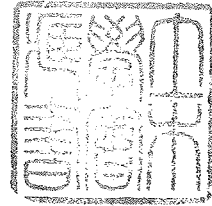


# 土 木 学 会 論 文 集

第 72 号・別 冊 (3-3)

不完全合成 T 型桁橋の曲げ理論とその応用

正 員 山 本 稔



---

TRANSACTIONS  
OF  
THE JAPAN SOCIETY OF CIVIL ENGINEERS  
No. 72, EXTRA PAPERS (3-3)

BENDING THEORY OF AN INCOMPLETE COMPOSITE  
T-BEAM BRIDGE AND ITS APPLICATIONS

*By Minoru Yamamoto, C.E. Member*

March 1961  
TOKYO JAPAN

---

昭 和 36 年 3 月

土 木 学 会

# 不完全合成 T 型桁橋の曲げ理論とその応用

正 員 山 本 稔\*

## BENDING THEORY OF AN INCOMPLETE COMPOSITE T-BEAM BRIDGE AND ITS APPLICATIONS

By Minoru Yamamoto, C.E. Member

**Synopsis :** The present paper treats the bending theory of the simply supported incomplete composite T-beam bridge. It also deals with an analysis of an incomplete composite T-beam which is a component of the bridge. As for the theory of the beam, the author discussed its accuracy by comparing the theory and the preceding experiments already reported, for various hypotheses and simplifications was done in composing the present theories. The accuracy of the bending theory of the bridge was examined by analogy, as the theory is similar in its composition to that of the beam. Inasmuch as these theories were proved to be adequate both theoretically and experimentally, the author carried out the numerical calculation about the incomplete composite T-beam bridges commonly used in practice and examined the relations between the elastic behaviour and the slip of the connected plane. The author thus determined the effective breadth of the reinforced concrete slab and made its comparisons with the current rules.

**要 旨** 単純支持の不完全合成T型桁橋および単独の不完全合成T型桁の曲げ理論が取り扱われている。これら理論の構成に当たっては、種々の仮定や、簡略化が行なわれたので、その精度を調べるため、不完全合成T型桁の曲げ理論においては、既報の実験結果ならびに理論と比較してその精度が論じられた。一方不完全合成T型桁橋の曲げ理論の精度は、理論の構成が不完全合成T型桁のそれと同様に取り扱われているから、その理論の精度によって類推された。このようにして実験と理論の両面からこれら理論の妥当性が確かめられたので、さらに進んで普通一般に実用されているような不完全合成T型桁橋を対象として数値計算し、その弾性的挙動と接合面のズレとの関係を求めると同時に、鉄筋コンクリートスラブの有効巾についても調べ、かつこれを現行の規定と比較するなど種々の考察を行なった。

### 1. 緒 言

合成桁橋ではその構成部材を shear connector で連結して合成効果が発揮されるよう工夫されるが、そのために shear connector は、接合面に生ずるせん断力の伝達と部材相互の分離の防止という二つの役割を果たさなければならない。このうち部材相互の分離は、shear connector の形状の工夫で容易に防止されるし、かつ力学的挙動への影響も少ないと考えられるので、合成桁橋の曲げの解析的研究においては、普通これは無視され、せん断力の伝達のみが考慮される。そのときせん断力の伝達に接合面のズレをともなうものとして合成桁橋の力学的性質が論じられるならば、この合成桁橋は、不完全合成桁橋と呼ばれる。一方これにたいして理論上ズレがない場合も考えられるわけで、これは不完全合成桁橋の特殊な場合として取り扱われるが、特に区別して完全合成桁橋と呼ばれる。

合成桁橋の shear connector として現在 mechanical shear connector が常用されているが、これは接合面にズレを許すことによってはじめてせん断力を伝達するから、現行の合成桁橋は、厳密には不完全合成桁橋として取り扱われるのが妥当であると考えられる。かかる意味から不完全合成桁橋の曲げを論ずることは、その曲げの性状とズレとの関係の究明のみならず、合成桁橋の合理的取り扱い法の考究という実用面からも必要であろうと考え、筆者が先に解析した完全合成T型桁橋の曲げ理論<sup>1)\*\*</sup>を拡張して、ここに不完全合成T型桁橋の曲げ理論の解析を企てた。

次には不完全合成T型桁橋の曲げ理論が記述されるが、同時に単独の不完全合成T型桁の曲げ理論もこれと同じ理論的処理のもとで解析することにする。そして後者の理論を既報の不完全合成T型桁にかんする実験<sup>2),3)</sup>ならびに理論的研究<sup>4)</sup>と比較し、それによって得られる理論の精度と解析上の類似性を考慮してこれら曲げ理論の

\* 東京都立大学助教授、工学部土木工学教室

\*\* 解法の思想は坪井博士の方法（文献-6）による。

妥当性を論ずるとともに、さらに進んで普通一般に実用されるような不完全合成T型桁橋を対象として数値計算を行ない、その弾性的挙動についても種々検討したいと考えている。

一方合成桁橋の設計計算の立場からみれば、その計算に単位の合成桁を選んでハリ理論を適用するという方法が用いられている。このために合成桁橋は、使用されるハリ理論に従って定義された有効巾を介して単独の合成桁に置き換えられる。そこで筆者は、不完全合成桁橋の置き換えに使う合成桁理論として、先に筆者が提案した不完全合成桁理論と、早くから書物に見られかつ現行の計算法として利用されている完全合成桁理論の二つをとりあげ、数値計算の助けを借りて、それぞれにおいて使用すべき有効巾について論ずると同時に、これら理論の適用法についても考察して設計計算上の参考に供したいと思う。

このようなわけで理論解析においては設計を対象とするような荷重のみが用いられた。したがって数値計算結果にたいする考察は、すべて設計上の参考資料として、取り扱われるべきものであることに注意しなければならぬ。

## 2. 仮定、名称および記号

ここに取り扱う構造物は、形状寸法の同じ一様断面の鋼プレート ガーダーを 同一間隔に無限に並列し、その上に一様厚さの鉄筋コンクリート スラブを施工して得られる。図-1 (a) に示すような断面形状の支承線に沿って一様に単純に支持された不完全合成T型桁橋である。このような合成桁橋の曲げ理論の解析に当たり、設けたおもなる仮定は次のとおりである。

(1) 鋼プレート ガーダーと鉄筋コンクリート スラブとの接合面は、互いに分離することなく常に密着しているが、接合面にはせん断応力によってズレが発生するものとし、それらの間に

$$\bar{\tau}_{z/x} = k \delta \dots \dots \dots (1)$$

が成り立つとする。ここに、 $\bar{\tau}_{z/x}$  : y-方向に平均化して考えた接合面の x-方向のせん断応力度 (図-3 参照)、 $k$  : 定数、接合面の単位面積当たりのズレ常数、略して接合面のズレ常数と呼ぶ、 $\delta$  : y-方向に平均化して考えた接合面の x-方向のズレ

(2) 鉄筋コンクリート スラブは、等方、等質の完全弾性体であるとし、かつポアソン比は0とする。

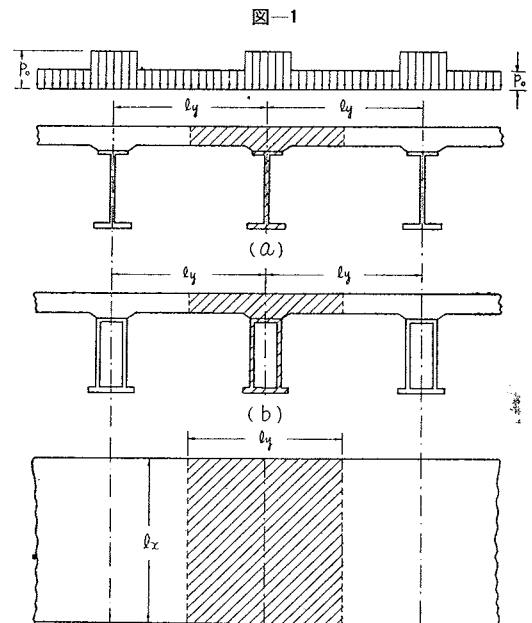
(3) 鋼プレート ガーダーの曲げは、初等ハリ理論に従うものとする。

仮定 (1) は、理論的考察の簡略化をはかるため普通しばしば利用されるが、この仮定が曲げ問題を論ずる場合には十分良い精度を与えることが解明<sup>9)</sup> されている。理論解析においては式 (1) の  $k$  の代わりに、これに鋼プレート ガーダーの上フランジ巾  $b_u$  を乗じた  $b_u k$  の値が問題になるにすぎないし、これはまた接合面における橋長方向の単位長さ当たりのズレ常数に当たるから、これを合成桁橋 (対象として合成桁を扱う場合は合成桁) のズレ常数と呼んで、接合面のズレ常数と区別することにする。また  $b_u k$  は、応力度と同じ次元を持つから、鋼材のヤング率等で除して無次元の数として取り扱われる。

式 (1) において  $k=0$  と置けば、接合面にズレが生じてせん断応力は発生しない。これは、接合面が分離することなく、また摩擦力も生じない条件のもとで、合成桁橋の構成部材がただ単に重ね合わされた場合に対応する。一方  $k \rightarrow \infty$  とすれば、せん断応力によってズレが発生しないわけで、前述の完全合成桁橋に相当する。したがって、不完全合成桁橋の曲げを式 (1) で処理することは、これら特殊な場合もふくんだ一般性のある曲げの取り扱い法を形造るものと考えられることができる。

(2) は、鉄筋コンクリート構造物の弾性的挙動を調べる場合に普通使用される仮定である。

(3) は、当然の仮定であると思われる。そして鋼桁に設けた仮定は、この一項目にすぎないから、この仮定が満足されるかぎり、鋼プレート ガーダーは、他の桁、例えば、図-1 (b) に示すような鋼箱型桁等で置き換えられても一向に差し支えない。しかし鋼プレート ガーダーは、桁として多用されるし、他の場合もこれから容



易に推察されて、解析上の一般性が失なわれないから、ここにこれを対象として選んだわけである。

これらの仮定に従って不完全合成T型桁橋の曲げ理論が取り扱われるわけであるが、これと平行してその単位を形づくる 図-1(a) で斜線をほどこした単独の合成桁の曲げ理論もこれと同様な理論的処理のもとで取り扱われた。これは、前述のごとく理論の精度の検証に利用できるばかりか、単独の合成桁の実験的研究によって合成桁橋の曲げの性状を調べる場合にも重要な役割を演ずるだろうという考察のもとに解析されたものである。そこで理論上これらを区別するために、不完全合成T型桁橋をA型、単独の不完全合成T型桁をB型で表わし、以下簡単にこれらをA型およびB型と略称する。

また解析上の都合から 図-3 に示すように構造物を三部分に分割して取り扱う。その一区分は、鉄筋コンクリート スラブ部分で、A型では、ハンチに接続するスラブ断面および支承線がその縁辺を形づくり、B型ではA型のハンチに接続する二つのスラブ断面のうち一つが自由周辺で置き換えられることになる。残りの二区分のうち、一つはハンチ部分で、他は、鋼プレート ガーダ一部分である。以下これら各部分を簡単のために、各I部、II部およびIII部と呼称する。

B型の鉄筋コンクリート スラブに載る外力は、橋長方向には変わり得るが、橋巾方向にはI部およびII部で各一定の大きさを持った荷重とする。A型に載る外力は、B型のそれを単位と考え、図-1 に示すように橋面全体にわたって載せるものとする。これらの荷重は、設計時における荷重状態に対応すると考えられる。このような荷重のもとにおいては、A型では荷重および構造がプレート ガーダーの断面の中心線ならびに鉄筋コンクリート スラブの支間の中央線にかんして対称であり、B型においてはプレート ガーダーの断面の中心線が同じく荷重および構造の対称軸となっている。

解析において使用した記号は、次に示すとおりである。まず 図-1 を参照して

$l_x$ : 支間

$l_y$ : A型においては鋼プレート ガーダーの中心間隔、B型においては鉄筋コンクリート スラブ巾

$p_0$ : 鉄筋コンクリート スラブに載る単位面積当たりの荷重

つぎに 図-2 を参照して

$h$ : 鉄筋コンクリート スラブの厚さ

$D$ : II部の全高

$D_u, D_l$ : II部の断面の重心と各その上下面との距離

$b_c$ : II部の上断面巾

$b_u$ : II部の下断面巾あるいはIII部の上フランジ巾

$b_l$ : III部の下フランジ巾

$H$ : III部の全高

$H_u, H_l$ : III部の断面の重心と各上下フランジ外面との距離

$A_c$ : II部の断面積

$A_s$ : III部の断面積

$A_{sl}$ : III部の下フランジ断面積

また直角座標系の原点を支承線をふくむ断面内にとりとして

$x, y, z$  座標: I部およびII部の接続面の中央  $O_1$  に原点をとった座標

$x, y', z'$  座標: II部の断面の重心  $O_2$  に原点をとった座標

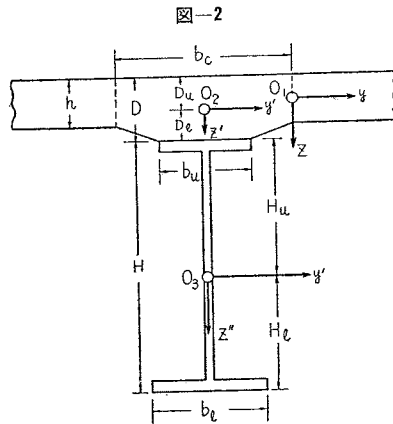
$x, y'', z''$  座標: III部の断面の重心  $O_3$  に原点をとった座標

この他解析上途中で定義した方が都合の記号\*は、そのつど定義することにするが、各部相互の接続面に作用する応力記号には、図-3 に示してあるように、特に記号の上側にバーを付して他と区別する。

### 3. 基礎方程式の誘導<sup>1), 6)</sup>

#### (1) 平面応力系と平版応力系

\* 本文に定義してない記号については、Timoshenko and Goodier 著 "Theory of Elasticity (1951年) による。



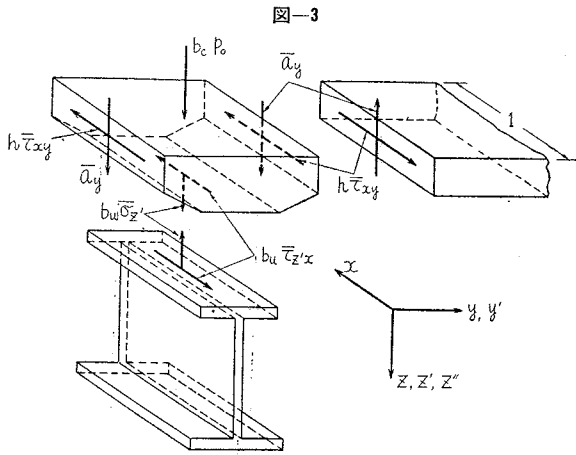


図-3 は、三部分に分割された各部相互の接継面の単位長さ当たり作用する応力状態を表わすが、ここでは \$y\$-方向の応力は、解析に必要なないので省略されている。\$x\$-方向の変形が厚さに比していちじるしく小さい普通の場合について考えることにすれば、各部の応力は、板の面内荷重による応力と板の曲げによる応力との和として与えられる\*。そこでⅠ部の応力状態を板の平面応力状態と板の平版応力状態とに分けて、またⅡ部およびⅢ部の応力状態を軸方向力を受ける柱としての応力状態と初等ハリ理論による曲げの応力状態とに分けて考えることにすれば、Ⅰ部の平面応力状態およびⅡ、Ⅲ部の柱としての応力状態は、板の面内荷重の問題に、またⅠ部の平版応力状態お

よびⅡ、Ⅲ部のハリの曲げ応力状態は、板の曲げ問題に各分類できるから、前者を平面応力系、後者を平版応力系と呼称して別個に取り扱うことにする。そして記号にも各応力系を明示する必要があるときは、記号の右肩に平面応力系ではⅠ、Ⅱ、Ⅲ、平版応力系ではⅠ'、Ⅱ'、Ⅲ'を付して、各それが属する部を表わさしめることにする。例えば、 $\sigma_x^I, \sigma_x^{I'}$  は、各Ⅰ部における平面および平版応力としての  $\sigma_x$  を表わすがごとし。

したがって各部の接継面に働く応力もこれら二系に分けて取り扱うことになる。図-3を参照しながら、Ⅰ部においては、 $\bar{\tau}_{xy}$  を版厚  $h$  に平均化した接継面のせん断応力とすれば、 $x$ -方向の単位長さ当たりのせん断力  $h \bar{\tau}_{xy}$  は、平面応力系に、また  $x$ -方向のせん断力とねじりモーメントから得られた  $x$ -方向の単位長さ当たりの置き換えせん断力  $a_y$  は、平版応力系に属するといえる。次にⅡ部においては、 $\bar{\sigma}_z$  をⅡ部の下面巾  $b_u$  に平均化した直応力とすれば、それによる  $x$ -方向の単位長さ当たりの力  $b_u \bar{\sigma}_z$ 、置き換えせん断力  $a_y$  およびⅡ部の上面に働く  $x$ -方向の単位長さ当たりの荷重  $b_c p_0$  が、平版応力系に属することはただちに了解されるが、残りのせん断力  $b_u \bar{\tau}'_x$  および  $h \bar{\tau}_{xy}$  は、このままではいずれの応力系にも属さしめることができない。同様にⅢ部でも  $b_u \bar{\sigma}_z$  は、平版応力系に属するが、 $b_u \bar{\tau}'_x$  は、いずれの応力系にも属さない。

そこでⅡ部の  $h \bar{\tau}_{xy}$ 、 $b_u \bar{\tau}'_x$  およびⅢ部の  $b_l \bar{\tau}'_x$  をそれぞれこれら二系に属する応力に分割するため、図-4のごとき応力状態を考える。ここに (a) は平面応力系に、(b) は平版応力系に対応するものとする。(a)、(b)を重ね合わせたとき、Ⅱ部の上面とⅢ部の下フランジ外面では応力が消えねばならぬから、

$$\bar{\tau}'_{z'x}{}^{IIu} + \bar{\tau}'_{z'x}{}^{IIIu} = 0, \quad \bar{\tau}'_{z'x}{}^{IIIu} + \bar{\tau}'_{z'x}{}^{IIIu} = 0$$

またⅡ部およびⅢ部の接合面では (a)、(b) を重ね合わせると  $\bar{\tau}'_x$  とならねばならぬから

$$\bar{\tau}'_{z'x}{}^{IIu} + \bar{\tau}'_{z'x}{}^{IIIu} = \bar{\tau}'_x, \quad \bar{\tau}'_{z'x}{}^{IIIu} + \bar{\tau}'_{z'x}{}^{IIIu} = \bar{\tau}'_x$$

平面応力系においては、各部に働く力の合力は、その断面の図心を通るから、図-4を参照して

$$D_u b_c \bar{\tau}'_{z'x}{}^{IIu} + D_l b_u \bar{\tau}'_{z'x}{}^{IIIu} - 2 \left( D_u - \frac{h}{2} \right) h \bar{\tau}_{xy} = 0$$

$$H_u b_u \bar{\tau}'_{z'x}{}^{IIIu} + H_l b_l \bar{\tau}'_{z'x}{}^{IIIu} = 0$$

同様に平版応力系においては、各部に働く力は偶力を形成しなければならないから

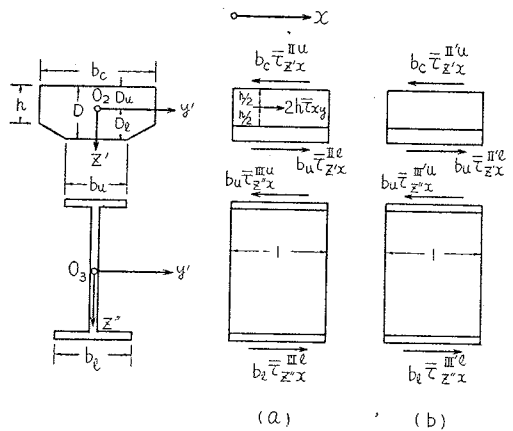
$$b_c \bar{\tau}'_{z'x}{}^{IIu} = b_u \bar{\tau}'_{z'x}{}^{IIIu}, \quad b_u \bar{\tau}'_{z'x}{}^{IIIu} = b_l \bar{\tau}'_{z'x}{}^{IIIu}$$

これらの方程式を解いて次の関係式を得る。

Ⅱ部において

$$\left. \begin{aligned} \bar{\tau}'_{z'x}{}^{IIu} &= -\bar{\tau}'_{z'x}{}^{IIIu} = \frac{b_u}{b_c} \left\{ -\frac{D_l}{D} \bar{\tau}'_{z'x} + \frac{h(2D_u - h)}{b_u D} \bar{\tau}_{xy} \right\} \\ \bar{\tau}'_{z'x}{}^{IIIu} &= \frac{D_u}{D} \bar{\tau}'_{z'x} + \frac{h(2D_u - h)}{b_u D} \bar{\tau}_{xy}, \quad \bar{\tau}'_{z'x}{}^{IIIu} = \frac{D_l}{D} \bar{\tau}'_{z'x} - \frac{h(2D_u - h)}{b_u D} \bar{\tau}_{xy} \end{aligned} \right\} \dots \dots \dots (2)$$

図-4



\* 例えば、倉西正嗣著 弾性学 pp. 325~329 参照

Ⅲ部において

$$\bar{\tau}_{z'x}^{IIIu} = \frac{H_I}{H} \bar{\tau}_{z'x}, \quad \bar{\tau}_{z'x}^{IIIu} = \frac{H_u}{H} \bar{\tau}_{z'x}, \quad \bar{\tau}_{z'o}^{III} = -\bar{\tau}_{z'o}^{III} = -\frac{b_u H_u}{b_l H} \bar{\tau}_{z'x} \dots\dots\dots (3)$$

かくしてⅡ部においては、式(2)を用いて  $h\bar{\tau}_{xy}$ ,  $b_c\bar{\tau}_{z'o}^{IIu}$ ,  $b_u\bar{\tau}_{z'o}^{IIl}$  が平面応力系に属することになり、平版応力系には、先の  $a_y$ ,  $b_u\bar{\sigma}_z$ ,  $b_c\bar{\rho}_o$  のほかに  $b_c\bar{\tau}_{z'o}^{IIu}$ ,  $b_u\bar{\tau}_{z'o}^{IIl}$  が属することになる。同様にⅢ部では、式(3)を用いて  $b_u\bar{\tau}_{z'o}^{IIIu}$ ,  $b_l\bar{\tau}_{z'o}^{IIIl}$  が平面応力系に、また  $b_u\bar{\sigma}_z$ ,  $b_u\bar{\tau}_{z'o}^{IIIu}$ ,  $b_l\bar{\tau}_{z'o}^{IIIl}$  が平版応力に属することがわかる。かくのごとくして接続面の応力は、すべて所期の二応力系に分割できたから、これらを境界値として、各応力系の解析を行ない、その和を作れば、求める解を得ることができる。

(2) 平面応力系における基礎方程式

(a) I部  $F$  を airy の応力関数とすれば、次式が成り立つ。

$$\frac{\partial^4 F}{\partial x^4} + 2\frac{\partial^4 F}{\partial x^2\partial y^2} + \frac{\partial^4 F}{\partial y^4} = 0 \dots\dots\dots (4)$$

応力およびひずみのおもなる関係式は

$$\left. \begin{aligned} \sigma_x &= \frac{\partial^2 F}{\partial y^2}, & \sigma_y &= \frac{\partial^2 F}{\partial x^2}, & \tau_{xy} &= -\frac{\partial^2 F}{\partial x\partial y} \\ \epsilon_x &= \frac{\sigma_x}{E_c}, & \epsilon_y &= \frac{\sigma_y}{E_c}, & \tau_{xy} &= \frac{\tau_{xy}}{G_c} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (4)'$$

ここに  $E_c$ ,  $G_c$  は、各コンクリートのヤング率およびせん断弾性係数である。

(b) Ⅱ部 断面に働く応力を平均化して考えることにすれば、断面には一様な直応力  $\sigma_x$  が働くにすぎないから、 $\Delta x$  で隔てられた微小部分に作用する力は、図-5の状態では釣合を保つことになる。そこでこの微小部分の応力の釣合式を求め、これに式(2)を代入して整理すれば

$$\frac{d\sigma_x}{dx} = -\frac{b_u}{A_c} \bar{\tau}_{z'x} - \frac{2h}{A_c} \bar{\tau}_{xy} \dots\dots\dots (5)$$

応力とひずみの関係は

$$\epsilon_x = \frac{\sigma_x}{E_c} \dots\dots\dots (5)'$$

(c) Ⅲ部 Ⅱ部におけると同様な考察のもとに、Ⅲ部においては図-6の状態では釣合が保たれることになる。したがって図を参照して釣合式を求め、これに式(3)を代入して整理すれば

$$\frac{d\sigma_x}{dx} = \frac{b_u}{A_s} \bar{\tau}_{z'x} \dots\dots\dots (6)$$

平面応力系においては、 $\sigma_y = \sigma_z = 0$  と考えて良いから、 $E_s$  を鋼のヤング率として

$$\epsilon_x = \frac{\sigma_x}{E_s} \dots\dots\dots (6)'$$

(3) 平版応力系における基礎方程式

(a) I部 たわみ  $w$  が満たすべき微分方程式は

$$\frac{\partial^4 w}{\partial x^4} + 2\frac{\partial^4 w}{\partial x^2\partial y^2} + \frac{\partial^4 w}{\partial y^4} = \frac{p_o}{N} \dots\dots\dots (7)$$

ここに  $N = \frac{1}{12} E_c h^3$  である。また応力とたわみのおもなる関係を示せば

$$\left. \begin{aligned} x\text{-面および } y\text{-面に働く単位巾当たりの曲げモーメント } m_x, m_y \\ m_x &= -N \frac{\partial^2 w}{\partial x^2}, & m_y &= -N \frac{\partial^2 w}{\partial y^2} \\ x\text{-面および } y\text{-面に働く単位巾当たりのねじりモーメント } m_{xy}, m_{yx} \\ m_{xy} &= -m_{yx} = N \frac{\partial^2 w}{\partial x\partial y} \\ x\text{-面および } y\text{-面に働く単位巾当たりのせん断力 } q_x, q_y \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (7)'$$

図-5

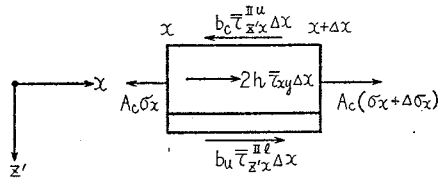
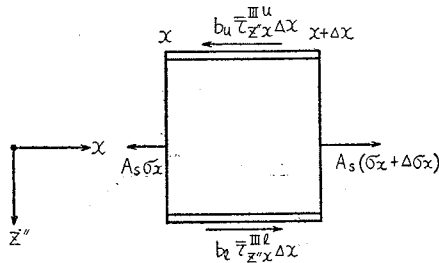


図-6



$$q_x = -N \frac{\partial}{\partial x} \left( \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 w}{\partial y^2} \right), \quad q_y = -N \frac{\partial}{\partial y} \left( \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 w}{\partial y^2} \right)$$

$x$ -面および  $y$ -面に働く単位巾当たりの置き換えせん断力  $a_x, a_y$  ならびに応力  $\sigma_x, \sigma_y, \tau_{xy}$

$$a_x = -N \left( \frac{\partial^3 w}{\partial x^3} + 2 \frac{\partial^3 w}{\partial x \partial y^2} \right), \quad a_y = -N \left( \frac{\partial^3 w}{\partial y^3} + 2 \frac{\partial^3 w}{\partial y \partial x^2} \right)$$

$$\sigma_x = -E_c z \frac{\partial^2 w}{\partial x^2}, \quad \sigma_y = -E_c z \frac{\partial^2 w}{\partial y^2}, \quad \tau_{xy} = -E_c z \frac{\partial^2 w}{\partial x \partial y}$$

(b) II部

ハリにおけると同様に、断面には  $z'$ -方向のせん断力  $Q_x$  および  $xx'$ -面内に働く曲げモーメント  $M_x$  が存在するから、 $\Delta x$  で隔てられた微小部分に作用する力は、**図-7** の状態で釣合を保つことになる。そこでまずモーメントの釣合を求めると

$$\frac{dM_x}{dx} = Q_x - b_c D \bar{\tau}_{z'x}^{II'u}$$

また  $z'$ -方向の力の釣合から

$$\frac{dQ_x}{dx} + b_c p_0 + 2 a_y + b_u \bar{\sigma}_{z'} = 0$$

一方  $J_c$  を II部断面の断面二次モーメントとすれば、初等ハリ理論に従いモーメント  $M_x$  とたわみ  $w$  との間には次式が成り立つ。

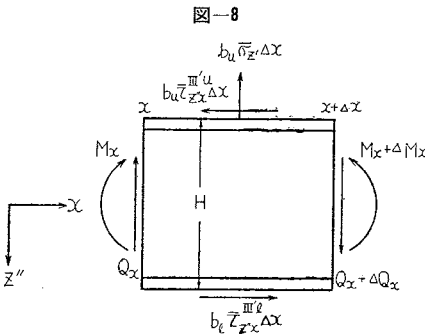
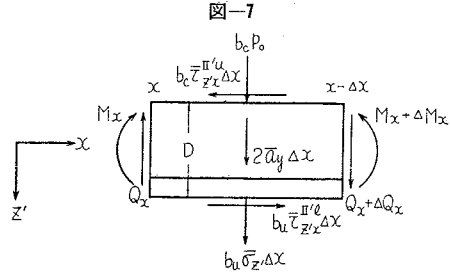
$$M_x = -E_c J_c \frac{d^2 w}{dx^2}$$

上の第二式および第三式を第一式に代入して  $Q_x$  および  $M_x$  を消去し、さらに式(2)を用いて書き直せば

$$E_c J_c \frac{d^4 w}{dx^4} = b_c p_0 + 2 a_y + b_u \bar{\sigma}_{z'} + b_u D_l \frac{d \bar{\tau}_{z'x}}{dx} - h (2 Du - h) \frac{d \bar{\tau}_{xy}}{dx} \dots (8)$$

応力とひずみの関係は

$$\epsilon_x = \frac{1}{E_c} \sigma_x = -z' \frac{d^2 w}{dx^2} \dots (8)'$$



(c) III部 II部におけると同様に、III部においては **図-8** の状態で釣合が保たれる。そこでモーメントの釣合式を書けば

$$\frac{dM_x}{dx} = Q_x - b_u H \bar{\tau}_{z'x}^{III'u}$$

同じく  $z''$ -方向の釣合式は

$$\frac{dQ_x}{dx} - b_u \bar{\sigma}_{z'} = 0$$

また  $J_s$  を鋼桁断面の断面二次モーメントとすれば

$$M_x = -E_s J_s \frac{d^2 w}{dx^2}$$

上の第一式に第二式および第三式を代入し、さらに式(3)を考慮すれば

$$E_s J_s \frac{d^4 w}{dx^4} = -b_u \bar{\sigma}_{z'} + b_u H_u \frac{d \bar{\tau}_{z'x}}{dx} \dots (9)$$

応力とひずみの関係は

$$\epsilon_x = \frac{\sigma_x}{E_s} = -z'' \frac{d^2 w}{dx^2} \dots (9)'$$

4. 境界条件および連続条件

(1) 境界条件

$x=0$  および  $x=l_x$  面は、I、IIおよびIII部に共通な境界面であり、また  $y=1/2(l_y - b_c)$  面は、B型の境界面であることはいうまでもないが、A型でも前述のごとく構造および荷重の対称性から、これが境界面を形成すると考えることができる。次にこれら境界面で成立すべき条件を応力系および構造物の形式に従って記述する。

まず  $x=0$  および  $x=l_x$  における境界条件は、A型およびB型で同じであるばかりか、I、IIおよびIII部に共通に同一条件式で表わされる。

(a) 平面応力系

$$\left. \begin{aligned} \textcircled{1} \quad & \sigma_x=0 \quad \text{I部においては、これは airy 関数を使って } \frac{\partial^2 F}{\partial y^2}=0 \text{ で表わされるから、} \\ & \text{これを } y \text{ で積分して不要の積分常数を省略すれば、境界条件は、} \frac{\partial F}{\partial y}=0 \text{ で置き換え} \\ & \text{られる。} \\ \textcircled{2} \quad & v=0 \quad \text{I部においては、airy 関数を用いて書き直すと } \frac{\partial^2 F}{\partial x^2}=0 \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots(10)$$

(b) 平板応力系

$$\left. \begin{aligned} \textcircled{1} \quad & w=0 \\ \textcircled{2} \quad & m_x=0, M_x=0 \text{ たわみで書き表わせば } \frac{\partial^2 w}{\partial x^2}=0 \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots(11)$$

次に  $y=\frac{1}{2}(l_y-b_c)$  面における境界条件として

(a) 平面応力系

A型においては構造および荷重がこの面にかんして対称であるから、① 角変化、②  $y$ -方向の変位は、ともに0でなければならぬ。すなわち

$$\left. \begin{aligned} \textcircled{1} \quad & \tau_{xy}=0 \quad \text{airy 関数で示せば、式 (4)' から } \frac{\partial^2 F}{\partial x \partial y}=0 \\ \textcircled{2} \quad & v=0 \quad \text{airy 関数で示せば } \frac{\partial^3 F}{\partial y^3}+2\frac{\partial^3 F}{\partial x^2 \partial y}=0 \text{ ⑥)} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots(12)$$

B型においては、この面は自由周辺を形造るから

$$\left. \begin{aligned} \textcircled{1} \quad & \sigma_y=0 \quad \text{airy 関数で示せば、式 (4)' から } \frac{\partial^2 F}{\partial x^2}=0 \\ \textcircled{2} \quad & \tau_{xy}=0 \quad \text{同様に式 (4)' から } \frac{\partial^2 F}{\partial x \partial y}=0 \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots(13)$$

(b) 平板応力系

A型においては平面応力系と同じく構造および荷重の対称性から

$$\left. \begin{aligned} \textcircled{1} \quad & \frac{\partial w}{\partial y}=0 \\ \textcircled{2} \quad & q_y=0 \quad \text{式 (7)' から } \frac{\partial}{\partial y} \left( \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 w}{\partial y^2} \right) = 0 \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots(14)$$

B型においてもまた平面応力系と同じく自由周辺を形造るから

$$\left. \begin{aligned} \textcircled{1} \quad & m_y=0 \quad \text{式 (7)' から } \frac{\partial^2 w}{\partial y^2}=0 \\ \textcircled{2} \quad & a_y=0 \quad \text{同様に } \frac{\partial^3 w}{\partial y^3} + 2\frac{\partial^3 w}{\partial y \partial x^2}=0 \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots(15)$$

(2) 連続条件

連続条件は、I、IIおよびIII部の各接統面における変形の連続性から定められる。まず第一に、IおよびII部の接統面の両側における  $x$ -方向の変形が等しいことから

$$u^I|_{y=0} + u^{I'}|_{z=-h/2} = u^{II} + u^{II'}|_{z'=-D_u}$$

これを  $x$  で微分してひずみの成分で書き表わすと

$$\epsilon_x^I|_{y=0} + \epsilon_x^{I'}|_{z=-h/2} = \epsilon_x^{II} + \epsilon_x^{II'}|_{z'=-D_u}$$

この条件式は、見掛けの上からはIおよびII部の接統面上の上縁における変形の連続性だけを示すように見えるが、後述のごとく、この接統面では平板応力系のたわみ  $w$  が同一であるから、接統面全体にわたった条件を包含していることが容易に了解できる。さらにこれを応力の条件式に書き換えると

$$\sigma_x^I|_{y=0} + \sigma_x^{I'}|_{z=-h/2} = \sigma_x^{II} + \sigma_x^{II'}|_{z'=-D_u} \dots\dots\dots(16)$$

次にIおよびII部の接統面における  $y$ -方向の変位の連続性を考える。構造および荷重は、II部の面  $y'=0$  にかんして対称であるから、この面の  $y'$ -方向の変位は存在しない。したがって、これにII部の変形状態を考え合わせるならば、II部の  $y'$ -方向の変位は、近似的には存在しないとみて差し支えないと考えられる。するとIおよびII部の接統面の  $y'$ -方向の変位の連続性は、I部の面  $y=0$  において

$$v=0$$

と置き換えることができよう。これは、I部の面  $y=0$  には平面応力系における  $y$ -方向の変位が存在しないことを示すと同時に、平板応力系の変形においては面  $y=0$  の向が変らないことを意味する。前者の条件を応力関数で示すと、式 (12) と同じく

$$\left( \frac{\partial^3 F}{\partial y^3} + 2\frac{\partial^3 F}{\partial x^2 \partial y} \right) \Big|_{y=0} = 0 \dots\dots\dots(17)$$



一方後者の条件は、次式で書き表わされる。

$$\frac{\partial w^{I'}}{\partial y} \Big|_{y=0} = 0 \dots\dots\dots(18)$$

また I, II および III 部の各接続面における各部の  $x$ -方向の変形が等しいことから

$$w^{I'} \Big|_{y=0} = w^{II'} = w^{III'} \dots\dots\dots(19)$$

終りに、II 部および III 部の接合面における  $x$ -方向の変形の連続条件として式 (1) を使用すれば、そのズレ  $\delta$  は

$$\delta = \left( u^{III} + u^{III'} \Big|_{z' = -H_u} \right) - \left( u^{II} + u^{II'} \Big|_{z' = D_e} \right)$$

で示されるから、これを式 (1) に代入して  $x$  で微分し、その右辺をひずみの成分で書き直し、さらに式 (5)', (6)', (8)' および (9)' を用いて応力の関係に書き改めると、次の条件式に変形される。

$$\frac{d \bar{\varepsilon}_{z'x}}{dx} = k \left\{ \frac{1}{E_s} \left( \sigma_{x^{III}} + \sigma_{x^{III'}} \Big|_{z' = -H_u} \right) - \frac{1}{E_c} \left( \sigma_{x^{II}} + \sigma_{x^{II'}} \Big|_{z' = D_e} \right) \right\} \dots\dots\dots(20)$$

かくして境界条件ならびに連続条件が式 (10)~(20) で書き表わされたから、これら条件式を満足するように基礎方程式を解けば、所求の解が得られる。

### 5. sine 型分布荷重による基礎方程式の解

#### (1) 荷 重

橋面に載る荷重として sine 型の分布荷重を用いることにすれば、これは、既述の仮定に従って次のように置くことができる。

$$\left. \begin{aligned} p_0(xy) = p_0(x) &= p e_n \sin \frac{n \pi x}{l_x} & \frac{1}{2}(l_y - b_c) > y > 0 \\ &= p e_{n'} \sin \frac{n \pi x}{l_x} & \frac{1}{2} b_c > y' > -\frac{1}{2} b_c \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots(21)$$

ここに  $p$  を応力と単位が同じである常数とすれば、 $e_n$  および  $e_{n'}$  は、次元のない荷重の形式によって定まる係数になる。したがって式 (21) は、荷重のフーリエ級数展開の第  $n$  項に相当するものと考えることができる。

#### (2) 平面応力系の解

(a) I 部の解 応力関数  $F$  として次式を用いる。

$$F_n = (A_n \cosh \eta_n + B_n \eta_n \sinh \eta_n + C_n \sinh \eta_n + D_n \eta_n \cosh \eta_n) \sin \xi_n \dots\dots\dots(22)$$

ここに  $A_n, B_n, C_n$  および  $D_n$  は任意常数であり、 $n$  は正の整数である。なお  $\xi_n$  および  $\eta_n$  は

$$\xi_n = \frac{n \pi x}{l_x}, \quad \eta_n = \frac{n \pi y}{l_x}$$

特に  $y = \frac{1}{2}(l_y - b_c)$  を代入して得られる  $\eta_n$  の値を

$$\theta_n = \frac{n \pi}{2 l_x} (l_y - b_c) \dots\dots\dots(23)$$

と置く。式 (22) は、 $x=0$  および  $x=l_x$  における境界条件を示す式 (10) をすでに満足しているから、係数  $A_n, B_n, C_n$  および  $D_n$  は、 $y=0$  における連続条件ならびに  $y = \frac{1}{2}(l_y - b_c)$  における境界条件から決定されることになる。

① A 型における解：ここに  $y=0$  における条件式として式 (17) を、また  $y = \frac{1}{2}(l_y - b_c)$  における条件式として式 (12) を用いる。まず式 (17) に式 (22) を代入して

$$C_n = D_n$$

また式 (12) に式 (22) を代入し、式 (23) の記号を用いれば

$$(A_n + B_n) \sin h \theta_n + B_n \theta_n \cos h \theta_n + (C_n + D_n) \cos h \theta_n + D_n \theta_n \sin h \theta_n = 0$$

$$A_n \sin h \theta_n + B_n (3 \sin h \theta_n + \theta_n \cos h \theta_n) + C_n \cos h \theta_n + D_n (3 \cos h \theta_n + \theta_n \sin h \theta_n) = 0$$

これら三式を解いて

$$\left. \begin{aligned} A_n &= -C_n (\cot h \theta_n - \theta_n \operatorname{cosec} h^2 \theta_n) \\ B_n &= -C_n \cot h \theta_n, \quad D_n = C_n \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots(24)$$

応力は式 (4)' から

$$\left. \begin{aligned} \sigma_x I \Big|_{y=0} &= -\left(\frac{n\pi}{l_x}\right)^2 \alpha_n' C_n \sin \xi_n \\ \tau_{xy} I \Big|_{y=0} &= \bar{\tau}_{xy} = -\left(\frac{n\pi}{l_x}\right)^2 2 C_n \cos \xi_n \\ \alpha_n' &= 3 \coth \theta_n - \theta_n \operatorname{cosech}^2 \theta_n \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (25)$$

ここに

② B型における解：応力関数として同じく式(22)を用いれば、式(17)、式(13)および式(23)によって次の条件方程式を得る。

$$\begin{aligned} \text{式(17)から} & C_n = D_n \\ \text{式(13)から} & A_n \cosh \theta_n + B_n \theta_n \sinh \theta_n + C_n \sinh \theta_n + D_n \theta_n \cosh \theta_n = 0 \\ & (A_n + B_n) \sinh \theta_n + B_n \theta_n \cosh \theta_n + (C_n + D_n) \cosh \theta_n + D_n \theta_n \sinh \theta_n = 0 \end{aligned}$$

これら三式を解いて

$$\left. \begin{aligned} A_n &= -C_n \frac{\sin^2 \theta_n + \theta_n^2}{\sinh \theta_n \cosh \theta_n + \theta_n} \\ B_n &= -C_n \frac{\cos^2 \theta_n + 1}{\sinh \theta_n \cosh \theta_n + \theta_n} \\ D_n &= C_n \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (26)$$

応力は式(4)'を用いて

$$\left. \begin{aligned} \sigma_x I \Big|_{y=0} &= -\left(\frac{n\pi}{l_x}\right)^2 \alpha_n' C_n \sin \xi_n \\ \tau_{xy} I \Big|_{y=0} &= \bar{\tau}_{xy} = -\left(\frac{n\pi}{l_x}\right)^2 2 C_n \cos \xi_n \\ \alpha_n' &= \frac{3 \cos^2 \theta_n + \theta_n^2 + 1}{\sinh \theta_n \cosh \theta_n + \theta_n} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (27)$$

ここに

式(25)および式(27)は、同一の形式で表現されているから、応力公式としてこれらの式を用いるかぎりA型およびB型を区別する必要がない。

(b) II部の解  $\tau_n'$  を次元のない任意常数として

$$\bar{\tau}_{x'x} = p \tau_n' \cos \xi_n \dots\dots\dots (28)$$

と置き、式(5)に式(28)ならびに同一形式で表わされている式(25)または式(27)の  $\bar{\tau}_{xy}$  を代入し、式(10)を考慮して積分すれば、A型およびB型に共通に

$$\sigma_{xII} = \left( \frac{4n\pi h}{l_x A_c} C_n - \frac{pb_u l_x}{n\pi A_c} \tau_n' \right) \sin \xi_n \dots\dots\dots (29)$$

ひずみは式(5)'から

$$\epsilon_{xII} = \frac{1}{E_c} \left( \frac{4n\pi h}{l_x A_c} C_n - \frac{pb_u l_x}{n\pi A_c} \tau_n' \right) \sin \xi_n \dots\dots\dots (29)'$$

(c) III部の解 式(6)に式(28)を代入し、式(10)を考慮して積分すれば

$$\sigma_{xIII} = \frac{pb_u l_x}{n\pi A_s} \tau_n' \sin \xi_n \dots\dots\dots (30)$$

ひずみは式(6)'から

$$\epsilon_{xIII} = \frac{1}{E_s} \frac{pb_u l_x}{n\pi A_s} \tau_n' \sin \xi_n \dots\dots\dots (30)'$$

(3) 平版応力系の解

(a) I部の解 式(21)で与えられる荷重がI部に載るとき、式(7)を満足する解として次式を用いることができる。

$$w_n = \left( A_n' \cosh \eta_n + B_n' \eta_n \sinh \eta_n + C_n' \sinh \eta_n + D_n' \eta_n \cosh \eta_n + \frac{1}{N} \frac{pl_x^4}{n\pi^4} e_n \right) \sin \xi_n \dots\dots (31)$$

ここに  $A_n'$ ,  $B_n'$ ,  $C_n'$  および  $D_n'$  は任意常数である。式(31)は  $x=0$  および  $x=l_x$  における境界条件を示す式(11)をすでに満足しているから、係数  $A_n'$ ,  $B_n'$ ,  $C_n'$  および  $D_n'$  は、 $y=0$  における連続条件ならびに  $y=\frac{1}{2}(l_y-b_c)$  における境界条件から決定されることになる。

① A型における解：ここに  $y=0$  における条件式として式(18)を、また  $y=\frac{1}{2}(l_y-b_c)$  における条件式として式(14)を用いる。

まず式(18)に式(31)を代入して

$$C_n' + D_n' = 0$$

また式(14)に式(31)を代入し、式(23)の記号を用いれば

$$(A_n' + B_n') \sin h \theta_n + B_n' \theta_n \cos h \theta_n + (C_n' + D_n') \cos h \theta_n + D_n' \theta_n \sin h \theta_n = 0$$

$$B_n' \sin h \theta_n + D_n' \cos h \theta_n = 0$$

これら三式を解いて

$$\left. \begin{aligned} A_n' &= -C_n' (\cot h \theta_n + \theta_n \operatorname{cosech}^2 \theta_n) \\ B_n' &= C_n' \cot h \theta_n, \quad D_n' = -C_n' \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (32)$$

また式(7)'から

$$\left. \begin{aligned} a_y \Big|_{y=0} &= \bar{a}_y = N \left( \frac{n\pi}{l_x} \right)^3 2 C_n' \sin \xi_n \\ w_n I' \Big|_{y=0} &= \left( -C_n' \beta_n' + \frac{1}{N} \frac{\rho l_x^4}{n^4 \pi^4} e_n \right) \sin \xi_n \\ \sigma_x I' \Big|_{\substack{y=0 \\ z=-h/2}} &= -E_c \frac{h}{2} \left( \frac{n\pi}{l_x} \right)^2 \left( -C_n' \beta_n' + \frac{1}{N} \frac{\rho l_x^4}{n^4 \pi^4} e_n \right) \sin \xi_n \\ \beta_n' &= \cot h \theta_n + \theta_n \operatorname{cosec} h^2 \theta_n \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (33)$$

ここに

② B型における解：たわみ式として同じく式(31)を用いれば、式(18)、式(15)および式(23)によって次の条件方程式が得られる。

式(18)から  $C_n' + D_n' = 0$

式(15)から

$$(A_n' + 2 B_n') \cos h \theta_n + B_n' \theta_n \sin h \theta_n + (C_n' + 2 D_n') \sin h \theta_n + D_n' \theta_n \cos h \theta_n = 0$$

$$(-A_n' + B_n') \sin h \theta_n - B_n' \theta_n \cos h \theta_n + (-C_n' + D_n') \cos h \theta_n - D_n' \theta_n \sin h \theta_n = 0$$

この三式を解いて

$$\left. \begin{aligned} A_n' &= -C_n' \frac{3 \cos h^2 \theta_n + \theta_n^2 + 1}{3 \sin h \theta_n \cos h \theta_n - \theta_n} \\ B_n' &= C_n' \frac{3 \cos h^2 \theta_n - 1}{3 \sin h \theta_n \cos h \theta_n - \theta_n} \\ D_n' &= -C_n' \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (34)$$

式(7)'から

$$\left. \begin{aligned} a_y \Big|_{y=0} &= \bar{a}_y = N \left( \frac{n\pi}{l_x} \right)^3 2 C_n' \sin \xi_n \\ w_n I' \Big|_{y=0} &= \left( -C_n' \beta_n' + \frac{1}{N} \frac{\rho l_x^4}{n^4 \pi^4} e_n \right) \sin \xi_n \\ \sigma_x I' \Big|_{\substack{y=0 \\ z=-h/2}} &= -E_c \frac{h}{2} \left( \frac{n\pi}{l_x} \right)^2 \left( -C_n' \beta_n' + \frac{1}{N} \frac{\rho l_x^4}{n^4 \pi^4} e_n \right) \sin \xi_n \\ \beta_n' &= \frac{3 \cos h^2 \theta_n + \theta_n^2 + 1}{3 \sin h \theta_n \cos h \theta_n - \theta_n} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (35)$$

ここに

応力ならびにたわみは、式(33)および式(35)によって同一の形式で与えられるから、これらの式を用いるかぎりA型およびB型を区別する必要がない。

(b) II部の解  $\lambda_n$  を次元のない任意常数として

$$\bar{\sigma}_z' = \rho \lambda_n \sin \xi_n \dots\dots\dots (36)$$

と置き、式(8)に  $\rho_0, \bar{\sigma}_z', \bar{\tau}_z'$  として各式(21), (36), (28)を、また  $\bar{\tau}_{xy}, \bar{a}_y$  として各式(25), (33)または式(27), (35)を代入し、式(11)を考慮して積分すれば、A型およびB型に共通に

$$\begin{aligned} w_n II' &= \frac{1}{E_c J_c} \left( \frac{l_x}{n\pi} \right)^4 \left\{ p \left( b_c e_n' + b_u \lambda_n - \frac{n\pi}{l_x} b_u D_l \tau_n' \right) - 2 \left( \frac{n\pi}{l_x} \right)^3 h (2 D_u - h) C_n \right. \\ &\quad \left. + 4 \left( \frac{n\pi}{l_x} \right)^3 N C_n' \right\} \sin \xi_n \dots\dots\dots (37) \end{aligned}$$

また式(8)'を用いて

$$\left. \begin{aligned} \sigma_x II' \Big|_{z'=-D_u} &= -\frac{D_u}{J_c} \left( \frac{l_x}{n\pi} \right)^2 \left\{ p \left( b_c e_n' + b_u \lambda_n - \frac{n\pi}{l_x} b_u D_l \tau_n' \right) - 2 \left( \frac{n\pi}{l_x} \right)^3 h (2 D_u - h) C_n \right. \\ &\quad \left. + 4 \left( \frac{n\pi}{l_x} \right)^3 N C_n' \right\} \sin \xi_n \end{aligned} \right\}$$

同様に

$$\sigma_x^{\text{II}'} \Big|_{z=D_1} = \frac{D_I}{J_c} \left( \frac{l_x}{n\pi} \right)^2 \left\{ p \left( b_c e_{n'} + b_u \lambda_n - \frac{n\pi}{l_x} b_u D_I \tau_{n'} \right) - 2 \left( \frac{n\pi}{l_x} \right)^3 h (2D_u - h) C_n \right. \\ \left. + 4 \left( \frac{n\pi}{l_x} \right)^3 N C_{n'} \right\} \sin \xi_n \quad \dots\dots (38)$$

(c) III部の解 式(9)に式(36)および式(28)を代入し、式(11)を考慮して積分すれば

$$\omega^{\text{III}'} = - \frac{p b_u}{E_s J_s} \left( \frac{l_x}{n\pi} \right)^4 \left( \frac{n\pi}{l_x} H_u \tau_{n'} + \lambda_n \right) \sin \xi_n \quad \dots\dots (39)$$

また式(9)'を用いて

$$\left. \begin{aligned} \sigma_x^{\text{III}'} \Big|_{z'=H_u} &= \frac{p b_u H_u}{J_s} \left( \frac{l_x}{n\pi} \right)^2 \left( \frac{n\pi}{l_x} H_u \tau_{n'} + \lambda_n \right) \sin \xi_n \\ \sigma_x^{\text{III}'} \Big|_{z'=H_l} &= - \frac{p b_u H_l}{J_s} \left( \frac{l_x}{n\pi} \right)^2 \left( \frac{n\pi}{l_x} H_u \tau_{n'} + \lambda_n \right) \sin \xi_n \end{aligned} \right\} \dots\dots (40)$$

かくして応力および変形式は、A型とB型の区別なくすべて同一形式で書き表わされたから、理論解析は、これら両型で別々に行なわれる必要がない。したがって以後簡単のために理論をA型に限定して取り扱うことにするが、もちろん記号としてB型に属するものを用いるならば、得られた結果がそのままB型にも適用することはいうまでもない。

### 6. 未知量 $C_n, C_{n'}, \tau_{n'}$ および $\lambda_n$ の決定

#### (1) 接合面のズレ常数が任意の値をとる場合

これら4個の未知量は、条件式(16)、(19)および(20)から決定される。そこでまず式(16)をとりあげ、これに式(25)、(29)、(33)および(38)を代入し、さらに式(19)の関係(次式参照)を用いて簡略化すれば

$$\left( 4 + \frac{n\pi A_c}{l_x h} \alpha_{n'} \right) \frac{n^3 \pi^3 h^2}{p b_u l_x^3} C_n - \frac{n\pi h}{l_x} \tau_{n'} = 6 \frac{A_c}{b_u h} \frac{(2D_u - h)}{h} \left( - \frac{N n^4 \pi^4}{p l_x^4} C_{n'} \beta_{n'} + e_n \right)$$

次に式(19)に式(33)、(37)および(39)を代入して整理すれば

$$\left( - \frac{N n^4 \pi^4}{p l_x^4} C_{n'} \beta_{n'} + e_n \right) = \frac{N b_u}{E_c J_c} \left\{ \frac{b_c}{b_u} e_{n'} + \lambda_n - \frac{D_I}{h} \frac{n\pi h}{l_x} \tau_{n'} - 2 \frac{(2D_u - h)}{h} \frac{n^3 \pi^3 h^2}{p b_u l_x^3} C_n \right. \\ \left. + 4 \frac{N n^3 \pi^3}{p b_u l_x^3} C_{n'} \right\} = - \frac{N b_u}{E_s J_s} \left( \frac{H_u}{h} \frac{n\pi h}{l_x} \tau_{n'} + \lambda_n \right)$$

同様に式(20)に式(28)、(29)、(30)、(38)および(40)を代入して

$$- \frac{n^2 \pi^2 A_c}{l_x^2} \frac{n\pi h}{l_x} \tau_{n'} = \frac{b_u k}{E_s} \frac{A_c}{A_s} \left\{ \frac{n\pi h}{l_x} \tau_{n'} + \frac{H_u h A_s}{J_s} \left( \frac{H_u}{h} \frac{n\pi h}{l_x} \tau_{n'} + \lambda_n \right) \right\} \\ - \frac{b_u k}{E_c} \left[ 4 \frac{n^3 \pi^3 h^2}{p b_u l_x^3} C_n - \frac{n\pi h}{l_x} \tau_{n'} + \frac{D_I h A_c}{J_c} \left\{ \frac{b_c}{b_u} e_{n'} + \lambda_n - \frac{D_I}{h} \frac{n\pi h}{l_x} \tau_{n'} \right. \right. \\ \left. \left. - 2 \frac{(2D_u - h)}{h} \frac{n^3 \pi^3 h^2}{p b_u l_x^3} C_n + 4 \frac{N n^3 \pi^3}{p b_u l_x^3} C_{n'} \right\} \right]$$

ここに

$$\left. \begin{aligned} \chi_n &= \frac{n^3 \pi^3 h^2}{p b_u l_x^3} C_n, & \chi_{n'} &= \frac{N n^3 \pi^3}{p b_u l_x^3} C_{n'}, & \tau_n &= \frac{n\pi h}{l_x} \tau_{n'} \\ \alpha_n &= \frac{n\pi A_c}{l_x h} \alpha_{n'}, & \beta_n &= \frac{n\pi b_u}{l_x} \beta_{n'}, & g_c &= \frac{D_I h A_c}{J_c} \\ g_s &= \frac{H_u h A_s}{J_s}, & j_c &= \frac{b_u N}{E_c J_c}, & j_s &= \frac{b_u N}{E_s J_s} \\ k_c &= \frac{b_u k}{E_c}, & k_s &= \frac{b_u k}{E_s} \frac{A_c}{A_s}, & \mu_c &= \frac{D_I}{h} \\ \nu_c &= \frac{D_u}{h}, & \mu_s &= \frac{H_u}{h}, & \nu_s &= \frac{H_l}{h} \\ \nu &= \frac{2D_u - h}{h}, & a &= \frac{A_c}{b_u h}, & i_n &= \frac{n^2 \pi^2 A_c}{l_x^2} \\ f_n &= \frac{b_c}{b_u} e_{n'} \end{aligned} \right\} \dots\dots (41)$$

と置けば、上記の三式は、次のように書き直すことができる。

$$\left. \begin{aligned} (4+\alpha_n)x_n-\tau_n &= 6a\nu(e_n-\beta_n x_n') \\ (e_n-\beta_n x_n') &= j_c(f_n+\lambda_n-\mu_c\tau_n-2\nu x_n+4x_n') = -j_s(\mu_s\tau_n+\lambda_n) \\ -i_n\tau_n &= k_s\{\tau_n+g_s(\mu_s\tau_n+\lambda_n)\} - k_c\{4x_n-\tau_n+g_c(f_n+\lambda_n-\mu_c\tau_n-2\nu x_n+4x_n')\} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots(42)$$

この連立方程式の解として

$$\left. \begin{aligned} x_n &= \frac{1}{D_n}(4e_n+\beta_n f_n) \left\{ \left( g_s \frac{k_s}{k_c} + g_c \frac{j_s}{j_c} \right) + 6a\nu j_s \left( 1 + \frac{k_s}{k_c} + \frac{i_n}{k_c} \right) \right\} \\ \tau_n &= \frac{1}{D_n}(4e_n+\beta_n f_n) \left\{ \left( (4+\alpha_n) \left( g_s \frac{k_s}{k_c} + g_c \frac{j_s}{j_c} \right) + 24a\nu j_s \right) \right\} \\ \lambda_n &= \frac{1}{D_n}(4e_n+\beta_n f_n) \left\{ 4(1-6a\nu j_s \mu_s) - (4+\alpha_n) \left( 1 + \frac{k_s}{k_c} + \frac{i_n}{k_c} + g_s \mu_s \frac{k_s}{k_c} + g_c \mu_s \frac{j_s}{j_c} \right) \right\} \\ x_n' &= \frac{1}{\beta_n} \{ e_n + j_s(\mu_s\tau_n + \lambda_n) \} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots(43a)$$

ここに

$$\begin{aligned} D_n &= (4+\alpha_n) \left\{ \left( 1 + \frac{k_s}{k_c} + \frac{i_n}{k_c} + g_s \mu_s \frac{k_s}{k_c} + g_c \mu_s \frac{j_s}{j_c} \right) (\beta_n + 4j_s + \frac{j_s}{j_c} \beta_n) \right. \\ &\quad + \left( g_s \frac{k_s}{k_c} + g_c \frac{j_s}{j_c} \right) (\beta_n \mu_c - 4\mu_s j_s - \frac{j_s}{j_c} \mu_s \beta_n) \left. \right\} - 4 \left( \beta_n + 4j_s + \frac{j_s}{j_c} \beta_n \right) \\ &\quad + 24a\nu j_s \beta_n (\mu_s + \mu_c) + 2\nu \beta_n \left\{ \left( g_s \frac{k_s}{k_c} + g_c \frac{j_s}{j_c} \right) + 6a\nu j_s \left( 1 + \frac{k_s}{k_c} + \frac{i_n}{k_c} \right) \right\} \end{aligned}$$

II部にハンチのない場合は

$$b_c = b_u, \quad D_u = D_l = \frac{1}{2}h, \quad A_c = b_u h, \quad J_c = \frac{1}{12}b_u h^3$$

したがって式(41)の記号において

$$g_c = 6, \quad j_c = 1, \quad \mu_c = \frac{1}{2}, \quad \nu = 0, \quad a = 1$$

と置けるから、これらを式(43a)に代入すれば、II部にハンチのない場合の解として次式が得られる。

$$\left. \begin{aligned} x_n &= \frac{1}{D_n} (4e_n + \beta_n f_n) \left( g_s \frac{k_s}{k_c} + 6j_s \right) \\ \tau_n &= \frac{1}{D_n} (4e_n + \beta_n f_n) (4 + \alpha_n) \left( g_s \frac{k_s}{k_c} + 6j_s \right) \\ \lambda_n &= \frac{1}{D_n} (4e_n + \beta_n f_n) \left\{ 4 - (4 + \alpha_n) \left( 1 + \frac{k_s}{k_c} + \frac{i_n}{k_c} + g_s \mu_s \frac{k_s}{k_c} + 6\mu_s j_s \right) \right\} \\ x_n' &= \frac{1}{\beta_n} \{ e_n + j_s(\mu_s\tau_n + \lambda_n) \} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots(43b)$$

ここに

$$\begin{aligned} D_n &= (4+\alpha_n) \left\{ \left( 1 + \frac{k_s}{k_c} + \frac{i_n}{k_c} + g_s \mu_s \frac{k_s}{k_c} + 6\mu_s j_s \right) (\beta_n + 4j_s + j_s \beta_n) \right. \\ &\quad + \left( g_s \frac{k_s}{k_c} + 6j_s \right) \left( \frac{1}{2} \beta_n - 4\mu_s j_s - \mu_s j_s \beta_n \right) \left. \right\} - 4(\beta_n + 4j_s + j_s \beta_n) \end{aligned}$$

## (2) 接合面のズレ常数が特殊な値をとる場合

(a)  $k \rightarrow \infty$  の場合  $k \rightarrow \infty$  の不完全合成桁橋は完全合成桁橋に当たるから、式(41)および式(43)に  $k \rightarrow \infty$  を代入して得られる結果は、完全合成T型桁橋の解となる。そこで  $k \rightarrow \infty$  を式(41)に代入すれば、ここでは  $k_c$  および  $k_s$  が無限大となるにすぎないから、これらの値を式(43)に代入し、 $\frac{k_s}{k_c} = \frac{E_c A_c}{E_s A_s}$  が有限値であることに注意すれば、式(43)では  $\frac{i_n}{k_c}$  の項だけが0になることがわかる。したがって式(43)から  $\frac{i_n}{k_c}$  の項を取り除いた式は、そのまま完全合成T型桁橋の解として使用することができるから、ここに改めて書き下すことは省略する。なお式(43b)から  $\frac{i_n}{k_c}$  を除いた解が筆者によってすでに得られたハンチのない完全合成T型桁橋の解<sup>1)</sup>に一致していることは、両者の比較によって容易に検証できる。

(b)  $k = 0$  の場合 これは、鉄筋コンクリートスラブと鋼桁とが互いに分離することがないように重ねられ、かつ接触面の滑動が自由である場合に相当する。解は、式(43)に  $k_c = k_s = 0$  を代入して得られる。

式(43a)からハンチのある場合にたいし

$$x_n = \frac{1}{D_n} 6a\nu j_s (4e_n + \beta_n f_n)$$

$$\left. \begin{aligned} \tau_n &= 0 \\ \lambda_n &= -\frac{1}{4n} (4 + \alpha_n) (4 e_n + \beta_n f_n) \\ \chi_n' &= \frac{1}{\beta_n} (e_n + j_s \lambda_n) \end{aligned} \right\} \dots\dots (44 a)$$

ここに

$$d_n = (4 + \alpha_n) \left( \beta_n + 4 j_s + \frac{j_s}{j_c} \beta_n \right) + 12 a v^2 \beta_n j_s$$

$$\left. \begin{aligned} \chi_n &= \tau_n = 0 \\ \lambda_n &= -\frac{4 e_n + \beta_n f_n}{\beta_n + 4 j_s + j_s \beta_n} \\ \chi_n' &= \frac{1}{\beta_n} (e_n + j_s \lambda_n) \end{aligned} \right\} \dots\dots (44 b)$$

7. 変形および応力を与える公式

特に重要な変形および応力を与える公式を導入しよう。不完全合成T型桁橋のたわみとしてⅢ部のたわみをとれば、式(39)に式(41), (43 a) を代入して次のたわみ式を得る。

$$w_n = w_n^{III} = \frac{pb_u}{E_s J_s} \left( \frac{L_x}{n\pi} \right)^4 \frac{1}{4n} (4 e_n + \beta_n f_n) \left\{ (4 + \alpha_n) \left( 1 + \frac{k_s}{k_c} + \frac{i_n}{k_c} \right) - 4 \right\} \sin \xi_n \dots\dots (45)$$

この式は、ハンチのない場合にもそのまま使用できる。また完全合成T型桁橋においては、これから、 $\frac{i_n}{k_c}$  を取り除いて使用すれば良い。k=0 のときは、式(39)に式(41), (44)を直接代入して、ハンチのある場合にたいし

$$w_n = \frac{pb_u}{E_s J_s} \left( \frac{L_x}{n\pi} \right)^4 \frac{(4 + \alpha_n) (4 e_n + \beta_n f_n)}{(4 + \alpha_n) \left( \beta_n + 4 j_s + \frac{j_s}{j_c} \beta_n \right) + 12 a v^2 j_s \beta_n} \sin \xi_n \dots\dots (46 a)$$

ハンチのない場合にたいし

$$w_n = \frac{pb_u}{E_s J_s} \left( \frac{L_x}{n\pi} \right)^4 \frac{4 e_n + \beta_n f_n}{\beta_n + 4 j_s + j_s \beta_n} \sin \xi_n \dots\dots (46 b)$$

Ⅱ部の上面におけるx-方向の直応力は、式(29)および式(38)に式(41)ならびに式(42)の関係を考慮して

$$\sigma_x \Big|_{z'=-D_u} = \sigma_x^{II} + \sigma_x^{II'} \Big|_{z'=-D_u} = \frac{pb_u}{h A_c} \left( \frac{L_x}{n\pi} \right)^2 \left\{ (4 \chi_n - \tau_n) + \frac{g_c v_c j_s}{\mu_c j_c} (\mu_s \tau_n + \lambda_n) \right\} \sin \xi_n \dots\dots (47 a)$$

同じくⅡ部の下面におけるx-方向の直応力は

$$\sigma_x \Big|_{z'=D_l} = \sigma_x^{II} + \sigma_x^{II'} \Big|_{z'=D_l} = \frac{pb_u}{h A_c} \left( \frac{L_x}{n\pi} \right)^2 \left\{ (4 \chi_n - \tau_n) - \frac{g_c j_s}{j_c} (\mu_s \tau_n + \lambda_n) \right\} \sin \xi_n \dots\dots (47 b)$$

鋼桁の引張り側の縁応力は、式(30)および式(40)に式(41)の関係を考慮して

$$\sigma_x \Big|_{z''=H_l} = \sigma_x^{III} + \sigma_x^{III'} \Big|_{z''=H_l} = \frac{pb_u}{h A_s} \left( \frac{L_x}{n\pi} \right)^2 \left\{ \tau_n - \frac{g_s v_s}{\mu_s} (\tau_n \mu_s + \lambda_n) \right\} \sin \xi_n \dots\dots (48 a)$$

鋼桁の圧縮側の縁応力は

$$\sigma_x \Big|_{z''=-H_u} = \sigma_x^{III} + \sigma_x^{III'} \Big|_{z''=-H_u} = \frac{pb_u}{h A_s} \left( \frac{L_x}{n\pi} \right)^2 \left\{ \tau_n + g_s (\tau_n \mu_s + \lambda_n) \right\} \sin \xi_n \dots\dots (48 b)$$

また接合面のせん断応力は、式(28)および式(41)から

$$\bar{\tau}_{z'x} = \frac{pl_x}{n\pi h} \tau_n \cos \xi_n \dots\dots (49)$$

これら応力公式に式(43)あるいは式(44)を代入すれば、各種の場合に対応した公式を得ることができる。上に記述した変形および応力公式は、フーリエ級数に展開された荷重の第n項に対応するものであるから、一般的な荷重にたいする公式とするためには、これら諸公式にnにかんする総和記号をつけて考えなければならない。

すでに明瞭ごとく、A型およびB型における曲げの解には、 $\alpha_n'$  ならびに  $\beta_n'$  にかんする各関係式の間に相違があるにすぎない。そしてまたこれら関係式は、各近似的に等しい値をもつことも認められている<sup>6)</sup>。したが

ってこれからA型およびB型における曲げの性状は、ほぼ同一であると判断することができる。この性質は、合成桁橋の実験的研究の手段として単独の合成桁が使用できることに根拠を与えるものであると考えられる。

8. 断面二次モーメント増加率

前記のごとく合成T型桁橋のたわみは、式(45)または式(46)で与えられるが、式(45)は、その一般式として取り扱うことができるから、ここにこれをとりあげて多少変形すれば、たわみは、一般の荷重状態にたいし次のように表現できる。

$$w = \sum_n \frac{pb_u}{E_s(\phi_n J_s)} \left(\frac{l_x}{n\pi}\right)^4 \left(\frac{4}{\beta_n} e_n + f_n\right) \sin \xi_n \dots\dots\dots (50)$$

ここに

$$\phi_n = \frac{A_n}{\beta_n \left\{ (4 + \alpha_n) \left( 1 + \frac{k_s}{k_c} + \frac{i_n}{k_c} \right) - 4 \right\}} \dots\dots\dots (51)$$

一方断面二次モーメント  $\phi J_s$  なる支間  $l_x$  で単純に支持された鋼桁に荷重  $\sum_n pb_u \left(\frac{4}{\beta_n} e_n + f_n\right) \sin \xi_n$  が載るとき、そのたわみは

$$w = \frac{pb_u}{E_s(\phi J_s)} \sum_n \left(\frac{l_x}{n\pi}\right)^4 \left(\frac{4}{\beta_n} e_n + f_n\right) \sin \xi_n \dots\dots\dots (52)$$

ここに  $\phi$  は、式(52)が式(50)と同等のたわみを与え得るように定められているとする。たわみの近似式として式(50)および式(52)で初項のみを考えることにしても、これらがたわみ式として十分良い精度をもつと判断できるので、上の仮定を考慮して、これら初項を等しいと置くならば、 $\phi_1 = \phi$  という関係式が得られる。したがって  $\phi$  は、式(51)で  $n=1$  として

$$\phi = \frac{A_1}{\beta_1 \left\{ (4 + \alpha_1) \left( 1 + \frac{k_s}{k_c} + \frac{i_1}{k_c} \right) - 4 \right\}} \dots\dots\dots (53)$$

かくして式(52)の  $\phi$  を式(53)で定義するならば、式(50)の近似公式として式(52)が使用ができることになるが、この近似式は、またたわみ式として一般に十分良い精度をもつと考えられている。

式(52)において  $\sum_n pb_u \left(\frac{4}{\beta_n} e_n + f_n\right) \sin \xi_n$  は、初等ハリ理論による合成T型桁橋のたわみ計算に当たって使用される荷重であるが、橋面に載る実荷重とは多少その値を異にしている。これは、鉄筋コンクリートスラブに載る荷重がすべて鋼桁を通じて支承に伝達されず、その一部分が鉄筋コンクリートスラブから直接スラブの支承線に伝達されることによって生ずる。そこでこの様子を調べるために荷重を変形してみよう。

$$pb_u \left(\frac{4}{\beta_n} e_n + f_n\right) \sin \xi_n = \left\{ \frac{2}{\theta_n \beta_n'} \times p(l_y - b_c) e_n + pb_c e_n' \right\} \sin \xi_n$$

右辺を展開すれば、その第二項の  $pb_c e_n' \sin \xi_n$  は、式(21)から明らかなように、II部に載る全荷重を表わしている。また第一項の  $p(l_y - b_c) e_n \sin \xi_n$  は、I部に載る全荷重であるから、 $\frac{2}{\theta_n \beta_n'}$  は、そのうち鋼桁を通じて支承に伝達される荷重の量を示す係数であると考えられることができる。そこで  $\frac{2}{\theta_n \beta_n'}$  に式(33)あるいは式(35)の  $\beta_n'$  を代入して検討するに、 $\theta_n$  のいかにかわからず、A型、B型共通に、次式が成り立つことが容易に証明できる。

$$0 < \frac{2}{\theta_n \beta_n'} < 1$$

しかし  $\theta_n$  が小さければ(たわみでは  $n=1$  の場合が問題になるだけであるから、実際には  $\frac{l_x}{l_y} \geq 2$  の場合はこれに該当すると考えられる)、 $\frac{2}{\theta_n \beta_n'}$  は、近似的に1に等しいと考えて良いから、荷重はかなりの精度をもって

$$pb_u \left(\frac{4}{\beta_n} e_n + f_n\right) \sin \xi_n = \left\{ p(l_y - b_c) e_n + pb_c e_n' \right\} \sin \xi_n$$

と置くことができる。すると式(52)は、さらに次のように書き改められることができる。

$$w = \frac{p}{E_s(\phi J_s)} \sum_n \left(\frac{l_x}{n\pi}\right)^4 \left\{ (l_y - b_c) e_n + b_c e_n' \right\} \sin \xi_n \dots\dots\dots (54)$$

式(54)は、A型においては図-1(a)で斜線をほどした単位の合成桁に載る荷重が、また一方B型においてはそれに載る全荷重が、各断面二次モーメント  $\phi J_s$  なる支間  $l_x$  で単純に支持された鋼桁に作用する時のたわみを表わしている。したがってたわみは、単一断面の単純バリと同様に取り扱い得るから、この意味において

$\phi J_s$  は、初等ハリ理論におけると同様に各対象とする構造物の断面二次モーメントと呼ばれ、また  $\phi$  は、鉄筋コンクリート スラブの介在によってこの断面二次モーメントが鋼桁のそれから増加する程度を表わす係数であると考へて、断面二次モーメント増加率と呼ばれる。

断面二次モーメント増加率は、一般式として式 (53) で与えられるが、特殊な場合として  $k \rightarrow \infty$  のときは、式 (53) で  $\frac{i_n}{k_c}$  を省略し、さらに  $\phi$  を  $\phi'$  と書いて

$$\phi' = \frac{d_1}{\beta_1 \left\{ (4 + \alpha_1) \left( 1 + \frac{k_s}{k_c} \right) - 4 \right\}} \dots \dots \dots (55)$$

式 (53) および式 (55) は、ハンチのない場合にもそのまま利用できる。また  $k=0$  のときは、式 (46 a) を直接用いてハンチのある場合にたいし

$$\phi = 1 + 4 \frac{j_s}{\beta_1} + \frac{j_s}{j_c} + \frac{12 a v^2 j_s}{4 + \alpha_1} \dots \dots \dots (56 a)$$

同じく式 (46 b) からハンチのない場合にたいし

$$\phi = 1 + 4 \frac{j_s}{\beta_1} + j_s \dots \dots \dots (56 b)$$

このようにたわみは、断面二次モーメント増加率によって単純ハリ理論に還元して算出できることが明らかになったが、これは、式 (45) および式 (46) に代り得る簡略化されたたわみの取り扱い法とみなされよう。

### 9. 曲げ理論の精度について

既述のごとく筆者の曲げ理論においては、理論の簡略化をはかるため種々の仮定や省略が行なわれたから、計算式の利用に先だつて、その精度が確かめられねばならない。しかしA型の曲げ理論においては、理論的にはもちろん実験的にも精度の検証が困難であるように見えたので、ここでは直接これについて精度を論ずる代りに、A型と同様な理論的取り扱い法によって解析され、かつ同等の力学的性質を持つB型の曲げ理論について論じ、その精度からA型の理論の精度を類推することによって、これら曲げ理論の妥当性が論じられたことにしたいと考へている。

したがってここではB型の曲げ理論について精度が論じられるが、そのために理論的研究としては Newmark 氏の曲げ理論<sup>2),4)\*</sup>を用い、また実験的研究としては Illinois 大学において実施された一連の実験資料<sup>2),3)</sup>を借用して、理論と実験の両面から筆者の曲げ理論の検討を行なうことにする。Newmark 氏の理論は、鉄筋コンクリート スラブも鋼桁と同様に初等ハリ理論に従うものと仮定して構成されているが、これは、筆者の曲げ理論からみれば、その有効巾がスラブ全巾におよぶ場合に相当するから、この条件を満たす合成桁を考察の対象に選ぶならば、そこでは両理論は、同等のものともみなすことができる。したがってこれを逆に使用すれば、Newmark 氏の理論によって筆者の曲げ理論の妥当性を検証することができるわけである。

実験において使用された試験桁は、総計7本であり、このうち4本は、full scale test 用で B 24 W, B 24 S, B 21 S, B 21 W と呼ばれ、残りの3本は、small scale test 用で T<sub>1</sub>, T<sub>2</sub>, T<sub>3</sub> と呼称された。これら試験桁の支間とスラブ全巾との寸法比は、full scale test で  $\frac{l_x}{l_y} = 6.25$ , small scale test で  $\frac{l_x}{l_y} = 3.33$  であるから、図-12を参照して\*\*、full scale test の試験桁においては有効巾にスラブの全巾をとって良いが、small scale test ではスラブ全巾を有効巾とすることに多少問題が残ることがわかる。しかしこの事情を念頭において検討することにすれば、上の考察からこれら全試験桁において、実験値との比較と同時に理論的検証が可能であると思ふことができる。

このような観点から筆者の曲げ理論は、すべて Newmark 氏の理論を介して実験値と比較された。かかる手段がとられると、実験資料は、すでに Newmark 氏の理論と比較済みであるから、全実験資料との比較をまづまでもなく、Newmark 氏の理論を通じて筆者の理論の精度が類推できることになる。この意味から筆者は、比較の主体を full scale test では試験桁 B 24 W, B 24 S および B 21 W のたわみと接合面のズレに置き、また small scale test では T<sub>1</sub>, T<sub>2</sub>, T<sub>3</sub> のたわみだけに置くことにした。ここに B 24 W, B 24 S は別として、B 21 S を除外して B 21 W を用いたのは、B 21 W の接合面のズレ常数がかなり小さいので、念のため理論の適合性を調べたいと考へたことによる。

\* このほかに筆者の曲げ理論<sup>2)</sup>もあるが、これは Newmark 氏の理論と同等であると考えられるので、ここでは比較から除外した。

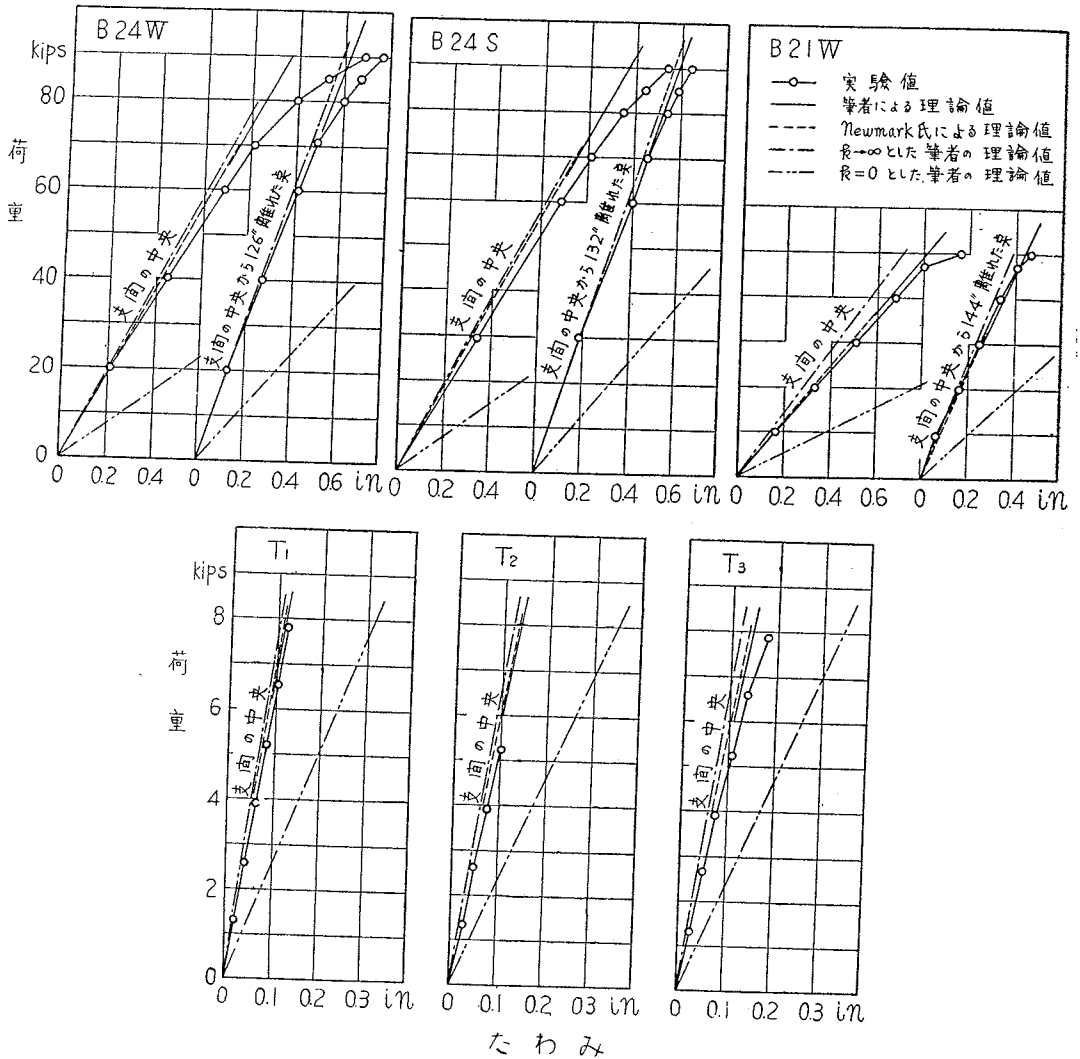
\*\* 図-12 は、A型の有効巾であるが、7. の考察から、これがまたB型の有効巾を表わすものとして良い。



(1) たわみ

試験桁におけるたわみの理論値は、筆者の理論においては式(45)から、また Newmark 氏の理論においては文献7)の式(30a)から求められる。図-9にはこれら公式による計算値が実験値とともに示されている。図から筆者の理論値がわずかではあるが Newmark 氏の計算値より大き目のたわみを与えることがうかがわれるが、この相違は、有効巾の見込み違いや計算誤差の影響によるものと思われる。しかしいずれにせよ大きいものでないから、事実上両理論は、同じ結果を与えるものと考えて良い。したがって、図から容易に了解できるように、筆者の理論は、Newmark 氏のそれと同様に実験値を良く説明できるといえよう。

図-9

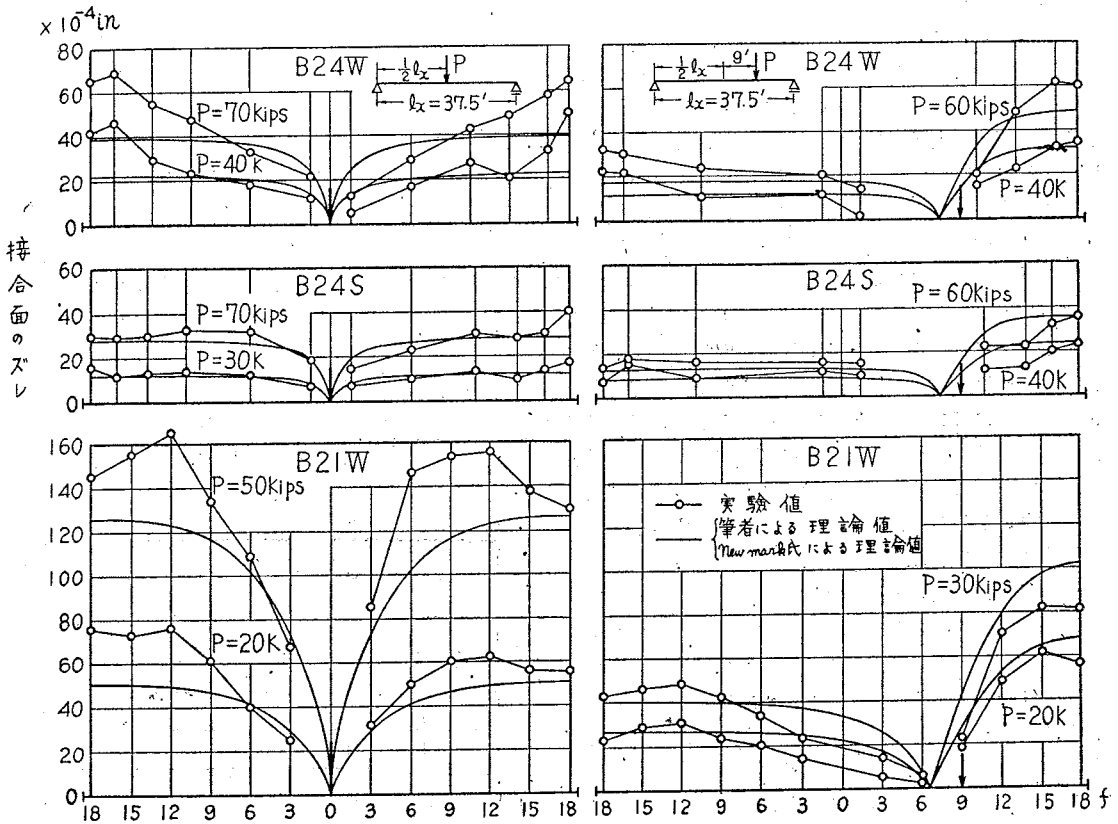


筆者の理論値として図-9に示した諸値は、式(45)の第二項までの和として与えられたものであるが、その第二項は、第一項に比して非常に小さくわずか1%程度にすぎないから、実用計算においては第一項のみによる計算で十分満足な結果が得られるものと考えられる。式(52)および式(54)は、ともにこのことを予期して式(45)の第一項のみに着目して導入された公式である。したがってこれらは、式(45)の第一項と同等であるから、もちろんたわみ式として十分良い精度を持つものと判断することができる。事実ここに比較した試験桁のたわみを式(52)および式(54)で求めれば、これらは、式(45)の結果と一致する。

(2) 接合面のズレ

筆者の理論による接合面のズレは、式(49)を第n項とするフーリエ級数の和を接合面のズレ常数kで除して得られる。一方 Newmark 氏の計算値は、文献7)の式(27b)に式(29a)を代入して求められる。図-10

図-10



にはこれら両理論値が実験値とともに示されている。ここに式(49)を第 $n$ 項とする級数は、やや収束が遅いので、数値計算に当たり  $n=7\sim 10$  までとったが、ズレの小さいところにおいてはいまだに多少の計算誤差が残った。しかし筆者ならびに Newmark 氏の理論値は、全般的に等しく計算誤差程度の差異しか認められないので、図では同一曲線で表わされている。したがって接合面のズレにおいても、筆者の理論は、Newmark 氏のそれと同程度に実験値を説明できるといえる。

上述のようなたわみおよび接合面のズレにおける筆者ならびに Newmark 氏の理論値の類似性は、筆者の曲げ理論における諸処理法が適正であったことの証左であると考えられるから、これらの比較によって筆者の曲げ理論の妥当性が確かめられたと考えて良いと思われる。したがって実験値との比較も理論と同じく一部に限定されたけれども、Newmark 氏の理論を通じて筆者の理論は、実験値全体をも Newmark 氏のそれと同程度に説明できることが類推できる。

このようにして筆者の曲げ理論は、B型において良い精度をもつことが確認されたが、A型の曲げ理論もB型と同様な理論的処理のもとで構成されたものであるから、ここにおいてもB型におけると同様な理論の精度が期待できることはいうまでもない。

### 10. 数値計算

数値計算においては、設計上の参考資料とするため、対象をA型にのみ置くものとする。したがって以後の考察は、特にその都度ことわらざる限りA型にかんするものである。しかしB型においても、前述のように性質がA型に類似しているから、これはまた十分B型の考察にも役立つものと思われる。

既述のごとく式(53)で断面二次モーメント増加率を定義するならば、A型の設計荷重時におけるたわみは、初等ハリ理論によって精度良く求められるので、式(53)は、その力学的性状を調べる上ではもちろん、設計計算の上でも重要な役割を果たす式である。そこで次にはこの断面二次モーメント増加率を数値計算して、合成T型桁橋の力学的性状を種々考察する手掛りとするにすることにする。

筆者は、すでに式(53)において  $k \rightarrow \infty$  とした式(55)についてかなり広汎な数値計算<sup>8)</sup>を行ない、完全合成

T型桁橋の曲げの性状を調べた。このような事情から、ここにおける断面二次モーメント増加率の数值計算も先の計算範囲の一部に当たる断面寸法を持った不完全合成T型桁橋について行なうことにした。したがって式(53)の数值計算における仮定は、上記の数值計算を参考にして次のように定められた。(1) 鋼とコンクリートのヤング率の比は一率に10とする。(2) スラブにはハンチがないとする。(3) 鋼腹板厚は鋼桁高さの1/100とする。(4) 鋼桁の上フランジは、小さいほど望ましいわけであるが、shear connectorの取り付けおよび施工上の問題からある程度の大きさを必要とするので、ここでは一応の目安として、フランジ巾はスラブ厚に、またフランジ厚は腹板厚に同じとする。(5) 下フランジにおいては、その厚さは腹板厚と同一とし、断面巾は与えられた断面積を満たすまで広くとるものとする。これらの仮定のうち(3)を除いては、先の数值計算におけると同一の仮定である。(3)で先の仮定の $\frac{1}{160}H$ から $\frac{1}{100}H$ に直したのは、スラブ厚ならびに合成桁橋の支間から考えて、この方が実情にそくしていると考えられたからである。しかしこれらの諸仮定は、いずれも合成T型桁橋の力学的性質に大きな影響を持つとは考えられぬので、ここにおいても前の数值計算におけると同様に不変量として取り扱った。するとこの他に鋼桁の間隔( $l_y/h$ )、鋼桁の高さ( $H/h$ )、鋼桁の下フランジの断面積( $A_{st}/h^2$ )および合成桁橋の支間( $l_x/l_y$ )が与えられると合成T型桁橋の全寸法は、スラブ厚を単位として定まるから、さらに合成桁橋のズレ常数( $b_{uk}/E_s$ )を与えるならば、不完全合成T型桁橋の断面二次モーメント増加率の数值計算が可能になる。かくてこれら変量に $l_y/h=12, 15$ の2種、 $H/h=5.0$ の一種、 $A_{st}/h^2=0.1, 0.4$ の二種、 $l_x/l_y=0\sim 10$ の間に数種、同じく $b_{uk}/E_s=0\sim\infty$ の間に数種をとり、これらの各組合せによって生ずる不完全合成T型桁橋について数值計算を行なった。

図-11は、これら数值計算結果の一部を例示したものであるが、このように $l_y/h$ 、 $A_{st}/h^2$ および $b_{uk}/E_s$ をパラメーターとして示せば、他の計算結果もその値を異にするとはいえ、曲線の形としては図示のものと同じ傾向をもっているので、図を参照して数值計算全般にわたる定性的考察を行なうことができる。

図から断面二次モーメント増加率は、 $l_x/l_y$ が大きくなると、支間に関係なくほぼ一定値をとるようになるが、その様相は、 $b_{uk}/E_s$ の値によってかなり相違している。したがって完全合成T型桁橋の数值計算においてすでに認められた事柄<sup>9)</sup>、すなわち(1)断面二次モーメント増加率は、 $l_x/l_y \geq 10$ で支間に無関係に一定値となること、(2)断面二次モーメント増加率は $l_x/l_y < 10$ で支間とともに減少するが、特に $l_x/l_y < 3\sim 4$ でその傾向がいちじるしいこと等は、 $b_{uk}/E_s$ の値によっては多少修正されなければならない。この意味から同所で妥当と考えたDINおよびAASHOの有効巾の規定も、現在使用されているshear connectorのズレの性質を考慮して再検討されなければならぬ問題であると考えられる。

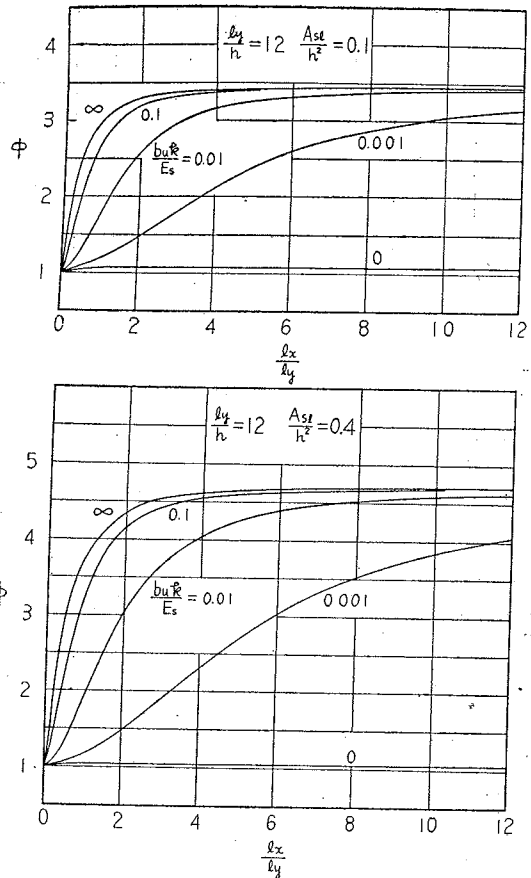
### 11. 有効巾

図-1(a)に示す不完全合成T型桁橋の鉄筋コンクリートスラブを橋軸に平行に適当な巾 $B$ をもって切断して得られる対称断面を持つ単独の合成桁に、筆者によってすでに与えられた不完全合成桁理論<sup>7)</sup>を適用すれば、図-1(a)で斜線をほどとした単位の合成桁に載る全荷重 $\sum p \{ (l_y - b_c) e_n + b_c e_n' \} \sin \epsilon_n$ にたいし、たわみ $w$ は、文献7)を参照して

$$w = \frac{p}{E_s(\psi J_s)} \sum_n \left( \frac{l_x}{n\pi} \right)^4 \left\{ (l_y - b_c) e_n + b_c e_n' \right\} \sin \epsilon_n \quad \dots\dots\dots (57)$$

ここに

図-11



$$\psi = 1 + \frac{j_s}{j_c} + \frac{(\mu_c + \mu_s)(k_c g_c j_s + k_s g_s j_c)}{(i_1 + k_c + k_s) j_c}$$

で与えられる。ただし断面二次モーメント増加率  $\psi$  を与える公式の記号は、文献 7) のそれをそのまま使用してあるから、本報文の記号と混同しないよう注意する必要がある。一方これと同一の荷重にたいする不完全合成T型桁橋のたわみは、式 (54) で与えられるから、これと式 (57) のたわみが等しくなるためには

$$\phi = \psi$$

が成立しなければならぬ。したがってこれが成立つようにスラブ巾  $B$  を逆算すれば、このスラブ巾は、不完全合成T型桁橋のたわみにかんする有効巾とみなすことができる。

図-12 は、これを定義とする有効巾の例で、図-11の断面二次モーメント増加率を用いて定められたものである。ここにおいても前節の断面二次モーメント増加率におけると同じく、数値計算の全領域において同一の傾向が認められるから、図を参照して、直ちに次のごとき二つの定性的結論を下すことができる。(1) 有効巾は、合成桁橋のズレ常数が小さくなるにつれて逆に大きくなる。(2) 合成桁橋のズレ常数に適当な下の制限を設けるならば、支間がごく小さい場合を除いて、有効巾は、そのズレ常数に無関係に完全合成T型桁橋の有効巾で表わすことができる。これらの考察は、筆者の数値計算の範囲でのみ通用する事実すぎないが、既報<sup>9)</sup>のごとく普通一般に実用されるような寸法の完全合成T型桁橋では、その有効巾は、橋の断面寸法に関係なく支間のみの関係で表わされることが明らかであるし、もちろん前節の数値計算に用いた不完全合成桁橋はこの種の寸法のものであるから、この事実を上(1)および(2)の性質を考え合わせるならば、合成桁橋のズレ常数にかんする適当な制限条件のもとでは、有効巾に次のごとき普遍性のある性質が存在することを容易に認めることができる。すなわち使用に当たって多少安全側の誤差を許すことにすれば、普通実用されるような断面寸法の不完全合成T型桁橋における有効巾は、上述の完全合成型桁橋の有効巾\*で表わされ、合成桁橋のズレ常数ならびに断面寸法に関係なく、支間のみの関数であると考えられる。

またこの有効巾が 図-12 の  $b_u k / E_s \rightarrow \infty$  の場合に当たる有効巾と同じであることはいうまでもない。なおこのような性質の存在は、理論の構成から推しても肯首できることと思われる。

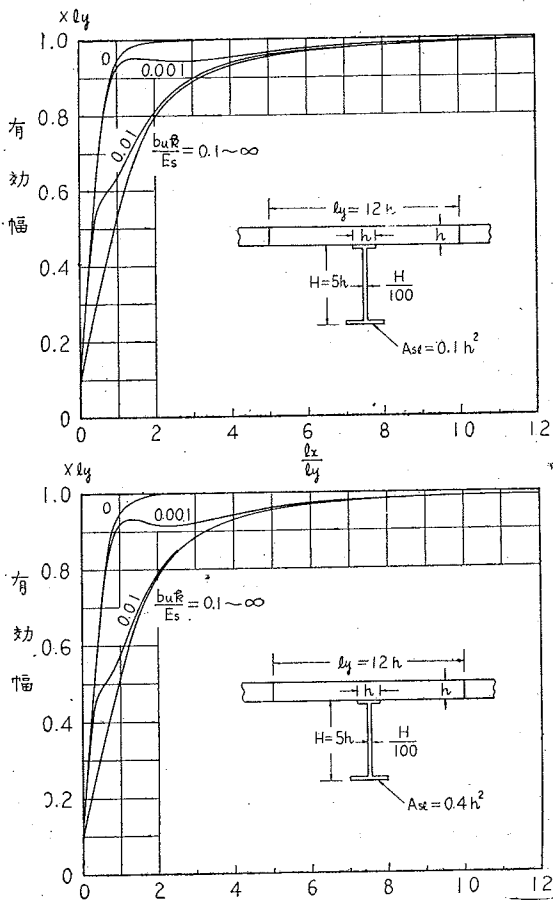
かくして支間のみの関数で表わされた有効巾と筆者の不完全合成桁の曲げ理論とを組み合わせるならば、不完全合成T型桁橋のたわみならびに応力は、文献 7) の式 (25), (26) および (27) から初等ハリ理論に準じて計算できることになる。これは、不完全合成T型桁橋の曲げの計算法としてきわめて便利な方法といえよう。ただしその運用に当たって、たわみ式は、式 (54) と同等の精度を持つから問題はないが、応力公式においては改めてその精度が論じられねばならぬ。しかし文献 7) ですでに認められたように、これら応力公式は実験結果を良く説明できることが明らかであるので、ここにおいても十分良い精度を期待できることが容易に推察される。したがってこれら計算式は、式 (45), (46), (47), (48) および (49) に代り得る簡便式であるといえる。

## 12. 断面二次モーメントの効率および現行の設計計算法

ここに断面二次モーメントの効率とは、不完全合成T型桁橋の断面二次モーメント ( $\phi J_s$ ) とこの合成桁橋を

\* 文献 8) の Fig. 4 参照

図-12



完全合成T型桁橋と考えた場合の断面二次モーメント ( $\phi'J_s$ ) との比の謂で、木構造においてはすでにしばしば利用されている概念である。これは、また合成効果が100%発揮された完全合成T型桁橋の断面二次モーメントを単位として不完全合成T型桁橋のそれを表わす係数とも解されるから、合成T型桁橋のズレ常数の変動による曲げ剛性の変化の様子を表わす最も適当な表示法であるといえよう。一方従来の慣習によると、合成T型桁橋は、本質的には不完全合成桁橋であるにもかかわらず、その設計計算の単位に完全合成T型桁橋を採用しているから、ここにおける有効巾の規定には、当然接合面のズレにたいする考慮が払われていなければならないと考えられる。そこで次には断面二次モーメントの効率において不完全合成T型桁橋の曲げの性状を調べると同時に、この種の有効巾と合成桁橋のズレ常数との関係を求め、これを現行の有効巾の規定と比較するなど現行計算法についても検討してみたいと思う。

このように種々の考察を行なうためには、10. の数値計算だけでは資料が不足するので、前節で求めた計算法を利用してさらに数値計算を実施することにした。ここで新たに数値計算される不完全合成T型桁橋は、10. におけると同じ仮定と方法で構成されるものとすれば、その合成T型桁橋は、 $l_y/h$ ,  $H/h$ ,  $A_{st}/h^2$ ,  $l_x/l_y$  および  $b_{uk}/E_s$  の値を与えれば得られることになる。そこで、ここにはこれらの値として各  $l_y/h=8, 12, 15$  の3種、 $H/h=5, 10, 15$  の3種、 $A_{st}/h^2=0\sim 0.5$  の間に4種、 $l_x/l_y=0.5\sim 12$  の間に7種、また  $b_{uk}/E_s=0\sim\infty$  の間に12種をとることとした。ただし特例として  $H/h=15$  の場合に限って腹板厚の仮定を10. の  $\frac{1}{100}H$  から  $\frac{1}{160}H$  に変えたから注意しなければならぬ。かくてこれら各種の値の組合わせによって生ずる不完全合成T型桁橋から図-12の  $b_{uk}/E_s \rightarrow \infty$  の場合に相当する有効巾をもつ単独の合成桁橋をとりだし、これに筆者の曲げ理論を適用して断面二次モーメント増加率ならびに応力を算出するならば、これらは、もとの不完全合成T型桁橋にたいする計算値とみなすことができる。かくして得られた諸数値は、前節の考察から支間ならびに合成桁橋のズレ常数の小さい場合を除外して、十分良い精度を持つ近似値であると考えられる。

なおここで数値計算した各種の不完全合成T型桁橋は、普通一般に使用されるような断面寸法の合成T型桁橋をすべて包含しているとみて差し支えないから、これらの計算資料から得られた諸考察にはかなりの不偏性を認め得るものと思われる。

### (1) 断面二次モーメントの効率

図-13は、支間をパラメーターとした断面二次モーメントの効率と合成桁橋のズレ常数との関係を例示したものであるが、曲線の形状においては全計算値が同じ傾向を持っているので、この例からただちに全般の様子を判断することができる。したがって図を参照して、普通一般に使用されるような合成T型桁橋における断面二次モーメントの効率は、支間の小さい場合を除外して、 $b_{uk}/E_s$  が0.01~0.02より小さくなると、これらを境としてほぼ一定値から急激に減少する傾向を持つということができよう。この事は、合成桁橋のズレ常数を表わす  $b_{uk}/E_s$  がこれらの値より小さくなると橋の曲げ剛性が急速に低下することを意味するので、純力学的見地から  $b_{uk}/E_s$  は、実用上これらの値より小さくしないことが望ましいように見える。一方  $b_{uk}/E_s$  をこれらの値より大きくしてもその割には曲げ剛性が増大しないから、またこれを0.01~0.02程度の値より大きくすることも実際には得策であるとはいえない。かくのごとき観察からこの種の  $b_{uk}/E_s$  は、合成T型桁橋における合成工法の良否を判定する基準として役立つといえよう。なお立場を変えてこれをながめると、これら  $b_{uk}/E_s$  は、合成桁橋のズレ常数として使用し得る下の限界を表わすものと解することもできるから、これらの値は、また shear connecto<sub>r</sub> の配置における最大許容間隔を決定する基礎としても利用できると思われる。

### (2) 現行の設計計算法

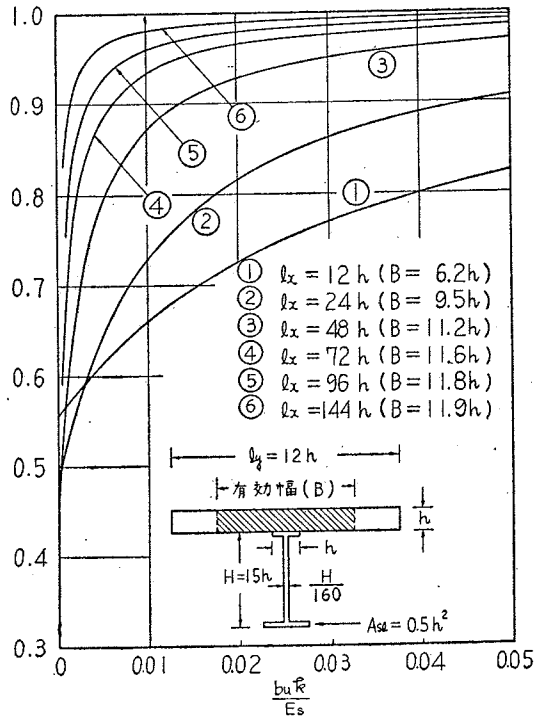
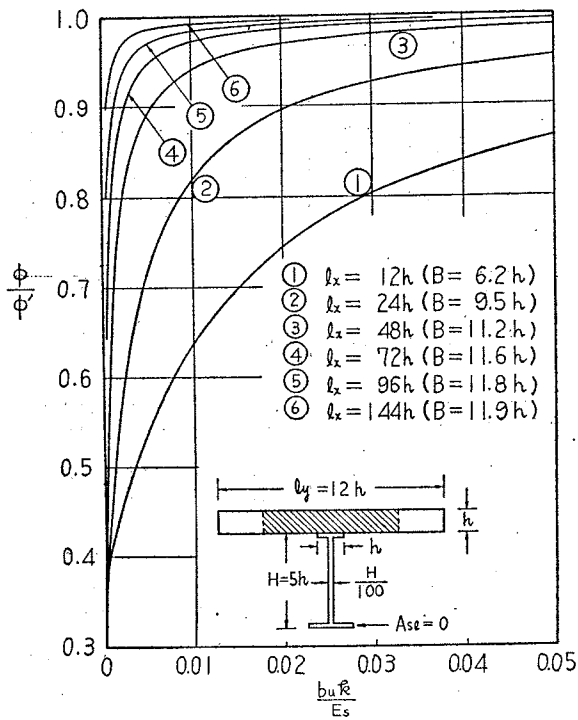
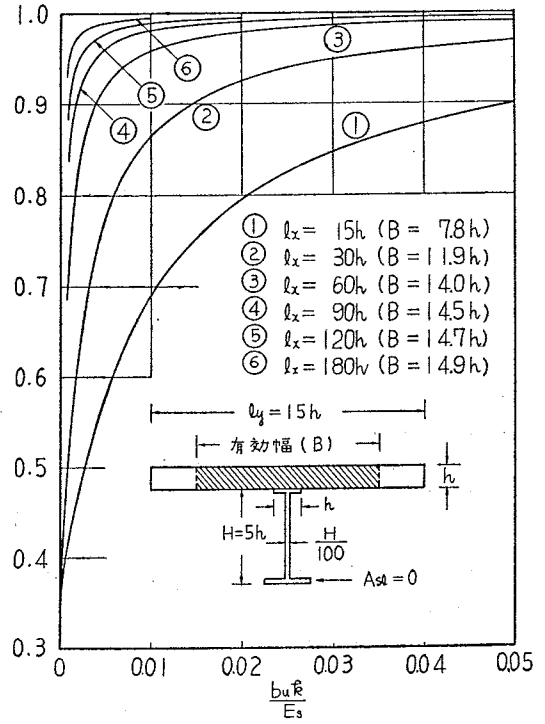
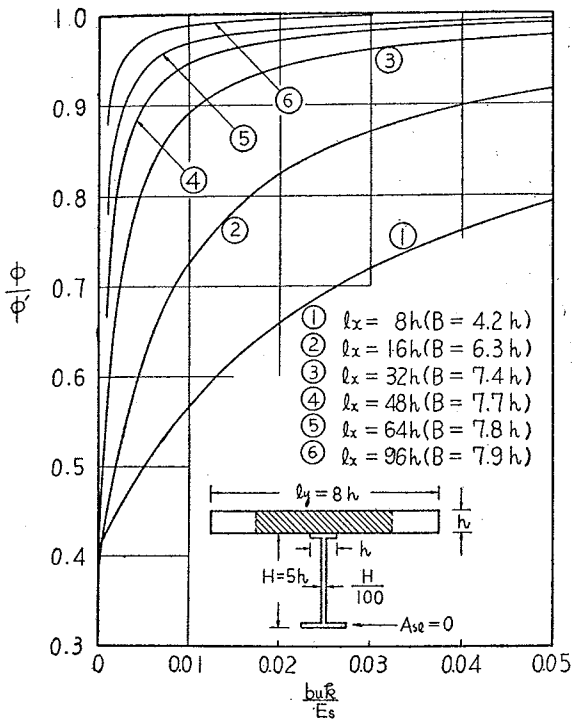
11. におけると同様に、不完全合成T型桁橋から適当なスラブ巾  $B$  を持つ単独の合成桁橋をとりだし、これを完全合成桁橋と考えて、式(57)からその断面二次モーメント増加率  $\psi'$  を算出し

$$\phi = \psi'$$

を満足するようにスラブ巾  $B$  を定めるならば、これが完全合成T型桁橋に置換した不完全合成T型桁橋のためにかんする有効巾である。図-14には  $b_{uk}/E_s$  の値が0.01および0.1である不完全合成T型桁橋のかかる定義による有効巾が例示されているが、これらは、 $\phi$  の値として先の計算値を用いて得られた曲線である。ここに合成桁橋のズレ常数として  $b_{uk}/E_s=0.01$  をとったのは、(1)の考察によって合成桁橋の曲げ剛性の低下を防止するためと、他方ではたわみおよび応力に別々の有効巾を使用しなければならぬような欠陥を防ぐために、この値が  $b_{uk}/E_s$  に許されべき下限としての一応の目安になると考えられたからである。一方  $b_{uk}/E_s=0.1$  にたいする有効巾は、ただ単に参考として掲げたにすぎない。

これら有効巾は、すべてたわみにかんするものであるから、次には応力にかんする有効巾について考えてみよ

図-13



う。上の推察に従い、 $b_{uk}/E_s \geq 0.01$ においては応力にかんする有効巾は、たわみのそれに等しいと考え、 $b_{uk}/E_s = 0.01$ の場合について、図-14に示すごとき有効巾をもつ完全合成T型桁の応力を求めこれを近似値として正確値と比較すれば、表-1に例示したごとき値を得る。ここに表の正確値としては、先の数値計算結果がそのまま使用されている。表から支間の小さい場合を除外して、たわみにかんする有効巾は、応力においても十分使用に耐え得ることがうかがわれ、上の推察の妥当なことがわかる。この事柄は、表に示した例にとどまらず、全数値計算範囲でいえるし、 $b_{uk}/E_s = 0.01$ において得られた結果は、また  $b_{uk}/E_s \geq 0.01$ においても当然成立つから、普通一般に使用されるような合成T型桁橋においてはそのズレ常数ならびに支間に適当な制限を設けるならば、たわみの有効巾は、そのまま応力の有効巾として使用できるといえる。

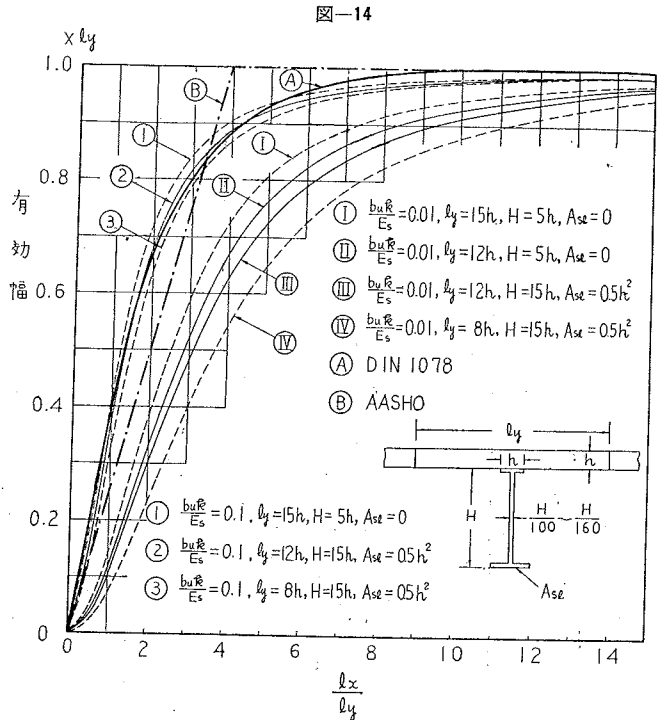


表-1

図-14から容易にわかるように、不完全合成T型桁橋を完全合成T型桁に置き換える有効巾は、合成桁橋のズレ常数、鉄筋コンクリートスラブの支間および鋼桁の寸法によってかなり変化するから、有効巾を支間の関数で表すためには、これらの値に種々の制限が必要になると思われる。一方、現行の有効巾の規定は、この項の有効巾と同じ考えのもとに定められたものであるし、かつまたそれは支間のみの関数で示されているから、これを適用するに当たっては、上述のような種々の制限条件が付加されなければならぬ。そこで、この様子を調べるために、現行のDINおよびAASHOの規定を数値計算で用いた合成T型桁橋に適用すれば、各図-14の太い実線と一点鎖線で示された有効巾が得られる。

支間 $l_x/l_y$	$l_y/h=12, H/h=5, A_{se}/h^2=0, b_{uk}/E_s=0.01$					
	$\sigma_{x1} z' = -D_{11}$		$\sigma_{x1} z' = H_{11}$		$\bar{\tau}$	
	正確値 $M/h^3$	近似値 $M/h^3$	正確値 $M/h^3$	近似値 $M/h^3$	正確値 $Q/h^2$	近似値 $Q/h^2$
1	-0.0613	-0.1614	2.6131	2.6508	0.1584	0.1696
2	-0.0486	-0.0828	2.2158	2.2461	0.2178	0.2268
4	-0.0433	-0.0521	2.0655	2.0799	0.2410	0.2453
6	-0.0421	-0.0460	2.0338	2.0414	0.2460	0.2482
8	-0.0416	-0.0438	2.0220	2.0266	0.2478	0.2491
12	-0.0413	-0.0422	2.0137	2.0159	0.2490	0.2497

支間 $l_x/l_y$	$l_y/h=12, H/h=15, A_{se}/h^2=0.5, b_{uk}/E_s=0.01$					
	$\sigma_{x1} z' = -D_{11}$		$\sigma_{x1} z' = H_{11}$		$\bar{\tau}$	
	正確値 $M/h^3$	近似値 $M/h^3$	正確値 $M/h^3$	近似値 $M/h^3$	正確値 $Q/h^2$	近似値 $Q/h^2$
1	-0.0034	-0.0148	0.1018	0.1018	0.0166	0.0167
2	-0.0044	-0.0105	0.0912	0.0913	0.0357	0.0358
4	-0.0050	-0.0071	0.0831	0.0831	0.0503	0.0504
6	-0.0052	-0.0062	0.0808	0.0808	0.0545	0.0546
8	-0.0052	-0.0058	0.0799	0.0799	0.0562	0.0562
12	-0.0053	-0.0053	0.0792	0.0792	0.0575	0.0575

M: 曲げモーメント Q: セン断力

AASHOの規定は、ごく近似的なものと考えられるから、これを除外してDINの規定のみについて考察するに、図からその有効巾は、 $b_{uk}/E_s = 0.1$ の場合の有効巾に相当することがただちにわかる。したがってDINの規定を使用すれば、図から明らかなように、合成T型桁橋の断面の寸法に制限を設ける必要は認められないが、合成桁橋のズレ常数には  $b_{uk}/E_s \geq 0.1$  という制限条件が付加されなければならぬことになる。しかし、現行のshear connectorにこの条件\*を満たさしめることはかなり困難であるし、前述のごとく力学的見地からも得策であるとはいえない。したがって、わが国の有効巾の規定もDINに準拠していることを考慮して、この有効巾

\* 二、三の実例から判断するに、現行のshear connectorにおける  $b_{uk}/E_s$  の値は、ほぼ0.05~0.005の間にあると考えられる。

は、合成桁橋のズレ常数として許容し得る下の限界を定めて再検討されなければならないと思われる。

この項の考察は、あくまで設計計算の対象に完全合成桁を用いることを前提としてきたが、上述のごとく有効巾に問題が残るので、計算上の簡便さはあるとはいえ合理性にやや欠けるうらみがある。しかしこれに代って筆者の不完全合成桁理論を用いれば、有効巾にさして欠陥がないばかりか、計算の簡便さも現行の方法に劣らないから、ここに有効巾のみならず設計計算法それ自体についても再考するよう提案したいと考えている。

### 13. 結 言

合成桁橋の shear connector としては現在 mechanical shear connector が常用されているが、これは、接合面にズレを許すことによって初めてせん断力を伝達するから、厳密にはこのような合成桁橋は、不完全合成桁橋として取り扱われなければならない。そこで不完全合成桁橋の曲げの性状を調べるとともに、これら合成桁橋の合理的取り扱い法を究明する手掛りにしたいと考え、ここに不完全合成T型桁橋ならびに単独の合成T型桁の曲げ理論が同様な理論的処理のもとで構成された。このように二つの場合を取り扱ったのは、両者の曲げの性状を比較検討して置くことが、応用に当たって便利であると考えられたからである。かくて理論相互の比較から解の類似性を確かめ、合成桁橋の実験的研究の手段として単独の合成桁が使用できることを確認すると同時に、後者の曲げ理論を既報の単独の合成桁にかんする実験ならびに理論的研究と比較し、その精度を通じてこれら曲げ理論の妥当性も検証することができた。

筆者は、また設計上の参考資料も得たいと考え、普通一般に使用されるような不完全合成T型桁橋を対象として種々数値計算を行なった。そして断面二次モーメントの効率によって、その合成T型桁橋の曲げの性状を調べた。一方、合成桁橋の設計計算の立場からみれば、計算法の簡略化をはかるために有効巾なる概念を導入してハリ理論を適用するという方法が用いられる。そこでこの目的のために使用する曲げ理論として先に筆者が提案した不完全合成桁理論と従来慣用されてきた完全合成桁理論の二つをとりあげ、数値計算の助けを借りてそれぞれの有効巾を論ずると同時に、それらの理論の適用法についても考察した。かくして次のような種々の結論を得ることができた。

(1) 合成桁橋の曲げ剛性の過度の低下を防止するために、合成桁橋のズレ常数には下の制限を設けることが望ましい。

(2) 筆者の不完全合成桁理論の適用に当たって使用すべき有効巾は、合成桁橋のズレ常数に適当な制限を加えるならば、合成桁橋のズレ常数ならびに断面寸法に関係なく支間のみの関数で表わすことができる。

(3) 完全合成桁理論の適用に当たっては、曲げ剛性の低下の防止のみならず、たわみと応力の有効巾を同一にするという見地から合成桁橋のズレ常数に下の制限を設ける必要がある。なおここにおける有効巾は、合成桁橋のズレ常数および断面寸法の影響を受けるから、一般に支間のみの関数として示すことには多少問題がある。

(4) 現行の有効巾の規定は、shear connector の実情にかんがみ再検討する必要がある。

(5) 筆者の不完全合成桁理論による計算法は、現行の計算法に比して有効巾に問題がないばかりか計算の簡便さにおいても優劣が付けないから、設計計算法それ自体についても再考の余地がある。

ここに数値計算は、すべて合成T型桁橋に限って行なわれたが、理論の構成から明らかなように、鋼桁には初等ハリ理論が適用できるという仮定を設けたにすぎないから、計算値は、鋼桁としての類似性が保たれる限り、鋼桁の形状には影響を受けないとみて差し支えない。したがって、上記の数値計算にたいする諸考察においても鋼桁の種類にはさしてこだわる必要がないと考えられる。

かくのごとく数値計算の助けを借りて不完全合成桁橋の曲げの性状を調べ、合成桁橋の取り扱い方について種々有用と思われる考察を行なうことができたが、これも数値計算における正木義春、大島四郎の両君の援助のためのものである。ここに記して感謝の意にかえたい。

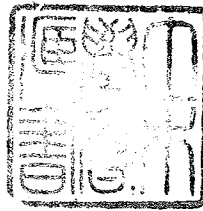
### 参 考 文 献

- 1) Minoru Yamamoto : Calculation of the Composite T-Beam, Memo. Fac. Tech. Tokyo Metro. Univ., No. 5, 1955
- 2) Siess, C.P., Viest, I.M., and Newmark, N.M. : Studies of Slab and Beam Highway Bridges-Part III : Small Scale Tests of Shear Connectors and Composite T-Beams, Univ. of Ill. Eng. Exp. Sta. Bul. 396.
- 3) Viest, I.M., Siess, C.P., Appteton, J.H., and Newmark, N.M. : Studies of Slab and Beam Highway Bridges-Part IV : Full Scale Test of Channel Shear Connector and Composite T-Beams, Univ. of Ill. Eng. Exp. Sta. Bul. 405.
- 4) Newmark, N.M., Siess, C.P., and Viest, I.M. : Test and Analysis of Composite Beams with Incomplete



Interaction, Proceeding of the Society for Experimental Stress Analysis, Vol. 9, No. 1, 1951

- 5) 山本 稔：ズレ止めの剛性について，土木学会第 15 回年次学術講演会講演概要Ⅱ
- 6) 坪井善勝：T梁に関する理論的研究，建築学会大会論文集，昭和 16 年 4 月
- 7) 山本 稔：不完全合成桁の曲げ理論，土木学会論文集第 67 号，昭和 35 年 3 月
- 8) Minoru Yamamoto: Some Note on the Composite T-Beam Bridges, Memo. Fac. Tech. Tokyo Metro. Univ., No. 7, 1957.



昭和 36 年 3 月 5 日印刷

昭和 36 年 3 月 10 日発行

土木学会論文集第 72 号・別冊(3-3) 定価 150 円(〒10 円)

著者	東京都世田谷区深沢町1の950	東京都立大学工学部	山本 稔
編集兼発行者	東京都新宿区四谷一丁目	社団法人 土木学会	末森 猛雄
印刷者	東京都港区赤坂溜池5	株式会社 技報堂	大沼 正吉

発行所 社団法人 土木学会 振替東京 16828 番  
東京都新宿郵便局区内 新宿区四谷一丁目 電話(351)代表 5138 番