

# 水平鋼管矢板構造の継手による荷重分配性状

## LOAD DISTRIBUTION BY JOINT IN PIPE BEAM ROOF

後藤 芳 顯\*・山下 彰 彦\*\*・飯 田 毅\*\*\*

By Yoshiaki GOTO, Akihiko YAMASHITA and Takeshi IIDA

Pipe beam roof is a supporting and shielding system primarily used for tunneling through under railways without interrupting railway services. The pipe beam roof is formed by connecting the pipes over the full length with the interlocking joints after driving them horizontally below rails. By these joints, loads are distributed to adjacent pipes, and the rigidity of this structure is fairly improved for the moving train.

In this study, theoretical investigations are made on the load distribution by joint in order to propose a design method for the structure. The governing parameters as well as their numerical range corresponding to real structures are presented for the load distribution. Then, within this range, the effect of these parameters are examined in detail.

### 1. ま え が き

既設鉄道や道路下等の土かぶりの浅い所に、上部交通に影響を与えずに地下道などの構造物を建設する工事は、交通の過密化による立体交差化計画の増加により、近年数多く見受けられる。このような場合、コンクリートボックスをジャッキで引き込むフロンテジャッキング工法<sup>1)</sup>に代表される従来工法<sup>2)</sup>のほかに、パイプビーム工法<sup>3), 4)</sup>、NNCB工法<sup>5), 6)</sup>等の下路桁式の新工法<sup>7)~9)</sup>の施工例が増加している。これら新工法の特徴は、従来二次的な防護工として用いられた小径のパイプルーフを大径鋼管矢板に代え、これを主構造として用いるところにある。すなわち、図-1に示す継手をもつ鋼管矢板を継手でガイドしながら地中に水平に押し込み、鋼管両端を架台で支持後、継手内にモルタルを充てんすることにより、鋼管を主はりとした巨視的には屋根状の面構造、いわゆる水平鋼管矢板構造を形成する。そして、直接、これ以上載死荷重や活荷重を受け持たせ、下部の掘削を行

うものである。

現行の設計手引書<sup>7)</sup>では、この種の水平鋼管矢板構造では、継手内にモルタルを充てんし、構造の一体化を図ることや、継手が所定の強度を満足することを規定しながら、継手による荷重の伝達機構が不明という理由で、設計計算上では継手の連結は無視されてい

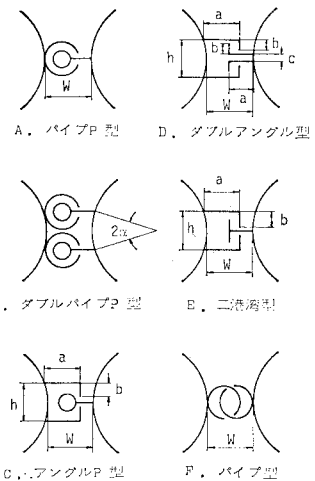


図-1 各種の継手

る。しかしながら、実際には、上記のような強度・剛性の期待し得る継手が用いられるため、構造上で一様分布しない荷重については、鋼管矢板相互間の継手による荷重分配作用が期待できる。したがって、重要な鉄道等を支保し、たわみ制限の厳しい本構造では、これを考慮した方がより合理的で経済的な設計が可能となる。

著者らは、パイプビーム工法の開発段階において、こ

\* 正会員 工博 名古屋工業大学助教授 土木工学科  
(〒466 名古屋市昭和区御器所町)

\*\* 正会員 工修 日本国有鉄道東京第三工事局補佐  
(〒151 渋谷区代々木 2-2-6)

\*\*\* 正会員 工修 住友金属工業(株)中央技術研究所副主任  
研究員 (〒314-04 茨城県鹿嶋郡波崎町大字砂山 16)

のような継手による荷重分配作用を模型実験により確認し、その解析手法とともに、若干の基礎的な力学特性についても、すでに報告した<sup>10)</sup>。しかしながら、現在までに水平鋼管矢板構造の設計や施工例はかなりの数に達し、その構造諸元や条件が明らかになると、継手のモデル化、荷重条件、構造パラメーターの範囲等に関して従来の検討だけでは実状に即したものはいえ、不十分な部分も判明してきた。

本報告では、これらの事実を踏まえて、継手による荷重分配作用を考慮した設計法を確立することを目的として、従来の結果を発展させ、より実状に即した荷重分配性状を明らかにしたものである。まず、荷重分配作用において重要な継手については、実構造に対応した従来より一般的なモデル化を示すとともに、これを考慮した構造の支配パラメーターを明らかにした。次に、継手の耐荷実験<sup>11),12)</sup>を行い、この結果と実構造の諸元の調査結果をもとに、実構造の支配パラメーターのとり得る範囲を確定した。さらにこのような支配パラメーターの範囲に留意して、荷重分配性状を詳細に検討した。なお、ここで扱う水平鋼管矢板構造としては、主要な用途である鉄道線路下横断構造物建設にかかわる仮設構造で、しかも鋼管矢板両端を単純支持ねじり拘束とした通常の構造形式に限定している。

## 2. 構造のモデル化と支配方程式

水平鋼管矢板構造の解析モデルは、基本的には文献10)に示すものとほぼ同様であるが、ここでは、実状に即してこれを発展させ、継手によるモーメント伝達も考慮できるようにした。すなわち、鋼管の大きな外力の作用点は補剛されることを前提として、鋼管矢板は支持地盤を含め弾性基礎上のはりとし、これが継手をモデル化した分布ばねで長さ方向に相互に連結されたものとする。ここで、継手ばねとしては、従来の継手せん断力を伝えるもののほかに、新たに継手モーメントを伝達する回転ばねを付加した。

本モデルを、ここで対象とする構造について、座標系ならびに物理成分とともに図-2に示す。これから、構造面に垂直に作用する外力に対して、構造解析に必要な基本式を示すと次のようになる<sup>10)</sup>。

鋼管矢板  $i$  に関する変位表示のつり合い式は

$$\left. \begin{aligned} EI_x^i v_0^i &= qv^{i+1} - qv^i - K_y v_0^i + p_y^i + \dot{m}_x^i \\ GJ^i \varphi^i &= -(qv^{i+1} + qv^i) r_j^i + qM^{i+1} - qM^i \\ &\quad + K_\varphi^i \varphi^i - m_z^i \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (1 \cdot a, b)$$

継手  $i$  に関する単位長さ当たりの継手力、継手モーメントと継手の相対変位、相対回転の関係は、

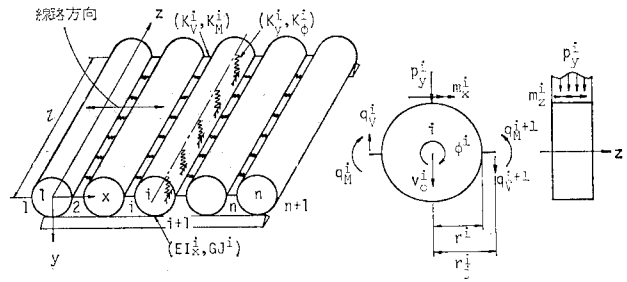


図-2 解析モデルと物理成分

$$\left. \begin{aligned} qv^i &= K_V^i (v_0^i - v_0^{i-1} - r_j^i \varphi^i - r_j^{i-1} \varphi^{i-1}) \\ qM^i &= K_M^i (\varphi^{i-1} - \varphi^i) \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (2 \cdot a, b)$$

ここに、 $(\prime) = d(\prime)/dz$ 。  $EI_x^i$  は  $x$  軸まわりの鋼管の曲げ剛性、  $GJ^i$  は St. Venant のねじり剛性であり、ねじりについては円形断面を対象とするので、単純ねじりのみとなる。  $K_y^i$ 、  $K_\varphi^i$  は変位  $v_0^i$ 、  $\varphi^i$  に対応した地盤の反力ばね定数、  $r_j^i$  は鋼管の断面図心と継手中心間の距離である。  $K_V^i$  は継手の相対変位に対応した継手力  $qv^i$  を生ずる分布ばね定数であり、  $K_M^i$  は継手の相対回転に対応した継手モーメント  $qM^i$  を生ずる分布回転ばね定数である。なお、継手ばね定数の算定法については、実際の継手形状を考慮し、文献10)を発展させた形で補遺に示す。

## 3. 構造の支配パラメーターと無次元物理量

### (1) 構造の支配パラメーター

鋼管矢板両端が単純支持ねじり拘束であることから、支配方程式を満足する各物理量は  $z$  に関する三角級数を用いて次のように表わされる<sup>10)</sup>。

$$\left. \begin{aligned} \left\{ \begin{aligned} v_0^i \\ \varphi^i \end{aligned} \right\} &= \sum_{m=1}^{\infty} [T_m] \left\{ \begin{aligned} v_{0m}^i \\ \varphi_m^i \end{aligned} \right\} \\ \left\{ \begin{aligned} qv^i \\ qM^i \end{aligned} \right\} &= \sum_{m=1}^{\infty} [T_m] \left\{ \begin{aligned} qv_m^i \\ qM_m^i \end{aligned} \right\} \\ \left\{ \begin{aligned} p_y^i + \dot{m}_x^i \\ m_z^i \end{aligned} \right\} &= \sum_{m=1}^{\infty} [T_m] \left\{ \begin{aligned} f_{ym}^i \\ m_{zm}^i \end{aligned} \right\} \end{aligned} \right\} \dots\dots (3 \cdot a \sim d)$$

$$[T_m] = \begin{bmatrix} \sin(m\pi z/l) & 0 \\ 0 & \sin(m\pi z/l) \end{bmatrix}$$

これらを、式(1)、(2)に代入して分離される各物理量の級数係数ごとの代数方程式から、鋼管矢板、継手、地盤の一様性を仮定して、 $v_{0m}^i$ 、 $\varphi_m^i$ 、 $qM_m^i$  を消去すると、 $qv_m^i$  の添字  $i$  に関する次のような階差形の支配方程式が求まる。

$$\begin{aligned} &\kappa_{Mm} qv_m^{i+4} - (1 - 1/\lambda_m + 4\kappa_{Mm} + \kappa_{Mm}/\kappa_{Vm}) qv_m^{i+3} \\ &\quad + \{2(1 + 1/\lambda_m) + 1/\kappa_{Vm} + 6\kappa_{Mm} \\ &\quad + 2\kappa_{Mm}/\kappa_{Vm}\} qv_m^{i+2} + (1 - 1/\lambda_m + 4\kappa_{Mm} \\ &\quad + \kappa_{Mm}/\kappa_{Vm}) qv_m^{i+1} + \kappa_{Mm} qv_m^i \\ &= -\kappa_{Mm} p_{ym}^{i+3} + (1 + 3\kappa_{Mm}) (p_{ym}^{i+2} \end{aligned}$$

$$-p_{ym}^{i+1} + \kappa_{Mm} p_{ym}^i - (\tilde{m}_{zm}^{i+2} + \tilde{m}_{zm}^{i+1})/\lambda_m \dots\dots\dots (4)$$

ここに、

$$\left. \begin{aligned} \lambda_m &= C_{Jm}/C_{Im}, \quad \kappa_{Vm} = K_V/C_{Im}, \\ \kappa_{Mm} &= K_M/C_{Jm}r_j^2, \quad \tilde{m}_{zm} = m_{zm}/r_j \\ C_{Im} &= EI_x(m\pi/l)^4 + K_y, \\ C_{Jm} &= \{GJ(m\pi/l)^2 + K_\phi\}/r_j^2 \end{aligned} \right\} \dots\dots (5 \cdot a \sim f)$$

式(4)から独立なパラメーターは  $\lambda_m, \kappa_{Vm}, \kappa_{Mm}$  となるが、これらは級数項  $m$  を含んだ形となっているため、構造の支配パラメーターは、 $m$  を変数とみなして、これに無関係なものを見出す必要がある。このとき、パラメーターに含まれる地盤のばね定数の無次元量  $K_y l^4/EI_x, K_\phi l^4/EI_x r_j^2$  は設計上重要な下部掘削時には、ほとんど零となるので、これを無視すると、式(4)における構造の支配パラメーターは次のようになる。

$$GJl^2/EI_x r_j^2, K_V l^4/EI_x, K_M l^4/EI_x r_j^2 \dots\dots (6 \cdot a \sim c)$$

式(6・b, c)に含まれる  $K_V, K_M$  は鋼管矢板の断面寸法と継手形式のみに関係する量であるので、これらのパラメーターは  $l$  を消去し、断面寸法と継手形式のみで規定されるものに変換した方が都合がよい。したがって、式(6・a)を用い  $l$  を消去すれば、

$$K_V r_j^4 EI_x / (GJ)^2, K_M r_j^2 EI_x / (GJ)^2 \dots\dots (6 \cdot b', c')$$

さらに、鋼管矢板は断面形状が円形で、等方性弾性体であることから、次の関係

$$J = 2I_x, G = E/2(1 + \nu), \nu = 0.3 \dots\dots\dots (7 \cdot a \sim c)$$

を用いて、式(6・a, b', c')を簡素化し、構造の支配パラメーターを示せば、鋼管矢板数  $n$  を含めて、最終的には次のようになる。

$$\left. \begin{aligned} \lambda &= l/r_j, \quad \kappa_V = K_V r_j^4 / EI_x, \\ \kappa_M &= K_M r_j^2 / EI_x, \quad n \end{aligned} \right\} \dots\dots (8 \cdot a \sim d)$$

ここに、 $\lambda$  は鋼管矢板の形状、 $\kappa_V, \kappa_M$  は継手剛性にかかわるものとして分類できる。

(2) 実構造の支配パラメーターの範囲

現在までに設計された構造に関する資料と継手試験<sup>(11), (12)</sup>の結果をもとに、支配パラメーターの範囲を決定する。

表一は線路下横断構造物の建設用として設計された代表的な実構造の諸元である。表一から実構造の諸元に関するパラメーターは、ほぼ次の範囲となる。

$$\left. \begin{aligned} 26.4 &\leq \lambda \leq 34.8 \\ 1.08 &\leq r_j/r \leq 1.15 \\ 18.8 &\leq r/t \leq 27.3 \\ 8 &\leq n \leq 56 \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (9 \cdot a \sim d)$$

表一 水平鋼管矢板構造の諸元

	$n$	$2r$	$2r_j$	$t$	$l$	$r_j/r$	$r/t$	$l/r_j$
A	27	600	a 675 a' 680	16	11 000	a 1.125 a' 1.13	18.8	32.6 32.3
B	8	800	920	19	14 400	1.15	21.1	31.3
C	56	1 016	1 100	19	14 500	1.08	26.7	26.4
D	30	1 000	1 090	19	15 600	1.09	26.3	28.6
E	22	1 106	1 136	22	16 000	1.12	23.1	28.2
F	20	1 200	1 320	24	18 000	1.10	25.0	27.3
G	31	1 200	1 320	22	23 000	1.10	27.3	34.8

(A: 2案あり)  $t$ : 鋼管板厚 (mm)

次に、継手のばね定数に関するパラメーター  $\kappa_V, \kappa_M$  の範囲は、補遺のばね定数の評価法に従い、鋼管の局部変形に関するばね定数  $K_{VP}, K_{MP}$  と継手部分のばね定数  $K_{VJ}, K_{MJ}$  に分けて検討する。

$K_{VP}, K_{MP}$  は補遺に示す評価式より、鋼管の諸元  $r_j/r, r/t$  と継手が2つ付いた場合には、取り付け角  $\alpha$  に関係する。このうち、 $r_j/r, r/t$  は式(9・b, c)で規定される。 $\alpha$  のデータとしてあるのは1例のみで、値は15°程度である。これより  $\alpha$  の範囲は規定できないが、 $\alpha$  を大きくすると、施工性や強度・剛性の面で不利となるので、範囲としては余裕をみて次のものを考える。

$$0 \leq \alpha \leq 25^\circ \dots\dots\dots (10)$$

$K_{VJ}, K_{MJ}$  は対応する継手試験<sup>(10)</sup>より評価される。

図一に示す各種継手の  $K_{VJ}$  は表二に示す継手のせん断試験結果<sup>(11), (12)</sup>から、次の範囲となる。

表二 各種継手(図一)のせん断試験結果

継手	諸元 (mm)	モルタル (kgf/cm <sup>2</sup> )		$K_{VJ0}$ (kgf/cm <sup>2</sup> )	$qV_{max}$ (kgf/cm)
		圧縮強度	ヤング係数		
A	1 外 $\phi 76.3 \times 7, w=87.5$ 内 $\phi 48.6 \times 3.4, PL=25 \times 6$	326	$1.18 \times 10^5$	3 130	370
	2 外 $\phi 76.3 \times 4.2, w=87.5$ 内 $\phi 48.6 \times 3.4, PL=25 \times 6$			2 780	298
	3 外 $\phi 76.3 \times 7, w=120$ 内 $\phi 48.6 \times 3.5, PL=58 \times 12$			1 290	262
	4 外 $\phi 89.1 \times 9.5, w=120$ 内 $\phi 60.5 \times 3.8, PL=45 \times 9$			1 680	333
C	1 $L70 \times 75 \times 9, h=165, w=90$ $\phi 48.5 \times 5, PL=35 \times 9$	422	$2.05 \times 10^5$	5 880	537
	2 $L90 \times 75 \times 10, h=165, w=120$ $\phi 48.5 \times 5, PL=50 \times 9$			3 550	338
	3 $L90 \times 75 \times 7, h=165, w=120$ $\phi 48.6 \times 3.5, PL=51 \times 9$	326	$1.18 \times 10^5$	2 810	392
D	1 外 $L65 \times 65 \times 8, h=215, w=90$ 内 $L65 \times 65 \times 8, c=55$	422	$2.05 \times 10^5$	7 640	1 248
	2 外 $L75 \times 75 \times 9, h=245, w=120$ 内 $L75 \times 75 \times 9, c=65$			9 170	1 515
E	1 $L70 \times 75 \times 9, h=165, w=90$ $T80 \times 49 \times 9$	422	$2.05 \times 10^5$	3 450	543
	2 $L90 \times 75 \times 10, h=165, w=120$ $T80 \times 74 \times 9$			2 890	507
F	1 $\phi 165.2 \times 9, w=248$	211		440	200
	2 $\phi 216.3 \times 11, w=324$			610	300

注)  $\phi$ : パイプ, L: アングル ( $a \times b \times$  板厚), PL: プレート, T: T型鋼  
a, b, c, h, w: 図一参照,  $qV_{max}$ : 継手のせん断強度

$$440 \leq K_{VJ} \leq 9170 (\text{kgf/cm}^2) \\ (43 \leq K_{VJ} \leq 899 (\text{MPa})) \dots\dots\dots(11)$$

本構造の継手は、構造条件や経済性を加味して主に 図-1 の中から選ばれる。しかし、パイプ型継手だけは、他に比べ強度・剛性がかなり低く、本構造ではこれより剛性の低い継手を使用されることはないので、余裕をみて  $K_{VJ}=440(\text{kgf/cm}^2)$  を下限値とみなすことができる。一方、上限値については、継手間隔を狭くすることで、実験値の最大値よりさらに大きな値も可能であるので、上限値は $\infty$ とする。このようにしても、 $K_V$ には鋼管の局部変形が関与するので、 $\kappa_V$ の値が大幅に大きくなることはない。

$K_{MJ}$ については、実験データは得られていない。しかし、補遺のモデルでわかるように、継手が2つ付いた構造では、一つの継手の引張・圧縮剛性に起因する  $K_{MJ}$  は  $K_{MP}$  に比べ十分大きく、また継手1つの場合には  $K_{MJ}$  は零となるので、これも余裕をみて  $0 \leq K_{MJ} \leq \infty$  と考える。

以上のような、 $r_j/r$ ,  $r/t$ ,  $\alpha$ ,  $K_{VJ}$ ,  $K_{MJ}$  の条件を考慮して、 $\kappa_V$ ,  $\kappa_M$  の範囲を算定すると、これらは相互に関係し合っているが、ほぼ次のようになる。

$$0.001 \leq \kappa_V \leq 0.0175, 0 \leq \kappa_M \leq 0.0015 \dots (12 \cdot a, b)$$

(3) 無次元物理量

継手による荷重分配性状を(1)で求めた支配パラメータに関して一般的に把握するために、設計に重要な物理量についても支配パラメータのみに関係する無次元量として表わすことを考える。

本構造に作用する鉛直荷重は、鋼管をはりとするモデル化では、はりの断面中心に作用する鉛直荷重とねじりモーメント荷重の2種類に分けることができ、基本的な荷重分配性状は、これら2種類の単一荷重に対して検討すればよい。したがって無次元物理量もこれらの単一荷重に対して、次のように定義する。

$$\left. \begin{aligned} \eta_v^i &= v_0^i / v_{0M}^s, \eta_M^i = M_x^i / M_{xM}^s, \\ \eta_s^i &= S_y^i / S_{yM}^s, \eta_{sR}^i = S_{yR}^i / S_{yRM}^s, \\ \eta_T^i &= M_z^i / |M_{zM}^s|, \eta_{TR}^i = M_{zR}^i / |M_{zRM}^s|, \\ \eta_q^i &= qV^i / |\bar{p}_y|, \eta_{qM}^i = qM^i / |\bar{p}_y r_j| \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots(13 \cdot a \sim h)$$

$$\left. \begin{aligned} \eta_\varphi^i &= \varphi^i / \varphi_M^s, \eta_T^i = M_z^i / M_{zM}^s, \\ \eta_{TR}^i &= M_{zR}^i / |M_{zRM}^s|, \eta_v^i = v_0^i / |\varphi_M^s \cdot r_j|, \\ \eta_M^i &= M_x^i / |M_{xM}^s|, \eta_s^i = S_y^i \cdot r_j / |M_{zM}^s|, \\ \eta_{sR}^i &= S_{yR}^i \cdot r_j / |M_{zRM}^s|, \eta_q^i = qV^i \cdot r_j / |\bar{m}_z|, \\ \eta_{qM}^i &= qM^i / |\bar{m}_z| \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots(14 \cdot a \sim i)$$

ここに、 $M_x^i$ ,  $M_z^i$ ,  $S_y^i$ ,  $S_{yR}^i$ ,  $M_{zR}^i$  はそれぞれ単

一荷重が作用した場合の水平鋼管矢板構造中の鋼管矢板  $i$  の曲げモーメント、ねじりモーメント、せん断力、鉛直反力、ねじりモーメント反力を示す。また、 $v_{0M}^s$ ,  $M_{xM}^s$ ,  $S_{yM}^s$ ,  $S_{yRM}^s$  は継手の連結を無視した同じ構造(単一の両端単純支持ねじり拘束の鋼管矢板に等価)に同一の鉛直荷重が作用した場合のたわみ、曲げモーメント、せん断力、支点反力の最大絶対値であり、 $\varphi_M^s$ ,  $M_{zM}^s$ ,  $M_{zRM}^s$  は同様の構造にねじりモーメント荷重が作用した場合の回転角、ねじりモーメント、ねじりモーメント反力の最大絶対値である。これらの物理量の上添字  $s$  は単一鋼管矢板の値を、また下添字  $M$  は最大絶対値であることを示している。 $\bar{p}_y$ ,  $\bar{m}_z$  は分布荷重  $p_y^i$ ,  $m_z^i$  のスパン平均値である。

これらの無次元物理量のうち、鉛直荷重下の  $\eta_v^i$ ,  $\eta_M^i$ ,  $\eta_s^i$ ,  $\eta_{sR}^i$  および、ねじりモーメント荷重下の  $\eta_\varphi^i$ ,  $\eta_T^i$ ,  $\eta_{TR}^i$  は継手による荷重分配効果を示すものになっており、各物理量が荷重分配効果を無視した場合に比べ、どの程度低減されるかを表わしている。これ以外の式(13), (14)に示す無次元物理量は継手の連結を考慮することで新たに生じたものであり、定義式の分子の物理量は継手の連結を無視した場合零となるので、やむを得ず種類の異なる物理量で無次元化を行っている。

4. 荷重分配性状の検討

(1) 構造の支配パラメータの設定

実構造のパラメータの範囲は 3.(2) のようになるが、各パラメータは相互に関係し合っており、独立にその範囲を動くことはない。しかし、この関係を考慮して検討するのはかえって複雑となるので、ここでは各パラメータが独立に変化するものとする。ただ、このように考えると検討範囲が広がるため、次のような基本方針で検討の簡略化を図る。すなわち、あるパラメータの影響を調べる場合、この着目するパラメータ以外のものについては、その上・下限値に固定して調べる。そして両者の差が有意でない場合は一方だけの値について検討する。3.(2)の範囲をもとに、固定値とする場合の各パラメータの上・下限値を記せば表-3 のようになる。ここで、 $\lambda$  の上・下限値は式(9.a)が包含されるように若干広くとっている。 $n$ については、荷重載荷位置として、中央鋼管が確定できるように奇数の値としている。また  $n$  の上限値としては、これがある値以上では力学挙動が一定のものに収束する事実から、最大値として  $n=19$  を選んだ。この根拠は本節の(6)で示される。ただ実際の検討では、 $n$ の増加は主として物

表-3 検討に用いた構造パラメータの値

固定パラメータ	下限値	上限値
$\kappa_V$	0.001	0.0175
$\kappa_M$	0	0.0015
$\lambda$	25	35
$n$	9	19

理量の値を増減させるだけで、着目パラメーターの影響を大きく変える性質をもたないので、 $n$  を着目しない場合は  $n=9$  に固定し、補足的に  $n=19$  の場合も検討するという方法をとった。

(2) 荷重の設定

荷重分配性状は鉛直荷重とねじりモーメント荷重の差のほか、鋼管矢板スパン方向の荷重分布形状、さらに単一荷重が作用する鋼管矢板番号  $i$  により異なる。したがって、上記の項目について実状を考慮し、荷重としては次のものを設定した。

まず、荷重の種類において、ねじりモーメント荷重は鉛直荷重の鋼管断面図心からの偏心に起因するもので、最大の偏心を  $r_j$  としても、 $\lambda$  の大きさからみて二次的なものと考えられる。そこで、荷重分配性状の検討は鉛直荷重を中心に行い、必要に応じて、ねじりモーメント荷重についても調べる。

スパン方向の荷重分布形状は、線路下横断構造物の建設の場合、線路構造から、死荷重、活荷重いずれもスパン中央で最大値をとるほぼ対称形の分布様式である。この事実と計算上の便宜を考慮して、スパン方向の荷重分布形状としては  $\sin \frac{\pi x}{l}$  で近似する。これによると、無次元物理量には次の従属関係

$$\left. \begin{aligned} \eta_v^i &= \eta_M^i = \eta_s^i = \eta_{sR}^i \\ \eta_\varphi^i &= \eta_T^i = \eta_{TR}^i \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (15 \cdot a, b)$$

が成立し、独立な物理量は  $\eta_v^i, \eta_T^i, \eta_q^i, \eta_{qM}^i$  となる。さらに、これらはスパン上で一定値となるので検討が簡略化される。

単一荷重が作用する鋼管矢板番号は、両極端な場合として、中央と端部について調べる。ただ端部の鋼管矢板は地盤に支持されることが多く、各物理量の最大値は構造の中央付近に載荷した場合に生ずるので、ここでは中央載荷の場合を中心に扱う。

構造の支配パラメーターの概略的な影響を調べる場合、荷重のスパン方向分布は近似的なものを用いてもほぼ問題はない。しかしながら、載荷点近傍での物理量の分布性状はスパン方向の荷重分布形に影響され、これを把握するには、上述の近似的扱いでは不十分である。したがって、この問題は設計荷重を考慮して、本節(7)で別途検討する。

なお、荷重分配性状を示す以下の図では、単一荷重が作用する鋼管矢板番号や図示した物理量の鋼管矢板番号を表わすのに次の記号を用いる。

VFP, TFP: 鉛直荷重, ねじりモーメント荷重の作用する鋼管矢板番号, VP: 図示した物理量 (最大絶対値) の生ずる鋼管矢板, または継手番号 (図-1 参照)。

(3)  $\kappa_V$  の影響

鉛直荷重下のたわみ、継手力に関する無次元物理量  $\eta_v, \eta_q$  と  $\kappa_V$  の関係を図-3 に示す。これから、 $\kappa_V$  が増加すると  $\eta_v$  は減少、 $\eta_q$  は増加し、最終的にはいずれ

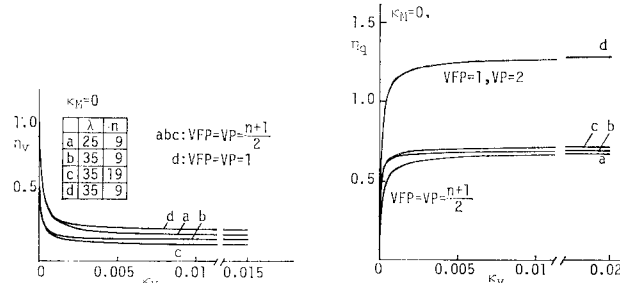


図-3  $\kappa_V$  と鉛直荷重下の物理量の関係

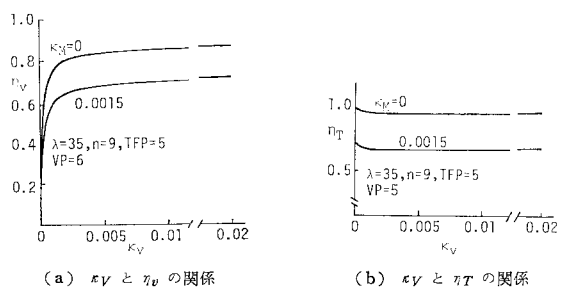


図-4  $\kappa_V$  とねじりモーメント荷重下の物理量の関係

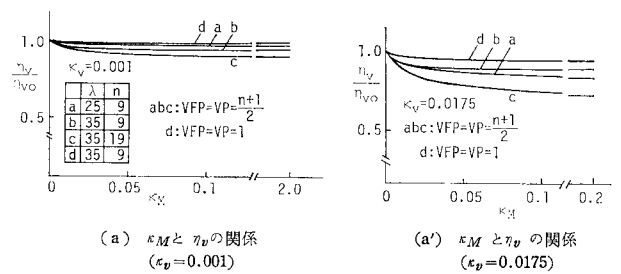


図-5 (a)  $\kappa_M$  と  $\eta_v$  の関係 ( $\kappa_v=0.001$ ) (a')  $\kappa_M$  と  $\eta_v$  の関係 ( $\kappa_v=0.0175$ )

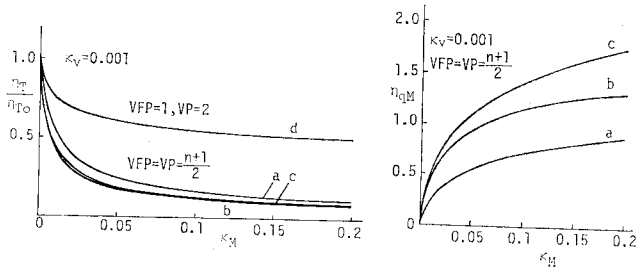


図-5 (b)  $\kappa_M$  と  $\eta_T$  の関係 (c)  $\kappa_M$  と  $\eta_{qM}$  の関係

図-5  $\kappa_M$  と鉛直荷重下の物理量の関係

も一定値に収束する傾向を示している。他のパラメータの影響としては、 $\lambda$  が大きいほど、また載荷位置が中央であるほど若干一定値への収束が早い。ねじりモーメントと、継手モーメントに関する  $\eta_T, \eta_{qM}$  については、図示していないが、定性的には  $\eta_q$  と同様である。前述の傾向は、 $\kappa_V$  が大きいほど、より多くの鉛直荷重が周囲に分配されることを示している。

次に、ねじりモーメント荷重を中央の鋼管に載荷した場合のたわみとねじりモーメントに関する無次元物理量  $\eta_v, \eta_T$  と  $\kappa_V$  の関係を 図-4 に示す。これから、 $\kappa_V$  の増加に対して、 $\eta_v$  は増加して一定値に収束するが、 $\eta_T$  はほとんど変化しない。ここで、 $\eta_v$  が鉛直荷重下と異なり増加しているのは、ねじりモーメント荷重を中央鋼管に載荷した場合、中央鋼管のたわみが生じないので、最大たわみの生ずる隣接鋼管の値を示しているからである。図示していない  $\eta_q$  は  $\eta_v$  と、また  $\eta_{qM}$  は  $\eta_T$  とそれぞれ同様の傾向を示す。

以上から、 $\kappa_V$  の増加は鉛直荷重の分配には効果があるが、ねじりモーメント荷重の分配にはほとんど効果がないといえる。また、鉛直荷重に対しても、実構造の  $\kappa_V$  の範囲では、荷重分配はほぼ限界状態に近づいており、特に  $\kappa_V \geq 0.005$  ではほとんど変化しない。したがって、 $\kappa_V$  をこの値以上に大きくしても荷重分配の向上は期待できない。

(4)  $\kappa_M$  の影響

鉛直荷重下のたわみ、ねじりモーメント、継手モーメントに関する無次元物理量  $\eta_v, \eta_T, \eta_{qM}$  と  $\kappa_M$  との関係を 図-5 に示す。ここで、 $\eta_v, \eta_T$  は  $\kappa_M = 0$  で他のパラメータの値により異なった値をとるので、 $\kappa_M$  の影響を明確化する意味から、 $\kappa_M = 0$  の値  $\eta_{v0}, \eta_{T0}$  で基準化し、 $\kappa_M = 0$  での値がすべて1となるように配慮した。図-5 より、 $\kappa_M$  の増加に伴い、 $\eta_v$  は若干減少、 $\eta_T$  は減少、また  $\eta_{qM}$  は増加し、図示の範囲内で  $\eta_v, \eta_T$  は一定値に収束している。また図示していないが、継手力に関する  $\eta_q$  は  $\kappa_M$  にほとんど影響されない。他のパラメータの影響については、載荷位置と  $\kappa_V$  によるものが認め

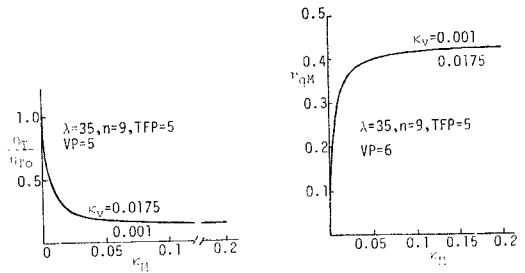


図-6  $\kappa_M$  とねじりモーメント荷重下の物理量の関係

られ、中央鋼管へ載荷した場合や  $\kappa_V$  が大きいほど、各物理量の  $\kappa_M$  に対する変化が大きい。なお、 $\kappa_V$  の影響に関しては代表的な  $\eta_v$  について示している。載荷位置による影響の理由としては、端部では中央と異なり、荷重分配は一方向にしか行われないので、 $\kappa_M$  の効果も現われにくいと考えられる。 $\kappa_V$  の影響については、(3) で述べたように、 $\kappa_V$  が大きいほど広範囲に荷重が分配され、この範囲に対応した  $\kappa_M$  の影響が現われるものと考えられる。

ねじりモーメント荷重を中央鋼管矢板に載荷した場合

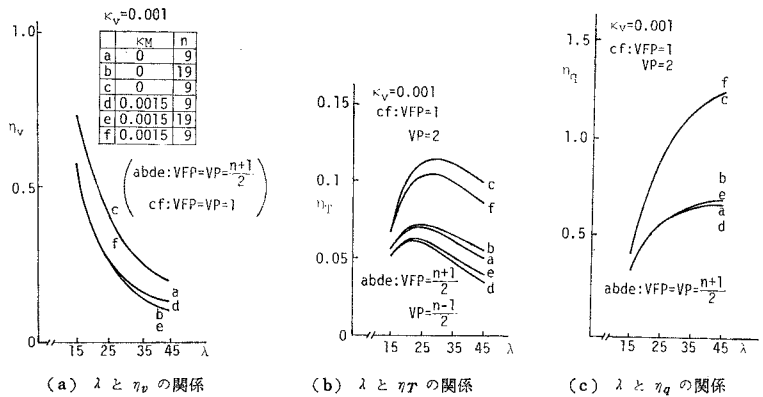


図-7  $\lambda$  と鉛直荷重下の物理量の関係

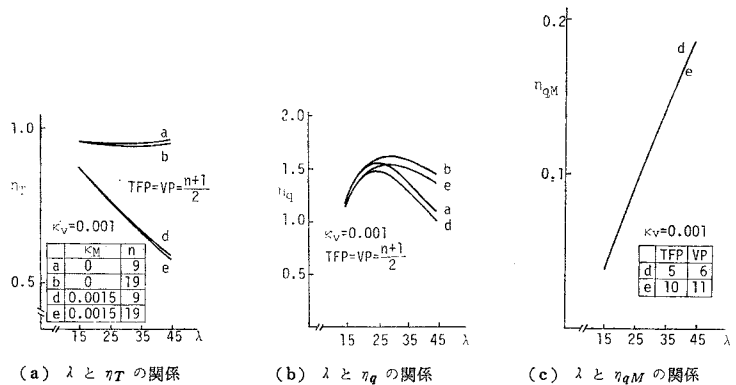


図-8  $\lambda$  とねじりモーメント荷重下の物理量の関係

の  $\kappa_M$  とねじりモーメント、継手モーメントに関する無次元物理量  $\eta_T, \eta_{qM}$  の関係を 図-6 に示す。この図も  $\eta_T$  については  $\kappa_M=0$  の値  $\eta_{T0}$  で基準化している。図-6 より、 $\kappa_M$  の増加に対して、 $\eta_T$  は減少、 $\eta_{qM}$  は増加の傾向を示し、いずれも一定値に収束している。図示していない  $\eta_v, \eta_q$  については  $\eta_T$  と同様の傾向を示す。

以上から、 $\kappa_M$  の増加は、 $\kappa_V$  の場合と逆に、ねじりモーメント荷重の分配には有効であるが、鉛直荷重に対しては効果が少ないといえる。

(5)  $\lambda$  の影響

鉛直荷重下のたわみ、ねじりモーメント、継手力に関する無次元物理量  $\eta_v, \eta_T, \eta_q$  と  $\lambda$  との関係を 図-7 に示す。これから、 $\lambda$  が増加すると、 $\eta_v$  は減少、 $\eta_q$  は増加の傾向を示す。図示していない継手モーメントに関する  $\eta_{qM}$  については  $\eta_q$  とほぼ同じ傾向である。 $\eta_T$  は  $\lambda \leq 25$  までは増加するが、これ以降は減少している。 $\lambda$  以外のパラメーターが  $\lambda$  と物理量との関係に及ぼす影響としては、載荷位置によるものが認められ、端部へ載荷した方が  $\lambda$  に対する物理量の変化が大きくなる。

ねじりモーメント荷重を中央鋼管矢板に載荷した場合のねじりモーメント、継手モーメント、継手力に関する無次元物理量  $\eta_T, \eta_{qM}, \eta_q$  と  $\lambda$  との関係を 図-8 に示す。図から、 $\lambda$  の増加に対して各物理量はそれぞれ異なった変化を示す。すなわち、 $\eta_T$  は  $\kappa_M=0$  のとき変化しないが、 $\kappa_M=0.0015$  のときは、ほぼ直線的に減少する。また  $\eta_{qM}$  および図示していない  $\eta_v$  は増加の傾向を示す。 $\eta_q$  は  $\lambda \leq 25$  までは増加するが、これ以降は減少する。他のパラメーターがこれらの変化傾向に及ぼす影響としては、 $\kappa_M$  が  $\eta_T$  に、また鋼管矢板数  $n$  が  $\eta_q$  に与えるものが認められる。 $\kappa_M$  についてはすでに述べたとおりであり、 $n$  の影響はこれが少ないほど、ピーク値到達後の  $\lambda$  に対する減少割合が大きい。ここで、 $\kappa_M$  の影響は (4) で述べたように、このパラメーターがねじりモーメント荷重の分配に大きく関与していることによると考えられる。

以上から、 $\lambda$  が増加すると、荷重分配量は増加する。ただ、ねじりモーメント荷重に対しては、 $\kappa_M=0$  であると荷重分配量自体が少なく、 $\lambda$  の効果は現われない。

(6)  $n$  の影響

鉛直荷重下のたわみ、継手力に関する無次元物理量  $\eta_v, \eta_q$  と  $n$  の関係を 図-9 に示す。これから、鉛直荷重の場合、 $n$  の増加に対して、 $\eta_v$  は減少、 $\eta_q$  は増加し、

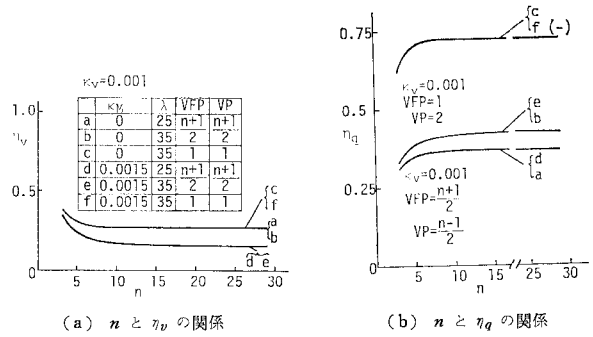


図-9 n と鉛直荷重下の物理量の関係

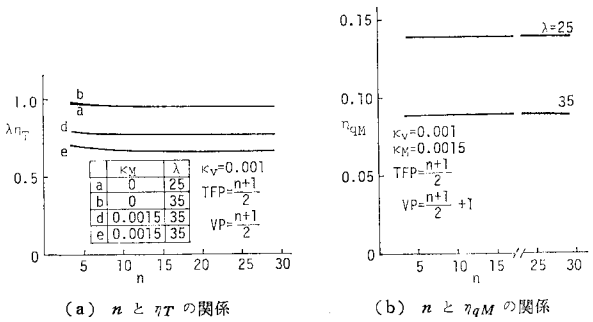


図-10 n とねじりモーメント荷重下の物理量の関係

$n \geq 15$  ではおおよそほぼ一定値に収束している。図示していないねじりモーメント、変位に関する  $\eta_T, \eta_{qM}$  も  $\eta_q$  とほぼ同様の傾向を示す。他のパラメーターが  $n$  と物理量との関係に与える影響として、 $\lambda$  が小さいときや、載荷位置が端部であるときの方が若干収束が早いという傾向がある。理由としては、 $\lambda$  が小さいと、(5) で述べたように荷重の分配量が少ないので、分配範囲の限界も狭くなるためと考えられる。また端部載荷の場合は、片側における鋼管矢板数は実質上、中央鋼管へ載荷した場合の約2倍になっていることによる。

ねじりモーメント荷重下のねじりモーメント、継手モーメントに関する無次元物理量  $\eta_T, \eta_{qM}$  と  $n$  の関係を 図-10 に示す。ここで  $\eta_T$  は  $\lambda$  による値の差が大きいため、 $\lambda \eta_T$  で表示している。これより、 $n$  が増加すると、 $\kappa_M=0.0015$  での  $\eta_T$  が若干減少するのを除き、 $\eta_T, \eta_{qM}$  はほとんど変化しない。一方、図示していないたわみ、継手力に関する  $\eta_v, \eta_q$  については、前者は減少、後者は増加して一定値に収束する。他のパラメーターの影響としては、 $\kappa_M$  によるものがみられ、 $\kappa_M$  が小さいほど収束が早い。この理由も鉛直荷重下における  $\lambda$  の影響と同様に、 $\kappa_M$  が小さいと、ねじりモーメント荷重の分配自体が少なくなることによる。

以上から、 $n$  がある値以上になると、各物理量は一定値に収束し、荷重の分配範囲、いいかえれば分配量には

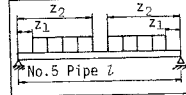
限度があることがわかる。また、この分配範囲に影響を及ぼす他のパラメーターは、実構造の範囲では、鉛直荷重下の  $\lambda$  とねじりモーメント荷重下の  $\kappa_M$  とがあり、これらが大きいほど、荷重の分配範囲が広がり、 $n$  の効果が現われる。

(7) 作用荷重のスパン方向の分布形の影響

作用荷重の分布形により影響を受けると考えられるスパン方向の物理量、および支点反力分布を前項までの近似的な荷重ではなく、通常的设计荷重について検討する。このとき、構造面にはほぼ一様分布し、荷重分配作用にほとんど無関係な死荷重は除外し、活荷重のみを考慮

表-4 複線を対象とした活荷重分布

	$z_1/l$	$z_2/l$	$\lambda$
a	0.31	0.44	25
b	0.28	0.47	
c	0.24	0.51	
d	0.39	0.46	35
e	0.37	0.48	
f	0.35	0.50	



する。活荷重としては、最も設計ケースの多い複線軌道を対象に、前項までと同様に鋼管矢板断面中心に作用する単一の鉛直荷重とねじりモーメント荷重に分ける。また荷重の分布形としては、複線軌道と本構造の実状を考慮して各  $\lambda$  について定めた表-4 の区分的等分布を用いる。

特徴的な分布をする主要な物理量として、最大値が発生する載荷点近傍の曲げモーメント、せん断力、ねじりモーメント、継手力に関する無次元量  $\eta_M, \eta_s, \eta_T, \eta_q$  のスパン方向分布、鉛直反力に関する  $\eta_{sR}$  の各支点での値を荷重種類に分けて図-11, 12 に示す。ここで、載荷鋼管のスパン中央や支点

部で予想どおり最大値が生ずる鉛直荷重下の  $\eta_v, \eta_q$ 、およびねじりモーメント荷重下の  $\eta_T, \eta_v, \eta_{qM}, \eta_{TR}$  については図示を省いている。なお、数値計算では、三角級数の項数による各物理量の収束性を検討し、打ち切り項数を  $m=50$  とした。

鉛直荷重に対して 図-11 より、 $\eta_M$  は荷重分布幅の狭い場合、最大値は活荷重の分布範囲で生じ、スパン中央ではやや減少する分布様式であるが、荷重の分布幅が増加するにつれて、最大値の発生位置はスパン中央より移行している。 $\eta_s$  は最大値が支点側の荷重分布端で生じ、支点の方向に対しては減少する分布様式である。この傾向は荷重の分布幅が狭くなるにつれて明瞭となり、最大値も増加する。また  $\eta_{sR}$  については、その最大値が載荷鋼管矢板ではなく、隣接の鋼管矢板に生じているのが特徴的であり、荷重の分布幅が狭いほどこの傾向は顕著となる。

ねじりモーメント荷重に対して、図-12 より、 $\eta_T$  の分布は  $\kappa_M=0$  の場合、支点部から荷重分布端に達して減少するまではほとんど変化しないが、 $\kappa_M$  が大きいと支点部から  $\eta_T$  は増加し、支点側の荷重分布端で最大となるような分布様式となる。 $\eta_q$  については荷重分布幅が狭い場合、最大値は荷重の分布範囲で生ずるが、荷重分布幅が増加するにつれてスパン中央に移行している。

このように、図示した活荷重下の物理量の分布については、継手の連結を無視した場合や直観的なものとな

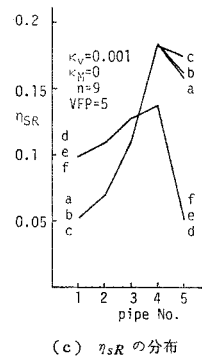
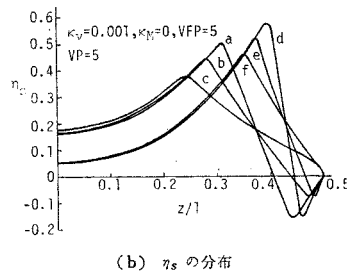
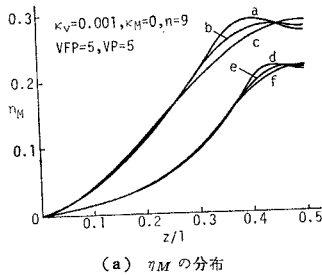


図-11 鉛直活荷重下の物理量の分布

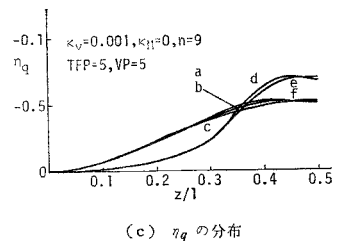
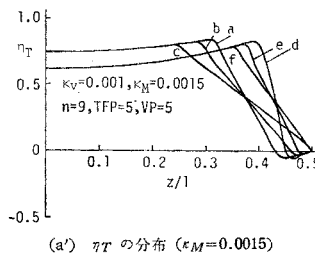
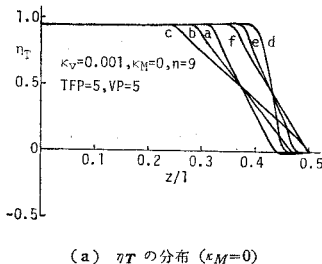


図-12 ねじりモーメント活荷重下の物理量の分布



り異なっているので、最大値の評価およびその発生位置には注意を要する。

5. ま と め

線路下横断構造物建設の際の覆工を兼ねた支保工として用いられる水平鋼管矢板構造の合理的な設計法を確立することを目的として、実構造に即した継手による荷重分配性状を検討した。なお、この継手による荷重分配作用については、現段階では、継手の力学性能に関して、長期的な耐久性が明らかでないため、当面、仮設構造を対象に考慮することを考えている。

本検討を通じて得られた主な結果を以下に示す。

(1) 本構造の独立な支配パラメーターは、鋼管矢板の諸元に関する  $\lambda (=l/r_j)$ 、と継手の剛性に関する  $\kappa_V (=K_{VJ}r_j^4/EI_x)$ 、 $\kappa_M (=K_{MJ}r_j^2/EI_x)$ 、および鋼管矢板本数  $n$  である。

(2)  $\kappa_V$  が大きいほど、鉛直荷重の分配に効果があるが、ねじりモーメント荷重の分配に対してはあまり効果がない。しかしながら、実構造の  $\kappa_V$  の範囲では、鉛直荷重に対しても  $\kappa_V$  の増加に対する荷重の分配量の増加は限界に近づいており、 $\kappa_V$  を大きくしても荷重分配作用の向上はあまり期待できない。

(3)  $\kappa_M$  は  $\kappa_V$  とは逆に、これが大きいほどねじりモーメント荷重の分配には有効であるが、鉛直荷重に対しては効果が少ない。

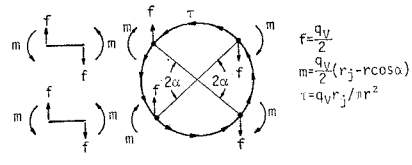
(4)  $\lambda$  が大きくなると分配される荷重は増加する。ただ、ねじりモーメント荷重に対しては、実構造の範囲では分配される荷重自体が少なく、 $\lambda$  の影響は明瞭でない。

(5)  $n$  の増加により荷重の分配される範囲が広がり、結果として、荷重分配量も増加する。しかしながら、この範囲にも限度があり、 $n$  がある値以上になると荷重の分配量は増加しない。

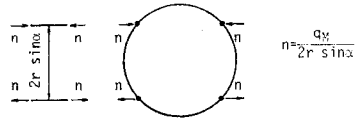
(6) 活荷重のスパン方向分布の影響は、鉛直荷重に対しては、載荷鋼管の曲げモーメントとせん断力分布、ならびに支点反力分布に、またねじりモーメント荷重に対しては、ねじりモーメントおよび継手力分布に特徴的に現われる。これらの分布形は継手の連結を無視した場合の物理量の分布から類推されるものとかなり異なっている。

〔補遺〕 継手ばね定数の評価法

文献 10) と同様に、継手のばね  $K_V, K_M$  は、継手部分の変形によるばね  $K_{VJ}, K_{MJ}$  と鋼管の局部変形によるばね  $K_{VP}, K_{MP}$  から成り、この 2 種類のばねが直列に結合したものと考える。このとき、モルタルと鋼との複合構造である継手部分のばね定数は実験的な手法で、



(a)  $K_{VJ}, K_{VP}$  の評価



(b)  $K_{MJ}, K_{MP}$  の評価

図一A 継手ばね定数の評価

また鋼管の局部変形のはね定数は解析的な手法で評価する。継手が 1 つ付いた構造については、すでに評価法を示している<sup>10)</sup>ので、ここでは、継手が 2 つ付いた 図一B のような構造を対象とする。

継手部分のはね定数としては、継手 2 つの構造に対する継手力を 図一A のように仮定することで、継手 1 つのせん断試験と引張試験によるばね定数  $K_{VJ_0}, K_{UJ_0}$ <sup>10)</sup> から、次のように評価される。

$$\left. \begin{aligned} K_{VJ} &= 2K_{VJ_0}, \\ K_{MJ} &= 2r^2 \sin^2 \alpha K_{UJ_0} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (A.1, a, b)$$

このとき、個々の継手は、曲げに弱い構造となっているので、モーメント自体の伝達は無視し、偶力によるモーメント伝達のみを考慮している。

さらに、鋼管の局部変形によるばね定数も 図一A に示す継手力を、鋼管をモデル化した 2 次元のリングに作用させる<sup>10)</sup>ことで、次のように評価される。

$$\left. \begin{aligned} K_{VP} &= E\pi/D_{VP} \\ K_{MP} &= E\pi t^3/D_{MP} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (A.2, a, b)$$

$$\begin{aligned} D_{VP} &= r^3 [3\pi(\pi - 2\alpha + \sin 2\alpha) \\ &\quad + 24\mu\{(\pi - 2\alpha)\sin \alpha - 2\cos \alpha\} \\ &\quad + 2\mu^2(\pi^2 - 6\pi\alpha + 12\alpha^2)] \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} D_{MP} &= 3r [2\alpha(\pi - 2\alpha) - \pi \sin 2\alpha] / \sin^2 \alpha \\ &\quad - 8\alpha \cos \alpha / \sin \alpha + 2\pi(\pi - 2\alpha) - 4\cos^2 \alpha \end{aligned}$$

$r = r/t, \mu = r_j/r \dots\dots\dots (A.3, a \sim d)$

式 (A.1) (A.2) から継手のはね定数は

$$\left. \begin{aligned} K_V &= K_{VJ}K_{VP} / (K_{VJ} + K_{VP}), \\ K_M &= K_{MJ}K_{MP} / (K_{MJ} + K_{MP}) \end{aligned} \right\} \dots\dots (A.4, a \sim b)$$

参 考 文 献

- 1) 上村厚一：わが国における技術開発例 ⑦ フロンテジャックキング工法，土木学会誌，Vol. 165, No. 8, pp. 44~48, 1980年8月。
- 2) 国鉄東京第一工事局：線路下横断構造物の計画及び施工の手引（案），昭和51年1月。
- 3) 峯本・日下部・斎藤・中山：鉄道・道路の輪荷重を受けるパイプビーム工法の実験（上・下），土木施工，20巻4号~20巻5号，1979年4月~5月。
- 4) 飯田・石川・野崎：パイプビーム工法による斜め架道橋

- の施工，鉄道土木，21巻5号，pp. 38～42，1981年5月．
- 5) 竹田省三：大口径パイプルーフを利用した線路下横断地下道工法，建設の機械化，pp. 25～29，1980年12月．
  - 6) 渡辺征司：東北本線葉師堂  $B_V$  の設計と施工について，盛岡工事局年次報告，26巻，pp. 174～193，1979年．
  - 7) 構造物設計事務所：線路下横断構造物の設計の手引・下路桁形式，昭和56年6月．
  - 8) 山下彰彦：線路下横断構造物と技術開発，鉄道土木，24巻3号，pp. 27～29，1982年3月．
  - 9) 山下彰彦・林 雅博：線路下横断構造物の選定，鉄道土木，24巻，8号，pp. 42～46，1982年8月．
  - 10) 山川純雄・後藤芳顕：水平鋼管矢板構造の継手による荷重分配作用の解析，土木学会論文報告集，301号，pp. 1～12，1980年9月．
  - 11) 鋼管杭協会鋼製護岸研究委員会：パイプ継手せん断試験結果報告書，昭和53年9月．
  - 12) 後藤芳顕：水平鋼管矢板構造の継手による荷重分配作用，東京大学学位論文，1982年11月．

(1983.7.18・受付)