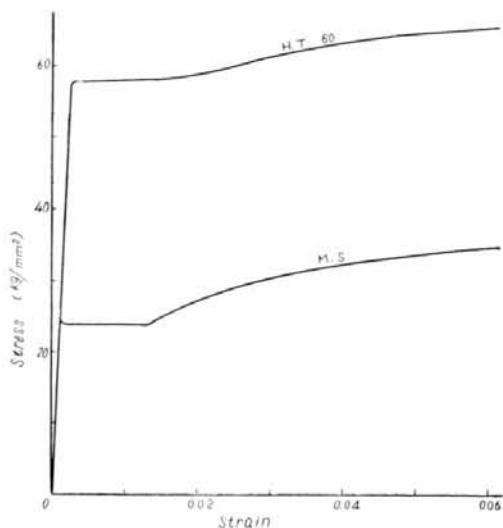


Fig. 3·2·2 Stress-Strain Curves

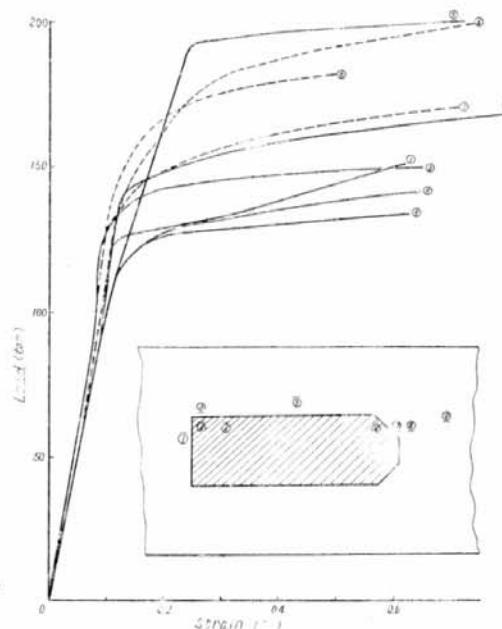


Fig. 3·2·3 Load-Strain Curves

試験は 400 t 試験機によって、模型の軸方向に引張荷重を加えバット継手近傍のひずみの分布を計測した。ひずみの計測には電気抵抗線ひずみ計 PC·5, PR·5 (東京測器・プラスチックベースひずみ計・標点間距離 5 mm・固有抵抗 120 Ω) を用いた。

### 3·2·3 試験結果および考察

試験模型の各横断面における長手方向のひずみは均等に分布すると仮定すると、引張荷重と試験模型の端部における全軟鋼断面および断面積にして 1/3 の高張力鋼を含む中央断面での挙動との関係は、Table 3·2·1 および Fig. 3·2·2 より計算すると Table 3·2·2 のようになる。

破断はいずれも高張力鋼の継手部に関係のない全軟鋼断面で生じており、破断荷重は No. 1 試験模型で 215.0 t, No. 2 試験模型で 219.5 t であった。Table 3·2·2 から破断は全軟鋼断面での平均応力が軟鋼の引張強さにはほぼ達したときに起きていることがわかる。

抵抗線ひずみ計による荷重-ひずみ曲線の例を Fig. 3·2·3 に示す。これらの曲線から降伏荷重前後の各横断面での長手方向のひずみ分布を求めたものが Fig. 3·2·4 である。図中 100 t は軟鋼部も高張力鋼部もほとんど弾性域にある場合であり、140 t および 150 t は軟鋼部が塑性域に入り、高張力

Table 3·2·2 Behavior of Test Model against Tensile Load

Tensile Load	Section AA		Section BB	
	Elongation	State	Elongation	State
119.4 (t)	0.11→1.2 (%)	Yield	0.11 (%)	M.S. Yield
175.2	6	Strain-hardening	0.27→1.2	H.T. Yield M.S. begins Strain-hardening
181.6	7	"	1.7	H.T. begins Strain-hardening
208.2	18	Reaches Tensile Stress	3.5	Strain-hardening

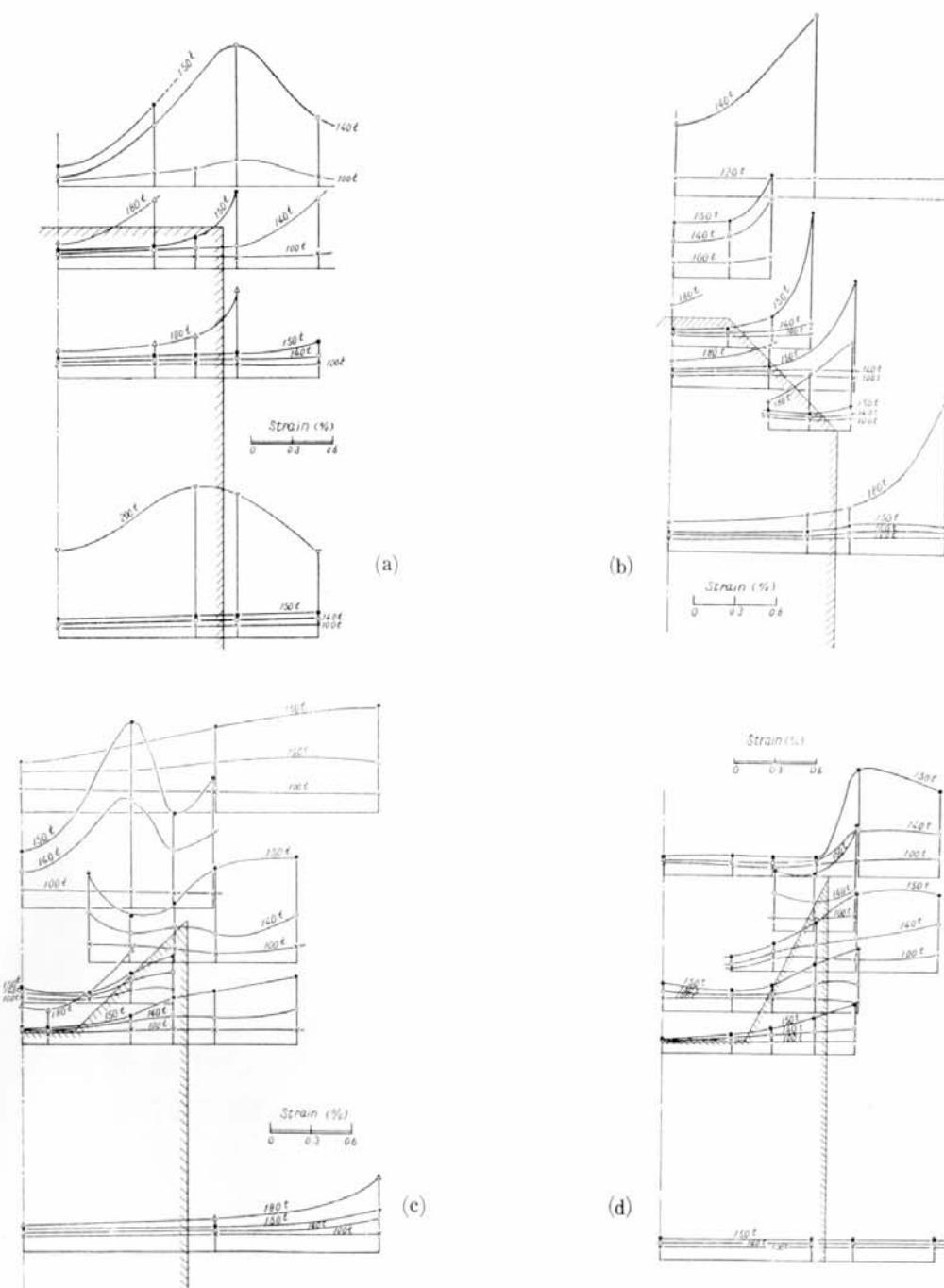


Fig. 3·2·4 Strain Distributions (a),(b),(c),(d)

鋼部は弾性域に止まっている。180 t 以上では高張力鋼部も塑性域に入っているが、ひずみが大きくなつたため大部分の抵抗線歪計が剥離してしまい、満足なひずみ分布が得られていない。

Fig. 3・2・4 をみると、バット継手から十分離れたと

ころでは Table 3・2・2 の計算に用いた横断面のひずみ分布が一様であるという仮定がほぼ成立しているが、バット継手の近傍では軟鋼部の塑性流れのためにひずみ分布にかなり起伏がみられる。一般にバット継手近傍の高張力鋼は軟鋼の塑性変形に引きづられた形で、一様ひずみの部分よりも大きめのひずみが生じている。このことはバット継手部に高応力の部分が存在し、応力集中のような状態になっていることを示す。そこでバット継手部の性能を表わす因数として、任意の横断面における高張力鋼の平均応力  $\sigma_H$  と継手から十分離れたひずみ分布が一様となる横断面での高張力鋼の平均応力  $\sigma_0$  との比  $\rho = \frac{\sigma_H}{\sigma_0}$  を用いれば、Fig.

3・2・4 から求められる  $\rho$  のバット継手付近での分布は Fig. 3・2・5 のようになる。

#### 3・2・4 結 言

今回の実験では普通の抵抗線ひずみ計を使用したために塑性域でひずみ計の剥離を生じて、高荷重での塑性ひずみの計測は十分に行なわれておらず、また横方向の拘束が小さいために実際の構造物におけるひずみ状況とは異なつたものであるとは思われるが、本実験に関する限り、バット継手部には特に不都合な事態は生じないといえる。

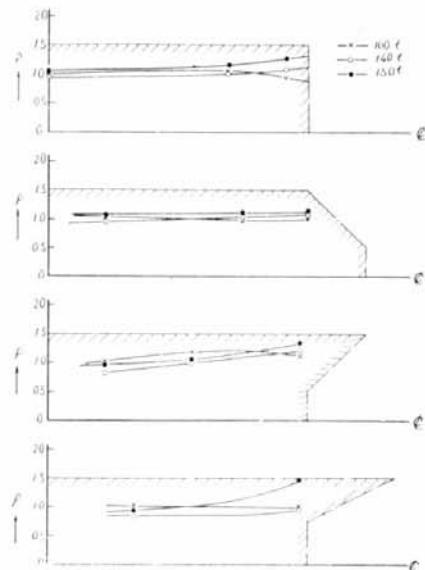


Fig. 3・2・5 Experimental Value of  $\rho$

## 第4章 高張力鋼と軟鋼の混用梁の曲げ強さ

### 4.1 混用梁の曲げ強さ

(担当 田村 重正)

#### 4.1.1 目的

船殻パネルで構成している基礎部材である Stiffener の最終強度に関する資料を得るため、曲げ部材として、それぞれ板付きの逆山形鋼、バルブプレート、平鋼板を取り上げ、均一曲げモーメントによる弾塑性曲げ試験を行ない、破壊の状況を観察するとともに、全塑性モーメントの検討を行なった。

#### 4.1.2 実験の概要

Stiffener としては、船殻構造に広く使用される逆山形鋼、バルブプレートおよび平鋼板を用い、Stiffener, Plate ともに軟鋼の場合、ともに高張力鋼の場合および軟鋼と高張力鋼の混用の場合等の試験模型を製作し、これを両端支持、中央2点集中荷重による曲げ試験を行ない、中央断面における歪分布および撓みを計測し、これより、曲げモーメント、曲率曲線、断面の歪分布曲線等を得た。

##### (1) 試験模型の形状、寸法および材質

試験模型は Fig. 4.1.1, 4.1.2 および Table 4.1.1, 4.1.2 に示すように、逆山形鋼では型鋼の深さを変えた (a) Series 9本、(b) Serie 3本、バルブプレートでは Stiffener と Plate の寸法を変えたもの5本、平鋼板では Stiffener のみの寸法を変えたもの5本の計27本を、それぞれ軟鋼および高張力鋼で製作した。

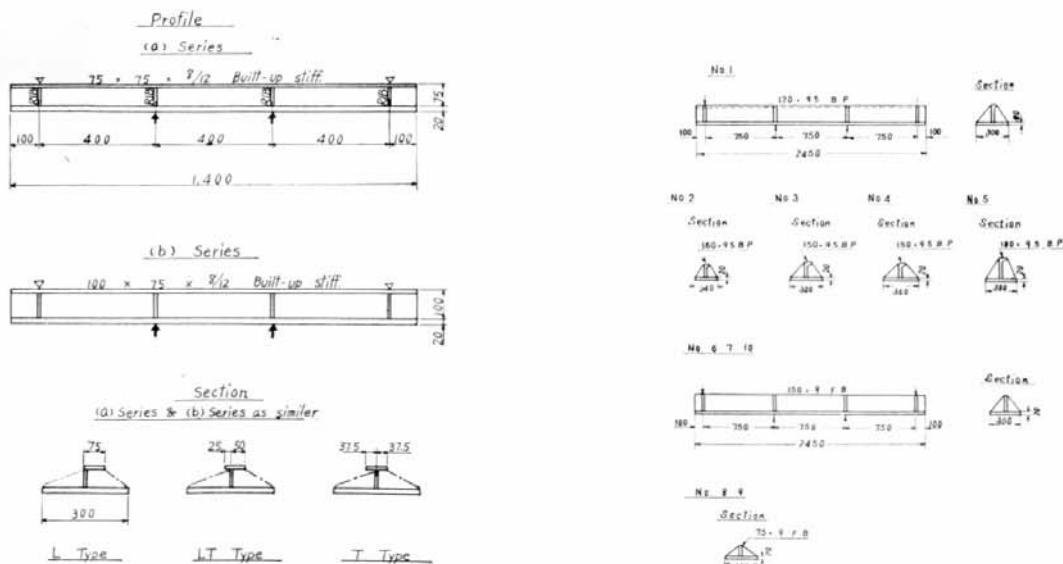


Fig. 4.1.1 Test Models

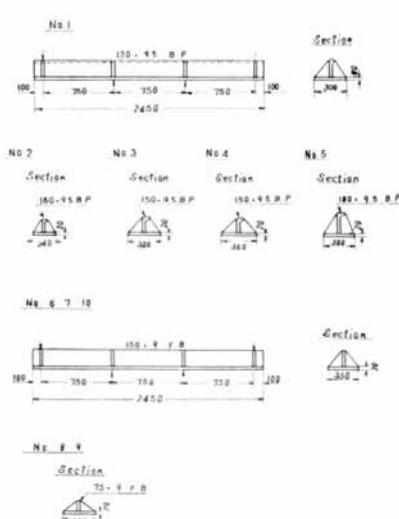


Fig. 4.1.2 Test Models

試験模型は、すべて残留歪のないように注意して溶接加工し、全軟鋼製の試験模型は No.10 模型 (Table 4·1·2) を除き、製作後 650°C で 1 時間の応力除去焼純を行なった。これ以外の模型は、調質高張力鋼を使用しているので、焼純は行なわず、製作のままで試験した。また、No.10 模型は No.6~9 と比較する目的で製作したものであるから、焼純は行なわなかった。

また、試験模型を切り出した母材から、各板厚さにつき 1 本ずつの引張試験片を切出し、引張試験を行なって材料の機械的性質を求めた。この結果を Table 4·1·3, 4·1·4 に示す。

また、逆山形鋼試験模型の特性値を Table 4·1·5 に示す。表中  $M_g$  はフランジ外面がちょうど降伏したときのモーメント、 $M_p$  は全塑性モーメントである。

Table 4·1·1 Material of Test Models

Series	Test Model	Stiffener	Plate
(a)	A L 1	MS <sub>1</sub>	MS <sub>1</sub>
	A L 2	MS <sub>2</sub>	HT
	A L 3	HT	MS <sub>2</sub>
	A L 4	HT	HT
	AT 1	MS <sub>1</sub>	MS <sub>1</sub>
	AT 2	MS <sub>2</sub>	HT
	AT 3	HT	MS <sub>2</sub>
	AT 4	HT	HT
	ALT 1	MS <sub>1</sub>	MS <sub>1</sub>
(b)	BL 1	MS <sub>1</sub>	MS <sub>1</sub>
	BT 1	MS <sub>1</sub>	MS <sub>1</sub>
	BLT 1	MS <sub>1</sub>	MS <sub>1</sub>

Note : MS<sub>1</sub>...Mild Steel SS 41  
MS<sub>2</sub>... " SM 41  
HT ...High Tensile Steel (FTW 58)

Table 4·1·2 Mechanical Properties of Materials

Material	Yield Stress (Lower) (kg/mm <sup>2</sup> )	Yield Stress (Upper) (kg/mm <sup>2</sup> )	Tensile Strength (kg/mm <sup>2</sup> )	Elongation (%) G.L.=100mm
SS 41	26.0	(about 28)	—	—
SM 41	33.32	34.20	45.30	27.51
FTW 58	52.24	53.24	62.31	19.10

Table 4·1·3 Dimensions of Test Models and Materials Used

Test Model No.	Stiffener	Plate	Material	
			Stiff.	Plate
No. 1	120 × 9.5 B.P.*	300 × 20	MS	MS
2	150 × 9.5 B.P.*	240 × 20	"	"
3	"	300 × 20	"	"
4	"	360 × 20	"	"
5	180 × 9.5 B.P.	300 × 20	"	"
6	150 × 9 B.P.	300 × 20	HT	HT
7	"	"	"	MS
8	75 × 9 B.P.	"	"	HT
9	"	"	"	MS
10	150 × 9 B.P.	"	MS	"

\*: Stiffener were cut out from 180×9.5 B.P.

Table 4·1·4 Mecanical Properties of Materials

	Yield Stress (Low) $\sigma_{YL}$ (kg/mm <sup>2</sup> )	Tensile Strength $\sigma_B$ (kg/mm <sup>2</sup> )	Elongation (%)	Specimen No.
MS* $t = 20$ mm	25.9	46.2	27.0	No. 1 ~ 5
MS (Bulb. Plate)* $t = 9.5$ mm	24.6	42.3	27.9	No. 2 ~ 4
MS (Bulb. Plate)* $t = 9.5$ mm	26.0	42.6	30.9	No. 1, 5
HT $t = 20$ mm	56.2	65.9	14.7	No. 6, 8
HT $t = 9$ mm	56.2	64.0	14.8	No. 6 ~ 9
MS $t = 20$ mm	28.3	49.2	30.8	No. 7, 9
MS $t = 20$ mm	25.1	38.9	32.6	No. 10
MS $t = 9$ mm	26.7	41.6	29.8	No. 10

\* : Annealed (600°C, 1 hr)

Table 4·1·5 Characteristic Value of Test Models

Test Models	Moment of Inertia $I$ (mm <sup>4</sup> )	Section Modulus $S$ (mm <sup>3</sup> )	$M_y$ (T-M) $\sigma_y \times S$	Full Plastic Moment $M_p$ (T-M)	$M_p/M_y$
A L 1	$5.718 \times 10^6$	$7.88 \times 10^4$	2.05 (2.62)	3.13 (4.00)	1.53
A L 2	"	"	2.63	4.60	1.75
A L 3	"	"	4.08	5.67	1.39
A L 4	"	"	4.12	6.29	1.53
A T 1	"	"	2.05 (2.62)	3.13 (4.00)	1.53
A T 2	"	"	2.63	4.60	1.75
A T 3	"	"	4.08	5.67	1.39
A T 4	"	"	4.12	6.29	1.53
ALT 1	"	"	2.05 (2.62)	3.13 (4.00)	1.53
B L 1	$1.017 \times 10^7$	$1.097 \times 10^5$	2.85	4.14	1.45
B T 1	"	"	"	"	"
BLT 1	"	"	"	"	"

Note: Numbers in parentheses denote the Moments Used  $\sigma_y$  of SM 41.

## (2) 荷重および計測

荷重は Fig. 4·1·1 および 4·1·2 に示すとく、スパン中央部の曲げモーメントが一定になるよう、中間リブ直上に集中荷重をかけた。実験中の一例を Photo 4·1 に示す。

はじめ弾性範囲内にいたん荷重をかけて試験片内部のガタを取除き、荷重を 0 にもどしてから改めて荷重をかけ、荷重を静定させてから試験片の変形が静定するのを持って計測を行なった。

歪および撓みの計測は、スパン中央部に貼付した抵抗線歪計およびダイアルゲージで行ない、荷重は油圧ラムの指示によって与えた。

これらの読みは、変形が静定するのを待って行なった。試験模型の一部が塑性領域に入った後は、

変形が急激に増大し、荷重静定から変形静定までの時間は約30~40分を要した。

また、荷重は一部を除き、試験模型の中性軸から最も遠い、フランジ外面の歪が2%になるまで行なった。

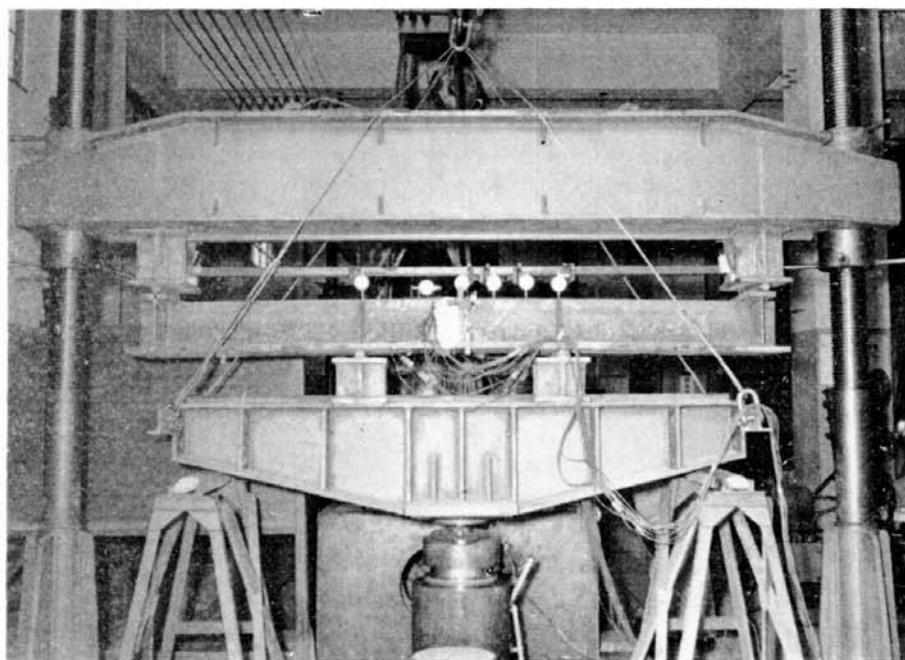


Photo. 4·1 A view of Testing Apparatus

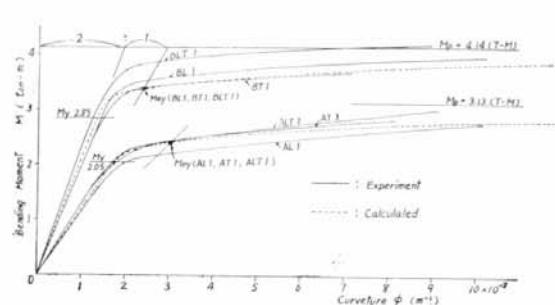


Fig. 4·1·3 Moment-Curvature Curves

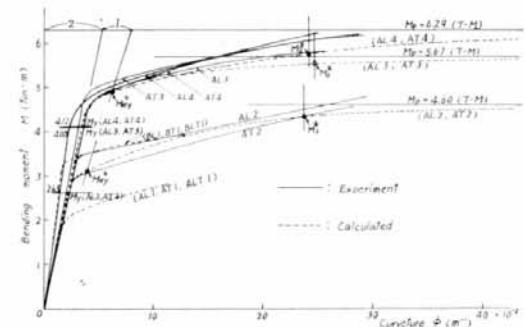


Fig. 4·1·4 Moment-Curvature Curves

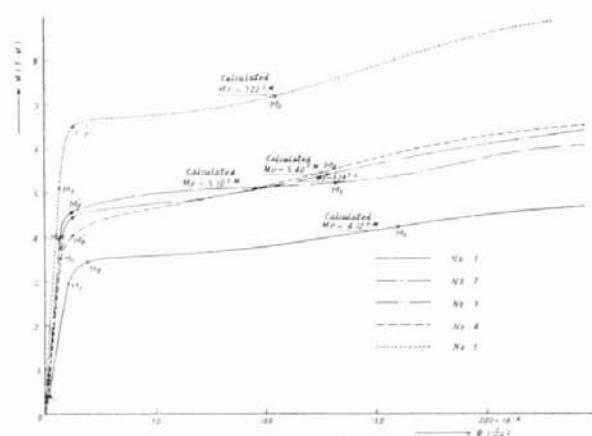


Fig. 4·1·5 Moment-Curvature Curves for No. 1 to No. 5 Test Models

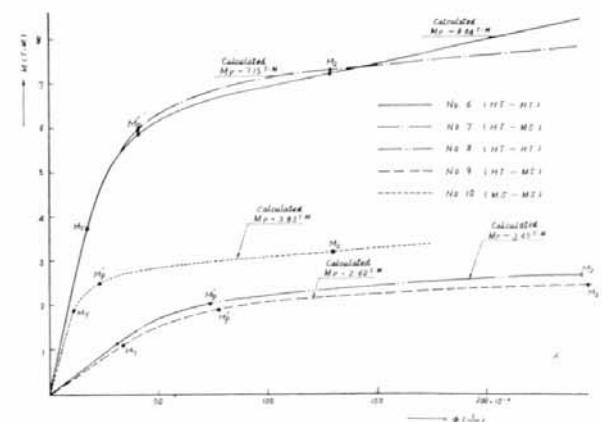


Fig. 4·1·6 Moment-Curvature Curves for No. 6 to No. 10 Test Models

### 4・1・3 実験結果

以上のようにして求められた中央部断面の歪分布から断面の曲率を計算し、モーメント曲率・曲線として Fig. 4・1・3~4・1・6 に示した。これらのうち、Fig. 4・1・3 は逆山形鋼模型 (a) Series, (b) Series の全軟鋼模型のもの、Fig. 4・1・4 は逆山形鋼模型 (a) Series の全高張力鋼模型および混用構造のもので、図中に参考のため全軟鋼模型の理論曲線を入れてある。Fig. 4・1・5 はバルブプレート模型のもの、Fig. 6・1・6 は平鋼板模型のものである。図中の理論曲線は、塑性曲げの理論から、断面の塑性領域の進行の各段階における、曲げモーメントと曲率との関係を逐次計算して求めた点を結んだ

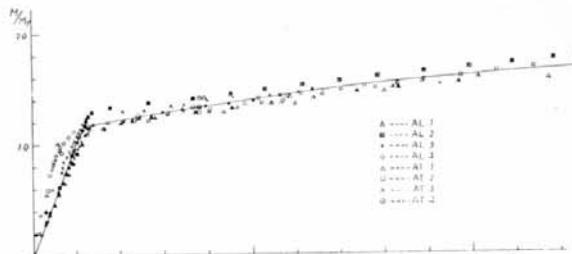


Fig. 4・1・7  $M/M_y \cdot \phi/\phi_y$  Curves

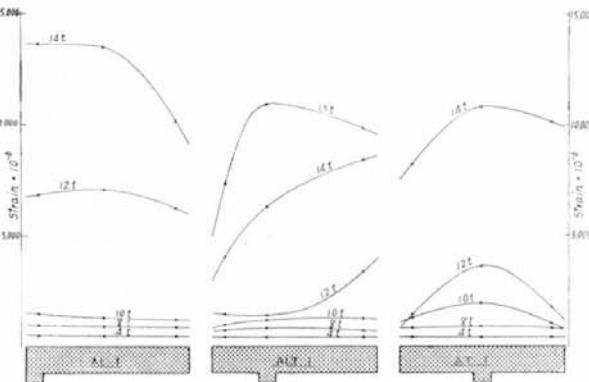
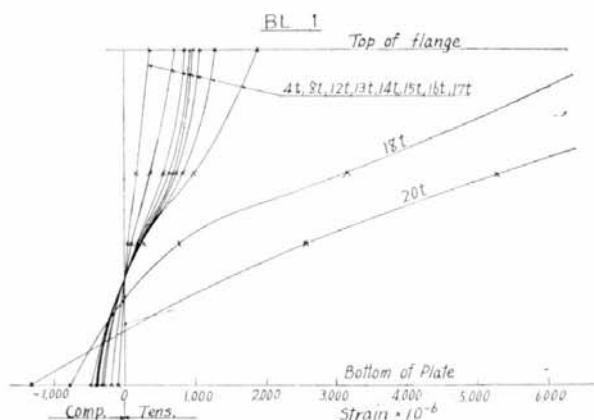
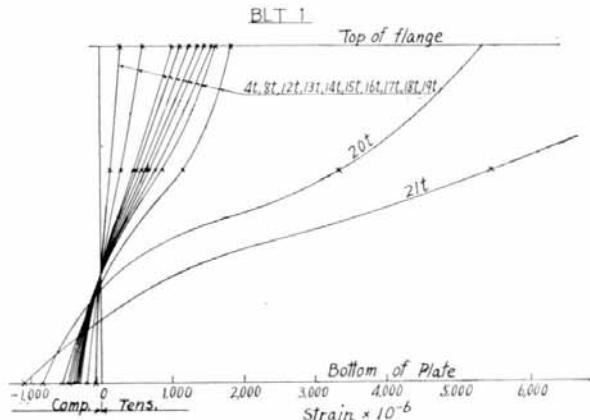


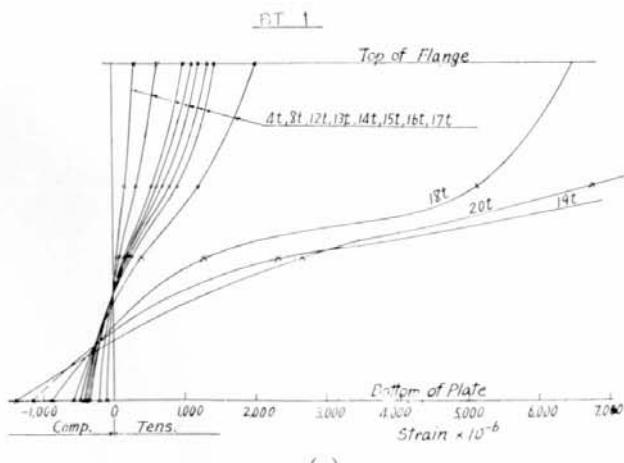
Fig. 4・1・8 Strain of Flange



(a)



(b)



(c)

Fig. 4・1・9 Strain of Web Plate

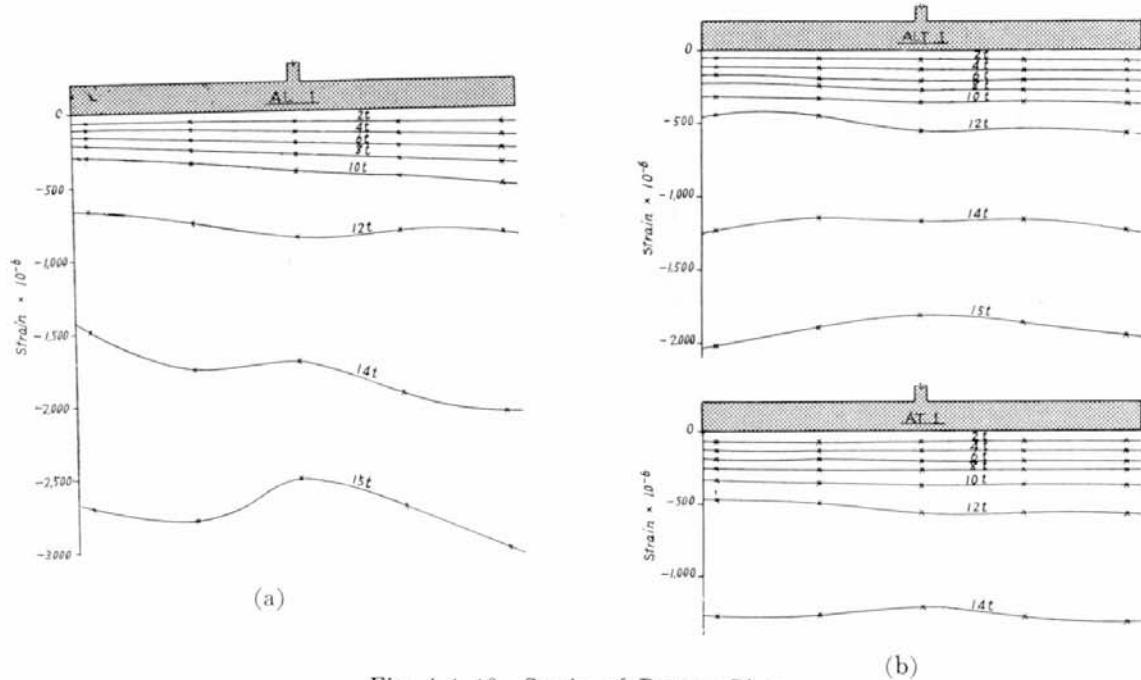


Fig. 4.1.10 Strain of Bottom Plate

ものである。

また、曲げモーメント・曲率曲線を無次元化して、 $M/M_y \cdot \phi/\phi_y$  で現わすと、(a) Series のすべての試験片に対して 1 本の曲線に集約できる。これを Fig. 4.1.7 に示した。

Fig. 4.1.8~4.1.10 にフランジ、ウェブ、板の各歪分布の一例を示す。

これらの曲線からわかるように、変形は何れも弾性範囲では直線的に進行し、Stiffener 上面が降伏し始めるころから、変形が急激に増して曲線状となり、それ以後は、だいたい直線に近いゆるやかなカーブを描きながら進行するのが認められた。

曲げモーメント・曲率曲線中、 $M_y$  は Stiffener 上面の歪が 2 % に達したときのモーメントの実験値および計算値で、このときの断面は、ほぼ全塑性状態に近いと考えられるので、この点を実験的な

Table 4.1.6 Moments Measured and Calculated

	Measured				Calculated			
	$M_p' (\text{T-M})$	$M_p'/M_y$	$M_2 (\text{T-M})$	$M_2/M_y$	$M_{p'}^* (\text{T-M})$	$M_{p'}^*/M_y$	$M_2^* (\text{T-M})$	$M_2^*/M_y$
AL 1	2.18	1.06	—	—	2.41	1.18	—	—
AL 2	3.52	1.34	4.50	1.71	3.12	1.19	4.33	1.65
AL 3	5.00	1.22	5.75	1.41	4.88	1.20	5.51	1.35
AL 4	4.70	1.14	6.06	1.47	4.94	1.20	5.75	1.39
AT 1	2.41	1.18	—	—	2.41	1.18	—	—
AT 2	3.05	1.16	4.33	1.65	3.12	1.19	4.33	1.65
AT 3	5.10	1.25	6.05	1.48	4.88	1.20	5.51	1.35
AT 4	4.90	1.19	6.15	1.49	4.94	1.20	5.75	1.39
ALT 1	2.44	1.19	—	—	2.41	1.18	—	—
BL 1	3.53	1.24	—	—	3.38	1.19	—	—
BT 1	3.40	1.19	—	—	"	"	—	—
BLT 1	3.87	1.36	—	—	"	"	—	—

Table 4·1·7 Moments Measured and Calculated

Test Model No.	$M_y$	$M_{p'}$	$M_2$	$M_{final}$	Calculated	
					$M_y$	$M_p$
No. 1	2.95 (1.18)	3.44 (1.37)	4.20 (1.67)	5.05 (2.05)	2.51 (1.00)	4.12 (1.64)
2	4.00 (1.26)	4.56 (1.44)	5.20 (1.64)	7.20 (2.27)	3.17 (1.00)	5.10 (1.61)
3	4.00 (1.26)	4.46 (1.40)	5.40 (1.70)	7.16 (2.25)	3.18 (1.00)	5.24 (1.65)
4	3.50 (1.09)	4.05 (1.26)	5.45 (1.69)	7.20 (2.24)	3.22 (1.00)	5.40 (1.68)
5	5.10 (1.14)	6.50 (1.45)	7.20 (1.61)	9.60 (2.14)	4.48 (1.00)	7.22 (1.61)
6	3.72 (0.86)	5.87 (1.41)	7.18 (1.72)	9.00 (2.16)	4.16 (1.00)	8.04 (1.93)
7	3.75 (0.90)	5.95 (1.43)	7.25 (1.74)	8.48 (2.04)	4.16 (1.00)	7.15 (1.71)
8	1.13 (0.86)	2.05 (1.55)	2.70 (2.04)	3.56 (2.70)	1.32 (1.00)	3.47 (2.63)
9	1.10 (0.83)	1.90 (1.44)	2.47 (1.87)	2.64 (2.00)	1.32 (1.00)	2.60 (1.97)
10	1.88 (0.96)	2.50 (1.27)	3.20 (1.62)	4.30 (2.18)	1.97 (1.00)	3.70 (1.88)

Numbers in Parentheses denote the ratios of  $M$  to  $M_y$  Calculated

意味で、全塑性モーメントに対する一つの基準としたことにした。

$M_{p'}$  は、原点より引いた勾配  $1.5 M_y/\phi_y$  の直線と、モーメント・曲率曲線とが交わる点のモーメントで、荷重増加によって曲率が急激に増大し始める一つの目安となる点として求めた。

これら実験値および計算値の関係を Table 4·1·6 および 4·1·7 に示す。Table 4·1·7 で  $M_{final}$  は  $M_2$  以後も歪硬化のため、モーメントはさらに上昇するが、変形が進行して実験をそれ以上続行することが不可能になったときのモーメントで、実験終了時のモーメントという意味である。

なお、逆山形鋼模型では、全軟鋼のものと混用構造に使用した軟鋼とは、材質が異なり、降伏点もちがうので、同一基準で比較するために、全軟鋼模型の数値を Table 4·1·3 の SS 41 と SM 41 の降伏点の比をかけて修正し、( ) 内に示した。

#### 4·1·4 結 論

##### (1) 総括的結論

- 1) 板付 Stiffener の曲げモーメントと曲率との関係は、材料が軟鋼、高張力鋼何れの場合でも、塑性域まで塑性理論によって十分正確に求めることができる。
- 2) Stiffener が軟鋼の場合、Plate に軟鋼を使用しても、高張力鋼を使用しても、本実験のように曲げを受ける場合には、Stiffener の断面積が比較的大きくない限り、その差は Plate が降伏を始めた後にわずかに出てくるだけで、 $M_2$  ぐらいまでは差はほとんどない。

逆に Stiffener が高張力鋼の場合には、Plate が軟鋼でも高張力鋼でも強度上の差はほとんどない。

## (2) 逆山形鋼模型

- 1) 曲げモーメントと曲率との関係は、全高張力鋼、全軟鋼、混用の何れの場合でも、Size が同じなら、無次元化した曲線  $M/M_y \cdot \phi/\phi_y$  曲線 1 本で現わされる。したがって、これを軟鋼を使った梁について求めておけば、高張力鋼、混用の場合については素材の引張試験を行なって、その下降伏点を求めさえすれば、曲げモーメントと曲率との関係を十分正確に求められる。
- 2) フランジは全幅有効に働かれていて、塑性域に入るとフランジの倒れのため多少有効幅が小さくなる。
- 3)  $M_2$  の値は全塑性モーメント  $M_p$  とほぼ一致する。
- 4) 剪断の影響については、明瞭な結果は求められなかった。すなわち、剪断力はウェブのみに均一に分布するものと仮定し、Mises の降伏条件を用いて、全塑性モーメントを計算すると、(a) Series では  $0.955 M_p$ 、(b) Series では  $0.883 M_p$  と低下する。一方、実験結果からは、 $M_p$  も  $M_2$  も得られなかつたので、結論を出すことはできないが、ただ、計算上の全塑性モーメントは剪断を考慮すると、(b) Series の方がかなり小さくなっているが、実験結果からはそのような差があるように見受けられなかつた。

## (3) バルブプレート模型

- 1)  $M_2$  と  $M_p$  とはほとんど一致する。
- 2) 実験で得られた  $M_y$  計算上の  $M_y$  よりも若干高目である。
- 3)  $M_p'$  は計算上の  $M_y'$  の約 1.4 倍である。
- 4) モーメントが  $M_2$  を越えると、歪硬化の影響は著しくなり、曲げモーメント・曲率曲線は再び上昇の傾向となる。

## (4) 平鋼板模型

- 1)  $M_2$  の値は計算上の  $M_p$  よりかなり低いが、これはバルブプレート模型に比較して、高張力鋼と軟鋼の相違によるものであろうと思われる。
- 2) 実験で得られた  $M_y$  は、計算上の  $M_y$  よりも一般に低いが、これは平鋼板模型では、残留応力を除去焼純を行なっていないので、溶接残留応力の影響によるものであると考えられる。
- 3)  $M_p'$  は計算上の  $M_y$  のほぼ 1.4 倍程度で、バルブプレート模型の場合と同じである。
- 4) モーメントが  $M_2$  を越ても、歪硬化の影響はあまり顕著ではない。

## 4・2 ディープビームの強度

(担当 堀 浩一)

### 4・2・1 実験の目的

船体を構成している Web Girder 等に、高張力鋼を採用した場合の設計の基礎資料を得る目的で、軟歪で作られた Web Beam によって曲げ試験を行ない、Face Bar の Buckling、Tripping Bracket 配置方法等を調べたものである。

### 4・2・2 実験方法

#### (1) 実験概要

Table 4・2・1 に示す 15 個の Web Beam により、Face Bar 側に圧縮を生ずる純曲げ試験を行な

Table 4·2·1 Specimen

Specimen No.	Face Bar	Web	No. of T.Bkt	
1	80×6	500×4.5	-	
2	"	"	1	Left & Right Contrast by Generally. But, Only *
3	"	"	3	Mark is Side of Web by Face Bar.
4	107×4.5	"	-	
5	"	"	1	
6	"	"	3	
7	60×8	"	-	
8	"	"	1	
9	"	"	3	
10	80×6	500×8	3	
11	"	500×12.7	-	
12	138×10	300×4.5	-	
13	"	"	3	
14	80×6 [*]	500×4.5	-	
15	"	"	3	

って応力分布、撓みを計測し、最終強度、破壊形式を調べた。

## (2) 供試体

15 個の供試体の断面形状および Tripping Bracket 個数を Table 4·2·1 に示す。供試体には 1~15 までの一連番号を付している。

### 1) 供試体 1~9, 14, 15 について

- a) No. 1~3, 4~6, 7~9 はそれぞれ Face Bar Area 一定で  $b/t$  Ratio (ただし,  $b$  は Face Bar 幅,  $t$  は Face Bar 厚さ) を変化させたものであって、いずれも Face Bar の中心に Web Plate を溶接したものである。
- b) No. 14~15 は Face Bar の寸法は No. 1~3 group と同じであるが、Face Bar の片側に Web Plate を溶接したものである。
- c) Tripping Bracket 個数は 1, 4, 7 は載荷点間に 0 個, 2, 5, 8 は 1 個, 3, 6, 9 は 3 個とした。1 個の Tripping Bracket を有する Model が、実船の構造の約 1/3 Model に相当する。14, 15 はおのおの 0, 3 個を有する。

### 2) 供試体 10, 11 について

Plastic Hinge ができる条件として  $d/w=43$  (ただし,  $d$ ; Web 深さ,  $w$ ; Web 板厚) が必要であるといわれているが、これを完全に満すために、Web 板厚 12.7 mm (実船換算 38 mm) を選んだ。

10 は中間段階として、Web 板厚 8 mm とし Tripping Bracket を 3 個とした。

### 3) 供試体 12, 13 について

12, 13 は 1~9 group と重量を同一にし、Girder Depth を低くしたものである。Web 板厚は一定とし、したがって Face Bar Area が増大している。Web Plate に関しても  $d/w=67$  で (1~9 では  $d/w=120$ ) Web Plate の座屈は改善されている。

## (3) 荷載方法

200 t 構造物試験機を使用し Loading Beam により純曲げを与えた。

#### (4) 測定方法

歪、Face Bar ならびに Web Plate の歪分布を電気抵抗線歪計で測定した。

撓み、Face Bar ならびに Web Plate の横撓み、および Girder 全体の曲げ撓みを Dial Gauge で測定した。

#### 4.2.3 実験結果

実験結果は次項に検討とともに述べる。

#### 4.2.4 検討

##### (1) 曲げ撓み量および Face Bar, Web Plate の横撓み量

1) 曲げ撓み量を Face Bar の Group 別 (1~3, 4~6, 7~9) に Plot して Fig. 4.2.2~4.2.4 に示す。曲げの初期段階では、撓み量はいずれもほとんど等しく、計算値\* とほぼ一致しているが、比例限界および最高荷重は、いずれも Tripping Bracket の枚数が多くなる方が高い。(\*: 計算値には端部の剪断撓みを含む)。

2) Face Bar および Web Plate の横撓み量を、Face Bar の Group 別 (1~3, 4~6, 7~9) に

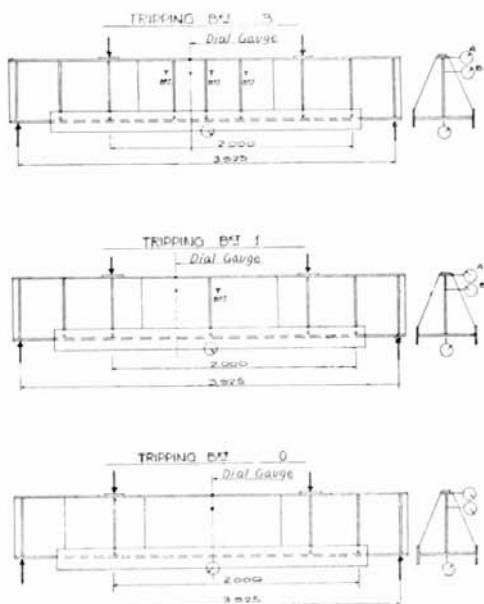


Fig. 4.2.1 Specimen

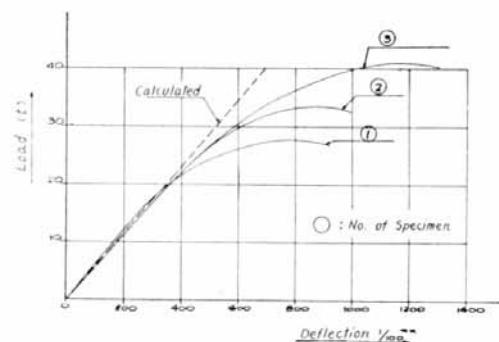


Fig. 4.2.2 Load-Deflection Curve

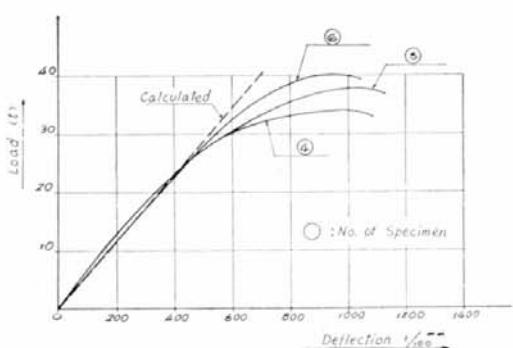


Fig. 4.2.3 Load-Deflection Curve

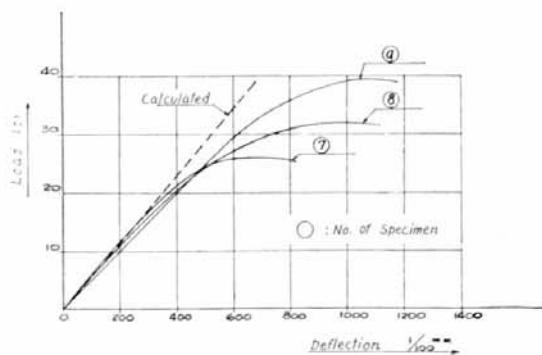


Fig. 4.2.4 Load-Deflection Curve

Plot して Fig. 4・2・5～4・2・7 に示す。Tripping Bracket の枚数が多くなると、Face Bar の横撓み量が減少するだけでなく、撓み量が急増する点も上昇する。Web Plate の横撓み量は、一般に Face Bar よりも大きいだけでなく、3 個の Tripping Bracket を有する 6, 9 でも Loading 初期より Web Plate の凸出が始まっている。これは 3 個の Tripping Bracket を配置しても Aspect Ratio=1 で、Web Plate の座屈値にあまり影響がないからである。

3) Face Bar を Web Plate の片側につけた 14, 15 の撓みを、同じ Face Bar を有する 1, 3 の Group と比較して Fig. 4・2・8 に示す。14 と 1, 15 と 3 と対応する。これらから Face Bar を Web Plate の片側につけたものは、Face Bar の横撓みが早く始まり、そのため最終荷重が低くなることが判る。

4) 断面積一定で Web 高さを減少した供試体 12, 13 の撓みを Fig. 4・2・10, 4・2・11 に示す。撓み量は、Web 高さの高い供試体に比して大きいが、最高荷重はむしろ高くなっている。

## (2) 最終状態

### 1) Face Plate の座屈について

同一面積の Face Bar でも座屈値を与える荷重は変化していることが判る。また座屈の形式も、写真から判るように、横倒れ座屈、局部座屈、およびその混合座屈である。そのうち横倒

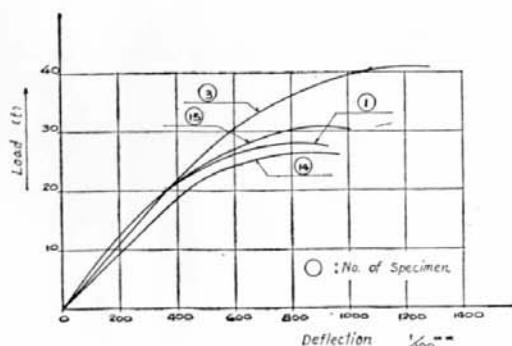


Fig. 4・2・8 Load-Deflection Curve

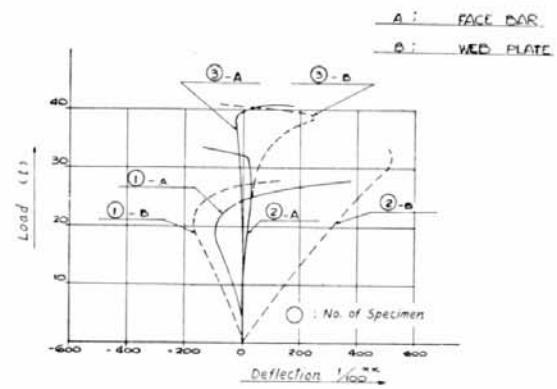


Fig. 4・2・5 Load-Deflection Curve

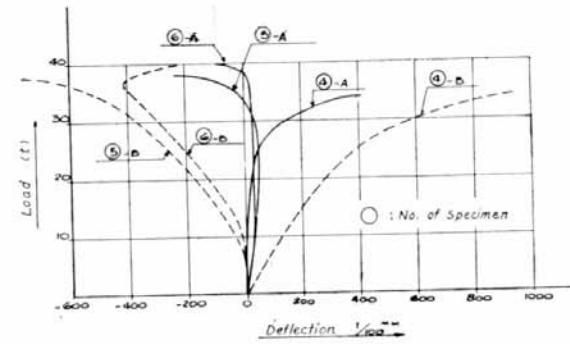


Fig. 4・2・6 Load-Deflection Curve

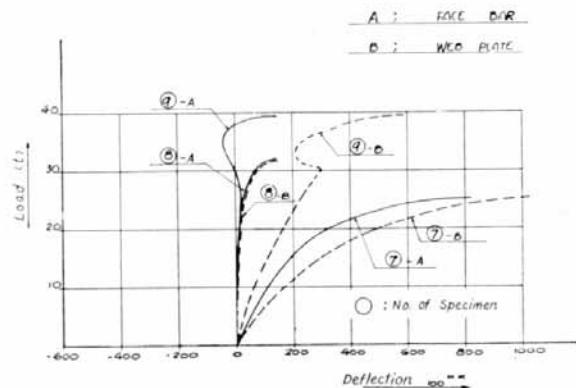


Fig. 4・2・7 Load-Deflection Curve

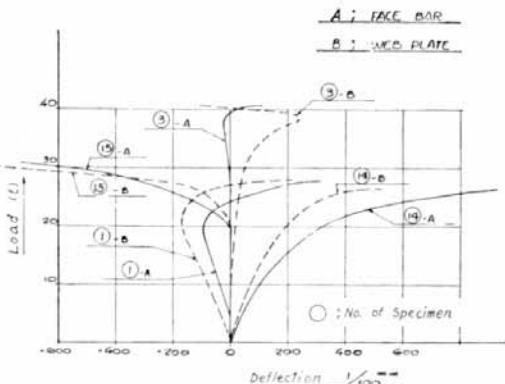


Fig. 4・2・9 Load-Deflection Curve

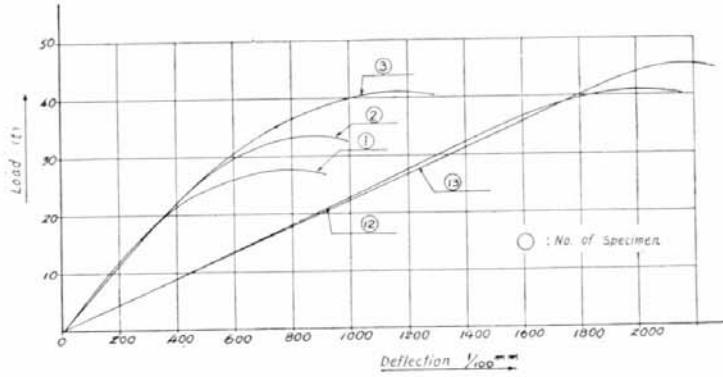


Fig. 4·2·10 Load Deflection Curve

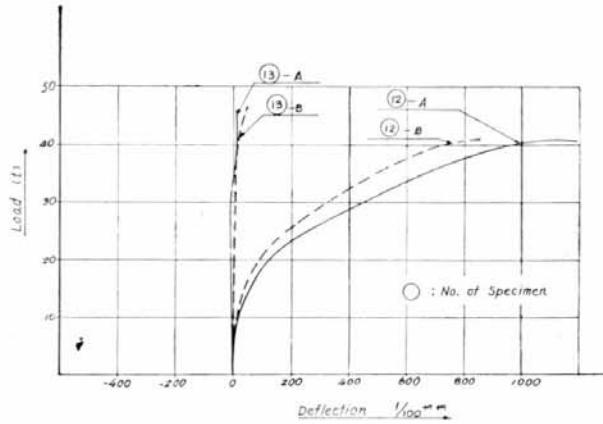


Fig. 4·2·11 Load-Deflection Curve

れ座屈は Face Bar だけの Euler 座屈のような形式をとっている。Web Plate が薄くしかも桁高が深いので、Web Plate の剛性が Face Bar の座屈にあまり寄与しないからである。Face Bar については Euler 座屈および局部座屈の両方を Check しておく。

a) Face Bar の弾性域の Euler 座屈限界

Web Plate を無視して、

$$P_k = \pi^2 EI / l^2 \quad I: \text{Face Bar の横慣性モーメント}$$

$$l: \text{Face Bar の支点長さ}$$

$\sigma_y = 2800 \text{ kg/cm}^2 = \sigma_k$ ,  $E = 2.1 \times 10^6 \text{ kg/cm}^2$  とすれば  $l/b=25$  が与えられる。この数値は

Face Bar が Euler 座屈した場合の、弾性座屈の限界となる。

b) Face Bar の塑性域の Euler 座屈限界

塑性域の Euler 座屈荷重は、 $E_t$  を切線係数として、 $P_k = \pi^2 E_t I / l^2$  で与えられる。

$\sigma_k = \sigma_y = 2800 \text{ kg/mm}^2$  とし  $E_t = E/10$  とすると、歪硬化領域で座屈する限界として  $l/b=8$  が与えられる。

2) Face Bar の局部座屈について

a) 弹性座屈について

Face Bar を Web で支持、他辺自由の帯板とすると、

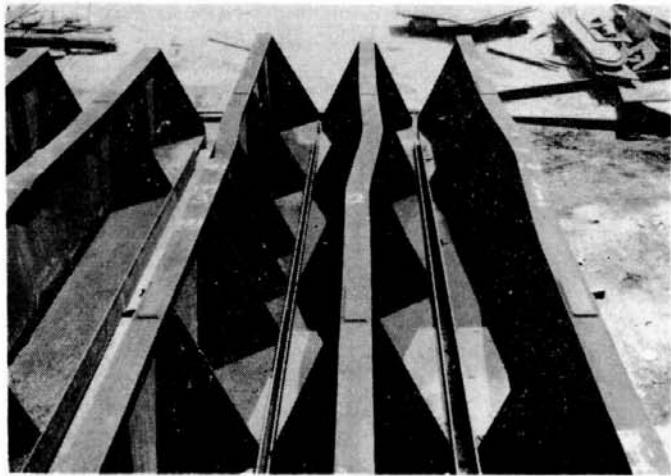


Photo. 4·2·1



Photo. 2·3·4



Photo. 4·2·3

$$\sigma_k = K\sigma_e \quad \begin{cases} K_{\min} = 0.425 \\ \sigma_e = \pi^2 E(t/(b/2))^2 / 12(1-\nu^2) \end{cases}$$

$\sigma_k = \sigma_y = 2800 \text{ kg/cm}^2$  として、弹性座屈限界  $b/t = 34$  を得る。

b) 塑性座屈について

すでに良く知られているように歪硬化領域に達したとき、座屈を生ずる限界として  $b/t = 17$  が与えられる。

3) Face Bar の寸法比が変化することにより、座屈領域は Table 4·2·2 のように与えられる。したがって Face Bar の  $l/b$ ,  $b/t$  により、Euler 座屈を局部座屈か、またはその混合が起ることが考えられる。Fig. 4·2·12 に図解して示す。

4) Web Plate の座屈について

a) 弹性域の座屈限界板厚

Web Plate を四周回転支持の板の座屈として取扱う。Fig. 4·2·13 のごとき荷重状態で、Web Plate の上端の応力が  $\sigma_y$  に達したときに座屈値と等しくなる限界板厚は、次のように示される。

$$\sigma_k = K\sigma_e \quad \sigma_e = \pi^2 E(w/d)^2 / 12(1-\nu^2) = 1.93 \times 10^6 (w/d)^2 \text{ kg/cm}^2$$

Table 4·2·2 Size Ratio of Face Bar, Buckling Region and Buckling from Type

Euler Buckling	Size Ratio	
Elasticity Region	$l/b > 25$	
Hardness Region of Plasticity Strain	$l/b < 8$	$l$ : Face Bar Sustain Length $b$ : Face Bar Breadth $t$ : Face Bar Thick
Part Buckling		
Elasticity Region	$b/t > 34$	
Hardness Region of Plasticity Strain	$b/t < 17$	

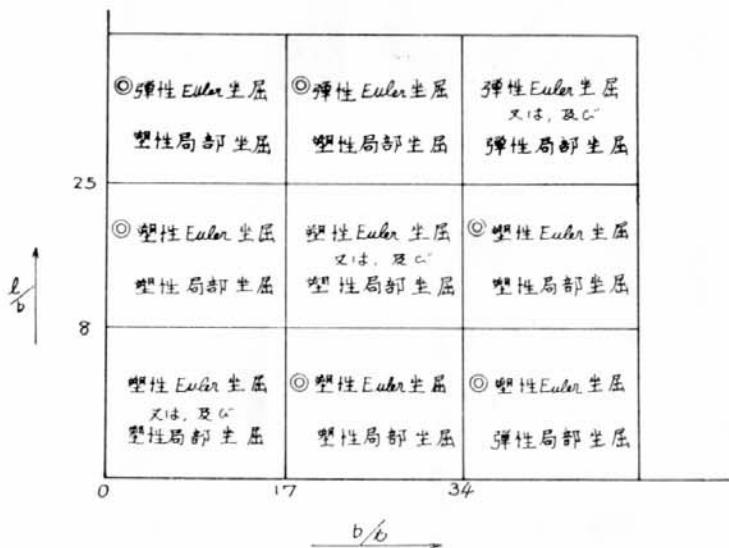


Fig. 4·2·12

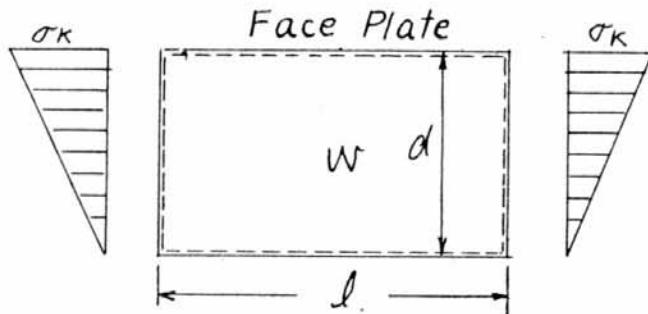


Fig. 4·2·13

$K$  の値は Aspect Ratio による。

$\sigma_k = \sigma_y = 2,800 \text{ kg/cm}^2$  とすれば限界を与える  $d/w$  は

$l/d$	0.4	0.6	0.8	1.0
$K$	15.1	9.7	8.1	7.8
$d/w$	101	81	75	73

1~9までの座屈値は  $\sigma_k = 12.6 \text{ kg/mm}^2$  である。

$P=14.8 \text{ t}$  に対応する。

b) 塑性域の座屈限界板厚

Web Plate を四周回転支持の直交異方性板の座屈として扱う。Fig. 4·2·14 参照。

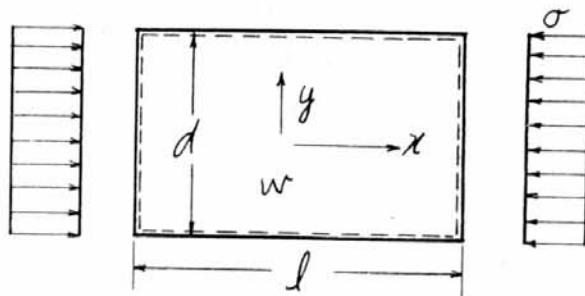


Fig. 4·2·14

Table 4·2·3 Final State Comparision

Speci- men No.	Flange Size Ratio		Experiment Effect		Define from Found-Price that Outbreak of Buckling Condition (Fig. 4·11)**							
			Face Bar		On Face Bar							
			$b/t$	$l/b$	Load*	Form†	Euler Buckling			Part Buckling		
							Elasti- city	Neutral	Hard- ness	Elasti- city	Neutral	Hard- ness
1	13.3	2.5	28 20	(42) (17)		E.		○				○
2	"	12.5	33.5 32	(42) (27)		E.		○				○
3	"	6.3	41 38.5	(42) (33)		E. L.			○			○
4	23.5	18.6	34 25	(42) (21.5)		E. L.		○			○	
5	"	9.3	38 30	(42) (25.5)		E. L.		○			○	
6	"	4.7	40 36	(42) (30.5)		L.			○		○	
7	7.5	33.5	26 15	(42) (13)		E.	○					○
8	"	16.7	32 30	(42) (25.5)		E.		○				○
9	"	8.3	39.7 30	(42) (25.5)		E.		○				○
10	13.3	25	54.7 53	(63)				○				○
11	"	6.3	63 55	(63)		E.			○			○
12	"	14.4	41			E. L.		○				○
13	13.8	3.6	46			L.			○			○
14			26.5 10		(8.5)	E.						
15			31 20		(17)	E.						

\* 上段左; 最終荷重を示す。(ton)

上段右; Plastic Hinge が生じた場合の最終荷重理論値は( )内に示す。(ton)

下段左; Face Bar 横撓みが急増した荷重(ton)

下段右; それに対応する Stress (kg/mm<sup>2</sup>) を( )に示す。

\*\* 坐屈限界値と供試体の寸法比を比較すると、坐屈型式、坐屈発生領域（弾性域、歪硬化域はその中間）が前もって判断出来る。その位置を○で示す。

† E は Euler 坐屈

L は局部坐屈を示す

$$\sigma_k = [D_x(md/l)^2 + 2D_{xy} + D_y(l/md)^2]t/12(w/d)^2$$

米国構造用軟鋼 A-7 steel に対して、塑性域の異方性として、

$$D_x = 0.21 \times 10^6 \text{kg/cm}^2$$

$$D_{xy} = 0.57 \times 10^6 \text{kg/cm}^2$$

$$D_y = 2.3 \times 10^6 \text{kg/cm}^2$$

が与えられている。この数値を準用して計算すると、限界  $d/w$  は、

$$l/d; \quad 0.1, 0.2, 0.3, 0.5 \quad d/w; \quad 81, 43, 35, 28$$

で与えられる。

### (3) 最終状態比較

各供試体の最終状態を上記限界値と比較して Table 4·2·3 に示す。

#### 1) Face Bar

前頁比較表から判定すると Face 寸法比から座屈形式、座屈発生領域が推定できる。代表例として、3 の寸法比から Euler 座屈も局部座屈も、歪硬化領域で発生することが予測できるが、実験結果でも最終荷重および横撓み急増荷重とともに、塑性域で起り、座屈型式は両者混合して起っている。7 の寸法比から Euler 座屈は弾性域、局部座屈は歪硬化領域で起ることが予測できるが、実験結果からも Euler 座屈のみが低い荷重で起って供試体中最低である。

6 から Euler 座屈は歪硬化領域、局部座屈は歪硬化前に生ずる（塑性域で）ことが示されるが、実験結果からもこのことが裏付けされている。残余についても上記のことが適用できる。

#### 2) Web Plate

Web が薄いので、その横方向撓みは載荷初期から生じていることが判るが、その影響は少ないと判断される。例えば 9 は載荷初期から Web の凸出が始まっているが、Face の座屈で最終状態が決定している。Web Plate を Plastic Hinge ができる条件にしたがって、実船換算 38 mm 程度まで増厚した供試体 11 では、Web Plate の横撓みは Face Plate のそれと一致しており、最高荷重も Plastic Moment を与える荷重とほぼ一致している。Fig. 4·2·15, Table 4·2·3 に示す。

## 4·2·5 ま と め

船体を構成している Girder や Web は、桁高の割合には板厚がうすく、とても Plastic Hinge ができる条件を満足していない。このような設計方法では、最終状態は、主として Face Bar の座屈で決まる。この実験により、Face Bar の各寸法比と、座屈型式、座屈領域は密接な関係があることが判る。従来、実船の構造設計には、このような考慮はあまりはらわれてなかつたが、この研究が設計上何らかのお役に立てば幸いである。

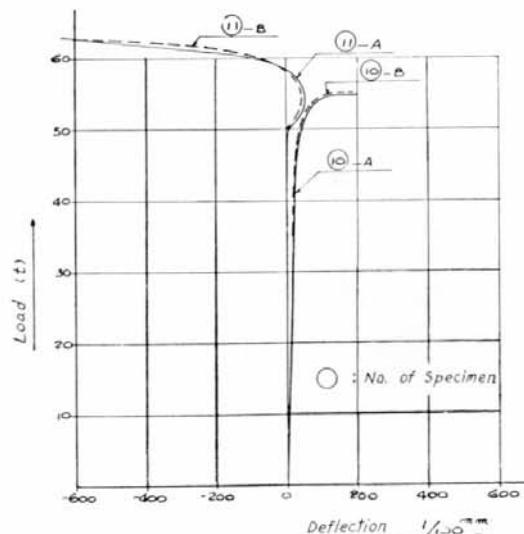


Fig. 4·2·15 Load-Deflection Curve

## 第5章 高張力鋼と軟鋼の混用防撓板の強度

(担当 梅崎 一夫)

### 5.1 まえがき

船体構造に広く用いられている防撓板構造を合理的に設計し、軽量化を計るためには、塑性設計の考え方の導入、あるいは高張力鋼の使用の必要がある。このためには防撓板構造の各部の剛らき、塑性域における性質を明らかにする必要がある。

本実験では、一方向に防撓材を配して補強した防撓材に水圧により加圧し破断せしめた。このさい防撓材、板の剛らきを調べ、防撓板構造の解析、設計の基礎資料を得た。

### 5.2 実験概要

#### 5.2.1 模型

Fig. 5.1, 5.2 に示すとく、加圧面  $470 \times 940$  mm、板厚 3.2 mm の軟鋼または高張力鋼の板に、剛性、形状、心距、材質を変えた防撓材を取付けた20個のシリーズ模型とした。

20個の模型は下記に示す各種シリーズに分類される。

##### (1) 防撓材形状

Type 1: 横倒れの影響を避け、理論的にも取扱いやすい矩形断面としたもの

Type 2: 実船に即し、横倒れ、座屈を生じうるような T, L型断面としたもの

の2種類に分けられる。

##### (2) 防撓材剛性

Type 1 について、幅 20 mm は一定にして、高さを 10, 15, 20, 30 mm と変えたもの (Fig. 5.3)

##### 5.3

##### (3) 防撓材心距

Type 1 について、心距を 240, 160, 120 mm としたもの。 (Fig. 5.4)

##### (4) 板、防撓材の材質

軟鋼 (SS 41) と高張力鋼 (NKK 2 H) の2種

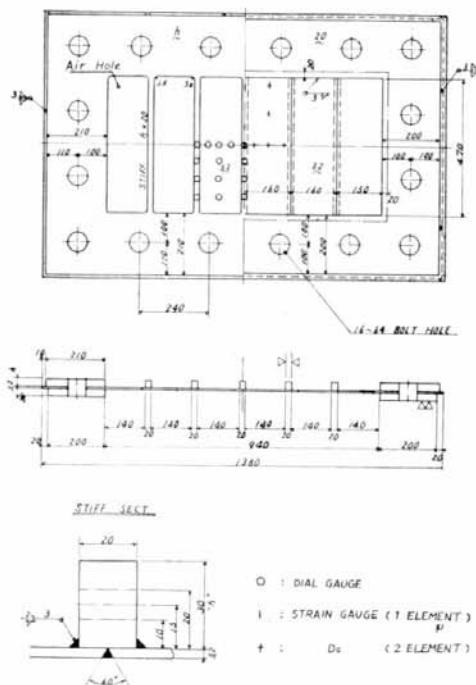


Fig. 5.1 Model (Type 1) and Location of Measurement of Deflection and Strain (Example)

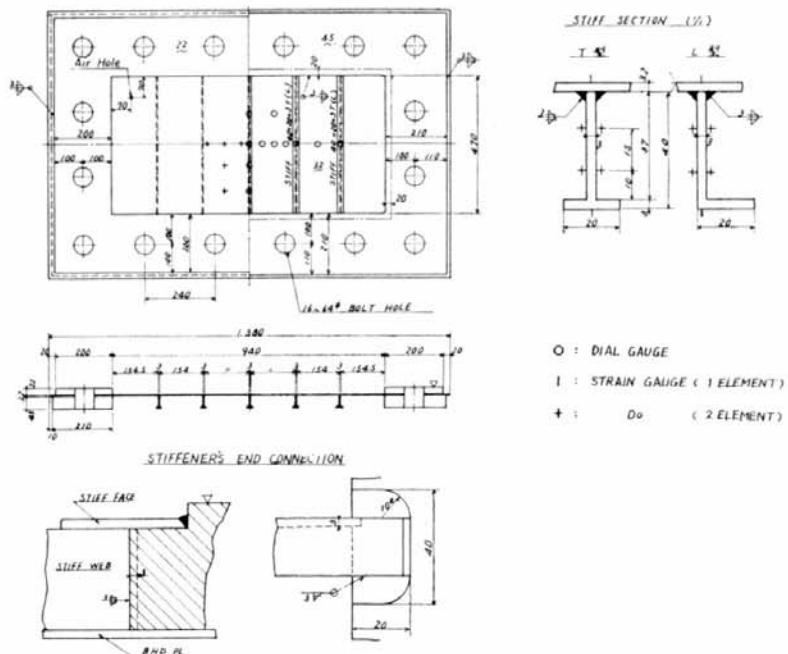


Fig. 5·2 Model (Type 2) and Location of Measurement of Deflection and Strain (Example)

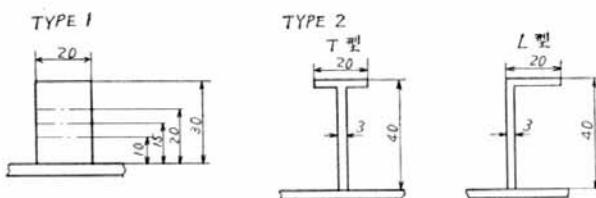


Fig. 5·3 Stiffener Section



Fig. 5·4 Stiffener Arrangement

Table 5·1 Combination of Material

Model \ Member	MM	MH	HM	HH
Stiffener	M S	H T 60	M S	H T 60
Plate	M S	M S	H T 60	H T 60



Fig. 5·5

を上記のような組合せで使用したもの。(Table 5·1)

### (5) 防撓材取付面

水圧の加わる側に防撓材を取付けたものとその反対のもの。(Fig. 5·5)

Type 1 の防撓材は、端部の固着度を十分に保つ点から、縁材と一体となるように防撓材高さと同一の板厚を有する縁材と同一材料から切り出した。

Type 2 の防撓材は、厚さ 40 mm の板から機械加工により切り出し、端部は Fig. 5・2 に示すような固着の方法とした。

供試模型の一覧を Table 5・2 に示す。

Table 5・2 Summary of Models

Model	Plate Thickness	Stiffener's Space	Stiffener Height × Breadth	Material		Testing Date	
	mm	mm	mm × mm	Plate	Stiffener		
MM 1 C	Type 1	3.2	240	20×20	M S	M S	1961. 2. 3
MM 2 A		3.2	160	10×20	M S	M S	1.26
MM 2 B		3.2	160	15×20	M S	M S	2.24
MM 2 C		3.2	160	20×20	M S	M S	1.31
MM 2 D		3.2	160	30×20	M S	M S	2.11
MM 3 C		3.2	120	20×20	M S	M S	2. 7
MM 2 C R		3.2	160	20×20	M S	M S	11. 8
MM 1 C R		3.2	240	20×20	M S	M S	11. 3
MH 1 C		3.2	240	20×20	M S	H T 60	1962. 3. 6
HM 1 C		3.2	240	20×20	H T 60	M S	3. 8
HH 1 C		3.2	240	20×20	H T 60	H T 60	3.12
HM 2 A		3.2	160	10×20	H T 60	M S	3.30
HM 2 B		3.2	160	15×20	H T 60	M S	3.16
HM 2 C		3.2	160	20×20	H T 60	M S	3.27
MH 2 C		3.2	160	20×20	M S	H T 60	3.24
HH 2 C		3.2	160	20×20	H T 60	M S	3.20
T A	Type 2	3.2	160	Ref. Fig. 5・2	M S	M S	1962. 12. 6
L A		3.2	160		M S	M S	12.11
T P		3.2	160		M S	M S	12.18
L P		3.2	160		M S	M S	12.25

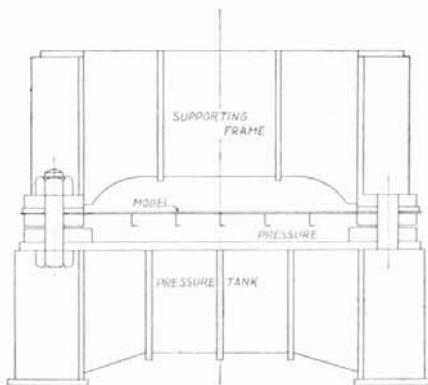


Fig. 5・6 Testing Apparatus

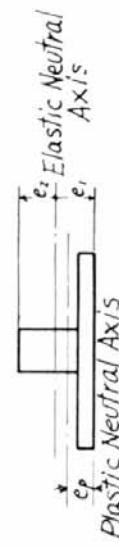
材料試験、寸法検査の結果およびこれの値により計算した模型の主要目を Table 5・3 に示す。

## 5・2・2 実験

前記模型を Fig. 5・6 に示すような受圧盤（最高使用圧力： 100 kg/cm<sup>2</sup>）にボルトで四周固定とな

Table 5.3 Geometrical Properties Mechanical and Properties of Model

Model	Yield Stress (kg/mm <sup>2</sup> )		Plate Thickness (mm)	Stiffener		Sect. Area (mm)	Mt. of Inertia (mm <sup>4</sup> )	$e_1$ (mm)	$e_2$ (mm)	Sect. Modulus (mm <sup>3</sup> )	$e_p$ (mm)	Plastic Moment (kg-mm)
	Plate	Stiff.		Scantling (mm)	Spacing (mm)							
MM 1 C	29.7	26.3	3.1	20.5×20.5	240	1,170	52,930	5.8	17.8	2,968	2.3	143,750
MM 2 A	30.0	28.1	3.1	10.2×20.5	160	711	8,785	3.5	9.8	895	2.2	49,210
MM 2 B	30.0	24.5	3.1	16.6×20.7	"	842	28,035	5.6	14.2	1,981	2.4	90,130
MM 2 C	24.1	25.5	3.1	21.2×20.2	"	926	50,230	7.2	17.1	2,936	3.0	133,780
MM 2 D	24.8	22.5	3.5	30.7×20.7	"	1,195	137,495	10.8	23.4	5,881	3.9	247,530
MM 3 C	35.5	25.2	3.2	20.8×20.5	120	808	44,460	7.9	16.1	2,768	2.9	132,260
MM 2 C R	37.0	26.8	(3.2)	(20×20)	160	912	43,980	6.7	16.5	2,664	2.8	123,730
MM 1 C R	35.4	24.5	(3.2)	(20×20)	240	1,168	49,380	5.6	17.6	2,800	2.2	132,500
MH 1 C	27.0	50.9	3.2	20.5×20.3	"	1,180	53,035	5.8	17.9	2,960	3.5	250,180
HM 1 C	61.8	26.6	3.5	20.5×19.9	"	1,253	54,905	5.7	18.4	2,990	2.1	173,980
HH 1 C	50.5	44.1	3.6	20.5×20.3	"	1,268	55,875	5.7	18.3	3,048	2.5	250,700
HM 2 A	56.2	28.6	3.6	9.9×20.9	160	789	9,335	3.6	9.9	939	2.2	68,880
HM 2 B	56.4	26.2	3.6	15.1×21.0	"	888	24,385	5.1	13.6	1,800	2.2	104,000
HM 2 C	56.9	25.6	3.7	20.0×20.2	"	992	47,755	6.7	17.0	2,807	2.4	150,800
MH 2 C	28.1	41.8	3.2	20.4×20.8	"	931	47,210	6.9	16.6	2,840	5.2	200,700
HH 2 C	54.0	55.7	3.5	20.7×20.4	"	979	50,630	6.9	17.2	2,938	3.1	293,700
TA	28.4	26.8	(3.2)		160	683	122,990	8.4	34.8	3,533	2.1	134,930
LA	27.8	27.4	(3.2)	Ref. to Fig. 5.12	"	"	"	"	"	"	"	137,000
TP	29.3	26.9	(3.2)		"	"	"	"	"	"	"	135,710
LP	28.5	27.0	(3.2)		"	"	"	"	"	"	"	136,260



るよう固定し、手動ポンプにより加圧した。模型は変形により周囲が内側に移動するのを防ぐため、直接モデル支持台に接続した。

圧力は  $0 \sim 10 \text{ kg/cm}^2$  まで  $1 \text{ kg/cm}^2$  ごと、 $10 \sim 20 \text{ kg/cm}^2$  まで  $2 \text{ kg/cm}^2$  ごと、これ以上は  $5 \text{ kg/cm}^2$  ごとで静定させ、模型が破断するまで加圧した。

### 5.2.3 計測

撓み：ダイヤルゲージ、ならびに電気式抵抗線歪計を使用したカンチレバー式撓計にて測定した。

ダイヤルゲージ、カンチレバー式撓計はいずれも直接測定面にセットできないので、ロッドを介して模型支持台上にて測定した。

歪：電気式抵抗線歪計により板、防撓材の歪を測定した。水中部はカシューコンパウンドを用いて防水処理を行なった。使用ゲージは LE-1, KP-22 (1 方向ゲージ), KPR-4 (2 方向ゲージ) である。(いずれも K 電業製)。

圧力：ブルドン管式圧力計ならびに電気式圧力計を使用した。

計測位置の例を Fig. 5.1 および Fig. 5.2 に示す。

## 5.3 実験結果および考察

Fig. 5.7~12, Table 5.4 に (1)防撓材中央の撓み、(2)防撓材間板の撓み、(3)中央防撓材の歪分布、(4)最高圧力および破断状況の各種実験結果を示す。

### 5.3.1 防撓板中央の撓み ( $w$ )

Fig. 5.7, 8 に防撓材寸法を一定に、心距を変化させたもの、Fig. 5.9 に心距を一定に、防撓材寸法を変化させたもの、Fig. 5.10 には防撓材を型鋼にしたものにつき、防撓板の最大撓みと圧力の関

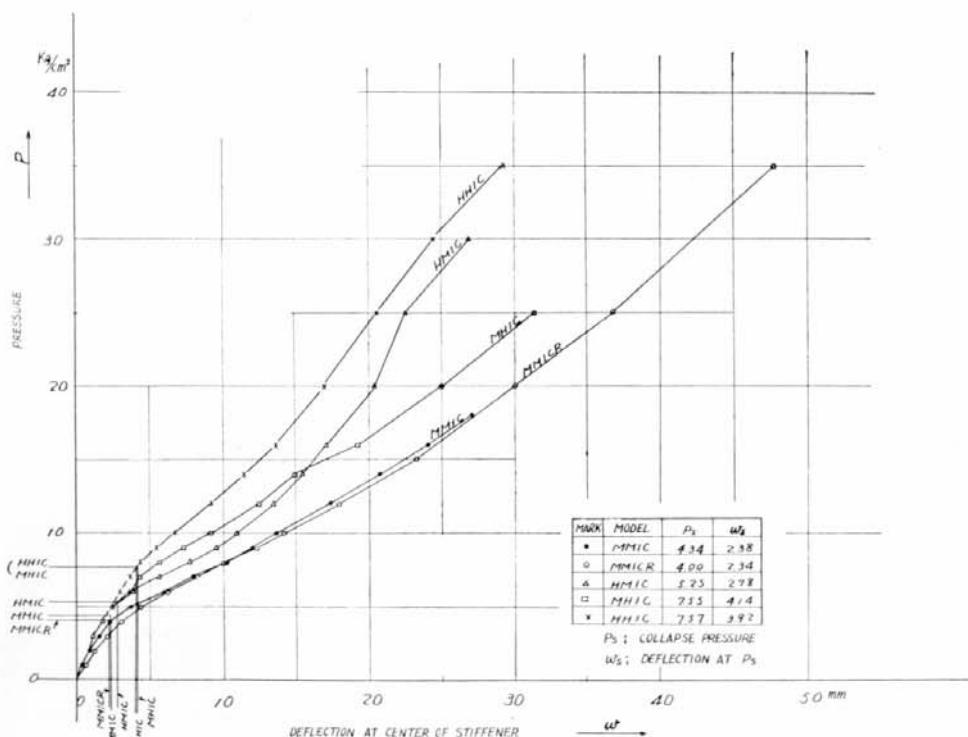
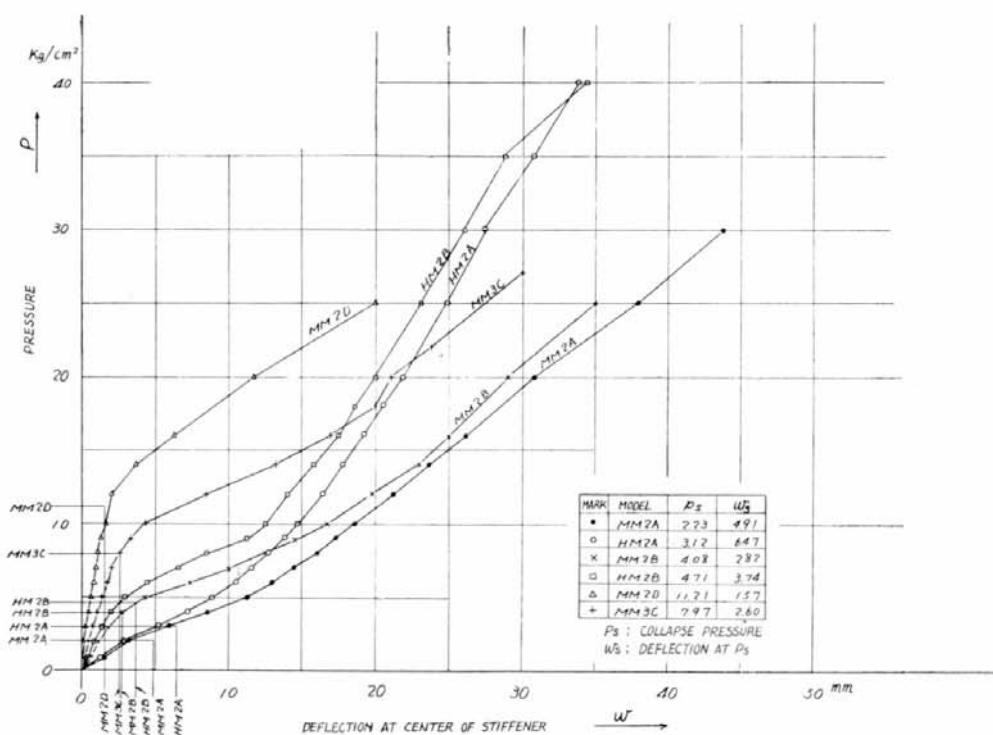
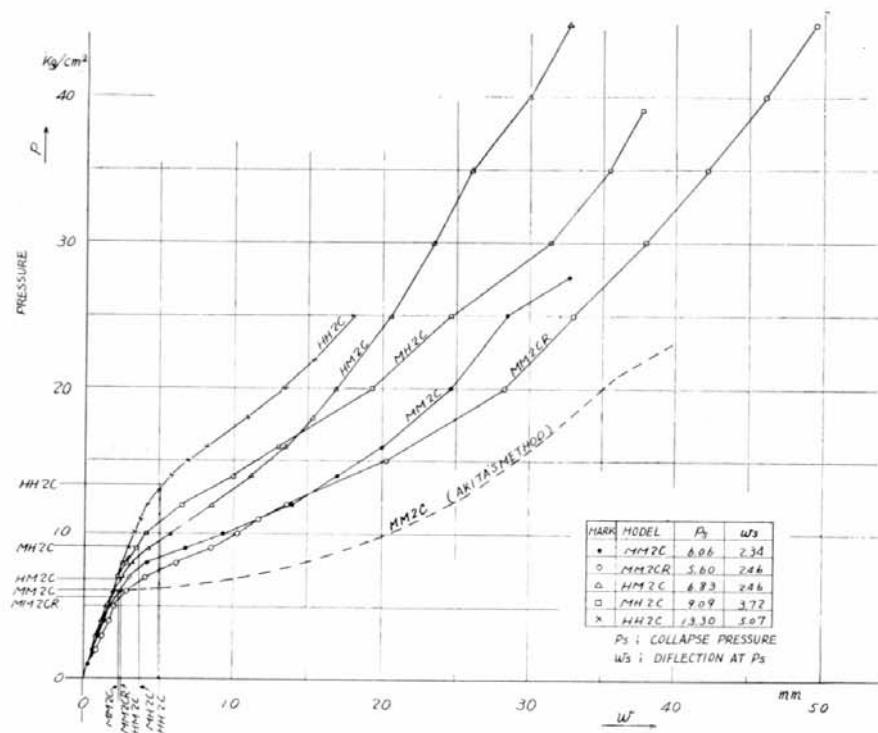


Fig. 5.7 Pressure Deflection Curves for Stiffeners



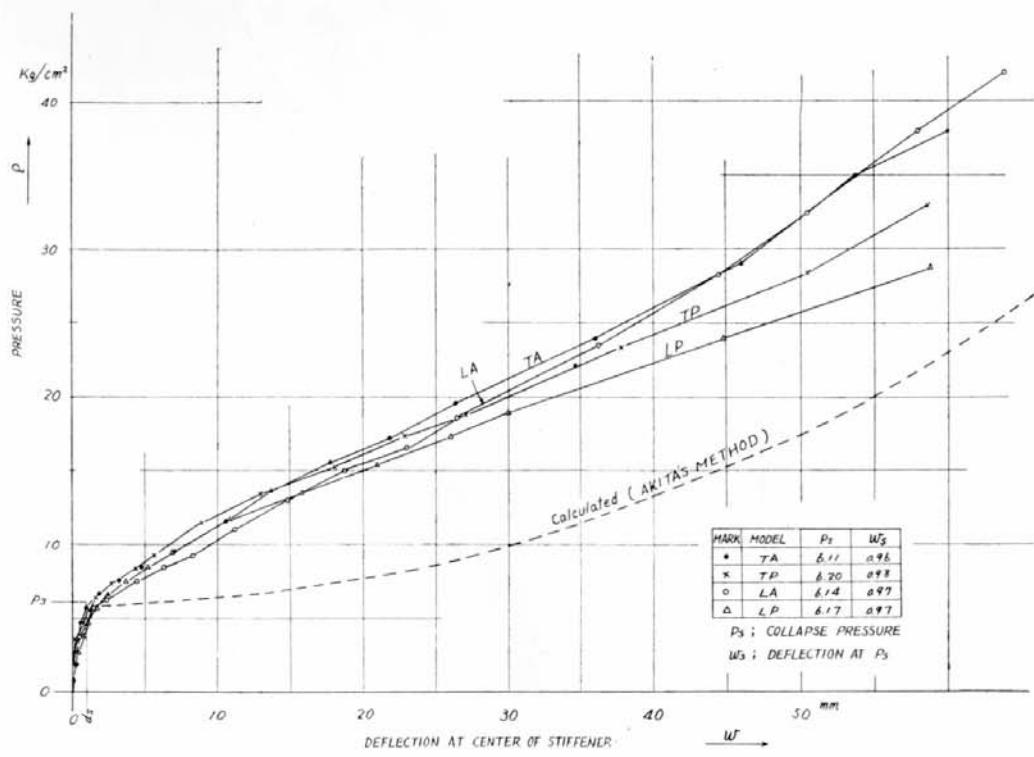


Fig. 5.10 Pressure-Deflection Curves for Stiffeners

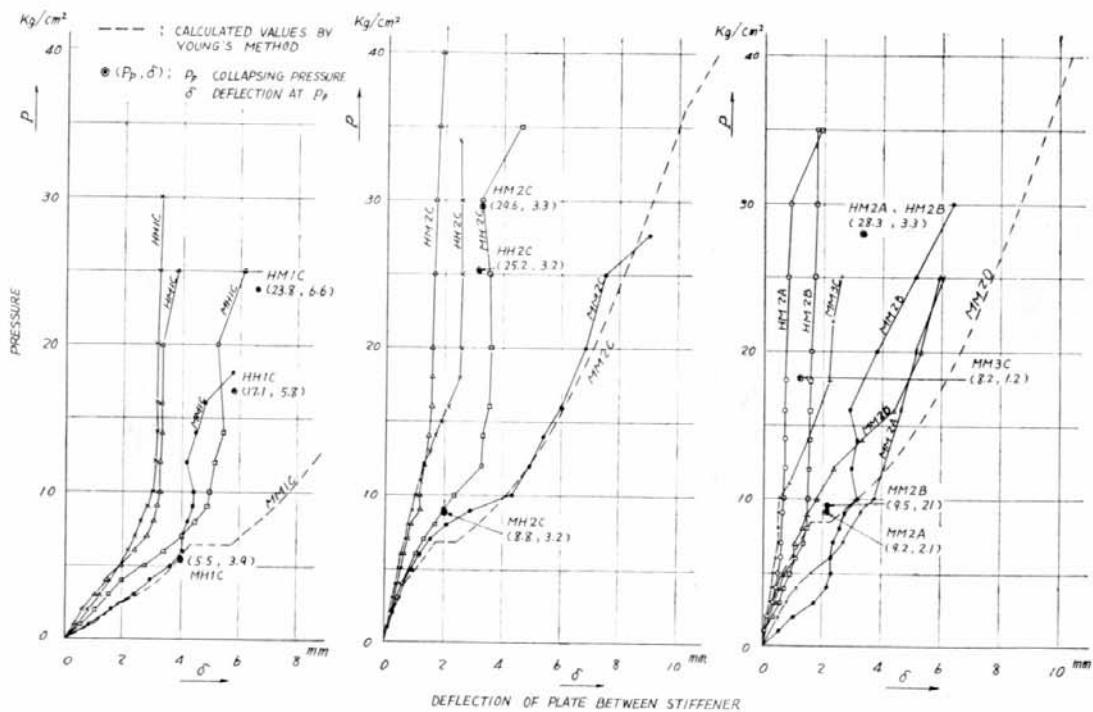


Fig. 5.11 Pressure-Deflection Curves of Plate Relative to Stiffeners

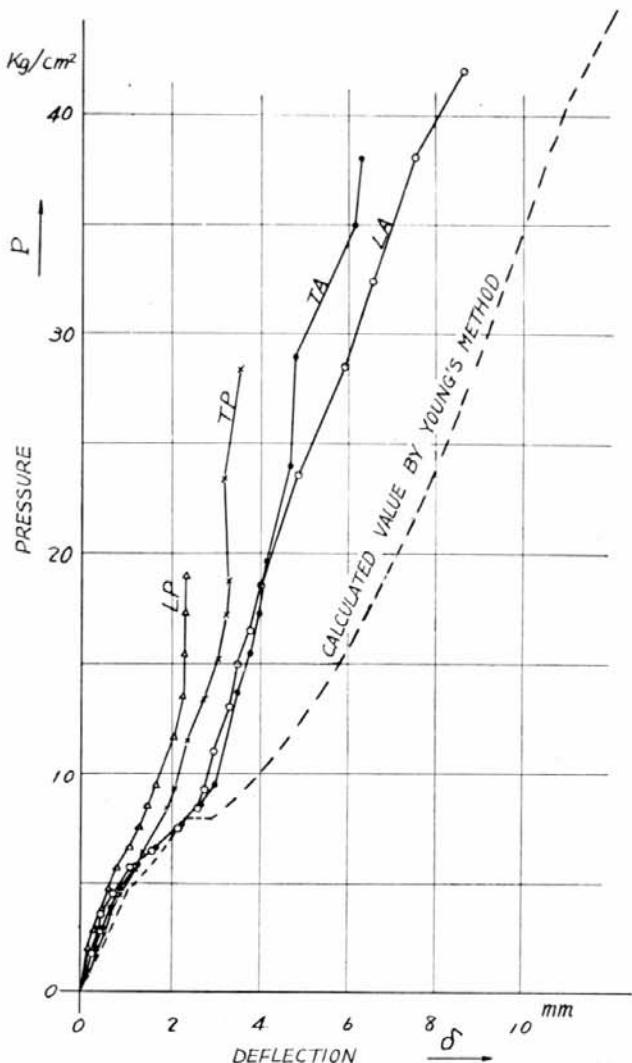


Fig. 5-12 Pressure-Deflection Curves of Plate Relative to Stiffeners

係を示した。

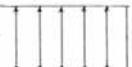
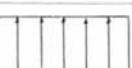
防撓材が曲げ崩壊を起すと急激に撓みが増加して、防撓材にも中性軸の伸びの影響がかなり現われてくる。今曲げ崩壊圧力  $P_s$  は、次のような簡単な仮定で推定され、実験結果とよく一致する。すなわち、有効幅を防撓材心距 100 % をとった板付防撓材の梁が両端固定されているものとし、この梁の軸力を無視した場合の崩壊圧力—両端ならびに中央に塑性節点を生ずる圧力—を求め、この圧力を  $P_s$  と考える。このときの撓みを  $w_s$  とする。以上の仮定により計算した結果を Table 5-5 に示す。

この計算結果を Fig. 5-7~10 の実験結果に併記し比較すると、計算点と実験値は良く一致している。

また歪計測結果 (Fig. 5-13~14) では、圧力が  $P_s$  近くになると防撓材の中央 (③-Section) の曲げによる歪が急激に増加しているのが分る。変形による軸力は防撓材断面の歪分布よりも見ても、圧力が  $P_s$  以下では小さいようである。

本模型のような寸法比のものでは、 $P_s$  は板付防撓材の全塑性モーメントで決り、板が軟鋼か高張力鋼かの影響は少ない。これは中性軸が板と防撓材の境目近くにあるため、防撓材の強度が防撓板全

Table 5・4

MODEL	MAX. PRESSURE $P_{max}$ (kg/cm <sup>2</sup> )	MAX. DEFLECTION $w_{max}$ (mm)	CRACK PATTERN	MODEL	MAX. PRESSURE $P_{max}$ (kg/cm <sup>2</sup> )	MAX. DEFLECTION $w_{max}$ (mm)	CRACK PATTERN
MM1C	18	31.6		HH1C	40	33.6	
MM2A	30	48.0	REAKAGE THROUGH PACKING	HM2A	40	33.8	
MM2B	25	40.1		HM2B	40	32.4	
MM2C	26	41.5		HM2C	45	32.7	
MM2D	25	27.8		HM2C	39	38.6	
MM3C	27	32.2		HH2C	44		
MM2CR	50	53.6	NO FAILURE	TA	47		
MM1CR	40	53.0		LA	44		
HM1C	27	34.0		TP	33	58.8	
HM1C	31	27.1		LP	29	58.8	

体の曲げモーメントに大きく効くためであろう。したがって、この点までの防撓材の強度は防撓材のみの降伏応力によって決って来る。

次に、圧力が  $P_s$  をこえると、撓みの増加は板の強度により左右されている。すなわち、Fig. 5・8において、板に高張力鋼を使用したグループ（点線）と軟鋼を使用したグループ（実線）とでは圧力一撓みの関係が明らかに異なり、同一グループではほぼ同じ傾向を示している。これは、 $P < P_s$  では防撓板の強度は防撓材の曲げ強度によるが、防撓材に塑性節点を生ずると次第に曲げ強度を失ない、 $P > P_s$  では次第に防撓材の強度は軸力によって保たれるようになる。同じ寸法の試験片では、この範囲における同じ撓み量に対する圧力は、板付防撓材の全面降伏軸力（板の断面積×板の降伏応力+防撓材の断面積×防撓材の降伏応力）に比例する。

Type 2 の実験結果では、防撓材の形状による相異が現われている。Fig. 5・10 および Table 5・4 に示す破断後の状況のごとく、L型は圧力の増加とともに横倒れを生じ、防撓材の剛性が低下することによりT型より撓みが大きい。

防撓材取付方向の影響は、 $P < P_s$  ではほとんど問題ないが、 $P > P_s$  となるに従い、加圧側に取付けたもの (TP, LP) の撓みが反対側のもの (TA, LA) より大きくなっている。

Table 5-5 Calculated Collapse Load and Deflection of Stiffener ( $P_s$ ,  $w_s$ ) and Plate ( $P_p$ ,  $\delta_p$ )  
and Comparison Between Measured Max. Pressure and Calculated Collapse Load

Model	$P_s$ (kg/cm <sup>2</sup> )	$w_s$ (mm)	$P_p$ (kg/cm <sup>2</sup> )	$\delta_p$ (mm)	$P_{\max}$ (kg/cm <sup>2</sup> )	$P_{\max}/P_s$	$P_{\max}/P_p$
MM 1 C	4.34	2.38	6.38	4.26	18	4.1	2.8
MM 2 A	2.23	4.91	9.24	2.14	(30)	(13.5)	(3.3)
MM 2 B	4.08	2.82	9.55	2.14	25	6.1	2.6
MM 2 C	6.06	2.34	6.92	1.75	26	4.3	3.8
MM 2 D	11.21	1.57	8.33	1.58	25	2.2	3.0
MM 3 C	7.97	2.60	18.20	1.18	27	3.4	1.5
MM 2 C R	5.60	2.46	13.13	2.50	50	8.9	3.8
MM 1 C R	4.00	2.34	8.55	4.77	40	10.0	4.7
MH 1 C	7.55	4.14	5.53	3.94	29	3.8	5.2
HM 1 C	5.25	2.78	23.82	6.62	31	5.9	1.3
HH 1 C	7.57	3.92	17.14	5.80	40	5.3	2.3
HM 2 A	3.12	6.47	28.23	3.28	40	12.8	1.4
HM 2 B	4.71	3.74	28.23	3.28	40	8.5	1.4
HM 2 C	6.83	2.46	29.61	3.30	45	6.6	1.5
MH 2 C	9.09	3.72	8.85	2.02	39	4.3	4.4
HH 2 C	13.30	5.07	25.22	3.19	44	3.3	1.7
T A	6.11	0.97			47	7.7	5.9
L A	6.14	0.97			44	7.2	5.5
T P	6.20	0.98			33	5.3	4.1
L P	6.17	0.97			29	4.7	3.6

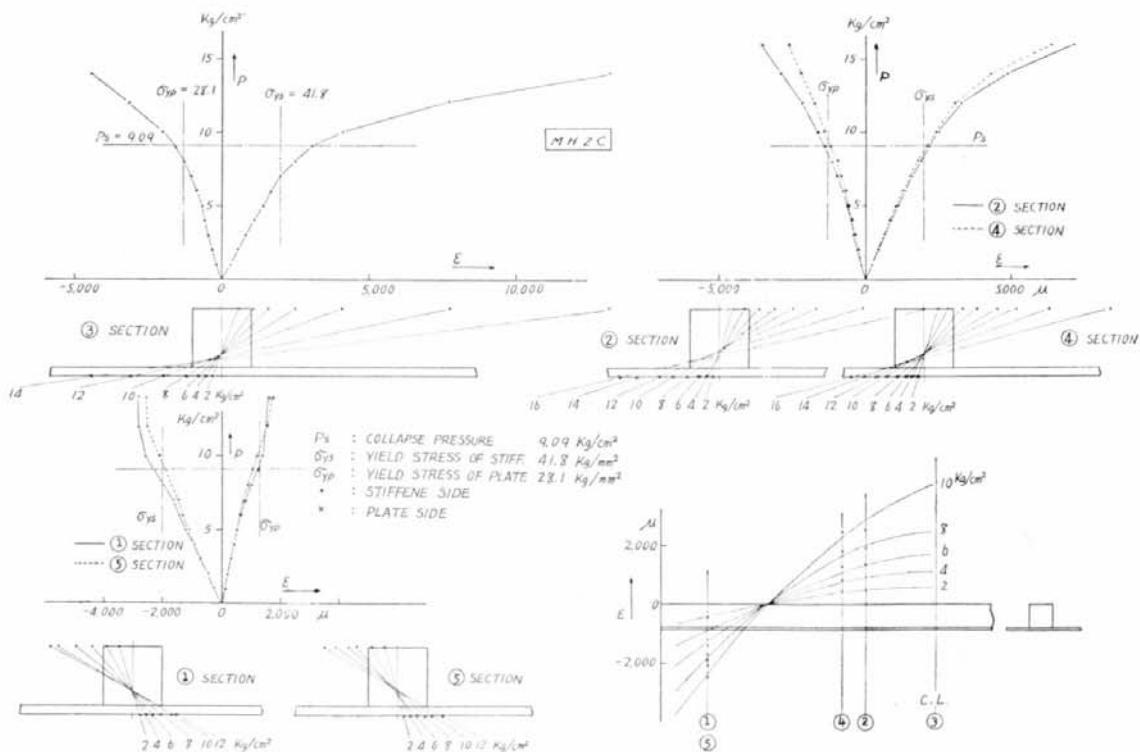


Fig. 5-13 Strain Distribution of Stiffener

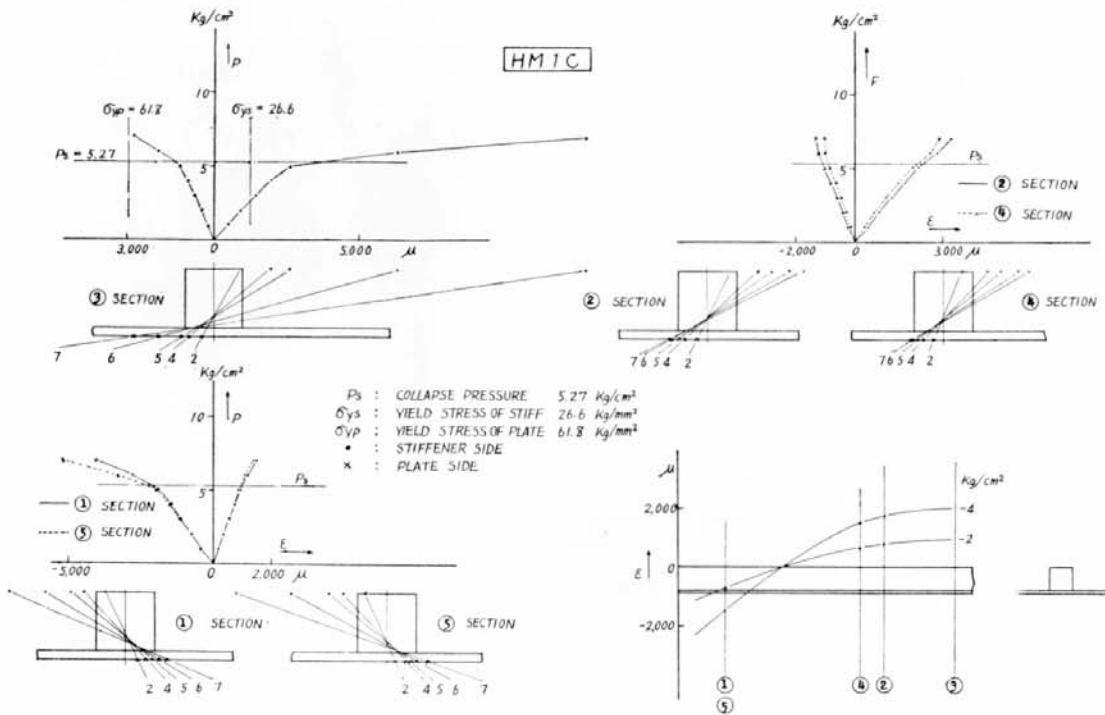


Fig. 5-14 Strain Distribution of Stiffener

### 5.3.2 防撓板間板の撓み ( $\delta$ )

中央防撓材とこれに隣接する防撓材との間の板の中央の撓み ( $\delta$ ) の実験結果を Fig. 5-11, 12 に示す。この値は、板中央の全撓みとこれをはさむ防撓材の撓みの平均値との差である。

実験結果とともに A. G. Young の式を用いて板の撓みを計算した結果を示したが、板の端部および中央に塑性節点を生ずる圧力  $P_p$  以上では実験値との差が大きい。これは Young の式が防撓材の剛性を大とし変形しないものとしていること、無限板として考えているため、板の直角方向に生ずる軸力の影響を入れていないこと、さらに板のスパンと板厚の関係により塑性関節の発生機構が異なることを考慮していないことなどのためと思われる。

本模型のように、防撓材が変形する場合は実験結果から、防撓材の剛性が板の撓みに影響していることがわかる。スパンならびに防撓材寸法が同一のものでは、防撓材に高張力鋼を使用した方が  $\delta$  は大きい。防撓材は  $P_s$  に達した後は曲げ剛性が急激に減少し、板とともに変形するので、 $\delta$  の増加は少なくなる。

加圧面と防撓材側にとったものと板側にとったものとを比較すると、Type 1 では防撓材の圧力—撓み関係はほとんど変わらないのに、同一圧力に対する板部の撓みは、前者の方が著しく少なくなっている。Type 2 については Type 1 ほど顕著でないが、同様の傾向が見られる。

防撓材と同様に強度を検討する基準として、軸力を考慮した両端固定の無限板が両端および中央に塑性節点を生ずる圧力を考え、この圧力を  $P_p$ 、このときの撓みを  $\delta_p$  とする。これによる計算結果を Table 5-5 に示す。

### 5.3.3 破断状況

Table 5-4 に示すような圧力、撓み、破断状況にて破断する。破断はいずれも板に生じ、コーミングあるいは防撓材との溶接部に生じている。この部分は応力の高い箇所であるが、破断箇所は多少の

バラツキがあり、本実験のような小模型では溶接の良否に影響されるものと思われる。

破断状況は Type 1 では上述のように板にクラックが入るだけであるが、Type 2 では防撓材に変化が見られる。すなわち、TA は Type 1 の矩形断面のものと同様に防撓材は圧力方向の変形のみであるが、TP は両端部にて Face に断面収縮 (Neck) を生じ、また中央部は曲げ座屈を生じている。非対称断面の L 型では、LA は Face が外側に横倒れをしており、LP は内側に横倒れを生ずるとともに、TP と同様に両端部で Face に断面収縮を生じている。

座屈、横倒れ、断面収縮等の開始圧力は計測結果からは判明しなかったが、これらの現象が防撓板全体の撓み、防撓材間の板の撓み、あるいは最終強度に影響をおよぼしているものと思われる。

#### 5.3.4 破断圧力 ( $P_{max}$ )

防撓板の破断はすべて板部にクラックを発生した。そのときの圧力は Table 5.4 に示す。この破断圧力を板の崩壊荷重  $P_p$  との比で示すと Table 5.5 のごとくなる。

防撓板、板とも軟鋼の場合には、Type 1 模型では最低 2.6、最高 4.7 となっている。防撓材に軟鋼、板に高張力鋼を使用したものでは 1.3~1.5 である。また逆に板を軟鋼、防撓材を高張力鋼にすると 4.4~5.2、両方とも高張力鋼にすると 1.7、2.3 となっている。

いずれの場合も板部に軟鋼を使用したものの方がよい高い圧力比を示し、板に高張力鋼を使用することは不利である。また防撓材は軟鋼、高張力鋼いずれであろうと、板の破断圧力への影響は少ないようである。

Type 2 については、防撓材面より加圧したもの (TP, LP) は破断圧力が板面より加圧したものに較べ 30% 程度低下している。これは、防撓材固定端部の面材が曲げの引張により破断を起し、そのため板部の受持つ引張の軸力が増加したためと考えられる。

#### 5.3.5 む す ひ

一方に向かって防撓された板につき、防撓材の剛性、防撓材と板の面積比、材質、加圧面、防撓材断面形状を変化させた 20 個の試験片により系統的強度試験を行なった。この結果をまとめると次のようになる。

- (1) 防撓材の剛性、断面積が板に比較し著しく弱い場合は、防撓材が曲げ崩壊を起してのち、防撓材間の板の撓みは圧力が増加しても、たいして増加しない。
- (2) 防撓板は高張力鋼を混用する場合、防撓材が曲げ崩壊を起す圧力までは、防撓材の材料の降伏点によって強度が決ってくるが、防撓材に軸力が働くようになると、板の材料の降伏点が大きく影響して来る。
- (3) 防撓板の強度は、その加圧面のとり方により、大きく影響される。防撓材が座屈しない断面の場合、防撓材間の板は、板側より加圧した場合に比較し、防撓材側より加圧したものは、同一圧力で著しく撓みが少なくなる。防撓材に関しては、防撓材が座屈を起さない断面の場合は、加圧面のとり方によっての相違はないが、防撓材が座屈を起すような場合、加圧面が防撓材側にあるものの方が、破断圧力が 30% 程度下している。
- (4) 防撓板に高張力鋼を使用する場合、板部に高張力鋼を使用することは、降伏点の上昇の割には有利でない。

## 第6章 ブラケットの圧壊強度

(担当 西 牧 興)

### 6.1 まえがき

最近船体構造においても次第に極限設計的な考え方を取り入れる試みが行なわれるようになって来ている。すなわち、すべての部材に一定の許容応力を考えて使用応力がこれを越えないように設計する、いわゆる弾性設計に対して、極限設計的な考え方では、構造の崩壊を基準にして考えた安全率を各部材について一定になるように設計するので、使用応力は必ずしも一定ではなく、部材によって異なるのが普通である。安全率の本来の意味からいって、安全率の基準には崩壊の状態をとることが合理的であると考えられるが、構造物の崩壊に関する理論的・実験的な裏付けが未だ充分でないために、一定の許容応力を設ける方法が、従来一般に用いられてきたものと考えられる。

このように、安全率を合理的に考えて、部材寸法の配分、部材の配置を行なうことによって、一般に構造の合理化・軽量化を計ることができるものと思われるが、現在の構造物の崩壊に関する理論は未だ完全なものではなく、専ら塑性解析の理論に基いているために、多くの仮定が含まれている。たとえば、材料の応力一ひずみの関係はひずみ硬化のない理想的なものであること、梁においては全塑性モーメントに到るまでは完全に弾性的に働くこと、全塑性モーメントに達すると一定モーメントで際限なく回転できること、全塑性モーメントに達するまでに座屈を起きないことが仮定される。船体構造に極限設計的な考え方を導入するさいに、このような仮定がどの程度成立つかも重要な問題である。

本研究は、これらの一環として、船体構造に特に多く用いられる端部結合様式としてのブラケットの崩壊時における性状を明らかにすることが目的である。ブラケットの崩壊には、引張りの場合の溶接部の破断とか、圧縮のブラケットに結合されている梁の横倒れのような崩壊現象も含まれるが、本研究ではもっぱらブラケット本体の座屈崩壊を対象として取扱った。

### 6.2 実験の方法

船体構造に一般に用いられるブラケットについて、形状寸法を系統的に変えて圧縮強度試験を行なった。試験模型の一般形状は Fig. 6・1 に示すとおりである。ブラケットの材料は軟鋼および 60 キロ調質鋼（日本製鋼 2H 鋼）の 2 種であり、それについてブラケットの高さ ( $h$ )、フランジ幅 ( $b$ )、梁との重ね代 ( $d$ )、負荷用アーム長さ ( $L$ ) などを系統的に変化させた。また、軟鋼製試験模型では模型の寸法効果を調べる意味も含ませて、ブラケットの大きさ自体を変化させる系列も含めた。

各試験模型の詳細寸法は Table 6・1, 6・2 に、また供試材の機械的性質は Table 6・3 および Fig.

6・2 に示すとおりである。Table 6・1 中に「Stiffened」とあるのは、特に梁の横倒れを妨げるために点線の位置に補強スチフナーを取り付けたものである。

負荷には 400 トンアムスラー型試験機を用い、模型の 2 箇のピン孔間に圧縮荷重を加えた。計測事

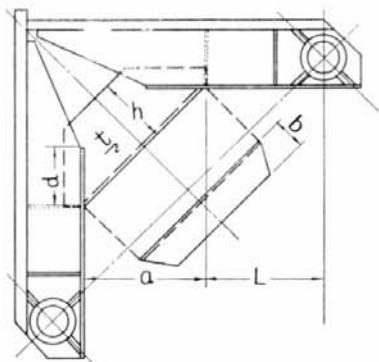


Fig. 6・1 Test Model

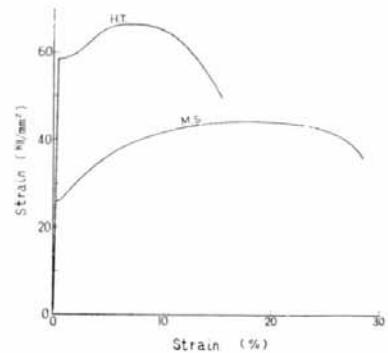


Fig. 6・2 Stress-Strain Curves

Table 6・1 Dimension of Models (MS) (mm)

No. of Tested Model	Thickness of Bracket $t$	Depth of Bracket $h$	Length of Bracket $a$	Width of Flange $b$	Lapped Length $d$	Length of Load Beam $L$	Notes	$P_{\max}$ (ton)
M- 1	8	275	300	0	150	300		10.70
M- 2	"	"	"	25	"	"		14.50
M- 3	"	"	"	50	"	"		15.30
M- 4	"	"	"	"	"	"	Stiffened	21.60
M- 5	"	"	"	80	"	"		17.35
M- 6	10	275	300	0	150	300		14.45
M- 7	"	"	"	30	"	"		14.75
M- 8	"	"	"	60	"	"		17.20
M- 9	"	"	"	"	"	"	Stiffened	24.40
M-10	"	"	"	100	"	"		21.90
M-11	8	50	300	50	150	300		15.60
M-12	"	150	"	"	"	"		16.00
M-13	"	375	"	"	"	"		16.50
M-14	8	375	400	50	150	300		16.75
M-15	"	"	"	"	"	"	Stiffened	21.25
M-16	"	"	"	80	"	"		19.50
M-17	"	"	"	130	"	"		22.50
M-18	"	200	200	50	"	"		15.30
M-19	8	275	300	50	150	75		31.65
M-20	"	"	"	"	"	515		10.65
M-21	"	"	"	"	"	"	Stiffened	14.75
M-22	8	275	300	50	75	300		16.00
M-23	"	"	"	"	275	"		16.70
M-24	8	275	300	50	275	300		16.40

Table 6·2 Dimension of Models (HT) (mm)

No. of Tested Model	Depth of Bracket $h$	Width of Flange $b$	Length of Load Beam $L$	$P_{\max}$ (ton)
H- 1	275	0	300	16.45
H- 2	"	20	"	16.65
H- 3	"	40	"	20.45
H- 4	"	60	"	25.95
H- 5	"	80	"	25.90
H- 6	210	0	300	15.35
H- 7	"	20	"	15.30
H- 8	"	40	"	19.45
H- 9	"	60	"	25.50
H-10	"	80	"	28.00
H-11	150	0	300	16.00
H-12	"	20	"	16.45
H-13	"	40	"	19.95
H-14	"	60	"	23.95
H-15	"	80	"	23.85
H-16	275	20	75	45.30
H-17	"	"	515	11.15

Thickness of Bracket       $t=9$  mm  
 Length of Bracket       $a=300$  mm  
 Lapped Length       $d=150$  mm

Table 6·3 Mechanical Properties of Materials

	Young's Modulus $E$ (kg/cm <sup>2</sup> )	Upper Yield Stress $\sigma_{YU}$ (kg/mm <sup>2</sup> )	Lower Yield Stress $\sigma_{YL}$ (kg/mm <sup>2</sup> )	Tensile Stress $\sigma_B$ (kg/mm <sup>2</sup> )	Elongation (for 50 mm) (%)
M S	21,300	26.7	26.0	43.4	27.3
HT60	21,600	58.8	58.4	66.2	14.8

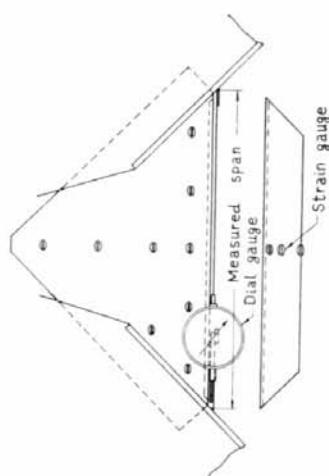


Fig. 6·3 Arrangement of Gauges

項は隅部角変化、ならびにプラケット内の応力分布である。角変化を計測するためには Fig. 6・3 に示すようにプラケット遊縁に沿っての距離変化をダイヤルゲージで計った。また応力分布はほぼ Fig. 6・3 に示される位置に板の両面に抵抗線歪計 (PL-5, ゲージ長 5 mm) を配置し、T 検器製60 素成自動切換記録装置によって計測した。

### 6.3 実験の結果

実験の結果から観察される諸事項について次に述べる。

(1) 圧壊時の最高荷重  $P_{\max}$  は Table 6・1, 6・2 の末尾欄に示したとおりである。

これらの  $P_{\max}$  を模型の各変数についてそれぞれ置点すると Fig. 6・4~6・9 のごとくになる。

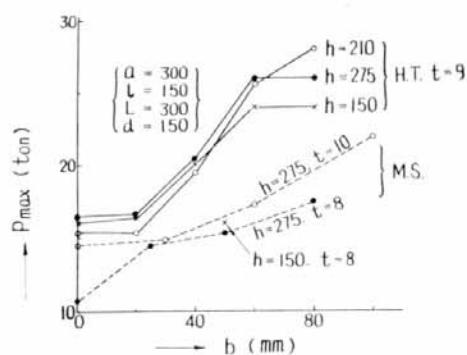


Fig. 6・4 Effect of Flange Width "b" on  $P_{\max}$

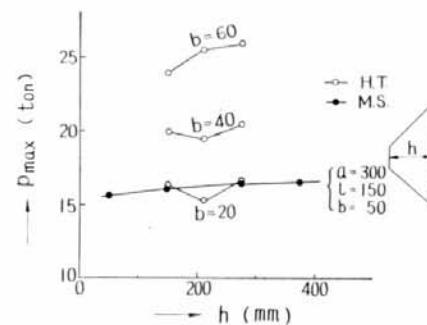


Fig. 6・5 Effect of Bracket Height "h" on  $P_{\max}$

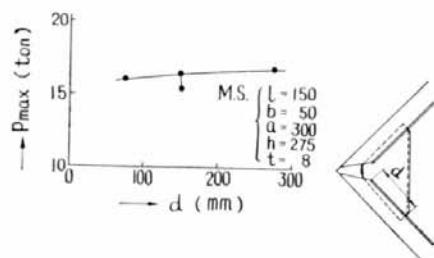


Fig. 6・6 Effect of Lapped Length "d" on  $P_{\max}$

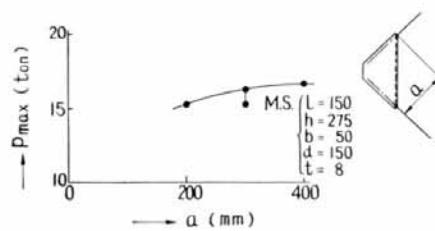


Fig. 6・7 Effect of Side Length of Bracket "a" on  $P_{\max}$

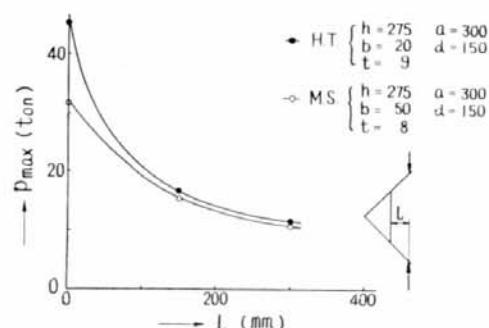


Fig. 6・8 Effect of Arm Length "l" on  $P_{\max}$

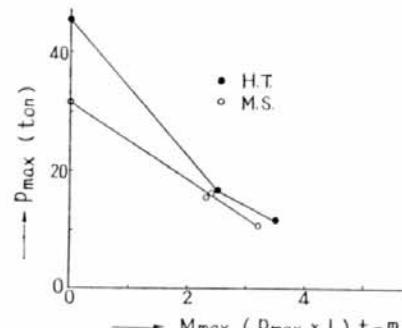


Fig. 6・9 Share of Shearing Force and Bending Moment of Each Model

図から判るように、圧壊荷重に対して大きな影響をあたえるのはフランジ幅である。Fig. 6・4 から見るとフランジ幅が 20 mm 以下の中は、フランジ効果は全くなく、またフランジ幅がある程度以上になると、幅を増しただけの効果は期待できないようである。

また、プラケットに高張力鋼を使用することにより、明らかに圧壊強度は向上している。

Fig. 6・5, 6・6 によれば、プラケットの圧壊強度のみに関しては、その高さ、あるいは重ね代はほとんど影響をおよぼさないことが判る。

Fig. 6・7 はプラケットの大きさと圧壊荷重の関係を増すものであり、プラケットの遊辺位置を隅部から離しても圧壊荷重はあまり増加しないことが判る。

Fig. 6・8 は圧壊荷重とアーム長の関係を示し、これよりプラケット端に加わるモーメントと剪断力の圧壊におよぼす効果の割合が Fig. 6・9 のように求められる。

(2) 構造に極限設計的な考え方を適用するための一つの重要な条件として、最高荷重に達したのち、その荷重を保ったままで十分に回転することができること、すなわち十分な回転容量を持つことが必要とされている。各模型についての回転角と隅部に対するモーメントの計測結果の一例を Fig. 6・10 に示す。いずれの場合も最高モーメント  $M_c$  に達するのはほぼ 0.01 rad. 付近であり、その後はだいたい一定モーメントでかなりの角度（約 0.1 rad.）を回転する。したがって、圧縮モーメントに対してはプラケットの回転容量には問題はないと思われる。

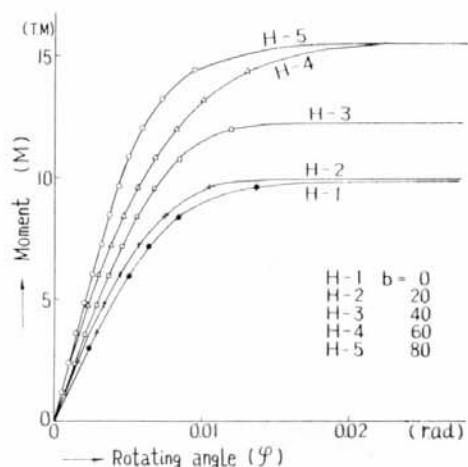


Fig. 6-10 Moment-Rotating Angle (HT)

(3) 一度最高モーメントに達した試験片を除荷し、再び負荷を行なうと、初めに降伏によって残る永久変形の影響で  $M-\varphi$  曲線の立ち上がりの勾配は減少し、最高荷重も小さくなる。Fig. 6-11 は H-17 試験模型で 30 回の繰返し負荷を行なった結果である。これは普通の梁などの性質とは違っているので注意しなければならない。すなわち、ある構造で荷重を次第に増加して一部に塑性関節を生じたが、構造全体としては崩壊機構を形成するにたるだけの関節を生じないうちに除荷した場合、その塑性関節を生じた点での全塑性モーメントは、普通の梁などでは変わらないが、圧縮を受けるプラケットの場合には減少することを意味する。Fig. 6-12 から繰返し数と極大モーメント  $M_c$ 、残留変形量  $\Delta\varphi$  および立ち上がりの勾配  $\alpha$  との関係を求めてみると Fig. 6-12 のごとくになる。

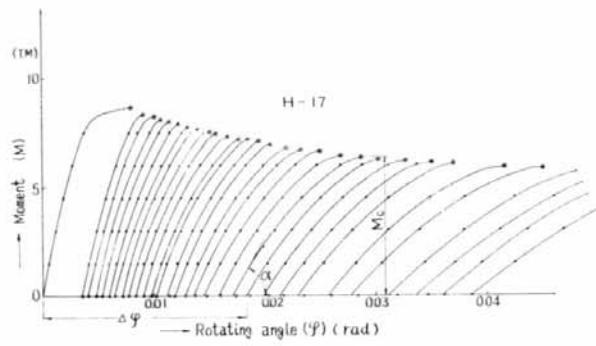


Fig. 6·11 Transition of  $M\text{-}\varphi$  Curve with Repeated Load

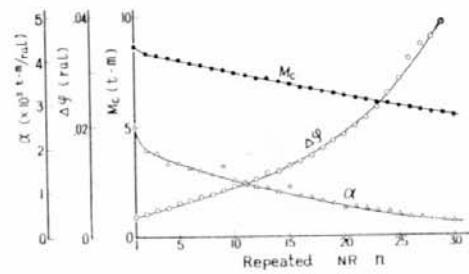


Fig. 6·12 Changes of  $M_c$ ,  $\Delta\varphi$ , and  $\alpha$  with Repeated Load

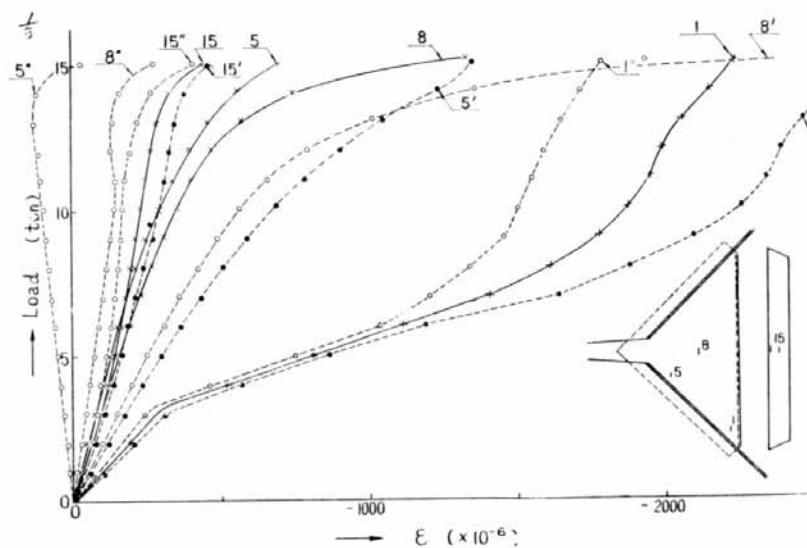


Fig. 6·13 Load-Strain (M-23)

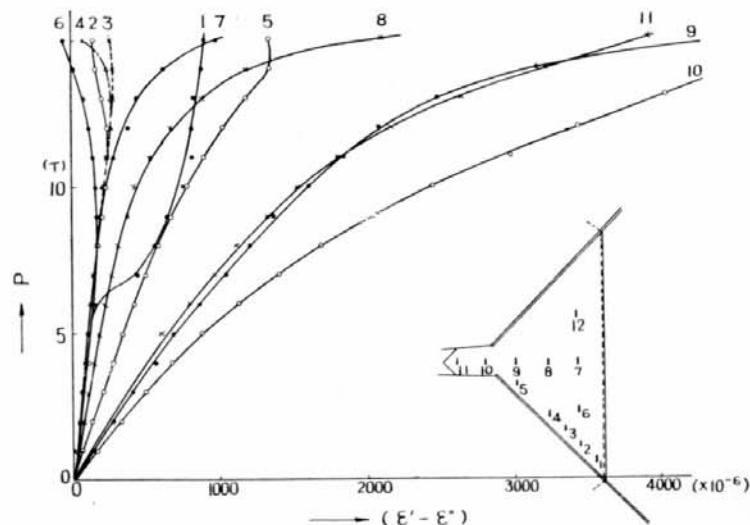


Fig. 6·14  $P \sim (\varepsilon' - \varepsilon'')$  Curves (M-23)

(4) ひずみの計測は板の両面を別々に行なった。その結果を M-23 模型について例示すると Fig. 6・13 のごとくになる。図中の数字はそれぞれ歪計の取付位置を示し、例えば 2' は 2 の位置のフランジ側でのひずみ、2'' はその裏面でのひずみを表わし、その平均値を 2 の太線で示している。

これらの図から、各点での両面のひずみの差を求め、それを横軸にとって表わすと Fig. 6・14 のごとくになる。ただし、計測点番号 12 以降の点では  $(\epsilon' - \epsilon'')$  の値は小さく、ほとんど計測点番号 2, 3, 4, 6 の点と重なってくるので図には示していない。これらの  $(\epsilon' - \epsilon'')$  は、その点での曲率に比例する値であって、荷重とともに  $(\epsilon' - \epsilon'')$  が急激に増加する計測点番号 7, 8, 9, 10, 11 の各点でプラケットが折れ曲がることを示している。同時に他の各点では曲率が減少する傾向にあることが判る。

さらに、この曲率がその各点での軸力とどのような関係になっているかを調べるために、縦軸に軸力に担当する  $\left(\frac{\epsilon' + \epsilon''}{2}\right)$  をとって図示すると Fig. 6・15 のようになる。これをみると、各点を通じて軸力と曲率の間にはあまり関連性はないように見受けられる。すなわち、ある点では小さな軸力で大きな曲率をもっているにもかかわらず、他の点では大きな軸力が働いているのに曲率は小さい。これはプラケットは形状全体の力の関係から圧壊するのであって、例えば多数のストリップに分けて、その各要素の座屈を考えるというような局所的な方法は適用できないことを示しているといえよう。

(5) Fig. 6・16 に M-23 模型の歪分布状態を示した。図示されているのは平均歪  $\left(\frac{\epsilon' + \epsilon''}{2}\right)$  の値である。

梁に溶接された付近では特に肘板先端部に力が集中しているが、肘板内部に入るに従って分散し、中央部ではかなりなだらかになっている。またフランジ端およびプラケットの隅部付近（計測点 10, 11）では引張りひずみが生じていることがわかる。他の模型についても傾向はほとんど同じである。

(6) プラケットの圧壊は、その中心線の凸出によって生ずるので、中心線上での歪分布は特に重要な意味を持つと考えられる。数個の試験模型について、その中心線上での歪分布を  $\rho = P/P_{max}$  に対して例示したものが Fig. 6・17, 6・18 である。ただし、これらのひずみ値は凹入側での値である。これらの分布状況はプラケットの形状などに無関係にほぼ一定で、しかも軟鋼模型、高張力鋼模

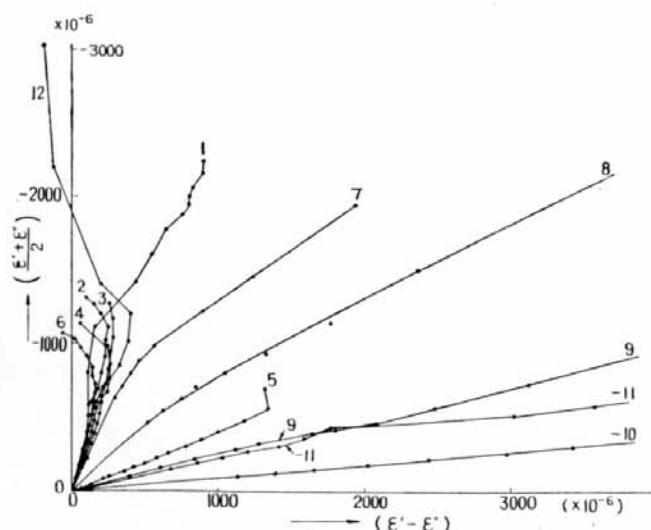


Fig. 6・15 Relation between Bending Strain and Compressive Strain at Each Measured Point (M-23)

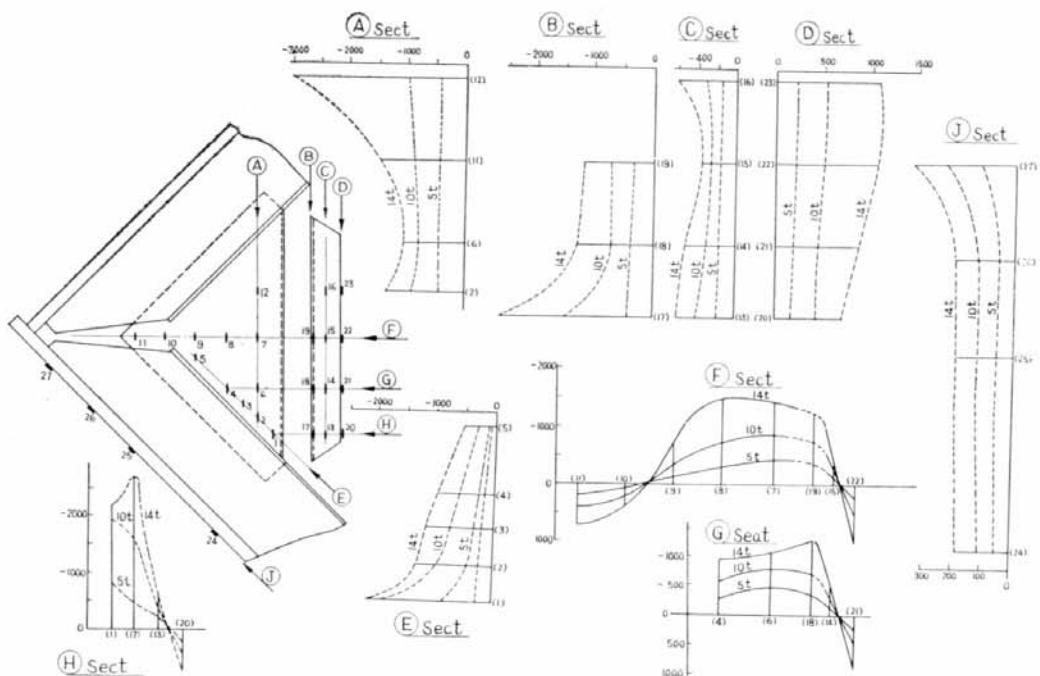


Fig. 6-16 Distribution of Normal Strain (M-23)

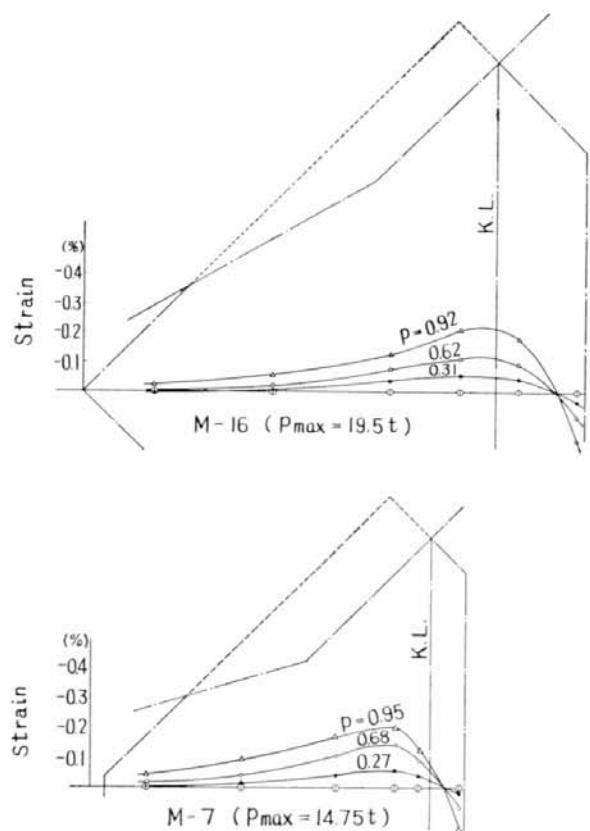


Fig. 6-17 Strain Distributions along Center Line (MS)

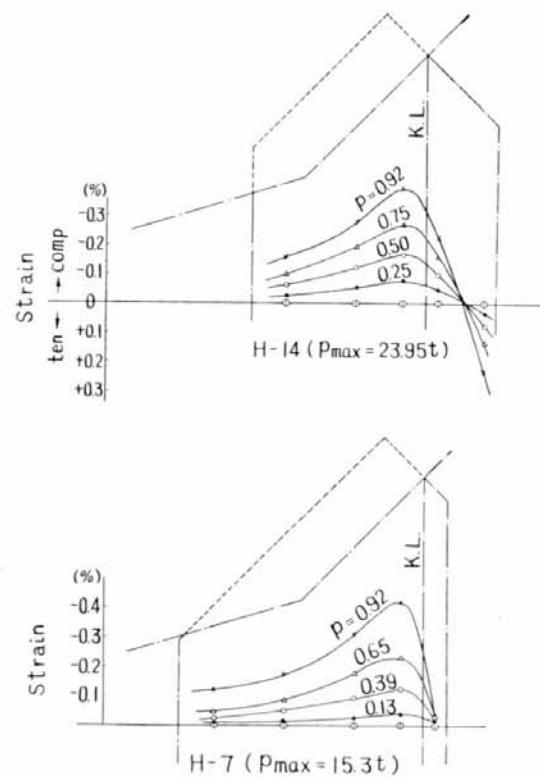


Fig. 6-18 Strain Distributions along Cenetr Line (HT)

型それぞれでは、同じ  $\rho$  に対して、その値までほとんど一致している。

#### 6.4 ブラケットの圧壊強度に対する検討

ブラケットの座屈については、極限設計的な考え方から端部結合の回転容量として問題になる以前から、局部強度の問題として関心が持たれてきており、座屈値についても種々の研究が行なわれている。ここでは、従来の見方とは異なった立場から、ブラケットの圧壊について検討を行なってみる。

今回の実験において各ブラケットの圧壊の状態を観察すると、ブラケット面に比較的明瞭なナックルラインを生じて折りたたまれるような形で圧壊している。すなわち、ブラケットのフランジ幅が小さいか、あるいはフランジのない場合には Fig. 6・19(a) のように辺  $AC$ ,  $AD$  および中心線  $AB$  にナックルラインがあらわれ、フランジ幅が大きくなると  $B$  点で曲りにくくなるため Fig. 6・19(b) のように  $P$  点で 2 本に分岐して  $PC$ ,  $PD$  のようになる。 $P$  点の位置は圧壊のエネルギーが最小になるように定まるものと思われるが、実験における圧壊状態の観察によれば、ブラケットの材質、大きさなどと関係なく、 $PC$  は  $<ACD$  を 2 等分する方向に生じているようである。このナックルラインでは、塑性関節の状態になっているものと考えられ、圧壊荷重は、この塑性関節の回転によってなされる仕事を計算することによって求めることができる。Fig. 6・19 において隅角  $O$  に関して  $M$  のモーメントが角を閉じる方向に働くと、ブラケットは横方向の撓みを生じ、隅角が  $\varphi_0$  だけ回転したときにブラケットに塑性関節線を生ずるものとする。梁の部分は完全な剛体と仮定し、横倒れのような現象は、もちろん弾性的な変形もないものとしてブラケットは  $AC$ ,  $AD$  の溶接線で固定と考える。

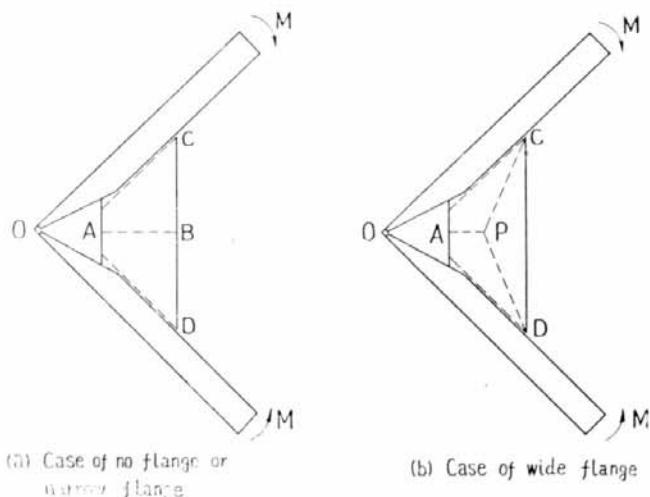


Fig. 6-19 Plastic Hinge Line

このとき Fig. 6-19(a) のような場合には、圧壊モーメントは次の式で表わされる。

$$Mc = m_p(\sqrt{2}l_1 + l_2)/\sqrt{\varphi_0} + M_p/\sqrt{\varphi_0} \quad \dots\dots(6.1)$$

ここに、 $l_1$ ：関節線  $AC$  の長さ

$l_2$ ：関節線  $AB$  の長さ

$m_p = \sigma_y \cdot l^2 / 4$ ：関節線の単位長さあたりの全塑性モーメント

$$M_p = \sigma_y \cdot t b^2 / 4 : \text{フランジの全塑性モーメント}, \text{フランジのない場合は}=0 \text{となる}$$

$t$  : プラケット板厚  
 $b$  : フランジ幅

$m_p$  は軸力の影響をうけるため、一般には上のような形ではあらわされないが、便宜上軸力影響を無視した。

次に Fig. 6・19(b) のような関節線を生ずる場合の圧壊荷重は、

$$Mc = m_p(\sqrt{2}l_1 + l_2)\sqrt{\varphi_0} + m_p(2 + \sqrt{2})a/2\sqrt{\varphi_0} \quad \dots\dots(6.2)$$

ここに  $a$  : CA と CD の交点から C までの長さ

(6.1)式および(6.2)式の  $\varphi_0$  の値は塑性関節が生ずるまでの隅角の回転量であって、計算によって求めることも可能であるが、プラケットの初期撓み、残留応力など工作上の条件にも影響されるものと思われる。しかし、Fig. 6・10 でも判るように、この値はかなりよく一致した値を示しているので、ここではこれを用いることにする。すなわち、回転角  $\varphi$  とモーメント  $M$  の関係を Fig. 6・20 のごとくに考えて  $\varphi_0$  を求めると軟鋼製プラケットで  $\varphi_0 \approx 0.006$ 、高張力鋼製プラケットで  $\varphi_0 \approx 0.008$  である。

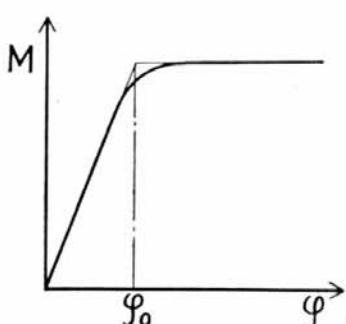


Fig. 6・20

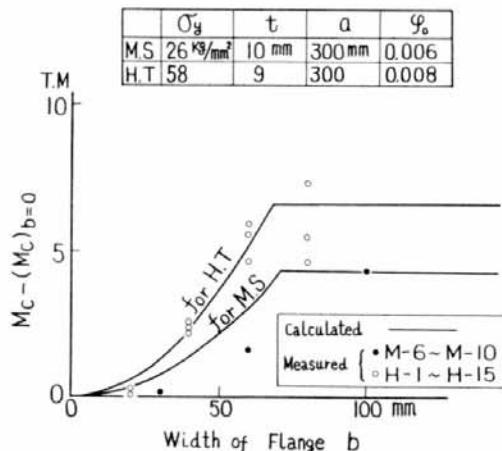


Fig. 6・21

実際の圧壊は(6.1)式と(6.2)式のうちの小さい方で起るので、圧壊の一般式は次のようにあらわされる。

$$Mc = m_p(\sqrt{2}l_1 + l_2)/\sqrt{\varphi_0} + \min \cdot \{M_p/\sqrt{\varphi_0} \cdot (2 + \sqrt{2})a, m_p/2\sqrt{\varphi_0}\} \quad \dots\dots(6.3)$$

(6.3)式の第1項はフランジのない場合のモーメント  $(Mc)_{b=0}$  に等しい。第2項のうち、初項はフランジ幅の二乗に比例し、次項はフランジ幅に無関係である。この両者が等しくなる  $b$  の値は、

$$b^2 = (2 + \sqrt{2})at/2 \quad \dots\dots(6.4)$$

すなわち、(6.3)式は  $b$  を横軸にとれば、(6.4)より小さい  $b$  の値では、 $(Mc)_{b=0}$  を截片とする放物線であり、これより大きい範囲では横軸に平行な線であらわされる。この計算例を Fig. 6・21 に示した。ただし、同図では縦軸には  $Mc - (Mc)_{b=0}$  をとってあらわしてある。

## 6・5 む す ひ

船体構造に用いられる普通形状の軟鋼製および高張力鋼製のプラケットについて形状寸法を系統的に変えて圧壊試験を行なった結果を要約すると次のようになる。

- (1) 材料：軟鋼プラケットと高張力鋼プラケットの静的圧壊モーメントは、材料の降伏応力の差だけの相違が現われた。
- (2) 回転容量：圧壊モーメントの大小にかかわらず、約 0.01 rad. の回転で最高モーメントに到達し、その後は約 0.1 rad. の回転までその値を保つ。
- (3) 最高モーメント：最高モーメントは材料の降伏応力のほかにプラケットの大きさ、板厚、フランジ幅などによって影響をうける。たとえばフランジ幅については、フランジ幅の小さいうちはその増加とともに急速に最高モーメントは上昇するが、幅がある程度以上になるとフランジ幅を増しても最高モーメントは増加しない。これらの傾向はプラケット面に塑性ヒンジラインを考えることによってだいたい説明される。
- (4) ひずみ分布：ひずみの分布はプラケットの形状の変化にあまり関係なく、ほぼ一定の傾向を持っている。

## 第7章 応力集中部と疲労強度とディープラケット

(担当 堀 浩一)

### 7.1 切欠による応力集中と低繰返し疲労強度

#### 7.1.1 まえがき

高張力鋼を船体の強度部材に使用した場合に、どの程度の利益が生ずるかは、設計応力をどのように選定するかによって大幅に変わるのは当然である。船体に作用する外力およびその応答については、近年ようやく解明されて来つつあるが、それらによって許容応力を設定することは未だ困難な現状である。このような状況では高張力鋼を使用する場合の Design Phylosophy としては、過去に多くの実績を有する軟鋼による船体構造と同程度の強度になるように設計する方法を取らざるを得ない。一方、強度と破損とは表裏の関係にある。船体構造の破損は、脆性破壊、座屈、曲げ、疲労等に大別できよう。脆性破壊、座屈、曲げについてはすでにある程度知られているが、疲労破壊については未だ未知の分野が多い。しかるに船体に生ずる破壊のなかには、亀裂がかなりの部分を占め、しかもこの亀裂は就航後1年以内に発生するものが多い。これらはすべて設計、工作不良にもとづく応力集中部に発生していることから、船体に生ずる亀裂は“高応力低繰返し疲労”にもとづくものが少なくないであろう。しかしながら、現在までこの分野の研究は非常に少なく、設計資料として十分とはいえない。本試験では200tアムスラー万能試験機を用い、繰返し速度を毎分3回として、形状係数  $\alpha=1, 2.7, 3.98$  なる試験片により軟鋼および60キロ高張力鋼の低繰返し疲労強度を求め、両材料について比較検討を行なったものである。以下、その結果について報告する。

#### 7.1.2 試験方法

##### (1) 供試材

材料は船体構造用普通鋼板(以下MS材と略称)ならびに高張力鋼板(HT60と略称)の2種で、いずれも板厚が約7.3mmのものを1枚用いた。

分析成分および機械的性質をTable 7.1.1およびTable 7.1.2に示す。

##### (2) 試験片形状および寸法

使用した試験片はFig. 7.1.1に示すような平板の平滑試験片および有孔試験片で、後者においては切欠底断面の幅を平滑試験片と同じ120mmと一定にし、切欠半径 $\rho$ を15mmおよび5mmの2種類とした。Table 7.1.3はこれら試験片の形状係数を示す。

試験片の加工法は図中に示すが、表面仕上精度を揃えるようにし、特に平滑試験片の平行部および切欠試験片のNotch底のCornerは0.3mm程度のRをつけ、亀裂の方向と直角の向きにエメリーペーパーをかけて仕上げた。

Table 7·1·1 Chemical Composition (%)

Material	C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	V	Cu
M S	0.18	0.08	0.56	0.009	0.021	—	—	—	—
H T 60	0.11	0.47	1.21	0.013	0.007	0	0.18	0.11	0.12

Table 7·1·2 Mechanical Properties (JIS 特 1 号)

Material	$\sigma_S$	$\sigma_B$	$\sigma_T$	$\delta$	$\varphi$
M S	29.2	45.0	85.6	28.3	56.7
H T 60	55.8	63.6	131.5	13.3	56.7

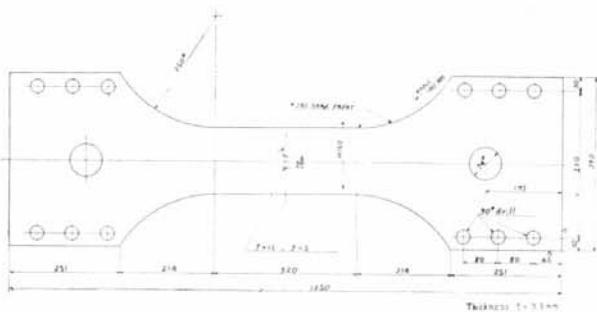
 $\sigma_S, \sigma_B, \sigma_T$ : in kg/mm<sup>2</sup> $\delta$ : Elongation (%) G.L.=200 mm $\varphi$ : Reduction of Area (%)Fig. 7·1·1 Notched Specimen  
(H=120 for Plain Specimen)

Table 7·1·3

$\rho$	$\alpha$
15	2.7
5	3.98

 $\alpha$ : by Neuber

## (3) 試験装置および試験条件

破壊までの繰返し数が少ない場合の疲労試験を実施する場合、従来の疲労試験機をそのまま使用することはむずかしく、そのため、新しく試験機を製作するか、または静的な材料試験機を用いて行なうかが考えられる。本試験機は後者の場合で、200 t アムスラー万能試験機を用いて試験を行なった。Fig. 7·1·2 は試験片取りつけ方法を示す。試験片両端に補強板をボルト締めして補強した後、試験機のチャックで掴んだ治具にビンで連結し、曲げのかからないようにして一定荷重方式による繰返し引張試験および静的引張試験を行なった。また、試験前には歪ゲージを貼りつけて予備試験を行ない、試験片平行部の荷重分布が一様になるかどうかを確かめたが、その結果は良好であった。

静的引張試験および繰返し引張試験はすべて試験条件を一定にして行なった。試験機の操作は最初手動で行なったが、後にこれを自動化した。また、このときの毎分繰返し数は予備試験にて検討し、

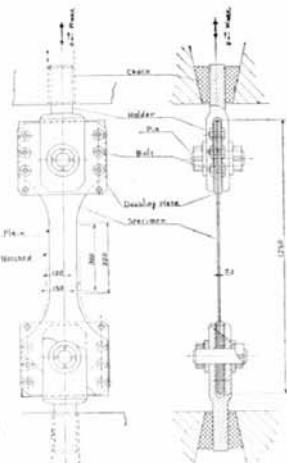


Fig. 7·1·2 Setting of Specimen

試験機の不都合のない範囲で速いところを選び、3 rpmとした。

### 7・1・3 試験結果

MS材およびHT60の試験結果によって描いたS-N線図をそれぞれFig. 7・1・3およびFig. 7・1・4に示す。なお、破壊までのサイクルの表示方法は研究者によりいろいろなされているが、本試験結果は静的引張の場合を $1/2$ とし、以下順に $1^{1/2}$ ,  $2^{1/2}$ ……とすることにしたが、10サイクル以上は $1/2$ を切り上げた。

### 7・1・4 検討

- (1) MS材とHT60材の試験結果はほぼ類似した傾向を示し、Fig. 7・1・4～Fig. 7・1・7によれば、S-N曲線は静荷重からのほぼ平坦な部分と、それから先の傾斜した部分の2本の直線に近似される。(Fig. 7・1・5およびFig. 7・1・6はそれぞれFig. 7・1・3, Fig. 7・1・4と同じものを縦軸に静引張強さに対する比 $\sigma_N/\sigma_B$ を用いてプロットしたものである)。したがって、このような低繰返し疲労における時間疲れ強さは上述の2直線の交点の繰返し数(これを最小寿命と呼ぶ)の大きさに左右される。各試験片形状および材料における最小寿命とそのときの公称応力の関係をTable 7・1・4に示す。さらに同一形状における最小寿命のMSとHT60の比をTable 7・1・5に示す。これらにより最小寿命はHT60がMSに比べてかなり大きく、形状係数の大きいほど小さくなっている。これらの曲線の傾向は材料、形状、繰返し速度、応力サイクルおよび温度によって変化するとされている。
- (2) 次に各繰返し数における時間疲労強度の材料比 $K$ を調べるとFig. 7・1・7のごとくなる。 $K$ の値は本実験の繰返し数範囲では静荷重で最小値を示し、繰返し数の増加に伴なって大きな値を示す。換言すれば、この範囲の時間疲労強度の比は静的引張強さの比より大きく、これはHT60がMSに比べて低繰返し疲労の性質において相当優れていることを示している。
- (3) 応力集中の影響を考える。応力の高い低繰返し疲労の場合、応力集中は塑性域のもので、この塑性応力集中の値と応力勾配は複雑で簡単に知ることはできない。したがって、厳密な議論の対象とはなし得ないが、弾性的に計算した応力集中係数と時間疲労強度の関係を繰返し数 $10^3$ 回および $3 \times 10^3$ 回について求めたものをFig. 7・1・8に示す。これによれば、この程度の切欠ではHT60の方が応力集中の影響を受けにくいように思われる。また、Fig. 7・1・9には疲労強度減少係数( $K_F = \text{平滑試験片の時間疲れ強度} \div \text{切欠試験片の時間疲れ強度}$ )を各繰返し数に対してプロットしたものを見た。この図によても繰返し数 $10^2 \sim 10^3$ 回程度ではHT60が優れていることがわかる。
- (4) 一定荷重の低繰返し試験においては吸収されたエネルギーの量が大きな意味を有すると考えられるが、これらの考えにたつ解析は困難である。ここでは参考のため試験時に最小断面積および伸びを計測したもの3片につき、真応力と残留歪の変化を繰返し数をベースとしてFig. 7・1・10に示す。

### 7・1・5 結論

試験機の時間的制約等もあって、十分な実験点が得られず、本実験のみで最終結論を出すのはやや早急に過ぎると思われるが、概略次のようなことが判明した。

- (1) 最小寿命（低繰返し数の範囲で、ある繰返し数まで S-N 曲線が平坦となる現象があるが、この平坦部の最大繰返し数をいう）は軟鋼、高張力鋼の両材料とも存在し、高張力鋼の方が、軟鋼のそれに比べて大きく、形状係数が大きくなるほど小さくなっている。
- (2) 繰返し数  $10^2$ ,  $10^3$  および  $3 \times 10^3$  における高張力鋼の時間疲れ強度の軟鋼のそれに対する比は、平滑試験片でそれぞれ 1.46, 1.53 および 1.59 となり、これらの値は、いずれも引張強さの比 1.42 よりも大きい。また、切欠試験片においても同様な傾向が見られる。
- (3) 切欠試験片の時間疲れ強度は最小寿命までは両材料とも平滑試験片のそれより大きい。

以上のごとく、60キロ高張力鋼は素材として軟鋼に比較して高応力の範囲での時間疲れ強度がすぐれていることが判明した。

なお、本試験のような高応力疲労の場合、応力集中は塑性域のものであるが、この塑性応力集中の値を簡単に知ることはできないし、このような試験に対する一般的な解析方法もないのに、ここでは試験前の状態における弾性応力集中係数および公称応力を用いて取纏めを行なった。

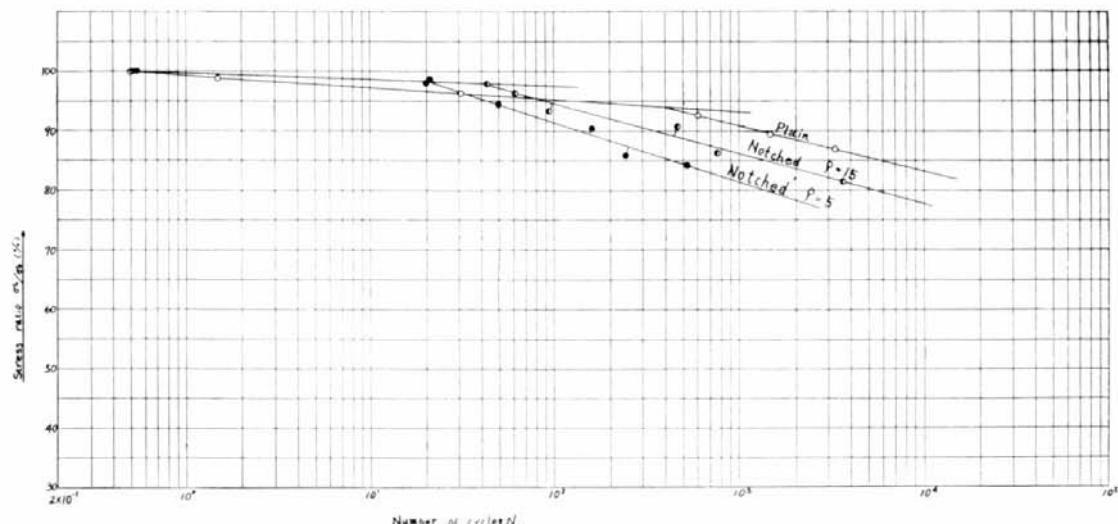


Fig. 7·1·3 S-N Diagram (MS)

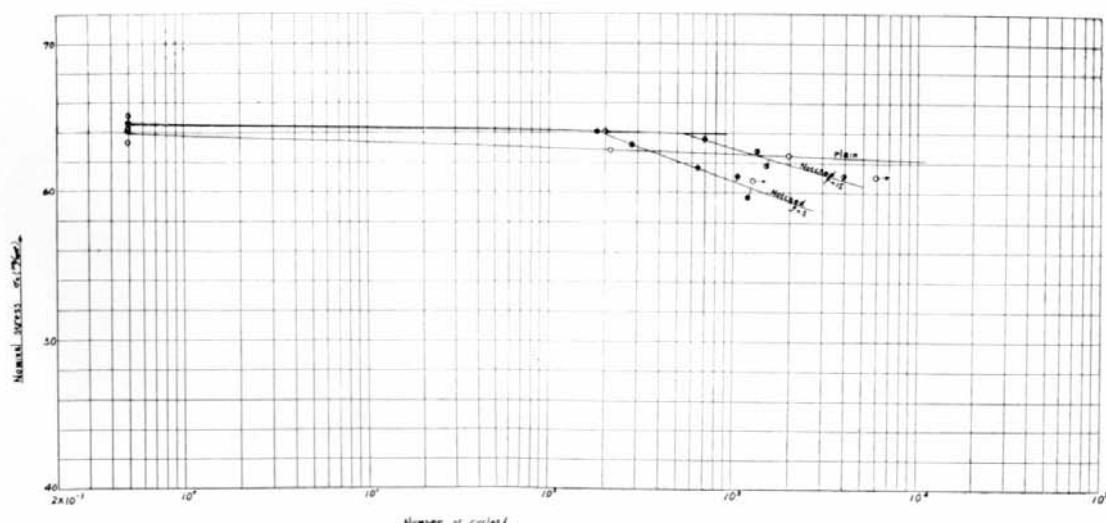


Fig. 7·1·4 S-N Diagram (HT 60)

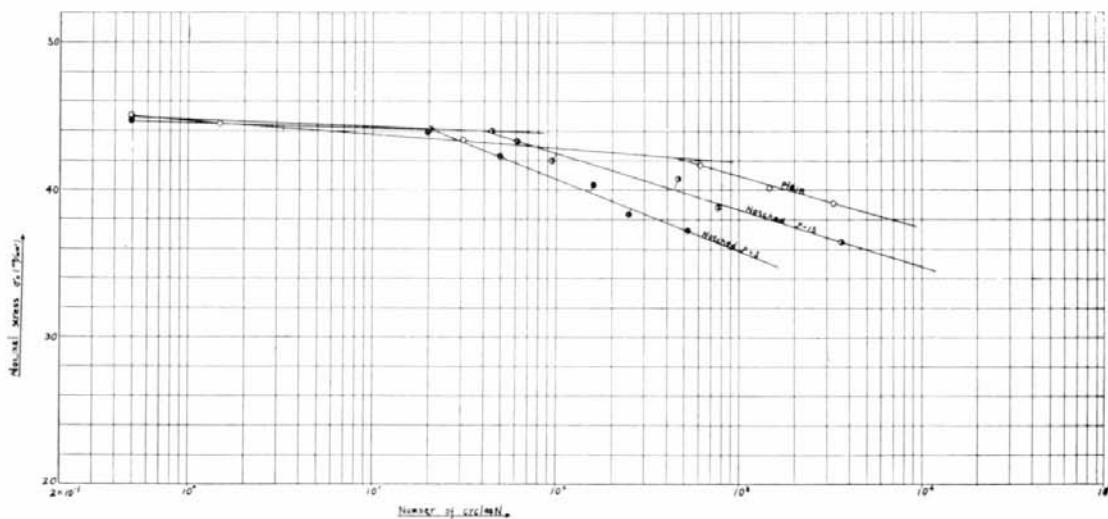


Fig. 7.1.5  $\sigma_n/\sigma_B$ - $N$  Diagram (MS)

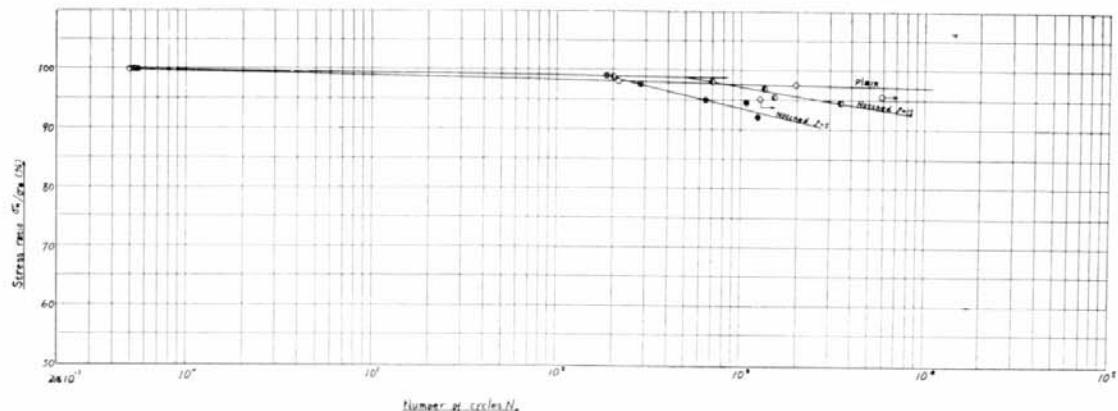


Fig. 7.1.6  $\sigma_n/\sigma_B$ - $N$  Diagram (HT 60)

Table 7.1.4  $\alpha$ - $N_S$  Relation

Material	$\rho$	$\alpha$	$N_S$	$\sigma_{NS}$
MS	$\infty$	1	400	42.4
	15	2.7	40	44.0
	5	3.98	20	44.0
HT 60	$\infty$	1	$>3 \times 10^3$	$\approx 62$
	15	2.7	500	64.0
	5	3.98	180	64.0

$N_S$ : Number of Cycles of the Beginning of Rapid Reduction in Strength  
=Minimum Life

$\sigma_{NS}$ : Nominal Stress at  $N_S$   
 $\alpha$ : Stress Concentration Factor by Nember

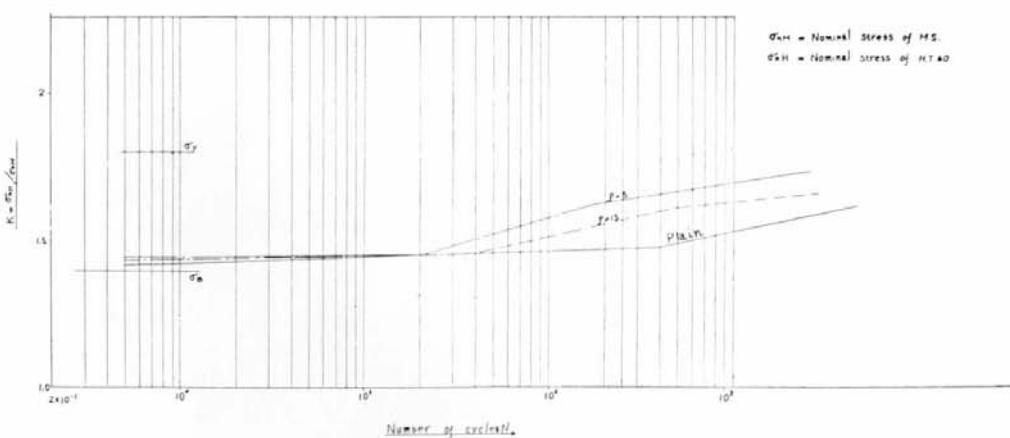


Fig. 7.1.7  $K$ - $N$  Curves

Table 7.1.5 Ratio of  $N_S$

$\rho$	$N_{SW}/N_{SM}$
$\infty$	>7.5
15	12.5
5	9

$N_{SW}$ :  $N_S$  of HT 60

$N_{SM}$ :  $N_S$  of MS

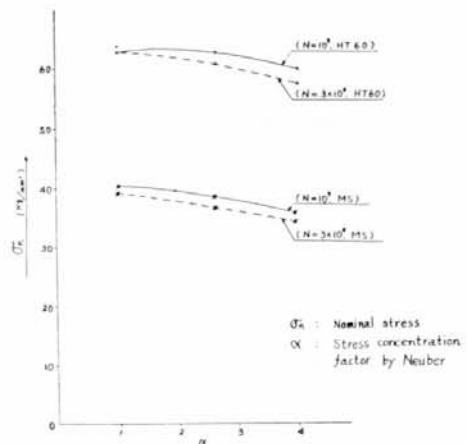


Fig. 7.1.8 Relations Between  $\sigma_n$  and  $\alpha$

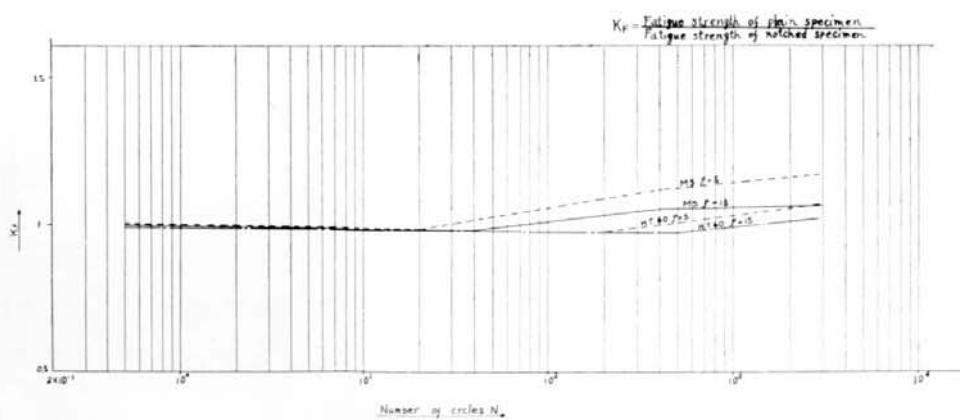


Fig. 7.1.9  $K_F \sim N$  Curves

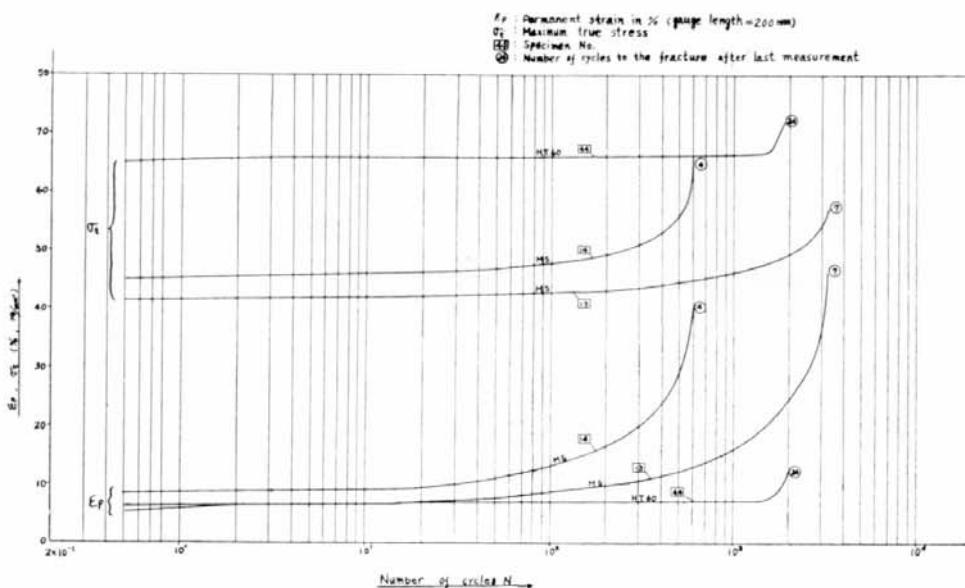


Fig. 7・1・10 Increase of  $\sigma_t$  and  $\epsilon_P$

### 参考文献

- 1) P. P. Benham M. Sc., "Fatigue of Metals Caused by a Relatively Few Cycles of High Load or Strain Amplitude" Metallurgical Reviews Vol. 3, No. 11, 1958
- 2) J. T. P. Yao and W. H. Munse, "Low-cycle Fatigue of Metals-Literature Review" Ship Structure Committee, SSC-137

## 7.2 ディープブラケット

### 7.2.1 はしがき

船舶の高速化および大型化に伴ない、船殻構造の合理化と重量軽減の必要から、高張力鋼の船体構造への適用が考えられている。この場合、その許容応力を軟鋼と比較して、どのように決定するかは未だ定説がないのが現状である。この許容応力は、構造様式、作用外力等により、当然変化するものと考えられる。近年、船体損傷例に高応力疲労破壊と考えられるものが多々報告されており、一方、高張力鋼においては、その高応力疲労特性が、静的強度特性と同程度に向上すると期待し得るか否かは、未だ判明していない。したがって、船体構造に高張力鋼を適用するに当っては、高応力疲労強度をもえた許容応力を、軟鋼のそれと比較して決定することが必要である。

本研究は、この目的のために Deep Bracket につき実験的研究を行なったものである。

### 7.2.2 研究の概要

#### (1) 目的

Deep web, Deep girder 等の Bracket 部分を対象にとり、その静的強度および高応力疲労強度に関する実験を、軟鋼製および 60 キロ高張力鋼製模型について行ない、該部の適切な形状の決定と高張力鋼の軟鋼に対する強度比を求めて、許容応力決定のための基礎資料とする。

#### (2) 実験の種類

##### 1) Deep bracket に関する実験

通常の桁端部肘板構造について、Scallop, Tripping bracket 等の構造、Corner 部の形状を変化させた軟鋼および高張力鋼模型により、静圧縮、静引張および高荷重繰返し引張試験を行なった。

## 2) Rounded gunwale に関する実験

Rounded gunwale 部の肘板構造について、Corner 部の形状を変化させた軟鋼および高張力鋼模型により、静的引張および高荷重繰返し引張試験を行なった。

### 7.2.3 Deep bracket の実験

#### (1) 実験内容

Fig. 7.2.1 で代表されるような模型を軟鋼および 60 キロ高張力鋼材で製作し、Flange 側に、

- a. 静的圧縮荷重
- b. 静的引張荷重
- c. 繰返し引張荷重

の 3 種を加え、弾塑性領域において応力分布、撓み、最終強度、疲労強度を得ようとするものである。

静的圧縮および引張試験は 200 ton アムスラー試験機により、繰返し引張疲労試験は専用試験機により行なった。繰返し速度は 60 cpm とした。

歪、撓みおよび Crack の計測は Strain gauge, Dial-gauge, ダイチェック および肉眼観察により行なった。

各試験に用いられた模型 No. および寸法を Table 7.2.1~7.2.2 に、使用した部材の機械的性質を Table 7.2.3 に示す。

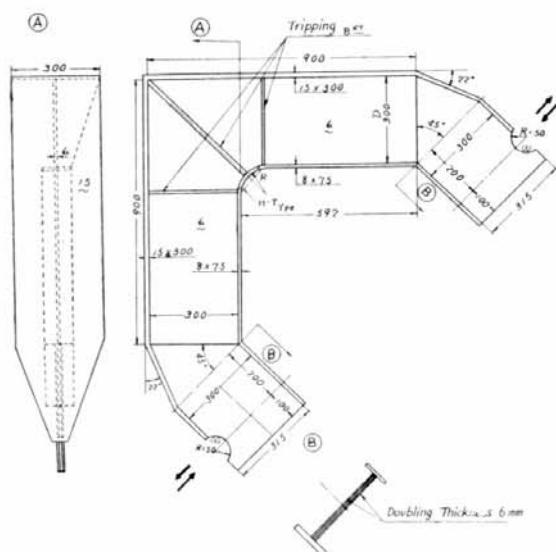
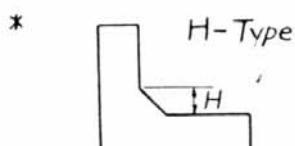


Fig. 7.2.1 Beep Bracket Specimen

Table 7.2.1 Statical Compression Specimens (H-Type)

Specimen No.	H* (mm)	Face Bar (mm)	Web (mm)	Remarks
M S -11	50	8×75	300×6	
M S -11'	50	"	"	with T. B. kt.
M S -12	100	"	"	
M S -12'	100	"	"	with T. B. kt.
M S -13	200	"	"	

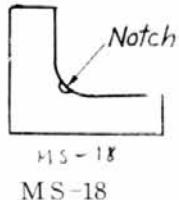


M S -11~13

Table 7·2·2 Statical Tension Specimens (R-Type)

Specimen No.	R (mm)	Face Bar (mm)	Web (mm)	Remarks
M S -14	0	8×75	300×6	
M S -15	0	"	"	with T. B <sup>kt.</sup>
M S -16	50	"	"	"
M S -17	50	"	"	"
M S -18	100	"	"	with Notch*
M S -19	100	"	"	with T. B <sup>kt.</sup>
M S -20	300	"	"	with Notch
M S -21	300	"	"	with T. B <sup>kt.</sup>
H T - 5	0	8×75	300×6	with T. B <sup>kt.</sup>
H T - 6	50	"	"	"
H T - 7	100	"	"	"

\*



M S - 18

Table 7·2·3 Mechanical Properties for Materials

Material		Yield Stress $\sigma_y$ (kg/mm <sup>2</sup> )	Tensile Strength $\sigma_B$ (kg/mm <sup>2</sup> )	Elongation $\varepsilon$ (%)	Brinell hardness $H_B$
M S	Face Bar (8 mm)	25.3	46.5	34.2	
	Web Plate (6 mm)	26.7	44.1	33.6	
H T 60 (Wel-Ten 60)	Face Bar (8 mm)	54.5	65.4	12.6	190
	Web Plate (6 mm)	54.9	63.4	16.5	210
	(15 mm)	58.2	66.4	15.0	207

なお、模型番号にダッシュをつけたものは Trippmg bracket のない模型の試験後に Trippmg bracket を取付けて再度試験を行なったものである。

## (2) 実験結果

静的圧縮および引張試験結果を Table 7·2·4 および Table 7·2·5 に応力分布図、主応力図の代表的なものおよび荷重一撓み曲線を Fig. 7·2·2 に示し、繰返し引張試験結果を Table 7·2·6 に示す。

また、実験中の模様および模型破断後の状態を Photo. 7·2·1~7·2·6 に示す。

## (3) 考察

### 1) 静的圧縮および引張試験

軟鋼材によるプラケット試験結果より形状による影響について述べる。圧縮試験結果では R-Type と H-Type を比較すると H-Type の応力が高い。これは H-Type の Haunch Corner 部の曲率が R-Type に比して小さいためである。また、T. プラケットの有無によって最終状態、全体の圧縮量および Face bar の横倒れ量が大きく左右される。すなわち、T. プラケットのないものは、塑性域に

Table 7·2·4 Results of Statical Compression Tests

Specimen No.	R, H (mm)	Location of Maximum Stress	Buckling Load(ton)	Location of Buckling	Remarks
M S - 1	0	Corner of Face Bar	6	Corner Portion of Face Bar	$R=0$ , without T.B <u>kt.</u>
M S - 1'	0	"	14	Linear Portion of Face Bar	$R=0$ , with T.B <u>kt.</u>
M S - 2	25	Middle Portion of Circular Corner of Face Bar	5.5	Circular Portion of Face Bar	$R=25$ , without T.B <u>kt.</u>
M S - 2'	25	"	15.5	Linear Portion of Face Bar	$R=25$ , with T.B <u>kt.</u>
M S - 3	50	"	5.5	Circular Portion of Face Bar	$R=50$ , without T.B <u>kt.</u>
M S - 3'	50	"	16	Linear Portion of Face Bar	$R=50$ , with T.B <u>kt.</u>
M S - 4	100	"	5	Circular Portion of Face Bar	$R=100$ , without T.B <u>kt.</u>
M S - 4'	100	"	15	Linear Portion of Face Bar	$R=100$ , with T.B <u>kt.</u>
M S - 5	100	"	6	Circular Portion of Face Bar	$R=100$ , [—]
M S - 6	100	"	6.5	"	$R=100$ , Face Bar $8 \times 100$
M S - 7	100	"	13	"	$R=100$ , with Stiffner
M S - 8	100	"	7	"	$R=100$ , with Stiffner
M S - 9	100	"	4.5	"	$R=100$ , Web $200 \times 6$
M S - 9'	100	"	9	Linear Portion of Face Bar	$R=100$ , with T.B <u>kt.</u>
M S - 10	300	"	8	Circular Portion of Face Bar	$R=300$ , without T.B <u>kt.</u>
M S - 10'	300	"	14.8	"	$R=300$ , with T.B <u>kt.</u>
M S - 11	50	Corner of Haunch	5	Center of Haunch	$D=50$ , without T.B <u>kt.</u>
M S - 11'	50	"	17.4	Outside of Haunch	$D=50$ , with T.B <u>kt.</u>
M S - 12	100	"	6	Center of Haunch	$D=100$ , without T.B <u>kt.</u>
M S - 12'	100	"	17.2	Outside of Haunch	$D=100$ , with T.B <u>kt.</u>
M S - 13	200	"	7.5	Center of Haunch	$D=200$ , without T.B <u>kt.</u>
H T - 1	0	Corner of Face Bar	7.65	Corner Portion of Face Bar	$R=0$ , without T.B <u>kt.</u>
H T - 1'	0	"	25.9	Linear Portion of Face Bar	$R=0$ , with T.B <u>kt.</u>
H T - 2	50	Middle Portion of Circular Corner of Face Bar	7.6	Circular Portion of Face Bar	$R=50$ , without T.B <u>kt.</u>
H T - 2'	50	"	26.8	Linear Portion of Face Bar	$R=50$ , with T.B <u>kt.</u>
H T - 3	100	"	9.8	Circular Portion of Face Bar	$R=100$ , without T.B <u>kt.</u>
H T - 3'	100	"	26.9	Linear Portion of Face Bar	$R=100$ , with T.B <u>kt.</u>
H T - 4	300	"	12.2	Circular Portion of Face Bar	$R=300$ , without T.B <u>kt.</u>
H T - 4'	300	"	25.75	"	$R=300$ , with T.B <u>kt.</u>

Table 7-2-5 Results of Statical Tension Tests

Specimen No.	$R$	Load at Crack Initiation (ton)	Location of Crack Initiation	Remarks
MS-14	0	14.2	Corner of Face Bar	$R=0$ without T.B kt.
MS-15		18.0	"	$R=0$ with T.B kt.
MS-16	50	19.9	Middle Portion of Circular Corner of Face Bar	$R=25$ with T.B kt.
MS-17		22.0	Fillet-Weld Connecting Face Bar to Web Plate	$R=50$ with T.B kt.
MS-18	100	11.8	Notch Part	$R=100$ with T.B kt. and Notch
MS-19		21.5	Fillet-Weld Connecting Face Bar to Web Plate	$R=100$ with T.B kt.
MS-20	300	18.0	Notch Part	$R=300$ with T.B kt. and Notch
MS-21		—	No Crack	$R=300$ with T.B kt.
HT-5	0	29.2	Corner of Fillet-Weld Connecting Face Bar to Web Plate	$R=0$ with T.B kt.
HT-6	50	35.27	Circular of Fillet-Weld Connecting Face Bar to Web Plate	$R=50$ with T.B kt.
HT-7	100	40.8	"	$R=100$ with T.B kt.

到達してすぐに座屈を生じる。Web の剛性が小さいため、あたかも Face bar だけの横方向 Euler 座屈のような形式を示す。したがって、この座屈は Face bar の幅を拡げても（模型 No. MS-6），Face bar を折り曲げても（模型 No. MS-5）当然効果はなかった。

T. プラケットの代わりに Stiffener を設けると、座屈値は上るが、Stiffener が座屈して Face bar 全体が Euler 座屈するようになる。したがって、Stiffener だけでは不充分で、T. プラケットを必要とすると思われる。

静的引張試験結果では切欠きのある模型は非常に強度が低下する。このことより、Corner 部の Scalloped は廃止すべきである。

次に高張力鋼模型と軟鋼模型との比較検討を行なう。Fig. 7-2-3 に高張力鋼および軟鋼模型の Corner radius  $R$  (or  $R/D$ ) と最終荷重との関係を Fig. 7-2-4 に各  $R$  (or  $R/D$ ) における高張力鋼模型と軟鋼模型との強度比を示す。

これらの図によれば、高張力鋼模型と軟鋼模型とはだいたい同じような傾向にあり、圧縮強度は  $R$  (or

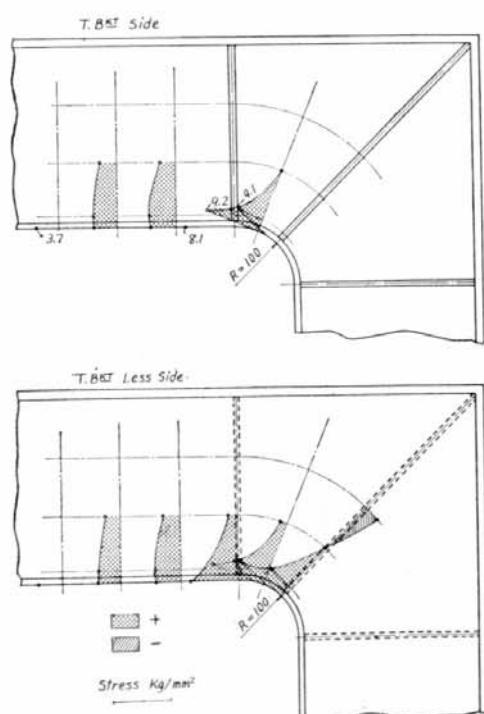


Fig. 7-2-2 Stress Distribution (Specimen No. HT-7) Tensile Load 3.5 ton

Table 7.2.6 Results of Dynamic Tension Tests

Specimen No.	<i>R</i>	Mean Load <i>P<sub>m</sub></i> (ton)	Load Amplitude <i>P<sub>a</sub></i> (ton)	Location of Crack Initiation	No. of Cycles at Crack Initiation	No. of Cycles at Fracture	Crack Propagation	Remarks
M S-22		10	5	Corner of Face Bar	70	435	Propagation	<i>R</i> =0, with T.B <u>kt</u> .
M S-23	0	6.5	1.5	"	5.04×10 <sup>3</sup>	6.06×10 <sup>3</sup>	Not Propagated	"
M S-24		10.4	1.5	Fillet-Weld Connecting Face Bar to Web Plate	1.2×10 <sup>4</sup>	2.0×10 <sup>4</sup>	Propagation	"
M S-25		10	8	"	335	370	"	<i>R</i> =50, with T.B <u>kt</u> .
M S-26	50	6.5	1.5	No Crack	"	9.9×10 <sup>4</sup>	"	"
M S-27		10.5	1.5	Fillet-Weld Connecting Face Bar to Web Plate	2.6×10 <sup>4</sup>	3.9×10 <sup>4</sup>	Not Propagated	"
M S-28		10	10	"	211	385	"	<i>R</i> =100, with T.B <u>kt</u> .
M S-29	100	10.6	1.5	"	4.5×10 <sup>4</sup>	4.8×10 <sup>4</sup>	"	"
M S-31		8	7	Welded Portion of Notch	150	500	Propagation	<i>R</i> =300, with T.B <u>kt</u> and Notch
M S-32		6.4	1.6	"	4.9×10 <sup>3</sup>	3.5×10 <sup>4</sup>	Not Propagated	"
M S-33	300	9	1.7	"	6.9×10 <sup>3</sup>	2.1×10 <sup>4</sup>	"	"
M S-34		10.5	9.5	No Crack	"	"	"	<i>R</i> =300, with T.B <u>kt</u> .
H T- 8		12.43	1.78	Corner of Face Bar	1.0×10 <sup>4</sup>	3.28×10 <sup>4</sup>	Propagation	<i>R</i> =0, with T.B <u>kt</u> .
H T- 9	0	12.95	4.01	"	730	8.0×10 <sup>4</sup>	"	"
H T-10		12.34	6.13	"	33	3.4×10 <sup>3</sup>	"	"
H T-11		13.01	2.03	No Crack	"	6.33×10 <sup>4</sup>	Propagation	<i>R</i> =50, with T.B <u>kt</u> .
H T-12	50	13.43	4.11	Fillet-Weld Connecting Face Bar to Web Plate	1.57×10 <sup>4</sup>	2.2×10 <sup>4</sup>	"	"
H T-13		13.33	6.10	"	4.52×10 <sup>3</sup>	1.12×10 <sup>4</sup>	"	"
H T-14		13.00	2.20	No Crack	"	7.0×10 <sup>4</sup>	Propagation	<i>R</i> =100, with T.B <u>kt</u> .
H T-15	100	13.33	4.36	Fillet-Weld Connecting Face Bar to Web Plate	3.25×10 <sup>4</sup>	5.41×10 <sup>4</sup>	"	"
H T-16		12.83	6.58	"	1.05×10 <sup>4</sup>	1.40×10 <sup>4</sup>	"	"

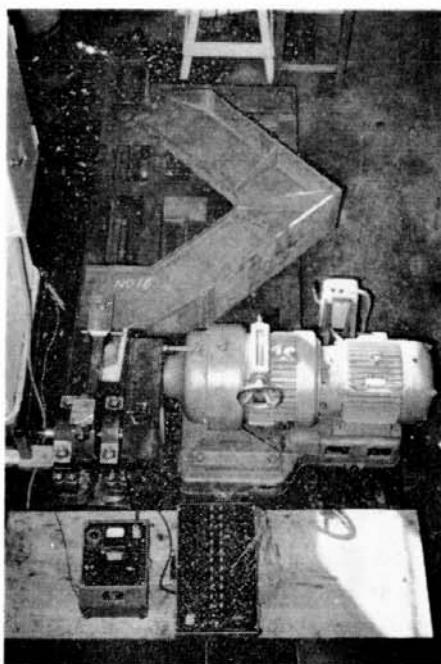


Photo. 7.2.1 Dynamic Tension Test Set-up

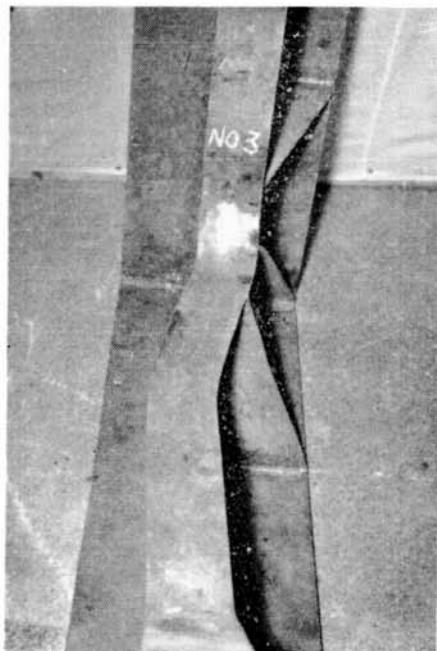


Photo. 7.2.2 Specimen No. HT-3 After Statical Comp. Test

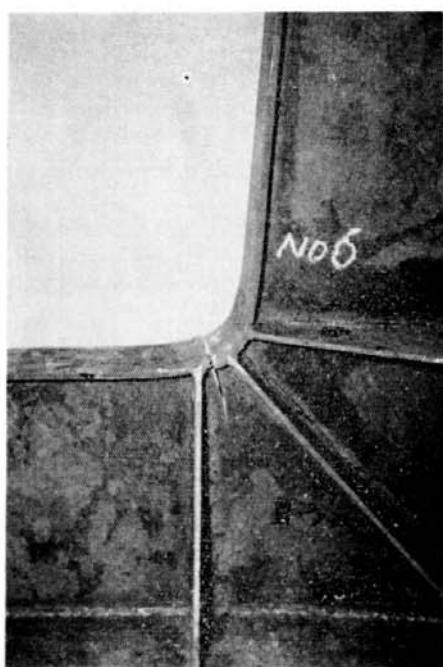


Photo. 7.2.3 Specimen No. HT-6 After Statical Tension Test



Photo. 7.2.4 Specimen No. HT-9 After Dynamic tension Test



Photo. 7-2-5 Specimen No. HT-13 After Dynamic Tension Test

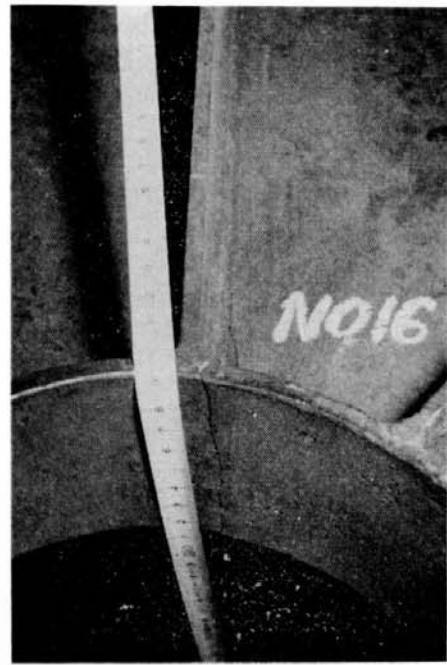


Photo. 7-2-6 Specimen No. HT-16 After Dynamic Tension Test

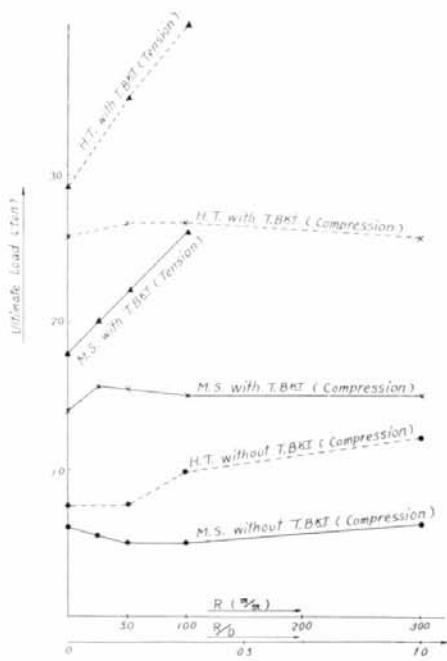


Fig. 7-2-3  $R$  (or  $R/D$ )-Ultimate Load Curve  
D: Web Depth

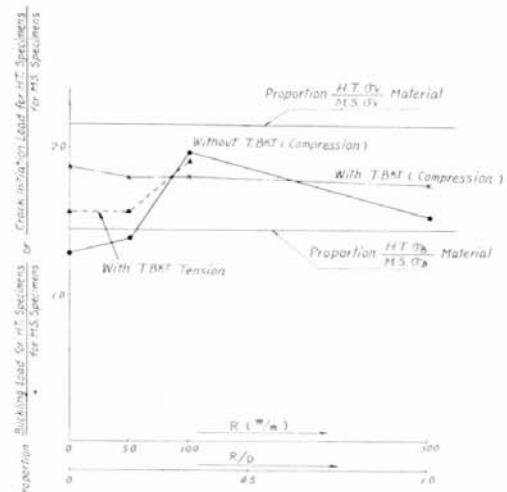


Fig. 7-2-4  $R$  (or  $R/D$ )-Proportion  
Statical Strength for HT Specimens Curve  
Statical Strength for MS Specimens  
D: Web Depth

$R/D$  にほとんど関係なく一定で、T. プラケット補強のものはないものの約 2.5~3 倍の強度を有し、張引強度は  $R$  (or  $R/D$ ) が大きくなるほどほぼ直線的に上昇する。このことは当模型のようなプラケットでは、圧縮強度は  $R$  の大小による Corner 部形状係数の変化、すなわち、Corner 部の応力集中度にほとんど関係なく、引張強度はこの応力集中度に大きく左右される。

また、軟鋼模型に対する高張力鋼模型の座屈荷重比ならびに Crack 発生荷重比は図に示されたよ

うに約 1.8 であり、素材の抗張力比 1.44 より大きく、降伏応力比 2.15 より小さくなり、ほぼこれらの中間の値を示す。

なお、T. プラケット間隔の大きなものでは T. プラケット間の Face bar 横倒れ座屈発生の可能性がある。当試験のように模型個数の少ないので結論を出すのは尚早であるが、T. プラケットを  $R$  止りならびに中央の計 3 個、当模型のごとく補強するとすれば、上記座屈発生限界の  $R$  は 100~300 mm の間にあると予想できる。

## 2) 繰返し引張試験

高張力鋼模型と軟鋼模型の荷重振幅 ( $P_a$ )—繰返し回数 ( $N$ ) 曲線を Fig. 7·2·5 に、各繰返し回数における高張力鋼模型と軟鋼模型との時間疲れ強度比を Fig. 7·2·6 に示す。

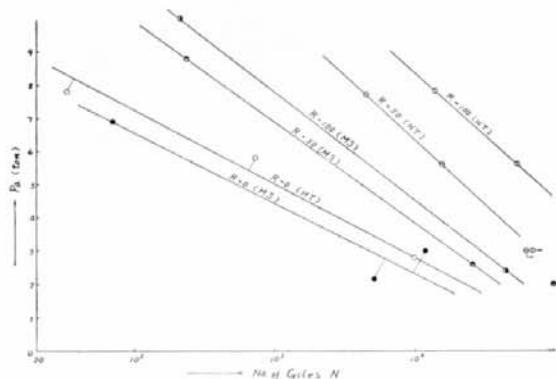


Fig. 7·2·5 Load Amplitude ( $P_a$ ) No. of Cycles ( $N$ ) Diagram

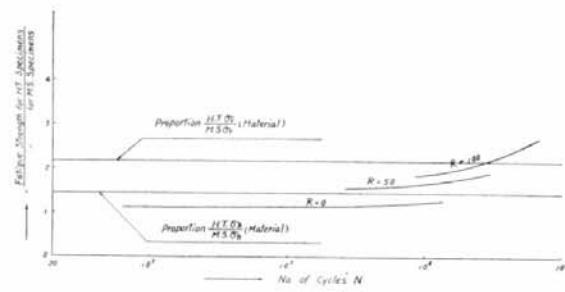


Fig. 7·2·6 Proportion of Fatigue Strength for HT Specimens to MS Specimens —  $N$  Curve

これらの図の作成にさいしては、Table 7·2·6 にみられるように各試験体において平均荷重で一定でなく、特に軟鋼模型と高張力鋼模型とでは大きく差があり、このままでは比較できないので、一般に用いられている耐久限度線図の考え方が、このような構造物にも用いられるものとして、真破断応力  $\sigma_t$  に相当するものとして静的引張試験結果の最終荷重を用い、各繰返し数の耐久限度線図を描き片振引張として荷重振幅  $P_a$  を求め、 $P_a-N$  曲線および各繰返し数における高張力鋼模型と軟鋼模型との時間疲れ強度比曲線を作成した。

この図より時間疲れ強度は、高張力鋼および軟鋼模型とともに  $R$  が大きくなれば上昇し、高張力鋼および軟鋼模型の時間疲れ強度比は繰返し数が増加するとともに増し、 $R$  が大きくなればこの比も大きくなる傾向にあり、繰返し数が  $10^4$  以下では  $R=0$  mm の場合には、素材の抗張力比よりも小さく、 $R=50$  および 100 mm の場合には、素材の抗張力比と降伏応力比の中間にあり、繰返し数が大きくなれば  $R=100$  mm の場合には降伏応力比よりも大きくなる。

## (4) 結論

本節の結論として、以上のことからおおよそ次のことがいえる。

### 1) 静的圧縮および引張試験

- (a) R-Type と H-Type を比較すると、H-Type の方が応力が高い。
- (b) T. プラケットのないもので Face Bar の幅を拡げても、あるいは Face bar を折り曲げても

座屈強度はほとんど変わらない。

- (c) T. プラケットの代わりに Stiffener を設けると、座屈強度は上るが、Stiffener が座屈して Face bar 全体が Euler 座屈するようになり、Stiffener だけでは不充分で、T. プラケットを必要とすると思われる。
- (d) 高張力鋼、軟鋼模型ともに静的圧縮崩壊は T. プラケット補強のないものでは Corner 部の横倒れ座屈、T. プラケット補強のものは Corner 部近傍の直線部の横倒れ座屈により、静的引張崩壊は Corner 部 Face bar 裏面隅肉溶接部に発生する Crack により起し、高張力鋼、軟鋼模型ともに同じ傾向にある。
- (e) 静的圧縮強度は T. プラケット補強のものは、ないものに比べ、高張力鋼、軟鋼模型ともに 2.5~3 倍の強度を有する。
- (f) 静的圧縮強度は  $R$  による形状係数の変化にあまり影響を受けないが、静的引張強度はこの影響が大である。
- (g) 高張力鋼模型と軟鋼模型との強度比は約 1.8 で、素材の抗張力比と降伏応力比のほぼ中間の値を示す。

## 2) 繰返し引張試験

- (a) 時間疲れ強度は高張力鋼、軟鋼模型ともに  $R$  による形状係数の変化に大きく左右され、 $R$  が大きくなるほどその強度も大きくなる。
- (b) 高張力鋼模型との時間疲れ強度比は繰返し回数が増すとともに増加し、 $R$  が大きくなるほどこの比も大きくなる傾向にある。

### 7.2.4 Rounded Gunwale 部の実験

#### (1) 実験内容

Fig. 7.2.7 および Table 7.2.7 に示すような内半径と外半径を変化させた軟鋼製および 60 キロ高張力鋼製の Rounded Gunwale 部肘板模型を用いて、内側面材に引張り応力を生じせしめる荷重により、静引張試験および高応力低繰返し引張試験を行なった。

また、Fig. 7.2.13 に示す試験片により、高張力鋼素材の高応力低繰返し片振引張疲労試験をあわせ行なった。

#### 1) 供試模型

試験に用いられた模型の形状、寸法を Fig. 7.2.7 に示す。模型の形状は、実船に近いものを選び、Tripping Bracket の配置および Scallop の廃止は、7.3 節の実験結果に基いて決定した。また、工作加工は、現場の Practice に従って施工した。部材の機械的性質および化学成分を Table 7.2.7 に示す。

#### 2) 試験装置および試験方法

試験機は、200 ton 構造物試験機（東京衡機製バルセーター付き）を使用し、繰返し試験の方法は繰返し速度 10~15 cpm で、荷重一定方式により片振引張り繰返し試験を行なった。

また、歪、撓み、亀裂の計測は、それぞれ電気抵抗線歪計、ダイヤル・ゲージ、スーパー・チェック、亀裂伝播指示計および肉眼観察によった。

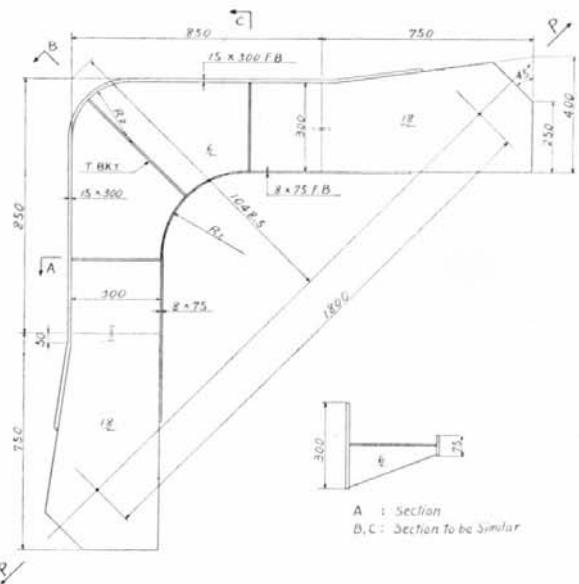


Fig. 7-2-7 Rounded Gunwale Specimen

Table 7-2-7 Mechanical Properties & Chemical Composition for Base Metal

Kind of Steel	Nominal Thickness (mm)	Mechanical Properties				Chemical Composition (%)				
		$\sigma_Y$ kg/mm <sup>2</sup>	$\sigma_B$ kg/mm <sup>2</sup>	$\epsilon^*$ %	Bend	C	Si	Mn	P	S
H.T. 60 (Wel-Ten)	6	62	69	25	good	0.13	0.46	1.28	0.013	0.007
"	8	59	67	26	"	0.13	0.50	1.22	0.014	0.007
"	15	57	65	35	"	0.13	0.50	1.22	0.014	0.007
MS 41 (Kam)	6	30.9	46.8	28.5	"	0.17	0.06	0.64	0.012	0.023
"	8	31.4	44.0	23.0	"	0.15	Tr.	0.40	0.012	0.032
"	15	27.0	44.0	25.0	"	0.19	Tr.	0.57	0.010	0.021

\* G.L.=200 mm

## (2) 実験結果および考察

### 1) 静的引張試験結果

軟鋼および60キロ高張力鋼模型の破断時までの静的引張試験結果を Table 7-2-8 に示す。また、弾性時の応力分布図、主応力図の測定例を Fig. 7-2-8 および Fig. 7-2-9 に示す。

弹性範囲の計測によると、最大応力は何れも Flange Corner 部に生じており、最終破断荷重は、内半径の大きいものほど高い。最初の微小亀裂の発生は Table 7-2-8 に示すように、すべて Inner Corner 中央部の Tripping Bracket と Face Bar の隅肉溶接部（アンダーカット部またはビート底部）に起こり、最終破断時までかなりの亀裂の進展はみられたが、最終破断は、他の Corner 部分 Tripping Bracket 間の Web Plate と Face Bar の隅肉溶接個所より生じた。最終破断時の状態を Photo. 7-2-7 に示す。

Table 7·2·8 Results of Statical Tension Tests

Specimen No.	Location of Max. Stress	Load at Partial Plastic Range Appeared	Load at Initial Crack	Location of Initial Crack	Ultimate Load	Remarks
(H. T.) H11	Inner Corner Part	12.5(ton)	39(ton)	Fillet-Weld Connecting F.B. to Center T.B(kt)	47(ton)	$R_1=100$ $R_2=200$
H21	"	18	42	"	54	$R_1=200$ $R_2=100$
H31	"	17.5	—	"	52	$R_1=200$ $R_2=200$
H41	"	16	50	"	51.5	$R_1=200$ $R_2=300$
H51	"	22	50	"	58	$R_1=300$ $R_2=200$
(M. S.) M11	"	6.5	20	"	29.5	$R_1=100$ $R_2=200$
M21	"	8.5	33	"	36.5	$R_1=200$ $R_2=200$
M31	"	11	38	"	39.5	$R_1=300$ $R_2=200$

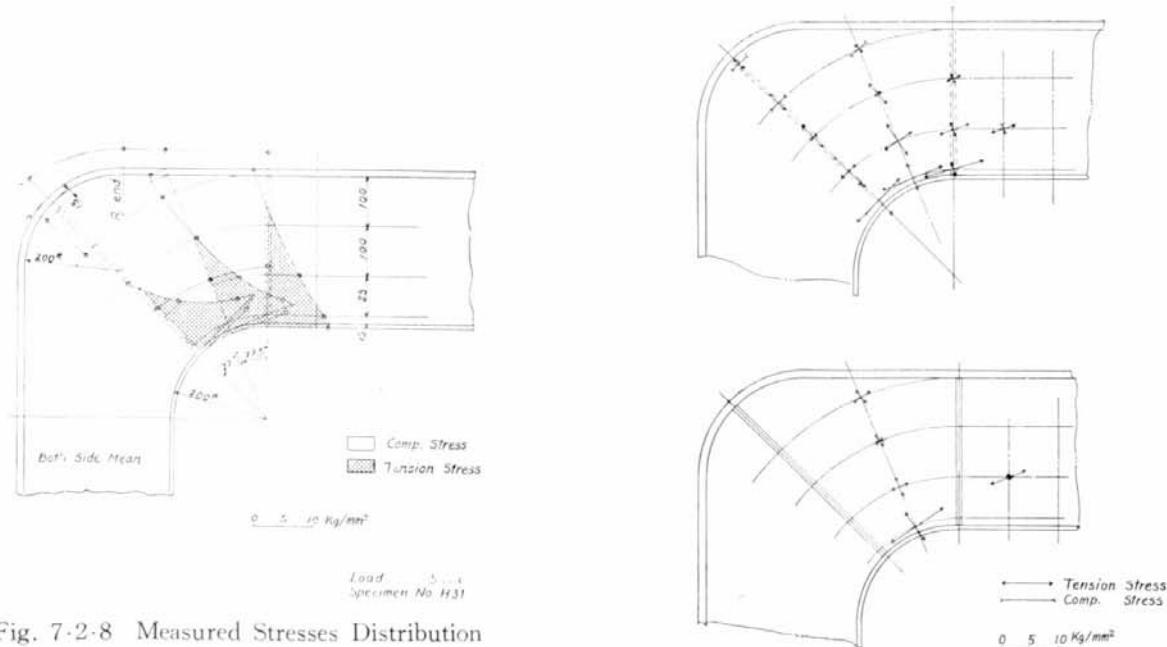


Fig. 7·2·9 Principal Stresses

これらの傾向は、軟鋼および高張力鋼模型とも同じであった。

## 2) 繰返し引張試験結果

高張力鋼および軟鋼模型の繰返し試験結果を Table 7·2·9 に示す。

亀裂の観察は外観的に行ない、内部の状況は不明であるが、亀裂は高張力鋼、軟鋼模型とも、ほと

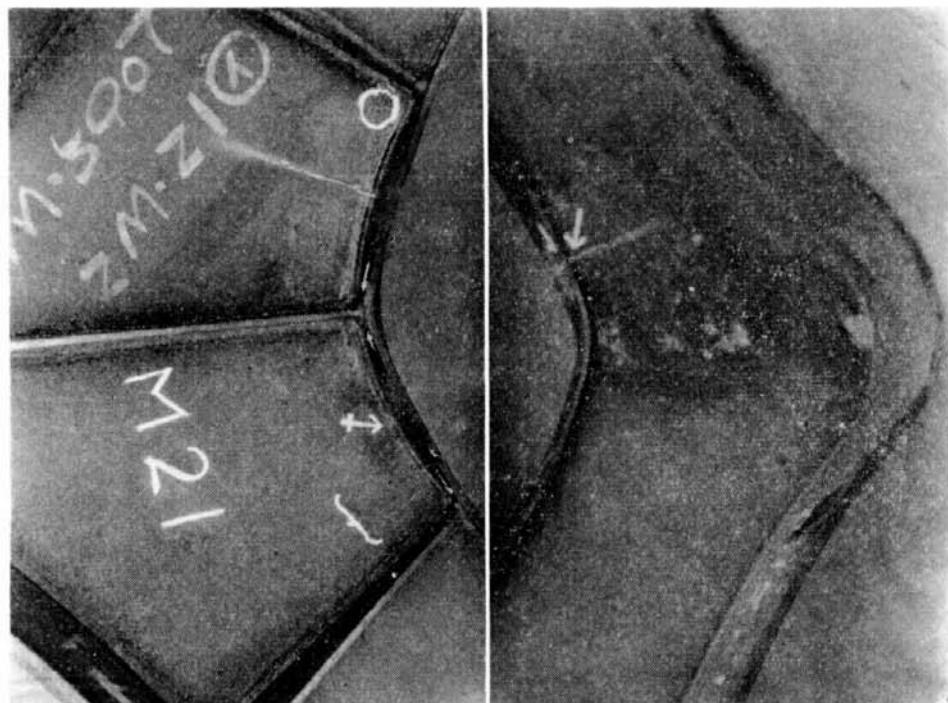


Photo. 7.2.7 Specimen No. M 21 After Statical Tensile Test

Table 7.7.9(a) Results of Dynamic Tension Tests (for H.T. Specimen)

Specimen No.	Mean Load $P_m$ (ton)	Load Amplitude $P_a$ (ton)	Cycles at First Crack Initiation	Location at First Crack Initiation	Cycles at Vital Crack Initiation	Location at Vital Crack Initiation	No. of Cycles of Fracture	Fracture	Remarks
H12	20	14	345	A	430	A	1022	Yes (2)	$R_1=100$ $R_2=200$
13	20	12	250	B	1250	C	2603	" (1)	"
14	19.5	9.5	2060	A	2060	A	4510	" (2)	"
H22	27	17	102	C	270	C	1679	" (1)	$R_1=200$ $R_2=100$
23	27	13	95	A	900	A	3813	" (2)	"
24	27	10	5300	A	5300	A	10158	" (2)	"
H32	27	19	150	C	150	C	1335	" (1)	$R_1=200$ $R_2=200$
33	27	13	850	A	1650	A	4186	" (2)	"
34	12.5	7.5	No Crack				10000	No	"
H42	27	19	242	C	242	C	1435	Yes (1)	$R_1=200$ $R_2=300$
43	27	17	800	A	800	A	2146	" (2)	"
44	27	13	700	C	1600	A	5279	" (2)	"
H52	27.25	22.25	950	A	950	A	1382	" (2)	$R_1=300$ $R_2=200$
53	27	19	1700	D	1700	D	3163	" (2)	"
54	20	17	No Crack				10200	No	"

(1) Frature Condition is Similar to Photo. 7.2.8

(2) Frature Condition is Similar to Photo. 7.2.9

A Fillet-Weld Connecting Face Bar to Center Tripping Bracket

B Fillet-Weld Connecting Face Bar to R-end Tripping Bracket

C Fillet-Weld Connecting Face Bar to Web Plate (Tripping Bracketless Side)

D Fillet-Weld Connecting Face Bar to Web Plate (Tripping Bracket Side)

Table 7-2-9(b) Results of Dynamic Tension Tests (for M.S. Specimen)

Specimen No.	Mean Load $P_m$ (ton)	Load Amplitude $P_a$ (ton)	Cycles at First Crack Initiation	Location at First Crack Initiation	Cycles at Vital Crack Initiation	Location at Vital Crack Initiation	No. of Cycles of Fracture	Fracture	Remarks
M12	15	8	230	A	300	C	2536	Yes ③	$R_1=100$ $R_2=200$
13	15	6	300	A	1640	C	17040	" ③	"
14	15	4	2500	A			27500	No	"
M22	20	13	1	A	60	E	211	Yes ④	$R_1=200$ $R_2=200$
23	20	10	1	A	600	C	6876	" ③	"
24	20	7	100	A	4400	C	39393	" ①	"
M32	27	11	40	A		E	206	" ④	$R_1=300$ $R_2=200$
33	27	9	50	A	1300	E	16990	"	"
34	27	11	1	D	100	E	317	" ④	"

(1) Fracture Condition is Similar to Photo. 7-2-8

(3) Fracture Condition is Similar to Photo. 7-2-10

(4) Fracture Condition is Similar to Photo. 7-2-7

A Fillet-Weld Connecting Face Bar to Center Tripping Bracket

C Fillet-Weld Connecting Face Bar to Web Plate (Tripping Bracketless Side)

D Fillet-Weld Connecting Face Bar to Web Plate (Tripping Bracket Side)

E Fillet-Weld Connecting Face Bar to Web Plate (Perpendicular to Fillet-Veed)

などが Inner Corner 部の Tripping Bracket と Face Bar の隅肉溶接、または Web Plate と Face Bar の隅角溶接のアンダー・カット部に生じ、それが進展伝播して破断に至っている。繰返し疲労破断時の形態は、類別的に次のものが観察された。すなわち、高張力鋼模型において、Photo. 7-2-8 に示すような、Web Plate と Face Bar の隅肉溶接部 (Tripping Bracket のない側) に発生した亀裂が、Face Bar の面外の繰返し曲げ変形により、溶接ビードにそつて Face Bar の内部に成長進展して、Face Bar を長さ方向に縦貫通破断したものと、Photo. 7-2-9 に示すような、Inner Corner 中央部の Tripping Bracket と Face Bar の隅肉溶接部に発生した亀裂が、Face Bar の内部に成長進展して、Face Bar を横貫通破断したものとがみられた。一方、軟鋼模型においては、上記 Photo. 7-2-8 の形態のほかに、Face Bar と Web Plate の隅肉溶接部に発生した亀裂が、Face Bar の Web Plate 側の面に沿って成長進展して、Face Bar と Web Plate を引き離す状態で貫通破断したものが観察された (Photo. 7-2-10 に示す)。また、軟鋼模型において、繰返し寿命が 300 回程度の高荷重繰返しの場合、静引張試験時と同様な破断形態を示した。なお、各模型の破断形態の分類は Table 7-2-11 に示してある。

試験機の性能上荷重が不統一になったが、一般に用いられている耐久線図の考え方を拡張適用して、完全片振り張り繰返しペースに整理して、荷重振幅 ( $P_a$ ) - 繰返し ( $N$ ) 曲線を描いたものを Fig. 7-2-10 に、各  $N$  における高張力鋼模型と軟鋼模型との時間疲れ強度比を Fig. 7-2-11 に示す。また、静引張試験結果と  $P_a-N$  曲線を用いて、内半径ならびに外半径と時間疲れ強度比の関係を Fig.

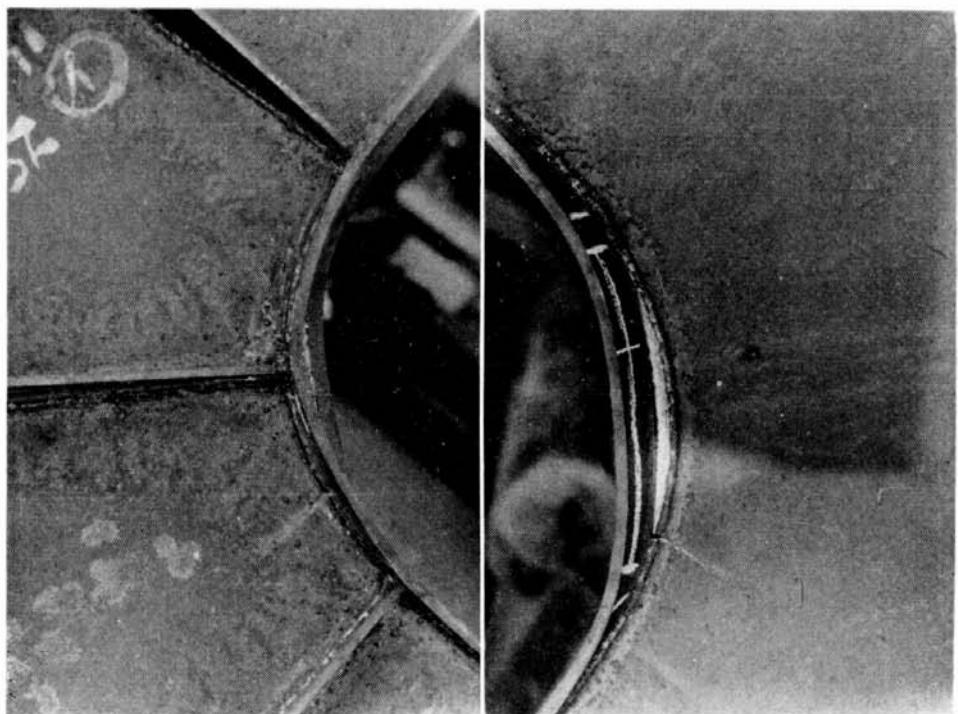


Photo. 7-2-8 Specimen No. H 32 After Dynamic Test (Tension)

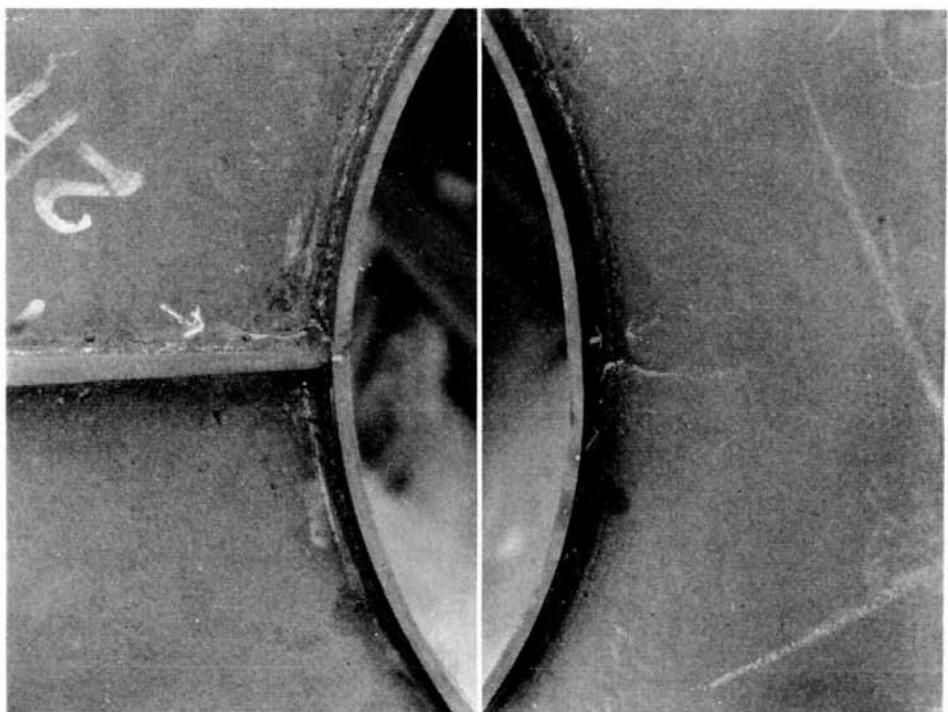


Photo. 7-2-9 Specimen No. H 52 After Dynamic test (Tension)

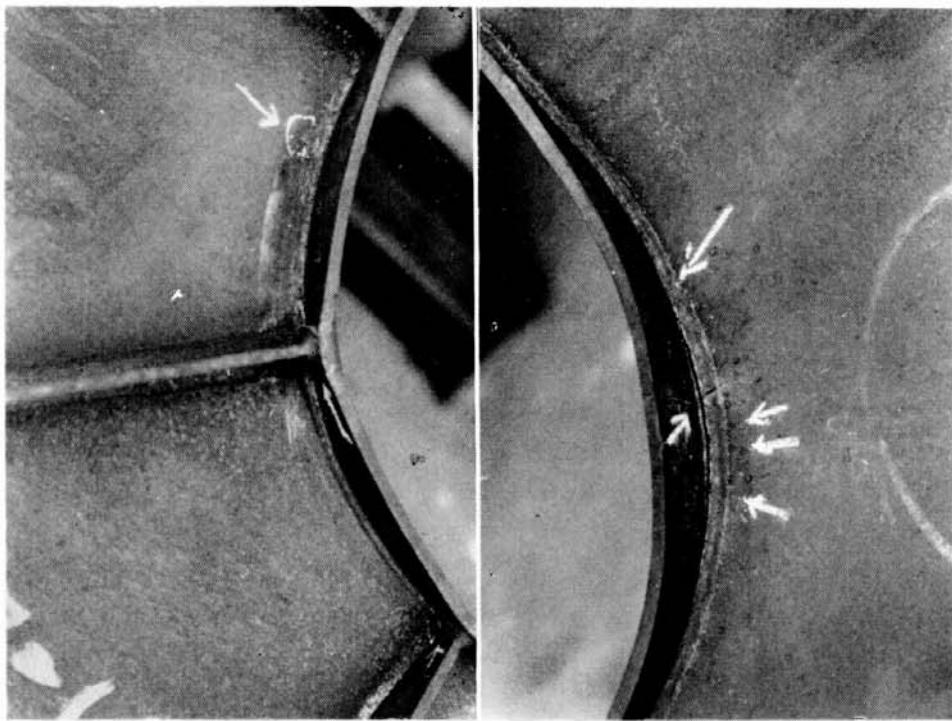


Photo. 7·2·10 Specimen No. M 23 After Dynamic Test (Tension)

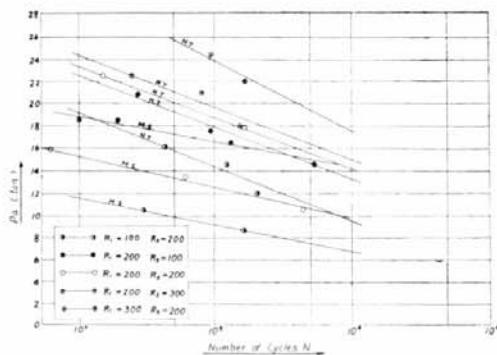


Fig. 7·2·10 Load Amplitude ( $P_a$ )—Number of Cycles ( $N$ ) Diagram

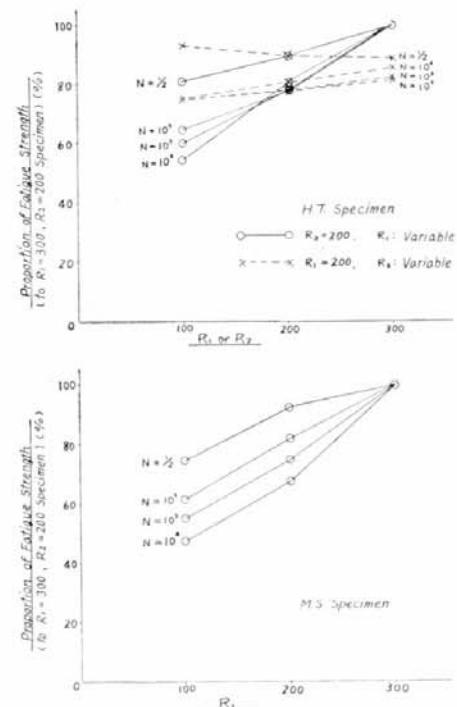


Fig. 7·2·12  $R_1, R_2$ —Fatigue Strength at Cycle

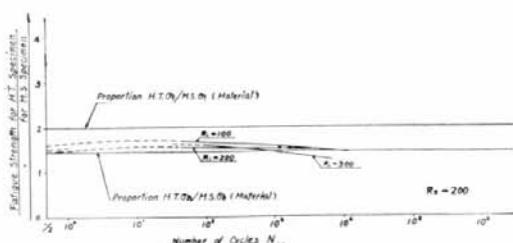


Fig. 7·2·11 Proportion Fatigue Strength for HT Specimen— $N$  Diagram  
Fatigue Strength for MS Specimen

Kinds	$t$	$\rho$
SM 41 Plain Piece	6	—
HT 60 Plain Piece	6, 8, 15	—
HT 60 Notched Piece	15	5, 2.5, 0.2*

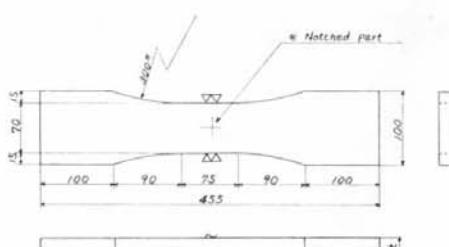


Fig. 7·2·13 Specimens for Material Test

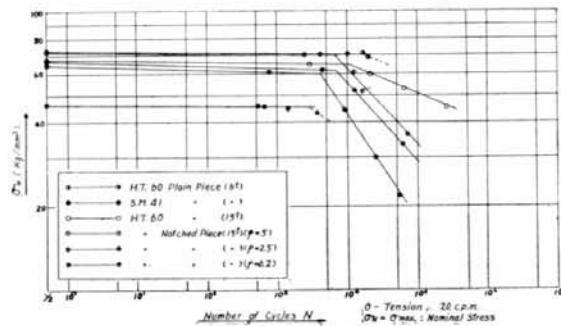


Fig. 7·2·14 S-N Diagram for Material Piece

7·2·12 に図示した。実船を考慮して  $N$  は Vital Crack 発生繰返し数をとった。

これらの図によると、Rounded Gunwale 部の静的および疲労強度は、内半径の影響が著しく、内半径の大きいものほどその強度は優れており、外半径の影響は第二義的である。また高張力鋼模型と軟鋼模型の時間疲れ強度比は、繰返し寿命の小さい場合には、高張力鋼と軟鋼素材の抗張力比程度であるが、繰返し寿命が大きい場合には、高張力鋼の疲労強度が低下する傾向を示している。

### 3) 素材繰返し疲労試験

素材繰返し試験結果による  $S-N$  線図を Fig. 7·2·14 に、形状係数による時間疲れ強度比を Fig. 7·2·15 に示す。これによると、高張力鋼の切欠材は、 $5 \times 10^3$  程度の短かい寿命では、平滑材の強度と大差ないが、それ以上になると疲労強度の低下が大きくなり、形状係数の大きいものほどその傾向が著しい。

Fig. 7·2·16 に、亀裂伝播状況と試験片温度変化の観察例を示す。

### (3) 結論

以上のことから本節の結論としては、

- 1) Rounded Gunwale 部の形状については、静的および疲労強度に対して、内半径の影響が著し

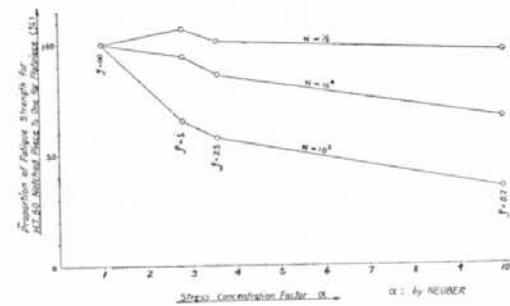


Fig. 7·2·15 Fatigue Strength for HT 60 Notched Piece

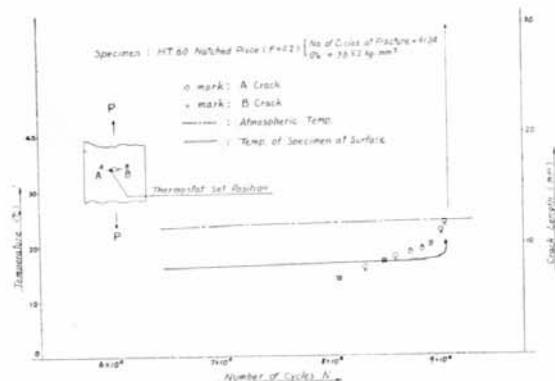


Fig. 7·2·16 Crack Progress and Temperature Variation

く、内半径の大きいものほどその強度が高く、外半径の影響は第二義的である。

- 2) 実験点が少なく結論を出すのは、早急であるかも知れないが、高張力鋼模型と軟鋼模型の時間疲れ強度比は、繰返し寿命の小さい間は、素材抗張力比程度であるが、寿命が大きくなると高張力鋼模型の疲労強度は劣化する傾向にある。

#### 7・2・5 結 言

以上、通常の Deep Bracket および Rounded Gunwale 部の Bracket 模型につき、静的および高応力疲労試験を行なったが、その結果を要約すれば次のとくなる。

- (1) 形状的には、内側半径による影響が大きく、半径の増加とともに静的および時間疲労強度が増加する。Rounded Gunwale 部の外半径の影響は、本実験の変化程度では第二義的と考えられる。Tripping Bracket による補強は有効であり、一方、Corner 部分の Scalloped の存在は静的および時間疲労強度を著しく低下せしめる。
- (2) 高張力鋼製模型と軟鋼製模型の時間疲労強度比は、繰返し数の少ない範囲（約  $10^3$  回程度まで）では素材の抗張力比と降伏応力比の範囲内にあり、かつ静引張強度比とほぼ同程度である。繰返し数の多い範囲（約  $10^3$  回以上）では、Deep Bracket の実験においては、この時間疲労強度比は静引張強度比よりも大きくなり、素材の降伏応力比以上になる傾向を示す。一方 Rounded Gunwale の実験においては、この時間疲労強度比が静引張強度比よりも小さくなり、素材の抗張力比以下になる傾向を示す。
- (3) 両実験結果における時間疲労強度比の傾向の相異は、疲労亀裂がすべて隅肉溶接部より発生していることから、主に溶接条件の相異によるものと考えられる。すなわち、両実験に使用した模型は、それぞれの製作場所の Practice に従って施工したからであり、事実ビードの外観、アンダーカット等にはかなりの相異が認められた。
- (4) 以上のことから、高張力鋼製構造物と軟鋼製構造物の時間疲労強度比は、溶接加工等の条件により大きく変化するものと思われる。本実験においては、供試試験体の数が少ないので、一般的傾向を論することは困難である。構造物に高張力鋼を適用することの可否は、これらの点をも含んだ広範な研究の結果によって決定さるべきである。

## 第8章 高張力鋼および軟鋼の疲労強度

(担当 出口義治, 品川光弘, 三木三省, 西木戸 実)

### 8.1 まえがき

近年, 各種高張力鋼が開発され, 陸上構造物においてはすでに実用の段階になっている。また, 造船界においても, 高張力鋼を船体主構造に使用する機運が高まってきた。

高張力鋼を船体主構造に使用する場合, 種々の問題点がある。すなわち, 船体剛性の低下, 防撓構造の座屈強度, 工作上の諸問題, 部材の疲労強度などについて究明せねばならない多くの問題点があるが, そのうちでも, 高張力鋼の疲労強度は, 特に重要な問題と考えられている。

高張力鋼の疲労強度については, 機械部材などを対象とした実験データーがかなり発表されているが, これらの研究の大半は, 疲労限を求めるに重点がおかれて, 高応力領域における実験結果は少ない。

船体は波浪による変動応力をうけるもので, 特に, 波浪の激しい海域に遭遇した場合には, 船体不連続部はかなり高い応力の繰返しをうけるものと推察され, また, このような部材には, 高応力疲労によると思われる損傷が発生している。

本研究においては, 船体に高張力鋼を使用する場合の構造設計法の確立のための基礎資料を目的として, 軟鋼および3種の高張力鋼の疲労試験を行なった。試験は片振れ引張り疲労試験と回転曲げ疲労試験および平板の繰返し曲げ疲労試験の3種類に大別される。片振れ引張り疲労試験は, 板厚10mmの鋼板にショットブロストをかけた状態で平滑材と溶接継手との引張り疲労試験を行ない, 特に高応力領域における疲労強度を調査したものである。回転曲げ疲労試験は, 機械仕上げした12mm $\phi$ の丸棒について回転曲げ疲労試験を行ない, 疲労限付近の強度の調査に重点をおいたものである。平板の繰返し曲げ試験は, 平滑材および応力集中を有する梁が曲げの繰返し荷重をうけた場合の疲労強度を調査し, また引張り疲労試験とも比較したものである。

以下, 実験結果の概要について説明する。

### 8.2 片振れ引張り高応力疲労試験

#### 8.2.1 供試材および試験片の種類

供試材の鋼種は, SM 41, HT 50, HT 60 および HT 80 の4種類であって, HT 60 および HT 80 は調質鋼である。各鋼種の化学成分および機械的諸性質をミルシートより引用して Table 8・1 に示す。

試験片の種類は, 各鋼種とも, 平滑材, バット継手およびシーム継手の3種類である。試験片は板

Table 8-1 Chemical Composition and Mechanical Properties of Base Metal

Kinds of Steel	Steel Manufacturing Company	Chemical Composition (%)									Mechanical Properties			Treatment	
		C	Si	Mn	P	S	Cr	Ni	Cu	V	Mo	Yielding Stress $\sigma_y$ (kg/mm <sup>2</sup> )	Tensile Strength $\sigma_b$ (kg/mm <sup>2</sup> )	Elongation G.L. = 200mm (%)	
SM41	Nippon Kokan	0.17	—	0.66	0.014	0.022	—	—	—	—	—	28.2	45.2	27.7	As-Rolled
HT50	Do	0.15	0.44	1.18	0.027	0.015	—	—	—	—	—	36.1	52.1	27.4	Normalized
HT60	Yawata	0.13	0.50	1.22	0.014	0.007	0.21	0.06	—	0.08	—	56.0	66.5	29.0	Quenched & Tempered
HT80	Kawasaki	0.13	0.29	0.82	0.010	0.010	0.47	0.83	0.28	0.051	0.46	79.5	85.5	14.5	Do

厚 10 mm の鋼板にショットブロストをかけ、Fig. 8-1 に示す形状に機械仕上げしたものである。試験片の形状および寸法は、Fig. 8-1(a) に示すように、“JIS-Z 3102-61 溶接継手疲労試験方法”の 2 号試験片に準じたものであるが、SM 41 および HT 50 の低応力領域においては、試験機の容量の関係から、Fig. 8-1(b) に示すような小型試験片を使用した。

試験片製作時の溶接条件を Table 8-2 示す。SM 41, HT 50 および HT 60 は自動溶接を行ない、HT 80 は手溶接を行なった。溶接後の断面の硬度分布の一例を Fig. 8-2 に示す。

## 8.2.2 試験方法

疲労試験は 4 カ所で行なわれた。使用した試験機および試験時の諸条件を Table 8-3 に示す。すなわち、SM 41 および HT 50 の試験においては、高応力領域ではアムスラー型パルセーターを毎分 100 回の繰返し

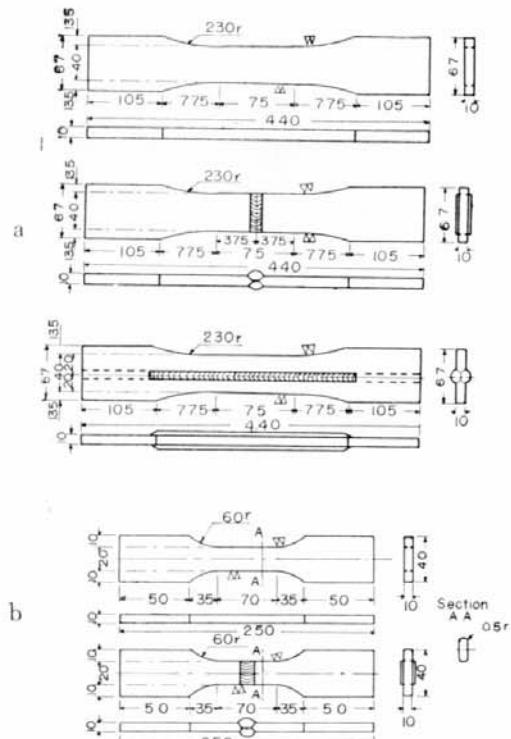


Fig. 8-1 Details of Test Specimens

Table 8-2 Welding Conditions of Longl. and Transv. butt Joint

Kinds of Steel	Welding Process	Automatic Welding		Manual weld.	Shape of Groove	Current (Amp)	Voltage (Volt)	Travel Speed (mm/min)	Pre-heat (°C)
		Core	Wire						
SM41	Submerged Arc Welding	#36,	3/16"φ	G 20	—	Square	600 720	32 33	450
HT50	Do	#36,	3/16"φ	G 20	—	Square	600 720	32 33	450
HT60	Do	US 43,	1/4"φ	PFH-60M	—	Square	600	32	500
HT80	Manual Welding	—	—	KS116 5mmφ	60°V	220~235	24~27	120~160	250

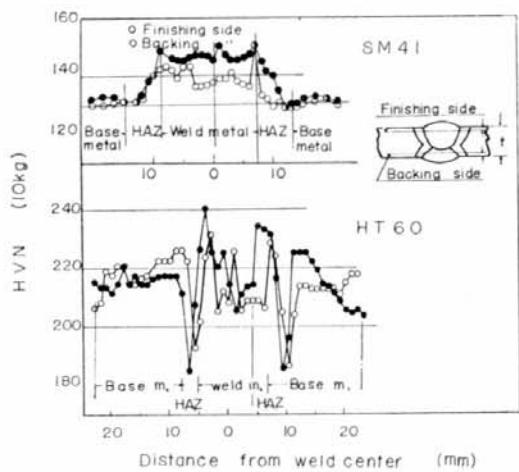


Fig. 8-2 Hardness Distribution for Welded Joints

Table 8-3 Testing Conditions

Kinds of Steel	Test Conducted by	Testing Machine	Capacity (ton)	Pulsating Speed (c.p.m)	Min. Stress (kg/mm <sup>2</sup> )
SM 41	Nippon Kokan	Amsler Type Pulsator	40	100	0~2.5
		Vibrophor	10	9,600	0
HT 50	Nippon Kokan	Amsler Type Pulsator	40	100	0~2.5
		Vibrophor	10	9,600	0
	I. H. I	Losenhausen	40	666	0
HT 60	Mitsubishi Zosen	Universal Testing Machine (with Adaptor)	70	12~20	3.3~3.8
	Shin mitsu bishi	Losenhausen	40	250, 600	0
HT 80	Kawasaki	Universal Testing Machine	50	Manual 4	0
		Losenhausen	40	250, 750	0

速度で使用し、低応力領域ではバイブルフォアを使用し、とくに、HT 50においては、ローゼンハウゼン型疲労試験機も併用した。HT 60においては、低繰返し用のアダプター付のアムスラー型万能試験機を使用したが、母材の低応力領域においては、ローゼンハウゼン型疲労試験機を使用した。HT 80においては、高応力領域はリレー型万能試験機を使用して手動で繰返し荷重を加え、低応力領域はローゼンハウゼン型疲労試験機を使用した。荷重はすべて片振れ引張りの繰返し荷重であるが、Table 8-3 に示すように、アムスラー型バルセーターおよびアダプター付試験機においては、試験機の構造上、0=Tension の試験は不可能であるので、公称応力 4 kg/mm<sup>2</sup> 以下の最小応力を与えて繰返し荷重を加えた。

“JIS-Z 3103-61 溶接部の引張疲労試験方法”によると、最小応力は 4 kg/mm<sup>2</sup> まで認めているので、これらの試験機を使用した結果も片振れ引張疲労試験結果と考えてよい。

### 8.2.3 試験結果

SM 41 の試験結果を Fig. 8-3 に示す。(a)図は、縦軸を最大繰返し応力  $\sigma_{max}$  (最大繰返し荷重を

板の断面積で除した値、ただし、シーム継手の場合は余盛をも含めた板の断面積で除した値)で表わし、横軸を破断までの繰返し数の対数目盛で表わしたもので、いわゆる S-N 曲線である。(b) および(c)図はそれぞれ縦軸を最大繰返し応力と引張り強さとの比  $\sigma_{\max}/\sigma_B$  および降伏応力との比  $\sigma_{\max}/\sigma_Y$  で表わしたものである。同様に他の鋼種の疲労曲線を Fig. 8・4~Fig. 8・6 に示す。ただし Fig. 8・6 のシーム継手の結果は、余盛の断面積を考慮しないで整理したものであって、余盛の断面積を考慮すると、応力は約 8 % 低くなる。

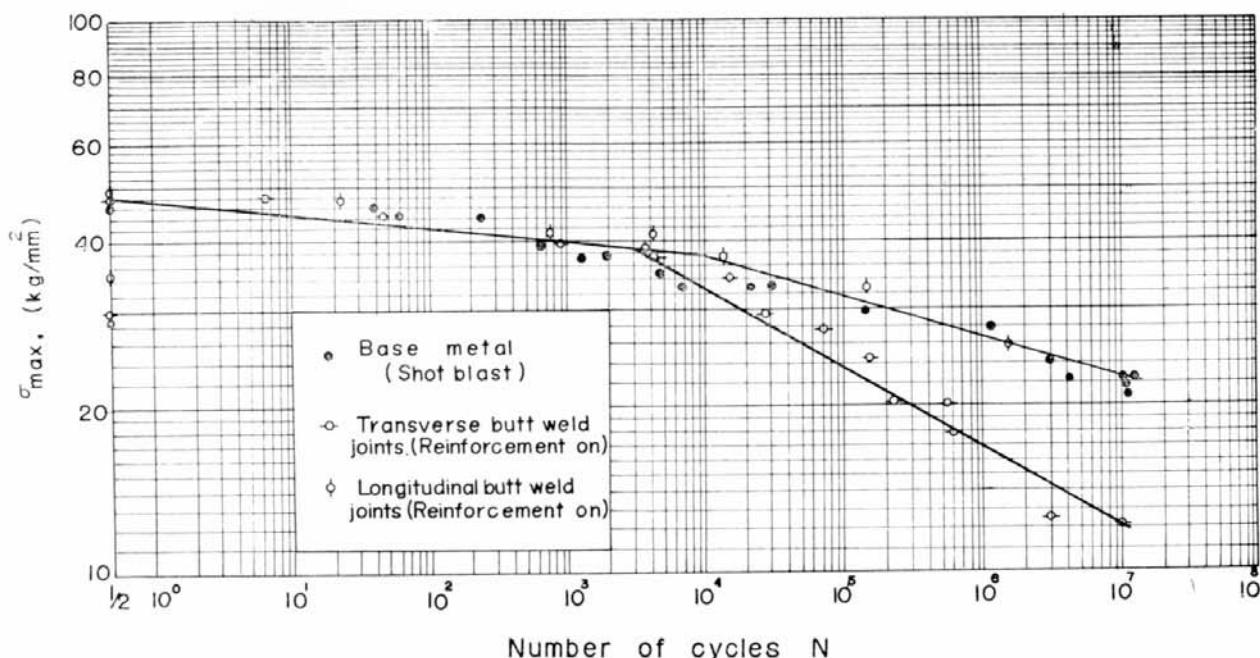


Fig. 8-3(a) S-N Diagram for SM 41

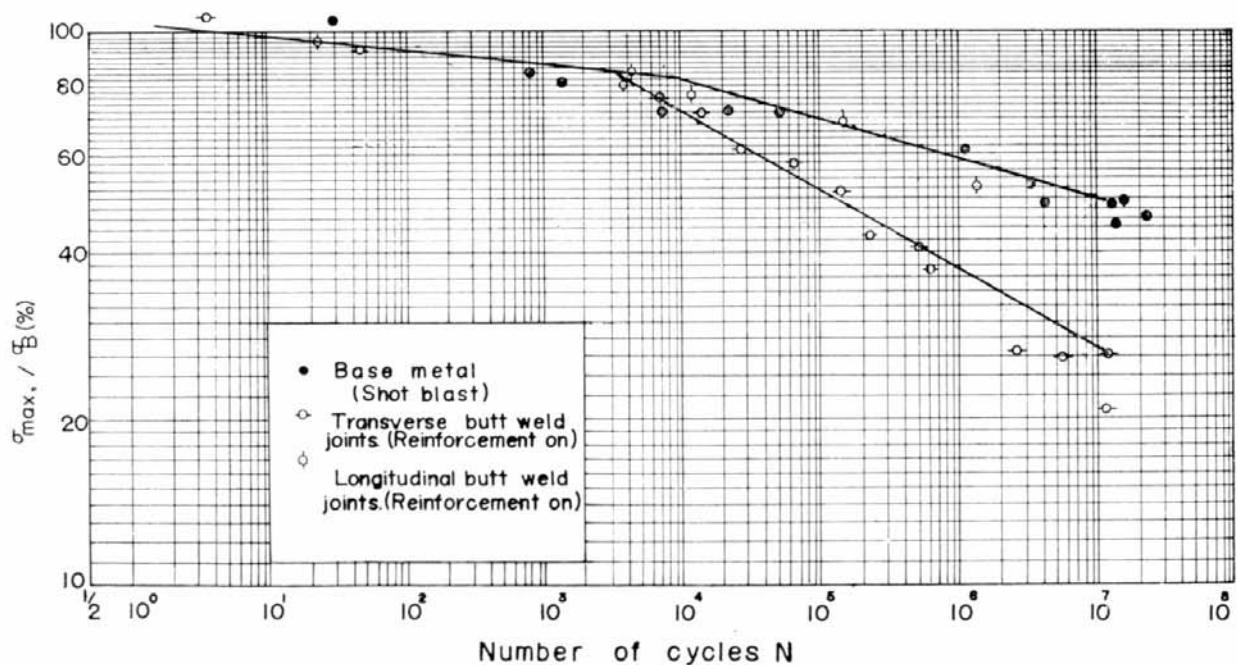


Fig. 8-3(b) Stress Ratio ( $\sigma_{\max}/\sigma_B$ ) at Each Cycles (SM 41)

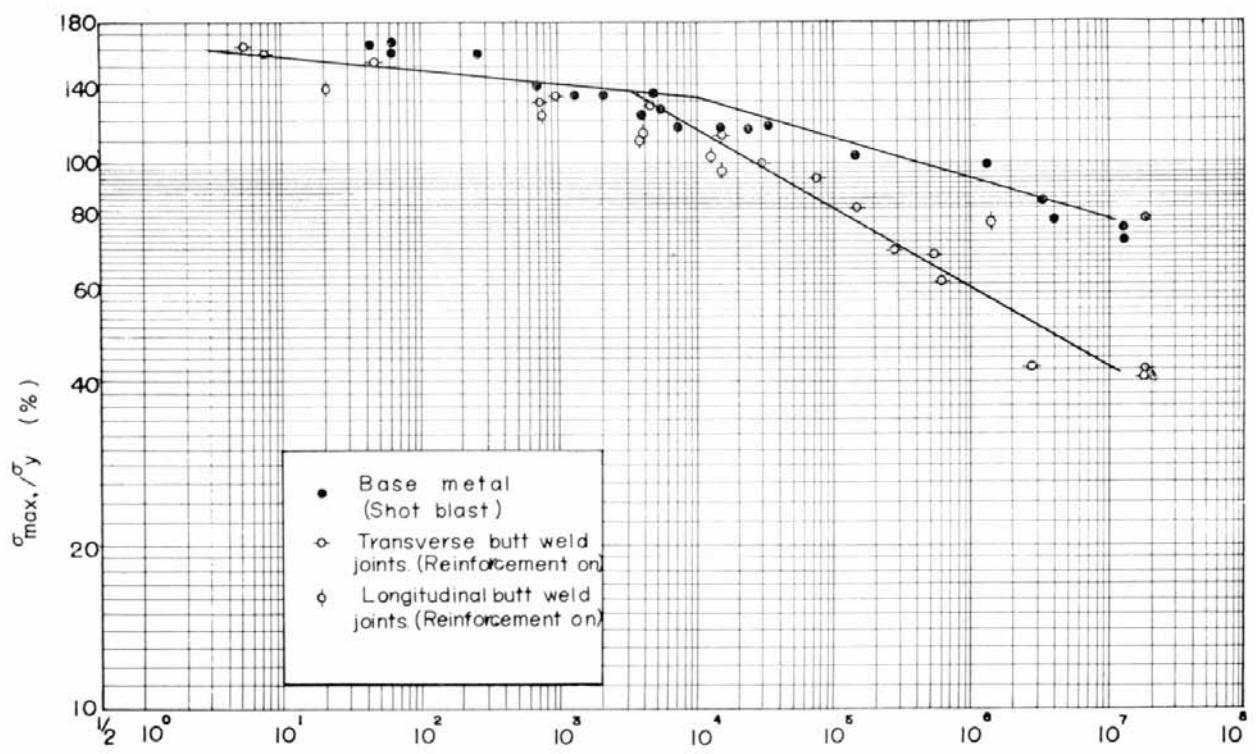


Fig. 8.3(c) Stress Ratio ( $\sigma_{max}/\sigma_y$ ) at Each Cycles (SM 41)

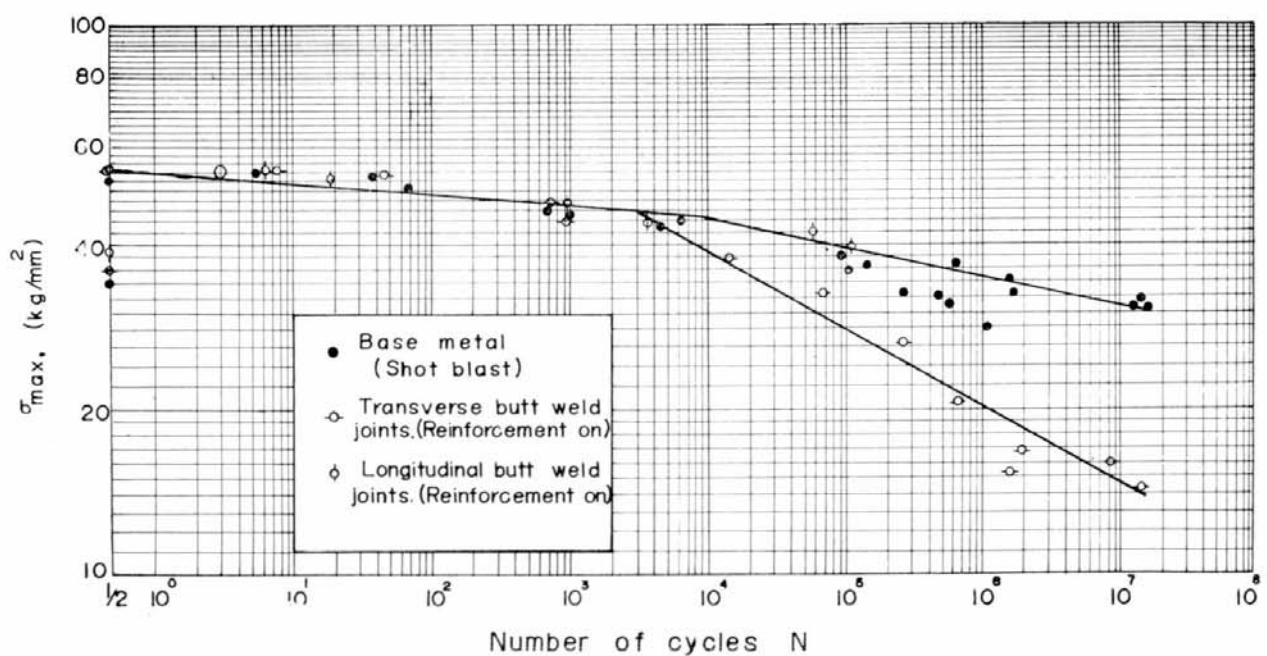


Fig. 8.4(a) S-N Diagram for HT 50

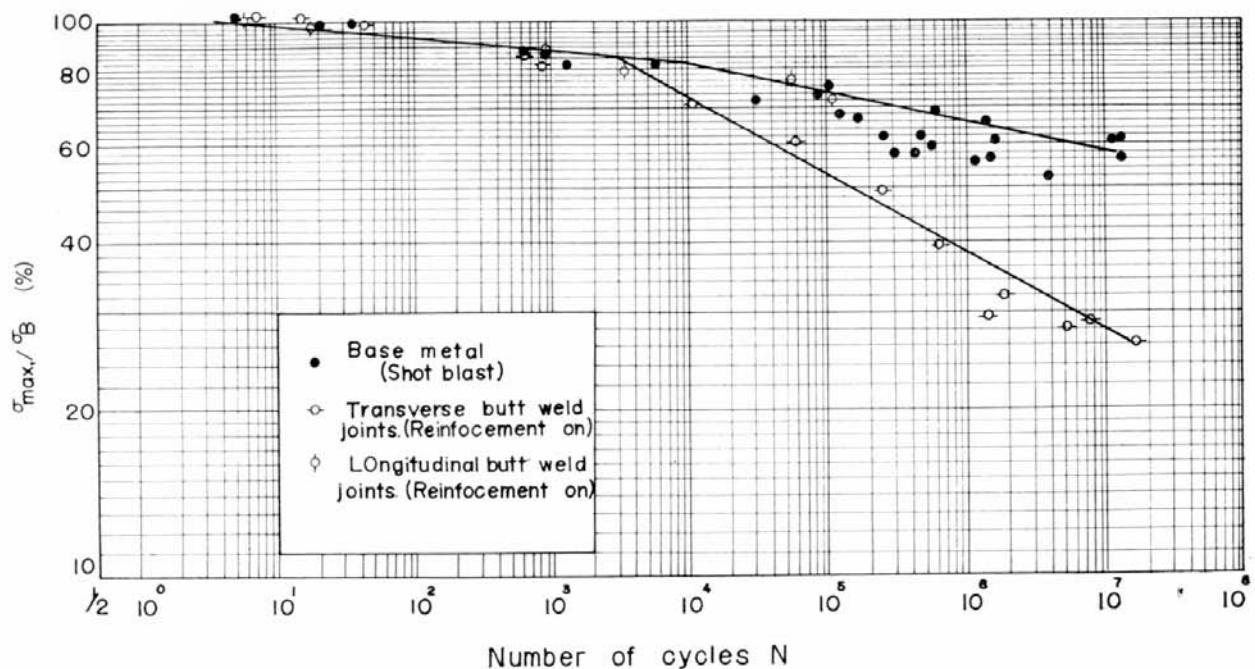


Fig. 8-4(b) Stress Ratio ( $\sigma_{max}/\sigma_B$ ) at Each Cycles (HT 50)

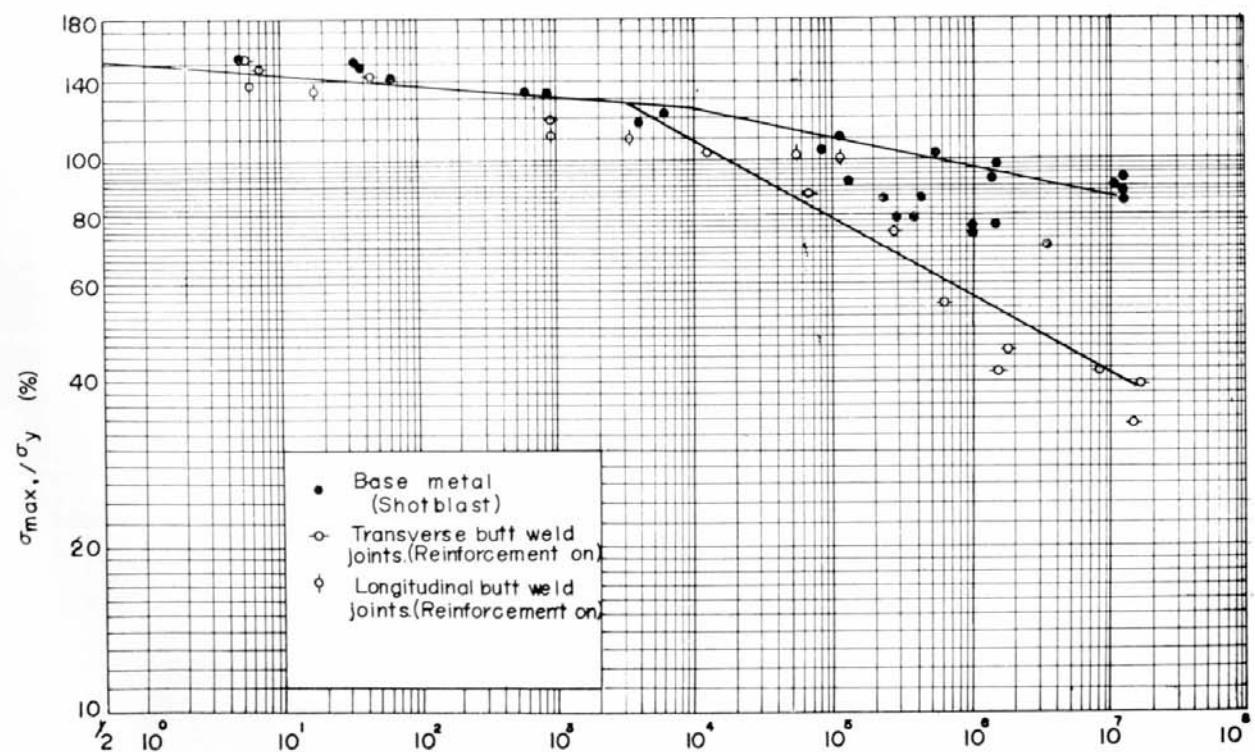


Fig. 8-4(c) Stress Ratio ( $\sigma_{max}/\sigma_Y$ ) at Each Cycles (HT 50)

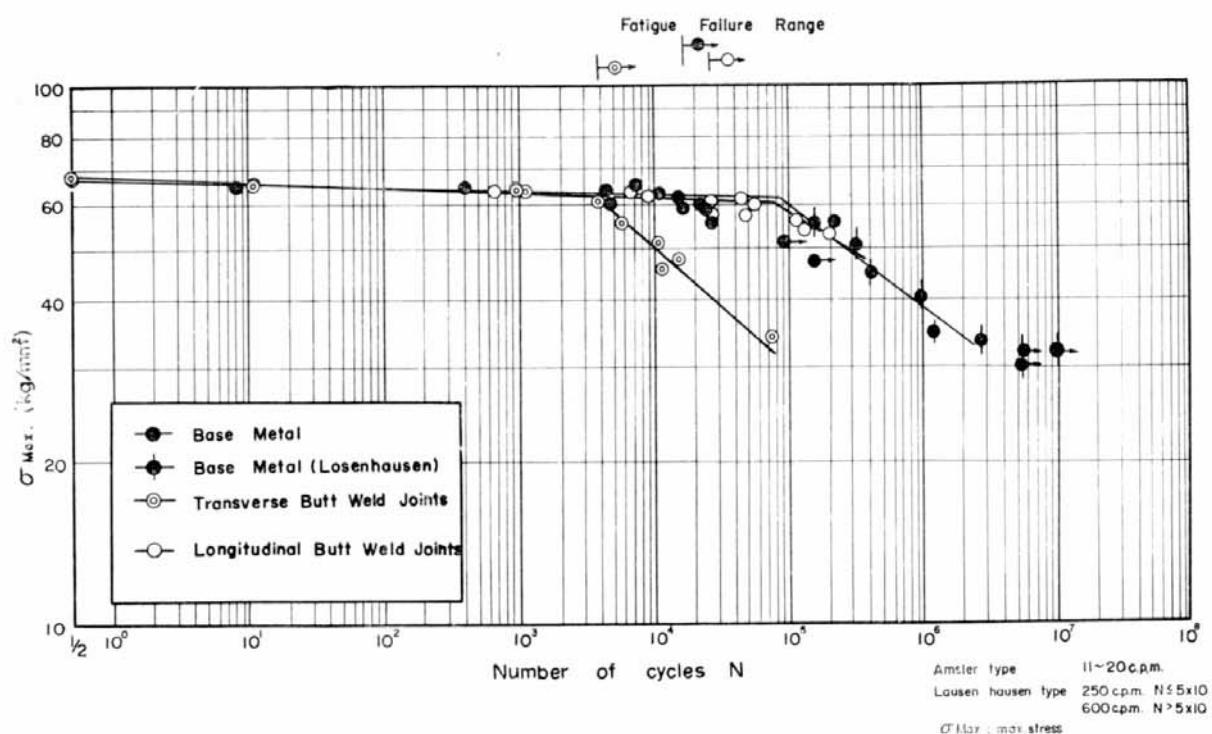


Fig. 8.5(a) S-N Curves for HT 60

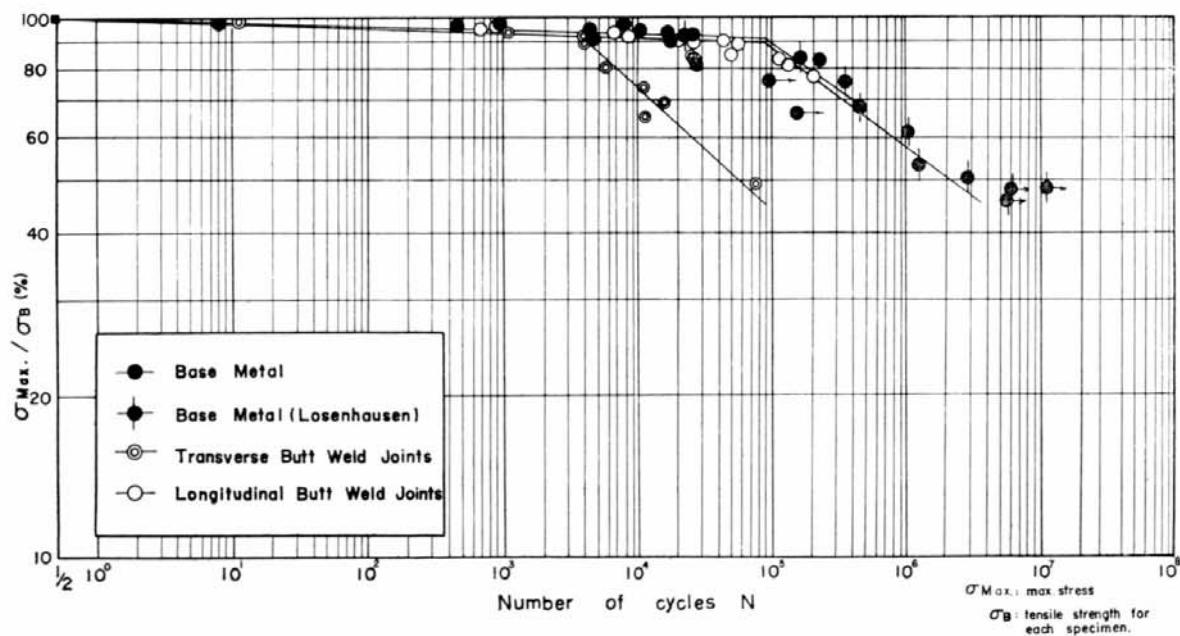


Fig. 8.5(b)  $\sigma_{\text{max}}/\sigma_B \cdot N$  Curves for HT 60

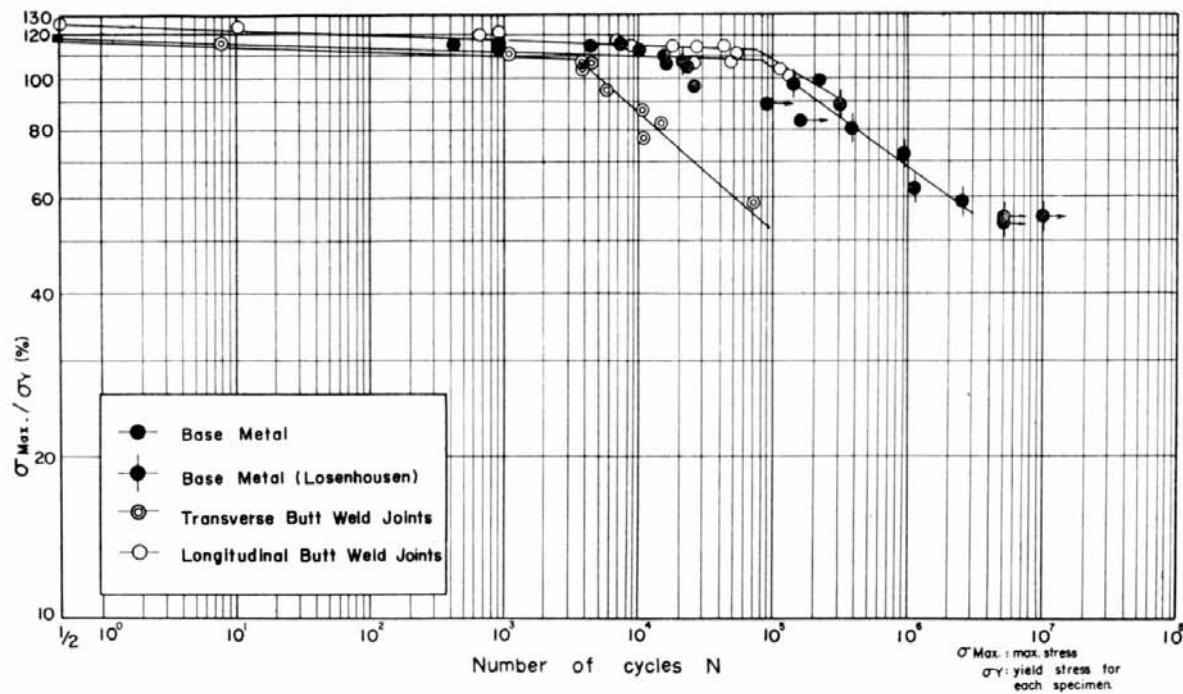


Fig. 8.5(c)  $\sigma_{\text{max}}/\sigma_Y$ -N Curves for HT 60

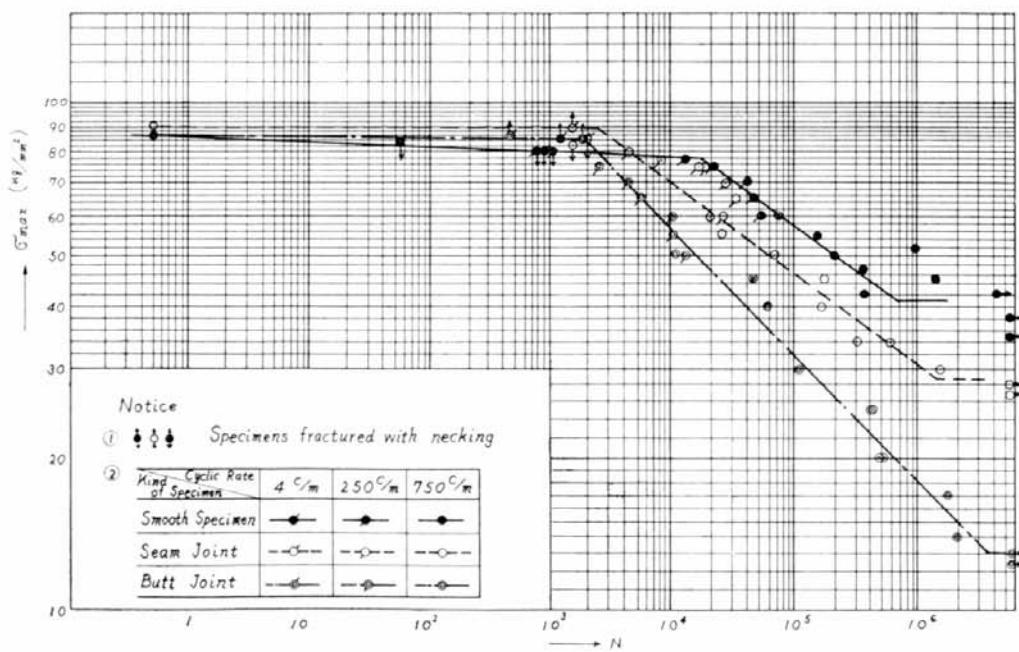


Fig. 8.6(a) S-N Curves for HT 80

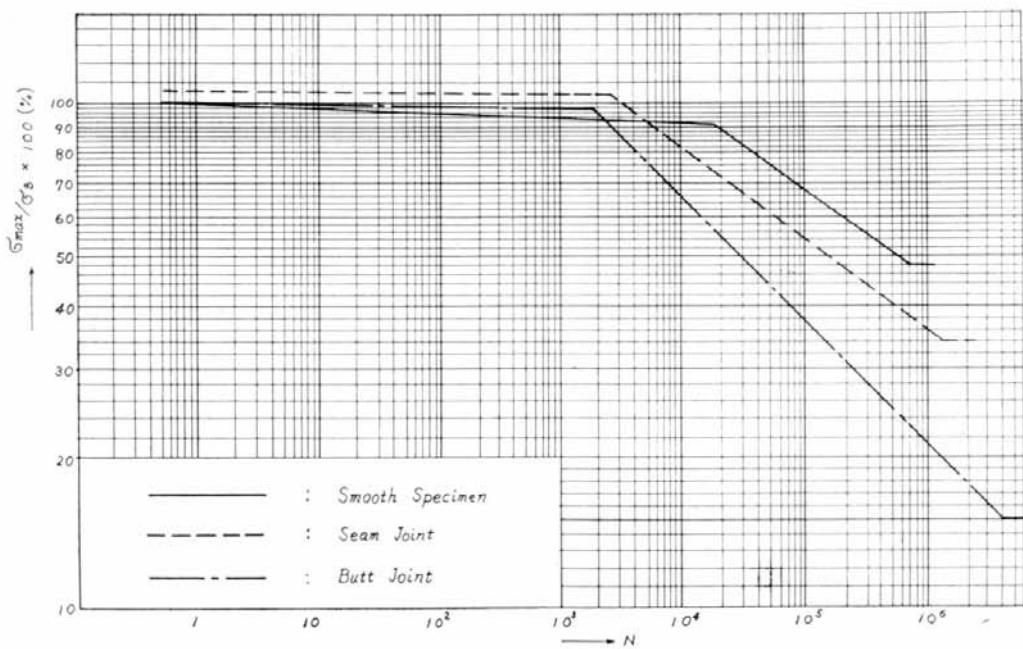


Fig. 8·6(b)  $\sigma_{\max}/\sigma_B$ -N Curves for HT 80

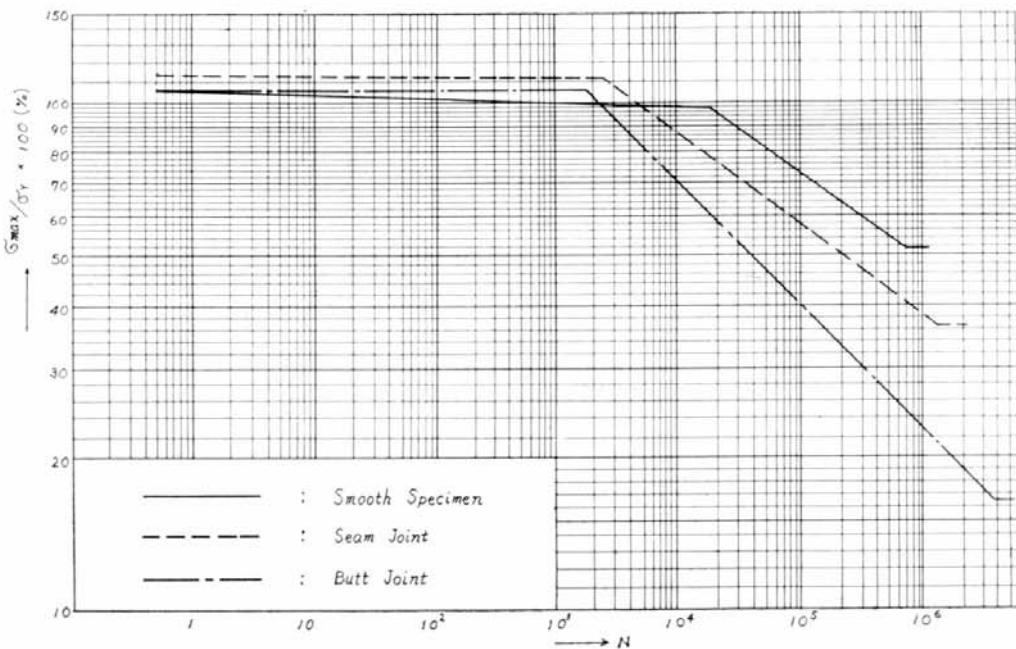


Fig. 8·6(c)  $\sigma_{\max}/\sigma_Y$ -N Curves for HT 80

これらの図からわかるように、最大繰返し応力が引張り強さの約90%以上の高応力領域の疲労曲線は、傾斜が非常にゆるやかであって、この領域においては、バット継手のような応力集中部材でも、平滑材と同等あるいは同等以上の強度を示している。また、この領域における破断の様相は、静的引張り試験と同様な引張り型破断を示し、たとえば、バット継手では、余盛のある不連続部では破断しないで、平滑部がくびれをおこして破断している。

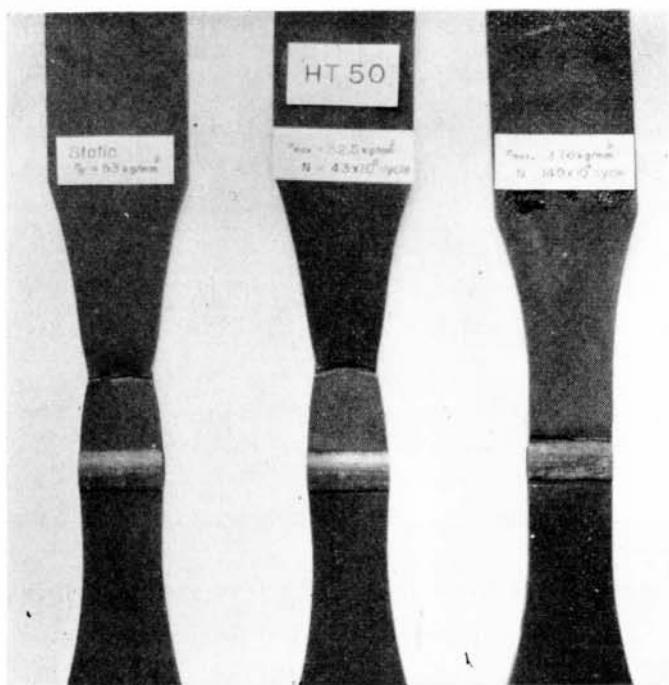


Photo. 8·1 Photograph of Ruptured Specimens

Table 8·4 Fatigue Strength

Kinds of Steel	Cycles	Base Metal $\sigma_1$ (kg/mm <sup>2</sup> )	Transv. butt Weld Joint		Longl. butt Weld Joint	
			$\sigma_2$ (kg/mm <sup>2</sup> )	$\sigma_2/\sigma_1$ (%)	$\sigma_3$ (kg/mm <sup>2</sup> )	$\sigma_3/\sigma_1$ (%)
SM41	$1/2$	45	47	104.5	47	104.5
	$10^3$	40	40	100	40	100
	$10^4$	37.5	32.8	87.4	37.5	100
	$10^5$	31.5	23.5	74.6	31.5	100
	$10^6$	27.0	17.0	63	27.0	100
	$10^7$	22.2	12	54	—	—
HT 50	$1/2$	52	53	102	53	102
	$10^3$	47	47	100	47	100
	$10^4$	44.4	39	87.8	44.4	100
	$10^5$	39	27.8	71.2	39	100
	$10^6$	34.8	20.3	58.3	—	—
	$10^7$	31.5	14	44.5	—	—
HT 60	$1/2$	66.7	68.3	102.3	67.2	100.7
	$10^3$	63.2	62.8	99.4	62.8	99.4
	$10^4$	62.0	50.2	81.0	61.5	99.2
	$10^5$	59.0	—	—	58.2	98.6
	$10^6$	38.8	—	—	—	—
	$10^7$	—	—	—	—	—
HT 80	$1/2$	85.5	85.5	100	90.5	106
	$10^3$	80	85	106	89	111
	$10^4$	78	56	72	70	90
	$10^5$	57	32	56	46	81
	$10^6$	41	18.5	45	31	76
	$10^7$	41	13	32	29	71

最大繰返し応力が引張り強さの約90%以下になると、疲労曲線は折り曲り、平滑材と応力集中部材との差が顕著となる。この疲労曲線の折れ曲がる点は、バット継手のように、応力集中の大きいものほど早い繰返し数で現われる。また、破断の様相も、塑性変形の少ない疲労型破断となる。

HT 50 のバット継手の破断後の写真を Photo. 8・1 に示す。

シーム継手の疲労強度は、HT 80 を除いて、だいたい母材と同等であった。すなわち、SM 4 および HT 50 では母材より少し強い強度を示し、HT 60 では母材と同程度あるいは少し低目であったが、HT 80 においては、母材に較べてかなり低い強度を示した。

バット継手においては、HT 80 の強度がかなり低いことが目立っている。特に、疲労限付近の強度は軟鋼とほとんど同程度である。これは溶接熱のため、熱処理した効果が消失したためと考えられる。HT 60 においては、疲労限付近の試験を行なわなかったが、HT 60 の低応力領域においてもかなり低下することが予測される。

各鋼種の静的強度および  $10^3, 10^4, 10^5, 10^6, 10^7$  サイクルにおける疲労強度を Table 8・4 に示す。

### 8.3 回転曲げ疲労試験

#### 8.3.1 供試材および試験片の種類

供試材は、片振れ引張り疲労試験と同様に、SM 41, HT 50, HT 60 および HT 80 の 4 種類である。各鋼種の化学成分は Table 8・1 と全く同じであるが、ここで使用した鋼板は板厚 20 mm のものであって、機械的諸性質は 10 mm 板厚のものと少し異なるので、これを Table 8・5 に示した。

試験片の種類は、各鋼種とも、母材、手溶接継手および自動溶接継手の 3 種類の試験片にそれぞれ平滑材と切欠材との二通りの試験を行なった。ただし、HT 80 は平滑材のみ行ない、切欠材の実験は行なわなかった。試験片の形状および寸法を Fig. 8・7 に、試験片製作時の溶接条件を Table 8・6 に示す。また、溶接後の断面の硬度分布の一例を Fig. 8・8 に示す。

#### 8.3.2 試験方法および試験結果

試験はすべて三井造船で行なわれ、小野式回転曲げ疲労試験機（最大容量 800 kg·cm）を毎分3000回の繰返し速度で使用し、主に、低応力領域における疲労強度を調査した。

平滑材の各鋼種別の S-N 曲線を Fig. 8・9 に示す。図から明らかなように、SM 41 および HT 50

Table 8・5 Mechanical Properties of Base Metal

Kinds of Steel	Steel Manufacturing Company	Mechanical Properties			Treatment
		Yielding Stress $\sigma_Y$ (kg/mm <sup>2</sup> )	Tensile Strength $\sigma_B$ (kg/mm <sup>2</sup> )	Elongation G.L.=200 mm %	
SM41	Nippon Kokan	27	46	30	As-Rolled
HT50	Do.	32	51	34	Normalized
HT60	Yawata	56	64	29	Quenched & Tempered
HT80	Kawasaki	80	85	30	Do.

においては、母材と溶接継手とはほぼ同等の強さを示しているが、HT 60 および HT 80 の調質鋼においては、手溶接および自動溶接の溶接継手が母材よりかなり低下している。本試験片はすべて平滑であるので、溶接継手の疲労強度の低下は、溶接による材質の低下によるものと推察される。

次に、切欠材の各鋼種別の S-N 曲線を Fig. 10 に示す。溶接継手の切欠は、すべて溶着金属との

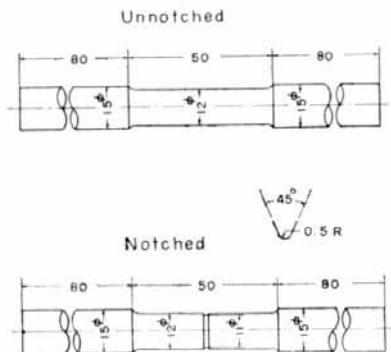


Fig. 8-7 Details of Specimen

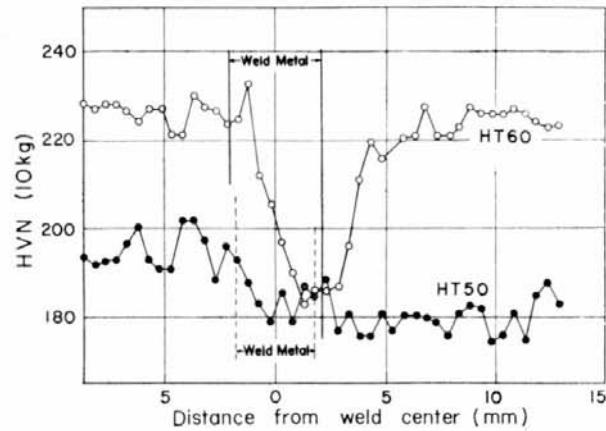


Fig. 8-8 Hardness Distribution for Welded Specimens  
(Submerged Arc Welding)

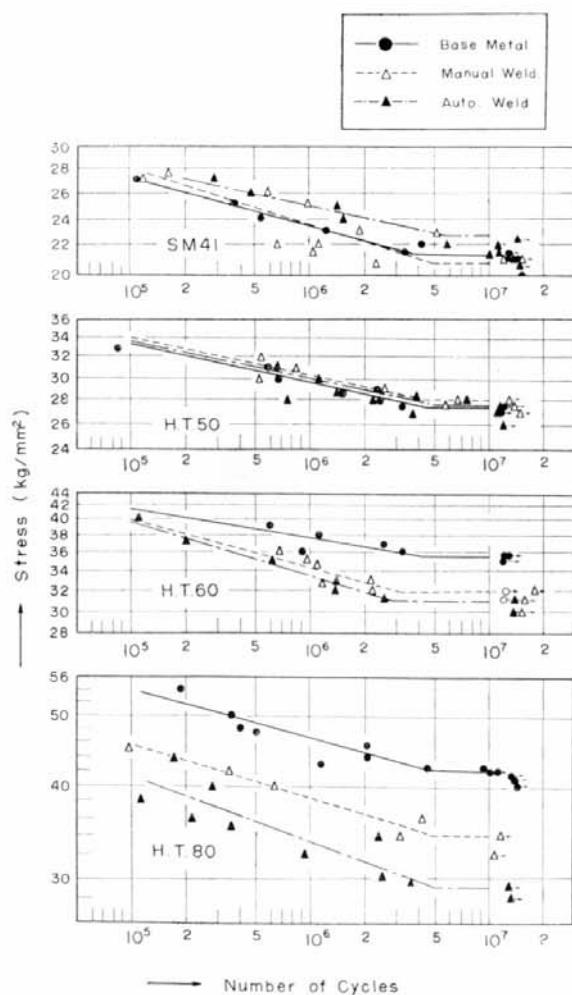


Fig. 8-9 S-N Curves for Un-Notched Specimens

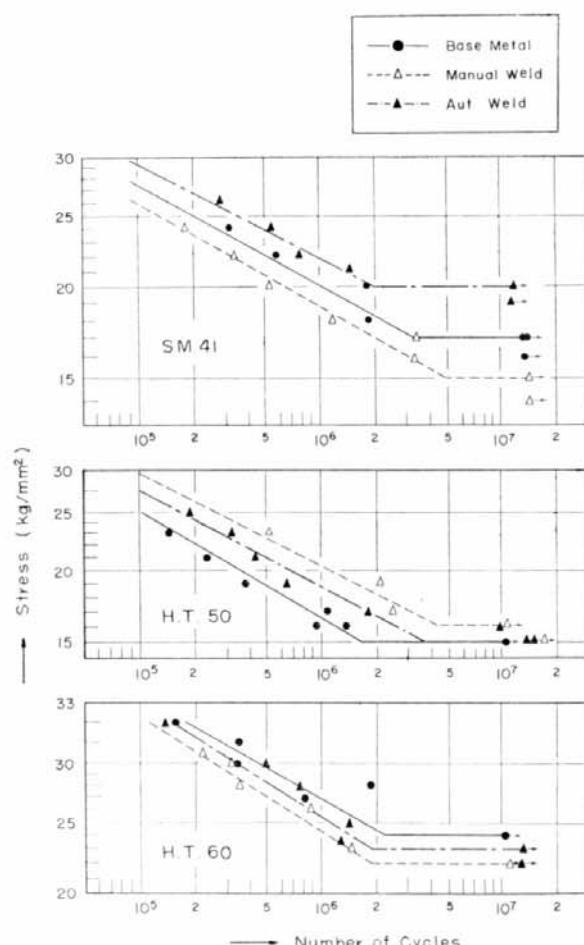


Fig. 8-10 S-N Curves for Notched Specimens

ころにあるので、本試験で示された試験結果は、溶着金属の強度を表わすものである。これらの結果から明らかなように、溶着金属の疲労強度は、SM 41 では自動溶接が母材より少し優るが、手溶接は母材より少し劣る程度、HT 50 では、手溶接、自動溶接ともに母材より少し優り、HT 60 では手溶接、自動溶接とも母材より少し劣る程度であって、特に溶着金属が母材に較べて弱いという現象は

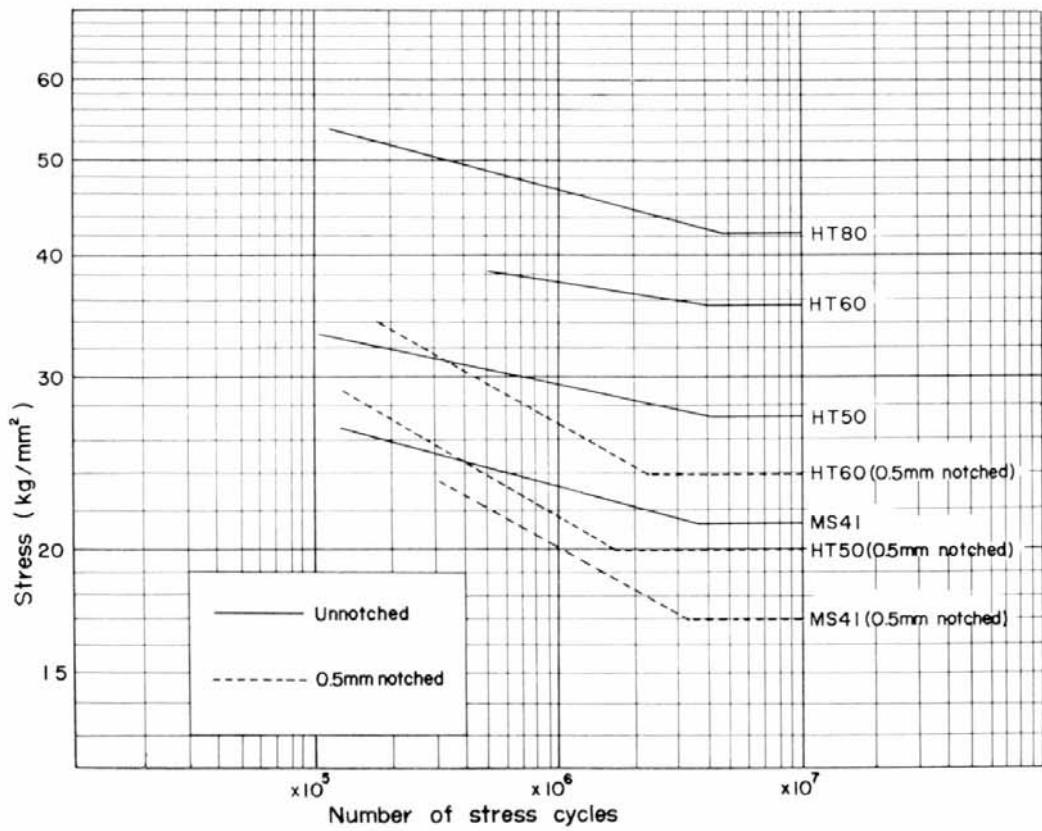


Fig. 8-11 S-N Curves for Base Metal

Table 8-6 Welding Condition

Welding process	Kinds of steel	Electrode or core wire & flux	Shape of groove	Current (Amp)	Voltage (Volt)	Pre-heat (°C)
Manual welding	SM41	B-17, 4φ~5φ	<p>Diagram showing a V-groove with a 60° included angle and a 2mm gap.</p>	160~250	27~30	—
	HT50	LB-52, 4φ~5φ		180~240	25~26	—
	HT60	SL-60, 4φ~6φ		190~280	25~27	100
	HT80	KS-II6, 4φ~5φ		140~240	23~26	150
Submerged arc welding	SM41	# 36, 3/16"φ Gr.20, 20x200	<p>Diagram showing a V-groove with a 60° included angle and dimensions 7.5, 9.5, 9.0, 7.3 mm.</p>	840~960	33~35	—
	HT50	# 36, 3/16"φ Gr.80, 20x200		800~1000	32~34	—
	HT60	Y-CM, 4.8φ YF15	<p>Diagram showing a V-groove with a 60° included angle and dimensions 5, 7, 8 mm.</p>	700~800	33~35	100
	HT80	# 43, 3/16"φ KB-80		750~930	32~34	100

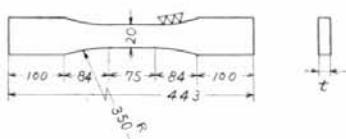
Table 8.7 Fatigue Strength

Kinds of Steel	Cycles	Base Metal		Manual Welding		Auto. Welding	
		Un-Notched	Notched	Un-Notched	Notched	Un-Notched	Notched
SM41	$10^5$	27.2	27.4	28.0	26.0	29.2	27.2
	$10^6$	23.4	20.0	23.5	18.7	24.9	22.1
	$10^7$	21.5	17.0	21.0	15.0	22.5	20.0
HT50	$10^5$	33.5	30.0	34.2	32.8	33.6	31.0
	$10^6$	29.7	21.5	30.2	25.2	30.0	23.7
	$10^7$	27.5	20.0	28.0	21.0	27.5	20.0
HT60	$10^5$	41.0	34.6	39.8	34.4	39.7	36.0
	$10^6$	37.5	26.7	34.2	24.3	33.4	25.4
	$10^7$	35.5	24.0	32.0	22.0	31.0	23.0
HT80	$10^5$	54.0	—	45.7	—	41.2	—
	$10^6$	46.5	—	38.5	—	33.5	—
	$10^7$	42.0	—	34.0	—	29.0	—

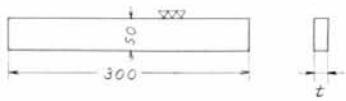
Table 8.8 Chemical Composition and Mechanical Properties of Base Metal

Kinds of Steel	Chemical Composition(%)										Mechanical Properties			Treatment
	C	Si	Mn	P	S	Cr	Ni	Cu	V	Mo	Yielding Stress $\sigma_Y$ (kg/mm <sup>2</sup> )	Tensile Strength $\sigma_B$ (kg/mm <sup>2</sup> )	Elongation G.L. = 200 mm (%)	
SM41	0.17	0.08	0.44	0.01	0.015	—	—	—	—	—	23.5	41.5	34	As-Rolled
HT60	0.13	0.37	1.11	0.016	0.012	0.02	0.06	0.18	—	0.04	51	61.5	24	Quenched & Tempered
HT80	0.16	0.20	0.80	0.009	0.01	0.51	0.86	0.21	0.1	0.45	86.5	91	15	Do

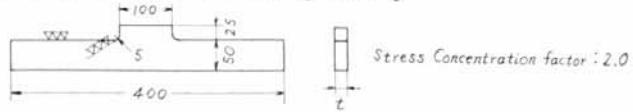
a) Specimen under Pulsating Tension



b) Smooth Specimen under Fluctuating Bending



c) Notched Specimen under Fluctuating Bending



$t = 25 \text{ mm}$  : SM41, HT60  
 $20 \text{ mm}$  : HT80

Fig. 8.12 Details of Specimens

なかった。

母材の平滑材および切欠材の疲労強度を4鋼種について比較した結果をFig. 8・11に示す。また、各試験片の $10^5$ ,  $10^6$ および $10^7$ サイクルにおける時間強度をTable 8・7に示す。

#### 8.4 平板の繰返し曲げ疲労試験

##### 8.4.1 供試材および試験片の種類

供試材はSM 41, HT 60 および HT 80 の3種類であって、その化学成分および機械的諸性質をTable 8・8に示す。試験片の種類は、平滑材の繰返し曲げ疲労試験、応力集中部を有する平板の繰返し曲げ疲労試験および平滑材の引張り疲労試験の3種類であって、各試験片の形状および寸法をFig. 8・12に示す。

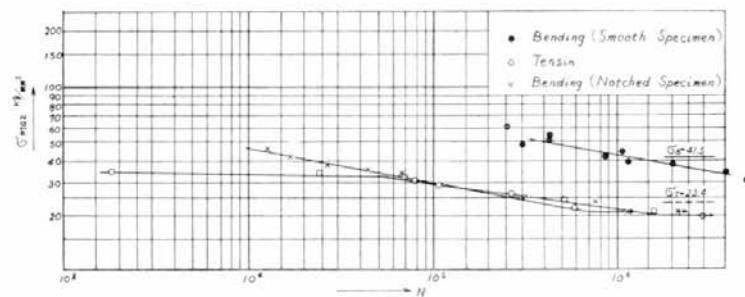


Fig. 8-13 S-N Curves for SM 41

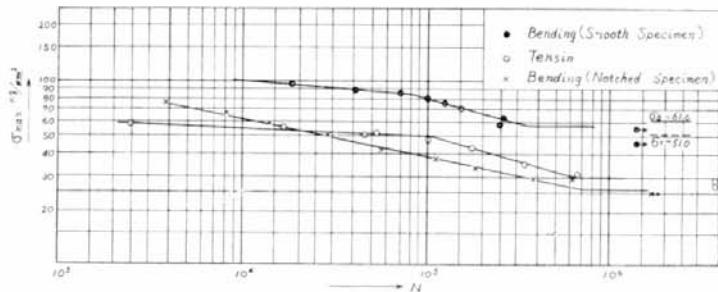


Fig. 8-14 S-N Curves for HT 60

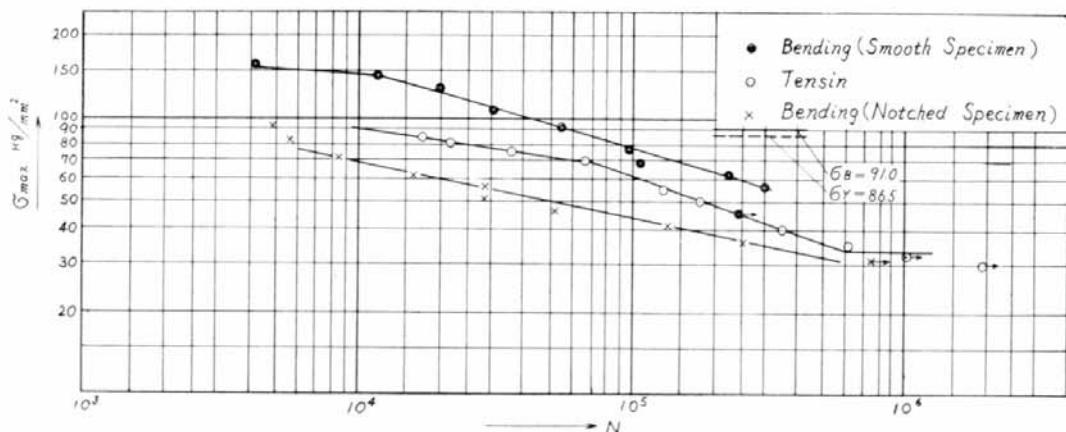


Fig. 8-15 S-N Curves for HT 80

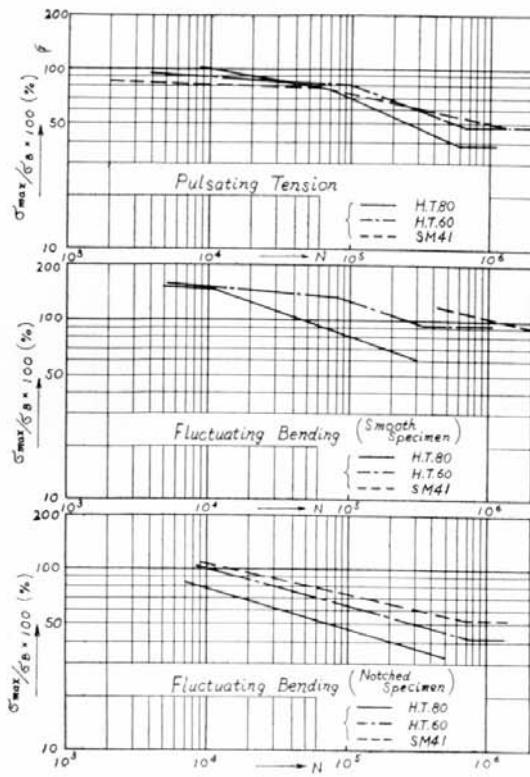


Fig. 8-16  $\sigma_{\max}/\sigma_B \cdot N$  Curves

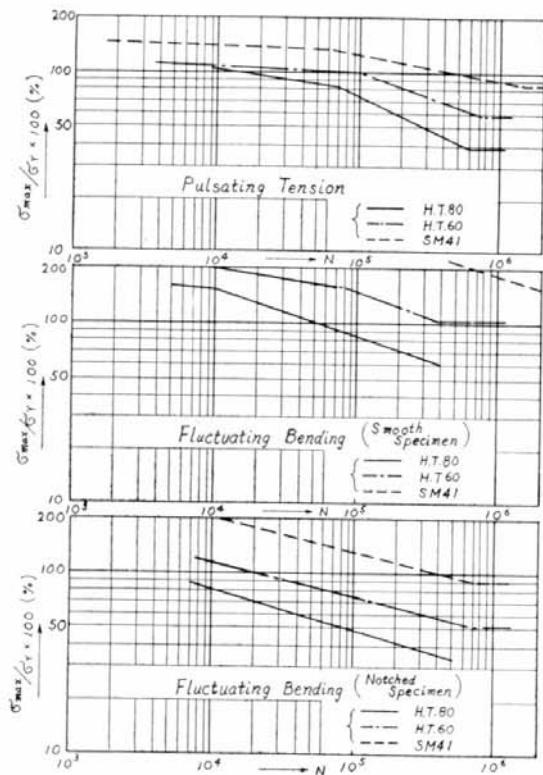


Fig. 8-17  $\sigma_{\max}/\sigma_Y \cdot N$  Curves

#### 8.4.2 試験方法および試験結果

疲労試験機は、川崎重工技術研究所のローゼンハウゼン型疲労試験機（最大容量 40 t）を使用し、引張り疲労試験の比較的応力の低い領域では毎分 750 回の繰返し速度とし、引張り疲労試験の応力の高い領域および曲げ疲労試験においては毎分 250 回の繰返し速度とした。荷重型式は、引張り疲労試験の場合片振荷重とし、曲げの場合は試験片を両端支持梁として、中央集中荷重による部分片振荷重（最小荷重は平滑材の場合は 12.6~15.3 kg/mm<sup>2</sup>、応力集中部を有する平板の場合は 8.3~10.2 kg/mm<sup>2</sup>）を加えた。

各鋼種別の S-N 曲線を Fig. 8-13~Fig. 8-15 に示す。次に各試験片別に整理した  $\sigma_{\max}/\sigma_B \cdot N$  曲線および  $\sigma_{\max}/\sigma_Y \cdot N$  曲線をそれぞれ Fig. 8-16 および Fig. 8-17 に示す。

Fig. 8-16 に示すとおり、片振り引張り疲労試験の場合は、各鋼種とも  $\sigma_{\max}/\sigma_B$  の値はだいたい同じであるが、繰返し曲げ試験の場合は鋼種による差が顕著である。

#### 8.5 む す び

今回行なった疲労試験結果より次の定性的結論を得た。

- (1) 片振り引張り疲労試験においては、最大繰返し応力が母材の引張り強さの約 90% 以上の高応力領域の S-N 曲線の傾斜はかなりゆるやかである。この領域においては、平滑材とバット継手との疲労強度の差はほとんどない。破断の様相は、静的破断と同様な破断を示す。最大繰返し応力が母材の引張り強さの約 90% 以下になると、S-N 曲線は折れ曲がり、平滑材と応力集中部材との差が顕著となる。このような領域の破断の様相は、塑性変形の少ない疲労型破断を示す。この

折れ曲がる点は、バット継手のような応力集中部材の方が平滑材に較べて早い繰返し数で現われる。

- (2) バット継手の引張り疲労強度は、母材に較べて大幅に低下する。これは、余盛の形状による応力集中の影響と溶接熱による材質の変化と考えられるが、SM 41 および HT 50 では後者の影響は少なく、HT 60 および HT 80 の調質鋼では両者が重なり合ってかなり強度が低下する。たとえば、HT 80 のバット継手の疲労限の強度は軟鋼のバット継手の強度とほとんど同じであった。
- (3) 回転曲げ（平滑材）の疲労試験においても、HT 60 および HT 80 の調質鋼の溶接継手の疲労強度は母材の疲労強度に較べてかなり低下することが認められた。

以上の実験結果から推察すると、高張力鋼を船体に使用する場合は、軟鋼では建造された船に較べて、使用応力がかなり高くなることが予想されるので、不連続部付近の設計工作には細心の注意が必要であろう。特に調質鋼を使用する場合は、溶接継手の疲労強度がかなり低下するので、溶接施工法等について再検討する必要があろう。

## 第9章 高張力鋼の腐食疲労と応力腐食

(担当 南 義夫)

### 9.1 高張力鋼の高応力低繰返し腐食疲労試験

#### 9.1.1 目的

高張力鋼を船体に応用するに当っては多くの問題点があるが、腐食疲労の問題もその一つである。実船におけるクラックは多くは疲労、特に高応力（少数繰返し）疲労によるものと考えられており、またクラックの発生および進展に当っては、海水の腐食が共存していることが充分に考えられる。このうえに着目して、少数繰返し疲労試験を行ない、腐食や応力繰返し速度と疲労強度との関係を究明するのが本研究の目的である。

#### 9.1.2 実験

供試材は HT 70 および HT 80 であり、その化学成分および機械的性質を Table 9.1.1, 9.1.2 に示す。試片は Fig. 9.1.1 に示す溝付丸棒で、切欠部の応力集中係数は 1.75 である。

Table 9.1.1 Chemical Compositions

	C %	Si %	Mn %	P %	S %	Ni %	Cr %	Mo %	Cu %
HT 70	0.11	0.38	0.85	0.010	0.011	0.90	0.49	0.33	—
HT 80	0.14	0.38	1.02	0.010	0.013	0.95	0.49	0.50	0.30

Table 9.1.2 Tensile Properties

	$\sigma_y$ kg/mm <sup>2</sup>	$\sigma_u$ kg/mm <sup>2</sup>	$\phi$ %	$\sigma_y/\sigma_u$ %
HT 70	67.1	74.0	32.8	90.7
HT 80	78.7	85.1	31.4	92.5

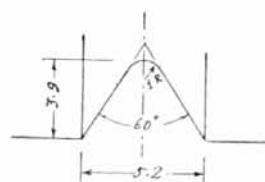
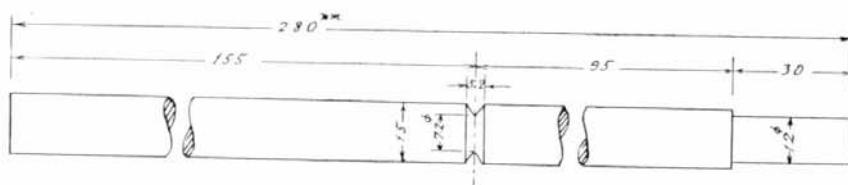


Fig. 9.1.1 Test Specimen

試験は片持梁型回転曲げ試験機により行ない、応力繰返し速度は 3.5 および 20.5 cpm とした。腐食疲労試験では切欠部に 10 cc/min の程度で海水を滴下した。また、荷重点の撓みの時間的変化を記録した。

実験の内容は二つに分れる。第一は  $S-N$  曲線を求めて、腐食と繰返し速度の影響を調べること。第二は破面の状況から疲労クラックの進行程度を調べることである。第二の実験では第一の実験で求めた  $S-N$  曲線を基準とし、ある応力での破断までの繰返し数を  $N_f$ 、破断に到らない途中の繰返し数を  $N$  とすると、 $N/N_f$  が 40~90% のとき試験を中止し、引張で切断するか、あるいは熱着色法によって着色した後再び破断に到るまで繰返し荷重を作成させた。破断後、断面を検鏡して所要の  $N/N_f$  を与えたときのクラック深さ  $I$  を計測した。

### 9.1.3 実験結果およびその考察

#### (1) $S-N$ 曲線および $S-t$ 曲線

Fig. 9.1.2 に HT 70 および HT 80 の 3.5 および 20.5 cpm の  $S-N$  曲線の例を示す。これらの曲線群から次のことがいえる。

- 1) 高応力では  $\log S - \log N$  曲線は空気中でも海水中でもほぼ直線関係にあり、低応力になると空気中では  $N$  軸に平行に、海水中では  $N$  軸に垂直に近づく傾向を示す。
- 2) 腐食の効果は応力が高くて破断までの時間の短かい場合には現われず、むしろ海水による冷却効果とも見られる影響があらわされて海水中の強度が空気中のそれより大きくなるような傾向が見られる。しかし、少し寿命が長くなると、海水の腐食作用の影響が明らかに認められ、空気中および海水中の  $S-N$  曲線は次第に離れてくる。

#### (2) 応力繰返し速度の影響

繰返し速度の影響を調べるために、昭和36年度第50研究部会で行なった 140 cpm の結果を今回の結果と併せて検討することとする。Fig. 9.1.4 は、例として、HT 80 の海水中の結果を示したものであるが、この図から、繰返し速度の影響は明らかで、繰返し速度  $w$  の小なるほど  $S-N$  曲線は左へ移行している。空気中でも同様の結果が得られたが空気中ではクリープ、歪速度等の影響があり、海水中では更に腐食の影響が加わるためである。従って、海水中の方が変化が著しい。

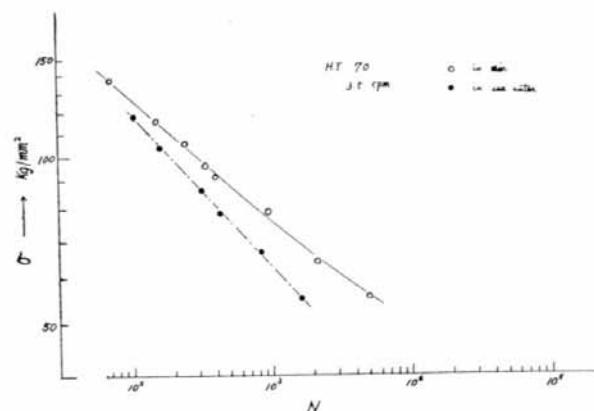


Fig. 9.1.2 Relations between the Applied Stress ( $\sigma$ ) and Number of Reversals of Stress ( $N$ )

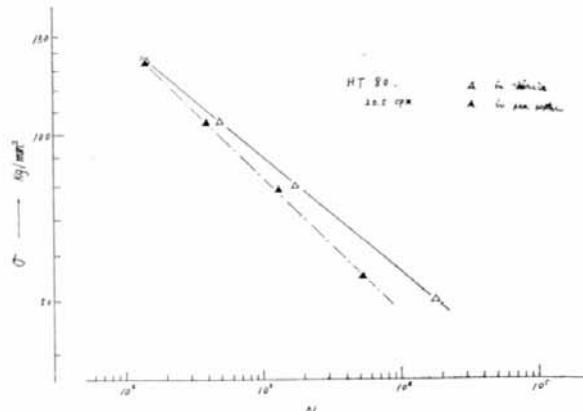


Fig. 9.1.3 Relations between the Applied Stress ( $\sigma$ ) and Number of Reversals of Stress ( $N$ )

横軸に繰返し数  $N$  の代りに、破断までの時間 ( $t$ ) をとって表わすと Fig. 9·1·5 のようになり、同一応力が加わるときには、繰返し速度  $w$  の小なるほど破断までの時間が長いことがわかる。Fig. 9·1·6 は  $N$ ,  $t$ ,  $w$  および  $\sigma$  の関係を示す図であって、実験点を結ぶ線が時間軸に平行であれば回転速度を変えても試験時間が変るだけで、影響がないということになるが、図から明らかなように低応力の時、特に海水中では試験時間の変化が材料の強度に影響を与えることがわかる。

### (3) 破断時の疲労クラックの深さ

破断面を見ると徐々に進行した疲労クラックと最後に破断した部分が明瞭に区別できる。この疲労クラックの深さは、応力、応力繰返し速度、腐食の有無等多くの因子によって影響を受けると考えられるが、本実験の結果を応力 ( $\sigma$ ) とクラックの深さ ( $l$ ) の関係で示すと、Fig. 9·1·7 の例のようにな

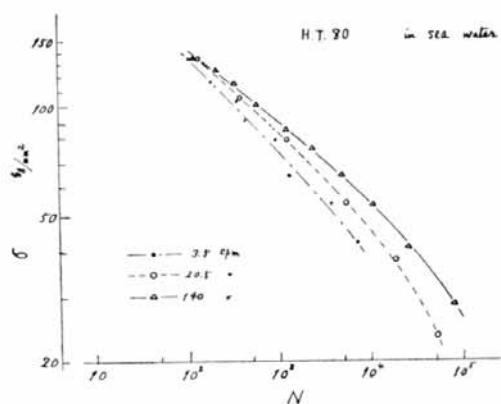


Fig. 9·1·4 Relation Between the Applied Stress( $\sigma$ ) and Number of Reversals of Stress( $N$ )

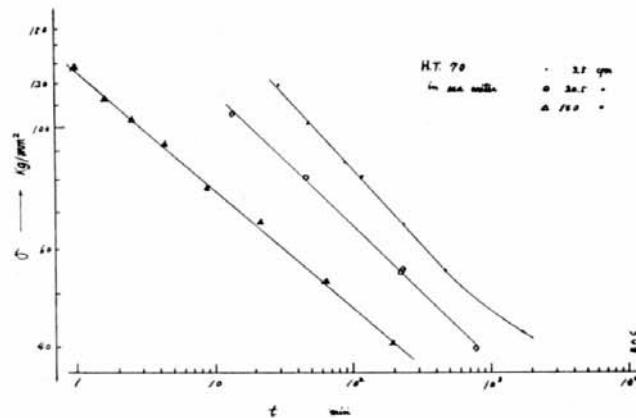


Fig. 9·1·5 Relations between the Applied Stress( $\sigma$ ) and Number of Reversals of Stress( $N$ )

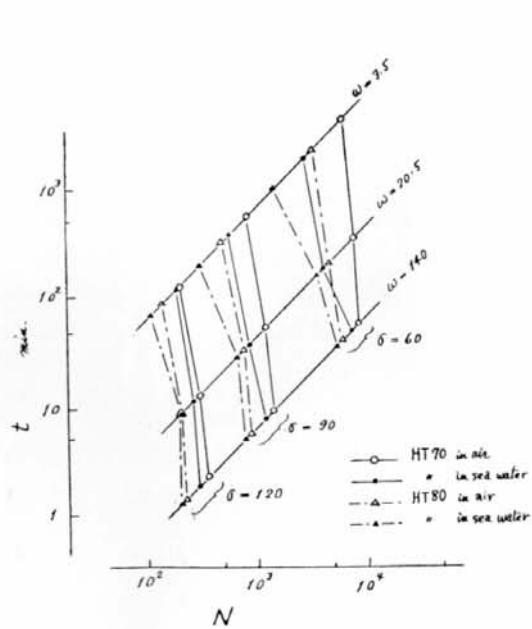


Fig. 9·1·6 Relations between Applied Stress( $\sigma$ ), Frequency of Stress ( $w$ ), Number of Reversals of Stress ( $N$ ), and Time Required to Fracture ( $t$ )

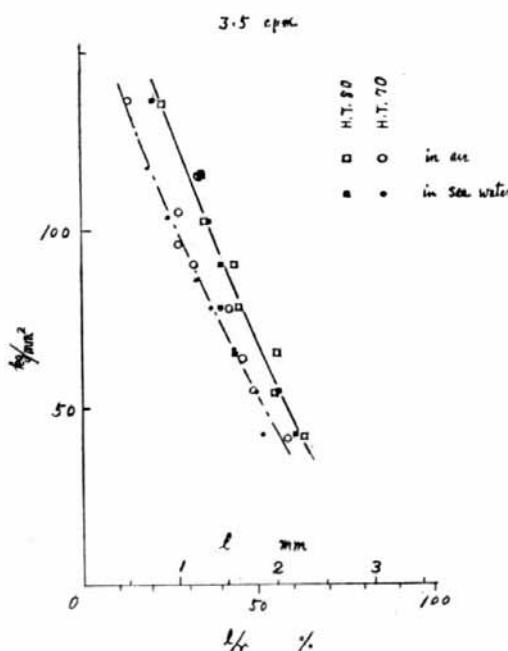


Fig. 9·1·7 Relations between the Applied Stress( $\sigma$ ) and the Depth of Crack at Fracture ( $l$ )

り、各繰返し速度で、同一応力ならば空気中、海水中に関係なく破断時のクラックの深さは等しいことがわかる。更に、繰返し速度の異なる場合の破断時のクラック深さ変化は余り明らかでなく、破断時のクラック深さは応力のみによって定まるものと考えられる。なお、当然のことながら、HT 80 と HT 70 の材質の差はこれらの曲線にも現われている。

#### (4) 疲労クラックの進展状況

本実験の試片は比較的鋭い切欠を有するため、試験の初期において巨視的クラックを生じ、寿命の大部分は、クラックの進展過程である。そこでクラックの進展過程における腐食の影響を調べた。

中途停止試験で計測したクラック深さ  $l$  と  $N$  の関係を Fig. 9・1・8 に示す。クラックの進展については H. W. Liu, A. K. Head 等の研究があるが、これらは無限板についてのもので、今の実験の丸棒の場合に直接応用することは無理と思われるが、試みにこれらを用いて結果をあらわしてみる。何れの理論でも、クラックの進展を問題としているので、最初の切欠をクラックとして考えることにする。Fig. 9・1・9 は Liu の表わし方であるが、図ではクラック深さ  $l'$  として最初の切欠  $l_0$  と実測したクラック深さ  $l$  の和を用いた。図で見るよう、空気中の試験結果では、クラックが相当深くなるまでほぼ直線関係を満足しているが、腐食疲労結果では直線部分がほとんど無く、上に凹の曲線となり、かつ、曲線が空気中の結果よりも左に寄っている。このことは同一応力であれば、海水中の方がはるかにクラックの成長の速度が大なることを示し、また、応力が大きいほど同様のことが言える。前述の破断時の疲労クラック深さが海水中と空气中とでほとんど差のないことを考え併せると、腐食は主として、クラック進展速度に影響を与えその結果として  $S-N$  曲線が左へ寄るものと思われる。Head の理論にもとづいてあらわしても、Liu の理論と同程度に結果にあてはまるということができよう。

クラックの進展過程は Fig. 9・1・8, 9・1・9 に示すとおりであるが、クラックが進むに伴なって断面の公称応力は増大する。ただし、圧縮側はなお、荷重に対して抵抗するものとし、断面係数を Fig. 9・1・10 の半径  $r'$  をとって計算した公称応力を  $\sigma'$  とする。そして、 $\sigma$ ,  $N$  および  $l$  の関係を示すと Fig. 9・1・11 のようになる。この図にはクラックの進展状況、応力の変化の状況も示してある。例えば、 $P$  点の応力で出発すると、クラックは  $PJ$  曲線に沿って拡大し、同時に応力は  $\sigma-N$  面では  $PG'$  曲線に沿って、また  $\sigma-l$  面では  $PH'$  線に沿って変わり、遂に  $P$  点に相当する応力、繰返し数およびクラック深さに達して破断が起る。かくて  $R$  に相当する点を結んだ曲線  $QRS$  が、この材料の破断時の  $\sigma$ ,  $N$  および  $l$  の関係を示す曲線である。

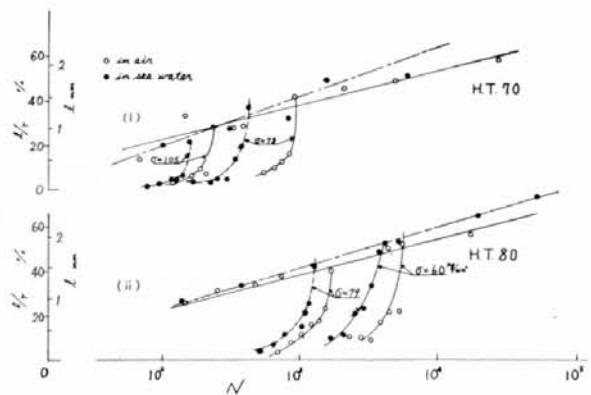


Fig. 9・1・8 Curves Showing the Depth of Crack( $l$ ) with the Increase of the Number of Reversals of Stress and also the Relation between the Depth of Crack at Fracture( $l$ ) and the Number of Reversals of Stress ( $N$ )

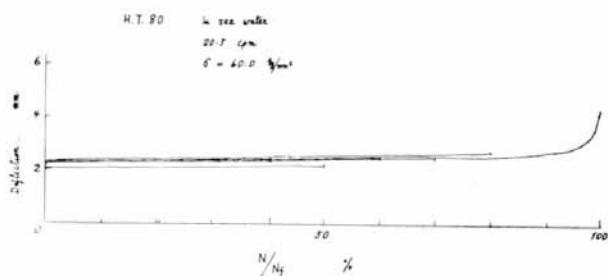


Fig. 9.1.9 The Relation between the Depth of Crack (Sum of the Depth of the Initial and Propagated Cracks) ( $l'$ ) and the Number of Reversals of Stress ( $N$ )

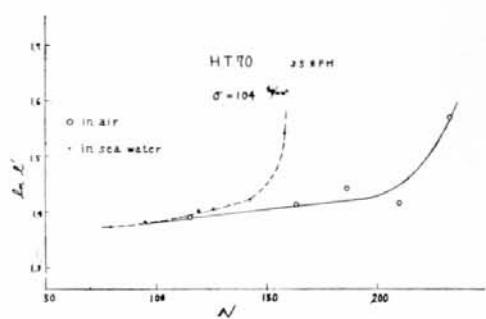


Fig. 9.1.10 The Relations between  $\sigma'$  (Stress Calculated from the Area Shown in the above Figure) and the Depth of Crack at Fracture ( $l$ )

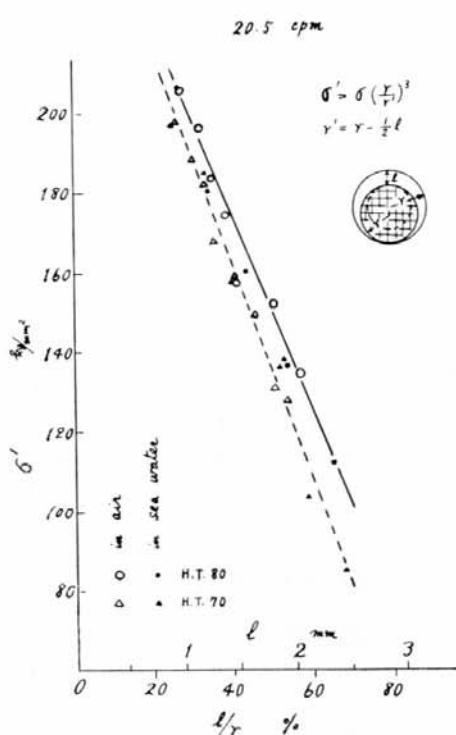


Fig. 9.1.11 Curves Showing the Change of the Stress and the Depth of Crack during Testing

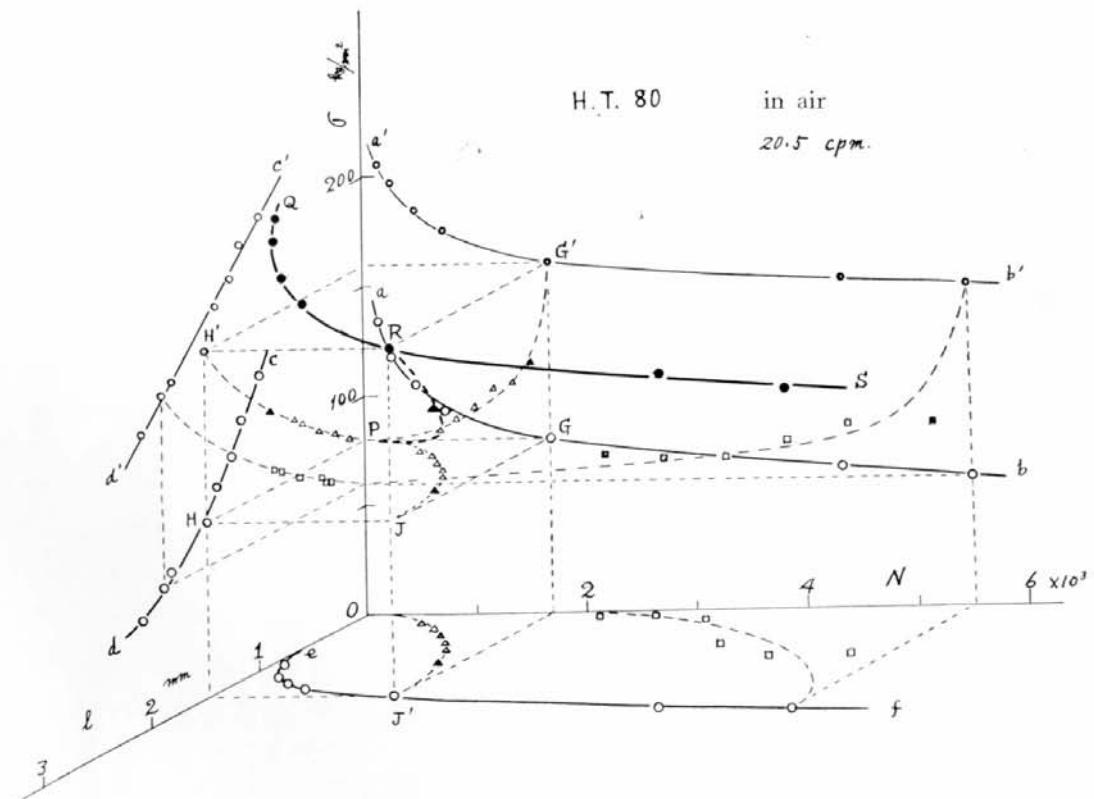


Fig. 9.1.12 Curves Showing the Deflections of the Specimens during Testing at Various Applied Stress

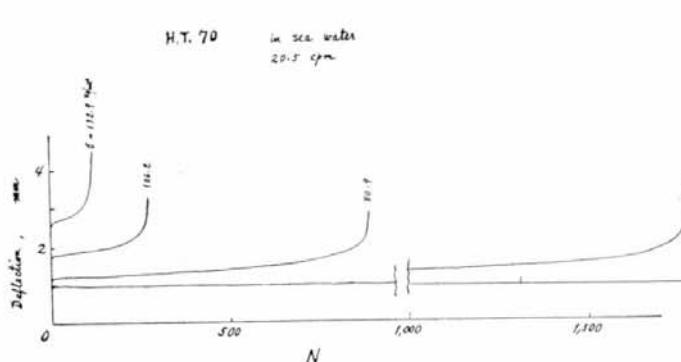


Fig. 9.1.13 Comparison of the Deflection Curves of the Specimens at Constant Stress  
(The Applied Stress Were Removed at Various Stages of  $N/N_f$ , where  $N_f$  is Number of Reversals of Stress at Fracture)

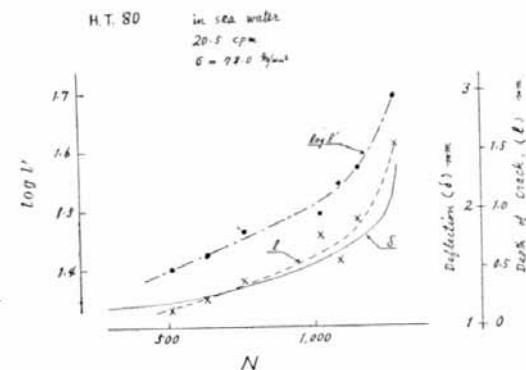


Fig. 9.1.14 Comparison of the Deflection of the Specimen and the Depth of Crack at a Stress during Testing

### (5) 振 み 曲 線

荷重点の振みの変化はクリープ曲線と類似しており、一例を Fig. 9.1.12 に示す。また、ある荷重で中途停止した実験時の振み曲線の例を、Fig. 9.1.13 に示す。この図によれば、同一荷重では振みの傾向は各試片でほぼ等しいと判断される。この振み曲線とクラックの進展とを対応させた例が Fig. 9.1.14 であり、両者間にはある程度関連があることが知られる。

### 9.1.4 結 論

以上の結果から次のような結論が得られる。

- (1) 高応力疲労では  $\log S - \log N$  曲線が直線であらわされ、空气中よりも海水中の結果が傾斜が急である。
- (2) 少数繰返し疲労で応力が充分高いところでは腐食の影響は余り明らかではないが、応力がやや低くなると腐食の影響が現われる。
- (3) 繰返し速度の影響は空气中でも認められ、速度の遅いほど同一応力での繰返し数は少ない。この影響は腐食疲労ではさらに著しい。
- (4) 破断時のクラック深さは、同一応力では空气中でも腐食時でも、また繰返し速度が变ってもほとんど差がない。
- (5) クラック進展速度は海水中の方が空气中よりも大きい。
- (6) クラックの進展と振みの変化には対応性があるように見える。

## 9.2 高張力鋼の応力腐食

(担当 西牧 興, 原 洋一)

### 9.2.1 ま え が き

腐食環境下におかれた鋼材に機械的応力が加えられた場合には一般に腐食が増進されるが、軟鋼と高張力鋼とで、その度合が違うものか否かを確かめるために、この試験を行なった。

### 9.2.2 試 験 方 法

軟鋼および高張力鋼 HT 80 (八幡製鉄 Welten 80) の引張試験片に一定の引張応力を与えた状況で

Table 9·2·1 Mechanical Properties of Materials

Material	Yield Stress $\sigma_Y$ (kg/mm <sup>2</sup> )	Tensile Stress $\sigma_B$ (kg/mm <sup>2</sup> )	Elongation (for 50 mm) (%)	Area Constriction (%)
M S	30.0	45.0	27.0	79.3
H T 80	78.5	85.0	13.1	66.6

Table 9·2·2 Data of Chemical Analysis of Materials

Material	C	Si	Mn	P	S
M S	0.14	0.01	0.46	0.011	0.005
H T 80	0.14	0.24	0.86	0.009	0.005

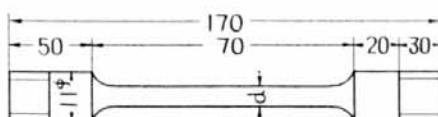


Fig. 9·2·1 Test Piece

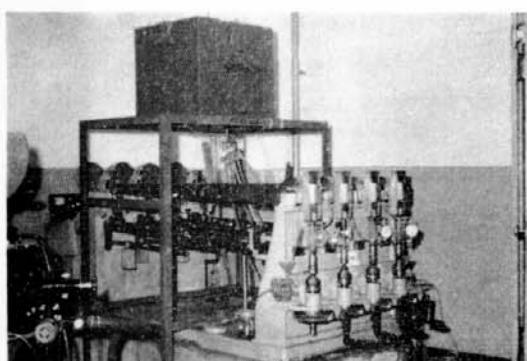


Photo. 9·2·1 Test Equipment

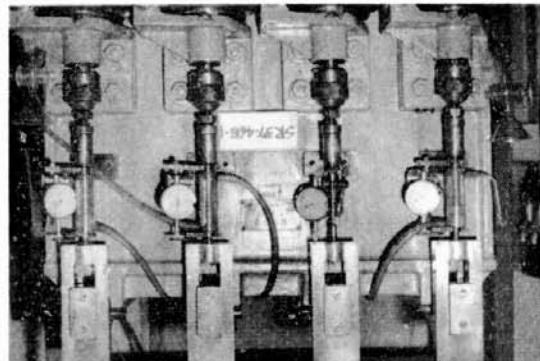


Photo. 9·2·2 Attached Test Pieces

腐食環境中に保持した。

供試材の機械的性質および化学成分は Table 9·2·1 および Table 9·2·2 に示すとおりである。

試験片形状は Fig. 9·2·1 のとおりである。

負荷装置には四連式クリープ試験装置を改造したものを用いて、試験期間中常に一定の荷重が加わるようにし、これに腐食液回流装置をとりつけた。装置全体図を Photo. 9·2·1 に、試験片取付部を Photo. 9·2·2 に示す。腐食液には4%食塩水を用い、試験温度は 20°C とした。試験は大気中および周期的浸漬の 2 種類とした。

### 9·2·3 計測結果

軟鋼について行なわれた、人工海水による浸漬試験によれば、腐食量と浸漬日数との関係は Fig. 9·2·2 のごとくにあらわされた。これからも判るように、腐食程度はだいたい経過日数に比例するようである。

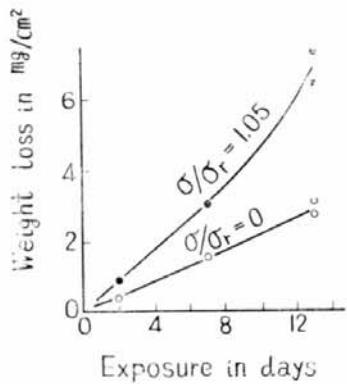


Fig. 9·2·2 Weight Loss of MS

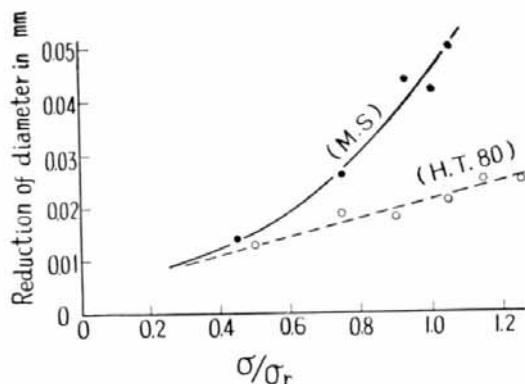


Fig. 9·2·3 Reduction of Dynameter in MS and HT 80

次に各試験片を種々の負荷応力のもとに、18日間腐食環境中に放置したのち、錆をクエン酸アンモニウムで除去して、直徑減少を 1/1000 mm マイクロメーターで計測した結果は Fig. 9·2·3 の通りである。大気中での腐食による直徑変化はほとんど計測されなかった。また腐食液中のものも全面的に発錆をみたのみで、ピッティングなどの特殊な腐食は示さなかった。また断面の腐食境界線近傍の顕微鏡観察の結果でも特別な現象はみられなかった。

Fig. 9·2·3 からも明らかなように、応力値が高いほど腐食の程度は増加し、また、この実験の結果によれば、負荷応力と降伏荷重の比の形では、高張力鋼の方が腐食量は少ないということができる。

#### 9·2·4 む　す　び

以上の結果、いちおう海水による腐食に対しては、高張力鋼は軟鋼に比較して耐食性があるということができるが、この実験は試験日数も比較的短期間であり、さらに長期にわたる計測を行なって、その優劣を比較してみる必要があるであろう。

## 第10章 結論

本研究部会において得られた結果は以上のとおりで、高張力鋼を船体構造に使用するに当って役立つ多くの基礎資料が得られた。この結果明らかになった高張力鋼を使用した船体構造の主な問題点はつきのとおりである。

- (1) 熱処理を行なった高張力鋼の溶接部の疲労強度はかなり低下することがある。そのため溶接法とともに構造上の不連続箇所の設計には十分な注意を要する。さらにこの方面的研究が望まれる。
- (2) 本研究部会の実験研究には取り上げなかつたが、実際の船体強度においては座屈が重要になるので、この点十分の注意を要する。

かくのごとく、膨大な規模の実験研究が行なわれ、所期の成果が得られたのは、官民各方面からの絶大な御協力と御援助によるものと思う。これら関係各位に深甚なる敬意と謝意を表する。

昭和39年6月25日 印刷  
昭和39年6月29日 発行

**日本造船研究協会報告 第38号**

発行人 菅 四 郎

発行所 社団法人日本造船研究協会

東京都港区芝琴平町35

船舶振興ビル8階

電話 (502) 2371~80

内線 (421~426)

印刷所 (有) 啓文堂松本印刷

東京都新宿区東五軒町26

電話 (260) 2807