

鉄筋コンクリート不静定構造のクリープについて

正員 岡 田 清*

ON THE CREEP OF THE STATICALLY INDETERMINATE RAINFORCED CONCRETE STRUCTURES

(JSCE Dec. 1952)

Kiyoshi Okada, C.E. Member

Synopsis As the member stresses of the statically indeterminate structures depend upon the deformation itself, we should take into consideration the effects of the creep phenomena when we treat with the reinforced concrete structures. This paper contains the exact solutions by the slope deflection method of the creep stress in a few simple structures, and compares with these the approximate solutions on which we use the equivalent modulus of elasticity of the members. As the results it is shown that the approximate method is very simple and effective enough practically.

1. まえがき

コンクリートあるいは鉄筋コンクリート不静定構造のクリープについてはすでに Dischinger 教授によって多くの解が試みられている¹⁾。しかしそれらは不静定構造の各部材が同じクリープ特性をもつ場合であつて、たとえばラーメン橋で柱と梁とでクリープ特性が異なるとき、あるいは連続桁でも各スパンの桁のクリープ特性が異なるとき等についての解はなされていない。クリープによる構造物の応力配分の変化は、クリープする鉄筋コンクリートとクリープしない鋼との混成構造物においては特に重要な問題となる。これらについて京大坂教授は撓角法による近似解を発表し²⁾⁶⁾、建築研究所大崎順彦氏はさらにこれを固定モーメント法に应用することを発表されている³⁾。筆者は簡単な構造におけるクリープ応力を撓角法によつて求め、これと等価弾性係数を用いる近似解と比較し、この近似

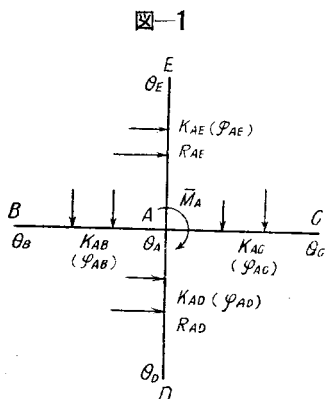


図-1

解が簡潔で、しかも充分実用的に有効であることを示そうとおもう。
2. 撓角法による解と等価弾性係数を用いる近似解

図-1 において

撓角法による基本式は次のようである。

$$\left. \begin{aligned} M_{AB} &= 2K_{AB}(2\theta_A + \theta_B) + C_{AB} \\ M_{AC} &= 2K_{AC}(2\theta_A + \theta_C) - C_{AC} \\ M_{AD} &= 2K_{AD}(2\theta_A + \theta_D + R_{AD}) + C_{AD} \\ M_{AE} &= 2K_{AE}(2\theta_A + \theta_E + R_{AE}) - C_{AE} \end{aligned} \right\} \dots (1)$$

しかるにこれら AB, AC, AD, AE……の各部材は持続荷重をうけたとき、各部材のもつクリープ特性に従つてクリープを起し、節点回転角 $\theta_A, \theta_B, \dots$, 部材回転角 $R_{AD}, R_{AE} \dots$ は各部材ごとに変化する。しかし荷重項 C は両端完全固定の梁の固定端の荷重による端モーメントであつてクリープに無関係である。したがつてある時間 t においては次の関係が成立する。

$$\left. \begin{aligned} M_{ABt} &= 2K_{AB}(2\theta_{ABt} + \theta_{BA}) + C_{AB} \\ M_{ACt} &= 2K_{AC}(2\theta_{ACt} + \theta_{CA}) - C_{AC} \\ M_{ADt} &= 2K_{AD}(2\theta_{ADt} + \theta_{DA} + R_{ADt}) + C_{AD} \\ M_{AEt} &= 2K_{AE}(2\theta_{AEt} + \theta_{EA} + R_{AEt}) - C_{AE} \end{aligned} \right\} \dots (2)$$

またこれらクリープによつて部材の分担モーメントに変化を起すから、この変化モーメントを M_t で表わすと

$$\left. \begin{aligned} M_{ABt} &= M_{AB} + M_{tAB} \\ M_{ACt} &= M_{AC} + M_{tAC} \\ M_{ADt} &= M_{AD} + M_{tAD} \\ M_{AEt} &= M_{AE} + M_{tAE} \end{aligned} \right\} \dots (3)$$

となる。したがつて式 (2), (3) より次式をうる。

$$\left. \begin{aligned} M_{tAB} &= 2K_{AB}\{2(\theta_{ABt} - \theta_A) + (\theta_{BA} - \theta_B)\} \\ M_{tAC} &= 2K_{AC}\{2(\theta_{ACt} - \theta_A) + (\theta_{CA} - \theta_C)\} \\ M_{tAD} &= 2K_{AD}\{2(\theta_{ADt} - \theta_A) + (\theta_{DA} - \theta_D) \\ &\quad + (R_{ADt} - R_{AD})\} \\ M_{tAE} &= 2K_{AE}\{2(\theta_{AEt} - \theta_A) + (\theta_{EA} - \theta_E) \\ &\quad + (R_{AEt} - R_{AE})\} \end{aligned} \right\} (4)$$

* 京都大学助教授, 工学部建築教室

しかるに各節点においては平衡条件として

$$\sum M_{ABt} \bar{M}_A \text{ すなわち } \sum M_{tAB} = 0 \dots\dots\dots (5)$$

が成立するを要し、同様にラーメンでは更に各層においては層の平衡条件として

$$-\sum \frac{M_{out} + M_{uot}}{h} = Q \text{ すなわち}$$

$$\sum \frac{M_{tou} + M_{tuo}}{h} = 0 \dots\dots\dots (6)$$

が成立しなければならない。

一方各節点においてその部材の剛結という条件を考えたと各節点角たとえば前述の $\theta_{AB}, \theta_{AC}, \theta_{AD}, \theta_{AE} \dots$ の弾性およびクリープによる角変化の総和は常に同大でなければならない。

しかるに一般に弾性歪みを $\varepsilon(t)$, クリープ特性を φ とするとクリープを考慮した総歪み $\delta(t)$ は

$$\delta(t) = \varepsilon(t) + \int_0^t \varepsilon(t) \frac{d\varphi}{dt} \cdot dt \dots\dots\dots (7)$$

で表わすことができる。

たとえば節点角 θ_{AB} は部材 AB のクリープ特性を $\varphi_{AB}(t)$ とすれば、当初の弾性節点角 θ_A は時間 t 後は $\theta_A(1+\varphi_{AB})$ と増加し、これに時間とともに加わる変化モーメント M_t による変化節点角が加わるが、これは式 (4), (7) より

$$(\theta_{ABt} - \theta_A) + \int_0^t (\theta_{ABt} - \theta_A) \frac{d\varphi_{AB}}{dt} \cdot dt$$

である。従つてその総和は

$$\theta_{AB} = \theta_A(1+\varphi_{AB}) + (\theta_{ABt} - \theta_A)$$

$$+ \int_0^t (\theta_{ABt} - \theta_A) \frac{d\varphi_{AB}}{dt} dt$$

$$= \theta_{ABt} + \int_0^t \theta_{ABt} \frac{d\varphi_{AB}}{dt} dt \dots\dots\dots (8)$$

となり、同様に $\theta_{AC}, \theta_{AD}, \theta_{AE} \dots$ も表わせるから

$$\left. \begin{aligned} \theta_{ABt} + \int_0^t \theta_{ABt} \frac{d\varphi_{AB}}{dt} dt &= \theta_{ACt} + \int_0^t \theta_{ACt} \frac{d\varphi_{AC}}{dt} dt \\ &= \theta_{ADt} + \int_0^t \theta_{ADt} \frac{d\varphi_{AD}}{dt} dt \\ &= \theta_{AEt} + \int_0^t \theta_{AEt} \frac{d\varphi_{AE}}{dt} dt \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (9)$$

となる。同様の関係が各節点について成立する。また部材回転角についても各層において

$$\left. \begin{aligned} R_{1u0} &= R_{1uot} + \int_0^t R_{1uot} \frac{d\varphi_1}{dt} dt \\ &= R_{2u0} = R_{2uot} = \dots = R_{nu0} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (9')$$

(ただし n は柱の番号)

が成立する。

このように一般高層ラーメンにおいても θ, R の弾性値が既知であるから式 (5), (6), (9) (10) によつて、

各節点ごとに4個の未知数 θ_{jkt} , 各層の柱ごとに1個の未知数 (R_{uot}) の全部を決定しうるわけであるが、実際には簡単な場合を除きこれを解くことはできない。

しかしもし近似的に式 (9) あるいは (9') の関係をあたかも一定値荷重がかかった場合のように $\delta(t) = \varepsilon_0 \times (1+\varphi)$ なる形におけると仮定すればこれらは容易に解くことができる。すなわち式 (9) より

$$\theta_A = \theta_{ABt}(1+\varphi_{AB}) = \theta_{ACt}(1+\varphi_{AC})$$

$$= \theta_{ADt}(1+\varphi_{AD}) = \theta_{AEt}(1+\varphi_{AE})$$

であるから

$$\left. \begin{aligned} \theta_{ACt} &= \frac{1+\varphi_{AB}}{1+\varphi_{AC}} \cdot \theta_{ABt} \\ \theta_{ADt} &= \frac{1+\varphi_{AB}}{1+\varphi_{AD}} \cdot \theta_{ABt} \\ \theta_{AEt} &= \frac{1+\varphi_{AB}}{1+\varphi_{AE}} \cdot \theta_{ABt} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (10)$$

となり、これらを式 (5) に代入することにより、各節点ごとに1個の未知節点角、各層ごとに1個の未知部材回転角を得て普通の弾性理論による節点方程式、層方程式と同様な式をうるからである。そのとき計算上は弾性理論の場合と比べ剛比 K が各部材のクリープ特性に応じて変化するから、相対的にいわゆる等価弾性係数 $K_e = \frac{K}{1+\varphi}$ を用いたのと同一の結果をうる。

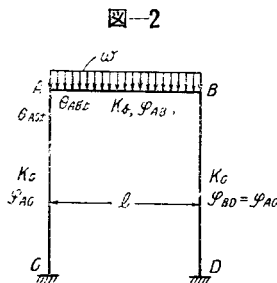
すなわち等価弾性係数を用いることは式 (9) を式 (10) とおくことが近似的なのである。

以下簡単な不静定構造について例題を示す。

3. 単一ラーメンのクリープ

持続垂直荷重をうけた2,3の単一ラーメンにおいて梁と柱とのクリープ特性の異なる場合について解くことにする。

(i) 柱脚固定の場合 (図-2) 図-2 において $t=0$ の場合には



$$\left. \begin{aligned} M_{AB} &= 2K_b\theta_A - C_{AB} \\ M_{AC} &= 4K_c\theta_A, \quad C_{AB} = \frac{\omega l^2}{12} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (11)$$

$t=t$ においては

$$\left. \begin{aligned} M_{ABt} &= M_{AB} + M_{t1} = 2K_b\theta_{ABt} - C_{AB} \\ M_{ACt} &= M_{AC} + M_{t2} = 4K_c\theta_{ACt} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (12)$$

式(11), (12)より $M_{t1} = 2K_b(\theta_{ABt} - \theta_A)$, $M_{t2} = 4K_C \times (\theta_{ACt} - \theta_A)$ をうるから $\Sigma M_t = 0$ の条件式にこれらを代入して

$$\left. \begin{aligned} \theta_{ACt} &= \frac{k+2}{2} \theta_A - \frac{k}{2} \theta_{ABt} \\ &= a\theta_A - b\theta_{ABt} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots(13)$$

ただし

$$a = \frac{k+2}{2}, \quad b = \frac{k}{2}, \quad k = \frac{K_b}{K_C}$$

をうる。つきに式(9)の関係によつて次式が成立する。

$$\theta_{ACt} - \theta_{ABt} + \int_0^t \theta_{ACt} \frac{d\varphi}{dt} dt - \int_0^t \theta_{ABt} \frac{d\psi}{dt} dt = 0 \dots\dots\dots(14)$$

ここで φ : 柱 AC のクリープ特性

ψ : 梁 AB のクリープ特性

いま $\psi = r\varphi$ (r : 比例常数) とし, θ_{AC} , θ_{AB} はともに φ の函数であると考え, 式(13), (14)より次の微分方程式がえられる。

$$\dot{\theta}_{ABt} + a\theta_{ABt} = \dot{\theta}_A \dots\dots\dots(15)$$

ただし

$$a = \frac{2r+k}{2+k}$$

これを解き $t=0$, $\varphi=0$ のとき $\theta_{ABt} = \theta_A$ なる初期条件を入れると

$$\left. \begin{aligned} \theta_{ABt} &= \frac{\theta_A}{\alpha} \{1 + (\alpha-1)e^{-a\varphi}\} \\ \therefore \theta_{ACt} &= \theta_A \left[a - \frac{b}{\alpha} \{1 + (\alpha-1)e^{-a\varphi}\} \right] \end{aligned} \right\} (16)$$

となる。 θ_A は弾性論的に式(11)から求められるから式(16)を式(12)に代入すれば $t=t$ における部材モーメント M_{ABt} , M_{ACt} を求めることができる。また $t=t$ における節点の回転角は式(8)あるいは(9)より

$$\left. \begin{aligned} \theta_{At} &= \frac{\theta_A}{\alpha} \left\{ (1+\varphi)r + \left(1 - \frac{r}{\alpha}\right) \right. \\ &\quad \left. + (\alpha-1) \left(1 - \frac{r}{\alpha}\right) e^{-a\varphi} \right\} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots(17)$$

となる。

次に2.でのべた近似解を求めると式(14)の代りに

$$\left. \begin{aligned} \theta_{ACt}(1+\varphi) &= \theta_{ABt}(1+\psi) \\ \therefore \theta_{ACt} &= \frac{1+\psi}{1+\varphi} \theta_{ABt} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots(18)$$

これと式(13)から

$$\left. \begin{aligned} \theta_{ABt} &= \frac{a(1+\varphi)\theta_A}{(1+\psi)+b(1+\varphi)} \\ \theta_{ACt} &= \frac{a(1+\psi)\theta_A}{(1+\psi)+b(1+\varphi)} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots(19)$$

をうる。

いま正解[式(16), (17)]と近似解[式(18), (19)]およびモーメントの減衰を直接的に近似して解かれた坂教授の近似解とを φ, r, k の2, 3の場合につき比較してみると表-1のようである。

表-1

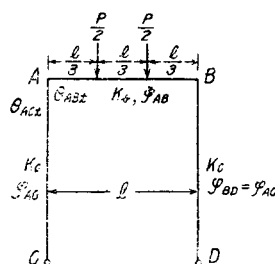
場 合	M_{ACt} / M_{AC}			θ_{At} / θ_A		
	正解	近似解	坂教授の近似解	正解	近似解	坂教授の近似解
$\varphi=2, k=1, r=1$	1.0	1.0	1.0	3.0	3.0	3.322
$\varphi=2, k=1, r=0$	0.514	0.60	0.501	1.972	1.80	1.997
$\varphi=2, k=2, r=0.5$	0.741	0.80	0.702	2.420	2.40	2.541

これを見ればわかるように一般に等価弾性係数を用いる近似解は正解に比べてクリープによるモーメントおよび角の変化を小さく評価する。そしてモーメントの減少を小さく算出しようことは設計上においては安全側の誤差をあたえる。坂教授の近似解はその逆であり, モーメント算出の近似度は高いがその誤差は危険側にある。

(ii) 柱脚ヒンジの場合(図-3) 図-3のような場合を考える。このとき基本式として(i)の(11)式の代りに

$$\left. \begin{aligned} M_{AB} &= 2K_b\theta_A - C_{AB} \\ M_{AC} &= 3K_C\theta_A, \quad C_{AB} = \frac{1}{9}Pl \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots(20)$$

図-3

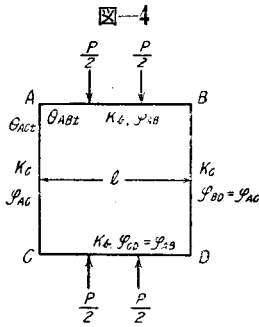


が成立するから(i)と全く同様に解けてその解も式(16), (17)と同じ形になり, 近似解においても式(18), (19)と同じである。ただ(16)~(19)式において

$$\left. \begin{aligned} a &= \frac{3+2k}{3} \\ b &= \frac{2k}{3} \\ \alpha &= \frac{3r+2k}{3+2k} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots(21)$$

とすればよい。

(iii) 函形ラーメン(図-4) 図-4のような場合には基本式として



$$\left. \begin{aligned} M_{AB} &= K_B \theta_B - C_{BC} \\ M_{AC} &= K_C \theta_B, \quad C_{AB} = \frac{1}{9} Pl \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (22)$$

が成立し、この場合も (i) 同様の解をうる。ただし (16)~(19)において

$$a = 1+k, \quad b = k, \quad \alpha = \frac{r+k}{1+k} \dots\dots\dots (23)$$

とすればよい。

これらの解を 1932 年に F.E. Richart 等の行った実験の結果と比較してみよう。この実験は上記 (i), (ii), (iii) で述べたようなラーメンと載荷方法によつて行われたものであり(表-2 参照), 使用コンクリートは配合 1:3¹/₄:4 (重量), 水量 67%, $\sigma_{28} = 234 \text{ kg/cm}^2$, $n = E_s/E_c = 8.6$ である。載荷期間は約 2 年間。この実験においては使用コンクリートのクリープ試験が併行されていないが, 実験結果からみるとかなりクリープしている。したがつて計算においては無筋コンクリートのクリープ特性は約 2 年で 4.5 となるものと仮定し, これより鉄筋コンクリート各部材のクリープ特性値 ϕ を求め, この値を用いて柱の頂端の節点角 θ_t を求め, 載荷時における弾性節点角 θ_0 との比について理論値と実験値との比較をすると表-2 の通りである。

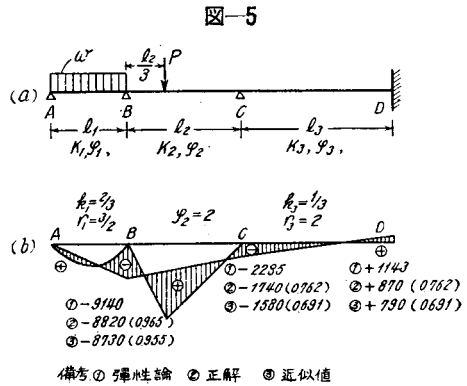
これを見ると B9&10 の場合を除き理論解, 近似解は実験と極めてよく一致している。そしてラーメンにおいて梁, 柱のクリープによつて相当な節点角変化をうけることも諒承されるであろう。

表-2

ラーメンの種類, 番号	鉄筋比 (%)				梁と柱の剛度比 K_b/K_c	クリープ特性値		θ_t/θ_0		
	梁		柱			梁	柱	実験値	理論値	近似解
	ϕ	ϕ'	ϕ	ϕ'						
A1&2 函形	1.5	0	1.1	0	1.87	2.70	2.94	3.80	3.78	4.00
B3&4 柱脚ヒンジ	1.5	0	1.1	0	1.87	2.70	2.94	4.50	3.81	3.80
B5&6 "	1.5	0.5	1.1	0.4	1.90	2.13	2.45	3.40	3.27	3.26
B7&8 "	1.5	1.0	1.1	0.7	1.98	1.79	2.18	2.90	2.95	2.94
B9&10 "	1.5	0	1.1	0	0.48	2.70	2.94	2.60	3.87	3.87

4. 3 スパン連続桁のクリープ

連続桁のときもラーメンと同様に解くことができるが, いま 図-5 (a) のような場合について例示することにする。



弾性論的に次式が成立する。

$$\left. \begin{aligned} M_{BA} &= 3 K_1 \theta_B + 0.5 C_{AB} + C_{BA} \\ M_{BC} &= 2 K_2 (2 \theta_B + \theta_C) - C_{BC} \\ M_{CB} &= 2 K_2 (2 \theta_C + \theta_B) + C_{CB} \\ M_{CD} &= 2 K_3 (2 \theta_C) \\ C_{AB} = C_{BA} &= \frac{1}{12} \omega l_1^2, \quad C_{BC} = \frac{4}{27} Pl_2, \\ C_{CB} &= \frac{2}{27} Pl_2 \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (24)$$

これから前節同様に支点 B, C において式 (5) の関係を立て, これより次の 2 式がえられる。

$$\left. \begin{aligned} \theta_{BA} &= \left(\frac{4}{3k_1} + 1 \right) \theta_B + \frac{2}{3k_1} \theta_C \\ &\quad - \frac{2}{3k_1} (2 \theta_{BCt} + \theta_{CBt}) \\ \theta_{CD} &= \left(\frac{1}{k_3} + 1 \right) \theta_C + \frac{1}{2k_3} \theta_B \\ &\quad - \frac{1}{2k_3} (2 \theta_{CBt} + \theta_{BCt}) \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (25)$$

ここで $k_1 = K_1/K_2, \quad k_3 = K_3/K_2$

また B, C 点で式 (9) の関係を求め式 (25) を代入し

$\phi_1 = r_1 \phi_2, \phi_3 = r_3 \phi_2$ (r_1, r_3 は比例常数) とおき, $\theta_{BA}, \theta_{BCt}, \theta_{CBt}, \theta_{CD}$ は ϕ_2 の函数と考へて ϕ_2 で微分すると $\theta_{BCt}, \theta_{CBt}$ に関する次の連立微分方程式をうる。

$$\left. \begin{aligned} \dot{x} + Lx + M\dot{y} + Ny &= c_1 \\ \dot{x} + Px + Q\dot{y} + Ry &= c_2 \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (26)$$

ただし

$$\begin{aligned} x &= \theta_{BCt}, & y &= \theta_{CBt} \\ L &= \frac{3k_1 + 4r_1}{3k_1 + 4} & P &= r_3 \\ M &= \frac{2}{3k_1 + 4} & Q &= 2(k_3 + 1) \\ N &= -\frac{2r_1}{3k_1 + 4} & R &= 2(k_3 + r_3) \\ c_1 &= r(\theta_B + M\theta_C) & c_2 &= r_3(Q\theta_C + \theta_B) \end{aligned}$$

これを解くと

$$\left. \begin{aligned} \theta_{BCt} &= x = C_1 e^{\alpha \varphi_2} + C_2 e^{\beta \varphi_2} + \frac{K}{\alpha\beta} \\ \theta_{CBt} &= y = \left(c_1 - \frac{KL}{\alpha\beta} \right) \frac{1}{N} \\ &\quad - \frac{C_1(\alpha + L)}{\alpha M + N} e^{\alpha \varphi_2} - \frac{C_2(\beta + L)}{\beta M + N} \end{aligned} \right\} (27)$$

ここで α, β は

$$(Q - M)D^2 + (LQ - MP - N + R) + (LR - NP) = 0$$

の2根である。

$$K = \frac{1}{Q - M}(Rc_1 - Nc_2), \quad C_1, C_2 \text{ は常数}$$

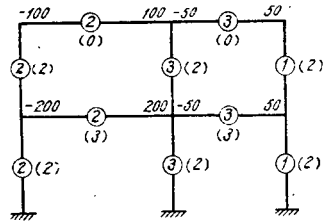
常数 C_1, C_2 は $\varphi_2 = 0$ のとき $x = \theta_{BCt} = \theta_B$, $y = \theta_{CBt} = \theta_C$ なる初期条件から決定される。

近似解においては B, C 点において式 (10) の関係を求めれば $\theta_{BA} = \frac{1 + \varphi_2}{1 + \varphi_1} \theta_{BCt}$, $\theta_{CD} = \frac{1 + \varphi_2}{1 + \varphi_1} \theta_{CBt}$ をうるからこれを用いて式 (5) の関係を書き直せば容易に解くことができ、非常に簡単である。いま 図-5(a) において $C_{AB} = C_{BA} = 4000 \text{ kgm}$, $C_{BC} = 12000 \text{ kgm}$, $C_{CB} = 6000 \text{ kgm}$, $k_1 = 2/3$, $k_3 = 1/3$, $r_1 = 2/2$, $r_3 = 2$, $\varphi_2 = 2$ というような場合について正解、近似解および弾性理論値とを比較してみると 図-5 (b) のようである。これを見るとクリープによつてモーメントは減少し $M_{BCt} = 0.965 M_{BC}$, $M_{CBt} = 0.762 M_{CB}$, $M_{CDt} = 0.762 M_{CD}$ となり、また近似解は充分実用的な正確さをもつて応用できることがわかる。

5. 高層ラーメンのクリープ

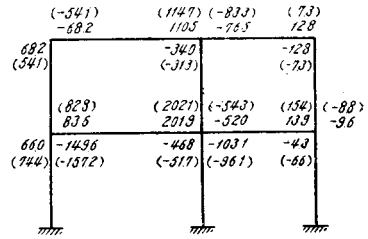
多スパン高層ラーメンのクリープは 2. で述べたように一般に解くことができないが、上述の近似解を用いれば容易に解きうる。しかもその解は前例のように実用上充分適用しうるものである。図-6 に示すような剛比、クリープ特性および固定端モーメントをもつラーメンについて近似解を応用し、固定モーメント法により解き弾性値と比較してみれば 図-7 のようである。このように各部材のクリープ特性により、ラー

図-6



()内はフリー・端

図-7



()内はフリー・端を考えたとき

ンの部材応力に相当の変化をうける部材のあることが想像される。大崎氏の近似解では弾性論値を求めてからでないで変化モーメントを求めることができないのでやや手数を要する。上述の近似解は変化した後の応力をただちに求めるのが大きな特徴である。

最後に本論文は文部省科学研究費の研究による一部であり、絶えず御指導、御教示を賜わっている本学坂教授に厚く御礼申し上げます。

参考文献

- 1) Fr. Dischinger: "Elastische und plastische Verformung der Eisenbetontragwerke und insbesondere der Bogenbücken" Bauing. 20 Jahrg. 1939
- 2) 坂 静雄: 撓角法による部材応力の計算, 建築学会学術講演概要集 昭.23.6
- 3) 大崎順彦: 部材固定モーメント法, 昭.25.11
- 4) 岡田 清: 鉄筋コンクリート梁のクリープ応力近似解, 土木学会誌 36巻5号 昭.26.5
- 5) F.E. Richart & two others: "The Effect of Plastic Flow in Rigid Frames of Reinforced Concrete" Proc. A.C.I. vol. 30. 1934
- 6) S. Ban: "Stress Redistribution in Statically Indeterminate Rigid Frames caused by the Creep of Concrete" The Japan Science Review vol.1. No.2. Jan. 1950

(昭 27.7.16)