

新しいアルミニウム合金製補剛桁の提案

Proposal of a new aluminum stiffened girder

大倉一郎*, 北村幸嗣**, 赤崎圭輔***, 卯龍高久****, ビッグ ラズロ ゲルゲリ*****, 三河克己*****
Okura Ichiro, Kitamura Koji, Akasaki Keisuke, Utaki Takahisa, Vigh László Gergely, Mikawa Katsumi

*工博, 大阪大学助教授, 大学院工学研究科土木工学専攻 (〒565-0871 吹田市山田丘 2-1)

**工博, Hitz 日立造船株式会社, 技術研究所 鉄構・海洋研究室 (〒551-0022 大阪市大正区船町 2-2-11)

***大阪大学大学院生, 大学院工学研究科土木工学専攻 (〒565-0871 吹田市山田丘 2-1)

****大阪大学大学院生, 大学院工学研究科ビジネスエンジニアリング専攻 (〒565-0871 吹田市山田丘 2-1)

*****工修, ブダペスト工科・経済大学大学院生, 構造工学科 (ハンガリー国ブダペスト市)

*****工修, Hitz 日立造船株式会社, 鉄構事業本部 橋梁設計部 (〒550-0002 大阪市西区江戸堀 2-6-33)

New aluminum stiffened girder and its design criterion are proposed. So far, aluminum stiffened girders have been built by the design and building way of steel girders, that is, by fillet welding of some plates (web, flange, stiffener). But, that conventional aluminum stiffened girders have problems of the strength degradation and deformation around heat-affected zone. Proposed aluminum stiffened girder is build by friction stir welding of extruded section bars including longitudinal stiffeners which are placed evenly spaced apart to web width. This new girder has no above problems and saves labor in fabrication. And, the approximate theoretical solutions of its flexural or shear buckling are derived and the strength design criterion is proposed. Loading test was executed and showed the validity of proposed design criterion.

Key Words: aluminum alloy, extrusion, friction stir welding, stiffened girder

キーワード: アルミニウム合金, 押出型材, 摩擦攪拌接合, 補剛桁

1. はじめに

アルミニウム合金は構造体の材料として新幹線車両, 船舶等に用いられ, 近年では自動車, 建築の構造材としても適用されている. アルミニウム合金を橋梁に適用した場合, その軽量性 (密度が鋼の1/3) から, 地盤耐力が弱い場所での架橋, 既設上部工のアルミニウム合金製橋への架替えによる地震荷重の低減, 工事作業性の向上, また, その耐食性の良さから, 再塗装が困難な場所や海浜地区での架橋等において有利であると考えられる.

これまで国内で十数橋のアルミニウム合金製橋梁が建設されているが, そのほとんどが歩道橋である. また, それらの設計法は道路橋示方書¹⁾, また, 立体横断施設技術基準²⁾における鋼橋の設計法に則っており, 鋼材をアルミニウム合金に置き換えただけといった感は否めない. 現在の鋼橋の設計法は, 鋼に対しては, 材料特性, 製作過程, コスト等様々な面から最適化されたものと考えられるが, アルミニウム合金に対しては, 鋼と様々な特性が異なり, 後に述べるような軽量性の損失, コストアップの問題が生じることから, 必ずしも最適でないと考えられる. 今後, 本格的なアルミニウム合金製橋梁を実現していくために

は, アルミニウム合金材の特徴を活かした合理的な設計法が望まれる.

そこで本研究では, まず, アルミニウム合金材の特徴を活かした補剛桁構造を提案する. そして, この補剛桁構造に対応する強度評価式がないことから, 純曲げ, または, 純せん断を受ける補剛板それぞれの座屈理論解を求めたうえで, 曲げとせん断による一般の荷重が作用する補剛板の強度評価式として座屈条件と降伏条件を設定する. さらに, 設定した強度評価式の妥当性を検討するために, 普通鋼を用いた実験を行う.

2. アルミニウム合金材の特徴を活かした補剛桁の提案

道路橋示方書の補剛桁設計法に準じて設計・製作される現状のアルミニウム補剛桁構造を図-1に示す. この補剛桁は, ウェブとなるアルミニウム板に水平補剛板および垂直補剛板をすみ肉溶接で接合することにより製作されるが, 以下の問題点がある.

- 1) 溶接による熱影響部の強度低下や熱変形
- 2) それをカバーするための材厚の増大による

軽量性の損失およびコストアップ

さて、アルミニウム合金材は、押出型材による比較的自由的な断面で、かつ長尺材の製造が可能であり、また、ひずみ変形が小さい摩擦攪拌接合（以下 FSW と略す）による接合が可能である。これらの特徴を活かした新しい補剛桁構造として、図-2 に示す補剛桁を提案する。

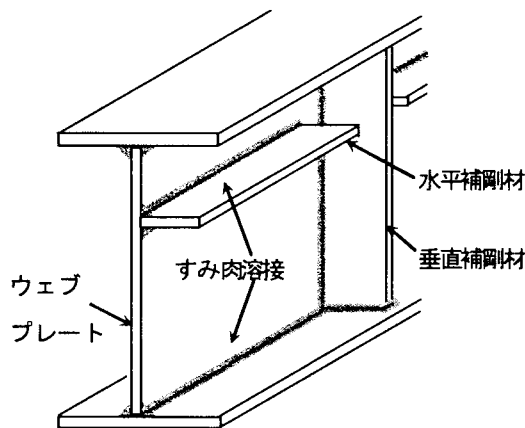


図-1 従来のアルミニウム合金製補剛桁

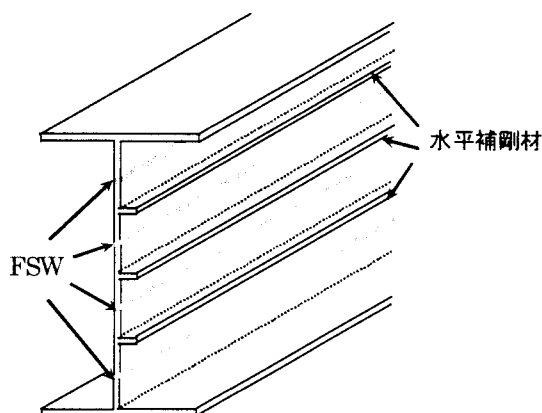


図-2 提案するアルミニウム合金製補剛桁

この補剛桁構造の特徴は以下のとおりである。

- ① 水平補剛材部を一体成型した長尺の押出型材を用いる。
- ② その長尺の押出型材を主に FSW により接合する（必要に応じて MIG 溶接やアルミニウムボルト・リベットにより接合する）。
- ③ 水平補剛材を複数かつ等間隔に配置する。
- ④ 垂直補剛材を省略できる。

道路橋示方書の設計法では、曲げ座屈に対しては、高々 2 本の水平補剛材を桁の圧縮側に配置する。そのため水平補剛材の下側に幅の広いウェブのみの部分が残る、この部分のせん断座屈に対する抵抗が小さい。そこで、せん断座屈に対して、垂直補剛材を規定される間隔以下で配置することになっている。さて、せん断力は板要素に対して基本

的に垂直方向と水平方向に同じ大きさの力が作用するものであり、従来の補剛桁では垂直方向の補剛でせん断に対処しているが、提案する補剛桁では水平方向の補剛でせん断に対処する。したがって、提案する補剛桁は、複数かつ等間隔に配置された水平補剛材が、曲げ座屈とせん断座屈に対する抵抗となる構造である。

仕上がり形状は単純であるが、この方法により従来型に比べて、製作における省力化を図りながら、ひずみ変形が小さく、また、軽量化したアルミニウム合金製補剛桁が実現できると考えられる。

3. 座屈理論解と設計式

3.1 曲げが作用する補剛板の座屈係数と必要補剛材比

図-3 に示すように、4 辺単純支持された長さ $L \times$ 幅 b の補剛板が x 軸方向に圧縮応力 σ を受けている。水平補剛材が間隔 b_0 で配置されている。

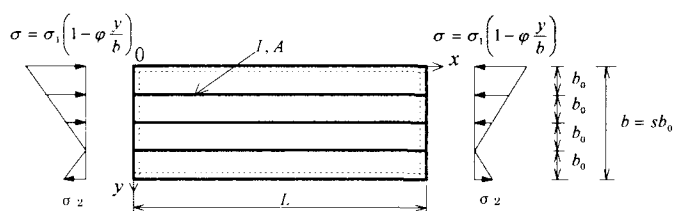


図-3 曲げを受ける補剛板

この補剛板の面外たわみ w を 2 重フーリエ級数と仮定し、さらに幅方向（ y 軸方向）は 2 項目までで表されるとして、

$$w = \sin \frac{m\pi x}{L} \left(A_1 \sin \frac{\pi y}{b} + A_2 \sin \frac{2\pi y}{b} \right) \quad (1)$$

と仮定する。ここで、 $m = 1, 2, 3, \dots$ で、 A_1 と A_2 は係数。

エネルギー法を適用して、純曲げ $\varphi = (\sigma_1 - \sigma_2) / \sigma_1 = 2$ が作用し、パネル数 s が $s \geq 3$ （すなわち補剛材数が 2 以上）の場合の全体座屈の座屈係数は、

$$k_{gb} = 10.62 \frac{1 + 1.25\sqrt{1 + s\gamma}}{1 + s\delta} \quad (2)$$

ここで、 $\gamma = EI / (Db)$ ：曲げ剛性比、 $\delta = A / (bt)$ ：断面積比、 E ：ヤング係数、 I ：補剛材の断面 2 次モーメント、 D ：ウェブの板曲げ剛性、 A ：補剛材の断面積、 t ：ウェブの板厚。

一方、図-4 に示す最上段パネルが局部座屈する場合を考える。

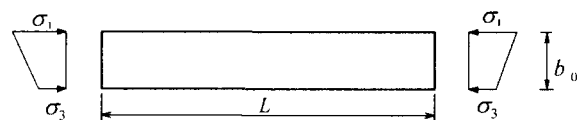


図-4 最上段のパネル（長さ $L \times$ 幅 b_0 ）

長さ $L \times$ 幅 b_0 の補剛板パネルの上下縁応力比 φ_s は次式で与えられる。

$$\varphi_s = \frac{\sigma_1 - \sigma_3}{\sigma_1} = \frac{\sigma_1 - \sigma_2}{\sigma_1 s} = \frac{\varphi}{s} = \frac{2}{s} \quad (3)$$

$L \times b_0$ の補剛板パネルの座屈係数 k_{lb} は次式で与えられる³⁾.

$$k_{lb} = \frac{8.4}{2.1 - \varphi_s} = \frac{8.4}{2.1 - \frac{2}{s}} = \frac{8.4s}{2.1s - 2} \quad (4)$$

$L \times b_0$ の補剛板パネルが単純支持されていると仮定すると、その座屈強度 σ_{1cr} は次式で与えられる.

$$\sigma_{1cr} = k_{lb} \frac{\pi^2 E}{12(1 - \mu^2)} \frac{1}{\left(\frac{b_0}{t}\right)^2} = k_{lb} s^2 \sigma_e = \frac{8.4s^3}{2.1s - 2} \sigma_e \quad (5)$$

ここで、 μ : ポアソン比、 σ_e : $L \times b$ の板の基本座屈応力. すなわち、 $L \times b_0$ の補剛板パネルの座屈係数 k_{lb} は、 $L \times b$ の補剛板の座屈係数 k_{lbgs} としては次式で与えられる.

$$k_{lbgs} = \frac{8.4s^3}{2.1s - 2} \quad (6)$$

さて、全体座屈時の細長比パラメータは、 k_{gb} を用いて、

$$R = \frac{1}{\pi} \sqrt{\frac{12(1 - \mu^2)}{k_{gb}}} \sqrt{\frac{\sigma_Y}{E}} \beta \quad (7)$$

ここで、 σ_Y : 降伏応力、 β : 幅厚比 ($= b/t$).

一方、最上段パネルが局部座屈するときの限界細長比パラメータを R_{cr} とすると、 R_{cr} に対応する限界幅厚比 β_{cr} は、 k_{lbgs} を用いて、次式で与えられる.

$$R_{cr} = \frac{1}{\pi} \sqrt{\frac{12(1 - \mu^2)}{k_{lbgs}}} \sqrt{\frac{\sigma_Y}{E}} \beta_{cr} \quad (8)$$

$\beta \leq \beta_{cr}$ に対して、全体座屈と局部座屈が同時に発生する条件 $R = R_{cr}$ から、必要剛性比 γ^* は、次のように与えられる.

$$\gamma^* = \frac{1}{s} \left[\left\{ \frac{s^3(1 + s\delta)}{3.161(1.05s - 1)} \left(\frac{\beta}{\beta_{cr}} \right)^2 - 0.8 \right\}^2 - 1 \right] \quad (9)$$

$\gamma < \gamma^*$ のとき全体座屈、 $\gamma > \gamma^*$ のとき局部座屈となる.

3. 2 セン断が作用する補剛板の座屈係数

図-5 に示すように、4 辺単純支持された長さ L × 幅 b の補剛板がせん断応力 τ を受けている. 水平補剛材が間隔 b_0 で配置されている.

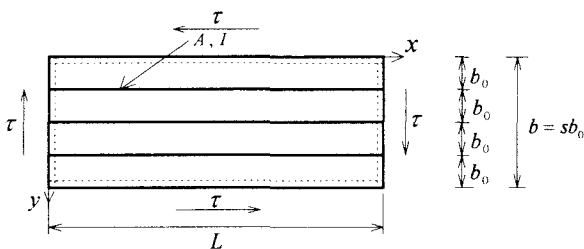


図-5 セン断を受ける $L \times b$ の補剛板

せん断を受ける場合の面外たわみ w を文献4) を参考にし、以下のように仮定する.

$$w = A \sin \frac{m\pi(x - \theta y)}{L} \sin \frac{\pi y}{b} \quad (10)$$

ここで、 θ はせん断変形角.

エネルギー法を適用して全体座屈係数は、次のように求まる.

$$k_{gs} = 3\theta + \frac{1}{\theta} + \frac{\left\{ (1 + \theta^2)^2 + \gamma_s \right\}^{0.5}}{\theta} \quad (11)$$

$\partial k_{gs} / \partial \theta = 0$ の条件より、 γ_s は、

$$\gamma_s = \frac{11\theta^4 - 6\theta^2 - 1 + \sqrt{153\theta^8 - 84\theta^6 + 14\theta^4 - 4\theta^2 + 1}}{2} \quad (12)$$

式(11)と(12)が与える k_{gs} と γ_s の関係を図-6 に示す.

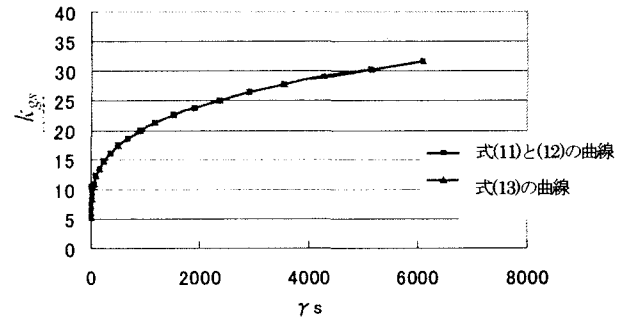


図-6 セン断座屈係数 k_{gs} と γ_s の関係

式(11)と(12)の曲線に対する近似式は次のようになる.

$$k_{gs} \approx 3.95 \left\{ 1 + 0.81(1.52 + \gamma_s)^{0.5} \right\}^{0.5} \quad (13)$$

全体座屈係数 k_{gs} は、 $\gamma_s = 0$ のとき、 $k_{gs} = 5.34$ となるので、係数を調整して、結局、純せん断を受ける補剛板の全体座屈係数 k_{gs} は次のように得られる.

$$k_{gs} = 3.78 \left\{ 1 + 0.81(1.52 + \gamma_s)^{0.5} \right\}^{0.5} \quad (14)$$

$L \times b_0$ の補剛板パネルの局部せん断座屈応力と $L \times b$ の補剛板の全体せん断座屈応力を等しくすることにより、せん断に対する必要剛性比 γ^* を求めると、 γ^* の値は非現実的に大きくなる. したがって、せん断に対しては、全体座屈が生じる.

3. 3 曲げとせん断が作用する補剛板の設計式

純曲げと純せん断が作用する補剛板の座屈応力をもとに曲げとせん断が同時に作用する場合の座屈条件を設定する.

水平補剛材を等間隔に配置した補剛板の座屈条件は与えられていない. 今回、無補剛板の座屈条件式と同じ以下の形のものをを用いた.

$$\left(\frac{\sigma}{\sigma_{cr}} \right)^2 + \left(\frac{\tau}{\tau_{cr}} \right)^2 \leq 1 \quad (15)$$

ここに、 $\sigma_{cr} = k_{lb} \sigma_e$: 純曲げ時の局部座屈応力

$\tau_{cr} = k_{gs} \sigma_e$: 純せん断時の全体座屈応力

設計の方針は、曲げに対しては最上段パネルの局部座屈、

せん断に対しては全体座屈するものとする。

降伏条件式は、以下のフォン・ミーゼスの降伏条件を用いた。

$$\sigma^2 + 3\tau^2 \leq \sigma_y^2 \quad (16)$$

式(15), (16)を満たす領域は図-7のようになる。

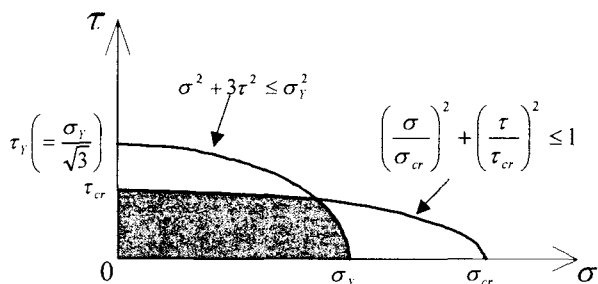


図-7 座屈条件と降伏条件を満たす領域

4. 耐力試験による設計式の検討

4.1 試験体の形状

提案するアルミニウム合金製補剛桁の製造体制はまだ整っていないため、今回は鋼 (SS400) により試験体を製作した。試験体は3体製作した。それらの一般図を図-8, 9, 10 に示す。試験体Ⅰは、4点曲げの梁の中央部に、着目する補剛桁を設けて純曲げを作用させるものである。試験体ⅡとⅢは、中央を補剛した3点曲げの梁によりせん断と曲げを作用させるものであり、それぞれフランジ厚とフランジ幅が異なり (試験体Ⅱのほうが厚く、広い)、曲げとせん断の比率が異なる場合の検討を行えるようにしている。

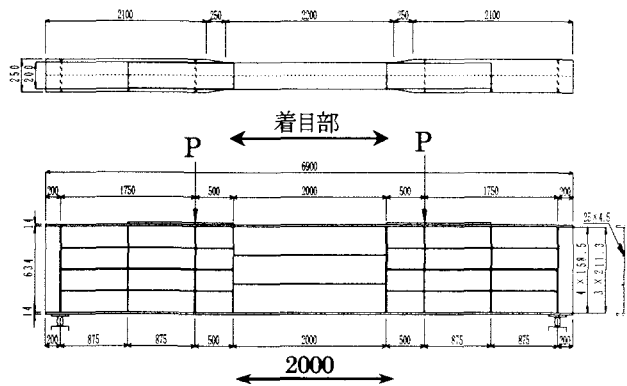


図-8 試験体Ⅰ

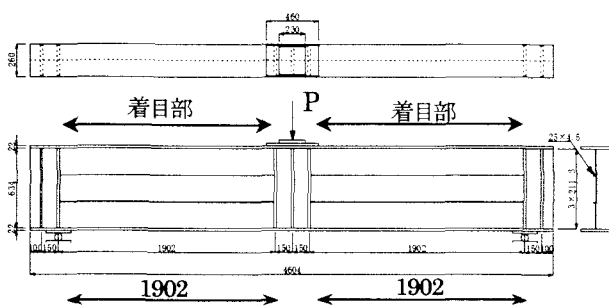


図-9 試験体Ⅱ

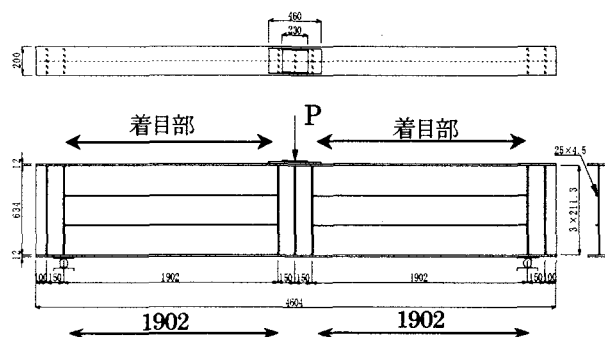


図-10 試験体Ⅲ

4.2 試験体の設計

設計条件は以下とした。

使用鋼材：SS400

降伏応力： $\sigma_y = 235 \text{ MPa}$

水平補剛材間のパネル総数： $s = 3$

ポアソン比： $\mu = 0.3$

ヤング係数： $E = 2 \times 10^5 \text{ MPa}$

限界細長比パラメータ： $R_{cr} = 0.7$

幅厚比： $\beta_{cr} = 141$ [式(8)より]

ウェブ板厚： $t_w = 4.5 \text{ mm}$

1) ウェブ寸法

$$b_{cr} = t_w \beta_{cr} = 4.5 \times 141 = 634 \text{ mm}$$

ウェブ高は、 $b_w = b_{cr} = 634 \text{ mm}$ となる。

2) 水平補剛材寸法

今回、水平補剛材厚 t_s はウェブ厚と同じにした。

$$t_s = t_w = 4.5 \text{ mm}$$

また、設計条件として次式を満たせばよい。

$$\gamma \geq \gamma^* \quad (17)$$

ここに、 $\gamma = \frac{EI_s}{Db_w}$ ：曲げ剛性比

$$I_s = \frac{t_s b_s^3}{3} \text{：ウェブの面外曲げを補剛する水平補}$$

剛材の断面二次モーメント

$$D = \frac{Et_w^3}{12(1-\mu^2)} \text{：板曲げ剛性}$$

γ^* ：必要剛性比[式(9)より]

$$\delta = \frac{t_s b_s}{t_w b_w} \text{：断面積比}$$

$$\beta = \beta_{cr} \text{：幅厚比}$$

式(17)を整理すると、

$$\frac{4(1-\mu^2)t_s b_s^3}{b_w t_w^3} \geq \frac{1}{s} \left[\left\{ \frac{s^3(1+s\delta)}{3.16(1.05s-1)} \left(\frac{\beta}{\beta_{cr}} \right)^2 - 0.8 \right\}^2 - 1 \right] \quad (18)$$

式(18)にウェブの寸法と水平補剛材厚を代入すると、次のように水平補剛材の幅 b_s の条件式が得られる。

$$b_c \geq 24.2779 \quad (19)$$

したがって、水平補剛材の幅は $b_c = 25 \text{ mm}$ とする。

4. 3 試験体ごとの τ と σ の関係

試験体における τ と σ の関係式を求める.

試験体Ⅱ、Ⅲにおいて、せん断応力は次のようになる。

$$\tau = \frac{Q}{A_w} = \frac{P}{5706} \quad (20)$$

ここに、 P : 載荷荷重

O : せん断力

A_w : ウェブの断面積

一方、曲げ応力は次のようになる。

$$\sigma = \frac{M}{W} = \frac{951P}{W} \quad (21)$$

ここに、 M : 曲げモーメント

W : 断面係数

よって、せん断応力と曲げ応力の関係は次のようになる。

$$\frac{\tau}{\sigma} = \frac{W}{5426406} \quad (22)$$

(i) 試験体 I (フランジ 幅 200×厚 14)

試験体 I は曲げ荷重のみ作用するので、

$$\tau = 0 \quad (23)$$

(ii) 試験体Ⅱ (フランジ 幅260×厚22)

$$W = \frac{I}{\rho} = 3921244 \text{ mm}^3$$

ここに、 e ：中立軸からフランジの最外縁までの距離、

上記の値を式(22)に代入すると、せん断応力と曲げ応力の関係式は次のようになる。

$$\tau = 0.723\sigma \quad (24)$$

(iii) 試験体Ⅲ (フランジ 幅200×厚12)

(ii)と同様にする.

$$W = 1820413 \text{ mm}^3$$

したがって、せん断応力と曲げ応力の関係式は次のようになる。

$$\tau = 0.335\sigma \quad (25)$$

4. 4 材料強度

試験体に用いた鋼材について JIS に従った材料引張試験を行った。試験結果を表-1 に示す（それぞれの板厚で3体の平均を示している）。板厚の括弧内は設計板厚。

4. 5 補剛板の面外初期不整

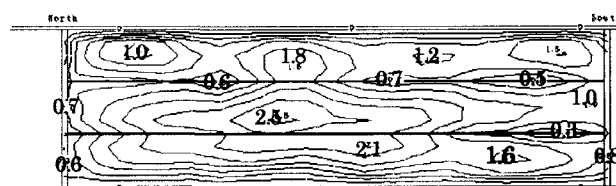
ウェブの初期たわみの影響を考慮するために、その計測を実施した。等高線で表したウェブの初期面外たわみを図-11, 12, 13 に示す。この図は、上下フランジとウェブの取り付け位置を0とし、水平補剛材がある側を正とした

表一1 材料試驗結果

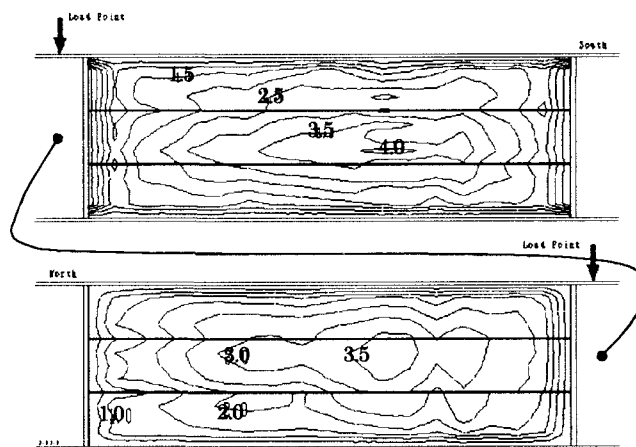
板厚 (mm)	下降伏 点 (MPa)	引張 強度 (MPa)	伸び (%)	ポアソ ン比	ヤング 係数 (GPa)
4.68 (4.5)	353.3	449.7	26.7	0.287	213.8
11.68 (12.0)	304.2	436.4	29.4	0.286	208.5
13.77 (14.0)	308.8	444.1	29.7	0.284	206.3
21.32 (22.0)	265.1	424.5	32.6	0.286	208.8

たわみを示す。

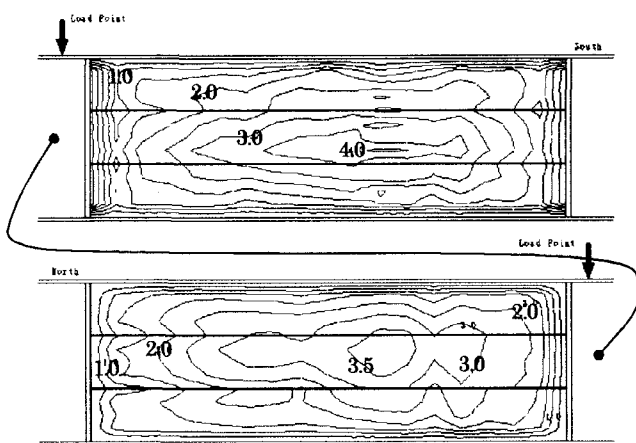
いずれの試験体も面外初期不整はすべて正の値を示しており、補剛材を有する側にたわんでいる。ウェブ中央部が最もたわむ形で全体がたわみ、補剛材のところでたわみが少し凹む形である。たわみの最大値は、試験体Ⅰで2.5mm、試験体Ⅱで4.0mm、試験体Ⅲで4.0mmであった。



図一11 面外初期不整（試験体I）



図一12 面外初期不整 (試験体II)



図一13 面外初期不整（試験体Ⅲ）

4. 6 実験要領

荷重、計測等の実験要領は以下のとおりである。

- ・荷重形態：
 - 試験体Ⅰ：4点曲げとなるように静的2点荷重
 - 試験体Ⅱ，Ⅲ：3点曲げとなるように静的1点荷重
- ・油圧ジャッキ：理研工機 2000kN（ストローク 300 mm）
- ・横倒れ座屈対策：
 - 面外方向に移動しないようフランジを治具で拘束
- ・計測項目：
 - 荷重荷重（ロードセル，東京測器 2000kN）
 - 桁の鉛直変位（撓動式変位計）
 - ウェブの面外変位（撓動式変位計）
 - フランジ，ウェブのひずみ（1軸，3軸ひずみゲージ）
- ・場所：大阪大学 構造実験場
- ・時期：2003 年 3 月

4. 7 荷重－変位履歴の結果

荷重荷重と桁中央部の鉛直変位の関係を図-14に示す。最大荷重は，試験体Ⅰは392kN（ジャッキ1基分），試験体Ⅱは983kN，試験体Ⅲは629kNであった。

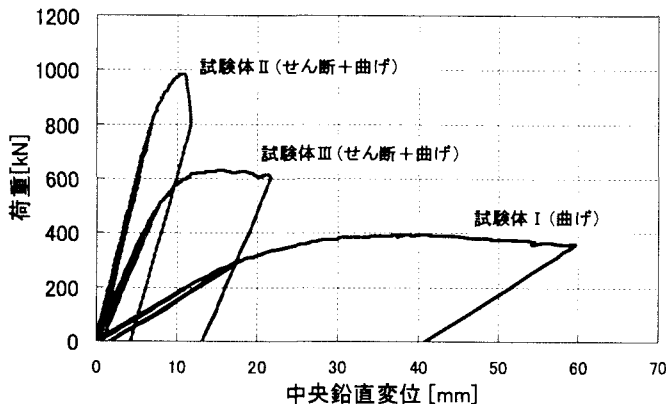


図-14 荷重荷重と中央鉛直変位の関係

ここで，材料強度試験の結果を反映した座屈条件，降伏条件を求めておく。 σ_{cr} と τ_{cr} は，

$$\begin{aligned}\sigma_{cr} &= k_{lb} \sigma_e = \frac{8.4s^3}{2.1s-2} \times \frac{\pi^2 E}{12(1-\mu^2)\beta^2} \\ &= 52.74 \times \frac{213800\pi^2}{12(1-0.287^2)\left(\frac{634}{4.68}\right)^2} \\ &= 52.74 \times 10.44 = 551 \text{ MPa} \\ \gamma &= \frac{4(1-\mu^2)\beta_s b_s^3}{b_w t_w^3} = \frac{4(1-0.287^2) \times 4.68 \times 25^3}{634 \times 4.68^3} = 4.130 \\ \tau_{cr} &= k_{gs} \sigma_e = 3.78 \left\{ 1 + 0.81(1.52 + \gamma s)^{0.5} \right\}^{0.5} \sigma_e \\ &= 3.78 \left\{ 1 + 0.81(1.52 + 4.130 \times 3)^{0.5} \right\}^{0.5} \times 10.44\end{aligned}$$

$$= 7.580 \times 10.44 = 79 \text{ MPa}$$

したがって，座屈条件は，式(15)より，

$$\left(\frac{\sigma}{551} \right)^2 + \left(\frac{\tau}{79} \right)^2 \leq 1 \quad (26)$$

降伏条件は，降伏応力 353MPa と式(16)から，

$$\left(\frac{\sigma}{353} \right)^2 + \left(\frac{\tau}{204} \right)^2 \leq 1 \quad (27)$$

これらをもとに各試験体の設計終局時の曲げ応力 σ を求め，荷重 P_{ud} を算出する。

試験体Ⅰは，式(23)と式(27)から， $\sigma = 353 \text{ MPa}$ である。しかし試験体Ⅰは純曲げを受ける試験体であり，その終局強度は主にフランジの強度で決まる。表-1より，フランジの降伏応力は309 MPaであり，この値はウェブの降伏応力353 MPaより低いので，設計終局時の曲げ応力 σ に対しては309MPaを採用しなければならない。したがって $P_{ud} = \sigma W / L_1 = 365 \text{ kN}$ となる(断面係数 W はあとの表-3を参照)。 L_1 は支点から荷重点までの距離1750 mm。

試験体Ⅱは，式(24)と式(26)から， $\sigma = 107 \text{ MPa}$ であり， $P_{ud} = 2\sigma W / L_2 = 441 \text{ kN}$ となる。 L_2 は支点から荷重点までの距離1902 mm。

試験体Ⅲは，式(25)と式(26)から， $\sigma = 216 \text{ MPa}$ であり， $P_{ud} = 2\sigma W / L_2 = 415 \text{ kN}$ となる。

設計終局荷重と実験終局荷重を表-2にまとめる。

表-2 設計終局荷重と実験終局荷重

	設計終局荷重 (kN)	実験終局荷重 (kN)
試験体Ⅰ	365	392
試験体Ⅱ	441	983
試験体Ⅲ	415	629

いずれの試験体も実験終局荷重は設計値より高い結果となっている。試験体Ⅰは設計終局荷重あたりから線形性がくずれている。試験体Ⅱは設計荷重の2倍程度になる高い荷重まで線形性を保っている。試験体Ⅲは設計荷重を少し過ぎたあたりまで線形性を保っている。

4. 8 座屈変形の結果

実験後の残留変形の写真を図-15，16，17に示し，残留変形を計測した結果を図-18，19，20に示す。

試験体Ⅰ（一様曲げ）は，設計で想定したように，最上段のパネルが局部座屈し，その影響でウェブの右半分が補剛材のない側へたわみ，左半分は若干補剛材側に反っている。局部座屈が発生した付近は初期不整たわみ分布が谷間となる補剛材付近であり，その中でも最も凹んだ初期不整をもつ部分であることから，この部分で局部座屈が発生したと考えられる。

試験体Ⅱ（せん断+曲げ）は，せん断が卓越する試験体

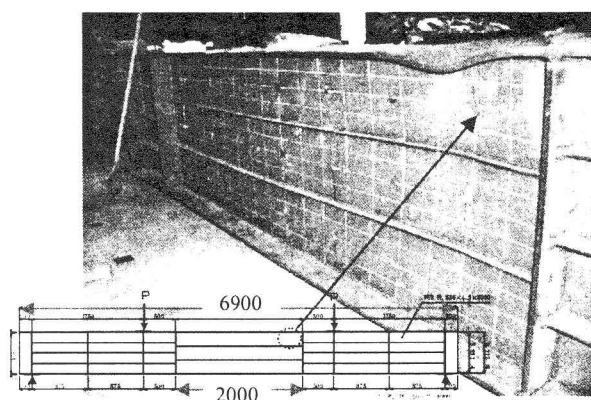


図-15 実験後の変形状況（試験体Ⅰ）

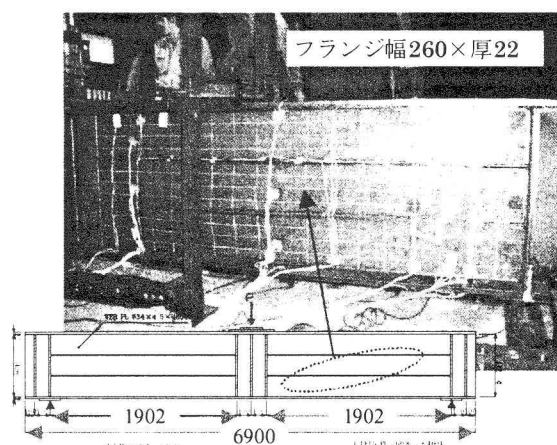


図-16 実験後の変形状況（試験体Ⅱ）

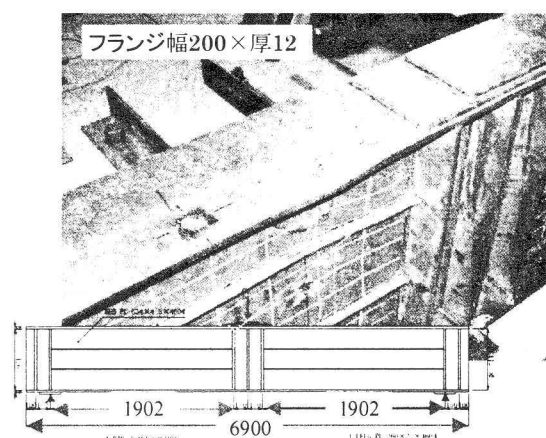


図-17 実験後の変形状況（試験体Ⅲ）

であり、補剛材のある側からみて右側のパネルが、せん断による全体座屈により、補剛材側へ面外に変形した。右側のパネルが座屈したのは、左側のパネルと比べて初期不整が全体に若干(0.5mm程度)大きかったためと考えられる。

試験体Ⅲ（せん断+曲げ）は、曲げが卓越する試験体であり、曲げ圧縮応力が最大となる最上段のパネルの载荷位置近傍で、局部座屈が発生した。左側のパネルの载荷位置に近い水平補剛材の部分で初期不整と反対側へ変形が発生したのは、左側パネルの载荷位置近傍は右側より初期不整が大きく、まず、この部分で初期不整側（補剛材側）に

局部座屈が発生するもフランジと中央垂直補剛材に変形が拘束され、そのすぐ外側で初期不整たわみが凹んだ形となる水平補剛材部分が補剛材のない側へ変形したと考えられる。

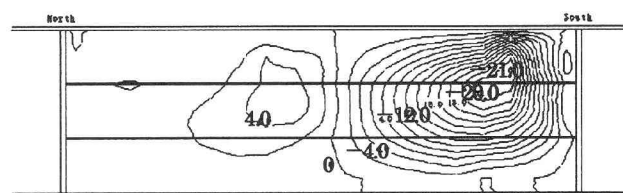


図-18 面外残留変形（試験体Ⅰ）

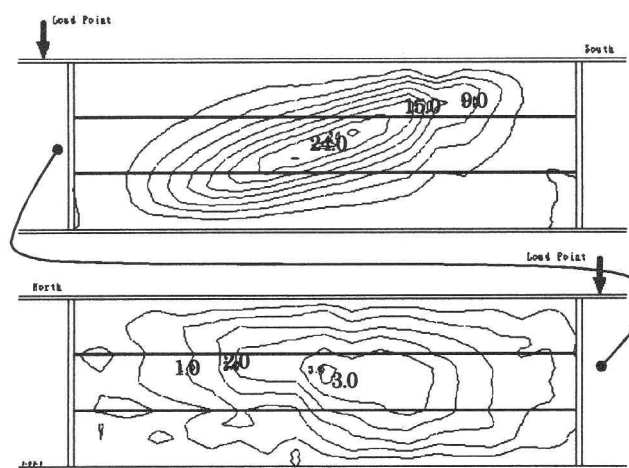


図-19 面外残留変形（試験体Ⅱ）

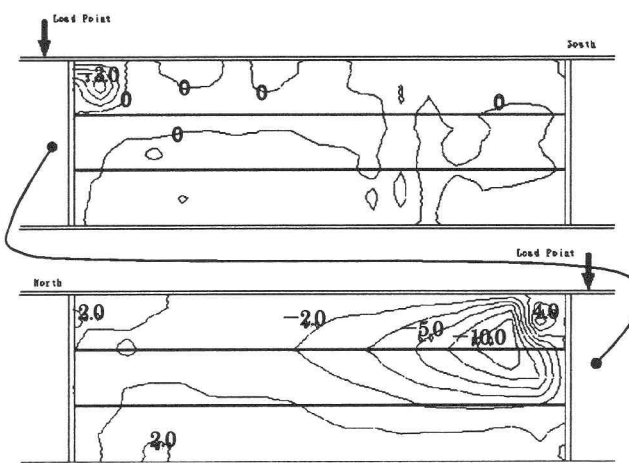


図-20 面外残留変形（試験体Ⅲ）

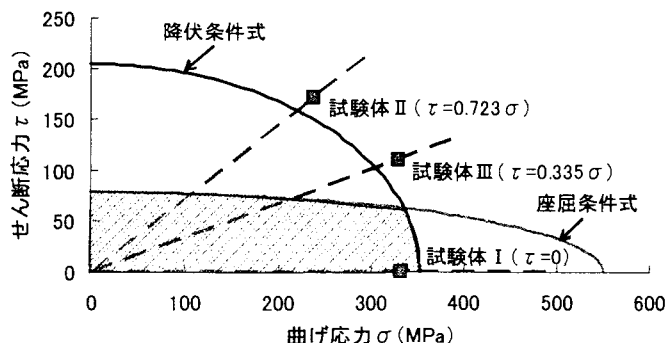
4. 9 終局強度の結果

次に、試験体の終局時の、弾性計算による応力を求める。これらは、最大荷重時の曲げモーメントとせん断力を梁計算から算出し、曲げモーメントを断面係数で割って曲げ応力を求め、せん断力をウェブの面積で割ってせん断応力を求める。これらをまとめた結果を表-3に示す。

座屈条件(26)と降伏条件(27)ならびに表-3の終局強度を図示すると図-21のようになる。

表一3 終局時の、弾性計算による曲げ応力とせん断応力

	最大 荷重 (kN)	断面係数 W (mm ³)	荷重最大時 の曲げモー メント M (kN・m)	荷重最大時 のせん断力 Q (kN)	最大曲げ 応力 σ (MPa)	最大せん断 応力 τ (MPa)
試験体Ⅰ	392	2.065×10^6	686	0	332	0
試験体Ⅱ	983	3.921×10^6	934.8	491.5	238	172
試験体Ⅲ	629	1.820×10^6	598.2	314.5	329	110



図一21 座屈条件と降伏条件を満たす範囲と終局強度の結果

図一21 では、各試験体について、式(23)、(24)、(25)で表される曲げとせん断の比率の関係を破線により示し、また、表一3 に示したそれぞれの試験体の終局強度を□により示した。

試験体Ⅰの結果は降伏条件式の内側にある。前述したように、試験体Ⅰは純曲げを受ける試験体であり、その終局強度は主にフランジの強度で決まる。試験体Ⅰのフランジの降伏応力は309MPaであった。試験体Ⅰの降伏応力として309MPaを採用すれば、試験体Ⅰの終局強度の実験値332MPaはこの値より大きい。したがって試験体Ⅰにおいては、フランジの降伏応力を強度設計式に用いれば、安全側に強度を評価することができる。

試験体ⅡとⅢの終局強度の結果は、座屈条件式および降伏条件式を満たす領域(斜線部)の外側にあり、設定した強度設計式は、安全側に強度を評価していることが分かる。しかし、せん断力が卓越するほど、実験による終局強度は設計範囲から離れており、すなわち安全側過ぎる結果となっている。これは、座屈条件式が、補剛桁全体に様な曲げ若しくは様なせん断が作用する純曲げの場合若しくは純せん断の場合の座屈応力を用いているのに対して、試験体Ⅱ、Ⅲでは3点曲げのため、せん断は様に作用するが、曲げは中央が大きくなる作用の仕方であり、すなわち、試験体Ⅱ、Ⅲに対して座屈条件式は曲げの作用を過剰に考

慮していることになるためと考えられる。

5. まとめ

本論文の結果を以下にまとめる。

- 1) これまでアルミニウム合金製補剛桁は鋼の設計法に従って造られていたが、アルミニウム合金材の特徴を活かしたより合理的な補剛桁構造を提案した。提案するアルミニウム合金製補剛桁は、水平補剛材部を一体成型した長尺の押出形材をFSWにより接合して製作され、また水平補剛材は複数かつ等間隔に配置するものであり、垂直補剛材を省略できる。
- 2) 提案したような、水平補剛材が複数、等間隔に配置された補剛桁構造に対応する強度設計式がないことから、曲げまたはせん断が作用する場合の座屈時の解析解を誘導し、曲げとせん断が同時に作用する一般の荷重下での強度設計式として座屈条件と降伏条件を設定した。
- 3) 設定した強度設計式が妥当であることを検討するために、鋼により補剛桁試験体Ⅲ体を設計製作し、耐荷力試験を行った。その結果、強度設計式は安全側の終局強度を与えることを確認した。ただし、曲げとせん断の作用のうちせん断が大きくなると設計範囲が安全側過ぎる結果となった。そのため、強度設計式の修正が必要である。

今後はアルミニウム合金を用いた供試体による実験を行い、あわせて強度設計式の検討、修正を行う予定である。

謝辞

本研究は大阪大学 阪大フロンティア研究機構の助成を受けました。また、実験では西山六朗氏(元技官)、石川敏之氏(大阪大学博士課程)に多大なご協力をいただきました。ここに謝意を表します。

参考文献

- 1) 日本道路協会：道路橋示方書(Ⅰ 共通編・Ⅱ 鋼橋編)・同解説、丸善(株)、2002。
- 2) 日本道路協会：立体横断施設技術基準・同解説、丸善(株)、1979。
- 3) 大倉一郎：鋼構造設計学の基礎、東洋書店、pp.232-236、2004。
- 4) Timoshenko, S.P. and Gere, J.M. : Theory of Elastic Stability, McGraw-Hill Book Company, pp.382-383, 1963。

(2004年9月17日受付)