

# ずれ止め剛性を考慮した合成桁のクリープ解析

高海 克彦\*・伊藤 拓次\*\*・浜田 純夫\*

## Time-Dependent FEM Analysis of Composite Girder Considering Flexibility Coefficient

Katsuhiko TAKAMI, Takuji ITOH and Sumio HAMADA

### Abstract

In order to predict the creep behavior of incomplete composite girder correctively, a new finite element solution is proposed. The concrete slab and the steel girder are connected by some type of connectors. The stiffness and spacings of these connectors affect on the instant and time-dependent behavior of the girder. The method proposed here makes it possible to estimate conveniently the increasing deflection and the stress redistribution between the concrete slab and the steel girder. In the analysis, parametric studies are carried out by using the flexibility coefficient which evaluates the effects of connectors.

### 1 まえがき

異種材料による合成構造は単一材料のみでは得ることの出来ない優れた力学的特性を作り出すことが可能であり、土木関係のみならず広く応用されている。

道路橋の建設において、床版を鉄筋コンクリートで作りこれを鋼の主桁で支える、いわゆる鋼-コンクリート合成桁が多く架設されている。この合成桁は、外力による圧縮力を圧縮に強いコンクリートで、引張力を引張に強い鋼で構成された合理的な構造である。そのため鋼重量の低減と、適用支間の増大という大きなメリットが考えられる。その結果支間も道路橋の場合、単純橋で50m、連続橋で70mを越えるものがある。また、合成桁の補修においては、プレキャスト床版を用いる各種工法が開発され、施工の省力化、短期化が図られている。

こうした合成桁はコンクリート床版と鋼桁はずれ止めを介して結合されるので、ずれ止めの剛性および配

置間隔は、合成桁の挙動に大きな影響を及ぼす。さらにコンクリート特有のクリープは鋼桁によって拘束を受けるので、ずれ止めによる合成効果と相まって、鋼-コンクリート合成桁のクリープ挙動の予測は複雑になるものと思われる。

合成桁のクリープ解析は、完全合成桁については古くは、Sattler<sup>1)</sup>, Friatz<sup>2)</sup>, Trost<sup>3)</sup>に始まり、近年の Gilbert<sup>4)</sup>, Bradford<sup>5)</sup>の研究、回復クリープの影響を考慮した中井・栗田の一連の研究がある<sup>6)7)8)9)</sup>。これらの合成桁の解析はいずれもひずみの適合条件と断面力のつり合いから支配方程式が導かれている。こうした解法では、断面力の取り方により、分担断面力法と総断面力法に分けられるが、いずれも解析手順が煩雑であるのでかなりの労力を要している。

そこで本研究では、まずコンクリートのクリープ構成則を検討する。次にこれを合成桁の有限要素解析法に組み込み、より簡単に合成桁のクリープ挙動を検討できる方法を提案するとともに、ずれ止めによる合成効果とクリープ挙動に関する解析例を示し設計への適用性を検討する。

\*社会建設工学科

\*\*山口県庁

2 コンクリートのクリープ構成則

コンクリート構造のクリープ解析では、通常用いられるクリープ係数法のクリープ係数を如何に表示するかで、解析精度が決定される。本研究では、道路橋示方書のクリープ関数を基本として六車・渡辺<sup>10)</sup>の提案した回復クリープを考慮した指数関数で表されるクリープ係数を用いる。

2.1 クリープ係数

合成桁のコンクリートスラブの応力は、経時的に拘束により変動している。

そこで、Fig.1のように材令 $t_1$ のコンクリートに作用する応力 $\sigma(t_1)$ が、材令 $t_2$ で応力 $\sigma(t_2)$ に減少する場合を考える。単位荷重を材令 $t_1$ で載荷し、材令 $t$ (ただし $t > t_1$ )で除荷したときの材令 $t_2$ のクリープ係数は式(1)で与えられるとする。

$$\begin{aligned} \phi_n(t_2, t, t_1) &= \phi(t, t_1) \left\{ 1 - \frac{\phi_d(t_2, t)}{\phi_{dn}} \right\} \\ &+ \phi_f(t) - \phi_f(t_1) \\ &= \phi(t, t_1) - \frac{1}{\phi_{dn}} \phi_d(t, t_1) \phi_d(t_2, t) \end{aligned} \quad (1)$$

上式第1項の $\phi(t, t_1)$ は、式(2)に示すように遅れ弾性クリープとフロークリープからなる基本クリープ係数、第2項が回復クリープの影響を表す項である。また、 $\phi_{dn}$ は、遅れ弾性ひずみの最終値を表す。

$$\phi(t, t_1) = \phi_d(t, t_1) + \phi_f(t) - \phi_f(t_1) \quad (2)$$

ここに、 $\phi_f(t)$ ：フロークリープを表す関数

$\phi_d(t, t_1)$ ：遅れ弾性クリープを表す関数

それぞれの関数は式(3)、(4)のように指数関数で仮定する。

$$\phi_d(t, t_1) = \phi_{dn} (1 - e^{-k_1(t-t_1)}) \quad (3)$$

$$\phi_f(t) = \phi_{fn} (1 - e^{-k_2 t}) \quad (4)$$

ここに、 $\phi_{fn}$ ：フロークリープひずみの最終値

$k_1$ ：遅れ弾性クリープの進行速度に関する係数

$k_2$ ：フロークリープの進行速度に関する係数

式(1)において、除荷材令が $t=t_2$ の場合は除荷が行われないことになり次のようになる。

$$\phi_n(t_2, t_2, t_1) = \phi(t_2, t_1)$$

このとき回復クリープは考慮されず、これはFig.2に示す良く知られる応力変化が正の場合の符号を換えたものに一致する。そこで本研究では、回復クリープを考慮する場合としない場合のクリープ係数を用いてコン

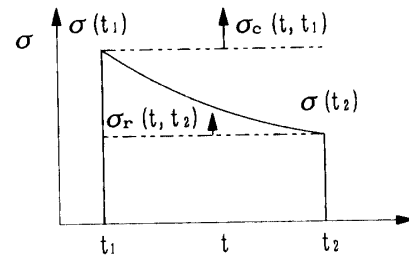


Fig.1 Stress in Concrete with Gradually Decreasing

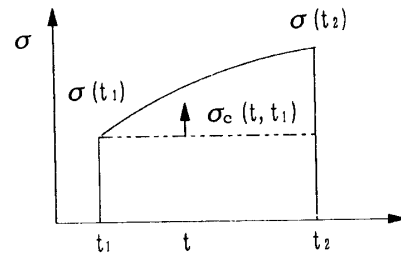


Fig.2 Stress in Concrete with Gradually Increasing

クリートの構成則を示し解析を行う。

2.2 構成則

1) 回復クリープを考慮する場合

Fig.1のように単軸圧縮応力が漸減するとき、クリープひずみの変化量は、Fig.1から材令 $t_1$ から材令 $t_2$ までは一定持続荷重は存在すると考え、式(2.5)のように表される。

$$\begin{aligned} \epsilon_c(t_2, t_1) &= \frac{\sigma(t_2)}{E_c} \phi(t_2, t_1) \\ &+ \frac{1}{E_c} \int_{t_1}^{t_2} \{1 - \phi_n(t_2, t, t_1)\} d\sigma_r(t, t_2) \end{aligned} \quad (5)$$

ここに、 $\sigma_r(t, t_2)$ はFig.1のように $\sigma(t_2)$ を基準としたクリープ変動単調減少応力であり、次の関係がある。

$$\sigma_r(t_1, t_2) = \sigma(t_1) - \sigma(t_2)$$

$$\sigma_r(t_2, t_2) = 0$$

また、 $\sigma(t_1)$ を基準としたクリープ変動応力を $\sigma_c(t, t_1)$ とすれば、 $\sigma_r(t, t_2)$ と $\sigma_c(t_2, t_1)$ は次の関係がある。

$$\sigma_r(t, t_2) = \sigma_c(t, t_1) - \sigma_c(t_2, t_1) \quad (6)$$

これを式(5)のStieltjes積分に代入して整理すれば次のようになる

$$\begin{aligned} \epsilon_c(t_2, t_1) &= \frac{\sigma(t_2)}{E_c} \phi(t_2, t_1) \\ &+ \frac{1}{E_c} \int_{t_1}^{t_2} \{1 - \phi_n(t_2, t, t_1)\} d\sigma_r(t, t_2) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
 &= \frac{1}{E_c} \sigma(t_1) \phi(t_2, t_1) \\
 &+ \frac{\sigma_c(t_2, t_1)}{E_c} \\
 &+ \frac{1}{E_c} \int_{t_1}^{t_2} \sigma_c(t, t_1) \frac{d}{dt} \phi_n(t_2, t, t_1) dt \quad (7)
 \end{aligned}$$

式(7)の積分項について、

$$\rho_n(t_2, t_1) = \frac{\int_{t_1}^{t_2} \sigma_c(t, t_1) \frac{d}{dt} \phi_n(t_2, t, t_1) dt}{\sigma_c(t_2, t_1) \phi(t_2, t_1)} \quad (8)$$

とおけば、次式のように簡易表示できる。

$$\begin{aligned}
 \epsilon_c(t_2, t_1) &= \frac{\sigma(t_1)}{E_c} \phi(t_2, t_1) \\
 &+ \frac{\sigma_c(t_2, t_1)}{E_c} \{1 + \rho_n(t_2, t_1) \phi(t_2, t_1)\} \quad (9)
 \end{aligned}$$

式(9)の $\rho_n(t_2, t_1)$ は材料係数と呼ばれ、その計算法はSchadeによって提案されている。しかしながらここでは簡易化のため、クリープ変動応力 $\sigma_c(t, t_1)$ はクリープ係数 $\phi(t, t_1)$ と線形関係を有するとして式(10)のように仮定する。

$$\sigma_c(t, t_1) = \frac{\phi(t, t_1)}{\phi(t_2, t_1)} \sigma_c(t_2, t_1) \quad (10)$$

このとき変動応力は

$$\sigma_c(t_1, t_1) = \frac{\phi(t_1, t_1)}{\phi(t_2, t_1)} \sigma_c(t_2, t_1) = 0$$

$$\sigma_c(t_2, t_1) = \frac{\phi(t_2, t_1)}{\phi(t_2, t_1)} \sigma_c(t_2, t_1) = \sigma_c(t_2, t_1)$$

となる。

式(10)を式(8)に代入して整理すれば

$$\begin{aligned}
 \rho_n(t_2, t_1) &= \frac{1}{\{\phi(t_2, t_1)\}^2} \left[ \int_{t_1}^{t_2} \phi(t_2, t_1) \frac{d}{dt} \phi(t, t_1) dt \right. \\
 &\left. - \frac{1}{\phi_{an}} \int_{t_1}^{t_2} \phi(t, t_1) \frac{d}{dt} \phi_a(t, t_1) \phi_a(t_2, t) dt \right] \\
 &= \frac{1}{2} - \gamma(t_2, t_1) \quad (11)
 \end{aligned}$$

ここに、

$$\begin{aligned}
 \gamma(t_2, t_1) &= \frac{1}{\phi_{an} \{\phi(t_2, t_1)\}^2} \int_{t_1}^{t_2} \phi(t, t_1) \cdot \\
 &\quad \frac{d}{dt} \phi_a(t, t_1) \phi_a(t_2, t) dt \quad (12)
 \end{aligned}$$

したがって、式(9)は次式のようになる。

$$\epsilon_c(t_2, t_1) = \frac{\sigma(t_1)}{E_c} \phi(t_2, t_1) + \frac{\sigma_c(t_2, t_1)}{E_f} \quad (13)$$

ここで、 $E_f$ は換算ヤング係数を表す。

$$E_f = \frac{E_c}{1 + \left[ \frac{1}{2} - \gamma(t_2, t_1) \right] \phi(t_2, t_1)} \quad (14)$$

## 2) 回復クリープを考慮しない場合

回復クリープを考慮しない場合には、式(1)のクリープ係数の第2項を無視して基本クリープ係数のみとなる。従って先の1)の理論展開で $\phi_n(t_2, t, t_1)$ を $\phi(t, t_1)$ とすれば良い。結局のところ式(11)の材冷係数 $\rho_n(t_2, t_1)$ において $\gamma(t_2, t_1)$ を無視すると回復クリープを考慮しない場合となる。

## 3. 有限要素解析

### 3.1 有限要素モデル

不完全合成桁を有限要素法で解析するため、一次元の有限要素法に倣い桁軸方向に分割する。分割した合成桁要素はFig.3のようにコンクリートはり要素と鋼桁はり要素からなり、これらは接合面で弾性結合されると考える。コンクリート床版と鋼桁を弾性結合させるずれ止めは、単位長さ当たりの一様なバネとしてモデル化もできるが、本研究では本数、配置間隔を実橋に対応させるため離散的に配置するモデルとした。

### 3.2 要素の変位仮定とひずみ場

合成桁要素の変位として、コンクリート床版と鋼桁の接合線両端節点*i, j*における軸方向変位、たわみとたわみ角を考える。ただし、合成桁では平面保持の仮定が成り立つとして、コンクリート床版と鋼桁のたわみとたわみ角を一致させる。コンクリート、鋼桁各要素の中立軸の変位は、軸方向に関しては形状関数としてZの1次関数を、たわみに関してはZの3次関数を用いて仮定する。

コンクリート要素内のクリープ軸ひずみ $\epsilon_c$ を両端の節点変位で表すと、次のようになる。

$$\epsilon_c = [B_c] \{u\} \quad (15)$$

ここに、 $[B_c]$ と $\{u\}$ はそれぞれコンクリート中立軸からの偏心を考慮したひずみマトリクスと、クリープ節点変位ベクトルであり、次のように表される。

$$[B_c] = \left[ -\frac{1}{l} \quad 0 \quad -6y \left( -\frac{1}{l^2} + 2\frac{z}{l^3} \right) \right]$$

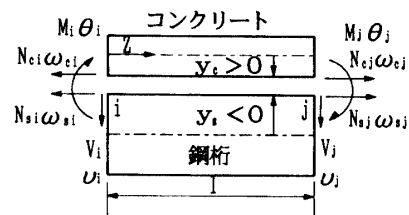


Fig.3 Element of Incomplete Composite Girder

$$\begin{bmatrix} -y \left[ -4\frac{1}{l} + 6\frac{z}{l^2} \right] - y_c \frac{1}{l} \\ \frac{1}{l} \quad 0 \quad 6y \left[ -\frac{1}{l^2} + 2\frac{z}{l^3} \right] \\ -y \left[ -2\frac{1}{l} + 6\frac{z}{l^2} \right] + y_c \frac{1}{l} \end{bmatrix}$$

ただし、 $y_c$ はコンクリート床版中立軸からの結合点のy座標 ( $y_c > 0$ )

$$\{u\} = \{w_{ci} \quad w_{si} \quad v_i \quad \theta_i \quad w_{cj} \quad w_{sj} \quad v_j \quad \theta_j\}$$

式(13)と式(15)を等置すれば、材令 $t_1$ から $t_2$ までに生じるクリープひずみは次のようになる。

$$\frac{\sigma(t_1)}{E_c} \phi(t_2, t_1) + \frac{\sigma_c(t_2, t_1)}{E_f} = [B_c]\{u\} \quad (16)$$

式(16)からクリープによる応力変化は次式で表される。

$$\sigma_c(t_2, t_1) = E_f [B_c]\{u\} - \frac{E_f}{E_c} \sigma(t_1) \phi(t_2, t_1) \quad (17)$$

一方、鋼桁の軸ひずみ $\epsilon_s$ は次式で表せる。

$$\epsilon_s = [B_s]\{u\} \quad (18)$$

ここに、 $[B_s]$ は鋼桁中立軸からの偏心を考慮した鋼桁のひずみマトリクスである。

$$[B_c] = \begin{bmatrix} -\frac{1}{l} \quad 0 \quad -6y \left[ -\frac{1}{l^2} + 2\frac{z}{l^3} \right] \\ -y \left[ -4\frac{1}{l} + 6\frac{z}{l^2} \right] - y_s \frac{1}{l} \\ \frac{1}{l} \quad 0 \quad 6y \left[ -\frac{1}{l^2} + 2\frac{z}{l^3} \right] \\ -y \left[ -2\frac{1}{l} + 6\frac{z}{l^2} \right] + y_s \frac{1}{l} \end{bmatrix}$$

ただし、 $y_s$ は鋼桁中立軸からの結合点のy座標 ( $y_s < 0$ ) である。

式(18)に対応する鋼桁応力 $\sigma_s$ はHooke法則から

$$\sigma_s = E_s \epsilon_s = E_s [B_s]\{u\} \quad (19)$$

ここに、 $E_s$ は鋼桁のヤング係数である。

### 3. 3 仮想仕事の原理による剛性方程式

#### 1) 内力の仮想仕事

内力のなす仮想仕事はコンクリート床版、鋼桁及びずれ止めに分けて扱うことができる。

##### i) コンクリート床版の仮想仕事

$$\delta U_c = \int_{V_c} \sigma_c \delta \epsilon_c dV_c \quad (20)$$

式(20)に式(17)を代入して整理すれば

$$\delta U_c = \{\delta u\}^T \{ [K_f]\{u\} - [G_f] \}$$

ここに、

$$[K_f] = E_f \int_0^l \int_{A_c} [B_c]^T [B_c] dA_c dz$$

$$[G_f] = \frac{E_f}{E_c} \phi(t_2, t_1) \int_0^l \int_{A_c} [B_c]^T \sigma(t_1) dA_c dz \quad (21)$$

ただし、 $A_c$ はコンクリート床版の断面積である。

##### ii) 鋼桁の仮想仕事

i)と同様にして

$$\begin{aligned} \delta U &= \int_{V_s} \sigma_s \delta \epsilon_s dV_s \\ &= \{\delta u\}^T [K_s]\{u\} \end{aligned} \quad (22)$$

ここに、

$$[K_s] = E_s \int_0^l \int_{A_s} [B_c]^T [B_c] dA_s dz$$

ただし、 $A_s$ は鋼桁の断面積である。

##### iii) ずれ止めの仮想仕事

Fig.4のようにずれ止め間隔は要素内で $a$ とし、端部では $a/2$ とする。よって一要素に配置されるずれ止めの本数は $n=1/a$ となる。

ここで、ずれ止めの位置のZ座標を $Z_k$  ( $k=1 \sim n$ ) とすれば要素内のずれ止めの仮想仕事は

$$\begin{aligned} \delta U_{cs} &= q_z \sum_{k=1}^n \{w_c(y_c, z_k) - w_s(y_s, z_k)\} \cdot \\ &\quad \delta \{w_c(y_c, z_k) - w_s(y_s, z_k)\} \\ &= \{\delta u\}^T q_z \sum_{k=1}^n [B_{cs}(Z_k)]^T [B_{cs}(Z_k)] \{u\} \\ &= \{\delta u\}^T [K_{cs}]\{u\} \end{aligned} \quad (23)$$

ここに、

$$[B_{cs}(Z_k)] = \begin{bmatrix} 1 - \frac{z_k}{l} & - \left[ 1 - \frac{z_k}{l} \right] \\ -6d_{cs} \left[ -\frac{z_k}{l^2} + \frac{z_k^2}{l^3} \right] & 3d_{cs} \left[ \frac{z_k}{l} - \frac{z_k^2}{l^2} \right] \\ \frac{z_k}{l} & - \frac{z_k}{l} \end{bmatrix}$$

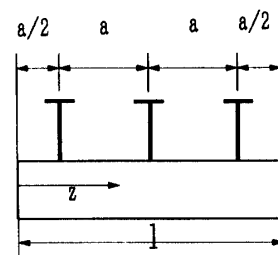


Fig.4 Spacing of Studs

$$-6d_{cs} \left[ -\frac{z_k}{l^2} + \frac{z_k^2}{l^3} \right] 3d_{cs} \left[ \frac{z_k}{l} - \frac{z_k^2}{l^2} \right]$$

式(20)～式(23)をまとめると不完全合成桁の内力の仮想仕事は次式となる。

$$\delta U = \{\delta u\}^T \{ [K_f] + [K_s] + [K_{cs}] \} \{u\} - [G_f] \parallel$$

$$= \{\delta u\}^T \{ [K] \} \{u\} - [G_f] \parallel \quad (24)$$

ただし、 $[K] = [K_f] + [K_s] + [K_{cs}]$

## 2) 外力の仮想仕事

節点力を、Fig.3のようにすれば、節点力による仮想仕事は次のように表せる。

$$\delta W = \{\delta u\}^T \{F\} \quad (25)$$

ここに、

$$\{F\} = \{N_{ci} \ N_{si} \ V_i \ M_i \ N_{cj} \ N_{sj} \ V_j \ M_j\}^T$$

## 3.4 つりあい式

仮想仕事の原理から、 $\delta U = \delta W$ が成り立つ。したがって、式(24)と(25)から不完全合成桁の剛性方程式が次のように表せる。

$$[K]\{u\} = \{F\} + \{G_f\} \quad (26)$$

$[K]$ は剛性マトリクスを示す。右辺 $[G_f]$ がクリープ惹起荷重項となる。上式より弾性応答およびクリープ応答を同一の式で扱える。弾性解析をする場合は $[G_f] = 0$ 、途中載荷のないクリープ解析の場合は弾性荷重項 $\{F\} = 0$ とすればよい。また途中載荷がない場合、式(21)の応力 $\sigma(t_1)$ は弾性応力であり、弾性変位を $\{u_e\}$ とすれば応力は次のように表せる。

$$\sigma(t_1) = E_c [B_c] \{u_e\} \quad (27)$$

これを式(21)に代入すれば、次のようにクリープ荷重は節点変位によって表せる。

$$[G_f] = \frac{E_f}{E_c} \phi(t_2, t_1) \int_0^l A_c [B_c]^T E_c [B_c] \{u_e\} dA dz$$

$$= \phi(t_2, t_1) [K_f] \{u_e\} \quad (28)$$

## 4. 解析例

### 4.1 不完全合成桁

解析対象はFig.5の断面を有する支間32mの単純合成桁である。コンクリート、鋼のヤング係数はそれぞれ $E_c = 3.0 \times 10^5 \text{ kgf/cm}^2$ 、 $E_s = 2.1 \times 10^6 \text{ kgf/cm}^2$ である。

### 4.2 ずれ止めモデルと剛性評価

コンクリート床版と鋼桁を結合するずれ止めは、Fig.4に示すスタッドを想定し、3.3で述べたように離散バネにモデル化した。ずれ止め剛性の評価では従来から配置間隔と剛性から決まるフレキシビリティ定数が用

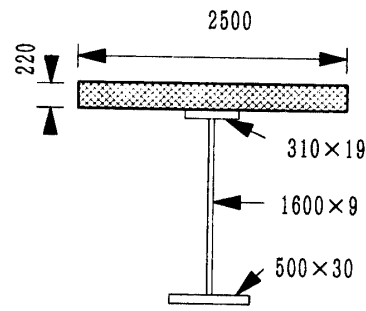


Fig.5 Cross Section of the Girder

いられている。フレキシビリティ定数とは次式で定義されている。

$$f = \sqrt{\frac{K_0 L_d}{K n_s}}$$

ここに、

$K$  : スタッドの1本当たりのバネ定数 (tf/cm/本)

$K_0$  : 基準ばね定数 (20tf/cm/本)

$n_s$  : スタッド1列当たりの本数

$L_d$  : ずれ止めの間隔 (cm)

このフレキシビリティ定数を用いると、ほぼ以下のように分類されている。

- 1)  $f \approx 0$  のとき鋼桁と床版とは完全合成
- 2)  $0 < f < 7$  のとき鋼桁と床版とは不完全合成
- 3)  $f = 7$  のとき鋼桁と床版とは非合成

本解析においてもフレキシビリティ定数をパラメーターとして与える。

### 4.3 持続荷重

持続荷重項は、次の場合を想定した。

- 1) 合成後死荷重のみが不完全合成桁に作用する場合  
0.353tf/mの等分布満載荷重
- 2) PPCS(プレキャストプレストレストコンクリートスラブ)工法を想定した場合(プレキャストスラブにプレストレスを導入し、スラブと鋼桁を結合後プレストレスを解放し、合成桁に負のモーメントを掛ける工法)

- 1) の荷重に加え、スラブ単位面積当たり $9.1 \text{ kgf/cm}^2$ の初期圧縮応力を載荷

### 4.4 クリープ係数と着目材令

式(1)のクリープ係数を構成する係数値をTable 1に示す。

この係数を用いて回復クリープを考慮する場合としない場合の2ケースについて検討する。初期載荷材令

は7日、最終着目材令10000日として計算を行った。

5. 結果と考察

5.1 死荷重のみの場合

Fig.6は、回復クリープを考慮した場合のスパン中央のたわみの経時変化をフレキシビリティ定数別に示したものである。いずれの場合もクリープにより合成桁のたわみは増加している。載荷直後において、ずれ止め剛性が小さく合成度の小さい桁、即ちフレキシビリティ定数が6.4の桁のたわみは、完全合成でのたわみに較べてかなり大きなたわみを示す。また経時変化では、フレキシビリティ定数が大きいほどクリープが緩やかに進行し、その結果最終材令では、合成度の違いによる変位差は若干減ってきている。

Fig.7は、回復クリープを考慮した場合のスパン中央のスラブ上縁応力をフレキシビリティ定数別に調べたものである。不完全合成になると圧縮応力は若干小さくなっている。またいずれのフレキシビリティ定数の桁でもクリープの影響により引張応力が働き、その値は載荷直後の応力の7割近くに減少しており、応力緩和が起こっているのがみられる。クリープの進行は、ほぼ500日をもって収束している。

Fig.8は、Fig.7と同様に鋼桁上・下縁応力を示したものである。上縁では載荷直後において、フレキシビ

リティ定数が6.4の桁が合成度が低いため、他の桁の3倍程度の圧縮応力となっている。クリープによる応力変化は、完全合成に近いもののほうが圧縮応力が大きく発生し、クリープ応力発生 の進行速度も速く、最終材令での値はフレキシビリティ定数が6.4の桁に較べて7割程度まで増加している。一方下縁での引張応力はフレキシビリティ定数の違いおよびクリープによる応力変動もほとんどない。

Fig.9は、載荷直後と材令10000日における、スラブと鋼桁の相対軸方向変位(ずれ)の分布をフレキシビリティ定数別に示す。載荷直後には、フレキシビリティ定数が6.4の桁のずれは2.03の桁のずれの約7倍ほどもある。またクリープによる影響で載荷直後のずれは、2割程度軽減されているのがわかる。ずれの値は、スパン中央で0となり端部に行くほど大きくなっている。さらにその変化も直線的なものではなく、スパン端部に近くづくにつれてずれの増加量が少なくなる。

Fig.10は、スパン中央において、載荷直後のたわみに対するクリープたわみの割合を、回復クリープを考慮したものとしなないものについて示したものである。この図から載荷直後のたわみに対するクリープたわみの割合はフレキシビリティ定数が大きくなるに従って

Table 1 Each Value of Creep Coefficients

$\phi_{dn}$	0.4
$\phi_{fn}$	2.0
$k_1$	0.02
$k_2$	0.0067

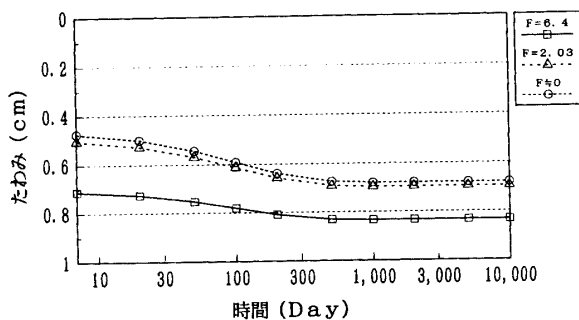


Fig.6 Relationship between Deflection at Mid Span and Time

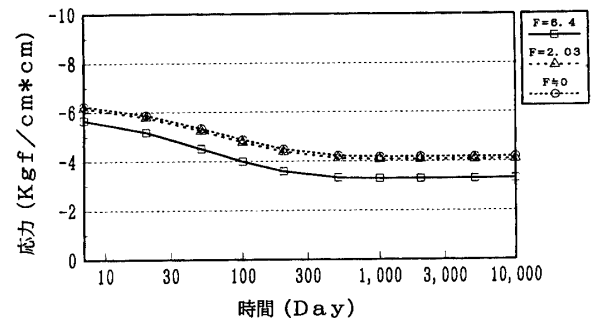


Fig.7 Relationship between Stress in Upper Fiber of the Slab and Time

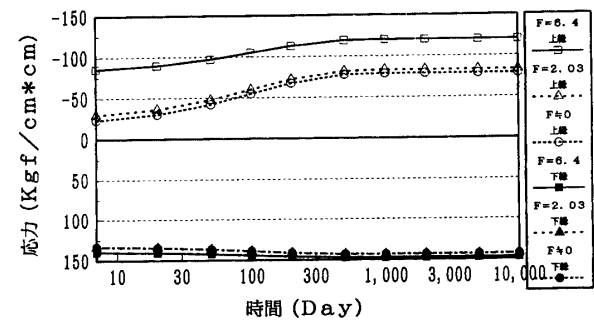


Fig.8 Relationship between Stress of the Girder and Time

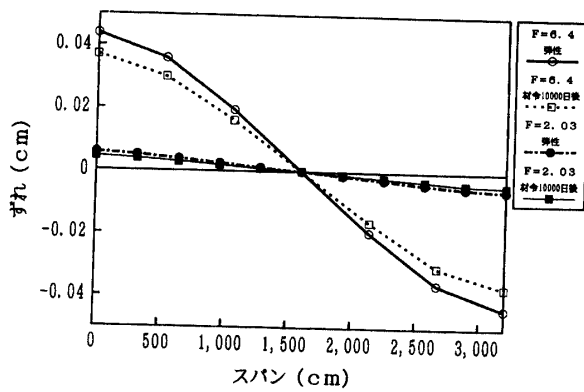


Fig.9 Variation along the Span of Slip

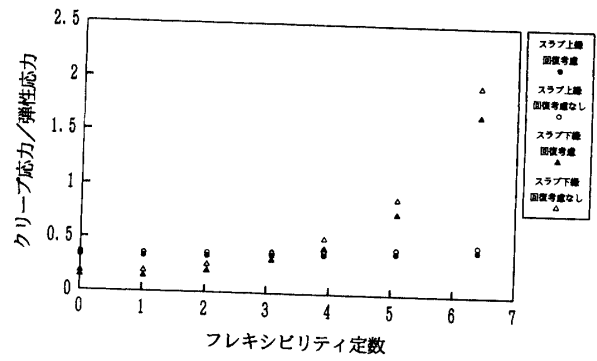


Fig.11 Effect of Flexibility Coefficient on the Ratio of Initial and Creep Stress of the Slab

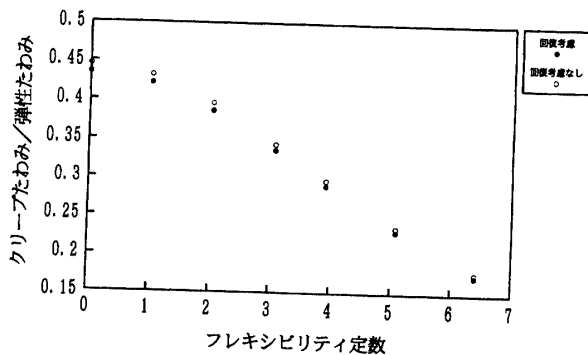


Fig.10 Effect of Flexibility Coefficient on the Ratio of Initial and Creep Deflection

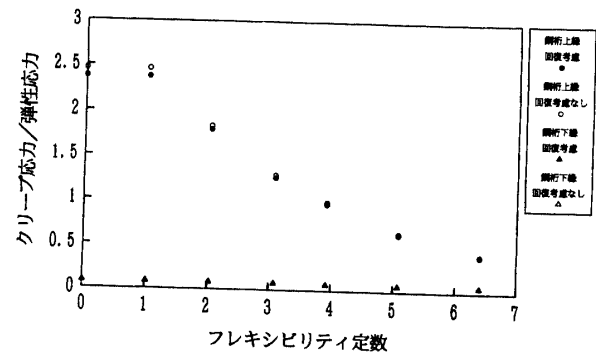


Fig.12 Effect of Flexibility Coefficient on the Ratio of Initial and Creep Stress of the Girder

小さくなっているのがわかる。即ち、完全合成桁ではクリープたわみは載荷直後のたわみの約45%に達する一方、非合成に近づくとはほぼ18%まで低下している。また回復を考慮した場合としない場合の比較では、フレキシビリティ定数が小さい桁では、回復クリープを考慮するとクリープたわみは小さくなるが、フレキシビリティ定数が大きくなると両者の差はほとんどなくなる。

Fig.11は、スパン中央のスラブの上・下縁におけるクリープ応力と載荷直後の応力の比の絶対値を、回復クリープを考慮した場合としない場合について示したものである。まず図中○印の上縁応力では、フレキシビリティ定数の違いおよび回復クリープの考慮の有無の影響をほとんど受けていないことがわかる。次に△印の下縁側では、上縁とは異なり、フレキシビリティ定数が0の時の応力比は0.2、6.4の時は1.7とフレキシビリティ定数が大きくなるにつれて大きくなっていることがわかる。スラブの下縁では、鋼桁との接合面であるため直接ずれ止めの影響ができてきていると思われる。また回復クリープの考慮の有無もフレキシビリティ

定数の変化により両者の値にも差が生じている。フレキシビリティ定数が6.4の桁では、回復クリープを考慮すると応力比は1.7、考慮しないと1.9となっており、回復クリープを考慮するとクリープ応力は小さく評価される。

Fig.12は、スパン中央の鋼桁についてFig.11と同様の比較を行ったものである。上縁応力では、スラブの下縁同様接合面であるため、フレキシビリティ定数による影響を大きく受けている。即ち合成度が高いとクリープ応力は大きくなる。また、回復クリープの影響は、フレキシビリティ定数が小さいときほど影響がでていて定数が大きくなるほど影響がなくなっている。下縁についてはフレキシビリティ定数の影響も、回復クリープの影響もほとんど受けていない。

### 5.2 PPCS工法を想定した場合

Fig.13は、回復クリープを考慮したフレキシビリティ定数2.03の桁について載荷直後(弾性)と材令10000日でのたわみ(ライズ)分布を示したものである。たわ

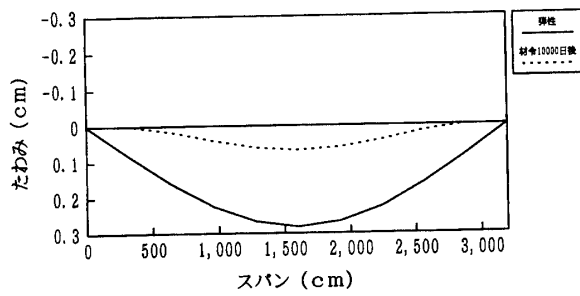


Fig.13 Variation along the Span of Initial and Creep Deflection (F=2.03)

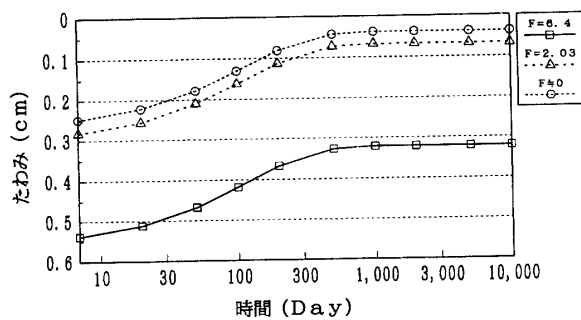


Fig.14 Relationship between Deflection and Time

みでは、載荷直後のたわみが、クリープの影響によって大きく減少し、支間中央では4分の1にもなっているのがわかる。これはプレストレスの解放による当初の負のモーメントがクリープにより減少したことを示している。

Fig.14は、回復クリープを考慮した場合のスパン中央のたわみの経時変化をフレキシビリティ定数別に示したものである。プレストレス解放直後のたわみ(ライズ)は、フレキシビリティ定数が6.4の桁が、2.03や完全合成の桁に比べ、合成度が低いため大きくなる。また、フレキシビリティ定数によらず、クリープによりたわみ(ライズ)が減少して、この工法の利点が失われることになる。

Fig.15は、回復クリープを考慮した場合のスパン中央のスラブ上縁応力の経時変化を示したものである。フレキシビリティ定数が6.4の桁が、完全合成に近いものに比べて若干小さめの応力を生じている。当初導入された圧縮応力は、桁のクリープ挙動により発生する引張応力により低減し、最終材令では約半分の圧縮応力となる。

Fig.16は、回復クリープを考慮した場合のスパン中央の鋼桁上縁応力の経時変化を示したものである。こ

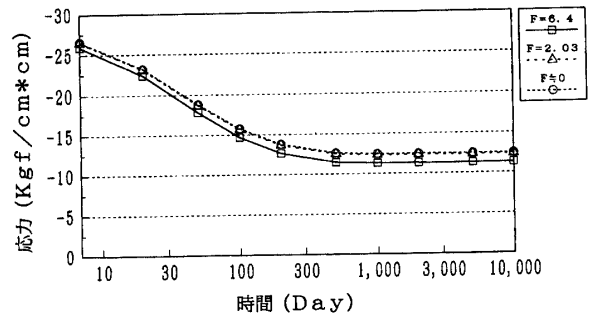


Fig.15 Relationship between Stress in Upper Fiber of the Slab and Time

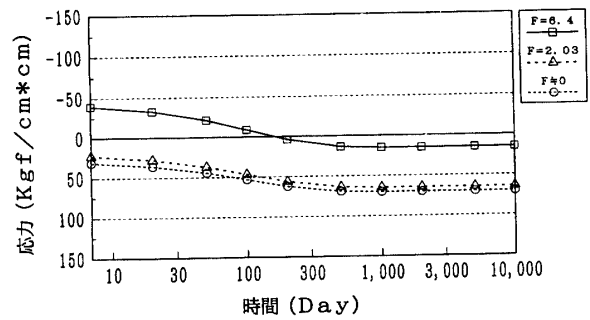


Fig.16 Relationship between Stress in Upper Fiber of the Steel Girder and Time

こでは、フレキシビリティ定数が6.4の桁が、完全合成桁に近い他の2つに比べて応力特性が異なっている。即ち、プレストレスの解放により完全合成桁では鋼桁上縁に引張応力が導入されるのに対し、不完全合成であるとずれ止めの剛性が低いことから、プレストレス力があまり鋼桁のほうへ伝達されていないため応力は負となる。クリープ応力は、5.1の載荷ケースと異なり引張応力であり、完全合成桁であると、この工法の目的に有利な応力となる。

## 6. 結 論

本研究では、先ず不完全合成桁のクリープに挙動に関し変位法による有限要素解析法による解析法を提案した。次の単純合成桁について、桁の合成の程度を示すフレキシビリティ定数をパラメータに採り、合成度の相違によるクリープ挙動の変化について考察した。持続荷重としては、鉛直荷重のみの場合とPPCS工法の場合を想定し、載荷方法の相違によるクリープ挙動も考察した。また、それらに解析上、回復クリープの影響を考慮した場合としない場合について比較を行った。



以下に本研究で得られた結果は以下のとおりである。

- 1) フレキシビリティ定数による合成桁の挙動は、載荷直後ではフレキシビリティ定数の小さい（合成度の大きい）桁ほど変位は小さいが、クリープ変位は逆に大きくなる。
- 2) ずれ止めの影響は、おもに接合面に近いスラブ下縁と、鋼桁上縁に大きく現れ、逆に接合面から離れたスラブ上縁と鋼桁下縁にはほとんど現れていない。
- 3) 解析上回復クリープを考慮する場合としない場合では、考慮しない場合のほうが考慮した場合に比べ、クリープ挙動（たわみ、応力）は若干大きくなる。

本解析で用いた変位法による有限要素解析を用いることにより他の分担断面法などに比べ、簡便な手順で弾性並びにクリープ挙動について統一的手法で解析できる。また、このようなクリープ解析において、当初述べたようにクリープ係数についての正確な検証というものが最も必要となるので、更に実験などによるクリープ現象の解明およびクリープ係数の精度向上が望まれる。

#### 参考文献

- 1) Sattler, K.: Theorie der Verbundkonstruktionen, Band 1-2, Verlag Wilhelm & Sohn, 1959
- 2) Fritz, B.: Verbundtrager, Berechnungsverfahren fur die Bruckenbaupraxis, Springer-Verlag, 1961
- 3) Trost, H.: Zur Berechnung von Stahlverbundtragern im Gebrauchszustand auf Grund neuerer Erkenntnisse des viskoelastischen Verhaltens des Betons, Der Stahlbau, Jahrg. 37, Heft 11, S. 321, 1968
- 4) Gilbert, R. I.: Time-Dependent Analysis of Composite Steel-Concrete Section, Proc. of ASCE, Vol.115, St11, pp.2687~2705, 1990. 11
- 5) Bradford, M. A.: Deflection of Composite Steel-Concrete Beam Subject to Creep and Shrinkage, ACI Structural Journal, pp.610~614, Sept-Octo 1991
- 6) 中井博：プレキャスト床版合成桁橋の設計・施工，森北出版株式会社，1988年5月
- 7) 中井博，栗田章光：鋼・コンクリート合成構造のクリープ・乾燥収縮解析における種々の基礎式に関する一考察，構造工学論文集，Vol.36A, pp.1275~pp.1284, 1990年3月
- 8) 中井博，栗田章光：回復クリープを考慮した鋼・コンクリート合成桁クリープ解析，構造工学論文集，Vol.37A, pp.1407~1418, 1991年3月
- 9) 栗田章光：回復クリープの影響を考慮した鋼・コンクリート合成桁の経時挙動に関する研究，大阪市立大学学位論文，1992年9月
- 10) 渡辺誠一，六車熙：コンクリートのクリープひずみに関する一考察（遅れ弾性及び回復クリープのPC静定部材のクリープ解析に及ぼす影響），日本建築学会構造系論文報告集，第402号，pp.71~78, 1989年8月
- 11) 渡辺誠一，六車熙：遅れ弾性ひずみおよびフローひずみ表示式を用いたPC部材のクリープ変形とクリープ係数，日本建築学会構造系論文報告集，第408号，pp.31~41, 1990年2月
- 12) 渡辺誠一，六車熙：遅れ弾性ひずみおよびフローひずみ表示式を用いたPC部材のクリープ変形とクリープ係数（続報），日本建築学会構造系論文報告集，第418号，pp.9~16, 1990年12月
- 13) 渡辺誠一，六車熙：鋼-コンクリート複合構造部材の部材クリープ係数について，日本建築学会構造系論文報告集，第429号，pp.41~47, 1991年11月
- 14) 島田静雄，高木録郎著：合成桁の理論と設計，山海堂，1986年4月
- 15) 日本道路橋協会：道路橋示方書・同解説 I 共通編，II 鋼橋編，丸善，1980年2月
- 16) 日本道路橋協会：道路橋示方書・同解説 I 共通編，III コンクリート橋編，丸善，1978年1月
- 17) 高海克彦，浜田純夫：不完全合成桁のクリープ解析法，構造工学論文集，Vol.39A, 1993年3月
- 18) 浜田純夫：マトリックス構造力学（有限要素法による骨組解析），1979年1月
- 19) 有住康則：不完全合成桁の挙動に関する研究，名古屋大学学位論文，1984年4月

(平成6年4月13日受理)