

# ボンド定着プレテンション部材の 鋼線定着に関する実験的研究\*

EXPERIMENTAL STUDY ON THE WIRE ANCHORING OF  
PRETENSIONED PRESTRESSED CONCRETE

渡 辺 明\*\*

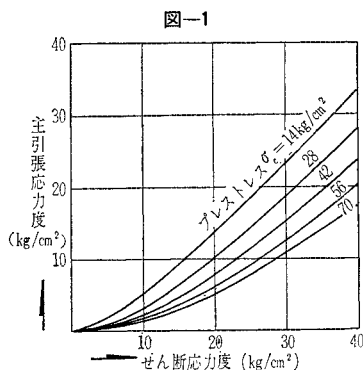
By Akira Watanabe

## 1. ま え が き

P Cプレテンション部材に所要のプレストレスを導入するために必要な鋼線端部の付着力をアンカー ボンドと仮称すると、このボンドが十分確保されることがプレテンション部材を製作する上の必須条件であることはいうまでもない。このアンカー ボンドは材端付近で非常に大きく、中央に向かうにしたがい漸減し、ある距離に至れば0になる。その点は逆にいえば有効プレストレスが完全に導入されることを意味し、一般に材端から有効プレストレスの95%が導入される点までの距離を付着長と名付けている。付着長を極力短縮することは非常に短いプレテンション部材の製作を可能ならしめ、かつ、端部で大きな曲げモーメントとせん断力を受ける鉄道まくらぎや片持ばりなどにおいて主引張応力をプレストレスが減殺する効果を高める意味からも重要である(図-1)。

しからば、ボンド定着プレテンション部材の鋼線定着の仕組みはどのようなになっているのか、付着長を支配するものは何か、またそれはコンクリートの硬化収縮、クリープによってどのような影響を受けるかなどを研究する必要がある。

もとより鋼線定着の問題は材端問題であり、端部効果と局部荷重の影響が加わる。しかもボンドの本質的挙動はきわめて複雑なため<sup>1)</sup>、上記問題を純理論的に解析することは至難と思われるが、ボンド定着の基本的性質を調べる意味から、筆者は一応これらの複雑な要因は無視することとし、電気回路の過渡現象にヒントを得て理論的考察を行なった。



つぎに、筆者は実験的にこれを究明すべくプレテンション板供試体によるプレストレス分布、アンカー ボンドなど実測し、これらの結果に関して種々の考察を行ない、筆者の理論式を吟味した。またコンクリートの硬化収縮、クリープによって付着長はどのように影響されるかを調べ、付着長短縮策にもふれ若干の筆者の見解を述べた。

本文に入るに先立ち、記号をつぎのごとく定める。

$\tau_0$  : 付着応力度

$r_1$  : P C鋼線の半径

$A_s$  : P C鋼線の断面積

$\sigma_{se}$  : P C鋼線の初期緊張応力度

$\sigma_{se}'$  : 軸方向減退を差し引いた残留有効引張応力度

$\sigma_s$  : 緊張解放後のP C鋼線任意点の応力度

$\sigma_{st}$  : 軸方向減退を差し引いたP C鋼線任意点、任意時の応力度

$n$  :  $E_s/E_c$

$\nu_s, \nu_c$  : P C鋼線およびコンクリートのポアソン比

$U$  : P C鋼線の周長

$p_{01}$  : P C鋼線緊張解放後の鋼線径の増加に基づく接触圧

$p_{02}$  : プレストレスにともなう横方向ひずみに基づく接触圧

$p$  :  $p_{01} + p_{02}$

$\mu$  : P C鋼線とコンクリート間の摩擦係数

$x$  : 材端からの距離

$\lambda_0, \lambda_n$  : 初期付着長、終局付着長

$\varphi_t, \varphi_n$  :  $t$  時間後および終局クリープ特性

$S_t, S_n$  :  $t$  時間後および終局収縮率、

ただし、 $S_t = S_n \varphi_t / \varphi_n$

## 2. 回路の過渡現象とボンド定着機構

一般に、電気回路の回路状態に変化が生じた場合、回路のR,Lの中ではいずれも電流の流れ、すなわちエネルギーの移動を妨げる向きに逆起電力が誘発されるから、エネルギーの出入および変形は瞬時には行なわれない。したがって初めの定常状態から後の定常状態へ移行するのに一定の時間が必要である。その間の経過状況を過渡現象(Transient Phenomena)と称する。

\* 九州大学工学部紀要 第24巻 第3号に一部発表

\*\* 正会員 工博 九州工業大学助教授 開発土木工学科

この過渡現象の継続時間がL, R の関数たるとき定数 (time constant) で決まるということは、筆者がプレテンション部材のボンド定着機構に興味をもちはじめた当初からの関心事であった。すなわち、付着長もこの過渡現象のごとく、L, R に対応する何らかの要因で長くなったり、短くなったりするのではないかと推測していた。

図-2 は鋼線のボンド定着機構を仮想して示したものである。

さて、鋼線定着を実際に検討してみる。

図-3 において微小距離 dx 離れたAおよびB断面におけるPC鋼線の引張応力度を  $\sigma_{sA}$  および  $\sigma_{sB}$  として、材端より x の距離におけるボンド応力度の基本式をつぎに導く。

便宜上、コンクリートの影響を無視し、断面 A, B における鋼線半径の差を計算し、鋼線の表面勾配を理論的に求めると表-1 となる。任意点のボンド応力度は

$$\begin{aligned} \tau_0 &= \frac{P_B - P_A}{U dx} = \frac{A_s(\sigma_{sB} - \sigma_{sA})}{U dx} \\ &= \frac{\pi r_1^2}{2\pi r_1} \frac{d\sigma_s}{dx} = \frac{r_1}{2} \frac{d\sigma_s}{dx} \dots\dots\dots(1) \end{aligned}$$

図-2

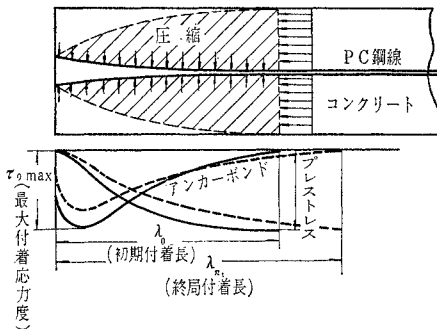


図-3

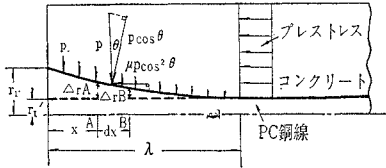


図-3 において x 軸に直角な接触圧を p とする。PC 鋼線の表面はくさび形を形成するから p の法線応力成分は  $p \cos \theta$  となる。一般に PC 鋼線とコンクリート間の摩擦係数を  $\mu$  とすれば  $\mu p \cos \theta$  が摩擦抵抗力であり、 $\mu p \cos^2 \theta$  が x 軸に平行な抵抗力となる。

鋼線端部のアンカー ボンドは純付着力などとフリクション ボンドの 2 要素から成るものと考えて  $\Sigma H=0$  の条件式を立てると

$$\frac{r_1}{2} \frac{d\sigma_s}{dx} = \bar{\tau}_0 + \mu p \cos^2 \theta \dots\dots\dots(2)$$

すなわち、式 (2) の第 1 項は純付着力などを、第 2 項はフリクションボンドを表わす。  $\cos^2 \theta$  は表-1 より

$$\begin{aligned} \cos^2 \theta &= \frac{1}{1 + \tan^2 \theta} \\ &= \frac{1}{1 + \left[ \left( 1 - \frac{\sigma_{se} \nu_s}{E} \right) \frac{r_1 \nu_s}{E_s} \frac{d\sigma_s}{dx} \right]^2} \end{aligned}$$

となるが、

$$\left[ \left( 1 - \frac{\sigma_{se} \nu_s}{E} \right) \frac{r_1 \nu_s}{E_s} \frac{d\sigma_s}{dx} \right]^2$$

は一般にきわめて小さい値となるから、これを無視すれば  $\cos^2 \theta \approx 1$  となる。したがって式 (2) は実用上式 (3) に書き換えられる。

$$\frac{r_1}{2} \frac{d\sigma_s}{dx} = \bar{\tau}_0 + \mu p \dots\dots\dots(3)$$

さて、図-1 に示した電気回路の微分方程式は、

$$L \frac{di}{dt} + Ri = E \dots\dots\dots(4)$$

となり、もし式 (3) の p が  $\sigma_s$  の 1 次式で表わされるならば式 (3) と式 (4) は相似する理屈となる。

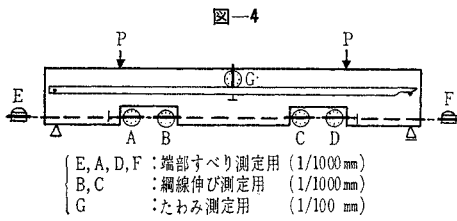
### 3. アンカー ボンドの分類

筆者は 2. において、鋼線端部のアンカー ボンドが純付着力などとフリクション ボンドの 2 要素から成るものとして、ボンド定着の基本式を導いた。本章では、その考え方の基礎についてくわしく述べ、アンカー ボンドをさらに細かく分類する。

筆者は数年前、図-4 に示す ACI 型ビーム ボンド試験法<sup>1)</sup>によって、切欠部の位置を種々変えた、すなわち埋込長の異なったプレテンションはりにつき予備的ボンド試験を実施し、すべり付着強度が埋込長 40 cm ぐら

表-1

	断面	A	B
①	鋼線引張応力 ( $\sigma_s$ )	$\sigma_s$	$\sigma_s + d\sigma_s$
②	鋼線引張力 (P)	$\pi r_1^2 \sigma_s$	$\pi r_1^2 (\sigma_s + d\sigma_s)$
③	鋼線半径 (r)	$r_1' + d r_A = r_1' + \frac{(\sigma_{se} - \sigma_s) \nu_s r_1'}{E_s}$	$r_1' + d r_B = r_1' + \frac{(\sigma_{se} - \sigma_s - d\sigma_s) \nu_s r_1'}{E_s}$
④	鋼線表面勾配 $\tan \theta = (r_A - r_B) / dx$	$\frac{r_1 \nu_s}{E_s} \frac{d\sigma_s}{dx} = \left( 1 - \frac{\sigma_{se} \nu_s}{E_s} \right) \frac{r_1 \nu_s}{E_s} \frac{d\sigma_s}{dx}$	



いところで急増し、それ以上の長さに対してはほとんど増加していないことを見出した。筆者はこの理由は、はり端部においていわゆるくさびが形成されることにありと推測した。また、鋼線の膨張がボンドに影響を与えることは、圧縮を受ける場合の付着強度が引張を受ける場合のそれより大きいことから明らかであり、プレテンション部材の場合、鋼線断面の膨張によるくさび形成は相当のボンド強化をもたらすものと考えた。すなわち、P C鋼線のボンド定着に寄与する要素として、鋼線とコンクリート間の接触圧に関係する要素、フリクションボンドは特に重要な役割りを演ずるものと考えた。筆者はさらに鉄筋コンクリートの各種ボンド試験を実施したが、表-2に示したように、特にP Cはりの条件に最も近い引抜き試験において、引張荷重の増加にともない有効付着長が増大した(図-5、図-6)経験に基づき、プレテンション部材においても鋼線緊張力の増加にともない、付着長は増大するはずであると考え、鋼線の長さ方向に分布するボンド要素も考慮した。

以上の考察に基づいて鋼線の定着に関係する付着力、つまりアンカーボンドを結局つぎの5つに大別した。

- (1) 接触圧に関係する要素(フリクションボンド)
- ① P C鋼線緊張解放後の鋼線径の増加による摩擦抵抗力 ..... $\tau_{0.1}$
  - ② プレストレスにともなう横方向ひずみに基づく把

表-2

試験法の種類	鉄筋または鋼線		コンクリート	
引抜き試験	引	張	圧	縮
押抜き試験	圧	縮	圧	縮
R Cはり試験	引	張	引	張
P Cはり試験	引	張	圧	縮

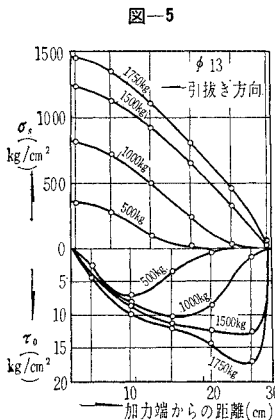


図-5

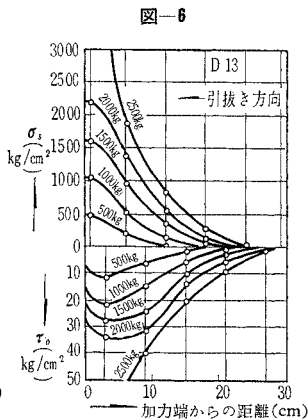


図-6

- 握抵抗力 ..... $\tau_{0.2}$
- (2) 長さ方向に分布する要素(純付着力など)
- ③ P C鋼線とコンクリート間の純付着力 ..... $\tau_{0.3}$
- ④ くさび形によるすべり抵抗力 ..... $\tau_{0.4}$
- ⑤ 機械的すべり抵抗力 ..... $\tau_{0.5}$

上に示した中で①, ②, ④はプレテンション部材独自のボンドであり、すなわち、緊張を解放された鋼線はいくぶん短縮し、したがって断面が膨張してコンクリートを押し( $\tau_{0.1}$ )、同時にくさび形を形成して定着を強化するものと考えられ( $\tau_{0.4}$ )、その際、周りのコンクリートは縦方向プレストレスにともなう横方向ひずみも生ずるから、側圧はさらにその影響を受けて変化し、したがって摩擦抵抗力も変化するものと解される( $\tau_{0.2}$ )。

$\tau_{0.3}$ は鋼線とコンクリートの間に相対的すべりが生じない間存在する粘着力に基づくボンドである。したがってプレテンション部材の中央部分では自然のまま残存しているのに対し、材端に向かうにしたがい失われ、材端では零であると解される。これは、材端におけるほど大きく、中央に向かうほど小さい $\tau_{0.4}$ と全く逆の性質を示しており、したがって取扱上は $\tau_{0.3}$ と $\tau_{0.4}$ の和は、ほぼ鋼線にそって等分布するものと仮定する。

$\tau_{0.5}$ は鋼線表面の凹凸に基づくもので異形鋼線(Deformed type, Indented type)やストランドなどにみられるボンドである。

#### 4. P C 鋼線とコンクリート間の接触圧理論式の誘導

プレテンション部材の鋼線定着に関係するフリクションボンドは、鋼線とコンクリート間の接触圧( $p$ )と摩擦係数( $\mu$ )との積で示される。そしてこの $p$ が鋼線応力( $\sigma_s$ )の1次関数で表わされるならばボンド定着の機構は回路の過渡現象に相似となることを2.において述べた。そこで本章ではこの $p$ を調べる。

筆者は $p$ の計算に当って、P C部材を弾性体であるコンクリート円筒に鋼線が包まれているものとみなして厚肉円筒理論を適用する<sup>4)</sup>。

プレストレスにともなう横方向ひずみに基づく接触圧の影響を付加するに当っては、プレストレスは部材断面に等分布するものと仮定した。すなわち、P C鋼線の任意点の引張応力を $\sigma_s$ とすればコンクリートの圧縮応力、プレストレス $\sigma_c$ は式(5)で与えられる。

$$\sigma_c = A_s \sigma_s / A_c = \pi r_1^2 \sigma_s / \pi (r_2^2 - r_1^2) = \kappa \sigma_s \quad \dots \dots \dots (5)$$

ただし、 $r_2$ :コンクリート円筒の外径  
部材断面が円形以外の場合でも、これと等断面積の仮想円の半径をもって $r_2$ とみなす限り $\kappa$ 値は一般の鋼線比 $p_s$ に等しい。

接触圧の計算は (1) コンクリート円筒の外径が有限の場合, (2) コンクリート円筒の外周をスパイラルで補強する場合, (3) コンクリート円筒の外径を無限大とみなす場合, に分けて行ない, 各場合について鋼線の緊張を解放した直後の初期接触圧  $p$  と, コンクリートの硬化収縮, クリープによる減退を差引いた  $t$  時間後の接触圧  $p-dpt$  を計算する。

(1) コンクリート円筒の外径が有限の場合

a) 初期接触圧 図-7 の境界①における変位式は

[a] における変位

$$u_a = [(\sigma_{se} - \sigma_s)\nu_s - p_1(1 - \nu_s)]r_1/E_s \dots\dots\dots(6)$$

[b] における変位

$$u_b = \frac{p_1 r_1^3}{E_c(r_2^2 - r_1^2)} [(1 - \nu_c) + (1 + \nu_c)r_2^2/r_1^2] + \frac{r_1 \nu_c \kappa \sigma_s}{E_c} \dots\dots\dots(7)$$

適合の条件  $u_a = u_b$  を用いて初期接触圧  $p_1$  を求めると

$$p_1 = \frac{\nu_s \sigma_{se} - (\nu_s + n \nu_c \kappa) \sigma_s}{nr_1^2 [(1 - \nu_c) + (1 + \nu_c)r_2^2/r_1^2] / (r_2^2 - r_1^2) + (1 - \nu_s)} = \phi - \psi \sigma_s$$

ここに

$$\phi = \frac{V_s \sigma_{se}}{nr_1^2 [(1 - \nu_c) + (1 + \nu_c)r_2^2/r_1^2] / (r_2^2 - r_1^2) + (1 - \nu_s)} = \phi' \sigma_{se} \dots\dots\dots(8)$$

$$\psi = \frac{\nu_s + n \nu_c \kappa}{nr_1^2 [(1 - \nu_c) + (1 + \nu_c)r_2^2/r_1^2] / (r_2^2 - r_1^2) + (1 - \nu_s)}$$

b) コンクリートの硬化収縮, クリープによる減退を差引いた接触圧 PC鋼線の緊張を解放した直後の初期接触圧  $p_1$  は式(8)に示した。しかるにこの  $p_1$  は

コンクリートの硬化収縮, クリープによって  $t=t$  までの間に  $d p_{1t}$  だけ減退し, したがってその時の接触圧は  $p_1 - d p_{1t}$  となる。減退圧  $d p_{1t}$  をつぎに計算する。

図-8

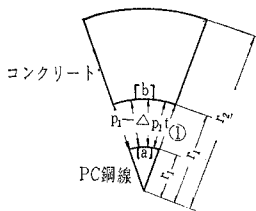


図-8 において  $t=t$  における [a], [b] 点の変位はそれぞれつぎのごとくなる。

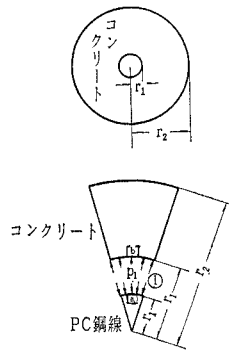
$$u_{at} = \frac{r_1}{E_s} [(\sigma_{se} - \sigma_{st})\nu_s - (p_1 - d p_{1t})(1 - \nu_s)] \dots\dots\dots(9)$$

$$u_{bt} = \frac{r_1^3}{E_c(r_2^2 - r_1^2)} [(1 - \nu_c) + (1 + \nu_c)r_2^2/r_1^2] \times (p_1 - d p_{1t}) + \frac{r_1 \nu_c \kappa \sigma_{st}}{E_c} \dots\dots\dots(10)$$

いま, PC鋼線のクリープはコンクリートのそれにくらべて非常に小さいので無視し, 境界①において適合の条件式を立てると式(11)になる。同式の左辺はPC鋼線の  $dt$  間の弾性変位, 右辺第1項はコンクリートのクリープ変位, 第2項は弾性変位, そして第3項は硬化収縮変位に関する項である。

$$\frac{du_{at}}{dt} = u_{bt} \frac{d\varphi_t}{dt} + \frac{du_{bt}}{dt} - \frac{r_1 S_n}{\varphi_n} \frac{d\varphi_t}{dt} \dots\dots(11)$$

図-7



式(9), 式(10) および式(11) から  $t=t$  における接触圧  $p_1 - d p_{1t}$  を求めると,

$$p_1 - d p_{1t} = \phi' - \psi' \sigma_s$$

ここに

$$\phi' = \phi_0 - \varphi_t N - M \varphi_t + N(M - R)(1 - e^{-\varphi_t N})$$

$$\psi' = \psi_0 - \varphi_t N + L \varphi_t + N(Q - L)(1 - e^{-\varphi_t N})$$

$$L = -\nu_c \kappa A / \rho (1 + n p_s)$$

$$M = -\nu_c \kappa E_c A B / \rho$$

$$N = 1 + \alpha' / n \rho$$

$$Q = [n \nu_c \kappa (1 - A) - A \nu_s] / (1 + n p_s) (\alpha' + n \rho)$$

$$R = -[(\nu_s + n \nu_c \kappa) E_c A B + n E_c S_n / \varphi_n] / (\alpha' + n \rho)$$

$$\rho = [r_1^2 (\alpha + \beta r_2^2 / r_1^2)] / (r_2^2 - r_1^2)$$

$$\alpha = 1 - \nu_c$$

$$\beta = 1 + \nu_c, \quad \alpha' = 1 - \nu_s$$

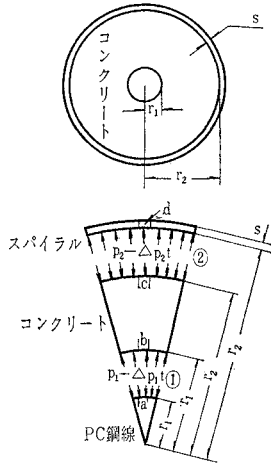
$$\dots\dots\dots(12)$$

(2) コンクリート円筒の外周をスパイラルで補強する場合

PC鋼線の周りにスパイラルを配してコンクリートを打設した場合にはスパイラルがあたかも「たが」のような働きを演じて鋼線とコンクリート間の接触圧をいっそう強化することが期待される。

図-9 に示したごとく半径  $r_2$  のコンクリート円筒の外周に厚さ  $s$  なる薄管を配したと仮定して境界における接触圧をつぎに計算する。ただしPC鋼線およびスパイラルの弾性係数, ポアソン比は同じく  $E_s, \nu_s$  とみなす。

図-9



a) 初期接触圧 [a],[b],[c],[d]における初期の変位はそれぞれつぎのごとくなる。

$$u_a = [(\sigma_{se} - \sigma_s)\nu_s - p_1(1 - \nu_s)]r_1/E_s \dots\dots(13)$$

$$u_b = \frac{r_1}{E_c(r_2^2 - r_1^2)} [(1 - \nu_c)(r_1^2 p_1 - r_2^2 p_2) + r_2^2(1 + \nu_c)(p_1 - p_2)] + \frac{r_1 \nu_c \kappa \sigma_s}{E_c} \dots\dots(14)$$

$$u_c = \frac{r_2}{E_c(r_2^2 - r_1^2)} [(1 - \nu_c)(r_1^2 p_1 - r_2^2 p_2) + r_1^2(1 + \nu_c)(p_1 - p_2)] + \frac{r_2 \nu_c \kappa \sigma_s}{E_c} \dots\dots(15)$$

$$u_d = p_2 r_2^2 / E_s s \dots\dots(16)$$

適合の条件  $u_a = u_b$ ,  $u_c = u_d$  を用いて初期接触圧  $p_1$ ,  $p_2$  を求めると

$$p_1 = \frac{\sigma_{se} \nu_s - [n \nu_c \kappa (1 - 2r_2^2/\xi) + \nu_s] \sigma_s}{\alpha' + \gamma \delta - 4\gamma r_1^2 r_2^2 / \xi} = \phi - \psi \sigma_s$$

$$p_2 = \frac{1}{2r_2^2 r} [\alpha' + \gamma(2r_1^2 + \beta r_2^2)] p_1 - (\sigma_{se} - \sigma_s)\nu_s + n \nu_c \kappa \sigma_s$$

ここに

$$\phi = \frac{\sigma_{se} \nu_s}{\alpha' + \gamma \delta - 4\gamma r_1^2 r_2^2 / \xi} = \phi'' \sigma_{se}$$

$$\psi = \frac{n \nu_c \kappa (1 - 2r_2^2/\xi) + \nu_s}{\alpha' + \gamma \delta - 4\gamma r_1^2 r_2^2 / \xi}$$

$$r = n / (r_2^2 - r_1^2)$$

$$\delta = r_1^2 \alpha + r_2^2 \beta$$

$$\zeta = r_2^2 \alpha + r_1^2 \beta$$

$$\xi = \zeta + r_2 / \gamma s$$

$\alpha, \beta, \alpha'$  = 式 (12) に同じ

.....(17)

b) コンクリートの硬化収縮, クリープによる減退を差引いた接触圧 図-9 において  $t=t$  における [a], [b], [c], [d] 点の変位はそれぞれつぎのごとくなる。

$$u_{at} = [(\sigma_{se} - \sigma_{st})\nu_s - (p_1 - \Delta p_{1t})(1 - \nu_s)]r_1/E_s \dots\dots(18)$$

$$u_{bt} = \frac{r_1}{E_c(r_2^2 - r_1^2)} [(1 - \nu_c)\{r_1^2(p_1 - \Delta p_{1t}) - r_2^2(p_2 - \Delta p_{2t})\} + r_2^2(1 + \nu_c)\{(p_1 - \Delta p_{1t}) - (p_2 - \Delta p_{2t})\}] + \frac{r_1 \nu_c \kappa \sigma_{st}}{E_c} \dots\dots(19)$$

$$u_{ct} = \frac{r_2}{E_c(r_2^2 - r_1^2)} [(1 - \nu_c)\{r_1^2(p_1 - \Delta p_{1t}) - r_2^2(p_2 - \Delta p_{2t})\} + r_1^2(1 + \nu_c)\{(p_1 - \Delta p_{1t}) - (p_2 - \Delta p_{2t})\}] + \frac{r_2 \nu_c \kappa \sigma_{st}}{E_c} \dots\dots(20)$$

$$u_{dt} = (p_2 - \Delta p_{2t})r_2^2/E_s s \dots\dots(21)$$

いま, 境界①, 境界②において適合の条件式を立てるとそれぞれ式 (22), 式 (23) となる。

$$\frac{du_{at}}{dt} = u_{bt} \frac{d\varphi_t}{dt} + \frac{du_{bt}}{dt} - \frac{r_1 s_n}{\varphi_n} \frac{d\varphi_t}{dt} \dots\dots(22)$$

$$u_{ct} \frac{d\varphi_t}{dt} + \frac{du_{ct}}{dt} - \frac{r_2 s_n}{\varphi_n} \frac{d\varphi_t}{dt} = \frac{du_{dt}}{dt} \dots\dots(23)$$

式 (18), (19), (20), (21) の各式を式 (22), (23) の両式に代入して各境界の減退圧  $\Delta p_{1t}$ ,  $\Delta p_{2t}$  を求め  $t=0$ ,  $\varphi_t \rightarrow 0$ ,  $\Delta p_{1t} = \Delta p_{2t} = 0$  の条件より積分定数  $c_1$ ,  $c_2$  を定めれば,

$$\Delta p_{1t} = c_1 e^{w_1 \varphi_t} + c_2 e^{w_2 \varphi_t} + (d' \varphi_t + e' - b' d' / c') / c'$$

$$\Delta p_{2t} = \Omega [a' (c_1 w_1 e^{w_1 \varphi_t} + c_2 w_2 e^{w_2 \varphi_t} + d' / c') + f' (c_1 e^{w_1 \varphi_t} + c_2 e^{w_2 \varphi_t} + d' \varphi_t + e' / c' - b' d' / c'^2) + g' + h']$$

$$a' = ag - cf$$

$$b' = ah + bg - 2cf$$

$$c' = bh - cf$$

$$d' = ci - dh$$

$$e' = ci - dg + cj - eh$$

$$f' = bg - cf$$

$$g' = dg - ci$$

$$h' = eg - cj$$

$$\Omega = -1/c(g - h)$$

$$w_1, w_2 : f(t) = a't^2 + b't + c' \text{ の二根}$$

$$a = \delta + \alpha' / \gamma$$

$$b = \delta$$

$$c = -2r_2^2$$

$$d = (r_2^2 - r_1^2) \nu_c \kappa A [\sigma_s / (1 + np_s) + E_c B]$$

$$e = -bp_1 - cp_2 + (r_2^2 - r_1^2) [A(\nu_c \kappa + \nu_s / n) \times \{\sigma_s / (1 + np_s) + E_c B\} - \nu_c \kappa \sigma_s / (1 + np_s) + S_n E_c / \varphi_n]$$

$$f = 2r_1^2$$

$$g = \zeta + r_2 / \gamma s$$

$$h = \zeta$$

$$i = -(r_2^2 - r_1^2) \nu_c \kappa A [\sigma_s / (1 + np_s) + E_c B]$$

$$j = -fp_1 - hp_2 - (r_2^2 - r_1^2) [\nu_c \kappa [A \{\sigma_s / (1 + np_s) + E_c B\} - \sigma_s / (1 + np_s)] + S_n E_c / \varphi_n]$$

$$c_1 = \frac{a' w_2 (b' d' / c'^2 - e' / c') + a' d' / c' + g' + h'}{a' (w_2 - w_1)}$$

$$c_2 = b'd'/c'^2 - e'/c' - c'$$

$$\alpha, \beta, \alpha' = \text{式(12)と同じ}$$

$$\dots\dots\dots(24)$$

したがって  $t=t$  における境界の接触圧は式 (25) となる。

$$p_1 - \Delta p_{1,t} = \phi' - \psi' \sigma_s \dots\dots\dots(25)$$

(3) コンクリート円筒の外径を無限大とみなす場合  
 一般に P C 鋼線の直径はコンクリートの断面に比しき  
 わめて小さいので、簡単のため  $r_2 = \infty$  とみなして接触  
 圧を計算する。

a) 初期接触圧 [a], [b] における初期の変位はそ  
 れぞれつぎのごとくなる。

$$u_a = [(\sigma_{se} - \sigma_s) \nu_s - p_1(1 - \nu_s)] r_1 / E_s \dots\dots\dots(26)$$

$$u_b = [(1 + \nu_c) p_1 + \nu_c \kappa \sigma_s] r_1 / E_c \dots\dots\dots(27)$$

適合の条件  $u_a = u_b$  を用いて初期接触圧  $p_1$  を求め  
 と

$$p_1 = \frac{\nu_s \sigma_{se} - (\nu_s + n \kappa \nu_c) \sigma_s}{1 - \nu_s + n(1 + \nu_c)} = \phi - \psi \sigma_s$$

$$\phi = \frac{\nu_s \sigma_{se}}{1 - \nu_s + n(1 + \nu_c)} = \phi'' \sigma_{se}$$

$$\psi = \frac{\nu_s + n \kappa \nu_c}{1 - \nu_s + n(1 + \nu_c)}$$

$$\dots\dots\dots(28)$$

b) コンクリートの硬化収縮、クリープによる減退を  
 差引いた接触圧 図-10 において  $t=t$  における [a],  
 [b] 点の変位はそれぞれつぎのごとくなる。

$$u_{at} = [(\sigma_{se} - \sigma_{st}) \nu_s - (p_1 - \Delta p_{1,t})(1 - \nu_s)] r_1 / E_s \dots\dots\dots(29)$$

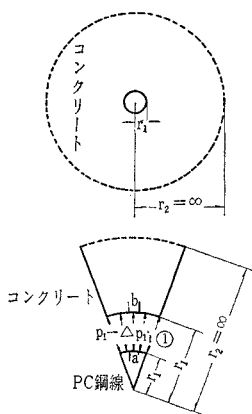
$$u_{bt} = [(1 + \nu_c)(p_1 - \Delta p_{1,t}) + \nu_c \kappa \sigma_{st}] r_1 / E_c \dots\dots\dots(30)$$

いま、境界 ① において適合の条件式を立てると式 (31)  
 になる。

$$\frac{du_{at}}{dt} = u_{bt} \frac{d\varphi_t}{dt} + \frac{du_{bt}}{dt} - \frac{r_1 S_n}{\varphi_n} \frac{d\varphi_t}{dt} \dots\dots\dots(31)$$

式 (29), 式 (30) および式 (31) から  $t=t$  における  
 $p - \Delta p_{1,t}$  接触圧を求めると、

図-10



$$p_1 - \Delta p_{1,t} = \phi' - \psi' \sigma_s$$

ここに

$$\phi' = \phi_c - \varphi_t / N - M \varphi_t + N(M - R)(1 - e^{-\varphi_t / N})$$

$$\psi' = \psi_c - \varphi_t / N + L \varphi_t + N(Q - L)(1 - e^{-\varphi_t / N})$$

$$L = -\nu_c \kappa A / \beta (1 + n p_s)$$

$$M = -\nu_c \kappa E_c A B / \beta$$

$$N = 1 + \alpha' / n \beta$$

$$Q = [n \nu_c \kappa (1 - A) - A \nu_s] / (1 + n p_s) (\alpha' + n \beta)$$

$$R = -[(\nu_s + n \nu_c \kappa) E_c A B + n E_c S_n / \varphi_n] / (\alpha' + n \beta)$$

$$\alpha, \beta, \alpha' = \text{式 (12) と同じ}$$

$$\dots\dots\dots(32)$$

### 5. 相似回路による解析とポータブル アナログ 計算機利用によるプレストレス導入状況の 観察

#### (1) 相似回路による解析

理論計算の結果、任意時の接触圧は鋼線応力の 1 次関  
 数で表わされることがわかったので、ポンド定着の機構  
 は筆者の予想通り回路の過渡現象に相似することが明ら  
 かになった。

すなわち、式 (3) に 3., 4. の結果から、

$$\bar{\tau}_0 = \tau_{0.3} + \tau_{0.4} + \tau_{0.5} = \tau_{0.345}$$

$$p = p_{0.1} + p_{0.2} = \phi - \psi \sigma_s$$

を代入すると

$$\frac{r_1}{2} \frac{d\sigma_s}{dx} = \bar{\tau}_0 + \mu p = \tau_{0.345} + \mu(p_{0.1} + p_{0.2})$$

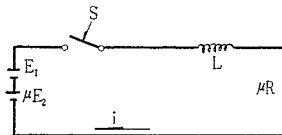
$$= \tau_{0.345} + \mu(\phi - \psi \sigma_s)$$

書き換えると

$$\frac{r_1}{2} \frac{d\sigma_s}{dx} + \mu \psi \sigma_s = \tau_{0.345} + \mu \phi \dots\dots\dots(33)$$

となり、これと相似な回路は 図-11, その微分方程式は  
 式 (34) で表わされる。

図-11



$$L \frac{di}{dt} + \mu R i = E_1 + \mu E_2 \dots\dots\dots(34)$$

しかも式 (33) における境界条件  $x=0$  で  $\sigma_s=0$  は、  
 式 (34) における  $t=0$  で  $i=0$  の条件に相对应してい  
 る。各項間の対応は式 (35) のとおりである。

$$\left. \begin{array}{l} \text{(電 流)} \quad i \rightarrow \sigma_s \\ \text{(時 間)} \quad t \rightarrow x \\ \text{(インダクタンス)} \quad L \rightarrow r_1/2 \\ \text{(定 数)} \quad \mu \rightarrow \mu \\ \text{(電 圧)} \quad E_2 \rightarrow \phi \\ \text{(電 圧)} \quad E_1 \rightarrow \tau_{0.345} \\ \text{(レジスタンス)} \quad R \rightarrow \psi \end{array} \right\} \dots\dots\dots(35)$$

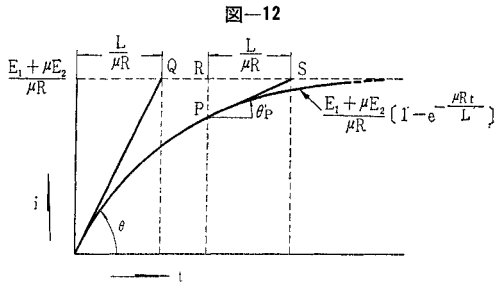
そこで、便宜上相似回路によって解析を行なうこととする。

式 (34) に  $t=0$  で  $i=0$  の条件式を入れて、

$$i = \frac{E_1 + \mu E_2}{\mu R} [1 - e^{-\mu R t / L}] \dots\dots\dots(36)$$

式 (36) の第 1 項は定常項で定常電流を表わし、第 2 項は過渡項で時間の経過とともに減衰しつつに消滅する項である。

いま式 (36) を図示すると図-12 になる。



原点で曲線を引いた接線が横軸となす角を  $\theta$  とすれば

$$\tan \theta = \left( \frac{di}{dt} \right)_{t=0} = \frac{E_1 + \mu E_2}{L} \dots\dots\dots(37)$$

ゆえに  $t=0$  における  $i$  の増加率は  $R$  に無関係であつて  $L$  に反比例する。接線の方程式は

$$i = \frac{E_1 + \mu E_2}{L} t \dots\dots\dots(38)$$

となり、この接線と漸近線との交点を  $Q$  とし  $Q$  点に相当する時間を  $t_0$  とすれば

$$\frac{E_1 + \mu E_2}{\mu R} = \frac{E_1 + \mu E_2}{L} t_0$$

$$\therefore t_0 = \frac{L}{\mu R} \text{ (秒)} \dots\dots\dots(39)$$

つぎに曲線上の任意点  $P$  における接線の勾配は

$$\tan \theta_P = \left( \frac{di}{dt} \right)_{t=t_P} = \frac{E_1 + \mu E_2}{L} e^{-\mu R t_P / L}$$

$$\begin{aligned} \therefore \overline{RS} &= \overline{PR} \cot \theta_P \\ &= \frac{\frac{E_1 + \mu E_2}{\mu R} - \frac{E_1 + \mu E_2}{L} (1 - e^{-\mu R t_P / L})}{\frac{E_1 + \mu E_2}{L} e^{-\mu R t_P / L}} \\ &= \frac{L}{\mu R} = t_0 \dots\dots\dots(40) \end{aligned}$$

となり、どこに接線を引いても上記同様の関係があり  $L/\mu R$  の値が小さいほど曲線は急傾斜をなし、電流の増加が速かに行なわれる。この意味から  $t_0 = L/\mu R$  を回路の時定数 (time constant) といひ、 $t_0$  の大きいほど過渡現象は長く継続して定常値に達するまでに長時間を要する。

以上の解析の結果は式 (35) で置換することによりただちにプレストレス導入機構を明示するものとなるから式 (36) より、

$$\sigma_s = \frac{\tau_{0.345} + \mu \phi}{\mu \psi} [1 - e^{-2\mu \psi x / r_1}] \dots\dots\dots(41)$$

ボンド応力度は式 (42) で示される。

$$\tau_0 = \frac{r_1}{2} \frac{d\sigma_s}{dx} = (\tau_{0.345} + \mu \phi) e^{-2\mu \psi x / r_1} \dots\dots\dots(42)$$

$$\frac{d\tau_0}{dx} = \frac{-2\mu \psi (\tau_{0.345} + \mu \phi)}{r_1} e^{-2\mu \psi x / r_1} \dots\dots\dots(43)$$

以上のことからプレストレス導入の性状を要約すると

a) 鋼線応力曲線式は定常項  $(\tau_{0.345} + \mu \phi) / \mu \psi$  と過渡項  $(\tau_{0.345} + \mu \phi) e^{-2\mu \psi x / r_1} / \mu \psi$  から成る。過渡項は  $x$  の増加にしたがい減少しつつに消滅する。

b)  $x=0$  における  $\sigma_s$  の増加率は  $\psi$  には無関係で  $r_1$  に反比例する。

c) 曲線上のどこに接線を引いても、その点から接線と漸近線の交点までの水平距離は等しく  $r_1 / 2 \mu \psi = \bar{\lambda}$  となる。

d)  $\bar{\lambda}$  が小さいほど曲線は急傾斜しプレストレス導入が速かに行なわれる。反対にこの値が大きいほど定常応力度 (有効プレストレス) に達するまでの距離が長い。

このように  $\bar{\lambda}$  はプレストレス導入に必要な距離を予知する一つの目安を与えるもので筆者はこれを「付着長定数」と名付ける。

e) ボンド応力度の最大値は  $\tau_{0.345} + \mu \phi$  で  $x=0$  の点すなわち材端にあることになる (図-2 に示したように実際にはこのようにならない、材端問題であるから複雑になる)。

f) ボンド応力度曲線は  $\bar{\lambda}$  が小さいほど、すなわち  $r_1$  が小さく  $\mu \psi$  が大きいほど急傾斜で減少する。

## (2) ポータブル アナログ計算機利用によるプレストレス導入状況の観察

プレテンション部材におけるボンド定着機構が電気回路の過渡現象に類似することは (1) において述べたとおりである。この場合、調べようとするボンド定着の基本式が特に難解な微分方程式であるわけではないから解法そのものは相似回路に頼るまでもないが、相似回路によればスイッチを入れた際の電流を時間的に測定しさえすればよいから原式計算上の手間が省け、プレストレス導入の性状を容易に知ることのできる利点がある。

筆者はこの考えに基づき、早速、前記回路の組立てに着手したが、間もなく日立ポータブル アナログ計算機を利用することに変更し組立ては中止した。後者を用いればブラウン管上に即座に図形を描かせることができるから素人組立ての電気回路より高い精度で解析することができるからである。

ボンド定着の基本式は式 (33) より

$$\frac{d\sigma_s}{dx} + \frac{2\mu \psi}{r_1} \sigma_s = \frac{2}{r_1} (\tau_{0.345} + \mu \phi)$$

上式で

$$\left. \begin{aligned} \frac{2\mu\psi}{r_1} &= A \left( \frac{1}{\lambda} \text{に相当する} \right) \\ \frac{2}{r_1} (\tau_{0.345} + \mu\phi) &= B \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots(44)$$

とおき、一般の場合として  $0.003(1/\text{mm}) \leq A \leq 0.03$  (1/mm) に対して  $\sigma_s$  曲線をブラウン管上に指示させることにする。なおプレストレス導入性状、付着長を考察する目的に対しては  $B$  は任意でよいから、便宜的に  $A/B=1$  として取り扱う。

写真-1 は任意の  $A$  値に対し指示されたブラウン管上の図形を写真撮影した一例である。種々の  $A$  値に対して同様の撮影を行ない、まとめて図示すれば 図-13 のごとくなる。これによると  $\sigma_s$  曲線の性状は  $A$  値によりいちじるしく影響を受けることがわかる。すなわち  $A$  値 0.003 に対しては付着長が 1 m 以上にもおよぶのに対して、0.01 になるとわずか 20 cm に短縮される。

写真-1

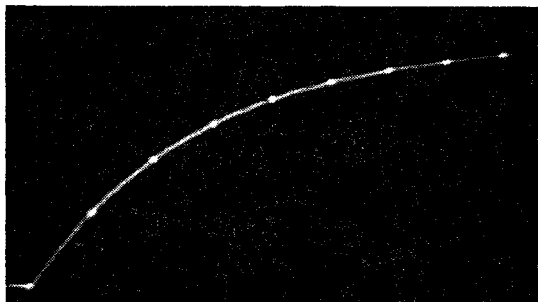
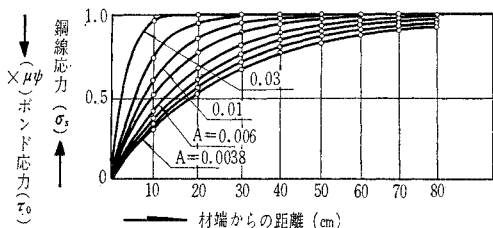


図-13



また、アンカー ボンド曲線は式 (42) からわかるように 図-13 の縦座標を逆位にして  $\mu\psi$  を乗じたものになり、これによるとボンドのピーク部は材端近傍にあり、 $A$  が大きいほどプレストレス導入が速やかに行なわれることになる。すなわち摩擦係数が大きいほど、鋼線径が小さいほど付着長が短縮されることがわかる。

6. コンクリートの軸方向変形によるプレストレス減退を考慮に入れた付着長理論式の誘導

プレテンション部材では緊張材の引張力をゆるめてプレストレスを導入する際、コンクリートは導入されたプレストレスによって弾性変形を起こし、また、時間の経過とともにコンクリートの硬化収縮、クリープなどに基づく塑性変形も生ずる。したがって、導入直前の緊張材

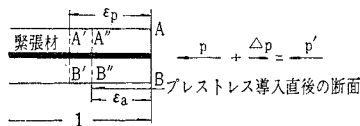
引張力はコンクリート断面に全部は伝達されない。

簡単のため、緊張材が部材中心にあり偏心モーメントを生じないものとして、まず、コンクリートの弾性変形に基づくプレストレス減退理論式を導き (1) に示し、さらにコンクリートの硬化収縮、クリープに基づく減退理論式を (2) に示す。(3) には初期緊張力からそれらの減退量を差し引いた有効プレストレス理論式を示す。ひきつづき、これらを基にしてコンクリートの軸方向変形によるプレストレス減退を考慮に入れた付着長理論式を (4) に導く。

(1) コンクリートの弾性変形に基づくプレストレス減退理論式

弾性変形に基づく減退量は、図-14 においてプレストレス導入直前の断面 AB と導入直後の、すなわち弾性変形をした後の位置 A'B' との間にはさまれる緊張材の弾性縮みに相当する緊張応力に等しい。

図-14



弾性変形後の実際の軸ひずみを  $\epsilon_a$  とすれば、プレストレス減退量  $\Delta P$  は

$$\Delta P = E_s A_s \epsilon_a = D_s \epsilon_a \dots\dots\dots(45)$$

ここに、 $E_s, A_s$  はそれぞれ緊張材の弾性係数および断面積、 $\epsilon_a$  は収縮ひずみを正とする。

$P$  による軸方向弾性ひずみを  $\epsilon_p$  とし、これが実際には  $P$  の減退により  $\epsilon_a$  になったとすれば、コンクリートの弾性係数は変化しないものとして応力変化量だけのつりあいを考えると、

$$-(\epsilon_p - \epsilon_a) D_c + \epsilon_a D_s = 0 \dots\dots\dots(46)$$

これを解いて

$$\epsilon_a = \frac{D_c}{D_c + D_s} \epsilon_p = (1 - A) \epsilon_p \dots\dots\dots(47)$$

$$D_c = E_c A_c = \text{コンクリートの弾性係数} \times \text{同断面積}$$

$$A = D_s / (D_c + D_s) \dots\dots\dots(48)$$

これを式 (45) に代入すると

$$\Delta P = D_s (1 - A) \epsilon_p \dots\dots\dots(49)$$

$\epsilon_p = P / D_c$  であるから、これを式 (49) に代入すれば

$$\Delta P = D_s (1 - A) P / D_c = \Delta P \dots\dots\dots(50)$$

したがってプレストレスの残量  $P'$  は

$$P' = P - \Delta P = P(1 - A) = D_c P / (D_c + D_s)$$

$$= P / (1 + E_s A_s / E_c A_c) = P / (1 + n p_s) \dots\dots\dots(51)$$

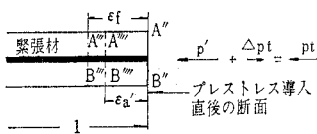
ここに  $p_s$  は鋼線比である。

(2) コンクリートの硬化収縮、クリープによるプレストレス減退理論式

図-15 において時間  $t_1 \sim t$  における実際の軸ひずみを  $\epsilon_a'$  とすれば、プレストレス減退量  $\Delta P_t$  は



図-15



$$\Delta P_t = D_s \varepsilon_a' \dots\dots\dots (52)$$

ここに  $\varepsilon_a'$  は収縮ひずみを正とする。

コンクリートには拘束されたひずみに比例する応力を生じ、緊張材には実際ひずみに比例する応力を生ずる。コンクリートの弾性係数が変化しないものとして、応力変化量だけのつりあいを考えるとつりあい条件は、

$$-(\varepsilon_f - \varepsilon_a') D_c + \varepsilon_a' D_s = 0 \dots\dots\dots (53)$$

式 (47) と同様に

$$\varepsilon_a' = (1 - A) \varepsilon_f$$

ゆえに

$$\Delta P_t = D_s (1 - A) \varepsilon_f \dots\dots\dots (54)$$

式 (54) における自由ひずみ  $\varepsilon_f$  とは、緊張材に妨げられないコンクリートのクリープおよび硬化収縮だけによるひずみであるから  $dt$  時間については式 (55) で示される。

$$\varepsilon_f = [P' - \Delta P_t + D_c S_n / \varphi_n] d \varphi_t / D_c \dots\dots\dots (55)$$

すなわち式(55)の第1項は一定軸圧  $P'$  によるクリープひずみ、第2項は  $P'$  と逆向きに働らく変化軸圧  $\Delta P_t$  によるクリープひずみ、第3項は硬化収縮ひずみである。

式 (55) を式 (54) に代入して整理すれば、

$$d \Delta P_t = (1 - A) D_s [P' - \Delta P_t + D_c S_n / \varphi_n] d \varphi_t / D_c = A [P' - \Delta P_t + D_c S_n / \varphi_n] d \varphi_t \dots\dots\dots (56)$$

したがって

$$d \Delta P_t / d \varphi_t = A [P' - \Delta P_t + D_c S_n / \varphi_n] \dots\dots\dots (57)$$

これを解き、 $t = t_1$  で  $\Delta P_t = 0$  の初期条件から積分定数を決めれば、

$$\Delta P_t = (P' + D_c S_n / \varphi_n) [1 - e^{-A(\varphi_t - \varphi_{t_1})}] \dots\dots\dots (58)$$

式 (58) で  $A$  は微小だから、近似的に

$$e^{-A(\varphi_t - \varphi_{t_1})} \approx 1 - A(\varphi_t - \varphi_{t_1}) \text{ とみなして書換えると}$$

$$\Delta P_t = (P' + D_c S_n / \varphi_n) A(\varphi_t - \varphi_{t_1}) \dots\dots\dots (59)$$

が得られる。すなわち、プレストレス減退量  $\Delta P_t$  は近似的に  $t_1 \sim t$  間のコンクリートのクリープ係数  $(\varphi_t - \varphi_{t_1})$  に比例する。したがって  $\Delta P_t$  の最終値  $\Delta P_n$  は、

$$\Delta P_n = A [P' + D_c S_n / \varphi_n] (\varphi_n - \varphi_{t_1}) \dots\dots\dots (60)$$

となり、これを計算しておけば  $\Delta P_t$  は簡単に下記の式から得られる<sup>5)</sup>。

$$\Delta P_t = \Delta P_n (\varphi_t - \varphi_{t_1}) / (\varphi_n - \varphi_{t_1}) \dots\dots\dots (61)$$

(3) 有効プレストレス理論式

有効プレストレス  $P_t$  は (1)、(2) の結果から

$$P_t = P - \Delta P = P - \Delta P_t = P' - \Delta P_n (\varphi_t - \varphi_{t_1}) / (\varphi_n - \varphi_{t_1})$$

$$\lambda = \frac{r_1}{2 \mu \psi} \ln \frac{1}{1 - \frac{0.95 \mu \psi \{ \sigma_{se} (1 - A \varphi_t) - (1 + n p_s) E_c A B \varphi_t \}}{(\tau_{0.345} + \mu \phi'' \sigma_{se}) (1 - A \varphi_t) - (1 + n p_s) E_c A B \mu \psi \varphi_t}} \dots\dots\dots (71)$$

この式で  $t = t_1$  のとき  $\varphi_{t_1} = 0$  とすれば

$$P_t = P' - \Delta P_n \varphi_t / \varphi_n \dots\dots\dots (62)$$

$$\Delta P_n = A [P' + D_c S_n / \varphi_n] \varphi_n$$

応力度になおすと

$$P_t / A_s = P' / A_s - \Delta P_n \varphi_t / A_s \varphi_n$$

すなわち

$$\sigma_{st} = \sigma_s' - A [A_s \sigma_s' + D_c S_n / \varphi_n] \varphi_n \cdot \varphi_t / A_s \varphi_n = \sigma_s' (1 - A \varphi_t) - E_c A B \varphi_t \dots\dots\dots (63)$$

ただし

$$B = A_c S_n / A_s \varphi_n = S_n / P_s \varphi_n \dots\dots\dots (64)$$

であるからこれを式 (63) に代入すれば、

$$\text{式 (51) より } \sigma_s' = \sigma_s / (1 + n p_s)$$

$$\sigma_{st} = \sigma_s (1 - A \varphi_t) / (1 + n p_s) - E_c A B \varphi_t \dots\dots\dots (65)$$

すなわち、任意点、任意時の緊張材応力は式 (65) で与えられる。

また、付着長以遠に残留する緊張材有効応力は

$$\sigma_{se}' = \sigma_{se} (1 - A \varphi_t) / (1 + n p_s) - E_c A B \varphi_t \dots\dots\dots (66)$$

となる。

(4) コンクリートの軸方向変形によるプレストレス減退を考慮に入れた付着長理論式

ボンド定着における応力平衡式は式 (33) で与えられたが、任意点任意時の鋼線応力  $\sigma_{st}$  は式 (65) で表わされることを考慮すれば、

$$\left[ \frac{r_1}{2} \frac{1 + n p_s}{1 - A \varphi_t} \right] \frac{d \sigma_{st}}{dx} + \left[ \frac{(1 + n p_s) \mu \psi}{1 - A \varphi_t} \right] \sigma_{st} = \tau_{0.345} + \mu \phi - \frac{(1 + n p_s) E_c A B \varphi_t \mu \psi}{1 - A \varphi_t}$$

これを解くと

$$\sigma_{st} = \frac{(\tau_{0.345} + \mu \phi) (1 - A \varphi_t) - (1 + n p_s) E_c A B \varphi_t \mu \psi}{(1 + n p_s) \mu \psi} \times [1 - e^{-2 \mu \psi x / r_1}] \dots\dots\dots (67)$$

コンクリートの軸方向弾性変形、硬化収縮、クリープの影響を無視する時には  $(1 + n p_s)$  の項を消し、 $\varphi_t = 0$  とおけばよいから

$$\sigma_{st} = \frac{\tau_{0.345} + \mu \phi}{\mu \psi} [1 - e^{-2 \mu \psi x / r_1}] \dots\dots\dots (68)$$

となり式 (41) に合致する。

いま、軸方向のあらゆる減退を差し引いた残留有効プレストレス  $\sigma_{se}'$  は式 (66) で示されたから式 (67)、式 (66) より

$$\frac{\sigma_{st}}{\sigma_{se}'} = \frac{(\tau_{0.345} + \mu \phi) (1 - A \varphi_t) - (1 + n p_s) E_c A B \varphi_t \mu \psi \varphi_t}{\{ \sigma_{se} (1 - A \varphi_t) - (1 + n p_s) E_c A B \varphi_t \} \mu \psi} \times [1 - e^{-2 \mu \psi x / r_1}] \dots\dots\dots (69)$$

さて、

$$\phi = \phi'' \sigma_{se} \dots\dots\dots (70)$$

とおき、 $\sigma_{se}'$  の 95% 導入されるに必要な  $x$  値を付着長 ( $\lambda$ ) と定義すれば下記のごとくなる。

コンクリートの硬化収縮，クリープの影響を無視する場合には  $\varphi_t$  の項が消えて

$$\lambda = \frac{r_1}{2 \mu \psi} \ln \frac{1}{1 - 0.95 \mu \psi \sigma_{se} / (\tau_{0.345} + \mu \phi'' \sigma_{se})} \dots\dots\dots(72)$$

もし  $\tau_{0.345} = 0$  と仮定すれば

$$\lambda = \frac{r_1}{2 \mu \psi} \ln \frac{1}{1 - 0.954 \psi / \phi''} \dots\dots\dots(73)$$

となって付着長は  $\sigma_{se}$  に関係しない理屈となる。

7. プレストレスの分布ならびに付着長の実測

(1) プレストレス分布とボンド応力測定法

ボンド応力はこれを直接測定することは不可能であるから，鉄筋，鋼線などの直応力を測定して，これより間接的に求める以外に方法がない。この直応力を測る場合にも鉄筋や鋼線の表面を露出させると状態が変化し，付着応力を測らんとする肝心の付着面を部分的に殺す結果ともなり好ましくない。そこで筆者は鉄筋コンクリートの場合には鉄筋の内部にミリングマシンによって溝を加工し，その中にストレインゲージ（共和電業KK製KP-6型，ゲージ長6mm）を多数貼付してボンド分布を導いた。

ところがPC鋼線はその径が小さいことと，材質が硬いため加工が困難で，鋼線自体のひずみを直接測定し得ない。そこで筆者は図-17に示すプレテンション板供試体を作製し，コンクリートの表面にストレインゲージを貼付してプレストレスによるコンクリートひずみを測定した。本試験で断面小なる板供試体を用いたのはプレストレスの横断面方向分布の影響を極力除くためと読みの絶対値をなるべく大ならしめて測定精度を高めるためである。

PC鋼線の位置は板の中央に設計したが，完全に中央に入れることは施工上困難であり，特にこのような薄い板では鋼線のわずかの偏心が板の曲げに大きく影響するから，板の上下両面相対位置にストレインゲージを貼付け，両方の読みの平均値をもってその点のプレストレスとした。このようにしてコンクリートの圧縮応力より鋼線の引張応力を求め，さらに付着応力度を計算することができる。

(2) 供試体製作と実験方法

供試体は筆者が設計した九大構内のPCベンチでつぎのごとく製作した。その順序を説明する。

まず，図-16のE,G間に部材型わくを通して鋼線を張りわたしE端部をコーン定着し，ついでG端部を同様定着する。つぎにレバーブロックHを作動して鋼線に

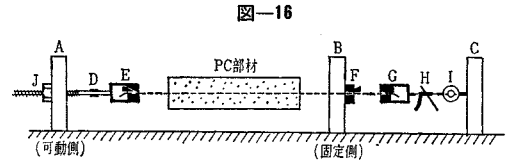
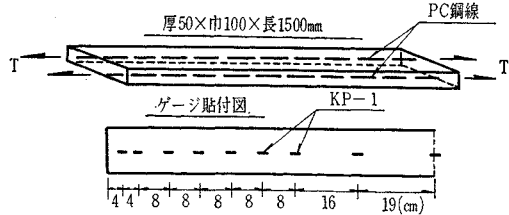


図-17 プレテンション板供試体



緊張力を与える。その場合に緊張力はひずみリング式引張計Iとストレインゲージ式引張計Dで同時に読みとる。鋼線のクリープ損失を僅少にする意味で最初は約10%のオーバーストレッチングを施し，約5分間放置し所定の応力までゆるめた後，コーンFを定着する。

つぎにコンクリートを打設するが，その配合は表-3のとおりである。

緊張解放に先立ち，供試体表面にストレインゲージKP-1を図-17に示したごとく貼付し，接着材の硬化を待って結線を行なった。コンクリートひずみならびに引張計の計測には，共和電業製SM-4J型ストレインメーターを用いた。Dにはすでに鋼線緊張時のテンションがたくわえられ記録されているので，可動端ねじJをゆるめる際のコンプレッションひずみの指示にしたがい，数回の荷重段階に分けてアンカーボンドの分布を実測した。

なお，スパイラル補強の効果も調べるためφ3.0mm鉄線を半径20mmの鉄棒に巻きつけてスパイラルを作り，それをPC鋼線の囲りに配してコンクリートを打設した供試体についても同様の測定を行なった。

(3) 実測結果と考察

a) プレストレス分布曲線 これから示すプレストレス分布図は任意項目に付き行なった数多い測定結果の中の数例である。

鋼線の径，表面状態，凹凸などによる影響をみるため種々の鋼線を用いたが，これらの図中，表面半光沢とあるのは納品直後のもので，不完全さび状態とあるのは納品後1週間ぐらい屋外に放置した表面浮きさび状態のものをいう。

図-18~20は鋼線の初期緊張応力度  $\sigma_{se}$  に対する付着長  $\lambda$  の変化を調べるためとスパイラル補強の効果のみ

表-3

水 (kg)	セメント (kg)	w/c (%)	G/S	S (kg)	G (kg)	粗骨材最大寸法 (mm)	$\sigma_7$ (kg/cm <sup>2</sup> )	$\sigma_{7K}$ (kg/cm <sup>2</sup> )
160	400	40	1.8	677	1 218	15	400	520

るため、特に鋼線径を 5 mm に固定して行なった一連の実測結果である。これらの図中、さび付きとあるのは不完全さびと完全さびの中間的状态のものをいう。

図-18 は径 5 mm さび付き平滑鋼線の  $\sigma_{se}$  を 5 段階に分けて実測したプレストレス分布曲線の一例である。

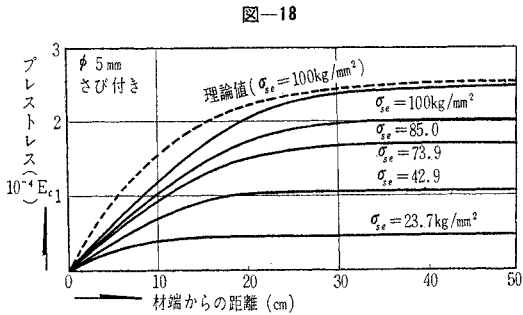


図-18

これらによるとプレストレスはほぼ指数関数的に導入され、 $\sigma_{se}$  の増加にともない  $\lambda$  も増加することがわかる。比較のため  $\sigma_{se} = 100 \text{ kg/mm}^2$  に対して筆者の理論式により計算した値を点線で示す。

図-18 の場合と全く同様の鋼線、コンクリートを用い、特にスパイラルを配した場合の実測結果を示せば図-19 となる。

同様に径 5 mm Indented type wire に関する測定結果を図-20 に示す。この場合にも  $\sigma_{se}$  の増加にともない  $\lambda$  は増加しており、同一の  $\sigma_{se}$  に関して比較すればさび付き平滑鋼線の場合より  $\lambda$  が短縮されている。

図-21 は各種鋼線、コンクリートについて行なった実測プレストレス分布一覽である。同図中 (a) Deformed type wire 5 mm 径、(b) 平滑鋼線 5 mm 径、

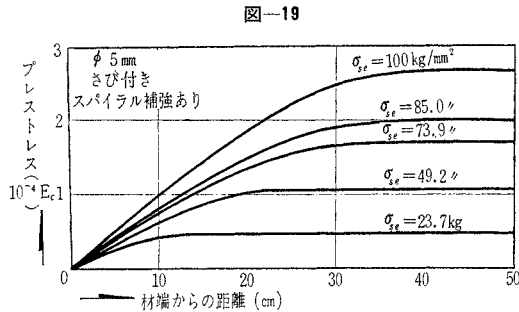


図-19

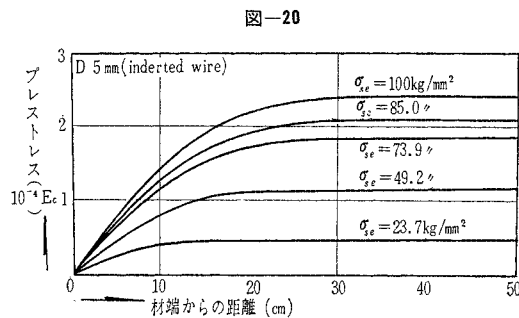


図-20

図-21

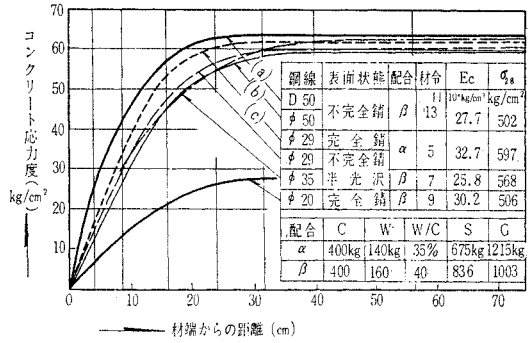
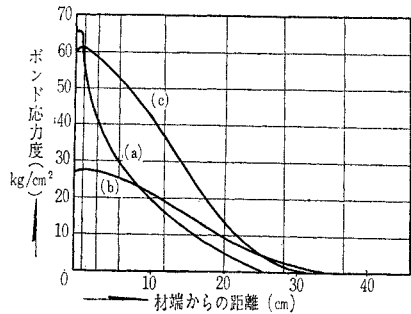


図-22 アンカー ボンド実測結果



(c) 平滑鋼線 2.9 mm 径などの実測結果からボンド応力度を計算して示せば図-22 となる。

これによると異形鋼線はすぐれたボンド特性を有することが認められ、また、平滑鋼線の場合でもさびによってかなり改善され、その径が小さいほど良好であることなどがわかる。

**b) 初期緊張応力と附着長の関係** 図-23 は実測プレストレス分布曲線から 5 段階の  $\sigma_{se}$  に対して  $\lambda$  を図上で求めて総平均的に両者の関係を明らかにしたものである。実線はさび付き 5 mm 平滑鋼線、点線は 5 mm 異形鋼線に対するものである。

**c) スパイラル補強の効果に関して** プレテンション部材において鋼線は緊張解放時にその径を増加し、コンクリートとの間に接触圧を生ずることはすでに述べた。したがって鋼線の囲りにスパイラルを配すればそれがあたかも“たが”の役目を演じて接触圧を増大させるように思われる。しかしながら筆者の行なった実

図-23

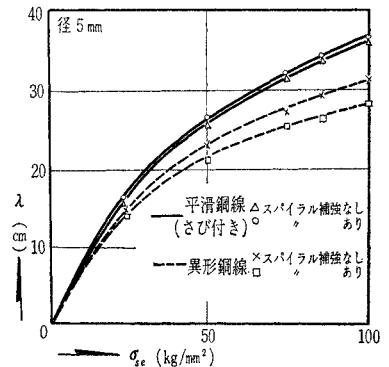


図-24

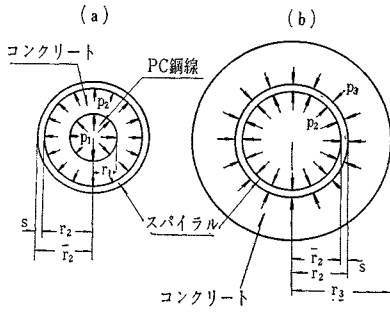
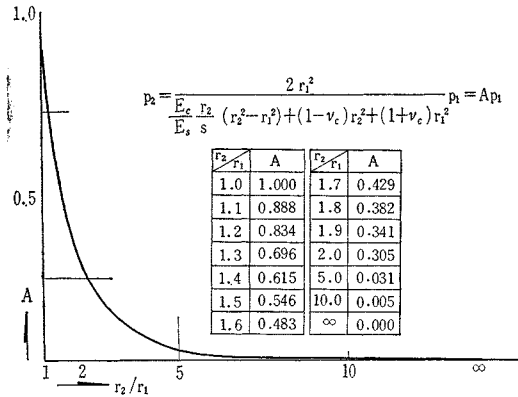


図-25



験結果では、一般的効果は認められなかった。

そこでスパイラル補強の効果に関して理論的に検討してみる。

図-24の(a)および(b)はそれぞれコンクリート円筒の外側あるいは内側にスパイラルを配した場合を示す。sはスパイラルを薄肉円筒に換算した厚さである。

まず、図-24(a)においてコンクリート円筒の内壁に圧力  $p_1$  が加わった時、スパイラルに作用する圧力  $p_2$  を弾性理論により求め  $p_2/p_1 = A$  として  $r_2/r_1$  に対するA値を計算して図示すると図-25ごとくなる。

つぎに図-24(b)においてスパイラルの内壁に圧力  $p_2$  が作用した時、その外壁とコンクリート内壁との接触圧  $p_3$  はどのようになるかを理論的に求めて、 $r_3/\bar{r}_2$  あ

図-26

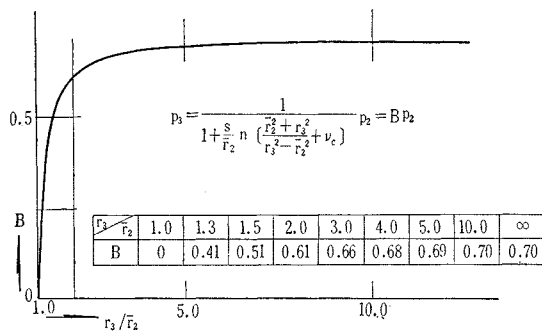
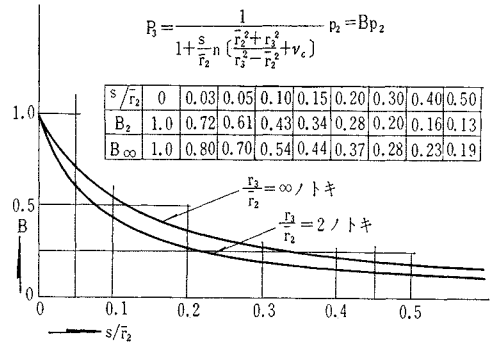


図-27



るいは  $s/\bar{r}_2$  に対して  $p_3/p_2 = B$  の値を計算し図示するとそれぞれ 図-26、図-27 となる。

これらの結果を総合的に考察するとスパイラルの効果はその内側あるいは外側のコンクリートの厚さに支配され  $r_2/r_1 > 5$  ではほとんど効果なく、また、 $r_3/\bar{r}_2 > 2$  では  $B = 0.6 \sim 0.7$  に収斂し、すなわちスパイラルの効果限界に達する。

つぎに厚さ s の影響を調べると  $r_3/\bar{r}_2 > 2$  ならばB曲線は大差なく、たとえば  $s/\bar{r}_2$  が 0.1 から 0.3 と 3 倍に増大する時B値は 0.5 から 0.25 に減少し、すなわちスパイラルの効果は 2 倍に増強される。

本実験の場合、 $r_2/r_1 = 20/2.5 = 8$ 、 $s/\bar{r}_2 = 0.5/20.5 = 0.02$  であるから接触圧の増加はほとんど認められぬ計算となり、したがって付着長短縮がみられなかった実験結果と一致している。 $r_2$  をさらに小さくしかつ s を大きくすれば理論的にはスパイラルの効果が発揮される理屈となるが、実際問題としてそのように鋼線に近接してピッチを密にスパイラルを配した場合コンクリート打設上、締固めに難点があるので結論としてスパイラル補強の効果は期待できない。

d)  $\tau_{0.345}$  値に関して 筆者は鋼線のボンド定着に係る付着力すなわちアンカー ボンドを 3. に示したごとく大別した。

そしてコンクリートの硬化収縮、クリープの影響を無視する場合の付着長の理論式を式(72)に示した。

さて、平滑鋼線を用いた場合(したがって  $\tau_{0.5}$  は存在しない)緊張解放後に  $\tau_{0.34}$  はどのように変化するか、また、初期緊張応力  $\sigma_{se}$  が増加した場合にはどのようになるのかを考察してみる。

ボンド定着プレテンション部材の緊張解放時に任意点P C鋼線とコンクリート間ですべりがなければその点の引張りずみの減少量は同点のコンクリートの圧縮ひずみの増加量に等しくなければならない。ところが鋼線端部ではすべりが生ずるからそれを満足する点は部材端からある距離だけ入ったところにある。したがって鋼線とコンクリート間に相対的変位が生じないうちに存在す

るボンドが  $\tau_{0.3}$  であるとするならば鋼線定着に際して端部ではこれを期待することはできない理屈になる。さらに、いま、 $\tau_{0.4}$  も存在しないものとすれば式 (73) に示した通り  $\lambda$  は  $\sigma_{se}$  に無関係になる。すなわち、たとえば鋼線の初期緊張応力が  $50 \text{ kg/mm}^2$  の場合でも、 $100 \text{ kg/mm}^2$  の場合でも付着長は一定不変であるということになる。

しかるに 図-18~20 に示したプレストレス分布曲線や 図-28 の実測  $\lambda$  曲線 (点線) などにもみられるとおり、 $\sigma_{se}$  の増加にともない  $\lambda$  が増加していることは明らかである。このことは前述した  $\tau_{0.34}=0$  の仮定が正しくないことを意味しており、すなわち、くさび抵抗力  $\tau_{0.4}$  が働いていること、 $\tau_{0.3}$  も付着長全域にわたって完全に消失しているわけではないことなどのためと思われる。

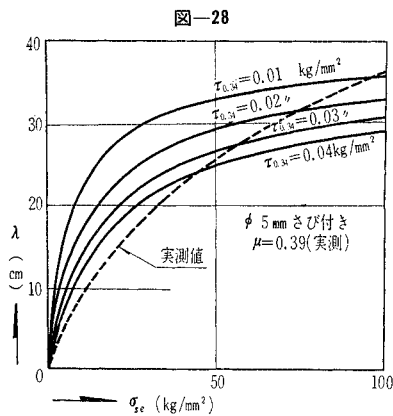


図-28

しからば、 $\tau_{0.34}$  の実験上の値はいかほどであるかをつぎに調べてみよう。いま、式 (72) に示した  $\lambda$  の理論式において、 $\mu$  値を 0.39 (使用鋼線について測定した値) に固定して  $\tau_{0.34}$  値を  $0.01 \sim 0.04 \text{ kg/mm}^2$  に変化させて計算し図示すれば 図-27 の実線群となる。これら理論曲線群と実測曲線 (点線) を比較すると  $\sigma_{se} = 50 \text{ kg/mm}^2$  あたりを境として前半では実測値 < 理論値、後半では逆転している。すなわち実際上の  $\tau_{0.34}$  値は終始不変のものではなく、鋼線の緊張力が小さい間は仮定した値より大きく、さらに緊張力が増大すれば逆に小さくなっていることがわかる。この理由は、付着長の増大により鋼線の表面勾配がゆるやかになる結果、くさび抵抗力もまた減退していくためと解される。

e)  $\mu$  値に関して プレテンション部材の端部定着に関係するボンド要素中粘着要素は緊張解放時の鋼線とコンクリート間の相対的ずれにより部材端から内部に向かって漸次失われていくので摩擦要素が定着の主役を演ずることはいうまでもない。しかも、摩擦抵抗力は接触圧  $p$  と摩擦係数  $\mu$  との積で表わされるからこれを増大させることが付着長短縮への捷路であることも論をまたない。

しかるに鋼線の囲りにスパイラルを配する方法では e) に述べたとおり  $p$  の増大は期待できないので  $\mu$  値を増大させることが特に重要となる。

いま、 $\phi 5 \text{ mm}$  平滑鋼線の場合  $\tau_{0.34} = 0.01 \text{ kg/mm}^2$  とし  $\mu = 0.2 \sim 0.5$  に関して鋼線初期緊張応力  $\sigma_{se}$  と付

着長  $\lambda$  の関係を計算して示せば 図-29 のごとくなる。

これによって  $\lambda$  に対する  $\mu$  値の影響はいちじるしく  $\mu$  値が 0.3 から 0.5 に増大しただけで  $\sigma_{se} = 100 \text{ kg/mm}^2$  の時の  $\lambda$  は 18 cm も短縮されることがわかる。

一般に  $\mu$  値はさびの程度に非常に支配されるから、鋼線は十分さびの状態で用いること

が必要であるが、現在の屋外放置式では長時間を要するのでさらに化学的さび促進法の開発が望まれる。

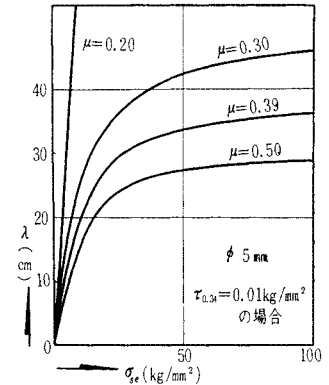
f) 筆者の理論式の検討 電気回路の過渡現象にヒントを得て導いた鋼線定着の理論式を実測結果から吟味する。すなわち筆者の行なった予備実験によって得た諸値ならびに P C 設計施工指針に定められる値を式 (71) に代入して初期付着長、終局付着長を計算し、前者に関しては実測結果と比較する。ここに初期、終局とはそれぞれ鋼線の緊張を解放した直後ならびにコンクリートの硬化収縮、クリープ現象が完了した後を意味する。計算は、I. コンクリート円筒の外径が有限の場合、II. コンクリート円筒の外周をスパイラルで補強する場合、III. コンクリート円筒の外径を無限大とみなす場合について行ない、その際用いる諸値はつぎのとおりである。

$$\begin{aligned}
 r_1 &= 2.5 \text{ mm} \\
 \sigma_{se} &= 100 \text{ kg/mm}^2 \\
 \varphi_n &= 2.0 \text{ [P C 設計施工指針]} \\
 S_n &= 20 \times 10^{-5} \text{ [P C 設計施工指針]} \\
 \mu &= 0.39 \\
 E_c &= 2.83 \times 10^3 \text{ kg/mm}^2 \\
 E_s &= 2.00 \times 10^4 \text{ kg/mm}^2 \\
 \tau_{0.345} &= 0.01 \text{ kg/mm}^2 \\
 n &= E_s/E_c = 7.067 \\
 \nu_c &= 0.2 \text{ (コンクリートのポアソン比)} \\
 \nu_s &= 0.3 \text{ (P C 鋼線のポアソン比)} \\
 p_s &= A_s/A_c = r_1^2/(r_2^2 - r_1^2) = \kappa = 7.919 \times 10^{-3} \\
 A &= np_s/(1 + np_s) = 5.299 \times 10^{-2}
 \end{aligned}$$

表-4 付着長の理論値と実測値

	φ 5 mm 鋼線の付着長	初期 終局 終局			初期 (実測)
		(cm)	(cm)	初期 (cm)	
I	コンクリート円筒の外径が有限の場合	36.2	55.2	1.52	35~40
II	コンクリート円筒の外周をスパイラルで補強する場合	33.6	60.1	1.78	
III	コンクリート円筒の外径を無限大とみなす場合	35.8	54.5	1.51	

図-29



$$B = S_n / p_s, \varphi_n = 1.263 \times 10^{-2}$$

I., II., III. の各場合につき理論計算した結果と初期付着長の実測結果を表—4 にまとめる。

これによると II. の場合と III. の場合はほとんど合致しており、一般の場合にはコンクリート円筒の外径を無限大とみなしてもよいことがわかる。II. の場合の付着長は、初期値で他の場合に比べわずかながら短縮されてはいるが終局値ではかえって増大している。すなわち終局値/初期値を比較すると I., III. の場合には 1.5 であるのに対し、II. の場合には 1.8 となっている。

II. の終局付着長が特に大きな値を示したのは、この場合のごとき部材半径がわずか 2.8 cm という小さな部材ではコンクリートの硬化収縮による鋼線把握力が小さく、したがってクリープ減退圧の影響が支配的になること、しかもこの場合には初期接触圧が他の場合より大きく、したがってクリープ減退圧もより大きいことなどに起因するものと解される。したがって、一般的検討には III. の結果を用いることが妥当と思われる。

## 8. 付着長短縮法

付着長を短縮するための基本的な方向はアンカーボンドの増大、すなわち鋼線定着の強化にあり、なかんずく定着上の主役たる  $\tau_{0.1}$ ,  $\tau_{0.5}$  を大ならしめることが捷路であることも前に触れたとおりである。

そこで、 $\tau_{0.1}$  について考察してみよう。

$\tau_{0.1}$  は接触圧  $p$  と摩擦係数  $\mu$  との積であるからこれを大きくすればよい理屈であるが、前者の強化を意図したスパイラル補強の効果は理論的にも実験的にも認められなかったのが、現在のところ有効なる策が見当らない。しかし、最近膨張剤を用いてグラウトの付着性能をいちじるしく改善したという M. Polivka & A. Klein<sup>9)</sup> の報告は注目に値しよう。定着部コンクリートにこのような処置を施すとか、さらに研究が進んでプレストレストコンクリート自体に膨張性コンクリートが用いられる<sup>10)</sup> ようになれば  $p$  の増大のため有効なる一策となろう。

ただし、この  $p$  増大策を長期的に眺めた場合にはクリープひずみをより増大させ、接触圧の減退を大ならしめてかえって  $\lambda$  を伸長させる誘因もつくることに注意すべきで、この意味においては  $\mu$ ,  $\tau_{0.5}$  を増大させる方がより賢策である。

$\mu$  の増大のためには鋼線のさびを十分ならしめることが必要であるが、現在行なわれているような屋外放置式ではさびの生成に相当の時日を要し、しかもそれによって期待される  $\mu$  値は高々 0.6~0.7 にとどまり今後開発の余地は少ないものと思われる。むしろさび付き平滑鋼線はストランドとして使用し機械的抵抗を高める方が賢策といえよう。

$\tau_{0.5}$  の強化は付着長短縮に対する最も有効な方法と思われるが、近年急速に開発されつつある分野であるが、同時に経済的な面での改善も望まれる。鋼線の表面に凹みを入れたいわゆる Indented type wire は強度がその径の最小部分で決まるから不経済であり、やはり突起をつけた Deformed type wire が好ましく、ボンド性も前者に比し非常にすぐれていることが報告されている。

また、近年、設計荷重の増大、荷重回数の激増にともない構造物の動的強度、疲労強度などが重要視されるに至り、鉄筋コンクリートではすぐれたボンド特性、ひびわれ特性を有するという理由からさかんに異形鉄筋を使用しているが、断面 2 次モーメントや死荷重が小さく外的振動の影響を受けやすい PC 構造物においてはなおさらこの配慮がなされるべきで、異形鋼線、ストランドの使用は単に付着長短縮のためのみならず必要であると筆者は考えている。

## 9. 結 論

筆者は鉄筋コンクリートのボンド試験結果ならびに ACI 型ビーム試験による基礎的試験結果に基づきプレテンション部材の鋼線定着機構を考察し、一方、電気回路の過渡現象よりヒントを得て相似回路を作り理論解析を行ない、プレストレス、ボンド、付着長の各理論式を導いた。そこでアナログ計算機のブラウン管にこれら各理論曲線を指示させ、プレストレス導入の状況を観察し、鋼線定着に関しては時にフリクションボンドが大きな役割を占めることを調べた。

他方、プレテンション板供試体による実測の結果、プレストレスは指数関数的に導入されること、また、鋼線の初期緊張応力  $\sigma_{se}$  の増加にともない付着長 ( $\lambda$ ) は増大すること、径 5 mm 鋼線で  $\sigma_{se} = 100 \text{ kg/mm}^2$  の場合の  $\lambda$  値はさび付き平滑鋼線で約 40 cm、異形鋼線では Indented type で約 30 cm、Deformed type では約 20 cm で、平滑鋼線ではさびの影響がいちじる大きいこと、異形鋼線はボンド性が良好で、なかんずく Deformed type のものがすぐれていることなどがわかった。

フリクションボンドに関係する理論接触圧の計算に当ってはコンクリートを厚肉円筒として取り扱ったが、その外側半径  $r_2$  が鋼線半径  $r_1$  の 5 倍以上の場合には  $r_2$  を無限大とみなした場合と大差ないことが理論的にも実験的にも確かめられたので一般の場合、付着長の理論計算には  $r_2 = \infty$  としてさしつかえない。

接触圧を増加させ、付着長を短縮する目的で  $r_2 = 20 \text{ mm}$  のスパイラルを配して行なった実験結果では、異形鋼線の場合に若干その効果がみられた程度で一般的成果は認められなかった。そこで理論的に検討した結果、 $r_2$  を相当に小さくしないかぎりその効果は発揮され得ないことがわかり、したがって上記目的に対してはスパイラ

ル方式は実用に供しがたい。

なお、付着長短縮のためにはなるべく付着長定数の小さい小径鋼線を用いることも一策であるが、この場合、実験結果としてはむしろコンクリートの品質の影響が大きいと確かな成果は期待しがたい。

コンクリートの硬化収縮、クリープによる影響を考慮に入れ、 $\varphi_n=2$ 、 $S_n=20 \times 10^{-5}$  を用いてさび付き平滑鋼線の終局付着長を計算した結果は初期値の約 1.5 倍となった。これははからずも R.H. Evans, M. Roš らの 2 倍説<sup>9)</sup>と G. D. Base の微増説<sup>12)</sup>の中間に位する。なお、この計算に用いたコンクリートの弾性係数はプレストレス導入時のものを不変の値として取り扱っているが、実際にはさらに増大するから厳密な終局付着長値はそれより小さいものと推定される。

また、平滑鋼線の付着長を短縮するためには摩擦係数値を増大させるか接触圧を強化することが必要となるが、前者には限度があり、後者はクリープ減退圧をも増大させるため長期的に眺めた場合には賢策とはいえず、その点異形鋼線ではリブの機械的抵抗力が定着の主役を演ずるためクリープによる影響は小さいものと考えられる。

以上のことからなるべく異形鋼線を用いることが好ましく、平滑鋼線の場合にはこれをストランドとして使用する方が付着長短縮の上からも、またクリープ、ボンド疲労などの観点からも望ましく思われる。

終りに本論文の問題点をあげ、筆者の見解をまとめる。

鋼線定着に関与する要素として鋼線膨張に基づくフリクションボンドを仮定したことの妥当性は、圧縮を受ける場合のボンドが引張を受ける場合のそれより大きいという事実からも明らかにされるところであるが、ただ、本理論ではコンクリートを純弾性体として取り扱い、厚肉円筒の Lamé の解を適用して接触圧を計算している点に問題がある。同解は、厳密には無限円筒に対するものであるから、それをプレテンション部材端部に適用することは、端部効果、局部載荷の影響などの関連からも無理がともなっているわけである。また、材端付近におけるコンクリートの引張強度を過大に仮定している難点があり、実際には当該部分ではすでに鋼線にはスリップが生じ、コンクリートとの接触面は塑性状態に入っており、若干、スリップ後の roughness に基づくボンドが残存しているにすぎぬものと推定され、理論通りボンド応力が材端で最大になるとは考えられない。この部分のボンド分布を精査できなかったのが残念であるが実状は図-2のごとく仮想されるのであって図-22に示した実測ボンド曲線中、材端近傍は便宜的、大局的に結んだにすぎない。

しかしながら前述したごとく、ボンドの問題はそれ自体きわめて複雑である<sup>13)</sup>ので、その上さらに上のような

諸要因を十分に考慮に入れて鋼線定着の機構を純理論的に厳密にとらえることは不可能と思われる。きわめて単純化された本理論ではあるが、筆者の行なった径 5 mm 鋼線の実測結果（コンクリートを対象とするため多少の数値的不確実性は免かれ得ないが）では性量両面で比較的良好な合致をみており、一応、付着長に対する大局的目安を与え得たものと信ずる。なお少なくとも鋼線定着の仕組みが電気回路の過渡現象に類似するという発見は筆者にとって興味深いことであった。

今後、さらに不備の点を追求してより完全なものを得たいと念願しているが、何分にも定量的に示すことが困難な多くの性質をもっているコンクリートのことであり、浅学なる筆者へのご指導ご助力を願うこと切なるものがある。

謝 辞 本研究に当って九州大学水野教授、徳光助教授より懇切なるご指導を賜わり、また、計測に関しては山崎教授より格別のご援助を頂いたことを付記して深謝致します。

実験に際しては九州大学土木実験室の谷脇、中村、丸山、古賀氏はじめ石川、出光、林、鷹取君の他多くの学生諸君のご助力にまつところ多かつた。また、現場実験、その他においてご便宜、ご助力を計って下さった九州鋼弦コンクリートKK、オリエンタルコンクリートKKの方々にも謝意を表して結びとする次第である。

#### 参 考 文 献

- 1) H.J. Gilkey: "Proposed Test Procedure to Determine Relative Bond Value of Reinforcing Bars", Journal of A.C.I., Vol. 16, No. 4, 1945.
- 2) 水野高明・渡辺 明: 丸鋼, 異形丸鋼および異形ねじり鉄筋の付着に関する研究, 土木学会論文集 93 号, 昭和 38 年
- 3) E. Hoyer: Der Stahlsaitenbeton, 1939
- 4) W. Swida: "Über die Beanspruchung in Vorgespannten Druckstollen", Bautechnik, 1959
- 5) 坂 静雄・岡田 清・六車 照: プレストレスト コンクリート, 朝倉書店, 昭和 36 年
- 6) 渡辺 明・出光 隆: PC 鋼線のフリクションボンドについて, 土木学会西部支部研究発表会, 昭和 39 年
- 7) 渡辺 明: コンクリートの弾性係数測定の一便法, 九州大学工学集報, 36 卷, 2 号, 昭和 38 年
- 8) Akira Watanabe: "Studies on the Transmission Length of Pretensioned Prestressed Concrete", The Memoirs of the Faculty of Engineering, Kyushu University, Vol. XXIV, No. 3
- 9) M. Polivka, A. Klein: "Bond Strength Characteristics of Grouts Containing an Expansive Component", RILEM Bulletin, No. 13, 1961
- 10) J.H. Walker: "Research on Prestressed Concrete of the Portland Cement Association", Journal of P.C. I., 1963
- 11) K. Billig: Prestressed Concrete, 1952
- 12) G.D. Base: "An Investigation of Transmission Length in Pre-Tensioned Concrete", 3rd Congress of F.I.P., 1958
- 13) 渡辺 明: 引抜試験におけるボンド分布曲線の性状に関する考察, 九州大学工学部集報, 36 卷, 2 号, 昭和 38 年

(1965. 2. 18・受付)  
(1965. 5. 31・受付)