

プレストレストコンクリートはりのプラスチックヒンジの特性

神 山 一*

要 旨

破壊に近い状態の抵抗モーメントと曲率または回転能力との関係は極限設計の重要な要因である。この報告は破壊に近い状態のモーメントと曲率または回転との関係の評価方法を検討したものである。これには多数の要因の影響があるが、この中のひずみ勾配をもつ場合のコンクリートの応力度—ひずみ度関係と、P C鋼材の比例限度を越えた領域を含む応力度—ひずみ度関係を考慮してその計算式を導いた。

この理論的研究から次の結論が得られた。

1) P C鋼材のひずみ硬化域およびコンクリートのひずみ勾配をもつ応力条件下の最大ひずみを考慮した場合、基本条件である力のつり合いとひずみの適合条件を満足するはりの曲げモーメントと曲率または回転角との関係を求める計算式を導いた。

2) はりの最大モーメントを生ずる限界断面近傍の塑性領域の広がり（プラスチックヒンジの長さ）に機械的鉄筋比がもっとも大きな影響をおよぼすことを見いだした。また、塑性領域の広がりの近似計算式を提案した。

3) プラスチックヒンジの回転能力および抵抗モーメント差などから最適P C鋼材比を求める方法を提案した。

記 号

- b : はりの断面幅
- d : はりの有効高さ
- h : はりの全高さ
- Z_{ct} : 断面係数（引張側）
- A_s : P C鋼材の断面積
- K_{cr} : 曲げひびわれ発生時の中立軸係数
- K_{sy} : P C鋼材降伏時の中立軸係数, $\epsilon_s = \epsilon_{sy}$
- K_{cu} : 圧縮側コンクリート破壊時, $\epsilon_c = \epsilon_{cu}$ になるときの中立軸係数
- p : P C鋼材比 $= A_s / bd$

$p \beta_y$: 力学的P C鋼材比

f_{c0} : ひずみ勾配がある状態のコンクリートの圧縮強度

f_{s0} : P C鋼材の比例限度の応力度

f_{sy} : P C鋼材の降伏点応力度

f_{su} : P C鋼材の強度

ϵ_{c0} : f_{c0} に対応するコンクリートのひずみ度

ϵ_c : コンクリートのひずみ度

ϵ_{cu} : コンクリートの圧縮破壊ひずみ度

ϵ_{s0} : P C鋼材の比例限度のひずみ度

ϵ_{sy} : P C鋼材の降伏点のひずみ度

ϵ_{ss} : P C鋼の永久ひずみ度

M_{cr} : 曲げひびわれ発生時の抵抗モーメント

M_{sy} : P C鋼材降伏時の抵抗モーメント

M_{cu} : 圧縮側コンクリート破壊時の抵抗モーメント

M_{eu} : 破壊時の外力によるモーメント

ϕ_{cr} : 曲げひびわれ発生時の断面の曲率

ϕ_{sy} : P C鋼材降伏時の断面の曲率

ϕ_{cu} : 圧縮側コンクリート破壊時の断面の曲率

l : はりのスパンの長さ

l_z : プラスチックヒンジの長さ

a_0 : せん断スパンの長さ

θ : プラスチックヒンジの回転角（回転能力）

$$n = f_c / f_{c0}, \quad \xi = \epsilon_c / \epsilon_{c0}$$

1. ま え が き

プレストレスト コンクリート部材の破壊強度に関する研究は数多く発表されている。その内容はそれぞれの特徴があるけれども、破壊強度に重点をおいたものが多い。その多くはコンクリートの標準供試体強度と応力度—ひずみ度曲線と鋼材の理想化した応力度—ひずみ度関係をを用い、降伏点応力度を基本にした破壊強度の計算値と測定値との比較から強度計算方法の妥当性を主張している。これらが部材の破壊強度設計法の有力な資料となっており、この多数の研究結果が設計法の重要な基礎となっていることは疑いない。また、部材の利用強度をき

* 工博 早稲田大学教授 理工学部土木工学教室

める根底には安全度の考え方として

$$\text{安全度の余裕} = \frac{(\text{破壊強度}) - (\text{許容応力度})}{(\text{許容応力度})} \quad \text{または} \quad \frac{(\text{破壊荷重}) - (\text{許容荷重})}{(\text{許容荷重})}$$

というものがあ、材料の品質、管理の向上にともな、これを低減する傾向にあることは否定できない。たとえば許容応力度設計（破壊強度設計の利用強度と考、よい）、における材料の安全度の余裕は、鋼材では 1948 年以前は約 1.2、1948～1965 年の間は約 1.0、1965 年以後は約 0.8 に、最近は 0.70～0.72 に低減しようとする傾向すらみられる。コンクリートの安全余裕は 1965 年以前は約 2.0、1965～1972 年は約 1.73、1972 年以後は約 1.26 程度に低減しようとする傾向にある⁹⁾。その理由は材料の品質、管理の向上と同時に設計計算法の合理化にあることはいままでのない。

しかし、鉄筋コンクリートやプレストレスト コンクリートのよ、コンクリートと鋼材という著しく力学的性質の異なる材料を組み合わせた合成部材の安全度の余裕を、強度のみから適切に評価できるかどうかは疑問である。特に材料の変形特性を理想化して求めた強度が測定値と一致したとしても、どのようなひずみ条件のもとで一致したのかは明らかではない。たとえば、明確な降伏域をもつ鋼材では、降伏点応力度に対応するひずみ度は無数にあり、どのひずみ度でつり合い条件が成立しているのかは不明確であり、これがわからなければ断面の曲率はきまらない。材料の応力度—ひずみ度関係を理想化し、単純化した仮定に基づき、ひずみの適合条件を無視して導いた計算式による値が測定値と一致しても、ひずみ条件あるいは曲率が測定値と一致するとは限らない。特に普通に用いられる PC 鋼材比の場合の PC 鋼材降伏時のコンクリートのひずみ度、圧縮部コンクリートのひずみがひずみ勾配をもつ状態で限界値に到達したときの PC 鋼材のひずみ度が明確でなければ、力のつり合い条件、抵抗モーメントともにその性格が不明確になる。部材の降伏時、破壊時の抵抗モーメント差が小さくとも、両者間のひずみ度あるいは曲率の差が小さいとは限らない。ひずみの適合条件軽視の結果がこのよ、点に現われている。変形能力の観点から安全度の余裕を見れば次のよ、評価方法になる。

$$\text{安全度の余裕} = \frac{(\text{破壊時の曲率}) - (\text{許容応力度時の曲率})}{(\text{許容応力度時の曲率})} \quad \text{または} \quad \frac{(\text{破壊時の回転角}) - (\text{許容応力度時の回転角})}{(\text{許容応力度時の回転角})}$$

変形上の安全度の余裕は部材の破壊の性状に影響を与えるばかりでなく、極限設計では重要な要因になる。弾性性質が破壊に至るまで継続しない限り、強度上の安全度余裕と変形上の安全度の余裕とは一致しないという初歩的な性質が忘れられてはならない。しかしながら強度の安全度の余裕と変形上の安全度の余裕との関連を理論

的に研究したものは少ない。材料の塑性領域の問題を取り扱、ながら、コンクリートおよび PC 鋼材の変形特性を単純化して、弾性理論の考え方を適用しようとする点に無理がある。しかし、少ないけれども強度と変形とを同等に扱う考、方も従来からあり、プラスチックヒンジの研究は、その一例である。そのためにはコンクリートおよび PC 鋼材の性質の塑性性質をどのように考、するかが大切である。ここで検討する事項を要約すれば、次のとおりである。

(1) コンクリートの応力度—ひずみ度の関係の表現と限界ひずみ

標準供試体による応力度—ひずみ度の関係と破壊ひずみとを部材の圧縮部に適用することに疑問がある。標準供試体の場合にはひずみが一様に分布するときの応力度—ひずみ度の関係であり、ひずみの限界値である。部材の圧縮部ではひずみ勾配があるから、ひずみ勾配がある場合の応力度—ひずみ度の関係およびひずみの限界値を適用すべきである。強度の比較はされているが、ひずみの限界値について検討した研究は少ない²⁻⁹⁾。

(2) PC 鋼材の応力度—ひずみ度の関係の表現

鋼材の応力度—ひずみ度の関係は完全弾性域と完全塑性域とに分離して考、ることが多いが、ひずみ硬化領域や PC 鋼材の比例限度を超過した塑性領域の応力度—ひずみ度の関係を取扱った研究は少ない。強度計算のみを目的とするならば降伏点応力度（永久ひずみ度 0.1% または 0.2% に相当する proof strength）を用いても一般に大きな差異はないが、プラスチックヒンジなどのよ、な変形の問題を取扱、かう場合は見かけの降伏点のみではほとんど意味をもたない。連続した応力度—ひずみ度曲線上のある一点を降伏点と定義するのでなければ、ひずみの適合条件を満足させることはできない。

(3) 部材の降伏と破壊

降伏と破壊との間に強度上の余裕があっても、あるいはなくても、変形上の差異の検査は無視できない。このためには力のつり合い条件とともに、ひずみの適合条件を満足する必要がある¹⁰⁾。プラスチックヒンジの性質の検討も例外ではなく、ひずみの適合条件が不明確ならば従来の研究と同一傾向の結論に到達することは明らかである。

(4) プラスチックヒンジの長さ（塑性域の広がり）

この分野についての理論的研究は比較的少なく、その多くは経験的なものである。実験から推定したものであるが、推定の根拠も明らかでない。理論的でも実験的でもよいがヒンジの長さが必要である。しかし強度試験は行なってもこの点に注目したものは少ない。ある程度の理論的な見とおしをしなければ、その測定も困難な一つの

例をここに見ることができる。多くの提案がなされているが有効高さあるいはその1/2と仮定したものが多^{14)~22)}。

(5) プラスチックヒンジの回転能力および強度からみた最適 P C 鋼材比

プラスチックヒンジの回転能力あるいは抵抗モーメントの変化量などの観点から適切な P C 鋼材比を提案した報告は見あたらない。

2. 材料の応力度—ひずみ度の関係

最大応力度を過ぎたあとの応力度降下領域を含むコンクリートの応力度—ひずみ度の関係の表現は、きわめて困難である。ひずみ勾配をもつはりの圧縮部の応力度—ひずみ度の関係を一つの式で表現することは、なおさら困難である。しかし、圧縮応力度の小さい領域よりも最大応力度近傍に重点をおけば、近似的に高次放物線あるいは指数関数曲線で表わすことができる。ひずみ勾配をもつ場合の応力度—ひずみ度関係の測定資料^{1)~5)}をもとにして、応力度降下領域を含め、次の高次放物線を仮定した。

$$\eta = \xi(m - \xi)^{m-1} / (m-1)^{m-1} \dots \dots \dots (1)$$

測定資料と式(1)で $m=6$ にとった場合の誤差は図-1のように、小応度および応力度降下領域で大きい。圧縮部コンクリートの圧縮力係数および中立軸に関する

図-1 Assumed stress-strain relationship for concrete under strain-gradient

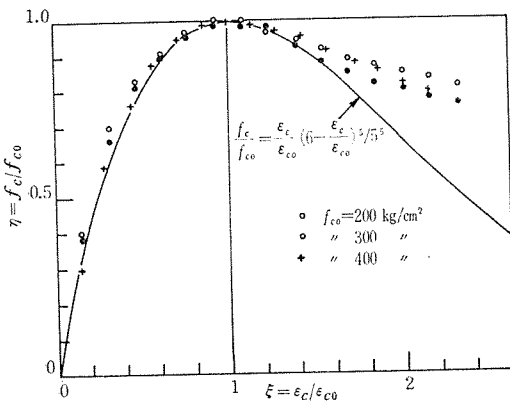
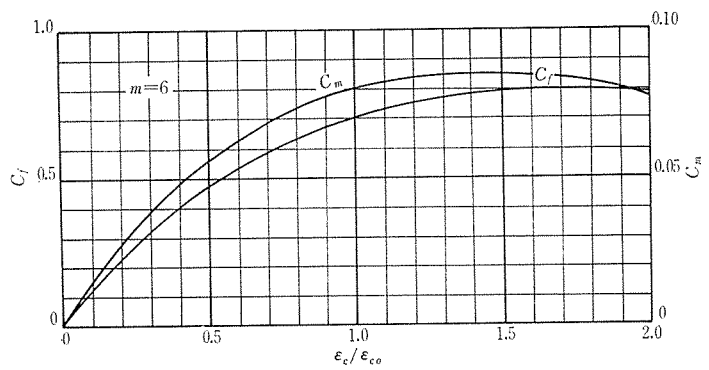


表-1 Numerical value of coefficient C_f and C_m

$\epsilon_c / \epsilon_{c0}$	C_f	C_m	$\epsilon_c / \epsilon_{c0}$	C_f	C_m
0.3	0.315 52	0.038 15	1.2	0.752 33	0.083 89
0.4	0.397 56	0.047 82	1.3	0.768 84	0.084 76
0.5	0.469 49	0.055 98	1.4	0.780 99	0.086 68
0.6	0.532 13	0.063 00	1.5	0.789 23	0.084 98
0.7	0.586 23	0.068 76	1.6	0.793 99	0.084 43
0.8	0.632 51	0.073 45	1.7	0.812 59	0.083 52
0.9	0.671 65	0.077 26	1.8	0.793 92	0.082 29
1.0	0.704 27	0.080 20	1.9	0.791 11	0.080 80
1.1	0.730 98	0.082 39	2.0	0.785 55	0.077 77

図-2 Coefficient C_f and C_m (in case of $m=6$)



るモーメントの係数は次式で表わすことができる。

$$\left. \begin{aligned} C_f &= \int_0^{\xi} \eta d\xi & (a) \\ C_m &= \int_0^{\xi} \eta \cdot \xi \cdot d\xi & (b) \end{aligned} \right\} \dots \dots \dots (2)$$

C_f と C_m の数値計算結果を表-1に記し、 $C_f - \xi$ 、 $C_m - \xi$ の変化の特徴を図-2に示した。係数 C_f 、 C_m はそれぞれ $\xi = 1.70$ 、 1.40 で最大になる。すなわち、最大ひずみは $\epsilon_{cu} \doteq 1.40 \epsilon_{c0}$ 、ひずみ勾配をもつ場合の最大応力度に対応するひずみ $\epsilon_{c0} = 3\ 400 \cdot 10^{-6}$ と仮定すれば $\epsilon_{cu} = 4\ 760 \cdot 10^{-6}$ となる。 $\xi = 1.40$ に対応する係数値はそれぞれ $C_{fu} \doteq 0.785$ 、 $C_{mu} = 0.085$ である。これらの値は中立軸位置の決定、抵抗モーメントの数値計算に用いる。

P C 鋼棒、P C 鋼線の比例限度を超過した領域の応力度—ひずみ度の関係は、座標原点を図-3のように比例限度に移して表わせば式(3)のようになる。

$$\left. \begin{aligned} \epsilon_s &\leq \epsilon_{s0}; & f_s &= E_s \cdot \epsilon_s \\ \epsilon_s &\geq \epsilon_{s0}; & f_s / f_{s0} &= 1 + \frac{\epsilon_s / \epsilon_{s0} - 1}{A + B(\epsilon_s / \epsilon_{s0} - 1)} \end{aligned} \right\} \dots (3)$$

図-3 An expression of stress-strain relationship for prestressing steel (wire and bar)

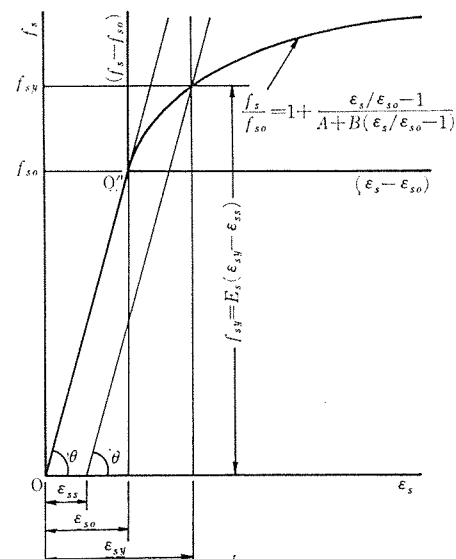


表-2 An experimental constant A and B for prestressing bar and wire

Materials	Proportional limit, f_{s0} , kg/mm ²	Yield point, f_{sy} , kg/mm ²	Ultimate strength, f_{su} , kg/mm ²	Young's modulus, E_s , kg/mm ²	A	B
φ 5 wire	127	149	175	20 400	0.98*	5.16*
φ 13 Bar (SPBC 125)	107	123	139	20 800	0.81	5.20

Note : * Prestretching stress = 150 kg/mm²

ここで A, B は P C 鋼材の品質, プレストレッシングなどによる定数で表-2 のような値になる。

任意の永久ひずみ ϵ_{ss} (0.1% または 0.2%) に対応する降伏点応力度は式 (4) を解いて求める。

$$(f_s/f_{s0}-1)^2 + \frac{A+B(\epsilon_{ss}/\epsilon_{s0}-1)}{B} (f_s/f_{s0}-1) - \frac{1}{B} \cdot \frac{\epsilon_{ss}}{\epsilon_{s0}} = 0 \dots\dots\dots (4)$$

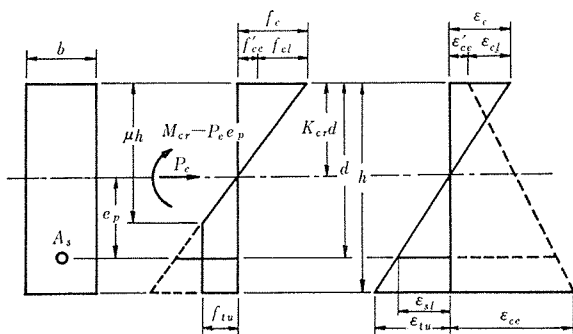
式 (4) で計算した降伏点応力度は, 測定値ときわめてよく一致する。

3. 曲げひびわれ発生時の抵抗モーメント曲率

曲げひびわれ発生直前の応力度分布およびひずみ度分布を 図-4 のように仮定すれば, 抵抗モーメントと曲率の近似値は次の式で計算できる。

$$\left. \begin{aligned} M_{cr} &\doteq (f_{ce} + f_{tu}) \cdot Z_{ct} & (a) \\ f_{tu} &\doteq 1.6 f_{tu} + 0.6 f_{cg} \quad (\text{長方形断面の場合}) & (b) \\ k_{cr} &\doteq \mu \left(1 - \frac{\mu}{2}\right) & (c) \\ \phi_{cr} \cdot d &\doteq \frac{\epsilon_{tu}}{\mu - k_{cr}} \cdot \frac{d}{h} & (d) \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (4)$$

図-4 Assumed stress and strain distribution in section at just before flexural cracking



式 (4) (a), (b) および (c) の中立軸係数は P C 鋼材の影響を無視した近似値である。ここで $\mu = 0.70$, $\epsilon_{tu} = 250 \cdot 10^{-6}$ と仮定すれば $k_{cr} = 0.455$ となり, 抵抗モーメントおよび曲率は式 (5) で求められる。

$$\left. \begin{aligned} \frac{M_{cr}}{bd^2 f_{c0}} &\doteq \frac{1}{6} \left(1.60 + 0.6 \frac{f_{cg}}{f_{tu}} + \frac{f_{ce}}{f_{tu}} \right) \cdot \left(\frac{h}{d} \right)^2 \cdot \frac{f_{tu}}{f_{c0}} & (a) \\ \phi_{cr} \cdot d &\doteq 1.020 \cdot 10^{-6} d/h & (b) \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (5)$$

プレストレスの分布が $f_{ce}' = 0$, $f_{ce} = 2 f_{cg}$, すなわち三角形分布のときは式 (5) は次のようになる。

$$\left. \begin{aligned} \frac{M_{cr}}{bd^2 f_{c0}} &\doteq \frac{1}{6} \left(1.6 + 2.6 \frac{f_{cg}}{f_{tu}} \right) \cdot \frac{f_{tu}}{f_{c0}} \cdot \left(\frac{h}{d} \right)^2 & (a) \\ \phi_{cr} \cdot d &\doteq 1.020 \cdot 10^{-6} d/h & (b) \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (6)$$

数値計算の結果は表-3 のとおりである。

4. プラスチックヒンジの形成

プラスチックヒンジは P C 鋼材の応力度がある限界値に到達したときに形成されると仮定すれば, その定義は次の 3 つに要約される。

- 1) P C 鋼材の応力度が比例限度に到達したとき
- 2) P C 鋼材の応力度が降伏点応力度に到達したとき
- 3) 部材に曲げひびわれが発生したとき (P C 鋼材比が小さい場合)

ここでは 2) の定義によってプラスチックヒンジの形成とする。しかし, P C 鋼材比が小さい場合は 3) の定義が実際に近い。以下に述べる条件から抗抵モーメントと曲率を求める。図-5 を参照すれば

ひずみの条件:

$$\left. \begin{aligned} \epsilon_s &= \epsilon_{sy} \\ \epsilon_c &= \epsilon_{ce}' + \epsilon_{cl} = \frac{k_{sy}}{1 - k_{sy}} \epsilon_{sy} < \epsilon_{cu} \\ \frac{\epsilon_c}{\epsilon_{c0}} &= \frac{k_{sy}}{1 - k_{sy}} \cdot \frac{\epsilon}{\epsilon_{c0}} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (7)$$

または

$$k_{sy} = \frac{\epsilon_c / \epsilon_{c0}}{\epsilon_c / \epsilon_{c0} + \epsilon_{sy} / \epsilon_{c0}}$$

力のつり合い条件:

$$\left. \begin{aligned} C &= C_f \cdot k_{sy} \cdot b d f_{c0} \\ T &= A_s \cdot f_{sy} \\ C &= T; \quad k_{sy} = \frac{p \beta_y}{C_f} \quad \text{または} \quad C_f = \frac{p \beta_y}{k_{sy}} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (8)$$

図-5 Assumed stress and strain distribution in critical section (hinging section)

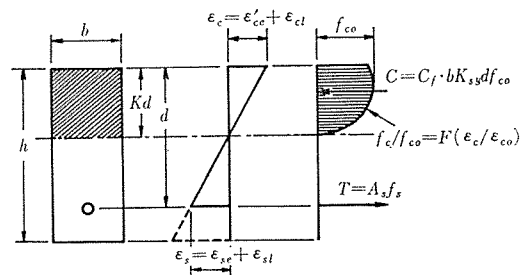


表-3 (a) Resisting moment and curvature of plastic hinge (PC wire)

Term			$p\beta_y$	0.02	0.04	0.06	0.08	0.10	0.12	0.14	0.16	0.18	0.20	
Formation of plastic hinge			$\phi_{sy} \cdot d, 10^{-3}$	10.1	10.4	10.7	11.0	11.3	11.6	11.9	12.2	12.5	12.8	
			$\frac{M_{sy}}{bd^2f_{co}}$	0.0187	0.0361	0.0529	0.0690	0.0843	0.0988	0.1131	0.1266	0.1395	0.1516	
End of plastic hinge			$\phi_{cu} \cdot d, 10^{-3}$	164.1	82.1	56.0	42.5	34.2	28.8	25.1	22.1	19.8	18.0	
			$\frac{M_{cu}}{bd^2f_{co}}$	0.0188	0.0386	0.0562	0.0729	0.0886	0.1033	0.1170	0.1297	0.1415	0.1525	
Margin of resisting moment and curvature			$\frac{M_{cu}}{M_{sy}}$	1.01	1.06	1.06	1.06	1.05	1.05	1.04	1.03	1.01	1.01	
			$(\phi_{cu} - \phi_{sy})d$	154.0	71.7	45.3	31.5	22.9	17.2	13.2	9.9	7.3	5.2	
Coefficient of neutral axis			k_{sy}	0.075	0.109	0.133	0.155	0.176	0.199	0.216	0.235	0.253	0.272	
			k_{cu}	0.029	0.058	0.085	0.112	0.139	0.165	0.190	0.215	0.240	0.264	
Initial flexural cracking	Prestress, $f_{ce}'=0$ $f_{ce}=2f_{cg}$ $f_{cg}=P_e/A_c$	$\frac{f_{cg}}{f_{tu}}=1.0$	$\phi_{cr} \cdot d, 10^{-3}$	1.7	1.8	1.8	1.8	1.9	1.9	1.9	1.9	2.0	2.0	
			$\frac{M_{cr}}{bd^2f_{co}}$	0.0262	0.0262	0.0262	0.0262	0.0262	0.0262	0.0262	0.0262	0.0262	0.0262	0.0262
		$\frac{f_{cg}}{f_{tu}}=2.0$	$\phi_{cr} \cdot d, 10^{-3}$	2.1	2.1	2.1	2.1	2.1	2.1	2.1	2.1	2.1	2.1	2.1
			$\frac{M_{cr}}{bd^2f_{co}}$	0.0412	0.0412	0.0412	0.0412	0.0412	0.0412	0.0412	0.0412	0.0412	0.0412	0.0412
		$\frac{f_{cg}}{f_{tu}}=3.0$	$\phi_{cr} \cdot d, 10^{-3}$	2.8	2.8	2.9	3.0	3.0	3.1	3.1	3.2	3.3	3.3	3.3
			$\frac{M_{cr}}{bd^2f_{co}}$	0.0569	0.0569	0.0569	0.0569	0.0569	0.0569	0.0569	0.0569	0.0569	0.0569	0.0569

表-3 (b) Resisting moment and curvature of plastic hinge (PC bar)

Term			$p\beta_y$	0.02	0.04	0.06	0.08	0.10	0.12	0.14	0.16	0.18	0.20
Formation of plastic hinge			$\phi_{sy} \cdot d, 10^{-3}$	7.8	8.1	8.4	8.6	8.8	9.1	9.3	9.6	9.8	10.1
			$\frac{M_{sy}}{bd^2f_{co}}$	0.0185	0.0357	0.0520	0.0678	0.0829	0.0969	0.1108	0.1235	0.1365	0.1484
End of plastic hinge			$\phi_{cu} \cdot d, 10^{-3}$	200.3	100.5	67.2	50.6	40.7	34.1	29.4	25.9	23.6	21.0
			$\frac{M_{cu}}{bd^2f_{co}}$	0.0203	0.0397	0.0581	0.0757	0.0923	0.1081	0.1231	0.1372	0.1511	0.1628
Margin of resisting moment and curvature			$\frac{M_{cu}}{M_{sy}}$	1.10	1.11	1.12	1.12	1.11	1.12	1.11	1.11	1.11	1.10
			$(\phi_{cu} - \phi_{sy})d$	192.5	92.4	58.8	42.0	31.9	25.0	20.1	16.3	13.8	10.9
Coefficient of neutral axis			k_{sy}	0.084	0.121	0.150	0.172	0.192	0.216	0.235	0.255	0.271	0.290
			k_{cu}	0.024	0.047	0.071	0.094	0.117	0.140	0.162	0.184	0.202	0.227
Initial flexural cracking	Prestress, $f_{ce}'=0$ $f_{ce}=2f_{cg}$ $f_{cg}=P_e/A_c$	$\frac{f_{cg}}{f_{tu}}=1.0$	$\phi_{cr} \cdot d, 10^{-3}$	$1.9 \cdot 10^{-3} (p\beta=0.10)$									
			$\frac{M_{cr}}{bd^2f_{co}}$	$0.0262 (p\beta=0.10)$									
		$\frac{f_{cg}}{f_{tu}}=2.0$	$\phi_{cr} \cdot d, 10^{-3}$	$2.1 \cdot 10^{-3} (p\beta=0.10)$									
			$\frac{M_{cr}}{bd^2f_{co}}$	$0.0412 (p\beta=0.10)$									
		$\frac{f_{cg}}{f_{tu}}=3.0$	$\phi_{cr} \cdot d, 10^{-3}$	$3.0 \cdot 10^{-3} (p\beta=0.10)$									
			$\frac{M_{cr}}{bd^2f_{co}}$	$0.0569 (p\beta=0.10)$									

ここで $\beta_y = f_{sy}/f_{co}$

中立軸係数 k_{sy} は式 (7) と式 (8) を連立して解き求める。すなわち、式 (7) の $\epsilon_c/\epsilon_{co} - k_{sy}$ と式 (8) の $C_f - k_{sy}$ との両者を満足する k_{sy} を求める。 $\epsilon_c/\epsilon_{co} - C_f$ の関係は式 (2) あるいは表-1 から求められる。これを図示すれば図-6 になる。

P C鋼材が降伏するときの抵抗モーメントおよび曲率は、それぞれ式 (9), (10) で計算できる(図-3 参照)。

$$\frac{M_{sy}}{bd^2f_{co}} = C_m k_{sy}^2 + p\beta_y(1 - k_{sy}) \dots\dots\dots(9)$$

$$\phi_{sy} \cdot d = \frac{\epsilon_{sy}}{1 - k_{sy}}, \quad \epsilon_{sy} = \epsilon_{ss} + \frac{f_{sy}}{E_s} \dots\dots\dots(10)$$

k_{sy} が既知であるから ϵ_c/ϵ_{c0} も既知であり、これから式 (2)、表-1 あるいは 図-2 を用いて係数 C_m を求めれば、抵抗モーメントを式 (9) で計算できる。数値計算の結果を表-3 に示した。

ここで注意を要する点は、 $M_{cr} \geq M_{sy}$ となる $p\beta_y$ の領域の曲率である。式 (10) によれば $p\beta_y$ が小さくなるほど曲率は大きくなるが、 $M_{cr} \geq M_{sy}$ となる $p\beta_y$ の領域では $M=M_{cr}$ でプラスチックヒンジが形成されるので、このときの曲率は式 (10) の値より小さくなり、 $M_{cr}=M_{sy}$ となる $p\beta_y$ のときの曲率より低下する。極言するならば $p\beta_y$ がきわめて小さいということは変形上の性質が無筋コンクリートに近いものとなることで、ヒンジ形成時の曲率は $M=M_{cr}$ のときの曲率 ϕ_{cr} に近い値になる。

5. プラスチックヒンジの完了

圧縮部コンクリートのひずみが限界値 $\epsilon_{cu}=1.4\epsilon_{c0}=4760 \cdot 10^{-6}$ に到達したときにプラスチックヒンジが完了すると仮定する。このときの抵抗モーメントおよび曲率の計算式は次の条件から誘導できる (図-5 参照)。

ひずみの条件:

$$\left. \begin{aligned} \epsilon_c &= \epsilon_{c0}' + \epsilon_{cl} = \epsilon_{cu} \\ \epsilon_c/\epsilon_{c0} &= \epsilon_{cu}/\epsilon_{c0} = 1.40 \rightarrow C_{fu} = 0.685, \\ C_{mu} &= 0.085 \\ \epsilon_s &= \epsilon_{s0} + \epsilon_{st} = \frac{1-k_{cu}}{k_{cu}} \epsilon_{cu} \equiv \epsilon_{sy} \end{aligned} \right\} \dots\dots(11)$$

力のつり合い条件:

$$\left. \begin{aligned} \text{圧縮力 } C &= C_{fu} \cdot k_{cu} \cdot bdf_{c0} \\ \text{引張力 } T &= A_s \frac{f_{sy}}{\alpha} \left\{ 1 + \frac{\frac{1-k_{cu}}{k_{cu}} \gamma - 1}{A + B \left(\frac{1-k_{cu}}{k_{cu}} \gamma - 1 \right)} \right\} \end{aligned} \right\} \dots\dots(12)$$

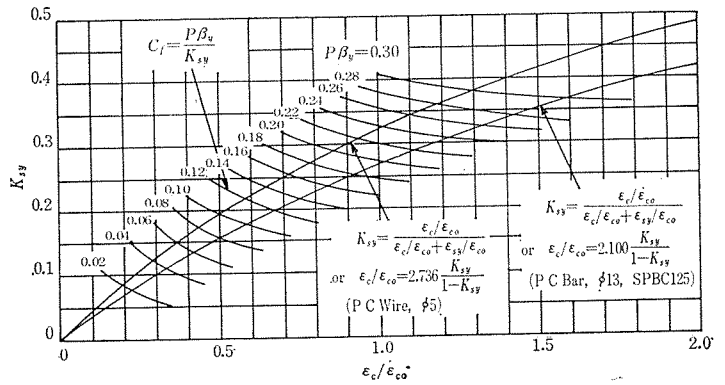
ここで $\alpha = f_{sy}/f_{s0}$, $\gamma = \epsilon_{cu}/\epsilon_{s0} = 4760 \cdot 10^{-6} E_s/f_{s0}$
つり合い条件 $C=T$ から中立軸係数 k_{cu} を求める。

$$\left. \begin{aligned} C_{fu} \cdot k_{cu} &= \frac{p\beta_y}{\alpha} \left\{ 1 + \frac{\frac{1-k_{cu}}{k_{cu}} \gamma - 1}{A + B \left(\frac{1-k_{cu}}{k_{cu}} \gamma - 1 \right)} \right\} \\ \text{または } k_{cu}^2 + 2b_0 k_{cu} + c_0 &= 0 \end{aligned} \right\} \dots\dots(13)$$

$$\begin{aligned} \text{ここで } b_0 &= \frac{1}{2} \cdot \frac{B\gamma + \{-A + (1+B)(1+\gamma)\} p\beta_y/\alpha}{C_{fu}\{-A + B(1+\gamma/C_{fu})\}} \\ c_0 &= \frac{(1+B)\gamma p\beta_y/\alpha}{C_{fu}\{-A + B(1+\gamma/C_{fu})\}} \end{aligned}$$

プラスチックヒンジ完了時の抵抗モーメントと曲率は式 (13) を解いて k_{cu} を求めたのち、それぞれ式 (14)、

図-6 Graphical solution of a neutral axis at yield of prestressing steel



(15) で計算する。

$$\begin{aligned} \frac{M_{cu}}{bd^2 f_{c0}} &= C_{mu} k_{cu}^2 + K p\beta_y (1 - k_{cu}) \\ &= 0.085 k_{cu}^2 + K p\beta_y (1 - k_{cu}) \dots\dots(14) \end{aligned}$$

ここで $K_s = f_s/f_{sy}$, $\epsilon_s/\epsilon_{s0} = \frac{1-k_{cu}}{k_{cu}} \cdot \frac{\epsilon_{cu}}{\epsilon_{s0}}$
この値を式 (10) に代入して f_s を計算し、 $K = f_s/f_{sy}$ を求めて式 (14) に代入する。また、このときの曲率は $\phi_{cu} \cdot d = \epsilon_{cu}/k_{cu} \dots\dots(15)$

図-7 Coefficient of neutral axis at formation and ending of plastic hinge

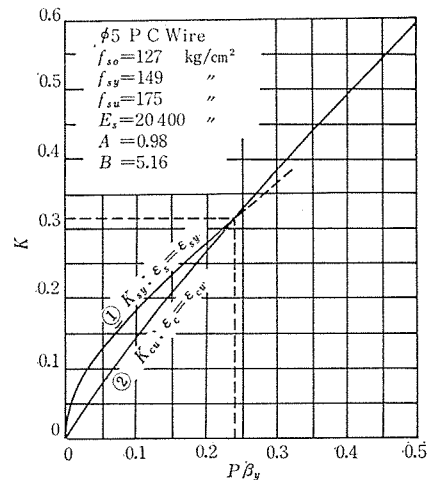


図-8 Coefficient of neutral axis at formation and ending of plastic hinge

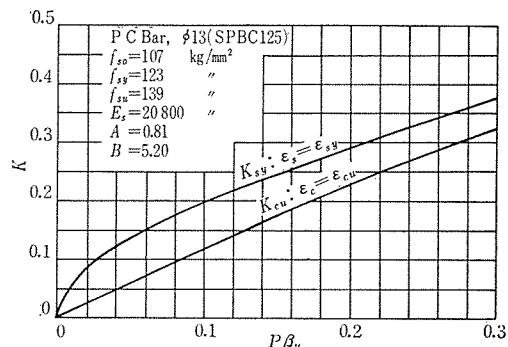


図-9 Curvature and resisting moment of plastic hinge

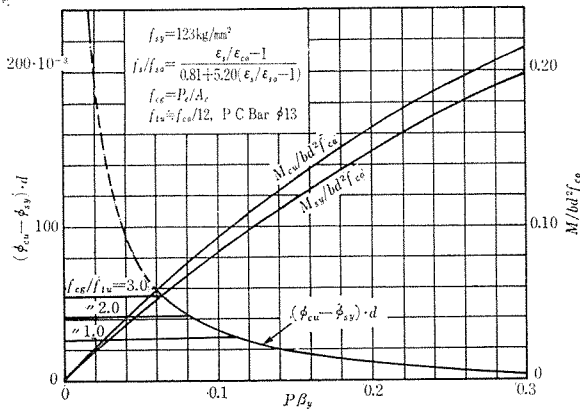
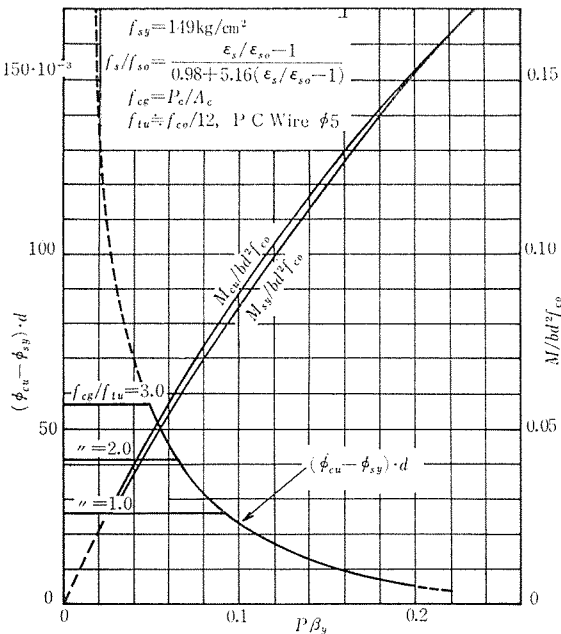


図-10 Curvature and resisting moment of plastic hinge



数値計算の結果を表-3に示した。

$\frac{M_{sy}}{bd^2f_{co}}$, $\frac{M_{cu}}{bd^2f_{co}}$, $\phi_{sy} \cdot d$, $\phi_{cu} \cdot d$, k_{sy} および k_{cu} は力学的鉄筋比 $p\beta_y$ をパラメーターとして図示したのが図-7~10である。これらからプラスチックヒンジの強度と曲率あるいは回転にもっとも密接な関係のある要因は力学的鉄筋比 $p\beta_y$ であることが推察される。

図-7と図-8は中立軸係数の変化を、図-9と図-10は曲率と抵抗モーメントを示したものである。

6. 抵抗モーメントと曲率との関係

$M/bd^2f_{co} - \phi \cdot d$ の数値計算例(φ5 P C鋼材使用)を図-11, 12および13に示した。これらの数値計算例から次の特徴が認められる。

1) 破壊断面の曲率または回転角は力学的P C鋼材比

図-11 Relation between resisting moment and curvature (1)

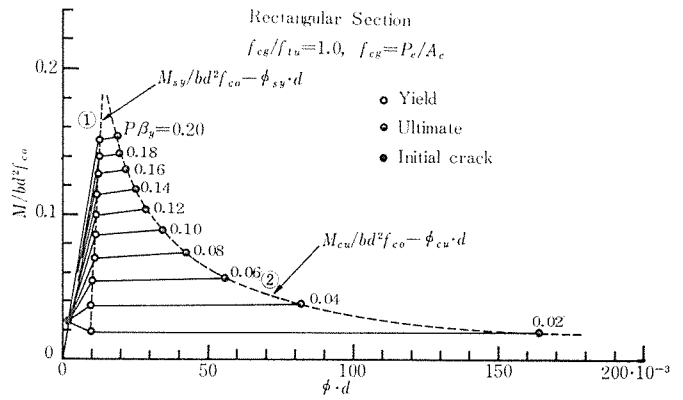


図-12 Relation between resisting moment and curvature (2)

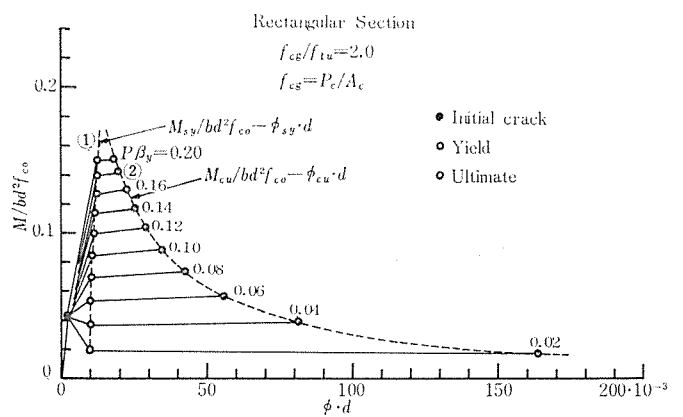
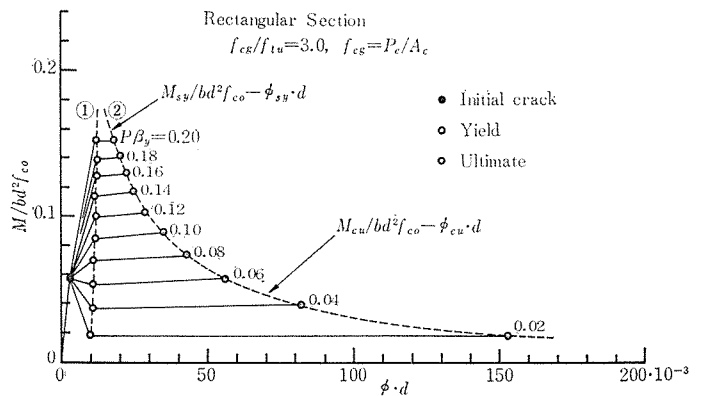


図-13 Relation between resisting moment and curvature (3)



$p\beta_y$ の増加とともに減少する。しかし $M_{cr} \geq M_{sy}$ となる $p\beta_y$ の領域では、 $M = M_{cr}$ でプラスチックヒンジが形成されると考えるべきで、力学的P C鋼材比が小さくなくても曲率が無制限に大きくなるわけではない。図-11~13の $p\beta_y$ の小さい領域でこの傾向が認められる。図-9と図-10は $M_{cr} = M_{sy}$ の曲率を上限値として示したものである。この傾向はすでによく知られていることであるがP C鋼材の塑性域を実際の状態に近い条件を

導入することにより従来より合理的な数値が得られる。

2) 力学的P C鋼材比 $p\beta_y$ の最小値は $M_{cr} < M_{sy} \leq M_{cu}$ である条件を満足しなければならない。特に力学的P C鋼材比が小さく、緊張応力度が高いときは、ひびわれの発生によって曲率の急激な増大と抵抗モーメントの急激な低下が起こるので注意を要する。また、このときの変形速度は大きい。

3) この研究の目的の一つは力学的P C鋼材比の最小値の決定にあるが、その条件の一つに 2) を考えなければならない。どの要因を基準にとれば 2) の条件を満足するかはプラスチックヒンジの回転能力その他も考慮しなければならないので、最適P C鋼材比の選定の項で総合的に検討する。

たとえば、 $M_{cr} \leq M_{sy} \geq M_{cu}$ である条件を満足する最小の力学的P C鋼材比は近似的に次式で求められる。

$$p\beta_y \geq 0.013 + 0.017 f_{cg}/f_{tu} \div 0.013 + 0.204 f_{cg}/f_{c0} \dots\dots\dots (16)$$

ここで、P C鋼材性および有効プレストレスの分布は P C鋼棒 $\phi 13$, $f_{ce}'=0$, $f_{ce} > 0$, $f_{s0}=107 \text{ kg/mm}^2$, $f_{sy}=123 \text{ kg/mm}^2$, $f_{su}=139 \text{ kg/mm}^2$, $E_s=20\,800 \text{ kg/mm}^2$, $\epsilon_{s0}=0.514\%$, $\epsilon_{sy}=0.714\%$, $A=0.81$, $B=5.20$, $f_{c0}/f_{tu} \div 12$ と仮定する。

7. 最適 P C 鋼材比の選定の指標

強度およびプラスチックヒンジの回転能力などからみた最適P C鋼比は、次の条件を総合的に考慮してきめるべきである。その条件は抵抗モーメント、回転角などに注目すれば次の3点にある。

1) $M_{cr} \leq M_{sy} \geq M_{cu}$ なる条件から きまる 最小力学的P C鋼材比は式 (16) から求められる。

2) プラスチックヒンジ形成から完了までの中立軸係数差が 図-14, 図-15 に示したように最大となる力学的P C鋼材比は、計算例 $\phi 5$ のP C鋼線の場合は $p\beta_y = 0.042$, $\phi 13$ P C鋼棒の場合は $p\beta_y = 0.06$ である。この値は最適P C鋼材比をきめる一つの指標となる。

3) 抵抗モーメントの差 $(M_{cu} - M_{sy})/bd^2f_{c0}$ が最大になる力学的P C鋼材比は計算例の $\phi 5$ P C鋼線を用いたとき $p\beta_y \div 0.042$, $\phi 13$ P C鋼棒を用いた場合は $p\beta_y \div 0.060$ で、2) からきめた値とほぼ一致する。抵抗モーメント差と曲率変化の状態は 図-16 のようになる。

この中で一般に用いられるプレストレス、P C鋼材の緊張応力度の場合の最適P C鋼材比を 1), 2) および 3) を総合して $\phi 5$ P C鋼線の場合 $p\beta_y \div 0.042 \sim 0.045$ にとれば、抵抗モーメントおよびプラスチックヒンジの回転能力の両者からみて十分と判断される。すなわち、普通のプレストレス コンクリートはりの有効プレ

図-14 Mechanical Steel ratio correspond to $(K_{sy} - K_{cu})_{max}$ (P C wire)

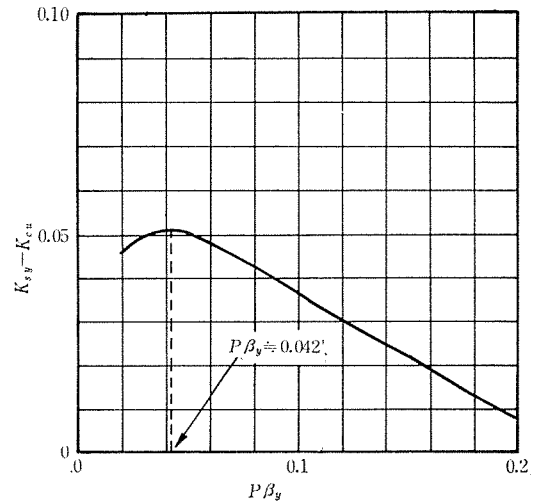


図-15 Mechanical steel ratio correspond to $(K_{sy} - K_{cu})_{max}$ (P C bar)

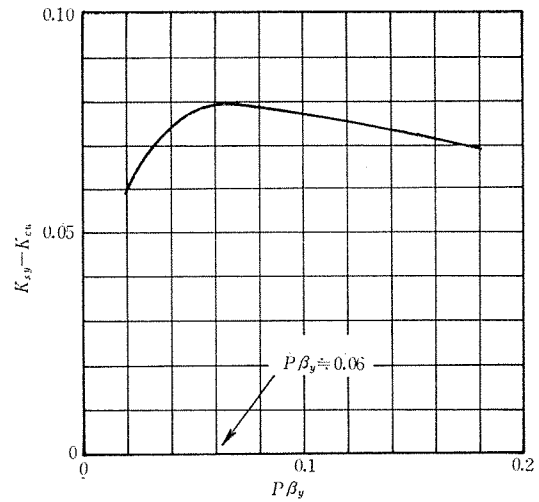
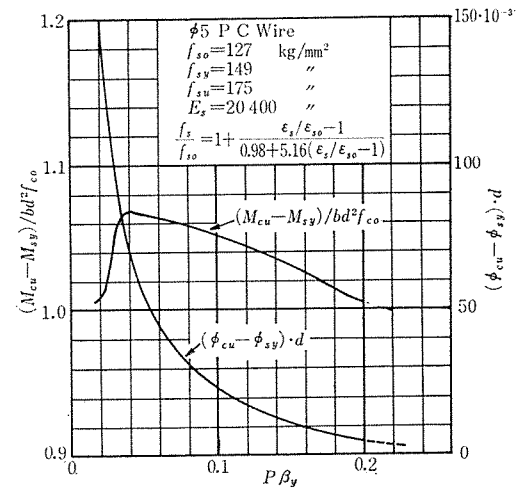


図-16 Margin of Moment and curvature

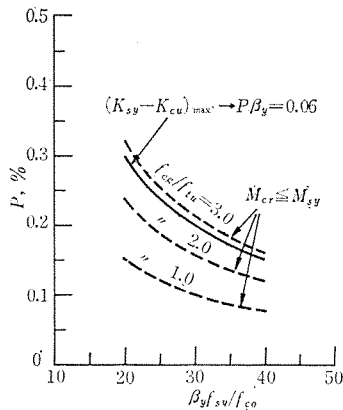


レスの量は $f_{cg}/f_{tu} = 2$ ($f_{tu} = f_{c0}/12$ と仮定すれば $f_{cg}/f_{tu} = 2 \times 12 f_{cg}/f_{c0} = 24 f_{cg}/f_{c0}$) にとれば、最適P C鋼材比は $\phi 5$ P C鋼線の場合は $p\beta_y \geq 0.042 \sim 0.045$, ϕ

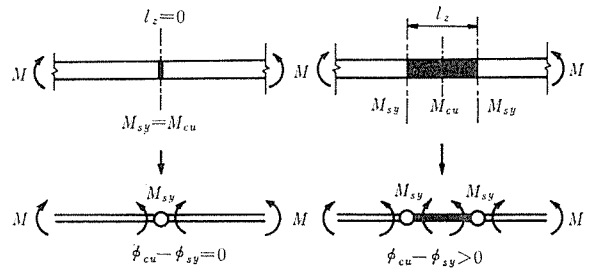
表—4 Reasonable prestressing steel ratio 10% ($\phi 5$ wire and $\phi 13$ bar used in numerical calculation)

Criterion		$\beta_y = f_{sy}/f_{co}$								$p\beta_y$	Type of steel
		20	25	30	35	40	45	50			
$(M_{cu} - M_{sy})_{\max}$ or $(K_{sy} - K_{cy})_{\max}$		0.210	0.168	0.140	0.120	0.105	0.093	0.084	≥ 0.042	$\phi 5$ wire	
$M_{cr} \leq M_{sy}$	mean prestress f_{cg}/f_{tu}	1.0	0.150	0.120	0.100	0.086	0.075	0.067	0.060		≥ 0.03
		2.0	0.225	0.180	0.150	0.129	0.113	0.100	0.090		≥ 0.045
		3.0	0.350	0.280	0.233	0.200	0.175	0.156	0.140	≥ 0.07	
$(K_{sy} - K_{cu})_{\max}$		0.300	0.240	0.200	0.171	0.150	0.133	0.120	≥ 0.06	$\phi 13$ bar	
Empirical formula, equation (16) $\frac{f_{cg}}{f_{tu}} = 2.0$		0.237	0.189	0.158	0.135	0.118	0.105	0.095	$\geq 0.0133 + 0.017 \frac{f_{cg}}{f_{tu}}$		

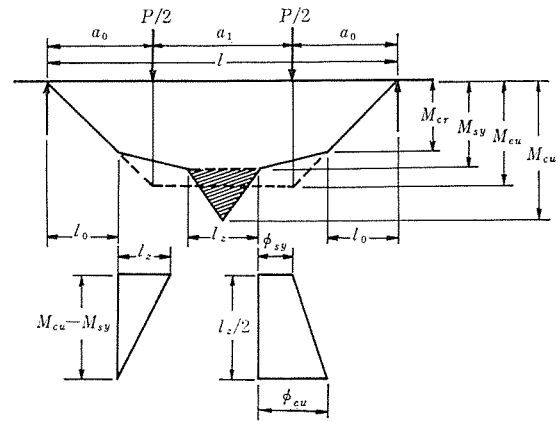
図—17 Reasonable prestressing steel ratio



図—18 Plastic Hinge



図—19 Spread of plastic zone



13P C鋼棒の場合は $p\beta_y \geq 0.060$ にとればよい。表—4はその一例である。

(注) 首都高速道路公団の標準設計の一例をとれば、
 $f_{sy} = 15\,000 \text{ kg/cm}^2$, $f_{co} = 0.85 f_{ck} = 0.85 \times 400 = 340 \text{ kg/cm}^2$, $\beta_y = 15\,000/340 = 44.12$, $p = 0.12\%$ (耳桁) となっている。

上記の $p\beta_y = 0.045$ を用いたときの最適P C鋼材比は $p = 0.102\%$ となり、適切なP C鋼材比を採用しているといえる。図—17はP C鋼材比を選択する一つのめやすを示したものである。

8. プラスチックヒンジの長さ (塑性領域の広がり) と部材回転角

プラスチックヒンジの形成時の抵抗モーメント M_{sy} 、曲率 ϕ_{sy} と完了時の抵抗モーメント M_{cu} と曲率 ϕ_{cu} との間に余裕があれば、すなわち $M_{cu} > M_{sy}$, $\phi_{cu} - \phi_{sy} > 0$ であればプラスチックヒンジは図—18のように、ある広がりを持ち、長さのあるヒンジを形成する。

プラスチックヒンジの長さを決定する理論的方法はなく、経験的な観点から有効高さ $d^{17)}$ 、その半分の $d/2^{20)}$ 、最終状態に近い荷重におけるひびわれ間隔 (Soviet provisions for design of R C structures), あるいはやや理論を取入れた方法²²⁾が提案されている。また一方では一

様曲げモーメント領域でもひびわれの発生によって曲率が著しく変化することが実験的に確かめられている¹¹⁾。

以上の資料からみるとある断面のみを考える弾性論的な立場で力のつり合いを考え、プラスチックヒンジの長さをきめることに疑問を生ずる。弾性論的な考え方からみれば、破壊しなければならないような大きな曲率を生じていても部材が破壊しないということは、大きな曲率を生ずる断面近傍の平均曲率あるいは平均の抵抗モーメントがある限界値に到達したときに破壊が起こるという巨視的立場から見なければならないことを示唆している¹¹⁾。これを考慮して図—19のような抵抗モーメントの分布状態を考える。すなわち、曲げひびわれの発生によって剛度、抵抗モーメントと曲率との関係が変わり、外力によるモーメントの分布と一致しなくなることはよく知られている。また、プラスチックヒンジを生じた部

分の曲率，抵抗モーメントと外力の曲げモーメントの分布から得られるものとはまったく一致しない。この事実注目すればプラスチックヒンジの長さの決定には部材全長の曲げモーメントの分布を考え，巨視的な観点からきめる必要があろう。そこで著者は次の2つの方法を検討してみた。

1) スラブの降伏線理論のように，ヒンジ部分に変形が集中する。外力の仕事量と内力の仕事量を等しくおいてヒンジの長さ l_z を計算する。

2) 任意の断面では“外力のモーメントと抵抗モーメントとは一致しないが部材全体からみればモーメント面積は等しい”という条件からヒンジの長さ l_z を求める。

3) ヒンジ領域の平均曲率は $(\phi_{cu}-\phi_{sy})/2d$ で，平均回転角は $\theta=(\phi_{cu}-\phi_{sy})l_z/2d$ である。

抵抗モーメントの分布を先述の 図-19 のように仮定し，条件 2) からヒンジの長さ l_z を求める。このとき $M_{cu} \doteq (M_{cu}+M_{sy})/2$ と仮定する。このとき l_z は

$$l_z/l = 1 - \frac{(M_{sy} + M_{cu})^2 - 4 M_{cr} \cdot M_{sy}}{(M_{sy} + M_{cu})(M_{cu} - M_{cr})} \cdot \frac{a_0}{l} \dots\dots\dots (17)$$

いま数値計算例として $f_{ce}'=0, f_{ce}=4f_{tu}$ (平均プレストレス $f_{cg}=2f_{tu}$) をとってみる。表-3 の曲げモーメント係数を用いれば式 (18) のようになる。

$$\left. \begin{aligned} p\beta_y=0.02; l_z/l=1-1.986 a_0/l \\ M_{cr} > M_{sy} \doteq M_{cu} \\ p\beta_y=0.04; l_z/l=1-1.901 a_0/l \\ M_{cr} > M_{sy} < M_{cu} \\ p\beta_y=0.06; l_z/l=1-1.946 a_0/l \\ M_{cr} < M_{sy} < M_{cu} \\ p\beta_y=0.08; l_z/l=1-1.948 a_0/l \\ M_{cr} < M_{sy} < M_{cu} \\ p\beta_y=0.10; l_z/l=1-1.983 a_0/l \\ M_{cr} < M_{sy} < M_{cu} \end{aligned} \right\} \dots\dots (18)$$

9. 結 論

破壊近傍に重点をおいたコンクリートの応力度—ひずみ度の関係，塑性域を含むP C鋼材の応力度—ひずみ度の関係を実状に近似するように仮定し，力のつり合い条件とひずみの適合条件を満足するはりの抵抗モーメントと曲率を求め，これを基本にしてプラスチックヒンジの性質を検討した結果を要約すれば次のとおりである。

1) コンクリートおよびP C鋼材の応力度—ひずみ度の関係をそれぞれ式 (1)，式 (3) で表現することにより，塑性域のひずみの適合条件を満足させることが容易になった。また，係数 C_f, C_m の数値表を用いれば計算が容易になり，その変化からコンクリートの最大圧縮ひずみも推定できる。

2) P C鋼材の降伏によってプラスチックヒンジが形成され，圧縮側コンクリートの破壊によってプラスチックヒンジが完了するとして，抵抗モーメントと曲率の計算式を誘導したが，この計算式は従来の式よりもひずみの適合条件をよく満足している。しかし，P C鋼材比が小さく，有効緊張応力度が大きい場合は，曲げひびわれの発生によってプラスチックヒンジが形成されると定義するほうが合理的である。このことは 図-11, 12 および 図-13 から推察できる。

3) プラスチックヒンジの形成から完了までの抵抗モーメントの差および中立軸係数の差からもっとも適切なP C鋼材比を求めることができる。すなわち，強度低下がなく，ヒンジの回転能力の大きい力学的P C鋼材比の選択の指標が得られた。たとえば，式 (16) などがP C鋼材比選択の参考になる。

4) プラスチックヒンジの形成から完了までの抵抗モーメントあるいは曲率に余裕があればヒンジはある長さをもつがその一計算方法を提案した。すなわち「曲げモーメント面積一定の方法」でプラスチックヒンジの長さ l_z の計算式を誘導した。プラスチックヒンジの長さは主として載荷条件に支配されることを明らかにした。しかしこの「曲げモーメント面積一定の方法」は最良の方法と考えられず，さらにいっそうの検討が必要である。

5) プラスチックヒンジの回転角は，プラスチックヒンジ領域の平均曲率にヒンジの長さに乗じて求める。すなわち，回転角は $\theta=(\phi_{cu}-\phi_{sy}) \cdot l_z/2d$ で計算する。従来の経験的に l_z を仮定した回転角の計算方法よりも合理的である。

参 考 文 献

- 1) M.L.A. Moncrieff : Are our margin of safety too small? Concrete, Vol. 6, No. 1, January 1972
- 2) Morgen Lorentsen : Shear and Bond in Prestressed Concrete Beams without shear Reinforcement, Handlingar NR 47, Transactions, UTCIVALE : STATEN RÅD FÖR BYGNADSFORSKNING, 1964
- 3) Rüschi, H, Kordina, K. and Zelger, G. : Bruchsictheite bei Vorspannung ohne verbund, Deutscher Ausschuss für stahlbeton, Heft 130, Berlin 1959
- 4) Rüschi, N., Research : Towards a General Flexural Theory for Structural Concrete, ACI Journal, July 1960
- 5) Mehto, L. : On the Bending of the Over-reinforced Concrete Beams with Rectangular Cross Section, Diss., Helsinki 1961
- 6) J.A. Uppal and K.O. Kemp : The effect of longitudinal gradients of compressive stress upon to the failure of concrete, Magazine of Concrete Research, Vol. 23, No. 74, March 1971
- 7) M. Sargin, S.K. Ghosh and V.K. Handa : Effects of taleral reinforcement upon the strength and defor-

- mation properties of concrete, Magazine of Concrete Research, Vol. 23, No. 75-76, June-September 1971
- 8) Eivind Hognestad, N.W. Hanson, and Douglas McHenry : Concrete Stress Distribution in Ultimate Strength Design, ACI Journal, December 1955
 - 9) 森田 清・足立 直行 : 曲げ材圧縮部におけるコンクリートの性状, 材料 (日本材料学会) 1970年1月号
 - 10) 岡田 清・小柳 洽 : コンクリートばりにおける塑性ヒンジの生成に関する研究, 土木学会論文集, 第105号, 1964. 5
 - 11) M.J.N. Pristry, R. Park and F.P.S. Lu : Moment-curvature relationship for prestressed concrete in constant-moment zones, Magazine of Concrete Research, Vol. 23, No. 77, December 1971
 - 12) Kurt H. Gerstle and Leonard G. Tulin : Incremental deformations of under-reinforced concrete beams, Magazine of Concrete Research, Vol. 23, No. 77, December 1971
 - 13) R.A. Swann : Experimental Basis for a Design Method for Rectangular Reinforced concrete Beams in Torsion, Technical Report, 42.452, SBN 7210 0745 7, December 1970, Cement Concrete Association, England.
 - 14) Jensen, V.P. : "The Plasticity Ratio of Concrete and Its Effect on the Ultimate Strength of Beams," Journal of the ACI, Detroit, Mich., Vol. 39, June, 1943
 - 15) Chan, W.W.L. : "The Ultimate Strength and Deformation of Plastic Hinge in Reinforced Concrete Framework" Magazine of Concrete Research, London, England, Vol. 7, No. 21, November, 1955
 - 16) Thomas, K., and Sozen, M.A. : "A Study of the Inelastic Rotation Mechanism of Reinforced Concrete Connections", Structural Research Series No. 301, Civ. Engrg. Studies, Univ. of Illinois, Urbana, Ill., August, 1965
 - 17) Baker, A.L.L. : Ultimate Load Theory Applied to the Design of Reinforced and Prestressed Concrete Frames", Concrete Publications, London, England, 1956, "An analysis of deformation and failure characteristics of concrete", Magazine of Concrete Research, Vol. 11, No. 33, November 1959, England
 - 18) Ernst, G.C. : "A Brief for Limit Design", Transactions, A.S.C.E., Vol. 121, 1956
 - 19) Sawyer, H.A. : "Elastic-Plastic Design of Single Span Beams and Frames" Proc. Sep., No. 851, Vol. 81, December, 1955
 - 20) Mattock, A.H. : "The Rotational Capacity of Hinging Regions in Reinforced Concrete Beams", Flexural Mechanics of Reinforced Concrete, Proceedings of the November 10-12, 1964, ASCE-ACI Internatl. Symposium held in Miami, Fla., ASCE, 1965
 - 21) Chan, W.W.L. : The Ultimate Strength and Deformation of Plastic Hinge in Reinforced Concrete Frameworks, Magazine of Concrete Research, London, England, Vol. 14, No. 41, July, 1962
 - 22) Yamada, A. : Rotation Capacity of plastic hinge in Reinforced Concrete Structures, Beton und Stahlbetonbau, Berlin, Vol. 53, No. 4, April, 1958

1972.4.28・受付

プレストレスト
コンクリート
建設工事—設計施工
製 品—製造販売



建設省 西湘バイパス道路

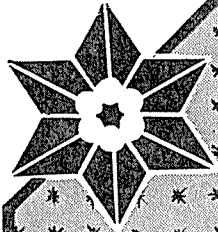


日本鋼弦コンクリート株式会社

取締役社長 仙波 隆

本社 東京都新宿区西新宿1丁目21番1号 電話(343)5281(代表)
 営業所 東京 Tel 03(343)5271 工場 多摩工場 Tel 0423(64)2681~3
 大阪 Tel 06(371)7804~5 滋賀工場 Tel 07487(2)1212
 中部 Tel 07487(2)1212 相模原工場 Tel 0427(78)1351
 仙台 Tel 0222(23)3842

東京製鋼製品



PPC

JIS G 3536

鋼線・鋼より線
BBR工法鋼線
多層鋼より線 (19~127本より)

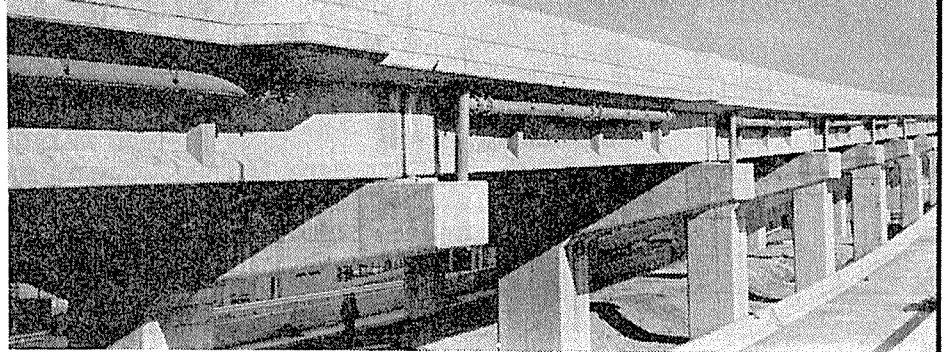
製造元 東京製鋼
発売元

東京都中央区日本橋室町2丁目8番地 古河ビル四階
電話 (211) 2851 (大代表)



鋼弦コンクリート

設計
施工
製造



首都高速道路4号線

富士ピー・エス・コンクリート株式会社

(旧社名 九州鋼弦コンクリート株式会社)

取締役社長 山崎 銚 秋

本社	福岡市中央区天神二丁目12番1号	天神ビル (〒810)
	電話 福岡(092)72-3471~3・72-3468~9	
福岡支店	福岡市中央区天神二丁目14番2号	福岡証券ビル (〒810)
	電話 福岡(092)72-3475~6・72-3481~3	
建築事業部	福岡市中央区天神二丁目14番2号	福岡証券ビル (〒810)
	電話 福岡(092)72-3485~7	
大阪支店	大阪市北区芝田町9-7	新梅田ビル (〒530)
	電話 大阪(06)372-0382~0384	
東京支店	東京都港区新橋四丁目24番8号	第二東洋海事ビル (〒105)
	電話 東京(03)432-6877~6878	
営業所	大分営業所・宮崎営業所・広島営業所	
工場	山家工場・大東工場・関東工場・下淵作業所・筑豊工場・甘木工場・夜須分工場・大村分工場	