

論文

[2163] PC単純および連結T桁のクリープ特性に関する解析的研究

石黒 如*1・倉持 春夫*2・近藤 亮*3

1. まえがき

PC連結T桁は、単純桁に比べて車両の走行性および維持管理の面ですぐれているため、これまで多くの橋梁に採用されてきた。しかし、その設計においては、クリープによる断面力移行量（連結部の拘束）とプレストレス減少量（鋼材の拘束）の間の相互の影響を考慮する計算方法についての問題が残されている。本論文では、鋼材の拘束とコンクリートの弾性係数の変化を考慮した段階的積分法を用いて、PC単純T桁と連結T桁のクリープ特性を解析的に調べた。そして、道路橋示方書の算式を用いて計算した値を段階的積分法で得た結果と比較することにより、設計で断面力移行量とプレストレス減少量の相互の影響を評価する方法についての考察を行った。

2. 解析方法

2.1 解法 I (段階的積分法)

最初の荷重作用から移行量計算時刻 t までを n 個の微小時間間隔 Δt に分割し、断面力増分を { ΔF_c }_i (i = 1, 2, …, n) とおけば、k 番目の微小時間 Δt に生じるクリープ・乾燥収縮による変形を拘束するのに必要な固定端力 { ΔF_{cφa} }_k は(1)式で与えられる。但し、[K_c]_k は時刻 t におけるコンクリート純断面の部材剛性マトリックス、[E] は単位マトリックスを表わす。また、Δt 間の遅れ弾性歪み係数 Δφ_d およびフロー歪み係数 Δφ_f は 文献1) によるものとし、コンクリート弾性係数の進行度 K_k は 文献2) によるものとする。

$$\{ \Delta F_{c\phi a} \}_k = -K_k \sum_{i=0}^{k-1} \{ \Delta F_c \}_i (\Delta \phi_d + \Delta \phi_f)_{i,k} - [K_c]_k [E] \{ \Delta \delta_s \}_k \quad (1)$$

ここで、節点力 { F }、変位 { δ } および Δt 間の乾燥収縮の増分 { Δδ_s } は(2)式に示す通り。ℓ は部材の長さ、添字 l, r は 部材の両端を表わし、Δt 間の乾燥収縮度 Δε_s については 文献1) によるものとする。

$$\{ F \} = \begin{Bmatrix} N_l \\ S_l \\ M_l \\ N_r \\ S_r \\ M_r \end{Bmatrix}, \quad \{ \delta \} = \begin{Bmatrix} u_l \\ v_l \\ r_l \\ u_r \\ v_r \\ r_r \end{Bmatrix}, \quad \{ \Delta \delta_s \} = \begin{Bmatrix} \Delta \epsilon_s \ell / 2 \\ 0 \\ 0 \\ -\Delta \epsilon_s \ell / 2 \\ 0 \\ 0 \end{Bmatrix} \quad (2)$$

一方、拘束の解放によって合成断面に作用する等価節点力 { ΔF_{φo} }_k は 次式で与えられる。

*1 パシフィックコンサルタンツ(株) 総合プロジェクト部 (正会員)

*2 ドーピー建設工業(株) 技術本部

*3 (有)カプコ

ここで、合成断面に生じた変形を純断面に対する値に変換するためのマトリックス $[D]_k$ については文献4)に示す通りであるので、参照されたい。

$$\{\Delta F_{\varphi 0}\}_k = K_k \sum_{i=0}^{k-1} [D]_i^T \{\Delta F_c\}_i (\Delta \varphi_d + \Delta \varphi_t)_{i,k} + [D]_k^T [K_c]_k [E] \{\Delta \delta_s\}_k \quad (3)$$

この拘束の解放によって生じる不静定力を $\{\Delta F_{\varphi 1}\}_k$ で表わし、また、 Δt 間の換算断面に対する弾性変形による断面力の増分を $\{\Delta F_c\}_k$ で表わせば、 $t \geq 0$ に対して(4)式が成り立つ。但し、 $t = 0$ (即ち $k = 0$) のときは $\{\Delta F_{c\varphi a}\}_k = \{\Delta F_{\varphi 0}\}_k = \{\Delta F_{\varphi 1}\}_k = 0$ となる。

$$\{\Delta F_c\}_k = \{\Delta F_{c\varphi a}\}_k + [A]_k (\{\Delta F_c\}_k + \{\Delta F_{\varphi 0}\}_k + \{\Delta F_{\varphi 1}\}_k) \quad (4)$$

なお、部材断面を構成するコンクリートと鋼材に断面力を分配するためのマトリックス $[A]_k$ については文献4)を参照されたい。

以上より、時刻 t におけるクリープ・乾燥収縮によるプレストレスの減少量 $\{\Delta F_{\varphi}\}_n$ および断面力の移行量 $\{F_{\varphi}'\}_n$ は(5)式で表わされ、その値は数値積分によって求められる。

$$\{\Delta F_{\varphi}\}_n = \sum_{k=1}^n (\{\Delta F_{c\varphi a}\}_k + [A]_k \{\Delta F_{\varphi 0}\}_k), \quad \{F_{\varphi}'\}_n = \sum_{k=1}^n \{\Delta F_{\varphi 1}\}_k \quad (5)$$

2. 2 解法 II (道路橋示方書による解法)

プレストレス導入から計算時刻 t までのコンクリートのクリープ係数を φ 、乾燥収縮度を ε_s とし、PC鋼材の断面積を A_p 、コンクリートに対する弾性係数比を $n_p = E_p / E_c$ とするとき、主桁自重とプレストレスによるコンクリートのクリープ変形および乾燥収縮によって生じるプレストレス力の減少量 $\Delta P_{\varphi d}, \Delta P_{\varphi p}, \Delta P_s$ は、各々(6)式で計算される。

$$\Delta P_{\varphi d} = A_p n_p \varphi \cdot \sigma_{cd} / R, \quad \Delta P_{\varphi p} = A_p n_p \varphi \cdot \sigma_{c p t} / R, \quad \Delta P_s = A_p E_p \varepsilon_s / R,$$

$$R = 1 + n_p \frac{\sigma_{c p t}}{\sigma_{p t}} \left(1 + \frac{\varphi}{2}\right) \quad (6)$$

但し、主桁自重および導入直後のプレストレスによるPC鋼材図心でのコンクリートの応力度を $\sigma_{cd}, \sigma_{c p t}$ 、導入直後のPC鋼材の引張応力度を $\sigma_{p t}$ とする。ここで、導入直後のプレストレス力を P_t とし、有効係数を η とすれば、鋼材のリラクセーションを考えない場合の有効プレストレス力 P_e は次式で与えられる。

$$P_e = P_t - \Delta P_{\varphi d} - \Delta P_{\varphi p} - \Delta P_s = \eta \cdot P_t \quad (7)$$

コンクリート純断面に対するPC鋼材の偏心を e_p とし、 $M_{p t} = P_t e_p$ とおけば、各減少量による曲げモーメントの変化量および有効プレストレスによる曲げモーメントは、

$$\Delta M_{\varphi d} = \Delta P_{\varphi d} e_p, \quad \Delta M_{\varphi p} = \Delta P_{\varphi p} e_p, \quad \Delta M_s = \Delta P_s e_p, \quad M_{pe} = \eta \cdot M_{pt} \quad (8)$$

で表わされる。主桁自重および導入直後のプレストレスを最終構造系に作用させたときの不静定曲げモーメントを各々 M_{d1}, M_{pt1} とし、有効係数の平均値を $\bar{\eta}$ とすれば、主桁自重およびプレストレスによる断面力の移行量は(9)式で計算される。

$$M_{\varphi d}' = M_{d1}(1 - e^{-\varphi'}), \quad M_{\varphi p}' = \frac{1 + \bar{\eta}}{2} M_{pt1}(1 - e^{-\varphi'}) \quad (9)$$

但し、主桁連結から計算時刻 t までのコンクリートのクリープ係数を φ' とする。

これらの移行量によるPC鋼材図心でのコンクリートの応力度を $\sigma_{c\varphi d}, \sigma_{c\varphi p}$ とすれば、移行量を考慮したプレストレスの減少量は(10)式で表わされる。

$$\Delta P_{\varphi d} = A_p n_p (\varphi \cdot \sigma_{cd} / R + \varphi' \cdot \sigma_{c\varphi d} / 2R'),$$

$$\Delta P_{\varphi p} = A_p n_p (\varphi \cdot \sigma_{cpt} / R + \varphi' \cdot \sigma_{c\varphi p} / 2R'),$$

$$R' = 1 + n_p \frac{\sigma_{cpt}}{\sigma_{pt}} \left(1 + \frac{\varphi'}{2} \right) \quad (10)$$

3. 比較計算

3. 1 ポストテンションPC単純T桁

比較計算に用いるモデルの基本的な構造諸元は建設省標準桁にあわせることとし、支間長 L は連結T桁の適用例が多い25m, 30m, 35mの3タイプを考える。コンクリートは早強コンクリート $\sigma_{ck} = 400 \text{ kgf/cm}^2$ とし、クリープ係数等を計算する際の相対湿度は70%, コンクリート温度は15°Cで一定とする。

PC鋼材は12T12.4, 初期緊張力は120kgf/cm²とし、全本数まとめて図-1および表-1に示す放物線形状に配置する。桁端におけるPC鋼材の定着高さは定着具の配置を考慮して桁高 H の $1/2$ とする。

なお、表-1の N はPC鋼材の本数、図-1の①~⑤は y_0' の鋼材配置を表わし、 h_{th} は主桁の仮想部材厚を表わす。段階的積分の時間間隔(A~C)および施工時期は表-2に示す通り。 t' は実経過日数、 t は有効経過日数を表わす。

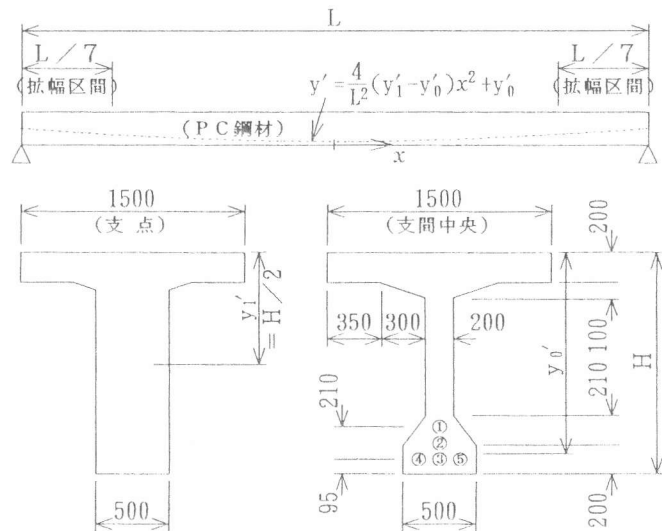


図-1 単純T桁モデル

表-1 主要諸元

(m)	L	H	h_{th}	N	y_1'	y_0'
Type-1	35.0	1.75	0.491	5(02000)	0.875	1.592
Type-2	30.0	1.50	0.505	4(03000)	0.750	1.379
Type-3	25.0	1.25	0.524	3(04000)	0.625	1.155

表-2 時間間隔

i			施工	t' (日)	t (日)	φ_t	$\Delta\varphi_t$
A	B	C	コンクリート打設	0	0	-	-
0	0	0	緊張・グラウト	3	5	0.000	$0.161/2$
		1		4	7		≤ 0.1
1	1	2	(主桁連結-1)	6	10	0.161	$0.644/8$
		3		8	13		≤ 0.1
	2	4		11	18		
		5		14	23		
2	3	6		19	32		
		7		25	42		
	4	8		34	57		
		9		45	75		
3	5	10	(主桁連結-2)	60	100	0.805	$0.887/10$
		11		76	127		≤ 0.1
	6	12		95	158		
		13		120	200		
4	7	14		150	250		
		15		190	317		
	8	16		240	400		
		17		310	517		
5	9	18		380	633		
		19		480	800		
	10	20	(主桁連結-3)	600	1000	1.692	$0.549/6$
		21		780	1300		≤ 0.1
	11	22		1000	1667		
		23		1400	2333		
	12	24		2000	3333		
		25		3300	5500		
7	13	26		6000	10000	2.241	≤ 0.1
8	14	27	(クリール)	30000	∞	2.282	-

表-3 単純T桁解析結果

(tfm)		TYPE-1	TYPE-2	TYPE-3			
$\Delta M_{\varphi d}$	解 I	-24.0	1.000	-41.4	1.000	-63.8	1.000
	解 II	-25.3	1.054	-43.9	1.060	-67.8	1.063
$\Delta M_{\varphi p}$	解 I	64.5	1.000	115.0	1.000	172.7	1.000
	解 II	68.1	1.056	121.9	1.060	183.5	1.063
ΔM_s	解 I	7.2	1.000	10.9	1.000	15.0	1.000
	解 II	7.0	0.972	10.5	0.963	14.6	0.973
ΔM_{φ}	解 I	47.7	1.000	84.5	1.000	123.9	1.000
	(合計) 解 II	49.8	1.044	88.5	1.047	130.3	1.052

表-4 時間間隔の影響 (TYPE-2)

	$\Delta M_{\varphi d}$ (tfm)		$\Delta M_{\varphi p}$ (tfm)		ΔM_s (tfm)	
A	-42.2	1.019	117.1	1.018	11.0	1.009
B	-41.7	1.007	115.8	1.007	10.9	1.000
C	-41.4	1.000	115.0	1.000	10.9	1.000

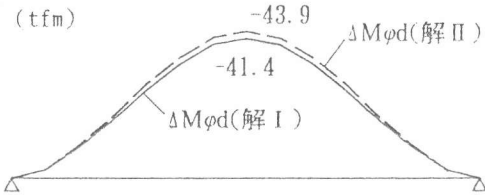


図-2 減少量 $\Delta M_{\varphi d}$ (TYPE-2)

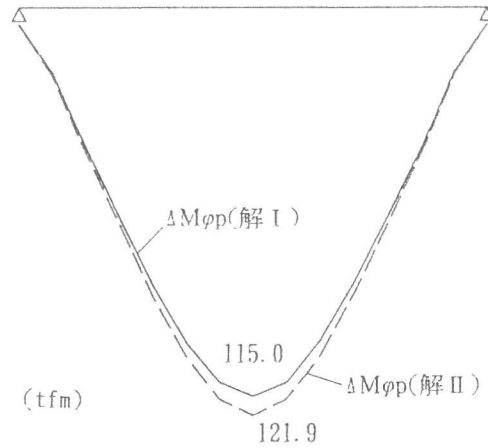


図-3 減少量 $\Delta M_{\varphi p}$ (TYPE-2)

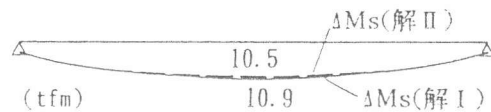


図-4 減少量 ΔM_s (TYPE-2)

解法 I による計算結果の収束状態を調べたものが上の表-4であり、B ($\Delta\varphi_t \leq 0.2$ の場合) とC ($\Delta\varphi_t \leq 0.1$ の場合) の誤差は1%以下となっている。そこで、図-2, 3, 4と表-3では、Cの結果を厳密解と考えて解法IIとの比較を行った。これより、解法IIでは主桁自重およびプレストレスによる減少量 $\Delta M_{\varphi d}$, $\Delta M_{\varphi p}$ を6%程度大きく、乾燥収縮による減少量 ΔM_s を3%程度小さく見積もり、減少量合計 ΔM_{φ} として5%程度大きく見積もっていることがわかる。しかし、この誤差は単純T桁の設計時に対して安全側であり、設計上問題にはならないと考えられる。

3. 2 ポストテンションPC連結T桁

比較計算に用いるモデルは、図-5のように前述の単純T桁を3径間連結した構造とする。主桁の連結時期については、前掲の表-2に示すように主桁コンクリートを打設してから6日後、60日後および600日後の3ケース(主桁連結-1, 2, 3)を考える。



図-5 連結T桁モデル

表-5 時間間隔の影響 (TYPE-2)

	$M_{\varphi d}'$ (tfm)		$M_{\varphi p}'$ (tfm)		M_s' (tfm)	
A	-127.3	1.015	244.8	1.015	-11.6	1.000
B	-125.9	1.004	242.2	1.004	-11.6	1.000
C	-125.4	1.000	241.2	1.000	-11.6	1.000

表-6 連結T桁解析結果

(tfm)			TYPE-1		TYPE-2				TYPE-3			
			(主桁連結-2)		(主桁連結-1)		(主桁連結-2)		(主桁連結-3)			
側径間中央	$\Delta M_{\varphi d}$	解 I	-21.0	1.000	-33.0	1.000	-36.4	1.000	-40.1	1.000	-56.2	1.000
		解 II	-22.3	1.062	-36.6	1.109	-38.7	1.063	-41.7	1.040	-59.9	1.066
	$\Delta M_{\varphi p}$	解 I	58.7	1.000	98.6	1.000	105.4	1.000	112.6	1.000	158.8	1.000
		解 II	62.2	1.060	107.7	1.092	111.8	1.061	117.7	1.045	168.7	1.062
	ΔM_s	解 I	7.4	1.000	11.3	1.000	11.3	1.000	11.1	1.000	15.6	1.000
		解 II	7.0	0.946	10.5	0.929	10.5	0.929	10.5	0.946	14.6	0.936
ΔM_{φ} (合計)	解 I	45.1	1.000	76.9	1.000	80.3	1.000	83.6	1.000	118.2	1.000	
	解 II	46.9	1.040	81.6	1.061	83.7	1.042	86.5	1.035	123.4	1.044	
中間支点	$M_{\varphi d}'$	解 I	-64.8	1.000	-125.4	1.000	-100.4	1.000	-48.1	1.000	-146.9	1.000
		解 II	-85.0	1.312	-144.4	1.152	-133.0	1.325	-98.7	2.052	-195.6	1.332
	$M_{\varphi p}'$	解 I	125.3	1.000	241.2	1.000	190.7	1.000	89.6	1.000	263.7	1.000
		解 II	166.6	1.330	283.2	1.174	259.1	1.359	190.7	2.128	364.7	1.383
	M_s'	解 I	-7.2	1.000	-11.6	1.000	-11.2	1.000	-7.9	1.000	-15.6	1.000
		解 II	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
M_{φ}' (合計)	解 I	53.3	1.000	104.2	1.000	79.1	1.000	33.6	1.000	101.2	1.000	
	解 II	81.6	1.531	138.8	1.332	126.1	1.594	92.0	2.738	169.1	1.671	

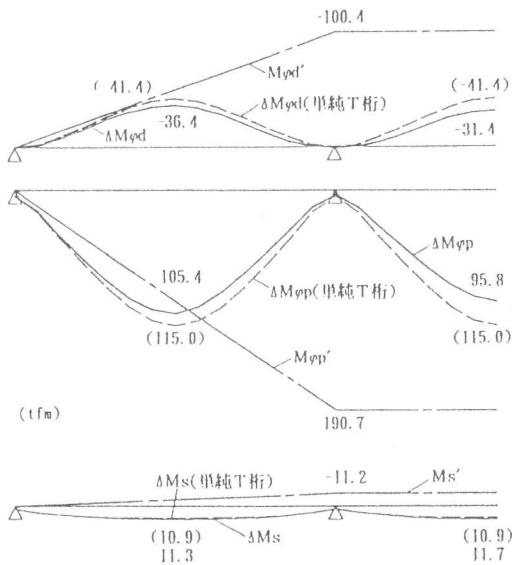


図-6 解法 I の解析結果 (TYPE-2)

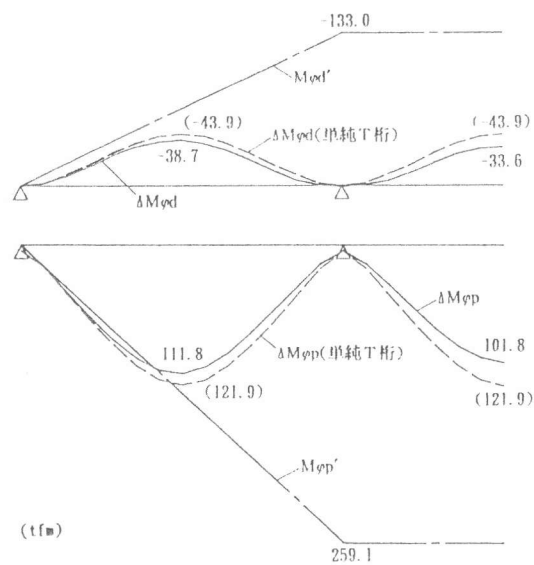


図-7 解法 II の解析結果 (TYPE-2)

解法 I による移行量の計算結果は表-5 に示す通りであり、B と C の差が 1% 以内に納まっているので、以下の比較では C の結果を厳密解と考える。図-6 と図-7 は連結 T 桁 (TYPE-2) の主桁連結-2 の場合の計算結果である。図中の一点鎖線は移行量、実線は減少量、破線は単純 T 桁の減少量を示し、実線と破線の差は減少量に対する移行量の影響を表わす。解法 I, II による側径間中央の減少量と中間支点上の移行量の計算結果は表-6 に示す通りであり、解法 II による移行量の計算誤差は主桁連結-1 で 15% 以上、主桁連結-3 で 200% 以上と著しく大きい。主桁連結-1 の減少量の計算誤差も単純 T 桁の場合より大きくなっている。これらの誤差の原因としては、遅れ弾性歪みと鋼材拘束の影響が合理的に評価されていないことが考えられる。

表-7では、遅れ弾性歪みを①無視した場合と②考慮した場合、および鋼材の拘束を③無視した場合と④考慮した場合について解法IとIIの結果を比較している。解法Iより、遅れ弾性歪みを考慮した方が無視した時より移行量が小さくなるのがわかる。これは、 $t=0$ の荷重作用に対する遅れ弾性歪みより、 $t>0$ に生じた移行量に対するそのの方が大きいと考えられる。これに対して解法IIでは遅れ弾性歪みをフロー歪みとして扱うため、逆に移行量が大きくなっている。この誤差は設計上必ずしも安全側とは言えず、遅れ弾性歪みの影響を合理的に評価する方法を検討する必要がある。また、④/③を比べると、解法IIは解法Iの厳密解より鋼材拘束の影響を小さく見積もっており、主桁連結-3の場合に最もその傾向が著しい。これは、解法IIでは移行量に対する減少量の影響を(9)式の係数 $1+\bar{\eta}/2$ で評価しており、主桁連結時期が遅れるほど鋼材拘束の影響を過小に評価するためと考えられる。表-7の()内は減少量の全量が影響すると考えて(9)式の係数を $\bar{\eta}$ としたものであり、より厳密解に近い結果が得られている。

表-7 移行量合計 M_{ϕ}' に対する遅れ弾性歪みと鋼材拘束の影響 (TYPE-2)

(tfm)	主桁連結-1			主桁連結-2			主桁連結-3			
	① ϕ_a 無視 $\phi=2.121$	② ϕ_a 考慮 $\phi=2.521$	②/①	① ϕ_a 無視 $\phi=1.477$	② ϕ_a 考慮 $\phi=1.877$	②/①	① ϕ_a 無視 $\phi=0.590$	② ϕ_a 考慮 $\phi=0.990$	②/①	
解I	③ A_r 無視	157.0	148.5	0.946	138.9	124.1	0.893	81.4	63.1	0.775
	④ A_r 考慮	117.7	104.2	0.885	97.7	79.1	0.810	50.6	33.6	0.664
	④/③	0.750	0.702		0.703	0.637		0.622	0.532	
解II	③ A_r 無視	155.4	162.4	1.045	136.3	149.6	1.098	78.7	110.9	1.409
	④ A_r 考慮	134.8	138.8	1.030	117.0	126.1	1.078	66.4	92.0	1.386
	④/③	(114.5)	(115.2)	(1.006)	(97.4)	(102.9)	(1.056)	(54.0)	(73.0)	(1.352)
		0.867	0.855		0.857	0.843		0.844	0.830	
		(0.737)	(0.709)		(0.715)	(0.688)		(0.686)	(0.658)	

4. まとめ

本研究により、PC単純T桁および連結T桁のクリープ特性、さらにそれらの減少量と移行量の計算に道路橋示方書の算式を適用した場合の計算結果について、以下のことがわかった。

- 1) 単純T桁の減少量は5%程度大きく計算されているが、安全側であり問題にはならない。
- 2) 連結T桁では移行量を過大に見積もっており、その誤差は必ずしも安全側とは言えない。
- 3) 連結T桁では移行量に対する鋼材拘束の影響が大きく、その計算で減少量の全量が影響すると考えて(9)式の係数 $1+\bar{\eta}/2$ を $\bar{\eta}$ とした方がより厳密解に近い結果が得られる。
- 4) 遅れ弾性歪みは連結T桁の移行量を減少させる要因となるが、計算では逆に増加させる要因として評価されており、このことが大きな計算誤差の生じる原因となっている。

今後、遅れ弾性歪みの経時的变化等を調べることにより、鋼材による拘束の下での遅れ弾性歪みの影響を合理的に評価するための簡便な計算方法についてさらに研究を重ねる必要がある。

5. 参考文献

- 1) 道路橋示方書・同解説(I)(III), 日本道路協会, 1990
- 2) コンクリート道路橋設計便覧, 日本道路協会, 1985
- 3) プレキャスト連結げたの設計法に関する共同研究報告書, 建設省土木研究所・(社)プレストレストコンクリート建設業協会, 1992
- 4) 石黒 如: 鋼材の拘束を考慮した段階的積分法によるPC斜張橋のクリープ解析, コンクリート工学年次論文報告集, vol.13, No.2, pp.121-126, 1991