

曲線箱桁の耐荷力実験とその簡易解析法について

高海 克彦*・浜田 純夫*・土屋 潤**

矢吹 哲哉***・有住 康則****

An Experimental and Analytical Study on Ultimate Strength of Thin-Walled Curved Box Girders

Katsuhiko TAKAMI, Sumio HAMADA, Jun TSUCHIYA,
Tetsuya YABUKI and Yasunori ARIZUMI

Abstract

This paper presents the results of experimental and analytical studies on the elastic-plastic behavior and ultimate strength of the curved box girders especially for monorail systems.

Two types of the thin-walled curved box girder are fabricated of steel plates, and static loading tests are conducted up to failure.

In the analysis, three-dimensional truss girders mechanically equivalent to box girders are used to simplify the calculation. The calculation of large deflection and elastic-plastic behavior and ultimate strength is carried out by using the finite element method based on the deformation theory. From analytical and experimental results, the present analytical solutions provides sufficiently accurate prediction for the ultimate strength of the box girders.

1. 緒 言

土木・建設構造物の設計基準の限界状態設計法への移行にあたり、構造物の耐荷力等、終局限界状態を適確に把握し、また評価できる手法の確立が必要とされるところである。

土木構造物のうち、橋梁等のはり構造物には、道路事情により曲線部が多用されており、特に大きなねじり剛性を有する箱桁は曲線構造に適している。一般に、

はり構造物には主構であるはりに、全体剛性を高め、また断面変形を防止するため、二次部材としての種々の補剛材が配置されている。したがって、こうした主構と二次部材の相互作用を考慮して理論的に耐荷力を求めることは不可能に近く、また厳密なモデル化による数値解析は、多大の労力を費やし実務的ではない。

ここで対象とする曲線箱桁は、跨座型モノレールの軌道桁を想定したものであり、この桁の特徴は、台車が跨ぐ幅が決まっているので、所要の剛性を得るために断面形が極めて細長くなることである。周知のように、曲線桁は鉛直荷重により曲げとねじりが連成し、本箱桁のように断面が偏平であれば、大変位を対象としたときのねじりによる回転変位も大きくなると考えられる。これまで、曲線桁の局部的耐荷力に関する研究は数多く報告されているが、こうした箱桁全体の挙

*土木工学科

**大学院土木工学専攻 (現・大日本コンサル)

***琉球大学工学部土木工学科

****琉球大学工学部建設工学科

動を追跡して耐荷力を求める研究は見受けられない。

本研究では、先ず跨座型モノレールの軌道模型桁を製作し、耐荷力実験により模型桁の挙動ならびに応力特性を把握するとともに、箱桁の立体トラス置換によるモデル化を行い、大変位弾塑性を考慮した耐荷力の簡易解析法を提案することを目的とするものである。

2. 実験概要

2.1 実験供試体

曲線桁の挙動は、曲率の影響を相当受けるため、断面形は同一で曲率半径の異なる2つのモデル (Model 1, Model 2) を供試体として製作した。Fig. 1(a), (b)に Model 1, 2の断面形ならびに寸法、および一般概略図を示す。モデル諸元は Table 1に示す。使用鋼材はすべてSS41であり、すみ肉溶接により断面を形成する。跨座型モノレールの想定実桁は、曲率半径が120mまたは60mであるから、模型桁では縮尺をその1/10とし、曲率半径を Model 1はR=12m, Model 2はR=6mに定める。支間長はいずれもL=6.28mである。

本実験では、ダイアフラムの影響を測定することも

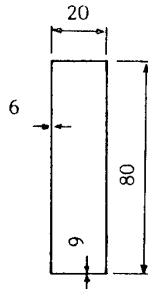


Fig. 1(a) Dimension of cross-section.

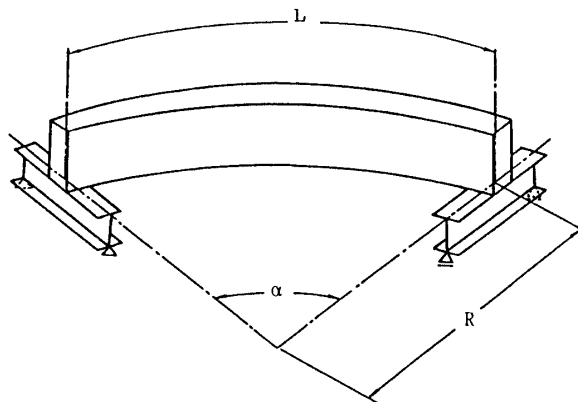


Fig. 1(b) General view of experimental box girder.

Table 1 Summary of experimental box girders.

Model	Radius of curvature	Angle of curvature	Span length
1	1200cm	30°	6.28m
2	600cm	60°	6.28m

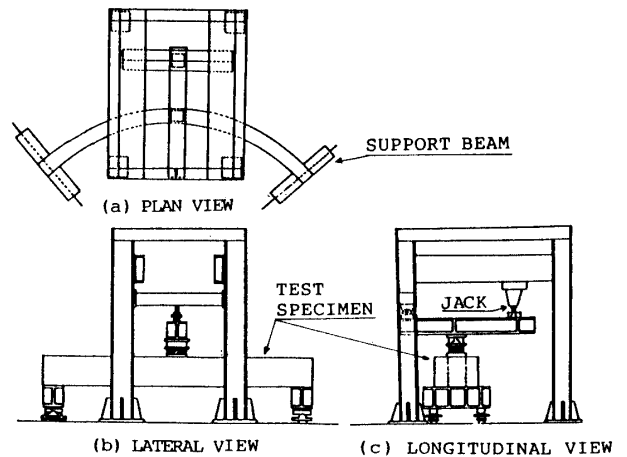


Fig. 2 Test setup for box girders.

目的としているので、中間に12mm厚のダイアフラム2枚を等間隔に配置する。

桁端部には、剛なダイアフラムを設け、断面変形を防止する。支持条件として、曲げに対してヒンジ、ねじりに対して固定、反りに対して自由とするため Fig. 1(b)のように4点支持支承とする。載荷装置を Fig. 2に示す。

2.2 載荷荷重

載荷位置は支間中央であり、鉛直荷重を油圧ジャッキにより、2tfずつ増加させながら載荷し、耐荷力に達するまで行った。

3. 簡易解析法

3.1 解析モデル

箱桁などの薄板構造物の大変位弾塑性解析に、二次元要素を用いた離散化手法を用いる場合、信頼できる解を得るためには、非常に多くの自由度を用いた要素を採用しなければならず、必然的に多大な記憶容量、膨大な計算時間を必要とする。このような理由から本研究においては、箱桁を一次元棒要素から成る立体トラス構造に置換し、解法の簡易化を図る。

箱桁を立体トラスに置換するには、箱桁を形成する

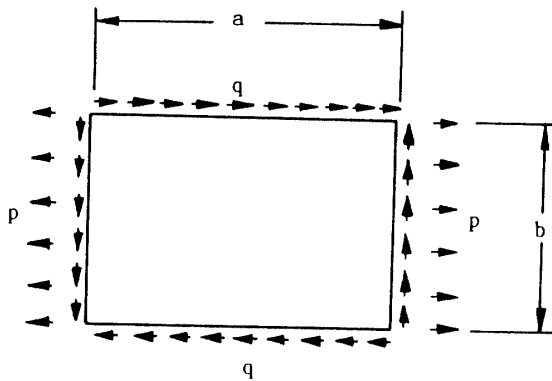


Fig. 3(a) Thin-walled panel.

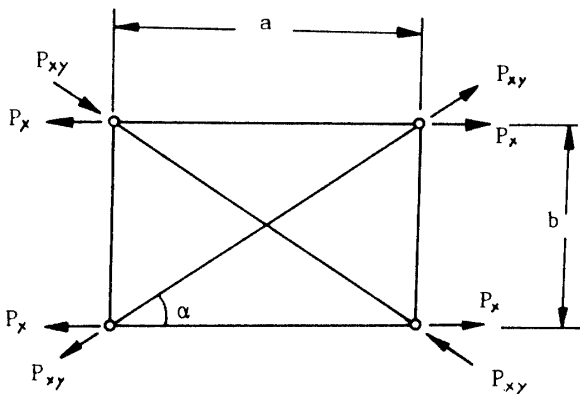


Fig. 3(b) Truss panel.

薄板パネルを一次元棒部材から成るトラスパネルに置き換え、それを集成することにより立体トラス構造にすることとする。薄板パネルをトラスパネルに置き換えるには、置換したトラスパネルが薄板と力学的に等価に成るようにする。すなわち、作用外力により各々のパネルに蓄えられるひずみエネルギーが等しければよいことになる。

いま、Fig. 3(a)に示す板厚 t の薄板 ($a \times b$) にせん断流 q 、および単位長さあたり p の桁軸方向力が作用している状態を考える。

板の q によるひずみエネルギーは

$$\Delta U_1 = \frac{q^2 ab}{2Gt} \quad (1)$$

また p によるひずみエネルギーは

$$\Delta U_2 = \frac{p^2 ab}{2Et} \quad (2)$$

ここに、 E はヤング係数、 G はせん断弾性係数である。一方、Fig. 3(b)に示すX型斜材を持つトラスパネルに、次式の関係にある節点力が作用しているとき、

$$P_x = \frac{pb}{2}, \quad P_{xy} = \frac{qb}{2\sin\alpha} \quad (3)$$

q に伴う軸力によるひずみエネルギー $\Delta \bar{U}_1$ は

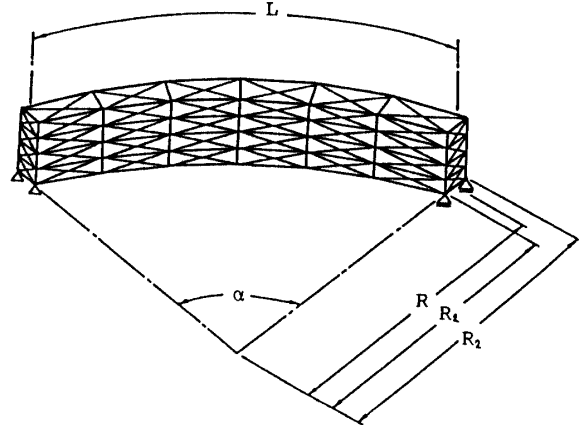


Fig. 4 Three-dimensional truss girder.

$$\Delta \bar{U}_1 = \frac{q^2 d^3}{4EA_d} \quad (4)$$

p に伴う軸力によるひずみエネルギー $\Delta \bar{U}_2$ は

$$\Delta \bar{U}_2 = 2 \left(\frac{D^2 d}{2EA_d} + \frac{H^2 a}{2EA_h} \right) \quad (5)$$

で求められる。ここに、 A_d 、 A_h はトラス斜材および水平材の断面積、 d は斜材長、 D 、 H はそれぞれ斜材および水平材の部材力である。したがって、各々対応するひずみエネルギーの等価条件から、トラス部材の断面積は次のように決定される。

斜材断面積は

$$A_d = \frac{G}{E} \cdot \frac{d^3 t}{2ab} \quad (6)$$

水平材断面積は

$$A_h = \frac{tb}{2} \left\{ 1 - \frac{G}{E} \left(\frac{a}{b} \right)^2 \right\} \quad (7)$$

で表わされる。なお、トラスパネルの2本の鉛直材は、箱桁のシャイベ方向部材となるため、便宜的にその断面積 A_v は次のように定める。

$$A_v = \frac{at}{2} \quad (8)$$

箱桁を構成する薄板は、桁軸直角方向曲げ剛性を有し、ラーメンフレームを形成するが、本研究ではこれとせん断変形の等しい階層トラスを、仮想壁として立体トラスに加える。またダイアフラムもせん断変形の等しい階層トラスに置換して組み込む。

以上のような置換作業を行い、Fig. 4に示すような曲線箱桁をモデル化した立体トラス構造を本研究の解析対象とする。

3.2 解析手法の概略

3.2.1 支配方程式

トラス部材は完全弾塑性とし、座標系は移動座標系

いわゆる updated-Lagrange 座標系を採用する。弾塑性変形理論（全ひずみ理論）にもとづいて立体トラス全体の増分型の剛性方程式を組み立てると、次式のようになる。

$$[K_n(U_{n-1})]\{\Delta U_n\} = \{\Delta P_n\} + \{\Delta F_n\} \quad (9)$$

ここに、 $[K_n(u_{n-1})]$ は剛性マトリックス、 $\{\Delta U_n\}$ 、 $\{\Delta P_n\}$ は第 n 回目の変位ならびに荷重増分、 $\{\Delta F_n\}$ はみかけの外力増分である。

3.2.2 降伏条件

立体トラスをトラスパネルの集成構造物と考えるので、降伏についてもトラスパネル単位で判定する。Fig. 3(a)のように、垂直応力 σ とせん断応力 τ だけを受ける薄板パネルの von-Mises の降伏条件は次式で表せる。

$$\sigma^2 + 3\tau^2 = \sigma_y^2 \quad (10)$$

ここに、 $\sigma = p/t$, $\tau = q/t$, σ_y は降伏応力である。

Fig. 3 の薄板とトラスパネルの対応関係から σ , τ は次式で表される。

$$\left. \begin{aligned} \sigma &= \frac{p}{t} = \frac{2}{b} \frac{D}{t} \left(\frac{a}{d} + H \right) \\ \tau &= \frac{q}{t} = \frac{2D}{d} \end{aligned} \right\} \quad (11)$$

式(11)を式(10)に代入すれば、トラスパネルの降伏条件が、次のように水平材の部材力Hと斜材の部材力Dによって表される。

$$\left\{ \left(\frac{a}{b} \right)^2 + 3 \right\} \left(\frac{D}{dt} \right)^2 + 2 \left(\frac{a}{b} \right) \left(\frac{D}{dt} \right) \left(\frac{H}{bt} \right) + \left(\frac{H}{bt} \right)^2 = \frac{\sigma_y^2}{4} \quad (12)$$

したがって、部材力が式(12)を満たすとき、トラスパネルは降伏し、以後の解析では降伏パネルの節点に、見かけの外力として降伏部材力を作用させる。

4. 結果と考察

以下に述べる計算結果では、Model 1, 2 いずれもウェブは6パネル、フランジは1パネル、また桁軸方向には48パネルに分割したものである。

Fig. 5 に荷重 8 tf のとき Model 1, 2 の支間中央における変位を示す。いずれも鉛直たわみとねじり変位が連成し、桁が外側に倒れるような変位図となり、また断面変形が Model 2 で大きいことが分かる。Model 1 では計算値と実験値はほぼ一致しているが、Model 2 の変位を計算値は過小評価している。したがって Model 2 に対しては要素分割数を大きくし、計算精度を上げる必要がある。

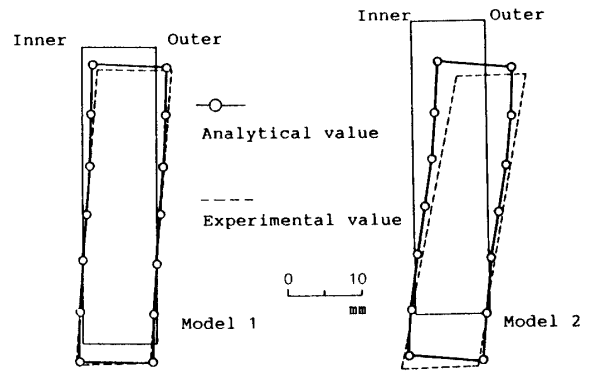


Fig. 5 Deflection of Model 1 and Model 2 at mid span cross section.

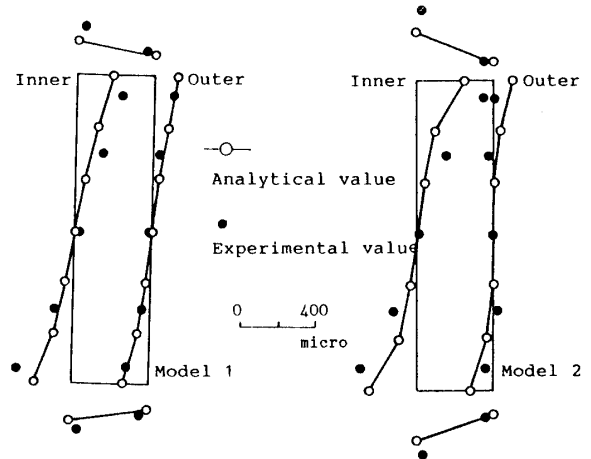


Fig. 6 Distribution of longitudinal strain at the mid-span cross section.

同様に荷重 8 tf のとき、Model 1, 2 の支間中央における軸方向垂直ひずみの断面内分布を Fig. 6 に示す。ウェブのひずみ分布は直線にならず、本模型桁のような偏平断面桁は、通常のはり理論の対象とはならない。上下フランジの内側は、曲げ、曲げねじり、および断面変形に伴うひずみが正負同符号で重なり合って大きくなり、この傾向は曲率半径の小さい Model 2 で著しい。

Fig. 7 に Model 1 の上フランジ外側と内側の軸方向垂直ひずみの軸方向変化を示す。計算値は実験値を良く捉えている。また、断面変形防止のために配置したダイアフラムの所で、ひずみの攪乱が起こっているのが分かる。

Fig. 8 は、Model 1 の支間中央上フランジ外側と内側の荷重-ひずみ関係の計算値をプロットしたものである。点線は微小変位理論に基づいた線形解である。

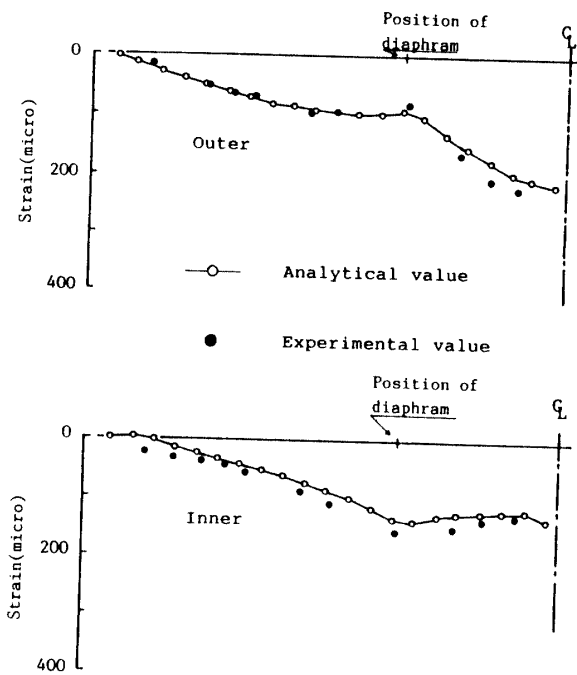


Fig. 7 Distribution along the span of longitudinal strain in the upper flang of Model 1.

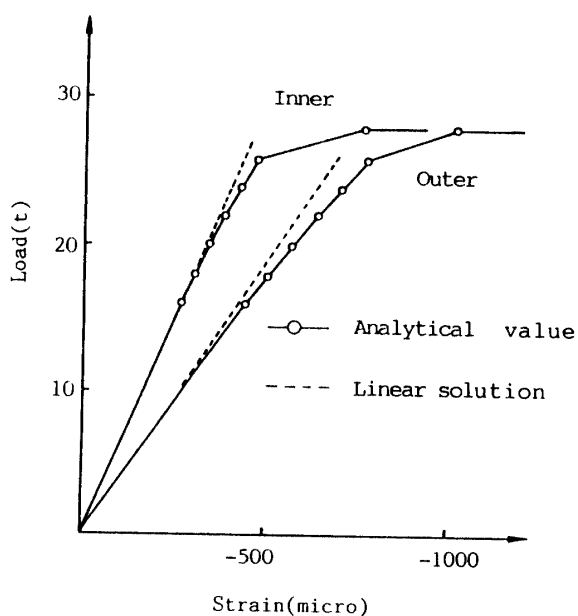


Fig. 8 Load-strain curves of Model 1.

Model 1において大変位の影響、またそれ以降の塑性域の広がりをはっきりしている。この図から大変位の現象は、荷重が10tf前後から起こり始めているのが分かる。Fig. 9に Model 1, 2の上下フランジの外側の荷重-ひずみ曲線を示す。着目しているトラスパネ

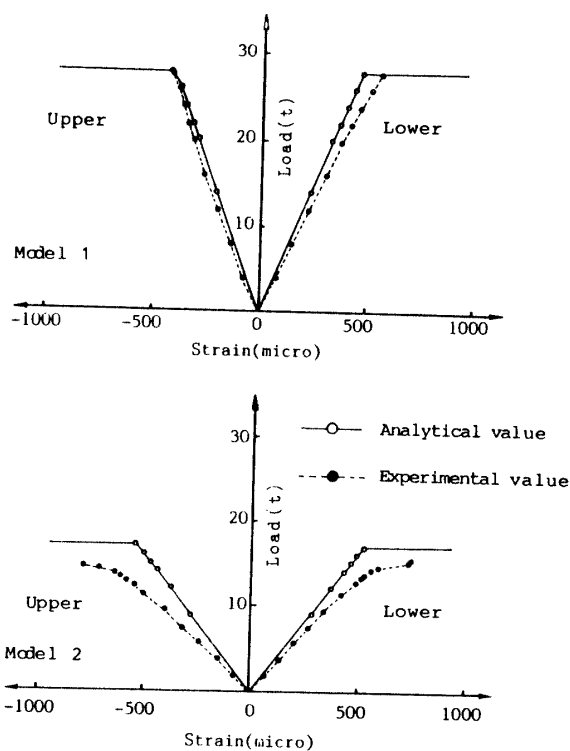


Fig. 9 Load-strain curves of Model 1 and Model 2.

Table 2 Initial yield value and ultimate strength.

		Model 1	Model 2
Analytical value	Initial yield value	25.9	17.0
	Ultimate strength	27.9	17.0
Experimental value	Ultimate strength	28	15

(tf)

ル水平部材の直ひずみがほぼ 500×10^{-6} に達すると、その部材を含むトラスパネルに作用するせん断応力と相俟って、パネルは降伏するのが分かる。Model 1では初期降伏荷重は約26tfである。Table 2に、本解析における初期降伏荷重と終局耐力、また終局耐力の実験値を示す。Model 2では実験値に比べ計算値が多少危険側の値になるが、Model 1では終局耐力の実験値と計算値はほぼ一致する。また Fig. 8, Table 2から分かるように、Model 1では初期降伏から終局耐力まで約2 tfの荷重増加の間、構造物は塑性状態にあることが観察される。

5. あとがき

跨座型モノレールの軌道桁を想定した模型桁の耐力実験と、その桁の立体トラス置換による大変位弾塑性解析を行った。得られた結果をまとめれば次のようになる。

- (1) 本研究で対象とする偏平断面では、大変位の場合平面保持の仮定および断面剛の仮定が満たされず、通常のはり理論の解析対象にはならない。
- (2) 対象とする桁の諸元および要素分割数により解が異なってくるため、信頼できる解を得るための適正な分割数を求める必要はあるが、箱桁の立体トラス置換による本簡易解析手法は、箱桁の終局耐力を求めるための有効な手段となる。
- (3) 曲率の存在は箱桁の挙動ならびに耐力を決定するうえで、大きなファクターとなる。
本実験では、ダイアフラムは2枚のみ配置しており、ダイアフラムの枚数と配置位置が耐力に与える影響

については、今後の課題としたい。

本実験は琉球大学の実験施設を使って行われたものであり、御協力頂いた方々に、記して謝意を表します。また、図面の作成は中村秀明助手のお世話になった。あわせて謝意を表します。

参 考 文 献

- 1) 園田恵一郎, 平面極限解析に対する骨組置換法, 土木学会論文報告集, 第294号, pp. 45~57, 1980年2月
- 2) 前田幸雄・林 正・中村 守, 増分法による平面骨組構造物の大変位解析の加速計算法, 土木学会論文報告集, 第233号, pp. 1~9, 1974年3月
- 3) 山田嘉昭, 塑性・粘弾性, コンピュータによる構造工学講座II-2-A, 培風館
- 4) 小松定夫, 薄肉構造物の理論と計算I, 山海堂
(昭和63年4月15日受理)