

社団法人
日本造船研究協会報告

第 78 号

昭和 51 年 3 月

船殻部材歪量の船体強度に及ぼす影響に関する研究

..... 第 127 研究部会

Studies on the Effect of Initial Deformation in Ship Structural
Elements on Their Strength
..... The 127 th Research Committee

Report No. 78

The Shipbuilding Research Association of Japan

Tokyo, Japan

March 1976

第 127 研究部会委員名簿 (敬称略、順不同)

部 会 長	木 原 博 (東京大学)	磯 野 誠 (三井重工业)
副 部 会 長	藤 原 博 (東京大学)	本 田 公 明 (三井造船)
幹 事	岐 哲 夫 (三菱重工業)	岩 本 孝 司 (東京大學)
	池 一 夫 (神戸製鋼所)	勝 大 佐 (住友金屬工業)
	田 幸 雄 (大阪大学)	桑 山 邦 彦 (大阪大学)
	栗 幸 利 (三菱重工業)	佐 竹 之 内 (石川島播磨重工業)
	田 村 道 新 (日本钢管)	牧 西 满 (日本立造船)
	代 吉 準 (日本海事協会)	喜 良 田 矢 (日本钢管)
	長 沢 正 (船舶技術研究所)	敏 矢 口 勇 (石川島播磨重工業)
	堀 岡 伸 (日本钢管)	和 度 田 口 弘 (日本海事協会)
	浦 安 伸 (石川島播磨重工業)	川 越 道 郎 (三井造船)
	川 越 道 郎 (九州大学)	崎 吉 宏 一 郎 (東京大学)
	川 越 道 郎 (東京大学)	喜 久 雄 (船舶技術研究所)
委 員	笠 有 田 (佐野安船渠)	木 仰 盛 (佐世保重工業)
	井 春 卷 (函館ドック)	村 幸 晟 (石川島造船化工機)
	相 馬 宏 二 (三菱重工業)	井 中 茂 (三井造船)
	永 元 隆 一 (三菱重工業)	宮 崎 茂 (大阪商船三井船舶)
	沢 敏 夫 (住友重機械工業)	宮 照 治 (川崎重工業)
討議参加者	赤 井 沢 義 和 (三井重工業)	宮 精 政 (日本钢管)
	池 上 博 (川崎重工業)	安 近 竹 (三菱重工業)
	杉 本 裕 行 (三井造船)	宇 下 治 (日立造船)
	対 地 宏 (三井重工業)	村 中 八 郎 (石川島播磨重工業)
	福 村 稔 (三井造船)	石 正 克 (日立造船)
	正 寿 克 之 (石川島播磨重工業)	森 信 義 (日立造船)
	山 崎 誠 (三井造船)	

Membership of The 127 th Research Committee

Chairman	Hiroshi Kihara
Vice Chairman	Yuzuru Fujita
Secretaries	Tetsuo Iki Seshiro Isono
	Kazuo Ikeda Kimiaki Iwamoto
	Yukio Ueda Takashi Ohkatsu
	Taketoshi Kurita Norio Kuwayama
	Michio Mimura Kunihiko Satoh
	Shinkichi Tashiro Senji Takenouchi
	Hitoshi Nagasawa Koh Nishimaki
	Masatake Horioka Yoshio Maki
	Sadakazu Miura Toshio Yada
	Wataru Yasukawa Isao Yamaguchi
	Michio Yamakoshi Hiromichi Yaguchi
Members	Kikuo Arita Moritsuna Ohki
	Kenji Kasai Seijiro Yukimura
	Kohji Sohma Shigeru Nakai
	Ryuichi Nagamoto Hiroshi Matsumiya
	Toshio Misawa Seiji Miyazaki
Participants	Yoshikazu Akaizawa Masaaki Andoh
	Hiroshi Ikegami Junichi Kondoh
	Hiroyuki Sugimoto Haruyuki Takeshita
	Hiroshi Tsuihiji Uhachiro Nakamura
	Minoru Fukumura Masakatsu Matsuishi
	Katsuyuki Masazyu Nobuyoshi Mori
	Makoto Yamazaki

Studies on the Effect of Initial Deformation in Ship Structural Elements on Their Strength

SUMMARY

1. Introduction

With a view to making an investigation into the effect of imperfection such as initial deformation and residual stresses of hull member exerting upon the hull strength, the Research Subcommittee 127 of the Shipbuilding Research Association of Japan, extending over four years since 1971, carried out an investigation into the imperfection in regard to actual ships built in recent years, and made an analysis of their actual condition, and also conducting extensive tests on the relation between the cause of occurrence of imperfection of hull member and the construction method, as well as on the correlation between the imperfection of hull member and the strength of the member, and adding a theoretical study thereto, carried out a comparative study with the steel shipbuilding quality standards which are provided at present for the quality standards of fabricated hull member, i.e. the Japan Shipbuilding Quality Standards (J.S.Q.S.).

In this study, an outline of each study is given. And, for further details, please refer to the relevant chapter of this report in which they are fully described.

2. Study on the initial deformation of hull member

2.1 Investigation into the initial deformation of hull member

In order to grasp quantitatively the recent actual records of initial deformation of the main structural member consisting of hull construction, the initial deformation of the principal member of ships of recent build or under construction was measured. The measurement was made in the four years from 1971 to 1974 at 28 shipyards, and the number of data thus collected amounted to such a massive quantity of over 30,000. Those data were summed up by electronic computers, and added with statistical studies, and then the actual condition of distribution of the initial deformation was investigated. As the result, approximately such a conclusion was obtained as in the following.

(1) Distribution of initial deformation

In the first place, as a trend in general, when the initial deformation investigated this time is compared with the allowable limit of deformation of the J.S.Q.S., the former indicates a slight greater value than the latter but not much as expected. This fact is considered to be attributable to the trend towards enlarging size of ships in recent years. Secondly, as to the member consisting of thin plates, since heat treatments such as line heating spot heating etc., are made as the work of removing the deflection after welding, it was naturally found that there exists a difference in the trend of distribution of the initial deformation, between such member and the member not carrying out the heat treatments.

(2) Effect of the size of member

- a) Panel member: The member where thick plates are used such as the shell and upper deck, the unfairness of plate is apt to decrease somewhat according to the increase of plate thickness. However, in the superstructure where the plates of about 10 mm are used, the effect of plate thickness exerting upon the deflection of unfairness.
- b) Girders and stiffeners: As to the lateral deformation of the frame web, the effect of the web depth is

not conspicuous but rather the effect of the plate thickness of the web is greater. Though the kink deformation of the face plate indicates the value two to three times greater than the kink deformation due to fillet welding of the panel member, it is considered to be attributable to the both ends of the face being free from restraint.

(3) Mode of the unfairness of plate

The panels measured this time are of aspect ratio 2.0 and 5.3, and from this result, it has become clear that the following relation exists between the aspect ratio and the unfairness of plate.

- a) In case the aspect ratio is great, the form of deformation has a great effect of the term of higher order. And, having the effect of even number of terms, it is apt to become asymmetric fore and aft.
- b) However, even in the case of the odd number terms alone, when the coefficients of up to the 7th term are used, a comparatively good approximate value can be obtained in the case of a greater aspect ratio.

2.2 Gas heating deflection removing process

In the welded structures, a gas heating deflection removing process is widely employed as a method to remove the deflection generated by welding work. This method is based mainly on the individual experiences so far acquired, and each shipyard adopts its own method different from those of other shipyards. Therefore, in this study, aiming at establishing a gas heating deflection removing method to be applied, the following extensive tests were conducted, and a theoretical study was added.

(1) Tests in laboratory

Various kinds of welded panels were prepared by making the steel plates of 4.5, 6.0 and 9.0 mm thick, and the fundamental tests were conducted relating to the various deflection removing processes, and studies were carried out about the heating temperature, heating position and cooling method necessary for the deflection removing work. As a result, the following conclusion was obtained.

- a) When the area more than 40 mm distant from the stiffener is heated, whatever heating and cooling methods are applied, a kink of plate occurs along the line of heating. Therefore, for prevention of occurrence of such plate kink, the vicinity of the stiffener should be heated.
- b) As a method for removing the deflection of a panel having concave type deformation which was tested this time, the most effective method is a water cooling method from back side of the plate. This method is intended to generate angular deformation in the vicinity of the stiffener, and from the same view point, the low temperature heating, i.e. a 600°C air cooling method is also effective. The next effective method is a method to heat the back side surface of the stiffener. It is rather utilization of the in-plane shrinkage and the high temperature heating of about 900°C.

(2) Initial deflection removing tests in actual ships

The initial deflection removing tests were carried out on the deck and wall of superstructure of actual ships and the heating and cooling conditions, heating position and heating procedure were studied. Those tests were carried out also about the continuous panel other than a single panel. As a result, the following basic guideline was obtained for removing of the initial deflection in actual ship's panels.

- a) As for removing of the deflection of the concave type panel, it is most effective to generate angular deformation in a part of the stiffener. And on the contrary in the case of the convex type panel, the line heating of panel part is effective.
- b) As for the continuous panel combined with the concave and convex type panels, it is better to carry out relieving of the deflection from the convex type panel. As to the sequence of relieving procedure of the deflection from such continuous panel, it is effective to carry out removing of the deflection from the centre panel by taking into consideration the effect on the adjacent panels.

(3) Effect of the residual stress distribution upon the deflection relieving

Firstly, the investigation was made regarding the effect upon the efficiency of the deflection relieving in the case of existence of residual stress in the welded panel and in the case of the stress already relieved. As a result, it was found that the efficiency of the deflection relieving differs greatly according to the existence or non-existence of residual stress. Further, as a result of the investigation into the relation between the local line heating of panel part and the residual stress, it was found that the heating in the direction of 45° against the stiffener by avoiding the principal stress direction is effective in the case of the local line heating of panel part for relieving of the deflection of the convex type panel.

2.3 Quality standards of panel deflection from the view point of appearance

In this study, as to the allowable limit of panel deflection in appearance, namely from a view point of not ugly appearance, the tests were conducted by changing variously the degree of brightness, light source angle, gloss, etc. on the panel having initial deformation, and by the judging staff of various occupations.

The quality standard of deformed panel in appearance was prepared from the results of those tests. In addition, the study was carried out about the modification coefficient on the observational deformation due to illusion.

3. Study on the relation between the initial deformation and the structural strength of hull member

3.1 The compressive strength of plate with initial deflection

In this study, for the purpose of establishing the allowable limit of the initial deformation due to fabrication from a view point of strength, the statistical approach on the strength of deck plate and trans ring web of tankers, having initial deformation at residual stresses as well as the statistical external forced applied to the plate elements, had been studied by using statistics of extremes at reliability analysis, at finally the probability of failure of deck plate with initial deformation for the tankers more than 100,000 DWT were obtained on the basis of probability of failure of existing tankers less than 100,000 DWT.

As a result, the following conclusion were obtained.

- a) It is found that the allowable limit of initial deformation of plate listed in the present J.S.Q.S. are reasonable when $s/t \leq 40$, however for $s/t > 40$ and especially for the case where residual stresses exist, more severe regulation may be required.
- b) The allowable limit of deformation of the transring web should be considerably strict in case the working load is of compression alone. However, in case of transverse strength member, most of the member are subjected to combined load, so that when those points are taken into consideration, the J.S.Q.S. allowable limit of deformation is considered appropriate.
- c) This time, the allowable limit of deformation of plate was studied on the basis of the probability of failure, however there are various problems ensuing from the reliability analysis, so that those problems were picked up for the future task of study.

3.2 Initial unfairness due to welding and the strength of flat plates

In this study, mainly for the purpose of investigating the effect of the initial unfairness upon the rigidity and strength of structural components, the following extensive tests were conducted. In addition, an elastic plastic large deflection analysis was carried out by using the finite element method, and theoretical results were compared with the test results.

(1) Rigidity and strength of square plates simply supported

Of the square plate simply supported, three kinds of tests of compression, simple shear and bending were conducted, and theoretical studies were also carried out. As a result, the following conclusion was obtained.

(a) Compression test

- a) The test results were in very good coincidence with the results of elastic plastic analysis of the finite element method.
- b) The rigidity is decreased by the initial deflection and residual stress. And, the greater the initial deflection, the more the final strength is decreased. The decrease is more remarkable when the plate thickness becomes greater.
- c) The effect of residual stress and the effect of initial deflection cannot be superposed in general, however there are many cases in which the ultimate strength is much decreased when the welding residual stress is added to the initial deflection.

(b) Simple shear test

The rigidity is decreased by the effect of the initial deflection, however the ultimate strength is scarcely affected by the initial deflection.

(c) Bending test

The internal rigidity is decreased by the effect of the initial deflection, and the ultimate strength is also decreased, however the decrease is small as compared with the case of compression. And, the decreasing rate is more remarkable when the plate is thicker.

(2) Ultimate strength of rectangular plates of simply supported

Theoretical analysis was carried out about the case of the plate of aspect ratio 2.0 subjected to compressive load, and the following conclusion was obtained:

The ultimate strength in the case of small initial deflection is the same as the case of the square plate. However, when the initial deflection becomes greater, the decrease of the ultimate strength is more remarkable than the case of the square plate.

(3) Strength and rigidity of girder

With the object of investigating the effect of the initial deflection and welding residual stress on the rigidity and strength of a girder, tests were carried out in the following three cases, i.e. bending, shearing, and bending and shearing load. And the ultimate strength analysis of a girder was carried out by the finite element method. As a result of the comparison between calculation and the test results, approximately the following conclusion was obtained.

(a) Bending test

As to the ultimate strength, the test results and the theoretical calculation indicated nearly good agreement with each other. Though the ultimate strength of the girder somewhat decreased due to the initial deflection of the web, the effect of the residual stress on the ultimate strength of the girder was hardly recognized so far as observed by the test. Further, the ultimate strength as a girder is considered to be almost equal to the sum of the ultimate strength of the web and the flange, respectively.

(b) Shear test

As to the ultimate strength, the test results and the theoretical calculation showed a good agreement with each other, and the ultimate strength of the girder having the initial deflection of the web is very small within the limits of the test error. The effect of the residual stress on the ultimate strength of the girder was almost nothing so far as observed by the test. On the contrary, due to the residual stress, there was a case in which the ultimate strength became higher. The ultimate strength of the girder is not the sum of the strength of web and the flange, but it seems to be affected by the strength of the flange considerably.

(c) Bending and shear test

As to the ultimate strength, the test results and the theoretical calculation indicated a good agreement with each other, and the effect of the initial deflection and residual stress on the ultimate strength

could not be recognized largely.

3.3 The strength of girder with initial deformation

For the purpose of investigating the effect of the initial deflection of girder on its strength, as to the scale model of the bottom transverse girder of a tanker, tests were conducted of the similar model of a real ship, as well as of the model with a changed size of the web and the flange. As a result, approximately the following conclusion was obtained.

- a) In case the initial lateral deformation of the flange is large, the axial compressive strength of the flange is remarkably reduced, while on the other hand, in the case of small initial deformation of the flange, the flange has compressive strength nearly the same as the full sectional yield load.
- b) In case the web is a thin plate, the decrease of the ultimate strength of the girder due to the initial lateral deformation of the flange, is not much, however in case the web is a thick plate, the ultimate strength of the girder is greatly decreased.
- c) As to the unfairness of the web, likewise the case of (2), the effect is small in the case of the thin plate, and large in the case of the thick plate.
- d) The decrease of the ultimate strength of the girder is remarkable in the case of coexistence of the lateral deformation of the flange and the unfairness of the web, and it is almost equal to the sum of the decreasing rate of each case.
- e) When the allowable limit of deformation described in the J.S.Q.S. is examined by the test results of this time, there is a considerable allowance in the strength in case where the web is thin. However, in the case of a thick plate, the effect of the initial deformation being considerable attention should be given.

3.4 The strength of columns with initial deflection

As for the strength of the column having initial deflection, the extensive tests and numerical analysis were carried out about the strut of a tanker; and the effect of the initial deflection of the strut upon the strength of column, and the comparison these values with the allowable limit of deflection of the J.S.Q.S. were studied. As a result, a conclusion was obtained as in the following.

- (1) Compressive strength of real ship type strut in weak axis
 - a) The test results of this time, and the calculation results by using the programme of elastic plastic finite deformation analysis, and the calculation by the Timoshenko Theory, all of which indicated fairly good agreement with one another. From those results, a difference of the compressive strength due to the shape of the initial deflection was not recognized.
 - b) Even if the initial deflection of 1/100 of the column length exists, the decrease of strength is only about 10%. From such results, the decrease of strength due to the initial deflection of the strut of a tanker as to real ships is estimated to be small.
 - c) In case the strut has such thickness as not liable to cause any elastic local buckling, or ribs are arranged so as not to cause any lateral deformation, it has become possible from the tests and analysis results of this time to evaluate the strength of real strut in ships, as well as to estimate the effect of the initial deflection.
- (2) Compressive bi-axial bending strength of the column with initial deflection
 - a) The eccentricity decreases the column strength somewhat more than the initial deflection does. However, there is not so much difference between the both.
 - b) The strength ratio to the full plastic axial force is decreased according to the increase of the initial deflection.
 - c) Both of the initial deflection and the compressive residual stress decrease the column strength. However, the effect upon the decrease of the column strength in case of superposing of the both, is smaller than the sum of the effect of the case of each alone.

(3) Allowable limit of initial deflection

As the basic data to determine the allowable limit of deflection of a strut, the dimension and sectional shape of struts made in the Japanese shipyards were investigated, and also the decrease of strut strength due to the initial deflection of 16 mm which is the allowable limit of the J.S.Q.S. was studied. As the result, in this study, for the allowable limit of the initial deflection of the strut of a tanker,

$$0.1 \gamma_y \quad (\gamma_y: \text{minimum radius of gyration})$$

was proposed. This value is a value limited the strength decrease of a strut due to the initial deflection, to less than 10%.

3.5 The allowable limit of deflection of the secondary member

From many test results of the secondary member, the standards of the allowable limit of deflection of the secondary member were determined as follows:

Tripping bracket $\delta/t = 3$

(δ : initial unfairness of bracket t : plate thickness of bracket)

Web stiffener $\delta/t = 2$

(δ : initial unfairness of stiffener t : plate thickness of web)

3.6 Relation between the bridge accidents and the initial unfairness

During a period of 1969 to 1971, accidents under erection occurred of the long and large box girder bridges with 200 – 300 m span in Britain, West Germany and Austria. In this study, the details and cause of these accidents were referred and examined. Further, a study was carried out about the report on investigation made by the Merrison Committee which was established as prompted by the event of the abovementioned accident in Britain, namely the Committee of Investigation into Design and Erection of Steel Box Girder Bridge, and the investigation was made as to how the consideration of the effect of the initial unfairness, tolerance, etc. was taken into the design of the bridge.

4. Studies on the effect of imperfections due to fabrication on the strength of hull member

4.1 Analysis of the deformation during welding and its preventive method

In this study, with the object of investigating into the relation between the restraint members and the transverse shrinkage in electro-gas welding, the systematic tests were conducted, and the transverse shrinkage and root gap, the restraint forces and change in root gap, the thermal deformation and angular deformation, etc. were measured during welding, and those test results were theoretically analyzed, and thus the following conclusion was obtained.

(1) Deformation preventive measures in electro-gas welding

a) The greatest problem relating to the weld deformation during welding is the deformation of the two plates to be welded tending to turn to the direction of opening each other at an early stage of the welding. This opening deformation can mostly be prevented by fitting a relatively small restraint members to the upper part.

b) When the deposited metal comes to have strength as the welding proceeds, the effect of the weld deformation prevention by restraint members becomes small. And, to increase the quantity or size of the restraint members is not desirable in general, since it becomes, on the contrary, a cause of occurrence of angular deformation of lateral direction.

c) The final transverse shrinkage of electro-gas welding, in spite of the input heat volume being large, is relatively small as compared with the normal welding, such as the manual welding.

(2) Preventive measure for lateral deformation of one-sided welding of thin plates

a) In the one-sided welding of relatively thin plates of about 12 mm thick, when a misalignment, namely the initial deformation exists, it will become a cause of angular distortion, resulting longitudinal bending

deformation. To prevent the deformation in the one-sided welding of such plate thickness, the restraint is necessary.

- b) For prevention of the longitudinal bending deformation of thin plates due to welding, it is necessary to fit the restraint members extending over the whole length of the weld line, and the partial restraint at the end part alone is not effective.
- c) For welding of the thin plates of about 12 mm thick, it is effective as a preventive measure for lateral deformation to proceed the next stage in the condition of the restraint members fitted as it is, or to weld a part of restraint members prior to the plate welding.

4.2 Effect of the initial angular distortion on the fatigue strength of butt joint

The effect of the angular distortion of butt joint of hull member on the fatigue strength was studied, and the allowable limit of the angular deformation of joint was studied, comparing with the allowable limit of the J.S.Q.S.

From the results of those studies; the following conclusion was obtained.

- a) In general, the fatigue strength of the joint is reduced according to the angular distortion of the joint. Further, the most significant factor affecting the fatigue strength of angular deformation of the joint is the stress concentration at the toe of the deposited metal of concave side of the specimen.
- b) In the J.S.Q.S., only the angular distortion is evaluated. However, the stress at the toe of concave side of specimen varies with the plate thickness, frame space, etc. so that the allowable limit of distortion should be determined by taking those factors into consideration.

4.3 Studies on the gap of the fillet welding

When there exists a large gap in fillet welding due to mis-fabrication, it is well known that there are such methods of increasing leg length of fillet weld, fitting backing strip with bevel preparation and liner inserting. And, studies were carried out about the appropriateness of those treatment methods mainly from a view point of the strength of the joint. For this purpose, by making the cruciform fillet welded joint as an object, a comparative study was made about the static strength and fatigue strength of a joint of which various gap treatments were already applied, and about the strength of the so-called basic joint with no gap. Further, from the view points of joint strength and fabrication, the gap treatment procedure was studied, and also the allowable limit of the gap of the J.S.Q.S. was examined. The principal conclusion thus obtained in this study is as follows:

(1) Strength of the joint in case of increased leg length type

The test specimens used in the test were 0 – 5 mm gap, and the penetration was increased with the gap, and the throat sectional area was sufficiently obtained, so that it indicated the strength of more than equal as compared with the static and fatigue strength of the test specimen of no gap.

(2) Strength of the joint in case of bevel preparation type

The gap of the test specimens used in the test were 5 – 12 mm. It was tacked with a backing strip, and the main plate was bevel preparation and welded, and after welding the backing strip was removed then the opposite side was welded. It was found that both the static and fatigue strength of those test specimens indicated higher strength than the case of no gap.

(3) Strength of the joint in case of liner inserted type

In case the liner breadth is less than three times greater than the plate thickness, the static and fatigue strength in a condition of the provided leg length was equal with the case of no gap.

(4) Relation between the gap and the penetration

As to the strength of the test specimen of increased leg length type, the penetration increases by same amount of gap as the gap increases up to 3 mm. However, in case the gap is more than 3 mm, the increase of the penetration is gradually reduced.

(5) Gap treatment

It may be appropriate to carry out the treatment by the following four methods according to the amount of gap:

- a) In case the gap is less than 3 mm, the welding by the rule (or designated) leg length is allowed.
- b) In case the gap is more than 3 mm, the leg length shall be increased according to the following formula:

$$(\text{Increased leg length}) = (\text{Gap}) - 3 \text{ mm}$$

- c) As one of the countermeasures in the case of the gap of more than 5 mm, a backing strip and bevel preparation are recommended. In the case the backing strip is remained as it is, the strength of the joint will not have an adverse effect. However, when the external appearance, and the corrosion occurring in the gap between the chill plate and the main plate are taken into consideration, it is better to remove the backing strip and carry out the back welding.
- d) As the other countermeasure in the case of the gap of more than 5 mm, there is a method of welding by inserting of a liner into the gap. In this case, a formula was given for calculation of the breadth of the liner with no need of an increase of the leg length.

(6) Relation with the J.S.Q.S.

By comparing with the results of this research, the gap treatment method shown by the J.S.Q.S. was confirmed to be very reasonable.

目 次

概 要	1
1. 緒 言	8
2. 船殻部材の歪量に関する研究	10
2.1 船殻部材歪量の調査	10
2.1.1 目 的	10
2.1.2 歪量計測実施方法	10
2.1.3 集計方法	10
2.1.4 考 察	10
2.1.5 結 論	13
2.2 ガス加熱歪取り加工法	24
2.2.1 はじめに	24
2.2.2 実験結果	24
2.2.3 パネルの残留応力分布が歪取り効率に及ぼす影響	26
2.2.4 各造船所の施工法と実験結果との比較	27
2.2.5 おわりに	27
2.3 外観による歪基準	37
2.3.1 外観による「やせ馬歪」の判定基準	37
2.3.2 解 説	37
2.3.3 参考資料（歪判定基準）	37
3. 船殻部材の歪量と構造強度との関連に関する研究	44
3.1 板材の工作歪と強度	44
3.1.1 はじめに	44
3.1.2 許容歪量の算出法	44
3.1.3 信頼性解析の手順	44
3.1.4 外力の統計的性質	45
3.1.5 強度の統計的性質	46
3.1.6 破壊の確率と許容基準	49
3.1.7 考 察	50
3.1.8 結 論	51
3.1.9 問題点および今後の課題	51
3.1.10 おわりに	52
3.2 溶接による初期歪整と平板の剛性・強度	58
3.2.1 はじめに	58
3.2.2 周辺単純支持の正方形板の剛性・強度について	58
3.2.3 周辺単純支持の矩形板の最終強度について	61
3.2.4 桁の強度・剛性について	62
3.3 桁材の工作歪と強度	66

3.3.1	工作歪と強度	66
3.3.2	研究の総まとめ（概要）	67
3.4	柱部材の工作歪と強度	69
3.4.1	はじめに	69
3.4.2	柱部材の初期不整と圧縮強度	69
3.4.3	実船ストラットの調査	72
3.4.4	初期撓み許容基準	73
3.4.5	おわりに	73
3.5	2次部材の歪許容量の工作基準	82
3.5.1	定義並びに許容歪量	82
3.5.2	許容歪量の決め方	82
3.6	橋梁事故と初期不整との関連について	83
3.6.1	はじめに	83
3.6.2	橋梁事故の概要	83
3.6.3	メリソン委員会報告書概要	88
3.6.4	おわりに	91
4.	船殻部材の歪量と材料強度に関する研究	93
4.1	建造中に発生する歪の解析と防止法	93
4.1.1	緒　　言	93
4.1.2	従来の研究の概要	93
4.1.3	エレクトロガス溶接の変形と対策	94
4.1.4	片面サブマージドアーク溶接の面外変形対策	96
4.1.5	結　　論	97
4.2	初期歪が突合せ溶接継手の疲れ強さに及ぼす影響	100
4.2.1	対象範囲	100
4.2.2	検討結果	101
4.3	すみ内溶接部のキャップ処理法	105
4.3.1	緒　　言	105
4.3.2	実　　験	105
4.3.3	継手強度に及ぼすギャップ処理の影響	106
4.3.4	溶込み量に及ぼすギャップ量の影響	110
4.3.5	ギャップ処理法の検討	110
4.3.6	J. S. Q. S と本研究結果との関連	111
4.3.7	結　　論	111
5.	結　　言	114

船殻部材歪量の船体強度に及ぼす影響に関する研究

概要

1. はじめに

日本造船研究協会第127研究部会では、昭和46年度より4年間にわたり、船殻部材歪量が船体強度に及ぼす影響を調査する目的で、最近建造された実船についてその歪量を調査し、その実態を分析し、また、部材歪量の発生原因と工作法との関連や船殻部材の歪量と部材の強度との関係等について広汎な実験を行い、これに理論的検討を加へ、現在工作精度の基準となっている日本鋼船工作法精度標準、すなわち、J.S.Q.S (Japan shipbuilding quality standards)との比較検討を行った。

ここでは、各研究の概要を述べる。なお、研究の詳細については、本報告書の該当各章に詳しく述べられているので、そちらを参照されたい。

2. 船殻部材歪量に関する研究

2.1 船殻部材歪量の調査

船殻構造を構成する主構造部材の歪量の最近の実績を定量的に把握するため、最近建造された船舶あるいは建造中の船舶の主要部材の歪量の計測を行った。実施期間は昭和46年から昭和49年まで4年間、計測実施造船所は28個所に及び、そのデータ数は3万個以上の膨大なものである。これらのデータを電子計算機により集計し、統計的検討を加へ、歪量分布の実態を調査した。

この結果、大略次のような結論が得られた。

(1) 歪量の分布について

まず、全般的な傾向として今回調査した歪量とJ.S.Q.Sによる許容値と比較すると、今回の調査の方が大きい値を示している。これは、近年船舶が大型化したためと思われる。次に、薄板で構成された部材では溶接後歪取りの作業を行って手直しをするが、このような部材と手直しを行わない部材とでは、歪量の分布の傾向に差があることが認められた。

(2) 部材寸法の影響について

a) パネル部材；外板や上甲板のように厚板を使用する部材では、板厚が増加するに従って、“やせ馬”はや々減少する傾向がある。しかし、10mm前後の板を使用する上部構造では、板厚のやせ馬に及ぼす影響は顕著である。

b) 骨部材；骨部材ウエブの倒れ変形については、ウエブの深さの影響は顕著ではなく、むしろ、ウエブ板厚の影響が大きい。また、面材の折れ変形は、パネル部材の隅肉溶接の折れ変形の2～3倍の値を示しているが、これは面材の両端が拘束されていないためであると思われる。

(3) やせ馬のモードについて

今回計測したパネルはアスペクト比2.0と5.3のものであるが、この結果からアスペクト比とやせ馬との間に次のような関係があることが明らかになった。

a) アスペクト比が大きい場合、その変形の形は高次の項の影響が大きい。また、偶数次項の影響もあり、前後非対称になりやすい。

b) しかし、奇数次項のみの場合でも7次までの係数を用いれば、アスペクト比の大きい場合でも比較的によい近似が得られる。

2.2 ガス加熱歪取り加工法

溶接構造物では、溶接作業により発生した歪を除去する方法として、ガス加熱歪取り加工法が広く採用されているが、この方法は今までの個人的経験を主としたものであって、各造船所ごとに異なったやり方を採用している。そこで、本研究では、ガス加熱歪取り施工法の確立を目的として、下記のような広汎な実験を行い、理論的検討を加えた。

(1) 基礎実験

板厚 4.5, 6.0, 9.0 mm の鋼板を対象に各種溶接パネルを作成し、種々の歪取り加工法に関する基礎的実験を行い、歪取り作業に必要な加熱温度、加熱位置及び冷却方法について検討を行った。その結果、大略次のような結論を得た。

- a) スチフナから40mm以上離れた領域を加熱すると、どのような加熱冷却方法を採用しても加熱線に沿って板の折れが発生する。そのため、このような板の折れの発生を防止するには、スチフナの近傍を加熱せねばならない。
- b) 今回実験した凹変形を有するパネルの歪取り方法として、もっとも有効な加熱方法は逆水冷法である。これは、スチフナの近傍に角変形を発させようとするものであり、このような見地から低温加熱、すなわち、600°C空冷法も有効である。次に有効な方法は、スチフナ上を加熱する方法で、これは、むしろ面内収縮を利用したもので、900°C等の高温加熱である。

(2) 実船における歪取り実験

実船の上部構造のデッキやウォールを対象に歪取り実験を行い、加熱冷却条件、加熱位置及び加熱手順等について検討を行った。これらの実験は、1パネルのもの以外に連続パネルについても行った。その結果、実船の歪取りについて次のような基本的指針を得た。

- a) 凹パネルの歪取りでは、スチフナ部に角変形をおこさせることができることがもっとも有効である。また、凸パネルでは、松葉焼きによる歪取りが有効である。
- b) 凹凸パネルが組合わされた連続パネルに対しては、凸パネルから歪取りを行った方がよい。このような連続パネルの歪取りの順序は隣接パネルの影響を考慮して、中央のパネルから歪取りを行うことが有効である。

(3) 残留応力分布が歪取りに及ぼす影響

まず、溶接パネルに残留応力が存在する場合と応力除却されている場合との歪取り効果に及ぼす影響について調査した。その結果、残留応力の有無により歪取りの効率が大きく異なることがわかった。また、松葉焼きと残留応力との関係について調査した結果、凸パネルでの歪取りで松葉焼きを行う場合、主応力方向を避けスチフナに対して45°の方向に加熱することが有効であることがわかった。

2.3 外観による歪基準

本研究では、外観による歪の許容基準、すなわち、外観上見苦しくないという観点から歪の許容基準を作成するための研究を行った。実験は、初期歪を有するパネルに、明度、光源角度、光沢度等を種々変え、また、種々の職種の判定員により行われた。

これらの実験結果から外観による歪基準を作成した。また、錯覚による観測歪量の補正の方法についても検討した。

3. 船殻部材の歪量と構造強度との関連に関する研究

3.1 板材の工作歪と強度

本研究は、工作歪の許容限界を強度的観点から設定するため、タンカーの板材に着目し、縦強度部材は甲板、横強度部材はトランスリングのウェブを対象として、それに工作歪および残留応力がある場合の強度の統計的性質な

らびに当該部材に作用する外力の統計的性質を調査し、これらに極値統計論を導入し信頼性理論を適用して破壊確率を算出した。また、計算された破壊確率を基準として工作歪の許容限界を求め、現行のJ.S.Q.Sの許容基準と比較検討した。その結果、大略次のような結論を得た。

- a) タンカーの大型化に伴ない、甲板に高張力鋼が使用されるようになったため、初期撓み及び残留応力の影響を大きく受けるようになった。今回得られたタンカー甲板部の損傷確率を基準とした工作歪の許容基準では、 $s/t = 40$ (s : ロンジの間隔、 t : 板厚) 附近では現在のJ.S.Q.Sの歪許容値は妥当な値である。しかし、 $\delta_0/t \theta_0$ (歪許容値) の規制値は、 s/t の増加と共にさびしくする必要があり、特に残留応力がある場合はその影響が大きく注意を要する。
- b) トランジングのウェブでの歪規制値は、作用荷重が圧縮だけの場合はかなりきびしくすべきであるが、横強度部材ではほとんどの部材が組合せ荷重であるので、これらの点を考慮すればJ.S.Q.Sの歪許容値は妥当なものと考えられる。
- c) 今回、破壊確率を基準として歪許容値を定めたが、信頼性解析に伴なう種々の問題点があり、将来の研究課題として、これらの問題点を摘出した。

3.2 溶接による初期不整と平板の剛性強度

本研究においては、主として初期不整が構造要素の剛性や強度に及ぼす影響を調査するため、下記に示す広汎な実験を行い、さらに有限要素法による弾塑性大たわみ解析を行い、実験結果と比較検討した。

(1) 周辺単純支持の正方形板の剛性強度について

周辺単純支持の正方形板について、面内圧縮、純剪断及び純曲げの3種類の実験及び理論解析を行った。その結果、次のような結論が得られた。

(a) 面内圧縮試験

- a) 実験結果と有限要素法による弾塑性解析結果とは極めて良好な一致を得た。
- b) 初期たわみ波形の剛性及び強度に及ぼす影響は、初期撓み量が小さい場合は無視できるが、大きくなるとその影響をうける。
- c) 初期たわみや残留応力により面内剛性は低下する。また、初期たわみ量が大きいほど最終強度は低下する。その低下は厚板ほど著しい。
- d) 残留応力の影響と初期たわみの影響は、一般には重ね合わせはできないが、初期たわみに溶接残留応力が加わると最終強度はさらに低下する場合が多い。

(b) 純剪断試験

初期たわみの影響で面内剛性は低下するが、最終強度は初期たわみの影響をほとんど受けない。

(c) 純曲げ試験

初期たわみの影響で面内剛性は低下し、最終強度も低下するが、圧縮の場合に比べるとその低下は少ない。また、低下の度合は厚板ほど著しい。

(2) 周辺単純支持の矩形板の最終強度について

アスペクト比2.0の板が圧縮荷重をうけた場合について理論解析を行い、次のような結論を得た。

初期たわみ量が小さい場合の最終強度は、正方形板の場合とほとんど同じであるが、初期たわみが大きくなると最終強度の低下は正方形板の場合より著しい。

(3) 桁の強度剛性について

初期たわみ及び溶接残留応力が桁の剛性強度に及ぼす影響を調査する目的で、桁が曲げ、剪断及び曲げ剪断荷重を受けた場合の実験を行い、有限要素法を用いた桁の最終強度解析を行い、実験結果と比較検討した結果、大略次のような結論を得た。

(a) 曲げ試験

最終強度に関しては、実験値と理論計算値とはほぼ良好な一致を示し、ウェブの初期たわみによる桁の最終強度はわづかながら低下するが、残留応力の桁の最終強度に及ぼす影響は、実験で見る限りほとんど見られない。また、桁としての最終強度は、ウェブとフランジのそれぞれの最終強度の和にはほぼ等しいようである。

(b) 剪断試験

最終強度に関しては、実験値と理解計算値とはほぼ良好な一致を示し、ウェブの初期たわみによる桁の最終強度は、実験誤差の範囲内で極めて少ない。残留応力の桁の最終強度に及ぼす影響は、実験で見る限りほどなく、逆に残留応力のため、最終強度が高くなった例もあった。桁の最終強度は、ウェブとフランジの和ではなくフランジの強度がかなり影響するようである。

(c) 曲げ剪断試験

最終強度に関しては、実験値と理論計算値とはほぼ良好な一致を示し、初期たわみや残留応力の最終強度に及ぼす影響はあまり見られなかった。

3.3 桁材の工作歪と強度

桁材の工作歪がその強度に及ぼす影響を調査するため、タンカーの船底横桁の縮尺模型について、実船相似型及びウェブやフランジの大きさを変えた模型の実験を行い、桁の最終強度に及ぼす工作歪の影響について検討し、大略次のような結論を得た。

- a) フランジの横曲り初期変形が大きい場合は、フランジの軸圧縮強度が著しく低下するが、一方、フランジの初期変形の小さい桁では、フランジは全断面降伏荷重に近い圧縮強度をもつ。
- b) ウエブが薄板の場合は、フランジの横曲り初期変形による桁の最終強度の低下は大きくないが、ウェブが厚板の場合は、桁の最終強度は大幅に低下する。
- c) ウエブの“やせ馬”変形についても b) の場合と同様、薄板では影響が少なく、厚板では影響が大きい。
- d) フランジの横曲り変形とウェブのやせ馬変形が共存する場合の桁の最終強度の低下は大きく、それぞれの場合の低下率の和にはほぼ等しい。
- e) 今回の実験結果から J.S.Q.S の許容値を検討すると、ウェブが薄い場合は強度上かなり余裕があるが、厚板の場合は初期変形の影響が大きいので注意を要する。

3.4 柱部材の工作歪と強度

初期たわみを有する柱部材の強度に関して、タンカーのストラットについての広汎な実験及び数値解析を行い、ストラットの初期たわみが強度に及ぼす影響や J.S.Q.S の許容値との関係について検討し、次のような結論を得た。

(1) 実船型ストラットの弱軸曲げ圧縮強度

- a) 今回行った実験結果と弾塑性有限変形解析プログラムによる計算結果及びティモシエンコ理論による計算値はかなり良好な一致を示した。これらの結果から、初期たわみ形状の相違による圧縮強度の差は認められなかった。
- b) 柱の長さの $1/100$ の初期たわみがあっても 10% 程度しか強度は低下しない。このような結果から、実船のタンカーのストラットの初期たわみによる強度低下は少ないと予想される。
- c) ストラットが弾性局部座屈しないような板厚あるいは断面変形がおこらないようにリブが配置された場合、今回の実験及び解析結果より実船のストラットの強度計算や初期たわみの影響の評価も可能となった。

(2) 初期不整柱の圧縮二軸曲げ強度

- a) 傾心は初期たわみよりも柱強度を多少低下させるが、それらの間にはそれほど大きな差はない。
- b) 全塑性軸力との強度比は初期不整量が大きくなるに従って減少する。
- c) 初期たわみと圧縮残留応力とは、ともに柱の強度を低下させる。しかし、両者が重複した場合の柱の強度低

下に及ぼす影響は、それぞれ単独の場合の効果の和より小さい。

(3) 初期たわみ許容基準

ストラットの許容たわみを決定するための基礎資料として、国内各造船所のストラットの形状を調査し、また、J.S.Q.Sの許容限界初期たわみ量16mm等より、その強度低下等について検討した結果、ここではタンカーのストラットの初期たわみの許容基準として、

$$0.1 r_y \quad (r_y : \text{断面最小2次半径})$$

を提案した。この値は、初期たわみによるストラットの強度低下を10%以下に抑えた値である。

3.5 二次部材の歪許容量の工作基準

二次部材に関する多くの実験結果から、二次部材の歪許容量の工作基準を下記のように定めた。

倒れ止め肘板 $\delta/t = 3$

(δ : 肘板の初期不整, t : 肘板の板厚)

ウェブスチフナ $\delta/t = 2$

(δ : スチフナの初期不整, t : ウエブの板厚)

3.6 橋梁事故と初期不整との関連について

1969年から1971年にかけて、イギリス、西独、オーストリアで、スパン200~300mの長大箱型桁橋の架設中の事故が発生した。ここでは、事故の詳細及び原因等について検討した。また、前記イギリスの橋梁事故を契機として設立されたMerrison委員会、すなわち、Committee of investigation into design and erection of steel box girder bridgeの調査報告書を検討し、橋梁において初期不整や公差等の影響を設計にどのように考慮しているかについて調査した。

4. 船殻部材の歪量と材料強度に関する研究

4.1 建造中に発生する歪の解析と防止法

本研究では、エレクトロガス溶接における拘束材と横収縮との関係を調査する目的で系統的な実験を行い、溶接中の横収縮量や開先間隔、拘束材と開先変化、回転変形及び角変形等について測定し、これらの実験結果を理論解析し、下記のような結論を得た。また、板厚12mm程度の片面溶接における面外変形に対する取付誤差の影響や拘束の影響等についても検討を行った。

(1) エレクトロガス溶接の変形対策

- 溶接変形に関するもっとも大きな問題点は、溶接開始の初期において溶接される2枚の板が互に開く方向に剛体的に回転しようとする変形である。この回転変形は上部に比較的小さな拘束材を取付けることによりほとんど防止できる。
- さらに溶接が進行して溶接された部分が強度をもつようになると、拘束材の溶接変形防止の効果は少なくなる。また、拘束材の数量や寸法を大きくすることは、逆に面外方向の角変形を発生させる原因となり一般的によくない。
- エレクトロガス溶接の最終横収縮量は、入熱量が大きいにもかかわらず、手溶接等の通常の溶接と比べると比較的少ない。

(2) 薄板の片面溶接の面外変形対策

- 板厚12mm程度の比較的薄い板の片面溶接では、取付誤差、すなわち、初期変形があると角変形及びそれに伴う縦曲り変形の原因となる。この種の板厚の片面溶接で変形を防止するためには拘束が必要である。
- 薄板の縦曲り変形を防止するには、溶接線全長にわたって拘束材を取付けることが必要であって溶接後の端部だけの部分的拘束では効果がない。

(c) 板厚12mm程度の薄い板では、拘束材を取り付けたままの状態で次の工程に進むか、あるいは、板縫接に先立って一部の防撓材を溶接しておくことが、面外変形防止対策上有効である。

4.2 初期歪が突合せ継手の疲れ強さに及ぼす影響

船殻部材の突合せ継手の角変形が疲れ強さに及ぼす影響を求め、J.S.Q.Sの許容値との関連を検討し、継手の角変形の許容量についても検討した。これらの検討結果から次のような結論が得られた。

- a) 一般に継手の疲れ強さは継手の角変形量により低下する。また、継手の角変形の疲れ強さに及ぼす最大の要因は角変形凹入部の応力集中である。
- b) 継手の裏当て金付きの継手では、裏当て金の大きさや溶接脚長を必要以上に大きくしても疲れ強さの向上は望めない。
- c) J.S.Q.Sでは角変形量のみを規定しているが、その他の強度低下の要因として板厚やフレームスペース等により凹入部応力は異なるので、これらを考慮して許容値を定めるべきである。

4.3 すみ肉溶接部のギャップ処理法

すみ肉溶接部のギャップ処理法として、増し脚長、面取り溶接、ライナー挿入法等があるが、これらの処理法の妥当性を、主として継手強度の見地から検討した。この目的のため、十字すみ肉溶接継手を対象として各種のギャップ処理を行った継手の静的強度と疲労強度とギャップのない、いわゆる基本継手の強度と比較検討した。また、継手強度と施工上の見地からギャップ処理対策について検討し、J.S.Q.Sのギャップに対する許容基準についても検討した。本研究で得られた主な結論は次の通りである。

(1) 増し脚長型の場合の継手強度

実験に使用した試験片は、ギャップ量が0～5mmであり、ギャップ量とともに溶込み量が増加しており、十分などの断面積が得られていたので、ギャップのない試験片の静的および疲労強度と比べて同等以上の強度を示した。

(2) 面取り型の場合の継手強度

使用した試験片のギャップ量は5～12mmでチルプレートを仮付けし、主板を面取り溶接したままのものであるが、これらの試験片の静的及び疲労強度は、ともにギャップのない場合より高くなっていた。

(3) ライナー挿入型の場合の継手強度

ライナー幅がその板厚の3倍以下の場合には、規定脚長のまま静的および疲労強度はギャップのない場合と同等であった。

(4) ギャップと溶込み量との関係

増し脚長型の試験片の強度では、溶込み量は増し脚長とほぼ等価な効果を示すので、種々の溶接姿勢と溶接条件に対して実験的に調査した。全試験片について平均値をとるとギャップ量が3mmまではギャップ量と同じ溶込み量が得られるが、ギャップ量が3mmを超えると溶込み量の増分は次第に減少する。

(5) ギャップ処理法

ギャップ量に応じて以下に示す4つの方法で処理するのが妥当であろう。

- a) ギャップ量が3mm以下では規定脚長で溶接してよい。
- b) ギャップ量が3mmを超える場合は次式に従って脚長を増加させる。

$$(増し脚長量) = (ギャップ量) - 3\text{mm}$$

- c) ギャップ量が5mmを超える場合の1つの対策としてチルプレートをそのまま残しても継手の強度に悪い影響を及ぼさないが、外観上およびチルプレートと主板の間隙に生ずる腐食を考えるとチルプレートを取除き裏溶接を行う方がよい。

(d) ギャップ量が 5 mm を超える場合の他の対策としてギャップにライナーを挿入して溶接する方法がある。この場合、脚長を増さないでよいライナーの幅を算出する式を与えた。

(6) J.S.Q.S との関連

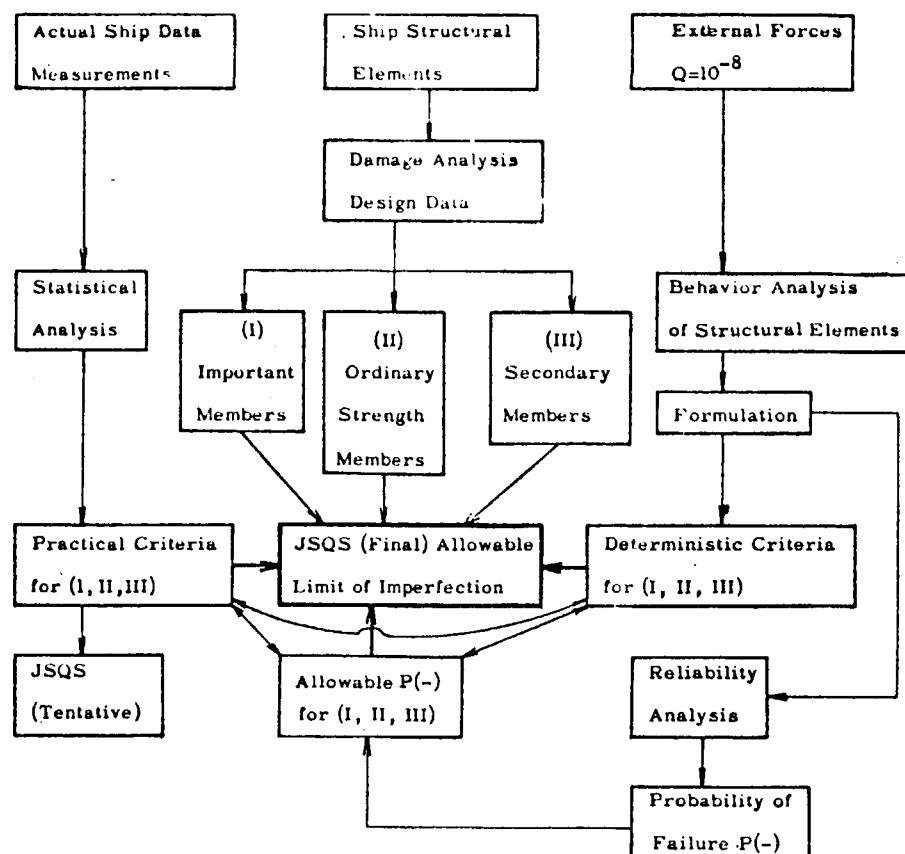
本研究結果と比較して、J.S.Q.S によって示されているギャップ処理法は至って合理的であることが確認された。

1. 緒 言

船体構造の強度を論ずる際に、その最終強度が重要であることは今更言うまでもないであろう。構造物の強度上の安全性を論することは、即ち、その構造物の最高荷重又は耐荷能力を論することである。

この耐荷力に影響を及ぼす因子として、初期不整がある。本報告において触れられているように1969～71年にかけて架設中の大箱桁橋が崩落する事故が相つき、その原因の一つが初期不整の考慮不足であることが指摘されて、世界各所でのことについての研究が行われ始めた。本研究部会は、つとにことの重要性を認識し、現存する J.S.Q.S. (日本鋼船工作法精度標準) の中の歪量の規定の理論的裏づけをする意味を含めて、不整量が船殻部材強度に及ぼす影響に関する研究を行ったのである。

構造要素の強度に及ぼす初期不整、特に初期撓みの許容量を決定し、設計の段階からこの許容量程度の不整量を考慮した強度設計を行い、一方、工作面ではこの許容量以下に品質管理をすることにより、従来Ignorance factor の中で漠然と安全率の名のもとに考えられていた初期不整を正しく評価することは、重要な問題であると同時にこのことにより安全率を論理的に少なくすることが可能となり、結局は経済性にも結びつくことになる。許容量を決定するための方法論を下図に示す。



Scheme for allowable limit of imperfection of ship structural elements

本研究は昭和46年度から昭和49年度まで4年間の計画で実施され、初期の目的を達して、昭和50年3月報告書を提出した。しかし、これらの結果を実際の船舶の設計・工作中直接役立たせ利用出来る形に、すなわち、できるだけDesign

oriented な形を指向してまとめたものが本報告書である。この意味において少しでも本報告に盛られた内容が、船舶の質の向上に資することができれば誠に幸いである。

なお、行われた調査及び理論解析・実験などは厖大なものであり、個々の章または節などの詳細については、SR127 部会各年度の報告書を参考にされたい。本報告書には主として得られた結果及びこれから導かれた精度標準・施工標準及びRecommendation などについて記述したものである。

本報告書は、日本船舶振興会の昭和46年度から昭和49年度にわたる補助事業「船舶の構造・性能に関する基礎的研究」の一部として、日本造船研究協会第127 研究部会において行われた研究成果を取りまとめたものである。

2. 船殻部材の歪量に関する研究

2.1 船殻部材歪量の調査

(担当 石川島播磨重工業)

2.1.1 目的

船殻構造を構成する船殻部材に発生する歪量の実績を定量的に把握し、発生した歪量とその部材の構造強度ならびに材料強度との関連を調査するための資料を作成する。

その目的に沿って、最近建造された、あるいは建造中の船舶の部材の歪量を全国の造船所において計測し、そのデータを電子計算機を利用して統計的に集計し、歪量の分析を行った。

2.1.2 歪量計測実施方法

- (1) 計測実施造船所 28造船所
- (2) 計測実施期間 昭和46年8月～11月
昭和47年10月～12月
昭和48年11月 (ストラット歪量計測追加)
昭和49年11月～12月 (ヤセ馬のモード計測)
- (3) データ数 3,000個

データはあらかじめ造船所に上記計測実施期間内に計測しうる船舶数および部材等の調査をアンケート形式にて行い、部材ごとに各造船所に割当て計測を実施した。

2.1.3 集計方法

- (1) 歪量の分布
計測時期別に分布状態をヒストグラムで表わし相互比較を行う。合計の分布状態も参考に加える。
- (2) 部材寸法と歪量の相関関係を見い出すため、次の方法で行った。
 - i) 部材寸法及び寸法比の分布の最大最小間を三等分し、これ等三区分ごとに歪量の平均値、標準偏差を算出し、横軸に各区分の部材寸法及び寸法比の中位値をとり、縦軸に各々の平均値、標準偏差をプロットした図を作成した。
 - ii) 上記の図について
 - イ 縦軸の上部は歪量の平均値を下部は標準偏差を示す。
 - ロ 開肉溶接による折れ、突き合せ継手の折れ及び Face plate の折れの歪量の単位はラジアンである。
その他の歪量の単位はミリメートルである。
- (3) ヤセ馬のモードについて
 - i) 矩形板の短辺の中点間を結んだ線上におけるモードを $y = \sum a_n \sin nx$ で近似し、各係数 a_n/a_1 の値を得る。
 - ii) 次に奇数次項のみでのモードを書き、上記のモードとの比較を行う。

2.1.4 考察

- (1) 歪量の分布について (Fig. 2.1.1～Fig. 2.1.2)

計測実施時期による相違について、特に顕著にあらわれている外板、上甲板と上部構造についてとりあげる。

a) 外板、上甲板については、船殻工事が進むにつれて周囲からの拘束の影響が大きく、また完成検査による手直

し等が少いため、歪量が大きくなる傾向にある。

- b) 一方、上部構造は板厚もうすぐ周囲の影響も大きいが完成検査前の手直しが多く、歪量は少くなる傾向にある。
- c) J.S.Q.S 71年版のデータと比較すると本報告のデータの方が平均値、標準偏差ともに大きい値を示している。

(2) 各部材寸法による影響について

(i) パネル部材

(a) ヤセ馬

イ 板厚(t) - 歪量(δ) (Fig. 2.1.3 ~ Fig. 2.1.4)

厚板を使用している部材、すなわち外板、上甲板については、板厚が大きくなるにつれて歪量は平均も標準偏差もやや減少している。

一方、10mm台の板を使用している上部構造については、板厚による歪量への影響は著しく大である。

Girder web, Trans. web については、小組時に歪取りが十分施されているためか、板厚の影響は外板等のものに近い。

ロ スペース(s) - 歪量(δ) (Fig. 2.1.5 ~ Fig. 2.1.6)

スペースの影響は、二重底頂板や上部構造甲板非裸部等の一部を除いてあまり顕著でない。これは、ほとんどの部材がスペースの増大につれ板厚が大になるためであろう。

ハ $s/t - \delta/t$ (Fig. 2.1.7 ~ Fig. 2.1.8)

このように無次元化すると s/t の増大につれて δ/t も大きくなっている部材が多い。一部の部材、上部構造室壁等では、その変化が顕著ではない。

(b) 隅肉溶接による折れ

イ 板厚 - 歪量 (Fig. 2.1.9 ~ Fig. 2.1.10)

厚板を使用している部材、外板や上甲板については、板厚の増大につれ歪量はやや少なくなっているが、一方、薄板の上部構造では 7mm 付近の歪取り、いわゆる背焼きを施すためか、やせ馬の場合と異り、むしろ板厚の小さい方が小さくなっている。

ロ 板の継ぎ折れ (Fig. 2.1.11 ~ Fig. 2.1.12)

イ 板厚 - 歪量

厚板を使用している部材についてはやや板厚による影響は少くなっているが、隅肉溶接による折れと非常に似た傾向である。上部構造その他の部材については、隅肉溶接による影響と同程度の傾向であり値も似ている。

(ii) 骨部材

(a) Web の倒れ

イ Web の深さ - 歪量 (Fig. 2.1.13)

Trans 等の大骨にしても Long^L 等の小骨にしてもあまり Web の深さによる影響は少ない。図によると Deck trans. や Bottom trans. はやや表われているように見えるが、Long^L の横軸の縮尺にあわせるとあまり Web の深さの影響があるとは思われない。

ロ Web 板厚 - 歪量 / Web 板厚 (Fig. 2.1.14)

部材寸法の分布が悪い部材は除外すると、大管類の T 型は Web 板厚の増大とともに歪量 / (Web の板厚) はやや減少している。

小骨類は、T 型についてはあまり影響は少いが、L2 型のものは、ここでは Sidelong^L のみ示されているが減少が顕著である。

(b) Face Plate の折れ

イ) 板厚 — 折れ (Radian) (Fig. 2. 1.15)

板厚の増大につれ折れは減少しているが、その影響は大きくない。値そのものはパネル部材の隅肉溶接による折れの2倍～3倍の値を示している。これは拘束の程度の差であると思われる。

ロ) 幅 — 折れ (Fig. 2. 1.16)

幅の影響のはほとんどない部材もあるが、一部幅の増大につれ折れが減少している部材がある。多少幅による拘束が有効であると思われる。

(iii) 柱 部 材 Strut (連続 Face 型) (Fig. 2. 1.17)

(a) スパン — 前後撓み

スパンの増大につれやや歪量は増大している。標準偏差はほとんど変化がない。

(b) スパン — 上下撓み

前後撓みの場合と異り歪量は減少している特に標準偏差の減少が著しい。これはスパンの増大とともに断面2次モーメントが比較的大きいためと、断面形状が上下バランスされているためであろう。

(c) 真直度 — 全幅 — 真直度

タンク全幅の増大とともに平均値も標準偏差も増大している。

特に、12m付近のものまでは変化がないが、それ以上になると変化が著しい。丁度3点でカーブを作成したため、このように記したが12mから16mの間に表われやすい点があるのであろう。

(iv) 2次部材 (Fig. 2. 1.18)

(a) 板厚 — 歪量

板厚の影響は少い。もっとも板厚の分布の幅もせまいため差が出ないのであろうが、内業から船台までの間に十分歪取りが施されているためであろう。

(b) Free edge の長さ — 歪量

Free edge の長さの影響も顕著でないが、一部 Tripping bracket フランジなしと、端部 Bracket フランジ付に変化が表われているが、データ数も少く信頼性に欠ける。

(c) (Free edge の厚さ) / 板厚 — 歪量 / 板厚

板厚の分布の幅がせまためか Free edge の長さの影響と同傾向を示している。

(3) ヤセ馬のモードについて

(i) 中心線上のモードの a_n/a_1 値について (Fig. 2. 1.19)

イ) 全般に奇数項の係数が大きい、従って前後対称のモードに近いといえる。

ロ) 2万トンバルクキャリアーの船底外板のパネルA, B, C の場合、6次以上の項の係数が1次項の係数に対して0.03以下となっている。

一方、23万トンタンカーの上甲板のパネルD, E, F の場合は、8次以上項の係数が1次項の係数に対して0.09以下となっている、すなわち、高次の項の係数の影響がある。

これは Aspect ratio の差からくるものと思われる。

Aspect ratio が大きくなると平たい部分が長くなるためと思われる。

(ii) 中心線上のモードの奇数次項のみの7次までのモードとの比較 (Fig. 2. 1.20)

イ) Aspect ratio の大きい場合、平たい部分が長くなり、かつ中央部が落ち込み2つ山の傾向さえ感じられる。

一方、Aspect ratio が小さい場合は高次の影響が小さく、中央部の落ち込みは見られない。

ロ) 奇数次項のみ7次までのモードと比較した場合、差は Aspect ratio の大きいほど大きく25%近くある。

一方、Aspect ratio の小さい場合は 15 %以下となっている。

2.1.5 結論

これまでの計測結果から明らかになったことは下記の通りである。

(1) 歪量の分布について

- I) 検査に手直し行う部材、すなわち薄板で構成され歪量の絶対値の大きい部材等と比較的手直しを行わない、部材との間には、ステージ別の歪量の傾向に差があることが認められる。
- II) J S Q S (71年版) と比較すると全般に本報告のデータの方が歪量は大きい。これは近年船舶の大型化がすんでいるためと思われる。

(2) 部材寸法の影響について

(i) パネル部材

(a) ヤセ馬に対して

- I) 板厚の影響は上部構造のパネルについては顕著であるが、他の部材については板厚の増大につれ歪量は減少の傾向はあるが顕著でない。
- II) スペースの影響は、スペースの増大につれ歪量は増大の傾向であるが顕著でない。

- (b) 隅肉溶接による折れと板の継ぎ折れについては、同じ傾向を示している。すなわち、板厚の増大は角変形の防止に関連があるといえる。

(ii) 骨部材

- (a) Web の倒れについては、Web の深さの影響は見られない。Web の板厚の影響の方が著しい。

(b) Face plate の折れ

- パネル部材の隅肉の溶接による折れのデータと比較すると 2～3 倍の値を示している。これは Face plate の両端がフリーであり拘束が弱いといえる。

(3) ヤセ馬のモードについて

今回の計測では、Aspect ratio 2.0 と 5.3 のものについて計測を行ったが、Aspect ratio の影響について明らかなことは次の通りである。

- a) Aspect ratio が大きい場合、高次の項の影響がでてくる。
- b) また、偶数次項の影響もあり前後非対称になりがちである。
- c) 奇数次項のみの場合でも 7 次までの係数を用いれば Aspect ratio が大きい場合でも比較的よい近似をうる。

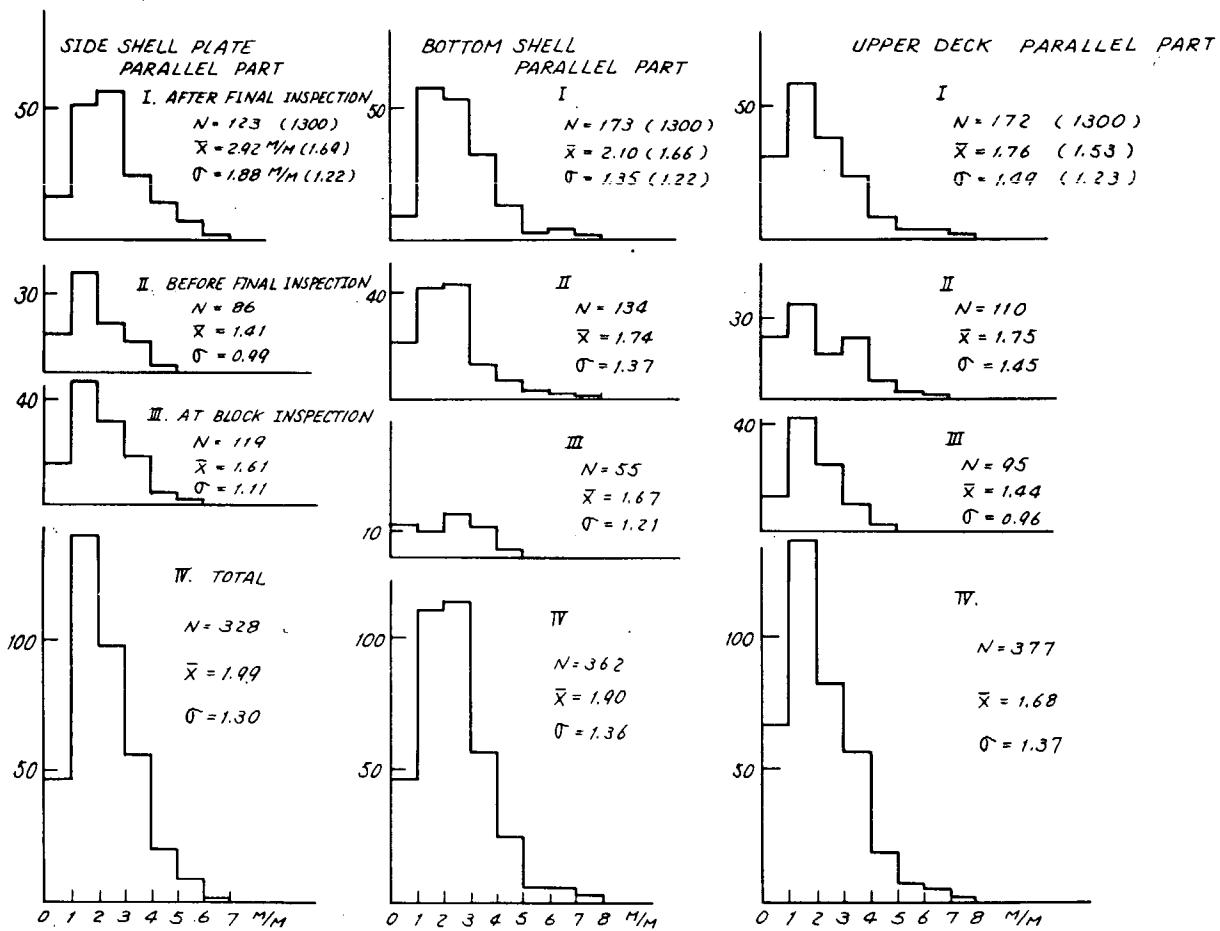


Fig. 2.1.1 Distribution of unfairness (Number in () referred to data of J.S.Q.S. 1971)

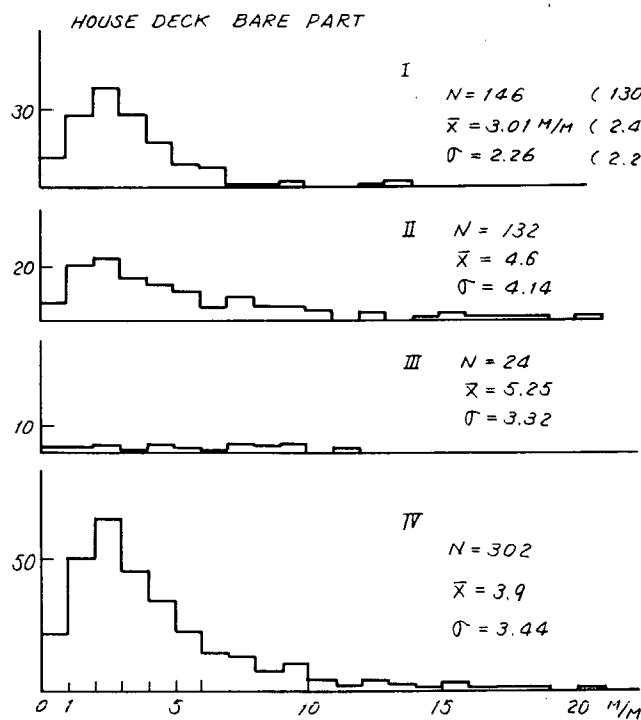
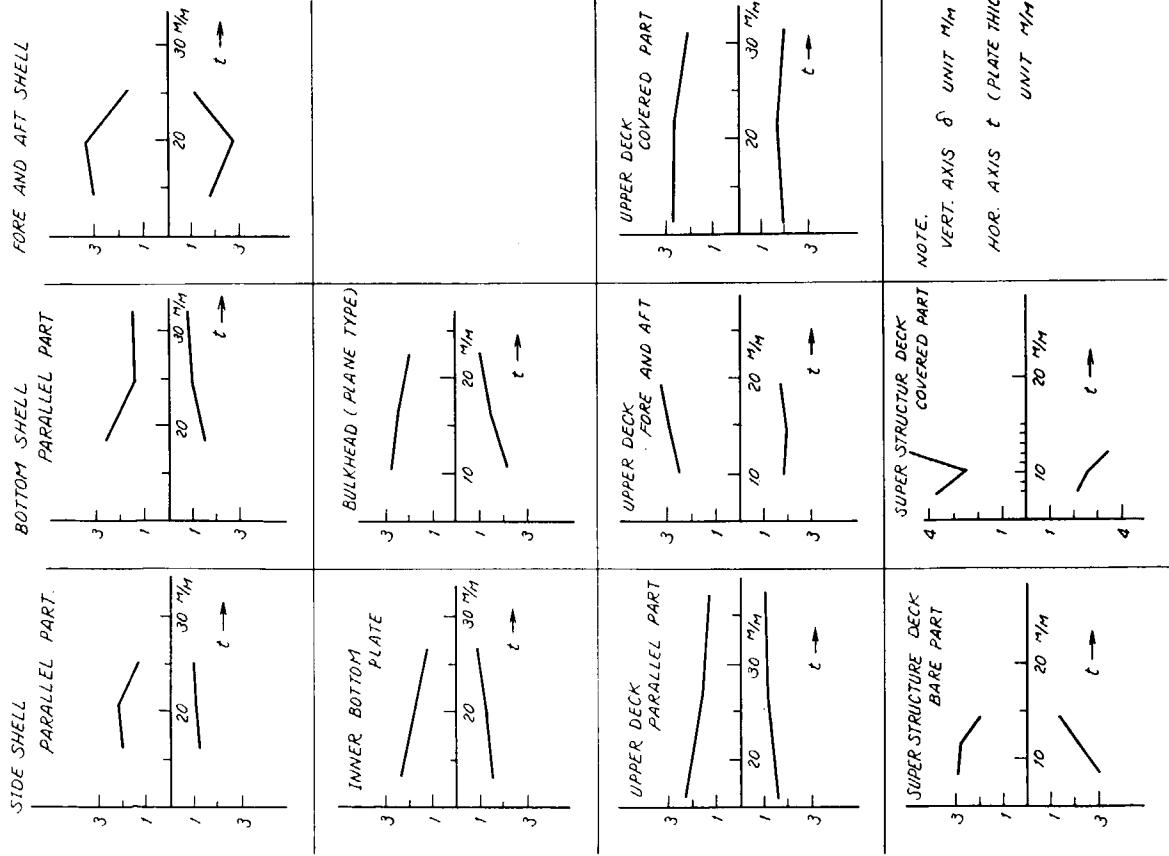


Fig. 2.1.2 Distribution of unfairness (Number in () referred to data of J.S.Q.S. 1971)

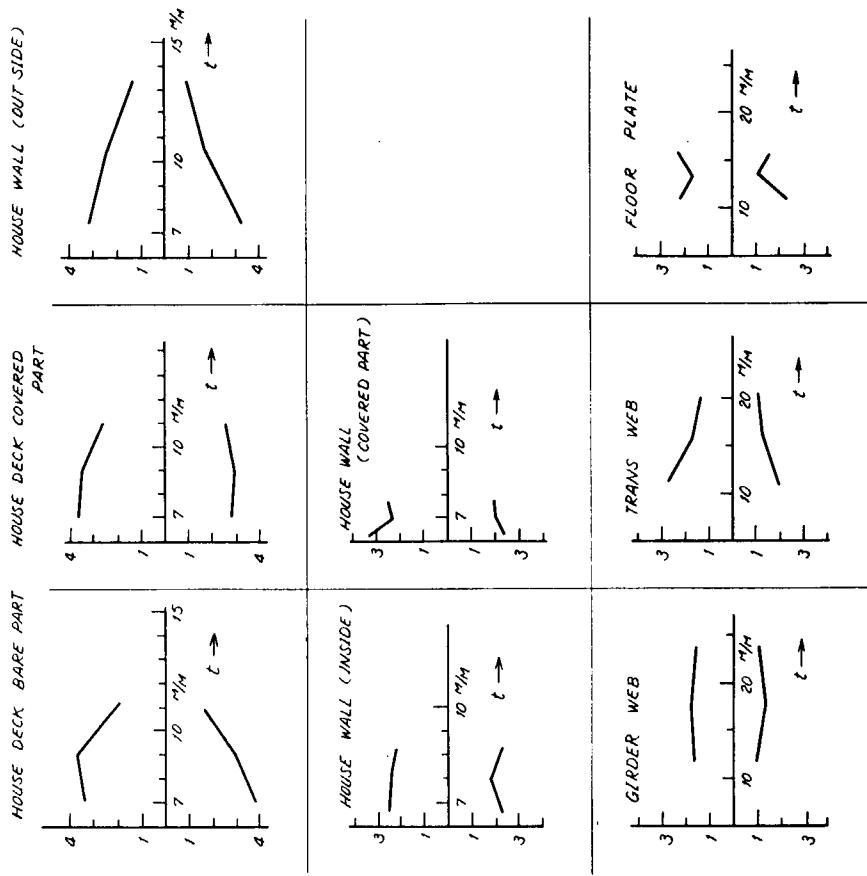


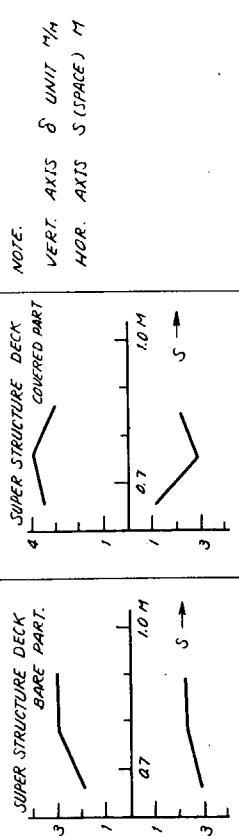
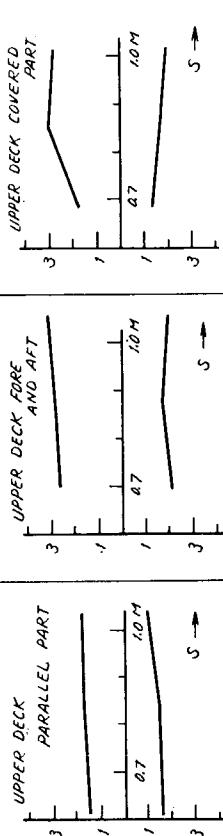
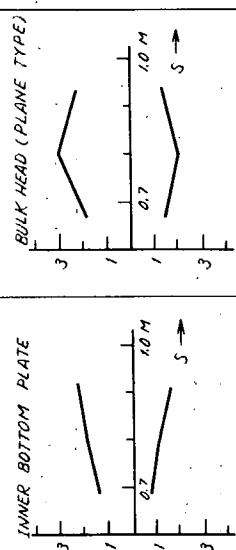
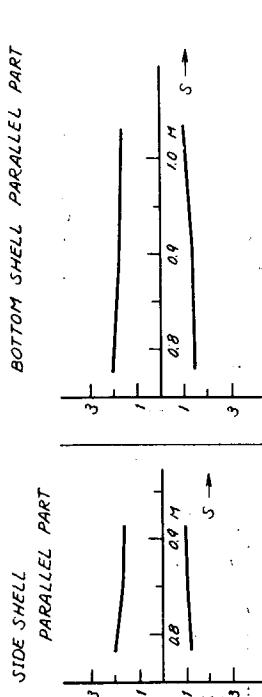
-15-

NOTE: VERT. AXIS δ UNIT m/m
HOR. AXIS t (PLATE THICKNESS) UNIT m/m

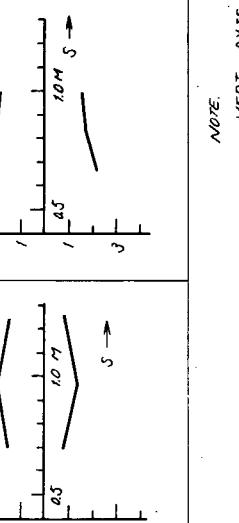
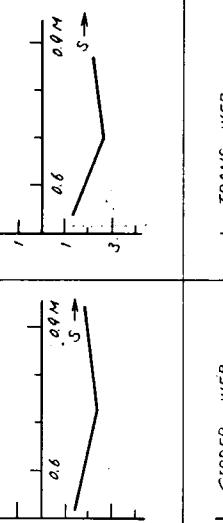
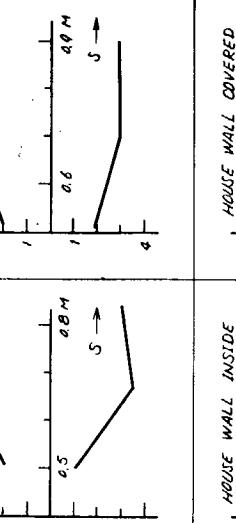
Fig. 2.1.3 Unfairness $t - \delta$

Fig. 2.1.4 Unfairness $t - \delta$

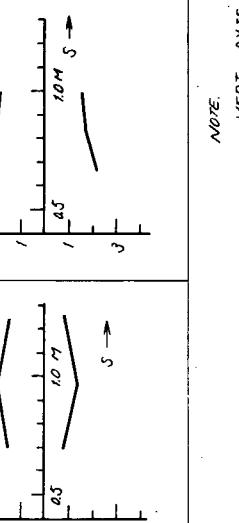
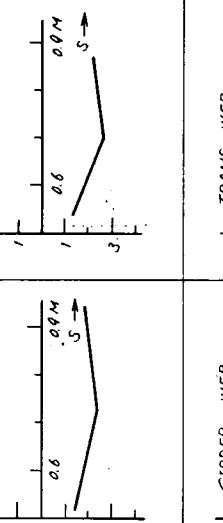
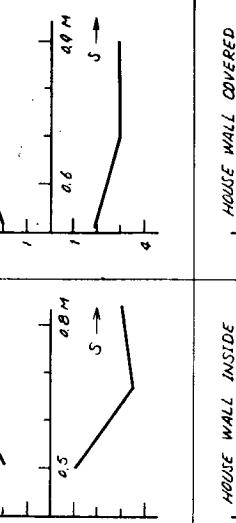




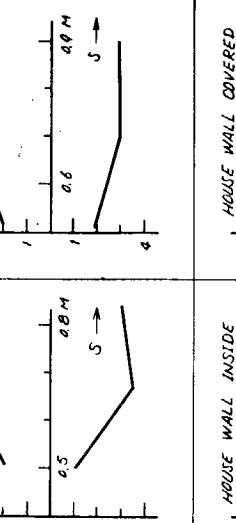
BOTTOM SHELL PARALLEL PART



HOUSE DECK BARE PART



HOUSE DECK COVERED PART



NOTE:
VERT. AXIS δ UNIT M/M
HOR. AXIS S (SPACE) UNIT M

Fig. 2.1.6 Unfairness $s - \delta$

Fig. 2.1.5 Unfairness $s - \delta$

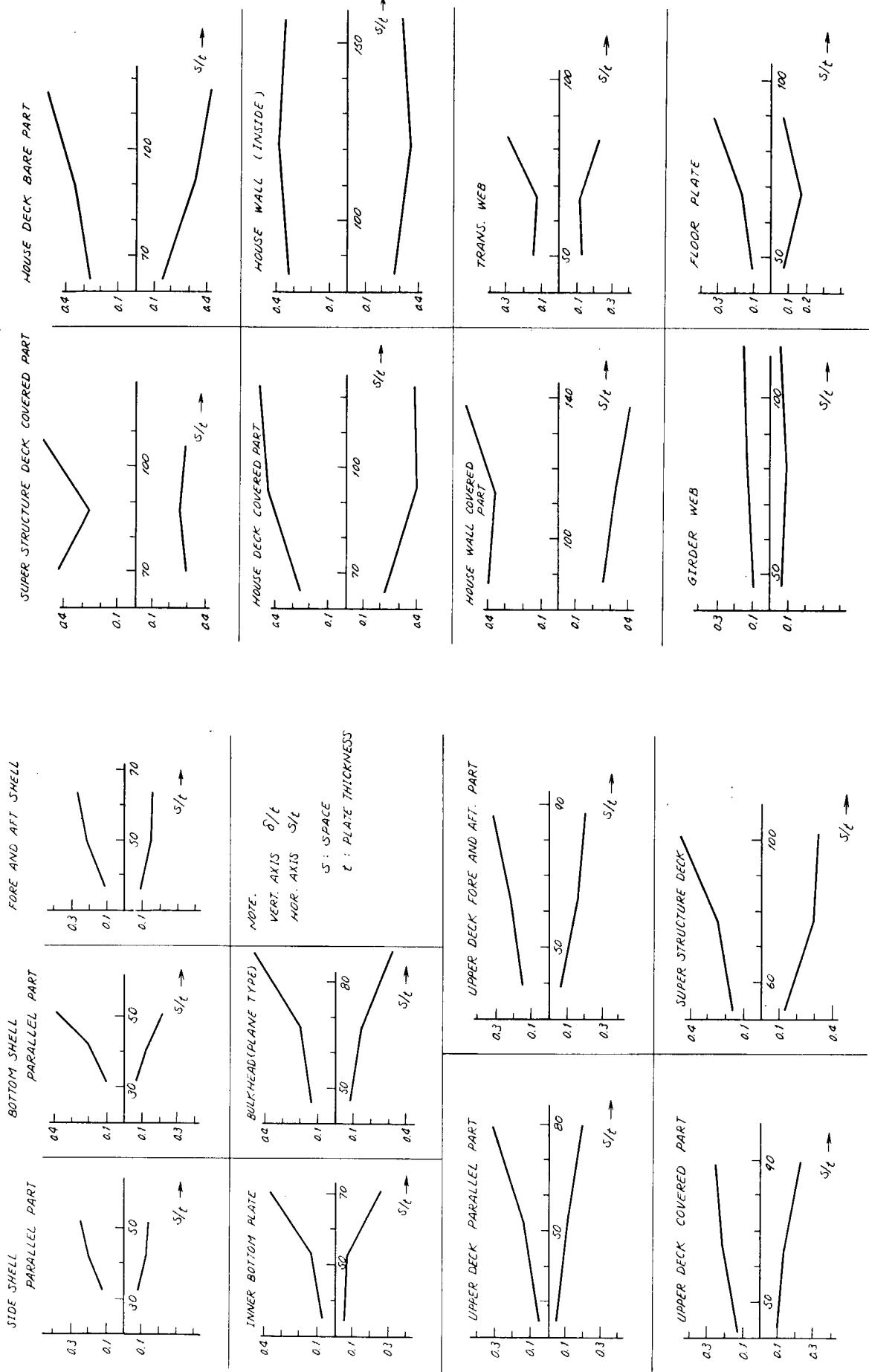
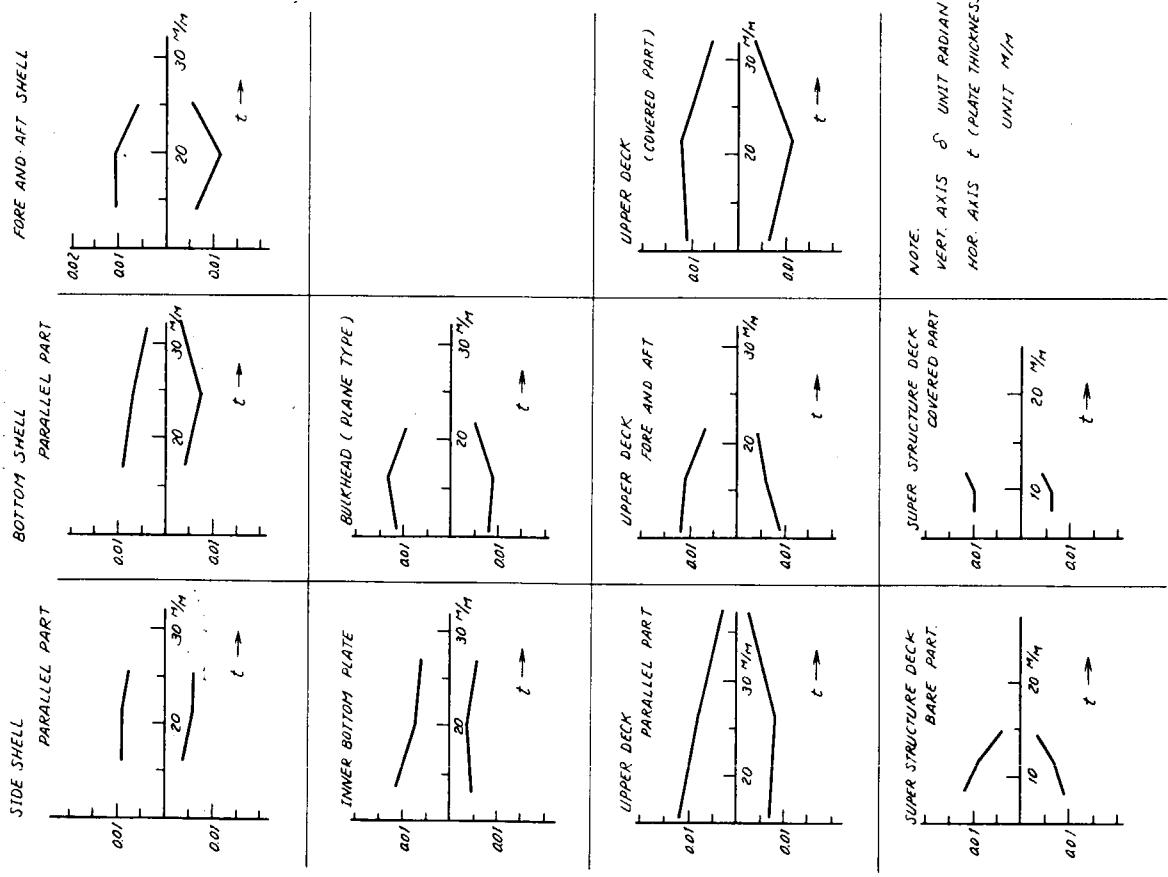


Fig. 2.1.7 Unfairness $s/t - \delta/t$

Fig. 2.1.8 Unfairness $s/t - \delta/t$



-18-

Fig. 2.1.9 Angular distortion of plate by fillet weld $t \rightarrow \delta$

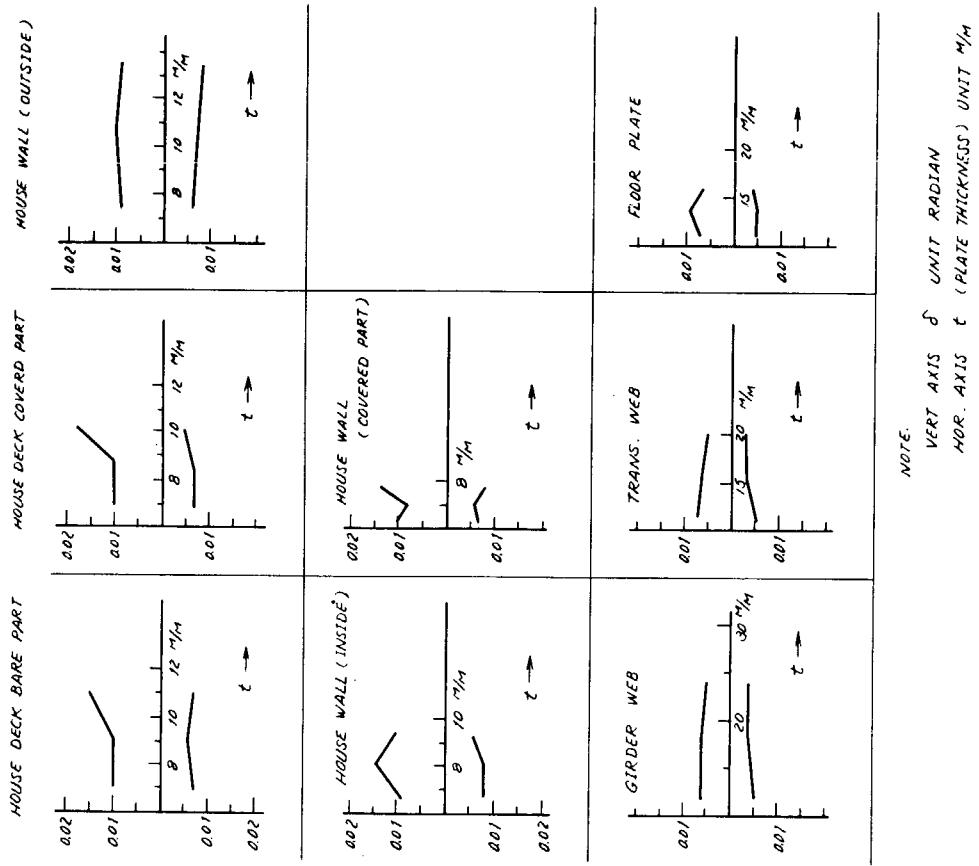


Fig. 2.1.10 Angular distortion of plate by fillet weld $t -> \delta$

NOTE:
 VERT. AXIS δ UNIT RADIANS
 HOR. AXIS t (PLATE THICKNESS) UNIT MM

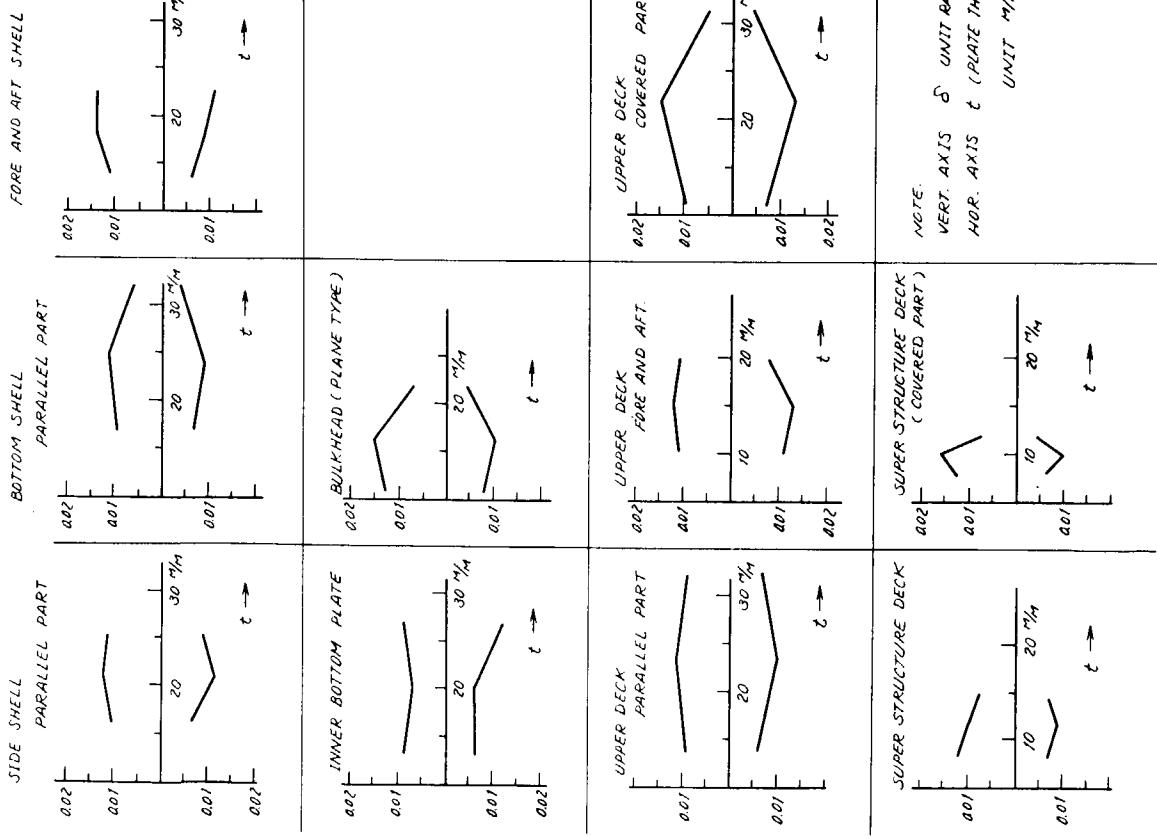


Fig. 2.111 Augular distortion of butt joint $t - \delta$

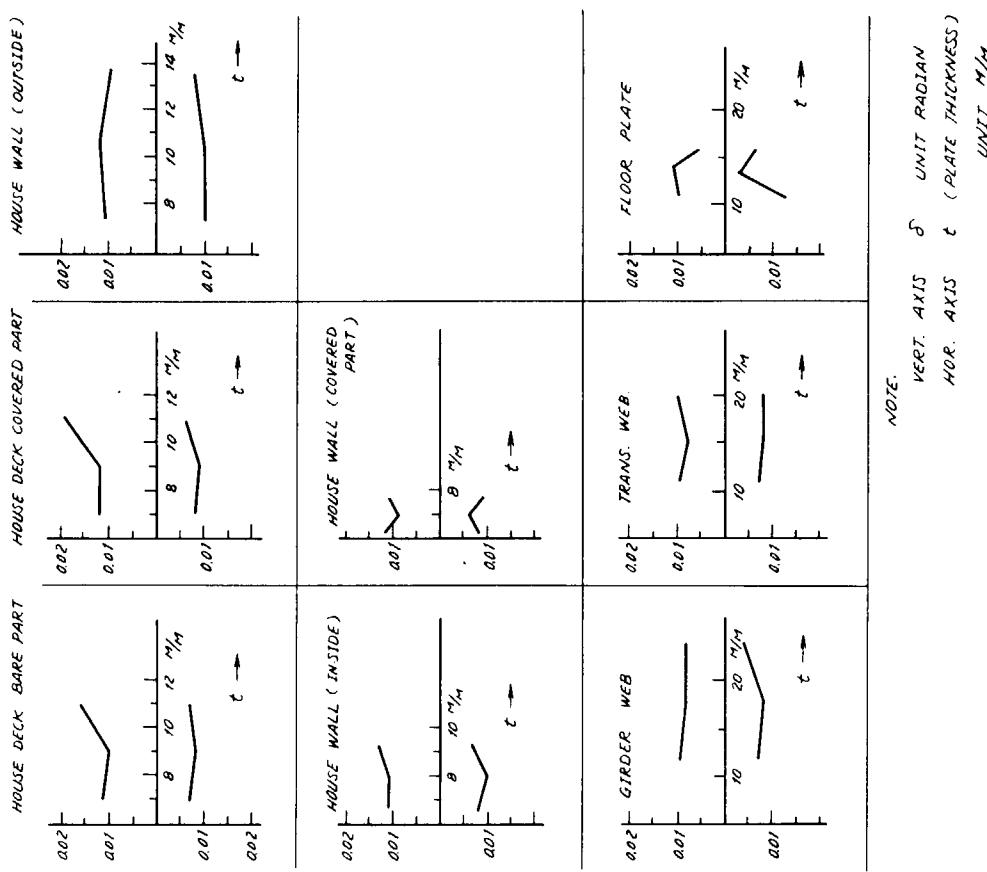


Fig. 2.112 Angular distortion of butt joint $t - \delta$

NOTE:
 VERT. AXIS δ UNIT RADIANS
 HOR. AXIS t (PLATE THICKNESS)
 UNIT MM

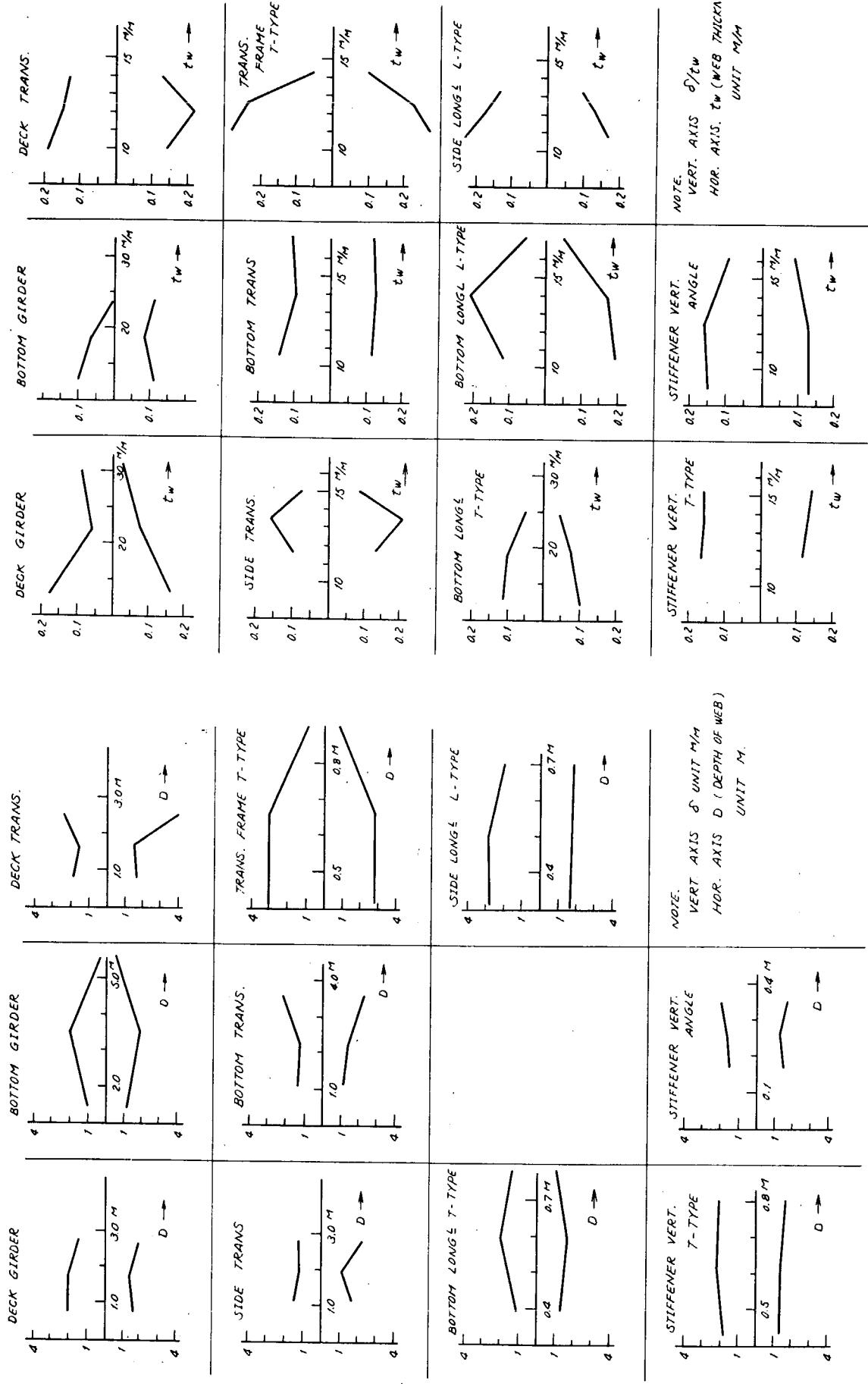


Fig. 2.1.13 Distortion of web $t_w - \delta/t_w$

Fig. 2.1.14 Distortion of web $t_w - \delta/t_w$

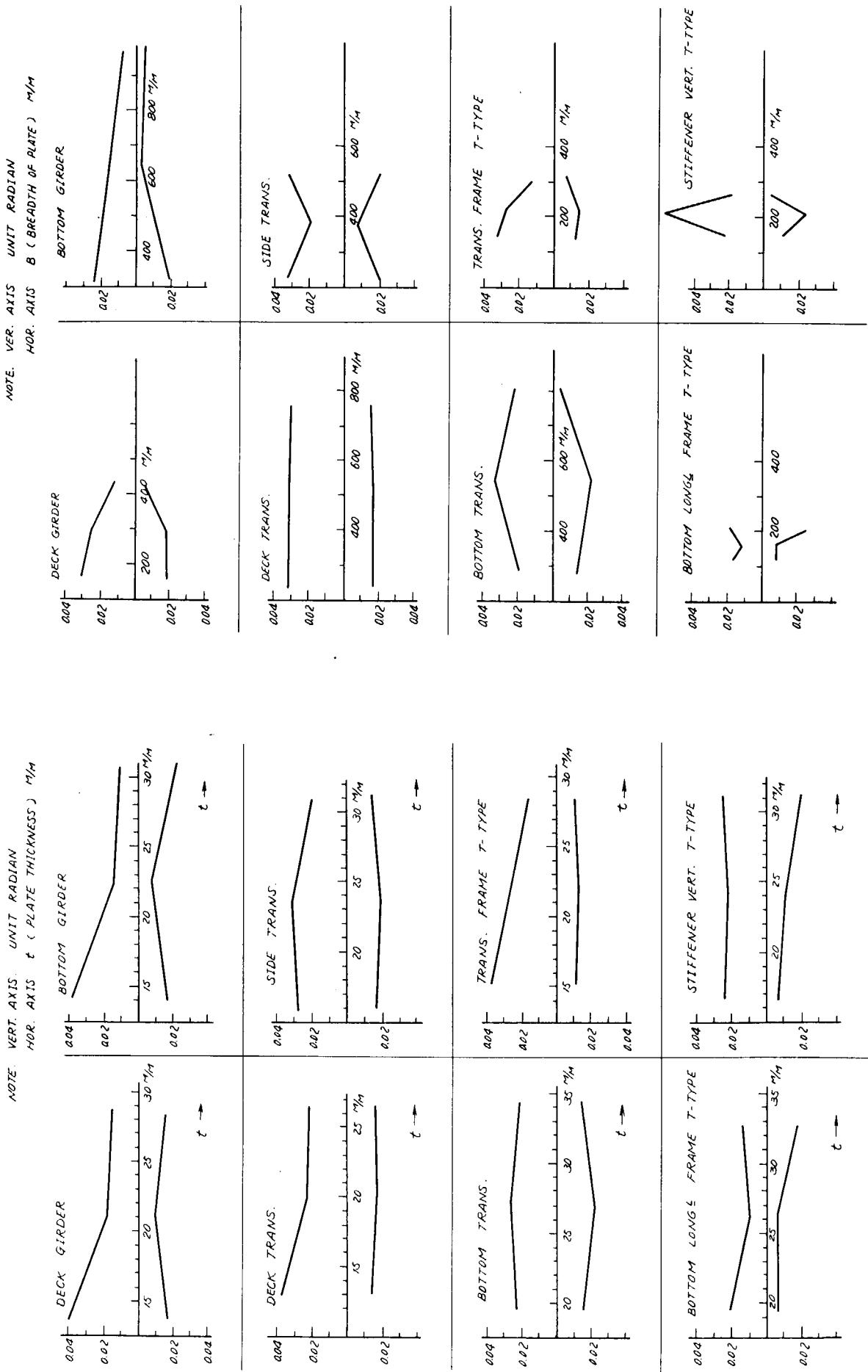
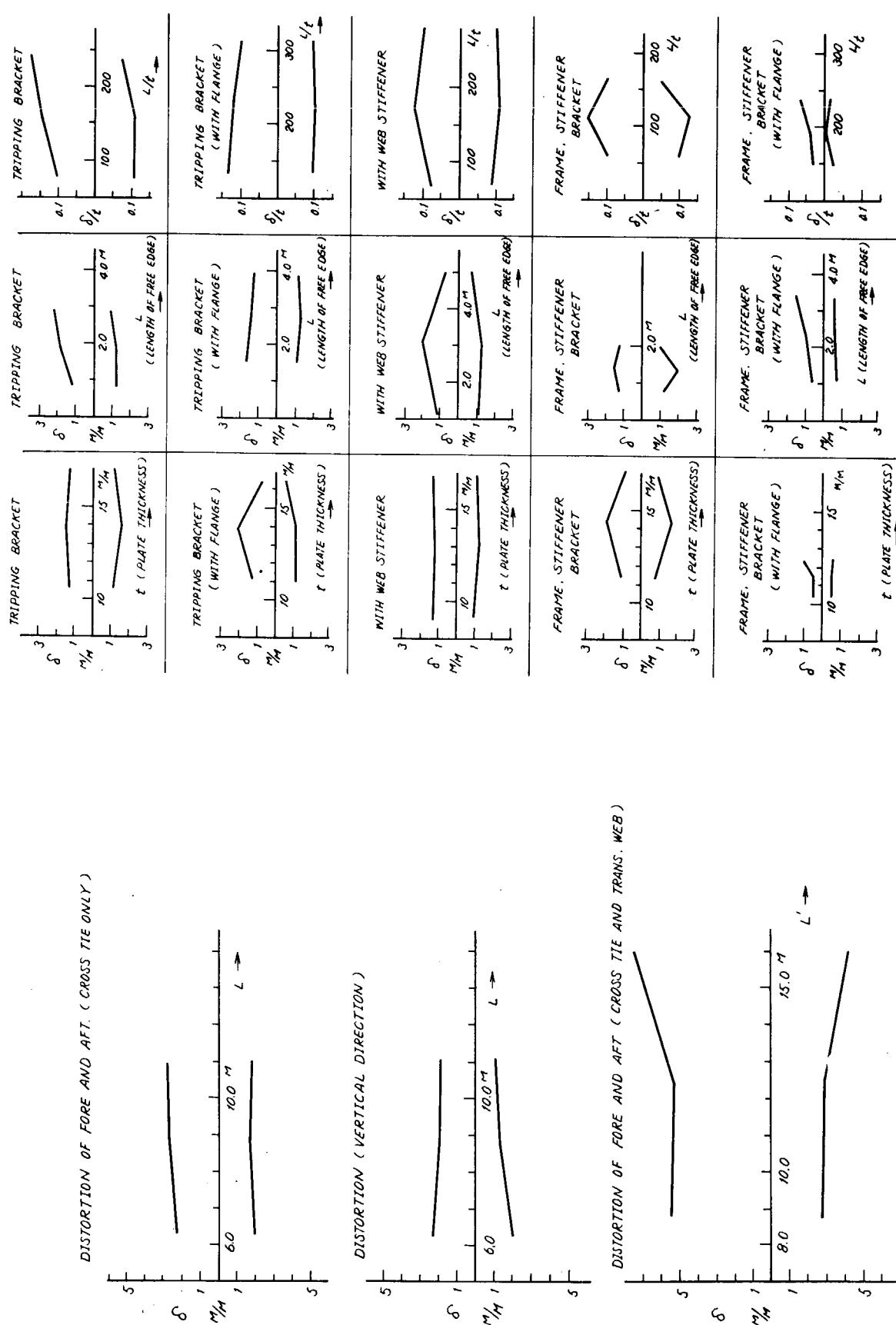


Fig. 2.115 Distortion of face plate $t - \delta$

Fig. 2.116 Distortion of face plate $B - \delta$



- 22 -

Fig. 2.117 Cross tie

Fig. 2.118 Distortion δ of secondary member

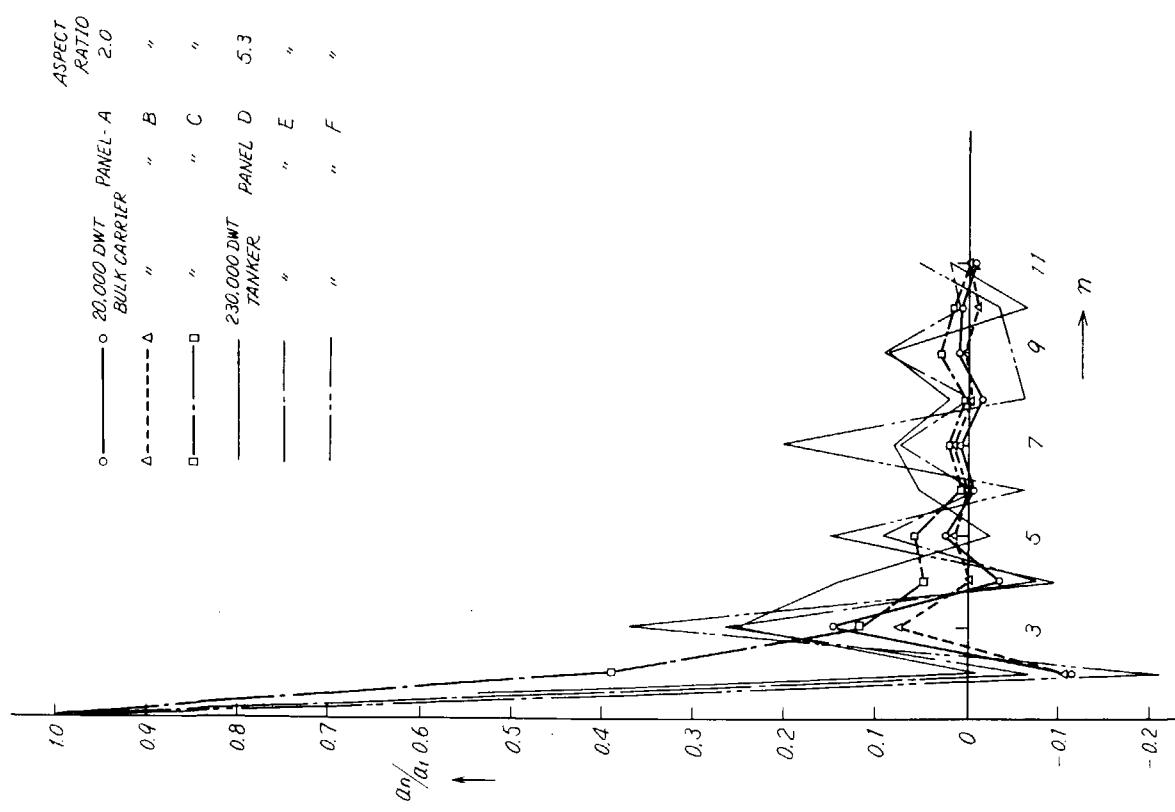


Fig. 2.119 a_k/a_1 — Value

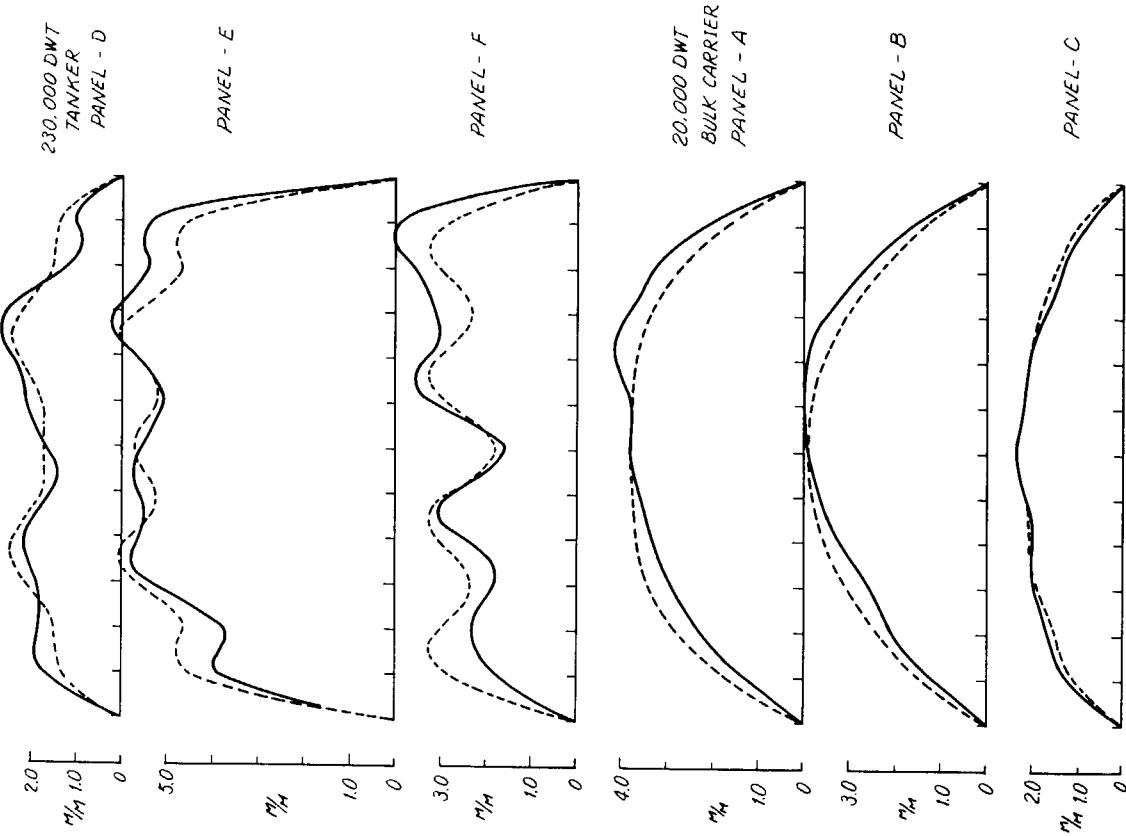


Fig. 2.120 Mode of unfairness note.
Dot line shows mode without factor
of even number degree.

2.2 ガス加熱歪取り加工法

(担当：日本鋼管)

2.2.1 はじめに

溶接構造物は、工作法に細心の注意を払っても溶接作業によりある程度の歪が発生するのは止む得ぬことである。この歪の除去方法として広くガス加熱による歪取り加工法が採用されている。しかしながら、この加工法は、作業者個人個人の経験等を基に行われることが多く、焼き方、手順等については、各造船所においてまちまちである。

本研究は、ガス加熱歪取り施工法の確立を目的として行われたものであり、実験項目としては、

- (a) 基礎実験
- (b) 実船における歪取り実験
- (c) 残留応力分布が歪取りに及ぼす影響

の3項目である。さらに最終的には、この実験結果が、各社の施工法にどの程度合致しているかを明らかにするために、各社にアンケートを求め、比較検討をした。

2.2.2 実験結果

(1) 基礎実験

板厚4.5mm～9.0mmの鋼板を用いて溶接パネルを製作し、凹変形を有するパネルの歪取りについて検討を行った。加熱冷却条件としては、下記のとおりである。

(a) 加熱温度：600～900°C

(b) 冷却方法：

Ⓐ 空冷

Ⓑ 加熱表面水冷

Ⓒ 加熱裏面水冷（逆水冷¹⁾と呼び、加熱裏面を絶えず水冷）

(c) 加熱位置：

Ⓐ Stiffner上

Ⓑ Bead近傍

結果としては次のことが明らかとなった。

Ⓐ Stiffnerから、例えば40mm以上離れた領域を加熱すると、いかなる加熱冷却方法を採用しようとも、加熱線に沿った板の折れが発生する。

Ⓑ それゆえに、Stiffnerの近傍を加熱しなければならない。

Ⓒ このような凹変形を持つパネルの歪取り方法として、最も有効な加熱方法は逆水冷方法である。これは、Stiffnerの近傍に角変形を発生させようとするものであり、同じようなことから、低温加熱、すなわち600°C空冷も有効である。

Ⓓ 次に有効と考えられる方法は、Stiffner上を加熱する方法である。この場合は、角変形というよりは、むしろ面内収縮を利用しようとするもので、900°C等の高温加熱である。

(2) 実船における歪取り実験

実船の上部構造のDeck wallを対象に歪取り実験を行い、加熱冷却条件、加熱位置、加熱手順等について検討した。

実船において対象としたパネルの変形は、Fig. 2.2.1に示す5つのモードである。なお、パネルの寸法および板厚は、800×1000～800×2200mm、7.0mm板厚であった。

個々のパネルの歪取りとしてもっとも有効と考えられる施工法をTable 2.2.1にとりまとめて示す。



Fig. 2.2.1 Distortion modes (a)~(e) of weld panel structure

(a) 加熱冷却条件が歪取り効率に及ぼす影響

まず、実船上の1パネル（凹変形を有する）を対象に歪取りを行い、加熱冷却条件が歪取り効率に及ぼす影響について検討した。Fig. 2.2.2に結果を示す。縦軸の初期変形量 δ_0 は、パネルの中点における値であり、横軸の歪取り時間は、 δ_0 の変形を除却するための全時間である。

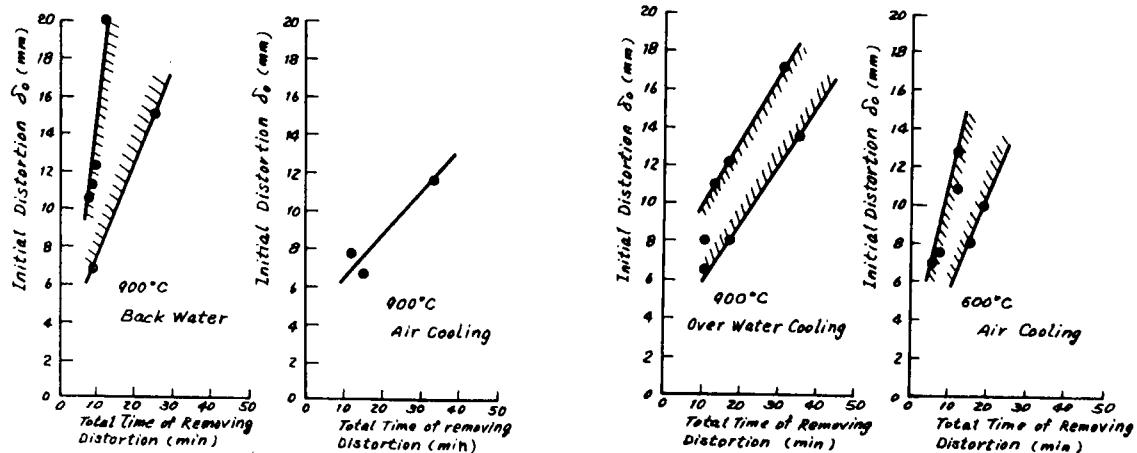


Fig. 2.2.2 Effect of heat procedure on efficiency of removing distortion mode (a)

Fig. 2.2.2から明らかなように、900°C逆水冷、600°C空冷のようにStiffner部に角変形を与えてやると歪取りが早い。

(b) 連続パネルの歪取りについて

連続パネルとしては、Table 2.2.1に示したごとく、凹、凸が組合わさった3パネルまでの歪取りを対象と

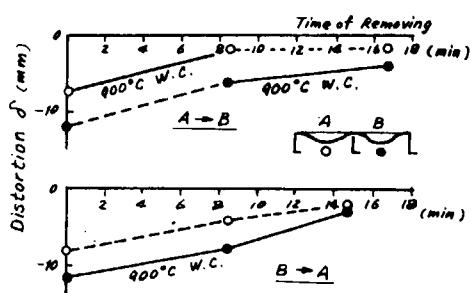


Fig. 2.2.3 Effect of head process on efficiency of removing distortion of mode (b).

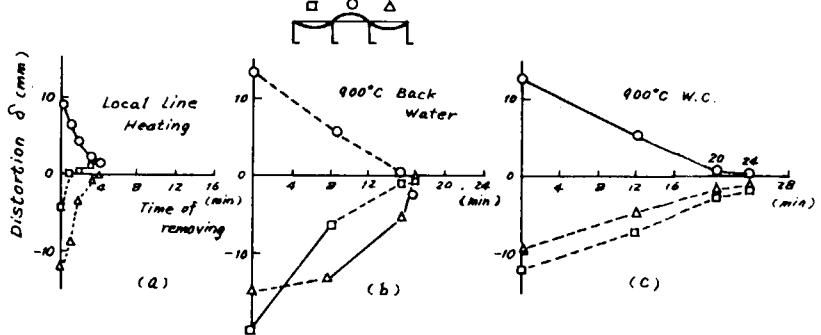
(a)は、中央の凸パネルに対して松葉焼きを行った場合である。中央のパネルを歪取りするだけで、両側のパネルの歪が除去される。

(b), (c)の加熱方法に対するより、短時間で歪取りが行える。

した。Fig. 2.2.3に2パネルの歪取り順序に関する1例を示す。

すなわち、初期変形量 δ_0 が、A, B - パネルにおいては異なり、 δ_0 の大きいE - パネルから歪取りを行うと、A - パネルの歪も一緒に除去されてしまう。A - パネルのほうから歪取りを行うと、A - パネルが歪除去された時点では、B - パネルにまだ歪が残存している。

次にFig. 2.2.4に松葉焼の歪取り効率に関する一例を示す。凹、凸パネルの組合わさった3 - パネルに関する結果である。



以上の実船実験の結果をまとめると Fig. 2.2.4 Effect of heat procedure on efficiency of removing distortion of mode (c).

基本的に下記のことがいえる。

- イ) 凹パネルの歪取りのは、スチフナ部に角変形を発生させる。(これは、前項の基礎実験の結果と同じ)
- ロ) 凸パネルに対しては、松葉焼きによって歪取りを行う。
- ハ) 凹、凸パネルが組合わざったような連続パネルに対しては、凸パネルから歪取りを行う。
- ニ) さらに連続パネル等の歪取り順序は、隣接パネルへの影響を考慮して、中央のパネルから歪取りを行う。

2.2.3 パネルの残留応力分布が歪取り効率に及ぼす影響

(1) 角変形発生に及ぼす残留応力の影響

まず、溶接パネルに残留応力が存在する場合と、応力除去されている場合との歪取り効率に及ぼす影響について調べた。結果をFig. 2.2.5に示す。試験体は3パネルであり、応力除去は650°C, 2hr処理によった。加熱順序は、試験体に示されているA-D, B-C, A-B, C-Dの順に加熱した。図から明らかなように、残留応力の存在の有無によって歪取り効率が大きく異なる。

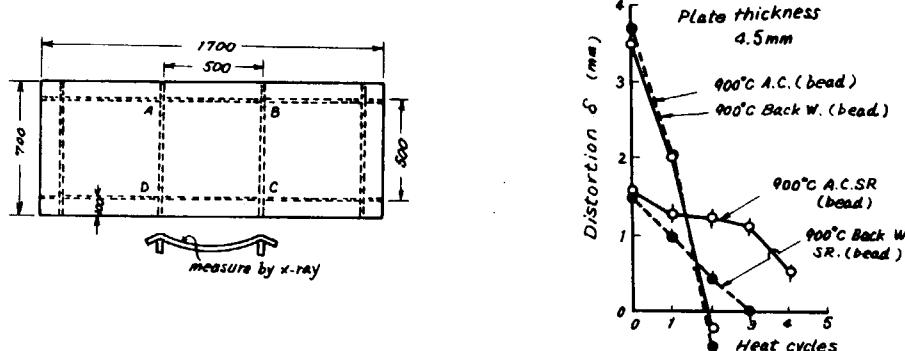


Fig. 2.2.5 Effect of residual stress on efficiency of removing distortion.

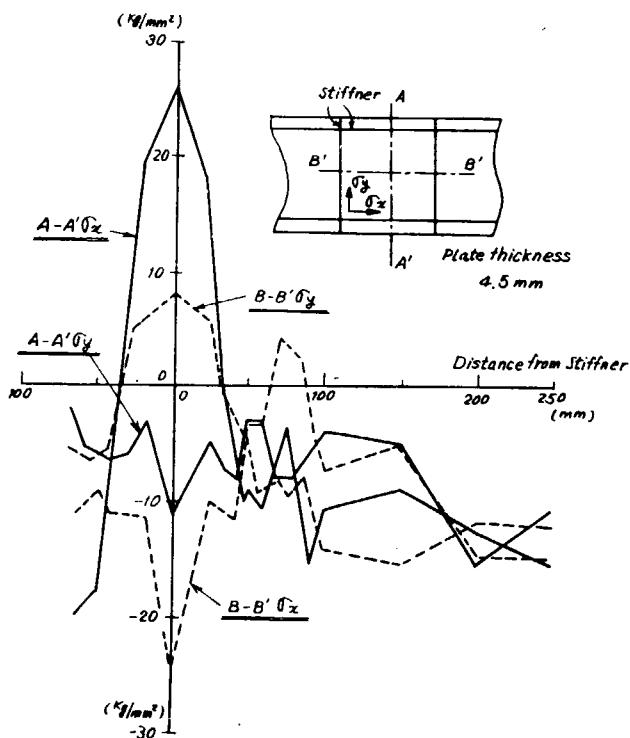


Fig. 2.2.6 Distribution of residual stress of continuous three panel type specimen.

パネルの残留応力分布をX-rayによって測定した。

結果をFig. 2.2.6に示す。スチフナ近傍においては、溶接線に直角方向に圧縮応力が存在し、その領域には、Bending moment が作用している状態である。

凹パネルの歪取りは、前述したようにスチフナ部を加熱することによって角変形が発生し、歪取りを行うのであるが、この角変形発生にBending moment が寄与していると考えられ、Fig. 2.2.7のように説明できる。

それゆえにBending moment が大きいと、より大きい角変形が得られる。このように残留応力は、角変形発生に有效地に作用しているのであるが、逆にスチフナから

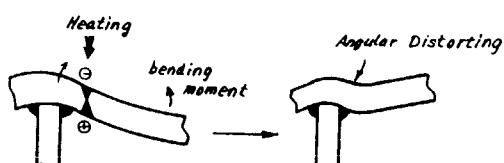


Fig. 2.2.7 Occurrence of angular distortion by residual stress at fillet weld.

離れた領域を加熱すると、この残留応力は有害な方向に作用し、折れという現象を呈する。

(2) 松葉焼きと残留応力の関係

松葉焼きは、凸パネルの歪取りとして使用されるが、加熱方法は残留応力に関するものと考え、若干の検討を行った。

試験体の寸法は、 1000×1000 で1パネルのものであり、凸変形を有するパネルである。

Fig. 2.2.8 に凸パネルの残留応力分布および主応力方向を示す。

松葉焼で凸パネルの歪取りをする場合、実船実験で示したように

① 加熱温度は $300\sim400^{\circ}\text{C}$ の低温加熱

② スチフナ部から中央に向って焼く

③ スチフナに対して 45° 方向に棒焼きする

となっている。残留応力測定結果から明らかのように、スチフナ近傍においては、圧縮応力場となっている。前項で述べたように 900°C 等の高温で加熱すれば当然、折れが発生する。それゆえに、低温加熱を行わなければならない。しかしながら、いくら低温でもスチフナに平行に加熱する限りは折れが発生するであろう。そこで、主応力方向を避けてスチフナに対して 45° 方向に加熱する。

松葉焼きによる歪取りは低温加熱であり、残留応力をを利用して局部的な角変形を発生させ、漸次に歪を除去していく施工法である。

2.2.4 各造船所の施工法と実験結果との比較

上部構造の歪取り施工法に関して、各造船所(22社)にアンケートを求め、実験結果との比較検討を行った。

APPENDIXに各社の施工方法を一覧表として示す。その結果をまとめてTable 2.2.2に示す。

Table 2.2.2から明らかなごとく、実験結果で得られた施工法は、実際現場で行われている施工法と大差はない。

2.2.5 おわりに

船殻の上部構造薄板部に発生する溶接歪の除去方法としてのガス加熱歪取り法を取り上げて、実験室的および実船における歪取り実験を行い、歪取り作業マニュアルの基礎的資料を提供した。また、溶接構造物の残留応力分布が歪取り挙動に及ぼす影響を明らかにした。

今後の問題としては、加熱パターンが重畠した場合、応力の再分布が歪取りに及ぼす影響の検討が必要であろう。また、一般構造物の成形加工を行う場合にも部材の応力分布を十分把握して加熱加工を行えばより能率的な作業が行えるものと考える。²⁾

参考文献

(1) 荒木他；「線状加熱加工による鋼板の角変形量について」

日本造船学会論文集第133号(S. 48・5月)

(2) 井上他；「H型鋼の熱加工およびその材質への影響」

日本鋼管技報 No.59. 1973.

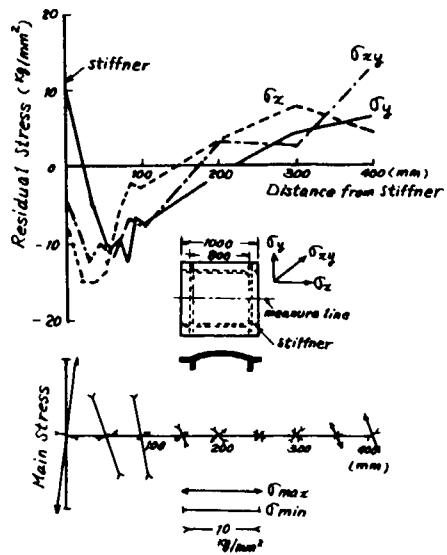
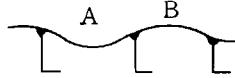
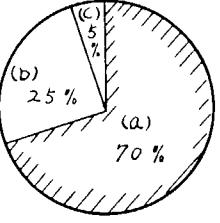


Fig. 2.2.8 Distribution of residual stress of one-panel specimen with convex distortion.

Table 2.2.2 Result of questionnaire on removing procedures of welded structure distortion by gas flame heating in Japanese ship yachts.

Distortion mode	Removing Procedure
Concave Panel 	<p><u>Heating Procedure</u> *</p> <p>(a) 900°C (Over Water Cooling) on Welded Bead (b) 900°C (Over W.C.) on Bead ~Stiffner (c) 600°C (Over W.C.) on Bead ~Stiffner (d) 900°C (Back Water Cooling) on Bead (e) 600~700°C (Back W.C.) on Bead</p> <p><u>Result of SR 127:</u> 900°C (Back W.C.) > 600°C (Air Cooling) > 900°C (Over W.C.) > 900°C (Air Cooling)</p>
Convex Panel 	<p><u>Heating Procedure</u></p> <p>(a) Local Line Heating (600°C Over W.C.) (b) Line Heating (600°C Over W.C.) (c) Spot Heating (800~900°C Over W.C.) (d) Spot and Line Heating (800~900°C Back W.C.) (e) Line Heating (600~700°C Over W.C., on Welded Bead)</p> <p>* (a), (b), (c), (d)</p>
Continuous Concave Panel 	<p><u>Heating Procedure</u></p> <p>Heating procedure is indicated in the item of one concave panel.</p> <p>$\delta_A > \delta_B$</p> <p>(a) Firstly removing distortion of A-panel and secondly B-panel ($A \rightarrow B$) (b) (B-panel) \rightarrow (A-panel)</p>

Distortion mode	Removing procedure
Continuous concave and convex panel	<p><u>Heating procedure</u> Heating procedure is indicated in the items of one concave and one convex panel.</p>  <p><u>Heating process</u></p>  <p>(a) (B-panel) → (A-panel) (b) (A-panel) → (B-panel)</p>
Continuous concave panel	<p><u>Heating procedure</u> Heating procedure is indicated in the item of one concave panel</p>  <p><u>Heating process</u></p>  <p>(a) (B-panel) → (A-panel or C-panel) (b) Firstly removing distortion of panel most distorted. (c) Firstly removing distortion of panel least distorted.</p>
Continuous concave and convex panel	<p><u>Heating procedure</u> Heating procedure is indicated in the items of one concave and one convex panel</p>  <p><u>Heating process</u></p>  <p>(a) Firstly removing distortion of convex panel, and secondly concave panel. (b) Firstly removing distortion of concave panel, and secondly convex panel. (c) Heating process is dependent on degree of distortion of each panel.</p>

* Heating procedure

- (a) Over water cooling: Water cooling on the heating surface of plate.
- (b) Back water cooling: Water cooling on the back side of heating surface of plate.

** The heating procedure and process indicated by the oblique lines in the figures is coincident with conclusion of SR 127.

Table 2.2.1 Removing procedure of welded structure distortion by gas flame heating

変形ハネル	加熱冷却方法④	加熱位置 および 加熱順序⑤	解説
① 逆水冷*	(1) ① (逆水冷, 低温加熱) (2) ③ (高温加熱)	Stiffner 上 bead 部	* 逆水冷方式 (1) 逆水冷の場合に比べて、板厚全般にわたってより大きい角変形量を与える。 (2) 板厚が小さくなると效果が大きくなり同板厚の場合には加熱温度が高くなると効果がある。
② 低温(600°C 近傍)加熱空冷 ③ 高温(900°C 近傍)加熱 空冷 および 上水冷			(1) 凸形状が局部的に存在する場合 Stiffner 全長を加熱しなくとも局部的加热でも歪取りが有効である。
① 逆水冷	② 低温(600°C 近傍)加熱空冷 ③ 高温(900°C 近傍)加熱 空冷 および 上水冷	加熱順序*	* 加熱順序 (1) 2)ハネルの場合、初期変形量の大きいハネルから歪取りを行つ。 (2) ハネルの場合でも初期変形量の大きいハネルから歪取りを行つ。 (3) ハネルの場合、各々の初期変形量が同じであれば、中央のハネルから歪取りを行つ。
凸ハネル 松葉焼 凹ハネル ① 逆水冷 ② 低温加熱空冷 ③ 高温加熱 空冷 および 上水冷	加熱順序*	① ② ③ ④ : 松葉焼 ⑤ ⑥ : 逆水冷 ⑦ ⑧ : 低温加熱 ⑨ ⑩ : 高温加熱 ⑪ ⑫ : 松葉焼	* 加熱順序 (1) 凸 → 凹 (2) 凹 → 凸 (3) ① ② ③ ④ : 松葉焼 (4) ⑤ ⑥ ⑦ ⑧ : 逆水冷 (5) ⑨ ⑩ ⑪ ⑫ : 低温加熱 (6) ⑬ ⑭ ⑮ ⑯ : 高温加熱 (7) ⑰ ⑱ ⑲ ⑳ : 松葉焼 (8) 凸 → 凹 (9) ① ② ③ ④ ⑤ : 高温加熱 (10) ⑥ ⑦ ⑧ ⑨ ⑩ : 上水冷
			* 松葉焼 Stiffner 近傍から加熱する。 ○ Stiffner に對して 45° 方向 ○ 300~400°C の低温加熱

変形ハネル	加熱冷却方法	加熱位置	および 加熱順序	解説				
変形ハネル	凸ハネル 凹ハネル	松葉焼 逆水冷 低温加熱空冷 高温加熱 空冷および上水冷	加熱順序 (A) 凸 → 凹 (B) 凹 → 凸	* 加熱順序 (イ) 凸ハネルについて松葉焼と行なは ほどんど両 Side の凸ハネルの歪は除去 される。 (ロ) 凸 Side の凸ハネルの歪取りを行なは 中央の凸ハネルの歪はほとんど除去 される。				
			①②③④ : 松葉焼 ⑤⑥⑦ : 逆水冷 or 低温加熱 ⑧ : 高温加熱 空冷および上水冷	①②③④ : ⑤⑥⑦ : ⑧ : (A) 逆水冷 (B) 低温加熱空冷 (C) 高温加熱空冷 (D) 上水冷	⑤⑥ : 松葉焼	* 加熱順序 (ロ) : ①の線状加熱によつて、ハネル全体が 凸ハネルとなることがある。 ②③④ : 松葉焼 ⑤⑥⑦ : 逆水冷 ⑧ : 低温加熱空冷 (D) 高温加熱空冷 空冷および上水冷	②③④ : ⑤⑥⑦ : ⑧ : (E) 逆水冷 (F) 低温加熱空冷 (G) 高温加熱空冷 上水冷	②③ : 松葉焼

- * 加熱冷却条件 ① ② ③ は、対象ハネルの歪取りのための有効順位である。
 * 加熱順序 (A), (B), (C), (D), (E), (F), (G) は、対象ハネルの歪取りのための有効順位である。

APPENDIX Result of questionnaire on removing procedures of welded structure distortion by gas flame heating in Japanese ship yards.

要形	冷却条件	冷却部	冷却部	冷却部	冷却部
D 社	加熱冷却条件 400°C 上水冷 bead 上 (400°C 逆水も使用する場合) (あらかじめ上水冷)	左に回り 左に回り 左に回り	①. 400°C 上水冷 bead 部 ②. 凹バッセルに対して 400°C 上水冷 or 窓焼き ③. 凹バッセルに対して 400°C 上水冷	900°C 上水冷 bead 部 中央のバッセルから左前へ ①. 400°C 上水冷 or 窓焼き ②. bead 上 ③. 凹部 E	①. 400°C 上水冷 bead 部 中央のバッセルから左前へ 2バッセルの場合と同じ ②. bead 上 ③. 凹部 E
E 社	加熱冷却条件 600°C ~ 700°C 逆水冷 bead 上 (50mm pitch で bead 上) (以上で窓焼きしない湯 窓の少ない所から 800~ 850°C 窓焼き逆水冷 合、窓の少ない所から 800~ 850°C 窓焼き逆水冷 注) 逆水冷と原則どおりが、 不可能な場合は上水冷を行う。	左に回り 左に回り 左に回り	①. ②. ③. ①. 600~700°C bead 上 千鳥逆水冷 ②. 窓の少ないバッセルから 800~850°C 窓焼逆水冷 ③. bead 上 600~700°C 千鳥逆水冷 ④. bead 上 600~700°C 千鳥逆水冷 or 窓焼逆水冷	①. 600~700°C bead 部 千鳥逆水冷 ②. 次に凹バッセルに対して 600~700°C bead 部 千鳥逆水冷	①. bead 部 E 600~700°C 千鳥逆水冷 ②. 次に凹バッセルに対して 600~700°C bead 部 千鳥逆水冷
F 社	左に 400°C 逆水冷と 400°C 上水冷を採用し ている。	左に回り 左に回り 左に回り	①. ②. ③. ①. 逆 panel の窓取りを行つ。 ②. 400°C 逆水冷 bead 上 ③. 凹部 E 異面より格子焼 きを行うと 小さい panel の 窓 と吸込時間がかかる。 (但し ①② で直るこれが多い)	900°C 逆水冷 bead 上 初期変形量の小さい panel の窓取りを行つ。 理由】 panel の窓取りを行つ と吸込時間がかかる。 (但し ①② で直るこれが多い)	①. 凸バッセルと格子焼 き ②. 格子焼きで伝ふらない 場合 凹バッセルに対して 400°C 逆水冷と採用
G 社	加熱冷却条件 400°C 上水冷 bead 上 (局部的に窓が存在した場合 合、窓焼き逆水冷も採用) 加熱順序	左に回り 左に回り 左に回り	加熱冷却条件 左に回り 加熱順序 ①. ②. ③. (局部的に窓が存在した場合 合、窓焼き逆水冷も採用) 加熱順序 bead 部と対称に加熱 する。	基本的には 左に同じ ただし凹バッセルの蓋が大きい 場合部分的に松葉焼きを行つ。 (松葉焼は、品質、美観の良 劣判断のため窓がおかだため) 窓の大さいバッセルから左除 去を行つ。 注) ステップの上と焼く窓合 スワフ。特に窓が発生しない いよう注意なければならない。	2バッセルの場合は 左に同じ 加熱順序は、中央のバッセル から行つたし、名バッセルの 窓にふって顺序が変わら場合 に中央のバッセルの窓取り。 合せある。
H 社	加熱冷却条件 (a) 600°C W.C. Stiffener 上 (weaving) (b) 上方法で不可能な場合 400°C 上水冷 bead 上	左に回り 左に回り 左に回り	加熱冷却条件 左に回り 加熱順序 ①. ②. 切削変形量の小さい panel から窓取りを行つ。 600°C weaving	加熱冷却条件 600°C W.C. weaving bead 上 加熱順序 ①. ②. 切削変形量の小さい panel から窓取りを行つ。 600°C weaving	①. まずStiffener 上 600°C W.C. weaving E 45° ②. 凸部 E 不燃窓 線状加熱 (600°C W.C.) or spot heating (600°C W.C.) or ③. 最後に 凸部 E spot or 900°C 逆水冷

機械部	冷却条件	冷却順序	冷却条件	冷却順序	冷却条件	冷却順序	冷却条件	冷却順序	冷却条件	冷却順序	冷却条件	冷却順序	冷却条件	冷却順序	
I 社	加熱冷却条件 600°C 上水冷 bead 部 900°C 氷冷 bead 部 重量 ±20mm 以内：上水冷 ±20mm 以上：氷冷	冷却熱冷却条件 左に同じ 冷却順序	加熱冷却条件 左に同じ	冷却熱冷却条件 左に同じ	加熱冷却条件 左に同じ										
J 社	加熱冷却条件 600°C 上水冷 bead 部 及び stiffener 上 冷却が発生した場合 には線撻を行つ。	冷却熱冷却条件 左に同じ 冷却順序	加熱順序 (1) (2) (3) (4) (5) (6)	冷却冷却条件 左に同じ 冷却順序	加熱順序 (1) (2) (3) (4) (5) (6)	冷却冷却条件 左に同じ 冷却順序	加熱順序 (1) (2) (3) (4) (5) (6)	冷却冷却条件 左に同じ 冷却順序	加熱順序 (1) (2) (3) (4) (5) (6)	冷却冷却条件 左に同じ 冷却順序	加熱順序 (1) (2) (3) (4) (5) (6)	冷却冷却条件 左に同じ 冷却順序	加熱順序 (1) (2) (3) (4) (5) (6)	冷却冷却条件 左に同じ 冷却順序	加熱順序 (1) (2) (3) (4) (5) (6)
K 社	加熱冷却条件 600°C 上水冷 stiffener および bead 上 冷却領域 (weaving による)	冷却熱冷却条件 左に同じ 冷却順序	初期変形量の大きい panel から差取り、 から差取り。	冷却冷却条件 左に同じ 冷却順序	初期変形量の大きい panel から差取り、 から差取り。	冷却冷却条件 左に同じ 冷却順序	初期変形量の大きい panel から差取り、 から差取り。	冷却冷却条件 左に同じ 冷却順序	初期変形量の大きい panel から差取り、 から差取り。	冷却冷却条件 左に同じ 冷却順序	初期変形量の大きい panel から差取り、 から差取り。	冷却冷却条件 左に同じ 冷却順序	初期変形量の大きい panel から差取り、 から差取り。	冷却冷却条件 左に同じ 冷却順序	初期変形量の大きい panel から差取り、 から差取り。
L 社	加熱冷却条件 • 600°C 上水冷 stiffener 上 • 500°C 氷冷の松葉焼 加熱順序 ① (2) 600°C ② ③ 氷冷 ④ 松葉焼 ⑤	冷却熱冷却条件 左に同じ 冷却順序	冷却熱冷却条件 左に同じ 冷却順序	冷却熱冷却条件 左に同じ 冷却順序	冷却熱冷却条件 左に同じ 冷却順序	冷却熱冷却条件 左に同じ 冷却順序	冷却熱冷却条件 左に同じ 冷却順序	冷却熱冷却条件 左に同じ 冷却順序	冷却熱冷却条件 左に同じ 冷却順序	冷却熱冷却条件 左に同じ 冷却順序	冷却熱冷却条件 左に同じ 冷却順序	冷却熱冷却条件 左に同じ 冷却順序	冷却熱冷却条件 左に同じ 冷却順序	冷却熱冷却条件 左に同じ 冷却順序	
M 社	加熱冷却条件 600 ~ 700°C 上水冷 冷却順序 ④ ⑤ ⑥ ※ 600°C は機構上の問題から 氷冷は止めない。 氷冷は止めない。	冷却熱冷却条件 左に同じ 冷却順序	600 ~ 700°C 上水冷 冷却順序 ⑤ ⑥ ⑦ 初期変形量の大きな panel から差取りを行つ。 ※ 600°C は機構上の問題から 氷冷は止めない。	冷却熱冷却条件 左に同じ 冷却順序	600 ~ 700°C 上水冷 冷却順序 ⑥ ⑦ ⑧ 冷却熱冷却条件 左に同じ 冷却順序	600 ~ 700°C 上水冷 冷却順序 ⑦ ⑧ ⑨ 冷却熱冷却条件 左に同じ 冷却順序	600 ~ 700°C 上水冷 冷却順序 ⑧ ⑨ ⑩ 冷却熱冷却条件 左に同じ 冷却順序	600 ~ 700°C 上水冷 冷却順序 ⑨ ⑩ ⑪ 冷却熱冷却条件 左に同じ 冷却順序	600 ~ 700°C 上水冷 冷却順序 ⑩ ⑪ ⑫ 冷却熱冷却条件 左に同じ 冷却順序	600 ~ 700°C 上水冷 冷却順序 ⑪ ⑫ ⑬ 冷却熱冷却条件 左に同じ 冷却順序	600 ~ 700°C 上水冷 冷却順序 ⑫ ⑬ ⑭ 冷却熱冷却条件 左に同じ 冷却順序	600 ~ 700°C 上水冷 冷却順序 ⑬ ⑭ ⑮ 冷却熱冷却条件 左に同じ 冷却順序	600 ~ 700°C 上水冷 冷却順序 ⑭ ⑮ ⑯ 冷却熱冷却条件 左に同じ 冷却順序	600 ~ 700°C 上水冷 冷却順序 ⑮ ⑯ ⑰ 冷却熱冷却条件 左に同じ 冷却順序	600 ~ 700°C 上水冷 冷却順序 ⑯ ⑰ ⑱ 冷却熱冷却条件 左に同じ 冷却順序

造形	冷却条件	冷却条件	冷却条件	冷却条件
N 社	加熱冷却条件 750~800°C 上水冷 bead 部 注) 30%位 热水冷と用いて いる。	加熱冷却条件 左に同じ 加熱順序 初期変形量の大きい panel から垂取り	加熱冷却条件 凸部は、松葉焼、不連續 直線加熱 。凹部は 750~800°C 上水 bead 部 冷却順序 凸パネルの垂取り後、凹 パネルの垂取りを行う。	加熱冷却条件 750~800°C 上水冷、bead (逆水冷の場合もあつ) 加熱順序 中央のパネルから行つ、 後両 side の凸パネル垂 取り。
O 社	加熱冷却条件 600°C 热水 bead 部 * *、Stiffer 両 side の bead と同時に熱する場合もある。 *、900°C 4L 900°C 逆水冷は あまり使用していない。 加熱位置 900°C 上水冷 900°C 逆水冷	加熱冷却条件 900°C 上水冷 加熱順序 初期変形量の大きいパ ネルから始め、凸パネルの垂 取りながら、加熱しながら 加熱する。	加熱冷却条件 900°C 上水冷 (松葉焼 or 大判焼) * 大判焼、加熱順序： 凸パネルから垂取りを行つ。	加熱冷却条件 900°C 上水冷 or 大判焼 凸部から垂取りを行つ。
P 社	加熱冷却条件 900°C 上水冷 900°C 逆水冷 加熱位置 (1)	左に同じ (1)で效果 ない場合 (2)を行う。	松葉焼、焼焼は施工して いない。 bead 部を加熱後、凸部 を焼焼させる。	左に同じ 左に同じ
Q 社	加熱冷却条件 600°C 热水 bead 部 注) 重量が大きい場合に は、900°C 逆水冷、上水冷を 用いることがある。	左に同じ 加熱順序 重量の小さい panel や 垂取りを行つ。	A) ①② Stiffer 上と bead 上 水冷 ③： 松葉焼 ④： 逆水冷 (900°C 等) B) ①② Stiffer と 加熱する。 その後、局部的に焼焼を垂 り 900°C 上水冷等で垂取り	A) ①② Stiffer 上と 凸 に關係なく、900°C 上水冷 で行う。 その後、局部加熱 B) ①② 周辺の Stiffer 上 まつ加熱。 ③： 凹部加熱
R 社	加熱冷却条件 600~600°C 上水冷 加熱位置 bead 部 * 逆水冷は使用しない。	左に同じ 加熱位置 bead 部	bead 部の背後 まつ行つ。 ①②： 600~600°C、上水冷 Stiffer 部の背後 ③④： 600~600°C 上水冷 Stiffer 向き 寸面前端に 加熱 (折出部先端部)	凸部から凹部への 垂取りを行つ。 400~600°C 上水冷

形状 造船所						
S 社	加熱冷却条件 900°C 上水冷 加熱位置 bead 部	加熱冷却条件, 加熱位置 左に同じ * 空冷を行った場合もある。 ①: 氷冷 ②: 空冷 ③ * 逆水冷を採用する場合もある	解剖としては、線状加熱 ○至量の程度によって 松葉焼、燕窓焼など 便つ。	特に意見なし	左に同じ	左に同じ
T 社	加熱冷却条件 650°C 上水冷 or 空冷 加熱位置及び順序 (1) 板厚 10mm 以下 (650°C 上水冷) ○まづ Stiffer 向き加熱 ○次に Stiffer 部と加熱 (2) 板厚 10 mm 以上 ○Stiffer 部と 650°C 空冷 ○その後、線状加熱、松葉 焼等で Stiffer 面を修正 * 逆水冷法は、Butt 部 の溶接による落ち込み部の 至取に使用している。	加熱冷却条件, 加熱位置 左に同じ 至取り順序 初期変形量の大きい panel から至取り。 ①② → 600°C 上水冷 ①④⑤ : 凸部と松葉焼 線状加熱 (650°C 上水冷) ④⑦⑧ : 燒 (650°C) について 最後の修正 (1) 板厚 12 mm 以下 ③ ④ ⑤ ⑥ ① : 線状加熱、松葉焼 で加熱 (650°C 上水冷) ②③④ : Stiffer 部と 脊焼 脊焼せによつて修正	(1) 板厚 12 mm 以上 ① ② ③ ④ ⑤ ⑥ ①② → 600°C 上水冷 ①④⑤ : 凸部と松葉焼 線状加熱 (650°C 上水冷) ④⑦⑧ : 燒 (650°C) について 最後の修正 (2) 板厚 12 mm 以下 ③ ④ ⑤ ⑥ ① : 凸部とまず線状加熱 or 松葉焼 (650°C 上水冷) ②③ : Stiffer 部と脊焼	(1). 壁厚 15 mm 以上 凸部側から線状加熱 燃、松葉焼を行う。 (2). Deck の場合 凹部から凸部へと 至取りを行う。	(1). Wall の場合 凸部側から線状加熱 燃、松葉焼を行う。 (2). Deck の場合 凹部から凸部へと 至取りを行う。	
U 社	加熱冷却条件 900°C 上水冷 加熱位置 bead 部 or Stiffer 上 * 板厚 12mm 以上の場合は 空冷を採用することがある。	加熱冷却条件 左に同じ 加熱位置 ○まず Stiffer 上加熱 と全般的に行う。 ○次に bead 部と加熱 ○至くまで panel をら行。	ます。①②③ : 900°C 上水冷 次に ④⑤⑥⑦ : 900°C 上水冷 bead 部 最後に ⑧ : 凸部とくじ型 加熱 (燕窓焼, V)	two-panel の場合と同じ	①. 900°C 上水冷 (Stiffer 上) ②. 凸部とくじ型 焼。	①. 900°C 上水冷 (Stiffer 上) ②. 凸部とくじ型 焼。 ③. 最後に凸部に ついて 900°C 上水冷 (bead 部)
V 社	加熱冷却条件 600 ~ 900°C 上水冷 加熱位置 bead 部	加熱冷却条件 左に同じ ① : 線状加熱 ② : 松葉焼 ③ : 松葉焼	Two-panel の場合と同じ	② ③ ④ ①② : 600 ~ 900°C 上水冷 bead 部 ③ : 松葉焼	○ 凸部に対して至取りを行う。 凸部の至取りを行う。	② ③ ④ ①②③④ : 600 ~ 900°C 上水冷 bead 部 ⑤ : 松葉焼

2.3 外観による歪基準

(担当: 三菱重工業)

2.3.1 外観による「やせ馬歪」の判定基準

船殻部材の「やせ馬歪」の工作精度は、日本鋼船工作法精度標準（J.S.Q.S）により許容限界を規定しているが、これは、歪取りに際して経済的かつ船体の強度に影響を及ぼさない範囲で、しかも外観上見苦しくないことを主眼として最終歪量の品質管理目標としての標準範囲と真に最終的に許容しうる値としての許容限界とを定めたものである。

本判定基準は、この限界を人間の官能という内外的要因を考慮した場合の許容限界について再検討するため、光学的計測法および肉眼判定における要因と、その影響度により許容される判定歪量を設定し、外観による「やせ馬歪」の判定基準を取りまとめた。

なお、基準作成については、昭和47年から49年度の3カ年間の調査研究に基づいたものである。

2.3.2 解説

本項は船体のやせ馬歪における許容する歪量について定めた。

(1) 外板

中央部船側、船底は、船の主体をなすものであるだけに外観上も最高に仕上げを要求されるので最悪条件で規定した。

(2) 二重底頂板、隔壁

この場所は船の姿として表に現われるところでないので美観を強く要求されることもない、各条件での許容値で規定した。

(3) 強力甲板

中央部は船側並びに船底外板と同様な位置にある
ので最悪条件で規定した。

(4) 第二甲板

強力甲板と同等とした。

(5) 船棟甲板、上部構造甲板、室壁

これら甲板室壁は、常に人に触れるところであり、船の出来、不出来を決定づける位置にあり、従って美観を強く要求されるところで最悪条件で規定した。

(6) クロスデッキ、内構部材、二重底フロア、ガーダー

最悪条件で規定した。

なお、やせ馬歪の判定歪量は、Fig. 2.3.1 に各項目の歪間隔における判定歪量（凹凸量）を表示した。

2.3.3 参考資料（歪判定基準）

最悪条件（歪を最も大きく判定する条件）において、
肉眼判定試験を行った場合、商品価値として合格と判定される歪量を許容歪量と設定し、これを建造上、対象となる「やせ馬歪」の区分単位ごとに求める。

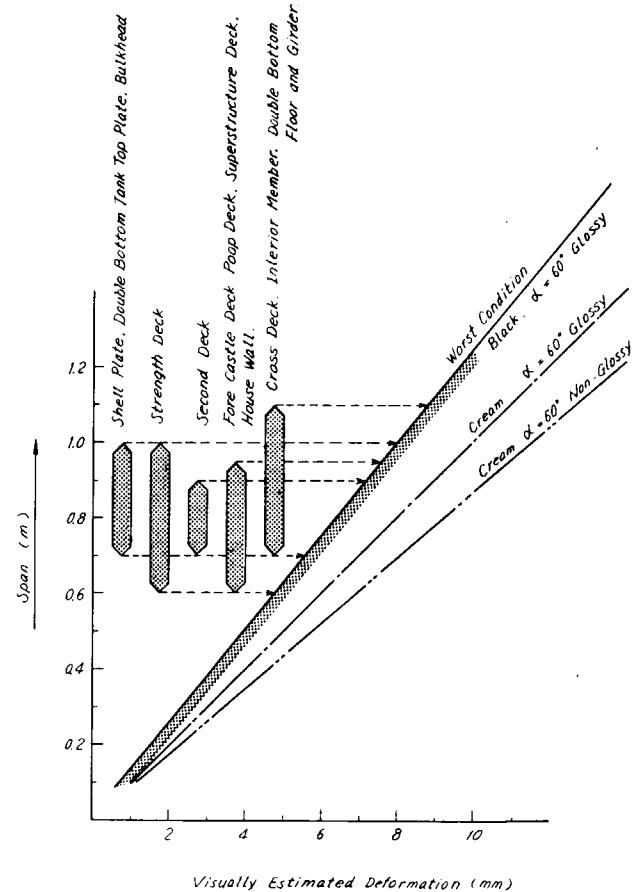


Fig. 2.3.1 Allowable limit, line of deformation

Table 2.3.1 Standard for judgement of allowable deformation : (Unfairness)

Division Location		J.S.Q.S.		Condition		Light angle 60°		Light angle 60°		Light angle 60°		Actual Span in Vessels (m)				
Sub-section	Item	Standard range (mm)	Tolerance limits (mm)	Span L (m)	Span L (m)	Luster Painted color Black	Glossy Painted color Cream	Luster Painted color Cream	Glossy Painted color Cream	Luster Painted color Cream	Glossy Painted color Cream	Span L (m)	Span L (m)			
Shell plate	Parallel part side Parallel part bottom	(4) (4)	6 6	6 0.6 6 0.7	0.8 0.9 0.9 1.0	1.1 1.1	≤0.6 ≤0.6	0.7 0.8	0.9 1.0	1.1 1.1	≤0.6 ≤0.6	0.7 0.7	0.8 0.9	1.0 1.1		
Double bottom tank top plate		(4)	6	6 0.6 6 0.7	6 0.7 7 0.8		7 7	8 8	9 9	10 10		8 8	9 9	0.7 - 1.0		
Bulkhead		(6)	8	6 0.6 6 0.7	6 0.7 7 0.8		7 7	8 8	9 9	10 10		8 8	9 9	0.7 - 0.9		
Strength deck	Parallel part Covered part	(4) (7)	6 5 6 9	6 0.6 6 0.7	6 0.7 7 0.8	9 0.6 9 0.7	9 0.6 9 0.7	7 8 8 9	9 9 9 10	10 11 10 12	11 12 11 12	8 8 8 9	9 9 9 10	10 11 10 11	0.6 - 1.1 0.6 - 1.0	
Fore-castle deck poop deck	Bare part Covered part	(4) (7)	6 6 6 9	6 0.6 6 0.7	6 0.7 7 0.8		7 7	8 8	9 9			8 8	9 9	10 10	0.7 - 0.9	
Super structure deck	Bare part Covered part	(4) (7)	6 5 6 9	6 0.6 6 0.7	6 0.7 7 0.8	6 0.6 7 0.7	7 0.6 8 0.7	8 9 9 10	9 9 10 11	10 11 10 12	11 12 11 12	8 8 8 9	9 9 9 10	10 11 10 11	0.6 - 0.9	
House wall	Out side wall In side wall Covered part	(4) (4) (7)	6 5 6 5 6 9	6 0.6 6 0.6 6 0.6	6 0.7 6 0.7 7 0.8	8 0.6 8 0.6 9 0.6	9 0.6 9 0.6 10 0.7	7 8 8 9 9 10	9 9 9 10 10 11	10 11 10 12 11 12	11 12 11 12 12 12	7 7 8 8 8 9	8 8 9 9 9 10	9 9 10 11 10 11	0.65 - 0.95 0.65 - 0.95 0.65 - 0.95	
Interior member	Web of girder trans	(5)	7	6 0.6 6 0.6	6 0.7 7 0.8	8 0.6 9 0.7	9 0.6 10 0.7	7 8 8 9	9 10 10 11	10 11 11 12	11 12 12 12	8 8 9 9	9 9 10 11	10 11 11 12	0.7 - 1.1	
Cross deck		(5)	7		6 0.6 6 0.6	7 0.7 8 0.8	9 0.6 10 0.7	7 8 8 9	9 10 10 11	11 12 12 12	12 12 12 12	8 8 9 9	9 9 10 11	10 11 11 12	0.7 - 1.1	
Double bottom	Floor and girder	(6)	8		6 0.6 6 0.6	7 0.7 7 0.7	8 0.6 9 0.7	9 0.6 10 0.7	7 8 8 9	9 10 10 11	11 12 12 12	12 12 12 12	8 8 9 9	9 9 10 11	10 11 11 12	0.7 - 1.1
Second deck	Bare Part Covered part	(6) (7)	8 9		6 0.6 6 0.6	6 0.7 7 0.7	7 0.6 8 0.7	8 0.6 9 0.7	7 8 8 9	9 10 10 11	10 11 11 12	11 12 12 12	8 8 9 9	9 9 10 11	10 11 11 12	0.7 - 0.9

さらに、錯覚（実歪量を不正確に判定）により生ずる各要因の影響度を補正加味し、歪判定基準を作成した。

(1) 昭和47、48年度までの実験結果要約

外観歪を肉眼判定する場合の影響要因として、歪の外的要因、内的要因であるが、これらを取りまとめると Fig. 2.3.2, Fig. 2.3.3, Fig. 2.3.4, Fig. 2.3.5, Fig. 2.3.6, Fig. 2.3.7, Fig. 2.3.8, Fig. 2.3.9, Fig. 2.3.10に要約される。

特に、影響される要因として明度、光源角度、光沢度、判定員の職種等であり、実船に適用するためのスケールエフェクトについては、判定歪量が、 U_0/L (U_0 : 実歪量, L : スパン)に比例することが判明した。

(2) 許容歪量

各々の影響要因中、最悪条件（歪量を最も大きく判定する条件）での感覚テストの結果では、実歪量 2 mm 以上になると「外観上好ましくない」と判定する割合が過半数を超えることがFig. 2.3.11で得られている。

この値にスケールエフェクトの影響を加味し、各 L (スパン) における感覚テストにおいて「外観上好ましくない」と判定する割合が過半数を超えるときの推定した実歪量を表わしたのがFig. 2.3.11, Fig. 2.3.12, Fig. 2.3.13, Fig. 2.3.14である。

この値を許容される歪量（許容値）とする。

(3) 錯覚による許容歪量の補正

肉眼判定における判定歪量の数値が異なる原因是、前述の如く、各内外的要因が重複し錯覚したものである。

ここでは、特に外的要因のみをとりあげ、実験結果要約より歪の大きさの判定に影響される要因とその影響度をまとめると Table 2.3.2 に示す如くである。

この影響を統計的に解析する。即ち、肉眼判定歪量をそれぞれ影響を与える関数の和として与えると次式を得る。

$$U' = A [U_0/L] + B [\alpha] + C [V] + D [K] + E \quad (2.3.1)$$

A, B, C, D, E : 比例定数

U_0 : 実歪量

α : 光源角度

V : マンセル明度値

K : 光沢度

U' : 推定判定歪量

L : スパン

これに実際の判定条件と判定歪量を(2.3.1)式に代入し、各係数を求めると

$$A = 87.2$$

$$B = 0.030 \text{ mm}^{-1}$$

$$C = -0.233 \text{ mm}$$

$$D = 0.025$$

$$E = 2.63$$

注) 光沢度については、つやあり、つやなしの2種に分類し、つやありの場合 $K = 25$ 、つやなしの場合 $K = 2.5$ を代入

U' を推定判定歪量とすると、実際の判定歪量 U と U' との関係をFig. 2.3.15に示す。これより実際の判定歪量は ± 2.5 mm (95%信頼区間) の精度で推定判定歪量と一致し、(2.3.1)式の妥当性が認められる。また、(2.3.1)式を用いて判定歪量より実歪量の推定も可能であり、この場合の精度も ± 2.5 mm となる。

従って、外観歪を肉眼判定した歪量に対し、各要因における錯覚による影響度を合成、補正付加したグラフを

Fig. 2.3.16に示す。

また、各条件での肉眼判定許容値を求め肉眼判定での代表的な条件におけるスパンと許容歪量との関係をFig. 2.3.17に示す。

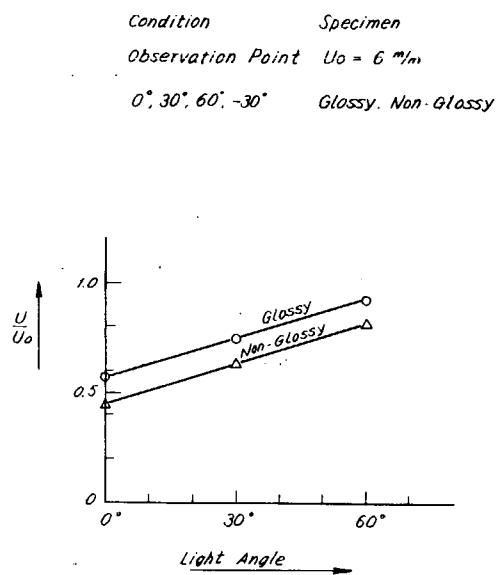


Fig. 2.3.2 Effect of light-angle

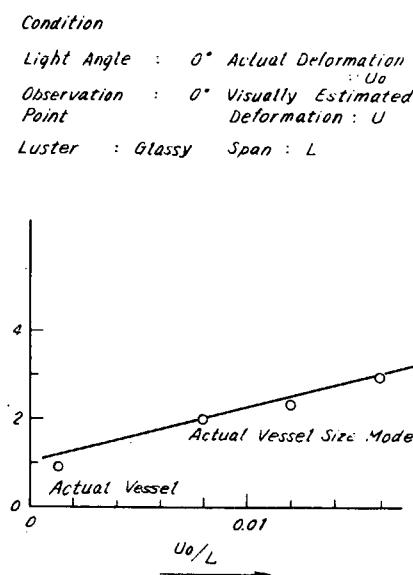


Fig. 2.3.3 Scale effect
 (on allowable amount)

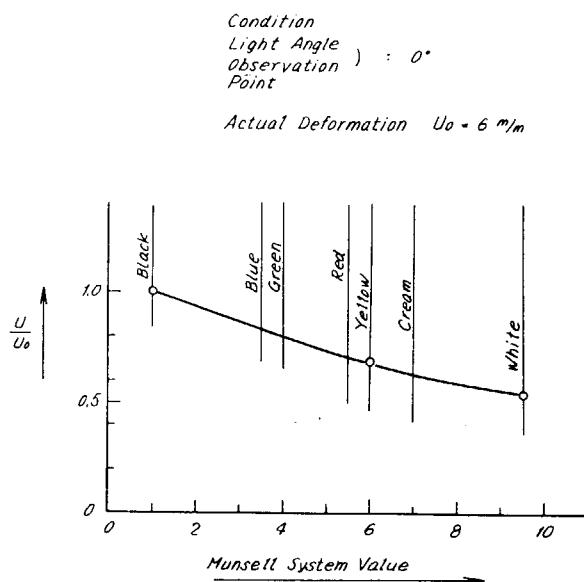


Fig. 2.3.4 Effect of brightness

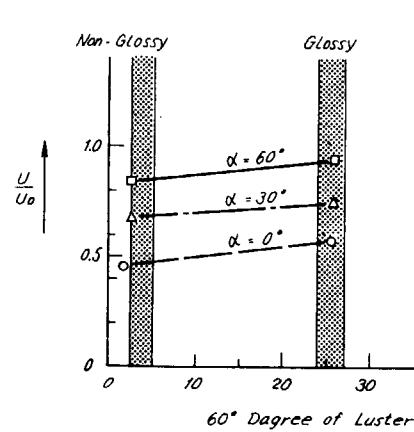


Fig. 2.3.5 Effect of luster

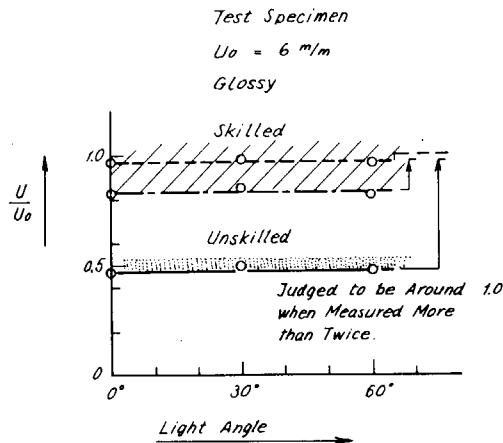


Fig. 2.3.6 Effect of skill

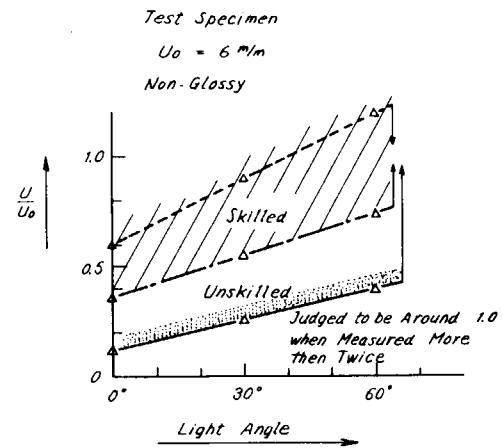


Fig. 2.3.7 Effect of skill

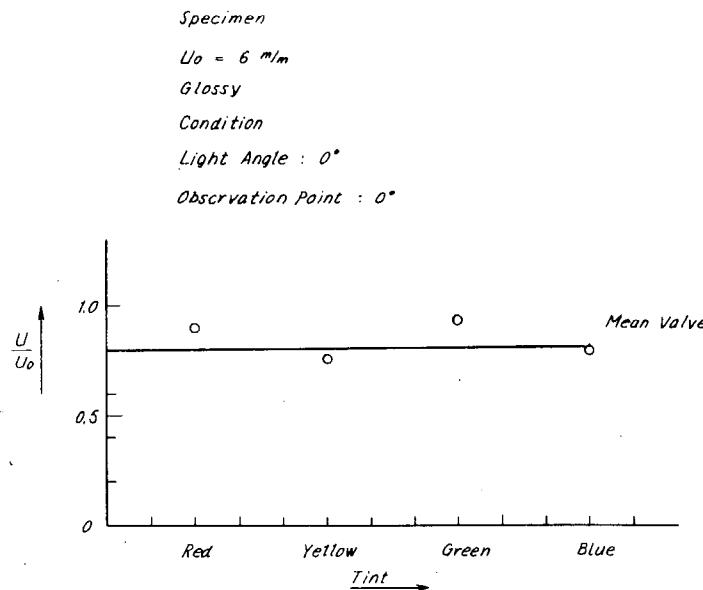


Fig. 2.3.8 Effect of tint

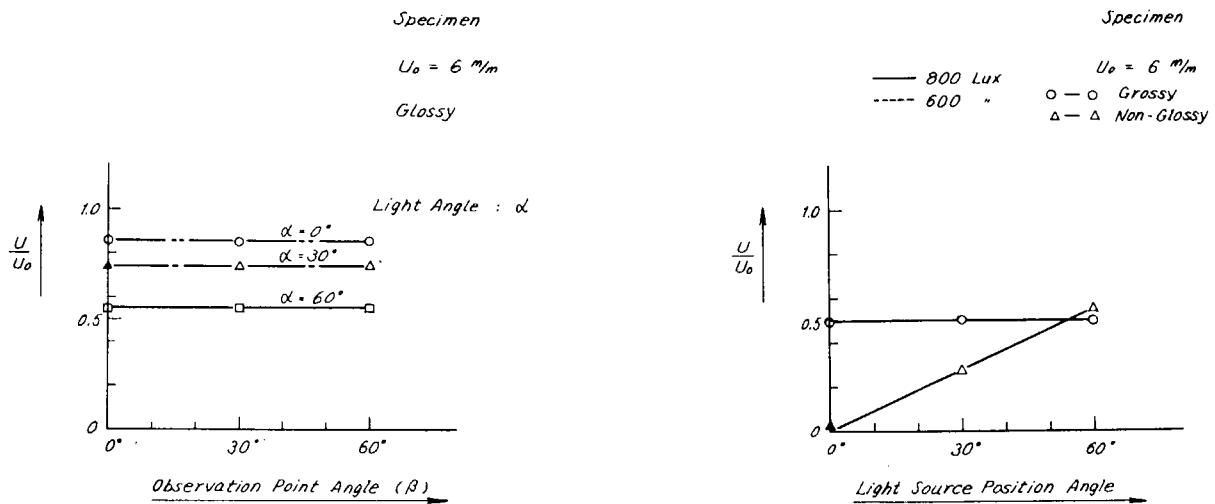


Fig. 2.3.9 Effect of observation point

Fig. 2.3.10 Effect of illumination

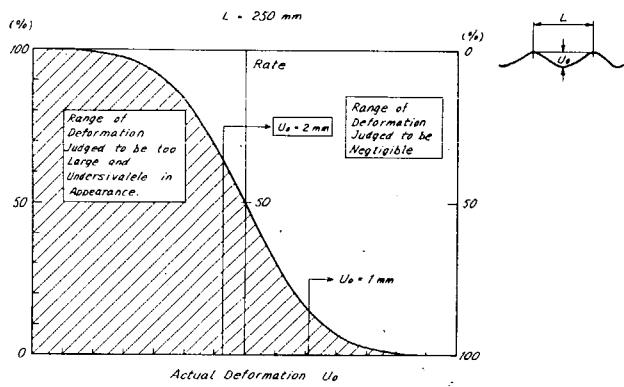


Fig. 2.3.11 Actual and sensuous amount of deformation under worst condition

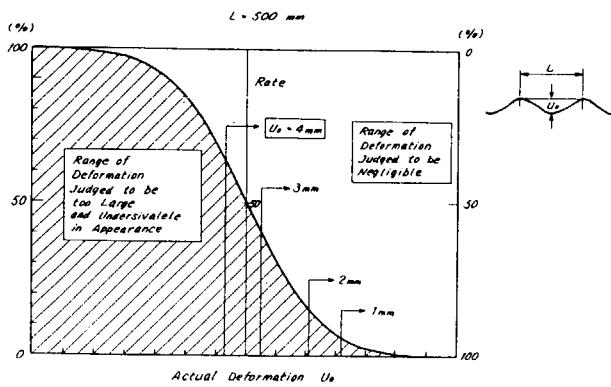


Fig. 2.3.12 Actual and sensuous amount of deformation under worst condition (Estimated)

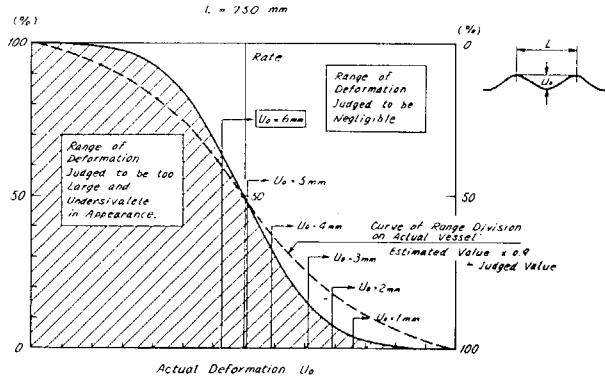


Fig. 2.3.13 Actual and sensuous amount of deformation under worst condition (Estimated)

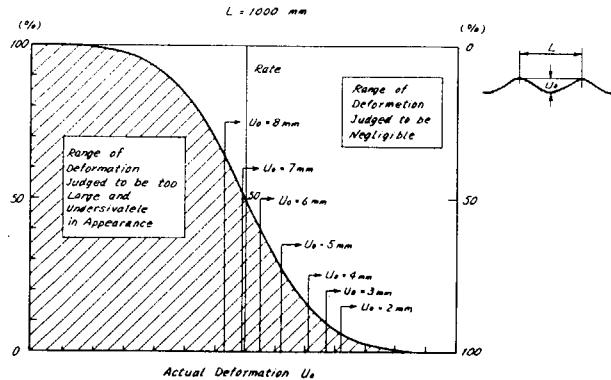


Fig. 2.3.14 Actual and sensuous amount of deformation under worst condition (Estimated)

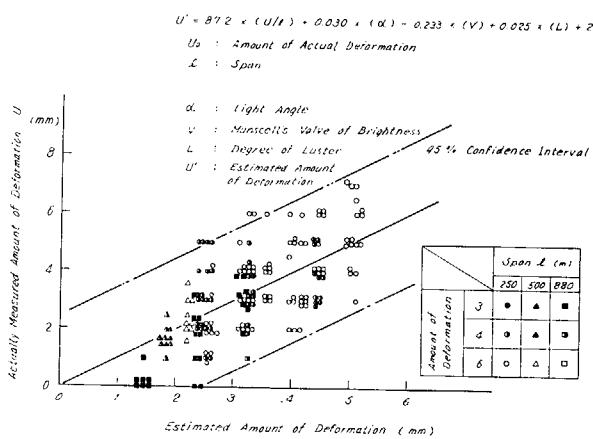


Fig. 2.3.15 Comparison of estimated (U') and actual (U) amount of deformation

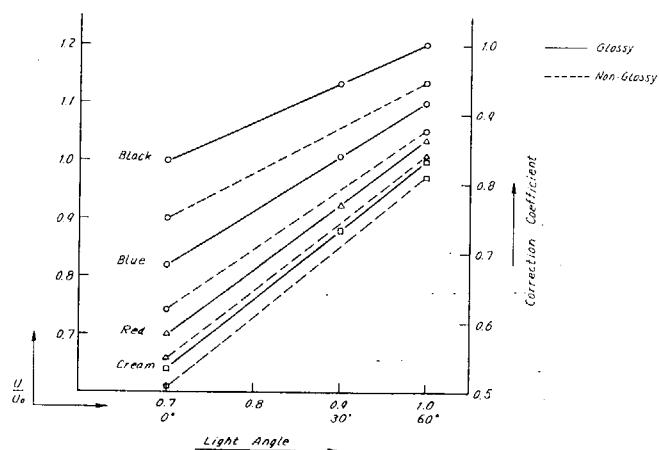


Fig. 2.3.16 Graph showing correction of optical illusion

Table 2.3.2 Effect of optical illusion by factors

Factor	Effect of Optical Illusion
Light angle	From Fig. 2.3.2, setting the case of light angle 60° as 1.0, for cases both glossy and non-glossy. 30° : 0.9 0° : 0.7
Luster	From Fig. 2.3.5, setting the case of being gloss as 1.0 for cases of light angles. 0°, 30° and 60° Non-Glossy : 0.9
Brightness of Paint	From Fig. 2.3.4, setting the case of black, the typical color in vessels, as 1.0. Blue : 0.82 Green : 0.80 Red : 0.70 Cream : 0.64
Skill	From Fig. 2.3.6 and 2.3.7, for both glossy and non-glossy surfaces, setting judgement by skilled worker as 1.0. Unskilled 0.7 ~ 0.8 However results of judgement training removes affect of this factor (Judgement of the same object more than twice brings values closer toward 1.0)
Illumination	From Fig. 2.3.10 Shows no significant difference.
Tint	From Fig. 2.3.8
Observation point	From Fig. 2.3.9
Scale effect	From Fig. 2.3.3 shows same tendency as that of measured values of test model and actual vessel.

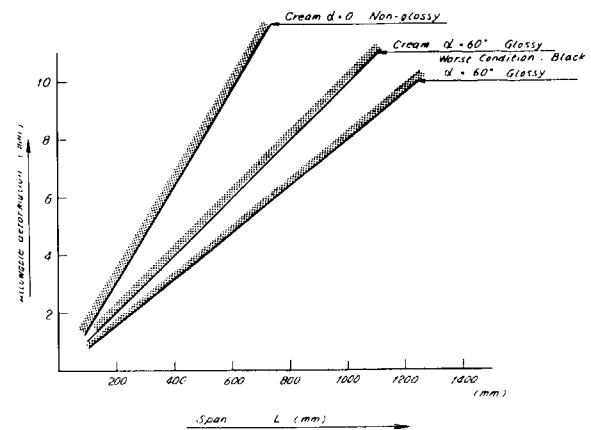


Fig. 2.3.17 Allowable limit line by naked-eye judgement

3. 船殻部材の歪量と構造強度との関連に関する研究

(担当 川崎重工業)

3.1 板材の工作歪と強度

3.1.1 はじめに

本研究は、工作歪の許容限界を強度的観点から設定するために、タンカーの板材に着目し、縦強度部材は Deck plate、横強度部材は Trans. ring の Web plate を選び、それに工作歪および残留応力がある場合の強度の統計的性質ならびに当該部材に作用する外力の統計的性質を調べ、これらに極値統計論を導入し、信頼性理論を適用して、工作歪の許容限界を求めたものである。

3.1.2 許容歪量の算出法

信頼性解析の流れは大きく二つに分けられる。すなわち、¹⁾

- 1) 真の信頼性を推定しようという方法
- 2) 信頼性を相対的尺度を示すパラメターとして用いる方法

である。しかしながら、現状では破壊のモード、外的条件に関するデータは非常に少なく、したがって、1) の方法では“数学的モデル”と“現実の構造物”との間にひらきが大きすぎ、理想化された結果がどの程度現実に近いかを知ることすら困難な場合が多い。

そこで、本解析では2) の方法を用いることとし、相対比較は以下のようにして行った。

(1) Deck plate

50,000 ~ 400,000 D. W. T 級のタンカーの使用鋼材を調査した結果以下のことが判明した。すなわち、

100,000 D. W. T 以下のタンカーの Deck PI は軟鋼 (SM41)

100,000 D. W. T 以上のタンカーの Deck PI は HT (SM50)

が使用される傾向にある。

したがって、100,000 D. W. T 以下の軟鋼使用船は十分な実績があり、安全性も十分確保されているものとし（過去の実績）、船が大型化しても軟鋼使用船の強度と同等の強度を保持するものとすれば、許容歪量がどの程度になるかを検討した。

(2) Trans. Ring の Web plate

この部分は主として軟鋼 (SM41) が使用されており、Deck plate のような比較の基準となるものがないので、今回は Deck plate (100,000 D. W. T 以下) の破壊の確率と同等の確率を保持するものをして許容歪量を求めた。

3.1.3 信頼性解析の手順

信頼性理論を適用するにあたっては、強度（最終耐荷応力）および外力（作用応力）の統計的性質を調査する必要がある。これらは、計測されたデータをもとに決められるものであるが、多くの場合、十分なデータが得られずかつまた、得られたデータ量も高々平均と分散を定めるに足る程度のものであるので解析には F.O.A. (First order approximation) の手法を用いるものとする。

いま、構造物の強度を R 、作用する外力を S とし、 R および S が $R(x_1, x_2, \dots, x_m), S(y_1, y_2, \dots, y_n)$ のように確率変数 $x_1, x_2, \dots, x_m, y_1, y_2, \dots, y_n$ で与えられた場合、その平均と分散は次式で表わされる。

$$\bar{R} = R(\bar{x}_1, \bar{x}_2, \dots, \bar{x}_m), \quad \bar{S} = S(\bar{y}_1, \bar{y}_2, \dots, \bar{y}_n) \quad |$$

$$S_R^2 = \sum_{i=1}^n \left(\frac{\partial \bar{R}}{\partial \bar{x}_i} \right)^2 \cdot S_{x_i}^2 \quad S_S^2 = \sum_{i=1}^n \left(\frac{\partial \bar{S}}{\partial \bar{y}_i} \right)^2 \cdot S_{y_i}^2 \quad \left. \right\} \dots (3.1.1)^2$$

ここに \bar{R} , \bar{x}_i 等は平均を, S_R^2 , $S_{x_i}^2$ 等は分散を表わす。

さらに, R および S が正規分布の場合, 破壊の確率は

$$\begin{aligned} P(-) &= \frac{1}{\sqrt{2\pi}} \int_{-\infty}^{\infty} \exp\left(-\frac{x^2}{2}\right) dx \\ &= \Phi(-r) \\ &= 1 - \Phi(r) \end{aligned} \quad \left. \right\} \dots (3.1.2)^2$$

ここで, $\Phi(\cdot)$ は正規分布関係数

$$r = \frac{\bar{R} - \bar{S}}{\sqrt{S_R^2 + S_S^2}} \text{ (Safety index)}$$

したがって, 式 (3.1.1) より R および S の平均, 分散を計算することにより r が求められ, 式 (3.1.2) より破壊の確率が求められる。

以下, 強度および外力の統計的性質を調べ, 破壊の確率を算出して, 相対比較を行い, 工作歪の許容基準に対する検討を行った。

3.1.4 外力の統計的性質

船体に作用する外力 (作用応力, σ_T) は, 静水平の応力 (σ_s) 波浪中の応力 (σ_d) の和で表わされるものとする。 $\sigma_T = \sigma_s + \sigma_d$

σ_T が前述の S に相当するが, その平均および分散を求めるには σ_s および σ_d の確率密度関数を求める必要がある。以下 Deck plate および Trans. ring の Web plate に作用する作用応力の統計的性質を検討する。

(1) 静水中の応力 (σ_s)

(a) Deck plate

静水曲げ応力は, 積付状態によって種々変化する統計量で, 現状では参考にできるデータがほとんどないの文献 3) にも示されているように船の大きさにかかわらず同程度の静水曲げ応力が考慮されていることから (Table. 3.1.1 参照) 船の大きさにかかわらず同じ分布関数を用いることとし, Fig. 3.1.1 に示すような正規分布を想定した。Table. 3.1.2 にその平均および標準偏差を示す。

(b) Trans. ring の Wed plate

Trans 部材は圧縮, せん断および曲げの組み合せ荷重を受けるが, ここでは簡単のために圧縮とせん断のみの組み合せを考えた。また, 圧縮, せん断の比率についても場所によって異なるので, これをパラメトリックに取り扱った。なお, 実船の s/t (Bottom or sidelong space/Plate thickness) では, せん断に関しては塑性座屈範囲, 圧縮に関しては一部弹性座屈範囲となり, この部分の設計では弹性座屈応力に安全率を見込んだ形で行われるのが普通であるので, $\sigma_s = \sigma_c$, とし, (a)で取り扱ったのと同様に (すなわち, Fig. 3.1.1 の $\sigma_s = 6.76 \text{ kg/mm}^2$ を σ_c で置き換えて), 平均および標準偏差を求めた (Table 3.1.3 Static の項)。

(2) 波浪中の応力 (σ_d)

(a) Deck plate

ここでは, 文献 4) の結果を引用し, 長期波浪外力の確率分布を指數分布するものと仮定し,^{5), 6)} これを初期

関数とする極値の平均および標準偏差を次式より求めた。¹¹⁾

$$\left. \begin{aligned} E[\sigma_{dL}] &= \lambda(r + \ln N) \\ S\sigma_{dL} &= \frac{1}{\sqrt{6}}\pi\lambda \end{aligned} \right\} \quad (3.1.3)$$

ここに $N = 10^6$ (文献4) では $N = 10^8$, N : 波浪曲げモーメントの繰返し数

$r = 0.5772$ (オイラーの定数)

λ = 波浪曲げ応力の期待値

σ_{dL} = 波浪曲げ応力のピーク値の最大値

今回の計算では、操船、航路等の影響も考慮し、船の耐用年数内に 10^6 回に 1 回遭遇するような応力を対象とした。計算結果を Table 3.1.2 (Dynamicの項) に示す。

なお、Table 3.1.2 の値は軟鋼使用船にあたるもので、HT 使用船の作用応力については、NK⁷⁾ では HT 強度を軟鋼の 1.25 倍をとっているから、Table 3.1.2 の値の 125 倍とした。

(b) Trans. ring の Wed plate

NK Rule⁷⁾ では、横強度 (静水応力) に対し $\sigma_{eq} \leq 18.0 \text{ kg/mm}^2$ をみているので、 $\sigma_y (= 24.0 \text{ kg/mm}^2)$ に対してはほぼ 6.0 kg/mm^2 程度の Margin をみているものとし、 $Q = 10^{-8}$ レベルで $E[\sigma_{dL}] = 6.0 \text{ kg/mm}^2$ と仮定した。文献8)によれば Trans. ring 平行部の Face plate の $Q = 10^{-8}$ レベルでの応力は $4.0 \sim 6.0 \text{ kg/mm}^2$ 前後でありこれは想定した $E[\sigma_{dL}] = 6.0 \text{ kg/mm}^2$ にかなり近い値である。この値をもとに式 (3.1.3) より λ を求め耐用年数内に 10^6 回に 1 回遭遇するような応力を換算した。(Table 3.1.3, Dynamicの項)。

3.1.5 強度の統計的性質

板材の最終強度に影響を与えるパラメーターとしては、①初期たわみ、②降伏応力、③残留応力、④Long & Space (S), ⑤Aspect比および⑥板厚(t)等が考えられる。これらを以下のように取り扱った。

(1) 初期たわみ (工作歪、 $\delta_0/t = \text{Initial imperfection}/\text{Plate thickness}$)

(a) Deck plate

Deck plate の工作歪の平均および標準偏差はそれぞれ $\overline{\delta_0/t} (\text{以下 } \bar{\Delta}_0 \text{ とする}) = 0.064$, $S\Delta_0 = 0.042$ である¹⁰⁾。その度数分布の 1 例を Fig. 3.1.2 に示す。

さらに、ここでは 1 隻の船の 1 Panel (Long と Trans で囲まれた Aspect 比が約の板材) が破壊する確率を対象としたので、ほぼ同程度の曲げ応力を受けると考えられる $0.4 L \times W$ 間の panel 数 (Table 3.1.4, Np) を考慮し、上記初期たわみが正規分布の初期関数と仮定し、次式でその極値の平均と分散を求めた。

$$\left. \begin{aligned} E[\Delta_{0u}] &= \frac{r}{\alpha} + \bar{\Delta}_u \\ S_{\Delta_{0u}}^2 &= \frac{1}{6} \left(\frac{\pi}{\alpha} \right)^2 \end{aligned} \right\} \quad (3.1.4)$$

ここに $r = 0.5772$ (オイラーの定数)

$P(\Delta_u) = 1 - 1/N_p$

$\alpha = N_p \cdot P(\Delta_u)$

$N_p = \text{パネル総数}$

計算結果を Table 3.1.4 に示す。

(b) Trans. ring の Wed plate

Trans. ring の Wed plate の工作歪の平均および標準偏差はそれぞれ $\bar{\Delta}_0 = 0.15$, $S\Delta_0 = 0.12$ である。また¹⁰⁾

横強度部材に発生する応力は船の長さ方向にわたって種々の積付状態によって Randomと考えられるので、 Panel 数は全Spanを考慮し、式(3.1.4)より、極値の平均および分散を求めた。

すなわち、全Panel数(N_p) = 5.8×10^4

$$E[\Delta_{0u}] = 0.663$$

$$S^2\Delta_{0u} = 1.249 \times 10^{-3}$$

を用いた。なお、対象とした船は 200,000D.W.T.級のみである。

(2) 降伏応力 (σ_y)

降伏応力に関してもばらつきが考えられ、JSSC¹³⁾でも調査されているが、これらは全て薄板に関するものであり、船殻部材のように厚板で構成されるものに対してこれを適用するのは不適当と思われる所以、この種の資料が整備するのをまつこととして、ここでは最小保証値を用い、これを確定量として扱った。

すなわち、Deck plate, Trans. webとも軟鋼(SM41)に対しては、 $\sigma_y = 240 \text{ kg/mm}^2$ 、HT(SM50)に対しては $\sigma_y = 320 \text{ kg/mm}^2$ とした。

(3) 残留応力 (σ_r)

(a) Deck plate

残留応力は文献9)より引用し、確定量として取り扱った。

(b) Trans. ring の Web plate

Aspect 比が 0.5 のせん断あるいは圧縮を受ける板材の残留応力の影響はまだ計算されていないので、残留応力の影響は考慮していない。

(4) Long^L space (S)

1隻の船を考える場合、Long^L space (s) および板厚(t)は一定と考えられるので s/t で無次元化し、実船の s/t の実績を調べ、その範囲を Cover するように、これをパラメトリックに変えて計算した。

(a) Deck plate

Deck plate の s/t の実績範囲は以下の通りである。

軟鋼使用船 $35 \leq s/t \leq 42$

TH 使用船 $35 \leq s/t \leq 50$

(b) Trans. ring の Web plate

Trans. ring の Web plate の s/t の実績範囲は以下の通り

軟 鋼 $40 \leq s/t \leq 80$

以下の解析では、上記の範囲をパラメトリックに取り扱った。

(5) Aspect 比

(a) Deck plate

Deck plate は Lang および Trans. で囲まれる板材を対象としたが、40,000 ~ 400,000D.W.T. 級のタンカーでは Aspect 比がほぼ 5 である。

(b) Trans. ring の Web plate

今回対象とした船は 200,000D.W.T. 級のタンカーの Web plate であり、この級では Aspect 比はほぼ 0.5 である。以上から、最終強度に影響を与えるパラメーターの内、初期たわみのみを確率変数として取り扱うこととした。

(6) 最終強度線図

(a) Deck plate

Deck plate は Aspect 比 5 程度の板材であるが、荷重辺が短辺であるので、その最終強度は圧縮を受ける初期た

わみのある正方形板のそれで近似できるものとした。Fig. 3.1.3 が初期たわみと最終強度との関係を表わす最終強度線図である。

(b) Trans. ring の Web plate

Trans. web では荷重辺が長辺であるので, Sine 半波の初期たわみに対し, せん断, 圧縮ともそれぞれ個別に最終強度を求め, せん断の最終強度は初期たわみの影響を受けないことを確認し, これを Fig. 3.1.4 の圧縮の最終強度線図とを考慮し, 相関曲線を Fig. 3.1.5 に示すように仮定した。

また, 比較のために, 実船の s/t が最終強度線図上でどのあたりに位置するかをみたのが Fig. 3.1.6 および Fig. 3.1.7 である。

(7) 最終強度の統計的性質

(1)の初期たわみの統計的性質, (6)の最終強度線図をもとに最終強度の統計的性質を求める。

(a) Deck plate

Fig. 3.1.3 をもとに, 最終強度 (σ_u) と, 初期たわみ (Δ_0), 降伏応力 (σ_y) および $\frac{S}{t} \sqrt{\frac{\sigma_y}{E}}$ との間に数式

化をほどこすと次式を得る。

$$\sigma_u = \sigma_y \left[\frac{\beta \left(\frac{S}{t} \sqrt{\frac{\sigma_y}{E}} \right)}{\Delta_0 + \alpha \left(\frac{S}{t} \sqrt{\frac{\sigma_y}{E}} \right)} + \epsilon \left(\frac{S}{t} \sqrt{\frac{\sigma_y}{E}} \right) \right] \quad (3.1.5)$$

ここに α , β および ϵ は Fig. 3.1.8 に示すように $\frac{S}{t} \sqrt{\frac{\sigma_y}{E}}$ の関数である。

式 (3.1.5) をもとに式 (3.1.1) で示した方法で最終強度 (σ_u) の平均と標準偏差を求める式 (3.1.6) が得られる。

$$\begin{aligned} \bar{\sigma}_u &= \sigma_y \left[\frac{\beta \left(\frac{S}{t} \sqrt{\frac{\sigma_y}{E}} \right)}{\Delta_0 + \alpha \left(\frac{S}{t} \sqrt{\frac{\sigma_y}{E}} \right)} + \epsilon \left(\frac{S}{t} \sqrt{\frac{\sigma_y}{E}} \right) \right] \\ S_{\sigma_u} &= \left| \frac{\partial \bar{\sigma}_u}{\partial \Delta_0} \right| \cdot S_{\Delta_0} \end{aligned} \quad \left. \right\} \quad (3.1.6)$$

式 (3.1.6) をもとに, すでに示した σ_y , Δ_{0u} (式 3.1.6 中, Δ_0 に対応) の値を用い s/t をパラメトリックに変えたときの最終強度 (σ_u) の平均, 標準偏差および変動係数 (C.O.V.) は Table 3.1.5 に示す通りである。

(b) Trans. ring の Web plate

Fig. 3.1.5 をもとに圧縮とせん断の最終強度は次式で与えられる。

$$\left(\frac{\sigma}{\mu \sigma_y} \right)^2 + \left(\frac{\tau}{\tau_y} \right)^2 = 1.0 \quad (3.1.7)$$

$$\text{ここで, } \mu = \frac{\beta \left(\frac{h}{t} \sqrt{\frac{\sigma_y}{E}} \right)}{\Delta_0 + \alpha \left(\frac{h}{t} \sqrt{\frac{\sigma_y}{E}} \right)} + \epsilon \left(\frac{h}{t} \sqrt{\frac{\sigma_y}{E}} \right)$$

α , β および ϵ は Table 3.1.6 に示すように $\frac{h}{t} \sqrt{\frac{\sigma_y}{E}}$ の関数である。

いま、Loading path を $\frac{\sigma}{\sigma_y} = m \frac{\tau}{\tau_y}$ とし、最終強度を σ_u で表わせば、その平均と標準偏差は次式で与えられる。

$$\bar{\sigma}_u = \sigma_y \cdot \sqrt{\frac{1+m^2}{\bar{\mu}^2 + m^2} \cdot \bar{\mu}}$$

$$S\sigma_u = \sqrt{\frac{1+m^2}{\bar{\mu}^2 + m^2}} \cdot \left| 1 - \frac{\bar{\mu}^2}{\bar{\mu}^2 + m^2} \right| \cdot \frac{\beta}{(\bar{\Delta}_0 + \alpha)^2} \cdot S\Delta_0 \quad \left. \right\} \dots\dots\dots(3.1.8)$$

ここで $\bar{\mu} = \frac{\beta}{\bar{\Delta}_0 + \alpha} + \varepsilon$

式(3.1.8)をもとに m および $\frac{h}{t} \sqrt{\frac{\sigma_y}{E}}$ をパラメトリックに扱かい、最終強度の平均、標準偏差を求めたものが Table 3.1.7 である。

3.1.6 破壊の確率と許容基準

前節までに、外力（作用応力）の統計量が定まり、板材の最終強度の確率分布が初期たわみの極値の関数として定まった。

したがって、初期たわみの分布関数が与えられるとそれから極値を求め、破壊の確率が求められ、また、逆に破壊の確率を与えてやれば、これを満足する初期たわみの極値（最大期待値であるのでこれを規制値とした）も計算できる。

工作歪許容量の算出にあたっては次の2項目について検討した。すなわち、

- 1) 破壊の確率を与えた場合の許容歪量の検討
- 2) 相対比較（過去の実績との比較）による許容歪量の検討

を行い 2) より許容歪量の基準を算出した。

(1) 破壊の確率を与えた場合の許容歪量

(a) Deck plate

Fig. 3.1.9 および Fig. 3.1.10 は Table. 3.1.2 の外力に対し、Table 3.1.5 の 100,000 D. W. T 以下の船と、100,000 D. W. T の船 (Table 3.1.5 からも判るように、最終強度の極値の平均と標準偏差がほとんど同じであり、外力も変わらないと考えているので、100,000 D. W. T の船で 100,000 D. W. T 以上の船を代表させた) に対する最終強度を用いて、式(3.1.2)から各 $\frac{S}{t} \sqrt{\frac{\sigma_y}{E}}$ に対し、破壊の確率が 10^{-1} , 10^{-2} , 10^{-3} および 10^{-4} となるような初期たわみの極値（規制値）を求めたものである。Fig. 3.1.9 は残留応力の影響がない場合、Fig. 3.1.10 は残留応力の影響がある場合の δ_0/t と s/t の関係である。

(b) Trans. ring の Web plate

Fig. 3.1.11 および Fig. 3.1.12 は Table 3.1.3 の外力に対し、Table 3.1.7 の最終強度を用いて、式(3.1.2)により、各 s/t に対し、破壊の確率が 10^{-3} および 10^{-4} となるような初期たわみの極値（規制値）を求めたものである。

上記(a), (b)とも、静水応力の仮定、降伏応力に最小保証値を用いていること、さらに解析が F. O. A. であることから、これらを直接真の破壊の確率とみなすには問題があるが、使用鋼材が軟鋼の場合と HT の場合、残留応力の有無あるいは小型船と大型船等の相対比較の尺度としては有効である。

(2) 相対比較による許容歪量

(a) Deck plate

3.1.2(1)でもすでに述べたように、比較の基準は 100,000 D. W. T 以下のタンカーで Deck plate が軟鋼の破壊の確率を与えた基準とし、Deck plate が HT の船の破壊の確率をこれと合うように初期たわみの極値（

規制値)を求めた。

計算結果をFig. 3.1.13に示す。図中、一点鎖線はJ. S. Q. S⁽²⁾の要求値を示す。図によれば δ_0/t の規制値は s/t の増加とともに厳しくなっており、この傾向は s/t が増加するとともに強度が低下(Fig. 3.1.3参照)することから妥当であろうと考えられる。したがって、J. S. Q. Sでは、 s/t が小さい範囲では厳しすぎ、 s/t が大きい領域では危険側になるものと考えられる。

また、残留応力の影響は大きく、 s/t が大きい領域では、この傾向は顕著である。

(b) Trans ring の Web plate

比較の基準は3.1.2(2)でも述べたように、本節(a)と同じように軟鋼使用船のDeck plateの破壊の確率とした。

Fig. 3.1.14が初期たわみの規制値である。図中、一点鎖線はJ. S. Q. Sの要求値である。図によれば圧縮荷重のみの場合はJ. S. Q. Sの要求値をかなり下回っているが、現実にはせん断、曲げおよび圧縮の組み合せ荷重を受け、その内、せん断、曲げの最終強度は初期たわみの影響を余り受けないことから、この規制値はかなり緩和されるものと思われる。⁽¹⁴⁾

また、せん断と圧縮の組み合せ荷重では、せん断の比率が増すにつれて初期たわみの影響が減少することがわかる。

3.1.7 考 察

(1) Deck plate

(a) 超過確率を $Q = 10^{-6}$ から $Q = 10^{-8}$ に変えた場合

前記比較計算は $Q = 10^{-6}$ レベルで行っているので、 $Q = 10^{-8}$ レベルに変えた場合に許容限界に差異があるかどうかについて検討した。この場合の外力は、Table 3.1.8のようになり、この値をもとにDeck plateが軟鋼の破壊の確率を求めるとき、 $s/t \leq 42$ では破壊の確率は s/t に関係なくほとんど一定で、その値はTable 3.1.9のようになる。

Table 3.1.8の外力のもとで、これと同じ破壊の確率を持たせるようにDeck plateがHTの初期たわみの規制値を求めるとき、Table 3.1.10のようになり、 $Q = 10^{-6}$ と $Q = 10^{-8}$ の外力レベルでの許容値はほとんど変わらないことが判明した。

(b) 降伏応力のばらつきを考慮した場合

実際には降伏応力の平均値は最小保証値よりも大きく、ちらばりをもっているので平均と標準偏差をTable 3.1.11のように設定した。

この値を用いて軟鋼の破壊の確率を求め、残留応力がある場合について、HT使用船の初期たわみの規制値を求めるとき、Table 3.1.12のようになり、最小保証値を用いた場合よりも厳しくなっている。

これは降伏応力の平均値で考えた場合、軟鋼: $29.7 / 24.0 = 1.24$ 、HT: $37.2 / 32.0 = 1.16$ となり、降伏応力の平均値の最小保証値に対する増加率は軟鋼の方が大きく、軟鋼を基準にした場合、HTの強度は6~7%程度減少しているのが主な原因であろう。

(c) Fig. 3.1.13の許容歪量(残留応力のある場合)について

HTの初期たわみの規制値がFig. 3.1.13のようになると厳しくなるのはFig. 3.1.3の最終強度と $\frac{s}{t} \sqrt{\frac{\sigma_y}{E}}$ の曲線に起因しているものと考えられる。

すなわち、Fig. 3.1.6に示すように軟鋼使用船の s/t の実績の範囲では s/t による最終強度の変化はほとんどなく、 δ_0/t だけに関係しているのに反し、HT使用船では残留応力がある場合、 $35 \leq s/t \leq 50$ の範囲では最終強度の低下が最も大きい部分になっており、 δ_0/t の基準を厳しくするだけでは最終強度の低下をcoverしきれないためであろう。

(2) Trans. ring の Web plate

(a) Deck plateの許容基準とTrans. ring の Web plateの許容基準の差異

Fig. 3. 1.13とFig. 3. 1.14を比べると許容基準の傾向が異なるがこれが次の理由による。すなわち、Deck plate ではほとんど全ての s/t は塑性座屈の領域にある (Fig. 3. 1. 6) のに反し、Trans. ring では s/t の大きいものでは、弾性座屈 (圧縮) を起す領域に入る (Fig. 3. 1. 7)。したがって、Trans. ring の場合、この領域での作用応力は弾性座屈応力が以下であるはずであり、最終強度も初期たわみの効きの小さいところであると同時に、弾性座屈応力よりも高いために、Fig. 3. 1.14のように s/t が大きい領域で右上りのカーブとなるものと考えられる。

3. 1. 8 結論

(1) Deck plate (Fig. 3.1.13)

調査の対象とした船は 50,000 ~ 400,000 D. W. T 級タンカーである。

(a) 船の大型化により Deck plate は HT が使用されるようになったため、 $\frac{s}{t} \sqrt{\frac{\sigma_y}{E}}$ は、100,000 D. W. T 以下の船に比較して大となり、初期たわみおよび残留応力の影響を大きく受け、最終強度 (σ_u) と σ_y の比は低下する傾向にある。

(b) 今回得られた許容基準では、 $s/t = 40$ 附近では現在の J. S. Q. S はほぼ妥当な値になっているが、 δ_0/t の規制値は s/t の増加とともに厳しくする必要があり、特に残留応力のある場合その影響は大きく注意を要する。

(2) Trans. ring の Web plate (Fig. 3. 1.14)

調査の対象とした船は 200,000 D. W. T 級タンカーである。

(a) 作用荷重が圧縮のみの場合、規制値はかなり厳しくなるが、Trans. 部材ではほとんどが組み合せ荷重であるので、この点を考慮すれば J. S. Q. S はかなり妥当な値になっているものと考えられる。

3. 1. 9 問題点および今後の課題

今回得られた結果は、板材の許容歪に対する考え方の骨子を示したものであり、数値的には限られた資料からの大胆な仮定に基づく試算であり、今後逐次今回の数値を改善していくかねばならない。

問題点および今後の課題を列記すると以下のようになる。

(1) 船種

今回算出した許容基準はタンカーに対するもののみである。したがって、鉱石運搬船、コンテナ船等他種の船に対しても今回の方法を適用し、これらを船種ごとに比較し、その妥当性をチェックしておく必要がある。

(2) 対象とした部材

対象とした部材は Deck plate と Trans. ring であり、また、対象とした場所は、Deck plate では船体中央部で横曲げの影響を受けない部分、Trans. ring は平行部 (コーナー部等は除外) 等標準的な場所を選んだ。

したがって、側板近くの Deck plate あるいは Trans. ring のコーナー部近傍、その他外板、隔壁等の許容歪量の検討が必要である。

(3) 外力の推定

外力に対しては多くの大胆な仮定を設けており、特に静水中の応力についてはさらにくわしい応力解析あるいは計測等により、その評価方法を確立する必要がある。また、波浪中の応力についてはかなり研究は進んでいるが、今回は作用応力を HT の場合、軟鋼の 1.25 倍をとる等の操作をしているので、船種別の解析とも合わせ、さらに多くのデータによりこれを修正し、より現実に近いものにする必要がある。

(4) 最終強度の推定

今回の解析では、最終強度を支配する設計変数として δ_0 , t , S , σ_y , E 等をあげ δ_0 のみを確率変数として扱ったが、部材寸法等のちらばりも調査し、何が一番大きく信頼性に影響を与えるかを調査しておくことも必要である。

また、組み合せ荷重に対しては、特に Trans. ring では、船の大型化により Aspect 比が 1 に近づくことも考慮して、相関曲線を整備する必要がある。

(5) 相対比較計算

相対比較のもととなった過去の実績は、これが直接最終結果に影響を及ぼすことから、さらに多くのデータ（特に船種別のデータ）をもとに、その信頼度を高める必要がある。

また、Trans. ring については、Deck plate を基準とし、許容歪量を求めたが、必ずしもそうする必要はなく重要度あるいは他の設計上の制約も含めて決めるべき性質のものであり、今後さらに検討を加える必要がある。

(6) Structural element

今回の解析では Element のみを対象にし、 δ_0 が最終強度に大きく影響をおよぼすことから、 δ_0 に規制値を与えることで処理したが、Component として δ_0 は効くのか、さらに Substructure としてはどうか等多くの検討項目が残されており、今後はこの方面の研究を推し進める必要がある。

3.1.10 おわりに

従来、荷重評価、構造解析、安全度の確認といった手順で行われる構造設計は中間の構造解析を除いてさしたる変革はみられなかったが、近年荷重評価に関し精力的な研究が続けられ現在まとめの段階に移っているといえる。

しかしながら、安全度の確認に対しては、まだ有力な判定基準が得られていないのが現状のようである。

本研究は、この点を考慮し、過去のデータに基づいた統計学的推定をもとに、新、旧の信頼度を比較することにより、すでに十分実績のある従来の信頼度を調べ、このような間接的方法が設計に有効に利用されるために、統計解析上必要な数の実例による裏付けさえあれば、相対比較によって理論的に裏付けのある工作歪の許容量が得られることを示し、安全設計を行う場合にもこの方法で理論的 Approach ができるという見通しを得た。

参考文献

- (1) 板垣“信頼性工学の動向” 日本造船学会誌 № 548 昭和50年2月
- (2) A. M. Freudenthal et al Proc. ASCE ST - 9 (Sep. 1974)
- (3) 安川他“船殻部材の許容歪曲に対する信頼性理論の適用” 昭和50年日本造船学会秋季講演会にて講演
- (4) 秋田他“船体縦強度解析に関するトータルシステム－タンカーの縦強度について”
日本造船学会論文集, 第135号(昭和49年5月)
- (5) A. E. Mansour "Approximate Probabilistic Method of Calculating Ship Longitudinal Strength"
J. Ship Research, Vol. 18, № 3 (Sep. 1974)
- (6) A. E. Mansour and D. Faulkner "On the Statistical Approach to Extreme Sea Loads and Ship Hull Strength" RINA (Nov. 1973)
- (7) 日本海事協会“船級登録および構造検査等に関する規則集”(昭和50年)
- (8) SR 134 研究部会, 第22回幹事会資料
- (9) 上田, 安川他“圧縮を受ける正方形板の最終強度に関する研究(第一報)－初期たわみおよび溶接残留応力の影響について－”
日本造船学会論文集, 第137号(昭和50年5月)
- (10) SR 127 研究部会, 研究資料 № 212
- (11) E. Gumbel "Statistics of Extremes"
Columbia University Press, New York (1966)
- (12) Japan Shipbuilding Quality Standards
(J. S. Q. S. 日本鋼船工作法精度標準, 船殻関係, 1973年度版)
- (13) 西村“鋼材の機械的性質のばらつきについて”
J. S. S. C. Vol. 5 №48 1969
- (14) 上田“溶接による初期不整と平板の剛性, 強度に関する研究”
SR 127 第21回幹事会資料 (SR 127 - 21 - 4)

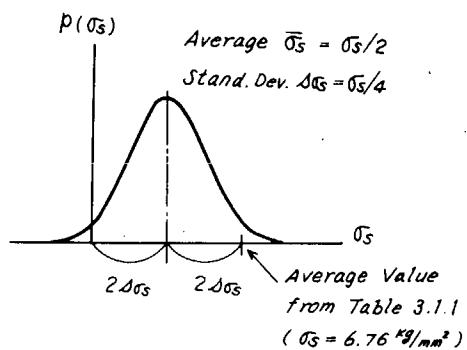


Fig. 3.1.1 Probability density function of stress in stillwater³⁾

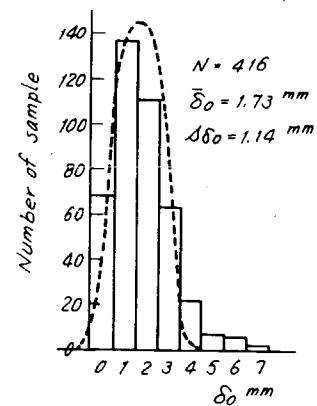


Fig. 3.1.2 Histogram of initial imperfection¹⁰⁾

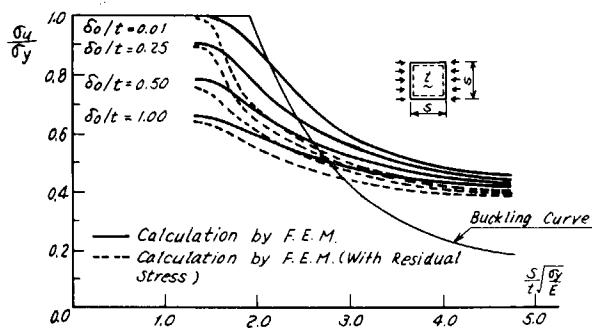


Fig. 3.1.3 Compressive ultimate strength of square plate including effects of initial imperfection and welding residual stresses⁹⁾

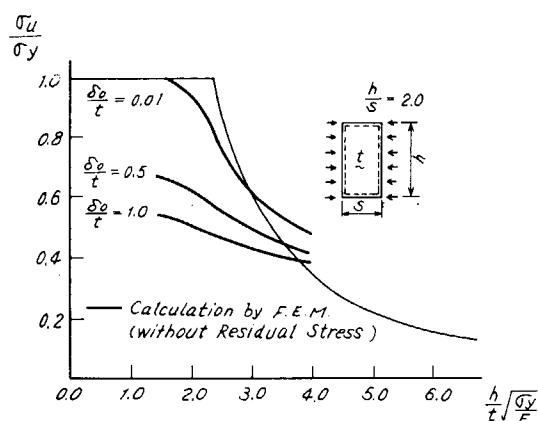


Fig. 3.1.4 Compressive ultimate strength of rectangular plate including effects of initial imperfection⁴⁾

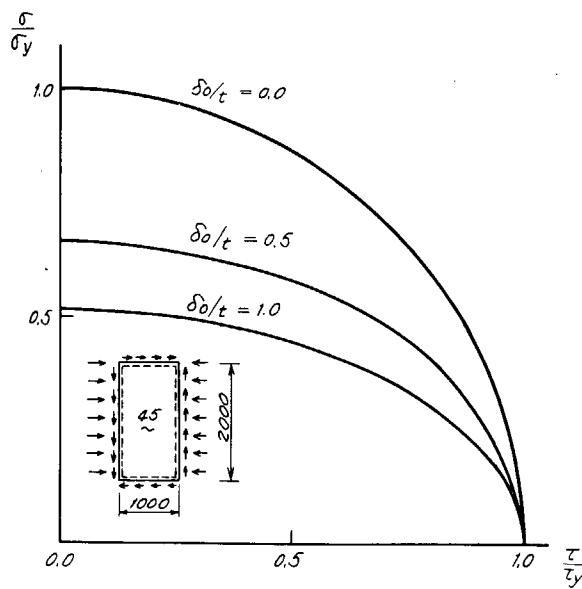


Fig. 3.1.5 Interaction curve for rectangular plate with initial imperfections under combined shear and compression

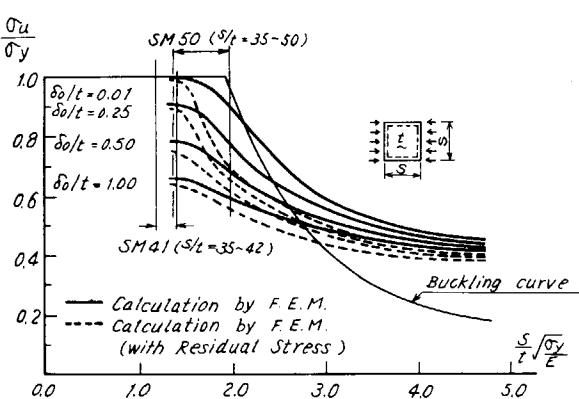


Fig. 3.1.6 Range of s/t of actual ships on ultimate strength curve ($\sigma_y = 24 \text{ kg/mm}^2$ for SM 41, $\sigma_y = 32 \text{ kg/mm}^2$ for SM 50, respectively)⁹⁾

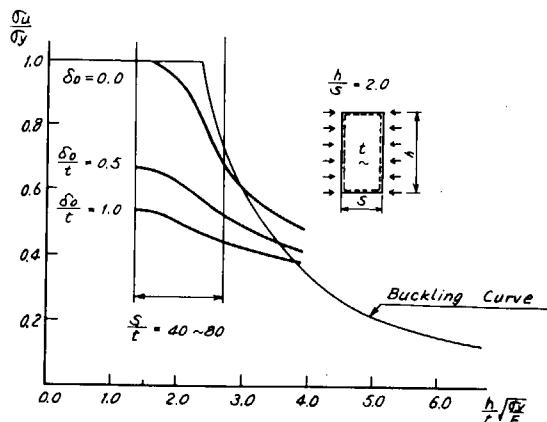


Fig. 3.1.7 Range of s/t of actual ships on ultimate strength curve (Compression, $\sigma_y = 24 \text{ kg/mm}^2$)¹⁴⁾

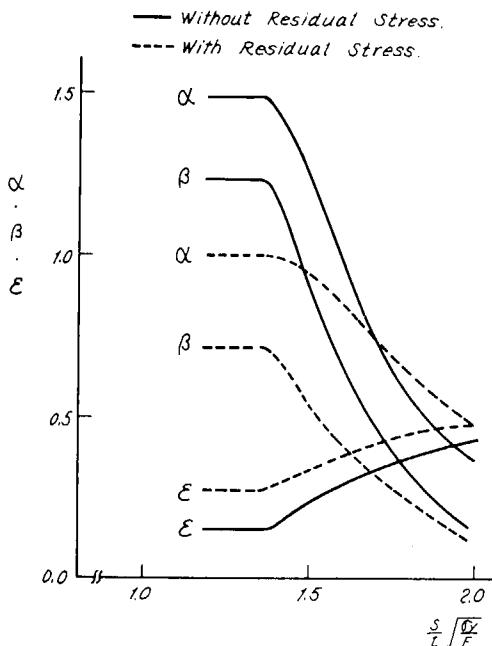


Fig. 3.1.8 Relation between α , β , ϵ and $\frac{s}{t} \sqrt{\frac{\sigma_y}{E}}$

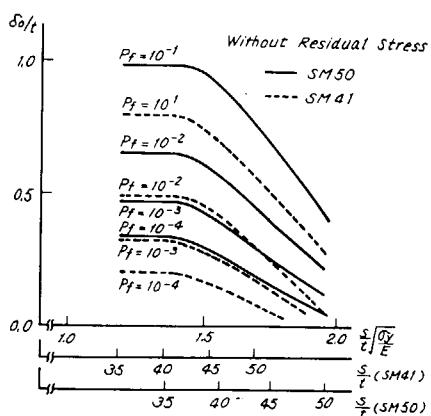


Fig. 3.1.9 Relation between production tolerance of initial imperfection (δ_0/t) and s/t for $P_f = 10^{-1}, 10^{-2}, 10^{-3}$ and 10^{-4} (Deck plate)³⁾

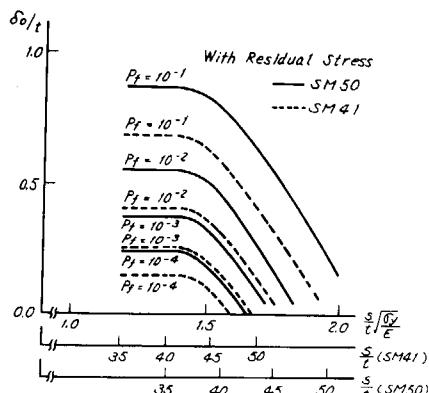


Fig. 3.1.10 Relation between production tolerance of initial imperfection (δ_0/t) and s/t for $P_f = 10^{-1}, 10^{-2}, 10^{-3}$ and 10^{-4} (Deck plate)³⁾

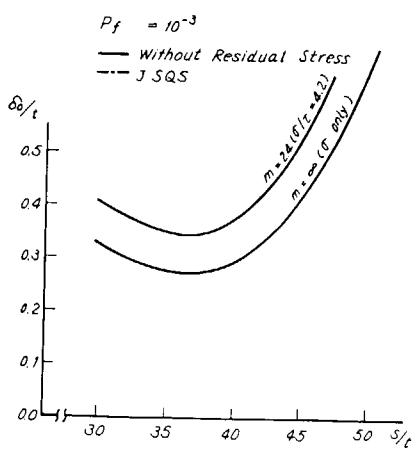


Fig. 3.1.11 Relation between production tolerance of initial imperfection (δ_0/t) and s/t for $P_f = 10^{-3}$ (Web plate of trans. ring)

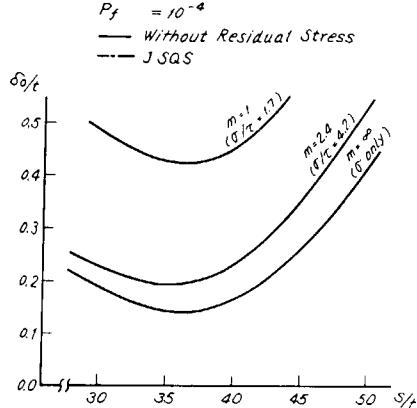


Fig. 3.1.12 Relation between production tolerance of initial imperfection (δ_0/t) and s/t for $P_f = 10^{-4}$ (Web plate of trans. ring)

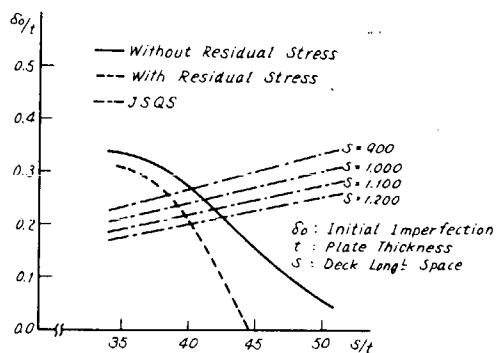


Fig. 3. 1.13 Production tolerance of initial imperfection for deck plate³⁾

Table 3. 1. 1 Bending moment and stress in stillwater³⁾

No.	D. W. T	$M_s (\times 10^5 t \cdot m)$	$\sigma_s (\text{kg/mm}^2)$
1	40,775	1,273	6.35
2	51,500	1,461	6.34
3	66,750	1,894	6.28
4	101,936	2,580	6.45
5	118,400	3,923	7.29
6	155,450	4,226	7.14
7	157,825	4,610	6.93
8	232,339	5,492	6.85
9	249,255	6,010	6.56
10	307,432	6,011	6.68
11	372,698	9,241	7.65
12	416,581	8,897	6.42

Table 3. 1. 3 Average and standard deviation of working stress
(Compressive stress, unit : kg/mm^2)

$\frac{h}{t\sqrt{E}} \frac{\sigma_y}{}$	m	Static		Dynamic ($Q = 10^{-6}$)		Total	
		$\bar{\sigma}_s$	$S\sigma_s$	$\bar{\sigma}_w$	$S\sigma_w$	$\bar{\sigma}_T$	$S\sigma_T$
1.502 ($t = 45$)	1.0	6.37	3.185	3.32	0.295	9.69	3.199
	2.414	8.32	4.160	4.33	0.386	12.65	4.178
	∞	9.00	4.500	4.69	0.418	13.69	4.519
2.504 ($t = 27$)	1.0	2.94	1.472	3.32	0.295	6.26	1.501
	2.414	3.66	1.832	4.33	0.386	7.99	1.872
	∞	3.89	1.946	4.69	0.418	8.58	1.990
3.588 ($t = 19$)	1.0	1.77	0.885	3.32	0.295	5.09	0.933
	2.414	1.90	0.948	4.33	0.386	6.23	1.024
	∞	1.93	0.963	4.69	0.418	6.62	1.050

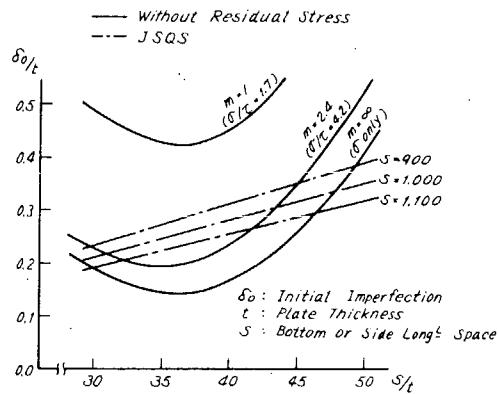


Fig. 3. 1.14 Production tolerance of initial imperfection for web plate of trans. ring

Table 3. 1. 2 Average and standard deviation of working stress in deck plate (for SM 41)³⁾

(Unit = kg/mm^2)

	Static	Dynamic ($Q = 10^{-6}$)	Total Working Stress
Average	3.38	10.85 ⁴⁾	14.23
Standard Deviation	1.69	0.97	1.95

Notice : In case of SM50, above value should be multiplied by 1.25

Table 3. 1. 4 Average and variation of extreme value of initial imperfection³⁾

DWT	N _P	$E [\Delta_{0u}]$	$S^2 \Delta_{0u}$
100,000	600	0.194	2.77×10^{-4}
100,000	770	0.197	$2.67 \times " "$
200,000	1,160	0.203	$2.50 \times " "$
300,000	1,550	0.206	$2.36 \times " "$
400,000	1,950	0.209	$2.34 \times " "$

Table 3.1.5 Average and standard deviation of ultimate strength³⁾

s/t	DWT	$\bar{\sigma}_u$ (kg/mm ²)	S_{σ_u} (kg/mm ²)	C.O.V. (%)
35 Without Residual Stress	100,000 >	21.85	0.183	0.8
	100,000	28.74	0.238	0.8
	200,000	28.66	0.229	0.8
	300,000	28.61	0.222	0.8
	400,000	28.57	0.220	0.8
40	100,000 >	21.58	0.183	0.9
	100,000	27.94	0.259	0.9
	200,000	27.85	0.248	0.9
	300,000	27.80	0.240	0.9
	400,000	27.75	0.237	0.9
45	100,000 >	21.20	0.190	0.9
	100,000	26.20	0.270	1.0
	200,000	26.11	0.259	1.0
	300,000	26.06	0.250	1.0
	400,000	26.01	0.247	1.0
50	100,000 >	20.02	0.205	1.0
	100,000	23.76	0.278	1.2
	200,000	23.67	0.264	1.1
	300,000	23.62	0.254	1.1
	400,000	23.57	0.250	1.1
35 With Residual Stress	100,000 >	20.90	0.200	1.0
	100,000	27.81	0.260	0.9
	200,000	27.73	0.249	0.9
	300,000	27.68	0.241	0.9
	400,000	27.63	0.238	0.9
40	100,000 >	20.90	0.200	1.0
	100,000	26.31	0.232	0.9
	200,000	26.24	0.222	0.8
	300,000	26.20	0.214	0.8
	400,000	26.15	0.212	0.7
45	100,000 >	20.21	0.199	1.0
	100,000	23.15	0.143	0.6
	200,000	23.10	0.137	0.6
	300,000	23.08	0.133	0.6
	400,000	23.05	0.132	0.6
50	100,000 >	18.24	0.147	0.8
	100,000	21.08	0.087	0.4
	200,000	21.06	0.084	0.4
	300,000	21.04	0.082	0.4
	400,000	21.03	0.081	0.4

Table 3.1.10 Production tolerance of initial imperfection (δ_0 / t)

s/t	With Residual Stress		Without Residual Stress	
	$Q = 10^{-6}$	$Q = 10^{-8}$	$Q = 10^{-6}$	$Q = 10^{-8}$
35	0.305	0.310	0.335	0.320
40	0.205	0.205	0.270	0.256
45	—	—	0.158	0.150
50	—	—	0.057	0.052

Table 3.1.6 Relation between α , β , ϵ and $\frac{s}{t} \sqrt{\frac{\sigma_y}{E}}$

$\frac{s}{t} \sqrt{\frac{\sigma_y}{E}}$	1.502	2.504	3.558
α	0.636	0.829	1.257
β	0.479	0.447	0.350
ϵ	0.246	0.211	0.242

Table 3.1.7 Average and standard deviation of ultimate strength (Unit : kg/mm²)

$\frac{h}{t} \sqrt{\frac{\sigma_y}{E}}$	m	\bar{R}	S_R
1.502 ($t=45$)	1.0	17.78	0.210
	2.414	15.48	0.238
	∞	14.76	0.240
2.504 ($t=27$)	1.0	15.46	0.170
	2.414	12.98	0.173
	∞	12.26	0.170
3.588 ($t=19$)	1.0	13.25	0.089
	2.414	10.85	0.083
	∞	10.18	0.081

Notice : for $\Delta_{0u} = 0.66$, $S \Delta_{0u} = 0.035$

Table 3.1.8 Total working stress (Unit : kg/mm²)

	D^k (SM 41)	D^k (SM 50)
$Q = 10^{-6}$	14.23	17.80
$Q = 10^{-8}$	16.82	21.03

Table 3.1.9 Probability of failure of deck plate (SM41)

	Probability of Failure	
	Without Residual Stress	With Residual Stress
$Q = 10^{-6}$ ($\sigma_T = 14.23 \text{ kg/mm}^2$)	0.8×10^{-4}	2.8×10^{-4}
$Q = 10^{-8}$ ($\sigma_T = 16.82 \text{ kg/mm}^2$)	6.2×10^{-3}	1.6×10^{-2}

Table 3.1.11 Average and standard deviation of yield stress (σ_y : kg/mm²)

	$\bar{\sigma}_y$	S_{σ_y}	Minimum Rejection Yield Stress
SM 41	29.7	2.29	24.0
SM 50	37.2	2.17	32.0

Table 3.1.12 Production tolerance of initial imperfection
(With residual stress)

s/t	$\delta_0/t^{\ast 1}$	$\delta_0/t^{\ast 2}$
35	0.305	0.280
40	0.205	0.080
45	—	—
50	—	—

\ast^1 σ_y is considered to be deterministic
(Minimum ejection yield stress)

\ast^2 Variability of σ_y is taken into consideration

3.2 溶接による初期不整と平板の剛性・強度

(担当: 大阪大学, 川崎重工業)

3.2.1 はじめに

一般に構造物は溶接により組み立てられているが、この溶接のために、構造物には初期変形や残留応力等の初期不整が生ずる。このような初期不整が構造物の剛性・強度に及ぼす影響を明らかにすることは安全な工作基準を得る上で非常に重要である。本研究においては、主として初期不整が構造要素の剛性・強度に及ぼす影響に関する情報を得る目的で一連の実験を行い、さらに有限要素法による弾塑性大たわみ解析を行った。

本報告はそれらの概要および結果について述べる。

3.2.2 周辺単純支持の正方形板の剛性・強度について

(1) 面内圧縮

(a) 実験

500 × 500 mm の正方形板に面内圧縮荷

重を加えて、初期たわみや残留応力がそ

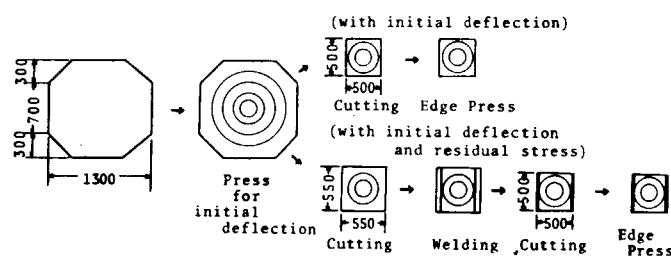


Fig. 3.2.1 Process of producing specimens

の剛性・強度に及ぼす影響を明らかにした。試験体製作手順を Fig. 3.2.1 に示すが、試験体は初期たわみの影響を調べるもの、および初期たわみと残留応力の両者の影響を調べるもの二つのシリーズに別れている。

前者のものについては板厚 4.5 mm, 9.0 mm, 12.7 mm の 3 種類、後者のものについては板厚 4.5 mm, 9.0 mm の 2 種類である。実験結果をまとめて Table 3.2.1 に示す。

(b) 理論解析

有限要素法による弾塑性大たわみ解析を行い、初期たわみ波形、初期たわみ量および溶接残留応力が剛性強度に及ぼす影響を明らかにした。また溶接に際しての初期たわみと溶接残留応力の関係を固有歪の概念を用いて明らかにした。Fig. 3.2.2 に初期たわみ波形の影響を Fig. 3.2.3 に初期たわみ量および溶接残留応力が面内剛性に及ぼす影響を、また Fig. 3.2.4 に初期たわみ量および溶接残留応力が最終強度に及ぼす影響を示す。

(c) 研究成果

- I) 一連の実験および有限要素法による弾塑性大たわみ解析を行ったが、両者の関連は非常に良いことがわかった。
- II) 有限要素法による圧縮最終強度を Von Kármán の有効幅の概念による最終強度と比較すると、Von Kármán の結果の方が多少高めであるが、両者は良く一致している。
- III) 初期たわみ波形の剛性・強度に及ぼす影響は、初期たわみ量が小さい場合には無視できる。しかしながら初期たわみ量が大きいとその影響を受け、初期たわみの無い場合を基準面として初期たわみ面がつくる体積

の大きいほど最終強度は低下する。

IV) 初期たわみや残留応力により面内剛性は低下する。

V) 初期たわみ量が大きいほど最終強度は低下する。また、その低下は厚板ほど著しい。

VI) 初期たわみに溶接残留応力が加わると最終強度はさらに低下する場合が多い。その低下は $b/t \sqrt{\sigma_r/E} = 2$ で最も著しい。

VII) 初期たわみに伴う曲げ応力を考慮する最終強度はさらに低下し、初期たわみ量が大きいとその影響は無視できない。

VIII) 残留応力の影響および初期たわみの影響は一般に重ね合せはできない。

(*) 残留応力と初期たわみの重畠効果

有限要素法による解析結果より、残留応力の最終強度に及ぼす影響は便宜的に、次のように表わせる。Fig. 3.2.A はそれぞれの板厚で、 $W_0/t = 0$ の時の残留応力による最終強度低下率を 1 として $W_0/t = 1.0$ の時の低下率を表したものである。 $W_0/t = 0.0 \sim 1.0$ の間で、残留応力による最終強度低下が Fig. 3.2.B に示すようななかたちで線型補間できるとすると初期たわみと残留応力の両者が有る場合の最終強度は Fig. 3.2.C の一点鎖線のようになり、同図中に破線で示す有限要素法による解析結果と良い相関を示している。

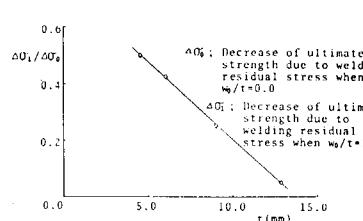


Fig. 3.2.A Combined effect of initial deflection and welding residual stresses

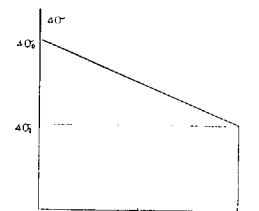
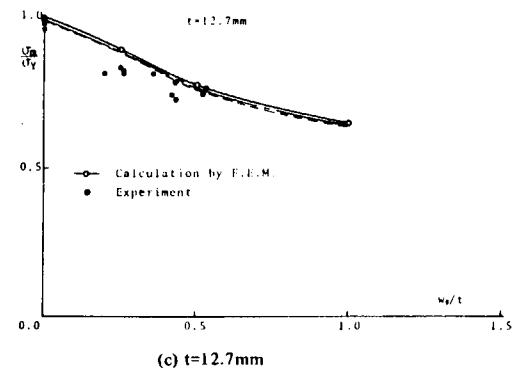
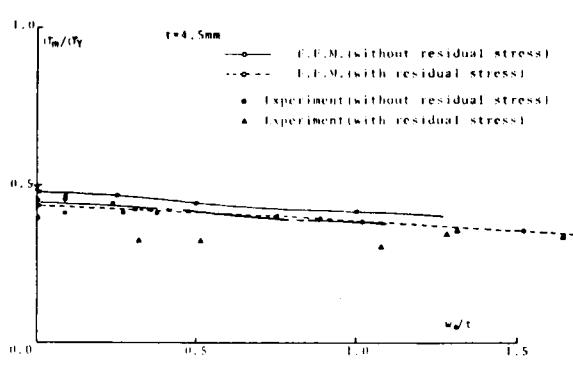


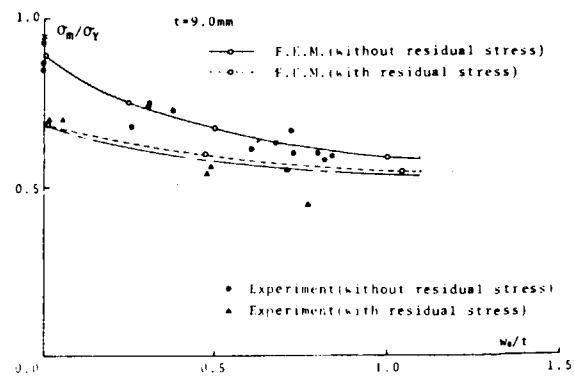
Fig. 3.2.B Decrease of the ultimate strength due to the initial deflection



(c) $t=12.7\text{mm}$

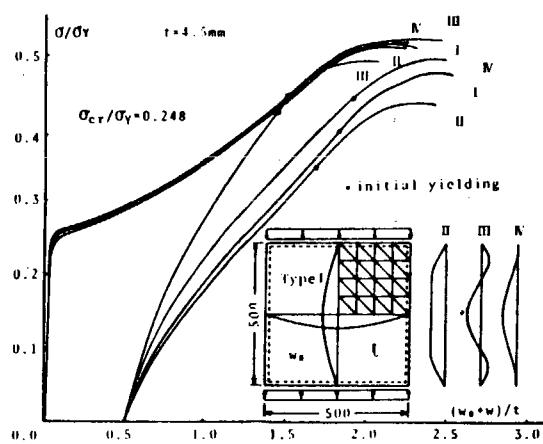


(a) $t=4.5\text{mm}$

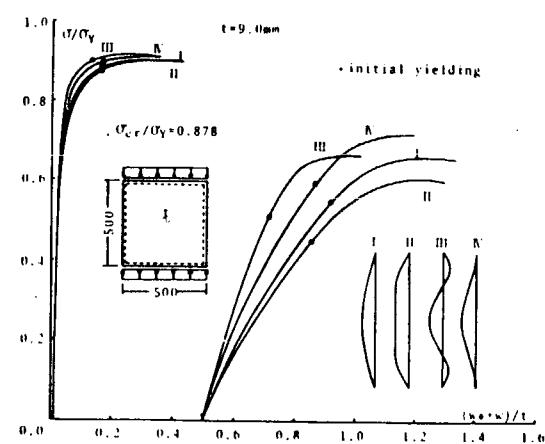


(b) $t=9.0\text{mm}$

Fig. 3.2.C Effects of initial deflection and welding residual stresses

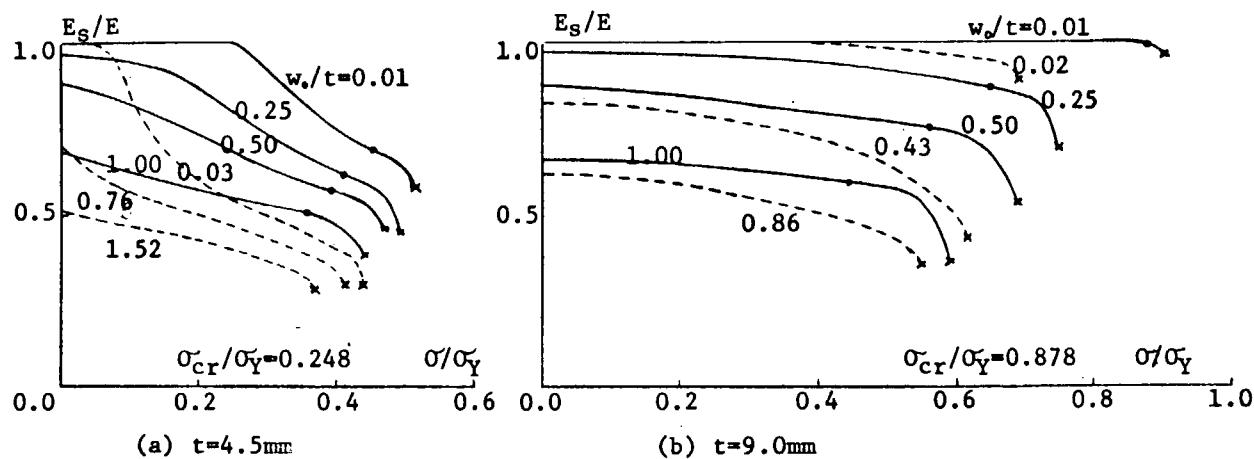


(a) Applied compressive stress - central deflection
for $t=4.5\text{mm}$



(b) Applied compressive stress - central deflection
for $t=9.0\text{mm}$

Fig. 3.2.2 Effect of the shape of initial deflection on the behavior of square plates under compression



(a) $t=4.5\text{mm}$

(b) $t=9.0\text{mm}$

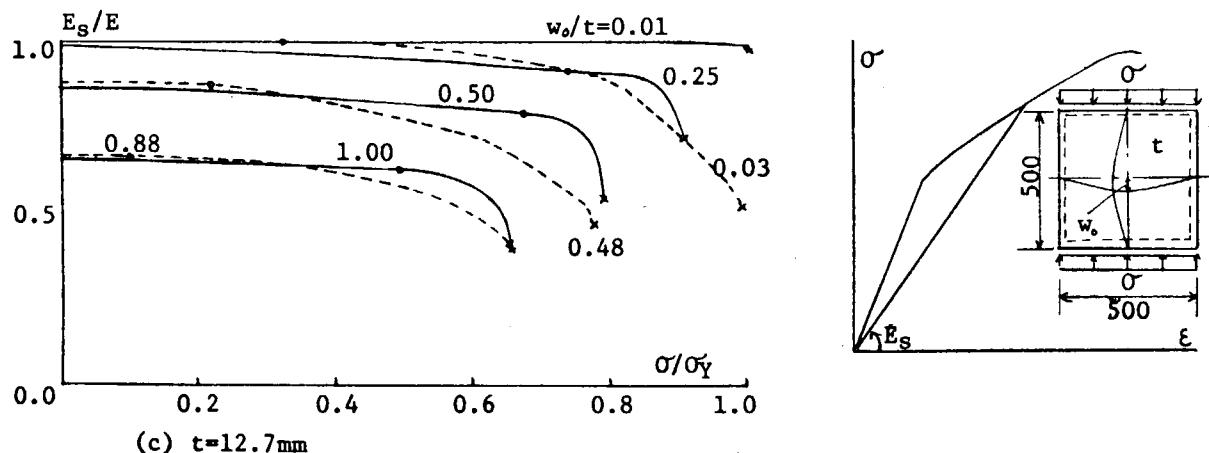


Fig. 3.2.3 Effects of the initial deflection and welding residual stresses on the compressive rigidity of square plates

(2) 純剪断

(a) 理論解析

初期たわみ量の影響を調べる目的で、辺が直線のまま変形する純剪断荷重を受け場合の解析を行った。解析したのは $500 \times 500\text{ mm}$ の正方形板で、その板厚は 2.5 mm 3.2 mm 4.5 mm の3種類である。最終強度を Fig. 3.2.5 に示す。

(b) 研究成果

i) 初期たわみの影響で面内剛性は低下する。

ii) 最終強度はほとんど初期たわみの影響を受けない。

(3) 純曲げ

(a) 理論解析

初期たわみ量の影響を調べる目的で、初期たわみを有する正方形板が純曲げ荷重を受ける場合について解析を行った。解析したのは $500 \times 500\text{ mm}$ の正方形板で、その板厚は 3.2 mm および 4.5 mm の2種類である。曲げ最終強度曲線を Fig. 3.2.6 に示す。

(b) 研究成果

i) 初期たわみの影響で面内剛性は低下する。

ii) 最終強度は初期たわみの影響で低下するが、圧縮の場合に比べるとその低下は少い。

iii) 初期たわみによる最終強度の低下は厚板ほど著しい。

3.2.3 周辺単純支持の矩形板の最終強度について

(1) 理論解析

以上は正方形板についてであったが、実構造物では一般に正方形板よりも矩形板の方が多く用いられている。そこで、ここではアスペクト比が2.0の場合を取り上げて、前述の結果より一番初期たわみの影響を受けると思われる圧縮荷重を受ける場合の解析を行った。解析したのは $1,000 \times 2,000\text{ mm}$ の矩形板で、その板厚は 19 mm 27 mm および 45 mm の3種類である。初期たわみは、 \sin 半波 \times \sin 半波とし、中央でのたわみ量が板厚の0.01倍、0.50倍および1.00倍となるようにした。また、荷重は長辺にかかるものとした。解析結果を Fig. 3.2.7 に示す。

(2) 研究成果

(a) 初期たわみ量が小さい場合の最終強度は正方形板とはほとんど変わらず Von Kármán の結果と近いものとなる。

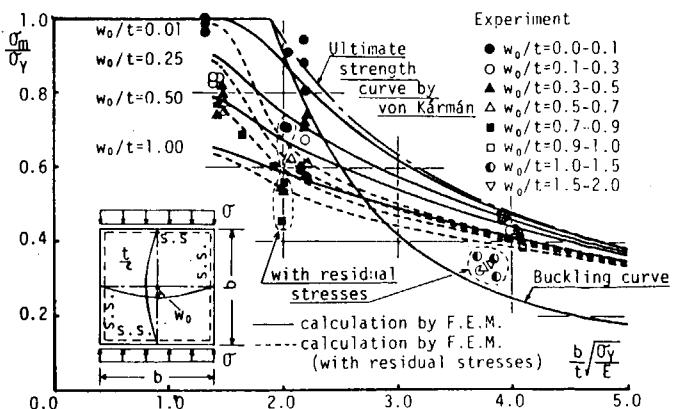


Fig. 3.2.4 Ultimate strength of square plates under compression

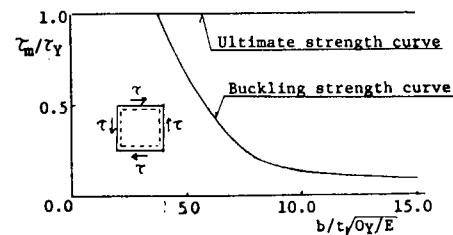


Fig. 3.2.5 Ultimate strength of square under shear

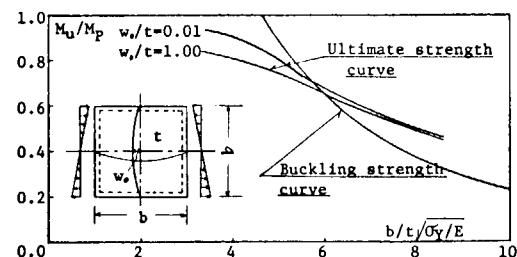


Fig. 3.2.6 Ultimate strength of square plates under bending

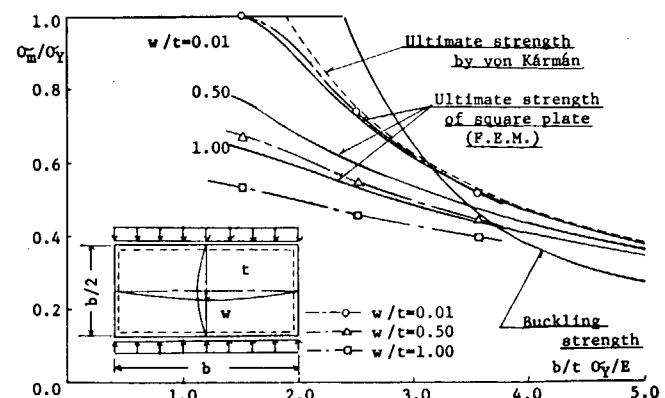


Fig. 3.2.7 Ultimate strength of rectangular plates under compression

(b) 初期たわみ量が大きくなると最終強度の低下は正方形板の場合よりも著しくなる。

3.2.4 桁の強度・剛性について

(1) 実験

初期たわみおよび溶接残留応力が桁の剛性・強度に及ぼす影響を調べる目的で、桁が曲げ、剪断および曲げ、剪断荷重を受ける場合について実験を行った。Fig. 3.2.8 にそれぞれの試験体を示す。試験体のウェブ部分は $500 \times 1,000\text{mm}$ でその板厚は 3.2 mm および 4.5 mm である。

実験結果および最終強度の曲げ・剪断相関図をそれぞれ Table 3.2.2 および Fig. 3.2.9 に示す。

(2) 理論解説

有限要素法を用いて、試験体と同様の寸法の桁の最終強度解析を行った。解析したのはウェブ板厚 3.2 mm の場合で、曲げ、剪断および曲げ剪断荷重を受ける場合について、それぞれ板厚の 0.1 倍、1.0 倍の初期たわみを有する場合である。最終強度に関する解析結果をまとめて Table 3.2.3 に示す。

(3) 研究成果

(a) 曲げ

- I) 最終強度に関しては、実験値、簡易計算値および有限要素法による解析結果は良い相関を示しており、これら相互間の差は 9 % 以内である。
- II) ウェブ初期たわみにより最終強度はわずかながら低下する。有限要素法による解析結果では、板厚程度の初期たわみで約 1.7 % 最終強度が低下している。
- III) 残留応力の最終強度に対する影響は実験で見る限りほとんど見られない。
- IV) 桁としての最終強度は、ウェブとフランジそれぞれの最終強度の和にはほぼ等しいようであるが、これに関しては 3.3 節の簡易モデルを用いての解析の項を参照されたい。

(b) 剪断

- I) 最終強度に関しては、実験値、簡易計算値および有限要素法による解析結果は良い相関を示しており、解析値の降伏応力の差を考えるならば、初期たわみも残留応力も無いもので、これら相互間の差は 3 % 程度である。
- II) ウェブ初期たわみの最終強度に及ぼす影響は実験誤差内の程度である。有限要素法の解析結果によると、板厚程度の初期たわみで約 2.2 % 最終強度が低下している。

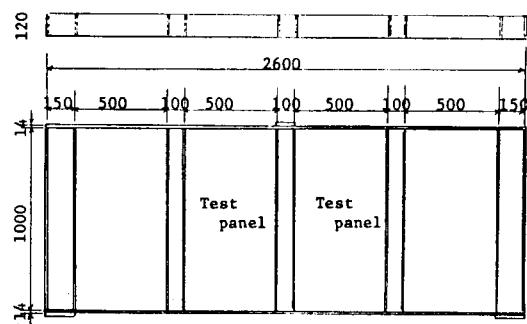
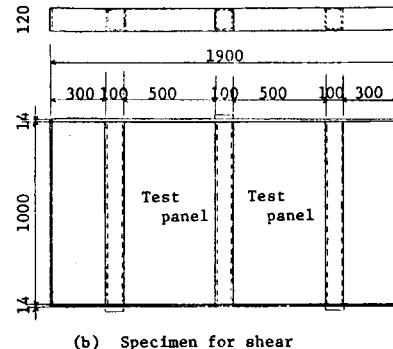
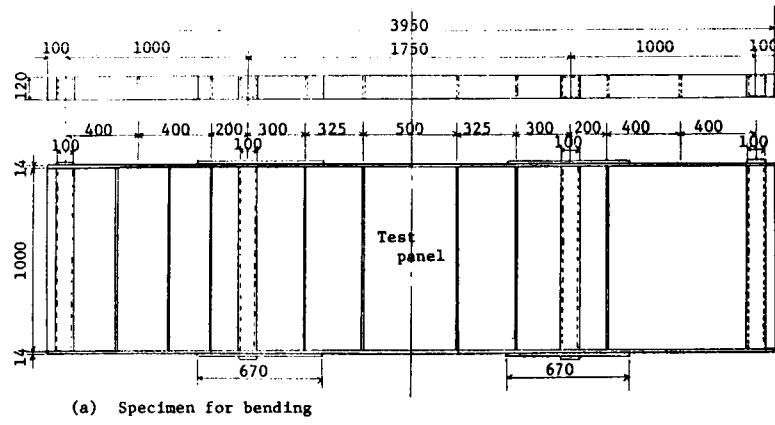


Fig. 3.2.8 Girder specimens

III) 残留応力の最終強度に及ぼす影響は実験で見る限りではほとんど見られないが、残留応力の影響で多少最終強度が高くなっている例も見られる。

IV) 柄としての最終強度は、曲げの場合のようにフランジとウェブの最終強度の和とは考えられず、フランジの強度がかなり影響するようである。

(c) 曲げ・剪断

i) ウェブ板厚 4.5 mm の場合、最終強度に関する実験値と簡易計算値は良い相関を示しており、その差は 5 % 以内である。しかしながら、ウェブ板厚 3.2 mm の場合、実験値は簡易計算値、有限要素法による解析結果と 10 % 前後の差がある。これは、一つには残留応力のためと思われるが、詳しくは明らかでない。

ii) 初期たわみの最終強度に対する影響はあまり見られない。有限要素法によると、板厚程度の初期たわみで約 5 % 最終強度が上っているが、これは初期たわみ波形と崩壊波形の差が一つの原因と考えられる。

iii) 残留応力の最終強度に対する影響も板厚 4.5 mm のものに関しては実験結果から見る限りではあまり見られない。

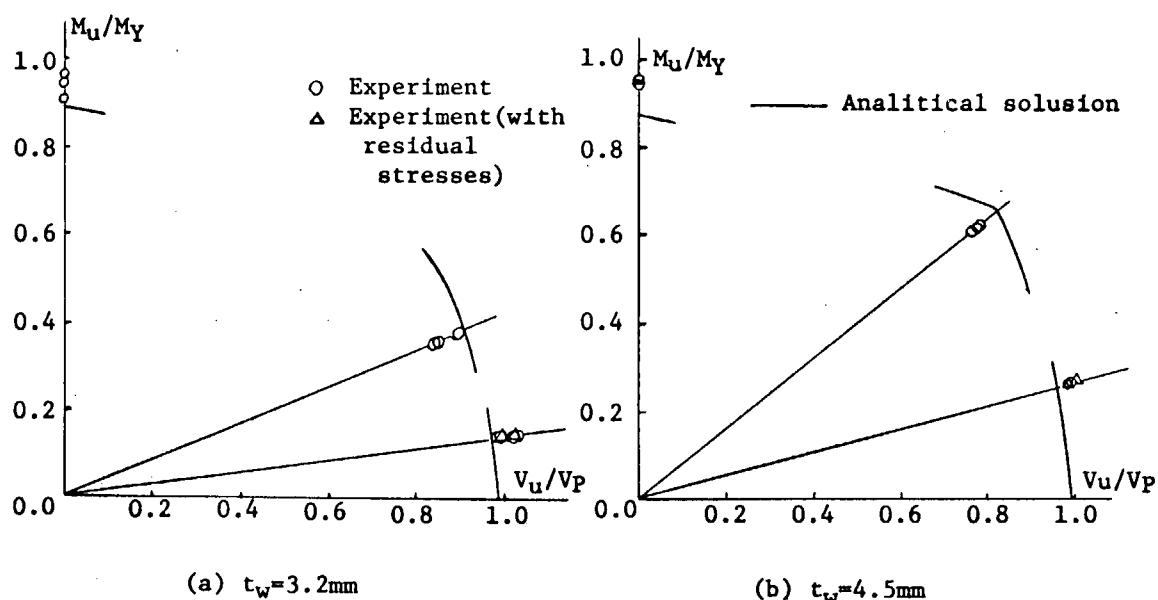


Fig. 3.2.9 Ultimate strength of the specimen under combined shear and bending

Table 3.2.1 Detail and test results of square plate specimens under compression

Specimen	Detail of Specimen				Test Results		
	t (mm)	σ_Y (kg/mm ²)	b/t	w_0/t	Pm (tons)	σ_m (kg/mm ²)	σ_m/σ_Y
C-4.5-0.00-1	4.50	28.49	111.11	0.00	25.00	11.11	0.39
C-4.5-0.00-2	4.50	26.59	111.11	0.00	26.90	11.96	0.45
C-4.5-0.09-1	4.50	26.66	111.11	0.09	24.60	10.93	0.41
C-4.5-0.09-2	4.50	26.00	111.11	0.09	26.90	11.96	0.46
C-4.5-0.09-3	4.50	25.87	111.11	0.09	26.20	11.64	0.45
C-4.5-0.24	4.50	26.27	111.11	0.24	26.00	11.56	0.44
C-4.5-0.27	4.50	28.07	111.11	0.27	25.90	11.51	0.41
C-4.5-0.31	4.50	26.45	111.11	0.31	25.00	11.11	0.42
C-4.5-0.36	4.50	26.88	111.11	0.36	25.40	11.29	0.42
C-4.5-0.38	4.50	26.66	111.11	0.38	24.60	10.93	0.41
C-4.5-0.89	4.50	28.03	111.11	0.89	24.60	10.93	0.39
C-4.5-1.02	4.50	25.16	111.11	1.02	21.50	9.56	0.38
C-4.5-0.33RS	4.34	22.01	115.21	0.33	15.15	6.98	0.32
C-4.5-0.52RS	4.34	22.01	115.21	0.52	15.45	7.12	0.32
C-4.5-1.07RS	4.34	23.42	115.21	1.07	15.30	7.05	0.30
C-4.5-1.28RS	4.34	23.08	115.21	1.28	16.95	7.81	0.34
C-4.5-1.31RS	4.34	21.05	115.21	1.31	15.80	7.28	0.35
C-4.5-1.74RS	4.34	22.87	115.21	1.74	16.63	7.66	0.33
C-9.0-0.00-1	8.80	31.03	56.82	0.00	118.80	27.00	0.87
C-9.0-0.00-2	8.80	31.20	56.82	0.00	116.70	26.52	0.85
C-9.0-0.00-3	8.80	31.06	56.82	0.00	127.10	28.89	0.93
C-9.0-0.00-4	9.00	28.71	55.56	0.00	109.75	24.40	0.85
C-9.0-0.26	8.80	31.96	56.82	0.26	95.60	21.73	0.68
C-9.0-0.31-1	8.80	31.27	56.82	0.31	101.80	23.14	0.74
C-9.0-0.31-2	8.80	30.91	56.82	0.31	102.00	23.18	0.75
C-9.0-0.38	8.80	30.21	56.82	0.38	97.00	20.05	0.73
C-9.0-0.61	8.80	32.11	56.82	0.61	86.20	19.59	0.61
C-9.0-0.68	9.00	28.63	55.56	0.68	81.20	18.04	0.63
C-9.0-0.72	9.00	25.07	55.56	0.72	75.60	16.80	0.67
C-9.0-0.73	8.80	30.53	56.82	0.73	80.60	18.32	0.60
C-9.0-0.75	8.80	30.30	56.82	0.75	80.00	18.18	0.60
C-9.0-0.82	8.80	30.52	56.82	0.82	77.92	17.70	0.58
C-9.0-0.84	9.00	25.39	55.56	0.84	67.40	14.98	0.59
C-9.0-0.02RS	8.85	25.60	56.50	0.02	79.80	18.03	0.70
C-9.0-0.06RS	8.95	26.81	55.87	0.06	84.60	18.91	0.70
C-9.0-0.48RS	8.83	25.28	56.63	0.48	59.80	13.55	0.54
C-9.0-0.49RS	8.70	25.55	57.47	0.49	62.60	14.34	0.56
C-9.0-0.71RS	8.80	25.55	56.82	0.71	61.80	14.05	0.55
C-9.0-0.77RS	8.70	25.55	57.47	0.77	50.00	11.49	0.45
C-12.7-0.00-1	12.80	25.20	39.06	0.00	154.80	24.19	0.96
C-12.7-0.00-2	12.80	25.09	39.06	0.00	159.00	24.84	0.99
C-12.7-0.00-3	12.80	25.09	39.06	0.00	157.40	24.59	0.98
C-12.7-0.00-4	12.80	25.03	39.06	0.00	160.20	25.03	1.00
C-12.7-0.00-5	12.90	30.16	38.76	0.00	192.60	29.86	0.99
C-12.7-0.20	13.30	29.52	37.59	0.20	159.00	23.91	0.81
C-12.7-0.25	13.30	29.51	37.59	0.25	162.96	24.50	0.83
C-12.7-0.26-1	12.90	30.46	38.76	0.26	159.12	24.67	0.81
C-12.7-0.26-2	13.30	29.34	37.59	0.26	160.00	24.06	0.82
C-12.7-0.36	12.91	30.32	38.76	0.36	158.40	24.56	0.81
C-12.7-0.42	13.30	29.47	37.59	0.42	145.00	21.80	0.74
C-12.7-0.43-1	12.90	30.49	38.76	0.43	153.40	23.78	0.78
C-12.7-0.43-2	13.30	29.32	37.59	0.43	140.40	21.11	0.72
C-12.7-0.52	12.90	30.15	38.76	0.52	143.90	22.31	0.74
C-12.7-0.53	12.90	30.29	38.76	0.53	148.50	23.02	0.76

notation of specimen number ; e.g. C-4.5-0.52RS

C: compression, 4.5: plate thickness,

0.52: w_0/t RS: with residual stress

t : plate thickness σ_Y : yield stress

b : plate width P_m : ultimate load

w_0 : initial deflection $\sigma_m = P_m/tb$: ultimate strength

Table 3.2.2 Results of F.E.M. analysis for girder

Loading condition	Specimen	Calculation			Experiment (Ultimate load)	(Ultimate load of Exp.) (Ultimate load of Cal.)
		Buckling load (M_{cr})	Full plastic load (M_Y)	Ultimate load (M_u)		
Bending	BG-3.2-1.09*	16.80	59.16	52.26	(M_u) 57.00	1.09
	BG-3.2-1.63	16.80	59.16	52.54	56.50	1.08
	BG-3.2-1.66	16.80	59.16	52.39	54.50	1.04
	BG-4.5-0.24	36.59	64.83	57.37	61.50	1.07
	BG-4.5-0.53	36.59	64.83	57.29	62.00	1.08
	BG-4.5-0.75	36.59	64.83	57.41	61.00	1.06
	SG-3.2-0.19	(V_{cr}) 17.04	(V_P) 36.69	(V_u) 36.56	(V_u) 37.50	1.03
Shearing	SG-3.2-0.66	17.04	36.69	38.04	43.55	1.14
	SG-3.2-0.78**	17.04	36.69	39.32	44.95	1.14
	SG-3.2-0.88	17.04	36.69	38.77	44.10	1.14
	SG-3.2-0.38SR	17.04	36.69	36.56	36.35	1.03
	SG-3.2-2.11SR	17.04	36.69	36.56	37.00	1.01
	SG-4.5-0.24	33.70	50.00	50.00	48.75	0.98
	SG-4.5-0.16L	33.70	50.00	50.00	49.10	0.98
	SG-4.5-0.10SR	33.70	48.87	48.87	51.85	1.06
	SG-4.5-1.08SR	33.70	48.87	48.87	50.50	1.03
	SG-4.5-1.88SR	33.70	50.00	50.00	49.75	1.00
Combined bending and shearing	BSG-3.2-0.28	17.04 , 16.80	38.40 , 54.48	(P_u) 71.60	(P_u) 64.00	0.89
	BSG-3.2-0.94	17.04 , 16.80	38.40 , 54.48	71.60	64.90	0.91
	BSG-3.2-2.26	17.04 , 16.80	38.40 , 54.48	71.60	68.70	0.96
	BSG-4.5-0.22	33.70 , 36.59	85.50 , 94.47	127.00	133.40	1.05
	BSG-4.5-1.17	33.70 , 36.59	85.50 , 94.47	127.00	131.40	1.03
	BSG-4.5-2.36	33.70 , 36.59	85.50 , 94.47	127.00	130.30	1.03
		(V_{cr} , M_{cr})	(V_p , M_Y)			

Table 3.2.3 Results of F.E.M. analysis for girder specimens

Loading condition	Specimen	Ultimate strength by F.E.M. (M_u) 59.0(ton·m)	Ultimate strength by F.E.M. (V_u) 41.5(ton)	Ultimate strength by F.E.M. (P_u) 73.0(ton)	Results of F.E.M. by Exp. / (Ult.L. by F.E.M.)
Bending	BG-3.2-0.10	(M_u) 58.0			0.98 *
	BG-3.2-1.00				—
Shearing	SG-3.2-0.10	(V_u) 40.6			—
	SG-3.2-1.00				—
Combined bending and shearing	BSG-3.2-0.10	(P_u)			0.90 **
	BSG-3.2-1.00				—

3.3 桁材の工作歪と強度

(担当: 日立造船)

3.3.1 工作歪と強度

(1) 定義

M_u : 工作ひずみの存在する桁の最終強度

M_y : 工作ひずみがない場合の桁の Face 塑性化強度 (梁理論による)

δ_F : Face の横曲り初期変形 (mm)

(Trip-B^{kl}間のスパン中央に於ける値)

δ_w : Web のやせ馬ひずみ (mm)

(Web Stiffener 間のパネルの中央に於ける値)

δ_T : Face の捩り初期変形 (Rad)

(Trip-B^{kl}間のスパン中央に於ける値)

d_w : 桁の深さ

t_w : Web の板厚

(2) 桁の強度

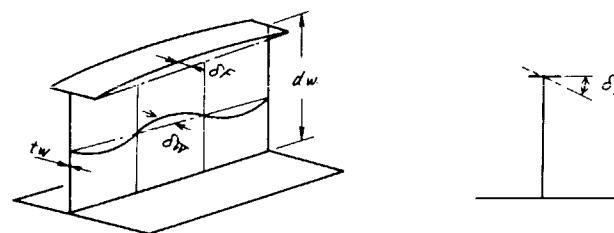


Fig. 3.3.1 Initial deflection of girder

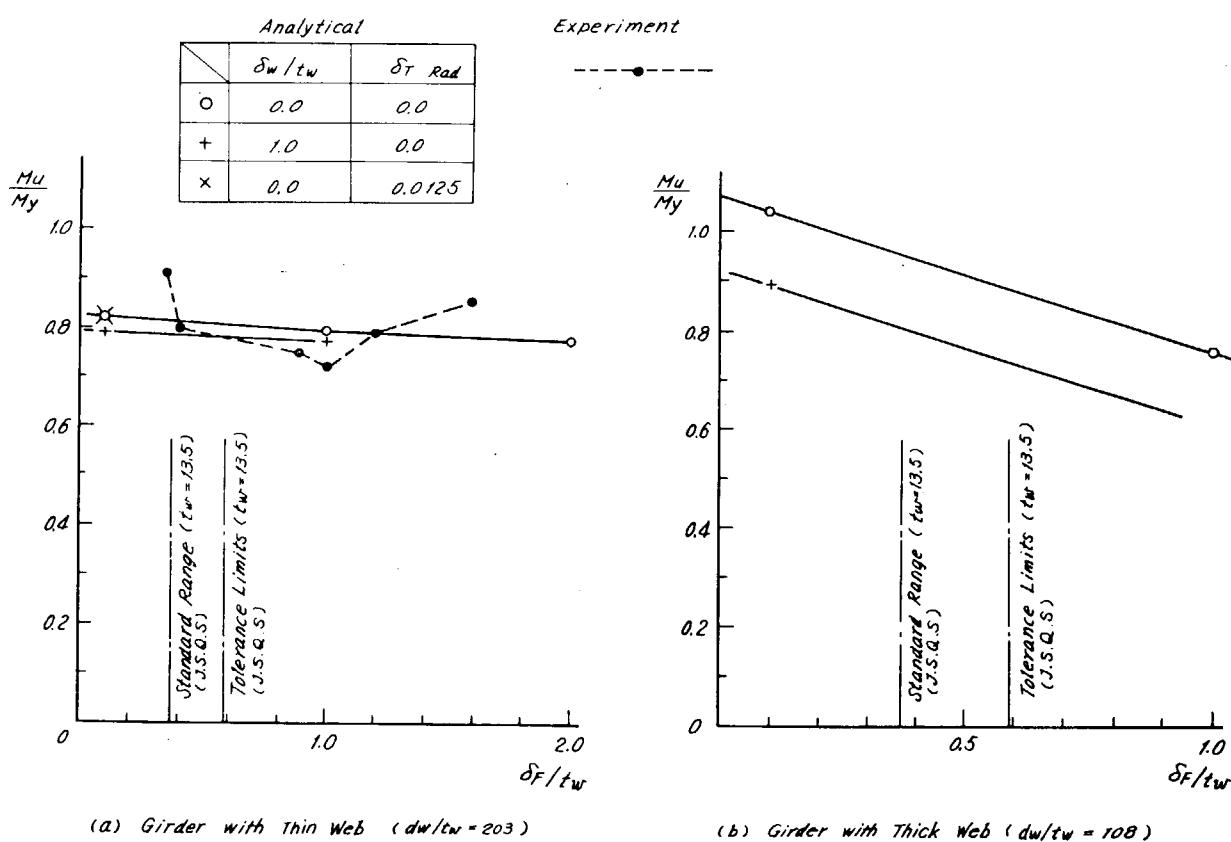


Fig. 3.3.2 Ultimate strength of girder ~ Initial deflection

(3) 桁の最終強度に及ぼす初期変形の影響

(a) Face の横曲り初期変形の大きい場合、Face に面内曲げ応力が生じるために塑性化が早く生じて、Face の軸圧縮強度は著しく低下する。従って、桁の強度は梁としての塑性発生荷重 (M_y) に比較して大幅に低下する。

(b) 一方、初期変形の小さい桁では、Face は全断面降伏荷重に近い圧縮強度を有しているが

i) Web が薄板 ($d_w / t_w \neq 200$) の場合、Web は弾性域で局部座屈し耐荷力が減少するので、桁は M_y より

も低い荷重で崩壊する。

従って、Faceの横曲り初期変形の大きさによる桁の最終強度の低下率はあまり大きくない。

ii) Webが厚板 ($d_w / t_w = 100$) の場合、Webは弾性座屈しないので、桁はほぼ M_y の強度を有する。従って、Faceの横曲り初期変形の大きさによって桁の最終強度は大幅に低下する。

(c) Webにやせ馬ひずみが存在すると、Webの耐荷力は低下する。

i) しかし、Webが弾性座屈する範囲の薄板の桁では、(3)-(b)-i) の場合と同じく、やせ馬ひずみの大きさによる桁の最終強度の低下率はあまり大きくない。

ii) 一方、Webが塑性座屈する厚板の場合、やせ馬ひずみによるWebの耐下力の低下が大きい。従って、やせ馬ひずみの大きさによる桁の最終強度の低下率は大きい。

(d) Faceの横曲り初期変形とWebのやせ馬ひずみが共存している桁の最終強度の低下率は比較的大きく、やせ馬ひずみのみが存在する場合の低下率と横曲り初期変形のみが存在する場合の低下率とのほぼ和で与えられる。

(e) Faceの捩り初期変形として、 $\delta_T = 0.0125 \text{ rad}$ 程度では桁の強度にはほとんど影響を及ぼさない。

(f) 現状のJ·S·Q·Sの桁の工作精度に対する基準値（標準範囲、許容限界）をFig. 3.3.2に示す。同図より、実船で採用されている薄板Webより構成される桁では、J·S·Q·Sの要求値は強度上は少々の余裕があり、むしろ品質管理面で決定されている。しかし、Webが厚板になり局部座屈強度が高くなると、初期変形による強度低下が大きくなるので注意を要する。

3.3.2 研究の総まとめ（概要）

(1) 実験

(a) 試験桁

Fig. 3.3.3 に示す20万トン型タンカーの $\frac{1}{4}$ 縮尺模型を用いた。

20万トン型タンカーの船底横桁を標準とし、Webの板厚、Faceの幅、厚さを変えた一連の実験を実施した。
(Table 3.3.1)

(b) 試験方法

試験桁に純曲げモーメントを負荷し、桁の横曲り初期変形がTripping bracket 間をスパンとする桁の最終強度に及ぼす影響を調査した。

(2) 解析

有限帶板法を用いて、弾塑性大たわみ解析の定式化を行って、工作ひずみの形状及び大きさが桁の強度にどのような影響を及ぼすかを調査した。

桁はFig. 3.3.4に示すようにTripping bracket 間を取り出し、桁の横倒れ変形に対してはFace、WebおよびBottom plateとともに両端で単純支持されているものとし、荷重は桁の両端で直線変位分布になるように剛体を通して純曲げモーメントを負荷した。Webは深さ方向に、Faceは幅方向に2要素にモデル化し、FaceとWebの接合部では変位および回転角を完全に連続させた。Sliffenerは2分割し、単位荷重に対する先端の変形が同じになるように下半部の幅を決定した。Bottom plateは実験から算定した有効幅を持つ要素を用いた。

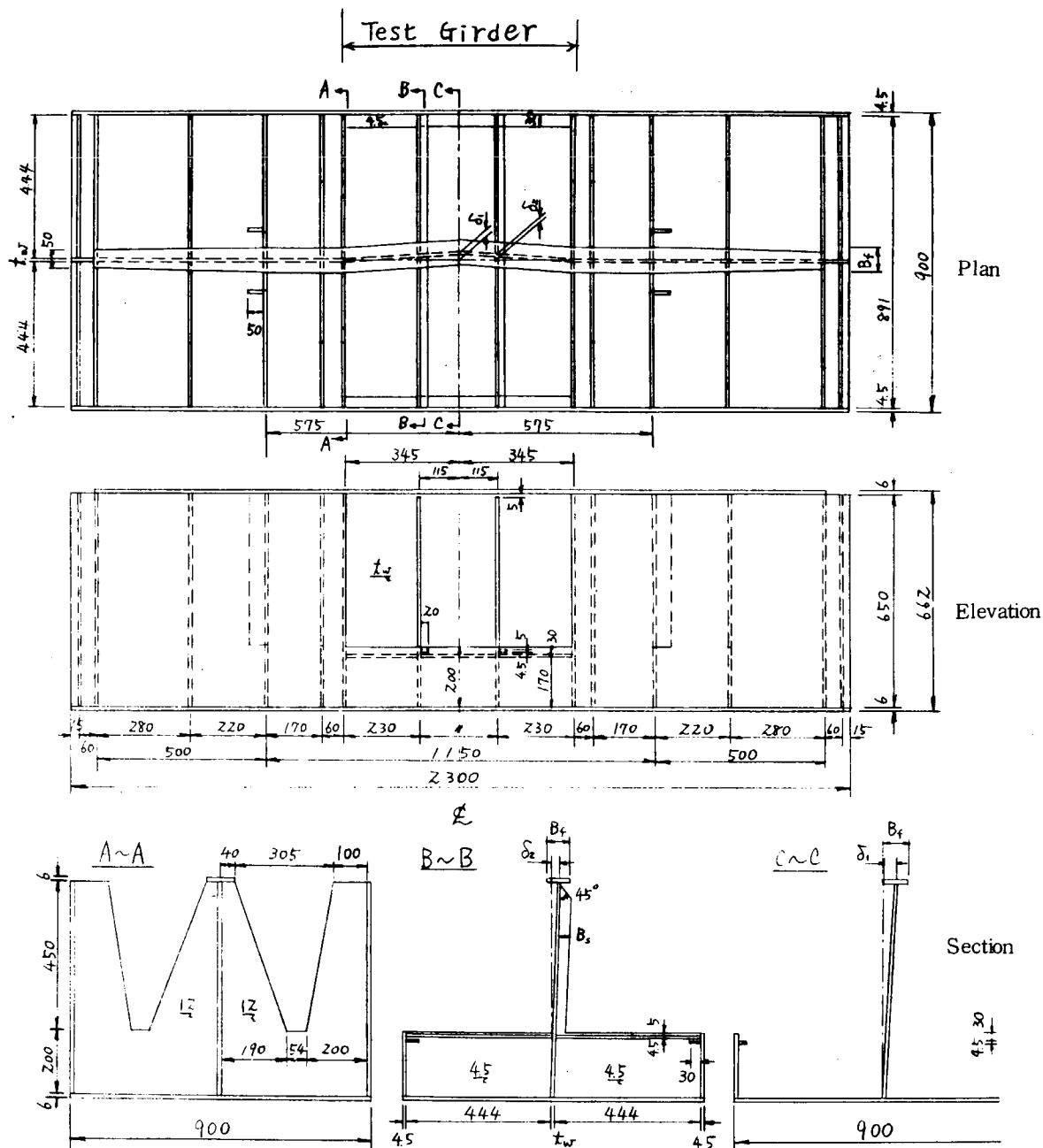


Fig. 3.3.3 Test girder

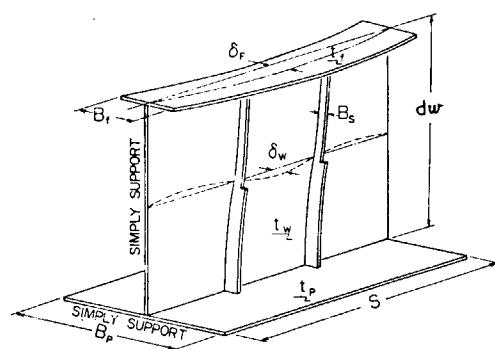


Fig. 3.3.4 Transverse girders

Table 3.3.1 Experimental results

Year	Model		Calculated (Beam Theory)		Measured Ultimate Mt M_u	Remarks
	Type	Symbol	Initial Yield (M_y)	Full Plastic M_t M_p		
1972	Scale Model of Actual Girder	F 8-S3-00	21.5 $t-m$	35.6 $t-m$	18.8 $t-m$	Face Plate is Clamped at the Section of Tripping Bracket
		-05	"	"	16.8	
		-10	"	"	16.4	
		-15	"	"	17.2	
		-20	"	"	17.2	
	Girder With Narrow Face	F5-S1.5-00	18.2	32.0	13.0	
		-10	"	"	12.3	
		-20	"	"	11.2	
1973	Scale Model of Actual Girder	F8-S3-00	21.5	35.6	19.5	Face Plate is Simply Supported at the Section of Tripping Bracket
		-00'	"	"	17.0	
		-05	"	"	16.1	
		-10	"	"	15.4	
		-15	"	"	16.8	
		-15'	"	"	18.3	
	Girder With Girder With Thick Web	F5-S1.5-00	18.2	32.0	14.8	
		-10	"	"	14.3	
		-20	"	"	11.8	
	Girder With Thick Web	F8-S3-00	25.8	43.8	21.5	
		-10	"	"	19.7	
		-20	"	"	19.5	
1974	Scale Model of Actual Girder	F8-S3-20(R)	21.5	35.6	16.7	
		-20(LR)	"	"	17.7	
		-20(L)	"	"	16.1	
	Girder With Thick Web	F8-S3'-00'	30.1	45.1	30.5	
		-10	"	"	28.0	
		-20	"	"	27.4	

3.4 柱部材の工作歪と強度

(担当: 東京大学、三井造船)

3.4.1 はじめに

初期たわみを有する柱部材の強度に関して一連の実験並びに数値解析を行った。その結果、初期不整に基づく強度低下量の予測が実用的な精度に於いて可能となった。これらの研究結果を基にして、実在のタンカーのストラップ32例に適用し、初期不整と強度との関係を調べ、それらの平均的な関係を求めた。以上を基に強度の観点より工作歪の許容基準を定めた。また、J·S·Q·S 許容値の強度面での意味を明らかにした。

3.4.2 柱部材の初期不整と圧縮強度

(1) 実船型ストラットの弱軸曲げ型圧縮強度

(a) 予備実験

予備実験として I 断面に組み立てた柱の圧縮実験を行った。

供試体は同一断面で、細長比 3 種、正弦波形で与えた初期たわみ 3 種を組み合わせた計 9 体とし、焼鈍を施して残留応力影響を除いた。端部治具により両端は強軸回り拘束、弱軸回り回転自由とした。供試体に用いた材料 (SS 41) についても引張試験を行った。ロール方向とその直角方向では強度にはほとんど差がなく、焼鈍前後では、板厚 12 mm の板では、ほとんど影響が見られないが、板厚 6 mm の板については約 1 割降伏応力が低下した。供試体の形状および寸法は Fig. 3. 4. 1 に、その圧縮実験と計算の結果は Table 3. 4. 1 に示す。また、初期たわみによる強度への影響は Fig. 3. 4. 2 に示す。

(b) 考 察

i) 初期撓みが半波長の正弦波形に近い供試体については、ティモシェンコによる柱の弾性限荷重計算値 P_c と最高荷重実験値 P_{max} が極めて良好な対応を見せており、実際にはウェブの横撓みはフランジよりも大きく断面不変の仮定は成立していないため、 P_c の計算方式が物理現象を正確に表現しているとは言えない。

しかし、本予備実験の供試体は I 型断面で、その弱軸回りの曲げ座屈であるからウェブは、中立軸上にあって、板厚も薄いので強度はフランジに支配され、2 枚のフランジだけの構造物と考えることができ P_c の式によって妥当な解が得られたのであろう。

ii) 初期撓みが、ほとんどない供試体は、全体座屈およびウェブの局部座屈が問題となる。 $H 1,000$ は、初期撓みの量も小さく細長比が 100 で全体座屈を起こし易くなっている。最終破壊状態を見るとウェブの撓みはフランジより大きいが大した差はない、全体座屈と見なせる。 $H 400$, $H 700$ は実験中ウェブの局部座屈現象が大きく現われた際に荷重減少が見られ、その段階で計測を中止したが、フランジも崩壊する荷重はさらに大きいと思われる。(Fig. 3. 4. 2) ただし、実際のストラットでは、こういう極端な局部座屈現象は起こらないと考えられる。

(c) 本実験

船殻部材のうちのストラットにつき、その工作歪と強度の関係を調査検討する目的で、A, B, C の 3 タイプ各 4 体、計 12 体の供試体につき実験を行い、これを弾塑性有限変形解析プログラムによる計算と比較した。

(i) 供試体および実験装置

大型タンカーのウインダタンクのトランスリング部ストラットを $1/5$ (板厚は $1/3$) に縮小した模型を作成し供試体とした。概ね Fig. 3. 4. 3 の斜線部が模型の対象部分である。A タイプは直線型ストラットの平行部を外板縦通隔壁まで延長したもの、B タイプは同じく直線型ストラットで基部を含んだもの、C タイプは連続フェイス型ストラットの基部を含んだものである。(Fig. 3. 4. 4 参照) なお、供試体は SS 41 で製作し、焼鈍を施した。初期不整はストラットの長手方向に半波長正弦波形の初期撓みとし、各タイプでその初期撓み量を 4 種変えてシリーズ実験を行った。荷重条件端部支持条件は、A タイプについては、供試体端部に半円筒を取り付け、端部断面のウェブ板厚中心に荷重がかかり、端部での回転を自由とした。したがって、単純支持 (ピンジョイント支持) の偏心圧縮荷重となっている。しかし、B, C タイプについては、ストラット基部の影響も加味するため、平押し軸圧縮とした。(Fig. 3. 4. 5 参照) なお、供試体は平行部の断面積、断面 2 次モーメントを揃えた。材料は SS 41 で引張試験を行い、その結果を計算に使用した。

解析は 2 種類の方法により行い比較した。

(ii) 弾塑性有限変形解析プログラム

文献 4 の解析法である。

非線型性として、弾性、塑性の材料非線型性、有限変形 (大撓み) の影響を入れた幾何学的非線型の両者

を含み、断面変形を無視できる。平面骨組構造について、荷重を増加しながら変形、歪、応力を有限要素法の手法により追跡するものである。応力-歪の関係をヤング率Eと接線剛性係数 E_t との折線で表わせると仮定した。

(iii) ティモシェンコの理論²⁾

初期撓み柱の変形を弾性微小変位論で求めるものである。実験値と計算値との比較をTable 3.4.2に示す。Fig. 3.4.6には、最高荷重について実験値と弾塑性有限変形解析結果とを比較しグラフ化した。B, Cタイプの計算結果はほとんど区別できないほど一致したため、一本の線で表わした。なお、(実験値) / (計算値) の比は0.99 ~ 1.14であり、構造の複雑さを考えれば、よく一致したと思われる。

(d) 追加実験

本実験と同一形状のB, Cの2タイプ模型につき、初期撓み形状の違いによる影響を調べる目的で、模型に実船工作時にみかけられる初期撓み形状2種類(台形およびZ形)をつけ圧縮実験(計6体)と解析をなし本実験の正弦波形撓みの場合と比較検討した。

追加実験の初期撓み形状と荷重条件をFig. 3.4.7に示す。追加実験の初期撓み量、形状と初期降伏、座屈、最高荷重を解析結果と比較してTable 3.4.3にまとめる。

初期撓み形状3種(正弦波形・台形・Z形)による最高荷重への影響をFig. 3.4.8に示す。

(e) 結論

本実験と追加実験に関して以下の結論を得た。

- i) 実験、計算ともに初期撓みの形状の違いによる圧縮強度への差はあまりみられなかった。
- ii) 柱長の $1/100$ の初期撓みがあっても10%程度しか強度が低下しない。しかしながら、船長240m以上の大船では、一般に10mmを越える撓みはほとんど見受けられず、これは δ/ℓ に換算すれば $1/1000$ 前後であるので初期撓みによる強度低下はわずかであると予想される。
- iii) 弾性局部座屈しないように板厚を与え断面変形が起きないようにリブを配置してあれば実船のストラットについても計算による強度把握ができ初期撓みの評価も可能である。

(2) 初期不整柱の圧縮・2軸曲げ強度

x, y 軸両方向に正弦波形の初期撓みを有するH形柱の偏心圧縮による2軸曲げ強度実験(Fig. 3.4.9)を行い計算と比較した。供試体は、初期撓みと偏心量の組み合わせを種々に変えて計28本からなる。断面形状はH形でFig. 3.4.9に示される寸法が

$$b \times d \times t_f \times t_w = 75 \times 75 \times 9 \times 45\text{mm}$$

その断面2次半径(r_x, r_y)が約 $r_x = 30\text{ mm}, r_y = 20\text{ mm}$ である。柱長は1mである。

実験の内分けは材料定数のわずかに異なるTシリーズ18本とHTシリーズ10本からなる。T18供試体を除く全ての供試体は応力焼鈍を施し、T16とT17の2供試体を除いた残りの全ては柱端を球座で支持している。柱端の断面反りは拘束した。両シリーズの材料定数は短柱試験により求めた値を計算に用いた。

(a) 実験結果

全供試体の偏心量と初期撓み量の実測値と最高荷重の実験値と計算値がTable 3.4.4(a), (b)に記されている。同じくFig. 3.4.10に図示している。Table 3.4.4に記載された2種類の計算値(P_{t1}, P_{t2})はそれぞれ文献(5)の方法による曲げ捩れ変形を考慮した荷重増分法の柱の2軸曲げ挙動解析プログラムを用いた結果を P_{t1} とし、文献(6)の2軸曲げ強度の近似相関公式を修正して用いた結果を P_{t2} とした。両計算結果に関しては良好な一致を得たが、実験値に比し計算値はわずかに低目の値を示している。

その原因は完全弾塑性体の仮定によると考えられる。

(b) 数値実験

柱の初期不整量と細長比とが強度に及ぼす影響をH形柱に公式解(P_{f2})を用いた数値実験により求めた結果がFig. 3.4.11, Fig. 3.4.12, Fig. 3.4.13に示される。Fig. 3.4.12は偏心と初期撓みとの強度への影響の違いを示しているが、その差意は、ほとんど無視し得る程度であることがわかる。Fig. 3.4.11には柱強度に対する初期撓みの断面2次半径比 r と細長比との関係を示す。

ここで、不整柱の強度 P と同断面の全塑性軸力 P_p および同じ柱で初期不整のない場合の強度 P_u との比を p および p_{ru} としている。Fig. 3.4.13には、柱強度に及ぼす圧縮残留応力と初期撓みとの相乗効果を示す。

(c) 結論

不整柱の圧縮、2軸曲げ強度を調べる一連の実験を行い、増分法解近似公式解と比較検討し、さらに数値実験により補足した結果、次の点が明らかとなった。

- I) 偏心は初期撓みよりも柱強度を多少劣化させるが、それらの間には、それほど大きな差はない。
- II) 全塑性軸力との強度比 p は不整量 r の大きくなるにつれて、また、その柱の無次元弾性座屈値 p_E の小さくなるにつれて減少する。
- III) 一定不整量 r (残留応力なし)の場合、真直柱との強度比 p_{ru} は p_E 値に関し、下に凸な関数で $p_E = 1$ で最小となる。すなわち、 $p_E = 1$ の柱が初期撓みに最も敏感である。
- IV) 短柱を除いて同一 p_E 値の柱では、不整量 r の微小なときに強度比 p の減少率が大きい。
- V) 初期撓みと圧縮残留応力とは、ともに柱強度を低下させる効果をもつ。しかし、両不整が重畠した場合の効果(強度低下量)はそれぞれ単独の場合の効果の和より小さい。

3.4.3 実船ストラットの調査

ストラットの許容撓みを決定するための基礎資料として国内各社のストラットの形状に関するアンケート調査を行った。載荷重量8万~41万トンのタンカーで、9社30種のトランズリングのウイングタンク部ストラットの平行部について、断面形状を載荷重量とストラット形式に関して整理し、Table 3.4.5に示した。なお、表中、寸法、数字は単位mm、複数ストラット構造の場合にはストラット位置の上、下、中に応じてu、 ℓ 、mと表記した。太数字、記号は載荷重量(万トン)、造船会社識別である。また、収集したストラットの断面形状特性をTable 3.4.6、Fig. 3.4.14, Fig. 3.4.15に示した。これらのストラットの強度を調べるために、連続フェイス型ストラット(CF1, 2, 3)32例に関して、前記3.4.2-(2)で引用した相関公式より強度を求め、Fig. 3.4.16に示した。計算上ストラット長は、Table 3.4.6に記された等価長さを用い、両端単純支持を仮定した。

図中、実線上に無歪ストラットの強度が分布している。一点鎖線はストラットに圧縮残留応力 $\sigma_{rc} = 0.3 \sigma_y$ が存在する場合の強度、△印はJ.S.Q.Sの許容限界初期撓み(16mm)と上記 σ_{rc} のある場合、○印は初期撓み $0.1r_y$ で上記 σ_{rc} のある場合の強度を示す。なお、初期撓みのある場合にはx、y両方向ともに同量の初期撓みを仮定している。同図横軸の L/r_e 細長比の r_e は2軸曲げ捩れ型弾性座屈値 $p_E = E(\frac{\pi r_e}{L})^2$ とおいて得られる一般化断面2次半径である。同図より明らかなように強度比 $p = (p/p_p)$ は0.411~1.0に分布し、 p 値の絶対量より許容撓みを導くには難があるので、真直柱(残留応力あり)に対する強度比 $p_{ru} = (p/p_u)$ を求める、初期撓み量ごとに統計処理するとFig. 3.4.17の結果を得た。

同図は、初期たわみ振幅 U_0 が断面最小2次半径 r_y の定数倍である場合とJ.S.Q.S他の慣行に従い、 U_0 が断面形状に無関係な絶対量として与えられる場合とのそれに対し、強度比 p_{ru} の統計的平均と標準偏差とを与えている。また、ストラット設計の慣行にしたがい、弱軸曲げ座屈に対応する細長比 L/r_y を横軸にしてFig. 3.4.16の結果を再整理するとFig. 3.4.18を得る。ただし、現行のストラットは、2軸対称断面ではないので従来の表示法にすると無歪ストラットの強度はオイラー曲線等を下まわり、かつ、一本の曲線とはならない。

なお、調査した32例のCF型ストラットの断面は、腹板防撓材が、せん断中心近傍に一本だけ縦通じている構造

となっているために、この防撓材は、弱軸曲げ剛性としては十分働いているけれども、曲げ捩れ剛性には余り効果的に働いてない。ゆえに総じて全捩れ剛性は弱軸曲げ剛性より低い場合が多く、この点は 3.4.2-(1)の実験の C 型模型と様相を異にしている。強度の面からは、C F 型ストラットの腹板防撓材は C 型模型の如くに 2 本以上配置することが望ましい。

3.4.4 初期撓み許容基準

初期撓み (u_0 , v_0) の中で強軸曲げに対応する v_0 は弱軸曲げに対応する u_0 に比し、強度への影響は微少であるので、許容基準を特別に定めなくてもよいであろう。強度の側面から u_0 の許容基準を定める場合、たとえ任意の初期撓みに対し強度が算定出来るとしても種々の問題点、考え方がある。同じ不整量であっても部材が異なれば、その強度も異なるのであるからどのような部材を想定すべきか、残留応力影響をどう取扱うか、中でも最もカギとなる。強度低下量をどこまで許容すべきか、これらの問題点に対し、本研究では次のような考えに立っている。全てのストラット部材に圧縮残留応力が、約 $0.3 \sigma_y$ だけ存在するものと仮定し、さらに初期撓みが付加する時の強度低下量が全ストラットの平均で 10% であるように許容限界の基準を定める。Fig. 3.4.17 を用いて平均 $p_{ru} = 0.9$ より、 $u_0 = 0.1 r_y$ または $u_0 = 16\text{mm}$ の数値を得る。

これらの初期撓みに対する p_{ru} の標準偏差は、それぞれ $\sigma(p_{ru}) = 0.073$ または 0.096 となっていて $u_0 = 0.1 r_y$ の規制の方が強度の低下のバラツキをわずかながら小さくすることがわかる。ゆえに規制方式としては $u_0 = 0.1 r_y$ を推奨する。なお、32例の C F 型ストラットの断面 2 次半径 r_y は $85 \sim 298\text{mm}$ に分布し、その平均値は 180mm である。初期撓み規制値をどのような値に決めて、部材断面形、細長比等の違いにより強度低下量は相当に変化するものであるから部材設計に於ては、その点にも留意すべきである。この現行ストラットの強度調査では、等価ストラット長の考え方で解析しているが、初期撓み量としてはトランスリングウェブを含めた場合の撓み量が対応すると考えられる。トランスリングウェブを含めた場合の初期撓み量 u_0 の J. S. Q. S 許容限界値 16mm は強度低下量が平均的に 10% となっていることが、本解析により明らかとなった。

3.4.5 おわりに

初期不整柱部材の一連の実験および解析を行い、その成果の下に実在のストラット例を解析して得られた結果を要約すると

- その解析例の統計平均として強度低下量が 10% となる時を許容量の目安として、初期撓み $u_0 = 0.1 r_y$ を許容限界（トランスリングウェブを含めて）とすることを提案する。
- 従来からの J. S. Q. S 値 $u_0 = 16\text{mm}$ も同じサンプル平均としての強度低下量が 10% であるが、 $0.1 r_y$ の場合に比べ強度のバラツキが大きくなる。

参考文献

- (1) 第 127 研究部会報告書、研究資料 No. 159, 173, 189, 212, 昭和47, 48, 49, 50 年各 3 月 日本造船研究協会
- (2) Timoshenko and Gere "Theory of Elastic Stability" McGRAW-HILL, New York, 1961
- (3) Schleicher "Die Knickspannungen von Eingespannten Rechteckigen Platten"
- (4) 藤田、大邱、湯原「構造物の塑性設計－その 10」日本造船学会論文集 第 126 号
- (5) 藤田、吉田、大勝「2 軸曲げを受ける柱の弾塑性挙動（その 2）」日本造船学会論文集 第 127 号
- (6) 藤田、吉田、大勝「2 軸曲げを受ける柱の弾塑性挙動（その 3）」日本造船学会論文集 第 129 号

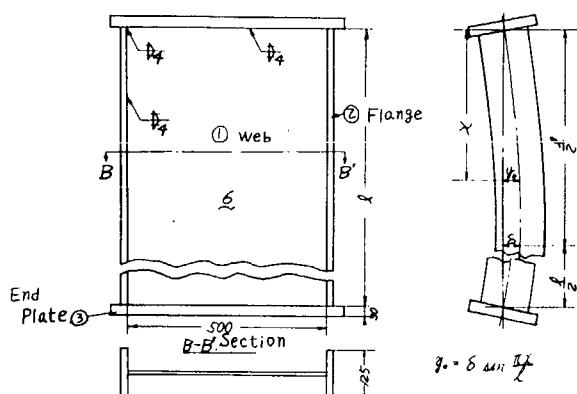


Fig. 3.4.1 I - Column specimen

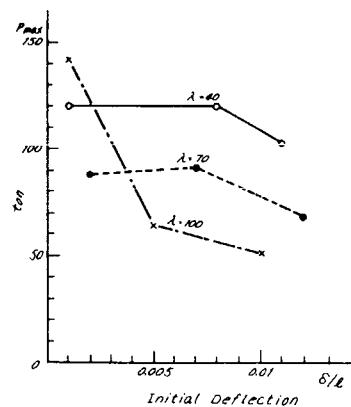


Fig. 3.4.2 Strength of imperfect I - Column

*: Loading is finished when web plate has buckled.

λ = Slenderness ratio.

Table 3.4.1 Comparison with experimental and theoretical results of I - Column tests

model	experiment	theory					P_{\max} / P_c
		P_{\max}	P_c	P_{bp1} *	P_{bp2} *	P_{e1}	
H 400	120.0 *Ton	(170.4) Ton	66 ^{Ton} ₍₂₎	135 ^{Ton} ₍₃₎	188 ^{Ton}	188 ^{Ton}	(0.70)
H 405	119.7	100.3					1.19
H 410	102.6	86.1					1.19
H 700	87.5*	(113.1)	66 ^(3 or 4)	125 ⁽⁵⁾	188	188	0.77
H 705	91.2	72.4					1.26
H 710	68.4	54.6					1.25
H 1000	142.5	(100.7)	66 ⁽⁵⁾	125 ^(7 or 8)	127	188	(1.41)
H 1005	64.0	57.5					1.11
H 1010	51.0	42.1					1.21

P_c = Initial yielding load.

P_{bp1} , P_{bp2} = Buckling loads of web plates, respectively, simply supported and clamped.

P_{e1} , P_{e2} = Euler's buckling loads of columns, respectively, simply supported and clamped.

* Bracketed numbers are the number of half wave in the direction of compression.
Only one half wave is assumed in the perpendicular direction.

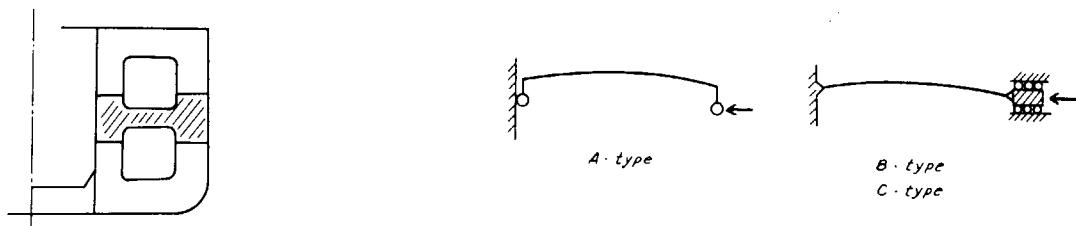


Fig. 3.4.5 Loading condition

Fig. 3.4.3 An object of study

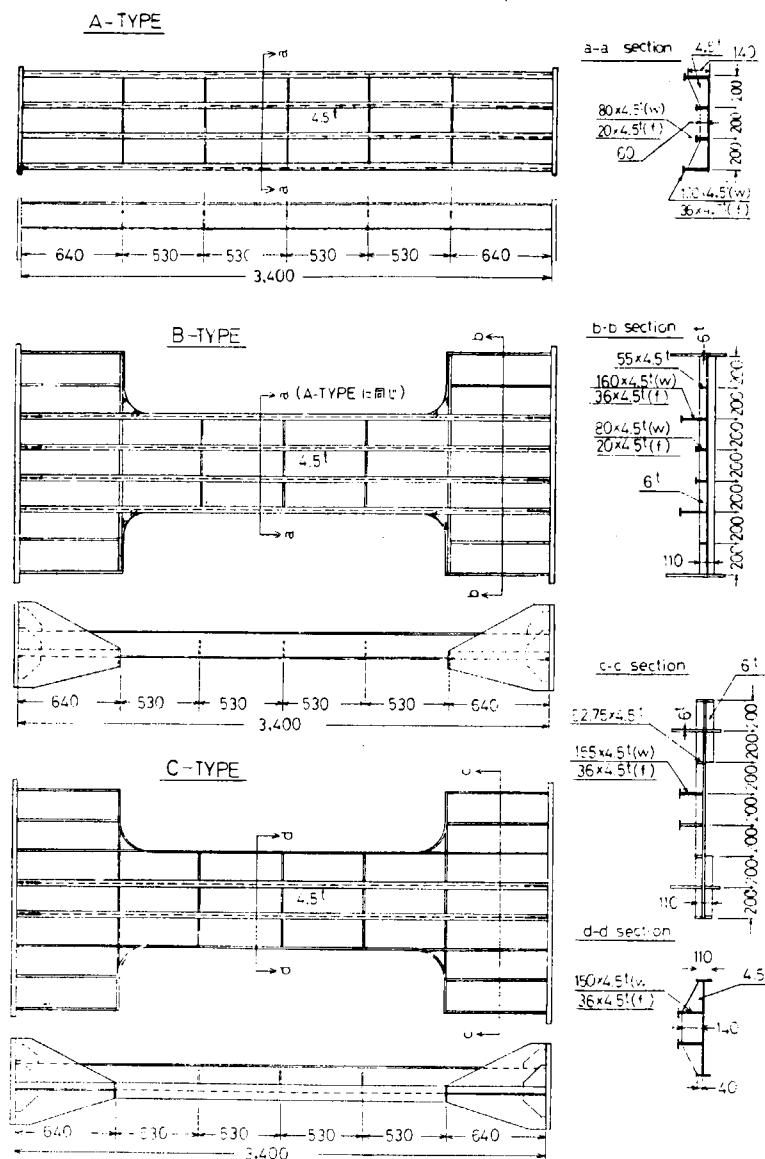


Fig. 3.4.4 Test model

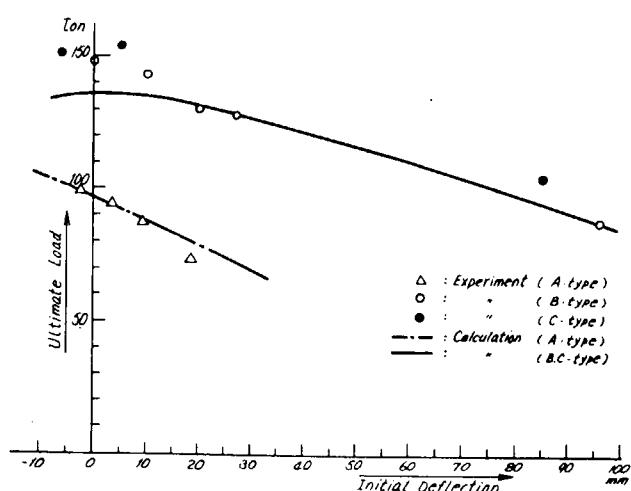


Fig. 3.4.6 Relation between ultimate load and sinusoidal initial deflection

Table 3.4.2 Comparison of experiment & calculation
(For the case of sinusoidal initial deflection)

model	maximum initial deflection A_{max} mm	experiment		calculation by matrix method			cal by timochenko		P_u / P_c	
		ultimate load P_u ton	collapse section	ultimate load P ton	initial yield		initial yield			
					P_{yc} ton	side	P_y ton	side		
A - 1	- 2.8	99	P	98.9	about 95	凹	96.0	凹	1.00	
A - 2	3.6	94	P	93.3	" 89	凸	90.8	凹	1.01	
A - 3	9.3	87	P	89.0	" 81	凸	82.6	凸	0.98	
A - 4	18.5	73*	*	80.4	" 70.5	凸	71.5	凸	0.87*	
B - 1	0	148	Q	136.8	" 136.8	凹	136.8	凹	1.08	
B - 2	10	143	Q	135.4	" 130	凹	122.7	凹	1.06	
B - 3	27	128	P	127.9	" 119 (120)	E (凹)	104.8	凹	1.00	
B - 4	96	88	P	88.5	" 50 (84)	E (凹)	64.6	凹	0.99	
C - 1	- 6	151	Q	134.6	" 125	凹	125.6	凹	1.12	
C - 2	5	154	Q	135.6	" 130	凹	130.5	凹	1.14	
C - 3	20	130	Q	131.6	" 113	凹	115.2	凹	0.99	
C - 4	85	105	P	94.3	" 55 (75)	E (凹)	77.4	凹	1.11	

End condition : A -models are simply supported , and , band c models are clamped.

凹; Compressed initial yielding at mid-section(P).

凸; Tensiled initial yielding at mid-section(P).

E; Compressed initial yielding at a near end section(Q).

*; Crack at tensiled face plate of mid-section.

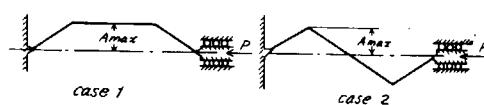
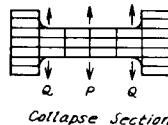


Fig. 3.4.7 Initial deflection and loading

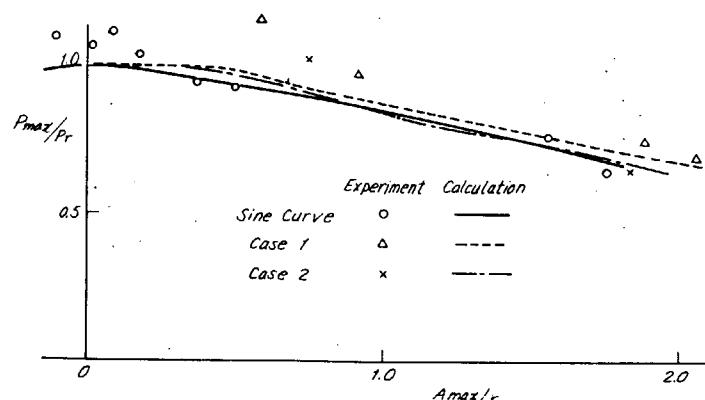


Fig. 3.4.8 $P_{max} / P_r - A_{max} / r$ curves
With consideration of shape effect of initial deflection

Table 3.4.3 Test results of struts with another shapes of initial deflection

specimen	initial deflection		maximum load(ton)		P_u / P_c	yield load (ton)		buckling load exp (ton)
	case	Amax (mm)	exp. P_u	cal. P_c		exp.	cal.	
B - 5	1	50	141	127	1.11	100 ①	88 ①	140 ④
B - 6	1	112	99	96	1.03	40 ①	50 ①	95 ⑤
B - 7	2	41	148	131	1.13	90 ②	86 ③	140 ⑥
B - 8	2	100	93	96	0.98	40 ③	53 ③	90 ⑥
C - 5	1	32	168	138	1.22	90 ①	108 ①	155 ⑤
C - 6	1	103	107	99	1.07	60 ①	50 ①	105 ④

Points and zones of yielding or buckling

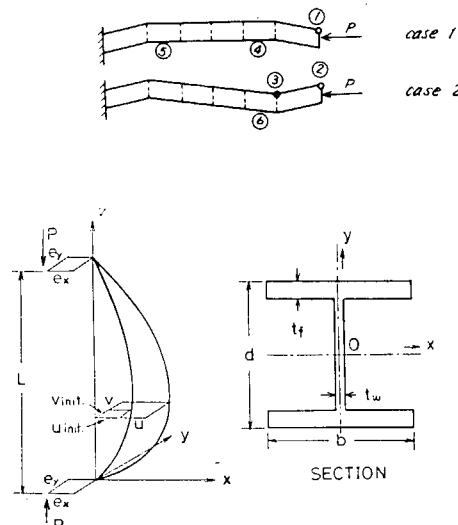


Fig. 3.4.9 Biaxially loaded H - column with initial deflections

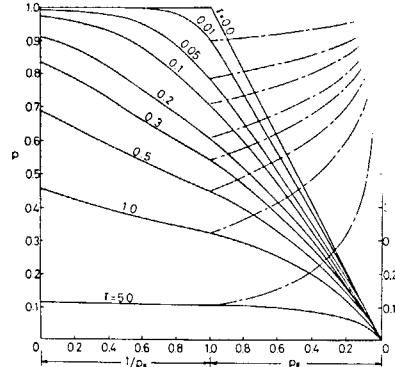


Fig. 3.4.11 Column strength curves
Case 1 $e_x / r_y = e_y / r_x = \gamma$
 $u_0 = v_0 = 0$

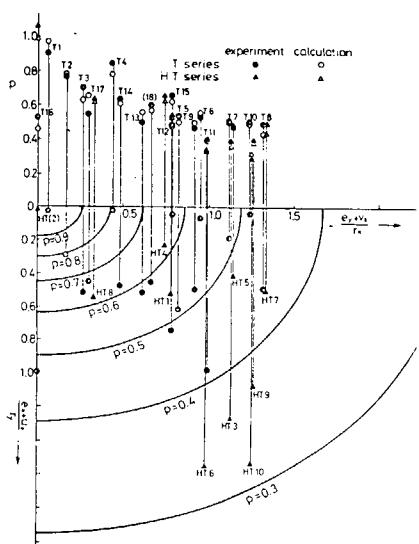


Fig. 3.4.10 Comparison between experimental and calculated results

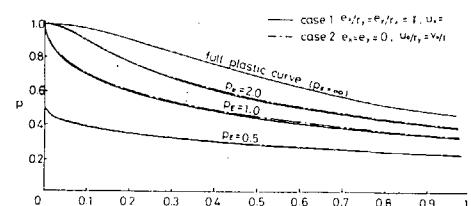


Fig. 3.4.12 Comparison between the effects of eccentricities and initial deflections on column strength

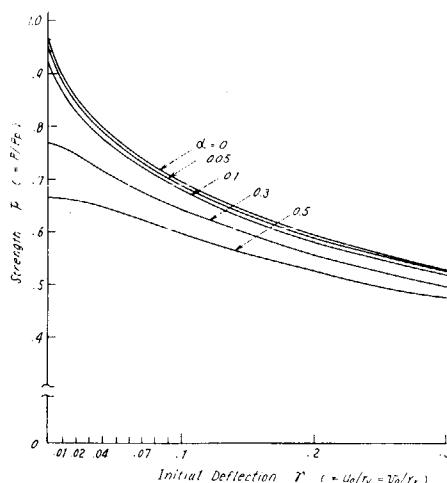


Fig. 3.4.13 Combined effects of initial deflection and residual stress on column strength for the case that the elastic buckling load (P_E) equals to the full plastic load (P_p)

Parameter $\alpha = \text{compressive residual stress } (\sigma_{rc}) / \text{yield stress } (\sigma_Y)$

Table 3.4.4(a) Comparison between experimental and both calculated results (Ht series tests)

test No	eccentricity (mm) initial deflection maximum load (ton)						ratio of cal to exp	
	e_x	e_y	U_0	V_0	experiment calculation		P_{t1}/P_{exp}	P_{t2}/P_{exp}
					P_{exp}	P_{t1}	P_{t2}	
HT 1	0.5	14.8	9.738	9.442	22.1	22.377	22.694	1.013
HT 2	1.0	0.9	-0.555	-1.128	44.6	40.446	41.640	0.907
HT 3	20.1	31.0	4.732	4.183	16.5	15.097	14.905	0.915
HT 4	13.4	13.1	-8.893	9.927	27.5	23.502	25.975	0.855
HT 5	3.5	30.0	4.647	5.312	19.9	19.791	20.151	0.995
HT 6	20.2	21.0	10.348	9.488	13.8	14.294	13.754	1.036
HT 7	0.5	31.07	9.327	10.125	20.9	17.763	18.240	0.850
HT 8	19.4	0.4	-8.658	9.80	26.4	23.713	25.763	0.898
HT 9	10.45	30.93	10.642	8.278	16.5	15.657	15.527	0.949
HT 10	20.1	29.7	10.110	9.128	12.05	13.631	13.260	1.131

P_{t1} : Calculated by an incremental stiffness method

P_{t2} : Calculated by the present formula

Table 3.4.4(b) Comparison between experimental and calculated results (T Series Test)

No	eccentricity				maximum load (ton)		No	eccentricity		maximum load (ton)					
	e_x	e_y	U_0	V_0	P_{exp}	P_{t2}		e_x	e_y	U_0	V_0	P_{exp}	P_{t2}	P_{t2}/P_{exp}	
T 1	0.08	0.05	-0.56	-2.01	41.83	43.41	1.038	T 10	10.08	29.43	-9.35	9.21	22.65	21.14	0.933
T 2	0.08	1.10	-5.75	5.19	35.2	34.40	0.977	T 11	19.60	30.60	-0.40	0.10	18.15	17.76	0.979
T 3	0.35	0.50	9.75	-8.80	32.6	27.86	0.855	T 12	19.63	29.05	-5.10	-4.69	22.35	20.82	0.932
T 4	0.33	15.25	-0.71	-1.58	39.25	34.26	0.873	T 13	19.35	29.48	-9.35	-10.28	23.2	24.65	1.063
T 5	0.85	15.75	11.16	9.84	25.1	22.11	0.881	T 14	9.75	15.30	-0.45	-0.18	29.7	26.66	0.898
T 6	0.675	30.28	0.65	-0.76	24.5	24.52	1.001	T 15	9.05	14.83	-9.88	9.67	30.7	27.31	0.890
T 7	0.73	29.68	-4.34	5.14	23.05	22.16	0.961	T 16	20.08	0.18	-0.24	-0.10	24.47	20.10	0.821
T 8	0.30	30.10	9.32	11.06	22.75	19.01	0.836	T 17	19.20	0.08	-10.43	9.25	25.3	28.69	1.134
T 9	9.75	29.18	-0.02	-0.63	21.6	22.23	1.029	T 18	19.13	30.13	-10.34	-9.48	27.8	25.03	0.900

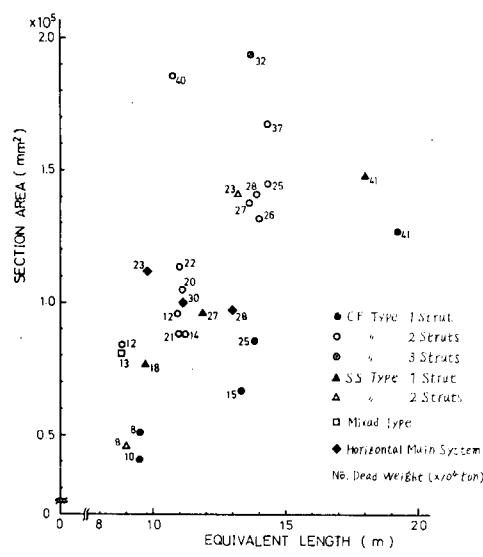


Fig. 3.4.14 Strut length and area

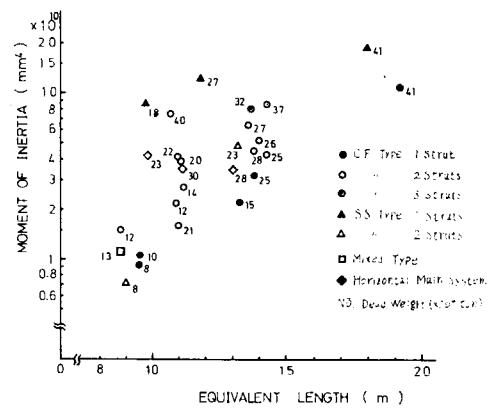


Fig. 3.4.15 Strut length and moment of inertia

Table 3.4.5 Samples of struts

TYPE	100,000 ton	200,000 ton	300,000 ton	400,000 ton
8-E	10-A	15-G	25-F	41-B
CF1	12-G	12-B	20-A	26-G
CF2	11-H	11-L	22-C	27-B
CF3	11-L	11-M	28-A	30-C
SS1	13-D	18-I	27-1	28-A
SS2	8-B	23-1	30-A	35-D
HM and others				

Table 3.4.6 Particulars of struts

type	name ($\times 10^4$ ton) D W, yard	equiv. length L (m)	area ($\times 10^4$ mm ²) A	moment of inertia ($\times 10^{10}$ mm ⁴)		shear center *4) mm		torsion*5) rigidity ($\times 10^7$ mm ⁴) J	
				I _x	I _y	x ₀	y ₀	($\times 10^{14}$ mm ⁶) Γ	
CF 1	8 E	9.5	5.1	0.91	0.12	1.3	39.7	0.80	0.99
"	10 A	9.5	4.1	1.03	0.046	0	0	0.66	1.45
"	15 G	13.3	6.7	2.20	0.44	0	38.8	0.77	1.94
"	25 F	13.8	8.6	3.18	0.76	1.3	43.6	2.04	5.50
"	41 B	19.2	12.7	10.6	1.11	0.8	48.0	3.64	34.4
CF 2	12 G {	10.9	4.4	1.03	0.052	0	0	0.68	1.63
"	{ "	5.2	1.15	0.12	0	0	0	0.86	2.45
"	12 B {	8.8	3.7	0.62	0.068	0.3	13.7	0.32	0.96
"	{ "	4.7	0.87	0.062	0	0	0	0.89	1.41
"	14 H {	11.2	4.3	1.36	0.031	0	0	0.59	1.09
"	{ "	4.5	1.36	0.098	0.4	38.5	0.53	1.11	
"	20 A {	11.1	4.5	1.52	0.061	0	0	0.41	2.92
"	{ "	6.0	2.33	0.11	0	0	0	1.17	5.78
"	21 D {	11.0	4.0	0.69	0.14	1.1	36.3	0.34	0.12
"	{ "	4.8	0.89	0.16	0.9	33.4	0.69	1.57	
"	22 C {	11.0	5.0	1.65	0.082	0.1	16.0	0.87	1.73
"	{ "	6.4	2.41	0.14	0	9.3	1.69	5.04	
"	25 H {	14.3	6.3	1.78	0.18	0	0	1.17	4.41
"	{ "	8.2	2.44	0.34	1.3	44.3	2.33	6.33	
"	26 G {	14.0	6.1	2.39	0.22	0.3	25.8	1.1	4.49
"	{ "	7.1	2.73	0.41	0.5	28.8	1.38	7.27	
"	27 B {	13.6	6.6	3.17	0.18	0.4	34.1	1.16	5.78
"	{ "	7.2	3.22	0.37	0.6	36.3	1.24	5.8	
"	28 A {	13.8	5.9	2.04	0.21	0.4	23.5	0.80	5.97
"	{ "	8.2	2.43	0.35	0.5	23.0	1.8	6.99	
"	37 H {	14.3	7.4	3.62	0.30	0	0	1.56	19.0
"	{ "	9.4	4.68	0.39	0	0	0	3.37	24.9
"	40 G {	10.7	7.6	2.5	0.38	0.6	28.5	2.15	7.82
"	{ "	11.0	4.85	0.79	2.5	70.3	3.04	16.9	
CF 3	32 G {	13.7	5.2	2.01	0.12	0	0	0.61	6.4
"	{ "	6.8	2.92	0.27	0	0	0	1.34	14.8
"	{ "	7.4	3.15	0.29	0	0	0	1.66	15.9
SS 1	18 I	9.7	7.7	8.64	0.40	-257.	60.7	0.54	58.3
"	27 I	11.8	9.6	12.0	0.77	-337.	73.5	0.88	123.
"	41 I	18.0	14.8	19.2	5.96	-575.	-626.	1.84	515.
SS 2	8 B	9.0	2.3	0.36	0.018	-100.	0	0.20	32
"	23 I {	13.2	5.8	2.7	0.31	-260.	71.8	0.45	14.7
"	{ "	8.3	4.11	0.02	-406.	85.7	1.11	43.4	
HM	13 D {	8.8	3.6	0.73	0.16	0	28.0	0.29	1.06
CF	{ "	4.5	0.77	0.15	1.1	44.3	0.77	0.80	
HM	23 C	9.8	11.2	4.19	2.26	-4.8	32.2	2.16	68.3
"	28 A	13.0	9.7	3.48	2.46	0	-73.7	1.62	19.3
"	30 C	11.1	10.0	3.49	2.35	-11.8	-125.	1.74	18.7

* 1) The number next to alphabets is the number of struts in the trans-ring wing.

CF : Continuous face type that the face plate of strut connects continuously to the one of trans-ring.

SS : Linear type that the stiffener of strut connects perpendicularly to the plates of hull and longitudinal bulk head.

HM : Horizontal main type.

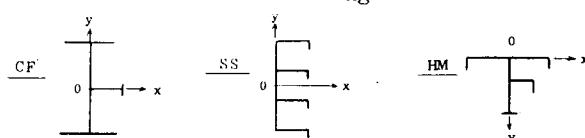
* 2) Alphabets (A ~ D) show the identification of ship yards.

* 3) Equivalent length is between the both centers of webs in the trans-ring.

* 4) Coordinate system.

* 5) GJ = St. Venant's torsion rigidity.

E I' = Warping rigidity.



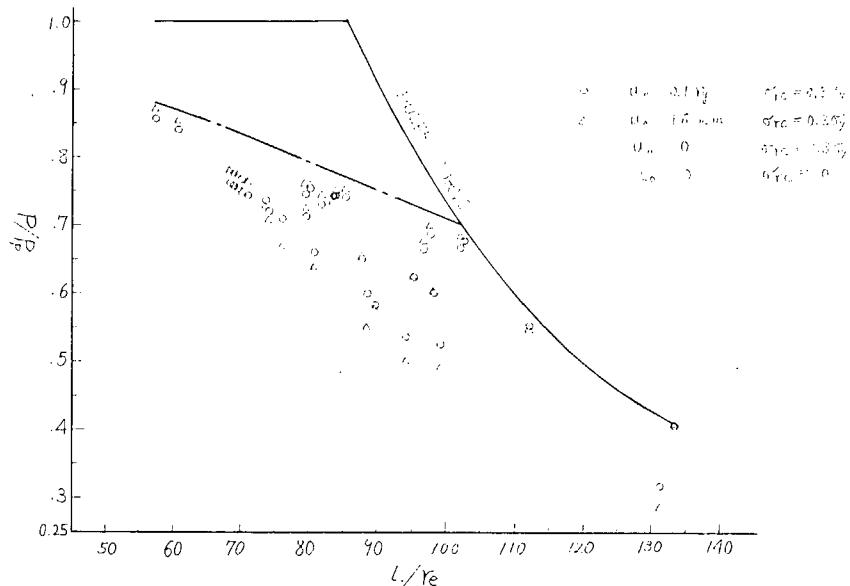


Fig. 3.4.16 Strength of cf - struts with imperfections

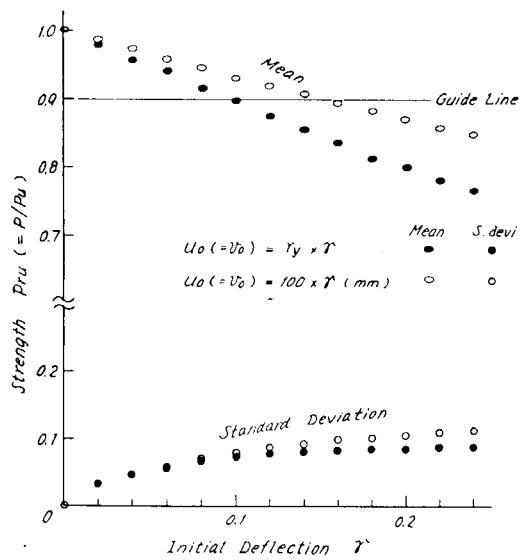


Fig. 3.4.17 Statistical effect of initial deflection on strength of 32 CF - struts used commonly in Japan.

P_u = Strength of strut with compressive residual stress ($\sigma_{rc} = 0.3 \sigma_y$)

P = Strength of strut with σ_{rc} and initial deflection

Simply support assumed

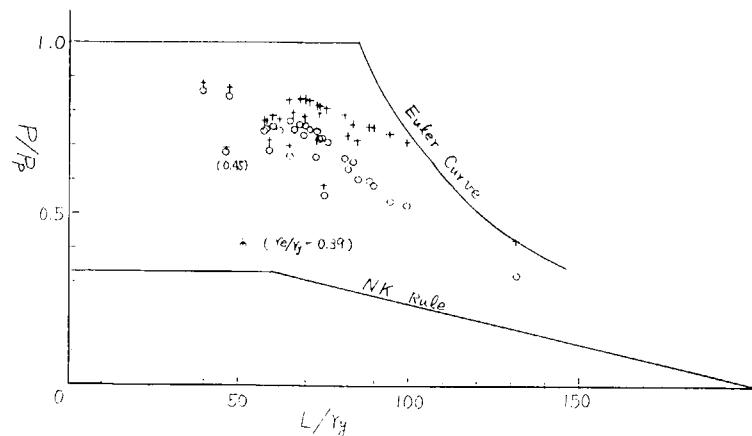


Fig. 3.4.18 Strength of CF-Struts with imperfection

+ : $u_0 = 0$ ○ : $u_0 / r_y = 0.1$
 $\sigma_{rc} = 0.3 \sigma_y$

3.5. 2次部材の歪許容量の工作基準

(担当: 三菱重工業)

3.5.1 定義並びに許容歪量

2次部材の許容歪量は Table 3.5.1 のとおりとする。

Table 3.5.1 Allowable imperfection of secondary members

Item	Allowable Imperfection	N. B.
Tripping B ^{KT}	$\delta/t \leq 3$ δ : Imperfection t : PL thickness	
Web Stiffener	$\delta/t \leq 2$ δ : Imperfection t : PL thickness	

3.5.2 許容歪量の決め方

(1) 適用範囲

2次部材とは、主要部材(Primary member)に対するもので、その定義が明確でないが、通常は Panel breaker としてのウェブスチフナ、Lateral stability 保持のためトリッピング・ブラケット等、本来力を受けもたない部材で、主要部材が有効に作用するための補助的役割をするのが厳密な意味での2次部材と言えよう。したがって、例えばコーナー・ブラケット、床面荷重に対するフロアースチフナ等直接力の流入する部材は、どちらかと言えば、準主要部材(Semi primary member)に類するものと言えよう。

2次部材は、その用途が多岐にわたり、その許容初期歪も統一的には取扱えるものではないが、とりあえず、上記 純粋な意味での2次部材に对象を絞った。

なお、準主要部材については、他の主要部材等の関連もあり、今後の検討に待ちたい。

(2) 許容初期歪決定の考え方

2次部材の許容初期歪は次ぎのように考える。

右図に示す通り、2次部材の剛性は一般に初期たわみが大きくなれば低下する。一方、座屈防止の点からは、限界剛性比 r^* が存在する。よって、両者の交点を許容歪と考えれば良いであろう。

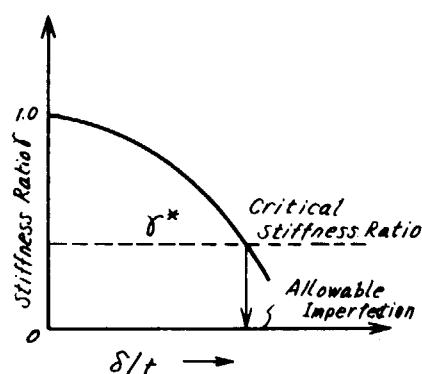
Table 3.4.1 に示す許容値は、12万トンおよび24万トンタンカーのデッキ・ランスのトリッピング・ブラケット、ウェブ・スチフナについて試算を行い^{*1} 適宜安全を見込んできめた値である。

(3) J-S-Q-Sとの関連

J-S-Q-Sによれば、トリッピング・ブラケット、ウェブ・スチフナについて、 $\delta/t \leq 1$

ときめてあり、^{*2} その根拠としては最高荷重が90%程度となる歪量をとったと言う。^{*3}

しかしながら、(2)で述べた考え方に基づいてきめればもう少し余裕がありそうである。



* 1. SR 127 部会49年度報告書 SR - Report No. 212 p83 昭50-3

* 2. 日本鋼船工作法精度標準 1973年版 鋼船工作法研究委員会第1分科会

* 3. 船殻工作精度標準 解説 昭47-12 鋼船工作法研究委員会第1分科会

3.6 橋梁事故と初期不整との関連について

(担当: 橋梁事故調査 W.G.)

3.6.1 はじめに

1969年より1971年にかけて

- I) Der Neuen Donau Brücke (オーストリア, 1969-11-6)
- II) Milford Haven Bridge (イギリス, 1970-6-2)
- III) West Gate Bridge (オーストラリヤ, 1970-10-15)
- VI) Koblenzer Südbrücke (西独, 1971-11-10)

と、スパン200~300mの長大な箱桁橋の架設計の事故がたてつづけに発生した。これらはいづれも座屈・崩壊によるものであり、大型化、軽量化に対して初期歪等の存在により十分にその安全性が保たれていたためであるとされている。

「船殻部材の歪量の強度に及ぼす影響」について取組んでいるSR 127部会としては、他分野の事故とはいえ見過し得ない問題であり、その実態を把握し、必要ならば許容工作歪基準作成に当ってこれらを反映さすべく文献調査W.G.*¹が作られた。

これらの事故の概要及びその原因に関する資料をふまえ、本報告では、前半に前田の資料にもとづき上記4大事故の概要を、後半に事故後箱桁橋の設計法について英国で行われたMerrison委員会の研究報告についてその概要を述べることとする。

3.6.2 橋梁事故の概要

(1) オーストリア、ウィーン市第4ダニュープ河橋梁の事故

本橋の概要是Fig. 3.6.1に示す通り、非対称に210mという長い中央径間を持つ全長412mの三径間連続桁橋で、その断面は二つのBox girderよりなり31.38m幅員の鋼床版構造である。

使用材はST 52等で、単位床面積当たり430kg/m²の鋼重である。

設計、製作、架設はWagner-Biro Co., 検査(Proof Engineer)はT. H. WionのStein教授である。

架設の方法Fig. 3.6.2に示す張出し工法である。

事故は、閉合作業を日中に終え、夜20時44分25秒に発生した。最初Fig. 3.6.2図中のM₁点に、次いでM₂, M₃点に座屈を生じたが、幸い落橋にいたらず、死傷者も出なかった。座屈状況、並びに座屈を発生した下部フランジの詳細寸法をFig. 3.6.3に示すが、断面変化点の溶接継手に極めて近い場所である。

事故の原因は次ぎの通りとされている。

- I) 死荷重応力計算が正確でなかったこと。
- II) 温度作用に対する配慮がなされなかったこと。
- III) 部材に避けられない初期不整が存在したこと。

以上の3原因により、オーストリアの設計示方書での要求値(架設時、降伏に対して1.65、線型座屈に対し1.25の安全率)では、実際はM₁点で1を割ったためである。なお、材料に欠陥は認められていない。

(2) イギリス、ウェールズ、ミルフォード・ヘブン橋の事故

本橋の概要並びに架設方法についてFig. 3.6.4に示す通り、鋼床版逆台形箱形断面の全長821mの7径間連続鋼橋である。

使用材はBS 968(SM 50相当)、単位床面積当たり鋼重は300kg/m²と非常に軽い。

設計はFreemann-Fox & Partners Co.、施工はAE Farr社、製作はJ. T. Horsley社である。

* 1. 吉田(東大), 杉本(三井), 壱岐(三菱)

事故は Fig. 3.6.5 に示すとく橋脚⑥上で断面が座屈し、第 2 径間全部約 600 トンが墜落、死者 4 名、負傷者 6 名を出した。

事故原因究明のため、Merrison 調査団が組織され、約 7 カ月めのところ次ぎのことが明らかにされた。

i) 事故の原因は橋脚⑥の位置にある箱桁内部のダイヤフラム板の座屈によって生じた。そしてこのダイヤフラム座屈の原因是

ii) 主桁の腹板が傾斜しているため下端に沿って大きな圧縮力を生ずるが、これに対し十分配慮されなかった。

(計算書では耐荷力 1285 トンと称しているが、事故後の精密計算では初期たわみなしでも 500 トンで座屈、900～1300 トンで崩壊することが判り、事故時には 963 トンが作用していると推定されている。)

iii) ダイヤフラムは、補剛材つき板で 19mm 程度の初期たわみが存在している。

vi) 橋脚上の支持用資材が少しずれていたため、反力が偏って作用した。

等々、結局ぎりぎりの強度設計を行ったため安全上の余裕がなく、製作時の歪や溶接応力の存在がこれに加わって架設時安全率を低下させてしまったためである。

(3) オーストラリア、メルボルン市、ウェストゲート橋の事故

本橋の概要を Fig. 3.6.6 に示す。中央径間 336 m の斜張橋を含む 848 m の 5 径間連続桁を主体として、全長 2600 m の橋梁である。断面は 3 室の逆台形箱桁で、降伏点 35kg/mm² の高張力鋼を用い、単位床面積鋼重 250kg/m² と非常に軽い構造であった。

設計と施工管理は Freemann, Fox & Partners と Maunsell & Partners との Joint、施工は World services & Constructions pty, Ltd. と John houand pty, Ltd との Joint である。

架設方法としては、桁を橋軸長手方向に 2 分割し、地上で組立てたブロックをジャッキアップし、空中にて溶接により一本の完全断面の桁とすることとした。しかし、本橋は水平、垂直両方に非対称構造であるため、前例のない工法として非常に難しいものである。

事故が起る前、⑭～⑯径間の架設に際してトラブルを生じていた。すなわち、片側半分をジャッキアップしたとき、内側のフランジに座屈を生じ 8 cm 喰い違ったものを無理に閉合した。事故径間⑯～⑮ではこの喰い違いが 10cm あり、水平方向にも喰い違いがあったため、ジャッキで矯正を試みたがうまくゆかず、次ぎに高い方の桁に 8 トンのブロック 7 個のせて高低差をなくそうとした。このころより、中央付近の上フランジ縁が座屈を始め、うまくゆかず、そこで、コンクリートブロックをおろし中央部の添接ボトル 37 本抜きとった瞬間、突然この部分がふくれ上り、箱桁の他の部分にも座屈が移行し、残った片側断面にもかなり荷重が移行してかかり、桁全体として変形が進み、最初の座屈開始後約 1 時間して Fig. 3.6.7 のような運動を起して落橋した。本事故により 35 名死亡、約 30 名の負傷者を出した。

事故の原因は

i) 径間中央で横方向継手のボルトを 30 本抜いたため、ダイヤフラムを介して相手桁に重量がかかり、荷重にたえられず折れまがった。

ii) 間接的には工法に無理があり、理論計算なしのまま過大なコンクリートブロックをのせて座屈を生じた。

iii) 非対称断面であり、どうしても両桁が合いにくくなること、また、上下フランジは 3 m 近く突出しており、特に上フランジはコンクリート床版を合成させる設計のため薄くなり、座屈など生じやすい構造で高さ 58 m の空中で合せる工法自体に無理があった。

以上技術的要因の他に、設計自体粗雑であること、発注者、設計者、施工者間の連絡の悪さ、予算の制約からくる無理な軽量化、工期等数々の人災的要因が大きくひびいて起るべくして起った事故とされている。

(4) 西独、コブレンツ市、ライン河橋梁の事故

本橋の概要を Fig. 3.6.8 に示す。全長 442 m の三径間逆台形箱桁橋である。

架設はFig. 3.6.9に示す通り、長さ17m、91トンのブロックを張出し工法により現場溶接で接合する。設計は西独政府地方建設局、製作と架設はMAN社、Proof EngineerはT. H. Darmstadt の Klöppel 教授である。

事故状況を同じくFig. 3.6.9に示す。このため死者13名、重軽傷者13名を出した。

事故原因はモデルテスト等含めた調査により次のことが明らかとなった。

i) 折損位置については、ほぼ実験でもこのようになること。

ii) 底板の現場突合せ溶接を自動溶接機を用いるためFig. 3.6.10に示す通り、45.6 cm × 11 mの非補剛部分があり、これがため該部の安全率が著しく低下した。

架設の安全率としてDIN示方書によると1.25～1.35が普通であるが本橋の場合1.69を採用したが、初期たわみ約2 mmがあったため、^{*2}このように一部無補剛の場合、安全率を1.0に低下したと云う。調査関係者の一致していることは「設計上の誤りや架設上の過失はなかった。鋼板の座屈応力計算に用られた線形理論に欠陥がある」とのことである。結果西独政府は、この添接方法を禁止し、かつ板に働く応力計算には非線形理論を用いるべしとの命令を出し、同時に示方書の改訂を命じて、とりあえず安全率を1.71にあげることとした。

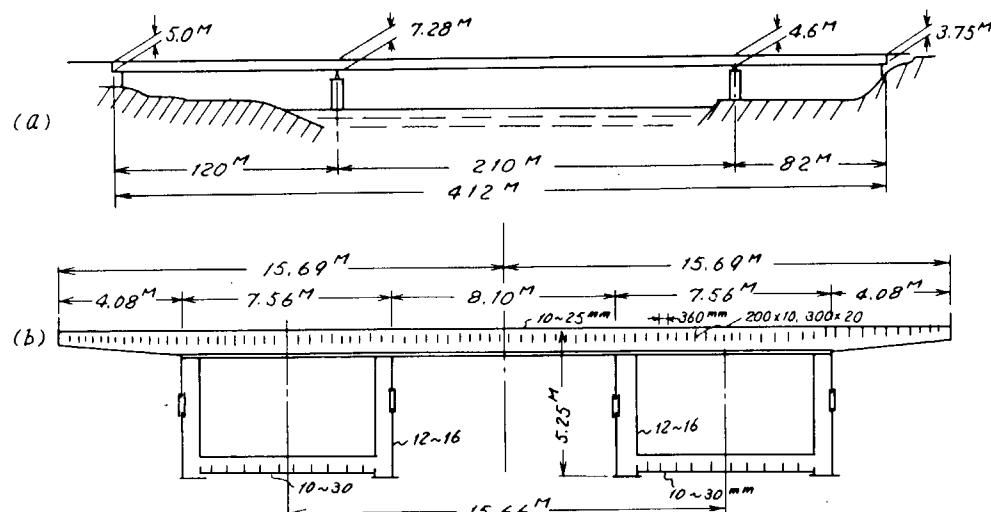


Fig. 3.6.1 Profile and section of der neuen donau brücke

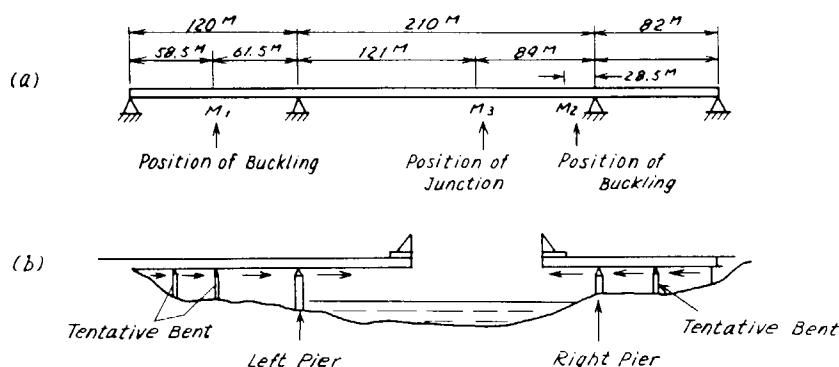


Fig. 3.6.2 Positions of buckling and friction method

* 2 1 mmならOKだった。

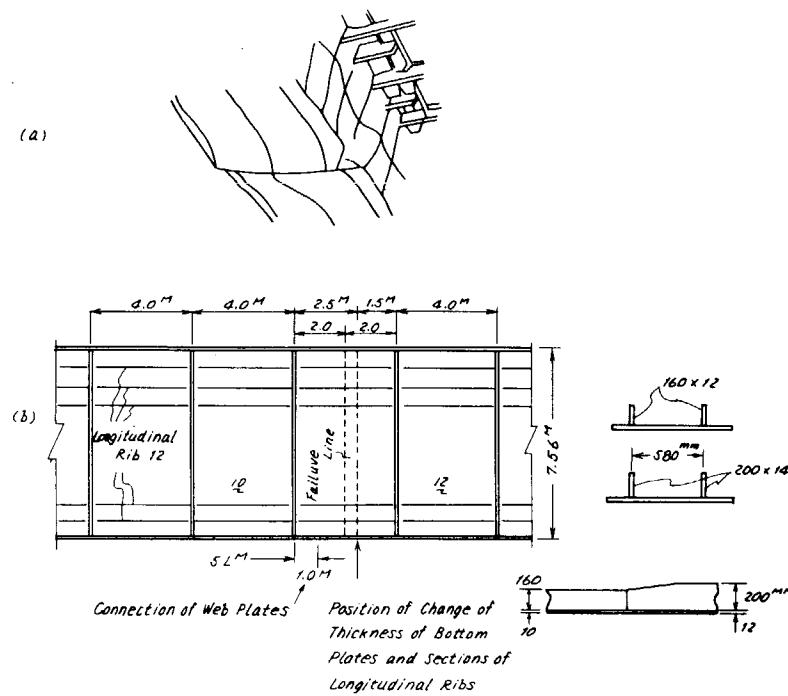


Fig. 3.6.3 Buckling of lower flange and dimensions of members

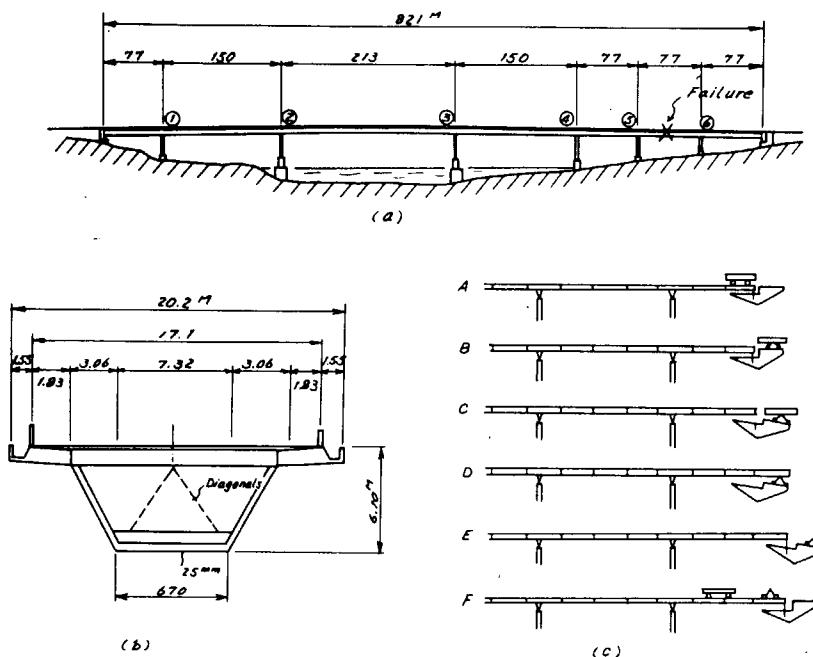


Fig. 3.6.4 Profile and section of milford haven bridge and erection method

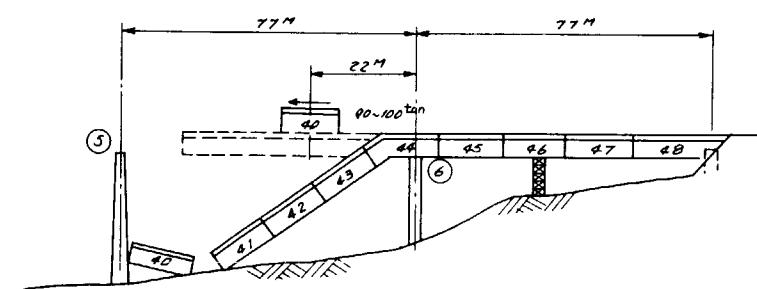


Fig. 3.6.5 Circumstance of failure

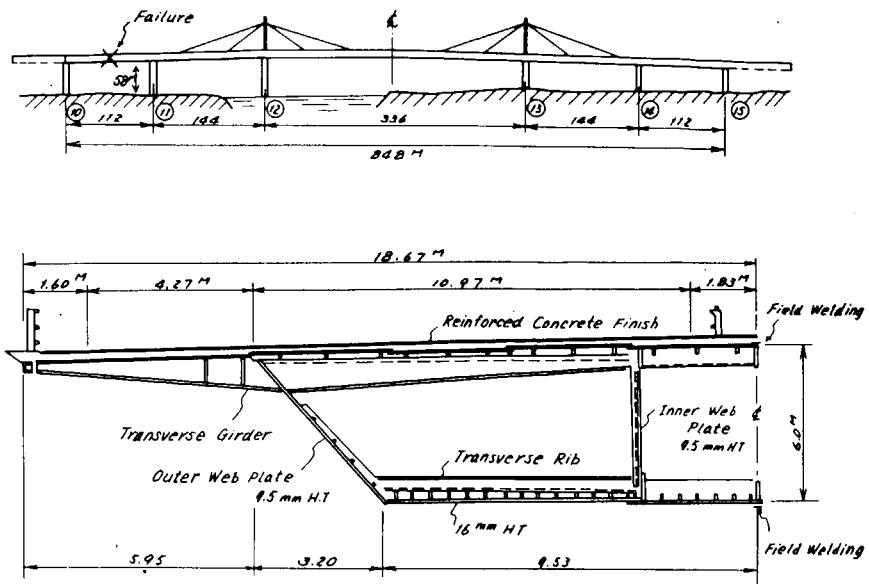


Fig. 3.6.6 Profile and section of west gate bridge

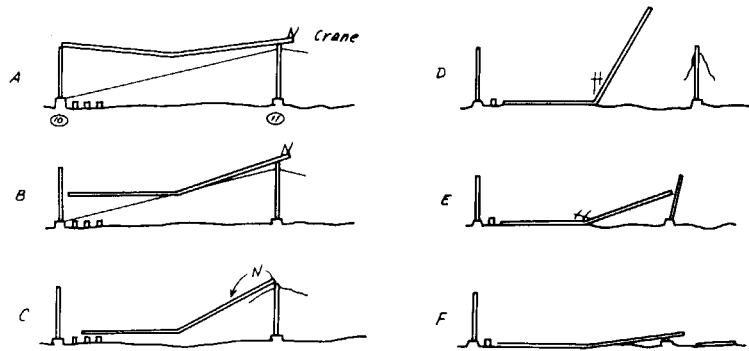


Fig. 3.6.7 Circumstance of failure

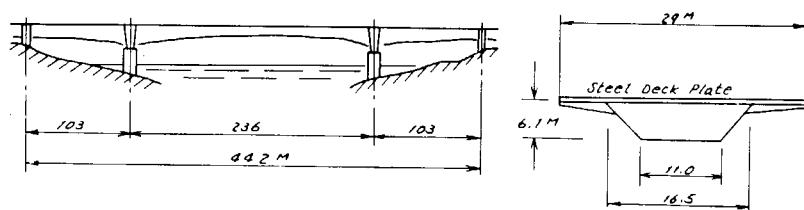


Fig. 3.6.8 Profile and section of koblenzer süddrücke

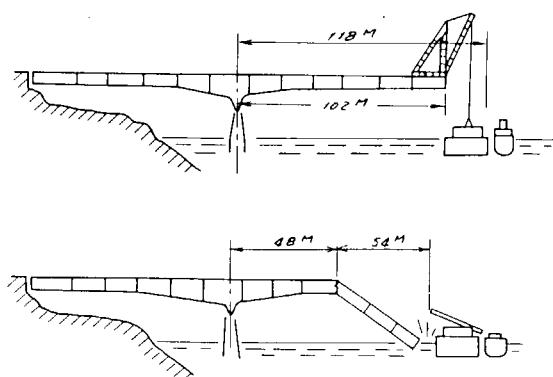


Fig. 3.6.9 Circumstance of failure

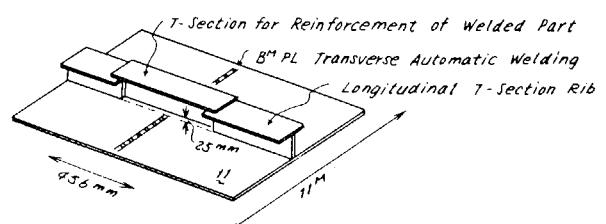


Fig. 3.6.10 Details of position of failure

3.6.3 メリソン委員会報告書概要

(1) 報告書の構成

3.6.1に述べた1970年のミルフォード・ヘブン橋の事故を契機として英国にCommittee of investigation into the design and erection of steel box girder bridges (Merrison委員会)が組織され、1971年に中間報告として，“Inquiry into the basis of design and method of erection of steel box girder bridges -interim report”が英国環境庁及びスコットランド開発庁・ウェールズ支局から発行され、これには付録としてAppendix A及びBが付されており、特にAppendix Aは，“Criteria for the assessment of steel box girder bridges with particular references to the bridges at milford haven & avonmouth”との表題のもとに、その時期までの検討内容を詳細に説明している。

1973年から1974年にかけて、同委員会は最終報告を発行した。これは、“Report of the committee”を主文としてAppendix I, II, IIIから構成されている。主文では委員会の経過と今回の内容が基本的には中間報告の内容と同一であり、Appendix Iに掲げる設計基準は、British standard code of practiceの改定作業が終了し、新しいCodeが完成するまでの暫定的なものであるが、新Codeの内容は、これと大差ないものになるであろうと述べている。

Appendix Iは、本報告書の主要部分であり、“Interim design and workmanship rules”的名のもとに以下の4 Partsに分かれている。

Part I Loading and general design requirements

Part II Design rules

Part III Basis for the design rules and for the design of special structures not within the scope of part II

Part IV Materials and workmanship

Appendix II, IIIは、それぞれ“Summary of research work undertaken for the committee” “Recommendations in the committees interim report”との題名で、いずれも事務的な内容をもつ短文である。

以下では、Appendix Iにもられた新設計法の考え方のあらすじを四つのPartsの区分にとらわれず整理してまとめ、一部中間報告の内容も含めて概説する。

(2) 設計原則

鋼箱桁橋の設計は、以下の二つの基本的な設計原則に適合したものでなければならない。

使用不可設計：(外力× r_{ss})による力or応力≤(使用不可限界における力or応力)／ r_{ms}
(Unserviceability design)

崩壊設計：(外力× r_{sc})による力or応力≤(崩壊限界における力or応力)／ r_{mc}
(Collapse design)

ここで、使用不可とは構造物の使用機能を維持するために補修が必要な状態をさし、その限界(使用不可限界)として

- (a) 過度の永久撓みによる構造要素の塑性変形あるいは、舗装、塗装の損傷
- (b) 応力が降伏応力を越えるような要素座屈、ただし、塑性再分布が許される場合は除く
- (c) 疲労亀裂発生

を考える。一方、崩壊限界としては

- (a) 橋の支持構造の転倒
- (b) 桁の任意断面において、断面力が先述した原則に不適合

(c) 板要素については経験的な式から限界を定め、防撓板については、任意点の最大相当応力が降伏応力を越える状態を、疲労破壊については、引張力を受ける要素の亀裂が伝播して有効断面積を減少させる状態を限界とする。

(3) 構造解析と構造設計

(a) 外力と安全係数

外力の種類として、死荷重、活荷重、架設時荷重、氷雪荷重、風荷重、温度荷重、不整量による荷重等を考え、おのおの算定法及び組合せ可能性を与えている。

安全係数については、各種の荷重に対して先述の式中の r_{sc} , r_{mc} , r_{ss} , r_{ms} の値を表の形で与えている。

(b) 安全解析

弾性梁理論により、2軸曲げ、剪断、捩りを解析し、断面内応分布、断面力、撓みを求める。崩壊限界断面力は、断面を構成する構造要素の崩壊限界強度にもとづく。

(c) 応力解析

線型解析：単純梁理論から計算される応力分布を基礎として剪断遅れによる軸応力分布、ゆがみ拘束に軸応力、断面変形拘束による軸応力及び断面変形による幅方向応力等を弾性線型理論によって求め、修正項として付加する。このようにして求めた応力分布により、使用不可限界、疲労限界を検討する。

非線型解析：仮定した分布形と大きさを有する初期撓み、残留応力の影響や部分的な塑性化を考慮するため面外変形の面内剛性低下に対する効果の算定等必要に応じて弾性非線型理論を用いて応力解析を行い、これにもとづいて板要素や防撓板構造の座屈限界や崩壊限界を検討する。

Table 3.6.1 に、初期撓みを有する矩形板要素の崩壊強度を検討する手続きを示す。なお、これは計算式と図表とによる近似解析手法であり、別に大変形理論による有限要素法解析を推奨している。

(d) 各種部分構造の簡易設計法

各種部分構造の構造特徴に応じて線型理論により解析した応力と式あるいは図表の形式で与えられた使用不可限界あるいは崩壊限界とにより部分構造の構造要素寸法を検討する。対象としては、Web構造、Flange構造、Diaphragm構造、Cross-frame構造、Box-column構造及びConnection構造である。例えば、Web構造には、Web plate panel、web vertical stiffener 及び Web horizontal stiffener の設計が含まれる。

(4) 溶接残留応力の取扱い

(a) 溶接残留応力の算定

各種溶接継手形式に対して開先種類、ビート位置及び層数を用いて溶接線方向の残留応力を算定する式及びノモグラフを与えている。

(b) 溶接残留応力の考慮法

簡易設計法においては、(崩壊限界応力／ r_{mc}) の修正項として直接考慮するか、あるいは降伏応力の修正項として間接的に崩壊限界応力に対して考慮する。このような、(2)に述べた基本式の右辺に対して考慮する例として stiffened flange panel の圧縮及び面内曲げ強度がある。

非線型解析においては、存在する残留応力に等価な付加的な面外撓みを算定して付加初期撓みとするか、あるいは、外力に対する付加応力として取扱う。この例としては、Unstiffened plate panel や Stiffener outstand がある。

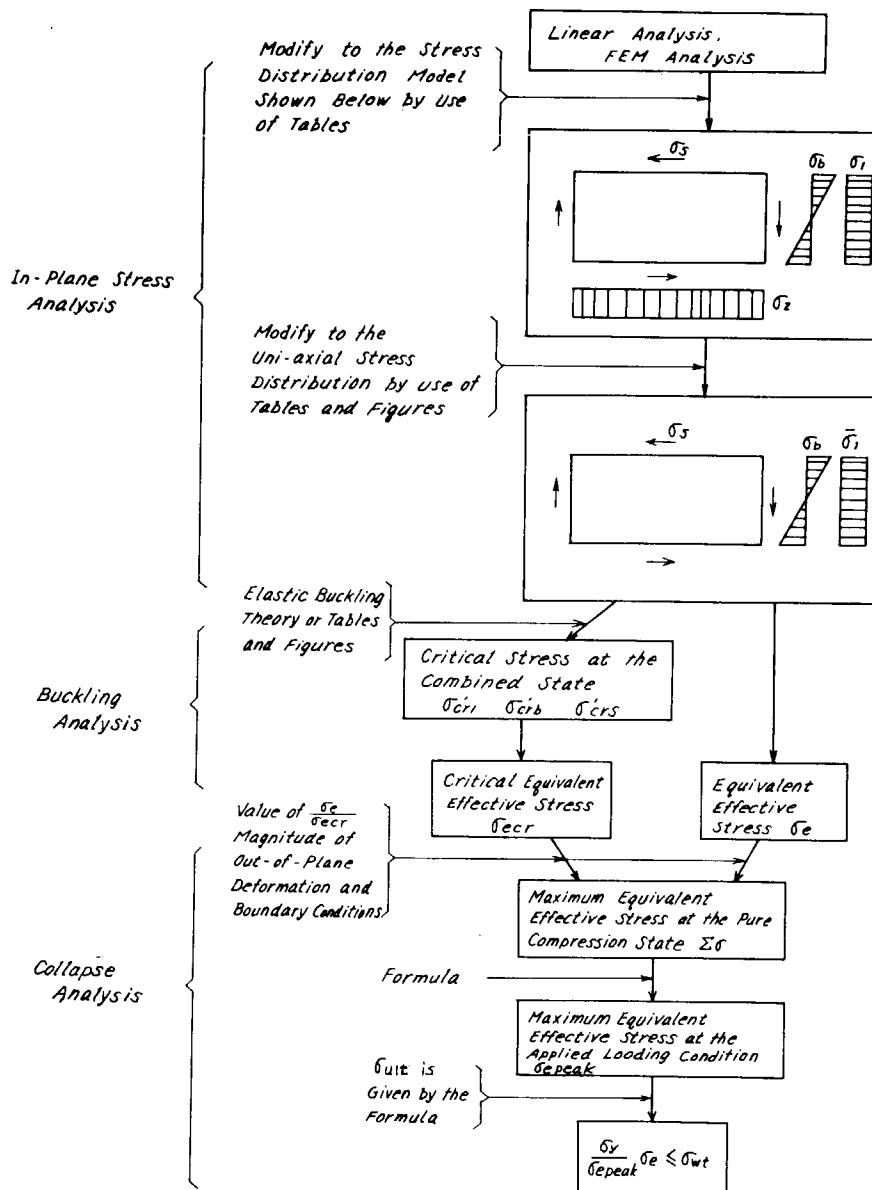
(5) 初期不整の取扱い

初期不整には、部材相互の位置の不整と部材自身の形状の不整とに分けて考えることができる。

(a) 位置不整

Diaphragm中央面の支承 (Bearing) に対する橋軸方向の偏心、Diaphragm面内における支承の位置及び角度の

Table 3.6.1 Approximate analysis method of plate element collapse



不整、脚構造の偏心に対しては、計算上の偏心量に支承の種類によって規定される偏心量を付加するか、あるいは公差に規定係数を乗じたものを不整量とする。また、spliceの不整については公差を与えている。

(b) 部材形状不整

板、防撓材、Cross-frame、Cross-girder、Vertical primary web stiffenerに対する製作公差を表の形で与えている（後述）。

簡易設計法にもとづく場合には、製作上の誤差がこの公差の範囲内になるようとする。

非線型解析においては、構造要素の種類に応じて一般に面外初期変形として座屈波形に対応する形状を有する初期撓み、溶接残留応力に等価な面外撓み、Diaphragm やCross-phrame frame 等の隣接部材の影響による面外撓みの和をとり、この初期変形による面内剛性の低下を導入した解析を行い、使用不可限界あるいは崩壊限界を検討する。

(c) 製作公差

Plate panel, Stiffener, Cross-frame, Cross-girder, Vertical primary web stiffener の各要素に対し、公差

が表及び式で与えられており、その測定のためのゲージ長さについて詳細な規定が付されている。測定された誤差の一部が上記の公差以上になっている場合、Plate panel, Stiffener, Longitudinal stiffener of web panel のそれぞれに対して特別に指定された方法で測定した値にもとづく有効値がある基準値以下の場合許容誤差とする緩和条項がある。以下に例として Plate panel と Stiffener の製作公差を示す。

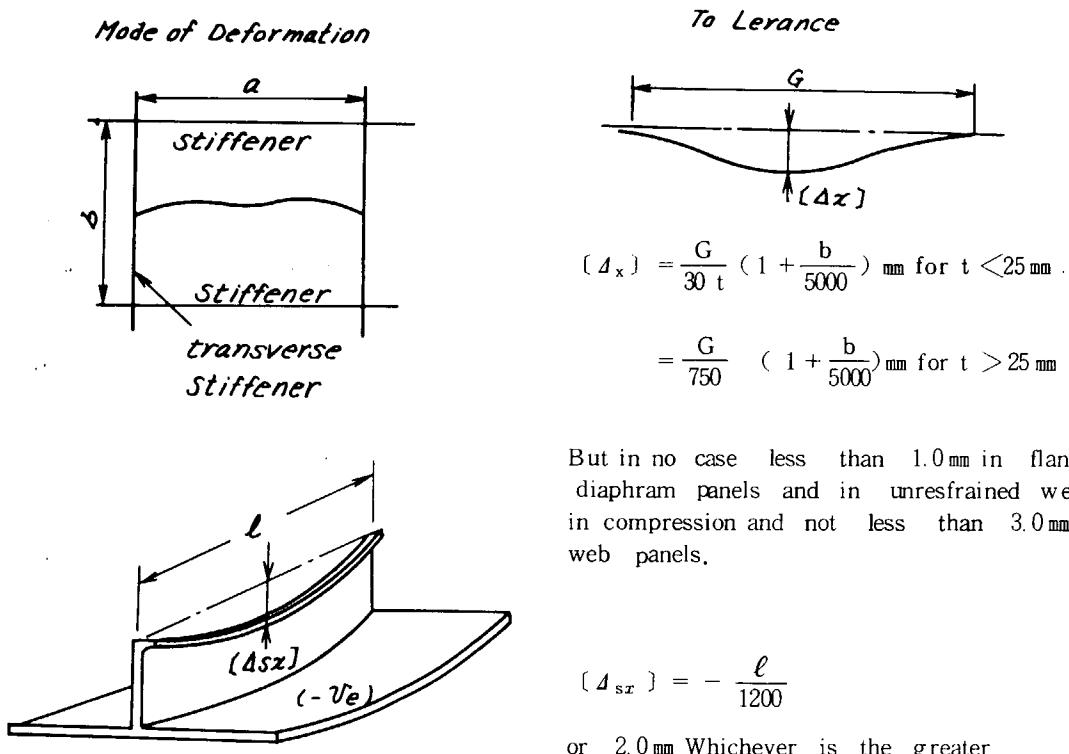


Fig. 3.6.11 Examples of fabrication tolerances

3.6.4 おわりに

3.6.2に挙げた橋梁事故から得られる教訓として大型構造物に経済設計を行うにつれて相対的に薄肉化が行われる結果、従来の実績のある構造物の挙動とは薄肉構造としての挙動が現われてきて余剰強度が少なくなり、小さな設計、施行上の不注意が容易に構造物を破壊に至らしめるので、十分な配慮が必要である。

3.6.3に概説したメリソン委員会報告は、事故を契機としてB·S·codeの改訂を目標とした仕事であるから当然とは言うものの、外力の取扱いから始まり、FEM及び実験を背景とした筆算向きの解析法と設計法とを展開し、相当微細な構造までを対象としている点は、構造物を全体として統一的な視点でとらえており、貴重な資料である。特に、初期撓みを含めた非線型解析を重要な解析手段として採用し、かつ、近似的とはいえ一応崩壊を設計の基準としていることは、今後の平板構造の設計に対して一つの方向を示している。

参考文献

- (1) 伊藤学, 成瀬輝男: “鋼箱桁橋に関する国際会議の報告”, 橋梁と基礎, 1973 - 9
- (2) 山浦広海: “オーストラリア／ウェストゲイト橋崩壊事故と当事者の責任”, JSCE, 1972 - 2
- (3) 阿部英彦: “近年の鋼橋の事故例と問題点”, JSSC, 1973 - 2
- (4) 高村 清: “欧州の橋梁架設事故”, JSSC, 1973 - 10
- (5) 前田幸雄: “海外における最近の橋梁事故について”, 生産と技術, 1973 - 3
- (6) 前田幸雄: “架設中の安全性”, JSSC, 1974 - 2
- (7) 日本道路協会橋梁委員会示方書小委員会幹事会: “West Gate Bridge 落橋事故調査報告書”, 1972 - 3
- (8) The state of victoria: “report of royal commission into the failure of West Gate Bridge”, 1971 - 8
- (9) Department of the environment: “inquiry into the basis of design and method of erection of steel box girder bridges” - interim report and appendix B, 1971
- (10) Department of the environment: “criteria for the assesment of steel box girder bridge with particular references to the bridges at milford haven and avonmouth”, 1971 - 9
- (11) Department of the environment: “inquiry into the basis of design and method of erection of steel box girder bridges” report of committee appendix II and appendix III, 1973
- (12) Department of enviroment: “inquiry into the basis of design and method of erection of steel box girder bridges” appendix I ,interim design and workmanship rules, 1973~74

4. 船殻部材の歪量と材料強度に関する研究

4.1 建造中に発生する歪の解析と防止法

(担当: 石川島播磨重工業)

4.1.1 緒 言

船体建造において溶接される各種部材は、溶接中に複雑な変形を示す。この変形の大きさは、溶接施工に支障を及ぼすことがないように事前に対策を立てなければならない。また、溶接後に残留する変形量は、製品の使用性能上から要求される許容値以内でなければならない。

従来、手溶接などの場合の溶接変形問題については、多くの研究が行われてきた。そして基本的な問題はかなり明確にされている。しかし、エレクトロガス溶接などのような大入熱溶接の場合、あるいは片面溶接などの場合については、まだ検討すべき問題が残されている。

本研究では、エレクトロガス溶接における拘束材と横収縮の関係について詳細に検討した。そして、拘束材の適正な寸法と配置を定めるための資料を得た。また、板厚12mm程度の比較的薄板の片面溶接においては、面外変形が問題になることが多い。この面外変形に対する取付誤差の影響、拘束の影響について検討を行った。

4.1.2 従来の研究の概要

溶接変形はFig. 4.1.1に示すように3種類の面内変形と3種類の面外変形に分けられる。それらについて、従来の研究を簡単に以下に示す。手溶接などの通常の溶接に関するものが大部分である。

(1) 横収縮 (S_t)

横収縮については多くの理論的および実験的研究がある。そして炭素鋼突合せ継手については多くの略算式が提示されている。外的拘束のない自由継手の略算式は次の形のものが多い。

$$S_t(0) = C_1(A/h) + C_2 Y \quad \dots \dots \dots \text{自由継手} \quad (4.1.1)$$

ここに、 A は溶着断面積、 h は板厚、 Y はルート間隙あるいは溶接部の幅、 C_1 、 C_2 は無次元の定数である。 C_1 には0.2程度、 C_2 には C_1 より1けた小さい値が与えられている。たとえば、Spraragenの式では、 $C = 0.20$ 、 $C_2 = 0.05$ となっている。

拘束係数 k kg/mm²をもって拘束された継手の横収縮量 $S_t(k)$ は、自由継手の $S_t(0)$ を用いて次の式であらわされる。

$$S_t(k)/S_t(0) = 1/(1 + 0.085 k^{0.87}) \quad \dots \dots \dots \quad (4.1.2)$$

各種構造物の拘束度 K (= kh) kg/mm²の実測例をFig. 4.1.2に示す。また、(4.1.2)式の関係をFig. 4.1.3に示す。たとえば、拘束係数40kg/mm²の継手の横収縮量 $S_t(40)$ は自由継手のそれ $S_t(0)$ の約30%減少することになる。

(2) 縦収縮 (S_L)

縦収縮に関するデータは少ない。突合せ継手についてはわずかにKingの実験式がよく知られている。

$$S_L = 3 \times 10^{-5} \frac{NI}{h} \cdot L \quad \dots \dots \dots \quad (4.1.3)$$

ここで、 I は電流 (amp.)、 h は板厚mm、 N は溶接層数、 L は溶接長である。たとえば、厚さ6mmの板を200amp.で1層溶接すると長さ方向に0.1%収縮するという見当である。(4.1.3)式の信頼性については、なお、検討を要するが、いずれにしても、縦収縮は横収縮に比べればはるかに小さい。

(3) 回転変形

以前は経験的に、手溶接では開先が閉じる方向に回転し、ユニオンメルト溶接では逆に開く方向に回転すると言われていた。しかし、これは一般的に言って間違いであることが、この研究によっても明らかとなった。それについては、エレクトロスラグ溶接の項で後述する。

(4) 横角変形

板の溶接では横角変形が最も生じやすく、その値も大きい。したがって、各種のトラブルの原因となる。このため、突合せ溶接についても、すみ肉溶接についても、非常に多くの研究が行われてきた。いろいろな計算式が提示されている。

たとえば、平板上にビードを溶接したときに生ずる角変形 δ をあらわす式として次の式がある（佐藤）

$$\delta = 1.1 \alpha \theta_f (h_{cr}/h)^2 (1 - 0.483 h_{cr}/h)$$

..... (4.1.4)

$$h_{cr} = (Q/c\rho\theta_f)^{1/2}$$

ここで、 θ : 単位溶接長あたりの入熱 (cal/cm),
 c : 比熱 (cal/g°C), ρ : 密度 (g/cm³), θ_f :
 溶着金属の溶融温度 (°C), α : 線膨脹係数である。

(4.1.4) 式は外的拘束をしない自由継手に関するものである。角変形を防止するには、外的に拘束するのが効果的である。拘束の大きさと角変形量の大きさについては、(4.1.3) 式の横収縮に関する式と同様に計算式が提示されている。

(5) 縦曲り変形

溶接線方向の収縮力 P によって被溶接部材に曲げモーメント M を生ずる。縦曲り変形の大きさは、 M と部材の曲げ剛性に関係する。 M は P の大きさと P の作用点と部材の中立軸の位置によって決まる。

したがって、横角変形量が大きいほど M が大きくなり、縦曲り変形が増加する。これについては、片面ユニオンメルト溶接の項で考察する。

(6) 座屈変形

溶接部の収縮力、圧縮残留応力の影響によって、剛性の低い薄板では座屈変形を生じやすい。これを防止するには、長手方向に拘束材を入れて、曲げ剛性を増加させるのが根本であり、その基礎資料は各種便覧に示されている。

4.1.3 エレクトロガス溶接の変形と対策

(1) 一般的考察

エレクトロガス溶接は、大入熱、高能率溶接である。この高能率性を十分に発揮させるためには、溶接変形対策を事前に細かく検討しておく必要がある。エレクトロガス溶接は開先内の仮づけを全く行わない継手の立向大入熱一層溶接である。その変形機構、変形量は、従来の手溶接などの場合とは、かなり異なってくる可能性がある。このために、系統的な実験と解析を行った。

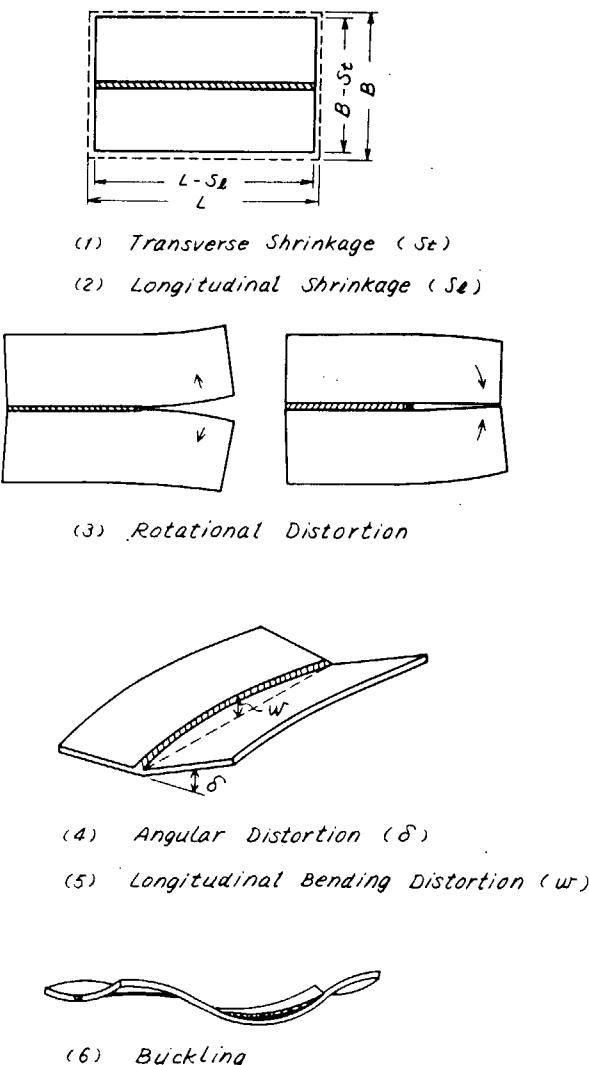


Fig. 4.1.1 Types of welding distortion

(2) 橫收縮

Fig. 4. 1. 4 に横収縮量計測結果を他の大入熱溶接のデータをまとめて示す。ここでは、(4. 1. 1) 式との比較も考えて溶接前の開先断面の平均幅を基準にとった。実際には、収縮量に影響を及ぼす要因としては、溶接条件すなわち、電流、電圧、溶接速度がある。また一方、変形抵抗に関する要因としては、溶接長、板幅及び拘束の方法がある。これらの各種の要因を含めて、実用的見地から横収縮量を次のように表示してみる。

ただし、 S = 最終横収縮量、mm

$k = k$ (溶接条件, 溶接長, 板幅, 外的拘束)

b = 開先断面の平均幅, mm

Fig. 4.1.4 のデータから、エレクトロスラグの場合も含めて概略値を求めるところのようになる。

ただし、溶接入熱量 = 80 ~ 120 KJ / cm / cm

溶接長 = 1,300 ~ 2,000 mm

板幅 = 1,000 ~ 1,200 mm

外的拘束 = 始端部にスタートタブ、及び終端部近傍に拘束材

(4.1.5), (4.1.6) 式と (4.1.1) 式を比較して平均開先幅を基準にすると、エレクトロガス溶接の横収縮量は手溶接の場合に較べて小さいことがわかる。

(3) 溶接中の開先間隔の変化

Fig. 4. 1.5 は代表的試験板のエレクトロガス溶接の横収縮の計測例である。ここで最終横収縮量を分析すると次のように表示できる。

ただし、 $S = \text{最終横収縮量} = 2.4 \text{ mm}$

Sg = アークが通過した時点における開先間隔の変化量 = 1.2 mm

St = 溶着された金属が凝固冷却する過程に生ずる収縮量 = 1.2 mm

この例から明らかなように、先に溶接された部分の影響によって、溶接アークが到着する以前に、開先間隔はかなり大きく狭められる。この溶接中に生じる開先間隔の減少量は、最終収縮量の $\frac{1}{2}$ くらいの値である。

今までのデータは終端部近傍に拘束材を取付けた場合のものである。施工方法、溶接条件を決めるために、溶接中の開先変化量 Sg をできるだけ正しく予測することが重要である。そこで以下に、 Sg の発生機構、拘束材の有無の影響などについてさらに考察を行う。

(4) 拘束材と開先変化、回転変形及び角変形

(a) 開先変化, 回転変形

開先内側づけを全く行わないエレクトロガス溶接の場合には、拘束材があるものと拘束材をつけないものでは、最終収縮量は全く異なる。その原因は溶接中に生ずる被溶接板の回転変形によるものである。溶接アークが連続的に移動しているとき、溶接アークより前方の未だ溶接されていない部分の開先は、Fig. 4.1.6 の上部に示すような傾向で変動する。すなわち、アークの位置では、開先は Sg だけ狭められる。一方、その前方は開く方向に θ だけ回転変形する。 Sg は開先を狭める方向の変形であり、 θ は逆に開先を開かせる方向の変形である。この二つの相反する方向の変形が溶接の進行とともに加算される。

Fig. 4.1.6において、上部に拘束材を全く取付けない試験板(左)、1枚の拘束材をつけた試験板(右)の回転変形量の比較を行った。無拘束試験板に示されるように、溶接開始の初期ステージでは、板は大きく開く方向に回転変形しようとする。これは溶着された金属が未だ高温の状態にあって、変形に対する抵抗が小さいため

溶接される2枚の板は、ほとんど剛体的に開く方向に回転する。この初期ステージでの変形は、上部に拘束板を取付ければ比較的小さな拘束によってほとんど完全に防止することができる。これはFig. 4.1.6の拘束つき試験板の結果から明らかである。

さらに溶接が進行していき、接合された部分が強度をもつようになると被溶接板自体が変形に対して非常に大きな抵抗をもつようになる。それは、外的拘束材による抵抗とは比較にならないほどの大きな値である。したがって、このステージに入ると拘束材は変形防止に対して、ほとんど寄与しなくなる。これは、Fig. 4.1.6の両試験片において x が100～150mm以降の回転変形率がほとんど等しいことから実証される。また、他の実験結果から、最終横収縮量は拘束材の寸法には、ほとんど関係しないことが確認された。

(4.1.7) 式における Sg の値を数式であらわすと次のようになる。

(i) 溶接開始の初期ステージ ($x_0 \leq h$)

$$Sg^1(x_0) = \lambda_1 x_0 + \frac{1}{2} \varphi_1 x_0^2$$

(ii) 準定常状態 ($h < x$)

$$Sg^2(x_0) = S^1 g(h) + \varphi_1 h (x_0 - h) + \lambda_2 (x_0 - h) + \frac{1}{2} \varphi_2 (x_0 - h)$$

ここで、 λ : 溶接熱源が単位長さだけ進む間にその部分の開先間隔が狭くなる割合。

φ : その間に熱源前方の未溶接部の開先が回転変形する割合で、閉じる方向の回転変形を正とする。

この実験から、(4.1.8)式の h 、 λ_1 、 φ_1 、 λ_2 、 φ_2 を求めると次のようになる。

$$h = 100 \text{ mm}$$

$$\lambda_1 = -2 \times 10^{-3} \text{ mm/mm}, \quad \varphi_1 = 70 \times 10^{-6} \text{ rad/mm} \quad \cdots \text{ 初期ステージ}$$

$$\lambda_2 = 3.6 \times 10^{-3} \text{ "}, \quad \varphi_2 = -5.3 \times 10^{-6} \text{ "} \quad \cdots \text{ 準定常 "}$$

λ 、 φ の値は溶接条件とさらに板の寸法、溶接長に関係する。

(b) 角変形

板は面内方向の変形に対する剛性は非常に大きい。これに比較すると面外方向の剛性は小さい。また、エレクトロガス溶接では拘束材は被溶接板の片面に取付ける。それが明らかに面外変形の原因となる。1例をFig. 4.1.7に示すが、拘束材の数量が多いほど角変形が大きくなることがわかる。このような点からエレクトロガス溶接における拘束材の要否を次にまとめた。

(4) 適正拘束材の配置

拘束材は、溶接の初期ステージで生じようとする回転変形を防止させるために取付けなければならない。このステージでは、溶着された部分の金属が未だ高温の状態で強度が低い段階である。

したがって、この変形は溶接開始端から離れた位置に比較的小さな寸法の拘束材を取付けることによって防止することができる。

次に、溶接された部分の金属が凝固・冷却して次第に強度をもつようになっても、溶接の進行とともに板は変形し続け、開先間隔はわずかながら順次変化していく。この段階になると、被溶接板自体が熱荷重に対して十分大きな抵抗をもつ。通常考えられる程度の寸法の拘束材では溶接板自体のもつ抵抗力にくらべると一般にははるかに小さい。このステージでは、拘束材はむしろ、角変形を発生させる原因となって不利である。

4.1.4 片面サブマージドアーク溶接の面外変形対策

(1) 一般的考察

片面溶接では適正溶接条件はかなり狭い範囲に制限される。とくに、板厚が12mm程度の比較的薄い場合に面外変形を生じ易く、溶接施工を困難にさせ、また継手強度を低下させる。この面外変形に対する取付誤差の影響と

拘束の影響について実験的検討を行った。

(2) 取付誤差の影響

実験結果をまとめて Fig. 4.1.8 と Fig. 4.1.9 に示す。

(a) 横角変形

Fig. 4.1.8 は、初期角変形量と溶接角変形量の関係を示したものである。この図からわかるように、角変形は初期変形が発生している方向と同じ方向に発生する。溶接によって生ずる角変形量 2φ は $2.0 \sim 2.5$ 度程度である。初期変形量 $2\theta_0$ が $\pm 0.2 \sim \pm 4.0$ 度程度の範囲では、 2φ はほとんど一定であって、 $2\theta_0$ には関係しない。最終角変形量 2θ は $2\theta_0 + 2\varphi$ であらわされる。

(b) 縦曲り変形

Fig. 4.1.9 は初期変形と縦曲り変形の関係を示した。これから、溶接ノズル側に凹の初期変形をもつ場合は溶接面が凸になるように縦曲り変形する。その逆に、凸の初期変形の場合は、溶接面が凹になるように縦曲り変形する。この初期変形量の範囲では、縦曲り変形量は大体一定の傾向であり、板厚(h)/曲り半径(r)であらわすと 7×10^{-4} 程度である。

(3) 縦曲り変形に及ぼす長手方向拘束の影響

(a) 拘束材の長さ

板厚12mmのSS41鋼板を片面溶接し、主として縦曲げ剛性が面外変形に及ぼす影響を示した。溶接端の変形防止を考慮して、端部の拘束の効果についても検討した。

Fig. 4.1.10(a)は拘束の間隔 $b = 150$ mm一定で、拘束材の長さを変化させた場合である。図から、溶接終端部のみを部分的に拘束しても板全体の曲り変形に対する効果は少いことがわかった。拘束材を長くすれば溶接変形は減少する。しかし、拘束材を取除くと、スプリングバックによってかなり大きな変形があらわれる。

(b) 拘束材の間隔

Fig. 4.1.10(b)は、溶接線全長にわたって拘束するとして、拘束材の間隔を変えた場合である。実験データが少ないので、なお検討を要する点があるが、傾向として、つぎのように言える。全長にわたって拘束すれば、拘束材取外し前の変形量は少い。この場合、板幅に対して、端部あるいは中央部を拘束する方が効果的である。一方、つぎに拘束材を除去した後の変形量をみると、端部あるいは中央部を拘束した時のスプリングバックは大きく、その値は無拘束の場合に近い。中央部すなわち、中立軸附近を拘束する方がスプリングバックは小さい。

(4) まとめ

板厚12mm程度の比較的薄い板では、一層片面突合せ溶接でも面外変形を生じ易い。溶接前にすでに初期角変形があると初期角変形が存在した方向に溶接角変形を生ずる。0.2度程度のわずかな初期取付誤差があっても角変形発生の原因となる。この溶接角変形が縦曲り変形を誘起させる。

縦曲り変形は、溶接線全長を長手方向に拘束して剛性を大きくすることによって軽減できる。しかし、拘束材を除去するとスプリングバックによって拘束をしない場合と同じ程度の変形にもどる。したがって、拘束材を除去する以前に次の工程に移るか、もしくは可能であれば、板継溶接に先立って、一部の拘束材を配置しておくのが有効である。なお、スプリングバックを少くするには、溶接される各板の板幅中央部附近、すなわち、中立軸附近に拘束材を取りつけるのが効果的である。

4.1.5 結論

大入熱溶接の変形については、まだデータが少ないので、ここに系統的実験を行った。

(1) エレクトロガス溶接の変形対策

a) 溶接変形に関する最も大きな問題は溶接開始の初期ステージに発生する。すなわち、溶着された金属がまだ

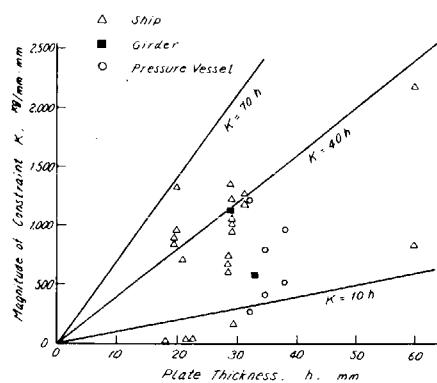


Fig. 4.1.2 Magnitude of constraint of welding joint in various kinds of structure

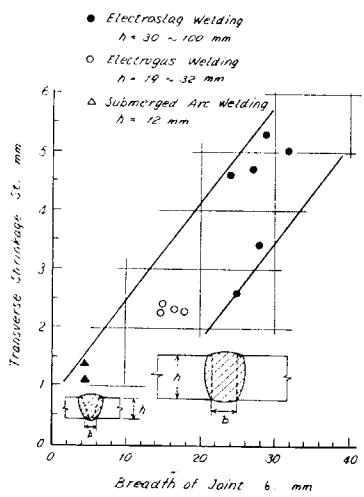


Fig. 4.1.4 Transverse shrinkage due to high heat input welding process

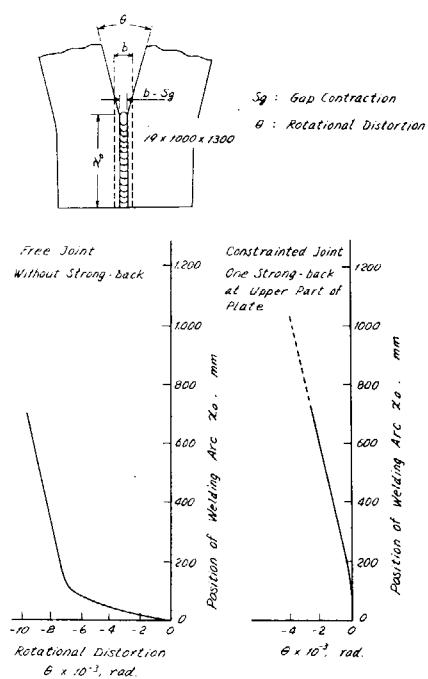


Fig. 4.1.6 Influence of strong-back on rotational distortion of electrogas welding

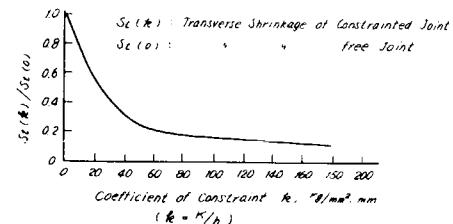


Fig. 4.1.3 Relation between transverse shrinkage and constraint of joint

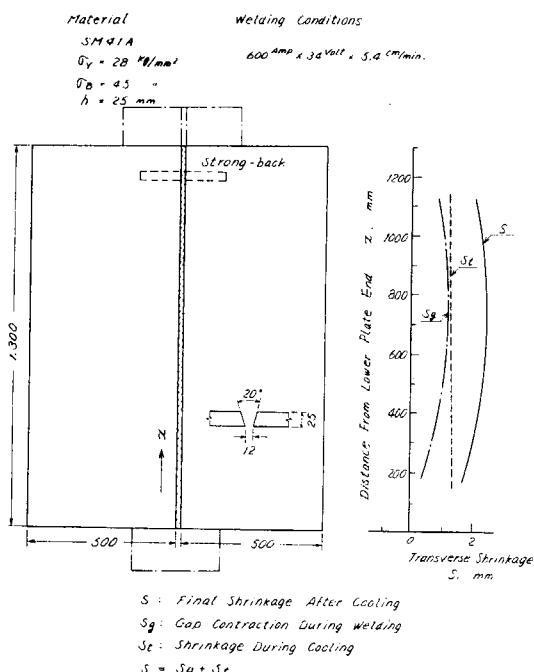


Fig. 4.1.5 Example of shrinkage of electrogas welding

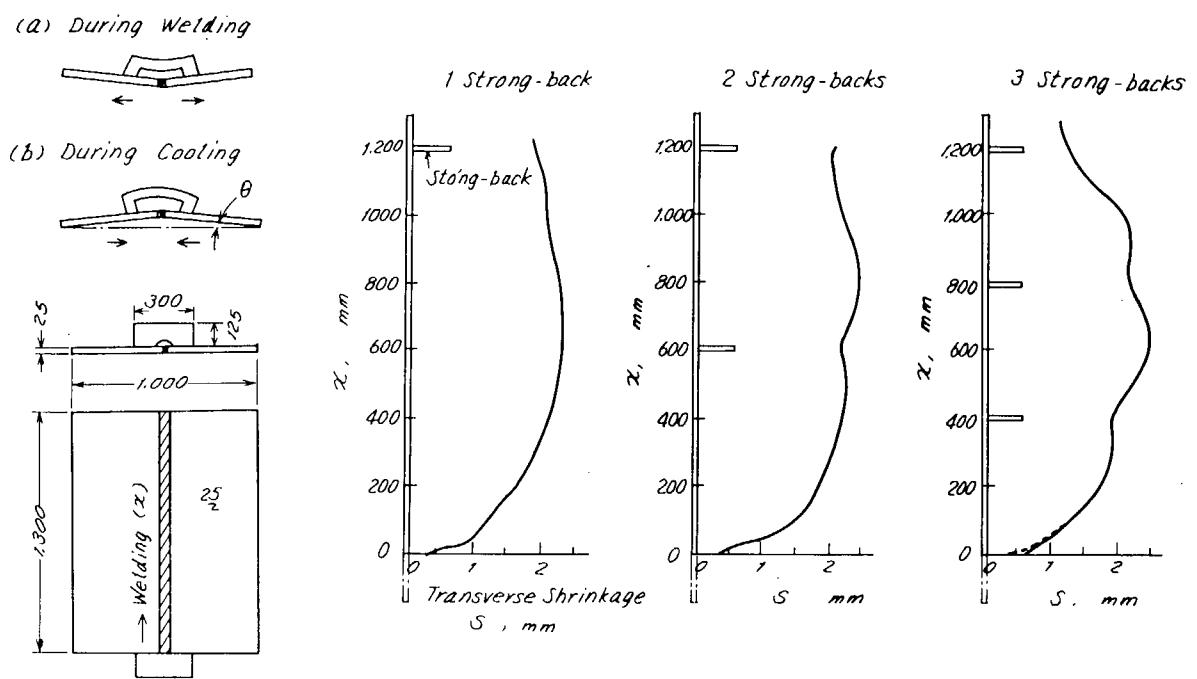


Fig. 4.1.7 Influence of strong-back on out-of-plane distortion of electrogas welding

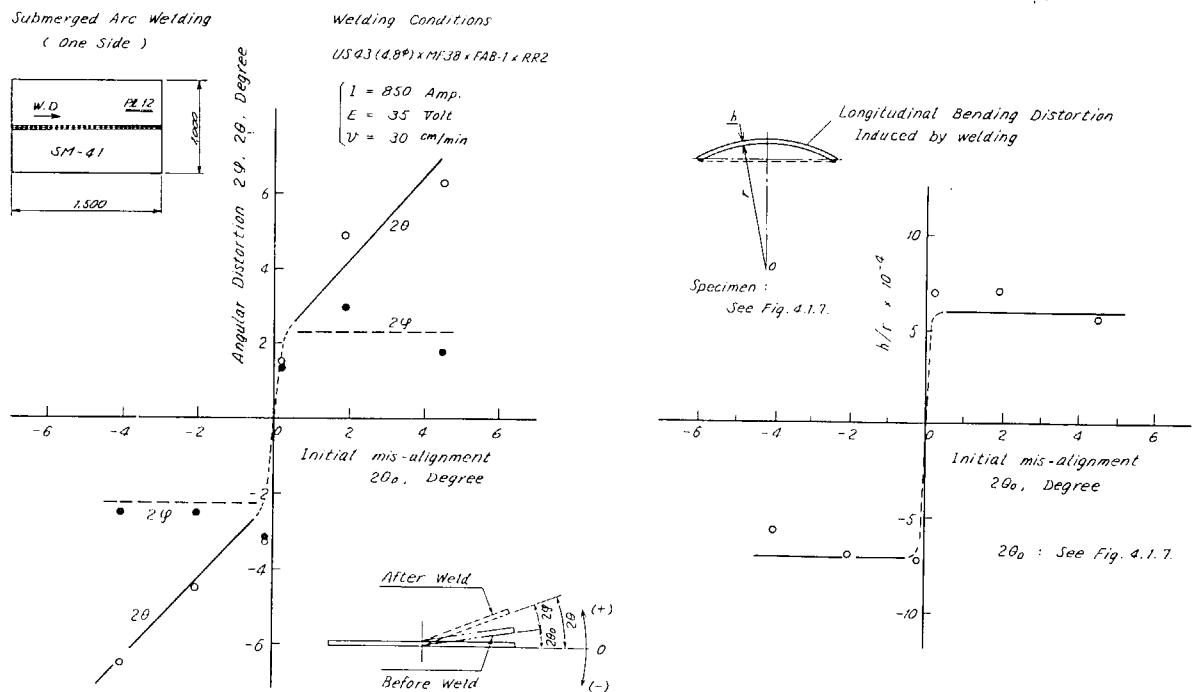


Fig. 4.1.8 Influence of initial mis-alignment on amount of welding angular distortion

Fig. 4.1.9 Influence of initial mis-alignment on longitudinal bending distortion

高温状態で変形抵抗が小さい段階であり、溶接されるべき2枚の板は、互に開く方向に、ほとんど剛体的に大きく回転変形しようとする。これは溶接が下端部から100~150mm程度進む間の短かい時間である。この回転変形は上部に比較的小さな拘束材を取付けることによって、ほとんど完全に防止できる。

- b) さらに溶接が進行して、溶接された部分が強度をもつようになると、拘束材は溶接変形防止の効果は少くなる。拘束材の数量、寸法を大きくすることは、むしろ逆に面外方向に角変形を発生させる原因となって、一般に不利である。
- c) 溶接後の最終横収縮量Stは、溶接開始前の取付状態での平均開先幅bの0.12~0.20倍である。溶接中は開先幅は回転変形と収縮変形によって溶接の進行とともに位置によって変化する。この溶接中の開先変動量Sgは最終収縮量Stの $\frac{1}{2}$ にも達するような値である。
- d) エレクトロガス溶接の最終横収縮量Stは手溶接などの通常の溶接の場合に較べると入熱量が大きいにもかかわらず収縮量は比較的少ない。

(2) 薄板の片面溶接の面外変形対策

- a) 板厚12mm程度の比較的薄い板の片面溶接では面外変形を生じ易い。取付誤差、すなわち初期変形があると角変形及びそれにともなって縦曲り変形の原因となる。溶接を行うことによって初期角変形が存在していた方向にさらに角変形する。溶接による角変形量 φ は初期角変形量 θ_0 の大きさにはほとんど関係しない。そして $\theta_0 = \pm 0.1^\circ$ 程度のごくわずかな取付誤差があっても、その方向にさらに $\varphi = \pm 1.0^\circ \sim 1.2^\circ$ 程度の角変形を生ずる。したがって、この種の板厚の片面溶接で、変形を防止させるためには拘束をすることが必要である。
- b) 薄板の縦曲り変形は、溶接線全長にわたって長手方向に拘束材を取付ければ、拘束材をつけたままの状態ならば、溶接変形はほとんど生じない。溶接線の端部だけの部分的拘束では効果がない。
ただし、全長を拘束しても拘束材を取り除けば、スプリングバックによってもとに戻る
- c) 板厚12mm程度の薄い板では、拘束材を取付けたままの状態で次の工程に進むかあるいは板継溶接に先立つて、一部の防撓材を溶接しておくことが面外形防止対策として有効である。

4.2 初期歪が突合せ溶接継手の疲れ強さに及ぼす影響

(担当: 日本鋼管)

4.2.1 対象範囲

船殻の(1)6L \times スキンプレート、(2)前後部外板及び重要横強度部材、(3)その他の部材の突合せ溶接継手の角変形初期不整についてJ. S. Q. Sに定められている許容量及び処理法の妥当性を主として、継手強度の見地から検討した。この目的のために突合せ溶接継手を対象として各種の角変形及び裏当金付継手の静的引張り強さ及び疲れ強さを

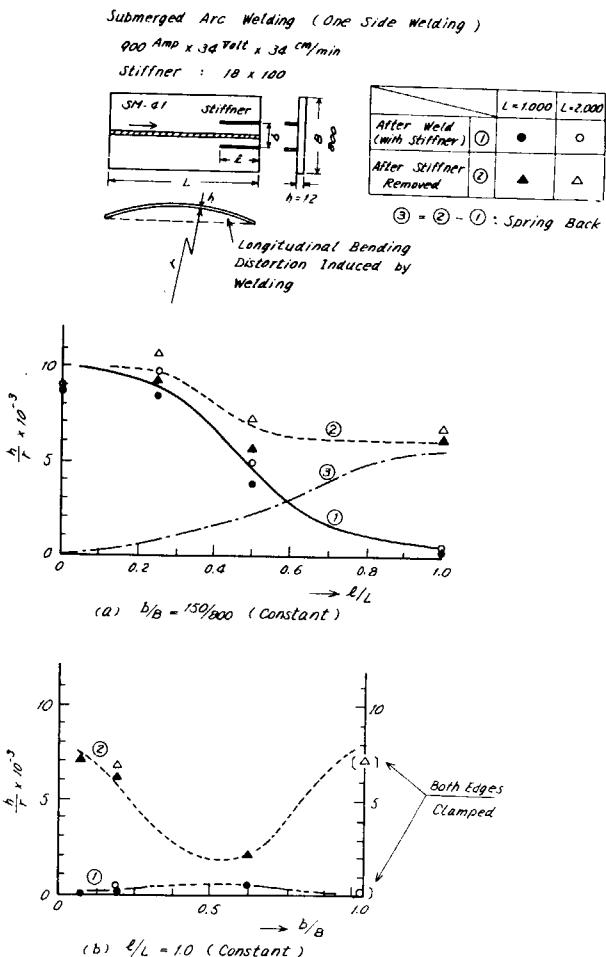


Fig. 4.1.10 Influence of longitudinal stiffeners on longitudinal bending distortion

角変形のない基準状態の継手のそれと比較してJ-S-Q-Sの許容量との関係づけを試みた。

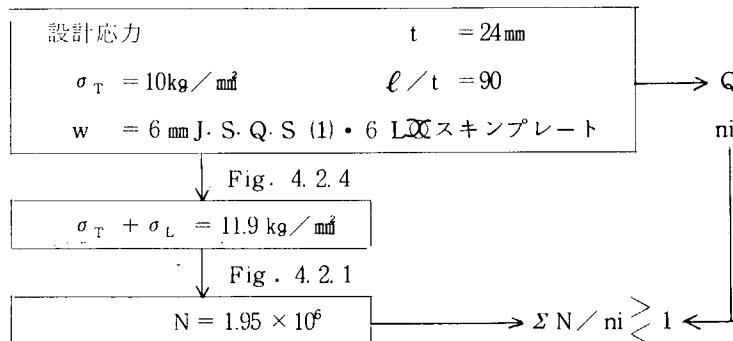
最後に、これらの結果を総合して、継手強さと施工上の見地から見た継手の角変形許容量について検討した。

4.2.2 検討結果

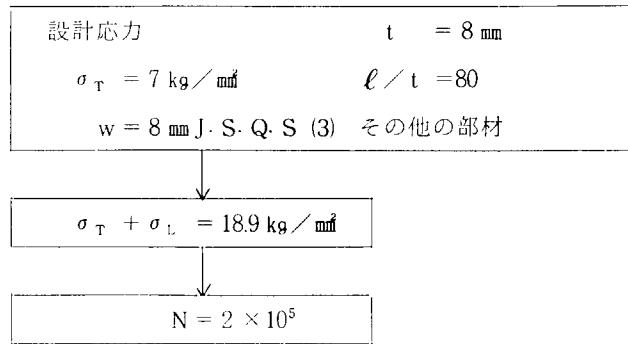
角変形を強度の観点から検討する場合、本実験の試験条件と実船の外力条件、端末条件との関係が判然としないので、単純には断言できないが、一応つぎのことが検討された。

- (1) 継手の時間疲れ強さは一般に継手の角変形量とともに低下する。
- (2) 継手の角変形量の疲れ強さの低下は角変形幅の凹入側から破断する場合、主として凹入部応力 $\sigma_t + \sigma_b$ によって支配される。
- (3) 継手の裏当金付は、裏当形状、溶接脚状を必要以上に大きくしても継手の疲れ強さへの補強効果は少い。
- (4) J-S-Q-Sの角変形許容値w(1)～(3)と凹入部応力増加量 σ_b を $\sigma_t = 7 \text{ kg/mm}^2, 10 \text{ kg/mm}^2, \ell/t = 30, 80, 90$ 以上、板厚 $t = 8 \text{ mm}, 16 \text{ mm}, 24 \text{ mm}$ の場合について図示したものをFig. 4.2.4に示す。また、Fig. 4.2.1, Fig. 4.2.4を使用したJ-S-Q-S(1)～(3)の各許容値と設計応力 σ_T , t , ℓ/t とから推定した。損傷に至るまでの

例 1



例 2



繰返し数Nの計算例を例1, 例2に示す。

σ_T の発生頻度Qと船令に対応した σ_T の発生回数niとが与えられれば、損傷にいたる期間の安全比 $\Sigma N / ni$ をおのおのの場合について求めることができる。

- (5) 以上の検討結果より、J-S-Q-Sは角変形量wのみ規定しているが、この他の因子として板厚t, フレームスペース ℓ/t により、継手部の凹入部応力 $\sigma_t + \sigma_b$ は異なる。 $t \rightarrow$ 小, $\ell \rightarrow$ 小なるほど $\sigma_b \rightarrow$ 大 (σ_t 一定として) となり、損傷にいたるまでの繰返し数Nは小さくなる。一般に(1)の1次メンバーは $t \rightarrow$ 大であるから、N \rightarrow 大となるように許容値wが定められている。一方、(3)のその他の部材では $t \rightarrow$ 小であることが多いので、N \rightarrow 小となるように許容値wが定められていることが判る。

Table 4.2.1 J-S.Q.S Qualification

Weld structures			Examples for relative drop (%) of fatigue strength on specimens with equivalent angular alignment
Standard	Applied panel	Allowable value	Repairing manual
(1) 6 L Skin plate	Not exceeding 6 mm per one frame spacing	When exceeds the above mentioned values, They should be repaired by strain minimizing methods or rewelding.	About 900 mm span length below about 5 %
(2) Fore and aft part shells. Transverse strength members	Not exceeding 7 mm		Below about 7 %
(3) Other parts exceeding (1) and (2)	Not exceeding 8 mm		Below about 10 %

Angular misalignment on weld joints

Deflection of weld panels

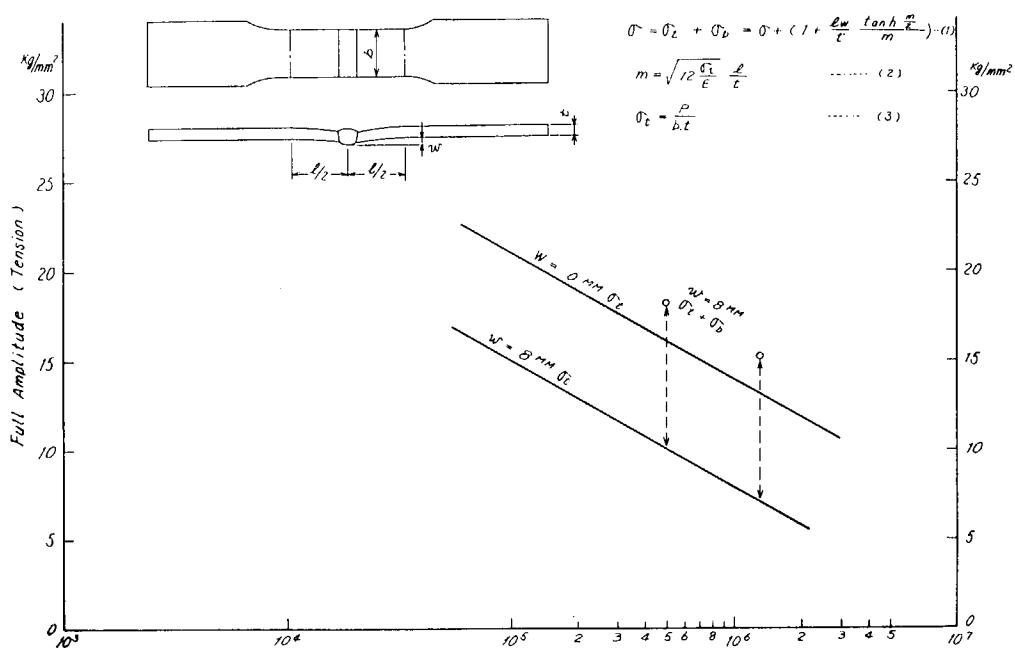


Fig. 4.2.1

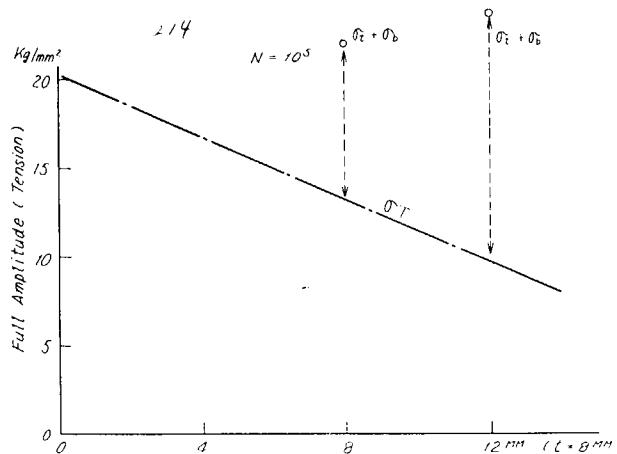


Fig. 4.2.2 (1)

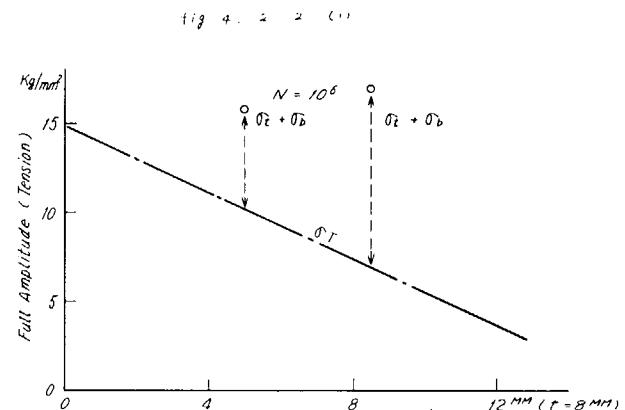


Fig. 4.2.2 (2)

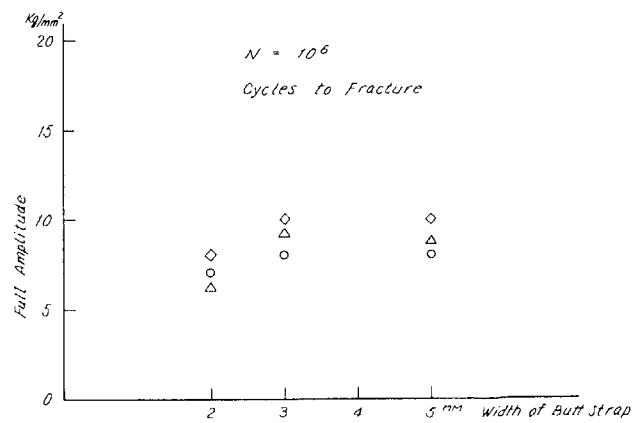
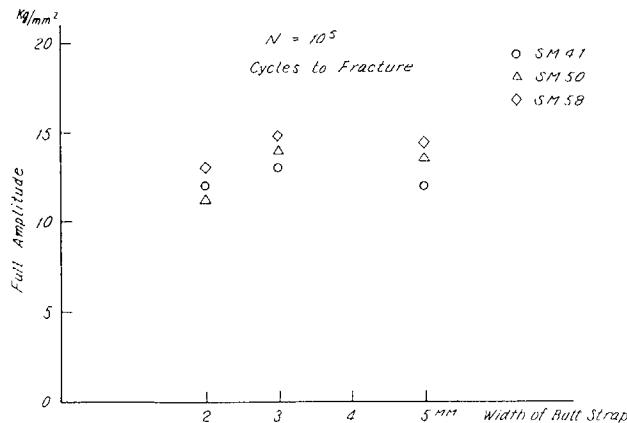


Fig. 4.2.3 Fatigue strength of specimens with additional butt strap

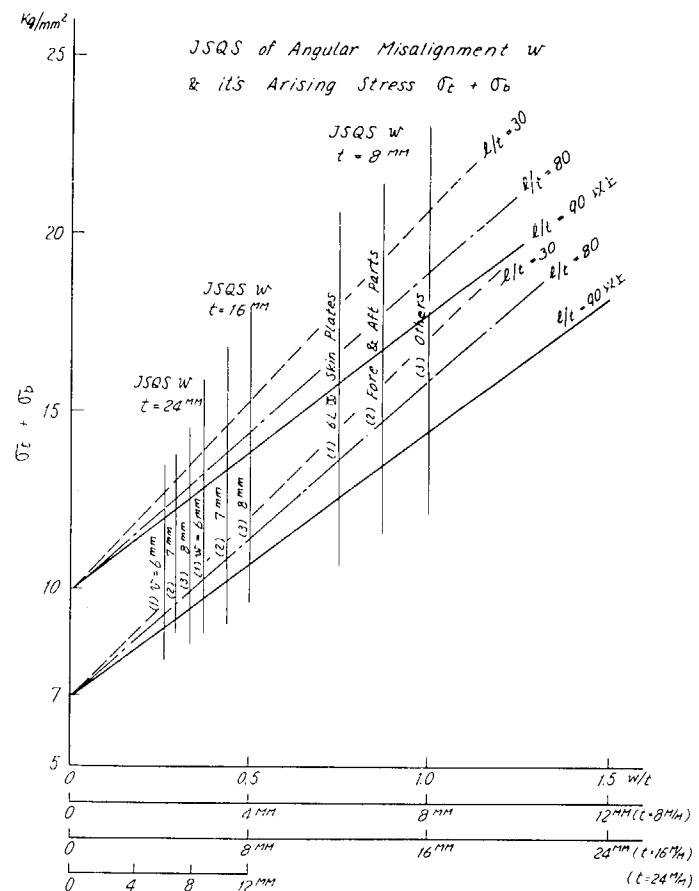


Fig. 4.2.4

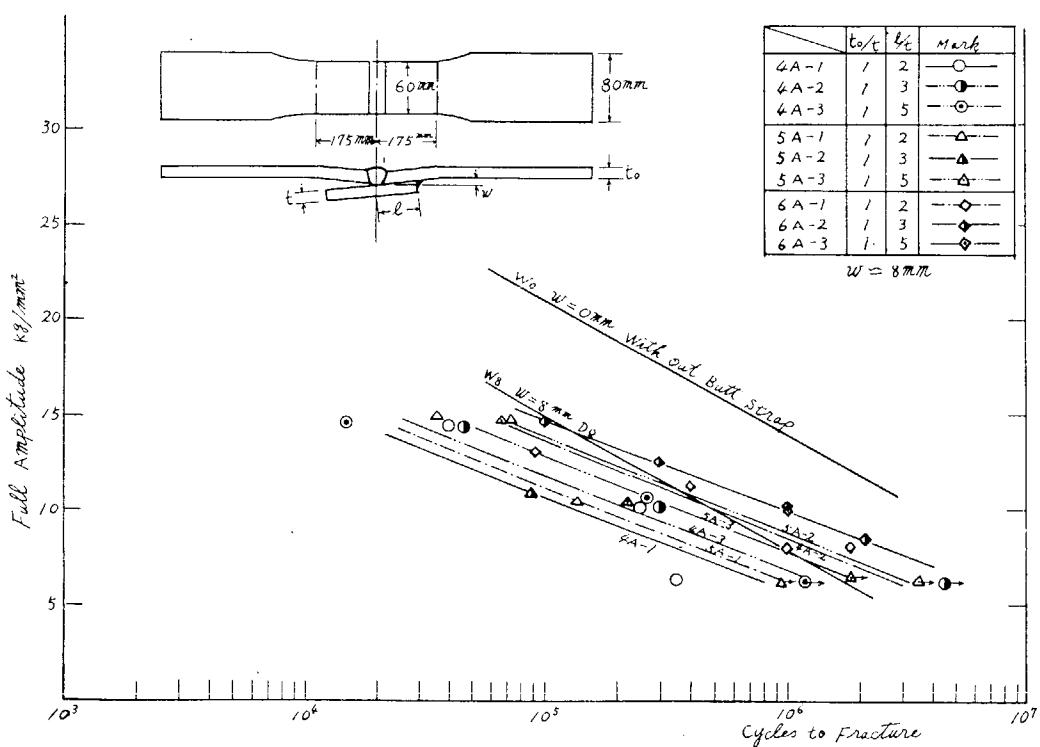


Fig. 4.2.5

4.3 すみ肉溶接部のギャップ処理法

(担当: 大阪大学, 川崎重工業)

4.3.1 緒 言

船体のような大型構造物の建造過程では、板材と骨部材の取合部のようなT型あるいは十字型接合部の全長にわたって、両部材を密着させることはきわめて困難であって、いくらかの取合ギャップを生じることは避け難い。この種のギャップを持つ接合部に対しては、現在、増し脚長、面取り溶接、ライナを挿入する方法などの処理法がギャップ量の程度に応じて採用されている¹⁾。しかし、このようなギャップ処理法の妥当性については、溶接施工上からも継手強度上からも、必ずしも十分な検討が行われているとはいひ難い。

本研究は、上記のようなギャップ処理法の妥当性を主として継手強度の見地から検討を行ったものである。この目的のために、十字すみ肉溶接継手を対象として、各種ギャップ処理を行なった継手の静的強度及び疲労強度をギャップのないいわゆる基準状態の継手の強度と比較して検討、考察を行った。また、継手強度上重要な溶接部の溶込み状態に及ぼすギャップ量の影響についても実験を行った。最後にこれらの結果を総合して継手強度と施工上の見地からみたギャップ処理対策について検討を行った。

4.3.2 塞驗

(1) 供試材及び試験片

Table 4.3.1 に示すような軟鋼材を用い、Fig. 4.3.1 に示す形状の十字すみ肉溶接継手試験片を製作した。試験片は、ギャップのない基準試験片とギャップ量が小さい場合に対して増し脚長処理した試験片 (A-type), ギャップ量がやや大きい場合に対しての面取り溶接した試験片 (B-type), ギャップ量がさらに大きい場合に対してライナ挿入処理した試験片 (C-type) の 4 種類とした。これらの試験片の詳細を Tables 4.3.2 ~ 4 に示す。なお、C-type 試験片のうち 1 系列だけについて、Table 4.3.4 に記すように、別途に as weld の試験片と 650°C

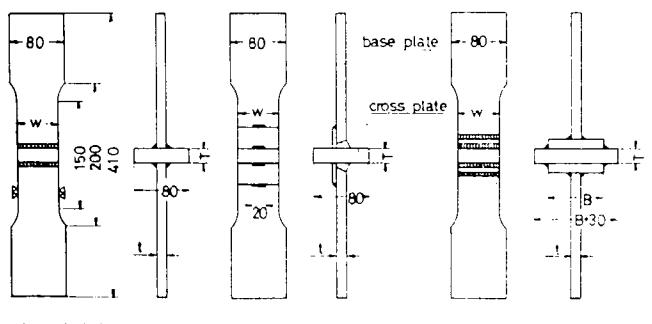
Table 4.3.1 Mechanical properties of materials

Thickness of base plate (mm)	Yield strength (kg/mm ²)	Ult. tensile strength (kg/mm ²)	* Elongation (%)
12	30.5	46.4	28.3
17	30.0	44.1	29.3
19	27.7	46.1	29.3
25	30.0	46.7	30.3

* Gage length : 200 mm

(in mm)	
t	T
12	19
18	25
25	25

W:60mm (for static test)
80mm (for fatigue test)



Specimen including root gap Specimen with bevel preparation Specimen with liner treatment
(A-type) (B-type) (C-type)

Table 4.3.2 Specimen including root gap

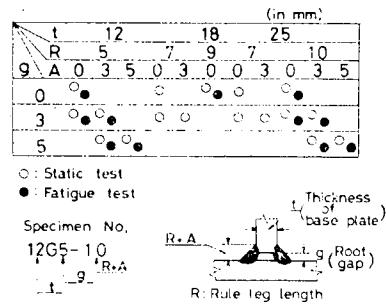


Table 4.3.3 Specimen with bevel preparation

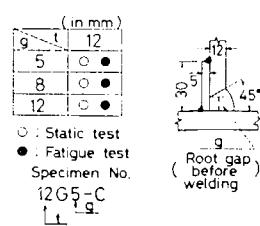


Fig. 4.3.1 Dimension of specimens

で3時間応力除去焼鈍した試験を製作し、残留応力によって破壊箇所がいかように変るかを検討した。Tables 4.3.2～4において白丸印は静的引張試験を、黒丸印は疲労試験を行ったものである。また、本報に用いた試験片名称は表中に記述した規則に従っている。

試験片の溶接はD4303溶接棒を用いた下向姿勢の手溶接とした。 $4\text{ mm}\phi$ の溶接棒（脚長5mmの場合）を用いた時の電流170～200A、電圧22～24V、速度270～300mm/minで、 $5\text{ mm}\phi$ の溶接棒（脚長7mm以上の場合）を用いた時の電流210～250A、電圧22～24V、速度240～340mm/minとした。なお、上述の別途製作したライナ挿入処理した試験片は、特に溶接順序を定めており、最初に横板（Cross plate）とライナの溶接を、次いでライナと主板（Base plate）の溶接を行った。

(2) 実験方法

静的引張試験は最大容量100tonのオルゼン型万能試験機を用い、200～300mm/minの引張速度で行った。

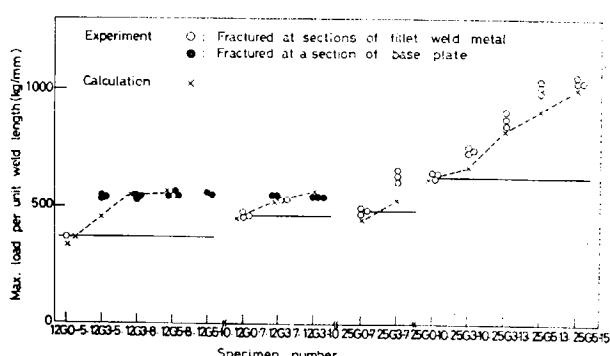
疲労試験は油圧式引張疲労試験機を用い、繰返し速度500～600c/minの片振り引張荷重下で行った。試験には5台の試験機を使用した。そして同一主板板厚でかつ同一ギャップ量の試験片系列には同一の試験機を用いた。

4.3.3 繼手強度に及ぼすギャップ処理の影響

(1) 静的引張強度

(a) 増し脚長処理した場合の強度

増し脚長処理した試験片（A-type）の引張試験結果をFig. 4.3.2に示す。図の縦軸は継手の単位溶接長当りに耐えうる最大荷重を表わす。白丸印は溶接金属で破断したもの、黒丸印は主板で破断したものである。同一脚長に対してギャップ量が大きいほど継手強度が高くなることについては、ギャップ量が大きいほど溶込み量が大きくなっていることから定性的に説明できる。これらを理論計算値と比較すると、Fig. 4.3.3の実線のように、また、Fig. 4.3.2の×印のようになり、いずれも両者はよく一致している。このようにギャップのある場合の継手強度は、基準の場合よりも高くなることが結論づけられる。



(b) 面取り溶接処理した場合の強度

面取り溶接処理した試験片 (B-type) の引張試験結果を Table 4.3.5 に示す。試験片はいずれも主板で破断し、その強度は母材の強度に等しく、ギャップのない基準試験片 (12G 0-5) の強度よりはるかに高い値となっている。

Table 4.3.5 Static strength of specimen with bevel preparation

Specimen No.	Max. load per unit weld length (kg/mm)	Ult. strength on throat section (kg/mm ²)	Fractured
12G0-5	365	45.8	Weld metal
12G5-C 558	570	—	Base plate
12G8-C 560	555	—	"
12GI2-C 560	555	—	"

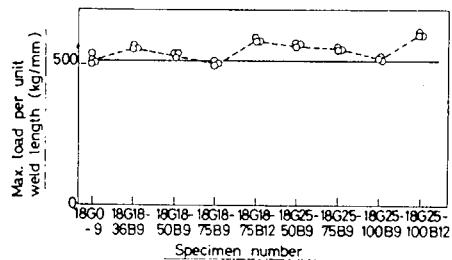
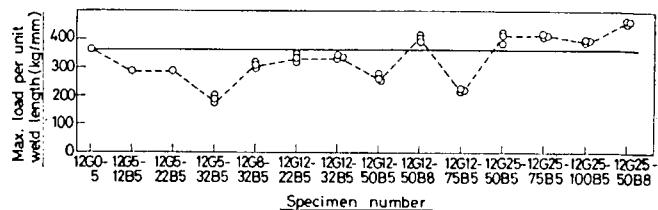


Fig. 4.3.4 Static ultimate strength of specimen with liner treatment

(c) ライナ挿入処理した場合の強度

Fig. 4.3.4 にライナ挿入処理した試験片 (C-type) の引張試験結果を示す。図の縦軸は継手の単位溶接長当たりに耐えうる最大荷重を表わす。

ライナ厚とライナ幅によって継手強度がどのように影響されるかを示したもののが Fig. 4.3.5 である。図の横軸はライナ幅 B とライナ厚 (ギャップ量 g) の比を示している。図から B/g が 3 以下ではライナ幅に関係なく強度は一定値を示し、その値はギャップのない場合のそれとほぼ等しい。なお、ライナ幅をこれより大きくするとライナの曲げ変形のため強度が低下する。

(2) 疲労強度

(a) 増し脚長処理した場合 (A-type 試験片) の強度

ギャップのない基準試験片の疲労試験結果を Fig. 4.3.6 に示す。図の縦軸は実測のど面に対する応力全振幅を、横軸は破断までの繰返し数 N_f を示している。

Fig. 4.6.3 を見ると試験片 12G 0-5 を除く他の 2 系列の試験結果はばらつきが大きく、それぞれ 2 本の平行な線を引くことができる。このようにデータが 2 群に分かれた原因は不明であるが、ここでは低強度側の線をもってそれぞれの試験片系列の応力全振幅と破断までの繰返し数の関係 ($S - N_f$ 線図) とする。なお後出する疲労試験結果についてもこのような場合は低強度側の線をもって $S - N_f$ 線図とした。Fig. 4.3.7 にはギャップ量が 3 mm の場合についての疲労試験結果を示している。なお 25G 3-13 系列の試験片は溶接によ

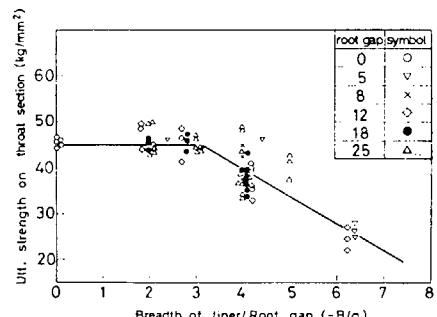


Fig. 4.3.5 Effect of liner breadth on static ultimate strength of fillet welded joints with liner treatment

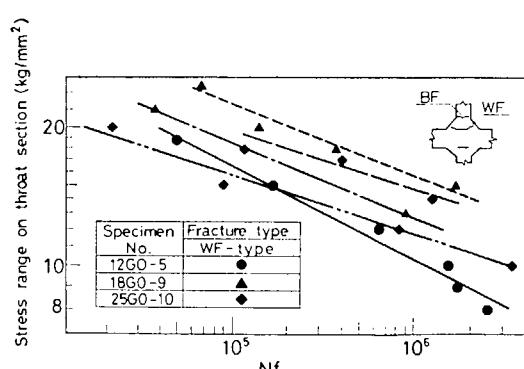


Fig. 4.3.6 $S - N_f$ curves of standard welded joint (specimens without root gap)

る角変形が大きくまた溶接欠陥が含まれていたため、著しく低い強度となっておりこれは考察の対象から外した。Fig. 4.3.6, Fig. 4.3.7 から $N_f = 10^5$ 及び 10^6 における時間強度に及ぼすギャップ量の影響を求めたものを Fig. 4.3.8 に示す。一点鎖線は試験片 12G 0-5 についての値を示している。

Fig. 4.3.9 はギャップ量 $g = 5 \text{ mm}$ の場合の試験結果を示している。この場合ほとんどの試験片で破壊は溶接止端部 (BF-Type 破壊) から生じている。したがって図の縦軸は主板断面積に対する応力全振幅で表わしている。以上のことからギャップが存在してもギャップ量に対応して適当な溶込み量が得られるなら、すなわち、所定のど厚が確保されている限りギャップが存在しても継手の疲労強度は低下しないでむしろ高くなることが判る。

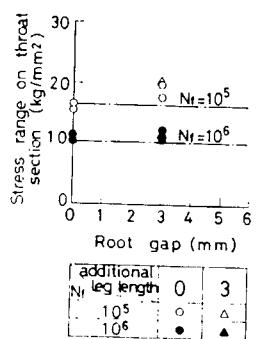


Fig. 4.3.8 Effect of root gap and additional leg length on fatigue strength of fillet welded joint

(b) 面取り溶接処理した場合 (B-Type 試験片) の強度

面取り溶接処理した B-Type 試験片の疲労強度を Fig. 4.3.10 に示す。これらの試験片は図中に示す 4箇所のいずれかで破壊した。Fig. 4.3.10 の縦軸は主板断面積に対する応力全振幅である。なお、点線でギャップのない基準試験片 (12G 0-5) の $S - N_f$ 線図を併記している。図に見られるように破壊箇所と強度の関係はあまり明確でない。さらに 3 系列の試験片はほぼ同等の疲労強度を示し、基準試験片 12G 0-5 の疲労強度に比べて著しく高い値となっている。

(c) ライナ挿入処理をした場合 (C-Type 試験片) の強度

ライナ挿入処理をした C-Type 試験片の疲労試験結果の一例を Fig. 4.3.11 ～ Fig. 4.3.13 に示している。C-Type 試験片では次に示す二つの破壊様式が見られた。

- 横板とライナのすみ肉溶接ルート部にき裂が発生し、溶接金属内を伝播し破壊するもの (LW-Type 破壊)
 - 主板とライナのすみ肉溶接ルート部にき裂が発生し、溶接金属内を伝播し破壊するもの (BW-Type 破壊)
- ライナ幅 B とライナ厚 (ギャップ量 g に相当) の比、すなわち B/g がそれほど大きくなれば試験片の破壊は一般に高応力側では LW-Type、低応力側では BW-Type となっている。この場合、横板とライナの溶接ルート

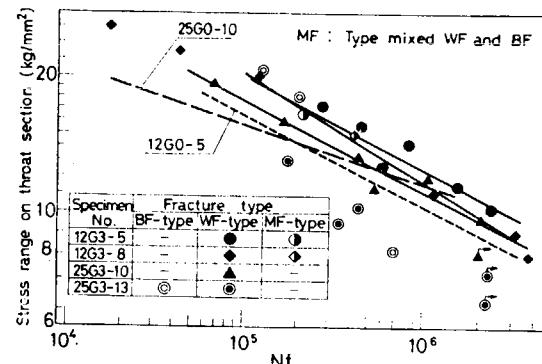


Fig. 4.3.7 $S - N_f$ curves of A-type specimen

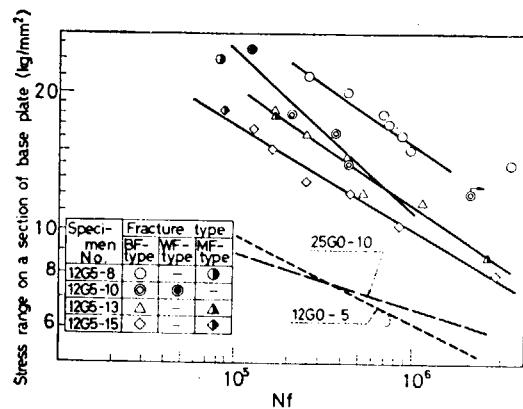


Fig. 4.3.9 $S - N_f$ curves of specimen including root gap

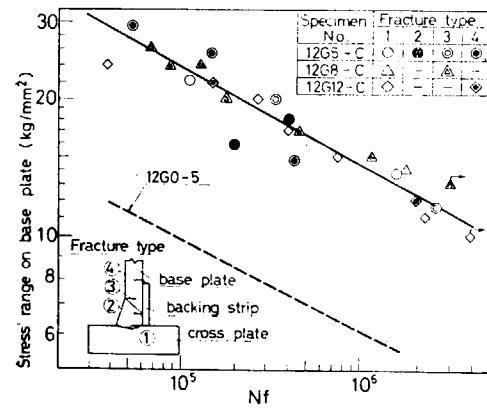


Fig. 4.3.10 $S - N_f$ curves of specimen with bevel preparation

部（E部）の弾性応力集中はFig. 4.3.14に示すように常に主板とライナのそれ（D部）より大きく、またライナ幅とライナ厚の比 B/g が大きくなるほど大きくなっている。このように応力集中から考えると常に横板とライナの溶接部から破壊（LW-Type破壊）することが予想されるにもかかわらず、低応力側で主板とライナの溶接部から破壊（BW-Type破壊）を生じている。このことについて次に考察を行う。

負荷応力値がそれほど高くない場合に応力集中率の低い部分（D部）から破壊（BW-Type破壊）が生じたことには、溶接による残留応力が影響しているのではないかと考え、このような継手に生じる残留応力を有限要素による熱弾塑性解析によって求めた。得られた結果によると横板とライナの溶接ルート部に圧縮残留応力が、主板とライナの溶接ルート部にはかなり大きな引張残留応力が生じている。また溶接のままの試験片と応力除去焼純によって残留応力を取り除いた試験片について、同様な疲労試験を行って破壊箇所を検討した。

得られた結果をTable 4.3.6に示す。これによれば上述の考えが妥当であることが判る。

Fig. 4.3.15は破断までの繰返し数が 10^6 回及び 10^5 回における時間強度に及ぼすライナ幅の影響を示すものである。図を見ると 10^5 回時間強度に対してはライナ幅とライナ厚の比 B/g が4.5以下、 10^6 回時間強度に対して B/g が5.5以下の場合に継手強度はほぼ一定値を示し、その値はギャップのない基準試験片の強度と等しくなっている。したがって、ライナ挿入によってギャップ処理をする場合にライ

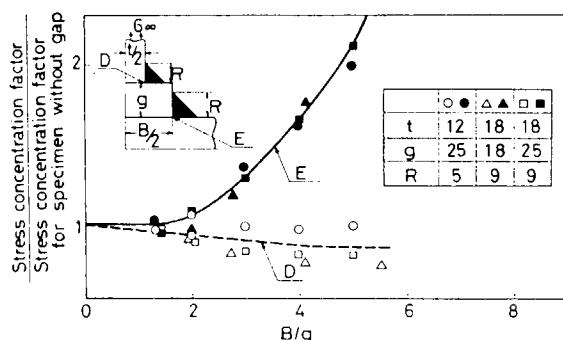


Fig. 4.3.14 Effect of liner breadth on stress concentration factor

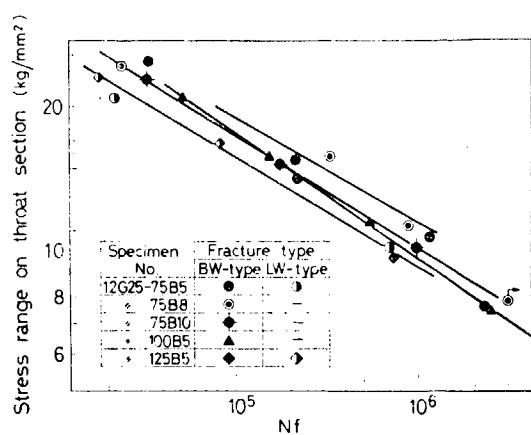


Fig. 4.3.11 $S-N_f$ curves of specimen with liner treatment (base plate thickness = 12mm, root gap = 25mm)

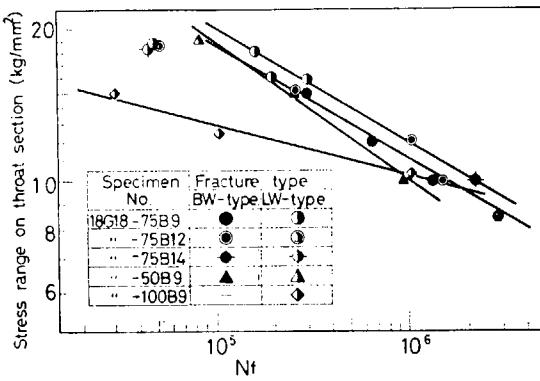


Fig. 4.3.12 $S-N_f$ curves of specimen with liner treatment (base plate thickness = 18mm, root gap = 18mm)

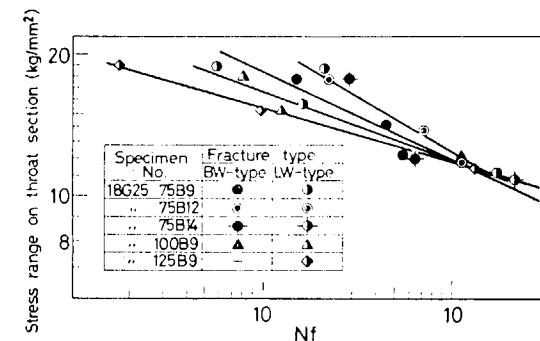


Fig. 4.3.13 $S-N_f$ curves of specimen with liner treatment (base plate thickness = 18mm, root gap = 25mm)

Table 4.3.6. Effect of residual stress on fractured appearance (12G25-75B5)

Stress range (kg/mm²)	Fractured	
	as weld	SR. (650°C)
20.0	BW-type	LW-type
15.0	"	"
10.0	"	"
7.0	"	"

ナ幅を上述の値以下にするならば増し脚長をしなくても基準試験片と同じ強度を得ることができると結論づけられる。

Fig. 4.3.16はライナ挿入型試験片で増し脚長の効果を調べたものである。これによると実測のどの断面に対する応力表示を用いれば、増し脚長の有無にかかわらずこれらの結果は基準試験片の強度にはほぼ等しいと見なしうる。

4.3.4 溶込み量に及ぼすギャップ量の影響

4.3.3-(1)-(a)項及び4.3.3-(2)-(a)項の実験結果によると、継手強度は溶込み量を考慮して論じる必要があることが判った。そこで本章ではギャップが存在する場合に、溶込み量がどのようになるかいろいろの溶接条件について実験した結果について述べる。溶接後、6断面について脚長及び溶込み量の測定を行った。

(1) 実験及び結果

Fig. 4.3.17に示すようにギャップが0~7mmと連続的に変化するようにして軟鋼板をセットし、Table 4.3.7に記す溶接条件で脚長5~7mmの溶接を行った。溶接長は500mmで溶接はギャップのない部分から始めて逐次ギャップの大きくなる方向に進行した。

Fig. 4.3.18は溶接条件に関係なく溶込み量 d_1 について全実験データを統計処理したものである。図中の白丸印は平均値を、矢印は95%信頼区間を表わす。この図によると d_1 の平均値はギャップ量 g とともに増加しているが、その増加率は次第に小さくなっている。ここで平均値をもとにしてギャップ量と溶込み量の関係を安全側に理想化するとFig. 4.3.18の一点鎖線のようになる。

4.3.5 ギャップ処理法の検討

船体のような大型構造物では部材寸法も大きいため、必然的に主要部材の溶接長は相当長くなる。したがって、これら部材の結合部には、溶接変形などによる不可避のギャップが生じることも止むをえない。

さて船体構造のような溶接部の強度を論じる場合には、構造の各部に伝達される外力は応力集中部を除き平均化されて継手に作用するはずで、継手の強度はある溶接長にわたる平均値で論じる方がむしろ合理的といえる。そこである長さにわたって継手強度を考える上では溶込み量の過不足が平均化されて効くと考えられる。したがって溶

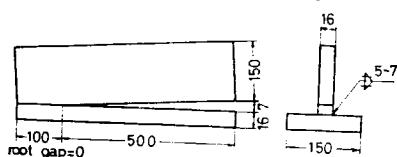


Fig. 4.3.17 Details of specimen

Table 4.3.7 Wedging condition

Dia. of electrode Position	4.0 mm	4.5 mm	5.0 mm	5.5 mm	6.0 mm
Flat	-	-	D4327 190-230A	D4327 230-270A	D4327 240-280A
Horizontal	-	-	D4327 190-230A	D4327 210-250A	D4327 240-280A
Vertical up	D4301 100-140A	D4301 140-180A	-	-	-
Vertical down	-	-	D4316 240-280A	D4316 265-305A	-
Overhead	D4301 110-150A	D4301 140-180A	-	-	-

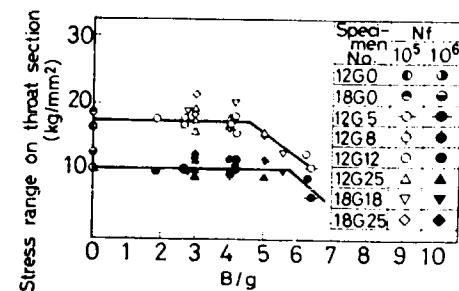


Fig. 4.3.15 Effect of liner breadth on fatigue strength

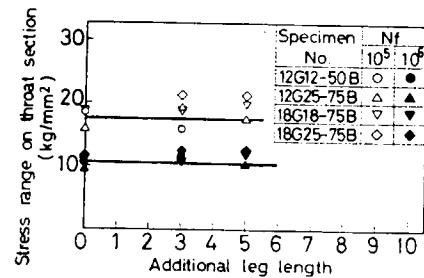


Fig. 4.3.16 Effect of additional length on fatigue strength

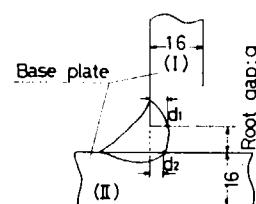
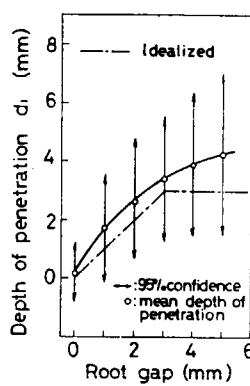


Fig. 4.3.18 Effect of root gap on depth of penetration

込み量は、Fig. 4.3.18に示すように平均値に対して安全側に理想化した一点鎖線を用いることによって継手強度を考えることにする。

すでに述べたように、ギャップがあっても適切な有効のど断面積が得られるならば、継手強度は基準試験片のそれと等しくなる。この点からギャップ処理法を検討すると次のように結論づけられる。

(1) ギャップ量gが5mm以下の場合

$g \leq 5$ mmでは、作業工数の最も少ない増し脚長処理をするのがよいであろう。そして必要なほど厚を確保するための増し脚長 A は、ギャップ量に対する溶込み量の関係を示したFig. 4.3.18の一点鎖線を用いると、次のように定めることができる。

$0 < g \leq 3$ mm の場合 $A = 0$

$3 < g \leq 5$ mm の場合 $A = g - 3$ (mm)

(2) ギャップ量が5mmを超える場合

$g > 5 \text{ mm}$ の場合はそのままで溶接することは困難である。従って作業能率上、面取り溶接あるいはライナ挿入処理する方法が考えられる。面取り溶接の場合はチルプレートをそのまま残しても強度上問題はないが腐食や外観の見地からそれを撤去して裏溶接するのが望ましい。

ライナ挿入処理をする場合には挿入するライナ幅Bはできるだけ小さい方がよいが、工作上の問題も関係してくるので、(4.3.1)式に示す条件のものが適当である。

ただし h : ライナ板厚, R : 規定脚長, t : 主板板厚

なお、ライナ挿入処理に適するライナ板厚 h は (4.3.1) 式から (4.3.2) 式のように求められる。

4. 3. 6 J. S. Q. S と本研究結果との関連

ギャップ処理に対する指針は、日本鋼船工作法精度標準（J.S.Q.S）によってすでに与えられているが、本研究によって得た結論と比較するとTable 4.3.8のようになる。ギャップ処理法に対する両者の結論は非常に近くこれまでにJ.S.Q.Sによって示されている処理法が至って合理的なものであることが確認された。

4.3.7 結 言

船体のような大型構造物の建造時にT継手あるいは十字継手に生じる不可避のギャップの処理法を主として継手強度上から検討するために一連の実験を行い以下に示すような結論を得た。

(1) 増し脚長型の場合の継手強度

実験に供された試験片はギャップ量が0～5mmであり、ギャップ量とともに溶込み量が増加しており、十分な
のど断面積が得られていたので、脚長を増さず規定脚長のままでギャップのない試験片の静的及び疲労強度と比
べて同等以上の強度を示した。

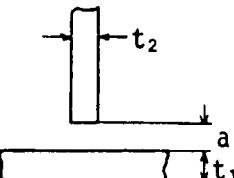
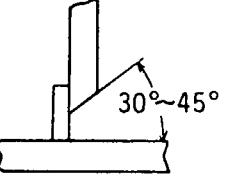
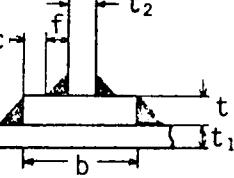
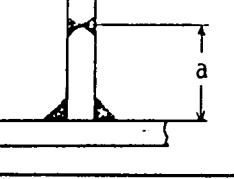
(2) 面取り型の場合の継手強度

使用した試験片のギャップ量は5～12mmで、チルプレートを仮付けし、主板を面取り溶接したままの試験片の静的及び疲労強度はともにギャップのない場合よりも高くなっていた。

(3) ライナ挿入型の場合の継手強度

ライナ幅がその板厚の3倍以下である場合には、規定脚長のままで静的及び疲労強度はギャップのない場合と同等であった。

Table 4.3.8 comparison of treatments of misfit

Type of Treatment	by JSQS	by the Present Research
Increasing leg length	 (1) $a \leq 3\text{mm}$: original rule leg length (2) $3\text{mm} < a \leq 5\text{mm}$: additional leg length = (original) + $(a - 2\text{mm})$	(1) $a \leq 3\text{mm}$: original rule leg length (2) $3\text{mm} < a \leq 5\text{mm}$: additional leg length = (original) + $(a - 3\text{mm})$
Welding with label preparation	 $5\text{mm} < a \leq 16\text{mm}$: applicable, after welding, remove chill plate and provide back pass	$5\text{mm} < a \leq 12\text{mm}$: applicable, better to remove chill plate
Inserting liner	 root gap $> 5\text{mm}$: $t_2 \leq t \leq t_1$, $c=5\text{mm}$, and liner breadth= $t_2+2f+10\text{mm}$, ($f=\text{leg length}$)	root gap $> 5\text{mm}$: $t \geq 5\text{mm}$ and $t_2+2f+10\text{mm} \leq b \leq 3t$, with rule leg length, ($b=\text{liner breadth}$)
Stepping plate	 root gap $> 16\text{mm}$: $a > 300\text{mm}$	—

(4) ギャップと溶込み量の関係

増し脚長型の試験片の強度では、溶込み量は増し脚長とほぼ等価な効果を示すので、種々の溶接姿勢と溶接条件に対して実験的に調査した。全試験片について平均値をとると、ギャップ量が3 mmまではギャップ量と同じ溶込み量が得られるが、ギャップ量が3 mmを超えると溶込み量の増分は次第に減少する。

(5) ギャップ処理法

ギャップ量に応じて以下に示す四つの方法で処理するのが妥当であろう。

- (a) ギャップ量が3 mm以下では規定脚長で溶接してよい。
- (b) ギャップ量が3 mmを超える場合は、次式に従って脚長を増加させる。

$$(\text{増し脚長量}) = (\text{ギャップ量}) - 3\text{mm}$$

- (c) ギャップ量が5 mmを超える場合の一つの対策としてチルプレートをそのまま残しても継手の強度に悪い影響を及ぼさないが、外観上及びチルプレートと主板の間隙における腐食を考えると、チルプレートを取除き裏溶接を行う方がよいであろう。

- (d) ギャップ量が5 mmを超える場合の他の対策としてギャップにライナを挿入して溶接する方法がある。ライナ幅が次式を満足するものであると脚長は規定のものでよい。

$$t + 2F + 10 \leq B \leq 3h\text{ (mm)}$$

ここに、B: ライナ幅, h: ライナ板厚, t: 主板板厚, F: 脚長, この方法で処理できるギャップ量の下限値 (g_{min}) は上式より次のように決る。

$$g_{min} = (t + 2F + 10)/3$$

(6) J·S·Q·S との関連

本研究結果と比較して、J·S·Q·S によって示されているギャップ処理法は至って合理的であることが確認された。

参考文献

- 1) 佐藤、上田、田中、瀬尾、恒成 日本造船学会論文集、第 136 号（昭 49 - 12），P. 467

5. 結 言

以上、調査研究の各項目について、取りまとめを行なってきたが、その何れの項目も基準又は標準（Recommendation）の形の結論に達しており、また J.S.Q.S. との関連もよくつけられており、本部会の所期の目的を十分に達成しており、実用上重要な結果が数多く得られたと言える。これら全般を通して特に感じたことは、従来の工作の技術水準を示す現行 J.S.Q.S. は理論的に考えてもその妥当性が比較的高いことである。今回の研究においても極く一部を除いてその妥当性が確認されたが、この研究結果が速かに J.S.Q.S. に反映され、より合理性のある精度標準へと改訂されてゆくことが望まれる。世界に先がけて作られた精度標準であるから、今後も絶えることのない理論的裏づけが引続いて行われ、ひいては経済性の高い合理的な設計・工作へと進歩することを期待したい。

更に今後の問題としては、本研究部会では船殻部材の強度を探りあげて解明したが、更に進んで、このような初期不整のある部材で構成されたStructural component、例えば隔壁であるとか、防撃板、トランスリングなどの最終強度等に及ぼす各構成要素に存在する初期不整の効きについての大規模な構造モデルを用いた研究が必要であると考えられる。