

不完全合成桁のクリープ解析法

CREEP ANALYSIS OF INCOMPLETE COMPOSITE GIRDER

高海克彦* 浜田純夫**

By Katsuhiko TAKAMI and Sumio HAMADA

This paper describes the finite element method for the instantaneous and time-dependent linear response of incomplete composite girders, where the time-dependent response is based on creep of the concrete slab. On the application of the finite element method, the concrete slab and steel girder are modeled as a beam element, and the shear connectors between the slab and girder are modeled as a continuous spring. Each stiffness matrix is derived from the principle of virtual work, and is superposed. The present proposed method is suitable to analyze the creep response of incomplete composite beam structures.

1. まえがき

近年複合構造の研究開発が盛んに行われ、なかでも鋼・コンクリート合成構造は注目を集めているものの一つである。橋梁分野において、ここ数十年来50m程度までの鋼橋ではいわゆる合成桁が多く用いられてきた。現在これらの合成桁もスラブに損傷を受け、スラブの打ち換えを必要とする場合も多くなっている。打ち換え工法にはプレキャスト部材を用いることが多く、また新設の橋梁においても省力化を図るためにプレキャスト部材を用いたスラブにすることもある。これらのプレキャスト床版にはプレストレスを導入し、床版の強度上昇と鋼桁への応力負担の軽減を図られている。プレキャストスラブにプレストレスを導入した合成桁、例えばPPCS工法による合成桁は不完全合成桁として扱うのが適切との報告¹⁾がある。こうした工法による合成構造の設計では、プレストレスの損失を起こすコンクリートのクリープ等の時間依存的粘弾性およびスラブと鋼桁の合成効果を左右するずれ止めの効果も十分に考慮されなければならない。

コンクリートのクリープ解析ではこれまで多くの研究者によりさまざまなクリープ予測式が提案されており²⁾、渡辺・六車³⁾はPC部材を対象として回復クリープの影響について調べている。

不完全合成桁の研究はN. Newmark⁴⁾が端緒を開き、次のような仮定に基づいてスラブに作用する軸力およびたわみに関する微分方程式を導いた。1) 鋼およびコンクリートの応力-ひずみ関係は線形である。2) ジベルの力-変位関係は線形である。3) ジベルは等間隔で配置されている。4) 鋼桁とコンクリートスラブの分離は生じない。以来、他の多くの研究者がほとんど同じ仮定に基づいて研究を続けている。その後、浜田⁵⁾らは

* 工博 山口大学 講師 工学部社会建設工学科 (〒755 宇部市常盤台2557)

** Ph.D 山口大学 教授 工学部社会建設工学科 (同上)

Newmarkの仮定を適用し、有限要素法を用いて不完全連続合成桁の弾塑性解析を行っている。

合成桁のクリープ解析は、完全合成桁については古くはSattler⁶⁾, Fritz⁷⁾, Trost⁸⁾に始まり、近年のGilbert⁹⁾, Bradford¹⁰⁾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^{11)~13)}がある。不完全合成桁についてはBradford¹⁴⁾, Tarantino¹⁵⁾の研究、また渡辺・林らはプレキャスト床版を用いた不完全合成桁の研究¹⁶⁾を行っている。しかし、これらの合成桁のクリープ解析においては、いずれもひずみの適合条件と断面の力のつりあいから支配方程式が導かれ、解析上この断面力の採り方により、分担断面力法と総断面力法に別けられている。

合成桁のクリープ解析および乾燥収縮挙動がクリープと類似すると仮定した乾燥収縮解析を剛性マトリクス法で行ったものに、栗田・赤尾¹⁷⁾, 渡辺・宮本・小嶋¹⁸⁾の研究がある。しかし、部材に対しては通常用いられる変位法による剛性マトリクスを用いているものの、クリープ荷重項においては従来の分担断面力法や総断面力法により算定しているので煩雑な手順を踏み、変位法の特性を生かしていない。

本研究は、不完全合成桁のクリープ挙動の把握のため、変位仮定による有限要素の定式化を行いその適用性を検証するとともに、いくつかの解析例を示したものである。剛性マトリクスの誘導に当たって、クリープに関しては応力緩和による回復クリープを考慮し、コンクリートスラブと鋼桁のずれに関してはずれ止めをせん断ばねにモデル化して組み込んだ。また、クリープ荷重項は特別な手順を経ることなく節点の変位で表示できることを示した。構造解析のうえで等断面桁はもとより、桁軸方向に鋼桁の中立軸位置が移動する変断面桁においても、各要素の参照軸を構造系で統一できるよう、コンクリートスラブと鋼桁の接合線を標準軸としている。

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。ここでは、道路橋示方書のクリープ関数を基本とし、「応力緩和による回復クリープの進行は遅れ弾性ひずみの基本曲線と相似である」と仮定した次のクリープ係数を用いる³⁾。

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

ここに、 $\phi_d(t, t_1)$: 材令 t_1 で載荷した単位荷重による、材令 t （ただし $t > t_1$ ）における遅れ弾性クリープ係数

ϕ_{dn} : 遅れ弾性クリープ係数の最終値

$\phi_f(t)$: 材令 t におけるフロークリープ係数

関数 $\phi_n(t_2, t, t_1)$ は単位荷重を材令 t_1 で載荷し、材令 t で除荷したときの材令 t_2 （ $t_2 > t$ ）のクリープひずみを表す係数である。ここで便宜的に式(1)の右辺第1項を基本クリープ係数、第2項を回復クリープ影響係数とよぶ。

回復クリープを考慮し、また「クリープによる応力変化は基本クリープ係数に比例する」と仮定したコンクリートのクリープ構成則は次のように与えられる^{3), 12), 19)}。

$$\varepsilon_c(t_2, t_1) = \frac{\sigma(t_1)}{E_c} \phi(t_2, t_1) + \frac{\sigma_c(t_2, t_1)}{E_c} \left\{ 1 + \left(\frac{1}{2} - \gamma(t_2, t_1) \right) \phi(t_2, t_1) \right\}$$

$$= \frac{\sigma(t_1)}{E_c} \phi(t_2, t_1) + \frac{\sigma_c(t_2, t_1)}{E_f} \quad (2)$$

ここに、 E_c はコンクリートのヤング係数（一定値）、 E_f は次式の換算ヤング係数。

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

$\sigma(t_1)$: 材令 t_1 における作用応力

$\sigma_c(t_2, t_1)$: 材令 t_1 から t_2 までの変化応力

$\gamma(t_2, t_1)$: 回復クリープの影響を表す次式の積分値

$$\gamma(t_2, t_1) = \frac{1}{\phi_{an} \{ \phi(t_2, t_1) \}^2} \int_{t_1}^{t_2} \phi(t, t_1) \frac{d}{dt} \phi_a(t_2, t) \phi_a(t, t_1) dt$$

なお、 $t_2 = t_1$ の場合、基本クリープ係数は $\phi(t_1, t_1) = 0$ であり、換算ヤング係数はコンクリートの弾性ヤング係数 E_c に等しくなり、式(2)の構成則は特例として弾性構成則を含んでいる。

3. 有限要素解析

3.1 クリープひずみ場

図1のようにコンクリート床版と鋼桁からなる合成桁要素を考え、これらは要素内で弾性ジベルによって結合されているとする。コンクリート床版と鋼桁はそれぞれはり要素とし、節点の変位として図のように鋼とコンクリートの結合点 i, j における軸方向変位、たわみおよびたわみ角を考える。ただし、コンクリート床版と鋼桁は平面保持の仮定が成り立つとし、たわみとたわみ角はともに一致させる。コンクリート、鋼桁各要素の中立軸の変位は、既往の軸方向に関しては z の1次関数、たわみに関しては z の3次関数に仮定する。

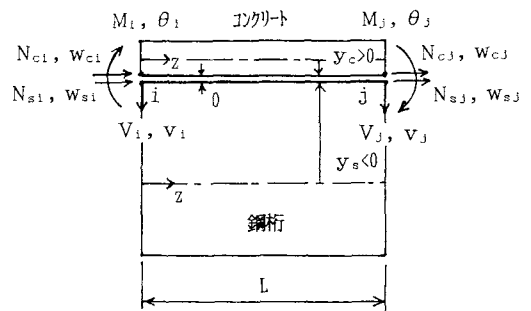


図1 不完全合成桁要素

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

$$\varepsilon_c = [B_c] \{u\} \quad (3)$$

ここに、 $[B_c]$ 、 $\{u\}$ はそれぞれコンクリート中立軸からの偏心を考慮したはりの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。

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

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 ($y_c > 0$)。

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

式(2)と(3)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。

$$\frac{\sigma_c(t_2, t_1)}{E_f} = [B_c]\{u\} - \frac{\sigma(t_1)}{E_c} \phi(t_2, t_1) \quad (4)$$

上式よりクリープによる応力変化は次式で表される。

$$\sigma_c(t_2, t_1) = E_f [B_c]\{u\} - \frac{E_f}{E_c} \sigma(t_1) \phi(t_2, t_1) \quad (5)$$

一方、鋼桁の軸ひずみ ε_s は次式で表される。

$$\varepsilon_s = [B_s]\{u\} \quad (6)$$

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。

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

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

式(6)に対応する鋼桁の応力 σ_s は Hook の法則から

$$\sigma_s = E_s \varepsilon_s = E_s [B_s]\{u\} \quad (7)$$

ここに、 E_s は鋼のヤング係数。

また、鋼桁とコンクリート床版を結合するずれ止めに作用するせん断合力 Q は、N. Newmark の仮定に基づきずれ止めの単位長さあたりのせん断ばね剛性を k_z とすれば次式で表される。ずれを許さない場合には、ばね剛性を無限大にすればよい。

$$Q = \int_0^l k_z (w_c(y_c) - w_s(y_s)) dz \quad (8)$$

3. 2 仮想仕事の原理による剛性方程式の誘導

3. 2. 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、鋼桁およびずれ止めに分けて扱うことが出来る。

コンクリート床版の仮想仕事は

$$\delta U_c = \int_{V_c} \sigma_c \delta \varepsilon_c dV_c \quad (9)$$

式(9)に式(5)を代入して整理すれば

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

ここに、

$$\begin{aligned} [K_f] &= E_f \int_0^l \int_{A_c} [B_c]^T [B_c] dA_c dz \\ [G_f] &= \frac{E_f}{E_c} \phi(t_2, t_1) \int_0^l \int_{A_c} [B_c]^T \sigma(t_1) dA_c dz \end{aligned} \quad (10)$$

ただし、 A_c はコンクリート床版の断面積。

同様に、鋼桁の仮想仕事は

$$\begin{aligned} \delta U_s &= \int_{V_s} \sigma_s \delta \varepsilon_s dV_s \\ &= \{\delta u\}^T [K_s]\{u\} \end{aligned} \quad (11)$$

ここに、

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

ただし、 A_s は鋼桁の断面積。

ずれ止めの仮想仕事は

$$\begin{aligned} \delta U_{cs} &= \int_0^l k_z \cdot (w_c(y_c) - w_s(y_s)) \delta (w_c(y_c) - w_s(y_s)) dz \\ &= \{\delta u\}^T [K_{cs}] \{u\} \end{aligned} \quad (12)$$

$$\text{ここに, } [K_{cs}] = \int_0^l k_z [B_{cs}]^T [B_{cs}] dz$$

$$\begin{aligned} \text{ただし, } [B_{cs}] &= \begin{bmatrix} 1 - \frac{z}{l} & -\left(1 - \frac{z}{l}\right) & -6d_{cs}\left(-\frac{z}{l^2} + \frac{z^2}{l^3}\right) & 3d_{cs}\left(\frac{z}{l} - \frac{z^2}{l^2}\right) \\ \frac{z}{l} & -\frac{z}{l} & 6d_{cs}\left(-\frac{z}{l^2} + \frac{z^2}{l^3}\right) & 3d_{cs}\left(\frac{z}{l} - \frac{z^2}{l^2}\right) \end{bmatrix} \\ d_{cs} (= y_c - y_s) &\text{ はコンクリートと鋼桁の中立軸間の距離を表す。} \end{aligned}$$

式(9)～(12)をまとめると不完全合成桁の内力の仮想仕事は次式である。

$$\begin{aligned} \delta U &= \{\delta u\}^T \left[([K_f] + [K_s] + [K_{cs}]) \{u\} - [G_f] \right] \\ &= \{\delta u\}^T ([K] \{u\} - [G_f]) \end{aligned} \quad (13)$$

$$\text{ただし, } [K] = [K_f] + [K_s] + [K_{cs}]$$

3.2.2 外力の仮想仕事

節点力を、図1のようにすれば、節点力による仮想仕事は次のように表される。

$$\begin{aligned} \delta W &= \{\delta u\}^T \{F\} \\ \text{ここに, } \{F\} &= \{N_{ci} \quad N_{si} \quad V_i \quad M_i \quad N_{cj} \quad N_{sj} \quad V_j \quad M_j\}^T \end{aligned} \quad (14)$$

3.2.3 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(13)と(14)から不完全合成桁の剛性方程式が次のように導かれる。

$$[K] \{u\} = \{F\} + \{G_f\} \quad (15)$$

$[K]$ の内容を付録に示す。右辺 $[G_f]$ がクリープ惹起荷重項となる。上式により弾性応答及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 $[G_f] = 0$ 、途中載荷の無いクリープ解析の場合は $\{F\} = 0$ とすればよい。また途中載荷が無い場合、式(10)の応力 $\sigma(t_1)$ は弾性応力であり、弾性節点変位を $\{u_s\}$ とすれば応力は次のように表される。

$$\sigma(t_1) = E_c [B_c] \{u_s\}$$

これを式(10)に代入すれば、次のようにクリープ荷重項は節点変位によって表される。

$$\begin{aligned} [G_f] &= \frac{E_f}{E_c} \phi(t_2, t_1) \int_0^l \int_{A_c} [B_c]^T E_c [B_c] \{u_s\} dA_c dz \\ &= \phi(t_2, t_1) [K_f] \{u_s\} \end{aligned} \quad (16)$$

さらに、プレストレス等の初期応力 σ_a がコンクリートスラブに作用している場合はクリープ惹起応力は次のようになり、式(16)と同様にクリープ荷重項は式(17)で表される。

$$\sigma(t_1) = E_c [B_c] \{u_e\} + \sigma_a$$

$$[G_f] = \frac{E_f}{E_c} \phi(t_2, t_1) \int_0^t \int_{A_c} [B_c]^T (E_c [B_c] \{u_e\} + \sigma_a) dA_c dz$$

$$= \phi(t_2, t_1) [K_f] \{u_e\} + \frac{E_f}{E_c} \phi(t_2, t_1) \sigma_a A_c \{-1 \ 0 \ 0 \ -y_c \ 1 \ 0 \ 0 \ y_c\}^T \quad (17)$$

4. 計算例

まず、計算法の検証のため文献11)に挙げられている、図2の合成桁を対象としてクリープ解析を行った。文献では総断面力法で計算されているので、支間中央の持続モーメントが一致するよう、支間40mの単純桁に単位長さ当たり55.5kg/cmの等分布満載荷重とした。クリープ構成関数として次のような指数関数、およびその材料係数 ϕ_{dn} 、 ϕ_{fn} 、 k_1 、 k_2 は文献の値を用いた。

$$\phi_d(t, t_1) = \phi_{dn} \{1 - \exp(-k_1(t - t_1))\}$$

$$\phi_f(t) = \phi_{fn} \{1 - \exp(-k_2 t)\}$$

ここで、 $\phi_{dn}=0.4$ 、 $\phi_{fn}=2.0$ 、 $k_1=0.02$ 、 $k_2=0.0067$

また、文献で考慮される乾燥収縮 $\varepsilon_{sh}=25 \times 10^{-5}$ の影響は、本計算ではコンクリート各要素の図心に作用する初期圧縮力(= $E_s A_s \varepsilon_{sh}$)として式(10)の外力項に加えた。

コンクリートと鋼のヤング係数はそれぞれ $E_c=3.5 \times 10^5$ kgf/cm²、 $E_s=2.1 \times 10^6$ kgf/cm²、完全合成桁であるのでずれ止めのばね剛性は無限大とする。

材令 $t_1=0$ で荷重し、材令 $t_2=$ 無限大(10000日)における変化量を算定する。 $t_2=10000$ 日では基本クリープ係数 $\phi(\infty, 0)=2.4$ 、回復クリープの影響値 $\gamma(\infty, 0)=-0.118$ となる。

表1 計算結果の比較

		たわみ v (cm)		ずれ δ (mm)		支間中央断面 応力(kgf/cm ²)			
						スラブ上縁	スラブ下縁	鋼桁上縁	鋼桁下縁
本解析法	弾性	7.05	0			-100.0	-70.4	-422	1426
	クリ-7 [*]	5.91	0			36.6	17.4	-1279	184
総断面力法	Dishinger法	クリ-7 [*]	—	—		34.5	15.6	-1184	170
	改良Dishinger法	クリ-7 [*]	—	—		37.3	17.3	-1291	186
	Trost-Bazant法	クリ-7 [*]	—	—		34.4	17.7	-1231	177

*: 乾燥収縮の影響も含む

表1は支間中央の応力変化を示したものである。表中にはたわみも示した。総断面力法による数値は文献から転記した。本計算結果は、各種クリープ予測式を用いて計算された結果と若干の差はあるもののスラブ応力とはよく一致している。自重等の持続荷重によって生じるクリープ現象によりコンクリートスラブには引張応力が生じ、全応力は減少するものの、合成桁のたわみは増大している。クリープによる付加たわみが弾性たわみの83%、鋼桁上フランジの応力変化が弾性応力の約3倍になることが注目される。

材令7日で先の等分布満載荷重を荷重し、材令10000日における支間中央のたわみ、応力ならびに桁端部ス

表2 ばね剛性の変化と変位・応力
(等分布荷重荷重)

ばね剛性 k_z $\times 10^4(\text{kgf/cm/cm})$	たわみ (cm)		ずれ δ * (mm)	支間中央断面 応力(kgf/cm ²)			
				スラブ上縁	スラブ下縁	鋼桁上縁	鋼桁下縁
∞	弾性	7.05	0	-100.0	-70.4	-422	1426
	クリープ	3.78	0	29.0	7.4	-866	125
1.25	弾性	7.24	0.37	-99.5	-69.3	-460	1432
	クリープ	3.71	-0.08	29.1	6.7	-851	124
0.125	弾性	8.78	3.21	-95.6	-59.5	-780	1476
	クリープ	3.12	-0.61	29.5	0.8	-726	106

$$* \quad \delta = w_s(y_s) - w_c(y_c)$$

スラブと鋼桁のずれを、ずれ止め剛性を変化させた場合の各ケースについて、表2に示す。弾性値とクリープ値の和が合成桁の最終応答である。ずれ止めの剛性は、無限大の場合と、1本あたり $2.5 \times 10^5 \text{ kg/cm}$ のスタッドが3列、60cm間隔で配置される場合、およびその剛性の1/10の場合を想定した。クリープたわみはずれ止め剛性が低下すると小さくなる傾向があるものの、最終たわみは大きくなる。ずれ及びコンクリートの応力は弾性値とクリープによる値はいずれも逆符号で緩和されるが、鋼桁応力は同符号で加算され上昇し、かつその影響は鋼桁上フランジに顕著に現れている。

次に、本合成桁においてPPCS工法を想定し、材令7日でコンクリートスラブ中立軸に600tのプレストレスを導入し、スラブと鋼桁を各種剛度を有するずれ止めによって結合後、プレストレスを解放する場合を考える。コンクリートには 100 kgf/cm^2 の初期応力が作用していることになる。材令10000日の変化量を算定した。図3にずれの桁軸方向変化を示す。弾性ずれと最終ずれの差がクリープによるずれである。ずれ変位はいずれもクリープにより小さくなるが、ずれ止め剛性が小さいとずれ変位は支間中央まで生じているのがわかる。また表3に支間中央のたわみと応力を示す。不完全合成であるとクリープにより導入桁ライズが失われ、またプレストレス解放によって導入した鋼桁上下フランジの応力が低下している。

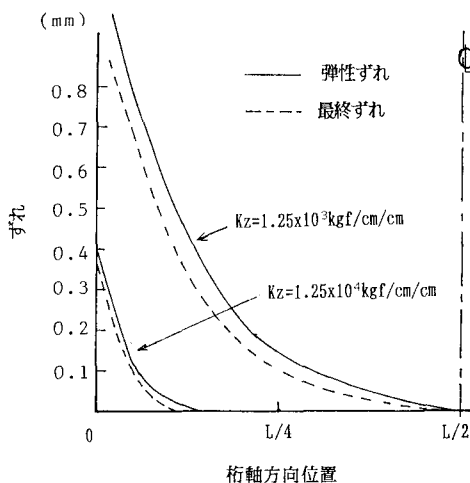


図3 ずれ変位の桁軸方向変化
(プレストレス解放による)

5. まとめ

コンクリートの応力緩和による回復クリープの影響を考慮したクリープ構成則を用いて、不完全合成桁の有限要素剛性方程式を導き、本計算法の検証ならびにいくつかの計算例を示した。不完全合成桁をスラブと鋼桁およびそれらを結合するジベル要素に分け、各々を組み合わせることによりクリープ解析を弾性解析と同一の式で扱え、かつクリープ荷重も断面力を用いることなく変位表示を行った。計算例で示したPPCS工法においても、解放力とプレストレス応力損失量等のコンクリートと鋼のクリープ相互作用に影響するず

表3 ばね剛性の変化と変位・応力
(プレストレス解放)

ばね剛性 k_c $\times 10^4 (\text{kgf/cm/cm})$	たわみ v (cm)		支間中央断面 応力 (kgf/cm^2)			
			スラブ上縁	スラブ下縁	鋼桁上縁	鋼桁下縁
∞	弾性	-2.65	-6.2	-15.5	507.0	-70.0
	クリ-7°	$\doteq 0$	5.9	14.6	$\doteq 0$	$\doteq 0$
1.25	弾性	-2.62	-6.2	-15.5	507.0	-70.8
	クリ-7°	0.3	$\doteq 0$	9.4	-76.9	9.8
0.125	弾性	-2.41	-6.1	-15.2	497.7	-69.5
	クリ-7°	0.4	-1.5	7.8	-91.6	11.8

れ止めの効果も的確に扱うことができ、本計算法は今後こうした不完全合成桁の設計・施工に有用な手段となると思われる。

付録

$[K_f] + [K_s]$

$$= \begin{bmatrix} \frac{E_f A_c}{l} & 0 & 0 & \frac{E_f A_c}{l} y_c & -\frac{E_f A_c}{l} & 0 & 0 & -\frac{E_f A_c}{l} y_c \\ & \frac{E_s A_s}{l} & 0 & \frac{E_s A_s}{l} y_s & 0 & -\frac{E_s A_s}{l} & 0 & -\frac{E_s A_s}{l} y_s \\ & & \frac{12EI}{l^3} & \frac{6EI}{l^2} & 0 & 0 & -\frac{12EI}{l^3} & \frac{6EI}{l^2} \\ & & & \left(\frac{4EI}{l} + \frac{H}{l} \right) & -\frac{E_f A_c}{l} y_c & -\frac{E_s A_s}{l} y_s & -\frac{6EI}{l^2} & \left(\frac{2EI}{l} - \frac{H}{l} \right) \\ & & & & \frac{E_f A_c}{l} & 0 & 0 & \frac{E_f A_c}{l} y_c \\ & & & & & \frac{E_s A_s}{l} & 0 & \frac{E_s A_s}{l} y_s \\ & & & & & & \frac{12EI}{l^3} & -\frac{6EI}{l^2} \\ & & & & & & & \left(\frac{4EI}{l} + \frac{H}{l} \right) \end{bmatrix}$$

$sym.$

ただし、 $EI = E_f I_c + E_s I_s$ 、 $H = E_f A_c \cdot y_c^2 + E_s A_s \cdot y_s^2$

$$[K_{cs}] = k_z \begin{bmatrix} \frac{l}{3} & -\frac{l}{3} & \frac{d_{cs}}{2} & \frac{d_{cs}l}{4} & \frac{l}{6} & -\frac{l}{6} & -\frac{d_{cs}}{6} & \frac{d_{cs}l}{4} \\ & \frac{l}{3} & -\frac{d_{cs}}{2} & -\frac{d_{cs}l}{4} & -\frac{l}{6} & \frac{l}{6} & \frac{d_{cs}}{6} & -\frac{d_{cs}l}{4} \\ & & \frac{6d_{cs}^2}{5l} & \frac{4}{3d_{cs}^2} & \frac{d_{cs}}{6} & -\frac{d_{cs}}{6} & -\frac{6d_{cs}^2}{5l} & \frac{4}{3d_{cs}^2} \\ & & & \frac{5}{3d_{cs}^2}l & \frac{2}{d_{cs}l} & -\frac{2}{d_{cs}l} & \frac{5l}{3d_{cs}^2} & \frac{5}{3d_{cs}^2}l \\ & & & & \frac{4}{l} & -\frac{4}{l} & -\frac{5}{d_{cs}} & \frac{10}{d_{cs}l} \\ & & & & & \frac{l}{3} & -\frac{2}{d_{cs}} & \frac{4}{d_{cs}l} \\ & & & & & & \frac{6d_{cs}^2}{5l} & -\frac{4}{3d_{cs}^2} \\ & & & & & & & \frac{5}{3d_{cs}^2}l \\ & & & & & & & \frac{10}{10} \end{bmatrix}$$

s y m.

参考文献

- 1) 浜田純夫他：P P C S合成桁のずれの影響に関する研究，コンクリート工学年次論文報告集，第14巻2号，pp.785～790，1992年6月
- 2) 例えばBazant, Z.P. and Kim, J.K.,: Improved prediction model for time-dependent deformations concrete, Part2-Basic creep, Materials and Structures, Vol.24, pp.409～421, 1991
- 3) 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（遅れ弾性および回復クリープのP C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～pp.78，1989年8月
- 4) Newmark, N.M., Siess, C.P. and Viest, I.M. : Test and Analysis of Composite Beams with Incomplete Interaction, Proc. of SESA, Vol. 9, No.1, 1955
- 5) 浜田純夫，有住康則：不完全連続桁の有限要素解析，土木学会論文報告集，第245号，pp.1～pp.9，1977年9月
- 6) Sattler, K.: Theorie der Verbundkonstruktionen, Band 1-2, Verlag Wilhelm & Sohn, 1959
- 7) Fritz, B.: Verbundträger, Berechnungsverfahren für die Brückenbaupraxis, Springer-Verlag, 1961
- 8) Trost, H.: Zur Berechnung von Stahlverbundträgern im Gebrauchszustand auf Grund neuerer Erkenntnisse das viskoelastischen Verhaltens des Betons, Der Stahlbau, Jahrg.37, Heft 11, S.321, 1968
- 9) Gilbert, R.I. : TIME-DEPENDENT ANALYSIS OF COMPOSITE STEEL-CONCRETE SECTION, Proc. of ASCE, Vol.115, St11, pp.2687～2705, 1990.11
- 10) Bradford, M.A.: Deflection of Composite Steel-Concrete Beams Subject to Creep and Shrinkage, ACI Structural Journal, pp.610～614, Sept-Oct 1991
- 11) 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.1275～1284，1990年3月
- 12) 栗田章光，中井 博：回復クリープを考慮した鋼・コンクリート合成桁のクリープ解析，構造工学論文集，Vol.37A, pp.1407～1418，1991年3月
- 13) Kurita, A., Nakai, H.: AN ANALYSIS FOR LONG-TERM BEHAVIOR OF STEEL-CONCRETE COMPOSITE GIRDERS BY TAKING INTO ACCOUNT OF CREEP RECOVERY, Proc of JSCE No.450/I-20, pp.29～39, July 1992.

- 1 4) Bradford, M.A., Gilbert. R.I.; Composite Beams with Partial Interaction under Sustained Loads, Proc. of ASCE Vol.118, ST7, pp.1871~1883,1992.7
- 1 5) Tarantino, A.M.,Dezi.L.: Creep Effects in Composite Beams with Flexible Shear Connectors, Proc. of ASCE. Vol.118, St8, pp.2063~2081,1992.8
- 1 6) Watanabe, E., et al: ON CREEP AND RELAXATION OF COMPOSITE GIRDERS WITH PRECAST PRESTRESSED CONCRETE SLABS, Proc. of Jsce No.392/1992, pp.71~79,1988.4
- 1 7) 栗田章光, 赤尾親助: マトリクス法による鋼コンクリート合成構造の乾燥収縮・クリープ解析, 合成構造の活用に関するシンポジウム講演論文集, pp.49~56, 1986年9月
- 1 8) 渡辺昇, 宮本裕, 小嶋初徳: 合成マトリックスによる連続合成桁の乾燥収縮および温度差応力解析, 橋梁と基礎, 78-6, pp.13 17, 1978年6月
- 1 9) 高海克彦: コンクリートクリープ解析におけるクリープ構成式について, 山口大学工学部研究報告投稿中

(1992年9月21日受付)