1 — (12)　プレストレストコンクリートばりの塑性力学的性状と設計についての考察

九州共立大学工学部　正会員　加賀美一二三
〃　〃　学生会員○阿部光洋

1. 緒言　PCばりの曲げ実験は，ひびわれ荷重後より破壊にいたる間のコンクリートのひずみ分布様相はn次放物線をなし，ひびわれ荷重以後のプレストレスの影響は殆んど認められなくなるので，高強度コンクリートと高強度鋼PC鋼材使用のPCばりの塑性状態の段階においても，鉄筋コンクリートばりの場合(1,2)とほぼ同様のひずみ分布様相であると考えて差支えないといえる。故に，RCばりの場合に誘導した破壊曲げモーメントの式をPCの場合に採用しPCばりの場合の式とし，多くの研究者の実験結果に適用しその適否を立証し極めて良い結果が得られた報告であり，さらに1975年土木学会制定の要旨によって計算した結果を併記した。

2. 破壊曲げモーメント式とはりの有効高さの設計式　RCばりの極限時の場合と同様，特にPCばりの場合は特にPC鋼線ばりが大部分であるから，上縁側においてσ_cはσ_{cu}，下縁側においてはσ_pはσ_{pu}に達するものと考えられるので，RCばりの場合に誘導した破壊曲げモーメントの式をPCばりの場合として使用することにする。

極限時にPCばりの中立軸が突縁中か腹部中かは次式により判定する。

$k_u = p_p\gamma_u/\mu$ ---(1)　式中，k_u＝中立軸位置係数，p_p＝PC鋼線比，$\gamma_u=\sigma_{pu}/\sigma_{cu}$，$\sigma_{pu}$＝PC鋼線の引張強度，$\sigma_{cu}$＝コンクリートの圧縮強度，$\mu=n/(n+1)$；コンクリートの面積係数，$n$＝コンクリートの応力放物線次数

(1)　PC長方形ばりと突縁ばりの中立軸が突縁中にある場合　いま，b，b_e＝はりの巾，突縁ばりの突縁巾，d＝長方形ばり，突縁ばりの有効はり高さ，$\nu=n/(2n+1)$；上突縁軸よりの応力形図心までの距離係数，μ，ν中のnは既報(1,2)の通り高強度コンクリートの場合も5次と考えて差支えなく，しかるときは$\mu=0.834$，$\nu=0.454$の常数となる。RCばりの破壊曲げモーメント式(2)はPCばりの抵抗破壊曲げモーメント式M_{ur}として次式となる。コンクリートの圧縮強度よりの場合～$M_{ur}=p_p\gamma_u(1-\nu/\mu\cdot p_p\gamma_u)\,b\ \mathrm{or}\ b_e d^2\sigma_{cu}$ ---(2)　PC鋼線の引張強度よりの場合～$M_{ur}=p_p(1-\nu/\mu\cdot p_p\gamma_u)\,b\ \mathrm{or}\ b_e d^2\sigma_{pu}$ ---(3)　この場合の長方形ばり，突縁ばりの有効はり高さdはSを安全率とし，働く曲げモーメントをM_aとすると　(2)式の場合は　$d=\xi_1(SM_a/b\ \mathrm{or}\ b_e)^{1/2}$ ---(4)　$\xi_1=[1/\{\sigma_{cu}\cdot p_p\gamma_u(1-\nu/\mu\cdot p_p\gamma_u)\}]^{1/2}$　(3)式の場合は　$d=\xi_2(SM_a/b\ \mathrm{or}\ b_e)^{1/2}$ ---(5)　$\xi_2=[1/\{p_p\sigma_{pu}(1-\nu/\mu\cdot p_p\gamma_u)\}]^{1/2}$

(2)　突縁ばりにて中立軸が腹部中にある場合　以下，式中の符号は(1)の場合と同様とする。(a)　腹部コンクリートの応力無視の場合　コンクリートの圧縮強度の場合～$M_{ur}=p_p\gamma_u j b_e d^2\sigma_{cu}$ ---(6)　PC鋼線の引張強度の場合～$M_{ur}=p_p j b_e d^2\sigma_{pu}$ ---(7)　この場合のdは～(6)式の場合は　$d=\xi_3(SM_a/b_e)^{1/2}$ ---(8)　$\xi_3=(1/p_p j\gamma_u\sigma_{cu})^{1/2}$　(7)式の場合は　$d=\xi_4(SM_a/b_e)^{1/2}$ ---(9)　$\xi_4=(1/p_p j\sigma_{pu})^{1/2}$　(b)　腹部コンクリート無視しない場合　コンクリート圧縮強度の場合～$M_{ur}=\{\varphi(b_e-b_0)(1-\varphi/2)+\mu k_u b_0(1-\nu k_u)\}d^2\sigma_{cu}$ ---(10)　PC鋼線の引張強度の場合～$M_{ur}=\{p_{p1}(1-\varphi/2)+p_{p2}(1-\nu k_u)\}b_e d^2\sigma_{pu}$ ---(11)　(10)，(11)式中，b_0＝はり腹部の巾，$\varphi=t/d$，t＝突縁の厚さ，$p_{p1}=\varphi/\gamma_u\cdot(b_e-b_0)/b_e$，$p_{p2}=p_p-p_{p1}$　(10)式の場合のdは　$d=\xi_5(SM_a)^{1/2}$ ---(12)　$\xi_5=[1/\{\varphi(b_e-b_0)(1-\varphi/2)+\mu k_u b_0(1-\nu k_u)\}\sigma_{cu}]^{1/2}$　(11)式の場合は　$d=\xi_6(SM_a)^{1/2}$ ---(13)　$\xi_6=[1/\{p_{p1}(1-\varphi/2)+p_{p2}(1-\nu k_u)\}b_e\sigma_{pu}]^{1/2}$などの破壊曲げモーメントの式とはり有効高さ$d$の設計式となる。

3. 破壊曲げモーメント式による実験値の立証　(1)　猪股俊司氏の実験　土木学会論文集，p.31，表−19，第17号，1953，ポストテンショニングばりの検照をしてみることにする。その結果は表−1となった。

表−1中，M_{ur}は著者の式値，M_E，M_uは猪股氏の実験値，同氏誘導の曲げモーメント式値にて，表中のM_E/M_{ur}，M_E/M_uとより著者の場合が良結果であることがわかる。

表−1　土木学会論文集，第17号の計算結果

試験番号	b cm	$p_p\gamma_u$	σ_{cu} kg/cm²	$bd^2\sigma_{cu}$	$p_p\gamma_u\times(1-\nu/\mu\cdot p_p\gamma_u)$	M_{ur} kg cm	M_E kg cm	M_E/M_{ur}	猪股氏の M_E/M_u
A	38	0.162	505	656.10^5	0.148	971.10^5	991.10^5	1.02	1.09
B	32	0.164	505	428.10^5	0.151	642.10^5	665.10^5	1.03	1.05

D	40	0.0928	546	108.10^5	0.0881	$95.1.10^5$	$99.4.10^5$	1.04	1.05
E	34	0.0968	575	$73.6.10^5$	0.0916	$67.5.10^5$	$70.7.10^5$	1.05	1.05
F	32	0.158	546	$46.3.10^5$	0.144	$66.7.10^5$	$63.5.10^5$	0.95	1.16

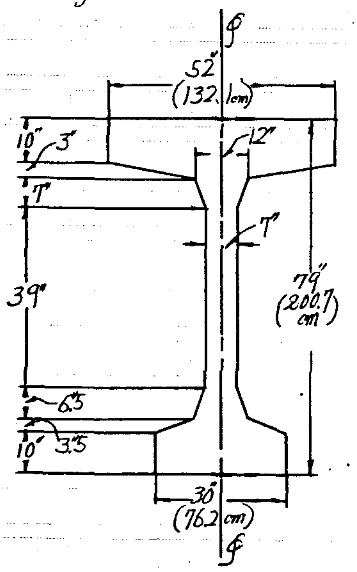
(2) Y. Guyon の実験　Y. Guyon, Béton Précontraint, Etude Théorique et Expérimentale, 1953, p.599, 表−2 中の実験に対する検照。

表−2 Y. Guyon の実験の計算結果

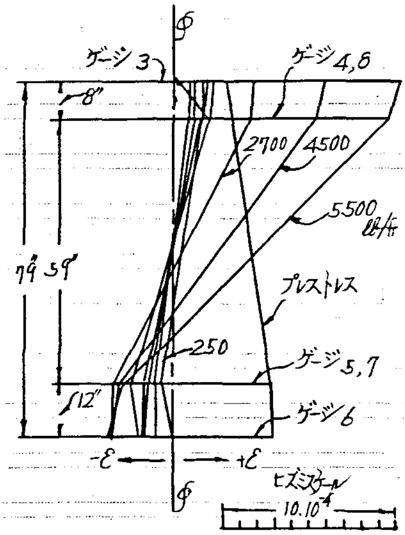
試体番号	σ_{cu} kg/cm²	σ_{pu} kg/cm²	p_p	$p_p\gamma_u$	$p_p\gamma_u\times(1-\nu/\mu\cdot p_p\gamma_u)$	$bd^2\sigma_{cu}$	M_{ur} kg cm	M_E kg cm	M_E/M_{ur}
1	520	14500	0.950	0.273	0.232	754000	175000	186000	1.06
2	609	14000	1.365	0.0840	0.0793	811000	64300	64700	1.01
3	330	16000	0.303	0.147	0.135	1140000	154000	162000	1.05

(3) G. Magnel の実験

G. Magnel の著書, Prestressed Concrete, 1954 の実験資料によって検照。Magnel は電気抵抗線ひずみ計にてひずみを測定しているが、その結果は図−1 のごとくである。



図−2 Magnel の PC ばりの断面図



図−1 Magnel の実験によるひずみ測定値

(3) の場合の計算は $b_t=174$ cm, $b_e=132.1$ cm, $d=178.4$ cm, $\sigma_{pu}\fallingdotseq 17400$ kg/cm², $\sigma_{cu}=365$ kg/cm², $A_p=98.52$ cm², $p_p=98.52/131.1\times178.4=0.00418$, $p_p\gamma_u=0.00418(17400/0.834)=0.199$, $k_u=0.199/0.834=0.239$, $x=k_u d=0.239\times178.4=42.6$ cm >25.4 (10 in), 故に中立軸が腹部中にある場合であり $j=1-\nu k_u=1-0.454\times0.239\fallingdotseq0.891$, $M_{ur}=p_p\gamma_u j\, b_e d^2\sigma_{cu}=0.199\times0.891\times132.1\times178.4^2\times365=272\times10^6$ kg cm ～ Magnel の実験値は 267×10^6 kg cm (193×10^6 ft lb), $M_E/M_{ur}\fallingdotseq0.982$ ～ 著者の M_{ur} 値は極めて良結果である。

(4) 仁杉氏の実験　土木学会論文集, p24, 第27号, 1955, ポステンばりの検照。この場合 $A_p=7.07$ cm², $\sigma_{pu}=17900$ kg/cm², $b_e=35$ cm, $d=50$ cm, $\sigma_{cu}=530$ kg/cm², $A_s=1.41$ cm² (シース断面積), $\sigma_{sy}=4000$ kg/cm² ～ $\gamma_u=\sigma_{pu}/\sigma_{cu}\fallingdotseq33.8$, $p_p\gamma_u=0.136$, $b_e d^2\sigma_{cu}=46400000$, $M_{ur}=p_p\gamma_u(1-\nu/\mu\cdot p_p\gamma_u)b_e d^2\sigma_{cu}\fallingdotseq585\times10^4$ kg cm, $M_{ur}=p_p(1-\nu/\mu\cdot p_p\gamma_u)b_e d^2\sigma_{pu}=586\times10^4$ kg cm, シースによる曲ゲモーメント； $p=0.807$, $\gamma_y=7.55$, $p\gamma_y=0.00609$, $M_{ur}=281000$ kg cm, 抵抗モーメントの和は $M_{ur}=58.6+2.81=61.4$ t m, $M_E=61.2$ t m (仁杉氏の報告値), $M_E/M_{ur}\fallingdotseq1.00$ ～ 良結果である。

4. 土木学会の標準示方書による検照　(1) ～ Magnel の例に適用 ～ $x=(98.52\times17400)/(132.1\times36.5)\fallingdotseq35.6$ cm, $M_{ur}=\sigma_{pud}A_p(d-0.8x/2)=15800\times98.52(178.4-0.8\times35.6/2)\fallingdotseq256\times10^6$ kg cm ～ $M_E=267\times10^6$ kg cm, $\sigma_{pud}=\sigma_{pu}/\gamma_{mp}=15800$ kg/cm², $M_E/M_{ur}\fallingdotseq1.04$ ～ 著者の場合, 0.982　(2) ～ 仁杉氏の例に適用 ～ $x=(7.07\times17900+1.41\times4000)/(35\times530)\fallingdotseq7.54$ cm, $\sigma_{pud}=\sigma_{pu}/\gamma_{mp}\fallingdotseq16300$ kg/cm², $\sigma_{syd}=\sigma_{sy}/\gamma_{ms}\fallingdotseq3430$ kg/cm², $M_u=(\sigma_{pud}A_p+A_s\sigma_{syd})(d-0.8x/2)\fallingdotseq5650000$ kg cm ～ $M_E=6120000$ kg cm, $M_E/M_{ur}=61.2/56.5\fallingdotseq1.08$ ～ 著者の場合, 1.00　学会の場合著者の場合より悪い結果である。

参考文献；～(1) 加賀美一二三, ASCE-ACI 連合委員会の極限強度設計法に対する考察　(2) 加賀美一二三, 鉄筋コンクリートばりの塑性的性質に関する研究 (著者の学位論文の一部, 1957)