

(昭和 43 年 11 月日本造船学会秋季講演会において講演)

桁板構造の最終強度に関する研究 (その 2)

正員 新田 顕*

Ultimate Strength of Girder Structures (2nd Report)

By Akira Nitta, Member

Summary

Subsequent to the previous study on the ultimate strength of girder structures, the author has investigated into the mechanism and the plastic behavior of frame-type structures composed of a deep transverse and vertical webs with round corner at their ends.

A theoretical method is presented of analysis on the plastic failure of the structures subjected to a concentrated load at the center of the transverse. In this analysis, the effect of both axial thrust and shear on the plastic failure of the girder structure is taken into consideration. A discussion is made on the development of yield zones in the girders, and a general method is suggested to determine the location of the plastic hinge at the round corners.

Model tests have also been carried out to examine the collapse mode of the girder structures, where an extensive measurement has been made on the strain distributions in the components. The results of the tests have shown that the ultimate strength of such girder structures can be well predicted by the theoretical analysis which has been reported in this paper.

1 緒 言

油送船や鉱石運搬船などの大形船にみられるような桁板構造の最終強度に関する研究の第一段階として、さきに、筆者は、端部変断面を有する単一桁の塑性崩壊についての理論解析ならびに模型実験の結果を報告した⁽¹⁾。

今回は、ひきつづき、両端に変断面部を有する桁構造物の塑性崩壊強度についての理論解析法を拡張し、さらに、中央集中荷重をうける変断面桁の枠形模型について実験を行ない、理論解析の結果と比較検討した。

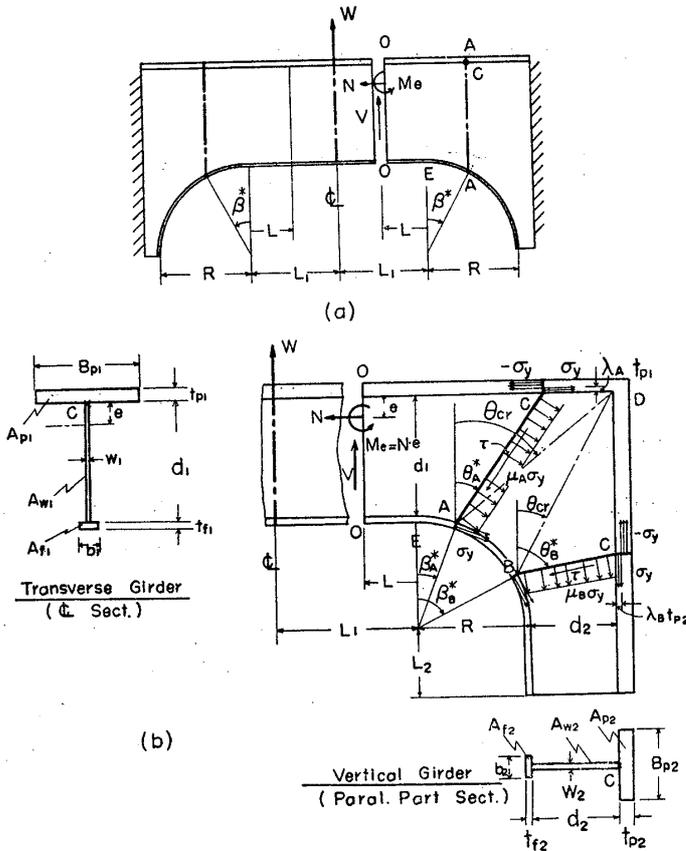
2 変断面桁の枠形構造における塑性崩壊の理論解析

船体構造にみられるような、スパンに比べて深さの大きい変断面桁について、軸力および剪断力の影響を考慮に入れた塑性崩壊荷重を算出するため、簡易化された下限理解析法を用いた計算法を第 1 報において発表した。

すなわち、第 1 図 (a) に示すように、平行部 (長さ $2L_1$) においては Γ 型断面を有し、端部は半径 R の円弧状変断面を有する左右対称の横桁に中央集中荷重 W が作用して、桁の中央および両端変断面部に塑性関節が生じて崩壊する場合、崩壊時における曲げモーメント (桁の上面材とウェブとの接合点 C のまわり) の零点 O を境界として、桁を中央部と端部とに分離して解析を行なった。この場合、端部変断面桁の境界 O 断面と、彎曲部止まり E との距離を L とし、 O 断面には、剪断力 V および軸力 N が作用していると考えた。そうして、端部変断面部においては、簡単のため、桁の長さ方向に垂直な断面 $A-A$ 断面に塑性関節が生ずると仮定して解析を行なった。

今回は、問題をより一般的に取り扱い、第 1 図 (b) に示すように、横桁および縦桁からなる枠形構造を考えその変断面部における塑性関節は、彎曲部中心角 β における下面材と、横桁の深さ方向と角度 θ のウェブの断面および上面材に生ずると考えて、桁の崩壊荷重を算定することとした。すなわち、同図に示すように、端部変断

* 日本海事協会技術研究所



第1図 (a), (b) 変断面桁構造の塑性解析

まわり) を $M_{pA}(V, N; \beta, \theta)$ とすれば、内力モーメントと外力モーメントとの釣合条件により、

$$M_{pA}(V, N; \beta, \theta) = V \{ L + R \sin \beta + (R + d_1 - R \cos \beta) \tan \theta \} \quad (3)$$

$$M_{pA}(V, N; \beta, \theta) = \frac{1}{2} \sigma_y (1 - \lambda_A^2) A_{p1} t_{p1} - \frac{1}{2} \sigma_y \lambda_A^2 A_{p1} t_{p1} + \frac{1}{2} \mu_A \sigma_y \overline{AC}^2 w_1 + \sigma_y A_{f1} \left\{ \overline{AC} \cos(\beta - \theta) + \frac{1}{2} t_{f1} \right\}$$

ただし、 λ_A は上面材の塑性中立軸の位置を表わすパラメータ、 μ_A は A-C 断面ウェブに作用する直応力の大きさを表わすパラメータである。また、 A_{p1}, A_{f1}, A_{w1} は、横桁の平行部における上面材、下面材およびウェブの断面積、 t_{p1}, t_{f1}, w_1 はそれぞれ横桁の上面材、下面材およびウェブの板厚を表わす。また

$$\overline{AC} = \frac{R + d_1 - R \cos \beta}{\cos \theta} \quad (4)$$

本解析において、下記の無次元パラメータを導入する。

$$\begin{aligned} v &\equiv \frac{V}{\tau_y A_{w1}}, \quad n \equiv \frac{N}{\sigma_y (A_{p1} + A_{f1} + A_{w1})}, \quad m_{pA} \equiv \frac{M_{pA}}{\sigma_y A_{w1} d_1}, \quad \rho_1 \equiv \frac{R}{d_1}, \quad \xi \equiv \frac{L}{R}, \quad \zeta \equiv \frac{L_1}{R} \\ c_1 &\equiv \frac{A_{p1}}{A_{w1}}, \quad c_2 \equiv \frac{A_{f1}}{A_{w1}}, \quad c_3 \equiv \frac{t_{p1}}{d_1}, \quad c_4 \equiv \frac{1}{2} \frac{t_{f1}}{d_1}, \quad c_0 \equiv \frac{A_1}{A_{w1}} = \frac{A_{p1} + A_{f1} + A_{w1}}{A_{w1}} (= 1 + c_1 + c_2), \quad \alpha \equiv \frac{\sigma_y}{\tau_y} \end{aligned}$$

(1), (2) および (4) 式から τ を消去して、 λ_A を求めると次のようになる。

$$\lambda_A(v, n; \beta, \theta) = \frac{1}{2} \left[\frac{nc_0}{c_1} + 1 - \frac{1}{c_1} \frac{\mu_A \phi}{\cos^2 \theta} - \frac{c_2}{c_1} \frac{\cos(\beta - \theta)}{\cos \theta} + \frac{1}{\alpha c_1} v \cdot \tan \theta \right] \quad (0 \leq \lambda_A < 1) \quad (5-A)$$

さらに、ウェブの降伏条件式

$$\left. \begin{aligned} \mu_A &= \sqrt{1 - \left(\frac{\tau}{\tau_y} \right)^2} & 0 < \tau < \tau_y \\ &= 0 & \tau_y \leq \tau \end{aligned} \right\} \quad (6)$$

面部に生ずる塑性関節が、

(A) 堅横両桁の上面材交点 D より横桁側にある場合、すなわち、 $0 < \theta < \theta_{cr}$ および

(B) D 点より堅桁側にある場合、すなわち、 $\theta_{cr} < \theta < \frac{\pi}{2}$ の二つの場合を考慮した。

ここで、

$$\theta_{cr} = \tan^{-1} \left[\frac{d_2 + R - R \sin \beta}{d_1 + R - R \cos \beta} \right]$$

d は、桁のウェブの深さを示し、添字 1 および 2 は、それぞれ、横桁および堅桁に対するものを表わす。

いま、塑性中立軸が上面材にある場合について考える*。

まず、(A) の場合に対し、横桁の塑性関節 (A-C 断面) を仮定し、その左の部材につき水平方向の力の釣合条件から

$$\begin{aligned} -\sigma_y (1 - \lambda_A) A_{p1} + \sigma_y \lambda_A A_{p1} \\ + \mu_A \sigma_y \overline{AC} w_1 \cos \theta + \sigma_y A_{f1} \cos \beta \\ - \tau \overline{AC} w_1 \sin \theta = N \end{aligned} \quad (1)$$

また、上下方向の力の釣合条件から

$$\begin{aligned} \mu_A \sigma_y \overline{AC} w_1 \sin \theta + \sigma_y A_{f1} \sin \beta \\ + \tau \overline{AC} w_1 \cos \theta = V \end{aligned} \quad (2)$$

さらに、A-C 断面の塑性モーメント (C 点

* 塑性中立軸がウェブにある場合についても、同様な解析を行ない計算式を導くことができるが、ここでは省略する。

と (2) 式とから,
 $0 < \tau < \tau_y$ の場合は,

$$\mu_A(v; \beta, \theta) = \frac{B \pm \sqrt{B^2 - AC}}{A} \quad (7)$$

のうち, $0 < \mu_A < 1$ のもの, ただし

$$\begin{aligned} A(\beta, \theta) &= \phi^2(1 + \alpha^2 \tan^2 \theta) \\ B(v; \beta, \theta) &= \alpha \phi \tan \theta (v - \alpha c_2 \sin \beta) \\ C(v; \beta, \theta) &= (v - \alpha c_2 \sin \beta)^2 - \phi^2 \\ \phi(\beta) &= 1 + \rho_1(1 - \cos \beta) \end{aligned}$$

$\tau_y < \tau$ の場合は,

$$\mu_A = 0 \quad (7')$$

また, (3) 式を無次元化して書き改めると,

$$\xi = \frac{\alpha}{\rho_1} \frac{m_{pA}}{v} - \sin \beta - \frac{1}{\rho_1} \phi \tan \theta \quad (8)$$

ただし,

$$m_{pA}(v, n; \beta, \theta) = c_1 c_3 \left(\frac{1}{2} - \lambda_A^2 \right) + \frac{1}{2} \frac{\mu_A \phi^2}{\cos^2 \theta} + c_2 \left\{ \phi \frac{\cos(\beta - \theta)}{\cos \theta} + c_4 \right\}$$

一方, 中央部一様断面桁については, 崩壊時において,

$$M_{pA}(V, N; 0, 0) = (L_1 - L) \cdot V$$

が成立する。すなわち,

$$\xi = \zeta - \frac{\alpha}{\rho_1} \frac{m_{pA}(v, n; 0, 0)}{v} \quad (9)$$

さて, 一般に, 横桁の O 断面に働らく剪断力 V および軸力 N は, 桁に作用する外力 W の関数である。

$$V = V(W) \quad (10)$$

$$N = N(W) \quad (11)$$

例えば, 第 2 図に示すような桁形構造の横桁中央に集中荷重 W が作用する場合,

$$V = \frac{1}{2} W \quad (10')$$

一方, 軸力 N と荷重 W との関係については, 一般に, 桁に第一塑性関節が形成される前後において異なるが, これを簡単のため,

$$N = K \cdot W \quad (11')$$

と仮定し, 係数 K は, 第一塑性関節を形成する以前, すなわち弾性状態における場合の解析結果を用いることとする (後述 3.2.2 参照)。

一例として, 第 2 図に示される桁形構造の堅桁の下端が固定された場合については, 変断面の影響を無視すれば, 近似的に

$$K = \frac{3}{8} \frac{\left(\frac{l}{h}\right)}{\left(\frac{I_1}{I_2}\right)\left(\frac{h}{l}\right) + 2}$$

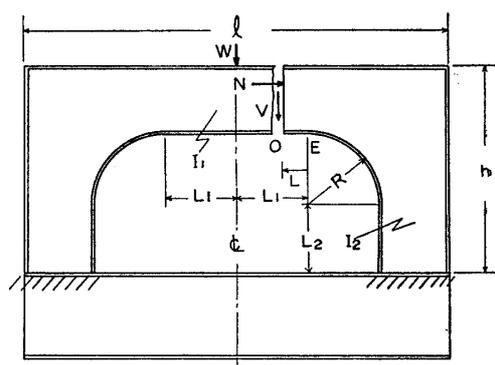
で与えられる。ここに, l および h は, それぞれ横桁および堅桁の全長 (端部変断面部も含む) を表わし, I_1 および I_2 は平行部の断面二次モーメントを表わす。

無次元記号を用いれば,

$$K(\zeta, \eta) = \frac{3}{2} \frac{(1 + 1/\rho_2 + \zeta)^2}{(1 + 1/\rho_1 + \eta) \{c_7(1 + 1/\rho_1 + \eta) + 4(1 + 1/\rho_2 + \zeta)\}} \quad (12)$$

ここで,

$$c_7 \equiv \frac{I_1}{I_2}, \quad \eta \equiv \frac{L_2}{R}$$



第 2 図 中央集中荷重をうける桁形構造

さらに (10'), (11') から,

$$n = \frac{2K}{\alpha c_0} v \quad (13)$$

の関係が導かれる。

このように、剪断力 v および軸力 n は、荷重 W に対して一義的に定まり、 W の増加とともに漸増する。したがって、(5), (7), (8), (9), (12) および (13) 式を同時に満足する v の最小値を与える $\beta = \beta^*_A, \theta = \theta^*_A$ を求めれば、これが桁の端部変断面部 A-C 断面に塑性関節が生じて崩壊する場合の塑性関節の位置および方向を決定し、崩壊荷重 W_{A^*} が求められる。

つぎに、端部変断面部に生ずる塑性関節が、堅桁側の B-C 断面 (第1図 (b) 参照) にある (B) の場合についても、(A) の場合と同様の考察により、水平方向および上下方向の力の釣合、ならびに内力モーメントと外力モーメントとの釣合条件を用いて計算を行なえば、次の関係が得られる。

$$\lambda_B(v, n; \beta, \theta) = \frac{1}{2} \left[\frac{c_6}{\alpha e_1} v + 1 - \frac{1}{e_1} \frac{\mu_B \psi}{\sin^2 \theta} - \frac{e_2 \cos(\beta - \theta)}{e_1 \sin \theta} + \frac{c_0 c_6}{e_1} n \cot \theta \right] \quad (0 < \lambda_B < 1) \quad (5-B)$$

また、 $0 < \tau < \tau_y$ の場合

$$\mu_B(n; \beta, \theta) = \frac{\bar{B} \pm \sqrt{\bar{B}^2 - \bar{A}\bar{C}}}{\bar{A}} \quad (7-B)$$

のうち $0 < \mu_B < 1$ のもの、ただし、

$$\begin{aligned} \bar{A}(\beta, \theta) &= \psi^2 (1 + \alpha^2 \cot^2 \theta) \\ \bar{B}(n; \beta, \theta) &= \alpha^2 \psi \cot \theta (nc_0 c_6 - e_2 \cos \beta) \\ \bar{C}(n; \beta, \theta) &= \alpha^2 (nc_0 c_6 - e_2 \cos \beta)^2 - \psi^2 \\ \psi(\beta) &= 1 + \rho_2 (1 - \sin \beta) \end{aligned}$$

$\tau_y < \tau$ の場合は、

$$\mu_B = 0 \quad (7'-B)$$

また、

$$\xi = \frac{\alpha}{\rho_1} \frac{m_{pB} + nc_0 \phi \left(1 - \frac{\tan \theta_{cr}}{\tan \theta} \right)}{v} - 1 - \frac{c_6}{\rho_1} \quad (8-B)$$

ただし、

$$m_{pB}(v, n; \beta, \theta) = \frac{c_5}{c_6} \left[e_1 e_3 \left(\frac{1}{2} - \lambda_B^2 \right) + \frac{1}{2} \frac{\mu_B \psi^2}{\sin^2 \theta} + e_2 \left\{ \psi \frac{\cos(\beta - \theta)}{\sin \theta} + e_4 \right\} \right]$$

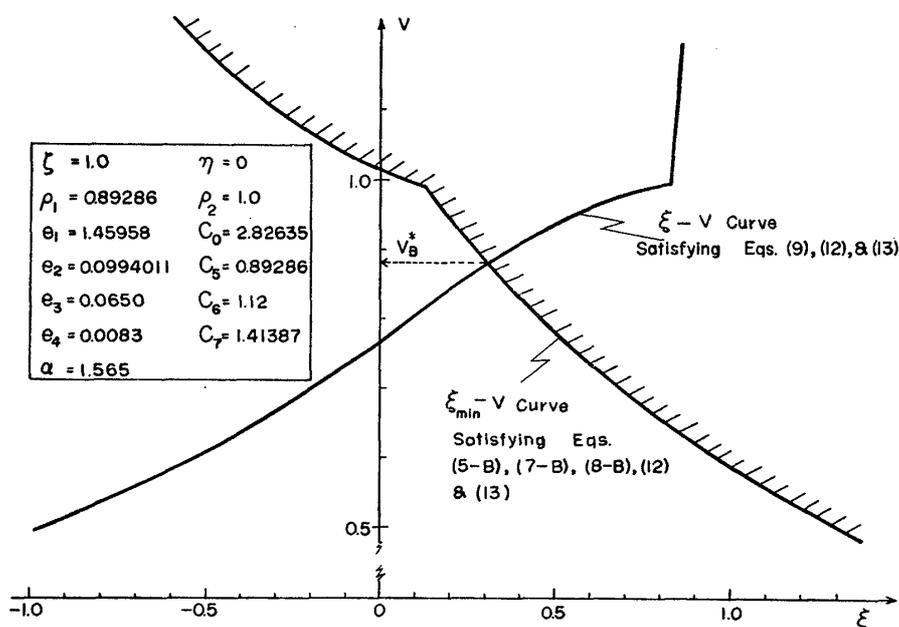
ここで、

$$\begin{aligned} \rho_2 &\equiv \frac{R}{d_2}, \quad c_5 \equiv \frac{d_2}{d_1}, \quad c_6 \equiv \frac{A_{w1}}{A_{w2}} \\ e_1 &\equiv \frac{A_{p2}}{A_{w2}}, \quad e_2 \equiv \frac{A_{f2}}{A_{w2}}, \quad e_3 \equiv \frac{t_{p2}}{d_2}, \quad e_4 \equiv \frac{1}{2} \frac{t_{f2}}{d_2} \end{aligned}$$

この場合も、(A) の場合と同様に、(5-B)~(8-B) 式および (9), (12), (13) 式を同時に満足する v の最小値を与える $\beta = \beta^*_B, \theta = \theta^*_B$ を求めれば、B-C 断面に塑性関節が生じて崩壊する場合の塑性関節の位置および方向が定まり、崩壊荷重 W_{B^*} が求められる。

なお、実際の数値解析を行なう場合には、上記 (5)~(13) 式を同時に満足する v の最小値を直接見出すことは困難である。そこで、(9) 式に注目すると、一般に、 ξ は v の減少とともに単調に減少することが明らかである。したがって、実用的な方法としては、(A) および (B) の両者について、それぞれ、 v の適当な値を順次与えて、(5), (7), (12) および (13) 式を用いて、(8) 式の ξ を計算し、その最小値 ξ_{\min} を与える β^* および θ^* を逐次近似法により求める。このようにして得られた ξ_{\min} と v との関係を表わす曲線と、(9) 式を満足する ξ と v との関係を示す曲線との交点を図式に求めれば (第3図数値計算例を参照)、これは v の最小値を与え、したがって、 W_{A^*} および W_{B^*} がそれぞれ求められる。そうして、両者のうちで、小さい方が真の崩壊荷重 W^* を与え、これに対応する β^* および θ^* の値から、真の塑性関節の位置と方向が決定される。

なお、以上の解析は、横桁の中央に集中荷重が作用した場合について行なつたものであるが、分布荷重等が作



第3図 崩壊荷重の計算例

用する場合についても、同様の方法により計算式を導くことは容易である。例えば、横桁に一様分布荷重 w が作用する場合については、(10) 式において $V = w(L_1 - L)$ とし、変断面部に対しては、(2) および (3) 式の右辺において \overline{OC} 部分 (第1図(b) 参照) の上面材に作用する一様分布荷重による上下方向の力およびC点まわりのモーメントを追加し、さらに、中央部に対しては、 $M_{pA}(V, N; 0, 0) = 1/2 V(L_1 - L)$ として (9) 式に相当する関係式を導けばよい。

3 模型実験

両端に円弧状の変断面部を有する桁の桁形模型について、その横桁の中央に集中荷重が作用して塑性崩壊する場合の実験を行なつて、前節で述べた理論解析による結果と比較検討を試みた。

3.1 試験模型および実験装置

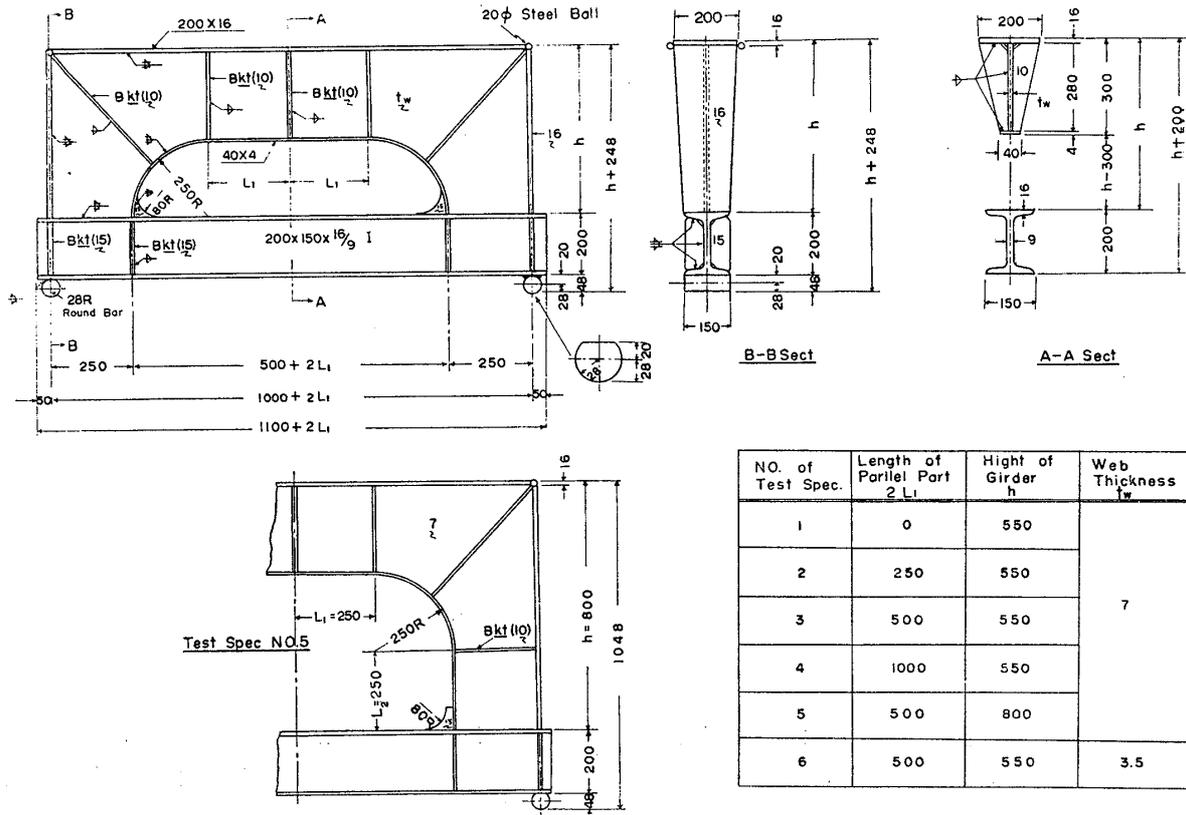
試験模型は、第4図に示すように、上部横桁、堅桁および下部横桁からなる桁形であり、上部横桁の断面形状および寸法は、前回実施した単一桁のそれと同様に、47,000 DWT 油送船の船底横桁の約 1/6 に相当するよう定められている。ただし、ウェブの板厚は、その局部挫屈崩壊が先行しないよう、No.1~No.5 試験桁においては、7 mm と増厚し、No.6 試験桁のみ 3.5 mm とした。また、ウェブには防撓材を配置せず、ウェブおよび下面材の横倒れ止め肘板を、上部横桁の中央荷重点直下、彎曲部端部およびその中央斜方向にそれぞれ配置した。

No.1~No.4 試験桁は、その断面形状を一定とし、平行部長さ $2L_1$ のみを変化させた。また、No.5 試験桁は、堅桁の長さを延長し、横桁に生ずる軸力 N (堅桁に対しては剪断力) と剪断力 V との割合の変化による影響を調査することを目的とした (前節 (12) および (13) 式参照)。

また、各試験模型の下部横桁は、上部横桁に比べて、強度、剛性がかなり大きい I 型梁とし、塑性関節が上部横桁および堅桁との隅部変断面部に生ずるよう設計されている。なお、試験模型はすべて応力焼鈍を施こしてある。

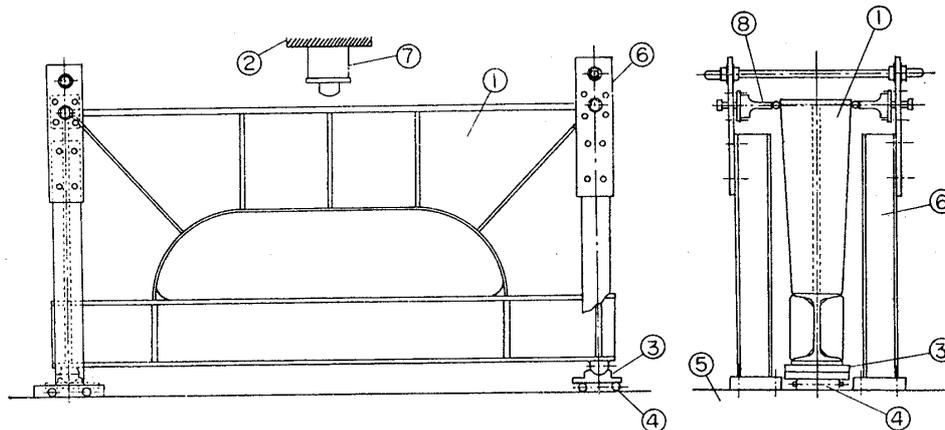
試験模型は、第5図に示すように、アムスラー型油圧試験機上に設置され、中央集中荷重を加えて、静的崩壊実験を行なつた。模型の下部両端支点には、回転治具およびローラーを挿入し、また模型全体の横倒れ防止枠を設けてある。さらに、中央荷重点にロードセルを配し、試験桁の上下撓みを計測する変位計とともに、X-Y レコーダに接続して、荷重と撓みとの関係を自記させた。

なお、試験桁の素材の機械的性質を調査するため、各板材から採取した1号試験片および丸棒試験片 (直径 3 mm) について、それぞれ、引張試験および振り試験を行なつた。試験結果を第1表に示す。



第4図 枠形試験模型

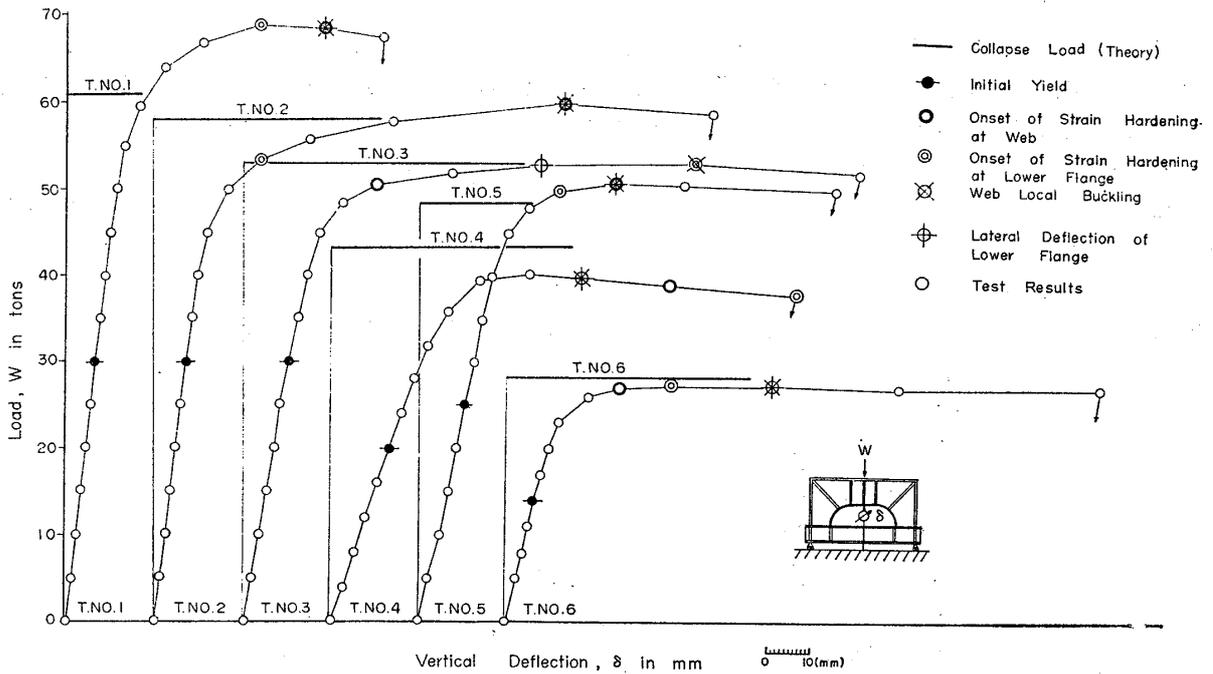
1 Test Specimen	5 Supporting Bed
2 Testing Machine	6 Lateral Supports
3 End Supports	7 Load Cell (to X-Y Recorder)
4 Rollers	8 Load Cell (Measurement of Lateral Supporting Force)



第5図 実験装置

第1表 試験桁素材の機械的性質

Steel Plate (Test Girder) (thickness in mm)	Tension Test					Torsion Test	
	E (kg/mm ²)	E_{st} (kg/mm ²)	σ_y (kg/mm ²)	σ_{max} (kg/mm ²)	ϵ_{st} (%)	τ_y (kg/mm ²)	τ_{max} (kg/mm ²)
Web ¹ (No.1~No.5) (7)	2.2×10^4	3.4×10^3	26.0	41.2	1.9	16.6	44.5
Web (No.6) (3.5)	2.3	3.4	23.8	31.4	5.5	—	—
Upper Flange (No.1~No.6) (16)	2.1	3.4	25.2	39.8	1.8	18.3	45.8
Lower Flange (No.1~No.6) (4)	2.2	2.1	22.0	32.0	2.9	—	—



第6図 実験結果の総括 (荷重・撓み関係)

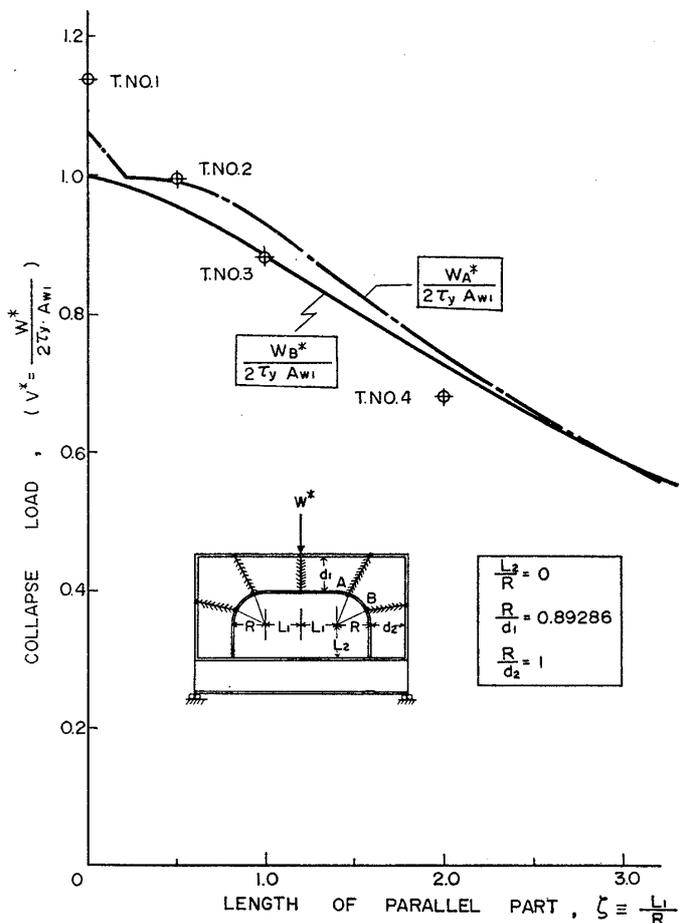
3.2 実験結果および計算値との比較

3.2.1 崩壊荷重

第6図は、今回実施した模型実験の各試験桁について計測された上部横桁中央部の上下撓み δ と荷重 W との関係を一括して示したものである。さらに、同図には、ウェブの局部変形および下面材の横倒れ変形が著しく増加しはじめるときを、それぞれ \otimes 印および \oplus 印で示したほか、歪計により計測された下面材あるいはウェブの降伏開始時および歪硬化開始時を、それぞれ \blacklozenge 印、および \odot 印または \circ 印で記入した。同図に示されるように、本実験においては、全般的に、桁の塑性崩壊に先行してその最終強度を著しく低下させるような挫屈崩壊の現象は認められず、桁の最終耐力は、塑性崩壊により支配されたと思なして差支えないと考えられる。

一方、前節で述べた理論解析により算出した各試験桁についての塑性崩壊荷重 W^* が、太い実線で同図に記入されている。

さらに、第7図には、上部横桁の平行部長さを表わすパラメータ $\zeta \equiv \frac{L_1}{R}$ と、崩壊荷重を表わすパラメータ $v^* \equiv \frac{1}{2} \frac{W^*}{\tau_y A_{w1}}$ との関係を示す理論解析の結果が示されており、これと比較のため、今回実施した試験における各桁の最終強度についての実験結果が記入されている。両図から明らかなように、理論解析値と実験結果



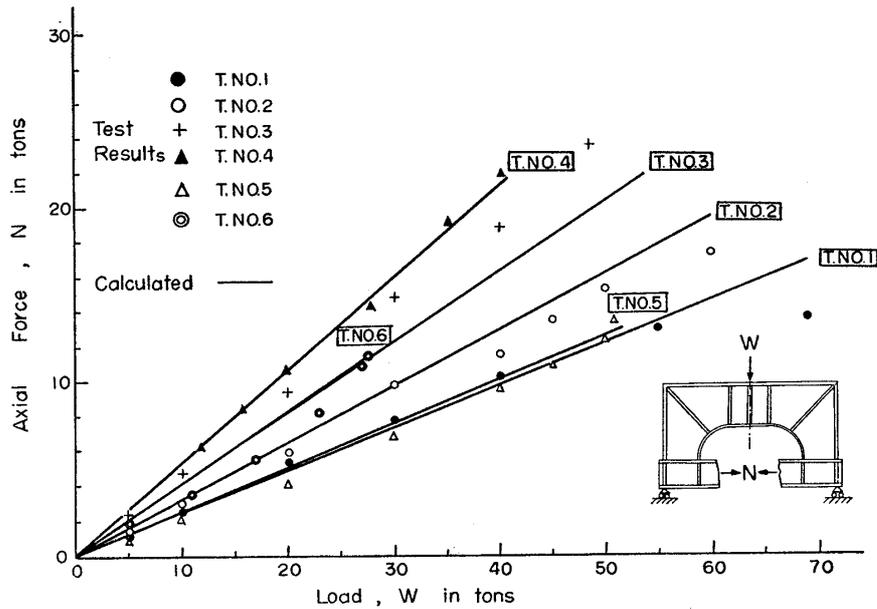
第7図 崩壊荷重に関する理論計算値と実験値との比較

とはかなり良好な一致が認められる。

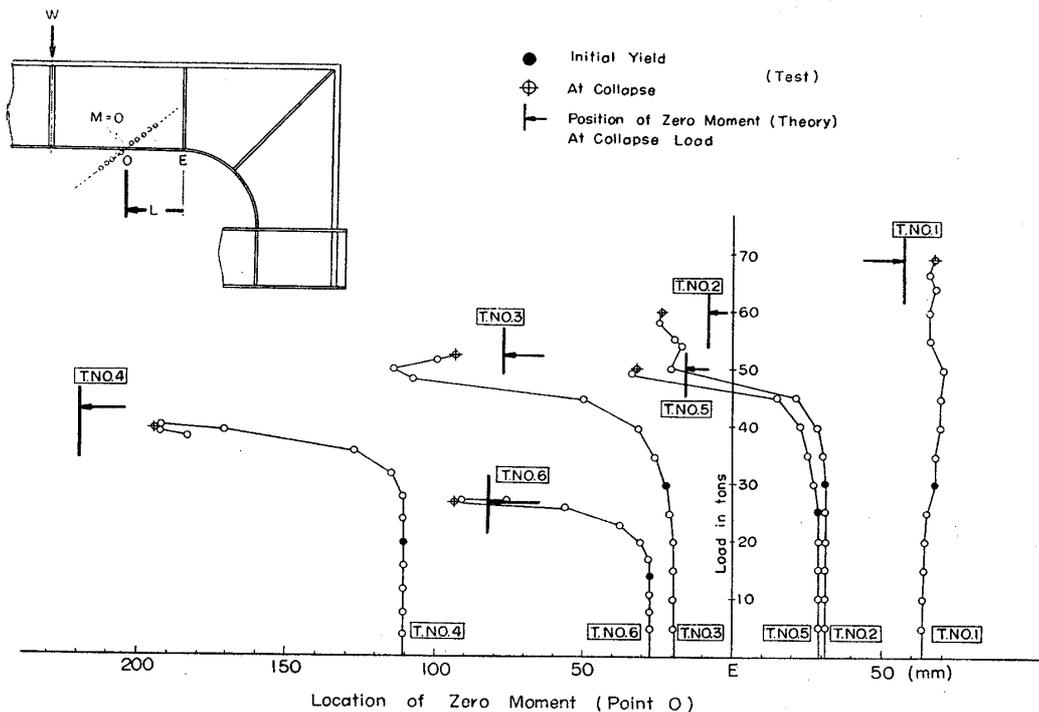
3.2.2 軸力の計測 上部横桁に生ずる軸力の大きさを直接計測することは、同桁の一部が降伏した後は困難であるので、その代りに、最終状態まで常に弾性を保持しうよう設計されている下部横桁のI型梁に作用する軸力を計測して、これと大きさ相等しく符号の相反する軸力が上部横桁に作用しているものと見なした。

そこで、I型梁の中央部上下面材およびウェブに歪計を貼布し、軸力 N の推定を試みた。計測結果を第8図に示す。一方、(11')式および(12)式により算定した軸力 N と荷重 W との関係が同図の実線で示されているが、両者はかなりよく一致している。

3.2.3 モーメント零の位置 上部横桁の平行部においては、歪計測の結果、荷重点の直下付近を除いて、桁の長さ方向の歪 ϵ_x はほぼ直線状分布を示した。そこで、上部横桁の断面に作用するモーメント M （上面材とウ



第8図 軸力の計算値と測定結果



第9図 モーメント零の位置

ウェブとの接合点Cのまわり)が零となるO点の位置(第1図参照)を、次の方法により推定した。

すなわち、 $M=0$ の断面においては、ウェブが剪断降伏を開始しない限り、全面的に弾性状態にあると考えられるから、上部横桁の下面材における歪 ϵ_0 は、次式で与えられる。

$$\epsilon_0 = \frac{N}{A_1 E} \left\{ 1 - \frac{A_1 e (d_1 - e)}{I_1} \right\} \quad (14)$$

ここに、 e は上部横桁平行部断面の重心とC点との距離、 E はヤングを表わす。

各試験桁について、下面材の歪の計測値が ϵ_0 に等しくなる位置をO点と見なし、負荷の開始から崩壊に至るまでのO点の移動状況を示したものが第9図である。一方、前節で述べた理論解析により求められた崩壊時におけるO点の位置(ξ の値から定める)が、同図中に矢印で示されているが、全般的に、実験結果とかなり良好な一致が認められる。

3.2.4 塑性域の拡大と塑性関節の位置 桁の塑性崩壊に至るまでの歪分布および塑性域の進展状況を調査するため、上下両面材には30mm間隔で一方向歪計を、またウェブには、その表裏両面に三方向歪計を格子状に貼布して、歪の計測を行なった。

さらに、試験桁の片側には、白色石灰を塗装し、鋼材の降伏に伴う鋼板黒皮の剥離状態から塑性域の拡大状況を観察した。写真1は、崩壊後における各試験桁を示す。

実測の結果によれば、降伏は、負荷の上昇にともない、まず上部横桁の中央集中荷重点直下の下面材にはじま

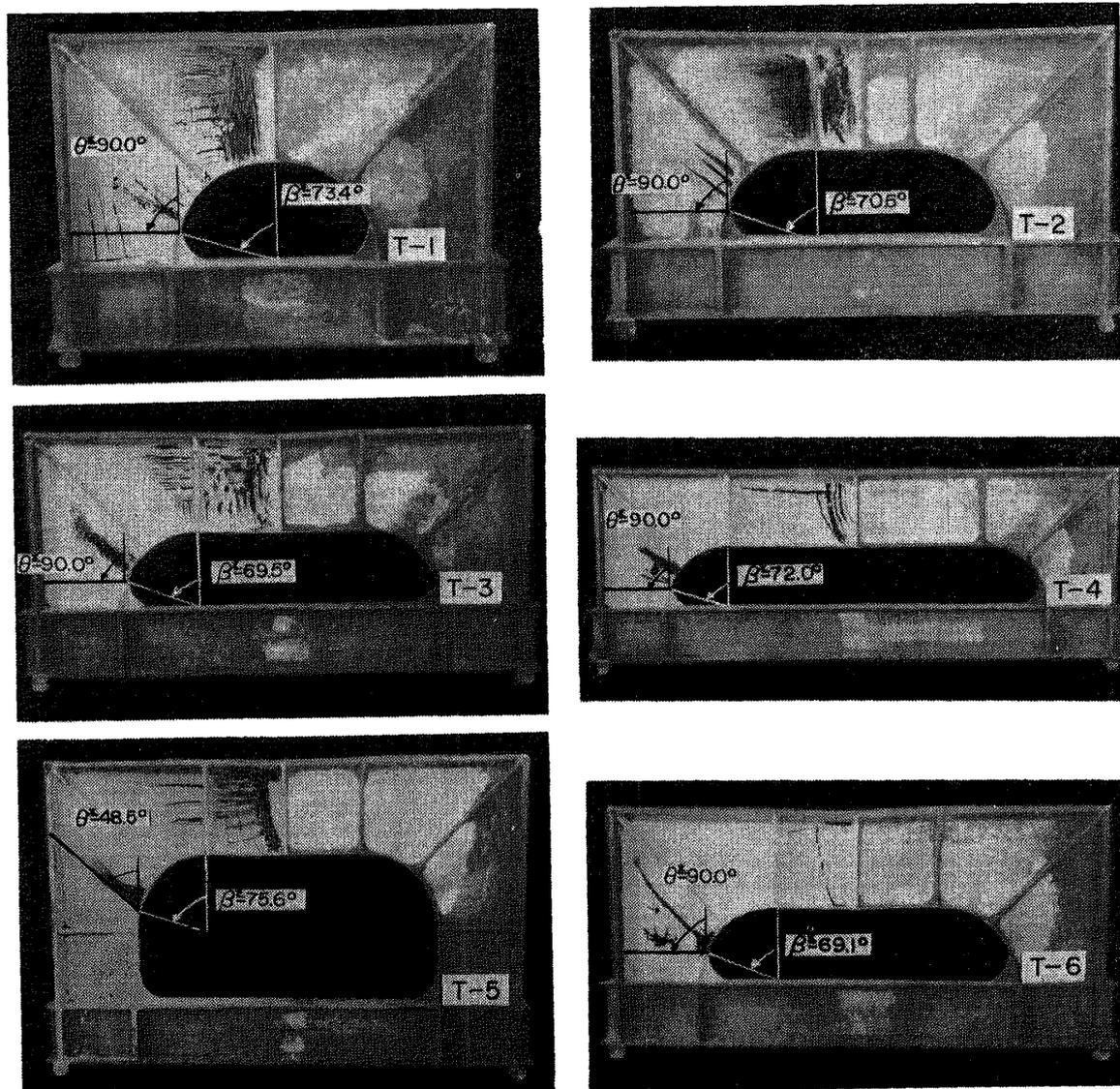


写真1 崩壊後の試験模型(塑性関節に関する解析結果との比較)

り、平行部ウェブに塑性域が進展して、中央断面に第一塑性関節を形成する。一方、端部変断面部においては、平行部長さの短い試験桁の場合は、ウェブの剪断降伏が先行し、ついで下面材の降伏が生じ崩壊状態に到達するのに対し、平行部の長い試験桁の場合は、降伏は彎曲部下面材から発し、ウェブにも塑性域が拡大して、典型的な曲げ剪断崩壊の様相を示した。なお、今回実施した試験に用いた模型について理論解析を行なった結果によれば、第7図からも明らかのように、端部変断面部における塑性関節の形成については、(A) 横桁側 ($0 < \theta < \theta_{cr}$) に形成されると仮定した場合の崩壊荷重 W_A^* の値は、(B) 縦桁側 ($\theta_{cr} < \theta < \pi/2$) に形成されるとして求められた崩壊荷重 W_B^* に比べてわずかながら大きいため、真の崩壊荷重は $W^* = W_B^*$ となり、したがって、塑性関節は縦桁側に近い位置に生ずることが推定される。写真1に、比較のため、理論解析から求められた端部変断面部の塑性関節の位置と方向とを表わす β^* および θ^* の値が記入されている。前記、石灰の剝離状況と比べて、塑性関節の位置 (β^* の値) については、かなり両者はよく一致する傾向が認められるが、その方向については、T.No.5 の場合を除いて、多少の差異がみられる。これは、本例の場合 $\theta = 90^\circ$ において W は最小値となるが、 θ の変動ともなう W の増加分は小さく、したがって塑性域はかなり広範囲の方向に拡大しているものと想像される。このことは、歪計測の結果からも認められた。なお、写真1において、T.No.6 にみられる隅角部に向う石灰の剝離は、崩壊とともに併発したウェブの局部座屈によるものと考えられる。

4 総 括

油送船あるいは鉱石運搬船などにみられる桁板構造の横強度塑性解析法の確立を目的として、その基礎的な問題についての理論解析と模型実験による比較検討を試みた。

今回は、端部円弧状変断面を有する横桁と縦桁とからなる枠形構造につき、その横桁の中央に集中荷重が作用して、塑性崩壊する場合の力学的挙動を調査した。本研究の結果から得られた主な結論は、概要、次のとおりである。

(1) 縦桁と横桁の接合端部に生ずる塑性関節の位置および方向を理論的に求める解析方法が導かれた。さらに、枠形模型による実験を行なって、塑性域の拡大状況について調査した結果、平行部の短い桁の場合は、ウェブに剪断核が生じ、つぎに面材の降伏を伴って塑性関節が形成される剪断崩壊の様相を呈するのに対し、一方平行部の比較的長い桁の場合には、下面材から降伏を開始し、ついでウェブに塑性域が拡大する曲げ剪断崩壊を示すことが認められた。

(2) ウェブおよび面材の局部座屈あるいは横倒れ座屈崩壊が、塑性崩壊に先行しないよう適宜補強された桁構造においては、その塑性崩壊荷重は、剪断力および軸力の影響を考慮に入れ、さらに端部変断面部の影響をも考慮に入れた理論解析により、実用上十分な精度で算出することができる。これについて、数値計算結果例が示され、枠形模型による実験結果により確認された。

本実験は、日本造船研究協会第83研究部会の研究の一部として実施されたものであり、吉識部会長はじめ委員各位の有益なご意見を載いた。また、溶接協会塑性設計研究委員会第一分科会の藤田主査はじめ委員諸氏から種々活発なご討論を賜わった。ここに厚く感謝の意を表す。さらに、本実験の遂行にあたり、絶大な協力を戴いた日本海事協会技術研究所の関係職員に厚く感謝する次第である。

参 考 文 献

- (1) 新田 頤：桁板構造の最終強度に関する研究 (その1) 造船協会論文集第122号 (昭和42年12月)