

高速載荷時の円形スパイラル筋で補強したPCはりの弾塑性挙動に関する一考察

ELASTIC-PLASTIC BEHAVIOR OF PRESTRESSED CONCRETE BEAM WITH CIRCULAR SPIRAL REINFORCEMENT UNDER RAPID SPEED LOADING

圓林栄喜*, 小林一隆**, 香月智***, 石川信隆****

Hiddenobu ENRIN, Kazutaka KOBAYASHI, Satoshi KATSUKI, Nobutaka ISHIKAWA

- | | |
|------------------------|--------------------------|
| * 防衛大学校 理工学研究科学生 | (〒239 神奈川県横須賀市走水1-10-20) |
| ** (株)日本サミコン 技術部・研究開発課 | (〒950 新潟県新潟市弁天橋1-8-23) |
| *** 工博 防衛大学校助教授 土木工学科 | (〒239 神奈川県横須賀市走水1-10-20) |
| **** 工博 防衛大学校教授 土木工学科 | (〒239 神奈川県横須賀市走水1-10-20) |

This paper presents experimental and analytical approaches for the elastic-plastic behavior of prestressed concrete beam (PC) with circular spiral reinforcement under rapid speed loading. First, the static and rapid speed loading flexural tests are performed for the four types of PC beams, i.e., no spiral, spare spiral, middle spiral and dense spiral. It is found that PC beams with confining effect have large ductility under the static loading, but they have small ductility under rapid speed loading. Second, the analytical approach is developed by using the discrete section area method considering the confining effect, the strain rate effect and the unperfect bond effect. Computational results of proposed method are good agreement with the experimental ones. Finally, the high ductility PC beam under the rapid speed loading is proposed by making the PC wire the unbond prestressed bar.

Key Words: ductility, confining effect, strain rate effect, unperfect bond effect

1. 緒言

PC製落石覆工は、プレキャストPC部材を用いて現地で組み立てることができ、施工期間が短く、損傷が生じた場合にも部分取り替えが可能¹⁾であるため、多くの山岳道路で建設されている。現在PC製落石覆工の設計には許容応力設計法が用いられているが、最近、落石の荷重条件が厳しくなってきたので、PC部材に対するじん性向上の要求も大きくなってきた。

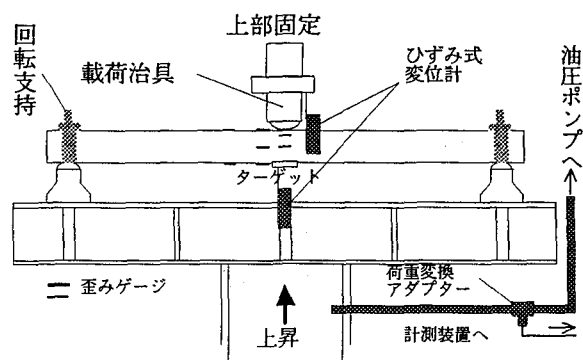
さて、PC部材は、PC鋼線の断面内に占める比率を表わすPC鋼材指数によって破壊形態が次のように3つに分類されている²⁾。すなわち、①PC鋼材指数 q が0.3より十分大きい場合は圧縮側コンクリート圧壊先行型、② q が0.3より十分小さい場合はPC鋼線の破断によるぜい性破壊型、および③ q がほぼ0.3近傍の場合はPC鋼線降伏型である。設計が適切でなければ①や②の破壊が生起し、じん性は小さくなる。このためPC鋼材指数を適切に設定したうえで、円形スパイラル筋で補強することにより、圧縮側コンクリートの圧壊や圧縮側に配置されている鉄筋の座屈を防ぐことにより、じ

ん性を大きくする方法が提案されている^{3), 4)}。しかし、この方法は静的荷重に対して有効であると認められたが、落石等の衝撃的な荷重に対する検討は未だ不明のままであった。

そこで本研究では、スパイラル筋で補強したPCはりのじん性を調べるため、まず静的および高速載荷実験を行い、それぞれの弾塑性挙動について実験的考察を行った。次に、実験で得られた弾塑性挙動を断面分割法を用いてシミュレーション解析を行った。すなわち、①従来の断面分割法による静的弾塑性解析を、コンクリート材料およびPC鋼線の応力-ひずみ関係を高速載荷時におけるひずみ速度効果を考慮して拡張した。また②円形スパイラル筋の拘束効果を考慮したコンクリート材料の応力-ひずみ関係を用いた。さらに③PC鋼線とコンクリートの付着の度合いを表す付着係数を導入し、ひび割れに伴うPC鋼線とコンクリート間のすべりの影響を考慮した準静的弾塑性解析法を開発した。最後に、高速載荷時にもじん性の向上が期待できるアンボンドPCはり

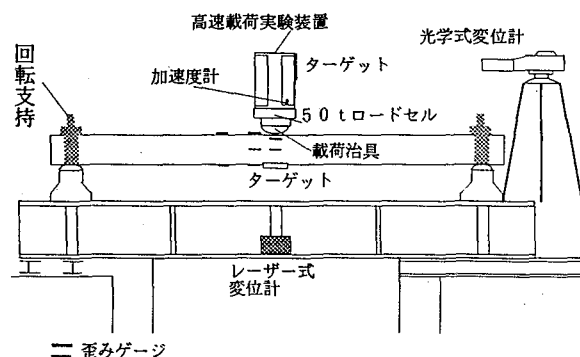
を提案し、これを解析によってその効果を確認した。

なお、本研究においては、PC曲げ部材の終局境界点



- 測定項目
- | | |
|---|---------------|
| 1 | 荷重（油圧） |
| 2 | 変位（上変位，下変位） |
| 3 | ひずみ（載荷点付近5ヶ所） |
| 4 | ひび割れ，破壊形態 |

圖-1 靜 的 載 荷 實 驗



- 測定項目
- | | | |
|---|------|------------|
| 1 | 荷重 | (ロードセル) |
| 2 | 変位計 | (下変位, 上変位) |
| 3 | ひずみ | (載荷点付近5ヶ所) |
| 4 | 加速度 | (載荷ビーム) |
| 5 | ひび割れ | 破壊形態 |

圖-3 高速載荷實驗

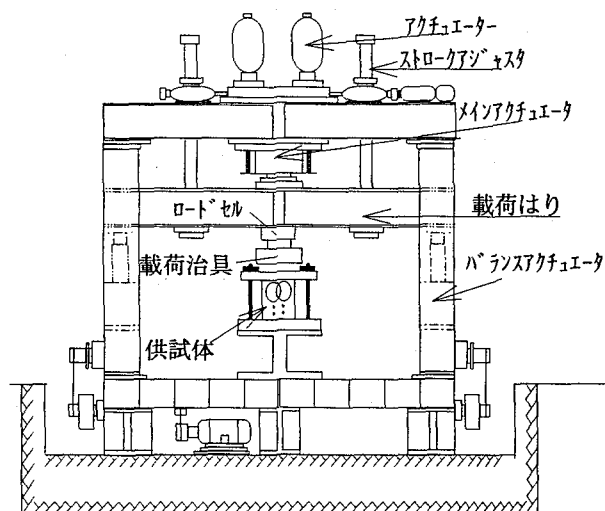


圖-2 高速變形負荷裝置

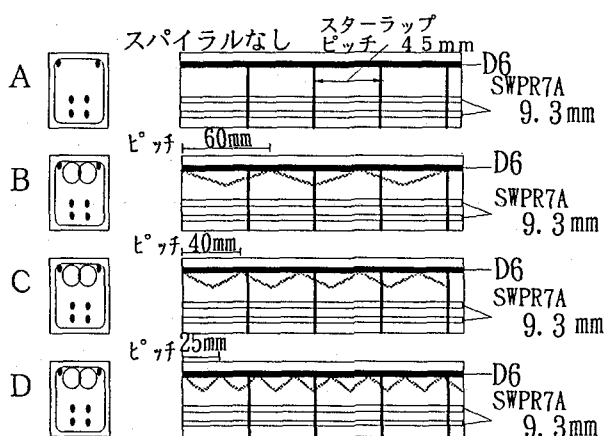


図-4 供試体の種類

を断面内で圧縮合力(C)＝引張合力(T)の力のつりあいが成立しなくなる点、すなわち $(C=T)_{\max}$ となる点とする。従来、終局限界の指標点としては、最大曲げモーメント $M_{\max}$ 時、あるいは $(0.8\sim 0.9) M_{\max}$ 時、また曲げ圧縮ストレスブロック係数が最小となる時点等各種のものがあるが、ここでは鈴木ら⁵⁾の提案している圧縮合力＝引張合力の最大値 $(C=T)_{\max}$ となる時点とする。これは、他の指標点に比べ、この点が曲げモーメント～曲率関係または荷重～変位関係において最も明瞭に現れ、この点以降の抵抗曲げモーメントまたは荷重が急落するためである。したがって、部材のじん性の比較は、この終局限界点における曲率あるいは変位を終局曲率あるいは終局変位とみなして検討することにする。

2. 静的および高速載荷実験

2. 1 実験の概要

ここでは、既往の研究^{3), 4)}との確認ならびに高速載荷実験との比較の意味からまず静的載荷実験を行った。

静的載荷実験は200 tonfアムスラー試験機を用いて行った。載荷板の下に図-1に示すような載荷治具を取り付け、左右支点部は回転のみを許す固定治具で固定し、単純はりとした。また荷重は油圧からアダプターを通して変換して求めた。一方、高速載荷実験は、図-2に示すような高速変形負荷装置を用いて行った。本装置は、試験体と載荷体とを最初から接触させて急速に載荷するため、載荷点において応力波の影響や慣性力の影響を小さくできることから静的試験の速度を早くした試験と考えて良く、部材のひずみ速度効果を考慮した終局限界状態を調べるためのものである⁶⁾。すなわち、PCはり部材自体のもつ動的じん性の限界(終局曲率あるいは終局変位)を高速載荷実験によって明らかにすることが可能である。これは落石等で設計荷重をはるかに超える荷重が作用した場合の破壊時の動的じん性を照査する上から重要な実験である。本実験では載荷速度を4 m/sに保持して、荷重は載荷フレームにセットした50 tonfロードセルで測定することとした。

表-1 P C鋼材指数 q と破壊形態の関係

①	$q > 0.3$	圧縮側コンクリート圧壊先行型
②	$q \approx 0.3$	P C鋼線降伏・圧縮側コンクリート圧壊型
③	$q \leq 0.3$	P C鋼線の破断によるぜい性破壊型

表-2 材料の諸元

部 材 名	項 目	数 量
コンクリート	水セメント比	0.47
	セメント (kg/m ³)	600
	水 (kg/m ³)	298
	細骨材 (kg/m ³)	1300
	圧縮強度 (kgf/cm ²)	400
P C鋼材	初期引張力 (tf/本)	6.8

ただし, $1\text{kgf/cm}^2 = 9.8 \times 10^{-2} \text{ N/mm}^2$, $1\text{tf} = 9.8\text{kN}$

表-3 実験ケース

供試体	円形 スパイラル筋 ピッチ量	供 試 体 本 数		
		静的載荷	高速載荷 (4m/s)	合 計
A	なし	1	2	3
B	60	1	2	3
C	40	1	2	3
D	25	1	2	3
合 計		4	8	12

測定項目は、静的および高速載荷時それぞれ図-1および図-3に示すように、いずれも載荷点荷重、載荷点上変位（載荷板）、載荷点下変位（供試体底面にプラスチック板を貼付しその変位を計測）、はり載荷点付近のひずみを計測した。なお、計測器材としては、静的実験では載荷点上変位および載荷点下変位をひずみ式変位計（SDP-200R1, 東京測器, 測定範囲 0~200mm, 感度 $100 \times 10^{-6}/\text{mm}$ ）を用いて計測し、高速載荷実験では載荷点上変位を光学式変位計（MODEL 1000, ヤマコ, 測定範囲 100 μm ~ ∞ , 応答周波数300kHz）、載荷点下変位をレーザ式変位計（LB-300, キーエス, 測定範囲 300mm $\pm$ 100mm, 応答周波数915Hz）を用いて計測した。

2. 2 供試体

供試体は、静的実験⁶⁾でじん性の効果が大いといわれる鋼材指数 $q = 0.28$ の断面とした。その理由は、P Cはりが一般に表-1に示すように大きく3つの破壊形態に分類される¹⁾ので、本実験では、 $q \approx 0.3$ のP C鋼線降伏型に相当するように鋼材指数 $q = 0.28$ を選んだ。供試体寸法は220cm $\times$ 25cm $\times$ 15cmの部材を用い、支間距離は200cmとしている。また、供試体の種類は、円形スパイラル筋のピッチを図-4に示すよ

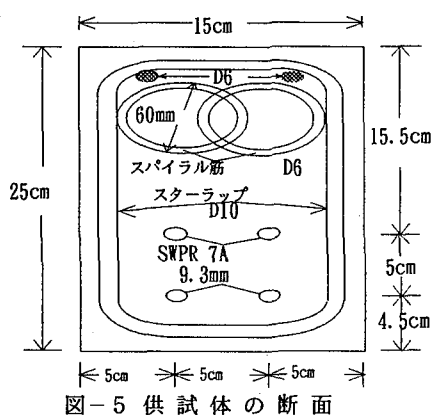


図-5 供試体の断面

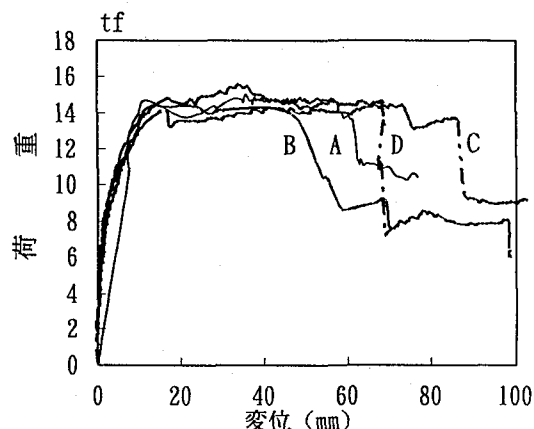


図-6 静的載荷時の荷重-変位関係(実験結果)
ただし $1\text{tf} = 9.8\text{kN}$

うに A : スパイラル筋なし, B : 粗 (スパイラル筋ピッチ 60mm), C : 中 (スパイラル筋ピッチ 40mm), D : 密 (スパイラル筋ピッチ 25mm) の 4 種類とした。なお、断面におけるスパイラル筋ならびに P C鋼線の配置を図-5に示す。

材料諸元については表-2に示すが、スパイラル筋ピッチがせまいことからモルタルを使用した。実験ケースを表-3に示す。

2. 3 実験結果と考察

(1) 荷重-変位関係

図-6は、静的載荷実験の荷重-変位関係を示す。図中に示した A, B, C, D の供試体の破壊形態はすべて表-1②の P C鋼線降伏・圧縮側コンクリート圧壊型であった。この場合、鈴木⁴⁾が指摘しているように、圧縮側コンクリート部分の圧壊進行の早さがじん性を決定づける。すなわち、円形スパイラル筋による拘束効果によって、コンクリートの最大圧縮強度以降の軟化領域における下降勾配が改善され、じん性が伸びることが期待される。よって、スパイラル筋のピッチの順番からすると $A < B < C < D$ とじん性が大きくなることが期待されるが、実験結果は、 $B < A < D < C$ となり必ずしも期待通りと

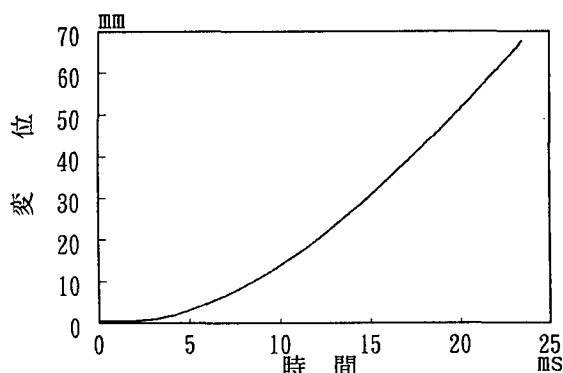


図-7 高速載荷時の載荷点変位～時間関係
(供試体B)

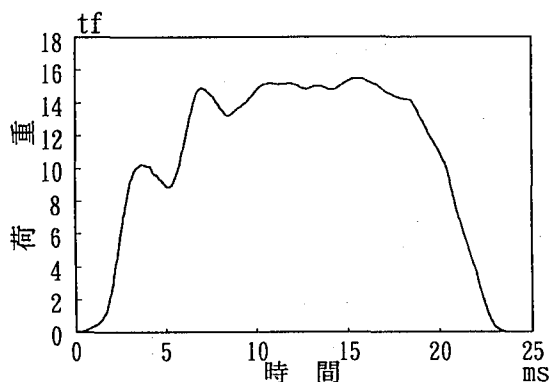


図-10 高速載荷時の荷重～時間関係
(供試体B)

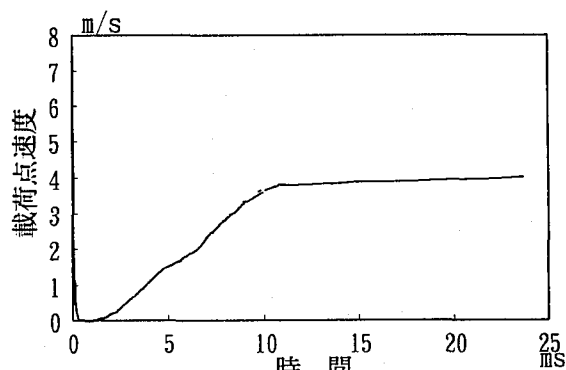


図-8 高速載荷時の載荷点速度～時間関係
(供試体B)

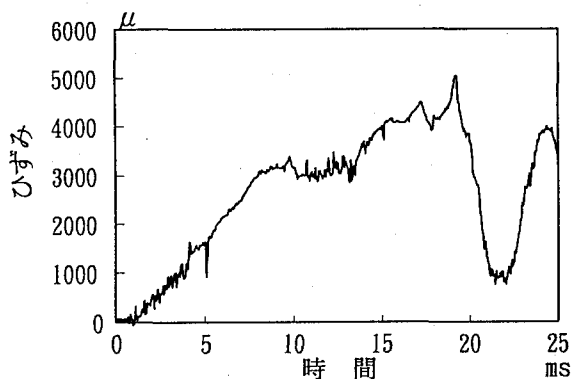


図-9 高速載荷時のひずみ～時間関係
(供試体B)

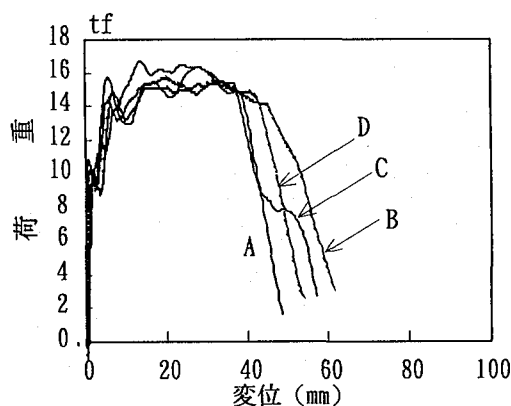


図-11 高速載荷時の荷重～変位関係(実験結果)

ならなかった。これは、本実験でスパイラル筋に加えて45mmピッチのスターラップを用いたため、その拘束効果が混在することや、鈴木ら⁴⁾がスパイラル筋の効果が無いとしているスパイラル筋のピッチ S と巻き径 D の比 S/D が0.7より大きいB供試体($S/D=1.0$)を用いたことなどによるものと思われる。しかし、後述する高速載荷実験での最終変位のばらつきと比較すると、概して静的ではスパイラル筋の効果が現れじん性が大きくなっていると言える。

図-7に高速載荷実験における載荷点変位～時間関係を、図-8には載荷点速度～時間関係を示す。本装置を用いると、10ms以降の加速域において4.0m/sの等変位速度が得られており、速度制御型の実験が得られているこ

とがわかる。図-9には供試体の載荷点直下のはり下縁に貼付したひずみ～時間関係を示す。これより、載荷点が等速度で変位することにより、ひずみもほぼ等速度で増加することがわかる。約20msでひずみが低下するのは、近傍におけるひび割れ発生によるものと考えられる。図-10には、荷重～時間関係を示す。この荷重～時間関係と図-7の変位～時間関係から時間軸を同調させると、図-11に示す高速載荷実験における荷重～変位関係が得られる。この図から、ピッチを変化させても耐力および変形量ともほとんど変化していないことが認められる。これは、PCはりのPC鋼線が破断したためであり、スパイラル筋無しの供試体AでもPC鋼線が破断していることから、円形スパイラル筋が入っている圧縮側コンクリートが効果を発揮する前にPC鋼線が破断して、じん性向上に寄与できなかったものと思われる。そのメカニズムは、高速荷重にともなうひずみ速度効果(本実験では $\dot{\epsilon}=10^0$ /s程度)によって圧縮側コンクリートの強度が上昇したため、中立軸が上昇して、下側のPC鋼線のひずみが早期に破断ひずみに達してPC鋼線が破断したものと考えられる。

すなわち、図-6のように静的載荷時では円形スパイラル筋の効果によりじん性向上を確認できたが、高速載荷時には、円形スパイラル筋の効果を発揮する以前にPC鋼線が破断するため、表-1に示した区分が静的と

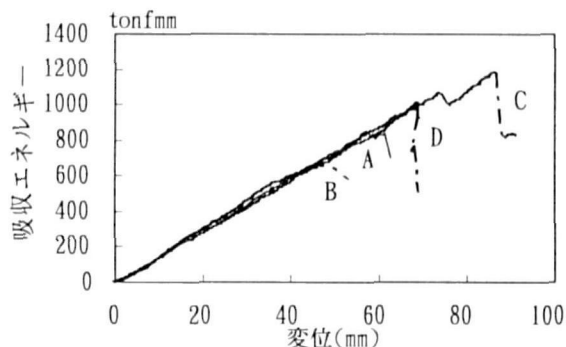


図-1 2 静的載荷時の
吸収エネルギー～変位関係

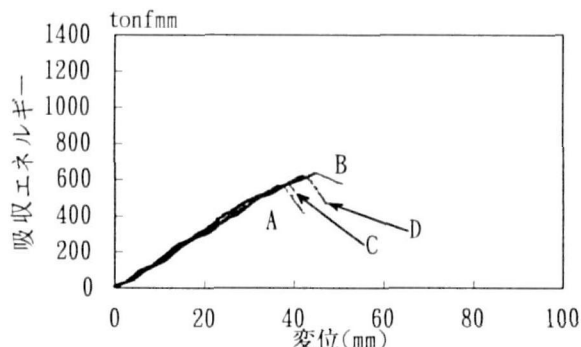


図-1 3 高速載荷時の
吸収エネルギー～変位関係

高速時では異なり、円形スパイラル筋の効果を確認できない。これは、破断したPC鋼線がSWPR7Aで、 $\phi 9.3\text{mm}$ と極めて細かったことにも帰因している。

(2) 吸収エネルギー～変位関係

図-1 2に静的吸収エネルギー～変位関係を示す。破壊変位と同様に総じてスパイラル筋によって吸収エネルギーも大きくなっていることが認められる。これに対して、図-1 3の高速載荷時の吸収エネルギー～変位関係では、吸収エネルギーはほとんど増加せず、またすべての供試体の吸収エネルギー量は静的に比較して小さくなっている。すなわち、静的載荷で効果的と思われた断面が高速載荷に対しては必ずしも有効な断面であるとは言えないことがわかる。

(3) 破壊形態

静的実験における破壊形態は、図-1 4に示すようにいずれもPC鋼線が降伏し、圧縮側コンクリート部分が圧壊するという写真-1に示すような破壊形態となった。この結果は、PC鋼材指数 $q \approx 0.3$ （本実験では0.28）の表-1の②の破壊形態に一致する。しかしながら、高速載荷実験ではいずれもPC鋼線の破断による写真-2に示すような破壊形態となり、従来考えられていたPC鋼線の破断によるぜい性破壊型（表-1の③の破壊形態）に一致している。すなわち、この破壊形態は円形スパイラル筋で補強していない供試体Aでも生じてい

	静的 載 荷 実 験	高 速 載 荷 実 験
A なし		
B 60 mm		
C 40 mm		
D 25 mm		

図-1 4 円形スパイラル筋を含んだ
PCはりの破壊形態

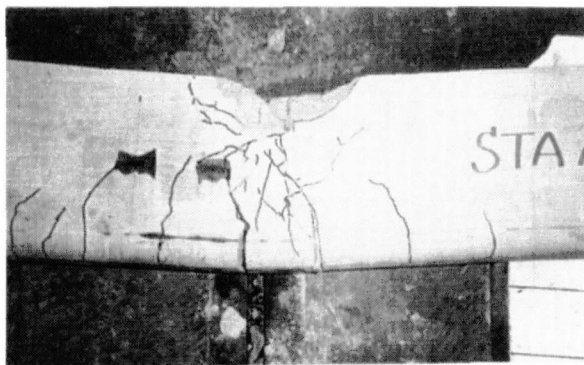


写真-1 静的載荷時の破壊形態

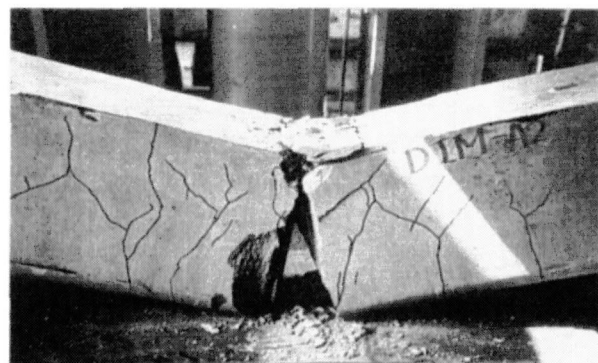
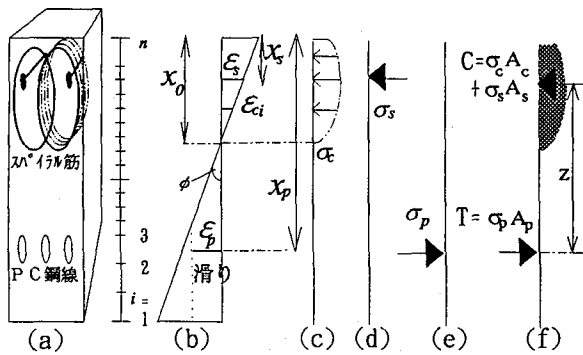


写真-2 高速載荷時の破壊形態

ることから、今回のPCはり供試体に対する静的載荷と高速載荷の場合とでは、破壊形態が明らかに異なることがわかる。なお、園田ら⁸⁾は、衝撃荷重において $q = 0.28$ が高じん性であることを示しているが、これはスパイラル筋で補強しない場合であり、またその平均載荷速度が 2.6m/s と本実験(4.0m/s)に比較して小さい場合である。



(a)原断面および層分割 (d)圧縮鉄筋の応力
(b)ひずみ分布 (e)PC鋼線の応力
(c)コンクリートの応力分布 (f)力のつり合い
図-15 断面内のひずみおよび応力分布

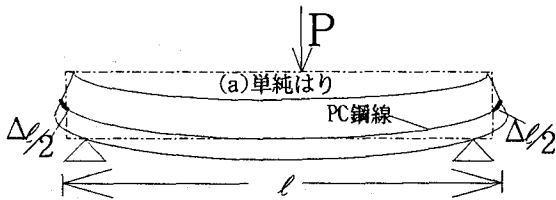


図-16 アンボンドPC鋼線のひずみ

3. PC鋼線の不完全付着を考慮した断面分割法

ここでは、RCはり断面でよく用いられる断面分割法をPCはり断面に応用する。その際、PC鋼線とコンクリートとの付着が不完全である仮定を用いて曲げモーメント～曲率関係を以下に求める。

3. 1 断面分割およびひずみ分布

図-15 (a) に示すようなコンクリートの圧縮部分にスパイラル筋を補強した断面を高さ方向に n 層に等分割する。そのときのコンクリートの各層の圧縮ひずみは、次式によって与えられる。

$$\varepsilon_{ci} = ((i - 0.5)h / n - x_0) \cdot \phi \quad (1)$$

ただし、 ε_{ci} : i 層のひずみ、 h : 断面高さ、

n : 分割数、 x_0 : 上端から中立軸までの距離、

ϕ : 曲率

同様に、圧縮鉄筋のひずみ ε_s は次のように求められる。

$$\varepsilon_s = (x_s - x_0) \cdot \phi \quad (2)$$

よって、完全付着状態のPC鋼線のひずみ ε_{pB} は、次式で与えられる。

$$\varepsilon_{pB} = (x_p - x_0) \cdot \phi \quad (3)$$

ここで、 x_p : はり上端からPC鋼線までの距離

一方、付着がないアンボンドPC鋼線のひずみ ε_{pu}

は、図-16 に示すはりの両端における伸び量を用いて、

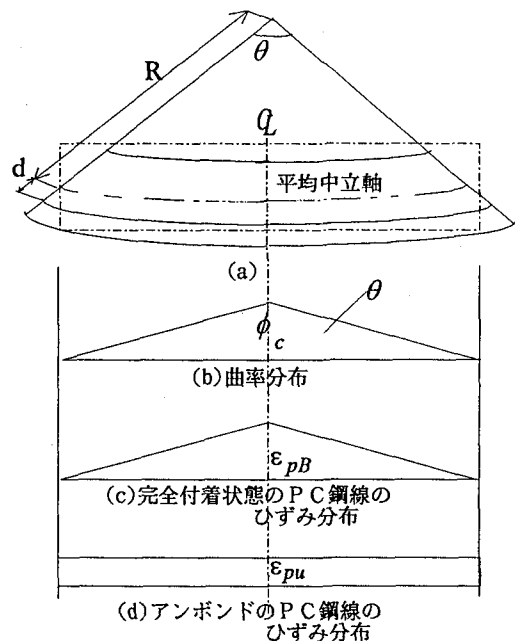


図-17 PC鋼線のひずみ分布の仮定

次式のように表される。

$$\varepsilon_{pu} = \frac{\Delta \ell}{\ell} \quad (4)$$

ここで、 $\Delta \ell$: はり両端におけるPC鋼線の伸び量、

ℓ : はりの長さ

式(4)によるひずみを厳密に求めるには、はりに生じる非線形な曲率分布の影響や中立軸位置を考慮する必要があるが、本研究では、完全弾性状態での完全ボンドのひずみとアンボンドのひずみの比が弾塑性状態においてもそのまま適用できるものとして計算した。すなわち、図-17 (a) に示すようにはり全体の長さに変化しない平均中立軸位置がボンドとアンボンドにおいて同一であると仮定すると、図-17 (c)、(d) のひずみ分布の仮定から次式が得られる。

$$\varepsilon_{pu} = \frac{\varepsilon_{pB}}{2} \quad (5)$$

さて、本供試体のPCはりには、PC鋼線が完全付着とアンボンドの中間的な状態にあるものと仮定して、そのひずみを付着係数 α ($0 \leq \alpha \leq 1$) を用いて次式によって算定できるものとする。

$$\varepsilon_p = \varepsilon_{pu} + (\varepsilon_{pB} - \varepsilon_{pu}) \cdot \alpha + \varepsilon_0 \quad (6)$$

ここで、 ε_p : 不完全付着におけるPC鋼線のひずみ、

ε_{pu} : アンボンドPC鋼線のひずみ、

ε_{pB} : 完全付着状態のPC鋼線のひずみ

ε_0 : 初期プレストレス力によるPC鋼線のひずみ

α : 付着係数 ($\alpha=1.0$ で完全付着、 $\alpha=0.0$ でアンボンドを表し、値については後述する。)

以上のひずみ分布が与えられれば、コンクリート、鉄筋

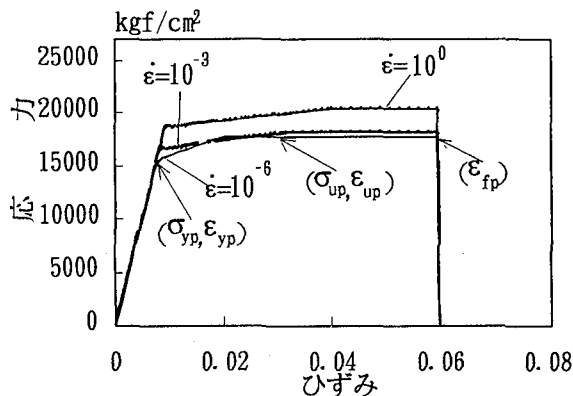


図-18 ひずみ速度効果を考慮したPC鋼線の応力-ひずみ関係

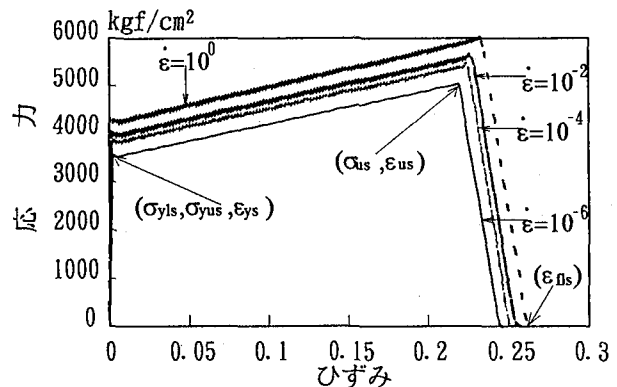


図-19 ひずみ速度効果を考慮した鉄筋の応力-ひずみ関係

およびPC鋼線の応力-ひずみ関係を用いて、それぞれ図-15(c),(d),(e)に示す断面内の応力分布が得られる。これらを積分して得られる圧縮合力Cと引張合力Tとがバランスする中立軸の位置 x_0 を収束計算により求める。これより断面の抵抗モーメント M_u が次式によって与えられる。

$$M_u = T \cdot z = C \cdot z \quad (7)$$

ただし、 z ：引張力Tと圧縮力Cの合力間の中心距離
よって、曲率 ϕ を逐次増加させながらインプットデータとして与えることにより、PCはり断面の $M \sim \phi$ 関係が求められることになる。

3.2 ひずみ速度効果を考慮したPC鋼線の 応力-ひずみ関係

PC鋼線の応力-ひずみ関係は、図-18に示すように3段階の弾塑性挙動として次式のように表される。

$$\sigma_p = \frac{\varepsilon_p}{\varepsilon_{yp}} \sigma_{yp} \quad (\varepsilon_p < \varepsilon_{yp}) \quad (8)$$

$$\sigma_p = \sigma_{yp} + (\sigma_{up} - \sigma_{yp}) \cdot \frac{(\varepsilon_p - \varepsilon_{yp})}{(\varepsilon_{up} - \varepsilon_{yp})} \quad (\varepsilon_{yp} \leq \varepsilon_p < \varepsilon_{up}) \quad (9)$$

$$\sigma_p = \sigma_{up} \quad (\varepsilon_{up} \leq \varepsilon_p \leq \varepsilon_{fp}) \quad (10)$$

ただし、 σ_p ：PC鋼線の応力、 ε_p ：PC鋼線のひずみ、

ε_{yp} ：PC鋼線の降伏ひずみ、

σ_{yp} ：PC鋼線の降伏応力、

ε_{up} ：PC鋼線の引張強度時のひずみ、

σ_{up} ：PC鋼線の引張強度、

ε_{fp} ：PC鋼線の破断ひずみ

さて、園田ら⁸⁾の実験によりひずみ速度の影響を考慮したPC鋼線の動的降伏応力 σ_{yps} 、動的引張強度 σ_{ups} 、動的引張強度時のひずみ ε_{ups} は次式によって与えられる。

$$\sigma_{ypd} = \sigma_{yps} (1.155 + 0.082 \log \dot{\varepsilon} + 0.009 (\log \dot{\varepsilon})^2) \quad (11)$$

$$\sigma_{upd} = \sigma_{ups} (1.141 + 0.084 \log \dot{\varepsilon} + 0.011 (\log \dot{\varepsilon})^2) \quad (12)$$

$$\varepsilon_{yp} = \sigma_{yp} / E \quad (13)$$

$$\varepsilon_{up} = \varepsilon_{ups} \cdot \frac{(10 + \log \dot{\varepsilon})}{10} \quad (14)$$

$$\varepsilon_{fp} = 0.06 \quad (15)$$

ただし、 σ_{yps} 、 σ_{ups} 、 ε_{ups} ：それぞれ静的載荷時におけるPC鋼線の降伏応力、引張強度、引張強度時のひずみ、 E ：ヤング係数(ここで E にはひずみ速度効果を考慮していない。)

3.3 ひずみ速度効果を考慮した鉄筋の 応力-ひずみ関係

鉄筋の応力-ひずみ関係は、高橋ら⁹⁾の提案したひずみ速度効果を考慮した実験式を用いることとし、次式によって与えられるものとする。

$$\sigma_s = \frac{\varepsilon_s}{\varepsilon_{ys}} \sigma_{ys} \quad (\varepsilon_s < \varepsilon_{ys}) \quad (16)$$

$$\sigma_s = \sigma_{ys} + (\sigma_{us} - \sigma_{ys}) \cdot \frac{(\varepsilon_s - \varepsilon_{ys})}{(\varepsilon_{us} - \varepsilon_{ys})} \quad (\varepsilon_{ys} \leq \varepsilon_s < \varepsilon_{us}) \quad (17)$$

$$\sigma_s = \sigma_{us} \cdot \left(1 - \frac{\varepsilon_s - \varepsilon_{us}}{\varepsilon_{fs} - \varepsilon_{us}}\right) \quad (\varepsilon_{us} \leq \varepsilon_s \leq \varepsilon_{fs}) \quad (18)$$

ただし、 σ_s ：鉄筋の応力、 ε_s ：鉄筋のひずみ、
 ε_{ys} ：鉄筋の降伏ひずみ、 σ_{ys} ：鉄筋の降伏応力、
 ε_{us} ：鉄筋の引張強度時のひずみ、
 σ_{us} ：鉄筋の引張強度、 ε_{fs} ：鉄筋の破断ひずみ

ここで、動的降伏応力、動的引張強度および動的破断ひずみはひずみ速度の影響⁹⁾を考慮して、次式によって与えられる。

$$\sigma_{ysd} = \sigma_{yss} (10^{\beta} + 0.993) \quad (19)$$

$$\sigma_{ysd} = \sigma_{yss} (1.202 + 0.04 \log \dot{\varepsilon}) \quad (20)$$

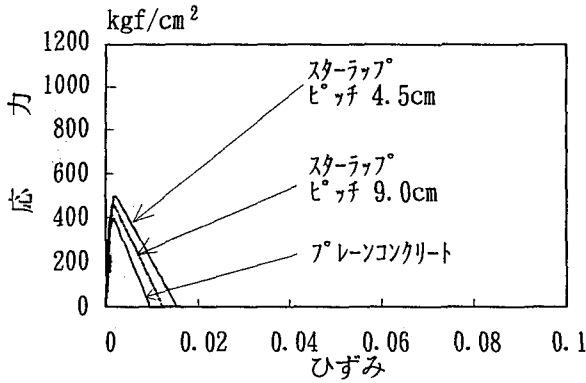


図-20 スターラップの横拘束効果を考慮したコンクリートの応力-ひずみ関係

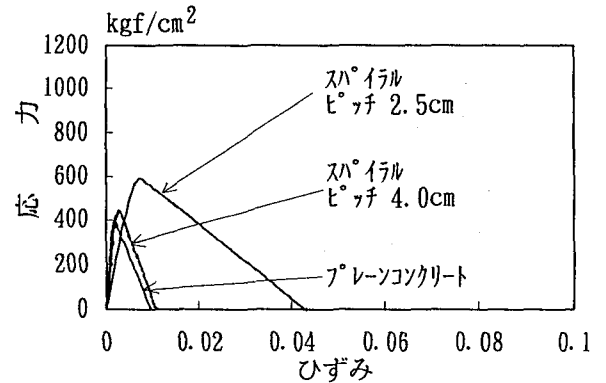


図-21 スパイラル筋の横拘束効果を考慮したコンクリートの応力-ひずみ関係

$$\sigma_{usd} = \sigma_{uss} (1172 + 0.037 \log \epsilon) \quad (21)$$

$$\epsilon_{fisd} = \epsilon_{fiss} (1044 + 0.013 \log \epsilon) \quad (22)$$

ただし, $\beta = 0.3796 \log \epsilon - 0.2579$

また σ_{yisd} : 動的下降伏点, σ_{yusd} : 動的上昇伏点,
 σ_{yss} : 静的引張強度, σ_{usd} : 動的引張強度,
 σ_{uss} : 静的引張強度, ϵ_{fisd} : 動的破断ひずみ,
 ϵ_{fiss} : 静的破断ひずみ.

以上の諸式を用いると, 鉄筋の応力-ひずみ関係が図-19に示すようになる。

3. 4 コンクリート材料の応力-ひずみ関係

本解析で用いるコンクリートの応力-ひずみ関係は, 高橋ら¹⁰⁾ 提案した修正Popovics式を用いた。

$$\sigma_c = \sigma_{cm} \cdot \frac{\epsilon_c}{\epsilon_{cm}} \cdot \frac{n}{(n-1) + \left(\frac{\epsilon_c}{\epsilon_{cm}}\right)^n} \quad \left(\epsilon_c \leq \epsilon_{cm} \right) \quad (23)$$

$$\sigma_c = \sigma_{cm} \cdot \frac{(\epsilon_u - \epsilon_c)}{(\epsilon_u - \epsilon_{cm})} \quad \left(\epsilon_c > \epsilon_{cm} \right) \quad (24)$$

ただし, $n = 0.57 \times 10^{-2} \times \sigma_{cm} + 1$,

σ_{cm} : コンクリートの最大圧縮応力,

ϵ_c : コンクリートのひずみ,

ϵ_{cm} : コンクリートの最大圧縮応力時ひずみ,

ϵ_u : コンクリートの破壊ひずみ

(1) スターラップ効果

スターラップ効果は, 前述の式(23), (24)において $\sigma_{cm}, \epsilon_{cm}, \epsilon_u$ の代わりに次式を代入することにより算出される¹⁰⁾。

$$\sigma_{cms} = \sigma_{co} \cdot \left(1 + P_w \cdot \frac{\sigma_y}{\sigma_{co}} \right) \quad (25)$$

$$\epsilon_{cms} = \epsilon_{co} \cdot (1 + Ce) \quad (26)$$

$$\epsilon_{us} = 5 \cdot (1 + Ce)^2 \cdot \epsilon_{co} \quad (27)$$

$$\text{ただし, } P_w = \frac{(V_s + V_w)}{(S_{pw} \cdot A_{pw})}, \quad Ce = \frac{1333}{2} \cdot P_w \cdot \frac{\sigma_y}{\sigma_{co}},$$

V_s : スターラップ間の鉄筋体積(cm^3),

V_w : スターラップ鉄筋の体積(cm^3),

S_{pw} : スターラップ間隔(cm),

A_{pw} : スターラップ内断面積(cm^2),

σ_{co} : フレーションコンクリートの最大圧縮応力,

σ_{cms} : 補強されたコンクリートの最大圧縮応力,

ϵ_{co} : フレーションコンクリートの最大圧縮応力時ひずみ,

ϵ_{cms} : 補強されたコンクリートの最大圧縮応力時ひずみ,

ϵ_{us} : 補強されたコンクリートの破壊ひずみ.

図-20に, その応力-ひずみ関係を示す。

(2) スパイラル筋の影響

同様にスパイラル筋の拘束効果に着目し, その効果について鈴木ら⁴⁾ の提案する次式を用いた。

$$\sigma_{cms} = \sigma_{co} \cdot (1 + CI) \quad (28)$$

$$\epsilon_{cms} = \epsilon_{co} \cdot \left\{ 1 + 10 \cdot \left(\frac{240}{\sigma_{co}} \right) \cdot CI \right\} \quad (29)$$

$$\epsilon_{us} = \epsilon_{cms} \cdot \left\{ 1 + \frac{1}{K_c} \right\} \quad (30)$$

$$\text{ただし, } CI = 4.41 \cdot \frac{P_s \cdot \sigma_y}{\sigma_{co}} \cdot \left(1 - 1.24 \frac{S}{D} \right),$$

$$P_s = \frac{2 \cdot A_{sp}}{D \cdot S},$$

$$K_c = K_0 \cdot \left\{ \left(\frac{S}{D} \right)^2 + \frac{1}{1 + 25CI \left(\frac{240}{\sigma_{co}} \right) \left(\frac{1}{1 - 1.24(S/D)} \right)} \right\}$$

A_{sp} : スパイラル筋断面積, σ_y : 鉄筋降伏点応力,

S : スパイラル筋ピッチ, D : スパイラル径,

ϵ_{uo} : フレーションコンクリートの破壊ひずみ,

K_0 : フレーションコンクリートの下降勾配係数,

K_c : 補強後の下降勾配係数.

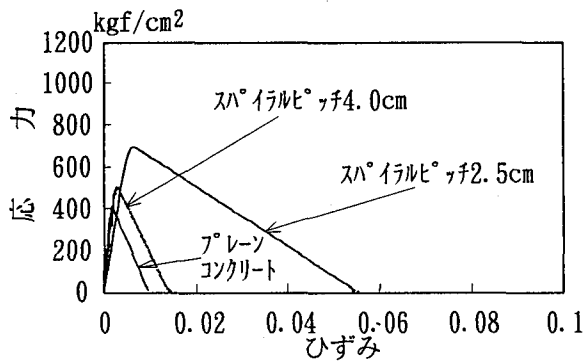


図-22 スターラップ(ピッチ4.5cm)とスパンイール筋の拘束効果を同時に考慮したコンクリートの応力～ひずみ関係

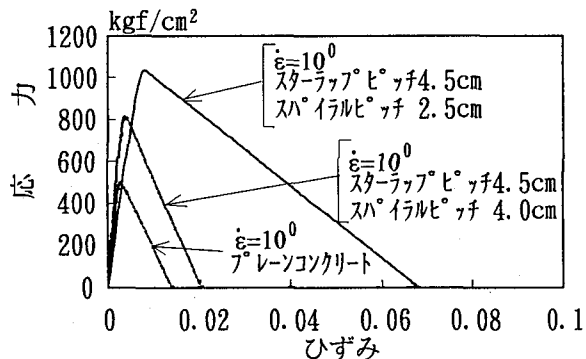


図-23 スターラップとスパンイール筋の拘束効果およびひずみ速度効果の3つの影響を同時に考慮したコンクリートの応力～ひずみ関係

図-21に、その応力～ひずみ関係を示す。なお図-21に用いた実験式の中で最大圧縮応力時のひずみはスパイラル筋径とピッチの比 S/D に反比例して大きくなる傾向にある。このため、ピッチが最も小さい2.5cmの場合、剛性が小さくなっている。

(3) スパイラル筋とスターラップを同時に考慮した場合

本解析ではスパイラル筋はスターラップ内に配筋してあり(図-5参照)、2重の拘束効果をうけることになる。このため上記(1)のスターラップ効果と、(2)のスパイラル筋の影響を同時に考慮した次式を用いた。図-22にその応力～ひずみ関係を示す。

$$\sigma_{cms} = \sigma_{co} \cdot (1 + CI) \cdot \left(1 + P_w \frac{\sigma_y}{\sigma_{co}}\right) \quad (31)$$

$$\varepsilon_{cms} = \varepsilon_{co} \cdot (1 + C_e) \cdot \left\{1 + 10 \cdot \left(\frac{240}{\sigma_{co}}\right) \cdot CI\right\} \quad (32)$$

$$\varepsilon_{us} = \varepsilon_{cms} \cdot \left\{1 + \frac{1}{K_c}\right\} \quad (33)$$

(4) ひずみ速度効果

コンクリートのひずみ速度効果は、スターラップとス

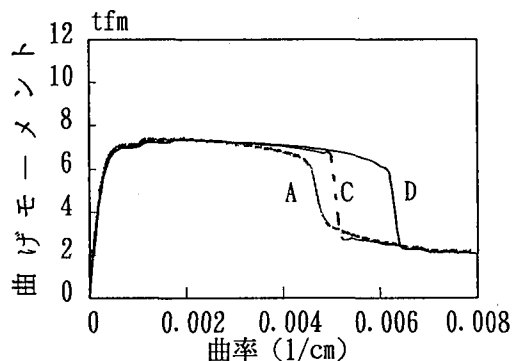


図-24 PCはり断面の静的曲げモーメント～曲率関係

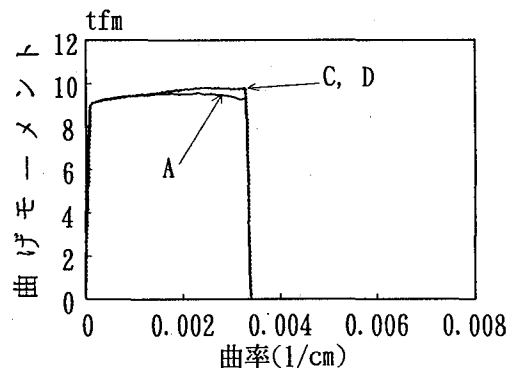


図-25 PCはり断面の動的曲げモーメント～曲率関係

パイラル筋を同時に考慮した場合の σ_{ms} , ε_{ms} , ε_{us} を次式によって修正し、式(23), (24)に代入することによって算定するものとする⁹⁾

$$\sigma_{cm} = \sigma_{cms} (1.49 + 0.268 \log \dot{\varepsilon} + 0.035 (\log \dot{\varepsilon})^2) \quad (34)$$

$$\varepsilon_{cm} = \varepsilon_{cms} (1.24 + 0.053 (\log \dot{\varepsilon})) \quad (35)$$

図-23にひずみ速度効果とスターラップおよびスパイラル筋の3つの影響を同時に考慮した応力～ひずみ関係を示す。

3.5 曲げモーメント～曲率関係

以上の応力～ひずみ関係を用いれば、PCはり断面の曲げモーメント～曲率関係が静的荷重の場合、後述の図-28の付着係数 $\alpha = 0.4$ を用いて図-24のように求められる。これより、供試体D(スパンイール筋ピッチ2.5cm)の曲率が供試体CおよびAよりも伸びていることが確認される。一方、高速荷重時の曲げモーメント～曲率関係は後述の図-30の付着係数 $\alpha = 0.9$ を用いて図-25のようになる。この図より、すべての供試体の曲げ耐力はひずみ速度効果により上昇するが、供試体CおよびAの限界曲率は供試体Aとほぼ同じであり、必ずしも有利とはいえないことがわかる。この原因は、ひずみ速度効果により圧縮側コンクリートの強度が上昇し、これに伴い中立軸が上昇して下側のPC鋼線が早期に破断ひずみに達し破断したためである。

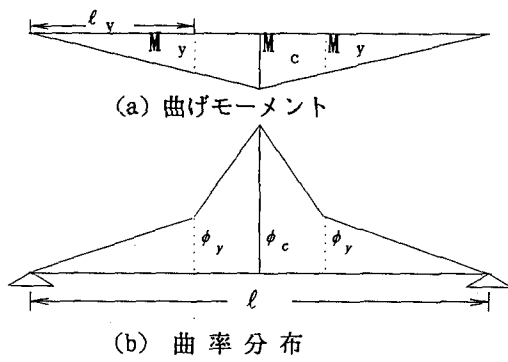


図-26 はりの曲げモーメントおよび曲率分布

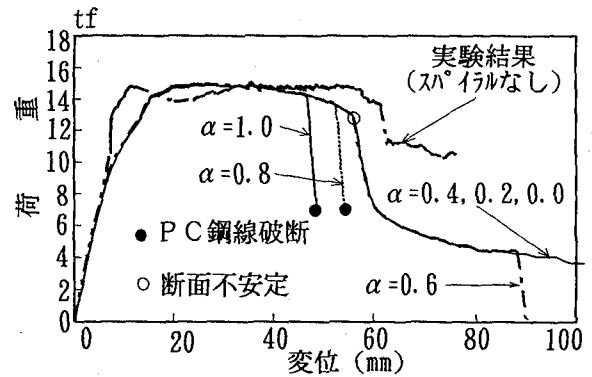


図-28 付着係数 \$\alpha\$ をパラメータとした静的荷重～変位関係(スパイラル筋なしの場合)

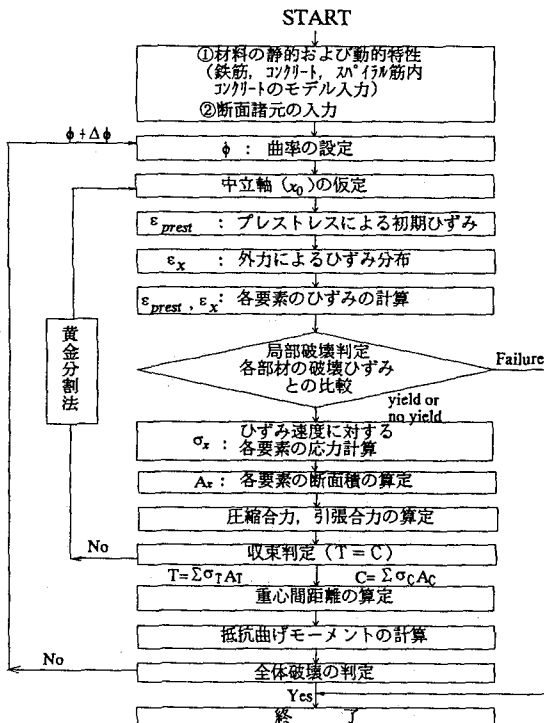


図-27 \$M-\phi\$ 関係算定のための計算フローチャート

3.6 単純はりの荷重～変位関係

中央点荷重の単純はりのたわみ \$\delta\$ は、PC はりを等断面と仮定し、さらに図-26に示す曲率分布を仮定することにより、中央点の曲げモーメント \$M_c\$ が弾性状態および塑性状態の場合に対してそれぞれ次式によって求められる。

弾性の場合 (\$M_c < M_y\$):

$$\delta = \frac{\phi_c \ell^2}{12} \quad (36)$$

塑性の場合 (\$M_y \leq M_c\$):

$$\delta = \frac{\phi_c}{24} (3\ell^2 - 4\ell_y^2) + \left(\frac{\phi_c - \phi_y}{\ell/2 - \ell_y} \right) \left\{ \frac{\ell^3}{24} - \frac{\ell_y}{8} \ell^2 + \frac{\ell_y^3}{6} \right\} \quad (37)$$

ただし、\$\delta\$: はりの中央点の変位(cm),

\$\phi_c\$: はり中央の曲率(1/cm),

\$M_c\$: はり中央の曲げモーメント(kgfm),

\$\ell\$: はりの長さ(cm),

\$\ell_y\$: 左端より降伏モーメントまでの距離,

\$\phi_y\$: 降伏曲率.

なお、荷重 \$P\$ (kgf) は次式で与えられる。

$$P = \frac{4}{\ell} M_c \quad (38)$$

3.7 はりの終局判定および解析手順

はりの終局状態は、次の2つのいずれかの状態が生じたときをはり全体の破壊と定義する。

① PC 鋼線の破断: PC 鋼線のひずみ \$\epsilon_p\$ が、破断ひずみ \$\epsilon_{fu}\$ に達したとき、②断面耐力の不安定: 圧縮合力 (\$C\$) = 引張合力 (\$T\$) が成立しなくなる時点、すなわち \$(C = T)_{\max}\$ となる点で、曲率がある限界点を越え中立軸が急激に下がり、抵抗曲げモーメントが急激に低下する状態。

以上の基本式に基づく解析手順を示すと、図-27のような計算フローチャートとなる。

4. 解析結果および考察

4.1 実験結果との比較

解析の対象とした部材は、実験で用いた供試体 A および D とし、図-5に示す断面である。

図-28に、スパイラル筋による補強を行わない PC はりの静的実験の \$P \sim \delta\$ 関係と、静的解析において付着係数 \$\alpha\$ をパラメトリックに変化させたものとを比較して示す。図-28より、\$\alpha = 0.4\$ 以下はいずれも \$\alpha = 0.4\$ と同じ解析結果となり、静的実験結果は \$\alpha = 0.4\$ 以下に相当することがわかる。実験結果では、図-14の破壊形態に示すように広範囲にわたるひび割れは、当初の完全付着状態からはりの広範囲な部分における付着すべりの発

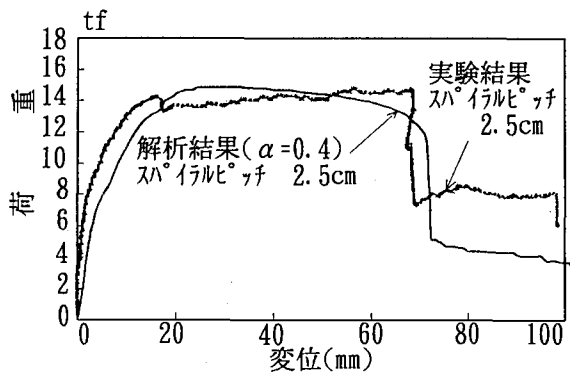


図-29 静的载荷における実験結果と解析結果の比較

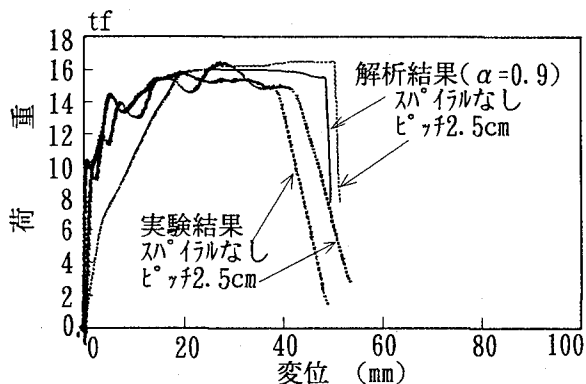


図-30 高速载荷における実験結果と解析結果との比較

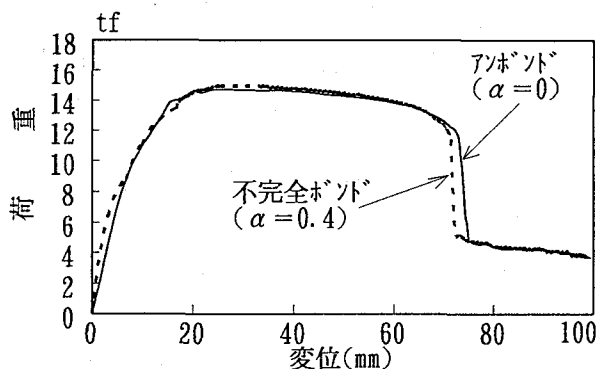


図-31 静的载荷時におけるスパイラルピッチ2.5cmの場合のアンボンド(α=0)と不完全ボンド(α=0.4)の解析結果

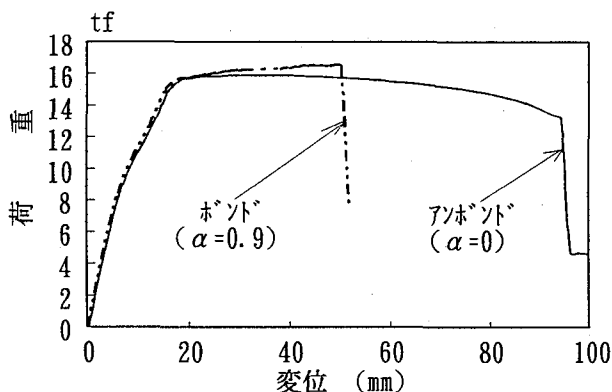


図-32 高速载荷時におけるスパイラルピッチ2.5cmの場合のアンボンド(α=0)とボンド(α=0.9)の解析結果

生へと移行したものと思われる。解析結果の $0.4 \leq \alpha \leq 0.6$ では断面耐力の不安定により抵抗モーメント（荷重）が急激に低下しており、実験結果をほぼ良くシミュレートできていることがわかる。また、解析において $0.8 < \alpha \leq 1.0$ の場合には、P C鋼線の破断によって終局状態が決定されることがわかった。

図-29には、 $\alpha=0.4$ としてスパイラル筋をピッチ2.5cmとした場合の静的解析結果と静的実験結果を比較して示す。これより、本解析法はスパイラル筋による補強を行ったP Cはりに対して良く実験結果をシミュレートできていることがわかる。

図-30には、高速载荷時における実験結果と解析結果を比較して示す。高速载荷時には、 $\alpha=0.9$ として付着度を高めた解析を行った。これは、図-14の高速载荷時の実験結果において、ひび割れが数カ所に集中して付着効果はかなりあったと思われるためである。図-30より、解析および実験結果ともP C鋼線の破断が早期に現れるため、じん性が伸びないことがわかる。

4.2 アンボンドP Cの解析結果

図-31に、静的载荷時におけるスパイラル筋で補強した（ピッチ2.5cm）場合の付着係数 $\alpha=0$ （完全アンボンド）と付着係数 $\alpha=0.4$ （不完全ボンド）とした解析結果を比較して示す。これより静的载荷においてはアンボンド化したうえでスパイラル筋で補強すると、じん性がわずかに大きくなる（アンボンド化により限界変位が70mmから75mmに増加する）ことがわかる。

次に、図-32に高速载荷時の $\alpha=0$ （完全アンボンド）と $\alpha=0.9$ （ボンド）とを比較した解析結果を示す。これより、高速载荷の場合はアンボンド化したうえでスパイラル筋で補強するとじん性を大きく期待できる（アンボンド化により限界変位が50mmから95mmに増加する）ことが認められる。

5. 結論

以上のことから、本研究の成果をまとめると以下のようになる。

(1) P Cはりにおける円形スパイラル筋の補強は、静的载荷条件下では、多少のばらつきはあるもののスパイラル筋の密度（ピッチ）を密にするにつれて、一般に、圧縮側コンクリートの最大圧縮強度以降の軟化領域が改善され、じん性が伸びることを確認できた。

(2) しかし、本実験の範囲において、高速载荷条件下では、ひずみ速度効果の影響で圧縮側コンクリートの耐力が上昇し中立軸が圧縮側に移動するため、P C鋼線が

早期に破断ひずみに達し、スパイラル筋によるじん性向上は得られなかった。

(3) すなわち、本実験の範囲で高速変形時には、静的な場合と破壊形態が異なることとなり、静的載荷で得られるじん性の大きな断面が高速載荷に対しては必ずしも有効な断面とは限らないことがわかった。

(4) 断面分割法を以下のように改善し、静的および高速載荷時の弾塑性挙動を比較的良くシミュレートすることができた。

①従来の断面分割法による静的弾塑性解析を、高速載荷時におけるひずみ速度効果を考慮したコンクリート材料およびPC鋼線の応力～ひずみ関係を用いて拡張した。

②円形スパイラル筋の拘束効果を考慮したコンクリート材料の応力～ひずみ関係を用いた。

③PC鋼線とコンクリート付着の度合いを示す付着係数 α を導入し、ひび割れに伴うPC鋼線とコンクリート間のすべりの影響を考慮した。この際、静的では $\alpha=0.4$ 、高速載荷時は $\alpha=0.9$ とすることによって実験結果を比較的良くシミュレートすることができた。

(5) 高速載荷に対して、じん性が大きくなると考えられるアンボンドのPCはり提案し、これを断面分割法により解析した。その結果、アンボンドの効果を解析的に確認することができた。

なお、本結論は限られた供試体で得られた結果であり、高速載荷時のPCはりに影響を及ぼす要因をさらに明確する必要がある。今後さらに、高速載荷に対してじん性が大きくなると考えられるアンボンドのPCはりに対して実験的検討を行う予定である。

謝辞：本研究を行うに当たり、(株)日本サミコンの上村浩茂氏、防衛大学校研修生の鈴木真次氏、当時学生の小野満氏のご援助を受けた。ここに謝意を表する。

参考文献

- 1) 土木学会：構造物の衝撃挙動と設計法，pp. 177，1993年12月。
- 2) 渡辺明他：新体系土木工学34 プレストレストコンクリートの力学，pp. 51～52，1989年9月。
- 3) 日本建築学会：プレストレスト鉄筋コンクリート(Ⅲ種PC)構造設計・施工指針・同解説，pp. 136，1986年。
- 4) 鈴木計夫，中塚信 他：円形補強筋を用いたコンファインドコンクリートの補強及び変形特性，「材料」，第34巻，第376号，pp. 33～39，1985年1月。
- 5) 鈴木計夫，中塚信 他：プレストレスト鉄筋コンクリートはり部材の終局限界点とその特性，コンクリート構造物の靱性とその評価法に関するコンクリート論文集，pp. 1193～204，1988年3月。
- 6) 土木学会：構造物の衝撃挙動と設計法，pp. 37，1993年12月。
- 7) 園田佳臣，小林直行 他：鋼材指数をパラメータとしたPCはり部材の静的曲げ耐力実験について，土木学会第19回関東支部技術研究発表会講演概要集，pp. 44～45，1992年3月。
- 8) 園田佳臣，小林直行 他：ひずみ速度効果を考慮したPCはり部材の動的曲げ耐力と変形性能，構造工学論文集，Vol. 38A，pp. 1455～1465，1992年3月。
- 9) 高橋芳彦，大野友則 他：衝撃を受ける鉄筋コンクリートはりの弾塑性挙動に及ぼすひずみ速度効果，構造工学論文集，Vol. 37A，pp. 1567～1580，1991年3月。
- 10) 高橋芳彦：高速載荷試験による鉄筋コンクリートはりおよび鋼板・コンクリート合成はりの耐衝撃性評価に関する基礎的研究，九州大学学位論文，pp. 49～52，1990年12月。

(1995年 9月18日受付)