

論文 PRC 部材の曲げひび割れ幅に及ぼすプレストレスの影響

北野 勇一^{*1}・古賀 裕久^{*2}・竹内 祐樹^{*3}・渡辺 博志^{*4}

要旨：PRC 部材の曲げひび割れ幅算定式の精度について検証するため、載荷実験を行い、テンションスティフニングの効果を考慮したひび割れ幅算定式と比較した。その結果、プレストレスを増し、鉄筋量を減じた PRC 部材では、ひび割れ幅がひび割れ幅算定式による算定値よりも大きくなった。プレストレスが導入されている供試体で実測された最大ひび割れ幅は、既往のひび割れ幅算定結果との比率を求めると、プレストレスによる下縁圧縮応力との間に線形的な関係が認められた。

キーワード：PRC 構造、ひび割れ幅、プレストレス、テンションスティフニング

1. はじめに

PRC 構造は、プレストレスと鉄筋で補強されたコンクリート構造であり、この両者の量を調節することにより、ひび割れの発生を許容しつつ、ひび割れ幅を制御することを目指した構造である。

筆者らは、プレストレスを変化させた小型の PRC 梁供試体を用い、静的な曲げ載荷試験を実施した。その結果、各供試体の最大ひび割れ幅は、鉄筋の最大応力が把握できれば、既往の曲げひび割れ幅算定式から得られる算定値と概ね一致することを確認した¹⁾。一方、プレストレスを増した PRC 部材ほど死荷重相当の荷重作用時のひび割れ幅を過大に評価すると考えられること、鉄筋応力の分布性状に関しては RC 部材と PRC 部材で異なる可能性があることなどが分かった。すなわち、曲げひび割れ幅の算定結果を確実にするためには、引張鉄筋に作用する引張応力について、詳細に把握する必要があると考えられた。本稿では、既往の曲げひび割れ幅算定に関する再整理を行うとともに、これまでに報告した実験結果を基にしてプレストレスが異なる場合の曲げひび割れ幅算定手法について検討を行った。

2. 曲げひび割れ幅算定に関する再整理

2.1 既往の曲げひび割れ幅算定式

ひび割れ幅 w は、コンクリート標準示方書の方法²⁾によると、式(1) (以下、コン示式) により算出できる。

$$w = 1.1k_1k_2k_3\{4c + 0.7(c_s - \phi)\}\left(\frac{\sigma_{se}}{E_s} + \varepsilon'_{csd}\right) \quad (1)$$

ここに、 k_1, k_2, k_3 ：鉄筋の付着性状やコンクリートの品質、鉄筋段数を考慮するための係数、 c ：かぶり (mm)、 c_s ：鋼材の中心間隔 (mm)、 ϕ ：鋼材の径 (mm)、 σ_{se} ：鋼材位置のコンクリート応力度が 0 の状態からの鉄筋応力度の増加量 (N/mm²)、 E_s ：鉄筋の弾性係数 (N/mm²)、

ε'_{csd} ：コンクリートの収縮およびクリープ等を考慮するための数値。

一方、コン示式を定めた根拠となる角田の研究³⁾では、鉄筋位置における最大ひび割れ幅 w_{max} を式(2) (以下、角田式) により計算できるとしている。

$$w_{max} = \left(\frac{\sigma_s}{E_s} - \frac{\sigma_{cm}}{E_s p_e} - \varepsilon_{\phi} \right) l_{max} \quad (2)$$

ここに、 σ_s ：ひび割れ位置の鉄筋応力、 σ_{cm} ：ひび割れ間の付着による鉄筋応力の減少量をコンクリート有効断面 A_e の平均引張応力に換算したもので、一時的な荷重に対して $0.4\sigma_{cs}$ 、持続荷重に対して 0、頻繁に荷重繰返しを受ける場合には、活荷重載荷時に対して $0.2\sigma_{cs}$ 、死荷重下に対して $-0.2\sigma_{cs}$ 、 p_e ：有効鉄筋比 $= A_s/A_e$ 、 A_e ：付着によって引張力を受け持つコンクリート有効断面積であり、鉄筋とその重心の一致するコンクリート断面積、 l_{max} ：最大ひび割れ間隔 $= 3.72c + 0.67e_s$ 、 c ：かぶり、 e_s ：鉄筋のあき、 ε_{ϕ} ：クリープ、収縮等によって生じた鉄筋とコンクリートとの間の弾性ひずみ差。

両式を比べると鉄筋応力の取り方に大きな違いがあり、角田式ではコンクリートの付着による拘束作用を考慮した平均鉄筋応力 $\sigma_{sm} (= \sigma_s - \sigma_{cm}/p_e)$ を用いるのに対し、コン示式では RC 断面計算で得られる鉄筋応力 (σ_{se}) を用いている。また、コン示式は、式の簡素化を目的として、最大ひび割れ間隔を算出する際のかぶり c にかかる係数を割増しているの、コン示式を用いるとひび割れ幅を少し大きめに評価する可能性がある。

なお、両式とも、鉄筋とひび割れ間のコンクリートとの主に付着によって定まる最大ひび割れ間隔 l_{max} に達した状態 (以下、定常状態) を算定の前提としている。

2.2 テンションスティフニングのモデル化

これまで、曲げひび割れ幅の算定において、プレストレスが導入されている場合とそうでない場合とでは、そ

*1 川田建設 (株) 技術部技術課 (正会員)

*2 独立行政法人土木研究所 技術推進本部構造物マネジメント技術チーム 主任研究員 (正会員)

*3 独立行政法人土木研究所 技術推進本部構造物マネジメント技術チーム 交流研究員 (正会員)

*4 独立行政法人土木研究所 技術推進本部構造物マネジメント技術チーム 主席研究員 工博 (正会員)

の扱いに明確な差を設けていないのが一般であった。しかし、プレストレスを増し鉄筋量を減じた PRC 部材ほど、平均鉄筋応力が RC 断面計算で得られる応力 (σ_{sc}) より小さくなる可能性がある。この要因を以下に挙げる。

要因 1: 有効鉄筋比 p_e を小さくするほど、ひび割れ間におけるコンクリートが分担する引張力の割合が高まり、引張鉄筋応力の減少量 σ_{sm}/p_e もこれに併せて増大する。

要因 2: 引張鉄筋の発生応力が小さい場合、中立軸が低く、かつ、ひび割れが十分に開口していないため、ひび割れ断面における引張域コンクリートの抵抗が大きい。

これらの要因は、いずれもテンションスティフニング効果の詳細に関わる事項である。すなわち、PRC 部材のひび割れ幅算定精度の向上を目的とした場合、ひび割れ幅算定式の中にテンションスティフニングを表現する項を導入する必要があると考える。そこで、曲げひび割れ幅算定式としてコン示式に角田式の係数を取り入れた式(3)を用い、テンションスティフニングの効果を考慮する方法として、以下の 2 つの理論を用いて検証する。

$$w = 1.0k_2 \left\{ 3.72c + 0.67(c_s - \phi) \right\} \left(\frac{\sigma_{sm}}{E_s} + \varepsilon'_{csd} \right) \quad (3)$$

理論 1: 式(2)中の ($\sigma_s - \sigma_{sm}/p_e$) として示されるように、ひび割れ間のコンクリートの引張負担から算定する方法 (以下、角田理論)

理論 2: 式(4)に示されるように、ひび割れ後に鉄筋が負担する応力を作用力の増加とともに便宜的に漸減させる方法⁴⁾ (以下、EU2 理論)

$$\sigma_{sm} = \sigma_s \left\{ 1 - \beta_1 \beta_2 \left(\frac{\sigma_{sr}}{\sigma_s} \right)^2 \right\} \quad (4)$$

ここに、 β_1 : 鉄筋の付着特性を表す係数で、付着の良い鉄筋の場合は $\beta_1 = 1.0$ 、 β_2 : 荷重の性質を表す係数で、初載荷でかつ短期荷重の場合は $\beta_2 = 1.0$ 、 σ_{sr} : コンクリートが引張強度 σ_a に達した時の鉄筋応力。

3. PRC 部材の鉄筋応力と曲げひび割れ幅に関する検討

3.1 実験方法

実験に用いた供試体は、外形寸法や配筋位置が同一であり、パーシャルプレストレス比 λ を概ね 0%, 30%, 60% となるように各 1 体ずつ作製した (表-1、図-1)。各供試体とも曲げモーメント $M=55.0\text{kNm}$ が作用する状態 (以下、 $2M_d$ と称す) で計算上の鉄筋応力が 200N/mm^2 になるようにプレストレスと鉄筋量を設定した。また、 $2M_d$ の半分の $M=27.5\text{kNm}$ が作用する状態 (以下、 $1M_d$ と称す) では、全断面を有効として算出した仮想引張応力度が供試体 PRC0 で 4.8N/mm^2 、PRC30 で 3.5N/mm^2 、

表-1 供試体諸元

供試体	PC 鋼材	導入力 (kN)	引張鉄筋	p_e (%)	λ^* (%)
PRC0	—	0	3@D22	4.30	0
PRC30	2- $\phi 9.2$	80	3@D19	3.18	34
PRC60	2- $\phi 13$	159	3@D16	2.12	57

* $\lambda = A_p \cdot f_{py} / (A_p \cdot f_{py} + A_s \cdot f_{ty}) \times 100$ から算出される。ただし、 A_p : PC 鋼材の断面積 (mm^2)、 f_{py} : PC 鋼材の降伏点強度 (N/mm^2)、 A_s : 鉄筋の断面積 (mm^2)、 f_{ty} : 鉄筋の降伏点強度 (N/mm^2) である。

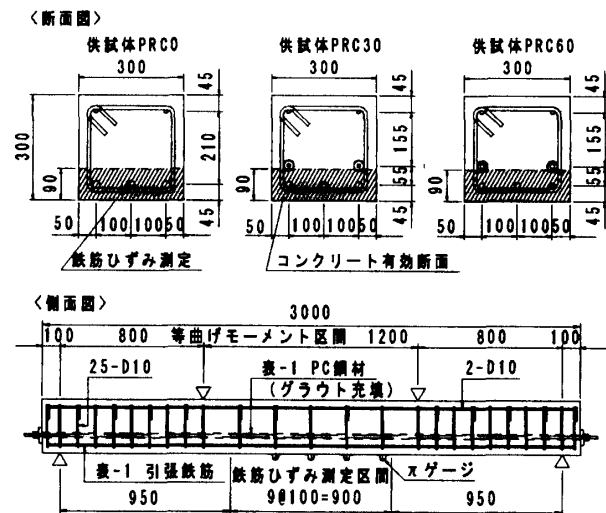


図-1 供試体の形状寸法

表-2 コンクリートの材料試験結果

試験材齢 (日)	圧縮強度 (N/mm^2)	弾性係数 (kN/mm^2)	引張強度 (N/mm^2)
28	39.7	28.6	3.22

表-3 鋼材の材料特性値

鋼材の種類	降伏強度 (N/mm^2)	弾性係数 (kN/mm^2)	リラクセーション (%)
PC 鋼材			
$\phi 9.2$	1262	200	2.85
$\phi 13$	1055	201	3.00
鉄筋			
D22	386	186	—
D19	379	185	—
D16	365	188	—

PRC60 で 2.1N/mm^2 となる。このとき、供試体 PRC0、PRC30 では曲げひび割れが発生し、供試体 PRC60 では曲げひび割れが発生しない。

使用したコンクリートは、水セメント比 49%、早強ポルトランドセメント 302kg/m^3 、粗骨材の最大寸法 25mm であり、スランプ 8cm 、空気量 4.5% で施工した。PC 鋼材は SBPR930/1030 (B 種 1 号)、鉄筋は SD345 の規格品を用いた。コンクリートおよび鋼材の材料試験結果を表-2、表-3 に示す。供試体は、コンクリート打設後、材齢 4 日より乾燥を開始し、材齢 10 日でプレストレスを導入した後、材齢 26~27 日の間に載荷試験を行った。

このため、式(3)中の ϵ'_{csd} は 0 とした。

載荷試験は、 $1M_d$ までの載荷除荷を行った後、鉄筋応力の最大値が 100, 150, 200 N/mm^2 となった時点でそれぞれ $1M_d$ まで除荷し、段階的に曲げモーメントを $2M_d$ まで漸増させた (図-2)。載荷中には、荷重、鉄筋ひずみ (引張鉄筋の中央 1 本に対し 10 測点)、 π ゲージによるひび割れ幅 (スターラップ直下の部材引張縁の中央に 4 測点) を測定した。ここで、鉄筋に貼り付けたひずみゲージは、ゲージ保護用の防水テープで覆った。この保護の範囲は、鉄筋の付着挙動への影響が少なくなるよう、鉄筋の長手方向に 20mm、周長方向に 10mm 程度とした。

3.2 実験結果

初載荷部に着目し、各供試体の曲げモーメントと鉄筋応力 (10 測点の平均値 σ_{save} と最大値 σ_{smax}) の関係を図-3 に示す。図には、部材の全断面を有効として算定した結果 (以下、 $\sigma s1$ 理論) やコンクリートの引張域を無視して算定した結果 (以下、 $\sigma s2$ 理論) と、角田理論および EU2 理論によって算定した結果を併せて示した。ここで、これらの算出は、3.1 節で示した断面寸法および材料特性値を用いることにし、鉄筋応力については載荷直前を原点にとり、曲げひび割れ幅については、設計上のデコンプレッションモーメントを原点にとった。また、プレストレスの減少量の計算に当たっては、鉄筋拘束の影響は無視した。ただし、供試体と同一形状で作製した

無筋コンクリートの材齢 28 日における収縮ひずみは概ね 100 μ 程度であり、鉄筋拘束により生じるコンクリート引張縁の応力度を土木学会の方法⁶⁾により算出すると、供試体 PRC0 で 0.45 N/mm^2 、供試体 PRC60 で 0.33 N/mm^2 となった。EU2 理論のように曲げひび割れ発生荷重に着目する場合には、検証精度を確保する観点より無視できない。したがって、実際の計算に用いた引張強度は表-2 中の値より低減した 2.8 N/mm^2 を用いることにした。

測定された最大鉄筋応力 (σ_{smax}) は各供試体とも、発生応力が低い範囲では $\sigma s2$ 理論より小さかったが、150 N/mm^2 程度以上に達すると $\sigma s2$ 理論の値に漸近した。一方、平均鉄筋応力 (σ_{save}) は、いずれの供試体においても発生応力によらず曲げひび割れ発生直後から $\sigma s2$ 理論とほぼ並行しながら増大し、テンションスティフニングの効果を考慮した角田理論に近い挙動を示した。

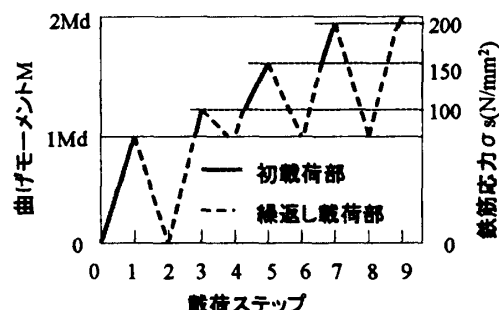


図-2 段階載荷の要領

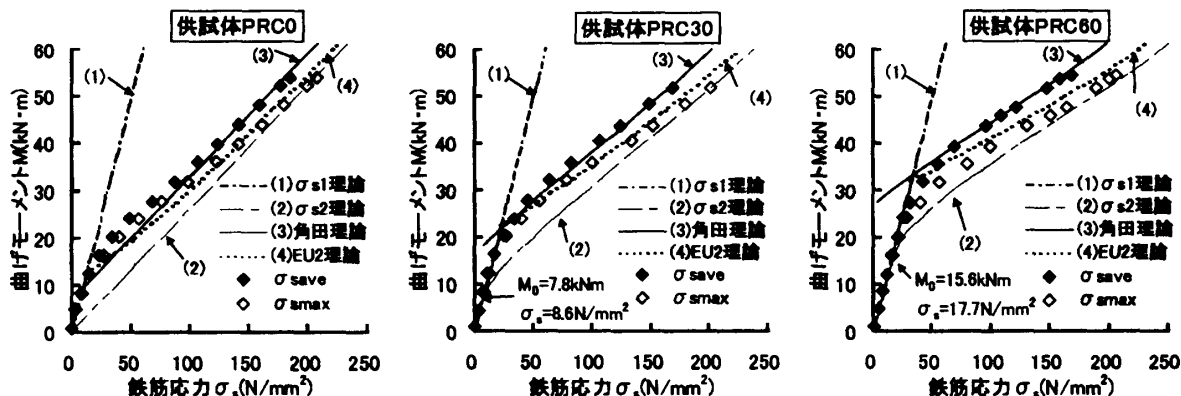


図-3 各供試体の初載荷部における $M-\sigma_s$ 関係 * σ_s の原点は、計算値および実測値とも載荷前とした。

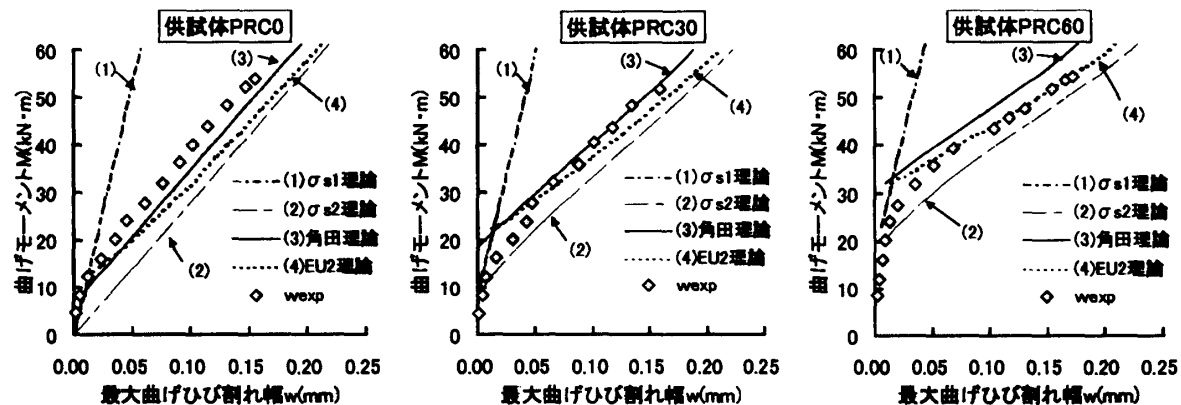


図-4 各供試体の初載荷部における $M-w$ 関係 * w の原点は、計算値が M_0 を鉄筋応力 0 とした。

次に、曲げモーメントと曲げひび割れ幅（4 測点の最大値を補正して鉄筋位置におけるひび割れ幅とした値 w_{exp} ）との関係を図-4 に示す。測定された初載荷時の曲げひび割れ幅は、角田理論や EU2 理論を用いて算定した値に近い値を示した。しかし、プレストレスを増すほど、 σ_{s2} 理論を用いて算定された値に近づく傾向があり、この点では、いずれの供試体でも σ_{s2} 理論を用いて算定した値に近似した鉄筋応力の最大値 (σ_{smax}) とは、傾向が異なった。

3.3 PRC 部材の曲げひび割れ間の付着性状について

最大荷重時 ($2M_d$) では、いずれの供試体でも、等曲げモーメント区間に 9~10 本の曲げひび割れが生じ、最大ひび割れ間隔と平均ひび割れ間隔の比率は約 1.4 であった¹⁾。これより、プレストレスがひび割れ間の付着性状に及ぼす影響は小さいかたものと考えられる。

4. PRC 部材のテンションスティフニングの評価

4.1 テンションスティフニングの評価手法

テンションスティフニングの全効果 (σ_{sa}) は、手塚らの研究⁵⁾によると、式(5)に示されるように、ひび割れ間のコンクリートと鉄筋との付着による効果 (σ_{sb} 、式(6))、および、ひび割れ位置の引張域コンクリートの応力負担による効果 (σ_{sc} 、式(7)) を分離して考えるのが適当と考えられる (図-5)。

$$\sigma_{sa} = \sigma_{sb} + \sigma_{sc} \quad (5)$$

$$\sigma_{sb} = \sigma_{smax} - \sigma_{save} \quad (6)$$

$$\sigma_{sc} = \sigma_{s2} - \sigma_{smax} \quad (7)$$

なお、今回実測された最大鉄筋応力位置とひび割れ位置は、外観上、ほぼ 20mm 以内の距離にあった。

以降、各供試体の最大曲げひび割れ幅が観測された区間を対象とし、 σ_{sb} および σ_{sc} を算定し、検討を進める。

4.2 初載荷時のテンションスティフニング効果

図-3 を基に、鉄筋拘束により低減したコンクリートの引張強度 σ_{ct} に対するテンションスティフニング効果 σ_{cm} ($= \sigma_{sa}$ 、 σ_{sb} および σ_{sc} の各々の値に有効鉄筋比 p_c を乗じた値) の比率を算出した結果を図-6 に示す。

テンションスティフニングの全効果 σ_{sa} は、ひび割れ発生 (図中の M_c) からしばらくの間は導入プレストレス力の少ない供試体ほど大きかった。しかし、曲げモーメントが $2M_d$ に近くなると、各供試体とも $\sigma_{cm}/\sigma_{ct}=0.4$ に漸近するようになった。

一方、テンションスティフニングの効果を分離した結果に着目すると、ひび割れ間の効果 σ_{sb} はひび割れ発生時より次第に増加し、 $2M_d$ に達するまでに各供試体とも次第に $\sigma_{cm}/\sigma_{ct}=0.4$ に漸近した。この漸近し始める時点の最大鉄筋応力は概ね 150N/mm^2 であった。また、ひび割れ位置の効果 σ_{sc} は、載荷後しばらくは増加したが、

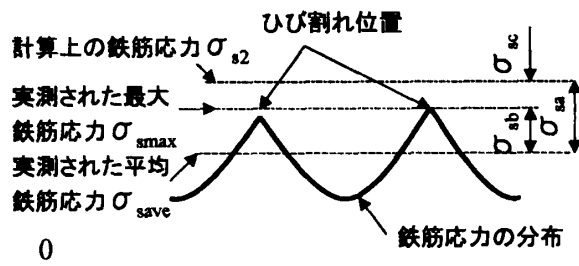


図-5 鉄筋の応力分布の模式

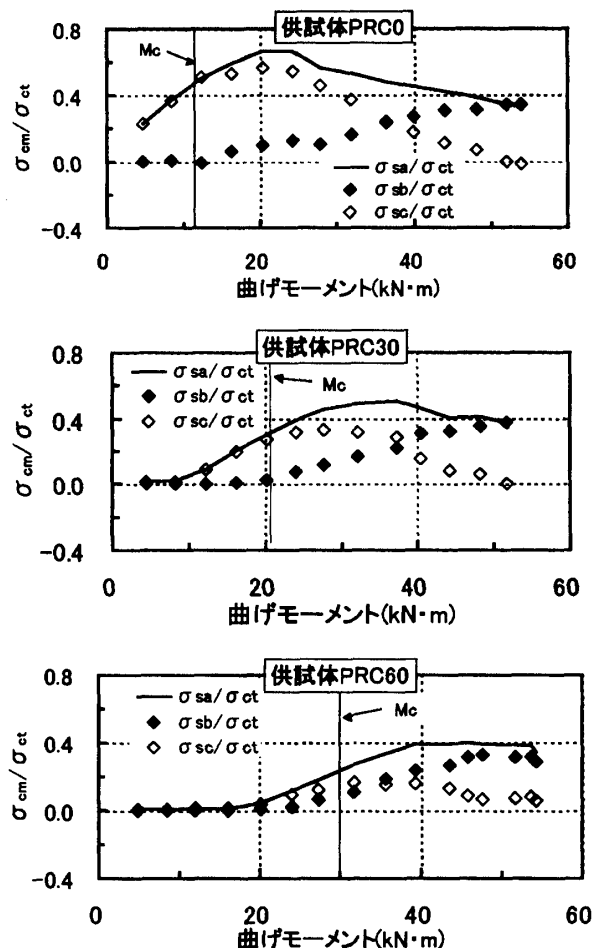


図-6 初載荷におけるテンションスティフニングの全効果 (σ_{sa}) とその分担 (σ_{sb} 、 σ_{sc})

曲げモーメントが $2M_d$ に近くなると、各供試体とも次第に $\sigma_{cm}/\sigma_{ct}=0$ に漸近した。

以上から、鉄筋応力が小さいとひび割れ位置のテンションスティフニング効果が支配的となり、その程度はプレストレス力や鉄筋量により異なるが、鉄筋応力が 150N/mm^2 に達すると、ほぼ消失するようである。一方、鉄筋応力が 150N/mm^2 を超えてからは、ひび割れ間のテンションスティフニング効果が支配的になり、プレストレス力や鉄筋量にかかわらず、概ね一定値 (角田が提唱している一時的な荷重に対する σ_{cm} の値に概ね一致) となるようである。また、 σ_{sc} の寄与が 0 に収束しひび割

れ位置での引張域のコンクリートの寄与が小さくなっていることから、いずれの供試体でも、ひび割れが定常状態に達していたと考えられる。

4.3 繰返し載荷時のテンションスティフニング効果

実際の PRC 部材では変動荷重を繰返し受けるため、初載荷時よりもひび割れ幅が増加するおそれがある。また、変動荷重の大きさにより、ひび割れ幅の増加量が異なることも予想される。そこで、ここでは、繰返し載荷部（図-2 参照）に着目し、曲げモーメントを $1M_d$ とした時点の σ_{cm} の変化を検討した。その結果を図-7 に示す。

テンションスティフニングの全効果 σ_{Σ} は、最大履歴応力が増大するほど小さくなり、 $2M_d$ を受けた後にはいずれの供試体でも $\sigma_{cm}/\sigma_{ct}=0$ 程度になった。

一方、テンションスティフニングの効果を分離した結果に着目すると、ひび割れ間の効果 σ_{sb} は最大履歴応力が異なっても、ほぼ $\sigma_{cm}/\sigma_{ct}=0.2$ の一定値となった。このことから、 $1M_d$ 時に着目すると、ひび割れ間コンクリートと鉄筋との付着性状は概ね変化していないものと判断される。また、ひび割れ位置の効果 σ_{sc} は、全効果 σ_{Σ} の傾向と同様となり、 $2M_d$ の履歴応力を受けた後には、各供試体とも $\sigma_{cm}/\sigma_{ct}=-0.2$ に漸近した。この値は、繰返し載荷に伴う鉄筋の残留引張応力を反映していると考えられ、式(2)中の死荷重下に対する σ_{cm} の値に概ね一致した。

以上より、テンションスティフニングの効果に及ぼす荷重繰返しの影響は、最大履歴応力による依存性が高いことがわかった。特に、鉄筋応力が 150N/mm^2 を超える荷重を受ける場合には、わずかな繰返し数により、ひび割れ位置のテンションスティフニング効果 (σ_{sc}) が速やかに消失した。

5. プレストレスがひび割れ幅に及ぼす影響

5.1 プレストレスの影響評価手法

3 章および 4 章で述べてきたように、プレストレス力

を増し、鉄筋量を減じた PRC 部材では、ひび割れ間を含めた鉄筋の平均応力が把握できた場合でも、ひび割れ幅を精度良く推定できない可能性がある。一方、式(3)の各項について実験結果より検証した結果、定常状態におけるひび割れ間隔やテンションスティフニング効果については、プレストレスの違いによる影響は認められなかった。そこで、PRC 部材のひび割れ幅は、式(3)中にプレストレスに関する項を加えた式(8)で示されるものと考えた。

$$w = 1.0 k_n k_n \{ 3.72 c + 0.67 (c_s - \phi) \} \left(\frac{\sigma_{sm} + \varepsilon'_{csd}}{E_s} \right) \quad (8)$$

ここに、 k_n : プレストレスがひび割れ幅に及ぼす影響を表す係数。

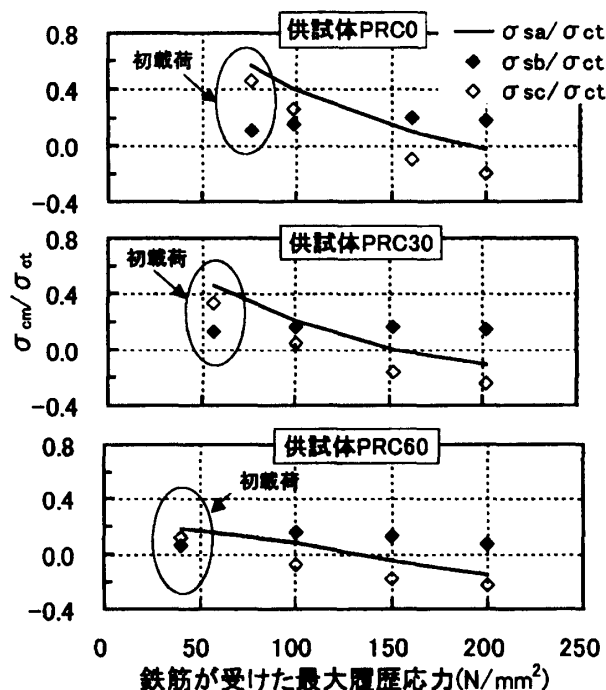


図-7 鉄筋の最大履歴応力と $1M_d$ 除荷時のテンションスティフニング効果の関係

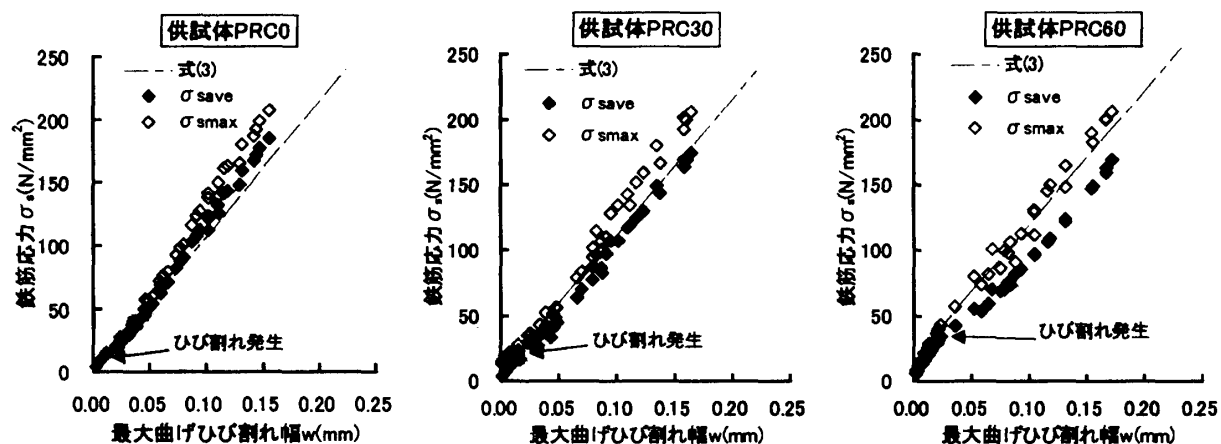


図-8 鉄筋応力と最大ひび割れ幅の関係

5.2 プレストレスの効果

繰返し載荷部を含めた鉄筋応力と最大曲げひび割れ幅の関係を図-8 に示す。実測値は鉄筋の平均応力 (σ_{save}) と最大応力 (σ_{smax}) を用い、ひび割れ幅算定式は式(3)による算定結果を示した。これより、各供試体とも、鉄筋応力の最大値、平均値とも最大ひび割れ幅と概ね線形的な相関関係が見られた。したがって、引張鉄筋の最大応力でも平均応力であっても、その応力履歴が把握できれば、ひび割れ幅を推定することができ、繰返し載荷によって鉄筋の残留引張応力が生じた場合でも、この残留応力を把握できればひび割れ幅を推定することができるものと考えられる。一方、ひび割れ幅は平均鉄筋応力を反映すると考えられることから、実測された鉄筋の平均応力 (σ_{save}) に着目すると、プレストレス力を増した PRC 部材ほど、ひび割れ幅算定値と実測値が乖離する傾向が確認された。

図-8 中の平均鉄筋応力 (σ_{save}) と最大ひび割れ幅の関係を線形近似した結果と、式(3)による算定値との比率を算出した結果を図-9 に示す。ここで、プレストレスの影響評価として、図の横軸には下縁圧縮応力を用いることにした。これより、RC 部材である供試体 PRC0 が式(3)によるひび割れ幅算定値の 0.88 倍（本来であれば 1.0 倍となる）と小さくなったものの、プレストレスによる下縁圧縮応力の増大にしたがい、係数 k_n が線形的に増大していることがわかる。この理由として、プレストレス自体が何かしらの影響を与えているほかに、鉄筋径の影響が表れているなどが考えられる。

いずれにしても、今回の実験の範囲では、パラメータ数が少なく、プレストレスがひび割れ幅に及ぼす影響を表す係数 k_n の原因までは特定できなかった。この点については、プレストレス力と鉄筋の配置あるいは部材寸法を変化させた他の PRC 部材でも同様な傾向を示すかを検証していく必要があり、今後の課題としたい。

6. まとめ

本研究を通じ、以下の結論が得られた。

- (1) ひび割れ幅を算定するために用いる平均鉄筋応力は、プレストレス力にかかわらず、ひび割れ間のコンクリート引張負担を考慮した方法（角田理論）に近似する傾向であった。一方、ひび割れ幅を角田理論によるテンションスティフニングの効果を考慮して算出すると、プレストレス力を増し、鉄筋量を減じた PRC 部材ほど、実験結果より小さく算定された。
- (2) テンションスティフニング効果のうち、ひび割れ間の効果は、プレストレス力による影響が認められな

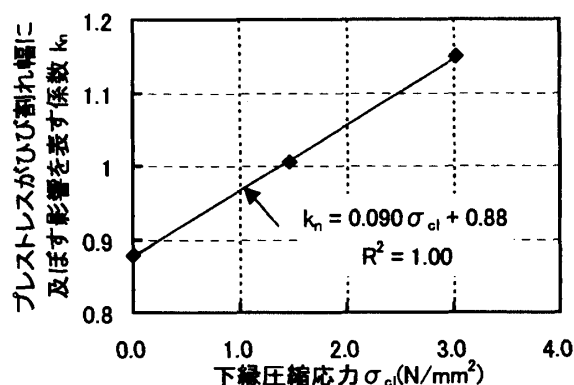


図-9 プレストレスがひび割れ幅に及ぼす影響

かった。一方、ひび割れ位置の効果は、ひび割れ発生からしばらくの間、有効鉄筋比 p_e の大きい供試体ほどその効果が増大した。しかしながら、いったんひび割れが定常状態に達する程度の荷重を受けると、ひび割れ位置のテンションスティフニング効果は消失した。

- (3) PRC 部材の最大ひび割れ幅は、既往のひび割れ幅算定結果との比率を求めると、プレストレスによる下縁圧縮応力との間に線形的な関係が認められた。したがって、PRC 部材の曲げひび割れ幅算定にあったっては、既往のひび割れ幅算定式にプレストレスに関する係数を考慮することで精度良く評価できる可能性があると考えられる。

参考文献

- 1) 青山 尚, 渡辺博志, 古賀裕久, 北野勇一: プレストレストコンクリート部材の曲げひび割れ幅算定に関する実験的検討, PC 技術協会第 16 回シンポジウム論文集, pp.129-134, 2007.10
- 2) 土木学会: 2002 年制定コンクリート標準示方書[構造型能照査編], pp.100-102, 2002.3
- 3) 角田与史雄: 鉄筋コンクリートの最大ひび割れ幅, コンクリートジャーナル, Vol.8, No.9, pp.1-10, 1970.9
- 4) Eurocode 2, Design of Concrete Structures Part 1: General Rules and Rules for Buildings, European Prestandard, ENV 1992-1, pp.171-174, 1991
- 5) 手塚正道, 佐藤良一, 落合 勝, 阿部 司, 伊藤秀敏: 高強度コンクリートを用いた PRC 部材の時間依存性変形に関する研究, 土木学会論文集, No.767/V-64, pp.99-114, 2004.8
- 6) 土木学会: 2002 年制定コンクリート標準示方書[構造型能照査編], pp.153-160, 2002.3