

曲線鋼箱桁橋の中間ダイアフラム設計法に関する一提案

A PROPOSAL FOR INTERMEDIATE DIAPHRAGM DESIGN IN CURVED STEEL BOX GIRDER BRIDGES

坂井 藤 一*・長井 正 嗣**

By Fujikazu SAKAI and Masatsugu NAGAI

1. ま え が き

薄肉箱桁橋における中間ダイアフラムの設計法は、現在まで明確な形で標準化されたものは見当らず、ほとんどが設計者の経験に頼られてきた。しかしながら、近年のように構造物が大型化する傾向にあるとき、ダイアフラム鋼重の大きさは決してなおざりにできるものではなく、その意味からも早急にこの点に関する設計法を確立することが望まれている。

直線箱桁橋の中間ダイアフラム設計法については、現在具体的な提案が 2 種類ある。その一つは Wright ら¹⁾の研究成果を具体化した Merrison 報告²⁾である。しかしながら、これは実用性に問題があり、また不合理な面があることから、著者ら³⁾は別に独自の研究に基づく新しい考え方を示している。一方、曲線箱桁橋については、ダイアフラムの設計と密接に関連する断面変形挙動自体もあまり明確にされているとはいえず、最近この問題に関する研究が活発に実施されつつあるというのが実情である。曲線箱桁橋の断面変形解析およびダイアフラム設計法に関する従来の研究としては、まず Dabrowski⁴⁾の研究があげられる。これは曲線箱桁の断面変形挙動を解析する簡易理論を提案したもので、後年 Wright らが提案した BEF アナロジーと同様の方程式を誘導している。次に曲線箱桁を構成する扇形板、曲面板のそれぞれの方程式から出発して、曲線箱桁の挙動を解明しようとした研究として、変位・せん断方程式を適用した能町・吉田⁵⁾の研究、一般化座標法を適用した坂井ら⁶⁾の研究、折板理論を用いて 2 室箱桁のダイアフラムの効果を検討している Alam ら⁷⁾の研究、有限帯板法を用いた坂井・中村⁸⁾、大塚ら⁹⁾の研究などがあげられる。これらはいずれも断面変形挙動を解析した研究であり、ダイ

アフラムの設計法を具体的に論じたものではない。設計法を扱ったものとしては、Heins ら^{10), 11)}が Dabrowski の基礎方程式を用いてパラメトリックスタディを実施し、断面変形に伴うそり応力の算定式を曲げ応力との比率の形で論じた研究がある。しかしながら、これは Merrison 報告と同じ立場に立つものであり、薄肉鋼箱桁の場合に主要でないパラメーターに基づき論じている点に不合理性がある。また、小松ら¹²⁾、中井ら¹³⁾は同じく Dabrowski の式を用い、解析および模型実験によりその妥当性やそり応力算定式を論じている。

著者ら¹⁶⁾は、先に曲線箱桁用のブロック有限要素法を開発し、その断面変形挙動を論じたが、本論文はその延長として曲線箱桁橋の中間ダイアフラムに関する具体的な設計法を論じたものである。現在のところ、曲線橋に関し確立されたダイアフラム設計法は皆無と思われるので、本論文の考え方は設計の際役に立つのではないかと考えている。

本論文では、まず Dabrowski と同様の立場から断面変形を扱う簡易基礎理論を誘導する。ここで Dabrowski と異なるのは、断面変形を表現する一般化座標の選定、およびせん断変形の無視と膜理論の採用(箱断面のラーメン剛性無視)であり、これらは著者らの前研究の結果から取り入れられた条件である。理論の簡易化における種々の仮定については、ブロック有限要素法により、その妥当性と適用範囲を明確にしている。次に、その基礎理論式から出発して、中間ダイアフラムの設計式として、

① 断面変形に伴うそり応力の算定

② ダイアフラムの間隔と剛度およびその応力照査について具体的な形式を与え、それらの妥当性をブロック有限要素法による厳密解との比較検討を通じて確かめている。

* 正会員 工博 川崎重工業(株)鉄構事業部開発設計部部長
** 正会員 工修 川崎重工業(株)鉄構事業部橋梁設計部

2. 曲線箱桁のビーム・アナロジー

(1) 基礎方程式の誘導

ここでは問題を簡単化するために Fig. 1 に示すような一軸対称断面に限定して話を進める。まず、① 断面変形率および断面変形に伴うそり変位を表わす一般化座標は直線桁の場合³⁾と同じものを仮定する (Fig. 2, 3. 図中の記号 $\alpha_1, \alpha_2, e, f, \bar{a}, \bar{b}, \bar{c}$, は付録 1 参照). 次に直線桁の場合と同様に、② 断面変形に伴うせん断変形を無視し、③ 箱断面のラーメン曲げ剛性を無視するという条件を設定し、④ 桁の曲率の影響を厳密には考慮せず、中心軸に沿って断面変形は直線桁の場合と同様であると考えると、基礎方程式は次のようになる (付録 2 参照).

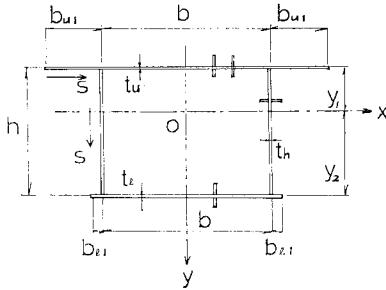


Fig. 1 Uni-axially Symmetric Cross Section.

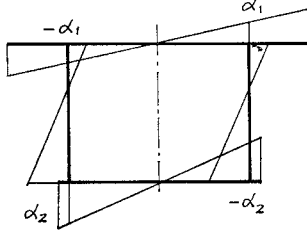


Fig. 2 Generalized Co-ordinate $\phi(s)$ of Distortional Warping.

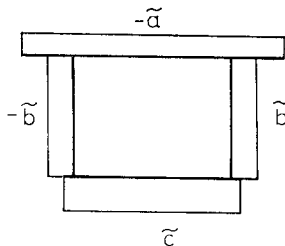


Fig. 3 Generalized Co-ordinate $\phi(s)$ of Distortion.

$$EI_{dw} \frac{d^4 V}{R_0^4 d\theta^4} - p_v = 0 \dots\dots\dots (1)$$

ただし、 R_0 は断面図心に関する曲率半径であり、 θ は桁軸方向座標、 V は断面変形率である。また、 EI_{dw} は必ず剛性であり、 p_v は必ず荷重として以下のように定義される。

$$p_v = p_{v,s} + p_{v,c} \dots\dots\dots (2)$$

ここで、 $p_{v,s}$ は外荷重の偏心トルク、 $p_{v,c}$ は曲率により生ずる桁軸方向垂直応力の影響項である。 $p_{v,c}$ は次のように与えられる (付図一参照).

$$p_{v,c} = \frac{\sigma_u t_u}{R_0} \bar{a} b + \frac{\sigma_l t_l}{R_0} \bar{c} b + \sum_{i=1}^2 \int_0^h \left\{ \left(1 - \frac{s}{h} \right) \bar{a} + \frac{s}{h} \bar{c} \right\} \cdot \left\{ \left(1 - \frac{s}{h} \right) \frac{\sigma_u t_u}{R_i} - \frac{s}{h} \frac{\sigma_l t_l}{R_i} \right\} \dots\dots\dots (3)$$

ただし、 σ_u および σ_l は上下フランジの桁曲げによる垂直応力であり、 $\sum_{i=1}^2$ 記号は 2 枚の腹板での積分を意味する (R_1, R_2 は内外腹板の曲率半径である).

ダイアグラムの機能そのものは、曲線桁の場合も、直線桁の場合と同様であり、式 (1) から明らかなように、この場合の系はダイアグラムを含めると、Fig. 4 に示す弾性支承上のはりと同じである。したがって、以後この系の取り扱いを曲線箱桁用のビーム・アナロジーとよぶ。

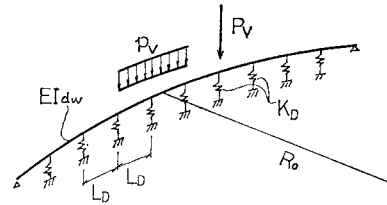


Fig. 4 Beam Analogy for a Curved Girder.

いま σ_u および σ_l は以下のように桁の曲げモーメントから求められる。

$$\left. \begin{aligned} \sigma_u &= \frac{M_x}{I_x} \cdot y_1 \\ \sigma_l &= \frac{M_x}{I_x} \cdot y_2 \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (4 \cdot a, b)$$

ここで、 M_x は曲線桁の曲げモーメント、 I_x は桁の断面 2 次モーメント、 y_1, y_2 はそれぞれ中立軸からの縁端距離である (I_x, y_1, y_2 については直線桁とみなして計算する).

式 (3) は式 (4) および $2/R_0 \approx 1/R_1 + 1/R_2$ を利用すると、

$$p_{v,c} = \omega \frac{M_x}{R_0} \dots\dots\dots (5)$$

となる。ただし、

$$\omega = \frac{y_1}{I_x} \frac{2}{b} \left[\alpha_1 b t_u + 2 \left(\frac{\alpha_1}{3} - \frac{\alpha_2}{6} \right) h t_h \right] + \frac{y_2}{I_x} \frac{2}{b} \left[\alpha_2 b t_l + 2 \left(-\frac{\alpha_1}{6} + \frac{\alpha_2}{3} \right) h t_h \right] \dots\dots\dots (6)$$

であるが、これは α_1 および α_2 の定義から厳密に 1.0 となる注1)。

結局、本論のビームアナロジーでは、曲線桁の特性が荷重項式 (5) にのみ表われる。式 (5) の意味するところは曲率の存在により、内力としての曲げモーメントが $1/R_0$ 倍のずり分力を生じていることである。式 (1) は Dabrowski 式に比べ、せん断変形およびラーメン剛性の影響項を省略しているの、後の取り扱いが極めて容易になる。

(2) ビーム・アナロジーの精度

曲線桁断面変形解析のための簡易方程式を誘導するうえで、前述したようにいくつかの条件を設定した。ここでは、そのような仮定を含むビーム・アナロジー式の精度を検討する。なお、膜理論の採用については、すでに文献 14) でその成立を保証している。

Fig. 5 に示す支間 65 m の 2 種類の箱桁 (Type 1, 2) について、曲率半径および中間ダイアフラム個数を種々変化させ、ビーム・アナロジー解 (B.A.) とブロック有限要素法解 (BFEM) を比較する。ここで、端ダイアフラムは剛性無限大、中間ダイアフラムは板厚 2 cm の充腹板として計算を行った。

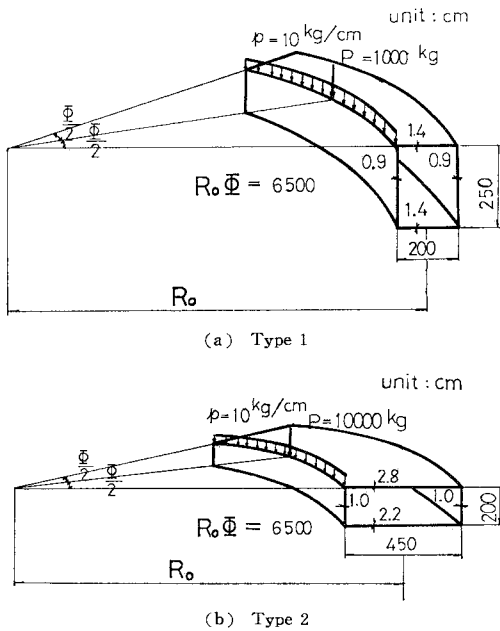


Fig. 5 Model Girders.

注 1) Dabrowski の表現もほぼ同様であるが、彼の式では ω が 1 にはなっていない。

Figs. 6~9 に中間ダイアフラム個数が 12 個 (ダイアフラム間隔 5 m) の場合の結果、Figs. 10~13 に中間ダイアフラム個数が 6 個 (ダイアフラム間隔 9.3 m) の場合の結果を示す。図は断面変形に伴う応力 σ_{dw} の支間方向分布を示したものであるが、 $R=100$ m (中

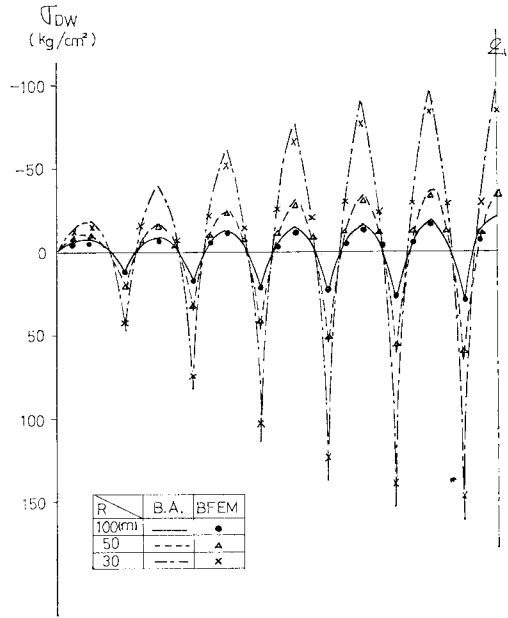


Fig. 6 Comparison between B.A. and BFEM Solutions (Type 1, uniform load, No. of diaph.=12).

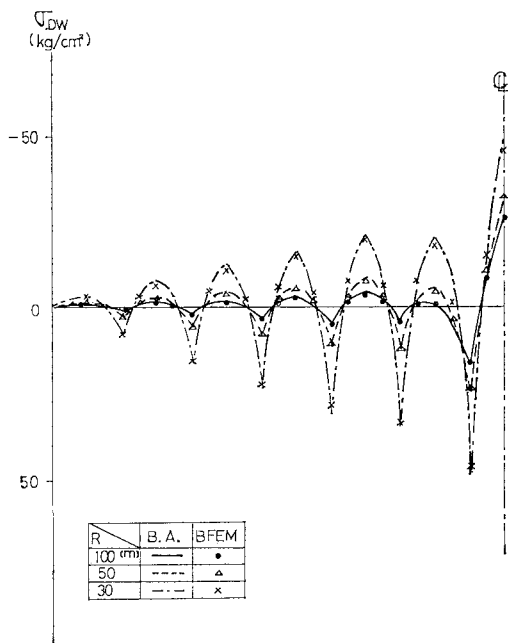


Fig. 7 Comparison between B.A. and BFEM Solutions (Type 1, concentrated load, No. of diaph.=12).

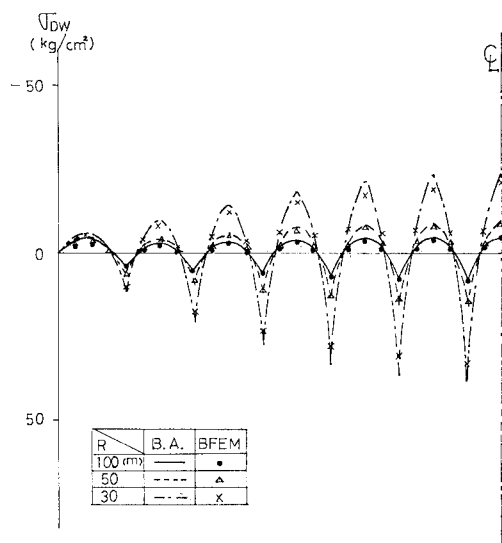


Fig. 8 Comparison between B.A. and BFEM Solutions (Type 2, uniform load, No. of diaph.=12).

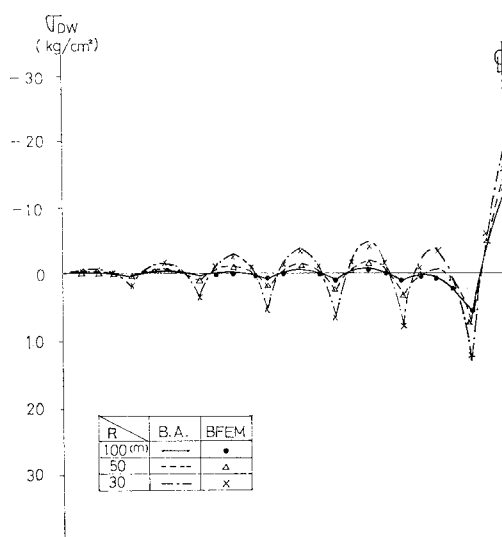


Fig. 9 Comparison between B.A. and BFEM Solutions (Type 2, concentrated load, No. of diaph.=12).

心角 0.65 rad.) の場合は両者は極めてよい一致を示し、曲率半径の極端に小さい $R=30$ m^{注2)} の場合は B.A. 解が安全側の値を示している。いずれにしてもビーム・アナロジーは厳密な有限要素法に比しても十分な精度を有していることがわかる。

3. 実用設計式の提案

先に著者らは³⁾ビーム・アナロジーに基づいて、直線箱桁橋のダイヤフラム設計法を論じたが、曲線橋の場合

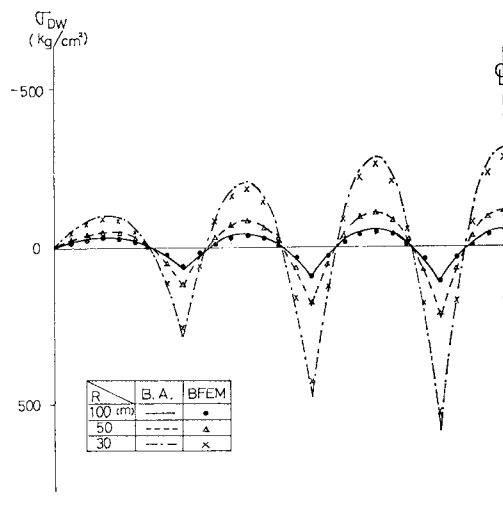


Fig. 10 Comparison between B.A. and BFEM Solutions (Type 1, uniform load, No. of diaph.=6).

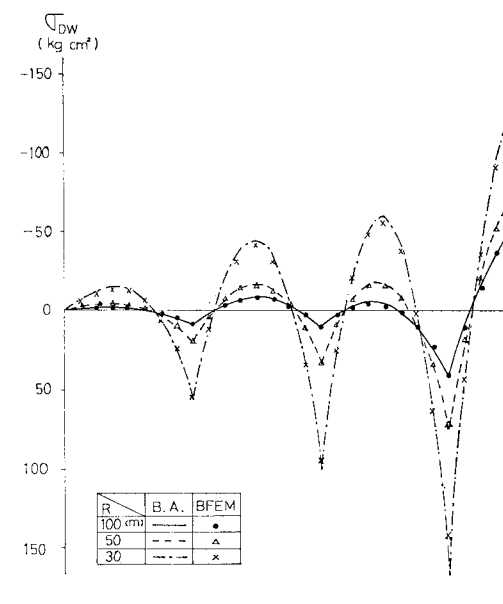


Fig. 11 Comparison between B.A. and BFEM Solutions (Type 1, concentrated load, No. of diaph.=6).

にもビーム・アナロジーが成り立つことから、桁の曲がりの影響により断面変形力が新たに加わることを除けば、直線橋の場合と同様に扱えようである。

したがって、実用設計式を直線桁の場合と同様の手法によって考えてみる。

(1) 近似そり応力算定式の誘導

断面変形に伴うそり応力は次のように定義される。

注 2) 実用的観点からは、このような曲率のきつい場合はほとんど存在しない。

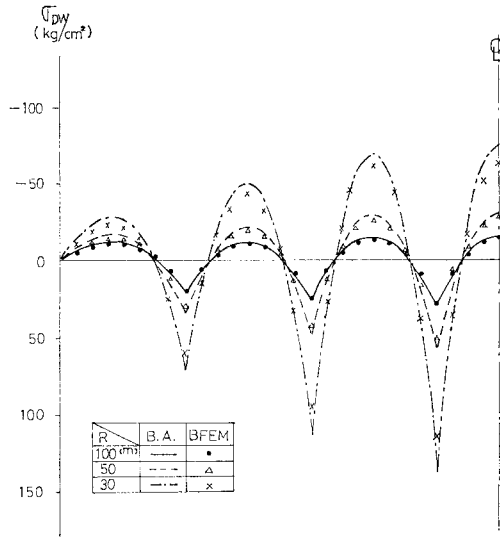


Fig. 12 Comparison between B.A. and BFEM Solutions (Type 2, uniform load, No. of diaph.=6).

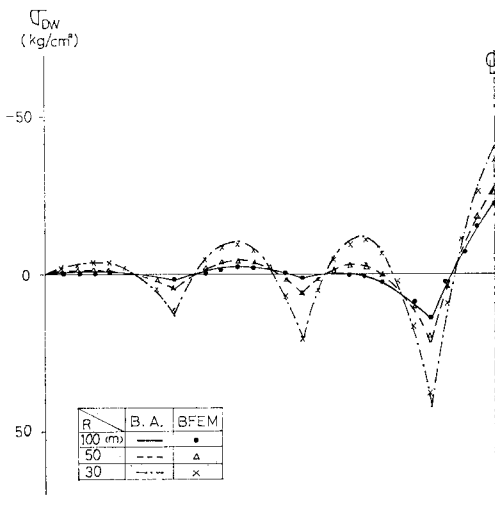


Fig. 13 Comparison between B.A. and BFEM Solutions (Type 2, concentrated load, No. of diaph.=6).

$$\sigma_{dw} = \frac{M_{dw}}{I_{dw}} \phi \dots \dots \dots (7)$$

ただし、 M_{dw} は断面変形そりモーメントであり、ビーム・アナロジーでははりの曲げモーメントに相当する。

まず、そりモーメント M_{dw} を評価する。外力トルク $p_{v,s}$ に対する最大そりモーメントは、直線桁と同様に無限連続剛支承上のはりの曲げモーメントから、等分布ずり荷重 $p_{v,s}$ に対してはダイアフラム直上で、

$$M_{dw,s}^u = 0.082 p_{v,s} L_D^2 \dots \dots \dots (8)$$

集中ずり荷重 $P_{v,s}$ に対しては荷重直下で、

$$M_{dw,s}^c = 0.171 P_{v,s} L_D \dots \dots \dots (9)$$

と推定される。

一方、 $p_{v,c}$ に対する最大そりモーメントは、Fig. 14のような単純支持曲線桁の最大曲げモーメントから、次のように求められる。まず、曲線桁の最大曲げモーメントは、

$$\left. \begin{aligned} M_x^u &= \tau_u M_s^u \\ M_x^c &= \tau_c M_s^c \end{aligned} \right\} \dots \dots \dots (10)$$

ただし、

$$\tau_u = 8 \left(\frac{R_0}{L} \right)^2 \left(\frac{1}{\cos \frac{\phi}{2}} - 1 \right) \dots \dots \dots (11)$$

$$\tau_c = 2 \frac{R_0}{L} \tan \frac{\phi}{2} \dots \dots \dots (12)$$

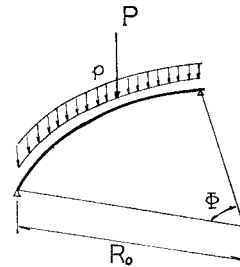


Fig. 14 Simply Supported Curved Beam.

ここで、 M_s^u および M_s^c は直線桁における最大曲げモーメントとして次のように定義される。

$$\left. \begin{aligned} M_s^u &= \frac{p}{8} L^2 \\ M_s^c &= \frac{P}{4} L \end{aligned} \right\} \dots \dots \dots (13)$$

曲げモーメント M_x^u 、 M_x^c がダイアフラム間に等分に作用していると仮定すれば、そりモーメント $M_{dw,c}^u$ 、 $M_{dw,c}^c$ は式 (8) と同様に次のように求められる。等分布荷重に対して、

$$\begin{aligned} M_{dw,c}^u &= 0.082 \left(\frac{M_x^u}{R_0} \right) L_D^2 \\ &= 0.082 p \left(\frac{1}{\cos \frac{\phi}{2}} - 1 \right) R_0 L_D^2 \dots \dots \dots (14) \end{aligned}$$

集中荷重に対して、

$$\begin{aligned} M_{dw,c}^c &= 0.082 \left(\frac{M_x^c}{R_0} \right) L_D^2 \\ &= 0.041 P \tan \frac{\phi}{2} L_D^2 \dots \dots \dots (15) \end{aligned}$$

以上より、 $p_{v,s}$ および $p_{v,c}$ に対するそりモーメントは次のようになる。

等分布荷重に対して、

$$\begin{aligned} M_{dw}^u &= M_{dw,s}^u + M_{dw,c}^u \\ &= 0.082 \left\{ p_{v,s} + p \left(\frac{1}{\cos \frac{\phi}{2}} - 1 \right) R_0 \right\} L_D^2 \dots \dots \dots (16) \end{aligned}$$

集中荷重に対して、

$$M_{dw}^c = M_{dw,s}^c + M_{dw,c}^c = \left(0.171 P_{v,s} + 0.041 P \tan \frac{\phi}{2} L_D\right) L_D \quad \dots\dots\dots (17)$$

直線桁の場合と同様に次の近似化を行う。

$$\frac{\phi}{I_{dw}} \approx 6 \frac{\bar{y}}{b I_x} \quad \dots\dots\dots (18)$$

ただし、 \bar{y} は直線桁における断面中立軸からフランジまでの縁端距離である。

これらの式 (16), (17), (18) を式 (7) に代入することによって、断面変形に伴うそり応力 σ_{dw} の近似算定式は次のようになる。

等分布荷重に対して、

$$\sigma_{dw}^u = 0.492 \frac{\bar{y}}{b I_x} \left\{ p_{v,s} + p \left(\frac{1}{\cos \frac{\phi}{2}} - 1 \right) R_0 \right\} L_D^2 \quad \dots\dots\dots (19)$$

集中荷重に対して、

$$\sigma_{dw}^c = \frac{\bar{y}}{b I_x} \left\{ 1.026 P_{v,s} + 0.246 P \tan \frac{\phi}{2} L_D \right\} L_D \quad \dots\dots\dots (20)$$

以上を簡易化すれば、次の設計式を得る。

$$\left. \begin{aligned} \sigma_{dw}^u &= \frac{1}{2} \frac{\bar{y}}{b I_x} \left\{ p_{v,s} + p \left(\frac{1}{\cos \frac{\phi}{2}} - 1 \right) R_0 \right\} L_D^2 \\ \sigma_{dw}^c &= \frac{\bar{y}}{b I_x} \left(P_{v,s} + P/4 \tan \frac{\phi}{2} L_D \right) L_D \end{aligned} \right\} \quad \dots\dots\dots (21)$$

(2) ダイアフラムの間隔

ダイアフラムの間隔についても、直線桁の場合と同様に、断面変形に伴う最大そり応力を桁の曲げ応力に比し 2 次のオーダーに抑える、という立場から限界式を考える。一般に曲線桁では、Fig. 15 (a) のような偏心活荷重のみならず、Fig. 15 (b) のような対称荷重を載荷しても断面変形を生じることは先に述べた。そこで偏心活荷重載荷時と、対称荷重載荷時の 2 つのケースについて

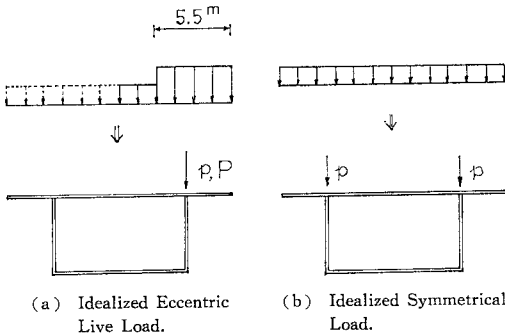


Fig. 15 Idealized Loads.

ダイアフラム限界間隔の検討を実施する。

a) 偏心活荷重載荷の場合

直線桁の場合と同様に、偏心活荷重を Fig. 15 (a) のように腹板上に作用する等分布荷重 p 、集中荷重 P として理想化する。

桁の曲げ応力はそれぞれ次のようになる。

$$\left. \begin{aligned} \sigma_b^u &= \frac{1}{8} \frac{r_u p L^2}{I_x} \bar{y} \\ \sigma_b^c &= \frac{1}{4} \frac{r_c P L}{I_x} \bar{y} \end{aligned} \right\} \quad \dots\dots\dots (22)$$

最大そり応力と最大曲げ応力の比率は次のようになる。

等分布荷重に対して、

$$\frac{\sigma_{dw}^u}{\sigma_b^u} = \frac{2}{r_u} \left(\frac{L_D}{L} \right)^2 + \frac{\phi}{2} \left(\frac{L}{b} \right) \left(\frac{L_D}{L} \right)^2 \quad \dots\dots (23)$$

集中荷重に対して、

$$\frac{\sigma_{dw}^c}{\sigma_b^c} = \frac{2}{r_c} \left(\frac{L_D}{L} \right) + \frac{\phi}{2} \left(\frac{L}{b} \right) \left(\frac{L_D}{L} \right)^2 \quad \dots\dots (24)$$

等分布荷重と集中荷重の曲げ応力比率を直線桁と同様に次のように考える。

$$\frac{\sigma_b^c}{\sigma_b^u} = \frac{30}{L} \cdot \frac{r_c}{r_u} \quad \dots\dots\dots (25)$$

最大曲げ応力および最大そり応力の合応力は、

$$\begin{aligned} \sigma_{dw} &= \sigma_{dw}^u + \sigma_{dw}^c = \left\{ \frac{2}{r_u} \left(\frac{L_D}{L} \right)^2 + \frac{\phi}{2 b L_0} L_D^2 \right\} \sigma_b^u \\ &+ \left\{ \frac{2}{r_c} \left(\frac{L_D}{L} \right) + \frac{\phi}{2 b L_0} L_D^2 \right\} \\ &\cdot \left(30 \frac{1}{L} \cdot \frac{r_c}{r_u} \right) \sigma_b^u \quad \dots\dots\dots (26) \end{aligned}$$

$$\sigma_b = \sigma_b^u + \sigma_b^c = \left(1 + 30 \frac{1}{L} \cdot \frac{r_c}{r_u} \right) \sigma_b^u \quad \dots\dots\dots (27)$$

となる。

断面変形に伴うそり応力を曲げ応力に比し 2 次のオーダーにするために、たとえば次の条件を設定する。

$$\left. \begin{aligned} \sigma_{dw} &\leq 0.05 \sigma_b \\ \text{あるいは、} \\ \sigma_{dw} &\leq 0.1 \sigma_b \end{aligned} \right\} \quad \dots\dots\dots (28 \cdot a, b)$$

上式に式 (26), (27) を代入して整理すると、次のようなダイアフラム間隔限界式が得られる。

$$\left. \begin{aligned} \left\{ \frac{2}{r_u} + \phi \cdot \frac{L}{b} \left(\frac{L}{2} + 15 \frac{r_c}{r_u} \right) \right\} L_D^2 \\ + \frac{60}{r_u} L_D \leq 0.05 \left(L^2 + 30 L \frac{r_c}{r_u} \right) \\ \text{あるいは、} \\ \left\{ \frac{2}{r_u} + \phi \cdot \frac{L}{b} \left(\frac{L}{2} + 15 \frac{r_c}{r_u} \right) \right\} L_D^2 \\ + \frac{60}{r_u} L_D \leq 0.1 \left(L^2 + 30 L \frac{r_c}{r_u} \right) \end{aligned} \right\} \quad \dots\dots\dots (29 \cdot a, b)$$

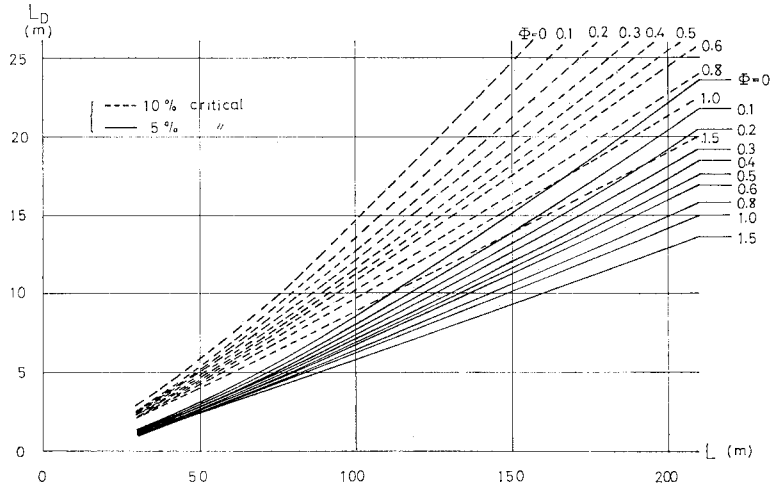


Fig. 16 Diaphragm Spacing for Live Loads ($L/b=10$).

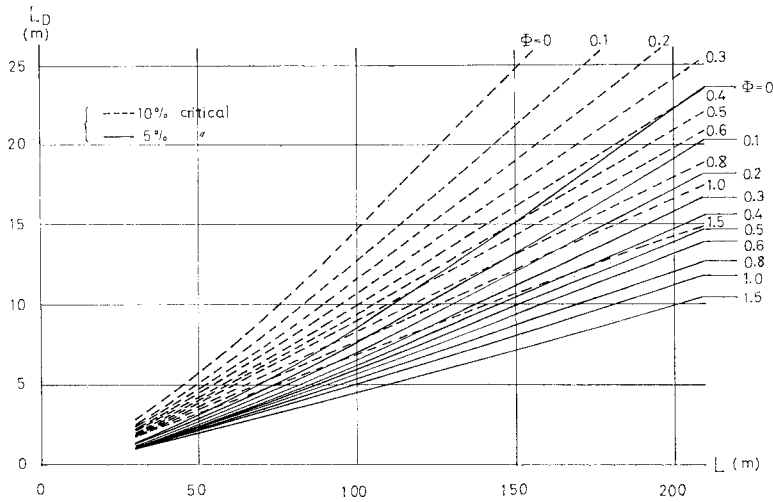


Fig. 17 Diaphragm Spacing for Live Loads ($L/b=20$).

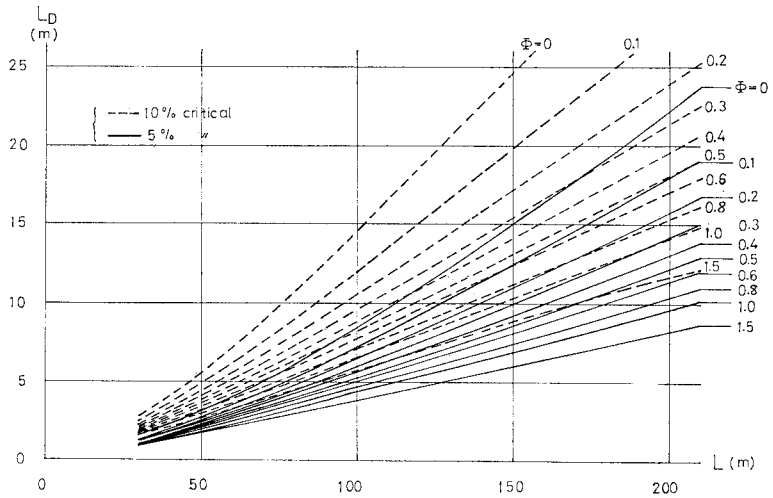


Fig. 18 Diaphragm Spacing for Live Loads ($L/b=30$).

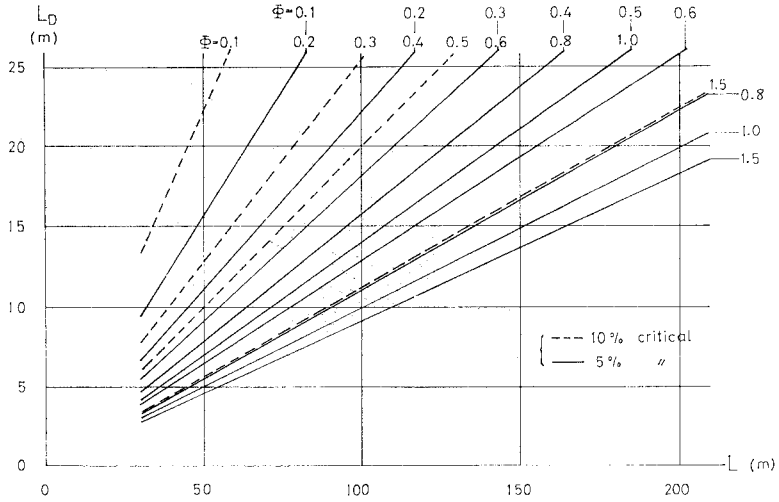


Fig. 19 Diaphragm Spacing for a Dead Load ($L/b=10$).

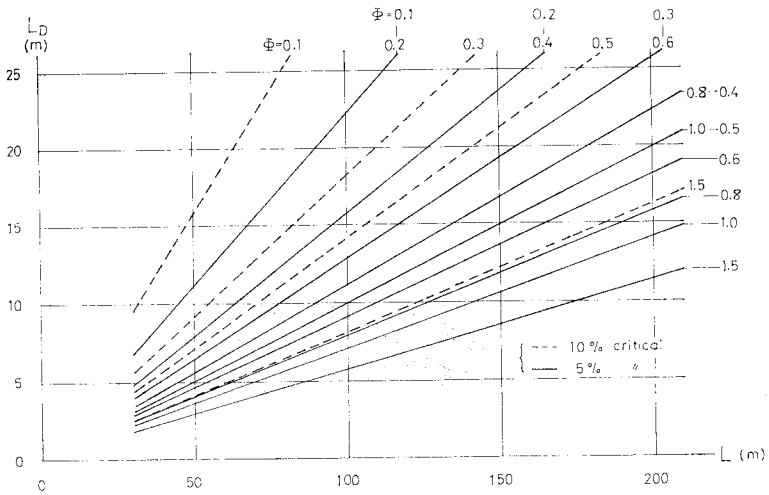


Fig. 20 Diaphragm Spacing for a Dead Load ($L/b=20$).

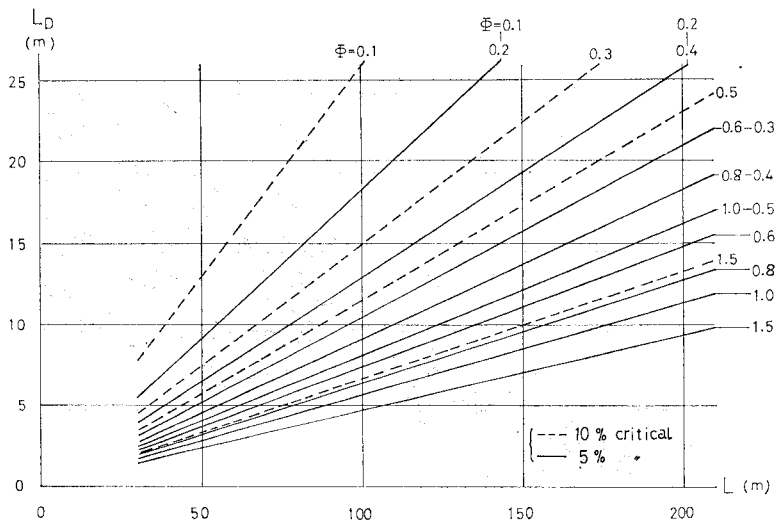


Fig. 21 Diaphragm Spacing for a Dead Load ($L/b=30$).

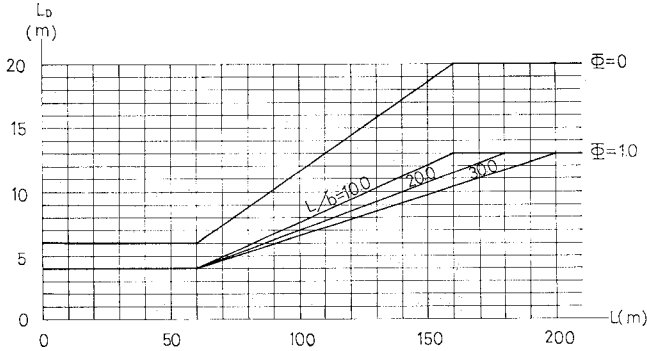


Fig. 22 Design Criteria of Diaphragm Spacing.

これを示すと Figs. 16~18 になる。

この場合、 $\phi=0$ とすると、 $r_u=r_c=1$ となり直線桁の場合のダイアフラム限界式と一致する³⁾。曲線桁の場合に直線桁の場合と異なるのは、式 (29) にパラメーターとしての L/b および ϕ が含まれていることである。

b) 対称荷重載荷の場合

対称荷重として死荷重のような内、外両腹板に均等に作用する等分布荷重を考える (Fig. 15 (b))。

式 (21) および式 (22) より最大そり応力と最大曲げ応力の比率は次のようになる。

$$\frac{\sigma_{dw}^u}{\sigma_b^u} = \frac{1}{2} (L/b) \phi (L_D/L)^2 \dots\dots\dots (30)$$

式 (28) と同様の条件を与えると、ダイアフラム間隔の限界は Figs. 19~21 のようになる。

これより見ると偏心活荷重載荷時の方が対称等分布載荷時よりダイアフラム間隔が厳しくなるので、設計は前者を対象に考えておけばよい。最終的な設計限界は Fig. 22 として与える。ここで、 L/b および ϕ が図中に指定された値以外のときには、補間値を用いることになる。

(3) ダイアフラムの剛度

以上述べたそり応力算定式およびダイアフラム間隔は、ダイアフラム自体が十分に剛であるという前提条件のもとに成り立つものである。したがって、ここでは十分剛とみなせるダイアフラムの必要剛度を述べる。

さて、曲線箱桁についても、断面変形挙動は式 (1) で表示でき、ダイアフラムを含めてビーム・アナロジーが成立することがわかっている。したがって、直線桁の場合と同様、十分剛とみなせるダイアフラムの剛度は次の条件を満たすものである^{3)・注3)}。

注 3) Heins の論文 13) では、ダイアフラムの剛度 K を本論の EL_{dw}/L_D^3 との比率でなく、断面のラーメン剛性との比率で決めているが、直線桁の場合³⁾と同様に著者らはこの考え方を不適と考えている。具体的な K の算定法は文献 3) を参照されたい。

$$r \equiv \frac{KL_D^3}{EL_{dw}} > 30 \dots\dots\dots (31)$$

なお、この限界は、実際の設計ではかなり厳しくなることもあるので、実用上では断面変形による付加応力がそれほど増大しない範囲として、 $r=10\sim 20$ 位に緩めてもよい。

(4) ダイアフラムの応力

ダイアフラム応力の算定も直線桁の場合と同様に考える。ただし、この場合の曲率の影響による桁曲げモーメントの寄与分を考慮する。

こうしてダイアフラムに作用するずりモーメント T は次のように求めることができる。

$$T = p_v L_D + P_v + \frac{M_x}{R_0} L_D \dots\dots\dots (32)$$

ダイアフラムに作用するずり力が決定されたならば、ダイアフラムに作用する応力あるいは断面力は容易に求まる (文献 3), 15) 参照)。

(5) 実用設計式の妥当性

以上の設計式を誘導するうえで、基礎理論における仮定とは別に種々の近似化、簡略化を行ったので、ここではそれらの妥当性を BFEM¹⁴⁾ を用いて検討する。

a) そり応力算定式の検討

Table 1 は、先にあげた Type 1, 2 のモデルについて、設計式 (21) と BFEM により計算されるそり応力値の比較を行ったものである。全体的に簡略式 (21) による値は BFEM 解の上限を抑えているようであるが、Type 1 のような断面構成の場合は簡略式がかなり安全

Table 1 Comparison of max. Distortional Warping Stress between Proposed Eq. and BFEM.

No. of diaphragm	Load R (m)	12		6	
		uniform load	concentrated load	uniform load	concentrated load
Type 1	100	45.9 (32.1)	40.0 (26.3)	158.5 (120.2)	93.2 (52.6)
	50	97.2 (64.4)	54.9 (31.3)	335.4 (250.7)	145.3 (84.6)
	30	246.8 (172.2)	94.6 (49.0)	851.3 (590.2)	281.2 (165.3)
Type 2	100	10.1 (8.4)	13.9 (12.6)	34.9 (30.1)	29.3 (23.5)
	50	19.6 (16.0)	16.7 (15.0)	67.5 (58.3)	38.8 (28.1)
	30	47.2 (39.4)	24.0 (18.4)	162.8 (148.3)	64.1 (43.0)

$$\frac{\text{upper}}{\text{lower}} = \frac{\text{Eq. (21)}}{\text{BFEM}}$$

側の値を示す。なぜならば、このような箱断面積のうち腹板の占める割合が大きい断面では、式(18)のように置き換えることによりかなりの誤差が生ずるからである。一方、Type 2 の場合は、かなりの精度で両者の対応が見られる。

b) 剛度算定式の検討

この問題については、直線桁の場合と同様であることはすでに論じた。ここでは、Fig. 5 の Type 1 のモデル(中間ダイアフラム 8 個の場合)に対する BFEM¹⁴⁾ による検証結果を示すにとどめる。Fig. 23 および 24 は、ダイアフラム剛性によるそり応力の収束度合を示す図であるが(図中、 $x(=R_0\theta)$ は支間方向の座標を意味する)、これより $KL_D^3/EI_{dw}=10\sim 30$ 程度でそり応力が十分収束していることがわかる。

c) ダイアフラム応力算定式の検討

Fig. 5 の Type 1, 2 箱桁について、中間ダイアフ

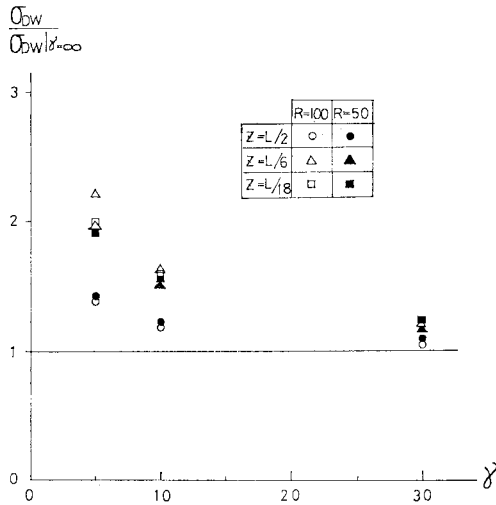


Fig. 23 Convergence of Distorsional Warping Stresses (uniform load, No. of diaphragm = 8).

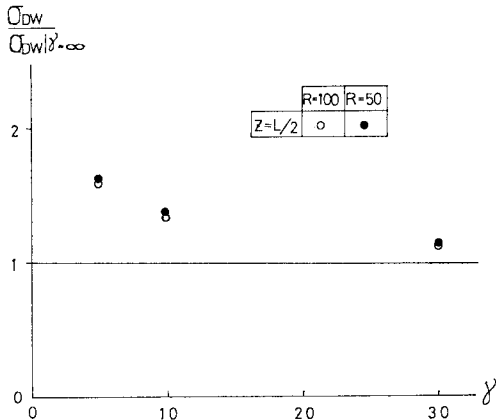


Fig. 24 Convergence of Distorsional Warping Stresses (concentrated load, No. of diaphragm = 8).

ラム個数を 12, 10, 8, 6, 2 と変化させたケースについて設計式(32)と BFEM¹⁴⁾ との比較を実施する。

Table 2~7 は、それぞれのケースについて端部から中央へかけてのダイアフラム応力を示している。この結果を見ると、簡略算定式(32)に基づくダイアフラムのせん断応力と BFEM 解のそれとが極めて良い一致を示している。したがって、式(32)は十分満足 of いく設計式であることがわかる。

Table 2 Comparison of Diaphragm Stresses (Type 1, $R_0=100$ m).

No. of diaphragm.	(unit : kg/cm ²)			
	uniform load		concentrated load	
	Eq. (32)	BFEM	Eq. (32)	BFEM
12	6.4	6.6	0.7	0.7
	9.7	9.4	1.3	1.3
	12.3	12.0	2.0	1.9
	14.3	14.0	2.6	2.7
	15.6	15.2	3.3	2.8
	16.2	15.9	6.4	6.8
10	8.3	8.5	0.9	0.9
	12.6	12.3	1.8	1.8
	15.9	15.6	2.7	2.8
	18.1	17.7	3.7	3.1
	19.1	18.8	7.0	7.4
8	11.4	11.7	1.4	1.3
	17.4	16.9	2.7	2.8
	21.3	20.9	4.1	3.5
	23.3	22.8	7.8	8.4
6	17.1	17.4	2.3	2.4
	25.5	24.9	4.5	3.9
	29.8	29.2	9.2	9.7
2	64.0	63.8	14.8	15.6

Table 3 Comparison of Diaphragm Stresses (Type 1, $R_0=50$ m).

No. of diaphragm.	(unit : kg/cm ²)			
	uniform load		concentrated load	
	Eq. (32)	BFEM	Eq. (32)	BFEM
12	11.4	11.2	1.6	1.5
	18.9	18.1	3.1	3.1
	25.0	24.0	4.6	4.5
	29.6	28.4	6.1	6.1
	32.8	31.4	7.5	6.9
	34.3	32.9	11.4	11.6
10	15.2	14.9	2.2	2.2
	25.1	24.0	4.3	4.2
	32.8	31.4	6.4	6.4
	37.9	36.3	8.5	7.7
	40.5	38.8	12.8	13.1
	21.5	21.0	3.3	3.2
8	35.2	33.7	6.5	6.5
	44.6	42.7	9.5	8.8
	49.3	47.2	14.9	15.1
	33.2	32.4	5.4	5.3
6	52.9	50.6	10.6	10.0
	62.8	60.3	17.9	17.8
	133.7	129.5	31.1	31.9

Table 4 Comparison of Diaphragm Stresses
(Type 1, $R_0=30$ m).

(unit : kg/cm²)

No. of diaph.	uniform load		concentrated load	
	Eq. (32)	BFEM	Eq. (32)	BFEM
12	24.9	23.5	4.4	4.3
	44.7	41.6	8.7	8.4
	61.1	57.0	12.8	12.4
	73.9	69.0	16.5	16.0
	82.6	77.1	19.8	18.6
	87.1	81.2	25.0	24.6
10	34.0	32.0	6.2	6.0
	60.3	56.2	12.1	11.7
	81.1	75.6	17.6	17.1
	95.4	89.0	22.4	21.1
	102.6	95.8	28.8	28.3
	8	49.2	46.3	9.2
85.9		80.1	17.9	17.4
111.7		104.2	25.5	24.0
124.9		116.5	34.1	33.6
6	78.1	73.3	15.1	14.7
	131.3	122.3	28.8	27.1
	159.2	148.5	42.2	41.5
2	335.0	313.6	78.9	78.4

Table 5 Comparison of Diaphragm Stresses
(Type 2, $R_0=100$ m).

(unit : kg/cm²)

No. of diaph.	uniform load		concentrated load	
	Eq. (32)	BFEM	Eq. (32)	BFEM
12	5.3	5.2	0.4	0.4
	7.1	6.8	0.7	0.7
	8.6	8.2	1.1	1.1
	9.7	9.2	1.5	1.4
	10.4	9.9	1.8	1.5
	10.8	10.3	5.3	5.5
10	6.7	6.6	0.5	0.5
	9.1	8.6	1.0	1.0
	10.9	10.4	1.5	1.5
	12.1	11.5	2.0	1.6
	12.7	12.1	5.6	5.9
8	8.9	8.9	0.8	0.7
	12.2	11.5	1.5	1.5
	14.4	13.7	2.3	1.7
	15.5	14.7	6.1	6.5
6	12.8	12.8	1.3	1.3
	17.4	16.5	2.5	1.9
	19.8	18.8	6.9	7.3
2	43.1	43.9	9.9	10.8

4. ま と め

以上曲線鋼桁の中間ダイアフラム設計に関して簡易基礎方程式の誘導と実用算定式の提示を行った。その基本的な考え方は、先に著者らが直線鋼桁について実施したのと同様の考え方に沿うものであり、当然のことながら曲率半径を無限大にすることによって、先の直線桁式と

Table 6 Comparison of Diaphragm Stresses
(Type 2, $R_0=50$ m).

(unit : kg/cm²)

No. of diaph.	uniform load		concentrated load	
	Eq. (32)	BFEM	Eq. (32)	BFEM
12	8.0	7.5	0.9	0.9
	12.2	11.1	1.7	1.7
	15.6	14.2	2.6	2.5
	18.2	16.5	3.4	3.2
	19.9	18.1	4.2	3.7
	20.8	18.9	8.1	8.0
10	10.5	9.8	1.2	1.2
	16.0	14.6	2.4	2.3
	20.2	18.4	3.6	3.4
	23.1	21.0	4.7	4.1
	24.5	22.3	8.9	8.8
8	14.4	13.5	1.8	1.7
	22.1	20.0	3.6	3.5
	27.3	24.8	5.3	4.7
	29.9	27.2	10.0	10.0
6	21.7	20.3	3.0	3.0
	32.6	29.5	5.9	5.0
	38.1	34.7	11.7	11.7
2	81.8	78.3	19.0	19.8

Table 7 Comparison of Diaphragm Stresses
(Type 2, $R_0=30$ m).

(unit : kg/cm²)

No. of diaph.	uniform load		concentrated load	
	Eq. (32)	BFEM	Eq. (32)	BFEM
12	15.6	13.4	2.5	2.3
	26.5	22.6	4.9	4.5
	35.7	30.4	7.1	6.6
	42.8	36.5	9.2	8.4
	47.7	40.6	11.0	9.9
	50.1	42.7	15.6	14.7
10	20.9	18.1	3.4	3.2
	35.6	30.3	6.7	6.2
	47.1	40.1	9.8	9.0
	55.0	46.9	12.4	11.1
	59.1	50.4	17.7	16.7
8	29.8	25.7	5.1	4.7
	50.2	42.8	9.9	9.2
	64.5	55.0	14.2	12.6
	71.9	61.3	20.7	19.6
6	46.6	40.2	8.4	7.8
	76.1	64.8	16.0	14.2
	91.7	78.1	25.2	23.8
2	193.6	172.0	45.6	44.9

一致した式を得る。

中間ダイアフラムの設計に関して、曲線桁の特徴といえるのは、以下の諸点である。

(1) 曲率の影響によって、桁曲げモーメントが断面変形を誘起する。したがって、断面変形付加応力は直線桁に比べて曲線桁の方が大きくなる。

(2) 断面変形付加応力を主要な桁曲げ応力に対して、2次のオーダーに抑えるためには、曲線桁の方がダ

イアフラム間隔を狭くしなければならない。

(3) ダイアフラム自身の応力も曲線桁の方が大きくなるが、ダイアフラムの相関剛比は直線桁と同程度に考えてよい。

(4) しかしながら、ダイアフラム間隔を直線桁の場合より狭くする必要があるので、同じ支間長において曲線桁の方がより剛性の高いダイアフラムを必要とする。

最終的な中間ダイアフラムの設計は、前報告でも述べたように、本論の観点以外に、① 製作、架設、② 床組との取合、③ 限界耐荷性状などの要因も考慮すべきである。いずれにしても曲線箱桁橋の中間ダイアフラム設計法は現在未解決の問題であり、本論が何らかの参考になれば幸いと考えている。

【付 録 1】

一般化座標の選定は文献 3) と同様次のように定める。縦方向変位に関しては、

$$\left. \begin{aligned} \alpha_1 &= \frac{l}{l+f} \cdot \frac{bh}{2} \\ \alpha_2 &= \frac{f}{l+f} \cdot \frac{bh}{2} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots(\text{付 } 1\cdot\text{a, b})$$

ただし、

$$\left. \begin{aligned} l &= \frac{I_{ly}}{b} + \frac{bF_h}{4} \\ f &= \frac{I_{uy}}{b} + \frac{bF_h}{4} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots(\text{付 } 2\cdot\text{a, b})$$

ここで、 I_{uy} 、 I_{ly} はそれぞれリブを含む上下フランジの y 軸まわりの断面 2 次モーメント、 F_h はリブを含む片側ウェブの断面積である。

横方向変位に関しては、

$$\left. \begin{aligned} \bar{a} &= \frac{2\alpha_1}{b} \\ \bar{b} &= \frac{\alpha_1 + \alpha_2}{h} \\ \bar{c} &= \frac{2\alpha_2}{b} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots(\text{付 } 3\cdot\text{a, b, c})$$

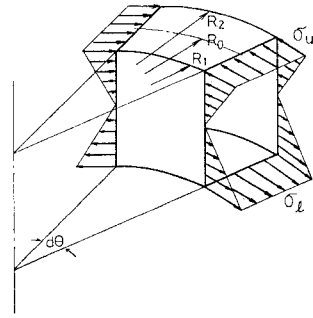
【付 録 2】

方程式 (1) は、本文 ①~④ の仮定のもとに、付図 1 のような曲線箱桁小片に対する仮想仕事の原理 (仮想変位は δV) から得られる。すなわち、

$$\int E\phi \frac{d^2V}{R_0^2 d\theta^2} \delta \left(\phi \frac{d^2V}{R_0^2 d\theta^2} \right) t ds \cdot R_0 d\theta = p_{v,s} \delta V \cdot R_0 d\theta + \int \sigma \delta \theta \delta w t ds \dots\dots\dots(\text{付 } 4)$$

ここで、 σ は桁曲げによる垂直応力、 w は半径方向変位、 t はフランジまたは腹板の板厚である。これより式 (1) で、

$$I_{dw} = \int \phi^2 t ds \dots\dots\dots(\text{付 } 5)$$



付図-1 Infinitesimal Element.

$$p_v = p_{v,s} + \int \sigma \delta w t ds / \delta V \cdot R_0 \dots\dots\dots(\text{付 } 6)$$

として定義される。

参 考 文 献

- 1) Wright, R.N., S.R. Abdel-Samad and A.R. Robinson : BEF Analogy for Analysis of Box Girders, Proc. of ASCE, Vol. 94, No. ST 7, July, 1968.
- 2) The Subcommittee of Inquiry into the Basis of Design and Method of Erection of Steel Box Girders : Interim Design and Workmanship Rules, Her Majesty's Stationary Office, 1973.
- 3) 坂井藤一・長井正嗣 : 鋼箱桁橋中間ダイアフラム設計法に関する一試案, 土木学会論文報告集, 第 261 号, 1977 年 5 月.
- 4) Dabrowski, R. : Näherungs berechnung der gekrümmten Kastenträger mit verformbarem Querschnitt, 7th Congress IABSE, 1964.
- 5) 能町純雄・吉田紘一 : 断面変形を考慮した曲線箱桁の応力解析, 土木学会論文報告集, 第 187 号, 1971 年 3 月.
- 6) Okumura, T. and F. Sakai : Influence of Diaphragms on Behaviour of Box Girders with Deformable Cross Section, 9th Congress, IABSE, 1972.
- 7) Alam, K.M.A., T. Hongladaromp and S.L. Lee : Curved Box Girder Bridges with Intermediate Diaphragms and Supports, Publ. IABSE, Vol. 33-II, 1973.
- 8) 坂井藤一・中村秀治 : 薄肉曲線ばりの板殻構造としての一解法, 土木学会論文報告集, 第 235 号, 1975 年 3 月.
- 9) 大塚久哲・吉村虎蔵・彦坂 照 : 曲線箱桁橋における中間隔壁の効果(上),(F), 橋梁と基礎, Vol. 12, No. 1-2, 1978 年 1-2 月.
- 10) Oleihnik, J.C. and C.P. Heins : Diaphragms for Curved Box Beam Bridges, Proc. of ASCE, Vol. 101, No. ST 10, Oct., 1975.
- 11) Heins, C.P. : Box Girder Bridge Design—State of the Art, AISC Engineering Journal, Fourth Quarter, 1978.
- 12) 牧浦信一・小松定夫・三吉和範 : 隔壁・対傾構による曲線箱桁の補剛設計に関する研究, 土木学会 年次学術講演会講演概要集, 1976 年 10 月.
- 13) 村山泰男・中井 博 : 曲線箱桁橋のダイアフラムについて, 土木学会年次学術講演会概要集, 1976 年 10 月.
- 14) 坂井藤一・長井正嗣 : ブロック有限要素法による薄肉曲線箱桁の立体解析, 土木学会論文報告集, 第 295 号, 1980 年 3 月.
- 15) 坂井藤一・長井正嗣・近藤啓舒・石丸 勝 : 鋼箱桁橋の中間ダイアフラム設計法に関する一研究, 川崎重工技報, 第 65 号, 1977 年 12 月.

(1979.9.25・受付)