

報 文

立体ラーメンにおける振りモーメントについて

正員 工学博士 結 城 朝 恭*
准員 吉 田 俊 彌**

ON TWISTING MOMENTS OF SPACE STRUCTURAL MEMBERS

(JSCE Oct. 1953)

Dr. Eng., Tomoyasu Yūki, C.E. Member, Shun-ya Yoshida, C.E. Assoc. Member.

Synopsis In practical design of space structures, such as truss bridges, buildings, etc., stresses are analysed, usually on the respective constituent plane systems independently. Therefore, in general, the effects of twisting moment, occurred in any member, which intersects at some angles, commonly at right angles to a plane structure, upon the plane structural members are not numerically taken into consideration.

In this paper, the writers tried to evaluate the twisting moments in space structural members using the slope deflection formulae extended to three dimensional formulae extended three dimensionally, and perceived that there were some cases where the twisting moments must be taken into consideration.

要旨 ビルディングや橋梁のように、実際の構造物はほとんどすべて立体構造物と考えられるが、これ等々を設計する場合に、その部材力算定は、一般に、これらを構成するところのそれぞれの平面構造に分割して行われているようである。従つて、このようにして得られる各部材力とは、実際に構造物に生じている部材力とは、場合によつては多少異なることがあるものと考えられる。

われわれは、立体構造物、特に立体ラーメンをそのまま解析して得られる値と、平面ラーメンに分割して解く普通の方法による値とを比較し、その相違を調べてみた。立体ラーメンや格子部材の振りモーメントに関しては、従来、数多くの解法が提案されているようであるが、われわれは3次元に拡張した撓角式を用いて解くことを試みた。その結果によれば、部材に生ず

る端モーメントの値は、平面に分割して得られる値といちじるしい相違を生ずる場合があるようである。

1. 基本式及び解法

図-1 に示すような、互いに直交する部材よりなる剛節骨組構造を考え、直交座標軸 $oxyz$ をとり、 x, y 及び z 軸にそれぞれ平行する部材を、一般に、 mn, pq, rs と名づけよう。

いま、これらの各部材が任意の立体変形を受けた場

図-2 部材変形図 (mn 部材)

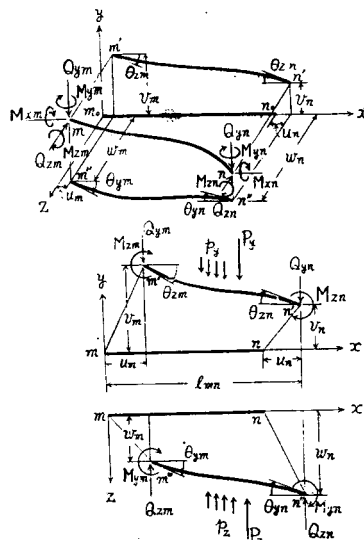
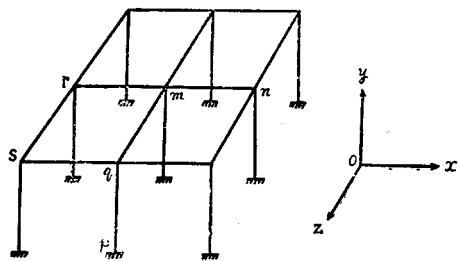


図-1



* 信州大学教授，工学部長

** 信州大学講師，工学部土木教室

図-3 部材変形図 (pq 部材)

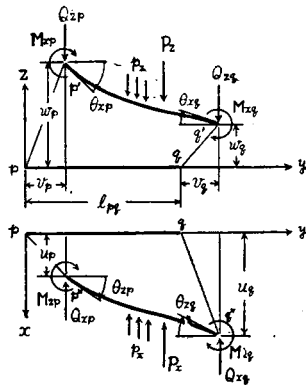
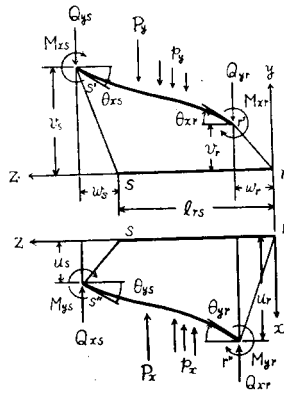


図-4 部材変形図 (rs 部材)



合の力学的並びに幾何学的量を、図-2~4 に示したように定め、各記号は次のような意味を持つことにする。

例えば、mn 部材の m 端についていえば M_{xm}, M_{ym}, M_{zm} : x 軸周りの振りモーメント及び、y, z 軸周りの端モーメントを表わし、それぞれの軸の正の方向に向つて反時計廻りのものを正とする。

mn 部材

$$\begin{aligned}
 M_{xm} &= S_{xmn}(\theta_{xm} - \theta_{xn}) \\
 M_{ym} &= S_{ymn} \left[2\theta_{ym} + \theta_{yn} + \frac{3}{l_{mn}}(w_m - w_n) \right] + C_{ym} \\
 M_{zm} &= S_{zmn} \left[2\theta_{zm} + \theta_{zn} - \frac{3}{l_{mn}}(v_m - v_n) \right] - C_{zm} \\
 Q_{ym} &= -T_{ymn} \left[\theta_{zm} + \theta_{zn} - \frac{2}{l_{mn}}(v_m - v_n) \right] + F_{ym} \\
 Q_{zm} &= T_{zmn} \left[\theta_{ym} + \theta_{yn} + \frac{2}{l_{mn}}(w_m - w_n) \right] + F_{zm} \\
 M_{xn} &= -S_{xmn}(\theta_{xm} - \theta_{xn}) \\
 M_{yn} &= S_{ymn} \left[\theta_{ym} + 2\theta_{yn} + \frac{3}{l_{mn}}(w_m - w_n) \right] - C_{yn} \\
 M_{zn} &= S_{zmn} \left[\theta_{zm} + 2\theta_{zn} - \frac{3}{l_{mn}}(v_m - v_n) \right] + C_{zn} \\
 Q_{yn} &= T_{ymn} \left[\theta_{zm} + \theta_{zn} - \frac{2}{l_{mn}}(v_m - v_n) \right] + F_{yn} \\
 Q_{zn} &= -T_{zmn} \left[\theta_{ym} + \theta_{yn} + \frac{2}{l_{mn}}(w_m - w_n) \right] + F_{zn}
 \end{aligned}$$

式中 $S_{xmn} \equiv \left(\frac{d_x G}{l} \right)_{mn}$, $S_{ymn} \equiv \left(\frac{2 EI_y}{l} \right)_{mn}$, $S_{zmn} \equiv \left(\frac{2 EI_z}{l} \right)_{mn}$, $T_{ymn} \equiv \left(\frac{6 EI_x}{l^2} \right)_{mn}$, $T_{zmn} \equiv \left(\frac{6 EI_y}{l^2} \right)_{mn}$

$$\begin{aligned}
 F_{ym} &\equiv D_{ym} + \frac{1}{l_{mn}}(C_{zm} - C_{zn}), & F_{zm} &\equiv D_{zm} + \frac{1}{l_{mn}}(C_{ym} - C_{yn}) \\
 F_{yn} &\equiv D_{yn} - \frac{1}{l_{mn}}(C_{zm} - C_{zn}), & F_{zn} &\equiv D_{zn} - \frac{1}{l_{mn}}(C_{ym} - C_{yn})
 \end{aligned}$$

ただし、 α_x : x 軸周りの振り剛性補正係数

Q_{ym}, Q_{zm} : y 及び z 軸方向の剪断力を表わし、それぞれの軸の負の方向に向うものを正とする。

$\theta_{xm}, \theta_{ym}, \theta_{zm}$: x 軸周りの振り角及び y, z 軸周りの撓角を表わし、いずれもそれぞれの軸の正の方向に向つて反時計方向に廻転する場合を正とする。

u_m, v_m, w_m : 部材端変位の x, y 及び z 軸方向の分値を表わし、いずれもそれぞれの軸の正の方向へ変位した場合を正とする。

P_y, P_z : y 及び z 軸方向に作用する任意の集中荷重を表わし、それぞれの軸の負の方向に向うものを正とする。

p_y, p_z : y 及び z 軸方向に作用する任意の分布荷重を表わし、それぞれの軸の負の方向に向うものを正とする。

他のすべての部材端における量については、いま述べたとおりとする。

以上のような規約に従えば、mn, pq, rs で示される各部材の端モーメント及び剪断力の式は、結局次のようになる。

} (1)

I_y, I_z : y 及び z 軸に関する部材断面 2 次モーメント

D_{ym}, D_{yn} : mn 部材を単純梁と考えた時の荷重 P_y ,

p_y 等による材端剪断力

D_{zm}, D_{zn} : mn 部材を単純梁と考えた時の荷重 P_z ,

p_z 等による材端剪断力

C_{ym}, C_{yn} : mn 部材を固定梁と考えた時の荷重 P_z ,

p_z 等による端モーメント

C_{zm}, C_{zn} : mn 部材を固定梁と考えた時の荷重 P_y ,

p_y 等による端モーメント

pq 部材

$$\begin{aligned}
 M_{xp} &= S_{xpq} \left[2\theta_{xp} + \theta_{xq} - \frac{3}{l_{pq}} (w_p - w_q) \right] - C_{xp} \\
 M_{yp} &= S_{ypq} (\theta_{yp} - \theta_{yq}) \\
 M_{zp} &= S_{zpq} \left[2\theta_{zp} + \theta_{zq} + \frac{3}{l_{pq}} (v_p - v_q) \right] + C_{zp} \\
 Q_{xp} &= T_{xpq} \left[\theta_{zp} + \theta_{zq} + \frac{2}{l_{pq}} (u_p - u_q) \right] + F_{xp} \\
 Q_{zp} &= -T_{zpq} \left[\theta_{xp} + \theta_{xq} - \frac{2}{l_{pq}} (w_p - w_q) \right] + F_{zp} \\
 M_{xq} &= S_{xpq} \left[\theta_{xp} + 2\theta_{xq} - \frac{3}{l_{pq}} (w_p - w_q) \right] + C_{xq} \\
 M_{yq} &= -S_{ypq} (\theta_{yp} - \theta_{yq}) \\
 M_{zq} &= S_{zpq} \left[\theta_{zp} + 2\theta_{zq} + \frac{3}{l_{pq}} (u_p - u_q) \right] - C_{zq} \\
 Q_{xq} &= -T_{xpq} \left[\theta_{zp} + \theta_{zq} + \frac{2}{l_{pq}} (u_p - u_q) \right] + F_{xq} \\
 Q_{zq} &= T_{zpq} \left[\theta_{xp} + \theta_{xq} - \frac{2}{l_{pq}} (w_p - w_q) \right] + F_{zq}
 \end{aligned} \tag{2}$$

式中 $S_{xpq} \equiv \left(\frac{2EI_x}{l} \right)_{pq}$, $S_{ypq} \equiv \left(\frac{\alpha_y G}{l} \right)_{pq}$, $S_{zpq} \equiv \left(\frac{2EI_z}{l} \right)_{pq}$, $T_{xpq} \equiv \left(\frac{6EI_x}{l^2} \right)_{pq}$, $T_{zpq} \equiv \left(\frac{6EI_z}{l^2} \right)_{pq}$

$F_{xp} \equiv D_{xp} + \frac{1}{l_{pq}} (C_{zp} - C_{zq})$, $F_{zp} \equiv D_{zp} + \frac{1}{l_{pq}} (C_{xp} - C_{xq})$,

$F_{xq} \equiv D_{xq} - \frac{1}{l_{pq}} (C_{zp} - C_{zq})$, $F_{zq} \equiv D_{zq} - \frac{1}{l_{pq}} (C_{xp} - C_{xq})$

rs 部材

$$\begin{aligned}
 M_{xs} &= S_{xrs} \left[2\theta_{xs} + \theta_{xr} - \frac{3}{l_{rs}} (v_s - v_r) \right] - C_{xs} \\
 M_{ys} &= S_{yrs} \left[2\theta_{ys} + \theta_{yr} + \frac{3}{l_{rs}} (u_s - u_r) \right] + C_{ys} \\
 M_{zs} &= S_{zrs} (\theta_{zs} - \theta_{zr}) \\
 \theta_{xs} &= T_{xrs} \left[\theta_{ys} + \theta_{yr} + \frac{2}{l_{rs}} (u_s - u_r) \right] + F_{xs} \\
 Q_{ys} &= -T_{yrs} \left[\theta_{xs} + \theta_{xr} - \frac{2}{l_{rs}} (v_s - v_r) \right] + F_{ys} \\
 M_{xr} &= S_{xrs} \left[\theta_{xs} + 2\theta_{xr} - \frac{3}{l_{rs}} (v_s - v_r) \right] + C_{xr} \\
 M_{yr} &= S_{yrs} \left[\theta_{ys} + 2\theta_{yr} + \frac{3}{l_{rs}} (u_s - u_r) \right] - C_{yr} \\
 M_{zr} &= -S_{zrs} (\theta_{zs} - \theta_{zr}) \\
 Q_{xr} &= -T_{xrs} \left[\theta_{ys} + \theta_{yr} + \frac{2}{l_{rs}} (u_s - u_r) \right] + F_{xr} \\
 Q_{yr} &= T_{yrs} \left[\theta_{xs} + \theta_{xr} - \frac{2}{l_{rs}} (v_s - v_r) \right] + F_{yr}
 \end{aligned} \tag{3}$$

式中 $S_{xrs} \equiv \left(\frac{2EI_x}{l} \right)_{rs}$, $S_{yrs} \equiv \left(\frac{2EI_y}{l} \right)_{rs}$, $S_{zrs} \equiv \left(\frac{\alpha_z G}{l} \right)_{rs}$, $T_{xrs} \equiv \left(\frac{6EI_x}{l^2} \right)_{rs}$, $T_{yrs} \equiv \left(\frac{6EI_y}{l^2} \right)_{rs}$

$$F_{xs} \equiv D_{xs} + \frac{1}{l_{rs}}(C_{ys} - C_{yr}),$$

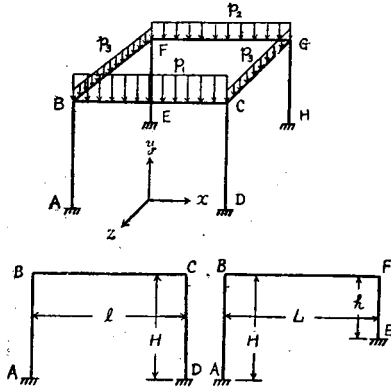
$$F_{ys} \equiv D_{ys} + \frac{1}{l_{rs}}(C_{xs} - C_{xr}),$$

$$F_{xr} \equiv D_{xr} - \frac{1}{l_{rs}}(C_{ys} - C_{yr}),$$

$$F_{yr} \equiv D_{yr} - \frac{1}{l_{rs}}(C_{xs} - C_{xr}),$$

以上の諸式を構造物の各部材に適用し、各節点におけるモーメントの釣合条件及び各層における剪断力の釣合条件を用い、 $\theta_x, \theta_z, \theta_z$ 及び u, v, w に関する連立1次方程式が得られ、これらを解いて各部材の端モー

図-5 立体ラーメンの一例



メント、振りモーメント及び剪断力を求めることができる。

2. 門型ラーメンにおける材端モーメントと振りモーメントとの関係

いま、通常よく用いられる、図-5 に示すような門型ラーメンを解くに、前述の基本式を用いて、材端モーメント及び振りモーメントを求め、平面に分割して解く通常の解法で得られるそれらの値と比較してみよう。

図のような荷重状態に対しては、z 軸に関して対称であるから、次の釣合の式だけで充分である。

$$\left. \begin{aligned} M_{xBA} + M_{xBC} + M_{xBF} &= 0, \\ M_{yBA} + M_{yBC} + M_{yBF} &= 0, \\ M_{zBA} + M_{zBC} + M_{zBF} &= 0, \\ M_{xFB} + M_{xFE} + M_{xFG} &= 0, \\ M_{yFB} + M_{yFE} + M_{yFG} &= 0, \\ M_{zFB} + M_{zFE} + M_{zFG} &= 0, \\ Q_{zBA} + Q_{zBC} + Q_{zFE} + Q_{zFG} &= 0, \end{aligned} \right\} \dots\dots (4)$$

しかし、モーメント及び剪断力の式は、BC, FG 部材に対しては (1) 式、AB, DC, EF, HG 部材に対しては (2) 式、BF, CG 部材に対しては (3) 式とそれぞれ同型の式となる。

変形後も部材長が変わらないという通常の仮定のもとに (4) 式を解くと、次の値が得られる。

$$\theta_{xB} = \frac{\left[2\beta + S_{xBF} - \frac{3T_{zEF}}{2\gamma} \left(\frac{S_{xAB}}{H} + \frac{S_{xEF}}{h} \right) \right] C_{xBF}}{\left[\left(2\alpha - \frac{3S_{xAB}T_{zAB}}{2H\gamma} \right) \left(2\beta - \frac{3S_{xEF}T_{zEF}}{2h\gamma} \right) - \left(S_{xBF} - \frac{3S_{xEF}T_{zAB}}{2h\gamma} \right) \left(S_{xBF} - \frac{3S_{xAB}T_{zEF}}{2H\gamma} \right) \right]} \dots\dots (5)$$

$$\theta_{xF} = \frac{- \left[2\alpha + S_{xBF} - \frac{3T_{zAB}}{2\gamma} \left(\frac{S_{xAB}}{H} + \frac{S_{xEF}}{h} \right) \right] C_{xBF}}{\left[\left(2\alpha - \frac{3S_{xAB}T_{zAB}}{2H\gamma} \right) \left(2\beta - \frac{3S_{xEF}T_{zEF}}{2h\gamma} \right) - \left(S_{xBF} - \frac{3S_{xEF}T_{zAB}}{2h\gamma} \right) \left(S_{xBF} - \frac{3S_{xAB}T_{zEF}}{2H\gamma} \right) \right]} \dots\dots (6)$$

$$w_B = \frac{\left[2(T_{zEF}\alpha - T_{zAB}\beta) + (T_{zEF} - T_{zAB})S_{xBF} \right] C_{xBF}}{\gamma \left[\left(2\alpha - \frac{3S_{xAB}T_{zAB}}{2H\gamma} \right) \left(2\beta - \frac{3S_{xEF}T_{zEF}}{2h\gamma} \right) - \left(S_{xBF} - \frac{3S_{xEF}T_{zAB}}{2h\gamma} \right) \left(S_{xBF} - \frac{3S_{xAB}T_{zEF}}{2H\gamma} \right) \right]} \dots\dots (7)$$

$$\theta_{yB} = \theta_{yF} = 0 \dots\dots (8)$$

$$\theta_{zB} = \frac{(\nu C_{zBC} + S_{zBF} C_{zFG})}{(\mu\nu - S_{zBF}^2)} \dots\dots (9)$$

$$\theta_{zF} = \frac{(\mu C_{zFG} + S_{zBF} C_{zBC})}{(\mu\nu - S_{zBF}^2)} \dots\dots (10)$$

ただし、 $\alpha = S_{xAB} + S_{xBF}$, $\beta = S_{xEF} + S_{zBF}$,

$$M_{xBA} = \frac{S_{xAB}[(2S_{zEF} + S_{zFG} + S_{zBF})C_{zBC} + S_{zBF}C_{zFG}]}{[(2S_{zAB} + S_{zBC})(2S_{zEF} + S_{zFG} + S_{zBF}) + S_{zBF}(2S_{zEF} + S_{zFG})]} \dots\dots (11)$$

$$M_{zBC} = \frac{S_{zBC}[(2S_{zEF} + S_{zFG} + S_{zBF})C_{zBC} + S_{zBF}C_{zFG}]}{[(2S_{zAB} + S_{zBC})(2S_{zEF} + S_{zFG} + S_{zBF}) + S_{zBF}(2S_{zEF} + S_{zFG})]} - C_{zBC} \dots\dots (12)$$

$$M_{zBF} = \frac{S_{zBF}[(2S_{zEF} + S_{zFG})C_{zBC} - (2S_{zAB} + S_{zBC})C_{zFG}]}{[(2S_{zAB} + S_{zBC})(2S_{zEF} + S_{zFG} + S_{zBF}) + S_{zBF}(2S_{zEF} + S_{zFG})]} \dots\dots (13)$$

いま、簡単のために、部材断面は全部材同一で一辺 a なる正方形断面であるものとする。

$$\gamma = \frac{T_{zAB}}{H} + \frac{T_{zEF}}{h},$$

$$\mu = (2S_{zAB} + S_{zBC} + S_{zBF}),$$

$$\nu = (2S_{zEF} + S_{zFG} + S_{zBF})$$

(5)~(10) によりすべてのモーメント、剪断力及び反力を求めることができるが、特に、 M_{xBA}, M_{zBC} 及び M_{zBF} について検討を試みよう。

しかるときは、

$$S_{zAB} = \frac{E}{6H} a^4, \quad S_{zBC} = S_{zFG} = \frac{E}{6l} a^4,$$

$$S_{zBF} = \frac{G}{7.11L} a^4, \quad S_{zEF} = \frac{E}{6h} a^4 \text{ となる。}$$

さらに $G = \frac{E}{2}$ と仮定し、 S_{zAB} を標準にとり、

$$S_{zAB} = 1 \text{ とすると、} S_{zBC} = S_{zFG} = \frac{H}{l}, \quad S_{zBF} = 0.422$$

$$\frac{H}{L}, \quad S_{zEF} = \frac{H}{h} \text{ となり (11), (12), (13) はそれ}$$

ぞれ次のようになる。

$$M_{zBA} = \frac{2 \left[\left(2 \frac{H}{h} + \frac{H}{l} + 0.422 \frac{H}{L} \right) C_{zBC} + 0.422 \frac{H}{L} C_{zFG} \right]}{\left[\left(2 + \frac{H}{l} \right) \left(2 \frac{H}{h} + \frac{H}{l} + 0.422 \frac{H}{L} \right) + 0.422 \frac{H}{L} \left(2 \frac{H}{h} + \frac{H}{l} \right) \right]} \dots (14)$$

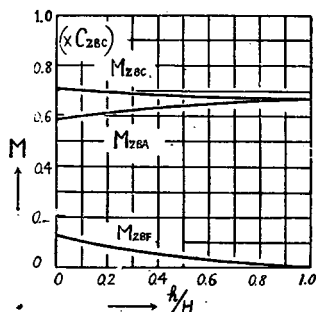
$$M_{zBC} = \frac{\frac{H}{l} \left[\left(2 \frac{H}{h} + \frac{H}{l} + 0.422 \frac{H}{L} \right) C_{zBC} + 0.422 \frac{H}{L} C_{zFG} \right]}{\left[\left(2 + \frac{H}{l} \right) \left(2 \frac{H}{h} + \frac{H}{l} + 0.422 \frac{H}{L} \right) + 0.422 \frac{H}{L} \left(2 \frac{H}{h} + \frac{H}{l} \right) \right]} - C_{zBC} \dots (15)$$

$$M_{zBF} = \frac{0.422 \frac{H}{L} \left[\left(2 \frac{H}{h} + \frac{H}{l} \right) C_{zBC} - \left(2 + \frac{H}{l} \right) C_{zFG} \right]}{\left[\left(2 + \frac{H}{l} \right) \left(2 \frac{H}{h} + \frac{H}{l} + 0.422 \frac{H}{L} \right) + 0.422 \frac{H}{L} \left(2 \frac{H}{h} + \frac{H}{l} \right) \right]} \dots (16)$$

i) h/H と M_{zBA} , M_{zBC} 及び M_{zBF} との関係を、
 かりに $p_1 = p_2$ でかつ $H/L = H/l = 1$ なる場合について示すと、
 図-6 のようになる。

図-6 $h/H \sim M$ 関係図

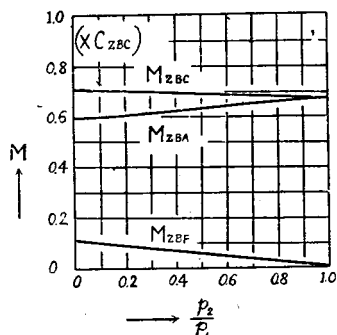
$$\left(p_1 = p_2, H/L = \frac{H}{l} = 1 \text{ の場合} \right)$$



ii) p_2/p_1 と M_{zBA} , M_{zBC} 及び M_{zBF} との関係を、
 かりに $H/L = H/l = H/h = 1$ なる場合について示すと、
 図-7 のようになる。

図-7 $p_2/p_1 \sim M$ 関係図

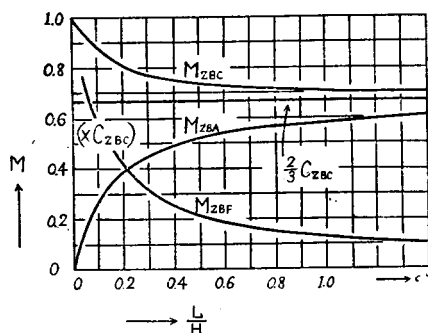
$$\left(H/L = \frac{H}{l} = H/h = 1 \text{ の場合} \right)$$



iii) L/H と M_{zBA} , M_{zBC} 及び M_{zBF} との関係を、
 かりに $h=0$ でかつ $H/l=1$ なる場合について示すと、
 図-8 のようになる。 $L/H = \infty$ すなわち振られる部材が非常に長い場合は、通常の方法による解と一致し、
 振りモーメントは生じないことになる。 L/H の値が小さくなるに従い、柱 BA の端モーメントは減少するが、
 梁 BC の端モーメントは反対に増大し、次第に固定梁としての値に近づき、
 同時に、部材 BF に生ずる振りモーメントもいちじるしく増大することになる。

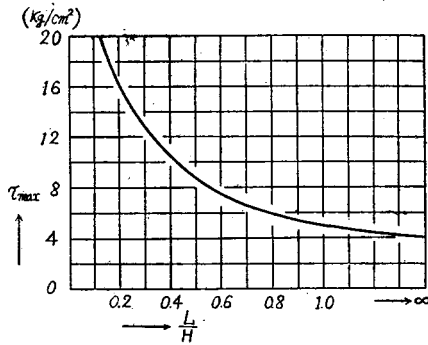
図-8 $L/H \sim M$ 関係図

$$(h=0, H/l=1 \text{ の場合})$$



iv) iii) の場合において、例えば $p_1 = 5000 \text{ kg/m}$, $H=l=5 \text{ m}$, $a=50 \text{ cm}$ なる鉄筋コンクリート構造とした場合、 L/H の値と、部材 BF に生ずる振りモーメント M_{zBF} からの最大剪断応力 τ_{\max} の値との関係は、
 図-9 のようになる。これより、 L/H の値が小さくなるに従い、
 振りによる剪断応力が、かなり大きくなっていくことがわかる。

図-9 $L/H \sim \tau_{max}$ (BF 部材) 関係図
($p_1 = 5 \text{ t/m}$, $H=l=5 \text{ m}$, $a=50 \text{ cm}$ の場合)



3. 結 び

i) 基本式(1)ないし(3)を用いて立体ラーメンを解くことは、結局、連立多元1次方程式を解くことに帰する。しかして、対称ラーメンまたは安定ラーメンの場合は割合簡単に解くことができる。ことに、方程式の係数値が最初から与えられると、イテラチオン法により、一層簡単に計算される。

ii) 振り剛性補正係数の値は、断面形が円形、矩形等、ごく特殊のものを除いては、未だ明確にされていないようである。従つて、鋼橋のように、数種類の型鋼よるなる部材でできた構造物に対して振りの影響を求めるとは、それらの断面の振り剛性補正係数を知る

必要がある。

iii) 立体ラーメンにおいて、振りの影響は、場合によつてはかなり大きくなることもあり、振りを受けたために生ずる剪断応力を無視できないことがあるように思われる。コンクリートのように、剪断力に弱い材料に対しては、一応検討を要する場合があるものと考えられる。

参考文献

- 1) Erich Reisinger: Zur Berechnung Räumlicher Rahmenwerke. (Der Bauingenieur 1924 Heft 1)
- 2) Alfred Millies: Räumliche Vieleckrahmen mit eingespannten Füßen unter besonderer Berücksichtigung der Windbelastung. (1927)
- 3) Takeo Fukuda: Theorie der Roste und ihre Anwendungen. (土木学会誌 Vol.XVII~Vol.XIX)
- 4) Jirō Suhara: On the Strength of Goal-Post Mast under Space Loading by Cargo Appliances. (昭和23年11月造船協会講演)
- 5) Walter W. Ewell: Deflection in gridworks and slabs. (Proceeding A.S.C.E. Sept. 1951)
- 6) O. Steinhardt: Die waagerechte Koppelung von Träger mittels querliegender Torsionsglieder. (V.D.I. 21. Februar 1952, Nr. 6)
- 7) Kupferschmid: Ebene und räumliche Rahmentragwerke. (1952) (昭.28.6.12)

コンクリート舗装の目地間隔

正 員 吉 本 彰*

ON THE SPACING OF JOINTS OF CONCRETE PAVEMENT

(JSCE Oct. 1953)

Akira Yoshimoto, C.E. Member

Synopsis In this paper, the author have made it clear that the spacing of joints is dependent upon the thickness of slab, the Young's modulus of concrete and the condition of subgrade. From this point of view, the author has investigated the distances between cracks of concrete pavements and determined how the spacing of joints is to be chosen.

要旨 本論文は、目地間隔が版厚、コンクリートの弾性係数及び路盤状態によつて相異なることを明らかにし、この見地から、コンクリート舗装の亀裂間隔を調査して、目地間隔の大きさを決定したものである。

1. はしがき

コンクリート舗装の目地間隔はできるだけ大きくしたいが、現在の舗装用コンクリートではこの要求に

ずることはむづかしい。当分の間は、亀裂を防ぐため、目地は小間隔に入れなければならないのであるが、目地間隔については、未だはつきりした標準値が確立されていない。

本論文では、まず、コンクリート舗装の亀裂の発生位置が反り応力と密接な関係にあることを示し、目地間隔の大きさを反り応力式から理論的に求めた。その結果、目地間隔は版厚、路盤状態によつて変えねばな

* 東北大学助教授、工学部土木工学教室