

応用力学, コンクリート, 橋梁及び構造物

## 分配法による鉄筋コンクリート不静定構造 のクリープ解

正員 岡田 清\*

### SOLUTIONS OF THE CREEP OF THE STATICALLY INDETERMINATE REINFORCED CONCRETE STRUCTURES BY THE DISTRIBUTION METHODS

(Trans. of JSCE, No. 29, Dec. 1955)

Kiyoshi Okada, C.E. Member

**Synopsis** This paper presents the creep analysis of the statically indeterminate reinforced concrete structures by the use of the slope-and moment-distribution methods which are the modified elastic theories for these particular studies described herein.

**要旨** 本文は鉄筋コンクリート不静定構造のクリープ応力を撓角分配法, モーメント分配法によつて求める一近似解につきのべたものである。

#### 1. 緒言

筆者はさきに撓角法による不静定構造のクリープ解法につきのべ<sup>1)</sup>, 同時にクリープを考慮した等価剛比を用いる解の近似度につき検討した。さらに別の箇所<sup>2)</sup>で, コンクリートのクリープと持続変動応力との間に簡単な仮定をおいてえられたクリープ特性とクリープヒズミとの関係式は, 鉄筋コンクリート, PS コンクリートあるいは合成桁のクリープ解法にきわめて有効に用いられることを示した。またその関係式を撓角法に应用することにより, 等価剛比を用いるよりはるかに近似度を高めることがわかつた<sup>3)</sup>。しかしながら連続桁, 高層ラーメン構造等においては, モーメントあるいは撓角分配法による解が便利なが多い。したがつて本文においては以上関係式の分配法への応用をくわだてた。

#### 2. クリープ特性とヒズミとの関係

コンクリートが持続変動応力  $\sigma_t$  を受けるとき, 時間  $t$  における荷重のみによる総ヒズミ  $\delta_t$  は, コンクリートのクリープ特性を  $\varphi_t$ , 当初弾性係数を  $E_{co}$  とすると

$$\delta_t = \frac{1}{E_{co}} \left\{ \sigma_t (1 - q_t) + \int_0^t \sigma_t \frac{d\varphi_t}{dt} dt + \int_0^t \sigma_t \frac{dq_t}{dt} dt \right\} \dots \dots \dots (1)$$

で表わせる<sup>4)</sup>。

ただし上式でコンクリートの弾性係数  $E_{ct}$  の変化は

$$E_{ct} = \frac{E_{co}}{1 - q_t}, \quad q_t: \text{時間の函数} \dots \dots \dots (2)$$

で表わされ, 載荷は  $t=0$  (そのとき  $E_{ct}=E_{co}$ ,  $q_t=0$ ) より開始されたものとする。

さてここで  $\sigma_t$  は当初応力  $\sigma_0$  から終局には  $\sigma_n$  へと変化し, その途中の変化は  $\varphi_t$  と相似であり, また式 (2) の  $q_t$  と  $\varphi_t$  との変化も相似的で, 次式で表わされるものとする。

$$\left. \begin{aligned} \sigma_t &= \sigma_0 + (\sigma_n - \sigma_0) \frac{\varphi_t}{\varphi_n} \\ q_t &= k \varphi_t \quad [k: \text{const}] \end{aligned} \right\} \dots \dots \dots (3)$$

ただし  $\varphi_n$ :  $\varphi_t$  の終局値

式 (3) を式 (2) に代入し,  $\varphi_t$  を独立変数のように考えて計算し, かつ  $\varphi_t = \varphi_n$  のときの  $\delta_n$  を求めると

$$\delta_n = \frac{1}{E_{co}} \left[ \sigma_0 (k+1) \frac{\varphi_n}{2} + \sigma_n \left\{ (1 - k\varphi_n) + \frac{\varphi_n}{2} (k+1) \right\} \right] \dots \dots \dots (4)$$

をうる。一般にクリープ応力に及ぼす弾性係数の変化 ( $k$ ) の影響は  $\varphi_t$  の影響にくらべはなほ小である。したがつて上式で  $k=0$  とした式

$$\delta_n = \frac{1}{E_{co}} \left\{ \sigma_0 \frac{\varphi_n}{2} + \sigma_n \frac{2 + \varphi_n}{2} \right\} = \epsilon_0 \frac{\varphi_n}{2} + \epsilon_n \left( 1 + \frac{\varphi_n}{2} \right) \dots \dots \dots (4')$$

\* 京都大学助教授, 工学部

ただし  $\epsilon_0 = \frac{\sigma_0}{E_{c0}}$ ,  $\epsilon_n = \frac{\sigma_n}{E_{c0}}$

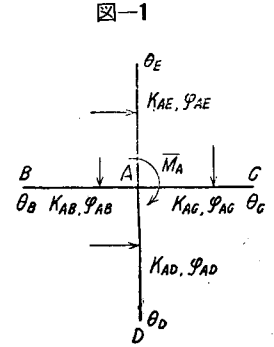
を用いて計算して十分である。

鉄筋コンクリートのクリープは、もちろんコンクリート自身のクリープ特性と、鉄筋量によつて左右されるのであるが、鉄筋量がそれほど大きくない場合には、鉄筋コンクリート自体のクリープは、プレーンコンクリートのクリープと同一の法則によつて起ると考えてよい<sup>1)</sup>。すなわち式(4)の関係は鉄筋コンクリートの場合にも用いると考えられる。

3. 撓角法

図-1 において撓角法による基本式は

$$\left. \begin{aligned} M_{AB} &= 2K_{AB}(2\theta_A + \theta_B) + C_{AB} \\ M_{AC} &= 2K_{AC}(2\theta_A + \theta_C) - C_{AC} \\ M_{AD} &= 2K_{AD}(2\theta_A + \theta_D + R_{AD}) + C_{AD} \\ M_{AE} &= 2K_{AE}(2\theta_A + \theta_E + R_{AE}) - C_{AE} \\ \Sigma M_{AB} &= \bar{M}_A \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (5)$$



である。AB, AC, AD, AE……の各部材の持つクリープ特性がそれぞれ  $\varphi_{AB}$ ,  $\varphi_{AC}$ ,  $\varphi_{AD}$ ,  $\varphi_{AE}$ ……と異なる場合、クリープによつて

$$\left. \begin{aligned} M_{ABt} &= 2K_{AB}(2\theta_{ABt} + \theta_{BA t}) + C_{AB} \\ M_{ACt} &= 2K_{AC}(2\theta_{ACt} + \theta_{CA t}) - C_{AC} \\ M_{ADt} &= 2K_{AD}(2\theta_{ADt} + \theta_{DA t} + R_{ADt}) + C_{AD} \\ M_{AEt} &= 2K_{AE}(2\theta_{AEt} + \theta_{EA t} + R_{AEt}) - C_{AE} \\ \Sigma M_{ABt} &= \bar{M}_A \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (6)$$

となる<sup>1)</sup>。

しかるに節点Aにおいて部材の剛結条件から、各節点角  $\theta_{AB}, \theta_{AC}, \theta_{AD}, \theta_{AE}$  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。したがつて各部材の節点角について式(4')の関係を用いると

$$\left. \begin{aligned} \theta_{At} &= \theta_A \frac{\varphi_{AB}}{2} + \theta_{ABt} \left(1 + \frac{\varphi_{AB}}{2}\right) \\ &= \theta_A \frac{\varphi_{AC}}{2} + \theta_{ACt} \left(1 + \frac{\varphi_{AC}}{2}\right) \\ &= \theta_A \frac{\varphi_{AD}}{2} + \theta_{ADt} \left(1 + \frac{\varphi_{AD}}{2}\right) \\ &= \theta_A \frac{\varphi_{AE}}{2} + \theta_{AEt} \left(1 + \frac{\varphi_{AE}}{2}\right) \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (7)$$

これより  $\theta_{ABt}, \theta_{ACt}, \theta_{ADt}, \theta_{AEt}$  を新しい未知数  $\theta_{At}$  を用いて表わせば

$$\left. \begin{aligned} \theta_{ABt} &= \frac{2}{2 + \varphi_{AB}} \left\{ \theta_{At} - \theta_A \frac{\varphi_{AB}}{2} \right\} \\ \theta_{ACt} &= \frac{2}{2 + \varphi_{AC}} \left\{ \theta_{At} - \theta_A \frac{\varphi_{AC}}{2} \right\} \\ &\dots\dots\dots \\ &\dots\dots\dots \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (8)$$

となり、これらの関係式を式(6)に代入し、各節点、各層について同様の条件式を作れば  $\theta_A, \theta_B, \dots, R_{AD}, R_{AE}$  …は弾性論的に既知であるから、未知数  $\theta_{At}, \theta_{Bt}$  …を普通の計算法に従つて求めうる。この方法は等価剛比を用いる近似解よりも、その近似度はきわめて高く、簡単な単一ラーメンについて正解と比較すると、その誤差は2~5%以内である<sup>3)</sup>。

4. 撓角分配法

いま簡単のため、節点に移動の起らない場合についてのべる。

(a) 固定端ラーメン 図-2 に示すような、材端すべて固定な特殊ラーメン(固定端ラーメン)において、中央の節点Aにおいて、

$$\left. \begin{aligned} M_{AB} &= K_{AB}(4\theta_A) + C_{AB} \\ M_{AC} &= K_{AC}(4\theta_A) - C_{AC} \\ M_{AD} &= K_{AD}(4\theta_A) \\ M_{AE} &= K_{AE}(4\theta_A) \\ \Sigma M_{AB} &= 0 \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (9)$$

しかし時間の経過とともに、各部材はクリープするから前節同様に

$$\left. \begin{aligned} M_{ABt} &= K_{AB}(4\theta_{ABt}) + C_{AB} \\ M_{ACt} &= K_{AC}(4\theta_{ACt}) - C_{AC} \\ M_{ADt} &= K_{AD}(4\theta_{ADt}) \\ M_{AEt} &= K_{AE}(4\theta_{AEt}) \\ \Sigma M_{ABt} &= 0 \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (10)$$

となる。式 (9), (10) より

$$\left. \begin{aligned} \Sigma M_{ABt} - \Sigma M_{AB} &= 0 \quad \text{すなわち} \\ K_{AB}\theta_{ABt} + K_{AC}\theta_{ACt} + K_{AD}\theta_{ADt} + K_{AE}\theta_{AEt} &= K_A\theta_A \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (11)$$

ただし  $K_A = \Sigma K_{AB} = K_{AB} + K_{AC} + K_{AD} + K_{AE}$

またこのときにも前節の (7) 式が成立するから

$$\left. \begin{aligned} \left(1 + \frac{\varphi_{AB}}{2}\right)\theta_{ABt} - \left(1 + \frac{\varphi_{AC}}{2}\right)\theta_{ACt} &= \theta_A \left(\frac{\varphi_{AC}}{2} - \frac{\varphi_{AB}}{2}\right) \\ \left(1 + \frac{\varphi_{AB}}{2}\right)\theta_{ABt} - \left(1 + \frac{\varphi_{AD}}{2}\right)\theta_{ADt} &= \theta_A \left(\frac{\varphi_{AD}}{2} - \frac{\varphi_{AB}}{2}\right) \\ \left(1 + \frac{\varphi_{AB}}{2}\right)\theta_{ABt} - \left(1 + \frac{\varphi_{AE}}{2}\right)\theta_{AEt} &= \theta_A \left(\frac{\varphi_{AE}}{2} - \frac{\varphi_{AB}}{2}\right) \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (12)$$

式 (11), (12) より  $\theta_{ABt}, \theta_{ACt}, \theta_{ADt}, \theta_{AEt}$  について解けば

$$\left. \begin{aligned} \theta_{ABt} &= \frac{D_{AB}}{D_A} \theta_A, & \theta_{ADt} &= \frac{D_{AD}}{D_A} \theta_A \\ \theta_{ACt} &= \frac{D_{AC}}{D_A} \theta_A, & \theta_{AEt} &= \frac{D_{AE}}{D_A} \theta_A \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (13)$$

ただし

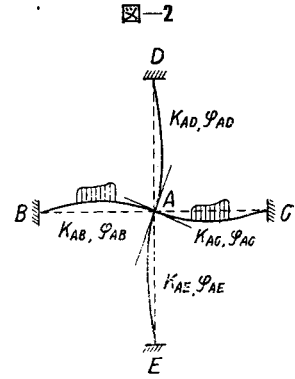
$$\left. \begin{aligned} D &= K_{AB} \left(1 + \frac{\varphi_{AC}}{2}\right) \left(1 + \frac{\varphi_{AD}}{2}\right) \left(1 + \frac{\varphi_{AE}}{2}\right) + K_{AC} \left(1 + \frac{\varphi_{AD}}{2}\right) \left(1 + \frac{\varphi_{AE}}{2}\right) \left(1 + \frac{\varphi_{AB}}{2}\right) \\ &\quad + K_{AD} \left(1 + \frac{\varphi_{AE}}{2}\right) \left(1 + \frac{\varphi_{AB}}{2}\right) \left(1 + \frac{\varphi_{AC}}{2}\right) + K_{AE} \left(1 + \frac{\varphi_{AB}}{2}\right) \left(1 + \frac{\varphi_{AC}}{2}\right) \left(1 + \frac{\varphi_{AD}}{2}\right) \\ D_{AB} &= K_A \left(1 + \frac{\varphi_{AC}}{2}\right) \left(1 + \frac{\varphi_{AD}}{2}\right) \left(1 + \frac{\varphi_{AE}}{2}\right) + K_{AC} \left(\frac{\varphi_{AC}}{2} - \frac{\varphi_{AB}}{2}\right) \left(1 + \frac{\varphi_{AD}}{2}\right) \left(1 + \frac{\varphi_{AE}}{2}\right) \\ &\quad + K_{AD} \left(\frac{\varphi_{AD}}{2} - \frac{\varphi_{AB}}{2}\right) \left(1 + \frac{\varphi_{AE}}{2}\right) \left(1 + \frac{\varphi_{AC}}{2}\right) + K_{AE} \left(\frac{\varphi_{AE}}{2} - \frac{\varphi_{AB}}{2}\right) \left(1 + \frac{\varphi_{AC}}{2}\right) \left(1 + \frac{\varphi_{AD}}{2}\right) \\ D_{AC} &= K_A \left(1 + \frac{\varphi_{AD}}{2}\right) \left(1 + \frac{\varphi_{AE}}{2}\right) \left(1 + \frac{\varphi_{AB}}{2}\right) + K_{AD} \left(\frac{\varphi_{AD}}{2} - \frac{\varphi_{AC}}{2}\right) \left(1 + \frac{\varphi_{AE}}{2}\right) \left(1 + \frac{\varphi_{AB}}{2}\right) \\ &\quad + K_{AE} \left(\frac{\varphi_{AE}}{2} - \frac{\varphi_{AC}}{2}\right) \left(1 + \frac{\varphi_{AB}}{2}\right) \left(1 + \frac{\varphi_{AD}}{2}\right) + K_{AB} \left(\frac{\varphi_{AB}}{2} - \frac{\varphi_{AC}}{2}\right) \left(1 + \frac{\varphi_{AD}}{2}\right) \left(1 + \frac{\varphi_{AE}}{2}\right) \\ D_{AD} &= \dots\dots\dots \\ D_{AE} &= \dots\dots\dots \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (13')$$

さらに式 (9) より

$$\theta_A = \frac{P_A}{4K_A}, \quad P_A = C_{AC} - C_{AB} \dots\dots\dots (14)$$

をうるから、これを式 (13) に代入すれば

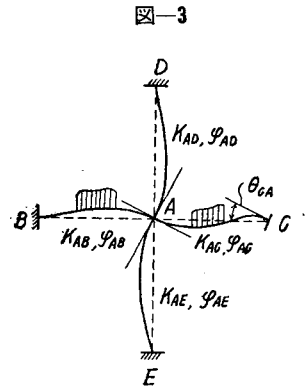
$$\left. \begin{aligned} \theta_{ABt} &= \frac{D_{AB}}{D_A} \frac{P_A}{4K_A}, & \theta_{ADt} &= \frac{D_{AD}}{D_A} \frac{P_A}{4K_A} \\ \theta_{ACt} &= \frac{D_{AC}}{D_A} \frac{P_A}{4K_A}, & \theta_{AEt} &= \frac{D_{AE}}{D_A} \frac{P_A}{4K_A} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (15)$$



$P_A, K_A, D_A, D_{AB}, D_{AC} \dots$  はラーメンと荷重があたえられるときはあらかじめ計算できるから、普通撓角分配法同様に式(15)を用いれば各部材のクリープを考慮するときの基礎撓角を求めうる。

(b) 固定端ラーメンの固定端にあてた撓角の中央節点に及ぼす影響 図-3において1固定端Cに正の撓角  $\theta_{CA}$  をあたえたとき、部材のクリープを考慮すれば、 $\theta_{CA}$  のために  $\theta_{ABi}, \theta_{ACi}, \theta_{ADi}, \theta_{AEi}$  は、式(15)をえたと同様に、次のように計算される。

$$\left. \begin{aligned} \theta_{ABi} &= \frac{D_{AB}}{D_A} \frac{P_A}{4K_A} - \frac{D_{AB} K_{AC}}{D_A 2K_A} \theta_{CA} \\ \theta_{ACi} &= \frac{D_{AC}}{D_A} \frac{P_A}{4K_A} - \frac{D_{AC} K_{AC}}{D_A 2K_A} \theta_{CA} \\ \theta_{ADi} &= \frac{D_{AD}}{D_A} \frac{P_A}{4K_A} - \frac{D_{AD} K_{AC}}{D_A 2K_A} \theta_{CA} \\ \theta_{AEi} &= \frac{D_{AE}}{D_A} \frac{P_A}{4K_A} - \frac{D_{AE} K_{AC}}{D_A 2K_A} \theta_{CA} \end{aligned} \right\} \dots \dots \dots (16)$$



すなわちこのときも普通弾性論と同様に、 $\theta_{CA}=0$  であつた節点Cに正の  $\theta_{CA}$  をあたえれば、この撓角は隣接節点Aに集合する各部材に負の撓角をあて、その大きさは、弾性論値  $\frac{K_{AC}}{2K_A} \theta_{CA}$  に、それぞれの部材について、その部材の剛性とクリープ特性によつて定まる係数  $\frac{D_{AB}}{D_A}, \frac{D_{AC}}{D_A} \dots$  を乗じたものである。同様に節点Aの上下左右の固定端に、それぞれ  $\theta_{BA}, \theta_{CA}, \theta_{DA}, \theta_{EA}$  なる正の撓角をあてたときには

$$\left. \begin{aligned} \theta_{ABi}^{(n)} &= \theta_{ABi}^{(0)} - (\theta_{BA} \tau_{B.AB} + \theta_{CA} \tau_{C.AB} + \theta_{DA} \tau_{D.AB} + \theta_{EA} \tau_{E.AB}) \\ \theta_{ACi}^{(n)} &= \theta_{ACi}^{(0)} - (\theta_{BA} \tau_{B.AC} + \theta_{CA} \tau_{C.AC} + \theta_{DA} \tau_{D.AC} + \theta_{EA} \tau_{E.AC}) \\ \dots & \dots \dots \dots \\ \text{ここに } \theta_{ABi}^{(0)} &= \frac{D_{AB}}{D_A} \frac{P_A}{4K_A} & \theta_{ACi}^{(0)} &= \frac{D_{AC}}{D_A} \frac{P_A}{4K_A} & \dots \dots \dots \\ \tau_{B.AB} &= \frac{D_{AB} K_{AB}}{D_A 2K_A} & \tau_{B.AC} &= \frac{D_{AC} K_{AB}}{D_A 2K_A} & \dots \dots \dots \\ \tau_{C.AB} &= \frac{D_{AB} K_{AC}}{D_A 2K_A} & \tau_{C.AC} &= \frac{D_{AC} K_{AC}}{D_A 2K_A} & \dots \dots \dots \\ \tau_{D.AB} &= \frac{D_{AB} K_{AD}}{D_A 2K_A} & \tau_{D.AC} &= \frac{D_{AC} K_{AD}}{D_A 2K_A} & \dots \dots \dots \\ \tau_{E.AB} &= \frac{D_{AB} K_{AE}}{D_A 2K_A} & \tau_{E.AC} &= \frac{D_{AC} K_{AE}}{D_A 2K_A} & \dots \dots \dots \end{aligned} \right\} \dots \dots \dots (17)$$

図-4

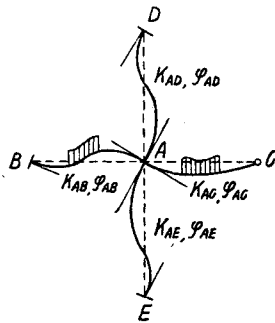
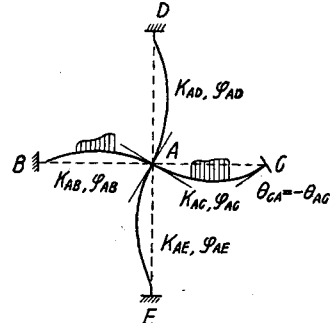


図-5



である。

また節点が鉸構造と考えられ場合(図-4)、隣接1節点の撓角が等大反向なる場合(図-5)等における撓角分配率の修正としては、上述と同様に求めることができる。かくて普通弾性論の撓角分配法が、各節点の一つ一つの撓角を求めてゆくに反し、クリープ考慮の場合には、各分配ごとに、各節点において、その節点に集まる部材

数だけの撓角を求めてゆく手順を要するが、その計算法は全く同様である。またこのようにして求められた各部材節点角を用いて、モーメントを決定するには式(6)によればよいことも弾性論と同様である。

5. モーメントの分配法

図-2 において  $C_{AB}=C_{AC}=0$  とし、節点 A に  $\bar{M}_A$  なる曲げモーメントが作用しているとすると、式(9)、(10)で  $C_{AB}=C_{AC}=0$  とし、式(11),(12),(13),(13') はそのままよく、式(14)では  $P_A=\bar{M}_A$  とおけばよい。すなわち

$$\left. \begin{aligned} \theta_{ABt} &= \frac{D_{AB}}{D_A} \frac{\bar{M}_A}{4K_A}, & \theta_{ADt} &= \frac{D_{AD}}{D_A} \frac{\bar{M}_A}{4K_A} \\ \theta_{ACt} &= \frac{D_{AC}}{D_A} \frac{\bar{M}_A}{4K_A}, & \theta_{AEt} &= \frac{D_{AE}}{D_A} \frac{\bar{M}_A}{4K_A} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (18)$$

となる。したがって

$$\begin{aligned} M_{ABt} &= K_{AB}(4\theta_{ABt}) = \frac{D_{AB}}{D_A} \frac{K_{AB}}{K_A} \bar{M}_A \\ M_{ACt} &= K_{AC}(4\theta_{ACt}) = \frac{D_{AC}}{D_A} \frac{K_{AC}}{K_A} \bar{M}_A \\ M_{ADt} &= K_{AD}(4\theta_{ADt}) = \frac{D_{AD}}{D_A} \frac{K_{AD}}{K_A} \bar{M}_A \\ M_{AEt} &= K_{AE}(4\theta_{AEt}) = \frac{D_{AE}}{D_A} \frac{K_{AE}}{K_A} \bar{M}_A \end{aligned}$$

となるから、モーメント分割率として

$$\left. \begin{aligned} \tau_{ABt} &= \frac{M_{ABt}}{\bar{M}_A} = \frac{D_{AB} K_{AB}}{D_A K_A} & \tau_{ADt} &= \frac{M_{ADt}}{\bar{M}_A} = \frac{D_{AD} K_{AD}}{D_A K_A} \\ \tau_{ACt} &= \frac{M_{ACt}}{\bar{M}_A} = \frac{D_{AC} K_{AC}}{D_A K_A} & \tau_{AEt} &= \frac{M_{AEt}}{\bar{M}_A} = \frac{D_{AE} K_{AE}}{D_A K_A} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (19)$$

つぎにモーメント伝達率としては、図-6 のように AB 部材に部材回転角がなく、B 端固定の場合には、クリープモーメントは弾性論同様に

$$\begin{aligned} M_{ABt} &= 4 K_{AB} \cdot \theta_{ABt} \\ M_{BAt} &= 2 K_{AB} \cdot \theta_{ABt} \end{aligned}$$

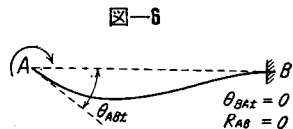


図-6

と表わせるから  $M_{BAt} = \frac{1}{2} M_{ABt}$  なる関係をうる。また1端が鉸構造の場合、

モーメント分布状態が中心線に対して対称的あるいは逆対称的である場合等の取扱いは弾性論と全く同様である。このように高次不静定構造のクリープ解のモーメント分配法は式(19)における  $D_A, D_{AB}, D_{AC}, \dots$  の計算を式(13')によつてあらかじめ計算する手間を要する以外は、普通弾性論の方法と全く同様に求めることができる。

6. 例題

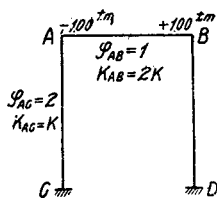
図-7 (a) のような簡単なラーメンについてモーメント分配法を用いてみると、式(13')より

$$D_A = K_{AB} \left( 1 + \frac{\varphi_{AC}}{2} \right) + K_{AC} \left( 1 + \frac{\varphi_{AB}}{2} \right) = 4K + 1.5K = 5.5K$$

(a)

図-7

(b)



	COLUMN	BEAM	BEAM	COLUMN
$\tau_{ABt}$	-0.212	0.788	0.788	0.212
	0	-1.000	+1.000	0
	+0.212	0.788	-0.788	-0.212
	+0.084	-0.194	+0.194	-0.084
		+0.310	-0.310	
	+0.033	-0.653	+0.653	-0.033
		+0.122	-0.122	
	+0.013	-0.061	+0.061	-0.013
		+0.024	-0.024	
	+0.005	-0.013	+0.013	-0.005
		-0.010	+0.010	
	+0.002	-0.008	+0.008	-0.002
		-0.004	+0.004	
	+0.001	-0.003	+0.003	-0.001
		-0.002	+0.002	
	+0	+0.002	-0.002	0
	+0.150	-0.150	+0.150	-0.150

$$D_{AB} = (K_{AB} + K_{AC}) \left( 1 + \frac{\varphi_{AC}}{2} \right) + K_{AC} \left( \frac{\varphi_{AC}}{2} - \frac{\varphi_{AB}}{2} \right) = 6K + 0.5K = 6.5K$$

$$D_{AC} = (K_{AB} + K_{AC}) \left( 1 + \frac{\varphi_{AB}}{2} \right) + K_{AB} \left( \frac{\varphi_{AB}}{2} - \frac{\varphi_{AC}}{2} \right) = 4.5K - K = 3.5K$$

したがって A 点におけるモーメント分割率は

$$\text{ハリ AB に対し } r_{ABt} = \frac{D_{AB}}{D_A} \frac{K_{AB}}{K_{AB} + K_{AC}} = \frac{6.5}{5.5} \times \frac{2}{3} = \frac{26}{33} = 0.788$$

$$\text{ハリ AC に対し } r_{ACt} = \frac{D_{AC}}{D_A} \frac{K_{AC}}{K_{AB} + K_{AC}} = \frac{3.5}{5.5} \times \frac{1}{3} = \frac{7}{33} = 0.212$$

したがって 図-7 (a) にあたえられた固定モーメントに対し 図-7 (b) のように計算を行えば

$$M_{ABt} = -0.350 \text{ tm}, \quad M_{ACt} = 0.350 \text{ tm}$$

となる。しかるにクリープを考慮しないときは

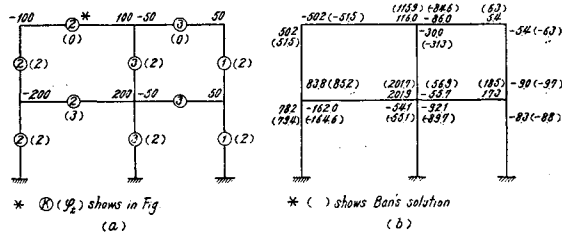
$$M_{AB} = -0.500 \text{ tm}, \quad M_{AC} = 0.500 \text{ tm}$$

であるから、クリープによるモーメントの変化は  $\frac{M_{ABt}}{M_{AB}} = \frac{M_{ACt}}{M_{AC}} = 0.700$  である。

この場合は正解が求められるが<sup>1)</sup>、それによれば  $\frac{M_{ABt}}{M_{AB}} = 0.741$  であり、正解との誤差は 6% である。なお本

文 3. のべた近似撓角法を用いれば  $\frac{M_{ABt}}{M_{AB}} = 0.714$  であり、正解との誤差 2% をうる。

図-8



また 図-8 (a) に示すような  $K, \varphi$  および固定端モーメントを持つラーメンについて撓角分配法、モーメント分配法を用いた結果は全く一致し、これを坂教授の近似撓角法<sup>3)</sup>、大崎氏の固定モーメント法<sup>5)</sup>と比較してみれば 図-8 (b) のようであり、ほとんど同一の結果をうる。またクリープを考慮した等価剛比を用いたときの解<sup>1)</sup>と比較すると、後者はよく合致した値をあたえるときもあるが、クリープ特性値が非常に異なつた部材が集合する節点において、モーメント再分布値に 10% 内外の誤差を生じることがわかる。

上例のようにクリープ分配法は高次不静定構造において、弾性論値をあらかじめ求める必要がなく、ただ計算開始前に分配率、到達率を求めておけば、クリープ応力をただちに計算しうる利点を持つている。

最後に本研究における本学坂教授の御指導を多謝する次第である。

参 考 文 献

- 1) 岡田 清：鉄筋コンクリート不静定構造のクリープについて：土木学会誌 37 卷 12 号 p. 543~547, 1952
- 2) 岡田 清：鉄筋コンクリートのクリープの一近似解：セメント コンクリート No. 79, Sept. 1953, p. 23~26
- 3) 岡田 清：撓角法によるクリープ応力の計算：土木技術 10 卷 1 号 P. 11~13, 1955
- 4) S. Ban and K. Okada: Plastic Flow of Reinforced Concrete: Memoirs of the Faculty of Engr., Kyoto Univ., Vol. XV, No. II, April 1953, p. 126-141
- 5) 坂 静雄：撓角法による旬屈応力の計算：建築学会講演概要集：昭 23.6
- 6) 大崎順彦：旬屈固定モーメント法：建築学会講演集 昭 24
- 7) 鷹部屋福平：不静定応力理論と其応用：昭 17.9 アルス社

(昭.29.10.30)