

社団法人
日本造船研究協会報告
第 59 号

昭和 41 年 12 月

船体構造不連続部の低サイクル疲労に関する研究 第62研究部会

Researches on the Low Cycle Fatigue Strength of Discontinuous
Parts in Ship Structures The 62nd Research Committee

Report No. 59
The Shipbuilding Research Association of Japan
Tokyo, JAPAN
Dec. 1966

第 62 研究部会委員名簿

部会長	寺沢 一雄				
幹事	金沢 武	高橋 幸伯	西牧 興	南義夫	男彦
	森 正浩	森口 恒次	八木 順吉	山口	勇輝
委員	浅野 修一	飯田 国広	今井 保穂	祝	和俊
	梅崎 一夫	浦辺 和夫	大井 浩	応和	雄俊
	加納 正義	北島 義久	桑山 守	河野	卓修
	越川 滋	小林 三蔵	三宮 一泰	椎名	美
	高松 攻	鶴田 彰介	鈴木 宏	西岡	正一
	西村 弘道	野沢 登	原田 耕二	服部	堅一
	堀 浩一	三木 三省	山越 道郎	山本	善之
	吉田 愛次				

Membership of the 62nd Research Committee

Chairman	Kazuo TERAZAWA		
Secretaries	Takeshi KANAZAWA	Yukinori TAKAHASHI	Kō NISHIMAKI
	Masahiro MORI	Kōji MORIZUCHI	Junkichi YAGI
Members	Shūichi ASANO	Kunihiro IIDA	Yasuho IMAI
	Kazuo UMEZAKI	Kazuo URABE	Hiroshi ŌI
	Masayoshi KANŌ	Yoshihisa KITAJIMA	Mamoru KUWAYAMA
	Shigeru KOSHIGAWA	Sanzō KOBAYASHI	Taku KŌHNO
	Mamoru TAKAMATU	Syōsuke TURUTA	Kazuyasu SANOMIYA
	Hiromichi NISHIMURA	Noboru NOZAWA	Osamu SHIINA
	Kōichi HORI	Sansei MIKI	Hiroshi SUZUKI
	Aiji YOSHIDA		Masayoshi NISHIOKA
			Kōji HARADA
			Ken'ichi HATTORI
			Michio YAMAKOSHI
			Yoshiyuki YAMAMOTO

Research on the Low Cycle Fatigue Strength of Discontinuous Parts in Ship Structures

1. Introduction

Recently, damages due to low cycle fatigue are of great concerns in ship structures and the investigation into this is of importance. The 46th Research Committee of The Shipbuilding Research Association of Japan was engaged in a series of research on this problem and presented valuable information. Furthermore, the 62nd Research Committee took over the research program from 1958 and continued the investigation for three years.

The Research Committee consisted of several research groups that belonged individually to academic institutions or ship yards and these groups performed their own allotted programs of the investigation. The materials which were supplied to the experiments were mild steel (the notation MS will be used in the report) and several kinds of high tensile strength steels (the notation HT 60 etc. will be used). The fatigue strengths of the materials and of their welded joints were experimentally investigated on the following subjects :

- 1) Effects of mean stress on the fatigue strength
- 2) Effects of the shape of the stress variation curve and frequency of the stress variation
- 3) Effect of pre-strain
- 4) Fatigue strength at low temperature
- 5) Corrosion fatigue
- 6) Notch sensitivity
- 7) Low cycle fatigue strength of welded joints and structures

2. Research on Fatigue Strength of High Tensile Strength Steels

2.1 Influence of the Shape of the Stress Variation Curve upon the Low Cycle Fatigue Strength

In order to investigate the influence of the shape of the stress variation curve and the frequency of stress variation upon the fatigue life, smooth specimens of 8 mm and 4.5 mm in thickness were tested under alternating tension. Three kinds of combinations of the shapes and frequencies were selected for the test. One of these was triangular in the shape of cycle curve with a frequency of 20 to 30 c. p. m. and the others were trapezoidal, holding the load at its maximum for 3 seconds and 10 seconds with a frequency of 5 to 10 and 1 to 3 c. p. m., respectively. In the tests, the elongation of the specimens, the cyclic creep of the specimens etc. were also observed.

The materials supplied were MS (SS-41), YES-36 A (equivalent to HT 55), HT 55 and HT 60. The chemical compositions and mechanical properties of the materials and the details of the Specimens were shown in Table 1.1 and Fig. 1.1, respectively.

The results obtained were summarized in the followings:

- 1) The shape of the stress variation curve and the frequency of cycle affect considerably the fatigue life of the materials. The number of cycles required to produce fracture decreases as the frequency decreases and the duration of the maximum stress becomes larger.
- 2) The stages of fatigue process that were observed in the tests are:
 - (1) At the first cycle of loading, the considerable amount of elongation of the specimen occurs.
 - (2) In the following, the stationary cyclic creep proceeds and finally
 - (3) the state of the uniform extention (ϵ_m) is reached. After this state necking occurs and sudden elongation of the specimen leads to fracture.
- 3) The relation between the final elongation (ϵ_f) and the number of cycles required to produce fracture (N) is almost independent of the shape and frequency of the cycle and the final elongation shows its maximum value approximately at $N=10^4$. The increase in the final elongation is greater for mild steel than for high tensile strength steels.
- 4) For the range of $N>10^4$ an abrupt reduction in the final elongation is found and it may be estimated that the transition of low cycle fatigue to high cycle fatigue exists around $N=10^4$.
- 5) Instead of the final elongation, an average elongation (ϵ_m) prior to the occurrence of necking is related to the number of cycles (N). In this relation, closely similar tendencies are recognised to those mentioned in the above items 3) and 4).
- 6) After a few cycles of loading, the increment of plastic strain for a cycle ($\Delta\epsilon_p$) is approximately related to the number of cycles of straining by the following equation.

$$\Delta\epsilon_p \cdot N = k$$

where k is a parameter mainly dependent upon the absolute temperature and is slightly influenced by the properties of materials, the size of specimens, various testing conditions etc., and this parameter is inversely proportional to the testing temperature (in absolute temperature).

2.2 Effect of Mean Stress on Fatigue Strength

In general, individual members of ship structures are subjected to static loads in still water and alternating loads in waves. Accordingly, these loads cause static mean stress and alternating stresses in the members. In the case when high level of the mean stress is maintained, there is a possibility to produce fatigue cracks at discontinuous parts of the structure. In this respect, the effect of the magnitude of the mean stress was studied on the fatigue life of smooth and notched specimens of mild steels (KAM and SS 41) and high tensile strength steels (HT 50, HT 60 etc.). The experiments were conducted under various levels of the mean stress. The mechanical properties of the materials are shown in Table 2.1, the testing conditions in Table 2.2, and the shapes

of the specimens in Fig. 2.1. From the results of the experiment, the S-N curves shown in Fig. 2.3 to 2.13 and the σ_a - σ_m -N diagrams in Fig. 2.14 to 2.23 were obtained, and the following information are drawn:

- 1) The σ_{max} -N curve is represented by two straight lines, one of which is parallel to the N-axis and the other inclined. In the range indicated by the former, the maximum value of the stress mainly determines the fatigue life and in the other range, the life is proportionally related to the level of the mean stress (σ_m). The intersection of these two lines moves to the side of short life of fatigue as the factor of stress concentrations (α) becomes greater and the magnitude of the mean stress smaller.
- 2) The σ_a -N curve shows similar tendencies to the σ_{max} -N curve (σ_a is stress amplitude).
- 3) Based on the σ_a - σ_m -N diagram, it is possible to evaluate fatigue life for various values of the mean stress.

This diagram is approximately represented by two straight lines as seen in the σ_{max} -N curve.

2.3 Low Cycle Fatigue Strength under Particular Conditions

As the structural members are subjected to the action of cyclical stresses under various conditions, the fatigue strength at low temperature, the effect of cold working and the corrosion fatigue of welded connections were investigated and the properties of materials at extremely low temperature (about -200°C) were also studied with the aid of the results of the investigations carried out not only in Japan but also in foreign countries.

2.3.1 Effect of Pre-strain

The materials used in the tests were MS (SM 41) and HT50 (SM50), of which chemical compositions are given in Table 3.1. The specimen shown in Fig. 3, 1 (b) was manufactured for the fatigue test. The magnitudes of strain imposed to the specimens in advance were 5, 10 per cent for SM 41 and 5, 10, 15, 20 per cent for SM 50. In addition to these, the specimens were also tested, which had been subject to compressive strains of 1.5 and 3.0 per cent. All the specimens were subjected to a heat treatment before the fatigue test such as by keeping the specimens at a temperature of 250°C for 15 minutes, and cooling them in air.

The experiment was made under alternating tension for a constant load. The results of the experiment are summarized in Fig. 3.2 to 3.8 and the following information is obtained; the fatigue strength of the materials under alternating tension is improved due to pretension or pre-compression, and the more improvement may be expected for a material subject to the larger amount of straining.

2.3.2 Temperature Effect

Three kinds of steels such as MS (SS41), YND 33 and HT60 were supplied for the test and their

chemical compositions are given in Table 3.2. The effects of the testing temperature and the shape of a specimen were studied upon the fatigue strength of the materials. The specimens are of three kinds; (1) an unnotched round bar, and (2) two kinds of round bars with a groove notch of V-shape, of which values of α are 2 and 3.

The results of the static and impact tests are represented in Fig. 3.10 and those in the endurance tests in Fig. 3.11 to 3.14. A comparison between the statical and fatigue strengths of the materials is made in Fig. 3.15 to 3.20.

On the basis of the above results, the following information is obtained :

- 1) Generally speaking, the fatigue life of the materials increases at low temperature, depending on the kind of material and the factor of notch sensitivity.
- 2) The materials have a tendency to be more sensitive to a notch with decrease in temperature and, on the other hand, less sensitive under higher stress.
- 3) The temperature effect is not appreciable on the fatigue strength ratio σ_a/σ_B . However, this ratio is reduced by the existence of a notch and a large amount of reduction in this ratio is observed for HT 60.

2.3.3 Corrosion Fatigue of Welded Zone

Experiments were performed on low cycle corrosion fatigue of welded zone of a plate with reinforcement of weld. The materials used in the experiments were SM 41 and HT 60, of which chemical compositions and mechanical properties are given in Tables 3.5 and 3.6 respectively. In Table 3.7 the conditions of welding applied to the specimens are indicated. And the specimen is shown in Fig. 3.20. The tests were conducted by using a machine of Schenck type and the specimens were subject to plane bending. The test results are represented in Fig. 3.22 to 3.29 and summarized as follows :

- 1) For the range where the number of cycles required to fracture is less than 10^5 , there is no appreciable difference between the fatigue lives of the parent and welded material for MS, and for HT the welded material is recognized lower than the parent one in the fatigue life. In this range of the cycles or the period of time spent for the tests, the effect of corrosion is not observed.
- 2) The electric potentials at the parent material, heat affected zone, and deposite metal are not equivalent each other. These relationship is not consistant under the influence of various factors of the condition.

2.3.4 Survey on properties of Materials at a Very Low Temperature

In these years, liquid gas is being transported by L.P.G. tankers, owing to its great demand. The liquid gases supplied are mainly propane and butane which are -40°C and -10°C in liquid. For these liquid gases, the properties of the materials of containers etc. are necessary to be investigated in the

range of a temperature to -50°C . In a near future, liquidized methane gas is expected to be supplied and efforts are exerted to develope material to be used at a super-low temperature of about -160°C .

The literature survey was carried out on the low temperature characteristics of materials prospective to this purpose. A detail of the survey is not presented in the article. As a general tendency, high strength steels ($\sigma_B = 60 \sim 80 \text{ kg/mm}^2$) and Al-killed steels are used for propane and butane: and Cu-alloy, Al-alloy and Ni-steel are considered suitable for a very low temperature.

The following three conditions are required to satisfy for a material to be used at a very low temperature and Ni-steel (for example, 9 % Ni-steel) is considered one of the best material to be supplied. The conditions are :

- 1) To show a good feature in low temperature characteristics
 - 2) To have good qualities in weldability and workability
 - 3) To be low at cost
3. Fatigue Strength of Materials at Discontinuities

3.1 Notch Sensitivity at Low Cycle Fatigue

The relationship between theoretical values of stress concentration and notch sensitivity of specimens was studied, conducting fatigue tests on different materials under various types of strain cycling. With the S-N curves of the materials, obtained from the test results, the correlation of theoretical value of elastic stress concentration (α) to plastic notch sensitivity factor (β) was obtained and the applicability of high strength steels to discontinuities was studied.

3.1.1 Low Cycle Fatigue Strength under Constant Alternating Load (Specimen with Side Notches)

The fatigue strength of HT60 was tested by the specimens with side notches of V or U shape under alternating tension of constant load. In the tests, the value of α is 2.4 for U notch and 8.2 for V notch.

The test results are represented in Fig 4.1 to Fig 4.7 and present the following brief conclusions:

- 1) As the value of α increases, the number of cycles at the intersection in the σ_{\max} - N curve (N) decreases and the fatigue life shown by a oblique line decreases more rapidly.
- 2) The value of β becomes greater with increase in the value of α and the number (N), explained above, and for smaller values of σ_m .

3.1.2 Low Cycle Fatigue under Constant Alternating Load (Specimen with a Center Notch)

Plates of mild steel (KAM) and HT 50 with a central circular or oval hole, were supplied to fatigue test under constant alternating load with variation of the mean stress which were designed to be approximately 55, 65 and 80 per cent of the value of σ_B . The values of α of the specimens were 2.75 for a central circular hole and 5.2 for an oval, respectively.

The results of the test are similar to those in 3.1.1 and stated in the following :

- 1) As the value of α increases, the number of cycles at the intersection becomes smaller than

- that in case of side notches for the same value of α .
- 2) The value of β becomes greater with an increase in the value of α and the number of cycles (N). Further increment was obtained for a smaller value of σ_m . In the range of $\sigma_m/\sigma_B > 0.5$ more reduction in fatigue strength is observed for HT 50 than MS.

3.1.3 Low Cycle Fatigue under Constant Complete Reversing Load (Specimen with a Center Notch)

Very few endurance tests of a plate under complete reversing load have been conducted for many years owing to the occurrence of buckling of the specimen under compression. An apparatus was especially designed for the above mentioned test, which prevents the specimen from buckling.

With the aid of the newly designed apparatus, the endurance test was conducted on specimens with a center notch of three kinds and without notch under constant complete reversing load. Materials used for the specimens were MS and several kinds of HT. The theoretical values of static stress concentration, α , are 2.21, 4.0 and 7.2 for the three kinds of notches. The experimental results are shown in Fig. 4.17 to 4.23 and Tables 4.1 and 4.2. And the following information is obtained :

- 1) The S-N curve is generally represented by two straight lines in the logarithmic co-ordinates and, in this case, the result have no tendency to be indicated by a straight line parallel to the N-axis.
- 2) The fatigue life of the plain specimen is proportional to the value of the ultimate strength of a material (σ_B).
- 3) The value of β reduces as σ_B increases. On the other hand, it becomes greater for a larger number of N and a greater value of α . It should be pointed out that the value of β may reach asymptotically to a value when α is greater than a certain value, even for the specified number of N .

It is indicated from the test results that the value of β for materials MS to HT 60 is enumerated by the following equation in the range of low cycle fatigue, which is

$$\frac{\sigma_B}{E} \left(1 - \frac{1}{\beta}\right) = (4 \log N - 2.5) \left\{1.0 - \left(\frac{1}{0.55\alpha}\right)^2\right\} \times 10^{-4} \quad \sigma_B, E \text{ in kg/mm}^2$$

3.1.4 Low Cycle Fatigue under Constant Complete Reversing Displacement (Specimen with a Center Notch)

The same specimens as described in 3.1.3 were tested under constant complete reversing displacement for two kinds of materials, MS and HT 60.

The results obtained in the tests are represented in Tables 4.3 and 4.4 and Fig. 4.44 to 4.53. They are summarized as follows :

- 1) When the amplitude of displacement δ_a and N curve is represented in a logarithmic co-ordinates, it is indicated by a straight line for the range to the point where δ_a corresponds to stat-

ical fracture. The fatigue life diminishes with an increase in the value of α .

- 2) $\beta\delta$ from the δ_a -N curve and $\beta\sigma$ from the S-N curve increase for larger value of α . The increment in the values is greater for MS than for HT. There is a difference between these values of $\beta\delta$ and $\beta\sigma$ and different tendencies in these values are observed for a variation of N.

3.1.5 Comparison of the Test Results between Constant Reversing Load and Constant Reversing Displacement

The results of the experiments presented in the preceding two articles are compared as illustrated in Fig. 4.54 to 4.57. From the figures, it is seen that the characteristics of the curves are very similar to each other except some differences between the absolute of the curves.

3.1.6 Low Cycle Fatigue Strength under Constant Alternating Displacement with Mean Stress

Endurance test was performed under constant alternating displacement, imposing a certain amount of mean stress on the specimens. The loading condition in this test is considered to be equivalent to the test on a specimen subjected to pre-tension instead of mean stress. The specimens are of MS (KAM), and a notch provided to the specimens is circular shape at center and V shape at the sides, of which value of α is 2.6 or 7.0.

From the test, Fig. 4.58 to 4.65 and the following information are obtained :

- 1) The number of cycles required to initiate a crack and that to produce the first four cracks (at corner) have a constant ratio independently of the amount of pre-strain and amplitude of displacement.
- 2) In the endurance test under a constant displacement, creep is observed at the begining of the cycling and the stationary state of straining is set in. In this latter state, the histeris loop area and the amplitude of the displacement is linearly co-related.
- 3) The effect of the mean stress upon the fatigue strength is not noticeable in this test compared with the test under a constant load.

3.1.7 Effect of Reinforcement of High Strength Steel around a Circular Notch

Using high tensile strength steel, the specimen explained in 3.1.3 was reinforced around a circular notch and the effect of the reinforcement was examined by the test. The results are shown in Fig. 4.66 to 4.75 and explained briefly in the following :

- 1) The low cycle fatigue strength of the reinforced specimen is proportional to the ultimate strength of the high tensile strength steel and the ratio of the width of reinforcement to the entire width of the specimen for the range of $N > 10^4$.
- 2) The effect of the reinforcement is usually increasing for a larger number of cycles. When HT 80, quenched and tempered steel, is supplied for reinforcement, the effect is not expected so much in comparison with the others, since this steel is sharp in notch sensitivity for a larger number of cycles.

3.2 Fatigue Strength of Welded Joints and Structures

3.2.1 Plane Bending Fatigue Strength of Fillet Welded Joint

In order to obtain a fundamental knowledge on failures which occur at the weldment of stiffeners of ship structures, plane bending fatigue test was performed on such materials as MS (SS41), HT 50, YES 36A, HT 60 and HT 80.

As illustrated in Fig. 5.1 the specimens consist of three kinds, which are plain specimen (Type "P"), un-symmetrical fillet welded (Type "T") and symmetrical fillet welded (Type "C").

The results obtained are briefly stated as follows :

- 1) The fatigue life of the specimen of Type "P" increases with an increase of σ_B . On the contrary with this, the fatigue life of Type "C" decreases for larger value of σ_B and this tendency is remarkable for a "quenched and tempered" material. It should be noted that the fatigue life of the quenched and tempered material is weaker than mild steel for a long life range.

The fatigue life of Type "T" has intermediate value between Types "P" and "C".

- 2) The shape of bead affects the fatigue life of the materials and the variation in thermal input of welding does hardly. The quenched and tempered shows a marked notch sensitivity.

3.2.2 Plane Bending Fatigue Strength of Butt Welded Joint

Plane bending fatigue test was conducted on butt welded specimens of the materials used for the test in 3.2.1, except HT 80. The test results are presented in the following :

- 1) The shape of the ε_a -N curve obtained in the test is similar to that of the curve for the fillet welded.
- 2) The fatigue life is approximately equivalent to that of Type "T".
- 3) For the higher in σ_B of high strength steels, the less in fatigue life is obtained.

3.2.3 Low Cycle Fatigue Strength under Constant Reversing Load of Butt Welded Joint

Applying the same method of testing and supplying the same material as used in 3.1.3, endurance test was carried on butt welded under constant reversing load.

The properties of the materials and the conditions of welding are shown in Table 5.3 to 5.5.

The results are represented in Fig. 5.15 to 5.18 and summarized as follows :

- 1) The low cycle fatigue strength of the butt welded joints does not decrease remarkably, compared with that of the plain material and the equivalent stress concentration is considered about 2.
- 2) It should be noticed that as long as the high strength steel is concerned a decrease in fatigue strength is seen more for the range of longer life. On the contrary, the high strength steel is advantageous for the range of $N < 10^4$, since the ratio of fatigue strength to σ_B is greater than that of mild steel.

3.3 Low Cycle Fatigue Strength of Welded Joints of Structures

There are various types of welded connections which are used in ship structures. Among them,

three types were selected to the test of low cycle fatigue strength.

3.3.1 Stiffeners under Repeated Shearing Forces

The specimens for the test are shown in Fig. 6.1. The repeated load was applied in the longitudinal direction of the specimen and the effect of the length of fillet weld on the low cycle fatigue strength was studied. The materials used to the specimens are shown in Tables 6.1 and 6.2.

The test results are illustrated in Fig. 6.2 to 6.6 and it is summarized that the fatigue life of the end portion of stiffeners under repeated shearing force are not increasing proportionally to the length of the fillet weld since the stress at the end is not proportional to the length.

3.3.2 Fatigue Strength of Pad and its Connecting Structures under Repeated Force

The endurance test was conducted on the models, illustrated in Fig. 6.7 under repeated vertical force, supplying the same materials as the preceding test.

From the test results, the fatigue strength of the models was studied at the relation of the width of the pad and represented in Fig. 6.8 to 6.11.

The brief conclusions are as follows :

- 1) Two kinds of the loading are considered to apply, one of which is to impose a certain amount of force and the other is a certain magnitude of deformation. Accordingly, the construction of the models should be designed with consideration of the type of loading. In the case where the force is specified, the fatigue life increases as the width of the pad increased so as to allow the larger deformation. When the displacement is limited, the width of the pad should be smaller and reinforced so as to stand for the a large amount of load.
- 2) The fatigue life of the model is mainly influenced by the action of bending, when width of the pad is more than five times of the thickness.

3.3.3 Beam Ends and Brackets

Damages at beam ends and brackets are often reported due to repeated loading. And, their fatigue strength was investigated. For endurance tests, models shown in Fig. 6.12 were made of two kinds of materials, MS and HT 60 of which properties are indicated in Table 6.3. The test was conducted under the condition of reversing amplitude of constant deflection and the influences of variation in the length of the leg of fillet weld (L) and the width of the flange (B) upon the low cycle fatigue strength were investigated :

The result of the statical tests is shown in Fig. 6.13 and those of the endurance tests in Fig. 6.14 to 6.24. The following important information was obtained from the results.

1) Statical strength

- a) When the model is subjected to tensile force, a crack initiates from the root of the weld and leads to the fracture. The larger size of the weld enforces the statical strength of the model to a certain degress and the effects of the breadth of the flange, the kind of the mate-

rials and the electrodes are not recognized.

- b) When compression is applied to the model, the buckling of the bracket is observed and then the model of high strength steel proves to maintain higher load. The effect of the width of flange is not clarified.

2) Fatigue strength

- a) The type of fracture of the model is similar to that in the statical test under tension. The propagation of crack is not abrupt as often seen in the endurace test of constant displacement.
- b) The size of the fillet weld seems to have no influence on the fatigue life.
- c) The initiation of a crack is observed for the wider flange at an earier stage of the cycling and for the model without flange at the latest stage. For the model fitted with the flange, the fatigue life is decreasing for wider flange and for mild steel.

4. Concluding Remarks

The results of the investigations into low cycle fatigue strength were presented in this report and this committee succeeded in obtaining important and useful fundamental information on the low cycle fatigue to prevent fatigue failures in ship structures.

As this information is a basic knowledge, further investigation ia desirable to apply the results to actual structures and obtain a standard practice of construction to prevent from fatigue damages.

The suggested important subjects of the further investigation are presumably as follows :

- 1) Effect of the interference between notches or welds on the fatigue strength (When there exist several notches or weldments, the interferences between them are produced and this affects the fatigue strength of the materials in a different manner).
- 2) Fatigue strength of welded connections of different types from those which were studied in this report
- 3) Effect of cold working on the fatigue strength of materials
- 4) Size effect of specimens and the study on the process of propagation of the initiated crack
- 5) Review of the laws of fatigue damages
- 6) Dynamic loads to ship structures and the response of the structures and their elements

船体構造不連続部の低サイクル疲労に関する研究

目 次

緒 言	1
第1編 高張力鋼の疲労強度基準に関する研究	3
第1章 低サイクル疲労におよぼす荷重条件の影響	3
1. 1 まえがき	3
1. 2 荷重繰返し速度および荷重波形の影響	3
1. 3 サイクリック・クリープ試験	16
1. 4 試験結果の総括	19
1. 5 むすび	20
第2章 平均応力が疲労強度におよぼす影響	21
2. 1 まえがき	21
2. 2 試験片および試験方法	21
2. 3 試験結果	22
2. 4 むすび	24
第3章 特殊条件下の低サイクル疲労	33
3. 1 まえがき	33
3. 2 引張予歪試験片の低サイクル疲労	33
3. 3 各種高張力鋼の低温における疲労特性	39
3. 4 溶接部の低サイクル腐食疲労	49
3. 5 超低温における各材料の特性に関する調査	57
3. 6 むすび	64
第2編 不連続部の疲労強度に関する研究	65
第4章 低サイクル疲労における切欠感度	65
4. 1 まえがき	65
4. 2 側面に切欠を有する板材の定荷重片振り疲労	65
4. 3 中央部に開口または切欠を有する板材の定荷重片振り疲労	69
4. 4 中央部に開口または切欠を有する板材の定荷重両振り疲労	74
4. 5 中央部に開口または切欠を有する板材の定変位両振り疲労	88
4. 6 両振り定荷重疲労と定変位疲労との比較	95

4. 7	平均応力を有する場合の定変位片振り疲労	97
4. 8	開口切欠部への高張力鋼の挿入補強効果	102
4. 9	むすび	109
第5章	溶接部の疲労強度	110
5. 1	まえがき	110
5. 2	隅肉溶接部および突合わせ溶接接手の平面曲げ疲労強度	110
5. 3	突合わせ溶接接手の両振り引張圧縮疲労強度	125
5. 4	むすび	129
第6章	溶接構造部の低サイクル疲労強度	130
6. 1	まえがき	130
6. 2	不連続溶接接手部の疲労強度	130
6. 3	桁端部結合部の疲労強度	137
6. 4	むすび	146
結 言		147

緒 言

船体構造の強度を検討するに際して、従来は脆性破壊に関する問題が重要視され、多くの研究が実施された。その結果、船体の設計法、建造法、工作法ならびに使用鋼材の材質等が改善され、現在ではほとんど船体構造における脆性破壊の発生に対するおそれは無くなつた。

ところが、最近の実船の損傷調査¹⁾によれば、過去約10年間に建造されたタンカは、建造後9年以内にそれらの大半に亀裂発生等の損傷が生じており、その損傷箇所の数は非常な数にのぼつている。しかもこれらの損傷の大部分は繰返し荷重による疲労、とくにその繰返し回数が少ないいわゆる低サイクル疲労による亀裂であると考えられている。

したがつて、これらの損傷防止対策を確立するためには、船体用鋼材ならびに船体構造部材の疲労強度を究明しなければならない。また、これらの損傷船の大部分は軟鋼材で建造されているが、船舶の高速化、大型化により、その重量軽減の観点から、高張力鋼の使用の問題が重要視されてきており、一部の艦艇や商船ではすでに実用されている。したがつて、軟鋼材に対する疲労強度の研究はもちろんのこと、高張力鋼に対しても低サイクル疲労強度を究明しなければならない。

本研究部会は、以上のような理由および目的のもとに、軟鋼ならびに各種高張力鋼について、素材およびその切欠部、溶接部ならびに溶接構造等の低サイクル疲労強度に関する基礎的研究を実施した。

本研究は昭和38、39および40年度の3ヶ年にわたつて実施されたものであり、各年度の終了ごとに、その研究の途中成果が報告^{2)、3)}されてきたが、こゝにその実験および研究の諸計画を完了し、初期の目的を達成したので、以下にとりまとめ報告する。

なお、本研究部会で実施した研究項目は次のとおりで、本報告はこれらの研究成果を再整理の上取纏めたものである。

1) 造船協会誌、第403号、昭和40年5月、N.K.調査資料

2) 日本造船研究協会昭和38年度研究成果概要報告（昭和39年11月）

3) 日本造船研究協会昭和39年度研究成果概要報告（昭和40年11月）

1. 高張力鋼の疲労強度基準に関する研究

- (1) 平均応力が疲労強度におよぼす影響（担当 三菱重工広島研究所、東京大學生産技術研究所、日本海事協会技術研究所）
- (2) 荷重繰返し速度および荷重波形が疲労強度におよぼす影響（担当 東京大學生産技術研究所）
- (3) 引張予張が疲労強度におよぼす影響（担当 横浜国立大学工学部）
- (4) 各種高張力鋼の低温における疲労特性（担当 日立造船技術研究所）
- (5) 超低温における各種材料の特性に関する調査（担当 日本海事協会技術研究所、日立造船技術研究所）
- (6) 溶接部の低サイクル腐蝕疲労（担当 横浜国立大学工学部）

2. 不連続部の疲労強度に関する研究

- (7) 開口部の歪集中率と切欠感度（担当 大阪大学工学部、日立造船技術研究所）
- (8) 溶接部の疲労強度（担当 大阪大学工学部）
- (9) 不連続溶接接手の疲労強度（担当 横浜国立大学工学部）
- (10) 桁端部結合部の疲労強度（担当 日立造船技術研究所）

第1編 高張力鋼の疲労強度基準に関する研究

第1章 低サイクル疲労におよぼす荷重条件の影響

(担当: 東京大学生産技術研究所)

1・1 まえがき

低応力高サイクルの疲労においては、荷重繰返速度や荷重波形が疲労寿命にはほとんど影響しないことが多くの実験で確かめられている。降伏点をはるかに超えるような高応力域における低サイクル疲労ではこれらの影響は無視できないと考えられるので、これに関する基礎的実験を行なつた。

船舶における波浪荷重の繰返速度は毎分数回程度のもので、每分数十回または数百回の速度で行なつた疲労試験結果を適用するには、この影響を確めておく必要がある。

試験としては、引張圧縮の両振試験が最も望ましいが、装置の関係で引張片振り試験しかできなかつた。引張片振り試験では、伸びの進行状況、サイクリッククリープ現象などについていろいろ興味ある問題が出てくるので、これらについても若干の考察を加えた。

1・2 荷重繰返速度および荷重波形の影響

1・2・1 試験材および試験片

試験鋼材は軟鋼 SS41、降伏点の高いセミキルド鋼 YES-36A および高張力鋼 HT 55、HT60 の4種を用いた。板厚は 8 mm と 4.5 mm の2種で、これらの化学成分および機械的性質を Table 1.1 に示す。試験片は Fig. 1.1 に示すように平行部の寸法 $100 \times 20 \times 4.5$ mm のものと $220 \times 50 \times 8$ mm のもの 2種を用いた。いずれも熱処理は行なわず黒皮つきのままで、切欠なしの平滑試験片である。

Table 1.1 Mechanical Properties & Chemical Compositions of Tested Steels

Steel	Thickness (mm)	Tension Test			Bending Test (Room Temp)	Chemical Composition (%)				
		Yield Point σ_y (kg/mm ²)	Ult. Strength σ_u (kg/mm ²)	Elongation (%)		C	Si	Mn	P	S
SS41	4.5	319	458	41 (50mm)	Good	0.17	0.06	0.80	0.014	0.015
	8.0	332	465	38 (100mm)	Good	0.17	0.06	0.80	0.014	0.015
TBS-36A	8.0	451	560	50 (100mm)	Good	0.15	0.03	1.10	0.019	0.015
HT55	4.5	389	562	51 (100mm)	Good	0.15	0.44	1.57	0.022	0.017
HT60	8.0	535	600	20 (100mm)	Good	0.14	0.42	1.13	0.022	0.015

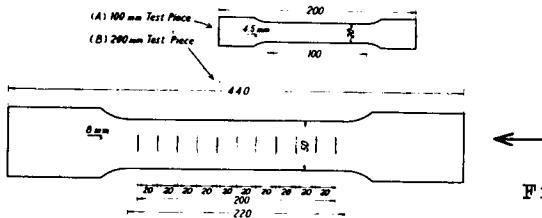


Fig. 1.1 Test Pieces

1・2・2 試験装置および試験方法

試験装置としては標準型のアムスラー式万能試験機に簡単なアダプタを附加して繰返荷重がかけられるようにしたもの3台を使用した。これらをかりに試験機A、BおよびCと呼ぶことにする。

試験機Aは容量10トンの試験機にシリンダ内の油圧の上下限設定用の圧力スイッチと電磁弁を附加したもので、Fig. 1.2にその概略を示す。

試験機Bは本研究部会の研究費で新設したもので、標準仕様の30トン材料試験機（本体と動力計）に低サイクル繰返しの制御ユニットを附加したものである。本機の仕様概要をTable 1.2に配管系統図をFig. 1.3に、制御ユニットの外観Fig. 1.4に示す。本機は試験目的によつて (1)荷重制御 (2)ストローク制御 (3)応力または歪制御のいずれの方式でも低サイクル繰返試験を行なうことができるようしたものである。荷重制御は試験機Aの場合と同様に、ブルドン管式の接点付圧力計（圧力スイッチ）で電磁弁を動かさせて、ラムシリンダの油圧を制御する。ストローク制御の場合は試験機本体に取付けたり、ミットスイッチで電磁弁の切換えを行なう。応力または歪制御を行なうには、歪ゲージの出力をなんらかの方法でON-OFF信号に変えてリレースイッチを動かせてやる必要がある。

試験機 C は 50 トンアムスラー試験機にアキュムレータを接続し最大荷重および最低荷重で一定時間だけ保持する梯形荷重も加えられるようにしたものである。その系統図を Fig. 1.5 に、アキュムレータおよび動力計附近の外観を Fig. 1.6 に示す。圧力調整弁とアキュムレータの重錐を適当に調節することによって、荷重の上下限を任意に設定することができる。上限圧力は錐 $W_1 + W_2$ に、下限圧力は錐 W_1 に対応する。上下限荷重においてそれぞれ 0 ~ 5 分間保持できるタイマが 2 個取付けられている。繰返荷重は最大 30 トンとして計画した。

荷重計測は上記 3 台ともに試験機本体のラム頂部のドーム状金具にひずみゲージをはつたものをロードセルとして用いた。荷重波形の例を Fig. 1.7 に示す。

ひずみおよび伸びの量はきわめて大きいので Fig. 1.8 に示すような伸び計を用いた。(a) はひずみゲージをはつた片持ぼりの曲げを応用したもの、(b) はノギスを活用したもので概略的に伸びを目読するものである。必要に応じては試験片に直接ひずみゲージをはつて精密測定を行なつた例もある。

荷重繰返速度と荷重波形の影響をそれぞれ別のシリーズ試験によつて調べる予定であつたが、装置の特性上 3 角波形の荷重で速度を落していくと Fig. 1.7 の(II)図のようになり、実質的にはほとんど梯形荷重(III)と差異がないと思われる所以、結局、3 角波形(毎分約 30 ~ 40 回)、最高荷重で 3 秒間保持の梯形波形(毎分約 10 ~ 15 回)、および 10 秒保持の梯形波形の 3 種について引張片振り試験を行なつた。

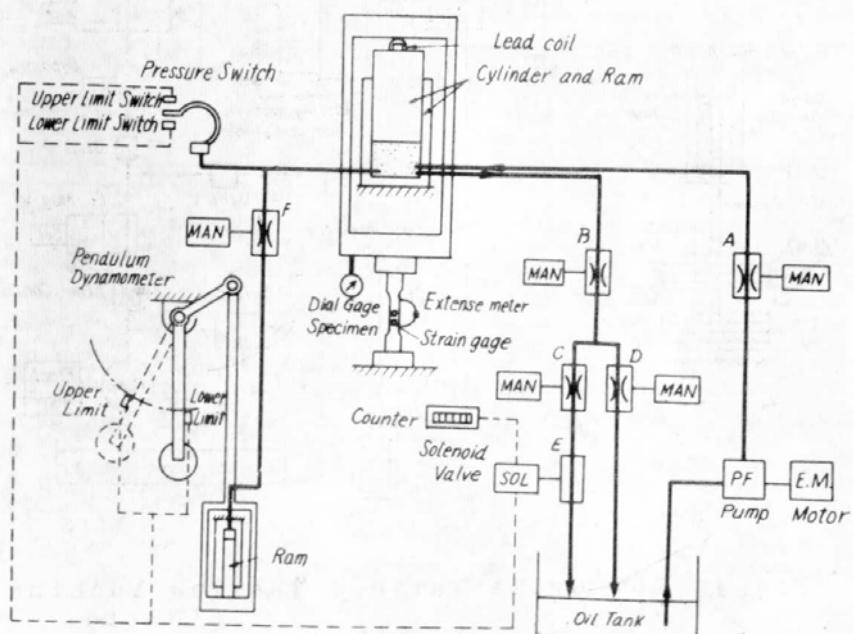


Fig. 1.2 Testing Machine (A)
(10 ton)

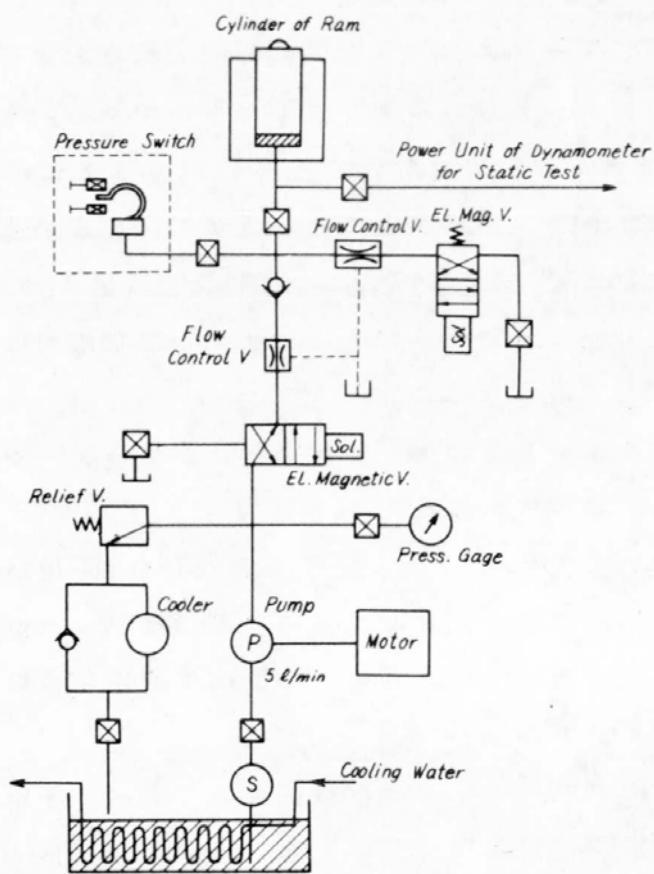


Fig. 1.3 Low Cycle Fatigue Test Machine (B) (30 ton)

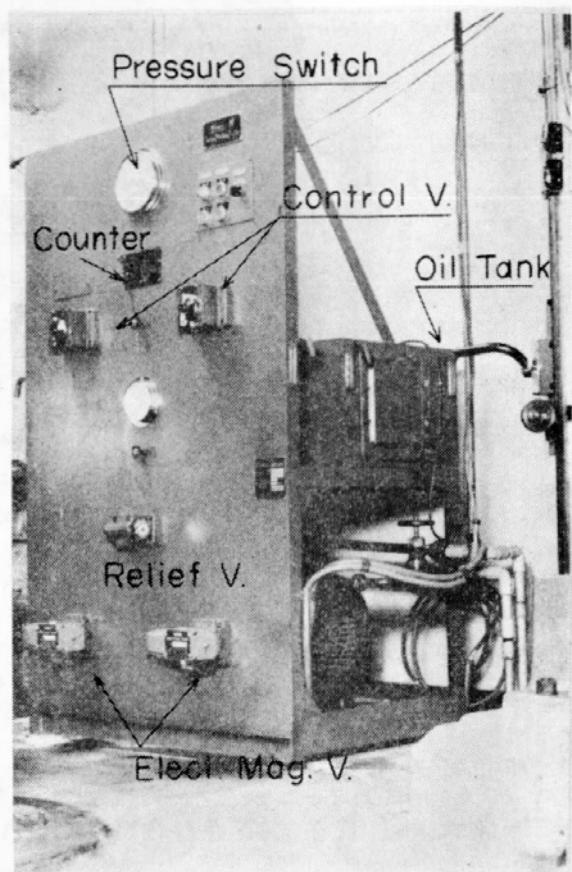


Fig. 1.4 Control Unit of Low Cycle Testing Machine (B)

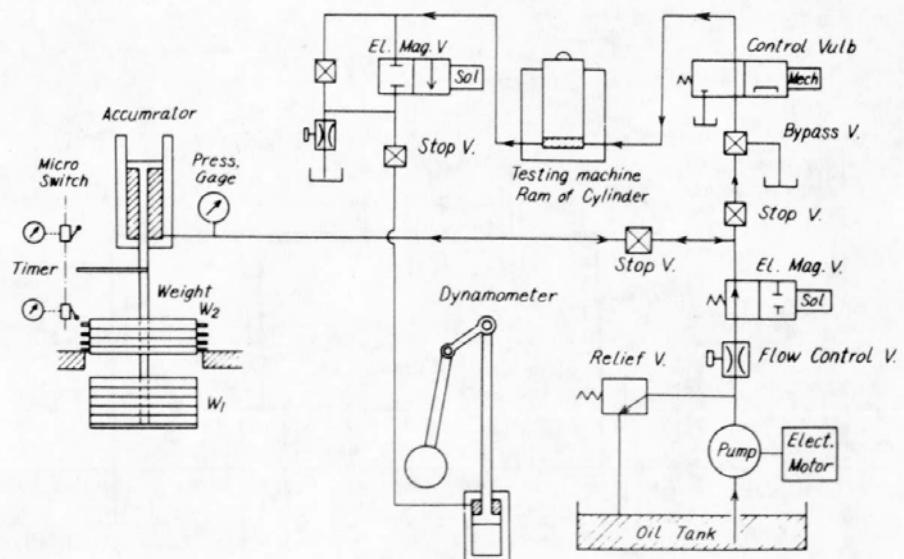


Fig. 1.5 Low Cycle Fatigue Testing Machine (C) (30 ton)

Table 1.2 Low Cycle Fatigue Testing Machine (B)

Construction	1 Main Body 2 Dynamometer 3 Low Cycle Control Unit
Capacity	Static: 30, 12, 6, 3 tons Pulsating: 50 tons
Pulsating Load Wave	Triangular
Ram Stroke	Max. 200 mm
Chuck Space	Max. 900 mm
Compression Bed Space	Max. 600 mm
Bending Span	Max. 1200 mm
Electric Motor	For Static: 3 ph 1.5 kW For Pulsating: 3 ph 3.7 kW

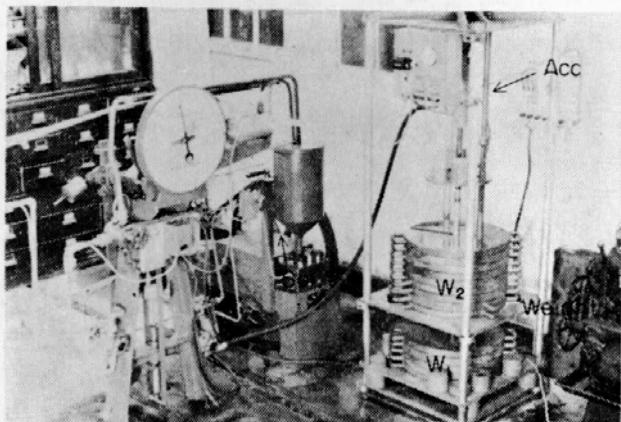


Fig. 1.6 Low Cycle Testing Machine (C)

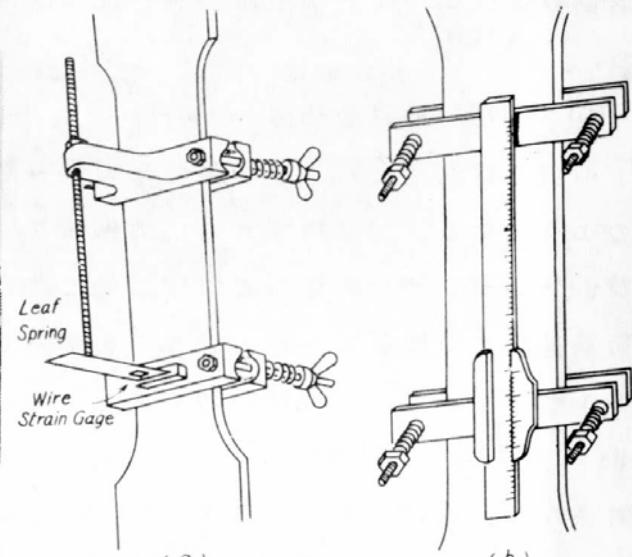
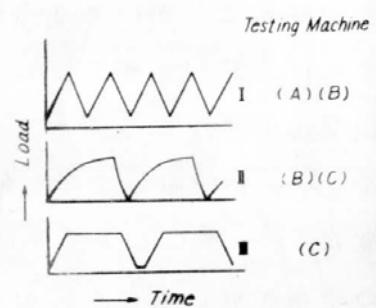


Fig. 1.8 Extensometer

Fig. 1.7 Load Wave Pattern



1・2・3 試験結果

(a) 応力一ひずみ線図

抵抗線ひずみゲージによつて求めた応力一ひずみ線図の一例を Fig. 1.9 に示す。応力は原断面についての公称応力、ひずみは標点距離 10 mm のゲージを試験片の表裏交互に替えてリレーさせながら測つたものである。平行部 100 mm 中ゲージ貼布位置で必ずしも破断すると限らないので、この計測例はきわめて少ない。図は最大荷重で 3 秒間保持した梯形波形の繰返荷重の場合である。各荷重サイクルごとにヒステリシスループが認められるが、最大荷重附近で伸びが増大し、特に 3 秒間荷重保持している間に著しく進行するクリープ状の伸びが認められる。

破断に至るまでの応力一ひずみ線図の例を Fig. 1.10 に示す。このひずみは抵抗線ひずみゲージをはつた標点距離 60 mm のリング式伸び計で連続計測したものであるが、図には除荷一負荷のサイクルは断続的にしか記入していない。下方の No. 2 は Fig. 1.9 に示したのと同一試験片である。荷重値および繰返速度によつて差があるけれども大体において例示のように第 1 サイクルで大きく（この場合 8～10%）塑性変形を生じ、以後 1 サイクルごとに少しづつ伸びが進行して、最後にネッキングを生じて急激に（少数回で）破断に至つている。いずれの場合も途中で繰返速度を変えているが、速度の早いほど毎回の伸びの進行は小さい。しかし破断までの繰回数は違つても、破断時の伸びは両者ほとんど同じであるのは興味あることである。

(b) 伸び一繰返数線図

前項の繰返速度および荷重波形の影響を、伸び一繰返数線図でみると Fig. 1.11 のようになる。図はいずれも応力振幅 σ_a 一定の場合であるが、第 1 サイクルの伸び、ネッキングを生ずるまで定常的に進行する伸びの範囲、および最終伸び ϵ_f は荷重速度に無関係に一定のようである。しかし、定常的に進行している段階における 1 サイクルごとの伸びの増加量 $\Delta \epsilon_p$ は、荷重速度によつて大いに変つてゐる。Fig. 1.12 は試験途中で荷重速度を変えた場合の例で、 $\Delta \epsilon_p$ は荷重経歴にあまり関係なく、そのときの荷重速度に支配されているようである。

大型試験片（板厚 8 mm）の場合の例を Fig. 1.13 に示す。本図には 3 種の荷重速度のものを併記してあるが、同じ応力振幅のものを荷重速度について比較すれば上記と同様のことがいえる（ ϵ_f のばらつきがやや大きいが）。最終伸び ϵ_f だけに着目すれば、図中太線で示したような $\epsilon_f \sim N$ の関係がありそうである。すなわち、応力振幅が小さくなり寿命 N が大きくなるほど、最終伸びは増大する傾向にあり、 $N = 10^3 \sim 10^4$ 附近で最大値を示す。さらに応力振幅が小さくなり N が増大すると急激に ϵ_f が減少して、伸びのきわめて少ない、ふつうの（高サイクルの）疲労破壊の現象に近いものが認められる。図中 $N = 5 \times 10^4$ 附近の 3 つの計測点がそれであるが、この場合も、疲労クラックの進行による破壊ではなく、ネッキングを伴なつた延性破面を呈していた。いずれにしてもこの附近に低サイクル疲労と高サイクル疲労の境界があるようであるが、クリープ現象を伴なつた低サイクル疲労から、ふつうの高サイクル疲労への遷移は連続的なものではなく、範囲がいくらか重疊した別箇の現象と考えるべきでないかと思う。

他の 2 種の材料についても同様の曲線を描くと Fig. 1.14 のようになる。ここに試験した範囲ではいずれも最終的にはネッキングを伴なう延性破壊を示している

が、高張力鋼ではその程度がきわめてわずかである。HT60ではクリープ現象もほとんどなく、最終段階近くまで伸びはきわめて僅かである。上述のNの増加と共に ϵ_f の増大する傾向もきわめて小さい。

(c) 塑性ひずみ進行度

前項Fig. 1.11で述べた定常的に進行する範囲での1サイクルごとの塑性ひずみ増分 $\Delta\epsilon_p$ と破壊までの繰返数Nとの関係を示すとFig. 1.15のようになる。試験開始時は数サイクル程度で定常状態に入るようであり、最終段階のネッキング開始後破断までの繰返数もきわめて少ないのが普通であるから、Nはほとんど定常状態における繰返数と等しいと考えてよい。図に示すとおり高張力鋼HT60の場合はやや外れているがその他の材料については、ほぼ一直線上にプロットされ

$$\Delta\epsilon_p \propto N = \text{Const}$$

の関係が成立している。図は各種の荷重波形、繰返速度の試験結果を含んでおり、材質、試験片寸法および荷重条件にあまり関係がないようである。

この塑性ひずみ進行度の温度依存性についての実験結果は次節1.3で示す。Fig. 1.15に示したものはすべて室温であるが、年間相当の季節にわたつてるので相当の温度幅がある。

(d) 全体伸びと局部伸び

伸びの進行はさきにFig. 1.13、1.14に示したように、第1回の荷重で相当大きい伸びを生じたあとは、毎サイクルほぼ定常的に(Fig. 1.15の $\Delta\epsilon_p$ ずつ)進行し、最終段階に至つて急激にネッキングによる局部的伸びが進行して破断に至るという形式をとつている。試験片全体がほぼ一様に伸びている段階と局部伸びの段階との境界は必ずしもつきり区別できるとは限らないが、簡単のために前者によるネッキング開始直前の平均的な伸びを平均伸び ϵ_m 、後者による伸びの加わったネッキング部の破断時の伸びを最終伸び ϵ_f と定義することにする。

あらかじめ試験片に印しておいた20mmおきのゲージマーク(Fig. 1.1参照)の間隔を破断後の試験片について計測してプロットするとFig. 1.16に例示したようになる。ネッキングは必ずしも試験片中央に生ずるとは限らないが、ネッキング部を中心にする5区画の伸びの平均値をとつて、標点距離100mmの最終伸び ϵ_f とし、残りの5区画の平均値を、試験片全体(200mm)の平均伸び ϵ_m とすることにした。

軟鋼においてはネッキング部が相当広範囲にひろがっているが、高張力鋼ではきわめて局部の小範囲に限定されていることがよくわかり、同じ標点距離の伸びを比較して破壊機構を論ずる場合注意しなければならない。

(e) 疲労寿命と伸び

繰返数と伸びの関係はさきに Fig. 1.14 で示したが、前項の ϵ_f および ϵ_m と疲労寿命 N との関係をプロットすると、Fig. 1.17 が得られる。左の $\epsilon_f \sim N$ 線図は Fig. 1.14 の太線に相当するものである。右の $\epsilon_f \sim N$ 線図では、厳密に言えば横軸はネッキング開始までの回数をとるべきであるが、この数は正確に求め難いのと、顕著なネッキングが生じてから破断までの回数は非常に少ないので、ここでは破断までの寿命 N をとつた。

繰返数 10^4 程度までは、 N とともに伸びが増加する傾向は ϵ_f 、 ϵ_m のいずれの場合にも同様に認められる。ただし高張力鋼の場合は伸び量はほとんど N に無関係といつてもよい。

軟鋼の場合、荷重繰返速度および荷重波形を区別してプロットしたが、これらの影響はあまり顕著ではない。他の 2 種の鋼材の場合には、簡単のため試験条件を区別しないでプロットした。

(f) 応力振幅と伸び

伸び ϵ_f および ϵ_m と応力振幅の関係をプロットすると Fig. 1.18 が得られる。Fig. 1.17 の $\epsilon \sim N$ 線図よりはバラツキが大きいが、応力振幅の増大とともに伸びが減少する傾向が、 ϵ_f および ϵ_m いずれの場合も同様に認められること、この傾向は軟鋼で顕著で高張力鋼できわめて小さいことなどがよくわかる。

軟鋼 SS 41 の最終伸び ϵ_f のみについて荷重条件別にプロットすると Fig. 1.19 が得られるが、この場合の荷重条件による有意の差はほとんど認められない。

本図には厚さ 4.5 mm の小型試験片のデータもプロットしたが、厚さ 8 mm のものの線からはいくらかずれるが、ほぼ同じ傾向にある。両試験材の引張強さ σ_B が若干異なるので、横軸に σ_B で割った無次元量をとればほとんど一致するようである。

ここで注目すべきは、 $2\sigma_a = 37.5 \text{ kg/mm}^2$ 、 $N = 68,800$ で 24% 程度の極めて小さい伸びで破断している特異点のあることである。静的引張試験のときよりもはるかに小さい伸びで破断している。いわゆる高サイクル疲労現象を示すものである。この試験片よりも小さい応力振幅で試験したものでも低サイクル疲労現象を呈している 2 計測点があることも興味がある。さきに (b) 項で述べたように、低サイクル疲労と高サイクル疲労は不連続な現象と見てよいのではないかと思われる。

(g) S-N 線図

板厚 4.5 mm の試験片の S-N 線図を Fig. 1.20 に、板厚 8 mm のものを Fig. 1.21 に示す。同じ応力振幅でも荷重繰返し速度が遅いと疲労寿命が短くなる傾向が明らかである。また応力振幅が小さく、寿命が長くなるにしたがつて、この影響は小

さくなっている。低サイクル疲労の範囲では、荷重繰返速度や荷重波形の影響が大きいから、これらの条件を無視してただ寿命 N だけで疲労強度を論ずるとは適当でないことがよくわかる。

試験点は図示のように相当ばらつきが大きいが、簡単のために図に記入したような直線表示ができるものとして、各材料の引張強さとの比を縦軸にとって $\sigma_a / \sigma_B \sim N$ 線図を描いてみると Fig. 1.22 のようになる。材料によつても、試験片寸法によつても相当差があるようである。

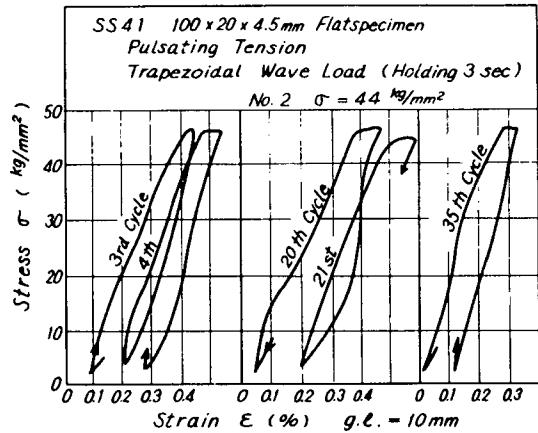


Fig. 1.9 6- ϵ Diagram (1)

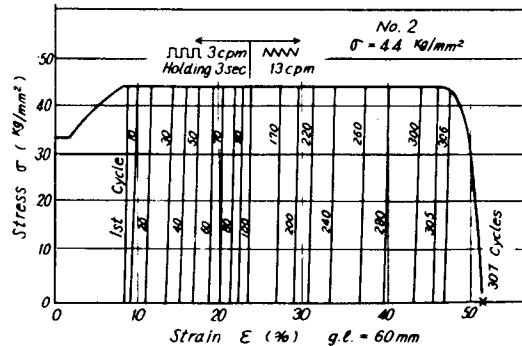
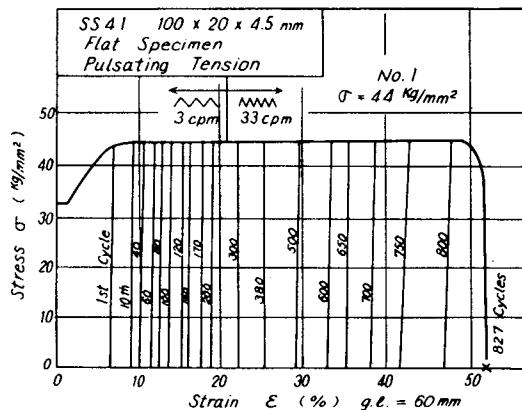


Fig. 1.10 6- ϵ Diagram

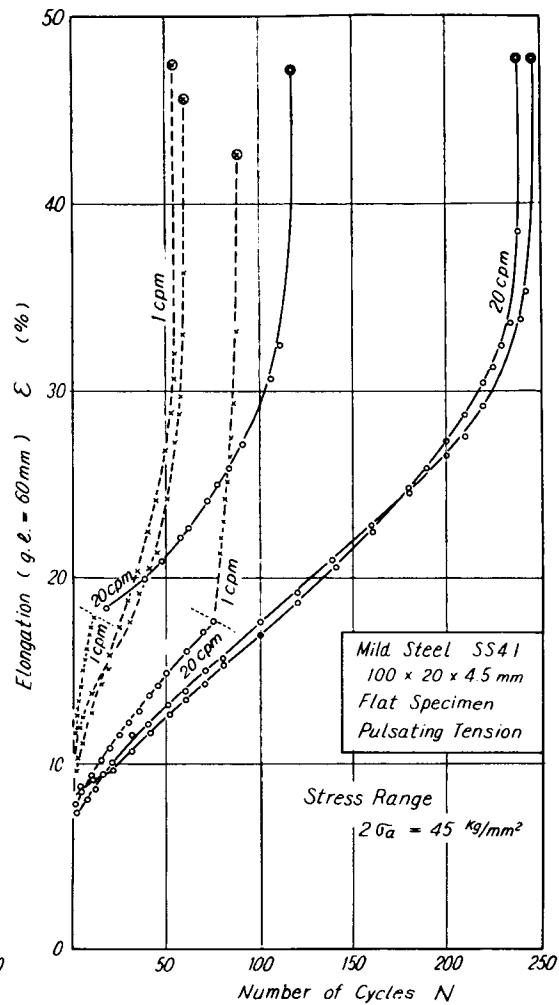
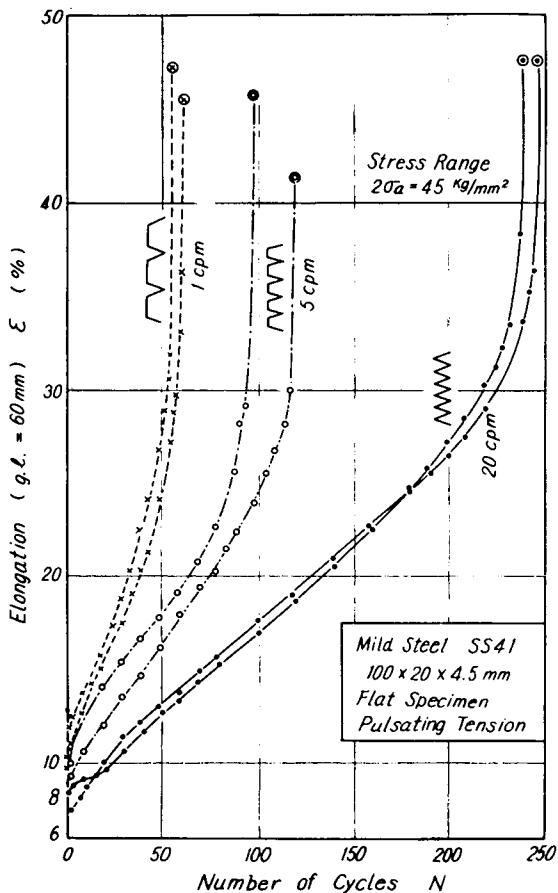


Fig. 1.11 ϵ -n Diagram (1)

Fig. 1.12 ϵ -n Diagram (2)

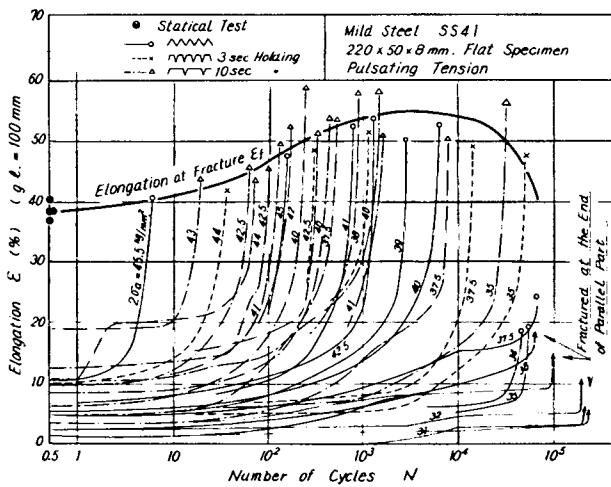


Fig. 1.13 ϵ -n Diagram (3)

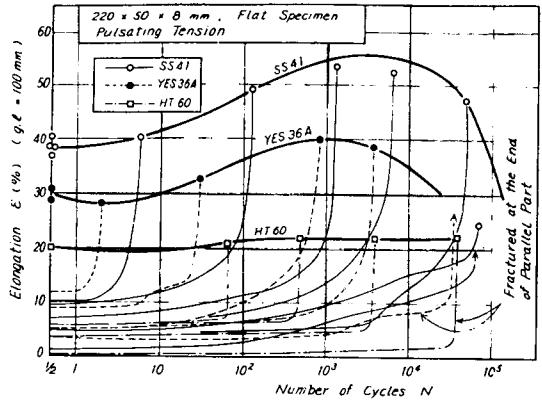


Fig. 1.14 ε -n Diagram (4)

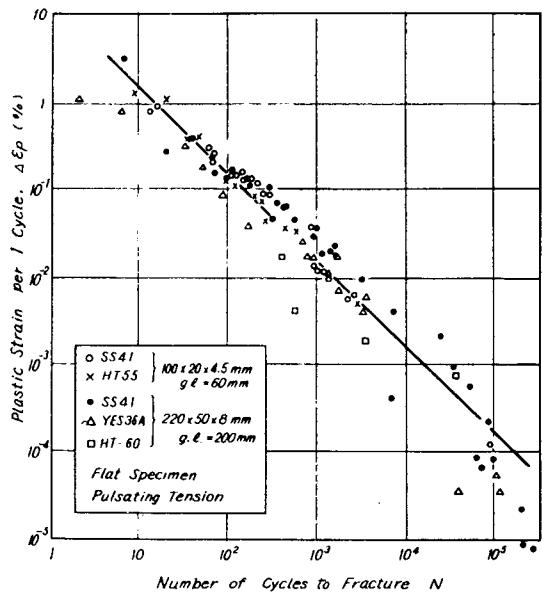


Fig. 1.15 $\Delta\varepsilon_p$ -N Diagram

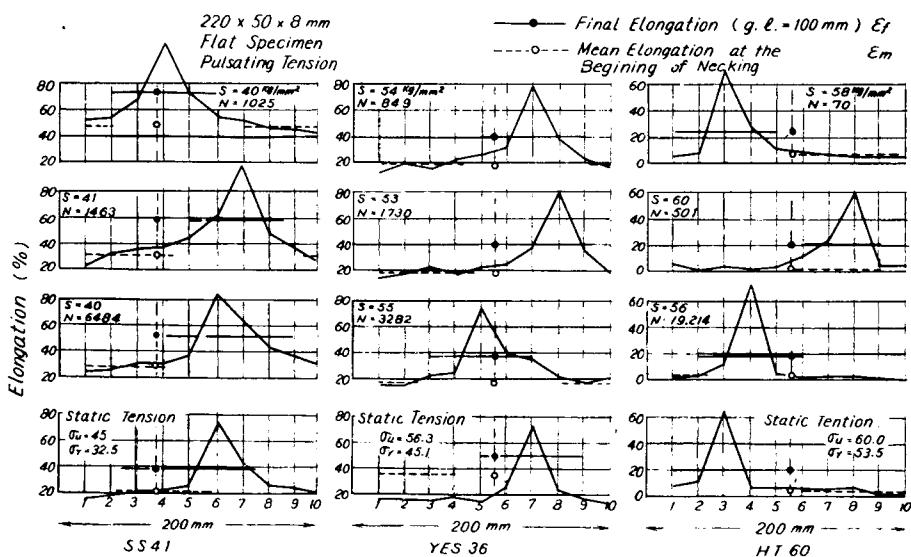


Fig. 1.16 Distribution of Fracture Ductility ε_f , ε_m

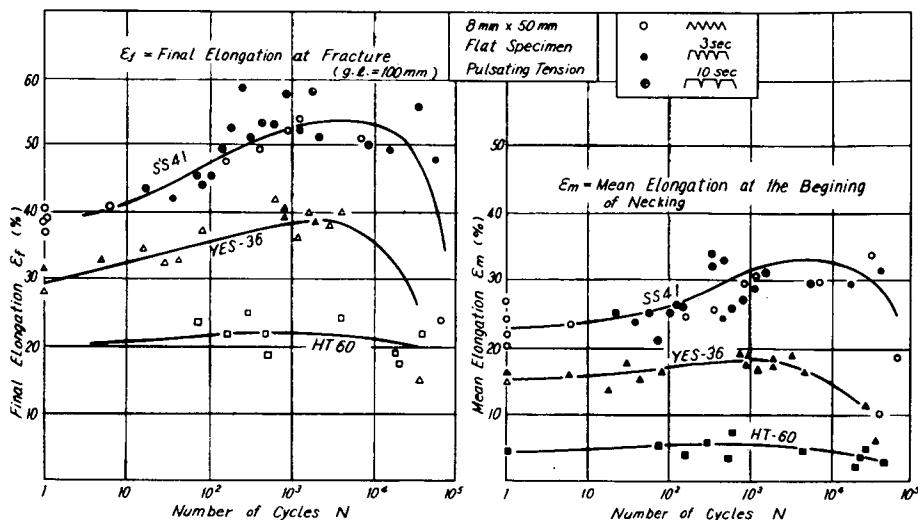


Fig. 1.17 $\epsilon_f \sim N$; $\epsilon_m \sim N$ Diagram

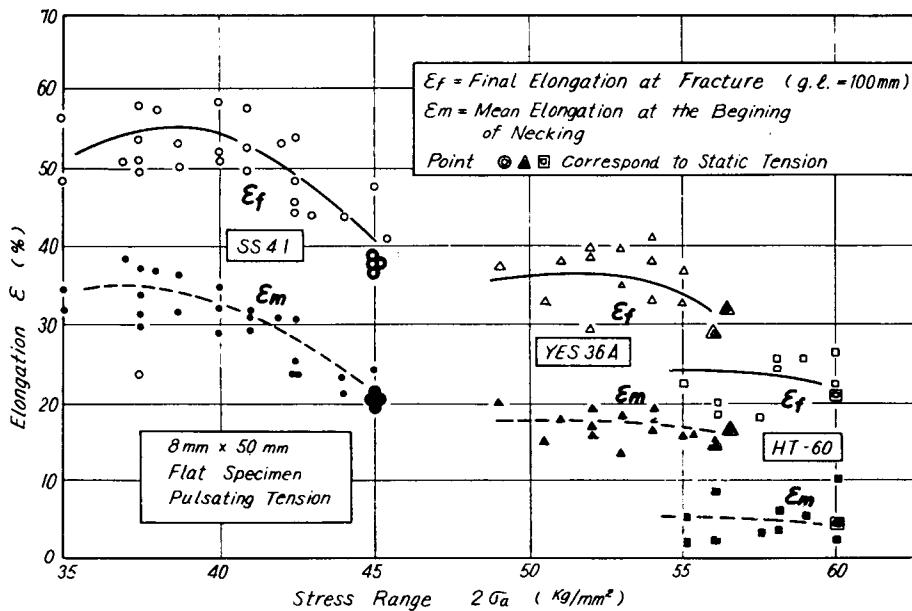


Fig. 1.18 $\sigma_a - \epsilon_f$, $\sigma_a - \epsilon_m$ Diagram

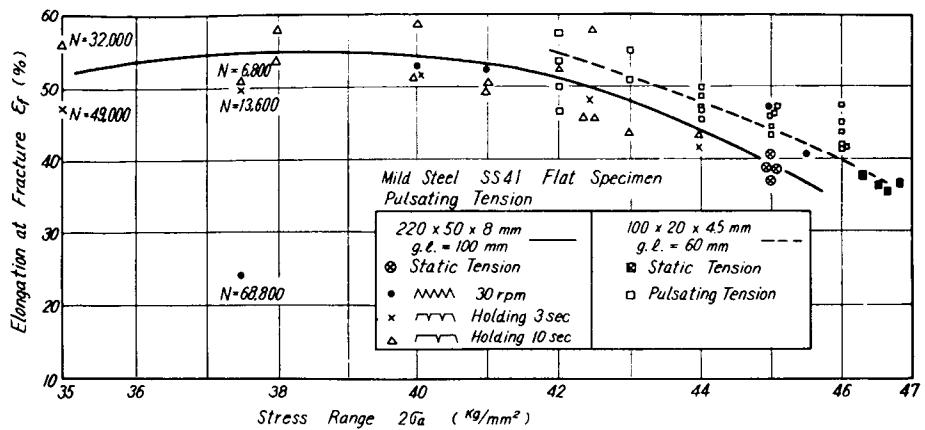


Fig. 1.19 σ_a - ϵ_f Diagram

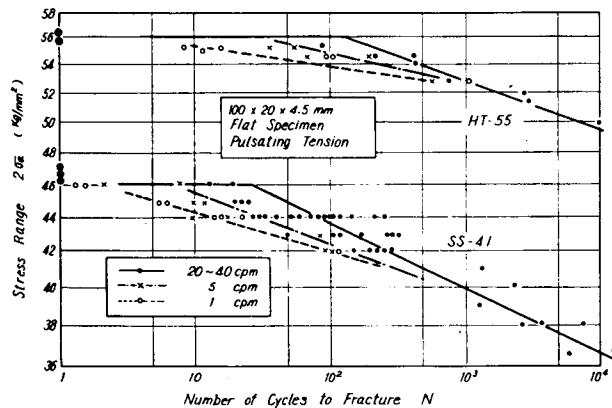


Fig. 1.20 S-N Diagram (1)

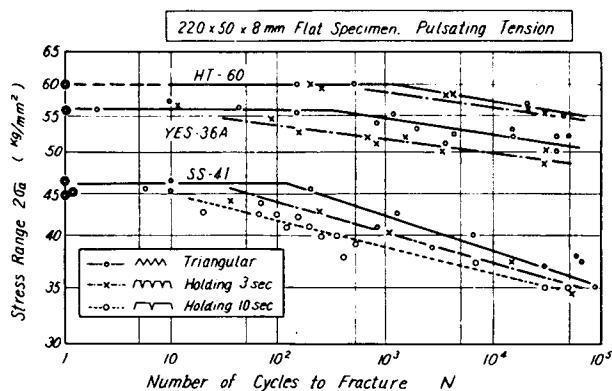


Fig. 1.21 S-N Diagram (2)

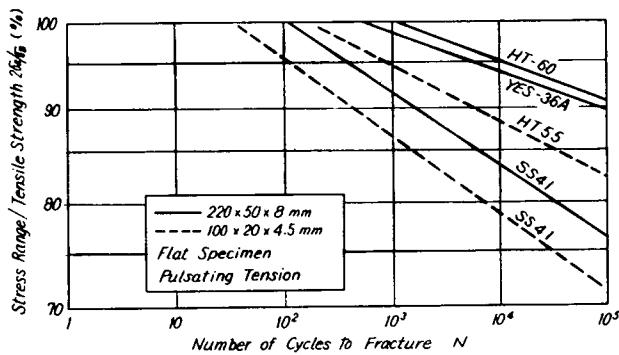


Fig. 1.22 S-N Diagram

1・3 サイクリッククリープ試験

1・3・1 試験片および試験方法

軟鋼 SS41 についてサイクリッククリープの基礎実験を行ない、クリープ速度の応力および温度依存性を調べた。

試験片は Table 1.1 に示した板厚 8 mm のもので、試験片寸法は Fig. 1.23 に示すが、常温用のものは Fig. 1.1 のものと同じである。

試験機も前節に述べたものを用い、約 30 cpm の 3 角形波形の引張り片振り荷重を加えた。試験温度は室温、0°C、-43°C および -77°C の 4 種で行なつた。室温の場合は試験中の試験片表面温度の計測値は約 34°C であった。0°C の場合は水と氷、-43°C の場合は固体および液体クロルベンゼン、-77°C の場合はドライアイスとアルコールを冷剤として用いた。

試験片に恒温槽および伸び計を取付けた図を Fig. 1.24 に示す。伸び計はロッドに連結された接点が抵抗箔を摺動する方式のもので、その出力をペンオシロで連続記録した。

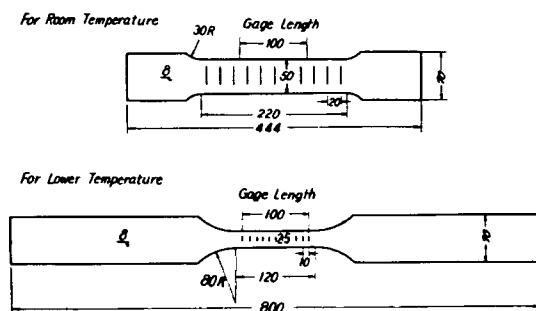


Fig. 1.23 Dimension of Test Specimen

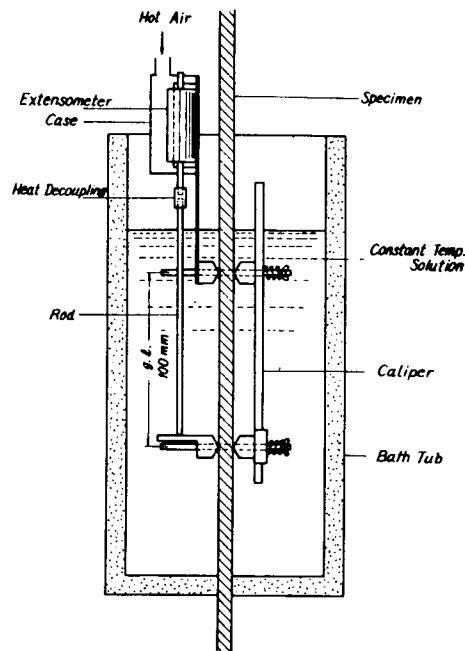


Fig. 1.24 Low Temperature Extensometer

1・3・2 試験結果

クリープ線図を Fig. 1.25 および Fig. 1.26 に示す。前節で示した Fig. 1.11 ～ Fig. 1.14 に相当するものである。第1回の荷重で大きい伸びを生じたあとは、最終破断のごく近くまでは定常的に伸びが進行し $\epsilon \sim N$ 線図では直線と考えることができる。この間のクリープ速度として 1 サイクルごとに進行する塑性ひずみの量 $\Delta \epsilon_p$ を温度をパラメータとして応力に対してプロットすると Fig. 1.27 のようになり、ひずみ速度の対数と応力とはほぼ直線関係にある。また、公称応力 4.2 kg/mm^2 におけるひずみ速度と温度の関係は Fig. 1.28 のようになり、ひずみ速度の対数と絶対温度の逆数は直線関係にある。これらの関係は実験点が少ないのでさらに追加実験をして詳細に検討する必要があるが、サイクリッククリープがなんらかの熱活性過程であることを暗示しているものと考えられる。

サイクリッククリープは塑性疲労における特異な現象できわめて興味深いが、まだそれを十分説明するに足る理論はないようである。本実験もまだ予備実験的段階で、実験結果も現象論的に示すにとどまらざるを得ないのは残念である。

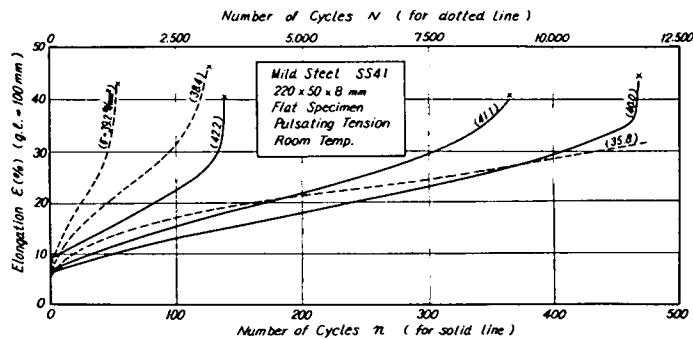


Fig. 1.25 Cyclic Creep Diagram

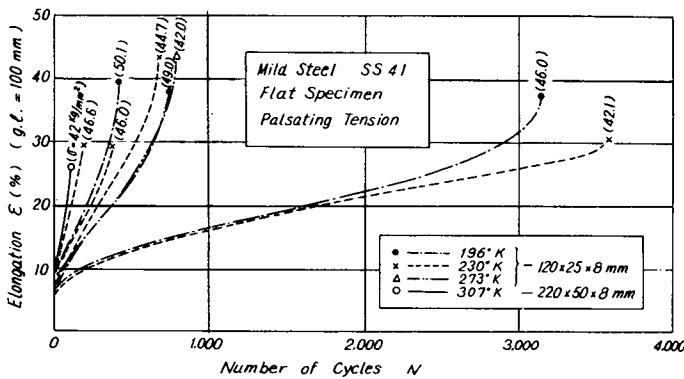


Fig. 1.26 Cyclic Creep Diagram

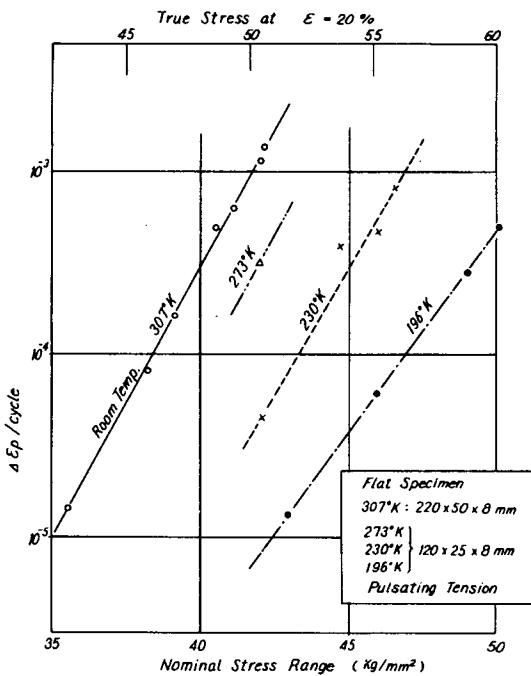


Fig. 1.27 Variation of Rate Steady State Flow with Stress Range

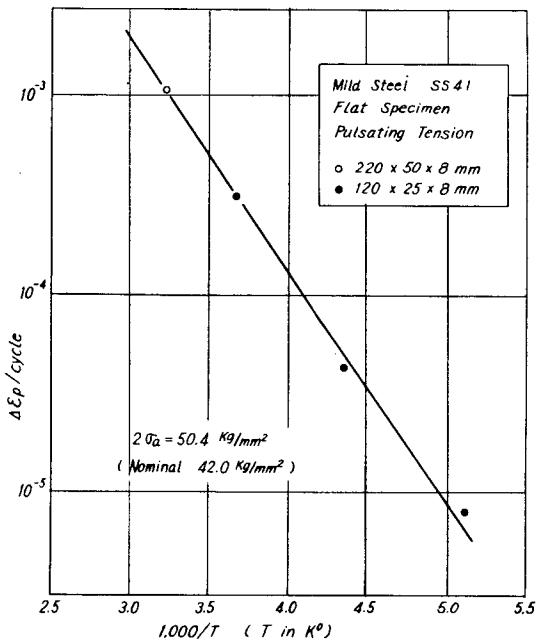


Fig. 1.28 Variation of Rate of Steady State Flow with Temperature

1・4 試験結果の総括

以上の実験結果を総括して体系的な理論を得る段階には至っていないが、板材の引張り振りの低サイクル試験結果を要約すると下記のようになる。

- (a) 荷重繰返速度および荷重波形の疲労寿命におよぼす影響は相当大きく、同じ応力振幅でも繰返速度の遅い場合、および最高荷重附近に保持される時間の長い荷重波形の場合はきわめて少数回で破断に至る。すなわち荷重条件を無視してS-N線図のみについて議論することは当を得ない。
- (b) 破壊過程を概略的に、第1回の荷重で大きい伸びを生じ、以後ほぼ定常的にサイクリッククリープが進行して、全体が一様な伸びを ϵ_m に達すると、局部的にネッキングを生じて少数回で急激に伸びが進行して破断し、この部分は最終的には ϵ_f の伸びを示すと考えることができる。
- (c) 前項の ϵ_f と疲労寿命Nとの関係は、荷重波形や繰返速度にほとんど影響されない。Nの増加に伴なつて ϵ_f は静的引張試験のそれよりも増大し、N=10⁴回附近で最大となり軟鋼においては静的破断の値よりも数十%も増加する。高張力鋼においても同様の傾向を示すが ϵ_f の増加率ははるかに小さい。

- (d) N が 1 04 回を越える附近で ϵ_f は急に減少の傾向を示し、クリープを伴なわない普通の高サイクル疲労の現象が見られる。低サイクル疲労と高サイクル疲労の境界は連続的なものではなく、本質的に異質の現象の範囲がこの附近で重なり合っていると考えるべきものようである。
- (e) ネッキング開始前の平均伸び ϵ_m についても前 2 項とはほぼ同様のことが言える。
- (f) ϵ_m から第 1 サイクルのひずみを差引いた量は、毎サイクルほぼ定常的に進行したひずみであるが、1 サイクル当たりのひずみ量 $\Delta \epsilon_p$ は試験材料、試験片寸法、荷重条件にはほとんど無関係に、その段階の繰返数（近似的には全繰返数 N に等しい）とほぼ

$$\Delta \epsilon_p \cdot N = \text{Const}'$$

の関係を示す。

- (g) 前項の $\Delta \epsilon_p \sim N$ 関係は試験温度によつては大幅に変化する。 $\Delta \epsilon_p$ は絶対温度の逆数とほぼ直線関係がある。

1・5 む す び

軟鋼、高張力鋼など 4 種の鋼材（板厚 2 種）について、平滑板状試験片の片振り張りの低サイクル疲労試験を行ない、荷重波形、繰返速度の影響、材種による比較、サイクリッククリープ現象の検討などを行なつた。

これまであまり試験データや解析理論のない分野であるため、これだけの試験結果から体系的な理論を得ることはできないが、さらに追求すべき多くの興味ある結果が得られた。

船体構造の疲労と関連づけるためには、引張り圧縮両振り試験との関連をつける必要があるが、試験装置の関係でできなかつた。サイクリッククリープ現象は両振りの場合は全く異つた傾向を示すものと思われるが、この点に注目した試験結果が切望される。

荷重波形に関しては、実働荷重の波形解析などと併行して、荷重頻度ヒストグラムの検討、簡単な累積被害試験などを行なつてみる計画である。

疲労試験中のひずみ進行を検討して破壊機構を論ずるためにひずみ振幅一定の試験結果も参考する必要がある。最近各方面でひずみ制御の試験装置が作られているようであるので、その試験結果が待たれる。

（執筆者；高 橋 幸 伯）

第2章 平均応力が疲労強度に及ぼす影響

担当： 東京大学生産技術研究所
日本海事協会技術研究所
大阪大学工学部造船科
三菱重工業(株)広島研究所

2・1 まえがき

最近、船体疲労強度に関する研究が盛んになり、素材や構造模型に関する疲労実験データもかなり集積されてきた。しかし、これらのデータの大半は片振り引張り試験あるいは両振り引張り圧縮試験に関するものであつて、平均応力が疲労強度に及ぼす影響に関する実験データは少ないようである。

一方、船体構造部材では、静水中の応力を基線として、波浪による繰返し応力をうけている。縦部材の場合は、静水中の応力、すなわち、平均応力はさほど大きくはないと考えられるが、横部材においては、かなり高い平均応力を有していることが、実船計測結果あるいは数値計算結果などから推定される。このように、平均応力が大きい場合は、たとえ、応力振幅が小さくとも、不連続部に疲労クラックを生ずる危険性がある。

本研究においては、軟鋼（KAM および SM41）および高張力鋼〔50キロ級(HT 50) および 60キロ級(HT60)〕の4種の鋼種について、平滑材および切欠材の疲労試験を行ない、これらの試験において、平均応力を種々変えて、平均応力が疲労強度に及ぼす影響を調査した。

2・2 試験用および試験方法

今回の実験に使用した供試材は KAM 鋼、SS41、HT50 および HT60 の 4 種類であつて、その化学成分および機械的諸性質を Table 2.1 に示す。これらのデータは、ミルシートより引用したものである。

これらの試験はすべて荷重一定の疲労試験である。なお、KAM 鋼については、変位一定の疲労試験を行ない平均歪の影響を調査したが、これについては第4章で説明する。試験時の諸条件を Table 2.2 に示す。

Table 2.2 に示すとおり、試験に使用した疲労試験機は低繰返し疲労試験用の試験機であつて、その繰返し速度は毎分 1 ～ 30 回であり、応力の高い場合はおそい速度で、応力の比較的低い場合は早い繰返し速度で実験を行なつた。また、HT60 の実験に使用したアムスラー・バルセータは 105 ～ 106 附近の実験に使用し、繰返し速度は毎分 260、520 回の 2 種類である。

今回の実験に使用した試験片の形状および寸法を Fig. 2.1 に示す。これらの試験片は黒皮のままの状態 (HT60 を除く) およびショットブロストをかけた状態 (HT60) で試験片の表面は機械仕上げをしていない。試験片は平滑材と切欠材とに大別される。KAM 鋼および HT50 の切欠材は試験片の中央に円孔あるいは長円孔の切欠を作つたもので、その応力集中係数はそれぞれ 2.75 および 5.2 である。また、HT60 の切欠材は試験片の幅の両端に半円切欠あるいは V 型切欠を作つたもので、その応力集中係数は 2.4 および 8.2 である。

平均応力の大きさは、Table 2.2 に示すとおり、SS41 材では 20、25、30、35 kg/mm²、すなわち、0.44 σ_B、0.56 σ_B、0.67 σ_B、0.78 σ_B であり、KAM 鋼および HT50 では 0.55 σ_B、0.65 σ_B、0.80 σ_B である。また、HT60 材では、平均応力を一定にしないで、最低応力 (σ_{min}) をそれぞれ 0 (完全片振り)、20、40 kg/mm² と変えて実験を行なつた。これらの平均応力および最低応力はすべて引張り応力である。

実験時の写真の一例を Fig. 2.2 に示す。

2.3 試験結果

これらの試験結果を σ_{max}-N 線図にまとめて、Fig. 2.3 ～ Fig. 2.12 に示す。すなわち Fig. 2.3 は SS41 材の平滑材、Fig. 2.4 は KAM 鋼の平滑材、Fig. 2.5 は KAM 鋼の円孔切欠材 ($\alpha = 2.75$)、Fig. 2.6 は KAM 鋼の長円孔切欠材 ($\alpha = 5.2$)、Fig. 2.7 は HT50 材の平滑材、Fig. 2.8 は HT50 材の円孔切欠材、Fig. 2.9 は HT50 材の長円孔切欠材、Fig. 2.10 は HT60 材の平滑材、Fig. 2.11 は HT60 材の半円切欠材 ($\alpha = 2.4$)、Fig. 2.12 は HT60 材の V 型切欠材 ($\alpha = 8.2$) の σ_{max}-N 線図である。

これらの図において縦軸は最大応力 σ_{max} (kg/mm²) を示し、横軸は破断までの繰返し数 N をそれぞれ対数目盛で示している。

これらの σ_{max}-N 線図からわかるように、σ_{max}-N 線図は、平均応力の大きさに無関係な横軸にはば平行な一つの直線と、平均応力の大きさによりその傾斜がそれぞれ異なる通常の疲労線図群とに大別される。

横軸にはほぼ平行な領域、すなわち、最大応力の高い領域においては、試験片に加わる最大応力がその疲労強度を決定するもので、平均応力が異なつても、最大応力さえ等しければ、その疲労強度はほとんど変わらない。これらの高応力領域は、部材の疲労強度よりも、むしろ静的強度を示しているものと解釈すべきであろう。

一般に、最大応力が高いほど静的な挙動に近くなり、平均応力が高く応力振幅が小さいほど静的な挙動に近くなる。また、平均応力および応力振幅が等しい場合は、応力集中の少ないものは静的な挙動に近くなる。今回の実験においても、平均応力が高く、変動応力が小さい場合および応力集中の小さい場合ほど、上述の横軸に平行な領域が長く、静的な挙動に近い性質を示している。たとえば、HT60の場合について具体的に説明すると、平滑材で(Fig.2.10参照)完全片振の場合は 10^4 サイクルの繰返数まで横軸にはほぼ平行であるが、平均応力の高い下限応力40kg/mmの場合は、この領域が 2×10^5 サイクルまで伸びている。また、Vノツチ切欠材の場合では(Fig.2.12参照)、完全片振りの場合は103サイクル附近で折れ曲り、下限応力40kg/mmの場合は 2×10^4 サイクルで折れ曲っている。HT60以外の鋼種の試験でも同様の傾向が現われているが、 $10^5 \sim 10^6$ サイクル附近的データが少ないため、HT60の場合ほど顕著ではない。

これらの σ_{max-N} 線図から応力振幅 σ_m と繰返数との関係を示す σ_m-N 線図を画くことができる。その一例として、HT50の長円孔切欠材の σ_m-N 線図をFig.2.13に示した。

σ_m-N 線図も σ_{max-N} 線図と同様に、2本の直線で近似することができる。 σ_{max-N} 線図において、平均応力の大きさにかかわらず、横軸にはほぼ平行な一本の直線で表わされた領域は、 σ_m-N 線図では、平均応力の大きさごとにそれぞれ一本の直線で近似され、これら直線の差は平均応力の差に等しくなっている。

これらの σ_m-N 線図から、各時間強度における平均応力の影響を示す時間耐久線図を画くことができる。Fig.2.14～Fig.2.23に各鋼材の時間耐久線図を示した。これらの時間耐久線図において、縦軸は応力振幅と引張り強さとの比 σ_a/σ_B を示し、横軸は平均応力と引張り強さとの比 σ_m/σ_B を示す。これらの図において、平均応力0の縦軸のところは両振り試験の結果を示し、原点から 45° の直線は片振り引張りの試験結果を示す。

Fig.2.15のKAM鋼平滑材の両振りおよび完全片振りの実験結果およびFig.2.16のKAM鋼円孔切欠試験片の両振りの実験結果は後述の開口部の実験結果(ss41材)を引用したものである。同様にFig.2.18、Fig.2.19、およびFig.2.21の両振りの実験結果も開口部の実験結果を引用したものである。

これらの時間耐久線図は2本の直線で近似される。この耐久線図において、折れ曲る点は、前記の σ_{max} - N 線図あるいは σ_a - N 線図における折れ曲る点に対応する。ゆえに耐久線図において、折れ曲る点から右側は静的挙動に近く、左側は疲労の挙動を示していることになる。

なお、応力集中の影響については第4章で詳細に説明するので、ここでは省略する。

2.4 むすび

SS41、KAM、HT50およびHT60の4種の鋼種について、平均応力を種々変えた疲労試験を行ない、平均応力の影響について調査した。これらの試験結果から、大略下記のごとき結論を得た。

- a) 最大応力と繰返し数との関係を示す σ_{max} - N 線図は、横軸にはば平行な直線と、通常の疲労曲線との2本の直線で近似される。横軸に平行な直線で近似される領域では、試験片に加わる公称最大応力が疲労強度を決定するもので、最大応力さえ等しければ平均応力が異なつても、その疲労強度はほぼ等しい。また、通常の疲労曲線へ折れ曲る点は、応力集中の大きいものほど早く、また、平均応力の高いものはほどおそい繰返数であらわれる。通常の疲労線図においては、平均応力の高いものほど、高い最大応力に耐える。
- b) 応力振幅と繰返数との関係を示す σ_a - N 線図も σ_{max} - N 線図と同様2本の直線で近似され、その折れ曲る点は σ_{max} - N 線図の折れ曲る点に対応する。
- c) 今回得られた時間耐久線図より、船体に使用する鋼板の平均応力が異なる場合の時間強度を知ることができる。この時間耐久線図も σ_{max} - N 線図と同様2本の直線で近似され、その折れ曲る点は σ_{max} - N 線図の折れ曲る点に対応する。今回行なった疲労試験は、もつとも基礎的なものであつて、船体構造の疲労強度を確実に把握するには、大型模型による疲労試験を行なう必要があるであろう。

(執筆者 : 山口勇男)

Table 2.1 Chemical Composition and Mechanical Properties of Base Metal

Kinds of Steel () indicate thickness	Chemical Composition (%)							Mechanical Properties			
	C	Si	Mn	P	S	Mo	V ₂ O	Yielding Stress σ_y (kg/mm ²)	Tensile Strength σ_u (kg/mm ²)	Elongation (%)	Bend Test
KAM (12.7 mm)	0.17	0.05	0.68	0.01	0.02	—	—	294	444	27.5	good
SS41 (4.5 mm)	0.17	0.06	0.80	0.014	0.018	—	—	319	45.8	41.2	—
HT-50 (12 mm)	0.17	0.45	1.4	0.02	0.015	—	—	39	53.5	21	—
HT-60 (10 mm)	0.14	0.43	1.14	0.026	0.018	0.03	tr	59	69	31	—

Table 2.2 Testing Conditions

Test conducted by	University of Tokyo	Osaka University	Nippon Kaiji Kyokai	Mitsubishi Heavy Industry
Kinds of Steel	SS41	SS41	HT60	KAM HT50
Testing Machine	Low-cycle Fatigue Testing Machine	Low-cycle Fatigue Testing Machine	Low-cycle Fatigue Testing Machine, Amsler Pulsator	Low-cycle Fatigue Testing Machine
Pulsating Speed (c.p.m.)	1~30	10~30	10~20 260, 520	$N > 100$ 25 $N < 100$ 1 (Manual)
Kinds of Test	Const. Load	Const. Load	Const. Load	Const. Load
Mean Stress	0↔Tension, 20, 25, 30 35 (kg/mm ²) in Tension	Alternating Load	0↔Tension $\sigma_{min}=20, 40$ (kg/mm ²) in Tension	0↔Tension $\sigma_m=0.8 \sigma_b$, $0.65 \sigma_b$, $0.55 \sigma_b$ in Tension
Kinds of Test Specimen	Plain	Plain	Plain Notched ($\epsilon=2.4, 8.2$)	Plain Notched ($\epsilon=2.75, 5.2$)
Fig. No. of Test Specimen	Fig. 2.1 (a)	Fig. 2.1 (a)	Fig. 2.1 (b)	Fig. 2.1 (c)

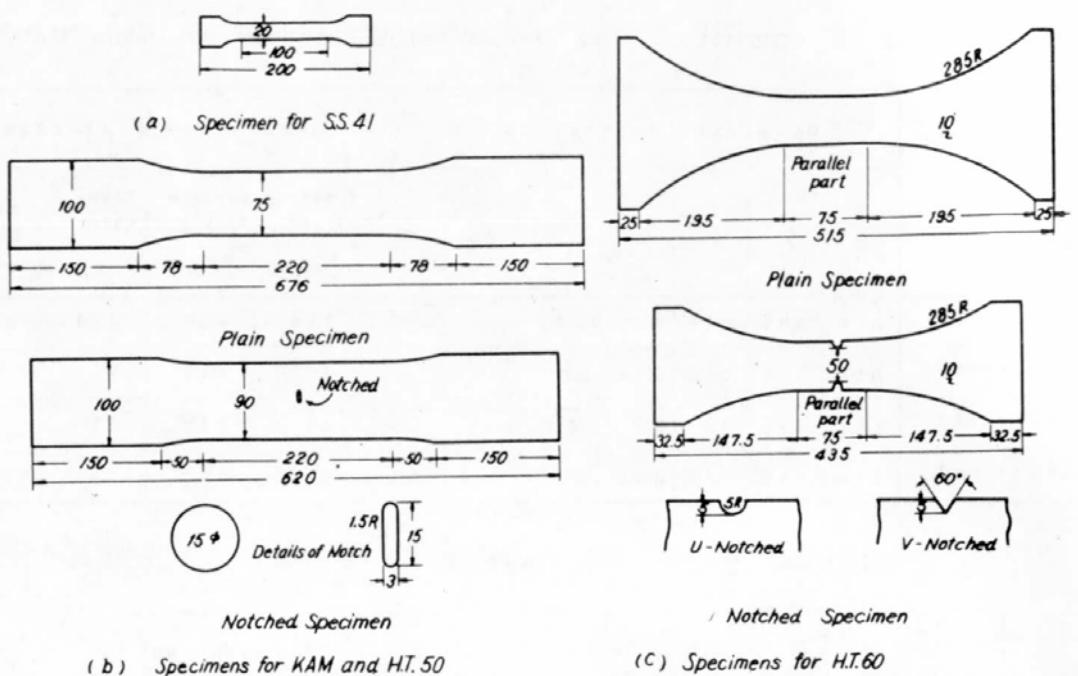


Fig. 2.1 Shapes and Dimensions of Test Specimen
(unit:mm)

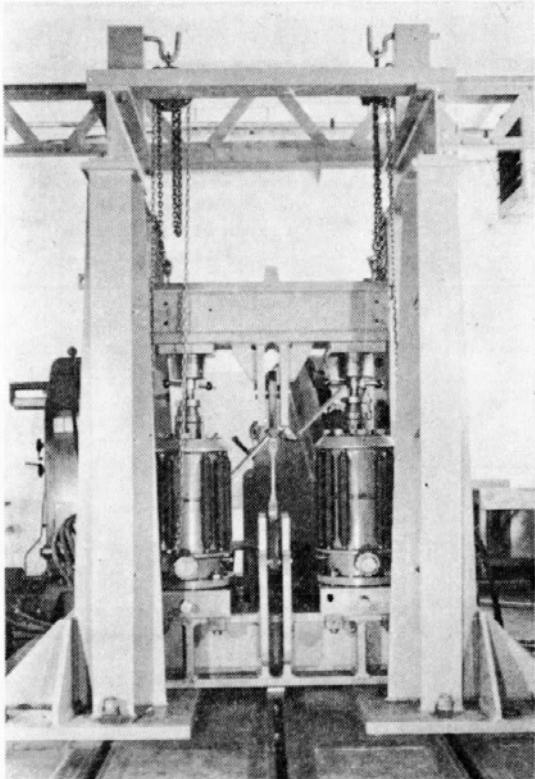


Fig. 2.2 Test Machine

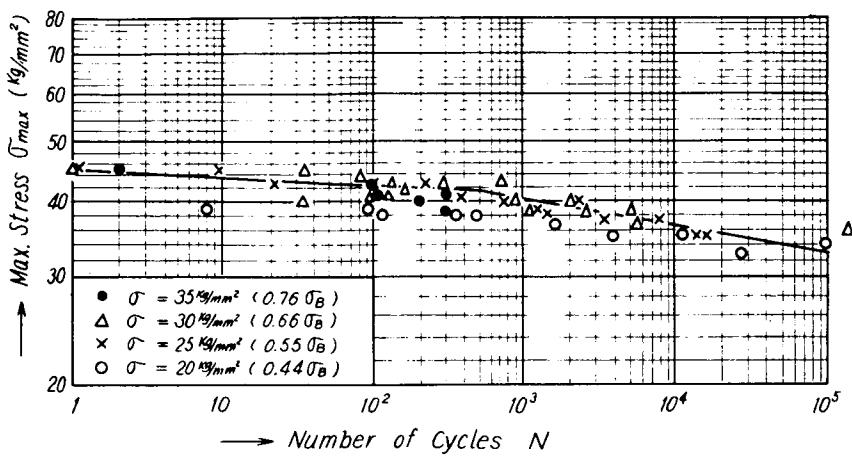


Fig. 2.3 σ_{\max} -N Curves for SS41 (Plain Specimen)

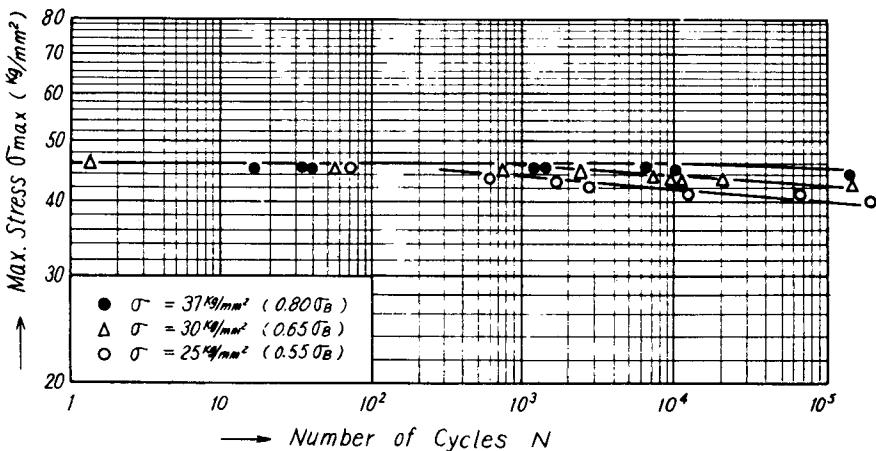


Fig. 2.4 σ_{\max} -N Curves for KAM (Plain Specimen)

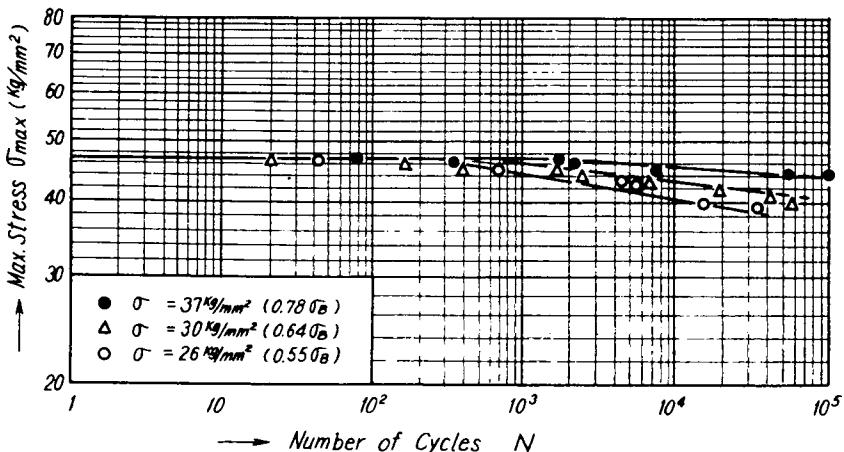


Fig. 2.5 σ_{\max} -N Curves for KAM(Notched Specimen $\alpha=2.75$)

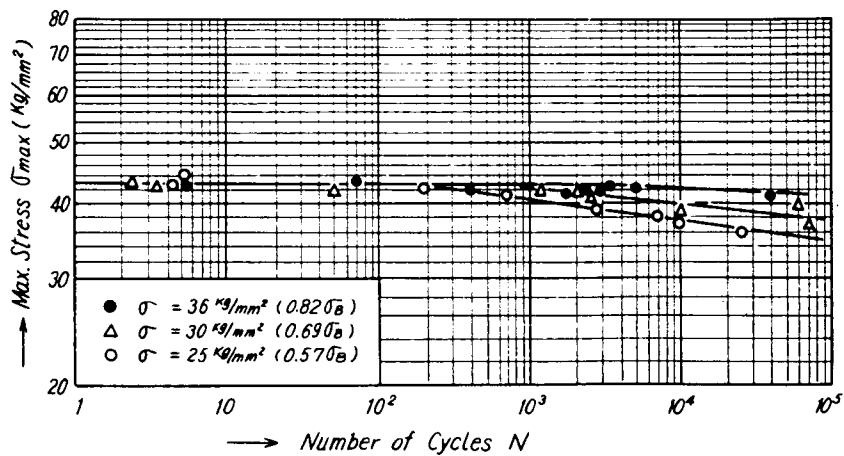


Fig. 2.6 σ_{max} -N Curves for KAM (Notched Specimen $d=5.2$)

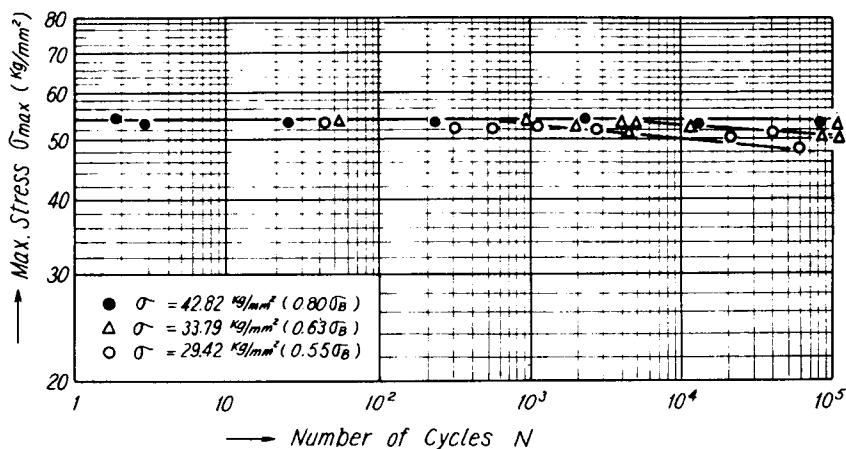


Fig. 2.7 σ_{max} -N Curves for HT50 (Plain Specimen)

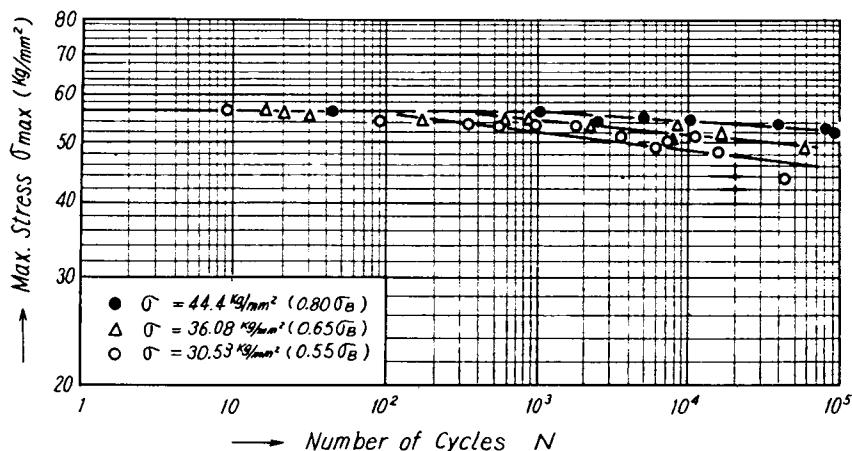


Fig. 2.8 σ_{max} -N Curves for HT50 (Notched Specimen $d=2.75$)

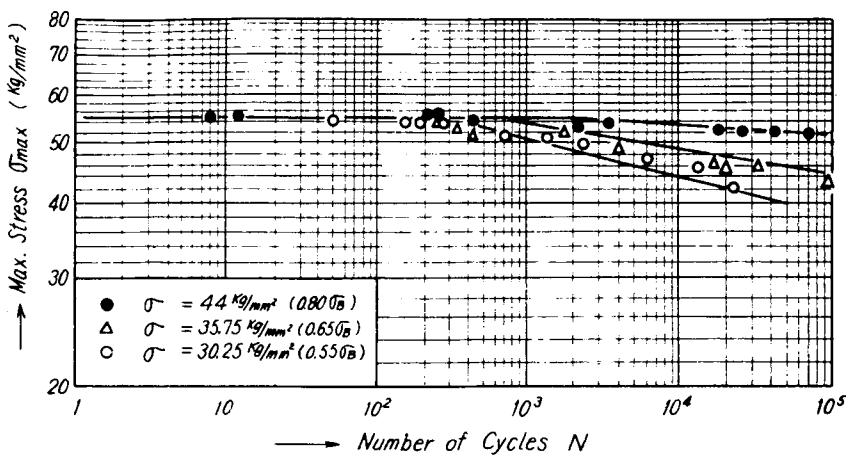


Fig. 2.9 σ_{\max} -N Curves for HT50 (Notched Specimen $\alpha=5.2$)

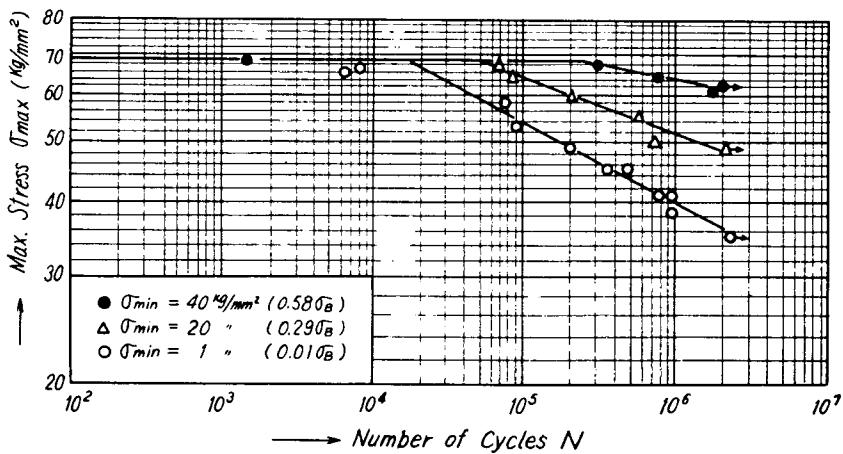


Fig. 2.10 σ_{\max} -N Curves for HT60 (Plain Specimen)

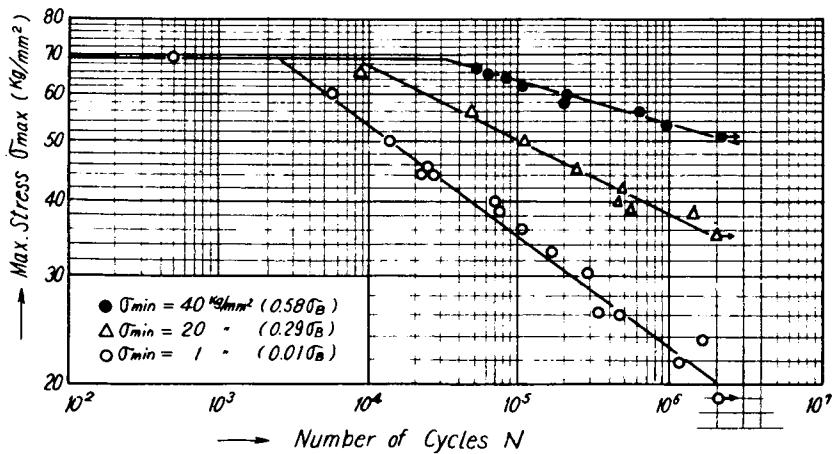


Fig. 2.11 σ_{\max} -N Curves for HT60 (V-Notched Specimen $\alpha=2.4$)

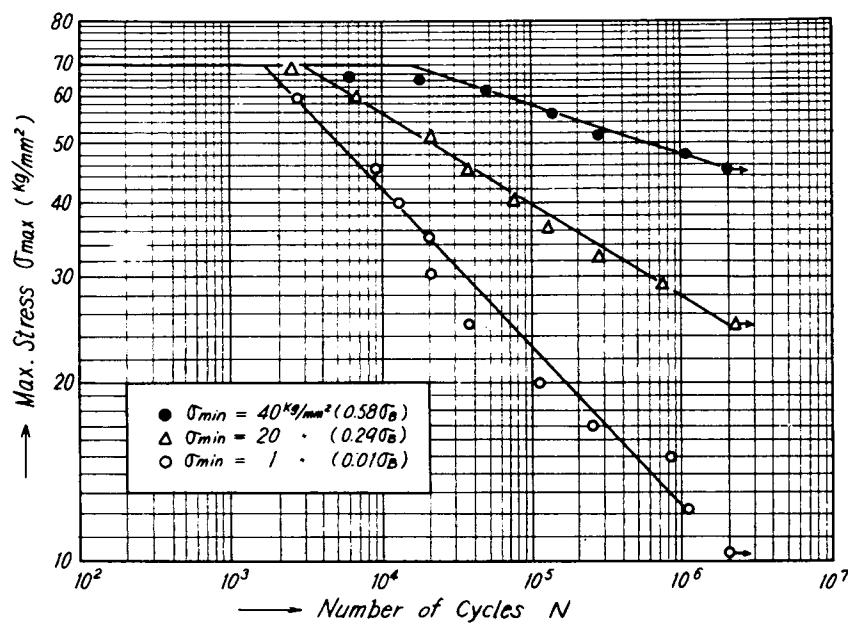


Fig. 2.12 σ_{\max} -N Curves for HT60 (V-Notched Specimen $\alpha=8.2$)

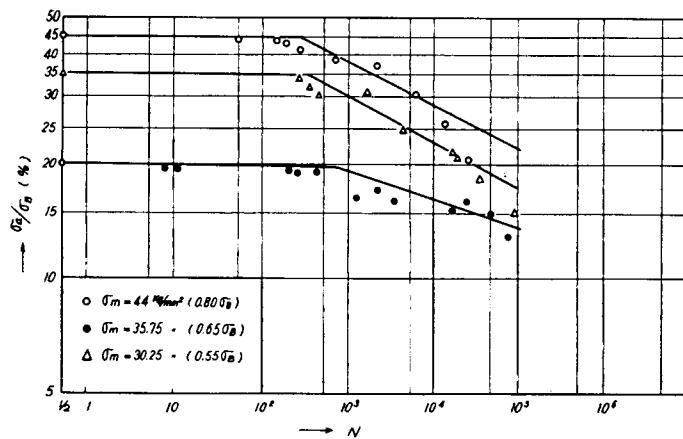


Fig. 2.13 σ_a -N Curves for HT50 (Notched Specimen $\alpha=5.2$)

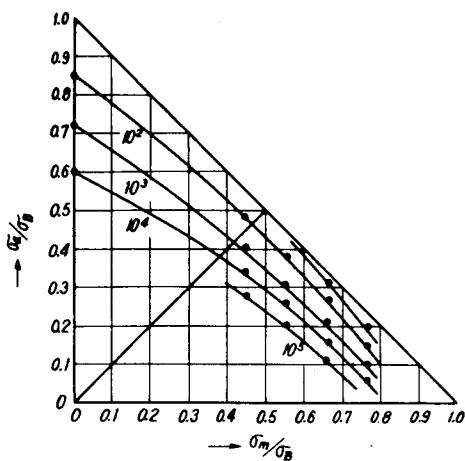


Fig. 2.14 σ_a - σ_m -N Diagram for SS41
(Plain Specimen)

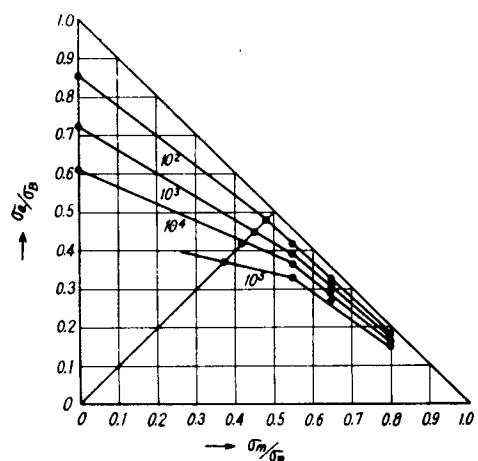


Fig. 2.15 σ_a - σ_m -N Diagram for KAM
(Plain Specimen)

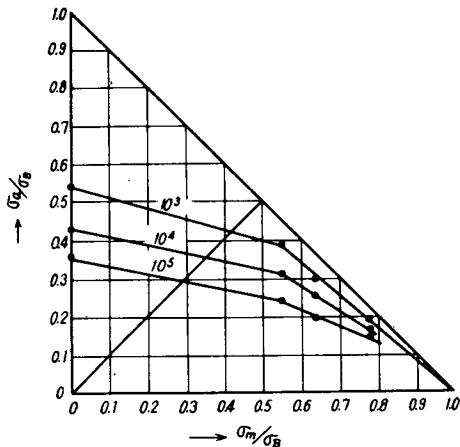


Fig. 2.16 σ_a - σ_m -N Diagram for KAM
(Notched Specimen $a=2.75$)

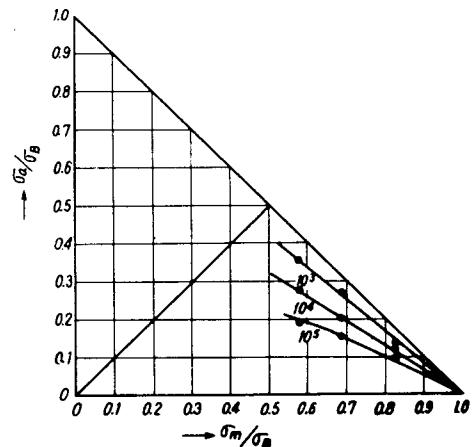


Fig. 2.17 σ_a - σ_m -N Diagram for KAM
(Notched Specimen $a=5.2$)

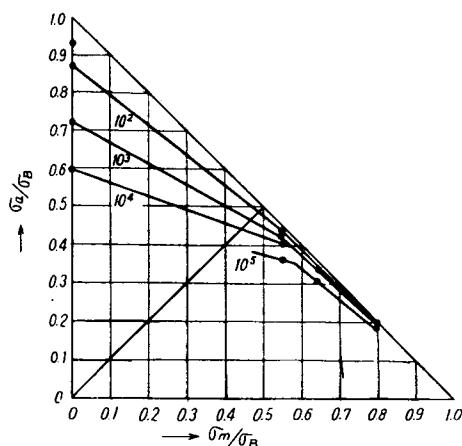


Fig. 2.18 σ_a - σ_m -N Diagram for HT50
(Plain Specimen)

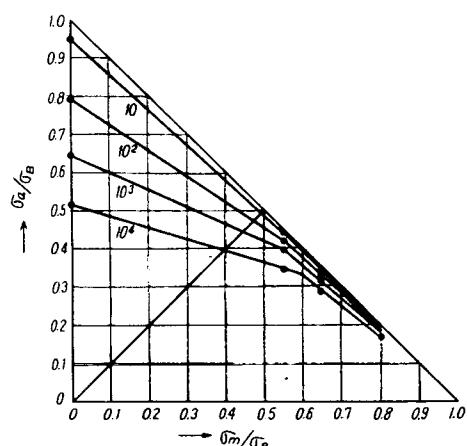


Fig. 2.19 σ_a - σ_m -N Diagram for HT50
(Notched Specimen $a=2.75$)

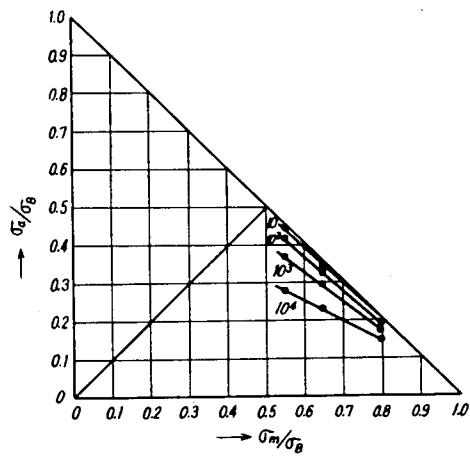


Fig. 2.20 $\sigma_a-\sigma_m-N$ Diagram for HT50
(Notched Specimen $\alpha=5.2$)

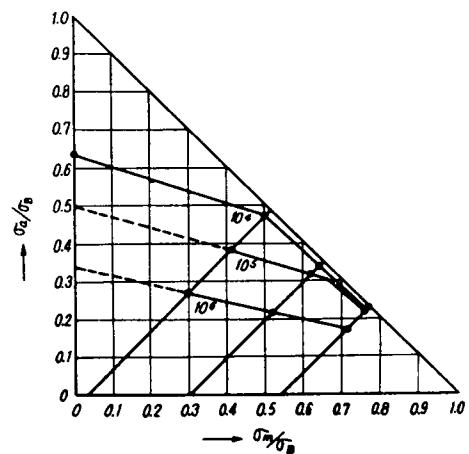


Fig. 2.21 $\sigma_a-\sigma_m-N$ Diagram for HT60
(Plain Specimen)

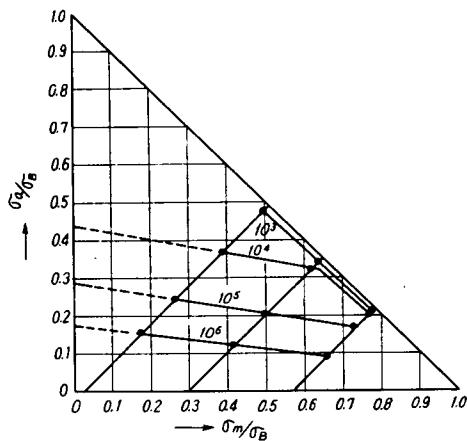


Fig. 2.22 $\sigma_a-\sigma_m-N$ Diagram for HT60
(V-Notched Specimen $\alpha=2.4$)

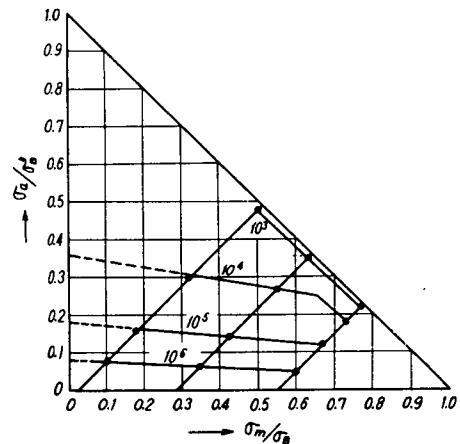


Fig. 2.23 $\sigma_a-\sigma_m-N$ Diagram for HT60
(V-Notched Specimen $\alpha=8.2$)

第3章 特殊条件下の低サイクル疲労

3.1 まえがき

材料の研究においては、その材料がどのような環境においてどのような条件下で使用されるかを知り、はたしてそれに適するか否かを調べることが必要である。船舶用鋼材においても、この観点から考慮すべき問題がいろいろある。これらの問題点の中から、LPGタンカ等を対象とした低温時の疲労強度、船体の不連続構造部に起り易い塑性変形を与えた部材の疲労強度および溶接部の腐食疲労強度をとりあげて、低サイクル疲労の立場から研究した。

また、近い将来に問題となると思われる超低温時の材料の特性についても調査した。

3.2 引張予歪試験片の低サイクル疲労

(担当: 横浜国立大学工学部造船科)

予歪が疲労強度に与える影響については、今まで多くの研究¹⁾があるが、低サイクル疲労についての研究はまだ少ない。本研究は船体構造において局部的に予想される引張予歪を与えた平板試験片の片振引張疲労強度を明らかにするために行なわれたものである。

3.2.1 供試材および試験方法

供試材料は、造船用鋼材のSM41およびSM50で、その化学成分ならびに機械的性質をTable 3.1に示す。板厚はすべて公称6mmである。試験片の形状および寸法はFig. 3.1に示されるとおりである。先ずa型の試験片を製作し、所定の予歪を与えた。

与えた予歪量は、SM41については5または10%、SM50では5、10、15、または20%である。また、各試験片にそれぞれの所定の予歪を与える前に予備実験として、a型試験片について、歪ゲージおよび表面に画いた格子模様によ

1) 例えは 福井、佐藤: — 東大理工研報告 3, 11-12(1949) 311, その他

西畠、山浦: — 材料試験, 10, 97, (昭36) 786/791

J. O. Lyng: — Mat., Res., & Standards 2, 11, (1962) 751/753

り、予歪分布を調べたが、試験片中央部には、ほぼ均一な予歪が予えられていることがわかつた。

また、これとは別に、 $1,000 \times 1,500$ mmの板を、圧延方向に引張り、横方向に1.5～3.0%の塑性歪を与えた後、これより製作したD型試験片についても実験を行なつた。便ぎ上この歪には負の符号をつけて区別する。

所定の予歪を与えた試験片は、ただちに炉に入れ、 250°C を15分加熱後空冷の人工時効が施された。時効完了後、これを図示のD型の形状に仕上げて疲労試験用とした。使用した塑性疲労試験機は、50トン容量のアムスラー型万能試験機に低速繰返し荷重装置を取りつけたものである。すなわち、電気抵抗線を利用した油圧計により電磁弁を開閉せしめて、負荷および除荷を行なわせた。試験は定荷重の片振り張低サイクル疲労試験であり、下限荷重を+1トンとした。また、荷重繰返し速度はほぼ毎分10回とした。

3・2・2 実験結果およびその考察

(a) 予歪と静的強度

疲労試験を行なうに先立ち予歪と静的強度との関係を調査した。D型の試験片について、所定予歪を与えた後、 250°C 15分の人工時効を施したものと、室温5日放置の常温時効を与えたものについて、引張り試験を行なつた。そのときの荷重と伸び線図のSM50に関する2例をFig. 3.2にまた同じくSM50についての予歪と引張り強さ σ_B との関係をFig. 3.3に示す。ただし、Fig. 3.2の σ_B は予歪を与える前の断面積に対するものであり、Fig. 3.3の値は予歪を与えた後のそれによるものである。これらの図にみられるように、人工時効による静的強度の上昇には著るしいものがあり、疲労強度の上昇に大きく貢献するであろうことが推定される。また、常温時効でも静的強度は上昇することが確認されたがこの場合の上昇度は人工時効の場合の約半分程度であるので、疲労強度への影響も同程度と類推される。

(b) 予歪と低サイクル疲労強度

疲労試験には、Fig. 3.1のD型試験片を用いたが、得られたS-N線図を、Fig. 3.4(a)および(b)に示す。Fig. 3.4(a)はSM41材に対するものであり、3.4(b)はSM50に対するものである。ここで、これらの図の縦軸にとつた最大応力は、予歪を与えた後の断面に対する公称応力である。これらの図からわかるように実験範囲内の予歪を与えて、同一の人工時効を施した場合には、予歪量が大きいほど時間強度も高くなつている。Fig. 3.5は時間強度と予歪との関係を示すもので、(a)図がSM41について、(b)図がSM50についてのものを示す。ここにみられる

ように、予歪量 15 %までは、静的強度を含めて、時間強度は予歪量に比例して高くなり、予歪量 1 %に対して、約 2 %の割で増加する。ただし、予歪量が 15 %を越すと、この増加率はやや減少するようである。これらの事実は、平滑材の疲労限度は引張強さに比例するという従来の結論が、低サイクル疲労強度の場合にもいえることを示している。Fig. 3.4 は予歪を与えた後の断面に対する応力で表わしてあるが、部材が塑性変形を起した後は断面の寸法が変化するので、強度の比較としては、応力よりも荷重で行なつた方がより合理的と思われる。Fig. 3.6 は、このような見地から、繰返し最大荷重と破断までの繰返し数との関係を示した P-N 線図で、SM 50 に対するものである。この結果からみても、予歪材は疲労強度が高いといえる。Fig. 3.7(a)および(b)は疲労試験中の断面積の変化を示す例である。予歪量が小さいほど最初の負荷による断面積の減少が大きく、しかも N の増加につれて徐々に減少してゆくが、予歪が大きくなると始めの変化量も、途中のそれもほとんどなくなり、破断直前に至り急激な減少を起す。またこれらの曲線からわかるように、破断には、いずれも局部的なくびれを伴なつており、予歪の多い方が破断時断面積の減少が少なく、同じ予歪では大きな N で破断する方が同じく断面積の減少が少ないようである。断面積の変化に伴なつて、試験片に作用する真応力も変化するが、その状況を示したのが Fig. 3.8(a)および(b)である。当然のことながら、これらの図は、Fig. 3.7 と同じ様相を示している。

3・2・3 まとめ

以上の結果より、何等かの原因によつて、部材に引張または圧縮予歪を生じたとしても、その部が同じ引張荷重の繰返しを受ける限り、予歪がない場合よりも疲労強度上安全であることが実験的に確認された。

Table 3.1 Chemical compositions and Mechanical Properties of the Materials used
SM 41

Chemical Compositions (%)					Tensile test		Bend test
C	Si	Mn	P	S	(σ_{y}) (kg/mm ²)	(σ_{u}) (kg/mm ²)	$\delta(\%)$
0.18	0.05	0.57	0.16	0.24	28	47	52

SM 50

Chemical Compositions (%)					Tensile test		Bend test
C	Si	Mn	P	S	(σ_{y}) (kg/mm ²)	(σ_{u}) (kg/mm ²)	$\delta(\%)$
0.16	0.38	1.04	0.022	0.021	33	51	28

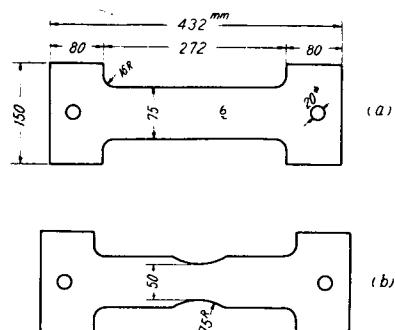


Fig. 3.1 Test specimen used in the Pre-strained Condition

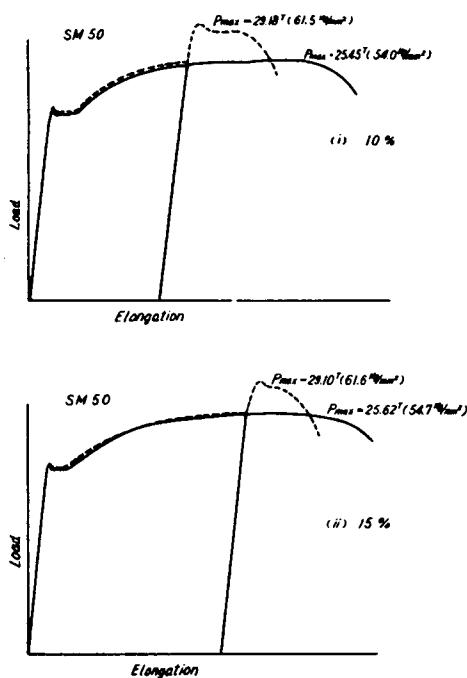


Fig. 3.2 Load-Elongation Diagrams

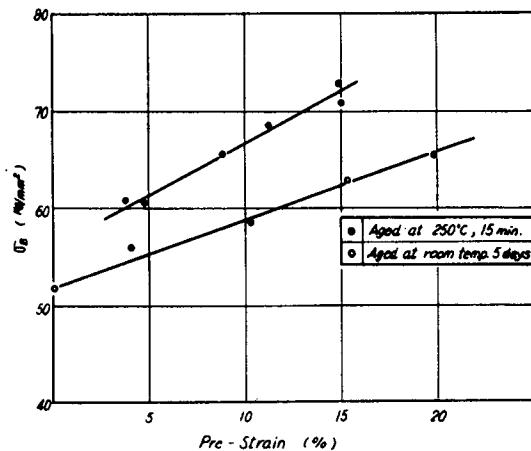


Fig. 3.3 Relation between the Tensile Strength and the Pre-strain

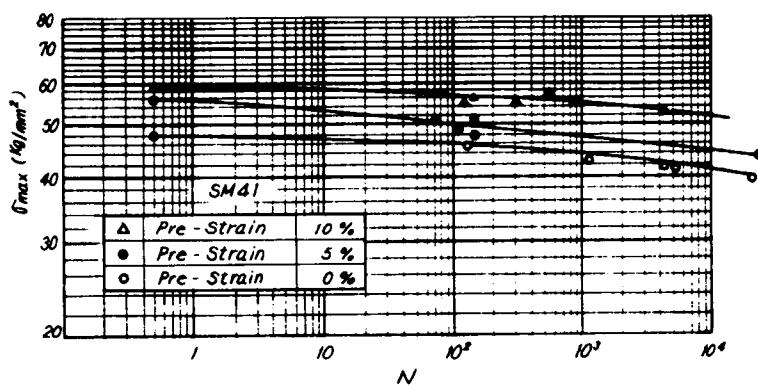


Fig. 3.4 (a) σ_{max} -N Diagrams of SM41

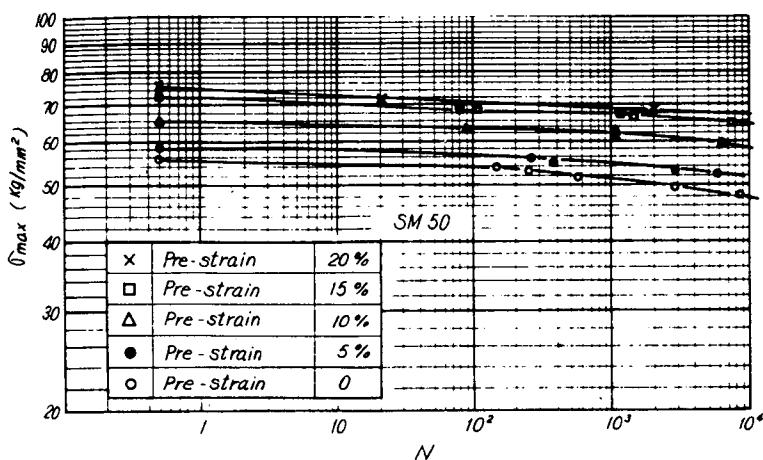


Fig. 3.4 (b) σ_{max} -N Diagrams of SM50

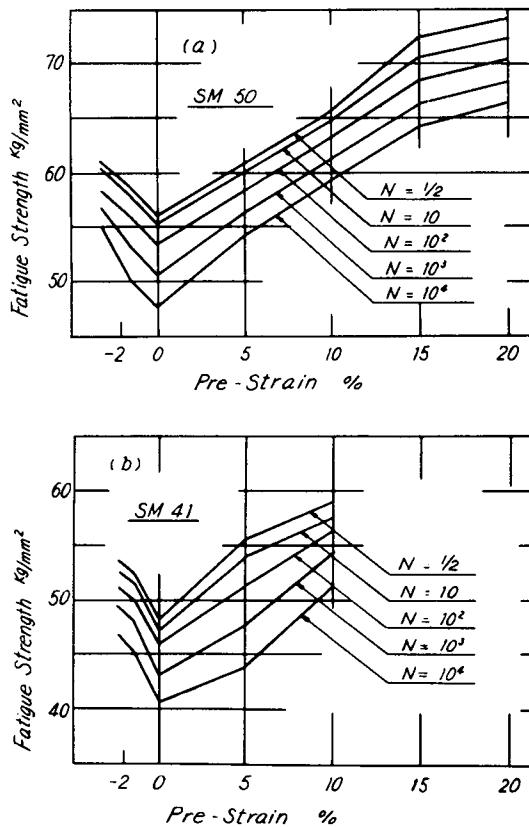


Fig. 3.5 Relation between Fatigue Strength and Pre-strain

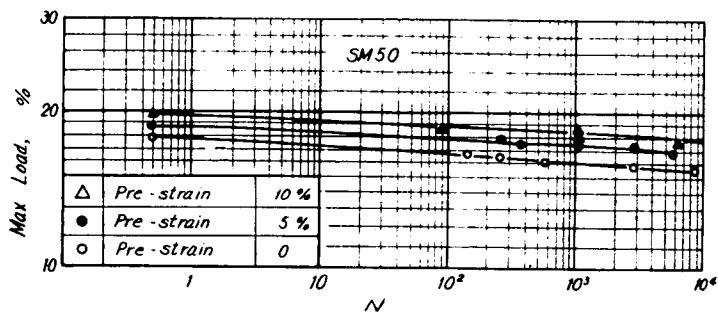


Fig. 3.6 Relation between Maximum Load and Number of Reversals of Stress

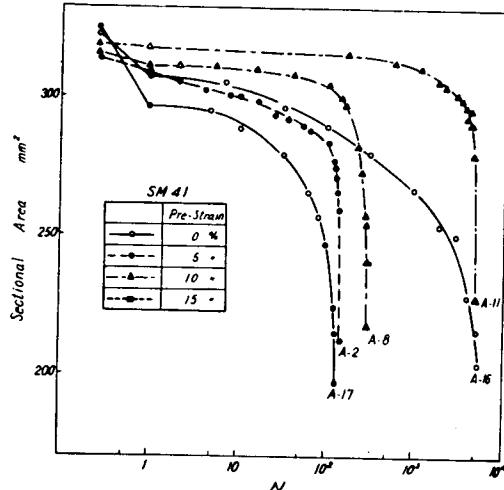


Fig. 3.7 (a) Change of Sectional Area during Fatigue Testing of SM41

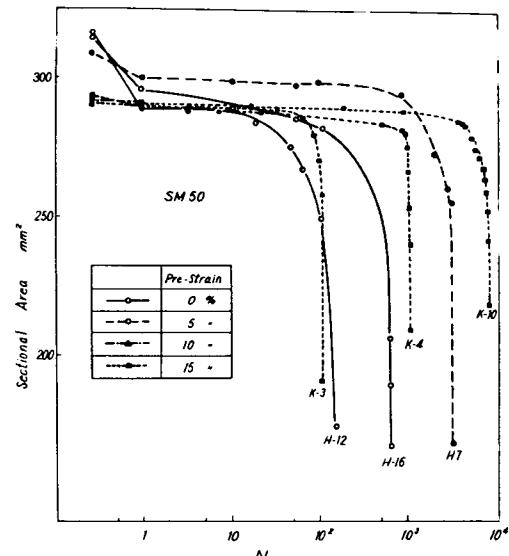


Fig. 3.7 (b) Change of Sectional Area during Fatigue Testing of SM50

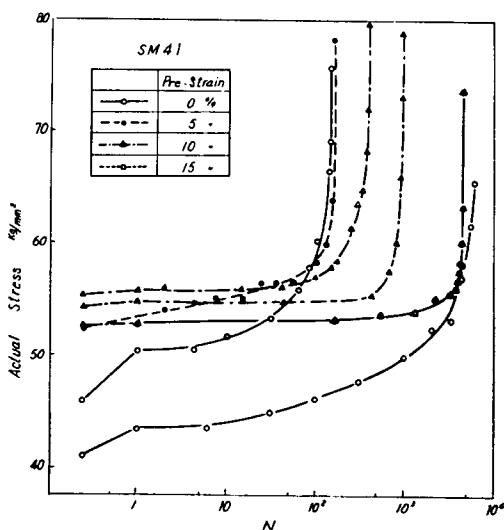


Fig. 3.8 (a) Change of Actual Stress due to the Increase of Number of Reversals of stress (SM41)

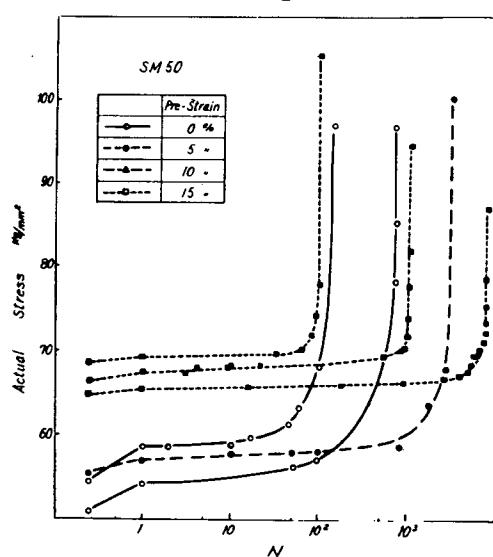


Fig. 3.8 (b) Change of Actual stress due to the Increase of the Number of Reversals of stress (SM50)

3・3 各種高張力鋼の低温における疲労特性

(担当: 日立造船(株)技術研究所)

従来、各種材料の低温における諸特性、特に疲労強度に対する検討を行なつた文献は比較的少なく^{2)～5)} また、供試材料も特殊なものが多いようである。本研究はその供試材料として、比較的一般に構造用材料として使用される軟鋼、Y ND鋼および60キロ高張力鋼の3種を選び、それらの低温における高応力疲労特性を明らかにする目的で行なつたものである。

3・3・1 供試材および試験方法

供試材料はSS41、Y ND33およびHT60で、母材板厚は3/4"であり、試験片採取にあたつては入庫時の状態のままで、何等の特別な処理も行なわなかつた。各材料の化学分析結果をTable 3.2.に示す。

疲労試験を行なうに先立つて、常温から-196℃の間で静的引張試験、ならびにVノツチシャルピー衝撃試験を実施した。引張試験は直径14mmの丸棒平滑試験片と、平行部直径12mm、溝底部直径9mm、溝角度60°、溝部先端半径0.8mmおよび0.25mmのV型溝を有する2種の切欠試験片の計3種とした。引張試験には20トンアムスラー型試験機を使用し、試験片をそれぞれの冷却液中に浸漬した状態で負荷した。なお、ゲージの長さは50mmとした。

疲労試験には小野式回転曲げ疲労試験機を使用し、回転数は減速装置で減速して毎分80回転とした。試験片形状は引張試験の場合と全く同形の3種類で、その形状係数はR. E. Petersonの方式によれば、それぞれ、1.2および3.05である。切欠部の仕上げ状況はすべて拡大投影器で検査して、加工精度の良好なもののみを用いた。

試験片の冷却には3組の冷媒槽の周囲に設けた管路内をファンで強制的に巡回冷却させた空気を試験片に吹付ける方式の冷却槽を作成使用した。温度調節には、自動温度調節装置を外気吹込み用送風装置と連動操作させ、±2%の範囲内で所定温度に保持しうるようにした。この装置の冷却能力は、冷媒として固体炭酸とアルコ

2) J. W. Zambrow & M. G. Fontana:—Trans. ASM., 41, 1949.

3) J. W. Spretnak, M. G. Fontana and H. E. Brooks:—Trans. ASM., 43, 1951.

4) 大内田、安藤:—機論、30, 209(昭29)

5) 河本、中川:—材料試験、3, 11,(昭29)

ールの混合液を使用した場合に、約-45℃であつた。したがつて、-78℃での疲労試験を実施する場合には、上記冷媒に試験片を直接浸漬して行なつた。また、試験機と試験片の間の熱伝導による試験片の温度上昇を防止するために、硬度防熱材「マイカルタ」で試験片保持チャックを製作し、試験片と試験機とを熱的に遮断した。試験装置等の外観を Fig. 3.9(a)～(d)の写真に示す。

3・3・2 試験結果およびその考察

(a) 低温時の静引張および衝撃強度

各供試材料の引張試験を10℃、-20℃、-40℃、-78℃、および-196℃の5段階の温度で行なつた。平滑材についてのこれらの試験結果を Fig. 3.10 (a)～(c)に各材種別に示した。また、それぞれの材料および試験温度における平滑材の機械的性質に対する切欠材の機械的性質の変化率を Table 3.3.に一括表示した。また、Fig. 3.10にはVノツチシャルピー衝撃試験結果も併せ記入してある。

これらの実験結果から、次のことがいえる。

- (1) 降伏応力 σ_y および抗張力 σ_B は、常温から-100℃～150℃附近までは、温度下降に比例してほぼ直線的に上昇するが、温度降下がそれ以上になると、その上昇率は急激に増加し、-196℃では常温時に対して、SS41でそれぞれ3倍および2倍、YND33で2.5倍および1.9倍、HT60で2.0倍および1.7倍にも達している。J. W. Spretnak 等の各種の特殊鋼に対する実験³⁾では、これらの値のいずれも平均1.3倍程度であり、大内田、安藤のギルド鋼(SS41Kh)についての実験⁴⁾では、それぞれ3.2倍および2.2倍という結果が示されている。
- (2) 常温から-100℃程度の間では、温度降下に対する σ_y および σ_B の変化の割合は HT60 が小さく、SS41 と YND とはほぼ同程度である。
- (3) 降伏比 σ_y/σ_B は、各材料とともに低温になるにしたがつて上昇し、-196℃では95%程度に達する。
- (4) 図には示していないが、真破断応力は、温度降下につれて SS41 および YND ではわずかに上昇し、HT60 では逆にやや減少する傾向がみられた。
- (5) 絞り ϕ は一般に温度を下げるによつて減少する。特に、SS41の場合には-196℃でその低下がはなはだしい。大内田等の実験⁴⁾によれば、SS41Khの場合、絞り ϕ 、伸び ϵ とも -195℃ でほとんど 0 に近い値を示している。
- (6) 伸び ϵ も一般に降温によつて減少しているが、HT60の場合には、 ϵ の減少は非常に小さいという結果が得られた。
- (7) 弹性係数 E は、常温から-78℃に温度を下げることによつて、平均 0.5% 上昇した。Spretnak 等によれば³⁾ 常温から-196℃に降温した場合の E の

増加量は平均 5 % であつたとしている。

(8) 切欠き材の場合には、Table 3.3 からわかるように、これらの機械的性質の、平滑材の値に対する変化の割合は、常温から -78 °C の範囲内では、温度にあまり関係なく、ほぼ一定であるといつて差支えないようである。

(9) これらの変化率は、 $\alpha = 2 \sim 3$ の時に、 σ_y で 45 ~ 50 %, σ_B で 40 ~ 45 %, σ_y/σ_B で 2 ~ 8 % 増加し、材種による差は顕著ではない。ただ、 ϕ は SS41 で 40 ~ 20 %, YND および HT60 で 60 ~ 30 % に減少している。

また、この変化率は、 α が 1 から 2 に変つた時の変化率に比べて、 α が 2 から 3 に変つた時のそれは非常に小さく、したがつて、 α がさらに増加しても、変化率はそれほど変わらないものと推察される。

(10) シヤルピー衝撃試験の結果は、Fig. 3.10 に併記したとおりであり、YND と HT60 の衝撃特性はほぼ同程度である。

(b) 低温時の低サイクル疲労強度

疲労試験は 10 °C, -40 °C および -78 °C の 3 段階の温度で実施した。これらの各温度下における実験結果の S-N 線図を各材料別に Fig. 3.11 から Fig. 3.13 までに示した。

また、これより、それぞれの材料について、各対応温度および対応形状の静的引張強さ σ_B で応力振幅 σ_a を除して無次元化した $\sigma_a/\sigma_B - N$ 線図を各材料にまとめて、Fig. 3.14.(a)~(c) に示した。

これらの実験結果に考察を加えながらとりまとめると、以下のようになる。

(1) 各温度における各材料の平滑材の σ_a を、これに対応する切欠材の σ_a で除した時間強度を β とする。これは疲労限度 σ_w における切欠係数 β に相当するものである。

Fig. 3.11 ～ Fig. 3.13 の S-N 線図から、数段階の N に対するこの β を求めて置点すると、Fig. 3.15(a)～(c) のようになる。

β については、Moore⁶⁾ が回転曲げについて次のような実験式を与えていた。

$$\beta = 1 + \frac{\alpha - 1}{1 + \sqrt{\varepsilon_0' / \alpha}}$$

$$\beta_0' = 5.1 (1 - \sigma_y / \sigma_B)^3 (1 - 0.635 / \alpha) (\text{mm})$$

ただし、 α : 切欠半径 (mm) で $< 1.6 \text{ mm}$

ε_0' : Neuber による切欠底より応力一様の範囲 (mm)

6) Moore : — Proc. ASTM., 45, (1945)

ϵ_0' は材料に固有の量とされているが、温度によって σ_y も σ_B も変化することから、材料および温度の関数と考え、静的実験の結果を用いて計算した β の値を図中に併記した。

これらによると、繰返し負荷応力が大きいほど、切欠きに対する感受性は相対的に一般に小さくなる。

また、温度と β との関係を Fig. 3.16 に示す。図中にも参考のため β の計算値も記入してある。この図によると、温度が降下するにしたがつて、一般に β は上昇する。すなわち、低温になるにつれて、切欠きに対して僅かではあるが敏感になる傾向があるようである。材料別に関しては、特に顕著な差異は認められないようである。

(2) 温度を下げることにより、平滑材と切欠材とを問わず、 σ_a の値は上昇する。しかし、常温と-40℃の場合とでは顕著な差は少ないが、-78℃になるとその上昇の程度は大きい。いま、各寿命段階における常温から-78℃に降温した場合の σ_a の上昇率を求めてみると、Table 3.4. のようになる。すなわち、平滑材は繰返し数が多くなるほど σ_a の上昇率は多少増加するが、切欠材ではこれが減少する傾向にあるようである。また、一般的にみて、HT60は他の材料に比べて低温における σ_a の上昇率は相当小さい。

(3) 一般に、疲労限における耐久比 σ_w/σ_B は、低温になるほど増加するが、時間強度における耐久比 σ_a/σ_B は、Fig. 3.17 に示すように、常温から-80℃の間では、その傾向は認められないようである。

(4) Fig. 3.17 より、切欠きによって耐久比 σ_a/σ_B は大きく減少することがわかるが、さらに切欠材の耐久比と平滑材の耐久比との比を求めて、各材料毎に温度に対して置点すると、Fig. 3.18 のようになる。すなわち、形状係数 α の大きいほど、また同一の α に対しては、温度が降下するほど、この比は低下し、したがつて、疲れ強さに悪い影響を与えていといえる。また、材料別にみると、耐久比に関しては HT60 が切欠の影響をもつとも大きく受けるといつて差支えないようである。

(5) 設計に際しては、常温における σ_B を基準にとることが多いので、これに対する σ_a の割合を知るために、両者の比 σ_a/σ_B (10℃)を求めたのが Fig. 3.19 (a)～(c) である。すなわち、HT60は低温になるほど他の材料よりこの比が小さくなる傾向にあるが、この程度であれば、材料にはほぼ無関係と考えても差支えないであろう。したがつて、常温での σ_B を設計基準としてとつた場合には、高応力疲労に対する低温での安全性の度合、この範囲の形状係数では、SS41、

Y N D、H T 60のいずれに対しても大体同程度であるといつて良いであろう。

3・3・3 まとめ

以上の結果より低サイクル疲労につき要約すれば次のようになる。

- (a) 低温になると疲労強度は一般に上昇する。ただし、上昇率は鋼種、切欠係数によつて差がある。
- (b) 低温になるに伴ない、切欠に対しやや敏感になる傾向があり、また繰返し応力の高いほど切欠に対する感受性は相対的に小となる。
- (c) 耐久比 σ_a / σ_B は温度によつてほとんど変わらない。ただし切欠によつて大きく減少し、その影響は H T 60 が最も大きい。
- (d) 常温での σ_B を設計基準としてとつた場合には低サイクル疲労に対する低温での安全性の度合は、 α が 3 の程度までの間では供試材料のいずれについてもほぼ同程度である。

Table 3.2 Chemical compositions used in the Low Temperature Testing

Materials	Chemical Compositions (%)						
	C	Si	Mn	P	S	W	Cr
SS 41	0.20	0.05	0.70	0.025	0.026	0.02	0.15
Y N D 55	0.072	0.19	1.00	0.016	0.025	0.05	0.19
H T 60	0.15	0.50	1.17	0.025	0.025	0.01	0.55

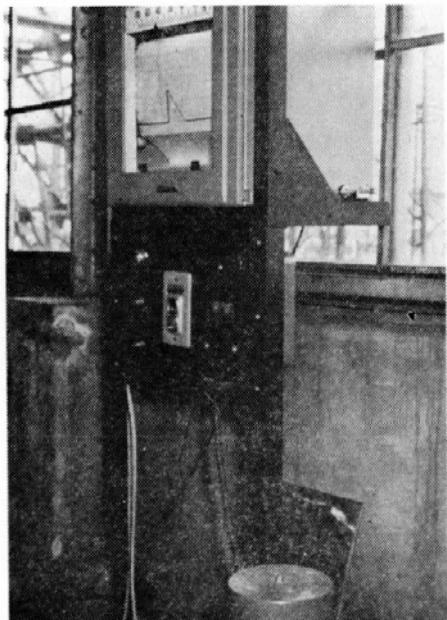


Fig. 3.9 (a) General View of Cooling Apparatus

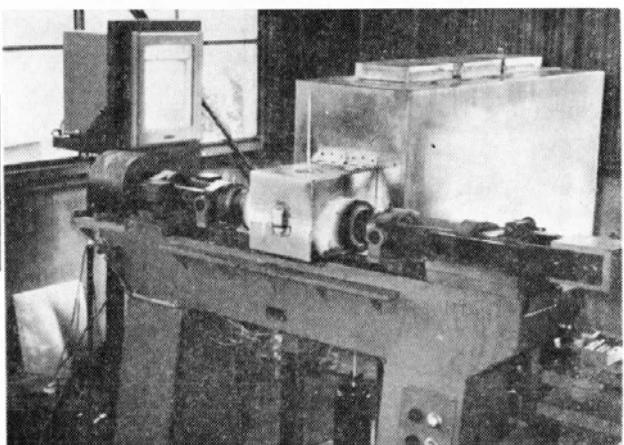


Fig. 3.9 (b) Cooling Chamber around the Specimen

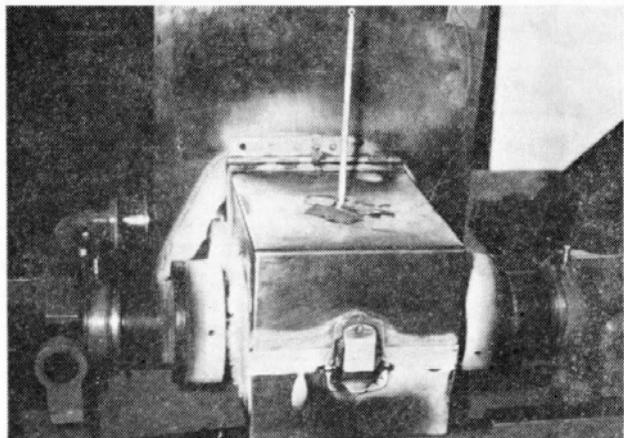


Fig. 3.9 (c) Temp.-Controlling Unit

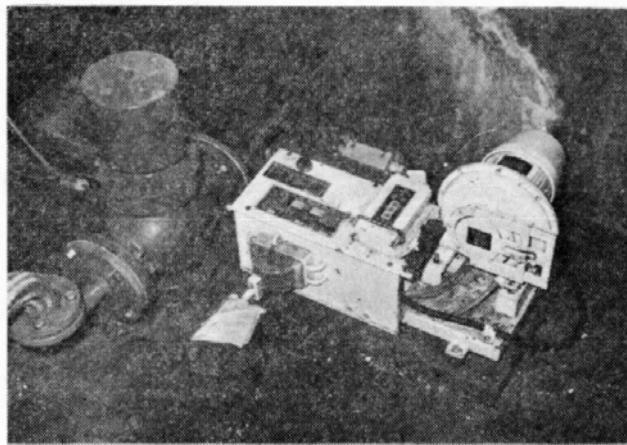


Fig. 3.9 (d) Blower

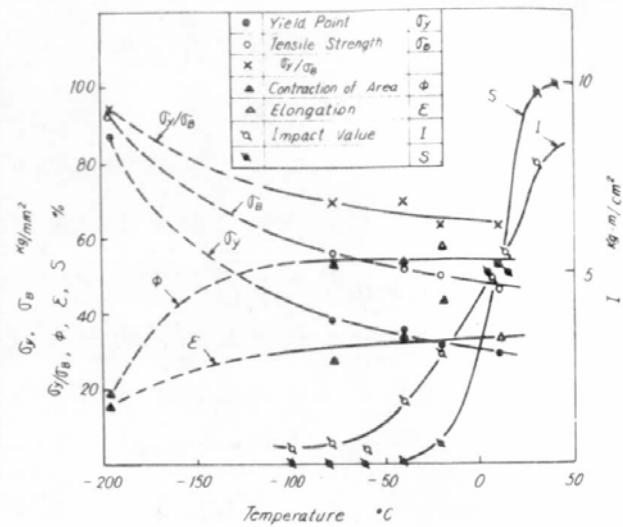


Fig. 3.10 (a) Mechanical Properties of SS41 at Low Temperatures.

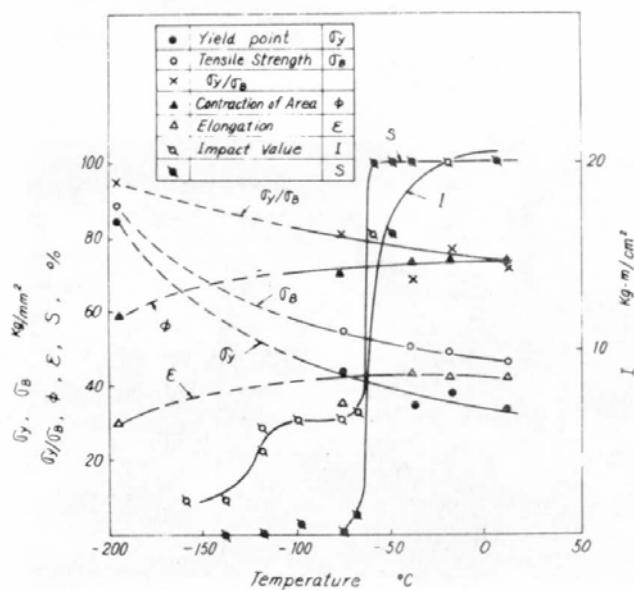


Fig. 3.10 (b) Mechanical Properties of YND at Low Temperatures.

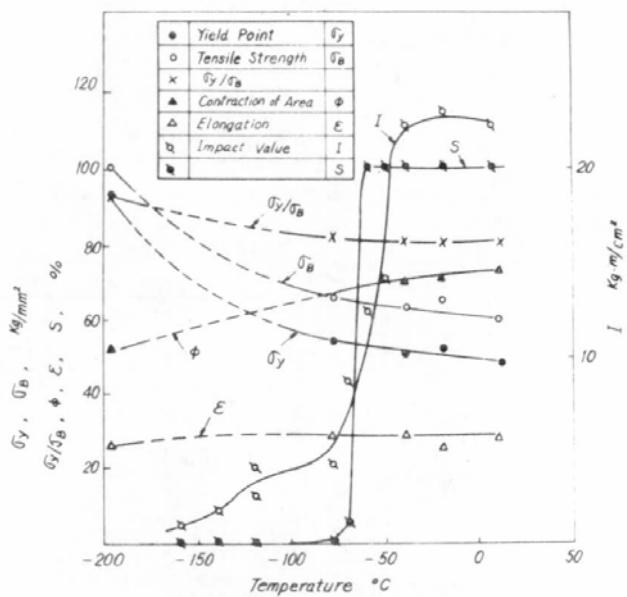


Fig. 3.10 (c) Mechanical Properties of HT60 at Low Temperatures.

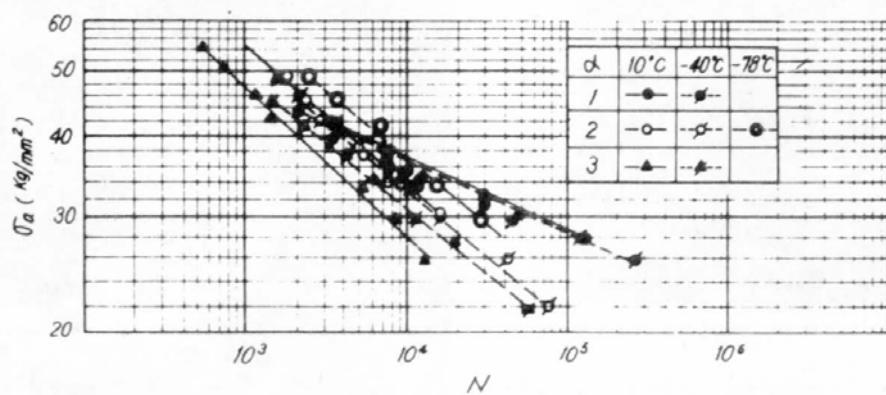


Fig. 3.11 S-N Diagrams of SS41

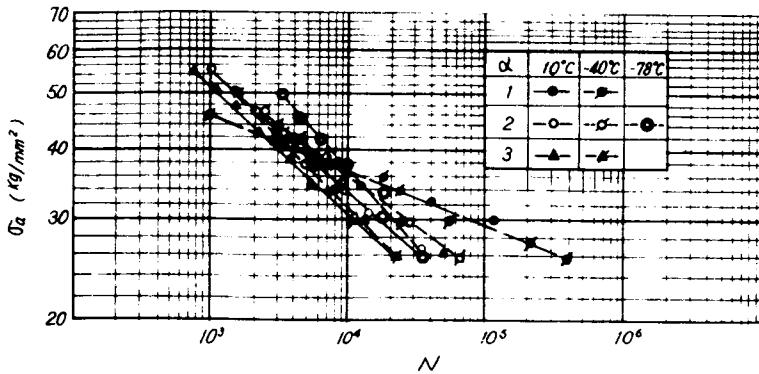


Fig. 3.12 S-N Diagrams of YND

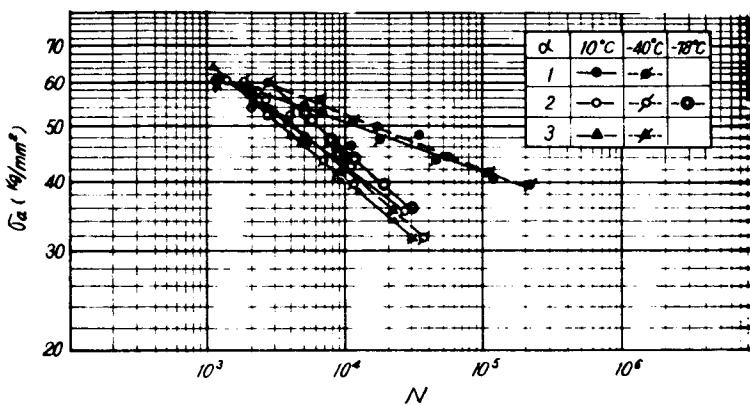


Fig. 3.13 S-N Diagrams of HT60

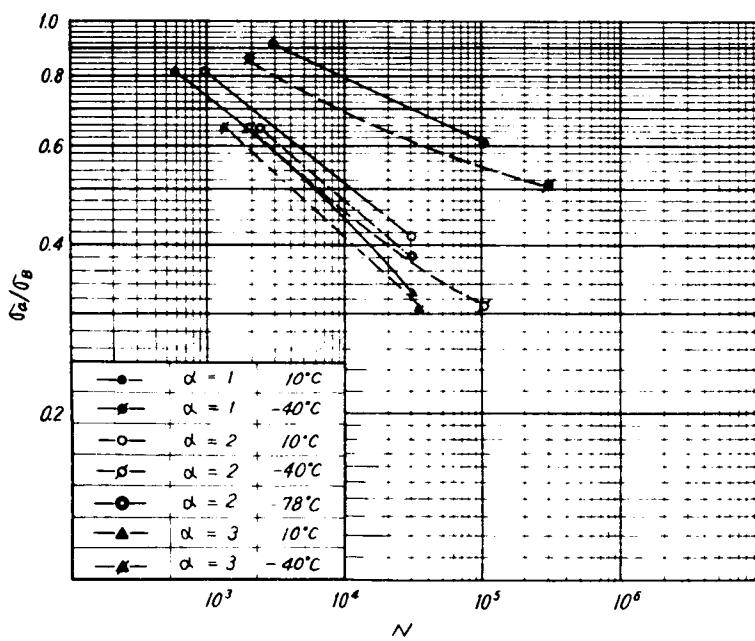


Fig. 3.14 a) σ_a/σ_B -N Diagrams of SS41

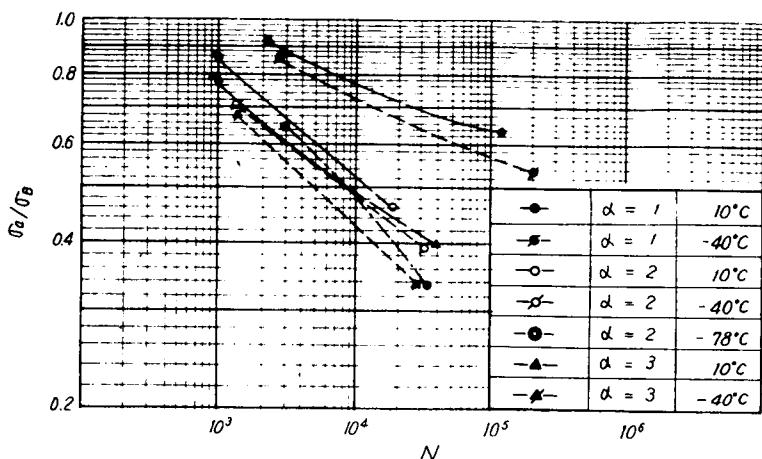


Fig. 3.14 (b) σ_a/σ_B -N Diagrams of YND

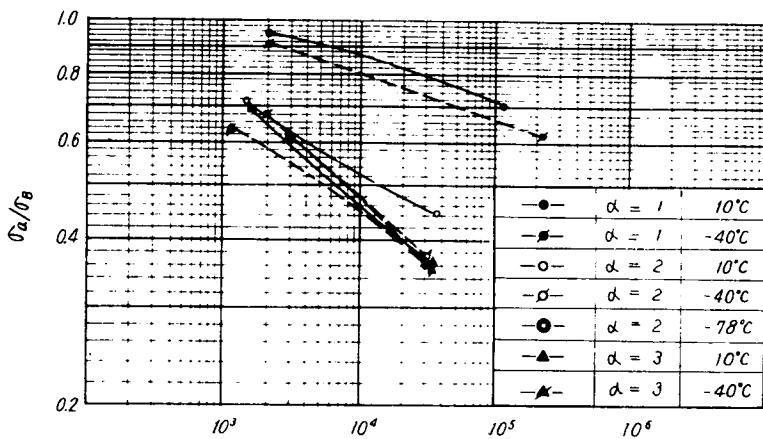


Fig. 3.14 (c) σ_a/σ_B -N Diagrams of HT 60

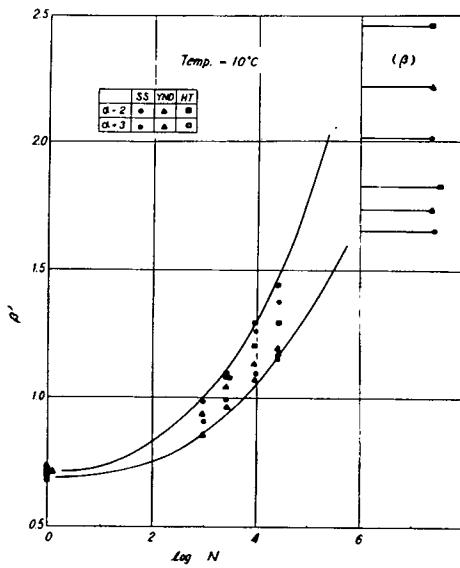


Fig. 3.15 (a) Relation between β' and N at 10°C

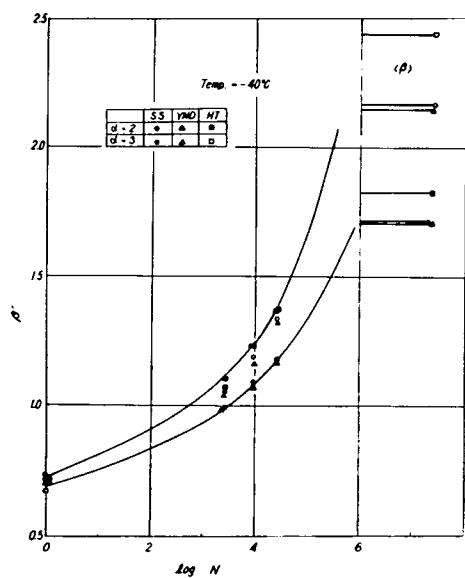


Fig. 3.15 (b) Relation between β' and N at -40°C

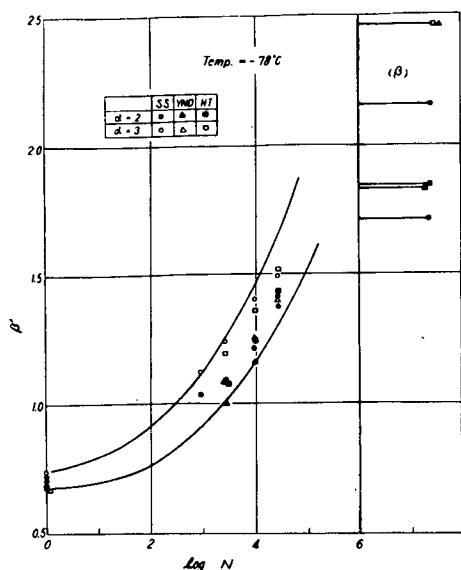


Fig. 3.15 (c) Relation between β' and N at -78°C

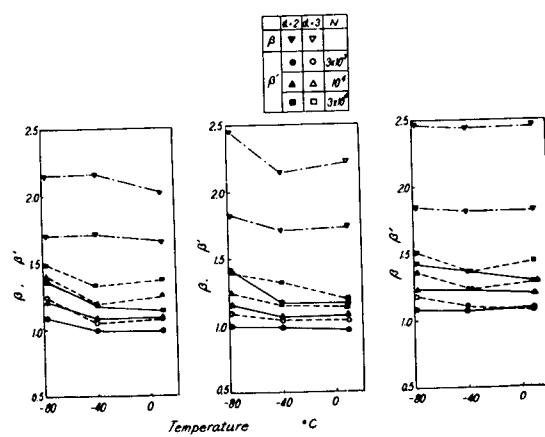


Fig. 3.16 Relation between β' and Temperature

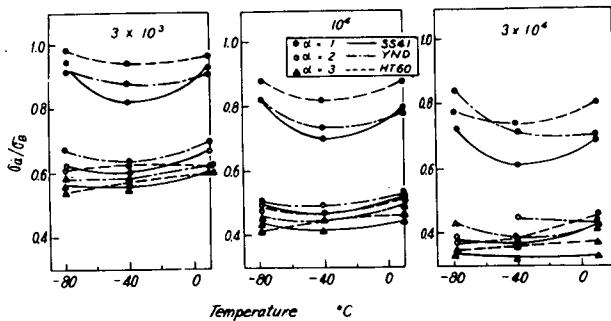


Fig. 3.17 Relation between σ_a/σ_B and Temperature

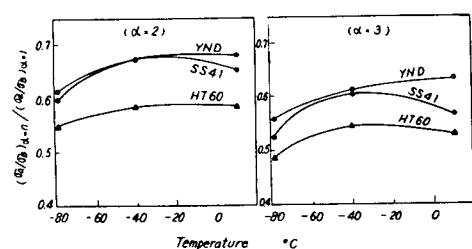


Fig. 3.18 Change of σ_a/σ_B due to the Change of α ($N = 10^4$)

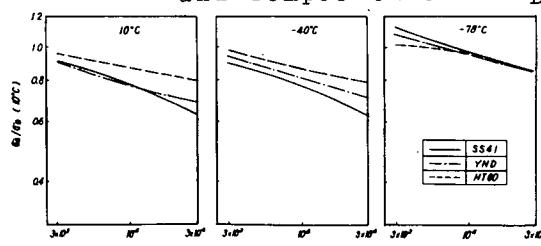


Fig. 3.19 (a) $\sigma_a/\sigma_B(10^\circ\text{C})^{-N}$ Diagrams ($\alpha=1$)

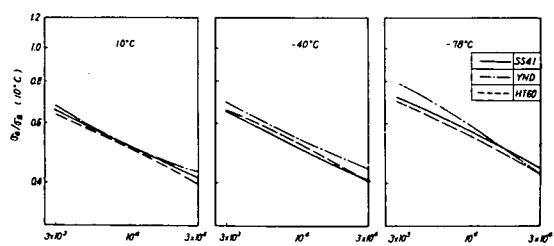


Fig. 3.19 (b) $\sigma_a/\sigma_B(10^\circ\text{C})^{-N}$ Diagrams ($\alpha=2$)

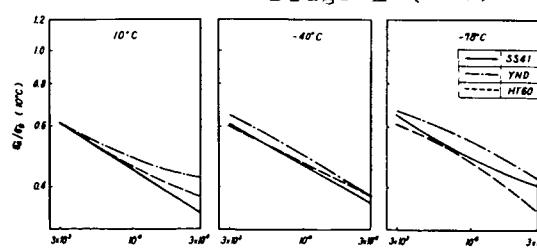


Fig. 3.19 (c) $\sigma_a/\sigma_B(10^\circ\text{C})^{-N}$ Diagrams ($\alpha=3$)

Table 3.4 Ratio of $\sigma_a(10^\circ\text{C})$ and $\sigma_a(-78^\circ\text{C})$ %

α	$N = 1$	$N = 3 \times 10^3$	$N = 10^4$	$N = 3 \times 10^4$
SS41	1.90	1.65	1.00	0.84
YND	1.65	1.45	1.25	1.00
HT60	1.00	0.84	0.67	0.50

α	$N = 1$	$N = 3 \times 10^3$	$N = 10^4$	$N = 3 \times 10^4$
1	1.90	1.65	1.00	0.84
2	1.80	1.65	1.36	1.02
3	1.48	1.25	1.00	0.72

α	$N = 1$	$N = 3 \times 10^3$	$N = 10^4$	$N = 3 \times 10^4$
SS41	1.90	1.65	1.00	0.84
YND	1.65	1.45	1.25	1.00
HT60	1.00	0.84	0.67	0.50

Table 3.3 Mechanical Properties at Low Temperatures

Steel Factor	Form	Test Temp. α	Yield Point σ_Y (kg/mm ²)	Ultimate Strength σ_u (kg/mm ²)	Yield Ratio σ_Y/σ_u	Breaking Strength σ_t (kg/mm ²)	Contract of Area δ (%)	Elongation in mm B. L.=500 L.=100			Remarks
								in	in	in	
A	1	10	281	465	0.629	87.4	5.25	3.37			
		-20	312	494	0.632	78.1	5.75	4.39			$E=10^\circ C$
		-40	358	517	0.692	95.0	5.44	5.47			$=21,180 \text{ kg/mm}^2$
		-78	381	552	0.690	97.9	5.29	2.27			$E=-78^\circ C$
		-196	848	925	0.940		1.88	1.60			$=21,250 \text{ kg/mm}^2$
	2	10	411	652	0.630	81.6	2.64	6.7	1.20		
		-20	454	685	0.663	83.7	2.17	7.1	1.65		
		-40	482	709	0.680	87.5	2.06	6.7	1.45		$T_{ref}=10^\circ C$
		-78	563	769	0.732	90.7	1.74	7.0	1.40		$T_{ref}=0^\circ C$
		-196		97.9							$T_{ref}=15^\circ C - 25^\circ C$
B	3	10	432	650	0.665	70.5	1.48	6.2	1.00		
		-20	469	682	0.687	71.8	0.7	5.4	1.25		
		-40	514	717	0.717	78.2	0.7	5.5	0.5		
		-78	57.4	747	0.768	82.3	0.8	5.4	1.10		
		-196		84.9							
	2	10	332	464	0.716	115.0	7.0	4.22			
		-20	323	487	0.766	124.7	7.44	4.24			$E=10^\circ C$
		-40	347	508	0.683	185.0	7.32	4.35			$=21,120 \text{ kg/mm}^2$
		-78	435	540	0.805	12.7	7.1	3.49			$E=-78^\circ C$
		-196	842	88.5	0.952		5.8	3.05			$=21,250 \text{ kg/mm}^2$
C	2	10	47.8	64.0	0.747	104.5	4.87	9.6	3.50		
		-20	51.6	69.3	0.744	118.5	4.63	9.6	3.00		$T_{ref}=-65^\circ C$
		-40	55.6	70.9	0.784	102.6	4.11	8.3	2.75		$T_{ref}=-79^\circ C$
		-78	61.9	75.8	0.817	110.8	3.82	8.7	2.99		$T_{ref}=-58^\circ C$
		-196		126.0							$T_{ref}=15^\circ C - 127^\circ C$
	3	10	49.2	65.2	0.755	84.0	3.43	7.4	2.10		
		-20	52.7	68.2	0.773	96.7	3.24	8.0	2.25		
		-40	55.7	72.6	0.767	88.4	2.48	8.5	2.20		$T_{ref}=15^\circ C - 127^\circ C$
		-78	64.8	77.8	0.833	92.6	2.39	8.6	2.30		
		-196		150.0							
D	1	10	47.7	52.5	0.802	135.2	7.50	2.82			
		-20	51.4	64.4	0.798	141.7	7.10	2.59			$E=10^\circ C$
		-40	50.4	63.2	0.797	132.1	7.83	2.96			$=21,170 \text{ kg/mm}^2$
		-78	53.5	65.4	0.815	129.5	6.87	2.92			$E=-78^\circ C$
		-196	93.0	100.9	0.930		5.20	2.60			$=21,530 \text{ kg/mm}^2$
	2	10	70.4	84.5	0.833	148.5	4.62	6.0	2.70		
		-20	72.4	87.9	0.824	128.3	4.20	6.8	2.65		$T_{ref}=-65^\circ C$
		-40	72.0	88.7	0.812	132.2	4.28	8.6	2.85		$T_{ref}=-72^\circ C$
		-78	78.4	96.1	0.816						$T_{ref}=-55^\circ C$
		-196		137.0							$T_{ref}=15^\circ C - 126^\circ C$
E	3	10	73.5	87.9	0.837		2.39	5.4	1.80		
		-20	75.6	91.7	0.825	111.4	31.4	6.8	2.00		
		-40	77.5	94.4	0.821	118.0	2.39	6.5	2.20		
		-78	81.8	98.3	0.832	112.5	1.79	6.2	1.80		
		-196		132.0							

3・4 溶接部の低サイクル腐食疲労

(担当: 横浜国立大学工学部造船科)

船体は塗装されているので、直接海水に接することは少ないが、塗料がはがれた場合、腐食と応力の共同作用が起る。特に応力が繰返す場合には強度が著しく低下する。また溶接部は組織上母材とは異種金属であり、従つて両者の間には腐食作用が起る可能性がある。⁷⁾今までに行なわれた溶接部の腐食疲労の研究は比較的少ないが、本研究では溶着余盛を残した状態での板について、低サイクル腐食疲労強度を検討した。

3・4・1 供試材および試験方法

実験に用いた材料は Table 3.5 に示す 2 種で、その機械的性質は Table 3.6 に示すとおりである。また、溶接部材は Table 3.7 に示す溶接条件によつて製作された。

試験にはシエンク型疲労試験機(容量 80 kg-m)を使用した。試験片の形状および寸法を Fig. 3.20 に示す。試験片には長さの中点または溶接線より 25 mm 離れた位置に歪ゲージを表裏に貼付し、第 1 回目の応力繰返しを手動で行なつてその時の曲げモーメント-歪の線図を求め、次いでモーターで駆動して、破断するまで試験を継続した。腐食疲労試験では試験片の試験部に防水布製の袋をかぶせ、それに海水を満して試験を行なつたが、第 1 回目だけは海水を入れずに手動で応力を繰返し、曲げモーメントと歪の関係を求め、それから海水を袋に入れて電動で試験を行なつた。応力繰返し速度は毎分約 30 回である。腐食液は人工海水であり、実験中甘汞電極を基準として試験片の電位の変化を計測した。また実験に先立つて新しく考案した装置により溶接の余盛部の形を自記記録させた。Fig. 3.21 にその一例を示す。実線、点線および鎖線は試験片の中心および両側にそつて計測した記録で表裏対応する。凸出部は最大 3.0 ~ 3.5 mm、また凸出の角度は 35 ~ 40° である。

3・4・2 実験結果およびその考察

(a) 腐食疲労強度

Fig. 3.22 は曲げモーメントを断面係数で除した応力と破断までの繰返し数 N との関係を示す図である。SM41 では素材と溶接材でほとんど差異が認められない。また腐食の影響もないものと考えてよい。これに反して HT60 では溶接材

7) 例えば 南、古賀： 造船協会報

の寿命は素材の約40%に過ぎない。ただし腐食の影響は短時間のためSM41の場合と同じように認められない。

Fig. 3. 23は試験片に貼りつけた歪ゲージからの歪と曲げモーメントの関係を示す一例で、この第1回目の応力繰返し時の最大歪 ϵ とNの関係を示す図がFig. 3. 24である。S-N線図と異なり、いずれの曲線も上に凹の傾向を示す。HT60では空气中で母材の寿命は溶接材のそれの3～5倍である。SM41においてはこの値は大きくとも1.5～1.6倍にすぎない。腐食疲労においては高歪の場合、その寿命が空气中よりも増大する傾向が認められる。SM41では低歪では腐食共存のために寿命が減少する。HT60でも素材では同傾向が見られるが溶接材では低歪でも腐食疲労寿命が空气中より長いという結果が出たが、この理由は明らかでない。

(b) 腐食疲労試験時の温度および電位の変化

高応力疲労ではFig. 3. 23からわかるように、試験片の板の各層がヒステリシスループを画くので、そのエネルギーが熱として蓄積され、試験片の温度が上昇すると思われる。S-Nあるいは ϵ -N線図で腐食疲労の結果が高応力あるいは高歪領域で空气中の結果よりも良好となるのは腐食液による冷却効果のためともいわれる。そこで試験片側部に熱電対をつけて試験片の温度上昇を計った。その例が、Fig. 3. 25およびFig. 3. 26である。Fig. 3. 26で見るようく、空气中では加える荷重が大きい時は温度の上昇がはげしく、破断時には試験片の平均温度が100°C近くに達することもあり、従つて局部的にはさらに高温になつているものと想像される。破断までの繰返し数が多いときには温度の上昇も少ない。これに反して、海水中の実験では破断までの回数が少ない高荷重の場合でも温度の上昇は比較的少なく、殊に海水を絶えず循環させると温度上昇を20～30°C程度に抑えることができる。従つて冷却による局部的の温度上昇抑制が海水腐食時の寿命延長の一因とも考えられる。

腐食疲労試験中の試験片の電位の変化の例をFig. 3. 27に示す。この図はHT60の溶接材に対するものであるが、素材においても類似の傾向を示し、またSM41においても同様である。ここに示す電位は試験片の平均電位であるから、これにより腐食が起り易いかどうかは判断できない。溶接部は母材に比べて腐食され易いといわれるが、今1つの試験片の母材部、境界部および溶着金属部から小片(4.5×8.2×2.0mm)を切り出して海水中に入れ、別個に電位を計測するとともに、その小片を交互につないで電流の方向を調べた。Fig. 3. 28(SM41)およびFig. 3. 29(HT60)がその結果である。この結果によると、どの部の

電位が高くてどの部が低いと一概にはいえない。すなわちある場合には母材が腐食され、また他の場合には溶着金属部に腐食が起ることを示している。内的一例えは組織一外的一例えは残留応力の多くの条件が複雑にからみ合つて与える影響がこのような結果を生ずるものと思われる。

3・4・3 まとめ

a) S-N線図でみると軟鋼では母材、溶接材ともほとんど等しい強度を示し、

また腐食の影響も見られない。HT60では溶接材の寿命は母材のそれの約40%に過ぎないが、腐食の影響はほとんど認められない。

b) E-N線図でも傾向はS-N線図に類似する。

c) 高応力部で腐食時の寿命が空気中のそれよりも長いものもあるので、腐食液の冷却作用の程度を調べたが空気中と海水中の試験片の平均温度差は數十度程度で特に影響があるようみえないが、局部的には温度が急上昇してこの影響があるかも知れない。

d) 母材、溶接境界部および溶着金属の電位は相対的に常に一定ではなく、各種の条件によって左右され変化する。従つて腐食もそれに伴なつて変化する。

Table 3.5 Chemical Compositions (%) of Materials used

	C	Si	Mn	P	S	Mo	V
SM41	0.14	0.03	0.91	0.010	0.018	—	—
HT60	0.14	0.39	1.21	0.018	0.025	0.23	0.05

Table 3.6 Mechanical Properties of Steel

	σ_y kg/mm ²	σ_b kg/mm ²	δ %	Bend Test
SM41	27	44	26	good
HT60	53	69	16	good

Table 3.7 Conditions of Welding

	Edge Preparation	No. of layers of Deposite	Electric Current used
SM41 0200*5#	60°?	Face 3 Back 1	220~230 Amp
HT60 LB62 5#			

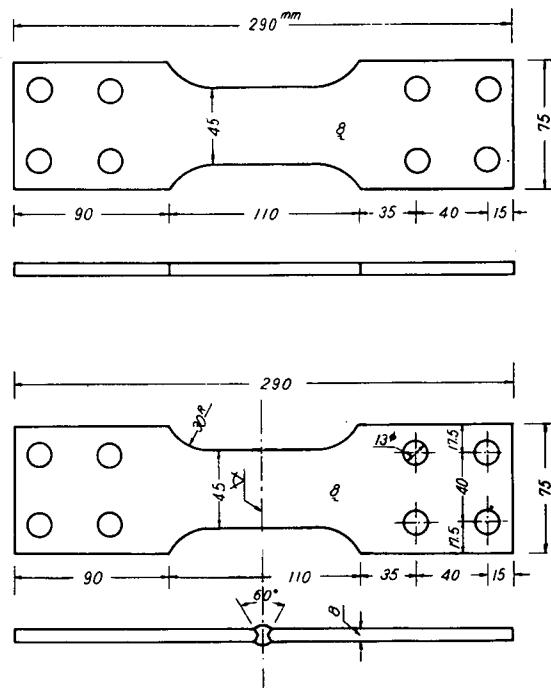


Fig. 3.20 Test Specimen used in Corrosion-Fatigue

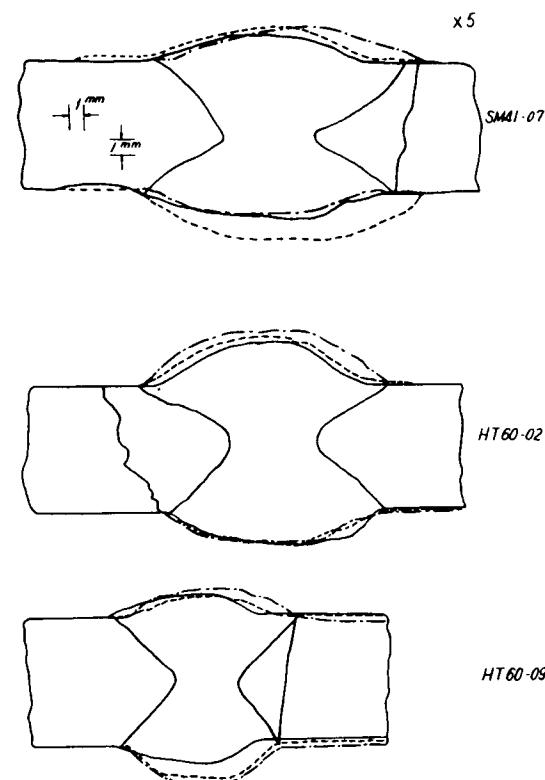


Fig. 3.21 Examples of Feature of the Butt-welded Joint of the Test Specimen

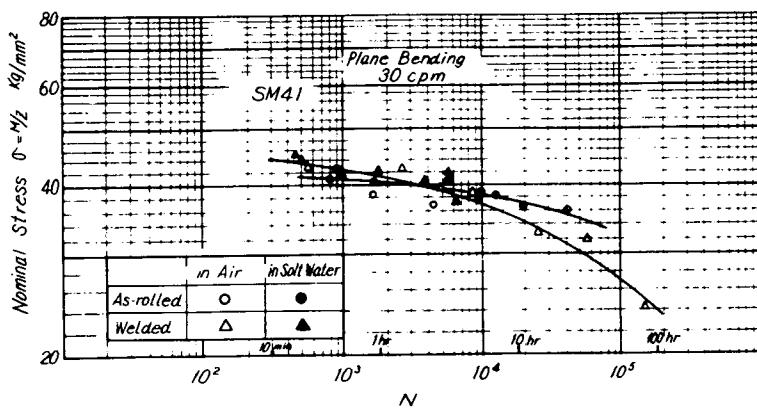


Fig. 3.22 (a) σ -N Diagrams (SM41)

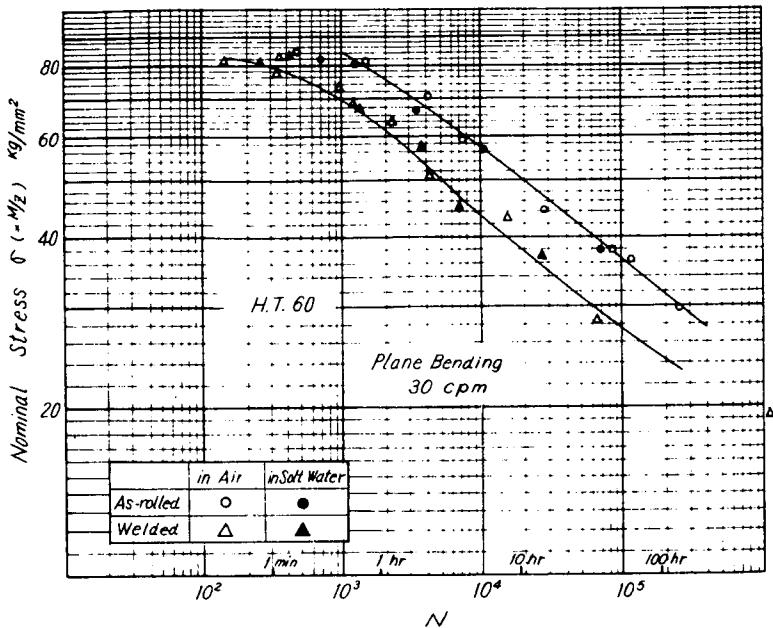


Fig. 3.22 (b) σ -N Diagrams (HT 60)

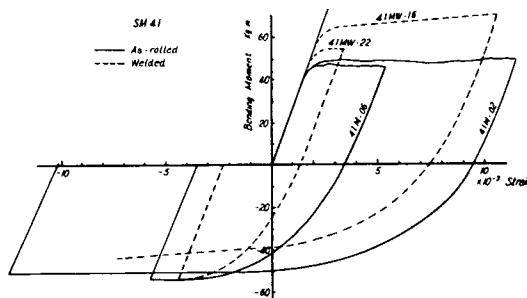


Fig. 3.23 Bending Moment-strain Diagrams

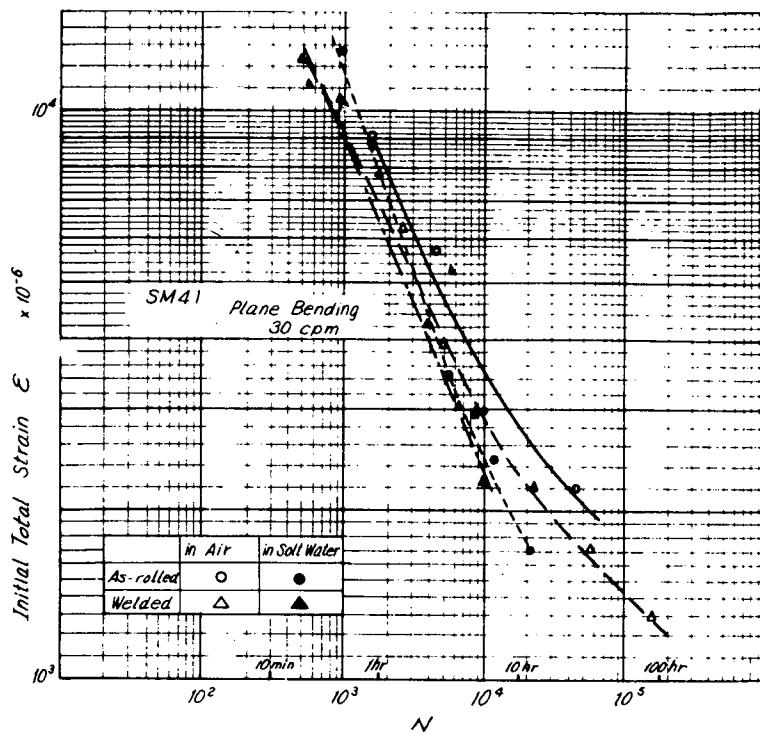


Fig. 3.24 (a) ϵ -N Diagrams (SM41)

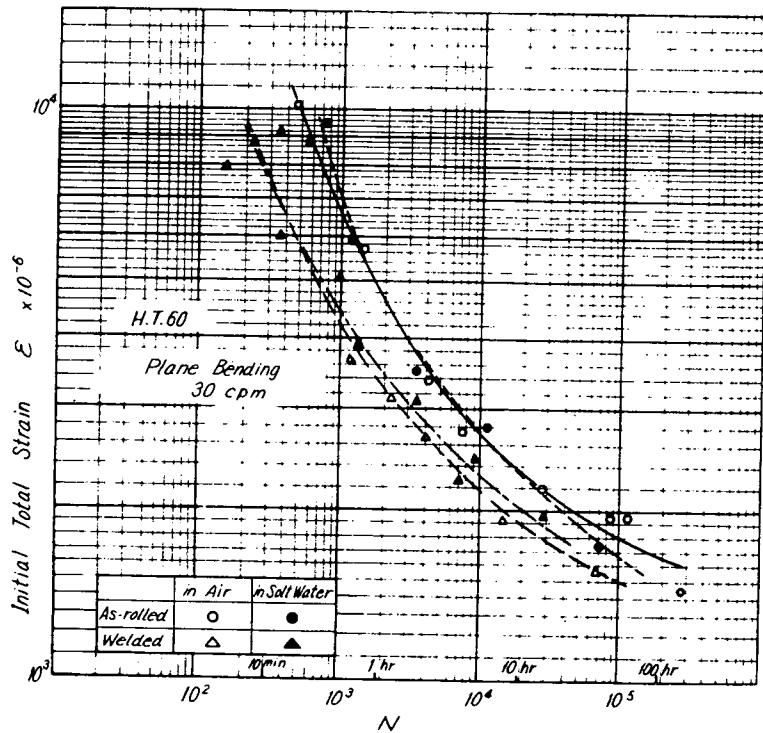


Fig. 3.24 (b) ϵ -N Diagrams (HT60)

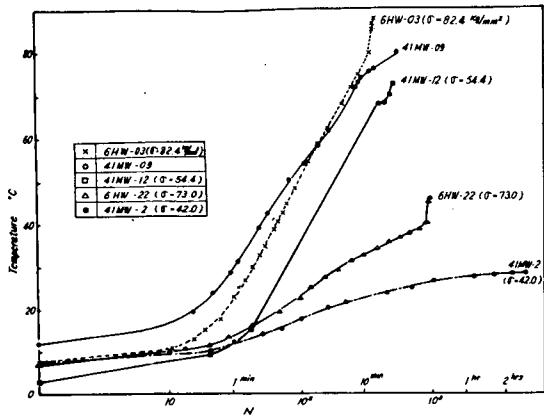


Fig. 3.25 Rise of Temperature of the Specimen during Fatigue Testing in Air

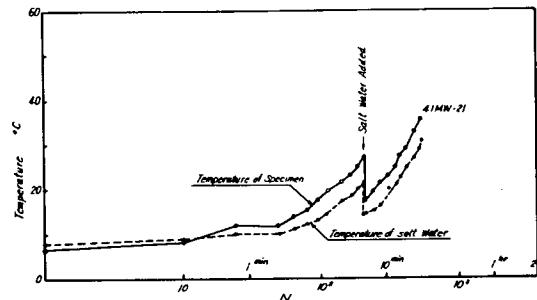


Fig. 3.26 Rise of Temperature of the Specimen during Fatigue Testing in Salt Water

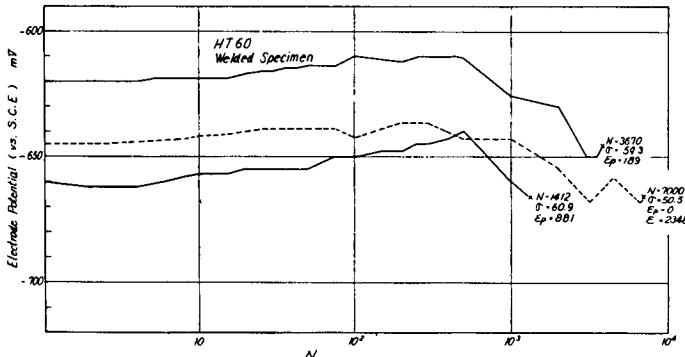


Fig. 3.27 Change of Electrode Potential of Specimen during Corrosion-Fatigue Testing
HT60 Welded Specimen

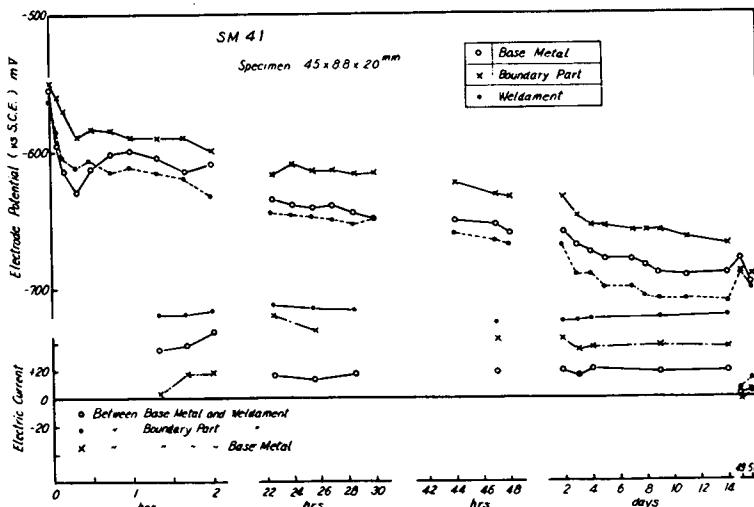


Fig. 3.28 Change of Electrode Potential and Electric Current

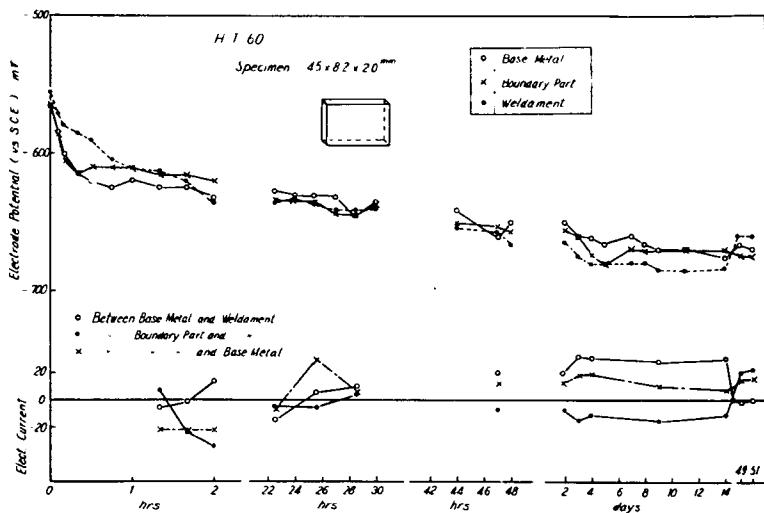


Fig. 3.29 Change of Electrode Potential and Electric Current

3・5 超低温における各材料の特性に関する調査

(担当 : 日本海事協会技術研究所))

近年プロパンガス、ブタンガス等の需要が急激に増加し、これらのガス体を冷却液化して、船で大量に運搬する必要上、いわゆる L. P. G. タンカが数多く建造されるようになつた。これらの L. P. G. タンカは、普通のタンカと異なり、液化ガスをかなり低温の状態で運搬するため、船のタンク部には低温特性の良好な鋼材を使用せねばならない。また一般の貨物船と異なつて、タンク内に小さなクラックが発生しても、そこから可燃性ガスが洩れ、それが船内に充满すると、船体の爆発という一大惨事をひき起きないとも限らない。その点鋼材の低温特性については厳重な検討が必要であらう。

本節には、これら低温用鋼材の低温特性について、文献調査を行なつた結果を取りまとめた。

3・5・1 低温用鋼材

従来、低温用鋼は、その使用が酸素製造装置などの狭い範囲に限定されていたが近年における化学工業の著しい発達に伴ない、零下温度を使用する場合が多くなり特に L. P. G. タンカの出現により、その需要は大幅に増加し、それに伴なう新鋼種の開発も盛んになつた。

低温用鋼材としての条件は

- a) 低温特性が優れていること
- b) 熔接性など工作性が優れていること
- c) 価格が低廉であること

の 3 点が挙げられる。

現在 L. P. G. タンカで運搬している液化ガスはプロパンおよびブタンであつて 1 気圧における液化温度はそれぞれ -40°C, -10°C 位である。従つて、現在のプロパン、ブタンガスのみを対象とすれば -50°C 以下の低温は考慮する必要はないが、将来液化メタン(液化温度 約 -160°C)などの運搬も予想されるので超低温鋼の開発にも力が注がれている。

一般に、ブタン、プロパン用としては、高張力鋼(引張強さ 60 ~ 80 kg/mm²)や A36 キルド鋼が使用され、超低温用鋼材としては、銅合金、A36 合金や N1 鋼などが考えられるが上記の 3 条件から考えると、現在では N1 鋼がもつとも有望であろう。

以下 これらの鋼材についての低温特性を述べる。

3・5・2 低温用鋼材の各種の性質

(a) 低温用鋼材の低温特性

低温用鋼材において、もつとも重要な低温特性は、低温における切欠抗力であることはいうまでもない。

これら鋼材の低温非性については、各鉄鋼メーカーの技報およびカタログなどに記載されているが、ここでは、日本溶接協会鉄鋼委員会がまとめた試験結果の 1 例を紹介する。

日本溶接協会鉄鋼委員会では、国産の構造用鋼および低温用鋼材約 20 種について、V およびリノツチシャルピー試験、E S S O 試験、二重引張試験などを行ないその低温における切欠抗力を調査し、その成果は「溶接構造物のぜい性破壊防止のための鋼材の材質判定基準の確立に関する研究」⁸⁾ および「低温用鋼板の材質判定基準確立に関する研究」⁹⁾ と題して発表されている。ここではこれら膨大な報告書の中からシャルピー試験の結果のみを紹介する。

Table 3.8 は同委員会で実験した鋼材の一部の化学的および機械的諸性質をまとめたもので、X A, M K, Z A の 3 鋼種はいわゆる高張力鋼として開発されているもの、その他は低温用鋼材で、9%N1 鋼は、特に超低温用鋼材として開発されたものである。

Table 3.9 は上記 7 鋼種の V ノツチシャルピー試験およびプレスノツチシャルピー試験の結果をまとめたもので、エネルギー遷移温度、破面遷移温度、15 ft-lb 遷移温度、収縮率遷移温度、および 0°C における吸収エネルギー等が記載されている。

8) 溶接協会鉄鋼委：—溶接技術，10, 10 ~ 12(1962) および 11, 1(1963)

9) " 第 2 次鉄鋼委：—溶接技術，13, 1, 2, 4, 5, 7, 9 および 10(1965)

Table 3.9 からわかるように、これら低温用鋼材の各遷移温度は一般構造物用軟鋼のそれに比べてかなり低い値を示し、低温において優れた、靭性を有していることが明らかである。特に 9% Ni 鋼は超低温用鋼材として極めて優れた低温靭性を有しているといえよう。

10)～15)

またこれら鋼材の溶接性についてもかなりの研究が行なわれている。
その結果を総合すると、適当な溶接棒を選び適当な溶接施工を行なえば、母材に匹敵する低温特性が保持できるようである。

ここで問題となるのは、適当な溶接施工法であろう。予熱の実施、自動溶接の不適、Inco Weld の採用などは实际上かなり障害になるものと考えられる。

また、これら低温用材料は、液化気体を運搬あるいは貯蔵するのが、目的であるが、液化気体の中にある硫化水素のため、鋼板、とくに溶接部が劣化するため事故を起し易い。これらの問題点については、目下研究中であるので、近い内に解決されるものと期待される。

(b) 低温用鋼材の疲労特性

超低温用を含めて、低温用鋼材としての疲労強度のデータは少ない。

H T 60、H T 80などには高張力鋼としての見地からの疲労強度を検討したデータがかなりあるが、これによると、常温における疲労特性として、次に示す諸特性が実験的に確認されている。
16)～18)

(1) 現在、低温用鋼材として使用されている H T 60、H T 80などの高張力鋼の平滑母材では、時間強度の全領域にわたって、引張強さに比例した時間強度を示す。すなわち、引張強さが軟鋼の 2 倍程度であればその高張力鋼の時間強度は、軟鋼の約 2 倍程度と考えて差支えない。

(2) 一方、溶接継手、切欠材など、応力集中のある疲労試験片では、上述の平滑

-
- 10) 小谷、寺尾： 溶接技術，10，3（1962）
 - 11) 合田 他： 溶接学会誌： 32，9（1963）
 - 12) 宮野、進藤： 鉄と銅，49，10（1963）
 - 13) 伊藤 他： 溶接学会誌，33，9（1964）
 - 14) D.E. Jordan & D.J. Heath； British. Weld. J., Jan. (1964)
 - 15) M.C.T. Bystram & M.F. Stachfield： Do. Sapt (1964)
 - 16) 寺沢 他： 造船協会論文集，118（1965）。
 - 17) 阿部三郎： 日本金属学会講演概要，昭39（秋期）及び昭40（春期）
 - 18) 山口 他： 造船協会論文集，115（1964）

材の疲労特性とかなり異なつた特性を示す。すなわち繰返数 $10^2 \sim 10^4$ ぐらいまでの低サイクル疲労領域では母材の引張強さに比例した時間強度を示すが、疲労限度附近では疲労強度が軟鋼より大きく向上することは期待できない。母材の引張強さに比例した時間強度を示す領域は、切欠の鋭いものほど短かく、また平均応力が小さいものほど短かい。また、溶接継手、切欠材など疲労限度附近の疲労強度が軟鋼とはほとんど変わらなかつたデータもかなりある。

以上は常温における高張力鋼の疲労特性であるが、低温用鋼材はかなり低温で変動応力をうけるので、低温における疲労特性について考える必要があろう。しかし、いわゆる低温用鋼材の超低温における疲労試験データはほとんど公表されていないので、ここではキルド鋼の超低温疲労試験結果も参照して、その低温疲労特性を述べる。

本章 3.3 の Table 3.4 も低温の影響を示す 1 例であるが、重ねて要約すると「 -78°C の低温における時間強度と室温 10°C における時間強度とを比較すると平滑材では、低温の方が少し向上し、切欠材では低温と室温とは大差ない」と考えて差支えない。

次にキルド鋼およびステンレス鋼の超低温 (-195°C) における疲労試験結果を Table 3.10 に示す。

本表は平滑材 ($\alpha = 1$) と切欠材 ($\alpha = 4$) についての引張圧縮疲労試験結果をまとめたものである。本試験では、キルド鋼平滑材は超低温 (-195°C) で、その疲労強度が室温のものよりかなり向上しているが、ステンレス鋼は逆に低下している。また応力集中係数 4.0 の切欠材では超低温 (-195°C) の疲労強度は、室温に比べて約 30% 低下している。

一般に L. M. G. 運搬船などのタンク内ではある程度の応力集中は避け難いので、これらの箇所の疲労強度は室温に比べて 30% 程度低下すると考えねばならない。

次に本筋の超低温用鋼材の疲労強度を説明する。

前にも述べたようにメタンガス運搬船の場合は、その液化温度が約 -160°C の超低温であるためにこれに使用する超低温用鋼材は 9% Ni 鋼などに限定される。

ここでは、おもに 9% Ni 鋼の疲労特性について述べる。

周知のとおり 9% Ni 鋼の脆性破壊や溶接法等に関するデータはかなり発表されてきたが、疲労強度に関するものは発表されていない。

ここでは、横浜大学の実験結果を引用して説明する。¹⁹⁾

横浜大学では 9% Ni 鋼、HT70 および HT80 を供試材とし、空気中、海水中

19) 南 : 溶接協会化学機械研究委資料。Dec (1965)

および H_2S 水溶液中の疲労試験を行ない、その強度を比較検討した。

使用した 9% Ni 鋼の化学成分および機械的性質を Table 3.11 に示す。

上述の 3 種の鋼材より作った 15 mm の丸棒試験片の試験部に深さ 3.9 mm、ノッチ角 60°、ノッチ底曲率半径 1 mm の溝型ノッチを切り、この切欠材について、疲労試験を行なつた。使用した試験機は、片持型回転曲げ試験機で、その繰返し速度は毎分 3.5 回である。また試験は空気中、海水中、 H_2S 溶液 (0.5% $CH_3COOH - H_2S$ 溶液) 中の 3 種類である。

空気中における試験結果を Fig. 3.30 に示す。図からわかるように超低温鋼 9% Ni 鋼の低サイクル疲労強度は HT 70 と HT 80 との中間である。次に海水中の試験結果を Fig. 3.31 に示す。海水中では空気中より少し低下するが、その低下は顕著ではなく、またその疲労強度は HT 80 とはほぼ同じである。

Fig. 3.32 は H_2S 水溶液中の実験結果を示したものである。 H_2S 溶液中では 3 者共その疲労強度に大差はないが、空気中の結果に比べるとかなり低下している。9% Ni 鋼の空気中、海水中および H_2S 水溶液中の結果をまとめると、Fig. 3.33 のようになり、 H_2S 水溶液中の強度がかなり低下しているのが目立っている。

以上の結果を総合すると、9% Ni 鋼の低サイクル疲労強度は、空気中では HT 70 と HT 80 の中間にあつて、海水中における低下は著るしくはないが、 H_2S 水溶液中の低下はかなり顕著である。実際の L. M. G. タンクにおける硫化水素腐食による疲労強度は本実験で示された値よりかなり大巾に低下するのではないかと思われる。すなわち、本実験で行なつた腐食疲労試験は約 50 時間 (約 1 万回) の疲労試験におけるものであるが、実際はかなり長い時間にわたつて、腐食が進行するからである。

以上、横浜大学における実験結果の一部を紹介したがその他、日本溶接協会鉄鋼部会 9 N 委員会において、9% Ni 鋼の母材、溶接継手 (溶接棒の種類を変えて実験) 腐食疲労など、大規模な疲労試験を行なつている。これらの結果は現在整理中であるので、近い将来公表されるものと思われる。

Table 3.8 Chemical Composition and Mechanical Properties Of Materials used

Designation	t mm	Steel	Melting Process	Chemical Compositions(Grade) %										Heat-Treatment	Tensile Test			Bend Test		
				C	Si	Mn	P	S	Cr	Ni	Al	B	N		G _y kg/mm ²	G _s kg/mm ²	ε (%)			
X A	20	BT60	Basic Open Hearth Process (200ton)	0.16	0.21	0.91	0.009	0.21	0.09	0.57	0.24	0.15			Q. 900°C T. 650°C 1hr	548	650	23	Good r=10t	
M K	20	BT70	Basic Elect. Furnace (10ton)	0.15	0.25	1.22	0.025	0.007	0.24	0.20	0.50	0.48	0.004	0.004		Q. 950°C T. 655°C	776	848	16	Good r=15t
Z A	20	BT80	Basic Elect. Furnace (10ton)	0.17	0.19	0.94	0.011	0.015	0.25	0.89	0.47	0.46	0.014	0.06	W+Q-850°C T. 690°C 15hr	745	810	17	Good r=10t	
A K	20	AK	Basic Elect. Furnace (6 ton)	0.09	0.25	1.27	0.015	0.010	0.19	0.17	0.04	0.07			W. 910°C 90min	412	505	480	Good r=15t	
Z N	20	ZN1	Basic Elect. Furnace (60ton)	0.10	0.27	0.55	0.012	0.008	0.10	2.50	0.07				W. 900°C 45min	321	475	51	Good r=15t	
Z N	20	ZN1	Basic Elect. Furnace (15ton)	0.07	0.25	0.53	0.009	0.006		1.44		0.025	0.01		W. 840°C	381	493	31	Good r=15t	
Z N	20	ZN1	Basic Elect. Furnace (15ton)	0.05	0.21	0.50	0.008	0.006	0.16	0.50		0.016	0.010		W. 900°C 1hr	681	712	243	Good r=2t	

Table 3.9 Transition Temperature of Various Kinds of Steel

Test	Criterions used	Mark		X A	M K	Z A	A K	2 N	3 N	9 N
		600°C	700°C	600°C	700°C	800°C	Ax-Killed	25%Ni	15%Ni	9% Ni
Energy Transition Temperature	VTrE I	- 75	- 74	- 87		about - 80	- 56	about - 90		- 142
Fracture Transition Temperature	VTrE	- 60	- 68	- 80	- 78	- 45		about - 84		- 158
15ft-1lb Energy Transition Temp.	VTr15	- 101	- 106	- 109	- 164	- 120		- 170		- 204
Ductility Transition Temp. (15Mil Lateral Contraction)	VTrE	- 94	- 80	- 104	- 158	- 105	- 162	- 160		
Absorbed Energy at 0°C	VE ₀	90	134	109		about 57.0	282	about 52.0	102	
Energy Transition Temp.	PTrE I	- 58	about - 35	- 75	about - 35	about - 50	about - 60			- 150
Fracture Transition Temp.	PTrS I	- 42	- 45	- 72	- 52	- 18	- 45			- 138

Table 3.11 Chemical Compositions and Mechanical Properties of 9% Ni-Steel

Table 3.10 Ratio of the Fatigue-Strength to the Tensile Strength (σ_y/σ_B) at Different Temperatures

Stress concentration Factor α	Killed Steel #841 kh		Stainless Steel #8827			
	Room Temp.	-55°C	-195°C	Room Temp.	-55°C	-195°C
1.00	0.48	0.59	0.61	0.54	—	0.25
4.00	0.27	0.26	0.20	0.18	0.16	0.12

	Chemical Compositions (%)						Mechanical Properties		
	C	Si	Mn	P	S	Ni	G _y (kg/mm ²)	G _s (kg/mm ²)	ε (%)
	0.06	0.20	0.54	0.01	0.005	8.86	650	704	42.0

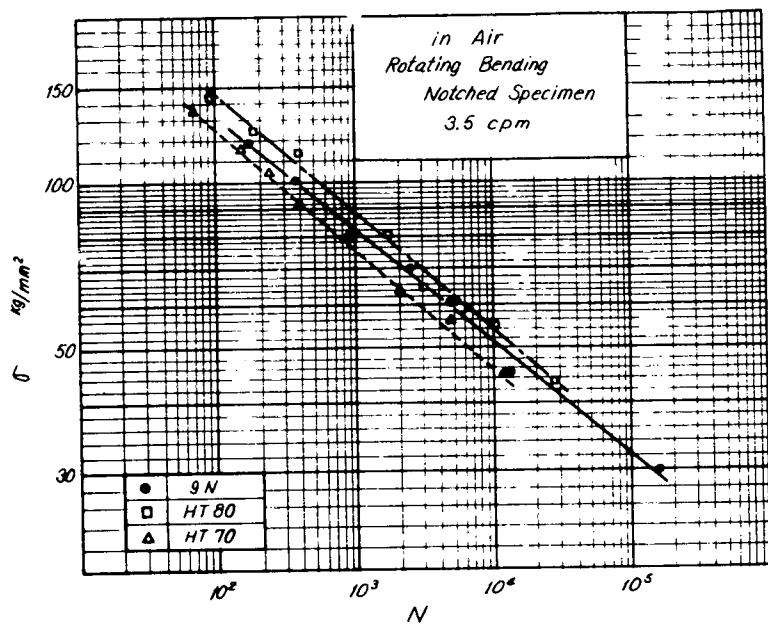


Fig. 3.30 σ -N Diagrams in Air

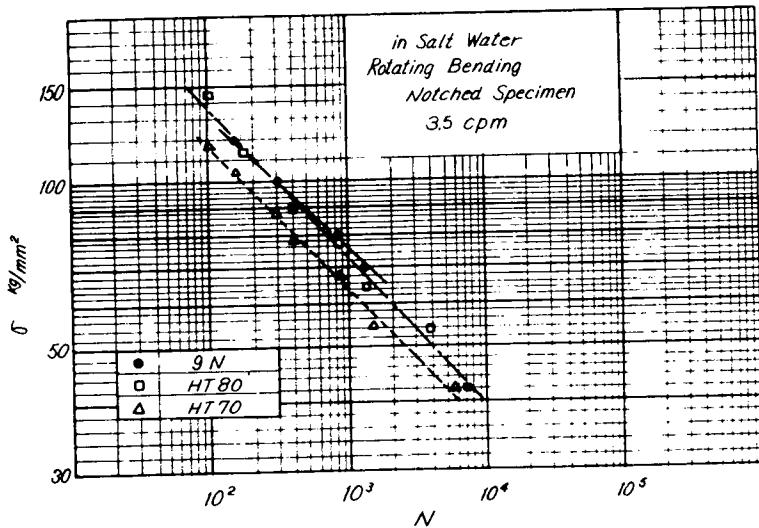


Fig. 3.31 σ -N Diagrams in Salt Water

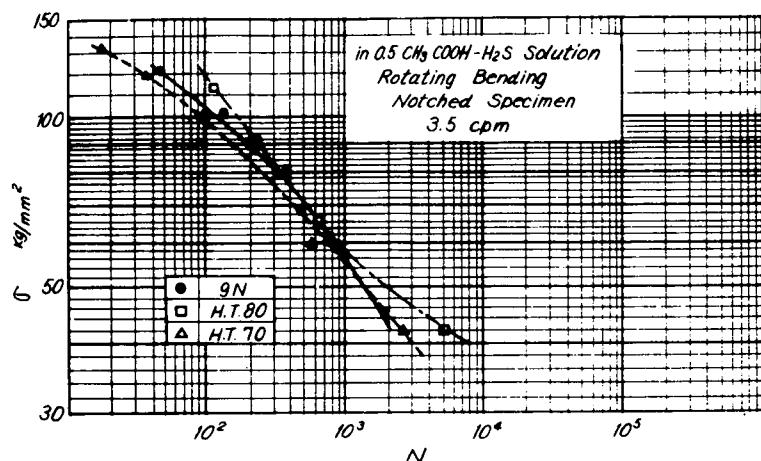


Fig. 3.32 σ -N Diagrams in H_2S Solution

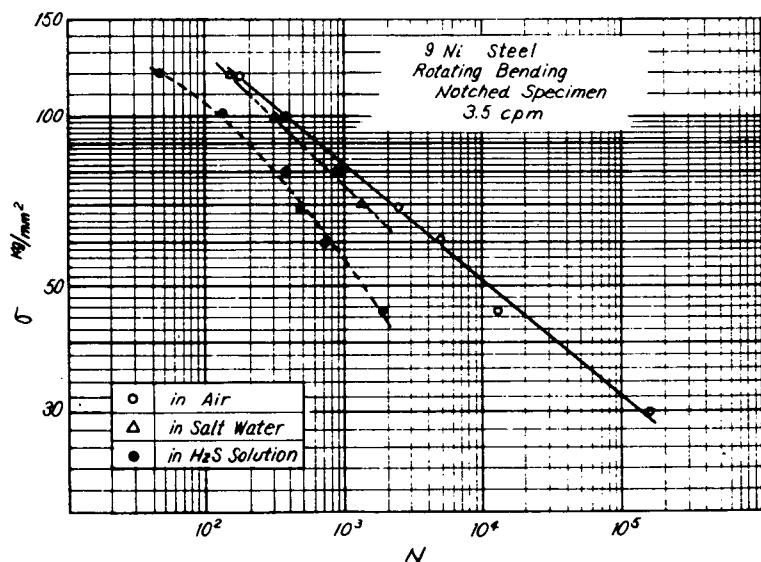


Fig. 3.33 σ -N Diagrams of 9% Ni-steel under Various Environments

3・6 む す び

以上、2.3の特殊条件下の低サイクル疲労強度について検討を加え、併せて超低温用材料の特性について言及したが、なお関連して多くの問題点が残されているので、これらの中の主なるものをあげて、今後の研究の参考とする。

予歪に關係あるものとして

- a) 予歪を生ずる荷重と逆方向の荷重による疲労強度
- b) 予歪材の腐食疲労強度

低温に關係あるものとしては

- c) 超低温下の疲労強度
- d) 常温時と超低温時の応力繰返しが反復する時の強度

e) 超低温時の疲労と脆性

溶接部の腐食疲労に関連して

- f) 強腐食剤(例えばH₂S溶液等)の下での強度
- g) 高平均応力下の強度

などがある。

(執筆者：南 義夫)

第2編 不連続部の疲労強度に関する研究

第4章 低サイクル疲労における切欠感度

4・1 まえがき

船体構造部材中にみられる疲労に起因すると思われる亀裂は、すべて不連続部に発生し、進展している。この不連続部は、設計あるいは工作の過程にて生ずる幾何学的な形状のものと、建造過程にて生ずる結合方法、主として溶接によるものとに大別される。後者の場合については、次章で述べることとし、本章では前者における幾何学的形状と切欠感度との関係について、実施された研究の結果を述べて行く。

種々の切欠を有する場合の材料の疲労強度については、第2章においても述べられているが、本章では主として塑性切欠係数(B)と幾何学的な形状係数(α)との関係について詳述する。

4・2 側面に切欠を有する板材の定荷重片振り疲労

(担当：日本海事協会技術研究所)

4・2・1 試験結果

これは側面にUノツチおよびVノツチを有するHT60材について実施されたものである。これら試験片の形状係数(α)はそれぞれ2.4および8.2である。試験の形状寸法や材料の機械的性質等については、第2章すでに述べられているので省略する。また実験結果のS-N線図や時間耐久線図($S_a - S_m - N$ 線図)についても、すでに示されているが、下限応力(σ_{min})を一定にした場合の形状による相違を明瞭にするために、Fig. 4.1～Fig. 4.3の $\sigma_{max} - N$ 線図を、 σ_{min} がおのおの一定の場合について再整理して示した。

これらの線図からわかるように、応力集中係数(α)が大きくなるに従い、いわゆる最初のN軸への平行部からの折れ曲り点が、Nの小さい方へ移行していく。さらにまた、 α が大になると当然、時間強度(σ_{max})は低下するが、 σ_{min} が大きくなると、その低下度は小さくなる。これは一般に、 σ_{min} が高い場合には、静的な強度に近くなり、疲労限附近で、しかもVノツチ試験片でもかなり高い最大応力(σ_{max})まで耐えうることを示している($N = 10^6$ Vノツチで σ_B の約

70%）。しかしこのことは、 σ_{\min} が大きいと、 σ_{\max} が高くても、応力振巾 (σ_a) は相対的に小さくなる故、 σ_a で比較すると、 σ_{\min} が小さいものほど強い耐力を有することになる。その傾向を、Fig. 4.4 に 時間耐久線図 ($S_a - S_m - \alpha$ 線図) で示す。

4・2・2 切欠係数 (β) と形状係数 (α) との関係

切欠を有する試験片の静的引張強さは、塑性切欠拘束により、 α がある程度の大きさまでは上昇するが、さらに α が大きくなると、逆に弱くなることが一般に認められている。Fig. 4.5 は J I S の試験片による引張強さに対する切欠試験片の静的強度の上昇度を示したものであり、V ノツチの場合は約 10% の上昇度を示しているが、V ノツチでは逆に約 5% の強度低下となつてている。この傾向は次節の中央部に円孔または長円孔を有する場合でも同様である。

従つて $S - N$ 線図上で、 N 軸への平行部をなす小寿命領域では、この静的の場合と同様な時間強度の傾向を示すと考えられるが、繰返し応力がそれ以下、すなわち、 N 軸への斜行部の領域では、すでに述べたように、その動的な時間強度は α が大きくなるに従つて低下してくる。

そこで、一般の切欠係数の定義に準じて、低サイクル領域での切欠係数 (β) を次のように定義する。本章以下で特にことわらない場合の β はこの定義に従う。

$$\beta = \frac{\text{平滑試験片の時間強度}}{\text{切欠試験片の時間強度}}$$

ここで、時間強度として、最大応力をとる場合とか、応力振巾をとる場合等があるが、特にことわらない場合は、 β に用いる時間強度としては応力振巾 (σ_a) を用いる。

この β と、形状係数すなわち応力集中係数 (α) との関係を、 N をバラメータにして、Fig. 4.6 に示す。また、 β と σ_{\min} との関係を Fig. 4.7 に示す。

これらの図にみられるように、V ノツチ材の $N = 10^6$ にやける β の値が片振りの場合より、 σ_{\min} が 2.0 kg/mm^2 の場合の方が少し大きくなっているが、その他は大体 σ_{\min} が大きくなると、 β は小さくなっている。これは、平均応力が大きくなると、疲労というより静的挙動に近くなるためと考えられる。また N が小さいほど β も小さくなる現象も同様な原因によるものと考えてよい。

4・2・3 まとめ

以上をまとめると概略次のとおりである。

- a) α が大きくなるに従い、 $\sigma_{\max} - N$ 線図の最初の折れ曲り点の N は小さくなり、かつ、斜行部での時間強度の低下は大となる。

b) N が大になるほど、また、 σ_{min} が小さくなるほど、さらにまた α が大になるほど、 β は大となる。

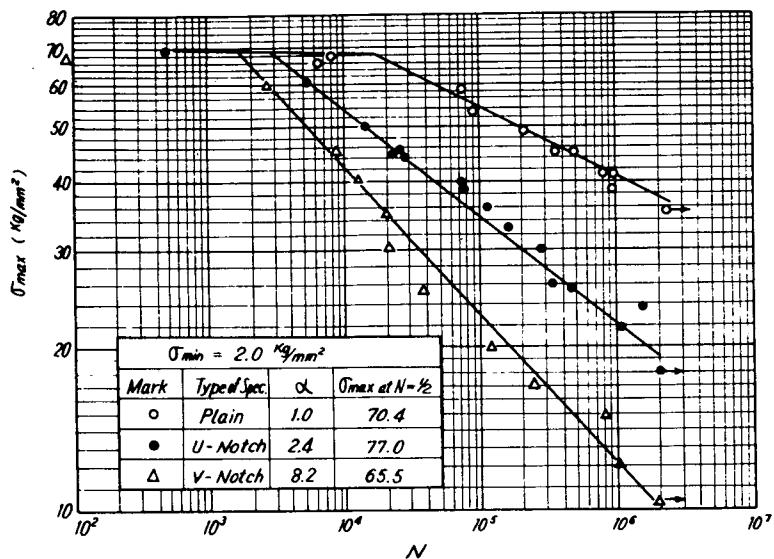


Fig. 4.1 S-N Curves for HT60
(Lowest Stress = 2.0 kg/mm^2)

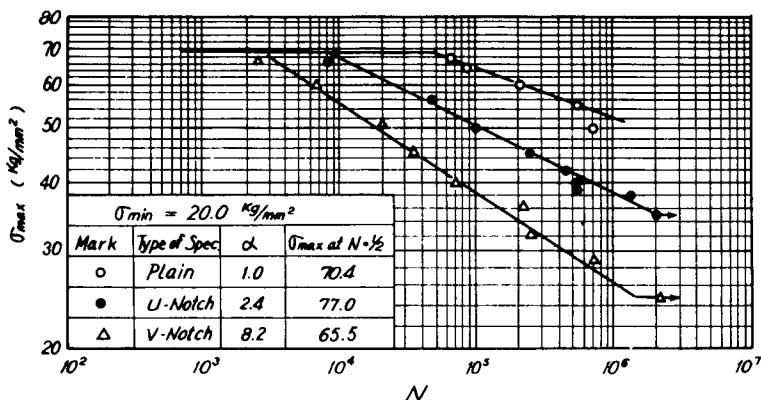


Fig. 4.2 S-N Curves for HT60
(Lowest Stress = 20.0 kg/mm^2)

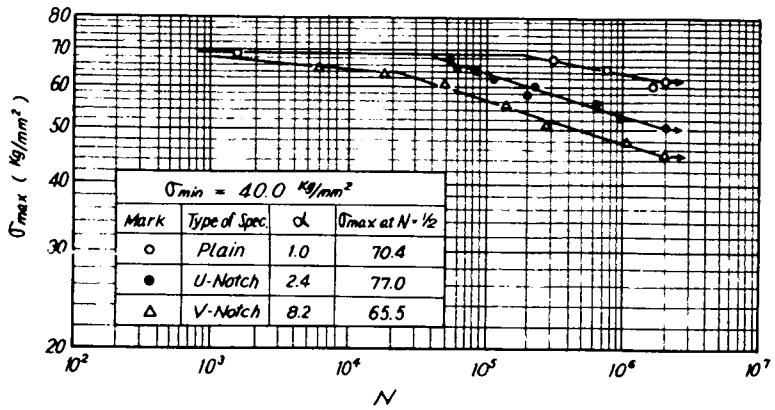


Fig. 4.3 S-N Curves for HT60
(Lowest Stress = 40.0 kg/mm²)

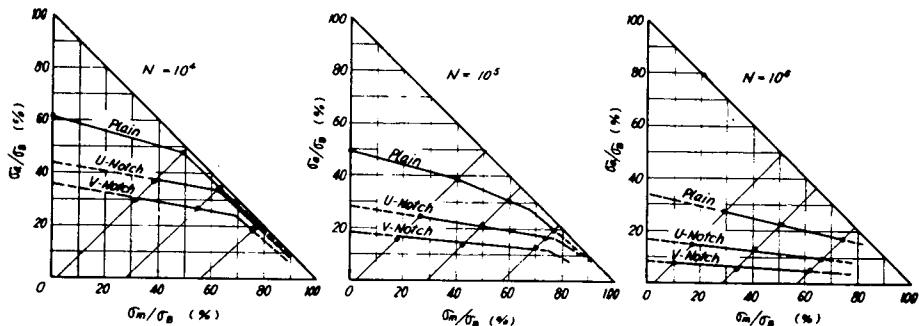


Fig. 4.4 Endurance Curves of Side-Notched Specimen at N

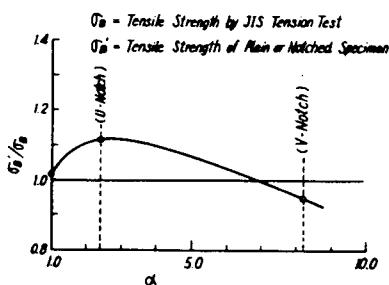


Fig. 4.5 Relation between Statical Maximum Stress and α

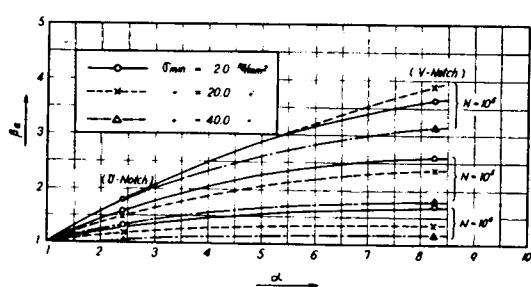


Fig. 4.6 Relation between α and β

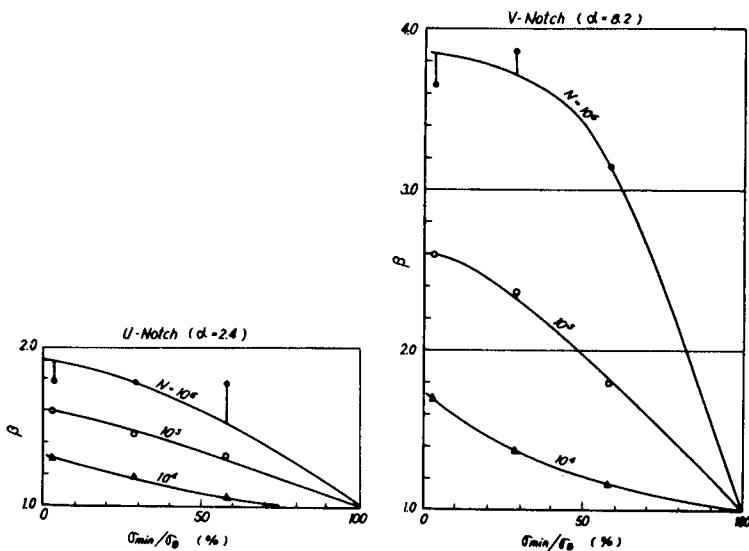


Fig. 4.7 Relation between β and Lowest Stress (δ_{\min})

4・3 中央部に開口または切欠を有する板材の定荷重片振り疲労

(担当: 三菱重工業(株)広島研究所)

4・3・1 試験結果

本節についての試験方法、実験結果の S-N 線図等についてもすでに第 2 章にて述べられているので、こゝでは主としてその形状の影響について述べる。

材料は、軟鋼 (K A M) と 50 キロ級高張力鋼 (H T 50) の 2 種であり、これらの切欠材は中央部に円孔を有するものと、長円孔を有するものであり、それらの形状係数 (α) はそれぞれ、2.75 および 5.2 である。与えられた平均応力 (σ_m) は引張強さ (σ_B) の約 55%、65% および 80% の 3 段階である。

これらの結果のうち、 $\sigma_m/\sigma_B = 55\%$ の場合について、その形状の影響を示す $\sigma_a/\sigma_B - N$ 線図を、それぞれ材種別に、Fig. 4.8 および Fig. 4.9 に例示した。前節の側面切欠の場合と同様に、線図の折れ曲り点は α が大きくなるに従い小寿命となり、かつ、それ以後の時間強度も小さくなる。しかし、この折れ曲り点は大体 N が $10^2 \sim 10^3$ 程度のところにあり、前節の 10^4 附近よりも、1 桁あるいはそれ以上に小さく、側面切欠と中央切欠の相違を示している。これは、切欠拘束度の相違によるものと考えられるが、現状ではまだ明らかではない。

Fig. 4.10 および Fig. 4.11 には、時間耐久線図 ($S_a - S_m - \alpha$ 線図) を α をパラメーターにして示した。前者は、K A M、後者は H T 50 についてのもの

である。これらの図で、完全片振りの点 ($\sigma_a = \sigma_m$ の 45° 線上の点) は、第 46 研究部会にて実施された実験の結果¹⁾ から、完全両振りの点 ($\sigma_m = 0$ の点) は次節の結果から引用したものである。これらの図から明らかのように、 σ_m が小さいほど σ_a は大きく、かつ α が大きくなるほど、強度は低下してゆくが、 σ_m が大きくなると、 α による強度差の絶対値は小さくなる。

4・3・2 切欠係数(β)と形状係数(α)との関係

Fig. 4.12 は、静的引張強さの形状による変化を示したものである。一般に、開口等の切欠があると、応力拘束により静的強さは上昇するが、 α が一層大きくなると逆に平滑材より弱くなる傾向を有している。これは側面切欠の場合と同様であるが、その上昇または低下の程度は小さい。

S-N 線図の小寿命領域すなわち、N 軸にはば平行な部分では、静的強さとほぼ同様な傾向を示すが、斜行部においては α が大であるほど、その時間強度は低下する。Fig. 4.13 および Fig. 4.14 は、この S-N 線図の斜行部における、応力振幅 (σ_a) で求めた、切欠係数 (β) の N による変化を示したものである。また Fig. 4.15 は、 β と α との関係を示すものである。

これらの図から、一般に β は、 α が大きいほど、N が大きいほど、また、平均応力 (σ_m) が小さいほど、大きくなる傾向を示していることがわかる。これは、前節と同様に、N が小さいと、また σ_m が大きいと静的挙動に近づくためと考えられる。また、KAM 材は、 β -N 線図では、同一形状で、従つて、 β - α 線図では、同一寿命において比較的良好なグループ性を示しているが、HT50 材はある程度の線図の拡がりを示し、グループ性が比較的少いようである。

次に、これらの諸図をもとにして、 σ_m による β の変化を示したものが、Fig. 4.16 である。この図にみられるように、 α が小さい (2.75) 場合には、KAM と HT50 との β 値はほぼ同程度で、 σ_m / σ_B が 50% 以上ではやや HT50 の β が大きく、 σ_m が小さくなり、完全両振り ($\sigma_m = 0$ 、次節の結果から引用した値を使用) 附近になると、その逆になる傾向にある。また α が大きい (5.2) 場合にはバラツキが大きくなつて明瞭ではないが、傾向的には同様なことがいえるようである。

また、前節の側面 U ノッチ ($\alpha = 2.4$) の場合と中央円孔 ($\alpha = 2.75$) の場合を比較すると、 $N = 10^4$ ではほぼ同程度であるが、 $N = 10^5$ では、側面 U ノッチの方が大きく ($\sigma_m / \sigma_B = 0.6$ で、 $\beta \approx 1.6$) なつている。もちろん材料が異

1) : 日本造船研究協会報告 第38号 (S. 39. 6.)

なつており、かつ試験方法も（前節では σ_{min} を一定としているのに反し、本節では σ_m を一定としている）異なるつてるので、近似的な比較でしかすぎないが、同一応力集中係数 (α) を有する場合には、側面切欠の方が中央切欠より長寿命域では弱いといえるようである。

4・3・3 まとめ

以上の要点をまとめると次のとおりである。

- a) α が大となると $\sigma_{max} - N$ 線図の最初の折れ曲り点の N は小さくなり、この N の値は同じ α を有する側面切欠の場合より小さい。
- b) N が大になるほど、また α が大になるほど、時間強度の低下度、すなわち β は大となる。さらに、 σ_m が小さいほど、 β は大きくなり、片振りの範囲 ($\sigma_m / \sigma_B \geq 0.5$) では、軟鋼より HT の方が低下度は大きいようである。
- c) $N > 10^4$ では、同じ α の場合には、中央切欠の方が側面切欠より強いようである。

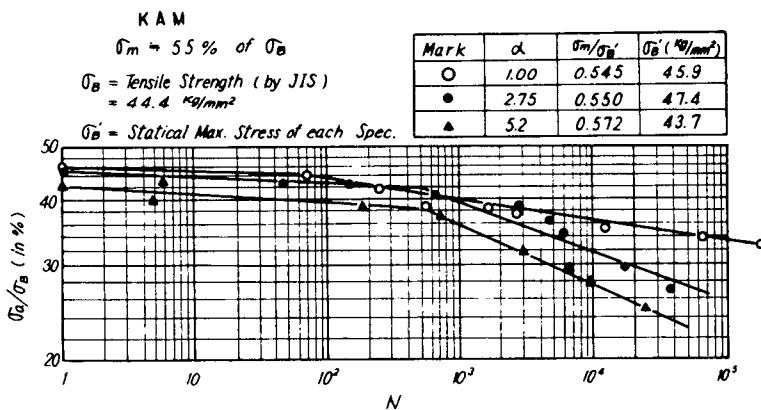


Fig. 4.8 $\sigma_a/\sigma_B - N$ Curves for KAM Steel
(Tension-Tension)

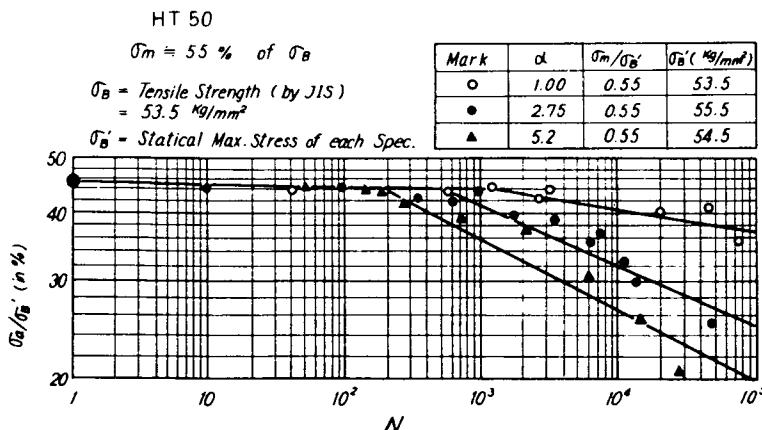


Fig. 4.9 $\sigma_a/\sigma_B - N$ Curves for HT 50
(Tension-Tension)

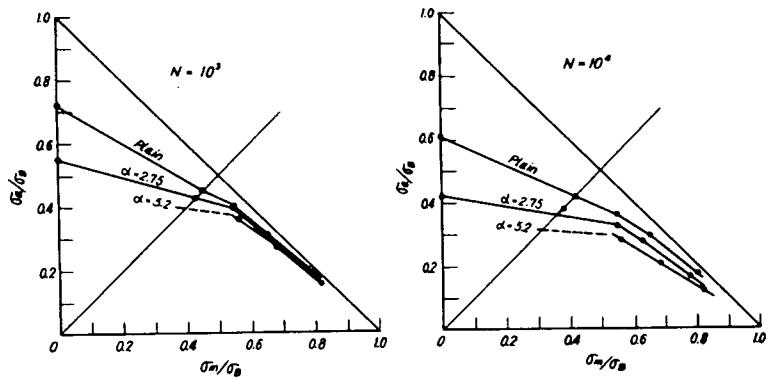


Fig. 4.10 Endurance Curves of KAM (and SS41) Steel at N

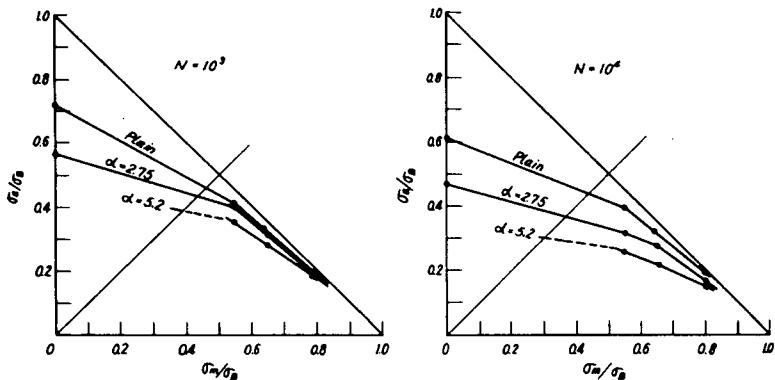


Fig. 4.11 Endurance Curves of HT50 at N

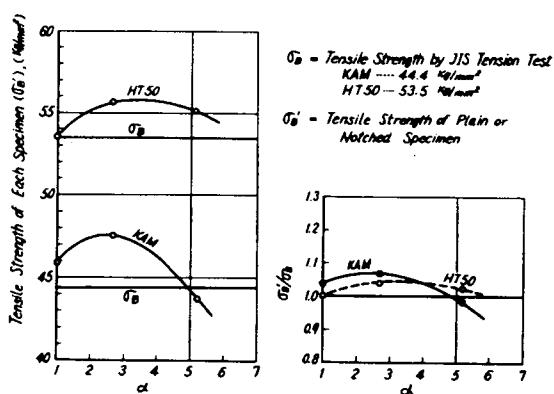


Fig. 4.12 Relation between Statical Maximum Stress and α

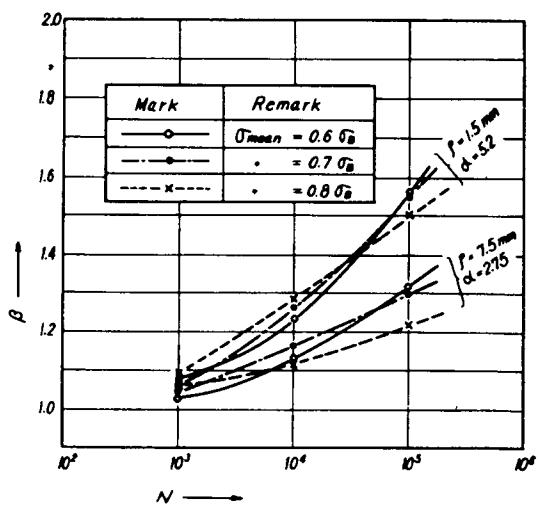


Fig. 4.13 β - N Relation of KAM

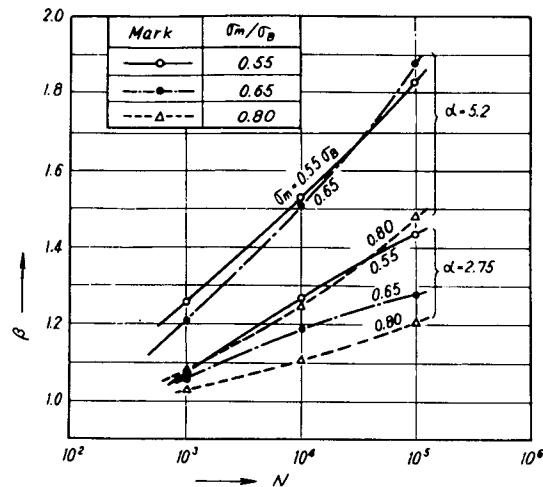


Fig. 4.14 β -N Relation of HT50

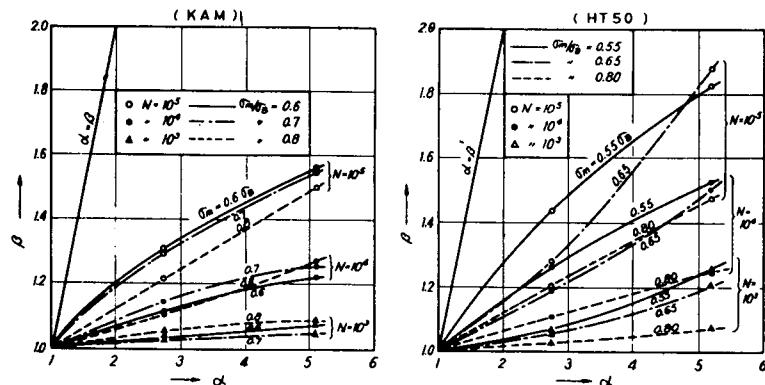


Fig. 4.15 Relation between β and α

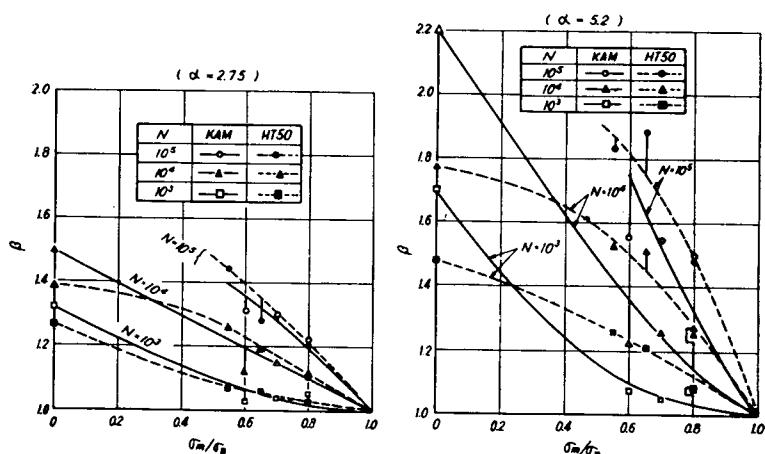


Fig. 4.16 Relation between β and δ_m/δ_B

4・4 中央部に開口または切欠を有する板材の定荷重両振り疲労

(担当: 大阪大学工学部造船科)

本研究は、船体構造の不連続部、特にハッチ、コーナ等の開口部の疲労損傷防止法として、高張力鋼を使用した場合の優劣を検討し、それらの船体構造への適用性を調査するために実施されたものである。船体構造部材は、一般に、軸力の繰返しを受ける場合が多く、それらの検討のために、両振りが基本となるので、本試験はすべて両振り引張り圧縮の定荷重の繰返しとした。

なお、第2章でこの実験の結果には、一部触れてあるが、細部にわたつてないので実験方法等から改めて述べることとする。ただし、なるべく簡単に述べることとするので、より以上の詳細な点については、本研究部会の中間報告²⁾を参照されたい。

4・4・1 供紙材料ならびに試験方法

供試材料は、軟鋼(S S 4 1)、50キロ級非調質高張力鋼(H T 5 0)、および60キロ級調質高張力鋼(H T 6 0)の3種が主であり、80キロ級調質高張力鋼(H T 8 0)についても一部実施した。それら材料の化学的成分をTable 4.1にJ I S引張試験片による機械的性質をTable 4.2に示す。研究は、3年間にわたつて実施されたため、同一材種について全く同じ材料を用いることができなかつた。それ故、後に示すように試験片形状ごとに、やや、成分、性質が異なつているのは止むを得ない。しかし、実験結果を比較する際には、主として引張強さ(σ_B)で無次元化した値を用いているので、ほとんど問題ないと考えられる。

試験片の形状はFig. 4.17に示すとおりである、すべて公称板厚6mmのものであり、平滑試験片(A型)、中央部開口試験片(B型)、中央開口部に先端半径5mmの鈍い切欠を有する開口部切欠試験片(C型)および、先端半径1mmの鋭い切欠を有する開口部切欠試験片(E型)の4種である。同図中には、第8節に述べる試験に用いられた軟鋼母材の開口部または開口切欠部に高張力鋼を挿入補強した試験片すなわち、開口部挿入試験片(B I、C IおよびE I型)も併記してある。これらの試験片の弾性的応力集中係数、すなわち形状係数(α)の値は、それぞれ1.00、2.22、4.0および7.2である。なお、記号Dが抜けているが、これは第5節で同様な形状で定変位両振り試験が実施されたなかで、先端半径1.5mm($\alpha = 6.2$)の開口部切欠試験片をD型としたためである。

2): 日本造船研究協会 昭和38年度研究成果概要

(S. 39. 11.)

" " 39 " "

(S. 40. 11.)

使用試験機は土25トンの2重ラム方式バルセータ型両振り試験機である。

また高い圧縮荷重を受けるときの試験片の座屈を防止するために、Fig. 4.18に示すような、ローラ付の座屈防止装置を考察し、これを用いて、ほとんど引張強さ附近まで座屈しないようにして、両振り定荷重引張圧縮試験を実施した。

なお、毎分の繰返し速度は、15～25回とした。

4.4.2 実験結果ならびに考察

(a) 伸びならびに歪の変動

試験はすべて圧縮側から開始した。そのため繰返し数が少ない間は各サイクル終了後、圧縮残留歪が存在していたが、その後急激に引張側に移行して行き最終破断は引張荷重により生じた。

S S 4 1材のA型(平滑材)とB型(開口材)にほとんど同一の応力振巾(δ_a)を与えた場合のチャック間伸び(δ)の変動例をFig. 4.19に示す。この図にみられるように、最大伸び(δ_{\max})および最小伸び(δ_{\min})は全繰返しの途中プラス側へ移行して行き、塑性歪の進行を示しているが、伸びの振巾(δ_a)はごく最初の期間を除き、破断直前まではほとんど定常である。またA型とB型とでは、平均応力振巾は同一であつても、その進展の度合いに差があり、歪集中の影響を明らかに示し、 δ が大きいほど疲労被害度が大きくなっている。Fig. 4.20は、HT60の各形状についての δ_a の変化例を示したものであり、Fig. 4.19と同じ傾向を示している。ただし、Fig. 4.20の横軸(N軸)は対数座標をとっている。

また、Fig. 4.21～Fig. 4.24には、応力の繰返しによる歪およびその分布状態の変動を示した。Fig. 4.21およびFig. 4.23はHT60のC型についてのもので、前図は歪分布の変動をNをパラメータにして示したものであり、後図はその歪自体の変動を示したものである。またFig. 4.22およびFig. 4.24はHT60のE型についての同様な変動図である。これらの図からわかるように、歪集中部のごく近傍のみが応力繰返しの影響を最も大きく受け、歪集中部を離れるに従いほとんど定常歪の繰返しを受けることがわかる。(ここに示した例では、外側2/3巾の繰返し歪は破断近くまでは降伏歪以下である。)これらの図からはまた疲労亀裂の進展度も推察できる。しかし、座屈防止装置装着の関係から亀裂の発生ならびに進展については視認によつても、明確には把握できず、したがつて、亀裂の発生進展の特性についての検討はできなかつた。

(b) S-N線図

亀裂の発生ならびに進展について、できうるかぎり調査するように努めたが、そ

の装置の関係で、判定が困難であり、かつ、一応求めたものの結果も余り有意な性質を有しなかつたので、実験結果の整理に用いた繰返し数(N)としては、すべて破断までのものを用いた。

Fig. 4.25～Fig. 4.32は、 $S-N$ 線図を示す。Fig. 4.25～Fig. 4.28は縦軸に応力振巾(σ_a)の絶対値をとつて、それぞれ形状別にまとめたものであり、Fig. 4.29～Fig. 4.32は、縦軸の σ_a をそれぞれの素材のJIS引張試験により得られた引張強さ(σ_B)で除して無次化して、それぞれ材種別にまとめたものである。

これらの図からわかるように、 α が大きくなると時間強度の低下は大きくなるが高HTほどその低下度は小さい、また、 $S-N$ 線図の始めの折れ曲り点は α が大きくなるほど、幾分Nの小さい方へ移行するが、そのNの領域はせまい。さらに、その絶対値は小さく、片振りの場合が10³程度のところにあつたのに比べ、10～30回位のところであり、両振りの場合には、 $S-N$ 線図の始めのN軸への平行部はほとんどないとみてよいようである。ただしHT80では幾分折れ曲り点のNが大きいようである。また、平滑試験片(A型)の σ_a/σ_B-N 線図は、HT80を除いてほとんど一致し、 σ_a は σ_B に比例している。その関係をFig. 4.33に示す。

(c) 切欠係数(β)と形状係数(α)との関係

静的引張強さと α との関係は前述の片振りの場合とほとんど同様な傾向を示す。その関係をFig. 4.34に示す。高HTになるほど α が大きくなつても、平滑素材より弱くなりにくい傾向を示している。

Fig. 4.35～Fig. 4.37は4.2節で定義された塑性の切欠係数(β)とNとの関係を、形状別に示した。HT80以外はいずれの形状でも、高HTほど β は小さく、また、 α が大きくなるほど β も大きくなっている。さらにまた、当然Nが大になると β も大となっている。

Fig. 4.38は、この β と α との関係を、Nをパラメータにして示したものである。前節の片振りの場合に比較するとはるかに大きな時間強度の低下率を示している。高HTほど β は小さいが α が大きくなるとNが一定の場合にはある値に収斂する傾向を示している。一般に β は α のみの函数ではなく、この値に関係するものとしてNおよび材質等が附加されるべきである。そこで材質に関係するものとして、 σ_B/E (ただしEは弾性係数)をとり、 β に変えて、切欠材の強度の低下度を直接表わす($1 - 1/\beta$)を用いて縦軸に($1 - 1/\beta$)・ σ_B/E を、横軸に $1/\alpha$ をとつてその両者の関係を示すと、Fig. 4.39のようになる。図中に示された実線は両軸の変数に、さらにNを加えて作った次の実験式を示す。

$$\frac{\sigma_B}{E} \left(1 - \frac{1}{\beta} \right) = (4 \log N - 2.5) \left\{ 1 - \left(\frac{1}{0.55\alpha} \right)^2 \right\} \times 10^{-4}$$

図にみられるように、この式は $\alpha > 2.0$ の範囲ではよく実験値と合つており、实用上十分と考えられる。図中 $\alpha < 2.0$ の領域に破線で示されているのは推測線である。ただし、この式中の N は破断までの繰返し数を用いているので、実際の構造物等に適用する際には、寸法効果の加味が必要であろう。

(d) 高張力鋼の有効度

同一形状における時間強度を比較するために、軟鋼材に対する HT 材の時間強度比 (r) を次式のように定義する。

$$r = \frac{\alpha = \alpha \text{ の形状の HT 試験片の時間強度}}{\alpha = \alpha \text{ の形状の SS 試験片の時間強度}}$$

この r と N との関係を Fig. 4.40 ~ Fig. 4.43 に形状別に示す。

これらの図の左端にはその形状の試験片の静的引張強さの比も併記してある。いずれの場合でも、静的強さの比よりも、強度比 r は大きく、また、 N が大になるほどさらに α が大になるほど、 r の値は大きくなっている。すなわち、HT の有効性が大きくなつてくる。

4.4.3 まとめ

以上のとおり、中央部に開口または切欠を有する試験片について、定荷重両振り引張り圧縮疲労試験を実施したが、その結果を要約すると次のとおりである。

- a) S-N 線図は両対数座標ではほぼ直線表示されるが、片振り引張りにてみられるような N 軸への平行部はほとんど存在しない。
- b) 平滑試験片の時間強度は、その材料の引張強さ (σ_B) に比例する。
- c) 伸び量は繰返しの増加とともに漸増し、破断近くで急増するが、その振巾は破断近くまでは一定である。また歪も歪集中部の近傍のみに激しい変動があり、残りの大部分は相当期間定常である。
- d) 切欠係数 (β) は高 HT ほど小さく、また N が大になるほど、形状係数 (α) が大になるほど大きくなる。しかし、同一寿命では α が ∞ になるとある値に収斂するようである。低サイクル領域におけるこの β の値は、軟鋼から HT 60 まで次の式で表現される。

$$\frac{\sigma_B}{E} \left(1 - \frac{1}{\beta} \right) = (4 \log N - 2.5) \left\{ 1 - \left(\frac{1}{0.55\alpha} \right)^2 \right\} \times 10^{-4}$$

- e) 同一形状で、軟鋼の時間強度に対する、HT の時間強度の上昇率は、静的強さの場合より大きく、また、 N が大になるほど、さらに α が大になるほど大きい。

Table 4.1 Chemical Components of Materials (%)

Material	Used Type of Specimen	C x 100	Si x 100	Mn x 100	P x 1000	S x 1000	Ni x 100	Cr x 100	V x 100	Others x 100
8841	A, B	19	10	59	12	25	—	—	—	—
	C, E	17	5	55	24	24	—	—	—	—
HT50	A, B	16	35	116	23	18	—	—	—	—
	C, E	18	41	116	18	17	—	—	—	—
HT60	A, B	14	38	122	16	12	6	21	5	—
	C, E	14	42	130	17	10	—	2	6	—
HT80	A, B	14	27	83	11	6	121	66	6	C: 2.6 Mo: 4.9 B: 0.2

Table 4.2 Mechanical Properties of Materials ($t=6\text{ mm}$)

Material	Used Type of Specimen	σ_y (kg/mm^2)	σ_b (kg/mm^2)	Belongation (%)	Reduction Area (%)	R (kg/mm^2)
8841	A, B	300	476	30.4	6.58	215×10^3
	C, E	296	442	31.4	5.47	202
HT50	A, B	395	582	25.9	6.11	210
	C, E	393	582	25.9	5.43	200
HT60	A, B	542	648	24.4	5.59	212
	C, E	605	695	10.5	5.47	219
HT80	A, B	835	885	11.3	5.54	202

for Type A & B Spec. JIS KQ.5 (G.L = 60mm)

for Type C & E Spec. JIS KQ.1 (G.L = 200mm)

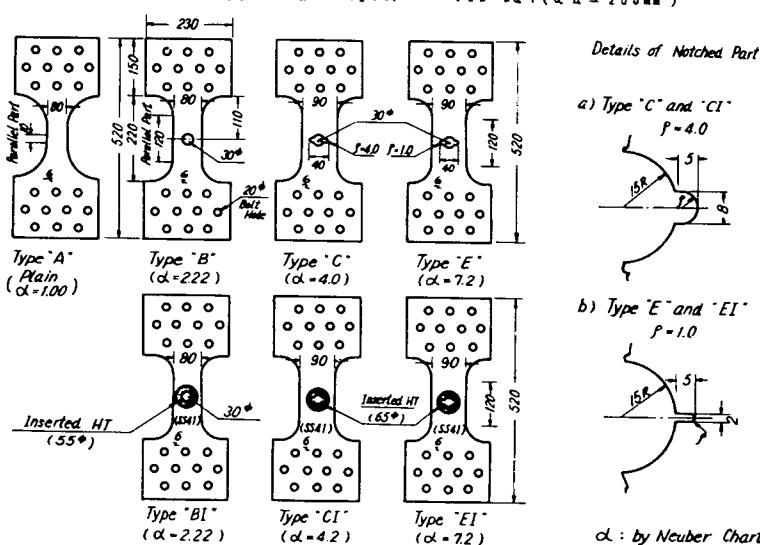


Fig. 4.17 Shape of Test Specimens for Tension-Compression Fatigue Test

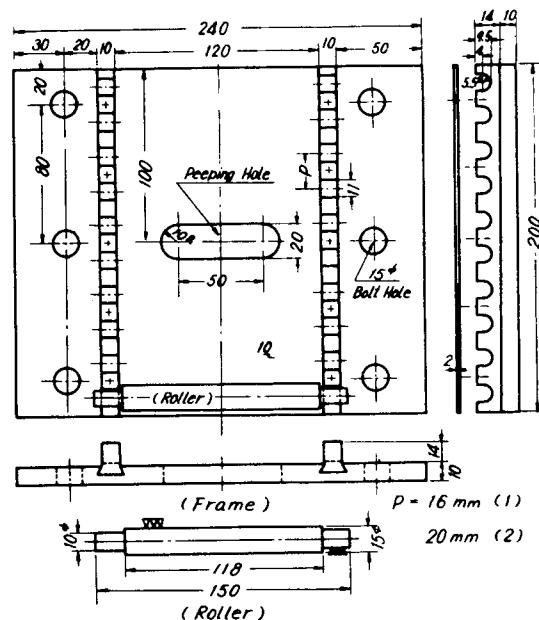


Fig. 4.18 Anti-buckling Apparatus
for Plain and Notched Specimen

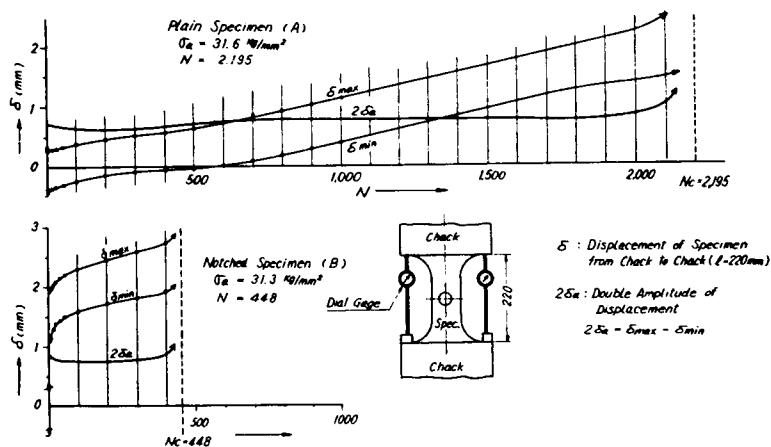


Fig. 4.19 Displacement Variation until Failure
(SS 41)

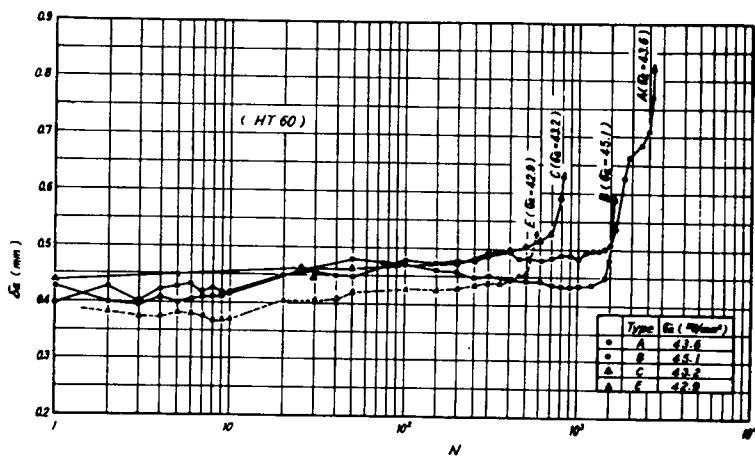


Fig. 4.20 Example of δ -Variation
(HT 60)

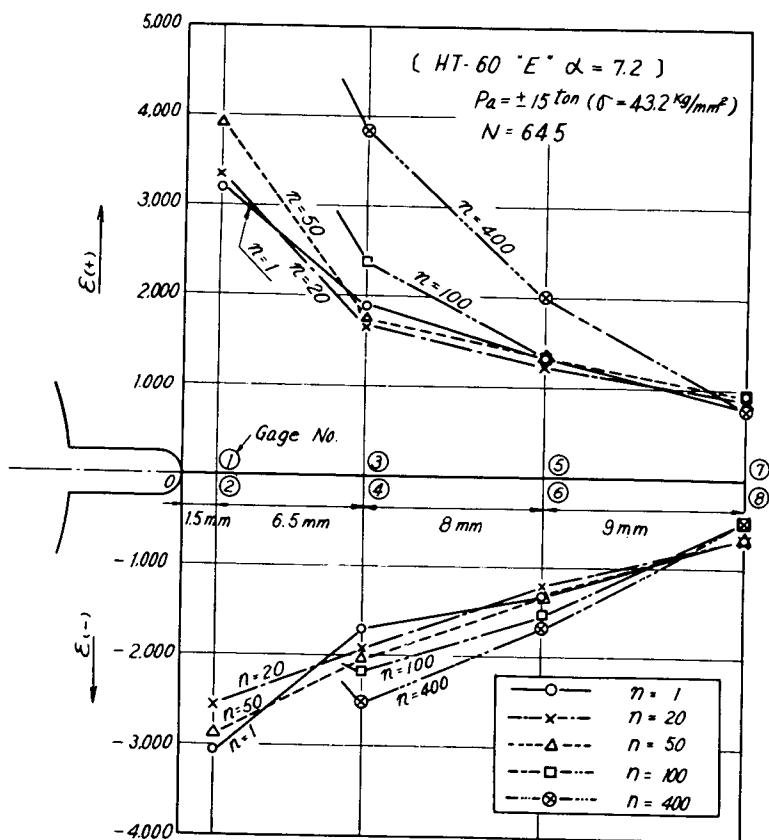


Fig. 4.22 Example of Variation of Strain Distribution
(HT 60 "E")

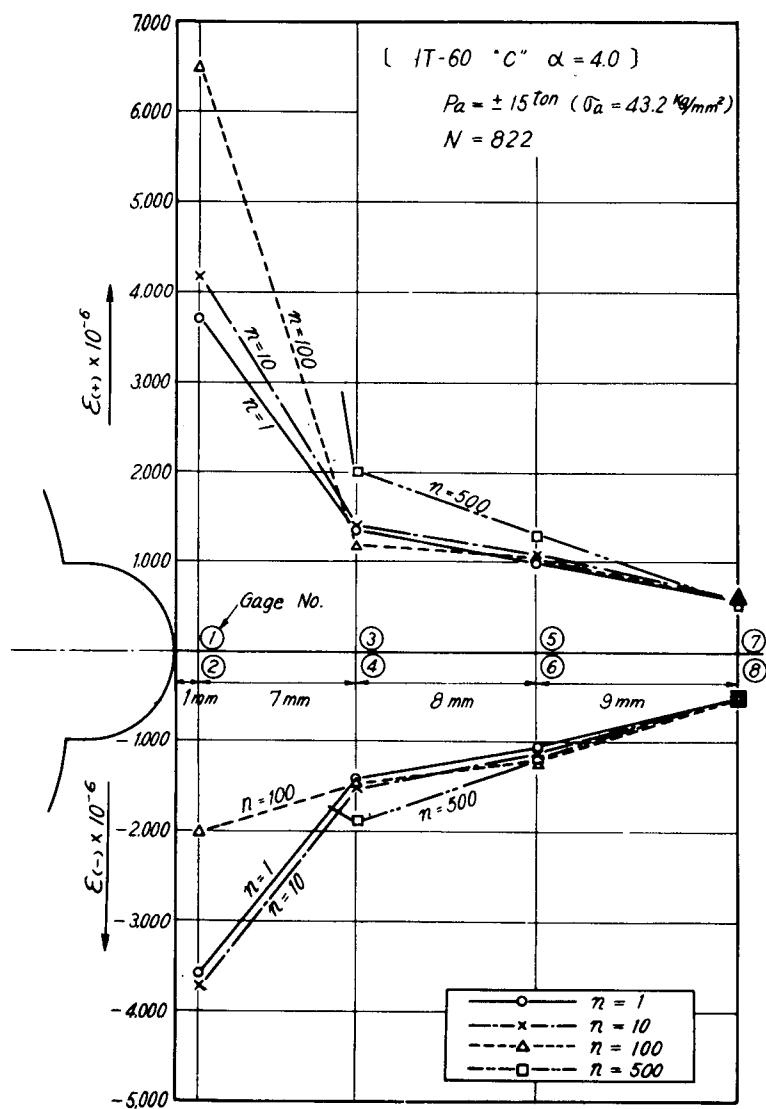


Fig. 4.21 Example of Variation of Strain Distribution
(HT60 "C")

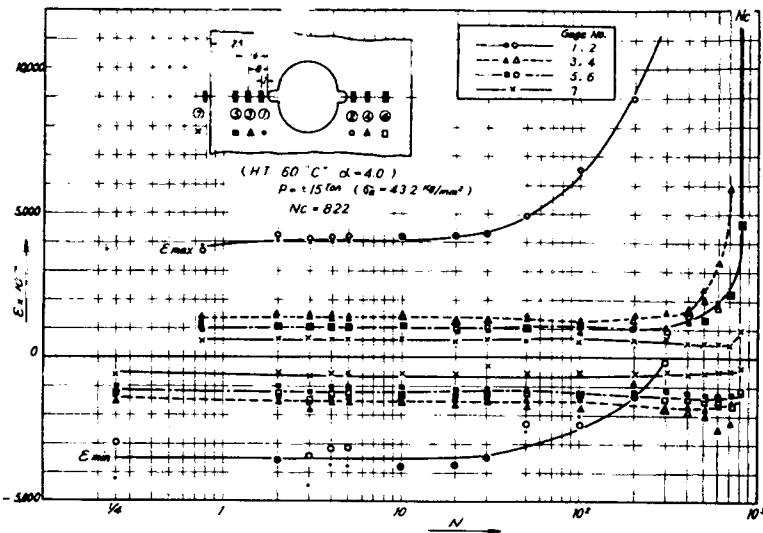


Fig. 4.23 Example of Strain Variation
(HT60 "C")

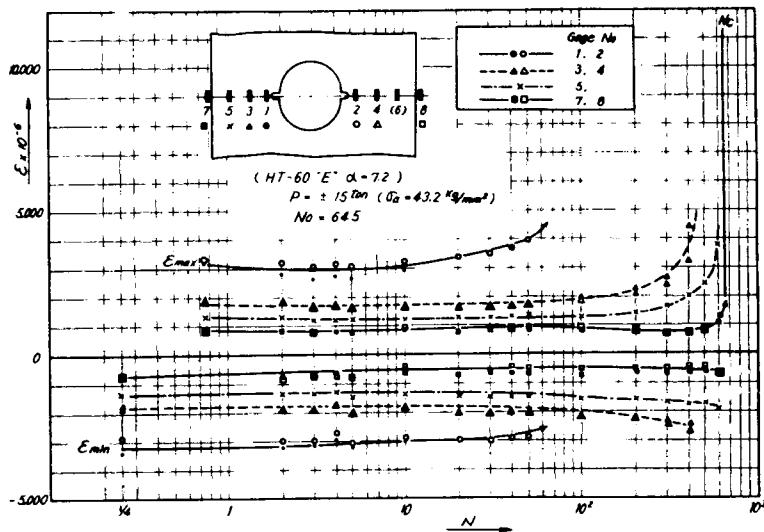


Fig. 4.24 Example of Strain Variation
(HT60 "E")

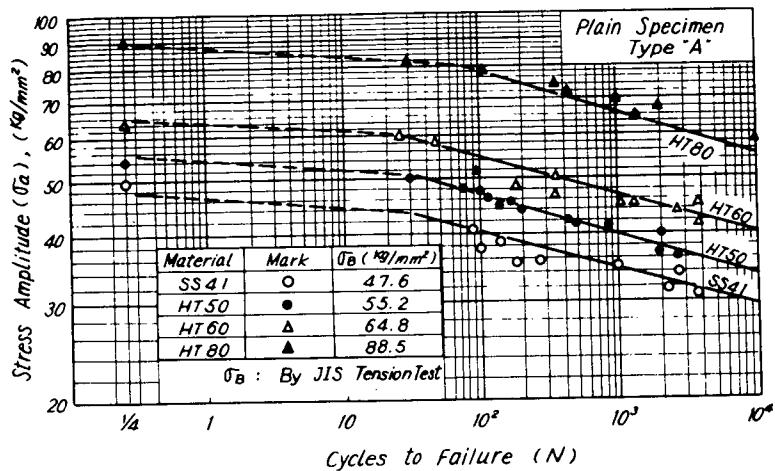


Fig. 4.25 S-N Curves of Plain Specimens
(Tension-Compression)

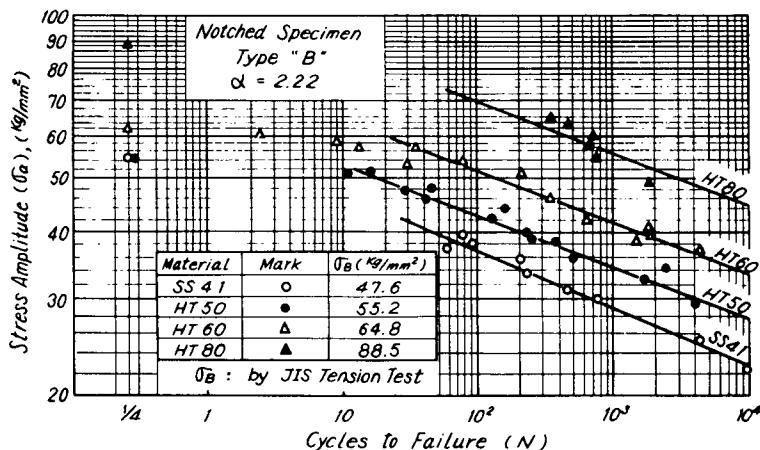


Fig. 4.26 S-N Curves of Notched Specimens ($\alpha = 2.22$)
(Tension-Compression)

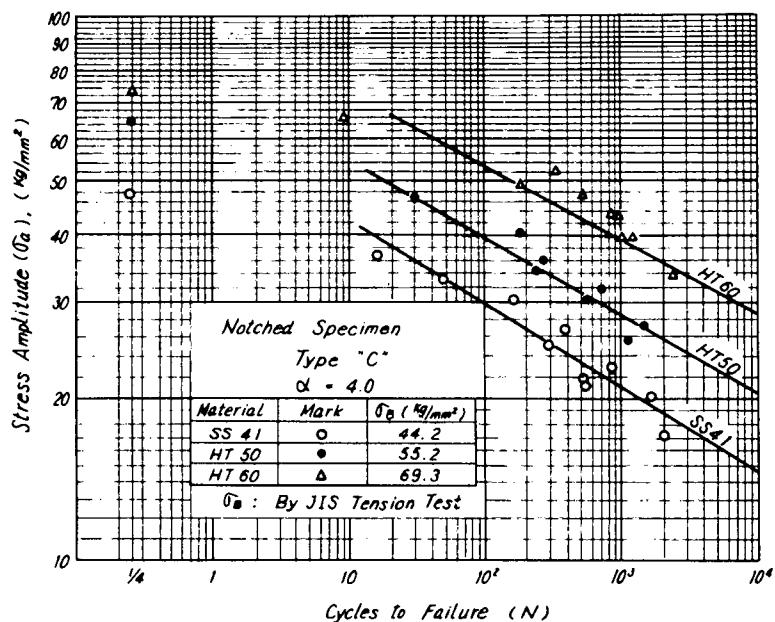


Fig. 4.27 S-N Curves of Notched Specimens ($\alpha=4.0$)
(Tension-Compression)

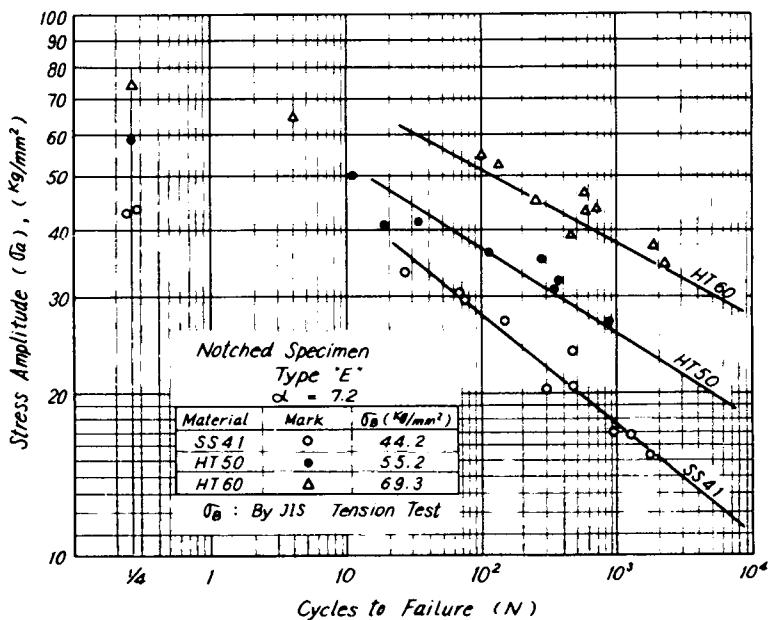


Fig. 4.28 S-N Curves of Notched Specimens ($\alpha=7.2$)
(Tension-Compression)

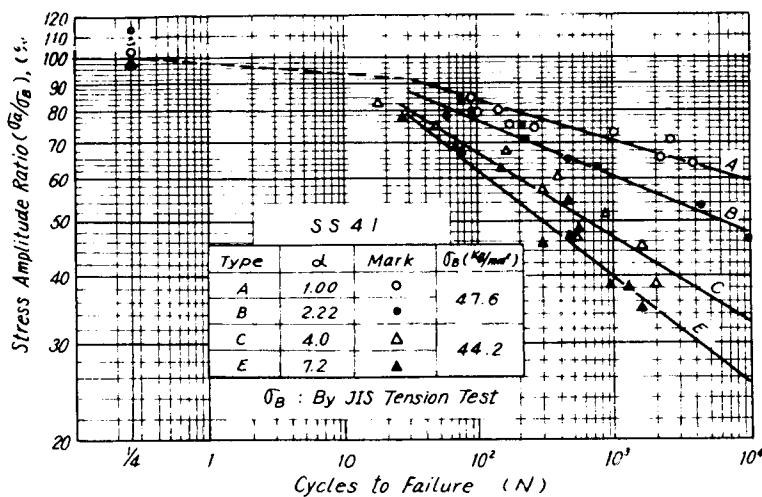


Fig. 4.29 $6_a/6_B$ -N Curves for SS41
(Tension-Compression)

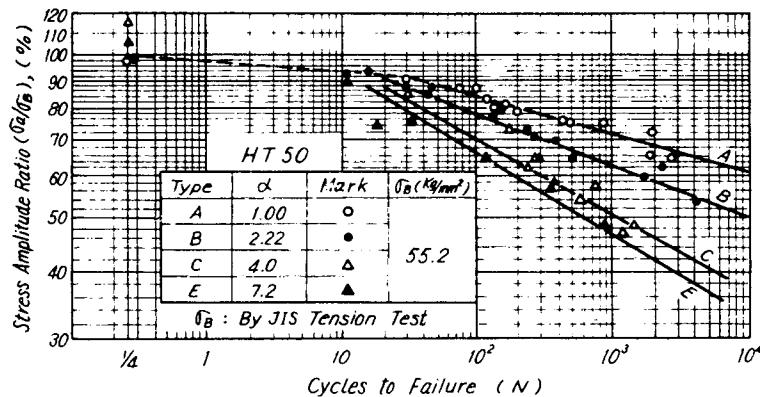


Fig. 4.30 $6_a/6_B$ -N Curves for HT50
(Tension-Compression)

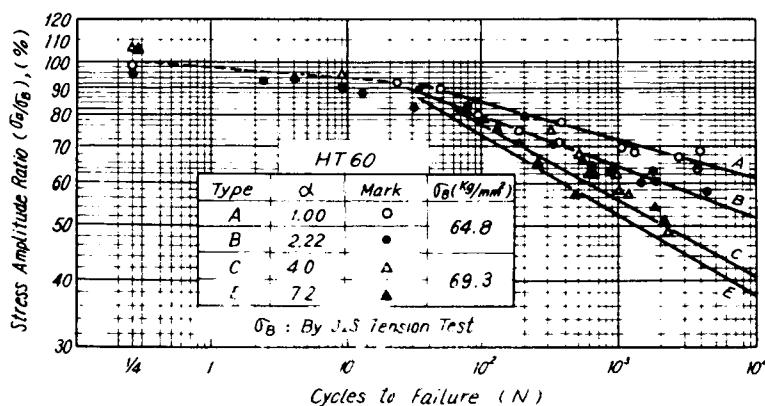


Fig. 4.31 $6_a/6_B$ -N Curves for HT60
(Tension-Compression)

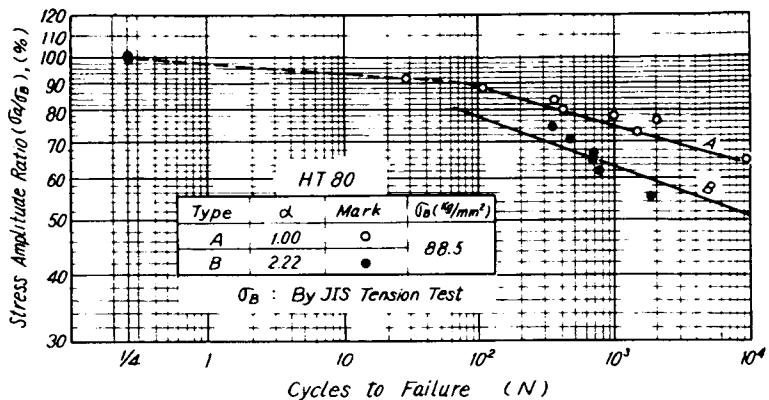


Fig. 4.32 σ_a/σ_B -N Curves for HT80
(Tension-Compression)

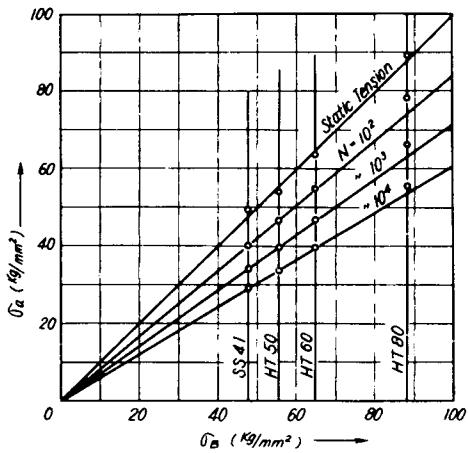


Fig. 4.33 Relation between Tensile Strength (σ_B) and Stress Amplitude (σ_a) of Plain Specimen.
(Tension-Compression)

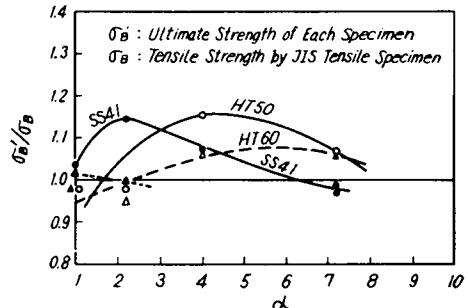


Fig. 4.34 Relation between Stress Concentration Factor (α) and Statical Tensile Strength

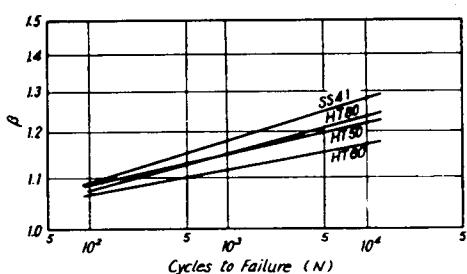


Fig. 4.35 β -N Curves for Notched Specimen,
Type "B" ($\alpha=2.22$)

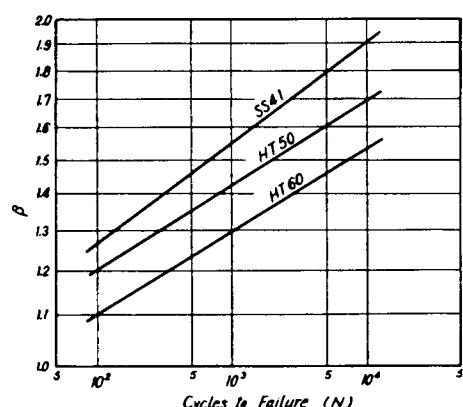


Fig. 4.36 β -N Curves for Notched Specimen,
Type "C" ($\alpha=4.0$)

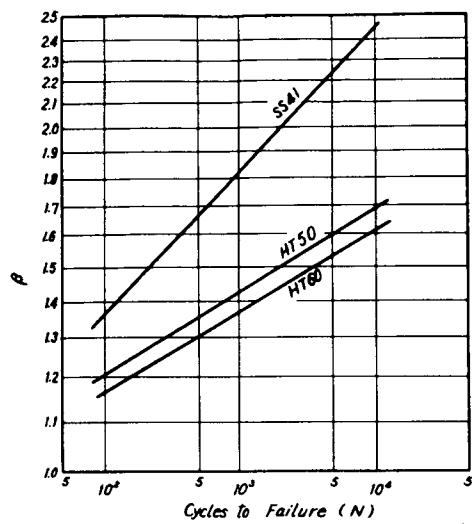


Fig. 4.37 β -N Curves for Notched Specimen, Type "E" ($\alpha = 7.2$)

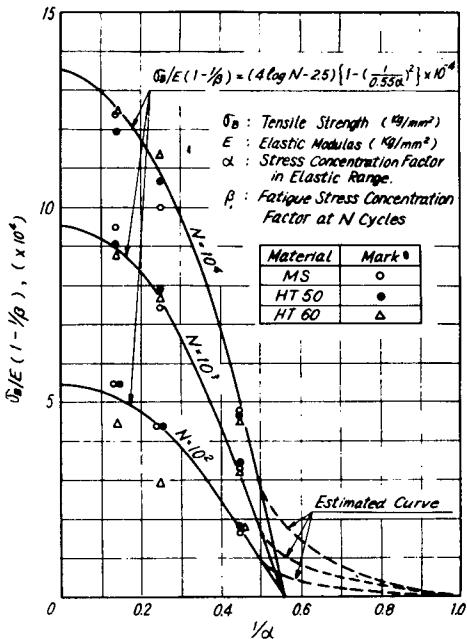


Fig. 4.39 Relation between $\frac{1}{\alpha}$ and $\frac{1}{\beta}$ for Center Notched Specimen (Tension-Compression)

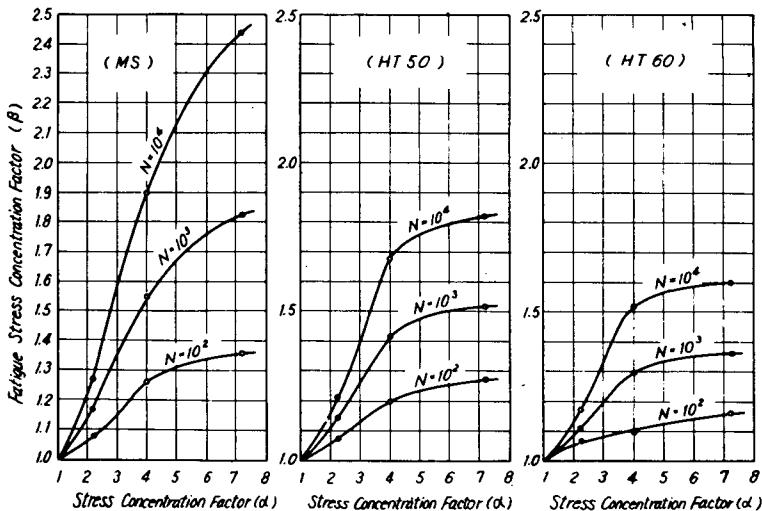


Fig. 4.38 Relation between α and β for Center Notched Specimen (Tension-Compression)

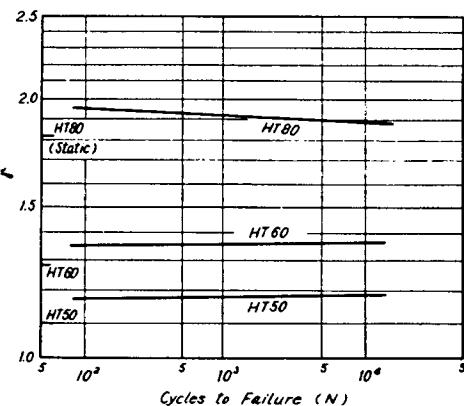


Fig. 4.40 τ -N Curves for Plain Specimen, Type "A" ($\alpha=1.00$)

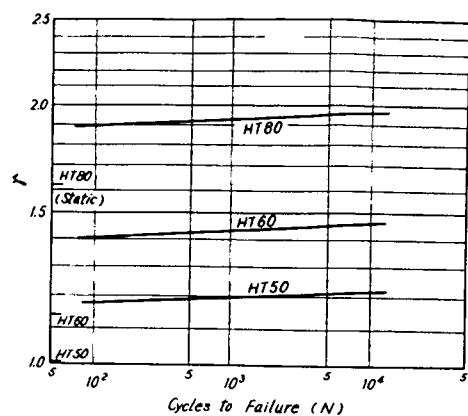


Fig. 4.41 τ -N Curves for Notched Specimen, Type "B" ($\alpha=2.22$)

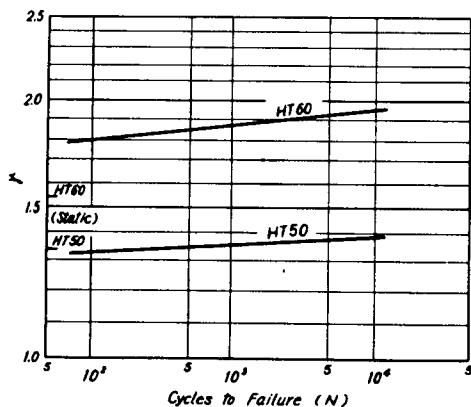


Fig. 4.42 τ -N Curves for Notched Specimen, Type "C" ($\alpha=4.0$)

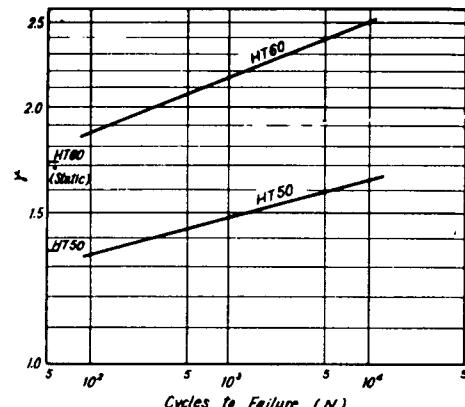


Fig. 4.43 τ -N Curves for Notched Specimen, Type "E" ($\alpha=7.2$)

4・5 † 中央部に開口または切欠を有する板材の定変位両振り疲労

(担当：日立造船(株)技術研究所)

本研究は前節の定荷重の場合と比較することを初目的として実施されたものであり、試験片の形状寸法等はほとんど前節に準じている。本節では実験結果を述べ、次節において、両者を簡単に比較検討することとする。

4・5・1 供試材料ならびに試験方法

供試材料は、軟鋼(S S 4 1)と60キロ級調質高張力鋼(H T 6 0)の2種であり、それらの引張試験結果による機械的性質をTable 4.3. IC、化学成分をTable 4.4. IC示す。

試験片の形状は Fig. 4. 4 4 に示されるとおりであり、平滑試験片（A型）、中央部開口試験片（B型）、先端半径 4 mm の鈍い切欠を有する、開口部切欠試験片（C型）および、先端半径 1.5 mm の鋭い切欠を有する 開口部切欠試験片（D型）の 4 種である。これらの試験片の形状係数（ α ）は、それぞれ、1.00、2.22、4.0 および 6.2 である。D型を除き前節の定荷重試験に用いられたと同一である。

使用試験機はウイルソン型の定変位試験機で、毎分繰返し速度は約 20～30 回である。また前節に述べたと同型の座屈防止装置を使用した。

4・5・2 実験結果ならびに考察

動的試験に入る前に静的引張試験を実施したが、そのときの各形状での歪分布を Fig. 4. 4 5 に示す。C型およびD型では、切欠先端の歪は直接測定できなかつたが Neuber の方法で求めた α の値と弾性域ではほぼ一致している。

試験は、チャック間の撓み振巾（ δ_a ）を一定として実施した。Fig. 4. 4 6 および Fig. 4. 4 7 に、 δ -N 線図を材種ごとに示した。変位一定であるため、試験片の表面状態、加工度および試験機の精度等の微妙な影響を受けていると考えられ、実験点のバラツキが大きい。しかし、図のように定歪試験の結果によくみられる。静破断まで一本の直線で表わされる線図が得られた。場合によつては α の大きいものの方が小さいものより強いような実験点もあるが、 α が大になるほど時間強度は低下している。

Fig. 4. 4 8 および Fig. 4. 4 9 は、試験中の公称応力（ σ ）の変動を例示したものである。これらにみられるように、 σ は初期に幾分増加し、その後ごく僅かずつ漸減し、破断直前で激減する傾向を示しているが、近似的に破断前までは一定とみてよいようである。

そこで第 1 回目の荷重から応力振巾（ σ_a ）を求め、それを材料の引張強さ（ σ_B ）で無次元化して S-N 線図を作成した。この σ_a / σ_B - N 線図を Fig. 4. 5 0 および Fig. 4. 5 1 に材種別に示す。 σ_a の算定過程に誤差が入るため、これらの S-N 線図は、先の δ_a - N 線図よりも一層バラツキが大きいが、図示したような線が引けるとみてよい。しかし特に HT 60 の場合には、形状別に線示することに無理がみられるようでもある。

以上の δ_a - N 線図および S-N 線図をもとにして、先に定義された塑性切欠係数（ β_δ ）を求めた。 δ_a - N 線図から求めたものを β_δ 、S-N 線図から求めたものを β_σ として、それらと α との関係をそれぞれ Fig. 4. 5 2 および Fig. 4. 5 3 に示した。 β_δ 、 β_σ ともに α が大きくなると大となり、かつ、高 HT の方

が小さい値となつてゐるが、 β_δ は N が増加するにつれ減少しているに反し、 β_σ は増加している。また、 β_δ の絶対値は β_σ のそれより甚だしく大きい。これは両線図の特性から当然のことである。

4.5.3 まとめ

与えた変位振巾 (δ_a) が 1 mm 前後、甚だしくは 0.1 mm 程度と小さく実験精度に問題があり、従つて実験点の大きなバラツキをもたらしたが、以上の結果から得られた簡単な結論は次のとおりである。

- a) $\delta_a - N$ 線図は静破断まで両対数座標で一本の直線で表示され、形状係数 (α) が大きくなるほど、時間強度は低下する。
- b) 変位振巾 (δ_a) で比較した場合、静的および短寿命域での時間強度は S S 4 1 材が高く、長寿命域ではその逆となるが、その差は小さい。
- c) 変位を一定としたときの公称応力は破断直前まで、ほとんど一定である。
- d) $\delta_a - N$ 線図から求めた切欠係数 (β_δ) および換算応力振巾 (σ_a) により得られた S - N 線図から求めた切欠係数 (β_σ) はともに、形状係数が大きくなるほど大となり、H T 材の方が小さい。しかし、その絶対値と寿命 N による変化の傾向は異なる。

Table 4.3 Mechanical Properties of Materials

Material	$t \times b$ (mm × mm)	Gage Length (mm)	σ_y (kg/mm ²)	σ_u (kg/mm ²)	σ_t (kg/mm ²)	Elongation (%)	ϕ (%)	Note
S S 4 1	6 × 20	100	34.5	48.0	84.1	29.0	51.9	mean of 8 Spec.
	6 × 50	200	34.6	47.1	75.8	21.9	44.1	- - -
H T 6 0	6 × 20	100	49.3	59.2	100.5	18.9	42.5	- 2 -
	6 × 50	200	48.8	60.4	111.0	12.8	53.1	- 1 -

Table 4.4 Chemical Components of Materials (%)

Material	C × 100	Si × 100	Mo	P × 1000	S × 1000	Ni × 100	Cr × 100	V × 100
S S 4 1	19	12	58	11	26	—	—	—
H T 6 0	14	46	120	12	13	1	22	6

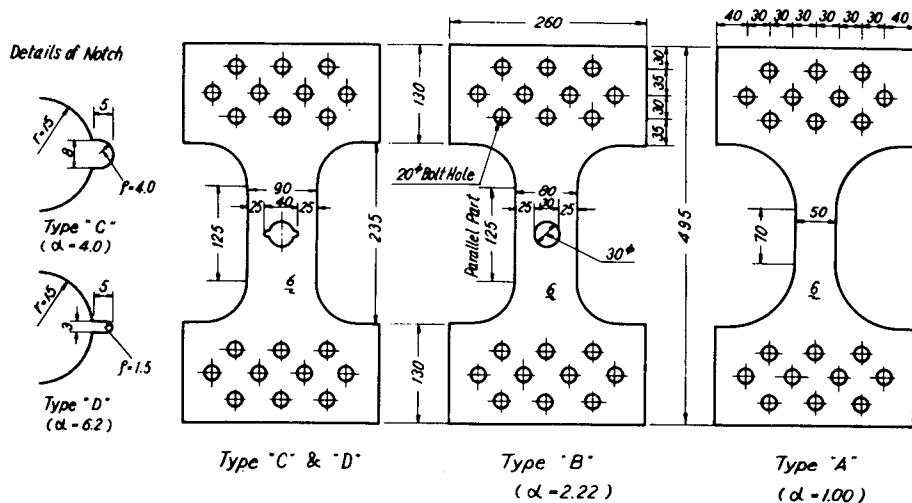


Fig. 4.44 The Shape and Size of Specimens

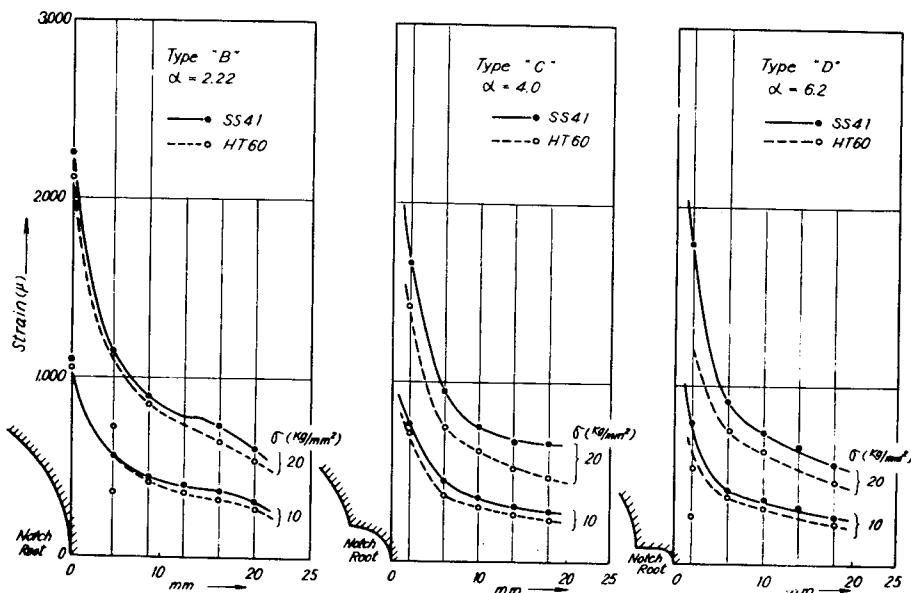


Fig. 4.45 Strain Distribution at Static Tension

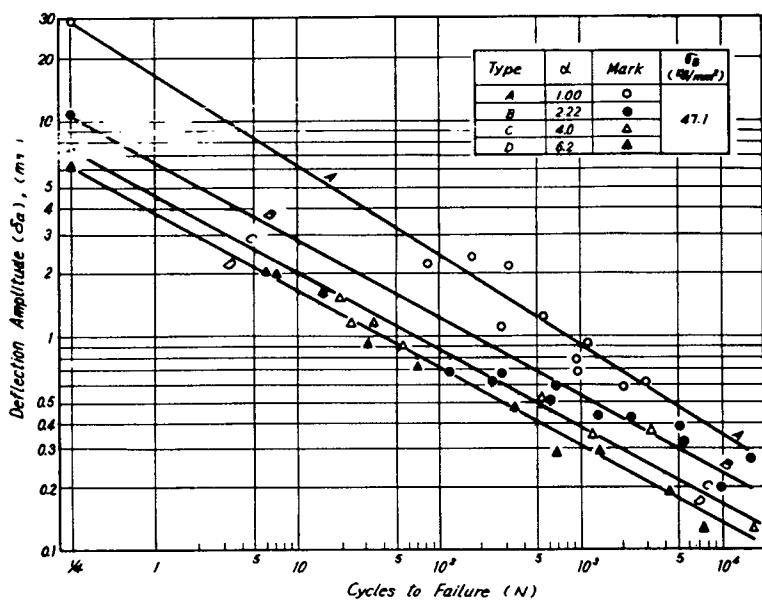


Fig. 4.46 δ_0 -N Curves for SS41

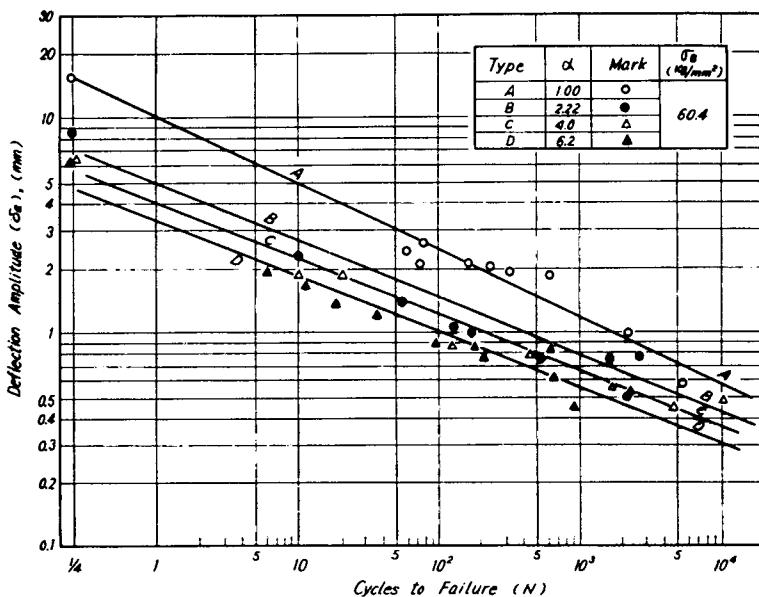


Fig. 4.47 δ_0 -N Curves for HT60

日本造船研究協会報告 第59号

正 誤 表

1

頁	行	誤	正
1	下より 4 行目	とりまとめ	} “とりまとめ”に統一する。
〃	下より 1 "	取締め	
4	下より 8 "	Tedle 1.2 にて配管.....	Tedle 1.2 にて、配管.....
〃	下より 11 "	外観 Fig	外観を Fig.
〃	下より 4 "	ストローク	ストローク
6	Fig. 1.3	Test Machine(B)	Testing Machine(B)
7	Table. 1.2 4 頁	Chuck Space	Chuck Space
8	上より 8 行目	速度の速い	速度が早い
9	上より 11 "	$\triangle \epsilon_p N = \text{Cons}'t$	$\triangle \epsilon_p \cdot N = \text{Cons}'t$
11	Fig. 1.10	$\sigma - \epsilon$ Diagram	$\sigma - \epsilon$ Diagram (2)
16	Fig. 1.22	S-N Diagram	S-N Diagram (3)
18	Fig. 1.25	Cyclic Creep Diagram	Cyclic Creep Diagram (1)
〃	Fig. 1.26	Cyclic Creep Diagram	Cyclic Creep Diagram (2)
〃	"	Pulsating Tension	Pulsating Tension
〃	Fig. 1.27	Variation of Rate Steady	Variation of Rate of Steady
19	下より 8 行目	破壊過程を概略的に、	破壊過程は概略的に、
〃	"	(b) 破壊過程を	(b) 破壊過程は
〃	下より 7 "	全体が一様な伸びを ϵ_m にて ...	全体が一様な伸び ϵ_m にて
〃	"	一様な伸びを ϵ_m にて	一様な伸びを ϵ_m にて
21	下より 7 "	2.2 試験所および.....	2.2 試験片および.....
29	Fig. 2.11	(V - Notched)	(U - Notched)

頁	行	誤	正
32	Fig. 2.22	(V-Notched)	(U-Notched)
33	下より 6 行目	Table 3.1 に示す , -250°C を	Table 3.1 に示す。 250°C で
34	上より 6 "		
35	Table 3.1	Chemical Composi- tions	Chemical Composi- tions
"	"	SM S M 5 0	S M 5 0
40	下より 15 行目	ギルド鋼	キルド鋼
"	下より 5 "	伸び ϕ	伸び ϵ
41	下より 7 "	この β	この β'
"	下より 4 "	$\beta = 1 + \frac{\alpha - 1}{1 - \sqrt{\epsilon_0' / \alpha}}$	$\beta = \frac{\alpha - 1}{1 - \epsilon_0' / \alpha}$
"	下より 3 "	$\beta_0' = 5.1 (1 - \dots \dots)$	$\epsilon_0' = 5.1 (1 - \dots \dots)$
42	上より 6 "	温度と β	温度と β'
"	下より 1 "	安全性の度合 ,	安全性の度合は ,
44	Fig. 3.10 (a)	\times Impact Value I	\times Impact Value I
	(b)	\times	\times
	(c)	\times	\times % of Shear Fracture Area S
49	最下行	一造船協会々報	一造船協会々報 論文集 第 99 号 (昭和 31 年 7 月)
56	上より 2 行目	: 日本海事協会技術研究所))	: 日本海事協会技術研究所)
65	上より 10 "	塑性切欠係数(β)	塑性切欠係数(β)
"	下より 12 "	試験	試験片
"	下より 8 "	σ_{max-N}	σ_{max-N}
"	下より 5 "	N の小さい方へ	N の小さい方へ
66	下より 9 "	$N = 10^6$ にやける	$N = 10^6$ における
69	Fig. 47	Lowest Stress (δ_{min})	Lowest Stress (σ_{min})
73	Fig. 4.16	10^4 —△—	10^4 —△—

頁	行	誤	正
80	Fig. 422	$\epsilon (+)$ $\epsilon (-)$	$\epsilon (+) \times 10^{-6}$ $\epsilon (-) \times 10^{-6}$
89	上より 16 行目	によくみられる。	によくみられる
"	下より 13 "	僅かずつ	僅かづつ
90	上より 5 "	小さく実験精	小さく、実験精
94	Fig. 452	between $\beta\sigma$ and α	between $\beta\delta$ and α
97	下より 12 行目	K A B 鋼	K A M 鋼
98	上より 2 "	$\delta m/\sigma_B = 70\%$	$\sigma_m/\sigma_B = 70\%$
"	下より 13 "	④印	②印
102	下より 6 "	発生点である。歪……	発生点である歪……
103	上より 16 "	①印と	①印と
"	下より 16 "	時間強度までは、挿入の一部形状のものを除き、全 H T の素材 試験片の時間強度までは、挿入試験片の強度は上昇…… 試験片の強度は上昇……	時間強度までは、挿入試験片の強度は上昇…… (途中を削除)
"	下より 8 "	(σ_B)	($\sigma_{B'}$)
"	下より 5 "	mm以上を考え……	mm以上と考え……
104	下より 10 "	はすべて S S 4 1 試	はすべてが S S 4 1 の試
110	下より 12 "	80 キロ級高張力鋼	80 キロ級調質高張力鋼
111	上より 13 "	T型で、①印が C型	T型で、①印が C型
"	上より 18 "	約 0.5 でのる。	約 0.5 である。
112	下より 14 "	H T N > 10^6	H T の $N > 10^6$
"	"	にあり、共に特に……	にあり、特に……
"	下より 1 "	降伏歪点が、……	降伏歪点か、……
114	Fig. 5.2	図中の Table	
{	(a) ~ (e)	○ ◎ △ / ● ④	○ ◎ △ / ● ④
116			

頁	行	誤	正
120	下より 8 行目	の値を 印で	の値を印で
122	Fig. 5.8	図中の Table	
↓	(c)～(d)	○ ◎	○ ◎
123		● ◎	● ◎
125	上より 9 行目	結果を述べるが，ここで	結果を述べる。ここで……
130	上より 4 "	述べるが，	述べたが，
"	上より 8 "	本筋では，	本研究では，
134	下より 12 "	を受ける Pad 構造部	を受ける Pad 構造部
135	下より 6 "	対象とするが，	対象とするか，
139	上より 7 "	て，溶接脚長が疲労強度におよぼす……	て，溶接脚長を 1.5 mm づつ変えた場合のものをまとめて Fig. 6.22 に示す。この図から溶接脚長が疲労強度におよぼす…
147	上より 7 "	調査究明されたことである。	調査究明されたことなどである。

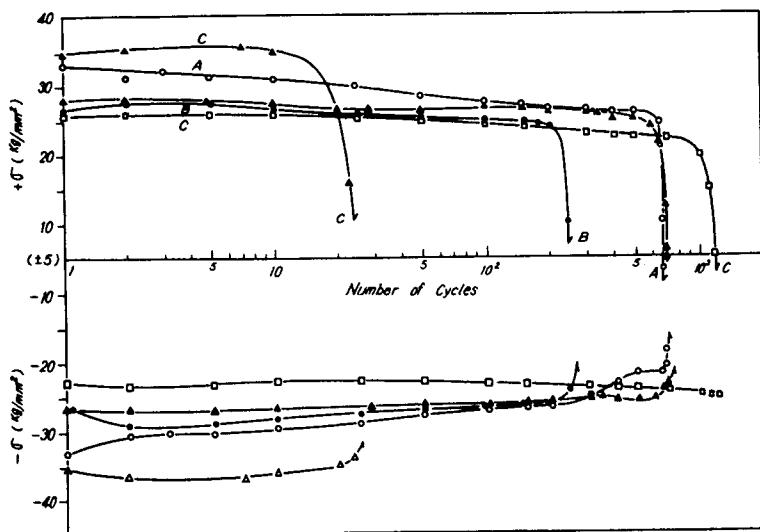


Fig. 4.48 Stress Variation of SS41 Specimen Under Constant Deflection

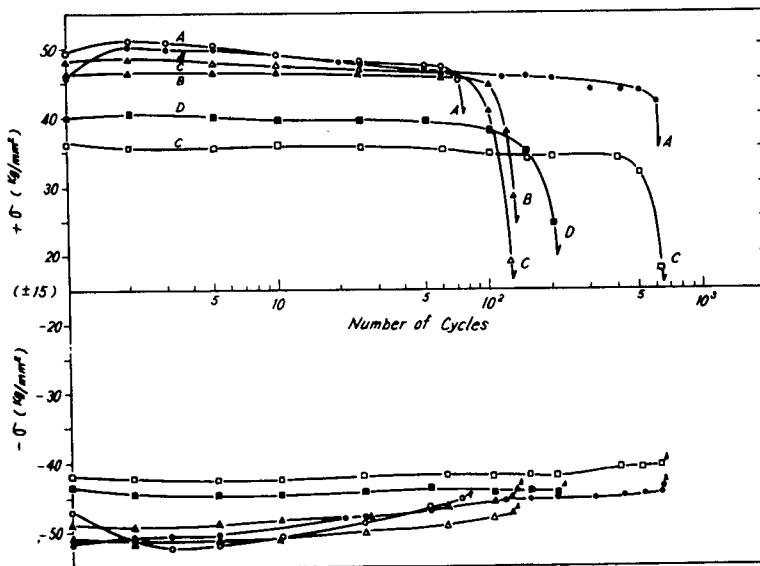


Fig. 4.49 Stress Variation of HT60 Specimen Under Constant Deflection

Fig. 4.50 $\frac{\sigma_a}{\sigma_B}$ -N
Curves for SS41
Under Constant
Deflection
Amplitude

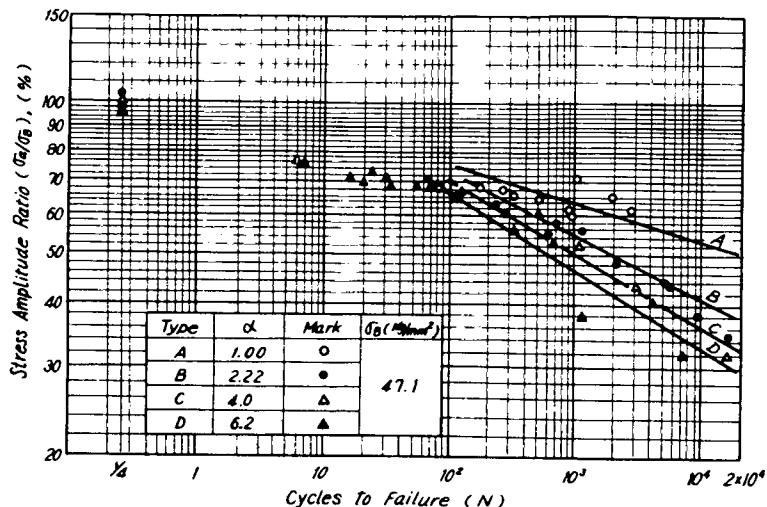


Fig. 4.51 $\frac{\sigma_a}{\sigma_B}$ -N
Curves for HT60
under Constant
Deflection
Amplitude

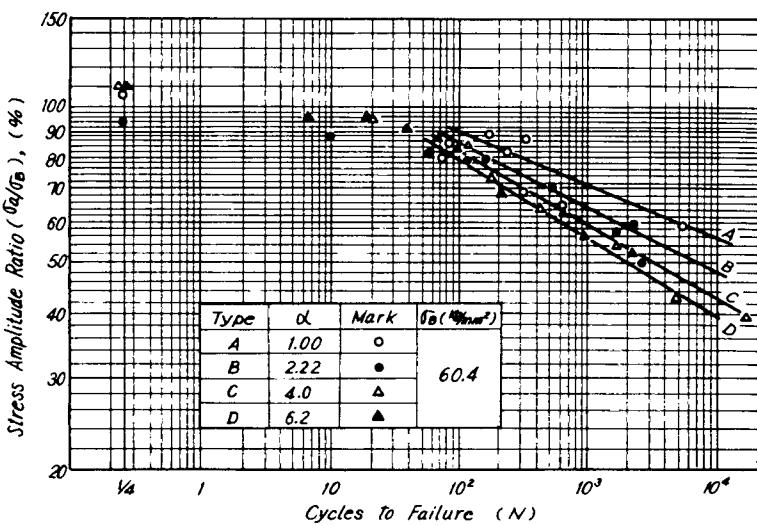
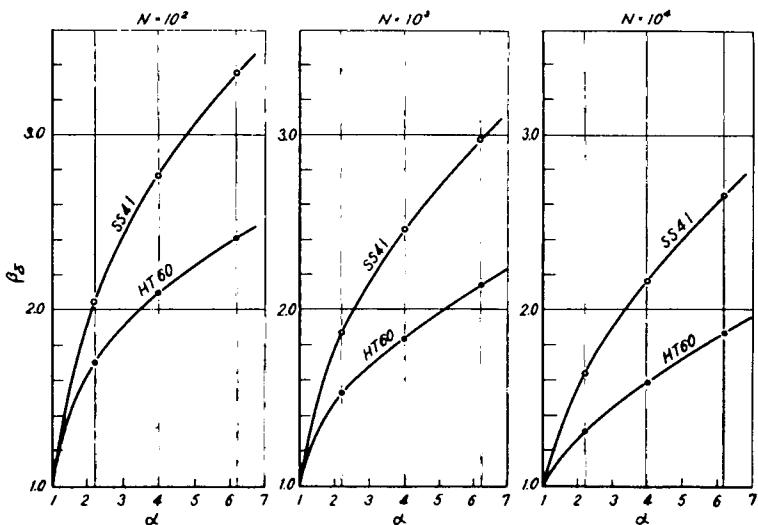


Fig. 4.52 Relation
between β_6 and α



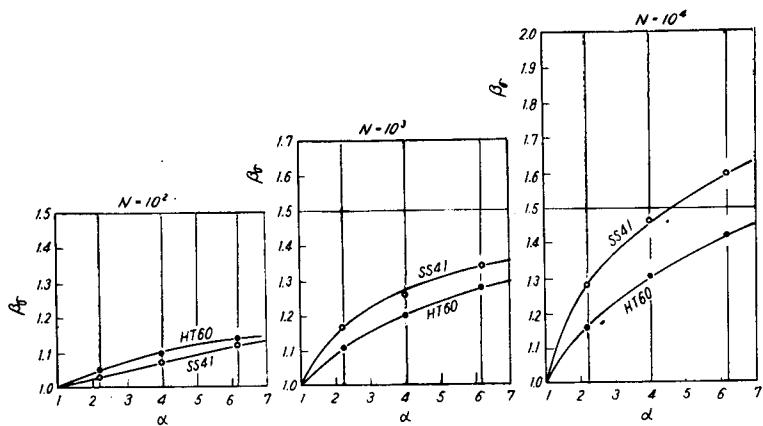


Fig. 4.53 Relation between β_6 and α

4・6 両振り定荷重疲労と定変位疲労との比較

本節は、中央部に開口または切欠を有する板材の定荷重疲労（4.4節）と定変位疲労（4.5節）の比較である。これらは、変位振巾（ δ_a ）と応力振巾（ σ_a ）の両者で行なわねばならないが、ここでは後者の σ_a による比較のみとする。

定荷重の場合と定変位の場合の $\sigma_a / \sigma_B - N$ 線図を Fig. 4.54 および Fig. 4.55 に示す。前図は SS41 に対するものであり、後図は、HT60 に対するものである。図中実線が定荷重の試験結果で、破線が定変位の結果である。なお、線側に記した A～E の記号は 4.4 節ならびに 4.5 節に示した試験片の記号を示し、 α 値はそれぞれ 1.00, 2.22, 4.0, 6.2 および 7.2 である。両材とも全般的に α が小さい（A および B）場合には定荷重による結果の方が時間強度は高く、 α が大きい（C, D および E）場合にはその逆になつていて。しかし、前節で述べたように、定変位試験における $\delta_a - N$ 線図での実験点のバラツキ、加えて、 δ_a を σ_a に換算する過程に問題を含みながら作られた S-N 線図のさらに大きい点のバラツキを考えると、この両試験の結果は、ほぼ一致するとみる方が妥当かも知れない。ここに示した線図をもとにして、さらに検討を加えるのは問題があるが、参考までに Fig. 4.56 に、 β と α の関係を、また、Fig. 4.57 に σ_a と α の関係を示した。両図とも絶対値に差はあるが、傾向的にはよく合つている。

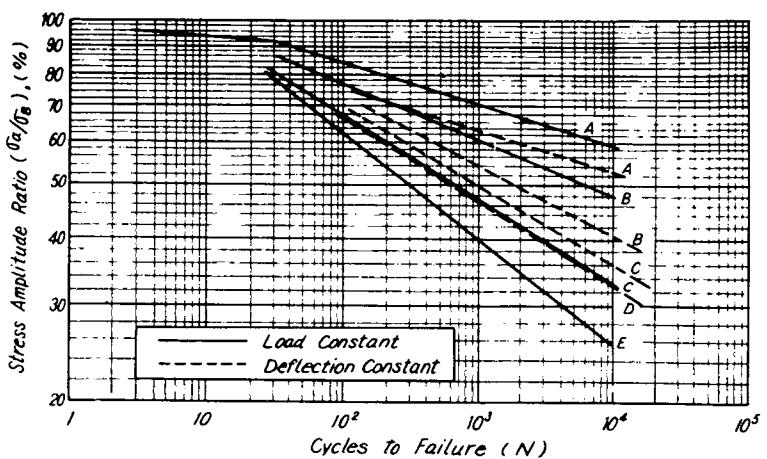


Fig. 4.54 Comparison of S-N Curves of SS41
(Load Constant Test and Deflection Constant Test)

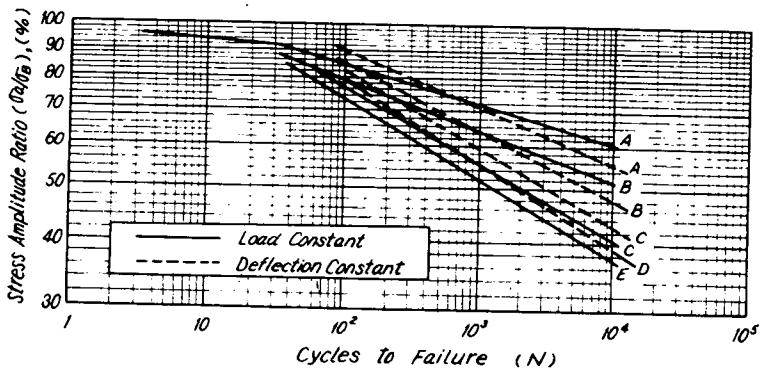


Fig. 4.55 Comparison of S-N Curves of HT60
(Load Constant Test and Deflection Constant Test)

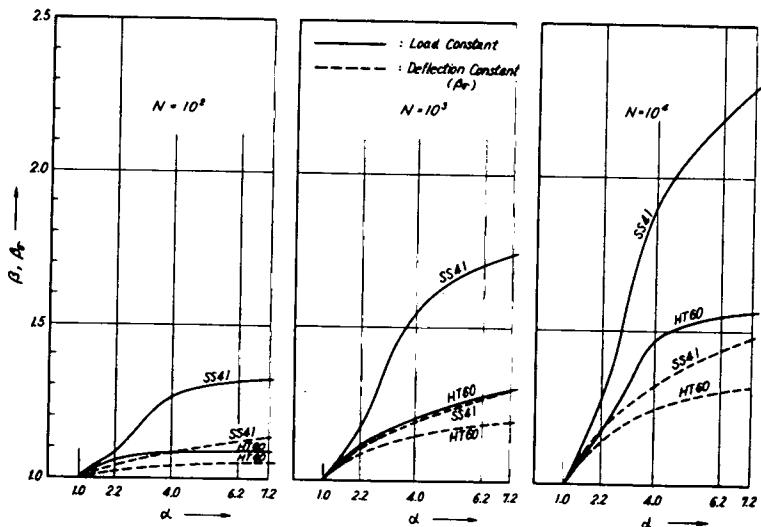


Fig. 4.56 The Comparison of β

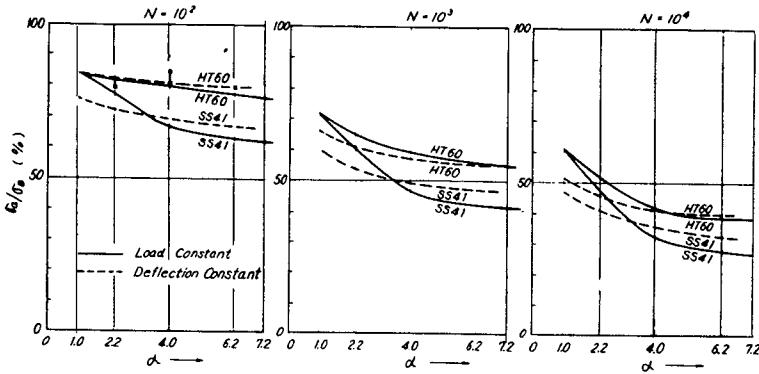


Fig. 4.57 The Comparison of "ZEIT-FESTIGKEIT"

4・7 平均応力を有する場合の定変位片振り疲労

(担当: 三菱重工業(株)広島研究所)

構造物での低サイクル疲労は、応力集中部から生ずるのが普通であり、この応力集中部では周囲からの弾性拘束を受けるために、負荷状態は定変位の繰返しとなることが予想される。本研究は、4.3節に述べた定荷重試験に対応して定変位繰返し試験を実施したもので、それらの間の相関関係を検討した。

4・7・1 供試材料および試験方法

供試材料は Table 2.1 に示されている 12.7 mm 板厚の K A B 鋼である。

試験片は、円孔切欠および V 切欠付の 2 種で、それ等の形状寸法を Fig. 4.58 に示す。これら試験片の形状数 (α) は、円孔切欠で、約 2.6、V 切欠で 7 以上であるが、予歪を与えると変形するので厳密な意味はもない。平滑試験片についても実施する予定であったが、予歪を 10%、歪振巾を 0.115% (片振りの範囲) 与えても、 N が 3×10^4 に至っても亀裂発生をみなかつた。従つてこのような、定変位片振りの場合には、平滑材は低サイクル疲労を起し得ないと考えて差支えないもので、平滑材の試験は実施しなかつた。

試験機は定変位制御パルセータ付アムスラ型試験機であり、繰返し速度は、毎分 6～10 回とした。また試験荷重が圧縮側に移行して行くことを考え、特に製作した Loading Beam により、わずかな圧縮荷重なら加えられるようにした。

試験領域は、定荷重試験との対応をみるため、円孔切欠試験片では $\sigma_m / \sigma_B =$

5.5%および4.7%に対応した予歪 (ε_0) および変位振巾 (ε_a) で行ない、V切欠試験片では $\sigma_m / \sigma_B = 7.0\%$ に対応させて実施した。これらの手順を Fig. 4.5.9 に図示したが 次のとおりである。すなわち

(a) あらかじめ予歪 (ε_0) を与え、材料の応力 — 歪線図から σ_{max} を求め る。

(b) $\sigma_{max} - \sigma_m = \sigma_a$ として応力振巾 (σ_a) を求める。

(c) この σ_a から $\varepsilon_a = \sigma_a / E$ として変位振巾 (ε_a) を求める。

ここで E は弾性係数で $2.1 \times 10^4 \text{ kg/mm}^2$ とした。ただし、大振巾でかつ予歪の大きいところでは、 E の値は小さくなるので、ヒステリシスループの傾斜をもとにして、最大 5.0% 程度の補正を行なつた。

破断までの繰返し数を調査するのは高サイクルの領域にまで入るので、ここでは主として、亀裂の発生までを調べた。亀裂は、切欠の左右表裏の 4 周のうち、最初は 1 か所のみに発生し、後、他の 3 か所にはほとんど同時に発生した。この 1 か所に始めて亀裂が発生したときの繰返し数を N_1 とし、4 か所全部に発生したときの繰返し数を N_4 として、これらで結果を整理した。なお亀裂の検出には、アセトンを塗布する方法を用いた。

4.7.2 実験結果ならびに考察

(a) 亀裂発生回数

Fig. 4.6.0 ～ Fig. 4.6.2 に、亀裂発生までの $\varepsilon_a - N$ 線図を示す。これらはそれぞれ $\sigma_m = 0.55 \sigma_B$ の円孔切欠試験片、 $0.47 \sigma_B$ の円孔切欠試験片および $0.70 \sigma_B$ の V 切欠試験片に対するもので、○印が N_1 を、◎印が N_4 を示す。なおこのときの亀裂長さは 1 ～ 3 mm であった。なお Fig. 4.6.0 には亀裂長さが約 1.0 mm になるまで試験をしたものをお印で示したが、このときの N は N_1 の 3 ～ 10 倍にもなり、破断までにはさらに多くの繰返し数を要することが推察される。

これらの図で、 N_1 / N_4 を求めてみると、すべての場合についてほぼ一定であり、平均 0.65 であった。したがつて、 N_1 、 N_4 のいずれからでもお互いを推定しうるが、切欠工作による傷等を考えると、亀裂発生回数として N_4 をとつた方が妥当と考えられる。

(b) 荷重およびヒステリシス・ループ

試験中の最高荷重の変動例を Fig. 4.6.3 に示す。最高荷重は、始めの数回で低下するが、その後はほぼ定常状態を続け、亀裂の発生で再び低下を始め、 N_4 以後は一層低下を続けて行く。塑性域での定荷重試験では、動クリープ現象があり、この現象のあるところで定変位試験を行なうと「弛緩」(荷重の低下)があるはずで

ある。しかし本実験では、試験の初期にのみ荷重の低下がみられている。このことは、与えた最高荷重附近のみで“弛緩”があることとなり、これより、定荷重試験でのクリープ現象は、最高荷重附近のみで著るしいためであろうと考えられる。

荷重と同時に変位を測定して、ヒステリシスループを描いた。ループ面積は繰返しの初期にはやや減少するが、荷重が安定すると、この面積もほぼ一定となる。さらに、亀裂が発生するとこの面積は大となる。ここで安定したループ面積と応力振巾(σ_a)との関係を示すと、Fig. 4.6 4 のようになり、両者の間には直線関係が存在している。また予歪が大きいほどループ面積は小さい。

(c) 歪振巾(ϵ_a)のみの影響

予歪(ϵ_a)を10%に一定とした場合の $\epsilon_a - N$ 線図を求めるとき Fig. 4.6 5 のようになり、Fig. 4.6 4 の線図と同様に直線表示ができる。この程度の繰返しの領域で定荷重試験を行なうと、まだほとんどN軸に平行である。

(d) 定変位試験と定荷重試験との比較(円孔切欠試験片、 $\sigma_m = 0.55 \sigma_B$)

Fig. 4.6 0 には $\sigma_m = 0.55 \sigma_B$ で行なった同一材、同一形状の定荷重試験の結果も口印で併記してある。ここで、定荷重と定変位の両試験は、応力および歪の出発点は同一である。ただし、定荷重に対するものは、破断までの繰返し数であり、定変位試験のそれは亀裂発生までの回数であるので、厳密な比較ではないが、塑性域での定荷重試験では、亀裂の発生から破断までの繰返し数は比較的少ないもので、この比較でさほど不都合でないと考えられる。この両者を比較すると、 σ_a が大きいほど、すなわち σ_{max} が大きいほど、定荷重の方の寿命が短かく、 σ_a が 15 kg/mm^2 以下になると、その逆になる傾向にある。

σ_a が大きいところでは、定荷重試験では、クリープ現象が寿命に大きな影響を与えていているといえる。

(e) V切欠試験結果

Fig. 4.6 2 が V切欠試験の結果であるが、これと Fig. 4.6 0 および Fig. 4.6 1 の円孔切欠の場合を比較すると、V切欠の方がはるかに短寿命であり、同寿命のときの両者の ϵ_a の比は、 $1/3 \sim 1/5$ であつて、Nが大になるほど、その比は小さくなっている。これは亀裂の発生時で比較しているので当然鋭い切欠の方が短寿命になる。

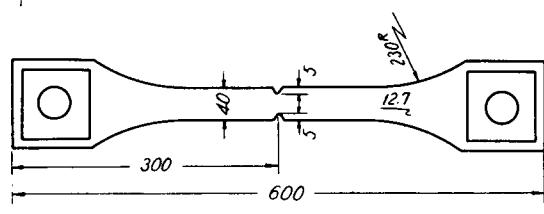
4・7・3 まとめ

以上のとおり、定荷重試験に対応した定変位試験を実施した結果、ほぼ次のような結論を得た。

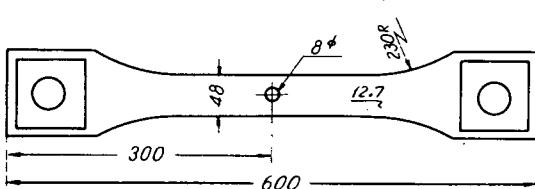
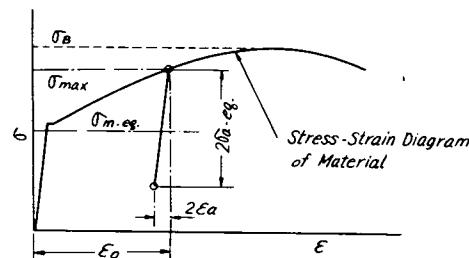
- 亀裂が1か所に発生するまでの繰返し数と、切欠の左右表裏の4か所に発生

するまでの繰返し数の比は、予歪および変位振巾に関係なく、ほぼ一定である。

- b) 定変位試験では“弛緩”は繰返しのごく初期に現われ、その後の荷重の定常状態時におけるヒステリシスループ面積と変位振巾とはほぼ直線関係にある。
また予歪が大きいほどこのループ面積は小さくなる。
- c) 定変位試験では平均応力の影響は小さく、 σ_m が $0.55 \sigma_B$ の場合と $0.47 \sigma_B$ の場合とは寿命にそれほど差がない。
- d) 荷重および歪の出発点を同じにした定荷重試験と定変位試験とを比較すると定荷重の方が寿命は短く、 σ_a が大きいほどその傾向は強い。
しかし、 $N > 10^4$ の長寿命になると、その逆の傾向がみられる。
- e) 平滑材の定変位試験では、予歪を 10% ($\sigma_{max} = 0.9 \sigma_B$) 与えても、片振りの範囲では、低サイクル疲労による亀裂を生じない。



(a) V-Notch Specimen



(b) Circular-hole Specimen

Fig. 4.58 Shapes of Test Specimens

Fig. 4.59 Explanation of Determination of Upper and Lower Deflection or Strain Amplitude

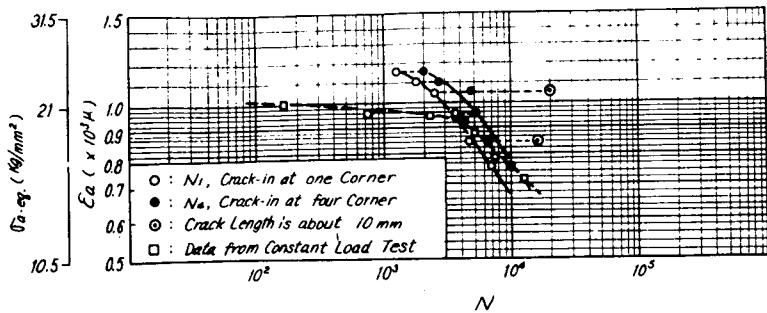


Fig. 4.60 ϵ_a -N Curves
for Circular-hole
Specimen,
($\delta_{m,eq} = 0.55 \delta_B$)

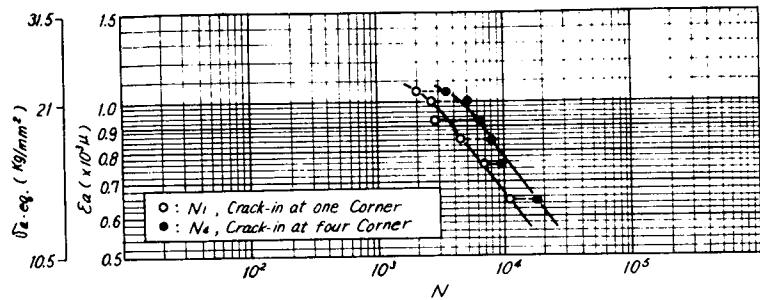


Fig. 4.61 ϵ_a -N Curves
for Circular-hole
Specimens,
($\delta_{m,eq} = 0.47 \delta_B$)

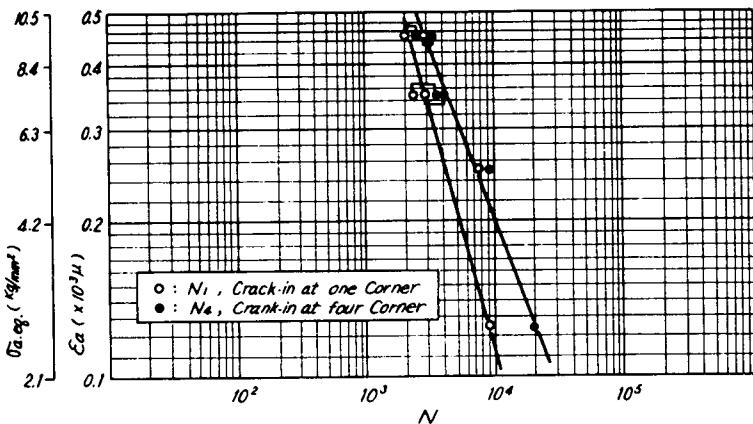


Fig. 4.62 ϵ_a -N Curves
for V-Notch Specimens,
($\delta_{m,eq} = 0.70 \delta_B$)

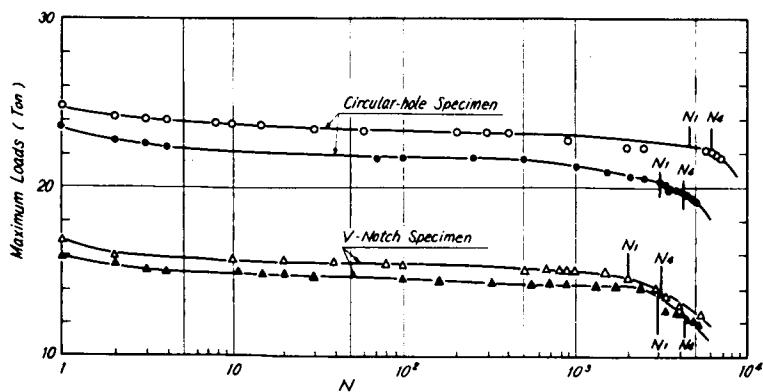


Fig. 4.63 Examples of
Variation of
Maximum Load

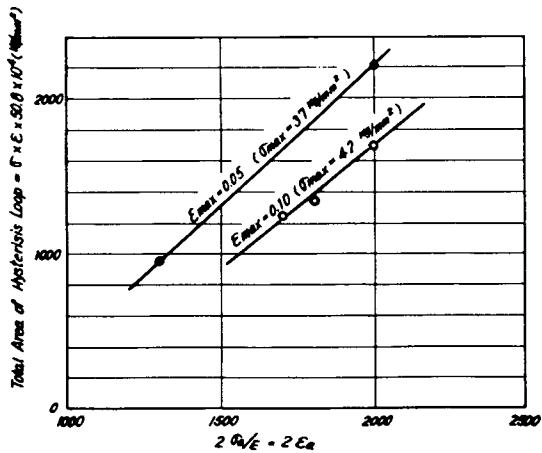


Fig. 4.64 Relation between Stress Amplitude and Hysteresis Loop Area

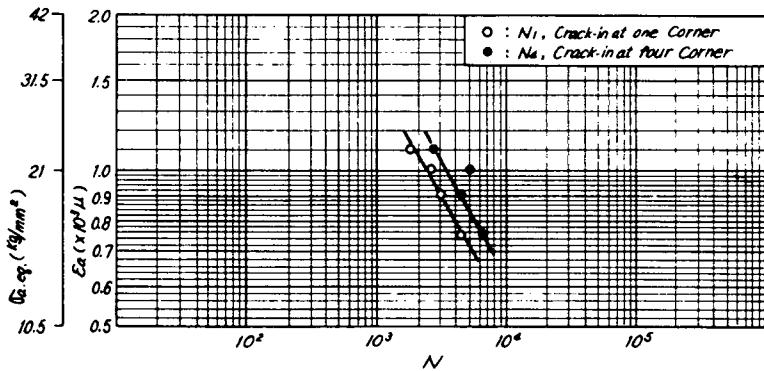


Fig. 4.65 The Effect of ϵ_0 under Constant Pre-Strain (ϵ_0),
(Circular-hole Specimen, $\epsilon_0 = 10\%$)

4・8 開口切欠部への高張力鋼の挿入補強効果

(担当：大阪大学工学部造船科)

本研究は、先に4.4節で述べた結果に関連しており、中央部に開口または開口部切欠を有する軟鋼板材の開口部等の歪集中部附近に各種の高張力鋼を挿入補強した場合の効果を調査するためのものである。4.4節の結果にみられるように、亀裂の発生、進展を支配するのは、主としてその発生点である。歪集中部附近であり、特に歪集中部近傍以外の部分が、降伏応力以下の繰返しを受ける場合は、全域に高張力鋼を用いらずとも、局部的に使用することにより相当の時間強度の上昇が期待されるので、この点を実験的に明らかにするために実施されたものである。

4・8・1 供試材料ならびに試験方法

供試材料は、4.4節にて述べられたと同一材料で、化学成分と機械的性質は

Table 4.1 および Table 4.2 に示してあるとおりである。

試験片の形状も、4.4節の素材のそれに準じており、Fig. 4.17 に併記されておる。それらはすべて、SS41を母材とし、その歪集中部周囲に板巾の $1/2$ だけ各種のHT(HT50, HT60およびHT80)をV開先で溶接挿入したものであり、いずれも圧延のままであるが、座屈防止装置の装着の都合上、溶接ビートは削除して、試験片の表面の面一性を保つようにした。これら試験片の形状は素材の開口試験片(B型)と同一形状のBI型、開口部に鈍切欠を有する開口部切欠試験片(C型)と同一のCI型および、鋭切欠の開口部切欠試験片(E型)と同一のEI型の3種である。

これらの試験片の弾性計算による形状係数は素材のB, C, E型と同一で、それぞれ、2.22, 4.0 および 7.2 である。

試験機、試験方法等は、4.4節の場合と全く同様である。

4.8.2 実験結果ならびに考察

Fig. 4.66～Fig. 4.68に試験結果のS-N線図をそれぞれ形状別に示した。図中には、4.4節の素材の試験結果を実線で示し、挿入試験片の結果は黒点と破線で示してある。またHT挿入のないSS41材のみの結果は、◎印と実線で示してある。これらの図にみられるように、HT50挿入の一部形状のものを除き全HTの素材試験片の時間強度までは、挿入の一部形状のものを除き、全HTの素材試験片の時間強度までは、挿入試験片の強度は上昇していない。特にHT80の挿入試験片(HT80はBI試験片のみである)のBI型の時間強度の低下は大きい。

Fig. 4.69～Fig. 4.71はS-N線図の縦軸の応力振巾(σ_a)を無次元化して挿入HT別に示したものである。ここで素材試験片の結果(実線表示)は、それぞれの材料のJISによる引張強さ(σ_B)で無次元化しており、挿入試験片の結果は、母材であるSS41と挿入HTのおおのの素材の σ_B を挿入幅比により相加平均した、仮想引張強さ(σ_B')で無次元化してある。ただし、試験片の片幅25mmの半量だけ挿入したのであるが、溶接棒には挿入HT用のものを使用したため、実際にはこの溶接部の強度を考えると、挿入HTの有効巾は25/2mm以上を考えられるが、便ぎ上挿入巾は全幅の $1/2$ として σ_B' を求めてある。このようにして求めた挿入試験片の結果は点示のみしてある。このような表示法を用いると、HT50挿入試験片では、素材試験片の時間強度より、いくらか高い値を示しているが、それほど離れてはいない。またHT60挿入試験片の結果はほとんど素材の結果と一致している。しかし、HT80挿入試験片(BIのみ)の結

果は弱めに出ており、特に長寿命になるにつれますます離れて行く傾向にある。以上のこととは、この程度の応力範囲 ($\sigma_a \geq 0.4 \sigma_{B'}$) では、挿入試験片の時間強度は、挿入 HT の σ_B と挿入幅比に比例して定まることを示しており、溶接挿入の結果生じている残留応力の影響および繰返しの途中での歪の乱れの影響が大であると考えられる。この点に関してはさらに検討を要するものであり、大阪大学では、この問題を解明するよう研究を別途続行中である。また HT 80 挿入試験片では、以上の要素に加えて、高調質鋼の溶接の悪影響と、HT 80 自体が切欠感度が大きいということから強度低下が大きいのであろうと考えられる。

Fig. 4.7 2～4.7 4には、同一形状の SS 41 試験片に対する強度上昇率 (γ) を形状別に示した。HT 80 挿入試験片を除き、この γ は、N が大になるほど幾分大きくなる傾向にある。

Fig. 4.7 5 は以上の結果をもととして、 γ と挿入比との関係を示したものである。 b が試験片片巾でいずれも 25 mm であり、 s が挿入 HT の巾で、ここで実施した結果は、 $s/b = 0.5$ の点である。また $s/b = 0$ はすべて SS 41 試験片を示し、 $s/b = 1.0$ が全 HT の試験片の値を示す。この図から明らかのように、ほとんどの場合が、静的な比より大きい。また、N が大きくなるほど、挿入効果が大になつてゐる。

4.8.3 まとめ

以上の結果を要約すると、次のとおりである。

- ここで実施したような応力範囲では、軟鋼母材の歪集中部に HT を挿入することは、挿入 HT の引張強さと挿入幅の効果しかない。
- 挿入効果は、長寿命になるほど大になるが、HT 80 の挿入効果はあまり期待できない。

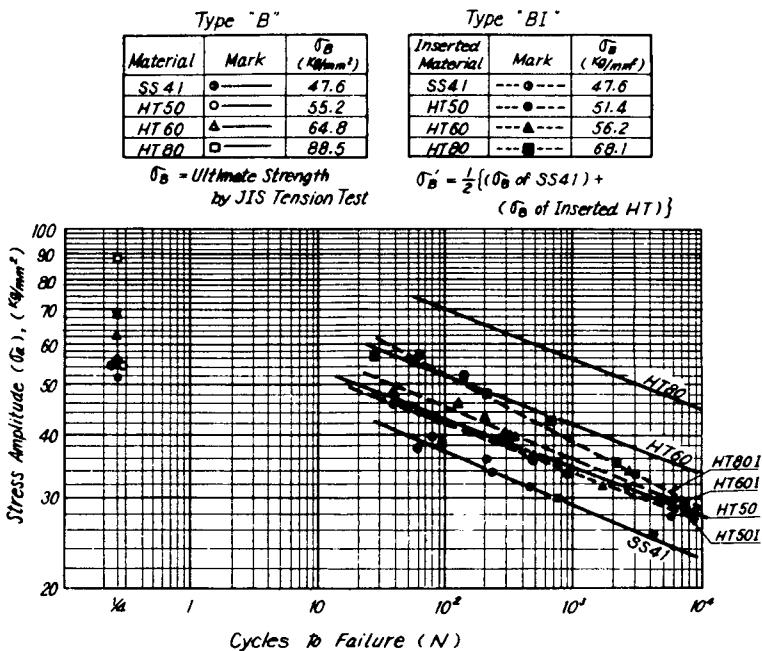


Fig. 4.66 S-N Curves of Notched and Inserted Specimens ($\alpha = 222$)
Solid Lines indicate The former and dotted lines the latter.

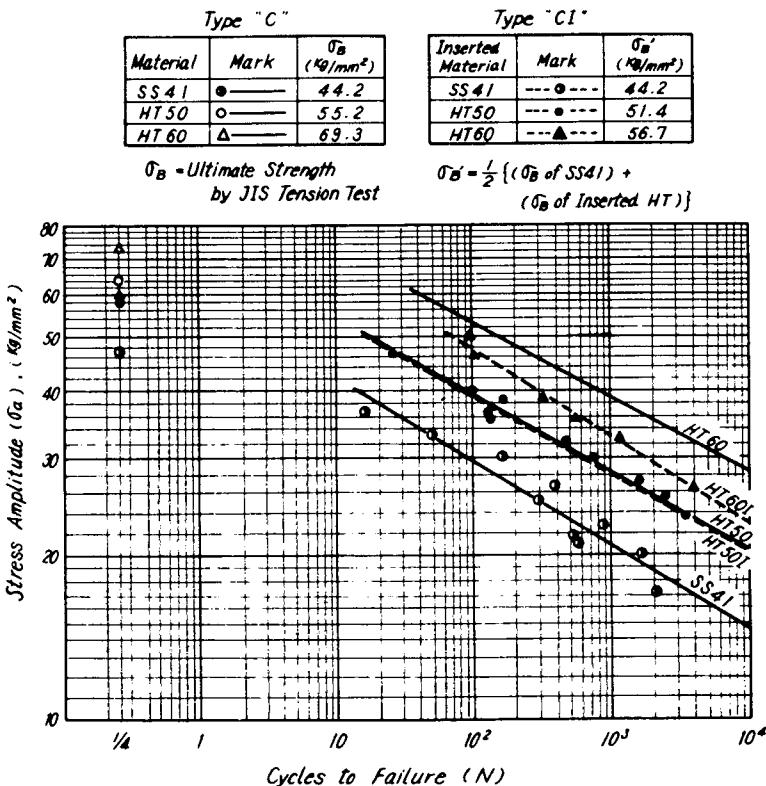


Fig. 4.67 S-N Curves of Notched and Inserted Specimen ($\alpha = 4.0$),
Solid Lines indicate the former and dotted lines the latter.

Type "E"

Material	Mark	σ_B (Kg/mm ²)
SS 41	●	44.2
HT 50	○	55.2
HT 60	△	69.3

Type "EI"

Inserted Material	Mark	σ_B' (Kg/mm ²)
SS41	---○---	44.2
HT50	---●---	49.7
HT60	---▲---	56.7

σ_B = Ultimate Strength
by JIS Tension Test

$$\sigma_B' = \frac{1}{2} \{ (\sigma_B \text{ of SS41}) + (\sigma_B \text{ of Inserted HT}) \}$$

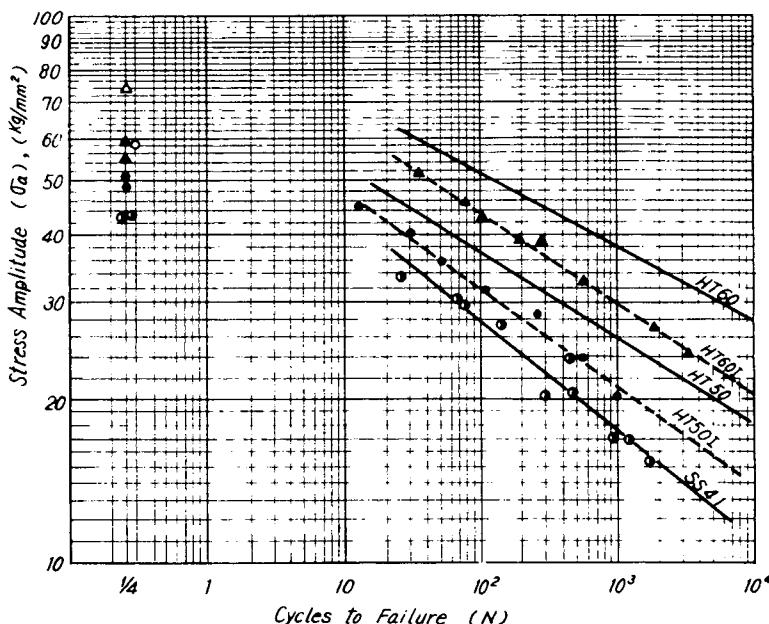


Fig. 4.68 S-N Curves of Notched and Inserted Specimen ($\alpha = 7.2$),
Solid Lines indicate the former and dotted lines the latter.

Notched Specimen

Type	Mark	σ_B (Kg/mm ²)
A	●	55.2
B	○	"
C	△	"
E	□	"

Inserted Specimen

Type	Mark	σ_B' (Kg/mm ²)
BI	●	51.4
CI	▲	51.4
EI	■	49.7

σ_B = Ultimate Strength
by JIS Tension Test

$$\sigma_B' = \frac{1}{2} \{ (\sigma_B \text{ of SS41}) + (\sigma_B \text{ of Inserted HT}) \}$$

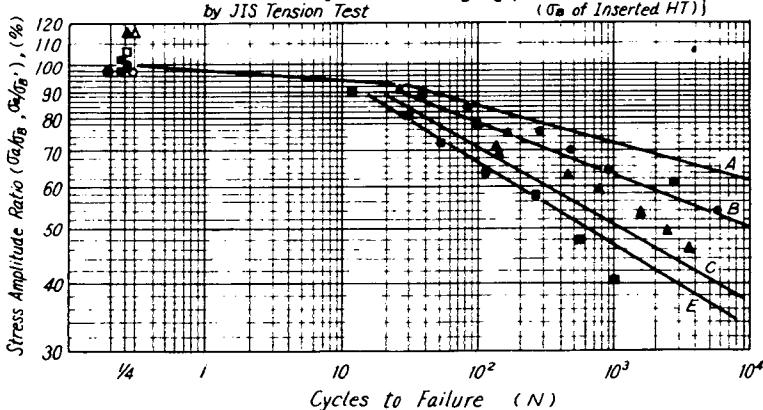


Fig. 4.69 σ_a/σ_B , σ_a/σ_B' -N Curves for HT50

Notched Specimen				Inserted Specimen			
Type	Mark	σ_B (kg/mm ²)	α	Type	Mark	σ_B' (kg/mm ²)	
A	●	64.8	1.0				
B	○	64.8	2.22	BI	●	56.2	
C	△	69.3	4.0	CI	▲	56.7	
E	□	69.3	7.2	EI	■	56.7	

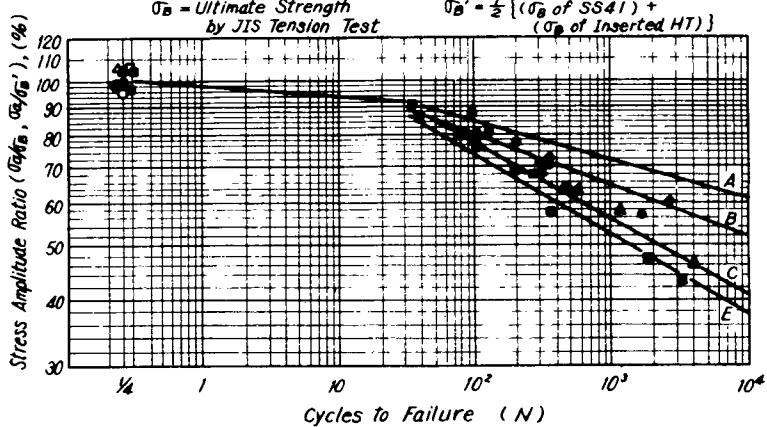


Fig. 4.70 σ_a/σ_B , σ_a/σ_B' -N Curves for HT60

Notched Specimen				Inserted Specimen			
Type	Mark	σ_B (kg/mm ²)	α	Type	Mark	σ_B' (kg/mm ²)	
A	●	88.5	1.00				
B	○	88.5	2.22	BI	●	68.1	

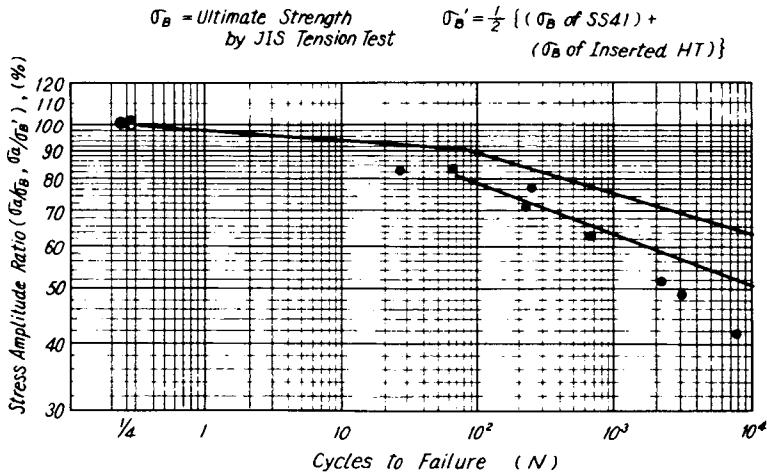


Fig. 4.71 σ_a/σ_B , σ_a/σ_B' -N Curves for HT80

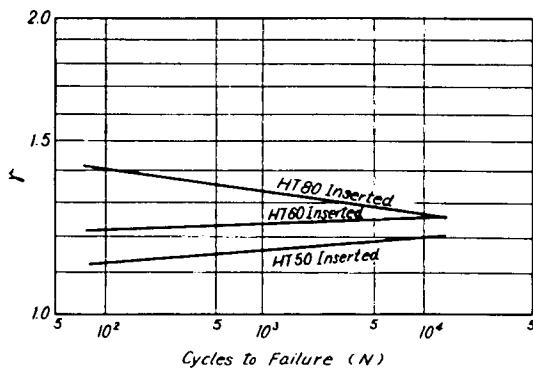


Fig. 4.72 γ -N Curves for Inserted Specimen,
Type "BI" ($\alpha=2.22$)

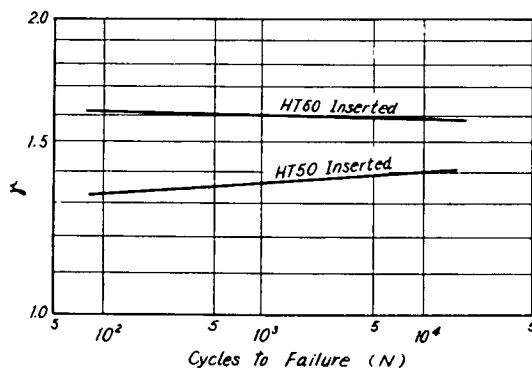


Fig. 4.73 γ -N Curves for Inserted Specimen,
Type "CI" ($\alpha=4.0$)

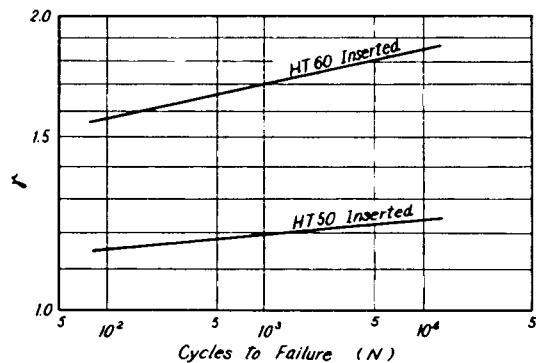


Fig. 4.74 γ -N Curves for Inserted Specimen,
Type "EI" ($\alpha=7.2$)

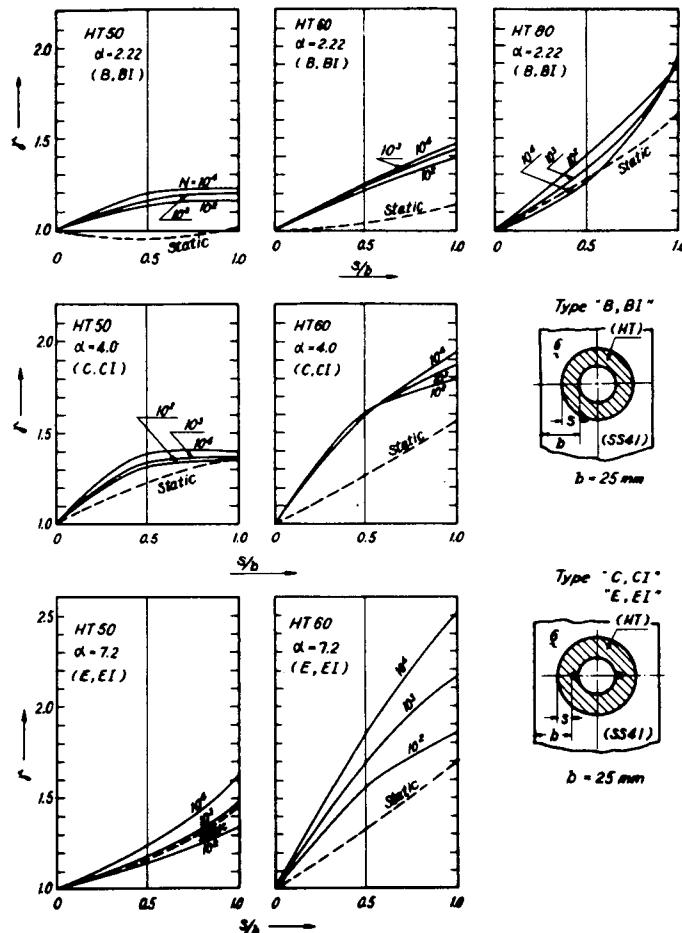


Fig. 4.75 Reinforced Effectiveness
(γ_0/b_0 Relation)

4.9 むすび

低サイクル疲労における切欠感度を主体として、以上に試験方法、試験片形状により区分しながら諸種の実験結果を述べた。

基本的な切欠感度に対する特性についての研究成果を得、有益な基礎資料が得られたが、実際の構造物での切欠に対しても、なお、次に示すような問題を究明する必要がある。

例えば、切欠きが重畠あるいは干渉する場合とか、溶接と切欠が重複する場合とか、あるいはまた変動応力振幅が切欠部にかかる場合とか、実際に則して研究しなければならぬ問題がかなり残されており、低サイクル疲労における、この分野の研究が待たれる。

(執筆者：森口恍次)

第5章 溶接部の疲労強度

5・1 まえがき

溶接部の疲労に関する基礎的研究はかなりの数にのぼっている。しかしながら、それらの研究の大半は、溶着金属とか、熱影響部とか、あるいは開先形状の影響とかの疲労限附近の強さを調べたものであり、いわゆる使用状態でのものを対象にしたもののは少ない。そこで、本研究では突合わせ接手と、Stiffner 付の隅肉溶接部について、溶接のままの状態で、両振り引張り圧縮試験と、平面曲げ試験を実施して、船体構造の亀裂損傷の原因解明のための基礎資料を求めた。

5・2 隅肉溶接部および突合わせ溶接接手の平面曲げ疲労強度

(実施場所：大阪大学工学部造船科)

5・2・1 隅肉溶接部の疲労強度

本試験は Stiffner 等の附加物を有する板材が、平面曲げの繰返しを受ける場合に対するものである。このような構造の代表的なものは、Tank Bulkhead であり、これらの Stiffner の溶接跡端部に生じた亀裂の例は数多い。

(a) 供試材料および試験方法

供試材料は、軟鋼 (SS 41)、50キロ級非調質高張力鋼2種 (HT 50 および YES 36 A)、60キロ級および 80キロ級高張力鋼各1種 (HT 60 および HT 80) の計 5 種である。これら材料の化学成分を Table 5.1 に、JIS 1 号引張試験片による機械的性質を Table 5.2 に示す。いずれも、公称板厚 6 mm のものである。

使用試験機は 3.5 kg-m 容量の Schenk 式疲労試験機で、標準回転数は毎分 1,700 回であり、毎分 450～45 の無段变速装置を附有している。使用した回転数は 1,700 と 170 の 2 段とした。

試験片の形状は Fig. 5.1 に示すとおりであり、平滑試験片 (P型)、表裏対称に Stiffner を溶接付した隅肉溶接試験片 (C型) および、片面のみに溶接付した隅肉溶接試験片 (T型) の 3 種である。

なお、Fig. 5.1 中には、次項で述べる、突合わせ溶接接手の平面曲げ試験片も併記してある。板厚は公称 6 mm で圧延のままのものを用い、平行部長さは 20 mm

平行部巾は 10 mm および 6 mm で、後者は主として低サイクル試験 (170 C. P. M.) に用いた。

溶接は下向き手溶接、標準脚長 4 mm の 2 層溶接 (2.6 mm φ 棒使用) であり、溶接のままの状態で試験した。なお、溶接棒、溶接条件等は JIS 規格に準じており、溶接完了後、所定形状の試験片を切り出した。

試験は、平均歪 (ε_m) が 0 の両振平面曲げであり、歪振巾 (ε_a) は試験片の表裏に貼布した抵抗線歪計で測定し、応力振巾 (σ_a) 算定のもととなる。モーメント (M_a) は応力棒の捩れ角から求めた。なお、溶接試験片での ε_a の測定位置は Toe から 3 mm 離れた位置であり、P 型では中央である。

(b) 実験結果ならびに

実験結果を Fig. 5.2 および Fig. 5.3 に示す。Fig. 5.2(a)～(e) は縦軸に歪振巾 (ε_a) をとった ε_a - N 線図で、各材種別に図示したものである。いずれの図でも、○印が P 型、△印が T 型で◎印が C 型を示し、170 C. P. M. の低速回転による結果は 2 重印 (○、◎) で示してある。T 型は低速は実施していないが、この程度の範囲では繰返し効による差異はないとみて差支えない。また、いずれの材料もその形状による強度は、P、T、C の順になつており、降伏歪附近から塑性歪成分が増大して、弾性減と異なる ε_a - N 線図の傾斜を有するようになる。これらの塑性域での傾斜の指数は約 0.5 である。Fig. 5.3(a)～(e) は縦軸に測定したモーメント (M) をその試験片の断面係数 (Z) で除して求めた公称応力振巾 (σ_a) をとった S - N 線図である。これらは、 ε_a - N 線図と異なり、塑性域も弾性域も一本の直線で表示され、疲労限に直結している。

亀裂はいずれも、溶接部の母材側跡端部から生じており、強度順は P、T、C 型の順であることはすでに述べたが、その強度の低下率は引張強さの高い HT ほど著しくなつておらず、C 型では全材料ともほとんど時間強度に差がなくなっている。

時間強度と Elongation との間にはいずれの形状でも直線関係があり、Fig. 5.4 にそれを図示した。このような関係は、いわゆる一様伸び (ε_u) との間にみられることも判明した。

時間強度の低下の原因は大きく 2 つに分けられる。その 1 つは隅肉溶接のビードの形状であり、今 1 つは、溶接による材質の変化である。そこで後者の影響を調査するために、溶接試験片の Stiffener を過熱しないように入念に削除して P 型としたものについての実験を実施した。その結果を Fig. 5.5 に示す。強度低下の最も著しかつた C 型を仕上げたものは平滑素材 (P) の強度よりむしろ強くなつており、加工硬化の影響を考えても、溶接熱による強度低下の影響は認められないよ

うである。T型を仕上げたものの強度上昇があまり大きくなるのは、片側のみに溶接があつたために生じた初期変形にあるものと考えられる。

このようなことから、荷重支持型の平面曲げ疲労においては、隅肉溶接のビード形状が最も大きな影響を与えているものと考えられる。T型は片面のみにビードがあるためにC型とP型の丁度中間程度の強度を示しており、C型では全材ほとんど同一の強度を示し、高HTの長寿命域では、SS41よりも弱くなる傾向を示しているが、これは、調質鋼の切欠感受度が大であることを示している。なお、この形状影響をきめるものはビード歛端部の立上り角度にあるといわれておるが、SS41では比較的なめらかで、約45°をなしているが、高HTになるほど、その面が粗になり、立上り角も大きくなつてするために強度低下が大になつてゐると思われる。Fig.5.6およびFig.5.7により、このような関係が一層明らかとなる。Fig.5.6はP型に対するTまたはC型の強度の低下度を表わす β とNとの関係を示すものであり、Fig.5.7は同一形状の場合SS41材に対するHT材の強度の上昇度を示す γ とNとの関係を示したものである。 β は切欠材の低サイクル引張圧縮の場合と逆の傾向を有し、高HTになるほど大きい値となつてゐる。P型では、 γ は高HTほど大きい値を有してゐるが、C型ではほとんど同程度であり、 $HT \ N > 10^{\circ}$ では、1以下の値を示す傾向にあり、特にHT80の切欠感受度が大であることを示してゐる。

(c) まとめ

以上の結果を要約すると概略次のとおりである。

- a) 平滑試験片(P型)の時間強度は、 σ_B の高い材料ほど高いが、対称型隅肉溶接試験片(C型)の時間強度の低下は大きく、SS41からHT80まではほとんど同程度である。特に調質鋼の長寿命域での低下は著しく、軟鋼の値より低くなる。
- また、非対称型隅肉溶接試験片(T型)の時間強度は、P型とC型のほぼ中間の値である。
- b) 溶接試験片の強度低下は主として、溶接跡端部の形状にあり、溶接熱の影響はほとんど認められず、特に調質鋼の切欠感受度は大である。
- c) 定歪平面曲げ疲労では、弾性疲労と塑性疲労の $\epsilon_a - N$ 線図の傾斜が異なり引張り降伏歪点が、それよりやや高い点で両者が結びつく。

Table. 5.1 Chemical Components of Materials (in%)

Material	O x100	S1 x100	Mn x100	P x1000	S x1000	S1 x100	Cz x100	T x100	Ni x100	Mo x100	B x1000
8041	15	6	55	14	18					—	—
HT50	16	35	116	25	18	—	—	—	—	—	—
HT60	14	40	122	15	6	6	21	6	—	—	—
HT80	14	27	88	11	6	121	55	6	26	69	2
TB056A	15	5	111	18	19				—	—	—

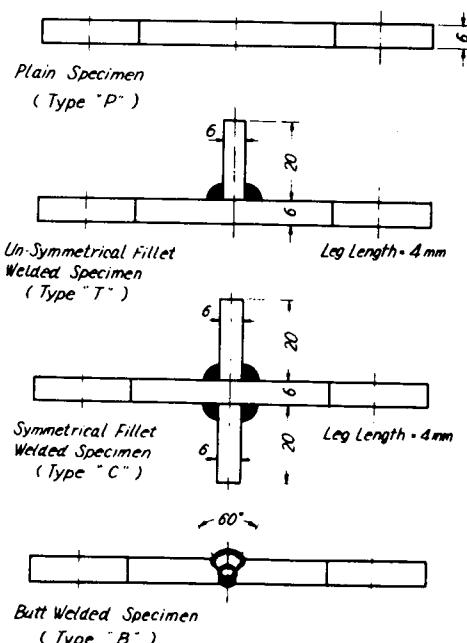
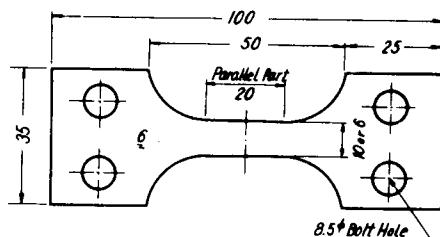


Fig. 5.1 Shape of Specimens for Plane-Bending Fatigue Test

Table. 5.2 Mechanical Properties of Materials

Material	Yield Point σ_y (kg/mm ²)	Tensile Strength σ_u (kg/mm ²)	Elongation $\delta_{(5.5-20mm)}$ (%)	Reduction of Area (%)	Elastic Modulus (kg/mm ²)
SS 41	38.0	43.0	2.9.5	6.0.0	200×10^6
HT 50	38.0	55.8	2.1.5	5.9.9	200×10^6
HT 60	58.8	62.8	1.8.5	5.9.3	210×10^6
HT 80	83.0	88.5	1.1.5	5.9.4	220×10^6
YES36A	44.5	55.2	2.5.2	6.2.1	215×10^6

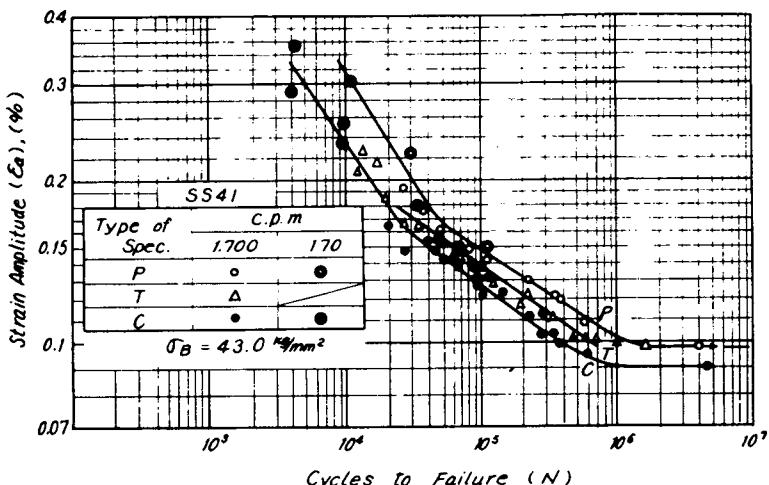


Fig. 5.2 (a) ϵ_a -N Curves for SS41 Fillet Welded Specimens (Plane Bending)

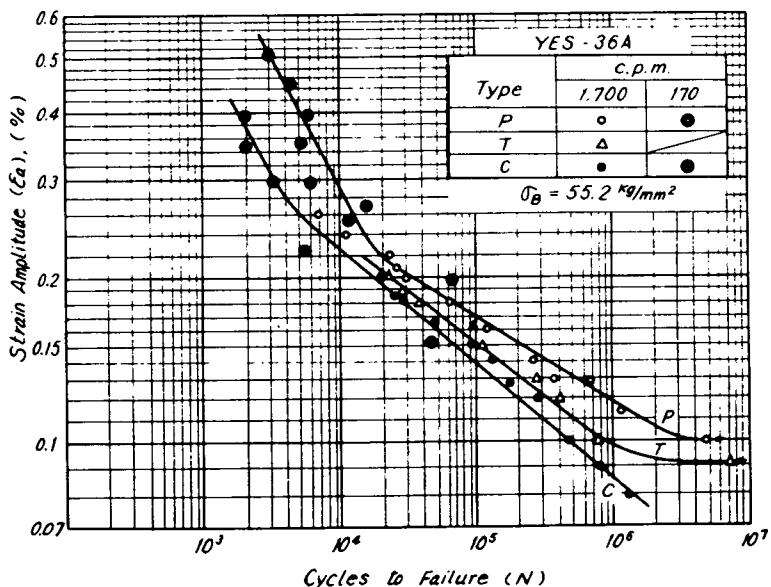


Fig. 5.2(b) ϵ_a -N Curves for YES36A Fillet Welded Specimens (Plane Bending)

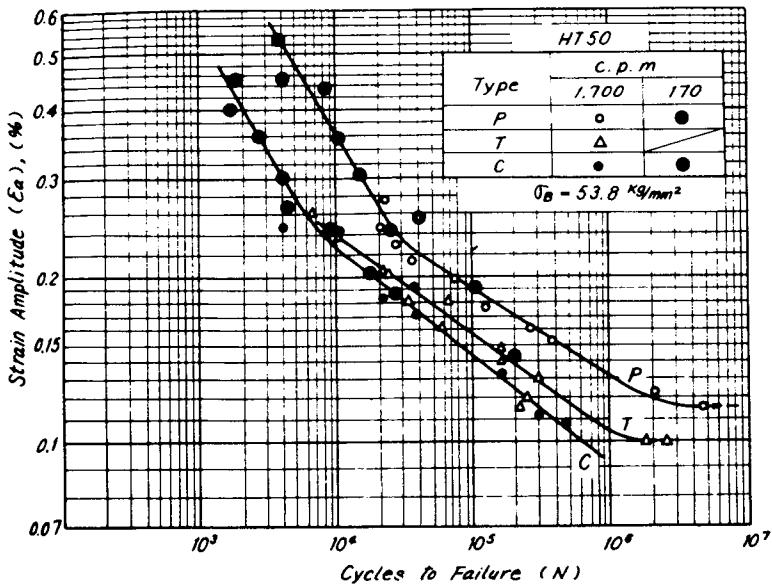


Fig. 5.2(c) ε_a -N Curves for HT50 Fillet Welded Specimens (Plane Bending)

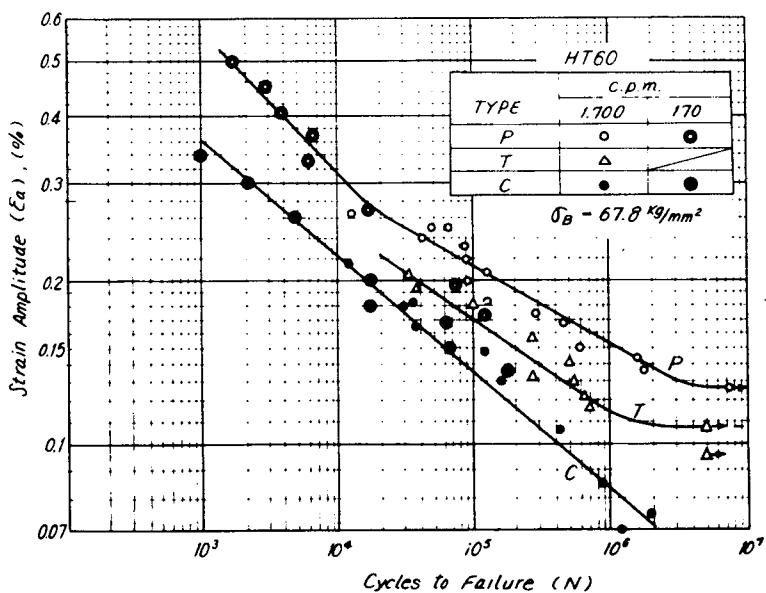


Fig. 5.2(d) ε_a -N Curves for HT60 Fillet Welded Specimens (Plane Bending)

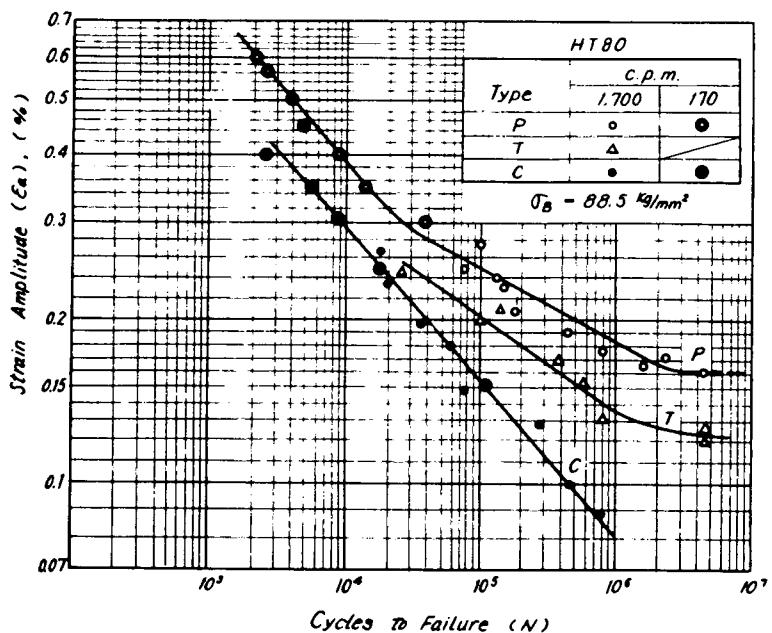


Fig. 5.2(e) ϵ_a -N Curves for HT80 Fillet Welded Specimens (Plane Bending)

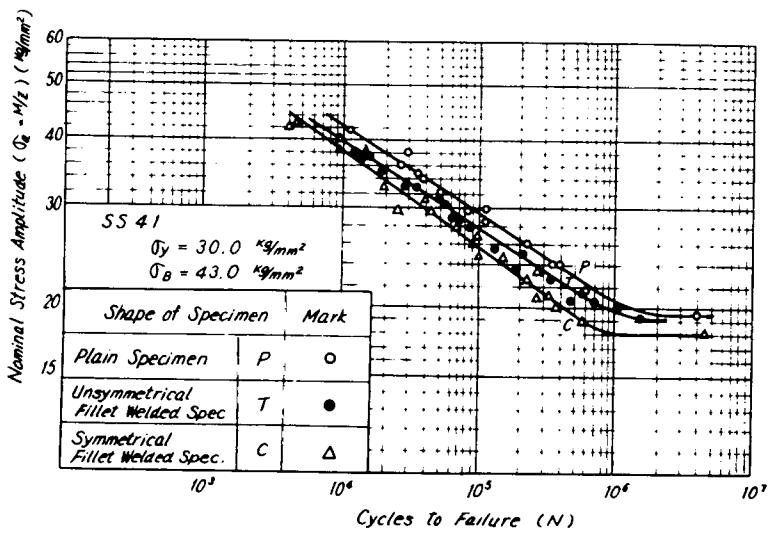


Fig. 5.3(a) S-N Curves for SS41 under Plane Bending

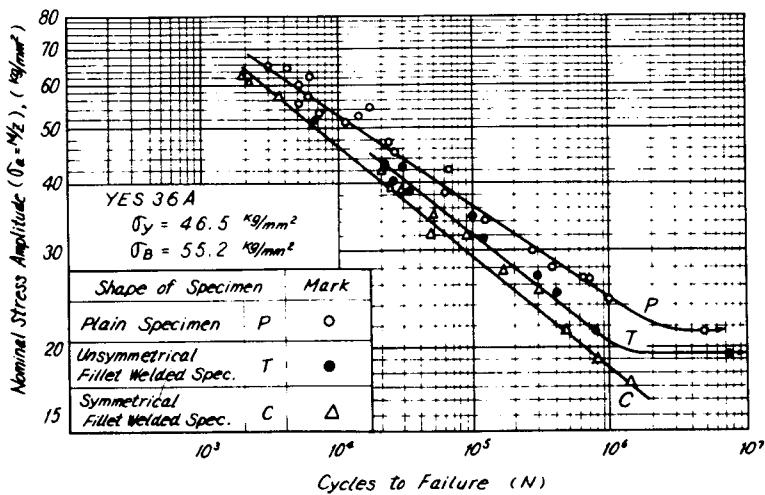


Fig. 5.3(b) S-N Curves for YES36A under Plane Bending

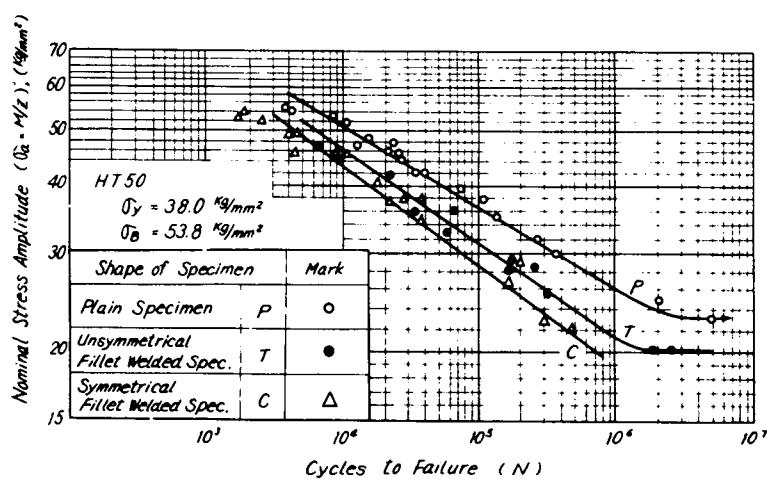


Fig. 5.3(c) S-N Curves for HT50 Under Plane Bending

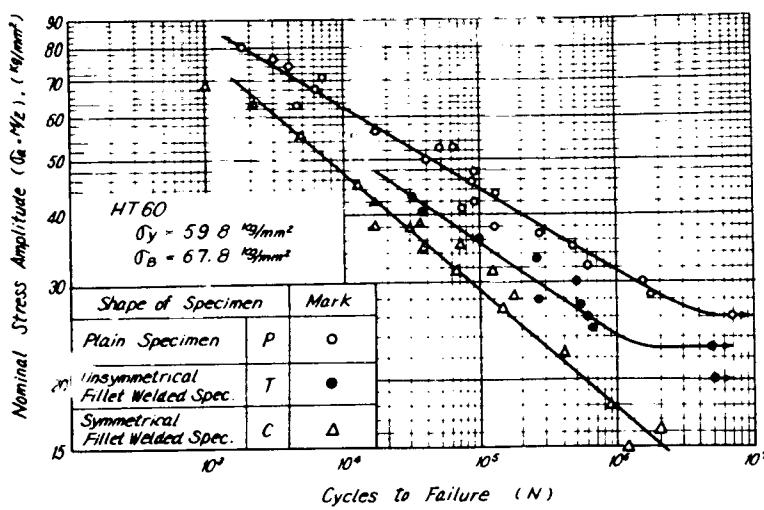


Fig. 5.3(d) S-N Curves for HT60 under Plane Bending

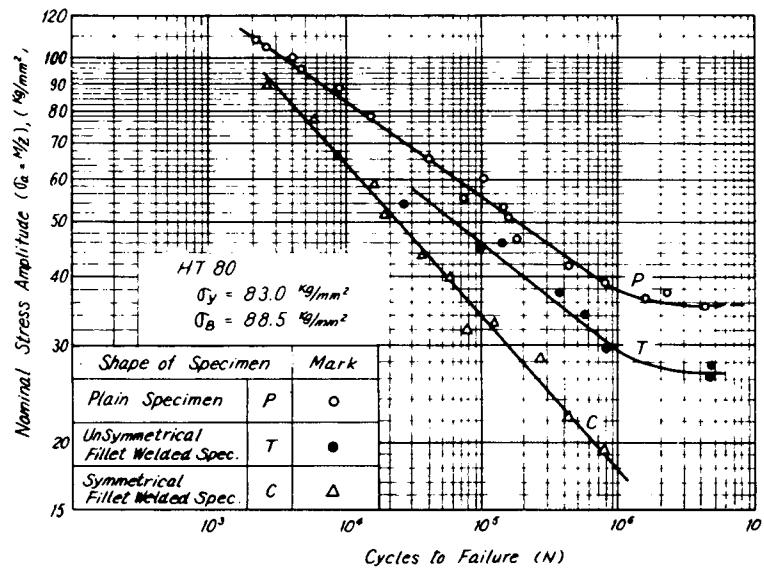
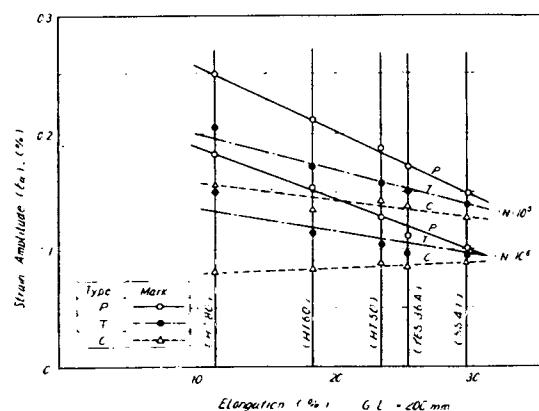


Fig. 5.3(e) S-N Curves for HT80 under Plane Bending

Fig. 5.4 Relation between Elongation of Material and Strain Amplitude (ϵ_a)



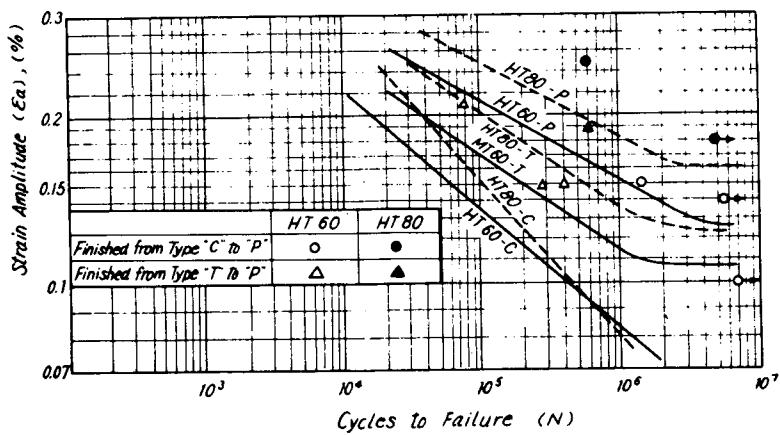


Fig. 5.5 ϵ_a - N Curves for Finished Specimen from Fillet Type to Plain

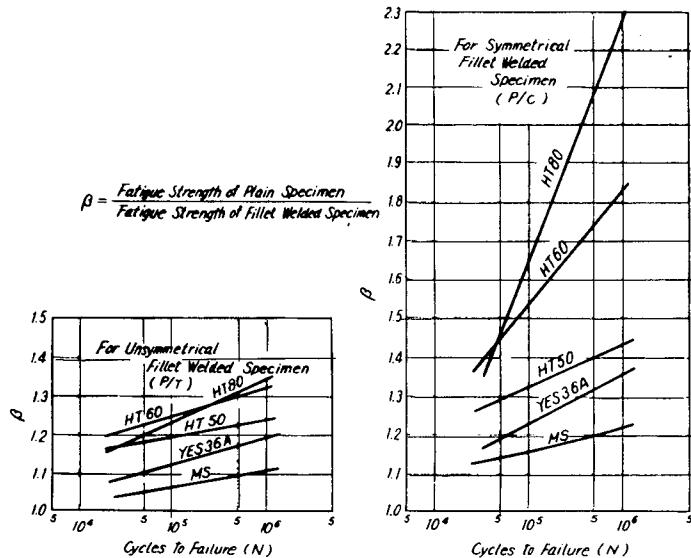


Fig. 5.6 β - N Curves for Fillet Welded Specimens (Plane Bending)

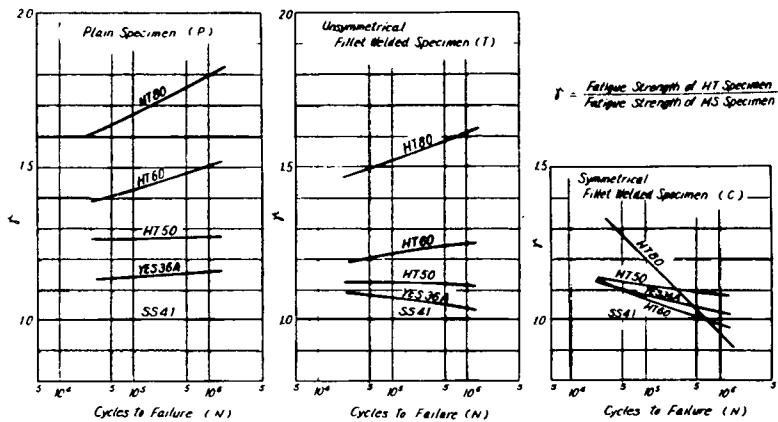


Fig. 5.7 τ -N Curves for Plain and Fillet Welded Specimen (Plane Bending)

5.2.2 突合わせ溶接接手の疲労強度

本試験は前項の隅肉溶接部の平面曲げに引き続き実施されたもので、Bulkhead や甲板等の板材の突き合せ接手が平面曲げの繰返しを受ける場合を対象としている。

(a) 供試材料および試験方法

供試材料は前項で用いられた材料と同一であり、HT80を除いた、計4種である。化学成分ならびに機械的性質は Table 5.1 ならびに Table 5.2 に示したとおりである。使用試験機も前項に用いたものと同じく Schenck 式であり、試験片の形状は Fig. 5.1 中に併記してある。その他の試験方法等も前項と全く同様である。

(b) 実験結果ならびに考察

実験結果を Fig. 5.8 および Fig. 5.9 に示す。

Fig. 5.8.(a)～(d)は各材料別に示した $\epsilon_a - N$ 線図で、先と同様に 1,700c.p.m. での平滑素材 (P型) の値を○印で、突き合せ溶接材 (B型) の値を△印で示しており、1700c.p.m. のものを、それぞれ2重印 (◎, ◎') で示してある。なお、(a)図の SS41 と (d)図の HT60 の線図には、第3章4節にて述べられた大型試験片 (板厚×板巾 = 8 mm × 45 mm) の結果をも参考までに併記してある。

B型についての $\epsilon_a - N$ 線図の傾向は、先の T型および C型と類似しており、ほぼ降伏歪点附近にて塑性疲労と弾性疲労とが異なつた傾斜を有しており、また、過熱しない範囲では繰返し速度の差 (1,700 と 170 c.p.m.) は認められない。

また、大型試験片の結果と比べると、SS41 では大型による結果の時間強度が

P型、B型とともに、小型のそれよりやや高く、HT60では、その逆になつてゐるが、 $\varepsilon_a - N$ 線図の傾斜には差がないようである。これは、寸法効果と高歪域における繰返し速度の影響ならびに材質の相異によつて生じたものと考えられる。

Fig. 5.9. は、 $\sigma_a = M/z$ として求めた、公称応力振巾を縦軸にとつた S-N 線図であり、P型については線示のみにしてある。

これらの結果から、B型の時間強度には材料差が明瞭に現われており、高HTになるとほど強いが、疲労限 ($N = 10^7$) では、全材ほとんど同一の強度 ($\sigma_a = 18.5 \text{ kg/mm}^2$) を有していることは興味深い。Fig. 5.10 に $\beta - N$ 線図を示すが、これにみられるように高HTほど、時間強度の低下度は大きく、この β の値は前項で述べた非対称隅肉溶接のT型の値とほぼ等しい。Fig. 5.11. には、SS41に対する時間強度の上昇度を示す γ と N の関係を示す。

これも、T型とほぼ同様であるが、T型ほど、調質鋼の低下は大きくなく、値は小さいながらも一応、 σ_B の大きさ順になつてゐる。

亀裂は、隅肉のC型の場合と同様に、溶接跡端部に両面から発生進展しており、ほぼ中央面で破断している。このB型の時間強度の低下もさきと同様、溶接ビードの形状によくものと考えられ、高HTほどその低下が大きいのは、ビードの立上り角がSS41より、やや大きくなつてゐるためで、調質鋼の切欠感度が非調質のそれより大であるためと考えられる。破断の挙動はC型に似ていると考えられるのに、時間強度はT型に近い原因も、このビード跡端部の立上り角度の差にあり、隅肉の場合は、約45～50であつたのに比し、突き合わせの場合は約その半分程度であつたためと考えられる。

Fig. 5.12 には参考までに、これらの接手間の強度比と N との関係を示す。

(c) まとめ

以上の結果を要約すると概略次のとおりである。

- a) 定歪平面曲げの繰返しを受ける、突き合わせ接手の $\varepsilon_a - N$ 線図の様相は、前項の隅肉溶接の場合と同様である。
- b) 亀裂発生の挙動は、C型の場合に準ずるに反し、時間強度はT型とほぼ同程度である。これは溶接ビードの立上り角度が、隅肉より小さく、約半分程度であるためと考えられる。
- c) 高HTほど、強度の低下度は大きい。

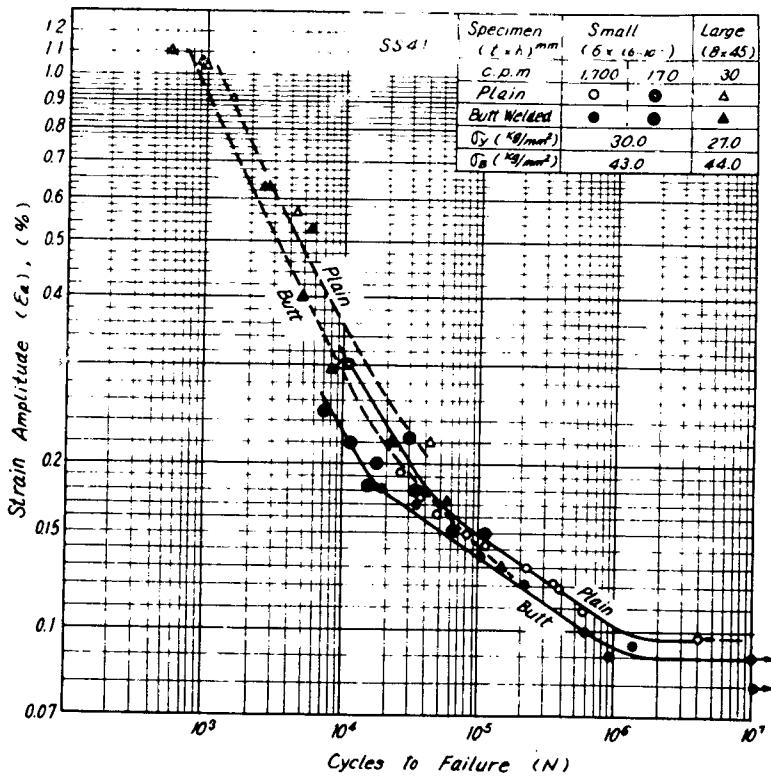


Fig. 5.8(a) ϵ_a - N Curves for SS41 Butt Welded Specimen (Plane Bending)

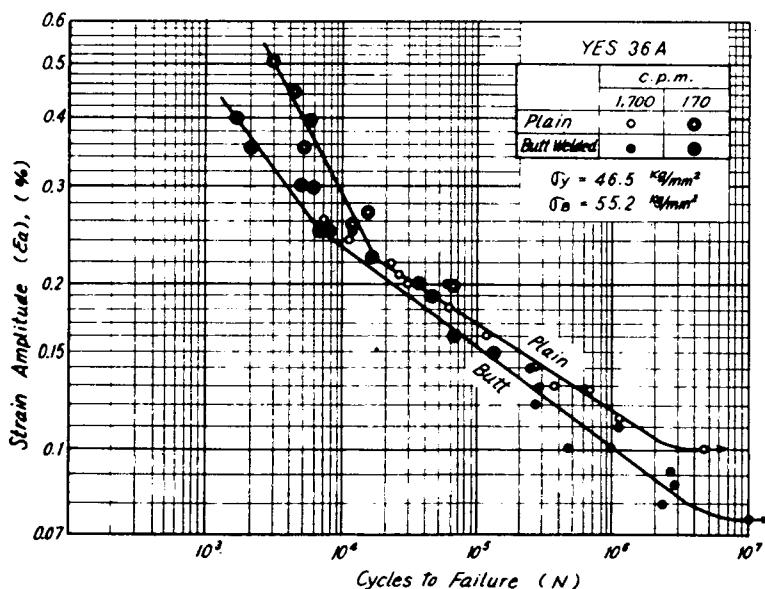


Fig. 5.8(b) ϵ_a - N Curves for YES-36A Butt Welded Specimen (Plane Bending)

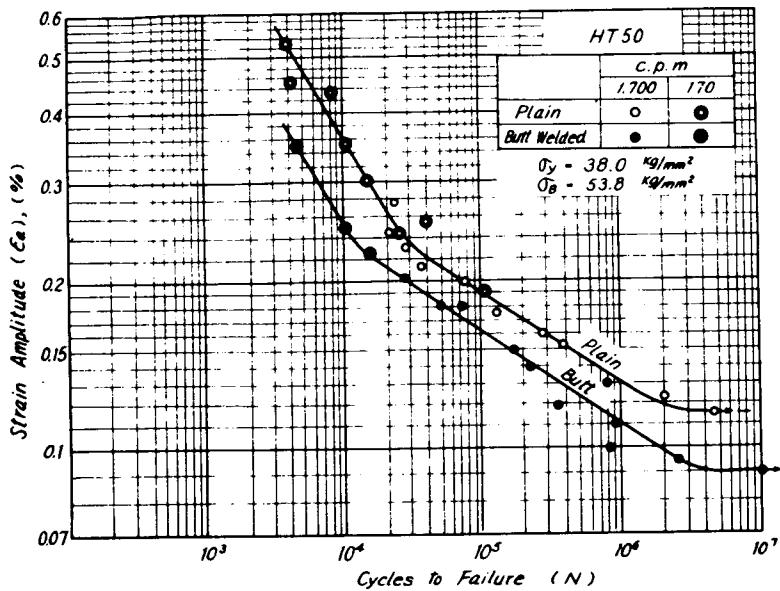


Fig. 5.8(c) ϵ_a -N Curves for HT50 Butt Welded Specimen (Plane Bending)

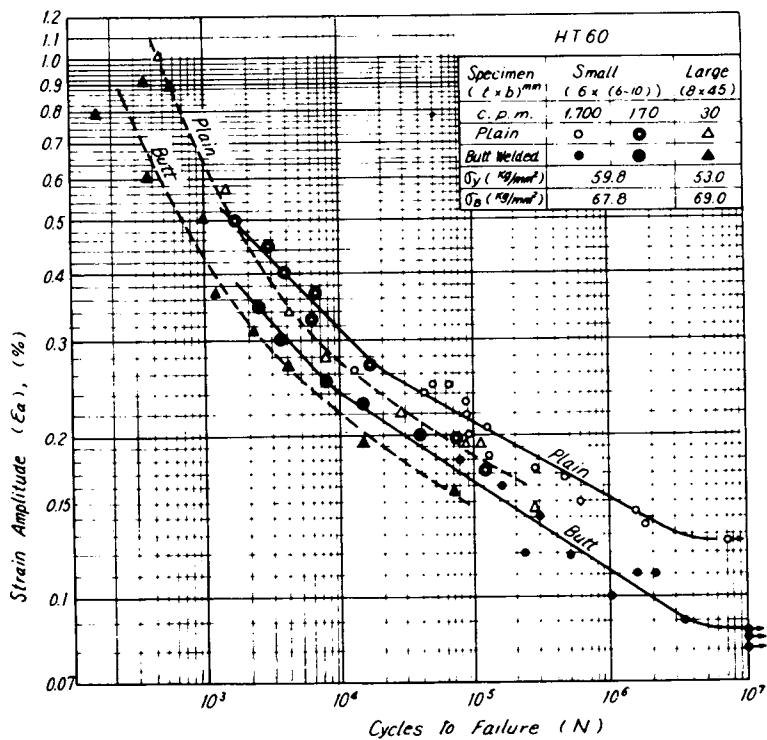


Fig. 5.8(d) ϵ_a -N Curves for HT60 Butt Welded Specimen (Plane Bending)

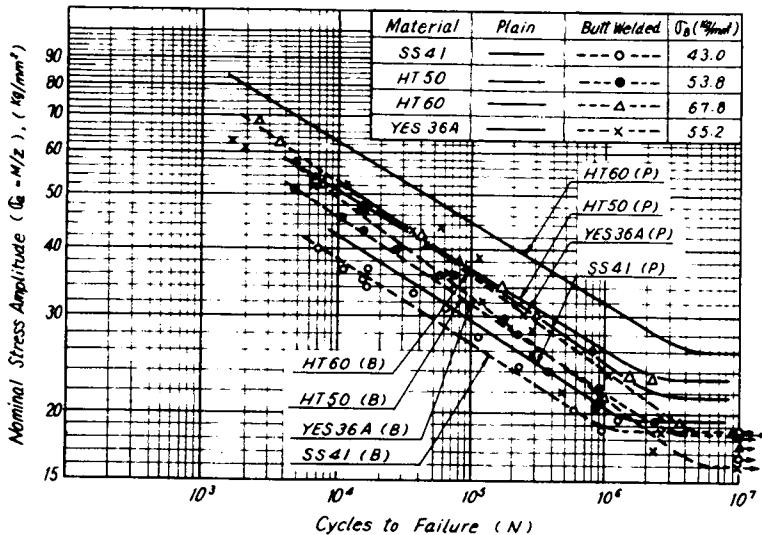


Fig. 5.9 S-N Curves for Plain and Butt Welded Specimen under Plane Bending

$$\beta = \frac{\text{Fatigue Strength of Plain Specimen}}{\text{Fatigue Strength of Butt Welded Specimen}}$$

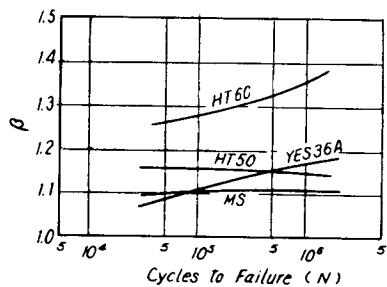


Fig. 5.10 β -N Curves for Butt Welded Specimens (Plane Bending)

$$\gamma = \frac{\text{Fatigue Strength of HT Specimen}}{\text{Fatigue Strength of MS Specimen}}$$

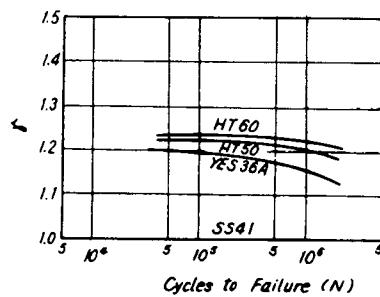


Fig. 5.11 γ -N Curves for Butt Welded Specimens (Plane Bending)

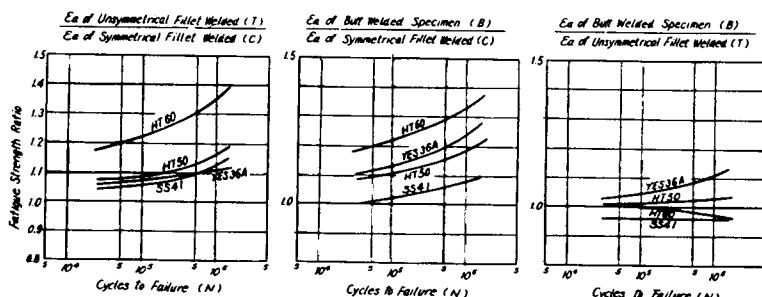


Fig. 5.12 Fatigue Strength Ratio of Fillet Welded Specimen and Butt Welded One (Plane Bending)

5・3 突合せ溶接接手の両振り引張り圧縮疲労強度

(実施場所：大阪大学工学部造船科)

溶接接手、とりわけ突き合せ接手についての軸荷重繰返しの低サイクル疲労試験は、各所で近年かなり実施されてきている。しかし、それらのはほとんどが、片振りまたは部分片振り試験であり、両振りに関するものは少ない。船体構造部材の疲労強度を論ずるにはこれらでは資料不足であるために、4章の2節で切欠材について実施したと同様な方法で、各種高張力鋼の突き合せ接手材について、完全両振りの引張り圧縮低サイクル疲労試験を実施して、疲労被害算定の最も基本的な資料を得た。以下にその結果を述べるが、ここで「前述」あるいは「4章で(4)」とあるは、4.2の切欠材の場合をさす。

5・3・1 供試材料および試験方法

供試材料は、軟鋼(S S 4 1)、50キロ級非調質高張力鋼(H T 5 0)および60キロ級調質高張力鋼(H T 6 0)の3種で、いずれも公称板厚9mmのものである。これら材料の機械的性質をTable 5.3に、化学成分をTable 5.4に示す。

試験片の形状は、Fig. 5.1.3に示すとおりで、平行部長さ100mm、巾35mmで中央に90°X形開先の両面突き合せ溶接を施したもので、母材、溶接部とともに、加工は施していない。その他の外形は、4章の場合と同一である。施工した溶接条件をTable 5.5に示す。

使用試験機は、前述の場合と同一試験機であり、毎分繰返し数は約25回である。高い圧縮荷重を受けるときの試験片の座屈を防止するために用いた、座屈防止装置はFig. 5.1.4に示すように、溶接部(中央部)のローラ。ピッチを広くして、ローラがビードに接触することをさけるようにしたもので、これを用いて、高応力域での両振り試験を実施した。その他の試験方法は、4章の場合と同様である。

5・3・2 実験結果ならびに考察

Fig. 5.1.5に実験結果のS-N線図を示す。折れ曲り点は明瞭ではないが、4章の切欠材の場合と同様で、大略Nが10～10²程度のところにあると考えられる。また、S S 4 1とH T 5 0はほぼ平行であるが、H T 6 0の傾斜はやや急であり、強度の低下度が大きいことを示している。9mm板厚材の平滑素材の同様な試験は実施していないが、同種材料であれば、引張強さで除して無次元化して、比較するはほとんど板厚差あるいは材料差(同種材内での)はなくなるとみてよいので、以下には、4章で得られた、6mm板厚の平滑素材の結果と比較して行く。Fig.

5.16.は、応力振巾(σ_a)を、それぞれの材料の引張強さ、 σ_B (JIS引張試験結果による値)で除して無次元化表示して示したS-N線図であり、黒印が溶接材を、白印が平滑材を示している。ビードを削除仕上げした場合には、溶接材の時間強度は平滑材のそれと同等か、または幾分弱い程度の値であるとされているが、溶接のままの強さは明らかに低下している。また、このような無次元化表示によると、SS41とHT50材は、ほぼ同一強度を有しているが、調質鋼であるHT60は、短寿命域では強く、長寿命域では、その逆となる傾向を有している。このことはFig.5.17.に示す β -N線図からも明らかである。4章の切欠材の場合にはこの程度の寿命域では、高HTほど時間強度の低下は小さかつたが、突き合わせ接手の場合には4,000回程度のところで、その順序が反転しており、これより長い繰返し数になると、HT60の強度はSS41のそれと同程度あるいは、それ以下になることが予想され、High Cycleの場合の一般的な結果を指向しているようである。

破断は静破断を除いては、すべて、ビードの跡端部の角部から発生進展しており、前節の隅肉および突き合わせの平面曲げの場合と同様であり、ビード跡端部の立上り角が、時間強度に最も大きな影響を与えると考えられる。このビード面は、高HTほど幾分粗となり、SS41とHT60では、この立上り角にある程度の差が認められ(厳密ではないが、HT60の方が、平均3~5°大きい)ており、この影響が β の差として表われたものと考えられる。

Fig.5.18はSS41の時間強度に対するHTの強度の上昇度を示す γ -N線図である。図の左端には静的破断の場合の最高強さ比を併記してあるが、Nが 10^4 程度まではいまだHT使用の有利性を示すが、これ以上のNになると、HT60の強度は漸減して行くことを示している。

ビード形状の影響と、中央部切欠の形状影響とを直接比較するには難があるが、便ぎ上 4章で得られた β と歪集中係数(α)との関係から、この突き合わせ接手の α を類推してみると 大略2.0~3.0程度の値となり、丁度中央部に円孔を有する場合と同程度の強さを有するといえる。

5.3.3 まとめ

以上の結果を要約すると次のとおりである。

- 突き合わせ接手の引張圧縮低サイクル疲労強度は平滑素材に比し極端な低下度は示さず、たかだが円孔を有する素材程度の値である。
- 高張力鋼では、施工上の問題と相俟つて、長寿命域になるほど、強度低下度は大となるので注意を要する。

c) しかし、 10^4 回以下の繰返しに対しては、高張力鋼の時間強度の軟鋼のそれに対する比は静的の場合より大きく、低サイクル疲労強度上からのみみると、経済的といえるようである。

Table. 5.3 Mechanical Properties of Test Materials
($t = 9$ mm, by JIS No.1 Tension Test Specimen)

Material	σ_y (kg/mm ²)	σ_u (kg/mm ²)	Elongation (%)	Reduction of Area (%)	E (kg/mm ²)
B 8 4 1	298	456	31.5	54.3	203×10^4
H T 5 0	397	538	27.9	52.7	201×10^4
H T 6 0	567	655	13.4	54.9	202×10^4

Table. 5.4 Chemical Components of Materials
($t = 9$ mm)

Material	C $\times 100$	S $\times 100$	Mn $\times 100$	P $\times 1000$	N $\times 1000$	Ni $\times 100$	Cr $\times 100$	V $\times 100$
B 8 4 1	1.9	0.5	6.2	2.4	2.2	—	—	—
H T 5 0	1.8	4.1	11.6	1.8	1.7	—	—	—
H T 6 0	1.3	4.1	12.6	1.2	8	5	2.2	6

Table. 5.5 Welding Condition for Butt Weld

Material	Rod (Shinko)	Passes, #	Rod Dia. (mm)	Voltage (v)	Ampere (A)	Speed (mm/min)
B 8 4 1	B-17	90°X-Type	—	—	1 pass abt. 25	—
H T 5 0	LB-52	each	3.2	abt.	—110	abt.
H T 6 0	LB-62	2 Pass	—	2 pass —140	—	100

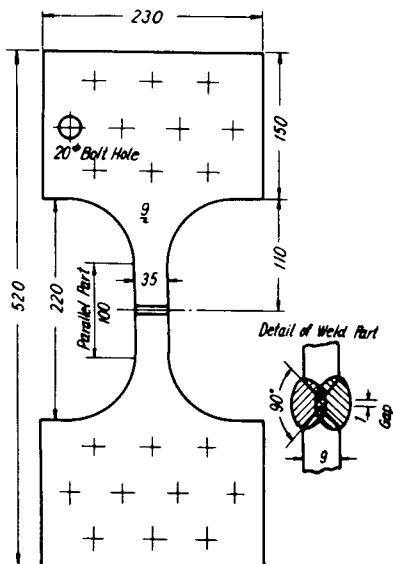


Fig. 5.13 Shape of Butt Welded Specimen for Tension-Compression Fatigue Test

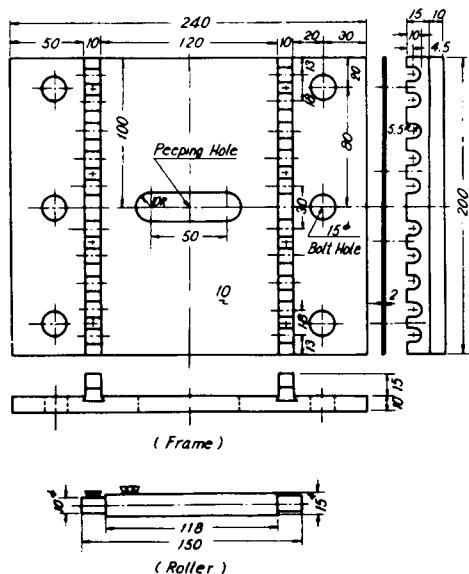


Fig. 5.14 Anti-Buckling Apparatus for Butt Welded Specimen

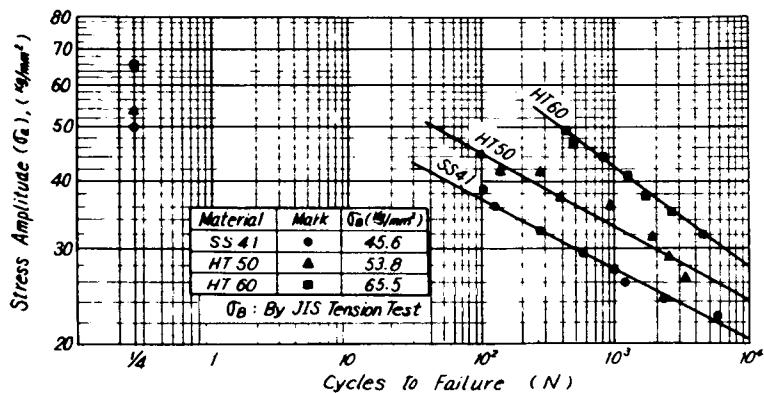


Fig. 5.15 S-N Curves of Butt Welded Specimens (Tension-Compression)

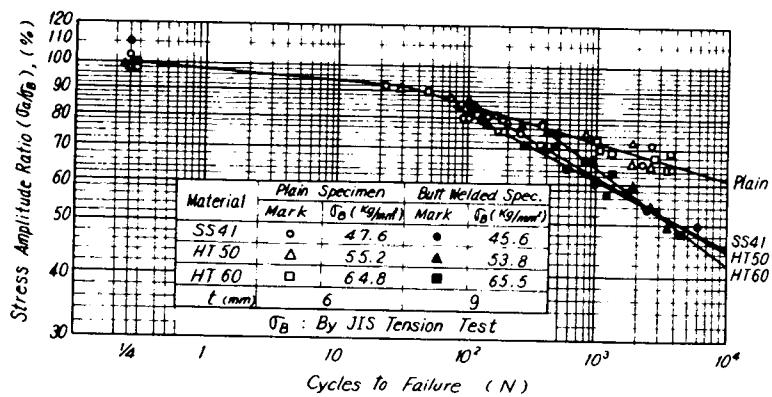


Fig. 5.16 σ_a/σ_B -N Curves of Butt Welded Specimens (Tension-Compression)

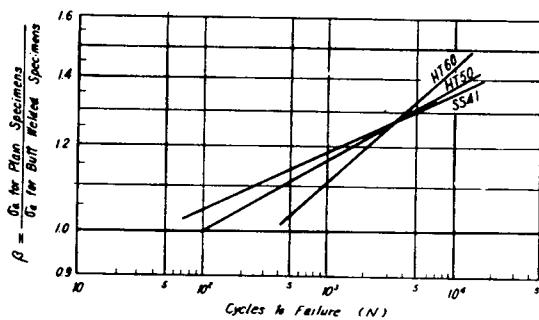


Fig. 5.17 β -N Curves for Butt Welded Specimens

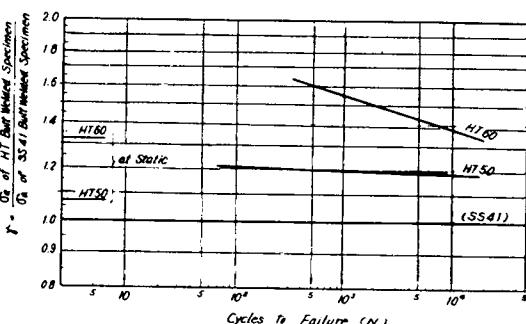


Fig. 5.18 τ -N Curves for Butt Welded Specimens

5・4 むすび

本研究によつて、溶接接手部の設計あるいは損傷対策に対しての有益な基礎資料を得た。

これらは、さらに $S_a - S_m - N$ 面を作成して疲労被害度算定資料にまで進める必要もあり、この方面的研究が望まれる。それらのためには、船体内部の溶接部の受ける荷重様式および応力振巾または歪振幅値等についての諸値を得ることがまた重要なことである。

(執筆者：森口恍次)

第6章 溶接構造部の低サイクル疲労強度

6・1 まえがき

前章では基本的な溶接部あるいは接手に対して、主として材料強度上から実験研究した結果について述べるが、本章では、船内溶接構造中2.3の代表的な具体例を取り上げ、構造上からそれらの低サイクル疲労強度を検討した。

6・2 不連続溶接接手部の疲労強度

(担当: 横浜国立大学工学部造船科)

本節では、不連続溶接部の高応力疲労強度を調査するために、それらの代表的な構造として、Stiffner構造部とPad構造部をえらび、それらの模型について定荷重片振り試験を実施した。

6・2・1 剪断荷重を受ける Stiffner 構造部の疲労強度

(a) 試験方法

使用材料は軟鋼(SM41)と50キロ級高張力鋼(SM50)の2種であり、それらのミルシートによる機械的性質と化学成分をTable 6.1に示す。また試験片の溶接に用いた諸条件はTable 6.2のとおりであつた。

試験片はFig. 6.1に示すとおりであり、溶接長さ(1)を100mmおよび150mmの2種に変えて実施した。また溶接脚長は約4mmであり、溶接後の加工は行なつていらない。

使用した試験機は油圧式50トン構造物試験装置であり、この装置の油戻り弁の部分に電磁弁を取りつけ、この弁の開閉により、負荷、除荷を行なわせた。弁の開閉は附属試片に貼布した歪計を入れた電子管自動平衡記録計の指針の動きによつたが、あらかじめ所要荷重による指針の動きを調整し、荷重の上下限にきた時、指針が光電スイッチを断接して電磁弁が作動するようにした。

試験は下限荷重1～2トンの定荷重片振り引張であり、繰返し速度は毎分8～12回とし、破断までの繰返し数が10⁴回以下であるような高応力域で実施した。

(b) 実験結果ならびに考察

最大荷重(P_{max})と破断までの繰返し数(N)との関係をFig. 6.2に示す。これにより得られた線図の値をもとにして、P_{max}と溶接線の長さ(1)との関係をNをバラ

メーターにして Fig. 6.3 に示す。これらの図から S M 4 1 および S M 5 0 のいづれにおいても、溶接長(1)を 100mm から 150mm に変えた場合、P_{max} の増加率は 1 の増加率より小さいことがわかる。

破断はすべて Stiffner の端部に発生した亀裂が次第に進展した結果生じている。亀裂は破断までの繰返し数の 30 ~ 40 % 程度の繰返し数で発見されているが、当初期にすでに発生しているものと推定される。この亀裂の発生および破断はすべて隅肉溶接部にかかる剪断応力によるためと考えられるので、先の P_{max} - N 線図を最大剪断応力 (τ_{max}) と N との関係に直して示したのが Fig. 6.4 である。ここで、剪断応力 (τ) は Shear Lag Theory により弾性的に求めた値で¹⁾ その計算中に用いた変位係数の算定には山越教授の方法²⁾ を使用した。このようにして求めた τ_{max} と隅肉溶接ののど厚面積で荷重を除して求めた平均剪断応力 ($\bar{\tau}_0$) と比較して端部での剪断応力集中係数を求めると、溶接長さ (1) が 100mm の場合には 2.1、150mm の場合には 2.85 となり、この集中係数の比は溶接長さの比にはほぼ等しい。

また、 τ_{max} を静破断時の計算剪断応力 (τ_B) で除して求めた無次元値（これは弾性計算であるために P_{max}/P_B に等しい）と N との関係を示すと Fig. 6.5 のようになる。実験点の少ないとおりおよび疲労試験、特に模型疲労試験でのバラツキを考慮すると、材質、溶接長の相違にもかかわらず、ほぼ一直線で表示されるとみてよいようである。

疲労試験中の試験片の両チャック間の変位のも併せて測定した。その例を Fig. 6.6 に示す。すなわち、始めに塑的に大きな局部変形を起すが、破断近くまではその変位振幅はほぼ一定で弾性変形を繰返し、破断近くで変位が増大しており、通常試験片の挙動と類似の様相を示している。

(c) まとめ

以上を要約すると次のとおりである。

隅肉溶接部が長手方向に剪断の繰返しを受けるような端部構造では、時間強度は必ずしも溶接長さには比例せず、溶接端部の応力集中の影響が認められる。

1) 例えば Kuhn; "Stresses in Aircraft and Shell Structure" P.108 参照

2) 山越道郎; 「変位係数に関する 1 考察について」造船協会論文集第 96 号

Table 6.1 Mechanical Properties and Chemical Composition

Material	Plate Thickness (mm)	Mechanical Properties			Chemical Compositions				
		σ_y (kg/mm ²)	σ_u (kg/mm ²)	Elongation (%)	C (%)	S (%)	Ni (%)	P (%)	S (%)
SM-41	10	25.5	42.4	26.0	.19	—	.78	.014	.025
	20	24.6	44.5	26.5	.17	—	.68	.013	.028
SM-50	10	34.1	51.2	28.0	.14	.47	1.20	.020	.023
	20	34.5	51.0	28.0	.17	.40	1.27	.024	.018

Table 6.2 Welding Condition, etc.

Material	Welding Rod		Welding Condition		Remark
	Rod type	Rod Dia. (mm)	Electrode Amp. (AMP)	Electrode Vol. (V)	
SM-41	T-101	3.2	130	—	for Fillet type
	T-101	6.0	310	—	for Pad type
SM-50	LB-52	3.2	100~200	19~24	

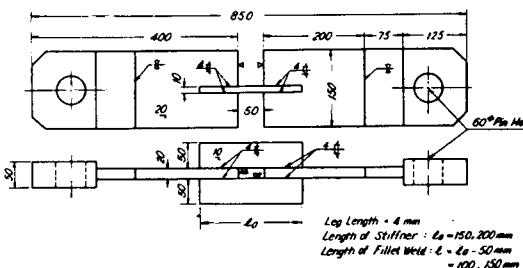


Fig. 6.1 Shape of Stiffner-type Specimen

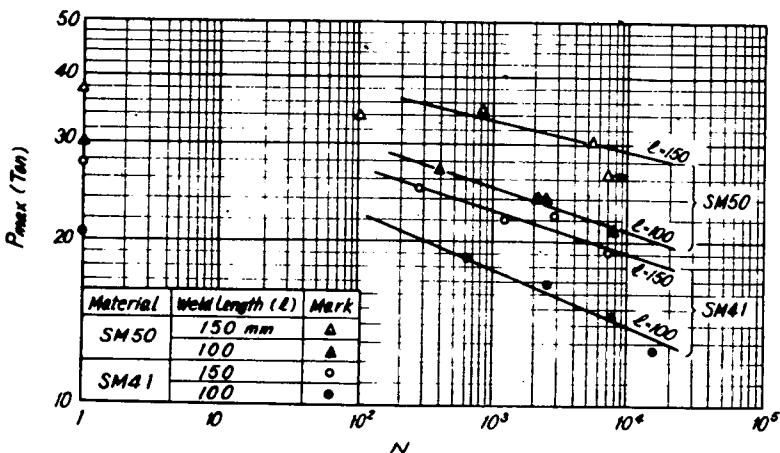


Fig. 6.2 P_{max}-N Curves for Stiffner-type Specimen

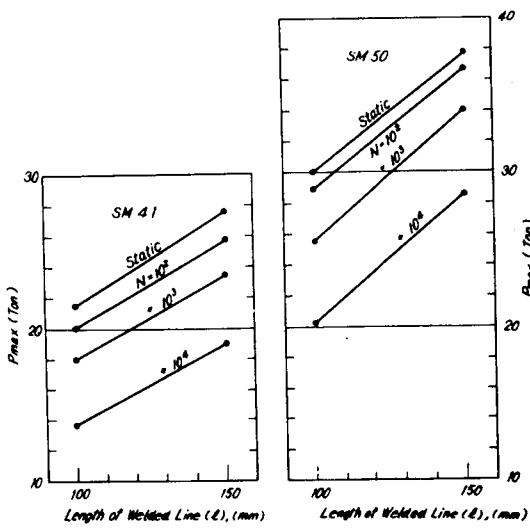


Fig. 6.3 Relation between P_{max}
and Weld Length (ℓ)

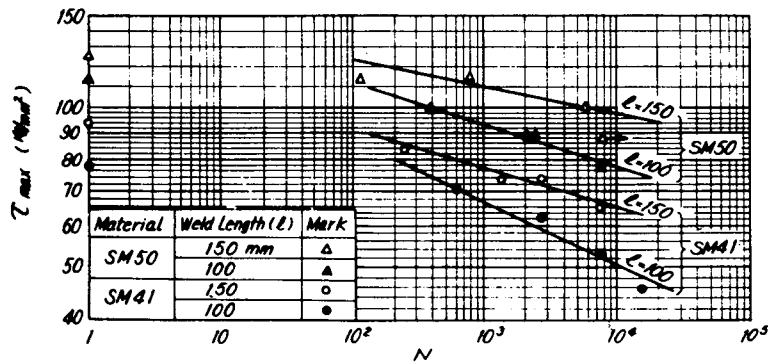


Fig. 6.4 τ_{max} - N Curves for Stiffner type
Specimens

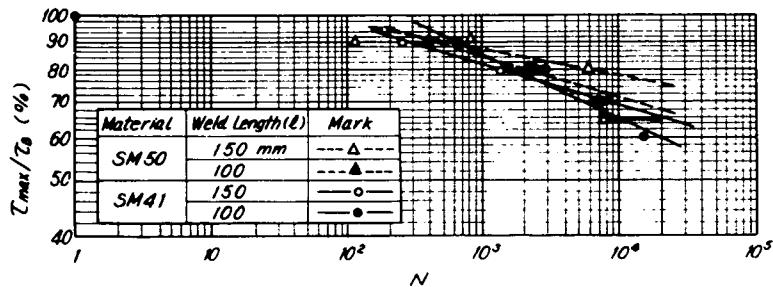


Fig. 6.5 τ_{max}/τ_B - N Curves for Stiffner
type Specimens

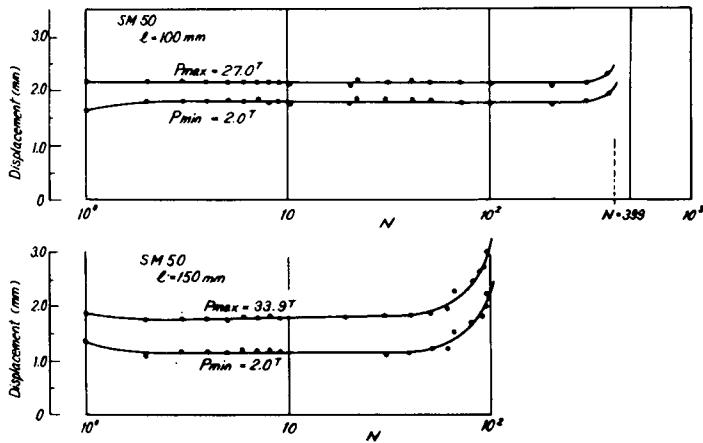


Fig. 6.6 Examples of Displacement-Variation for Stiffner Type Specimens

6・2・2 垂直引張荷重を受ける Pad 構造部の疲労強度

(a) 試験方法

供試材料および試験機等は前項で述べたものと全く同様であるので省略する。試験片は Fig. 6.7 に示すとおりで、10 mm板厚のPadの両側面長さを100 mmと一定にして剛な20 mm厚板に隅肉溶接付けし、そのPadの巾aを50 mmおよび100 mmの2種類に変えたものである。荷重はPad中央に側面溶接線に平行に溶接付けした板材をとおして垂直に加えられる。

(b) 実験結果ならびに考察

Fig. 6.8 に最大荷重(P_{max})とNの関係を示す。これからわかるように、Padの巾aに逆比例して時間強度は低下している。これは、巾aが大きくなるに従い、曲げ作用の影響が大きくなってくることを示している。

SM50のa=50 mmのものではPadの中央部にある溶接の跡端部から破断した

例も 2、3 あつたが、その他のものの破断はすべて、Pad 側面の溶接ののど厚のところであつた。それ故、今、Pad を溶接線部で固定された両端固定の板梁とし、その固着端での板厚が、隅肉溶接ののど厚に等しいものと考え、中央に集中荷重を受けるとして弾性的に求めた溶接部最外側の引張歪を ϵ_{max} とし、これと N との関係に書き直したものが Fig. 6. 9 である。また Fig. 6. 10 は P_{max} を静破断荷重 (P_B) で無次元化して示したものである。

これらの図から、Pad 構造での溶接部の時間強度は、材料の引張強さに比例して時間強度は上昇することがわかる。また一方、Pad 巾 a が大きくなるに従い、剪断の作用より曲げの作用が大きくなり、 a に反比例して時間強度は低下することがわかる。

Fig. 6. 11 には、試験機チャック間の変位の変動の例を示す。この図の傾向も前項の Stiffner の場合と同様である。ここに示した例では $a = 100 \text{ mm}$ の場合の荷重は 50 mm の場合の約 $1/2$ であるにもかかわらず、変位は約 4 倍となつており、これから類推して、定変位の繰返しを受ける場合には、Pad 巾の大きい繰返し数に耐えられるようである。なお、ここで生じた弾性的変位量は Pad の両端を支持とした、梁の変位量に近い値となる。

(c) まとめ

以上を要約すると次のとおりである。すなわち、垂直引張荷重を受ける Pad 構造の場合には、その部に作用する荷重を対象とするか、または変形を対象とするかにより考慮が異なつてくる。前者すなわち、荷重がある値を超えないようにする必要がある場合には、Pad 巾を大きくして変形を許容すればよいし、後者の場合には巾を小にして変形を小にし、大荷重に耐えるようにしなければならない。

また、Pad 巾が板厚の 5 倍以上の場合には、曲げ作用がその疲れ強さを支配していると考えられる。

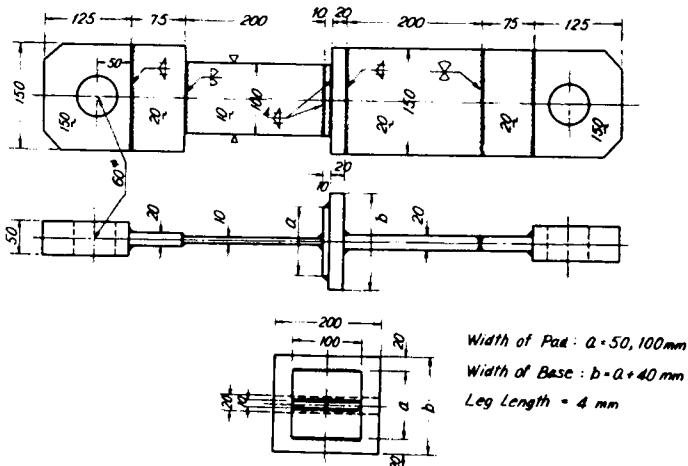


Fig. 6.7 Shape of Pad-type Specimen

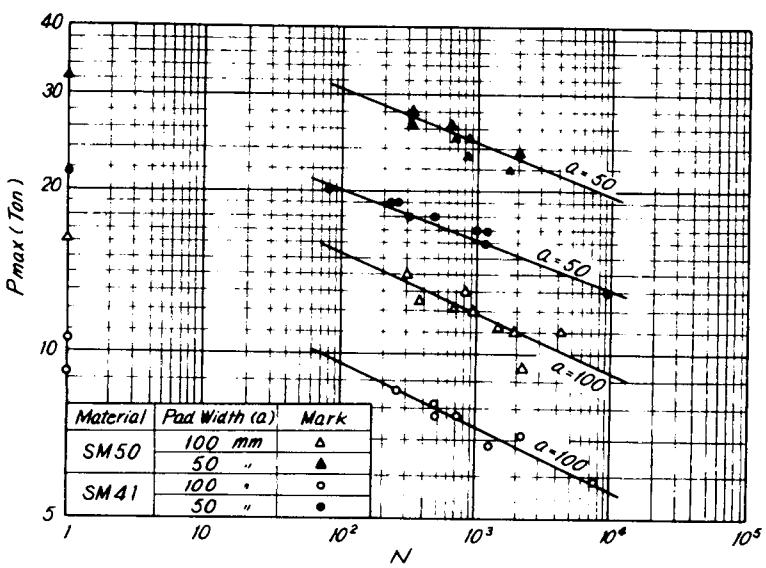


Fig. 6.8 P_{max} - N Curves for Pad Type Specimens

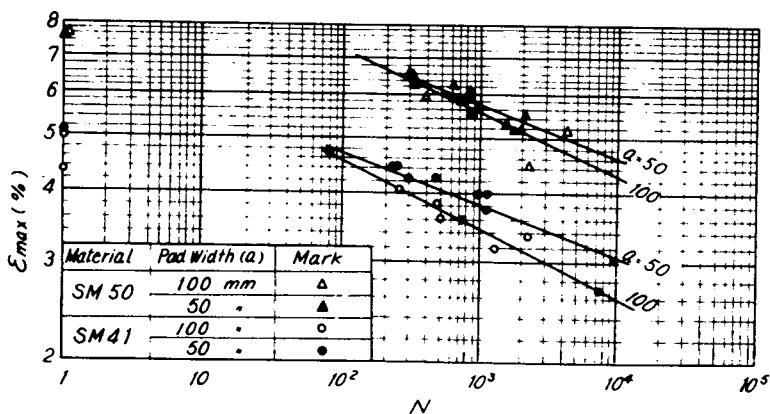


Fig. 6.9 ϵ_{max} - N Curves for Pad type Specimens.
 ϵ_{max} is maximum Strain at weld
throat of Pad, (Calculated by Elastic Beam Theory)

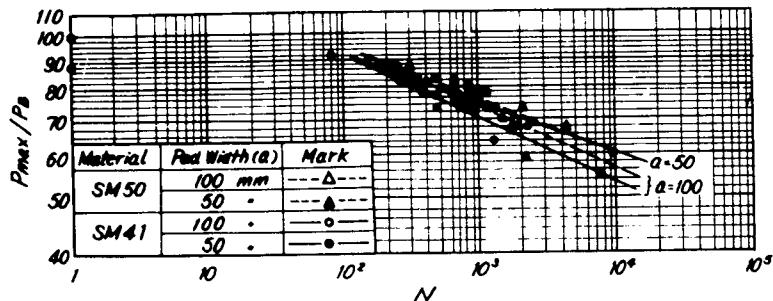


Fig. 6.10 P_{max}/P_B - N Curve for Pad type Specimens,

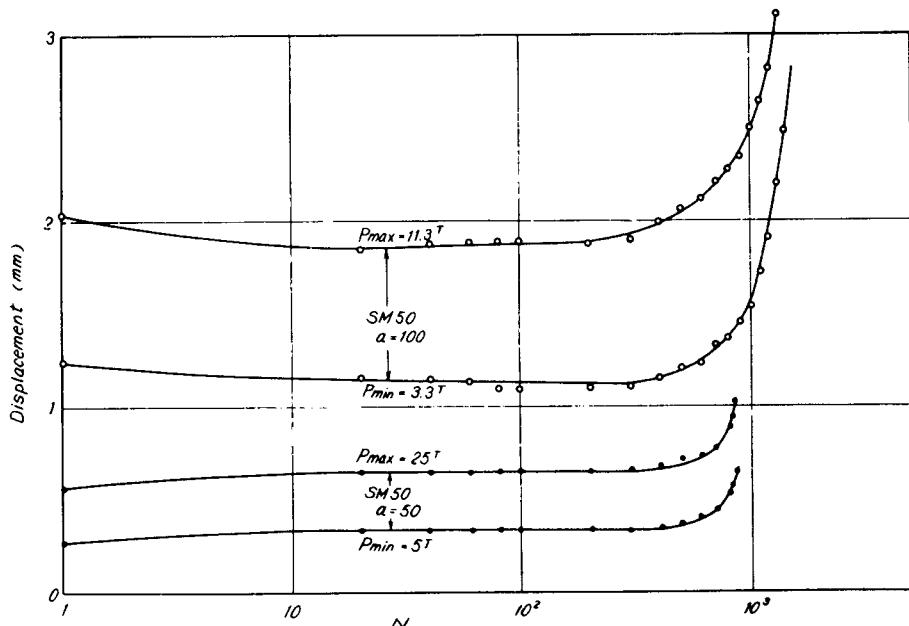


Fig. 6.11 Examples of Displacement-Variation for Pad Type Specimens

6・3 結合部の疲労強度

(担当 : 日立造船技術研究所)

船体構造に特に多く用いられている端部結合様式としてのプラケットの損傷には、溶接部の破断、圧縮時の梁の横倒れ、プラケット本体の座屈崩壊がある。プラケット本体の圧壊強度については、さきに、当協会の第46研究部会（部長吉識雅夫氏）において系統的に実験研究された³⁾。本研究では、これらの諸種の破壊現象のほかに存在する結合部の低サイクル疲労強度を実験調査した。

3) 日本造船研究協会報告 第38号(昭和39.3)

6・3・1 実験方法

供試材料は、軟鋼(SM41)および60キロ級調質高張力鋼(HT60)の2種である。おのおのの材料の母材と突合わせ溶接接手材の材料試験結果をTable 6.3に示す。試験はJIS1号試験片各2本づつについて実施された。使用溶接棒はSM41にはB10、HT60にはLB62である。なお溶接試験片の破断はすべて母材部で起つた。

試験模型は船体構造に用いられる通常の桁端部構造とし、ガラケットのフランジ巾(B)と溶接脚長(l_1)を種々に変えたものである。試験模型の形状寸法と記号をFig. 6.12およびTable 6.4に示す。なお溶接棒は材料試験に用いたと同種のものを使用した。

試験機は、2重偏心機構で変位を強制する150トン容量の定変位型低速繰返し装置である。

6・3・2 実験結果ならびに考察

(a) 静的破壊試験

各模型について、まず静的引張試験と圧縮試験を実施した。引張試験においてはプラケットの遊縁側溶接部端部に亀裂が発生するときに最高荷重となり、以後亀裂の進展とともになつて荷重は下る。圧縮試験においてはプラケットの座屈時に最高荷重に達する。各模型の最高荷重と、その荷重を隅部に関するモーメントに換算した値をTable 6.5に一括して示す。またプラケット遊縁間と試験機ピン間の変位をダイヤルゲージで測定し、隅部の回転角を求めた。この隅部回転角(ϕ)と外力の隅部に関するモーメント(M)との関係をFig. 6.13に例示する。

これらの結果から静的強度に関して次のようなことが判明した。まず、引張の場合、破壊は溶接端部の亀裂により生じ、脚長が大きいほど最高荷重はやや高いが、フランジ巾による差はない。また、材料および溶接棒の相違による差はほとんど認められない。次に、圧縮の場合には、プラケットの座屈で破壊し、材料が強いほど当然強くなつている。しかし、フランジ巾の影響は不明瞭である。

(b) 低サイクル疲労試験

疲労試験は、第1回目のサイクル時に引張圧縮の両振荷重を与えるときの変位を一定に保つて荷重を繰返した。繰返し速度は毎分0.3回とした。

疲労破壊は亀裂により生じた。その亀裂の発生は静的引張試験の場合と同じく、プラケットの溶接部の遊縁側端部の厚のところであり、その後繰返し数の増加とともに溶接線に沿つて進展していった。

亀裂発生までの繰返し数および亀裂長さ(l)がそれぞれ10、30、60、100

mm になつたときの繰返し数と、最初に与えた荷重による隅部のモーメント (M_a) との関係を各模型ごとに、Fig. 6.1.4～Fig. 6.2.1 に示す。Fig. 6.1.4～Fig. 6.1.8 は S M 模型についてのものであり、Fig. 6.1.9～Fig. 6.2.1 は H T 模型のものである。これらの図で、亀裂発生 (Crack-in) としてるのは、亀裂の発見は視認によつたため、亀裂長さ(1)が 2～3 mm 程度のときである。

これらの $M_a - N$ 線図をもとにして、S M 模型について、フランジ巾を一定として、溶接脚長が疲労強度におよぼす影響はほとんどないことがわかる。

次に溶接脚長を 5.5 mm に一定とし、フランジ巾を 0.40 および 8.0 mm の 3 種に変えた場合を Fig. 6.2.3 および Fig. 6.2.4 に示す。Fig. 6.2.3 は S M 模型についてのものであり、Fig. 6.2.4 は H T 模型のものである。両材ともフランジ巾が大きくなるほど亀裂は発生し易くなる。すなわち、疲労強度は低下する。しかし亀裂長さが 10 mm 程度になると時間強度には余り差が認められない。また、亀裂発生までの疲労強度は、フランジがない場合 ($B = 0$) には S M 模型と H T 模型ではほぼ同一であり、フランジ巾が増加してもあまり差はないが、幾分 S M 模型の方が低下していくような傾向にある。しかし、亀裂長さがある程度に達するまでの寿命は明らかに H T 模型の方が長い。

6.3.3 まとめ

以上のとおり、通常型の桁端部模型について静的試験および定変位低サイクル疲労試験を実施した結果を要約すると次のとおりである。

(a) 静的強度

- i) 引張では溶接端部の亀裂で破壊し、溶着量が多いとやや強くなるが、フランジ巾さらにまた、材種、溶接棒種による差異はほとんどない。
- ii) 圧縮ではブレケットが座屈する。したがつて H T の方が強くなる。しかし、フランジ巾の影響は不明瞭である。

(b) 疲労強度

- i) 疲労破壊は静的引張の場合と同様であるが、定変位疲労の特性としてその亀裂の伝播速度はゆるやかである。
- ii) 溶接脚長は疲労強度にあまり影響を与えないようである。
- iii) 疲労亀裂の発生はフランジのないものが最も遅く、フランジ巾が大きいほど早い。またフランジを有する場合には、その巾が大きくなるほど ~~は~~ 材による模型の時間強度は H T 模型のそれよりも低下し、材料の差が現われてくるようである。

Table 6.3 Mechanical Properties of Materials

Material	Tensile Test & True Strain Elongation Reduction at 0.2L=200 of Area				
	(kg/mm ²)	(kg/mm ²)	(kg/mm ²)	(%)	(%)
SM-41	Plain	22.5	42.5	77.6	2.6
	Welded	26.6	48.9	75.5	—
BT-60	Plain	54.5	61.5	102.5	1.5
	Welded	—	63.9	108.9	—

Tested by JIS No.1 Specimen

Table 6.5 Statical Test Results

Notation of Specimen	Tension Test		Compression Test	
	Ultimate Load	Ultimate Stress	Ultimate Load	Ultimate Stress
M-4-40	24.7 TON	15.7 TON/mm ²	— TON	— TON/mm ²
M-5.5-0	38.2	22.5	21.0	13.5
M-5.5-40	38.8	19.8	24.5	14.8
M-5.5-80	34.0	21.4	26.1	14.5
M-7-40	35.6	22.6	—	—
M-5.5-0	34.8	21.4	34.5	23.0
M-5.5-40	34.0	21.4	32.0	23.5
M-5.5-80	34.0	21.4	38.9	22.8

Table 6.4 Notation of Specimen

Notation of Material Specimen	Material of Bracket	Leg Length of Weld L (mm)	Breadth of Flange B (mm)
M-4-40	SM-41	4	40
M-5.5-0		—	0
M-5.5-40		5.5	40
M-5.5-80		—	80
M-7-40		7	40
B-5.5-0	BT-60	—	0
M-5.5-40		5.5	40
M-5.5-80		—	80

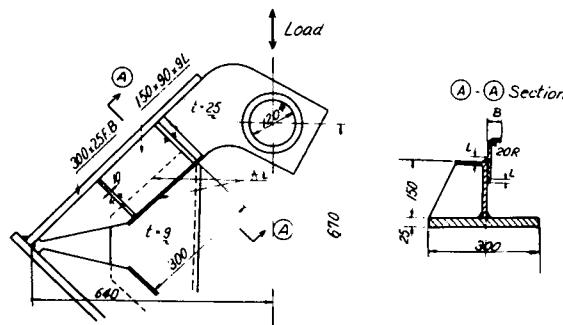


Fig. 6.12 Test Specimen

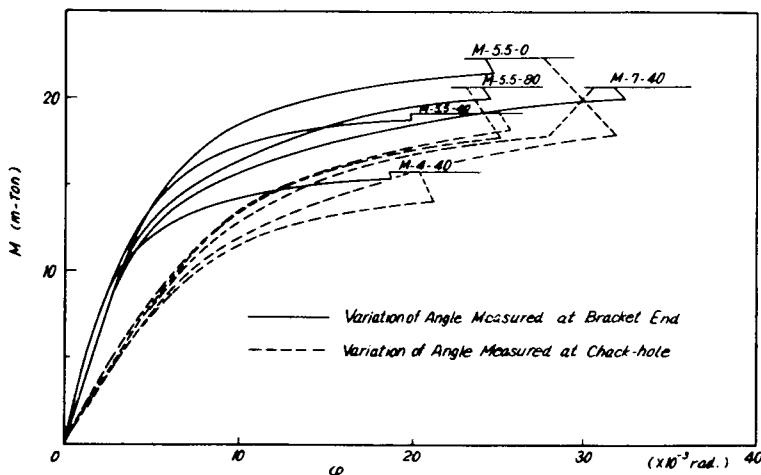


Fig. 6.13 Tension Test of MS Specimen

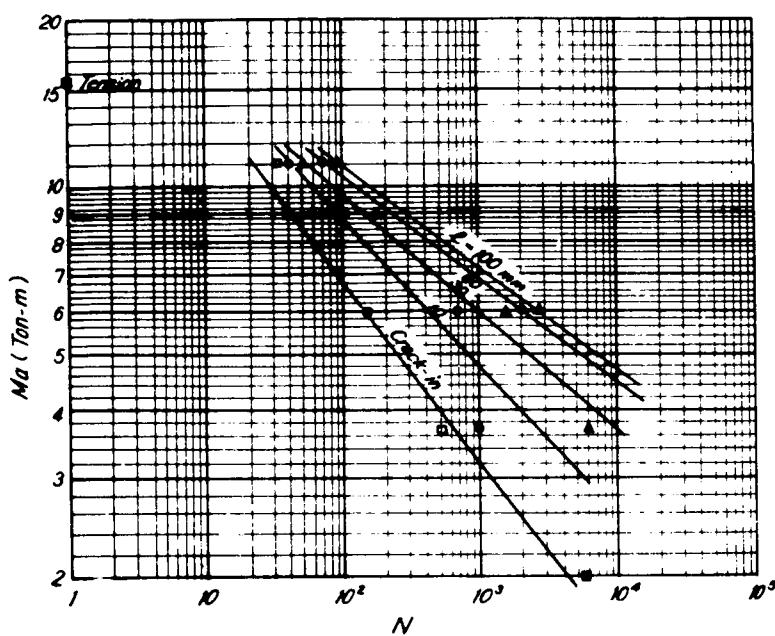


Fig. 6.14 M-N Curves for Type "M-4-40"

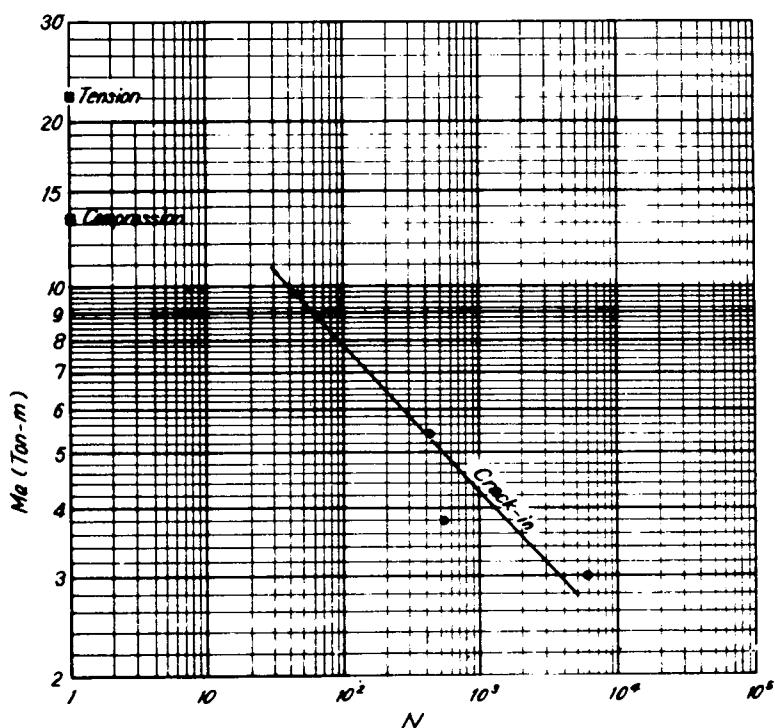


Fig. 6.15 M-N Curves for Type "M-5.5-0"

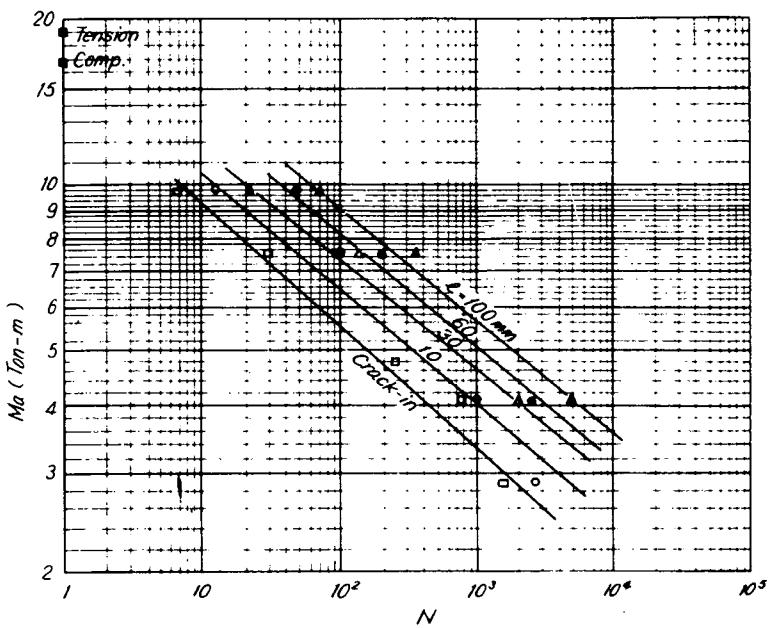


Fig. 6.16 M-N Curves for Type "M-5.5-40"

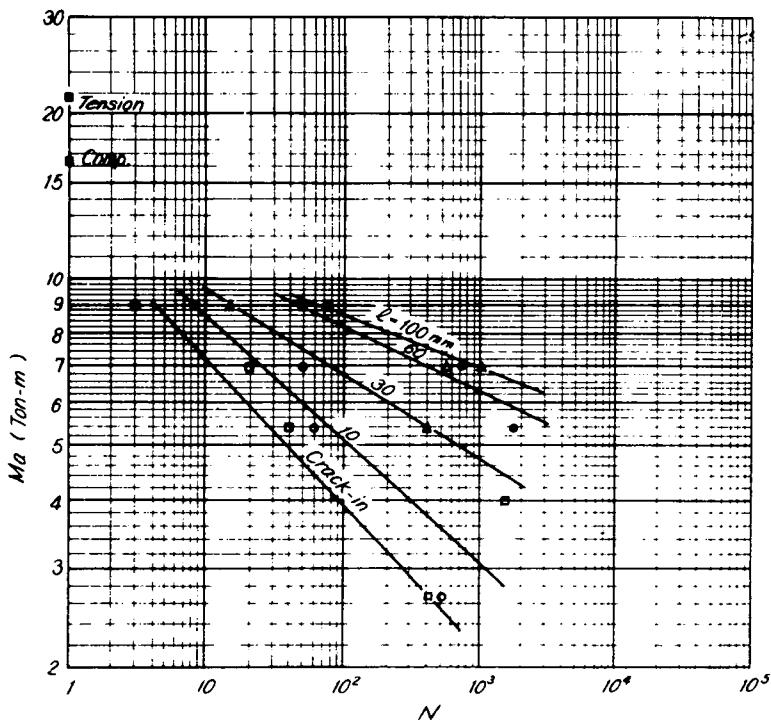


Fig. 6.17 M-N Curves for Type "M-5.5-80"

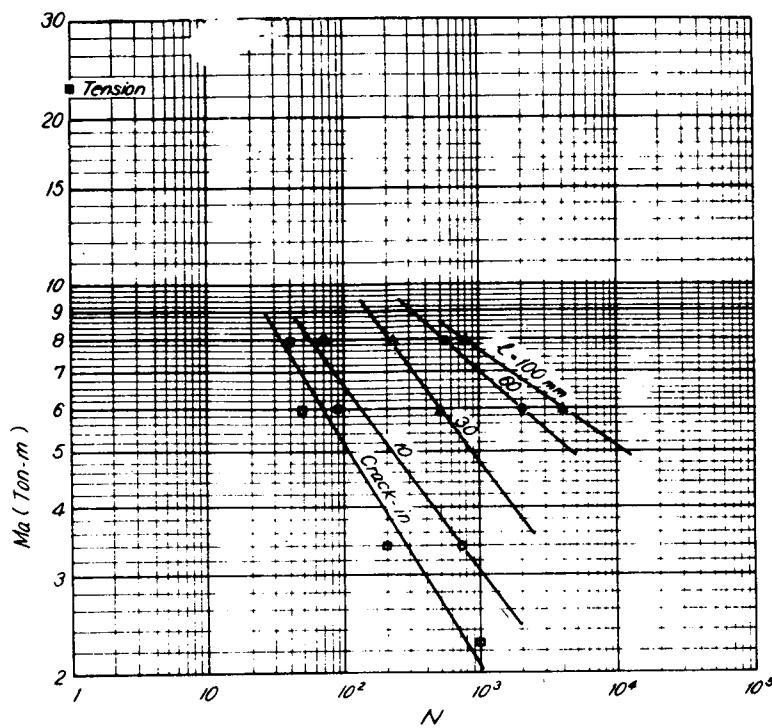


Fig. 6.18 M-N Curves for Type "M-7.0-40"

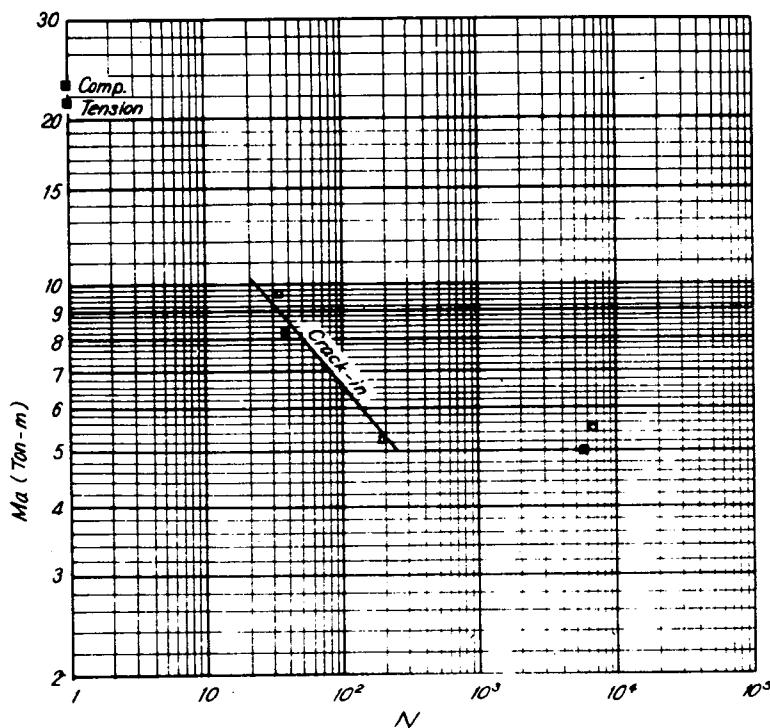


Fig. 6.19 M-N Curves for Type "H-5.5-0"

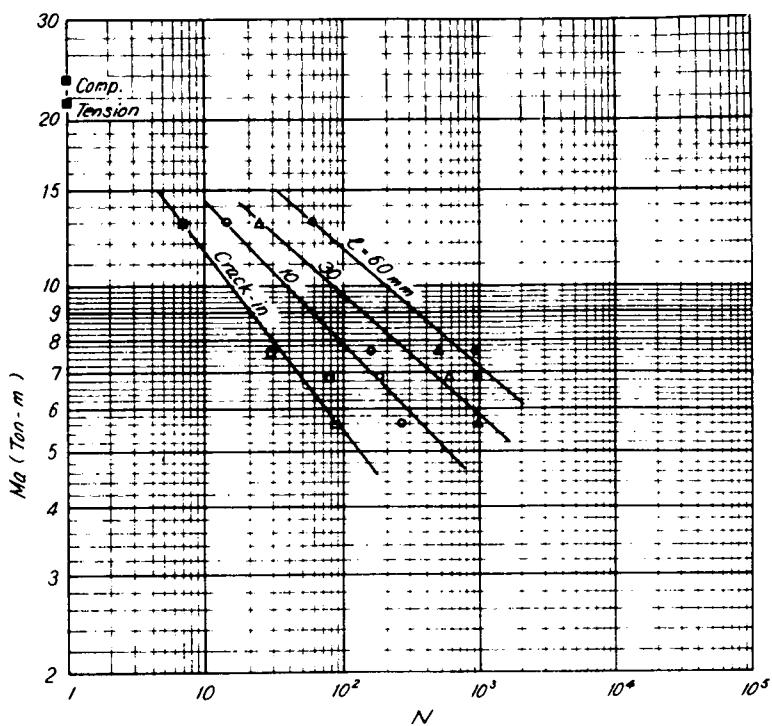


Fig. 6.20 M-N Curves for Type "H-5.5-40"

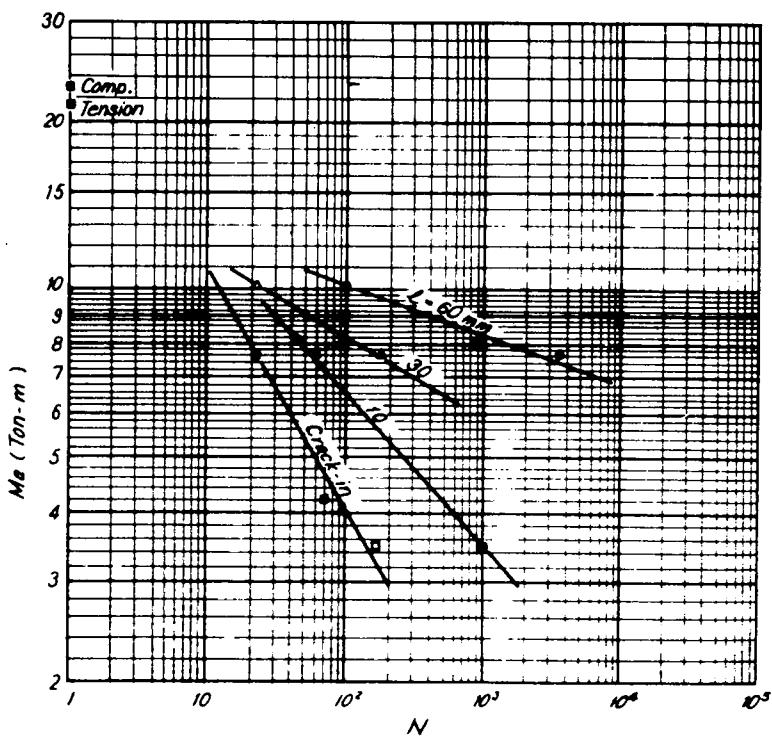


Fig. 6.21 M-N Curves for Type "H-5.5-80"

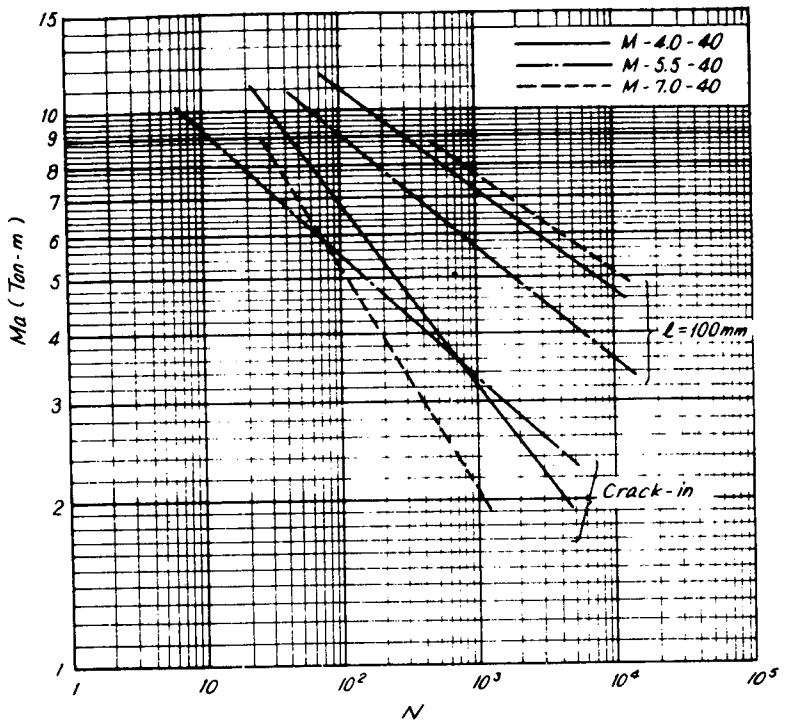


Fig. 6.22 M-N Curves for SM-41 Specimens
(Leg Length differ, Flange Breadth=Constant)

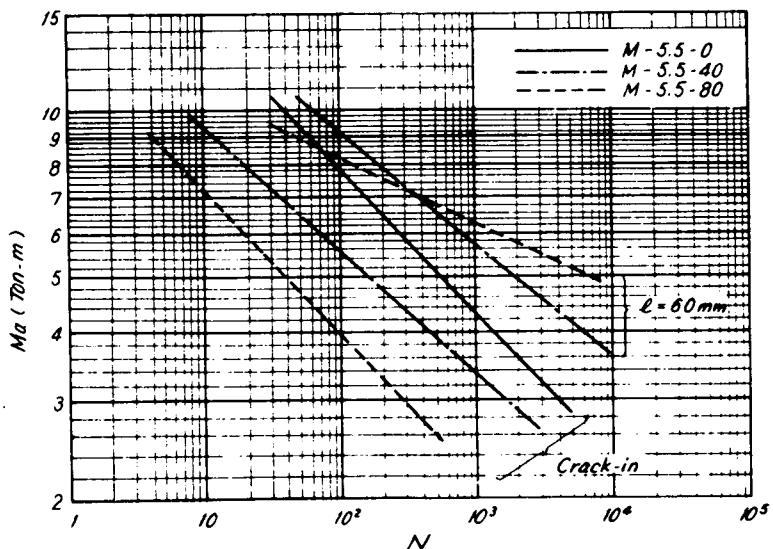


Fig. 6.23 M-N Curves for SM-41 Specimens
(Leg Length=Constant, Flange Breadth differ)

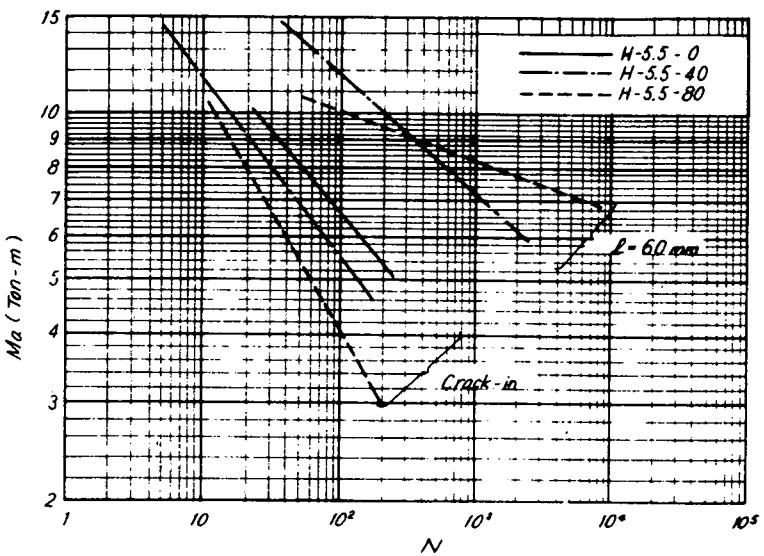


Fig. 6.24 M-N Curves for HT-60 Specimens
(Leg Length=Constant, Flange Breadth differ)

6・4 む す び

溶接構造部はその構造および受ける荷重様式とともに複雑であり低サイクル疲労に関する研究の重要性を多様に含んでいる。ここではそれらの中の代表的なものについて実験検討を行ない有益な成果を得た。今後はさらに、異なる形式の接手構造や応力振巾が変動する場合等に対する研究が必要であろう。

(執筆者: 森 口 恒 次)

結 言

本研究部会で得られた結果は以上のとおりであり、低サイクル疲労強度の基本的な挙動が明らかにされた。それらを要約すると船体構造用材料としての軟鋼および各種の高張力鋼の疲労強度面すなわち Sa-Sm-N 線図が求められ構造物の疲労被害度算定の有益な基礎資料が提出されたこと、疲労強度におよぼす他の重要な諸要素の影響が明らかにされたこと、素材の切欠感度が得られたこと、溶接部および代表的な溶接構造の疲労強度が調査究明されたことである。

これらの結果は、疲労損傷防止のための最も基本的かつ有益な資料であり、本研究部会の初期の目的を十分に達成し得た。しかしながら、これらの資料を直接実際の構造物に適用するには未だ十分とはいひ難く、さらに次に列記するような重要な諸問題が残されている。

すなわち、

1. 切欠と切欠あるいは切欠と溶接が重畠あるいは干渉する場合の疲労強度の検討
2. 本研究部会で実施されたのと異なる形式の溶接接手形式の疲労強度の調査
3. 冷間加工を受けた材料の疲労強度の究明
4. 寸法効果および亀裂進展挙動に関する研究
5. 疲労被害法則の再検討
6. 実船に作用する荷重ならびに構造部材のそれに対する応答の調査

などであり、船体構造を疲労強度の見地から設計ならびに検討するためにはこれらに関する今後の系統的な調査、研究が望まれる。

昭和41年12月10日 印刷

昭和41年12月20日 発行

日本造船研究協会報告 第59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 (421~428)

印刷所 株式会社 青 光 社

東京都品川区東五反田1-19-7

電話 (441) 0006, 4444, 2020