

# PCはりおよびPRCはりのアンボンド化による 動的じん性向上とその推定法

圓林 栄喜<sup>1</sup>・香月 智<sup>2</sup>・石川 信隆<sup>3</sup>・太田 俊昭<sup>4</sup>

<sup>1</sup>正会員 修士(工学) 防衛大学校研究員 土木工学科(〒239-8686 神奈川県横須賀市走水 1-10-20)

<sup>2</sup>正会員 工博 防衛大学校助教授 土木工学科(〒239-8686 神奈川県横須賀市走水 1-10-20)

<sup>3</sup>フェロー 工博 防衛大学校教授 土木工学科(〒239-8686 神奈川県横須賀市走水 1-10-20)

<sup>4</sup>フェロー 工博 九州大学教授 大学院工学研究科(〒812-8581 福岡県福岡市東区箱崎 6-10-1)

本研究は、PCはりおよびPRCはりをアンボンド化することによる動的じん性向上効果について実験的かつ解析的に検討したものである。すなわち、まずPCはりおよびPRCはりのアンボンド化による動的じん性向上効果を確認するため、小型のボンドおよびアンボンドPCはりおよびPRCはりを対象として静的および高速載荷実験を行い、荷重～変位関係、終局変位および破壊メカニズムについて比較考察した。次に、断面分割法と離散化モデルを併用した簡易動的終局変形解析を行い、実験結果と比較することにより動的じん性向上のメカニズムについて考察した。最後に、本解析法を実物大のPRCはりの動的終局変位の推定に応用したものである。

**Key Words:** prestressed reinforced concrete beam, unbond, high speed loading, dynamic ductility, ultimate deformation

## 1. 緒言

プレストレストコンクリート(PC)はり部材は、一般に鉄筋コンクリート(RC)はり部材に比べ高耐力を有するが、変形性能つまりじん性に乏しいことが指摘されている<sup>1)2)</sup>。このためPC部材のじん性向上の方法について数多くの研究がなされてきた。例えば、PC部材の圧縮側コンクリートを円形スパイラル筋で補強する方法が提案されている<sup>3)</sup>。この方法を、著者ら<sup>4)</sup>は静的および高速載荷実験を行って調べたところ、静的には有効であったが、高速載荷に対しては圧縮側のコンクリート強度がひずみ速度効果によって上昇するため、引張側のPC鋼材の強度が相対的に小さくなって破断する結果となり、円形スパイラル筋の補強による動的じん性向上効果はあまり認められなかった。別の方法としては、PC部材の引張側を鉄筋で補強したPRC (prestressed reinforced concrete) 化がある。このPRC部材の耐衝撃性に関する研究は、最近活発に行われており、佐藤ら<sup>5)</sup>は、PCはりとRCはりの中間の特徴を有する7種類のPRCはりに対し、静的、単一衝突および繰り返し衝突実験を行ってPRCはりが耐衝撃性に優れた部材であることを報告して

いる。一方、岸ら<sup>6)</sup>もT型PRCはりを対象として静的および繰り返し衝突実験を行い、PRCはりがPCはりよりも耐衝撃性に優れていることを確認している。さて、もう一つの動的じん性向上の方法としては、PCおよびPRCはりのアンボンド化による方法である。既にアンボンド化されたPCはりが動的じん性向上に有効であることは静的および高速載荷実験によって確認されている<sup>7)</sup>。

本研究は、主として未検討であるPRCはりのアンボンド化による動的じん性向上の効果を高速載荷実験で調べるとともに、比較のためにPCはりに対しても同様の実験を行った。次に、簡易な動的終局変形解析法を開発して実験結果をシミュレートし、さらに、そのアンボンド効果を実物大のPRCはりにも適用し、解析的に評価しようとするものである。

すなわち、まず小型(短スパン)のボンドとアンボンドのPCはりおよびPRCはりに対し、それぞれ静的および高速載荷実験を行い、荷重～変位関係および破壊モードを求めて動的じん性の比較を行った。その際、動的じん性向上の要因を調べるためにPC鋼棒を用いてひずみ分布を測定した。次に、ボンドおよびアンボンドPRCはりを対象とした簡易な動的終局変形解析法を開発して、

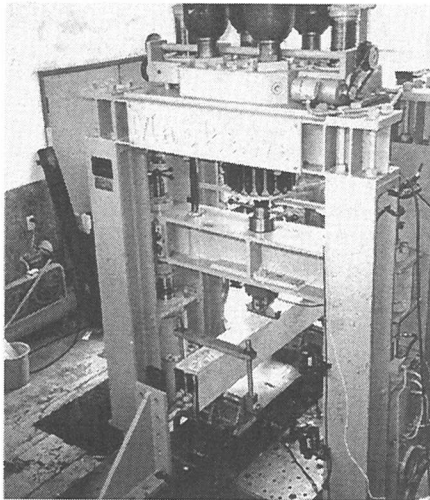
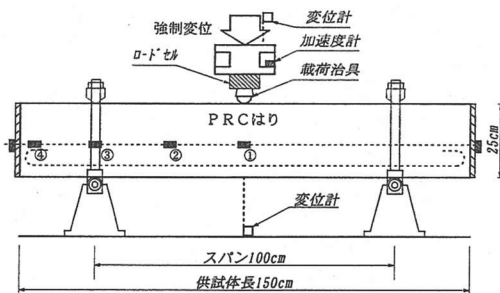


写真-1 実験状況



※①～④ ひずみゲージ貼付位置(詳細は図-2)

図-1 はり実験概要図

表-1 測定項目および計測器材の諸元

測定項目	計測器材	諸元等
荷重	ロードセル	容量: 490kN
変位	レーザー式変位計	測定範囲: 300±100mm 応答周波数: 915Hz
PC鋼材のひずみ	ひずみゲージ	ゲージ率: 2.14 抵抗値: 120.5±0.5Ω
加速度	加速度計	測定範囲: 500G 応答周波数: 10KHz

荷重～変位関係、動的終局変位およびPC鋼材のひずみ分布を求め、実験結果との比較検討を行った。最後に、本解析法を実際のT型PRCはりへ適用して、アンボンド化したPRCはりの動的終局変形の推定を試みたものである。

なお、本研究で行う高速載荷実験は、設計荷重をはるかに上回る外力が短時間(数十 msec)に急速載荷して、部材が破壊するような場合を想定して行うもので、この実験で得られる荷重～変位関係は、通常の重錘衝突実験から得られる荷重～変位関係に比し、動的耐力

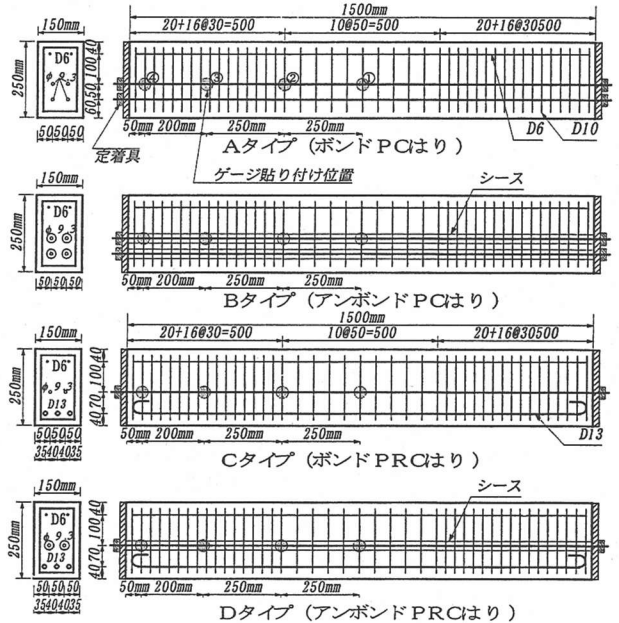


図-2 各供試体の断面図とゲージ貼付位置

および動的終局限界変位の評価が容易である。ちなみに、本実験で用いた高速載荷速度の3m/secは、はりが破壊するまで変形速度3m/secを持続することを意味するもので、例えば、重量5tonf(49kN)の重錘が高さ5m(衝突速度約10m/sec)から落下したとき、サンドクッションのある実規模ロックシェッド<sup>9)</sup>のPC桁が変形するときの最大変形速度約1.7m/sec(変位7.45cm/45msec)に比し、極めて厳しい載荷条件である。

## 2. 小型PCはりおよびPRCはりの静的および高速載荷実験の概要

ここでは、実験装置の制約上小型(短スパン)のボンドタイプおよびアンボンドタイプの矩形断面をもつPRCはりを対象として、それぞれ静的および高速載荷実験を行い、付着の有無が耐力および変形性能に及ぼす影響を調べた。ただし、比較のために同程度の曲げ耐力と鉄筋鋼材係数を有するボンドおよびアンボンドPCはりに対しても同様の実験を行った。

### (1) 載荷方法および計測項目

本実験では、静的および高速載荷とも写真-1に示す高速変形負荷装置<sup>10)</sup>(荷重容量490kN,最大載荷速度4m/sec,ストローク限界15cm)の載荷性能を有する。ただし、静的の場合は、油圧を調整することで速度約1cm/min(0.017cm/sec)で載荷できる)を用いて、図-1に示すように左右支点部で回転のみを許すヒンジ治具で支持したはりに対して中央点載荷を行った。載荷治

表-2 材料諸元

材料	項目	数値
モルタル	水セメント比	0.47
	セメント	600kg/m <sup>3</sup>
	水	298kg/m <sup>3</sup>
	細骨材	1300kg/m <sup>3</sup>
	圧縮強度 $f_c'$	44.7N/mm <sup>2</sup>
スターラップ*	鋼種	D10
	配置間隔	3cm, 5cm
	高さ	21cm
	幅	11cm
鉄筋	圧縮側鋼種	D6
	引張側鋼種	D13
	降伏点応力	370N/mm <sup>2</sup>
	引張強度	530N/mm <sup>2</sup>
	破断時伸び	26.5%
PC鋼材	より線径 (鋼棒)	φ9.3mm (φ9.0mm)
	初期プレストレス	66.6kN/本
	降伏点応力	1761N/mm <sup>2</sup>
	引張強度	1912N/mm <sup>2</sup>
	破断時伸び	7.5%

表-3 実験ケース

供試体	種類	供 試 体 本 数		
		静的載荷 (1cm/min)	高速載荷 (3m/s)	合計
Aタイプ	ボンド PCはり	3(1)	3(1)	6(2)
Bタイプ	アンボンド PCはり	3(1)	3(1)	6(2)
Cタイプ	ボンド PRCはり	3(1)	3(1)	6(2)
Dタイプ	アンボンド PRCはり	3(1)	3(1)	6(2)
	合計	12(4)	12(4)	24(8)

( )内の数字は異形PC鋼棒を用いた供試体の数を示す。したがって、PC鋼より線を用いた供試体の数はそれを差し引いた数で16体である。

具先端は写真-1に示すようにφ50mmの半円柱棒によって供試体の軸直角方向に線載荷する治具を用いた。また、今回の高速載荷実験では、10msecまでに載荷速度が約300cm/secとなり、以後一定速度を保持させて、供試体が完全に破壊するまで載荷した。計測項目は、図-1および表-1に示すように、荷重、変位、PC鋼材のひずみ、加速度で、各データはサンプリングタイム50μsecで計測し、A/D変換後に1msecの単純移動平均を行った。

## (2) 供試体および実験ケース

前述したように、本実験では供試体が完全に破壊するまでの状態(動的終局限界状態)を調べる目的のため、図-2のような小型(短スパン)のPCおよびPRCはりを作製せざるを得なかった。これは、高速変形負荷装置の

制約上スパンが長くなり変形が大きくなると、ストローク限界の15cm以内では破壊しないので、15cm以内で完全にはりを破壊させるために供試体長さを150cm(純スパン100cm)としたものである。この際プレテンション方式の初期プレストレスおよび増分プレストレスに対する定着を確保するためボンドタイプPCおよびPRCはりの両端にも定着具を用いた。この定着点においてモルタルとPC鋼材との間にはずれ変位が生じなくなるので、載荷点部から75cm、すなわち定着点以遠は完全付着状態とみなすことができる。ここで、はりの作製に当たっては、じん性確保のため推奨されている鉄筋鋼材係数<sup>4)</sup>を $q_{sp}=0.25$ にほぼ近くなるように(PCはりでは $q_{sp}=0.26$ 、PRCはりでは $q_{sp}=0.25$ )供試体を作製した。ちなみに、この鉄筋鋼材係数とは次式によって与えられるものである。

$$q_{sp} = \frac{a_s \sigma_y + a_p \sigma_{py} - a_c \sigma_y}{b \cdot d} \cdot \frac{1}{f_c'} \quad (1)$$

ここで、 $a_s$ :引張鉄筋断面積、 $a_p$ :引張PC鋼材断面積、 $a_c$ :圧縮鉄筋断面積、 $b$ :はり幅、 $d$ :はり有効高さ、 $\sigma_y$ :鉄筋規格降伏点応力度、 $\sigma_{py}$ :PC鋼材規格降伏点応力度、 $f_c'$ :コンクリート設計基準強度。

つまり、図-2に示すように供試体寸法はいずれも長さ150cm、断面高さ25cm、幅15cmで、Aタイプは基準となるボンドタイプPCはりで引張側に4本のφ9.3mmPC鋼材を配置し、Bタイプはそれをアンボンド化したPCはり、次に、CタイプはPCはりと同程度耐力がほぼ同程度のPRCはりで引張側に3本のD13鉄筋と2本のφ9.3mmPC鋼材を配置し、DタイプはPC鋼材をアンボンド化したPRCはりの4種類である。いずれもせん断スパン比 $a/d \approx 2.5$ ( $a$ :せん断スパン、 $d$ :有効断面高さ)で曲げ破壊を生じさせるのに必要な $a/d \approx 5.5$ よりかなり小さい値であるが、せん断補強筋(スターラップ)にD10の鉄筋を使用し、載荷点で50mm間隔、支点部で30mm間隔の配筋をすることによりせん断破壊を防止し、曲げ破壊となるよう工夫した。

ここで、使用した材料諸元を表-2に示す。使用したPC鋼材は、PC鋼より線(φ9.3mm)とPC鋼棒(φ9.0mm)である。ここで、PC鋼材のひずみ分布を求めるため、PC鋼より線ではひずみゲージを貼付できないのでPC鋼棒を用いた。ひずみゲージ貼付位置については、図-2に示す位置とした。また、いずれの供試体にもフルプレストレス状態を想定して66.6kN/本の初期緊張力を与えた。このプレストレスは、使用荷重レベルつまり、PCはりでは24.5kNm、PRCはりでは10.8kNmの曲げモーメントに対してコンクリートの引張応力が生じないとされるものである。PRCはりでは、パーシャルプレストレスの考え方もあるが、ここでは比較を容易にするように

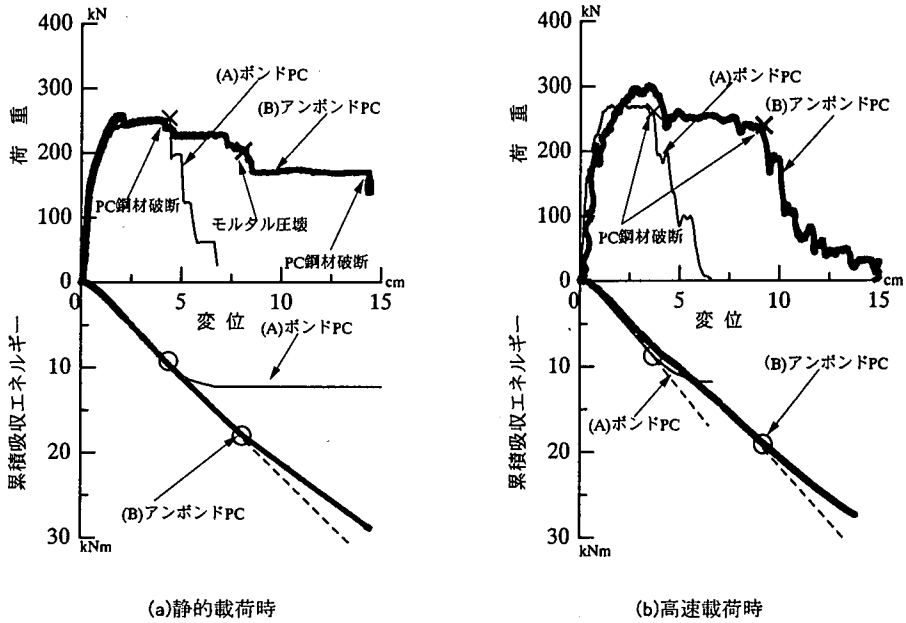


図-3 PCはりの荷重～変位関係と終局限界の定義

同一のプレストレスを与えた。

また、本実験では供試体断面が小さいので、PCおよびPRCはりにおいてはPC鋼材とコンクリート間の付着をなるべく均一化する目的から、プレミックスタイプのモルタルを使用した。実験時のモルタルの平均圧縮強度は  $44.7\text{N/mm}^2$  であった。このようにモルタルでも十分な圧縮強度が得られており、PCはりとはPRCはりのじん性比較を行うための条件は満足されていると考える。

本実験のケースは、表-3 に示すようにA, B, C, Dの4種類の供試体に対して、PC鋼より線を用いる場合は静的および高速載荷に対して各2体の計16体、PC鋼棒を用いる場合は各1体の計8体の合計24体である。なお、PC鋼より線を用いたはりの実験結果については、厳正なじん性の評価をするため、2体のうちより終局限界点の小さな方を比較のデータとして用いている。

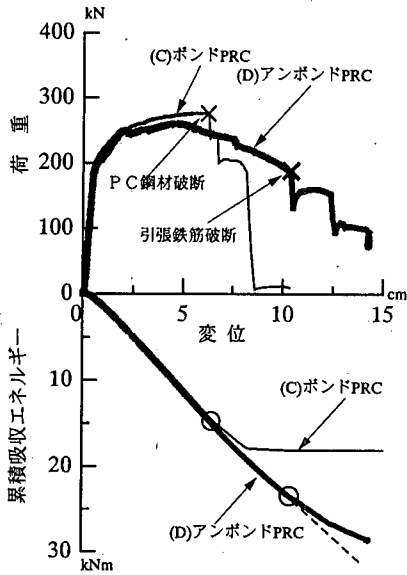
### (3) 実験結果および考察

#### a) 終局限界点の定義

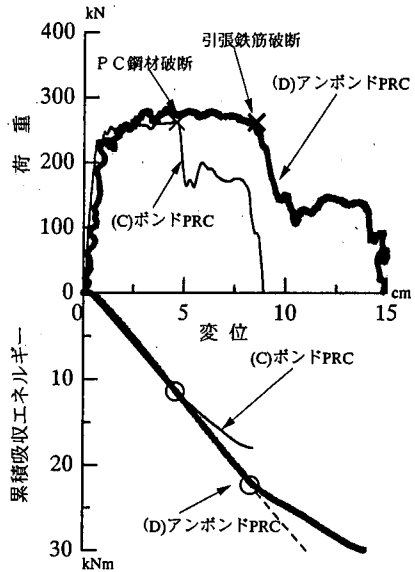
実験結果の考察に先立ち、じん性評価の重要な指標となる終局限界点を定義する必要がある。また、本研究では高速載荷実験により得られた終局限界点に基づき、動的じん性の評価を行うが、この動的終局限界点は静的載荷時と同じ定義に基づいて評価できることが望ましい。従来、静的載荷時のPCはりの終局限界点の定義については、曲げモーメント～曲率関係において Ghoshら<sup>11)</sup>の最大曲げモーメント( $M_{max}$ )時点、岡本ら<sup>2)</sup>や本岡ら<sup>12)</sup>の提案する  $\alpha M_{max}$  ( $\alpha = 0.8 \sim 0.9$ ) になる時点、また鈴木ら<sup>13)</sup>が提案する終局限界点で①(C=T)

max となる時点(C:圧縮合力, T:引張合力)、②引張PC鋼材破断点、③主筋座屈点、④横補筋破断点などがある。

ここでは、静的および動的終局限界点を定義するために以下の方法を用いた。まず次項で後述する図-3(a)の上側のようにAタイプ(ボンドPCはり、より線)とBタイプ(アンボンドPCはり、より線)の静的載荷時の荷重～変位関係を求める。次にその面積を逐次積分して得られる図-3(a)の下側のような累積吸収エネルギー～変位関係を示す。この図から、Aタイプでは変位4.3cm、Bタイプでは8.1cmの位置で荷重が急に低下するがこれに対応して累積吸収エネルギーの勾配も急に変化しはじめる。実験時の観察からAタイプの急激な変化点はPC鋼材が破断したため、Bタイプの変化点はモルタルの圧壊に帰因する(C=T) maxとなる時点に相当している。このように、累積吸収エネルギー～変位関係の変化点は前述の4種類の終局限界のいずれかが発生し、顕著に耐力が失われる変位と良く一致するものであることがわかる。高速載荷時には、図-3(b)のように振動の影響で荷重～変位関係に耐力の細かい増減が現れるが、やはり累積吸収エネルギー～変位関係では、この細かい振動の影響を相殺して、顕著な耐力低下点を判別できるので、これを動的終局限界と定義した。なお、この判別はグラフ上での目視によって行った。以上は、鈴木ら<sup>13)</sup>の定義する①(C=T) max となる時点(以下、モルタル圧壊)または②引張PC鋼材の破断点のいずれかに



(a)静的載荷時



(b)高速載荷時

図-4 PRCはりの荷重～変位関係と終局限界の定義

相当する。また今回PRCはりの特徴としてPC鋼材の代わりに引張鉄筋を多く配置していることから、新たに③引張鉄筋の破断点も終局限界に加えた。

#### b) PC はりの荷重～変位関係

図-3(a)にPCはりの静的載荷時の荷重～変位関係を示す。これより、最大耐力はボンド(Aタイプ)およびアンボンド(Bタイプ)ともほぼ一定である。しかし、終局変位で比較するとAタイプは4.3cm(純スパンの4.3%, じん性率 $\mu$ =終局変位 $\delta_u$ /降伏変位 $\delta_y$ (グラフ上の耐力勾配変化点) $\approx 4.3\text{cm}/1\text{cm} \approx 4.3$ ), Bタイプは8.1cm(純スパンの8.1%, じん性率 $\mu = \delta_u / \delta_y \approx 8.1\text{cm}/1\text{cm} \approx 8.1$ )となり、アンボンドのBタイプの終局変位は、Aタイプの約1.9倍に増大していることがわかる。

図-3(b)にPCはりの高速載荷時の荷重～変位関係を示す。この場合も最大耐力はほぼ一定であり、終局変位を比較するとAタイプの3.6cm(純スパンの3.6%,  $\mu \approx 3.6$ )に対し、Bタイプは9.1cm(純スパンの9.1%,  $\mu \approx 9.1$ )とAタイプよりも約2.5倍も大きくなり、高速載荷ではアンボンド化によるじん性向上の効果はさらに顕著である。これは、アンボンド化することにより、PC鋼材ひずみがはり全体にわたり平均化され(図-6(b)参照)PC鋼材が破断しにくくなるためと考えられる。一方、ボンドタイプでは高速載荷時の限界付着力が増すこと<sup>14), 15), 16)</sup>が知られており、このため静的よりもじん性が小さく考えられる。

#### c) PRCはりの荷重～変位関係

図-4(a)に本研究で対象とするPRCはりの静的載荷時の荷重～変位関係を示す。PRCはりの最大耐力もCタイプとDタイプではほぼ一定で、終局変位を比較するとCタイプが6.1cm(純スパンの6.1%,  $\mu \approx 6.1$ ), Dタイプが10.5cm(純スパンの10.5%,  $\mu \approx 10.5$ )であり、アンボンドのDタイプはCタイプに比較して約1.7倍増大している。Cタイプ(ボンドPRC)がPC鋼材の破断で終局限界となったのに対し、Dタイプ(アンボンドPRC)は最大荷重以降モルタルの剥離によって荷重が漸減しはじめる軟化型の弾塑性挙動を示し、最終的に引張鉄筋の破断によって終局限界となっており、終局限界時の破壊モードが異なっている。

図-4(b)に本研究の主対象であるPRCはりの高速載荷時の荷重～変位関係を示す。終局変位を比較するとCタイプが4.5cm(純スパンの4.5%,  $\mu \approx 4.5$ ), Dタイプが8.5cm(純スパンの8.5%,  $\mu \approx 8.5$ )とアンボンドのDタイプがCタイプに比べて約1.9倍大きいことがわかる。

また、Cタイプ(ボンドPRC)の荷重～変位関係は、PC鋼材の破断が先に生じて一度荷重が低下するが、鉄筋の破断まで再び耐力を維持している。一方、Dタイプは鉄筋の破断が先に生じて荷重が低下し、PC鋼材の破断まで一時耐力を保持している。このような差が生ずる理由は、PRCはりに使用したPC鋼材と引張鉄筋の破

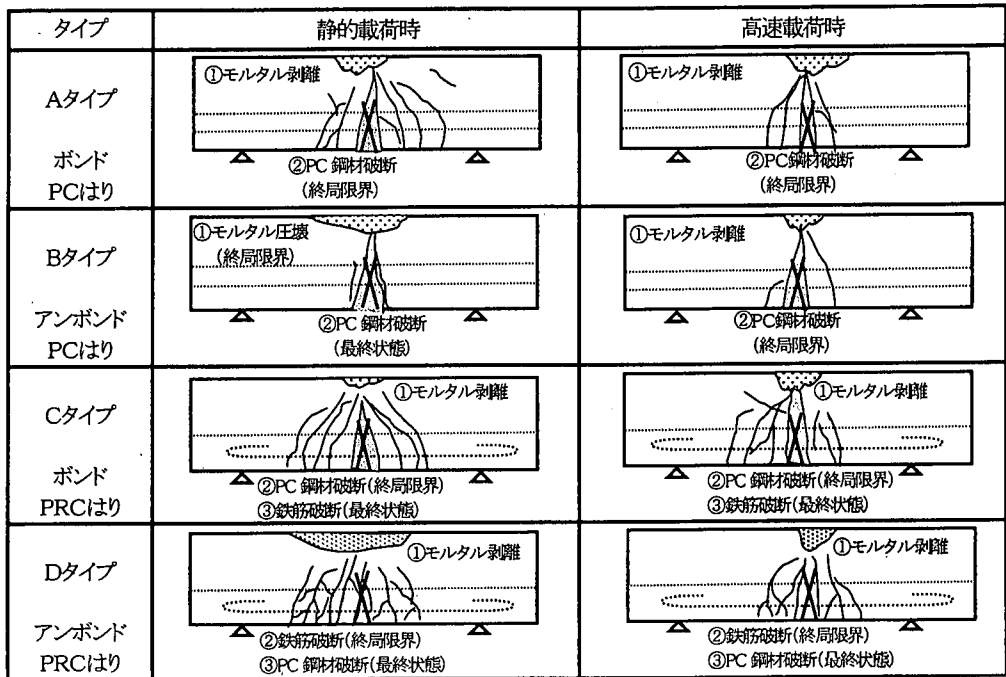


図-5 破壊形態 (丸数字は破壊順序を示す。)

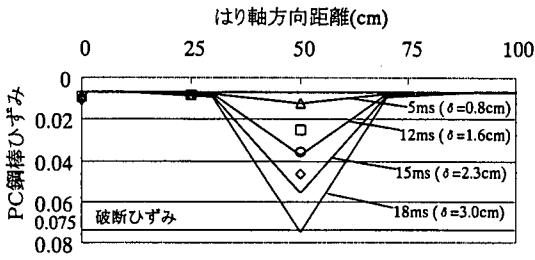
表-4 実験結果 (最大耐力, 終局変位, 終局限界時の破壊形態)

供試体	載荷速度	鋼材種類	最大耐力 (kN)	終局変位 (cm)	終局限界時の破壊形態	供試体	載荷速度	鋼材種類	最大耐力 (kN)	終局変位 (cm)	終局限界時の破壊形態
Aタイプ (ボンドPC)	静的	より線	242	4.3	PC 鋼材破断	Cタイプ (ボンドPRC)	静的	より線	271	6.1	PC 鋼材破断
		鋼棒	278	3.6	PC 鋼材破断			鋼棒	264	5.2	モルタル圧壊
	高速	より線	264	3.6	PC 鋼材破断		高速	より線	257	4.5	PC 鋼材破断
		鋼棒	307	4.3	PC 鋼材破断			鋼棒	264	6.4	PC 鋼材破断
Bタイプ (アンボンドPC)	静的	より線	250	8.1	モルタル圧壊	Dタイプ (アンボンドPRC)	静的	より線	257	10.5	鉄筋破断
		鋼棒	250	7.8	モルタル圧壊			鋼棒	271	9.1	鉄筋破断
	高速	より線	285	9.1	PC 鋼材破断		高速	より線	271	8.5	鉄筋破断
		鋼棒	286	8.9	PC 鋼材破断			鋼棒	264	6.4	モルタル圧壊

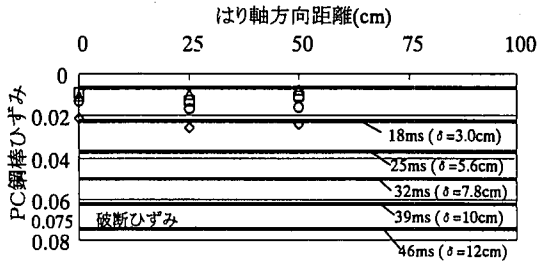
断伸びの違い(約7.5%と約25%)と付着の影響によるものと考えられる。すなわち、本実験のPRCはり断面は図-2に示すように引張鉄筋より上段にPC鋼材を2本配置しているが、Cタイプでは破断伸びの小さなPC鋼材が先に破断して荷重が低下したのち鉄筋が破断する。一方、DタイプではPC鋼材がアンボンド化されているため、PC鋼材に生じるひずみが全体的に平均化されてはり中央でのひずみがボンドタイプより小さくなるので相対的に破断ひずみへの到達が遅れ(図-6(b)参照)、ボンド化されている鉄筋が先に破断してしまうものと考えられる。ただし、PC鋼材と引張鉄筋のどちらが先に破断に至るかについてはそれぞれの配筋位置と中立軸の相対関係によるもので今後の検討が必要である。なお、高速載荷時の荷重～変位曲線にやや波形の振動が現れているのは、慣性力が多少作用するためと思われる。

以上より、PCおよびPRCはりの終局限界変位は、静的載荷時ではアンボンドタイプがボンドタイプに比し約1.7～1.9倍大きく、一方の高速載荷時におけるアンボンドタイプはボンドタイプに比べ約1.9～2.5倍大きく、アンボンド化は動的じん性向上に効果があることが認められた。

なお、ボンドPCはりとはボンドPRCはりでは終局限界変位を比較すると静的載荷時には約1.4倍(6.1cm/4.3cm)、高速載荷時の場合は約1.25倍(4.5cm/3.6cm)とPRC化によるじん性向上の効果も確認できた。また、ボンドPCはりの耐力は一挙に低下するのに対し、ボンドPRCはりの耐力はPC鋼材破断後耐力が約1/2に低下するものの鉄筋が破断するまで耐力を維持するという特徴を有している。



(a) Cタイプ(ボンドPRCはり)



(b) Dタイプ(アンボンドPRCはり)

図-6 高速載荷時のPRCはりにおけるPC鋼棒のひずみ分布(実験データおよび解析データ)

(実験値: △5ms, □10ms, ○15ms, ◇20ms, 解析値: —)

#### d) 破壊形態の比較

図-5にPCはりと同様にPRCはりの静的載荷および高速載荷時における破壊形態を示す。図中の丸数字は破壊する順序を示している。また、表-4にすべてのタイプの供試体の最大耐力、終局変位、終局限界時の破壊形態をまとめて示した。まず、図-5のAタイプでは静的および高速載荷時とも圧縮側モルタル剥離が見られたが、最終的にPC鋼材は破断している。次に、アンボンドのBタイプは静的載荷時にはモルタル圧壊に遅れてPC鋼材も破断している。しかし、高速載荷時にはPC鋼材の破断が先行して発生した。この順序の違いによって静的載荷時のモルタル圧壊領域が大きくなっている。また、Bタイプはアンボンドのため、一箇所にひび割れが生じるとその部分が大きく進展し他にひび割れが分散せず、そのためひび割れ本数がAタイプよりも少ないことが注目される。さらに、CタイプとDタイプのPRCはりの破壊形態を見ると、静的および高速載荷時ともCタイプでは①モルタル剥離、②PC鋼材破断、③鉄筋破断の3段階のプロセスを経た破壊形態となったのに対し、Dタイプでは①モルタル剥離、②鉄筋破断、③PC鋼材破断のプロセスで破壊が進展しており、ボンドのCタイプと破壊過程が異なっている。

また高速載荷時のひび割れ領域は、静的と比較して

わずかに狭くなりひび割れ本数も静的よりも減少していることがわかる。この原因は、載荷点直下の引張側に生じたひび割れのみが卓越して進展するため、高速載荷時の変形が局所的になるためと考えられる。また、PRCはりの破壊形態は、PCはりに比べ引張鉄筋の影響によりひび割れが分散し、ひび割れ領域が広がっていることがわかる。

ここで、注意すべき点はアンボンドのBタイプとDタイプの最終破壊状態において、PC鋼材定着具が爆発的に飛散したことである。実験ではこれを防ぐため写真-1に示すように、PCおよびPRCはりの両端部の鋼材先端にラバーを接着させた楯となる鋼板治具を設置し飛散を防止した。なお、定着具はくさび方式定着具を使用しており、鋼材の破断位置は、載荷点直下であった。

#### e) 高速載荷時のPC鋼棒のひずみ分布の比較

図-6(a), (b)にCタイプ(ボンドPRCはり)とDタイプ(アンボンドPRCはり)の高速載荷時のPC鋼棒のひずみ分布を示す。図-6(a)より変形が増大するにつれてCタイプのひずみは載荷点中央部のみ局所的に集中して増加している。また、はり端部のひずみが増加していないことから、この断面ではPC鋼棒の付着すべりは伝播せず定着が十分になされていたものと思われる。一方、図-6(b)のDタイプのひずみははり全体にわたりほぼ均等に増加していることがわかる。すなわち、アンボンド化することでPC鋼材に生じるひずみがはり全体に平均化され、PC鋼材の破断ひずみ(7.5%)に到達する時間が遅れるため終局変位が大きくなるものと思われる。

### 3. ボンドおよびアンボンドPRCはりの簡易動的終局変形解析

#### (1) 解析モデル

ここでは、高速載荷を受けるボンドおよびアンボンドPRCはりの動的終局変位を推定できる簡易解析法の開発を試みる。高速載荷では材料のひずみ速度効果を考慮できる解析法が必要である。よって、ひずみ速度効果を考慮した既往の材料の構成則<sup>17), 18)</sup>を用いたうえで、RC構造解析でよく用いられる断面分割法<sup>19)</sup>に基づいた動的解析手法を開発することとした。すなわち、図-7に示すようにはり軸方向に  $N_s$  個に分割したうえで各断面要素を層方向に  $N_l$  個に分割する。分割された断面要素は、はり軸直角方向の変形のみ生ずるものとし、はり軸方向の断面にはアンボンドPC鋼材を除いて平面保持が成立するものとする。

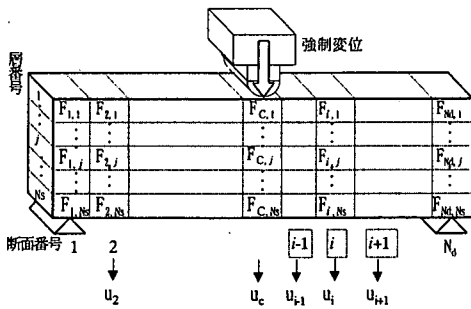
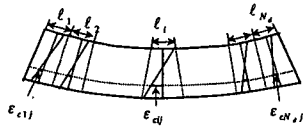
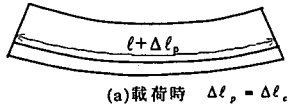


図-7 解析モデル



(b) PC 鋼線位置のコンクリートの伸び量

$$\Delta l_c = \sum_{j=1}^{N_s} \varepsilon_{cij} \cdot l_j$$

図-8 アンボンドPC鋼材のひずみ

## (2) ひずみの算定

図-7 の解析モデルにおいて各断面の各層のひずみは以下のように算定される。

### a) コンクリートおよび鉄筋のひずみ

コンクリートおよび鉄筋のひずみは、 $i$  断面の曲率  $\phi_i$  が与えられると、平面保持の仮定に基づきそれぞれ次式によって求められる。

$$\varepsilon_{cij} = (x_{ij} - x_i^{(N)}) \phi_i + \varepsilon_{c0ij} \quad (2)$$

$$\varepsilon_{sij} = (x_{ij} - x_i^{(N)}) \phi_i + \varepsilon_{s0ij} \quad (3)$$

ここで、 $\varepsilon_{cij}$  :  $i$  断面  $j$  層のコンクリートひずみ、 $\varepsilon_{sij}$  :  $i$  断面  $j$  層の鉄筋ひずみ、 $x_{ij}$  :  $i$  断面  $j$  層のはり上縁からの距離、 $x_i^{(N)}$  :  $i$  断面のはり上縁から中立軸までの距離、 $\varepsilon_{c0ij}$ 、 $\varepsilon_{s0ij}$  : それぞれ  $i$  断面  $j$  層におけるコンクリートと鉄筋の初期プレストレス力により生じるひずみ。

### b) ボンドPRCはりのPC鋼材ひずみ

完全付着状態にあるPC鋼材のひずみは、コンクリートとの付着が充分であり、平面保持の仮定に従うものとして次式によって算出される。

$$\varepsilon_{pij}^{(B)} = (x_{ij} - x_i^{(N)}) \phi_i + \varepsilon_{pc0ij} \quad (4)$$

ここで、 $\varepsilon_{pij}^{(B)}$  : ボンドPC鋼材の  $i$  断面  $j$  層におけるひず

み、 $\varepsilon_{pc0ij}$  :  $i$  断面  $j$  層におけるPC鋼材の初期プレストレス力により生じるひずみ。

### c) アンボンドPRCはりのPC鋼材ひずみ

一方、アンボンドタイプのPC鋼材ひずみは図-8 に示すようにはり全体の挙動によって決定される。すなわち、両端が定着しているときはりの変形後はPC鋼材の伸び量  $\Delta l_p$  とその位置のコンクリートの伸び量  $\Delta l_c$  とは等しい。すなわち、

$$\Delta l_p = \Delta l_c \quad (5)$$

ただし、 $\Delta l_p$  : PC鋼材の伸び量、 $\Delta l_c$  : PC鋼材位置のコンクリートの伸び量。

ここで、PC鋼材位置のコンクリートの伸び量  $\Delta l_c$  は、次のように各要素のコンクリートの伸び量の和として与えられる。

$$\Delta l_c = \varepsilon_{c1j} l_1 + \varepsilon_{c2j} l_2 + \dots + \varepsilon_{cij} l_i + \dots + \varepsilon_{cnj} l_{N_s} = \sum_{j=1}^{N_s} \varepsilon_{cij} l_i \quad (6)$$

ただし、 $l_i$  :  $i$  断面の軸方向長さ。

また各断面のPC鋼材位置のコンクリートのひずみは平面保持が成り立つので、次式で与えられる。

$$\varepsilon_{cij} = \phi_i (x_{ij} - x_i^{(N)}) \quad (7)$$

しかるに、アンボンドPRCはりでは、変形後は付着がないので各要素でPC鋼材のひずみ  $\varepsilon_{pij}$  とPC鋼材位置のコンクリートひずみ  $\varepsilon_{cij}$  は一致しない。すなわち  $\varepsilon_{pij} \neq \varepsilon_{cij}$  である。しかし、はり全体では式(5)のようにPC鋼材の伸び量とその位置のコンクリートの伸び量は等しいので次式が成り立つ。

$$\Delta l_p = \Delta l_c = \sum_{j=1}^{N_s} \phi_i (x_{ij} - x_i^{(N)}) l_i \quad (8)$$

よって、アンボンドPC鋼材のひずみは初期プレストレスによるひずみも加味して次式によって求められることになる。

$$\varepsilon_{pij}^{(U)} = \frac{\Delta l_p}{l} + \varepsilon_{pc0ij} = \frac{1}{l} \sum_{j=1}^{N_s} \phi_i (x_{ij} - x_i^{(N)}) l_i + \varepsilon_{pc0ij} \quad (9)$$

ただし、 $\varepsilon_{pij}^{(U)}$  : アンボンドタイプPCはりの  $i$  断面  $j$  層のPC鋼材ひずみ、 $l$  : 初期緊張後の定着間距離。

(3) ひずみ速度効果を考慮した材料の応力～ひずみ関係  
前項で各断面各層のひずみが得られるので、以下の応力～ひずみ関係を用いて各断面各層の応力が求められることになる。



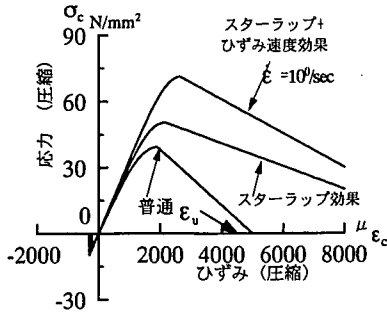


図-9 ひずみ速度を考慮したコンクリートの応力～ひずみ関係  
 $(\sigma_{c0}=40\text{N/mm}^2, \text{スターラップ間隔}5.0\text{cm},$   
 ひずみ速度  $\dot{\epsilon}=10^6/\text{sec}$  の場合)

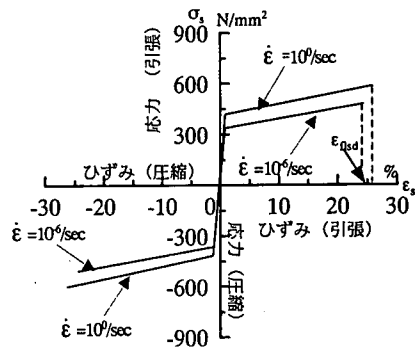


図-10 ひずみ速度を考慮した鉄筋の応力～ひずみ関係  
 $(\sigma_{ys}=370\text{N/mm}^2, \dot{\epsilon}=10^6/\text{sec}$  の場合)

### a) コンクリートの応力～ひずみ関係

実験では、モルタルを用いたが、モルタル材料に対してひずみ速度効果や拘束効果について、体系的に行った研究はあまりないので、ここではコンクリートの材料構成則を準用する。また、本実験は一方向に単調変位増加型なので、除荷過程の分岐は無視できるものと仮定している。

コンクリートの応力～ひずみ関係の基本形は、コンクリートの最大圧縮強度が  $40\text{N/mm}^2$  を超えるので、通常の道路橋示方書<sup>19)</sup>の一般式が使えず、ここでは高橋ら<sup>17)</sup>の提案した修正 Popovics 式を用いた。いま、一例として図-9 に  $\sigma_{c0}=40\text{N/mm}^2$  のプレーンコンクリートを間隔  $5.0\text{cm}$  のスターラップ (D10) で補強した場合の応力～ひずみ関係とスターラップの拘束効果およびひずみ速度効果の両方を考慮したコンクリートの応力～ひずみ関係 ( $\dot{\epsilon}=10^6/\text{sec}$  の場合) を示す。ここで、コンクリート (モルタル) の応答ひずみ  $\epsilon_c$  が破壊ひずみ  $\epsilon_{cu}$  を超えたとしても ( $\epsilon_c > \epsilon_{cu}$ )、その断面はコンクリート (モルタル) の圧壊とは定義せず、3.(4) で述べる (C=T) max のとき、コンクリート (モルタル) の圧壊と定義する。

### b) 鉄筋の応力～ひずみ関係

鉄筋の応力～ひずみ関係も、高橋ら<sup>17)</sup>の提案したひずみ速度効果を考慮した実験式を用いた。いま、一例として図-10 にひずみ速度効果を考慮した鉄筋の応力～ひずみ関係を示す (ただし、 $\sigma_{ys}=370\text{N/mm}^2$ ,  $\dot{\epsilon}=10^6/\text{sec}$  の場合)。ここで、鉄筋の応答ひずみ  $\epsilon_s$  が動的破断ひずみ  $\epsilon_{nsd}$  を超えるとき ( $\epsilon_s > \epsilon_{nsd}$ )、鉄筋の破断と定義する。

### c) PC鋼材の応力～ひずみ関係

PC鋼材の応力～ひずみ関係は、園田ら<sup>18)</sup>によって提案されたひずみ速度効果を考慮した実験式を用いた。

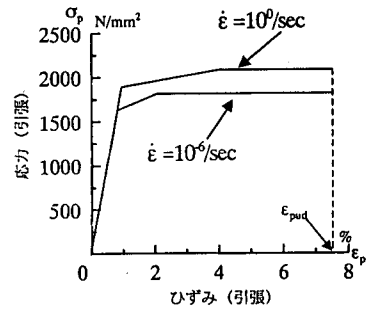


図-11 ひずみ速度を考慮したPC鋼材の応力～ひずみ関係  
 $(\sigma_{yp}=1642\text{N/mm}^2, \sigma_{up}=1819\text{N/mm}^2, \dot{\epsilon}=10^6/\text{sec}$  の場合)

一例として、図-11 にひずみ速度を考慮したPC鋼材の応力～ひずみ関係を示す。ここで、PC鋼材の応答ひずみ  $\epsilon_p$  が動的引張強度時のひずみ (破断ひずみ)  $\epsilon_{pud}$  を超える ( $\epsilon_p > \epsilon_{pud}$ ) とき、PC鋼材の破断と定義される。

### (4) 曲げモーメント～曲率関係の算定

上記で各層ごとのコンクリート、鉄筋およびPC鋼材の応力が求められたので、 $i$  断面内の圧縮合力  $C_i$  と引張合力  $T_i$  が次式によって求められる。

$$C_i = \sum_{j=1}^{n_{ci}} \sigma_{cij} A_{cij} + \sum_{j=1}^{n_{sij}} \sigma_{sij} A_{sij} \quad (10)$$

$$T_i = \sum_{j=-n_{ci}+1}^{N_i} \sigma_{cij} A_{cij} + \sum_{j=-n_{ci}+1}^{N_i} \sigma_{pcij} A_{pcij} \quad (11)$$

ただし、 $\sigma_{cij}$ :  $i$  断面  $j$  層のコンクリート応力度、 $A_{cij}$ :  $i$  断面  $j$  層のコンクリート要素断面積、 $\sigma_{sij}$ :  $i$  断面  $j$  層の鉄筋応力度、 $A_{sij}$ :  $i$  断面  $j$  層の鉄筋要素面積、 $\sigma_{pcij}$ :  $i$  断面  $j$  層のPC鋼材の応力度、 $A_{pcij}$ :  $i$  断面  $j$  層のPC鋼材の要素面積、 $n_{ci}$ : 圧縮側のひずみを生ず

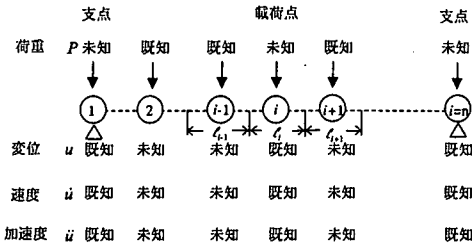


図-12 各要素の変位, 速度, 加速度, 荷重の未知量と既知量の区分

る層の数,  $N_s$ : 層の総数.

ところで, 式(10), (11)で求められる  $C_i, T_i$  は次式のよ  
うに力のつり合い条件によって等しくならなければならない.

$$C_i(x_{opti}^{(N)}) = T_i(x_{opti}^{(N)}) \quad (12)$$

ただし,  $x_{opti}^{(N)}$ :  $i$  断面のはり上縁からの最適な中立軸  
位置で, 最適化の一手法である黄金分割法<sup>20)</sup>を用いて  
求められる. よって,  $i$  断面に生ずる曲げモーメント  $M_i$   
は次式によって算定される.

$$M_i = C_i(x_{opti}^{(N)}) \cdot z_i = T_i(x_{opti}^{(N)}) \cdot z_i \quad (13)$$

ただし,  $z_i$ :  $i$  断面内の圧縮合力  $C_i$  と引張合力  $T_i$  の  
距離.

これより,  $i$  断面の曲率  $\phi_i$  が与えられると式(13)より  $i$   
断面の曲げモーメント  $M_i$  が求められることになる.

### (5) 高速載荷時の動的荷重～変位関係の算定

前記より, 各断面の曲げモーメント  $M_i$  ～曲率  $\phi_i$  関係  
が得られる. 以下の解析では高速載荷時の載荷点の変  
位速度～時間関係が与えられたときの高速載荷荷重,  
つまり未知の動的荷重～変位関係を算定する方法に  
ついて述べる. すなわち, 動的荷重  $P$  は部材の剛性抵  
抗力, 減衰力, 慣性力等の影響を受けることになり, 運  
動方程式を解くことによって算定されることになる. こ  
こで, 図-12 に示すように既知と未知とに分解した運動方  
程式を表示すると次式のようになる.

$$\begin{bmatrix} \mathbf{M}_{KK} & \mathbf{M}_{KU} \\ \mathbf{M}_{UK} & \mathbf{M}_{UU} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \ddot{\mathbf{u}}_K \\ \ddot{\mathbf{u}}_U \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \mathbf{D}_{KK} & \mathbf{D}_{KU} \\ \mathbf{D}_{UK} & \mathbf{D}_{UU} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{\mathbf{u}}_K \\ \dot{\mathbf{u}}_U \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \mathbf{F}_K \\ \mathbf{F}_U \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{P}_U \\ \mathbf{P}_K \end{bmatrix} \quad (14)$$

ただし, 添字  $K$  は既知 (known),  $U$  は未知 (unknown) を  
示す. また,  $\mathbf{M}$ : 質量マトリックス,  $\mathbf{D}$ : 減衰マトリックス,  
 $\mathbf{F}$ : 剛性抵抗力ベクトル,  $\mathbf{P}$ : 外力ベクトル

ここで, 剛性抵抗力ベクトル  $\mathbf{F}$  は3. (4)で得た曲げモ  
ーメント  $M_i$  を用いて力のつり合いから次式のように求  
められる.

$$F_i = -\frac{2}{l_{i-1} + l_i} M_{i-1} + \left( \frac{2}{l_{i-1} + l_i} + \frac{2}{l_i + l_{i+1}} \right) M_i - \frac{2}{l_i + l_{i+1}} M_{i+1} \quad (15)$$

ただし,  $M_{i-1}, M_i, M_{i+1}$  は節点  $i-1, i, i+1$  の曲げモー  
メント,  $l_{i-1}, l_i, l_{i+1}$  はそれぞれ要素  $i-1, i, i+1$  の長さ  
を示す.

これをベクトル表示したものが  $\mathbf{F}$  となる.

次に, 未知の外力ベクトル  $\mathbf{P}_U$  を求めるために, 式(14)  
を以下の2式に分解する.

$$\mathbf{P}_U = \mathbf{M}_{KK} \ddot{\mathbf{u}}_K + \mathbf{M}_{KU} \ddot{\mathbf{u}}_U + \mathbf{D}_{KK} \dot{\mathbf{u}}_K + \mathbf{D}_{KU} \dot{\mathbf{u}}_U + \mathbf{F}_K \quad (16a)$$

$$\mathbf{M}_{UU} \ddot{\mathbf{u}}_U = \mathbf{P}_K - \mathbf{M}_{UK} \ddot{\mathbf{u}}_K - \mathbf{D}_{UK} \dot{\mathbf{u}}_K - \mathbf{D}_{UU} \dot{\mathbf{u}}_U - \mathbf{F}_U \quad (16b)$$

次に, 式(16b)より未知の加速度ベクトル  $\ddot{\mathbf{u}}_U$  が次式  
のように求められる.

$$\ddot{\mathbf{u}}_U = \mathbf{M}_{UU}^{-1} [\mathbf{P}_K - \mathbf{M}_{UK} \ddot{\mathbf{u}}_K - \mathbf{D}_{UK} \dot{\mathbf{u}}_K - \mathbf{D}_{UU} \dot{\mathbf{u}}_U - \mathbf{F}_U] \quad (17)$$

さらに, 式(17)で得た  $\ddot{\mathbf{u}}_U$  から Newmark  $\beta$  法の公式  
を用いて変位  $\mathbf{u}_U$ , 速度  $\dot{\mathbf{u}}_U$  が算定され, これを繰り返すこ  
とによって  $\ddot{\mathbf{u}}_U$  が収束した段階で, 式(16a)より未知の外  
力ベクトル  $\mathbf{P}_U$ , ひいては動的荷重  $P$  が求められること  
になる. なお, 質量マトリックス  $\mathbf{M}$  は隣接する要素自由  
度  $u_i, u_{i+1}$  の間に生ずる回転慣性力の影響を考慮した分  
布質量マトリックス<sup>21)</sup>を用い, 減衰マトリックス  $\mathbf{D}$  は,  
Reileigh 減衰の考え方<sup>22)</sup>に基づいて, はりの変形に伴う周辺  
空気粘性の影響は小さいと考え, 粘性減衰マトリックスを  
無視した  $\mathbf{D} = \beta_R \mathbf{K}_e$  (ただし,  $\beta_R$ : 構造減衰係数,  $\mathbf{K}_e$ : 断  
面分割法により求まる初期弾性域の構造剛性マトリク  
ス)を用いた. 以上の計算手順を示すと, 次のようになる.  
すなわち,

①断面諸元を入力し, 分布質量マトリックス, 減衰マト  
リックスを算定する.

②載荷点速度～時間関係より, 載荷点部の速度  $\dot{u}_c$ ,  
変位  $u_c$ , 加速度  $\ddot{u}_c$  を入力する.

③当初未知の加速度  $\ddot{u}_i$  を仮定し, Newmark  $\beta$  法によ  
って時間増分後の変位  $u_i$ , 速度  $\dot{u}_i$  を計算する.

④はりの変形により生ずる各要素の曲率  $\phi_i$  ( $= \frac{\theta_i}{l_i}$ ,

$$\theta_i = \frac{u_i - u_{i-1}}{(l_i + l_{i-1})/2} - \frac{u_{i+1} - u_i}{(l_i + l_{i+1})/2}$$

を算定する.

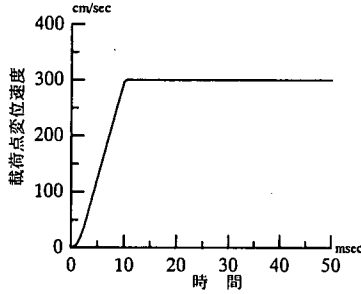


図-13 高速載荷時の載荷点変位速度～時間関係 (入力条件)

表-5 解析に用いた入力条件

はり分割数	6	モルタル圧縮強度(N/mm <sup>2</sup> )	39.0
断面分割数	25	鉄筋降伏点(N/mm <sup>2</sup> )	343.
はり幅(cm)	15.	鉄筋引張強度(N/mm <sup>2</sup> )	500.
はり高さ(cm)	25.	鉄筋破断ひずみ	0.25
スパン(cm)	100.	P C鋼材降伏点(N/mm <sup>2</sup> )	1642
はり質量(kg)	185	P C鋼材引張強度(N/mm <sup>2</sup> )	1819.
時間増分 Δ t (sec)	1.0×10 <sup>6</sup>	初期プレストレス(k N/本)	66.6
構造減衰係数 β <sub>s</sub> (sec)	5.0×10 <sup>4</sup>	P C鋼材破断ひずみ	0.075

⑤得られた曲率  $\phi_i$ , 曲率速度  $\dot{\phi}_i$  から式(13)を用いて曲げモーメント  $M_i$  を算定する。

⑥式(15)よりはりの剛性抵抗力  $F$  および減衰力  $D\dot{u}$  を算定する。

⑦式(17)より加速度ベクトル  $\ddot{u}_{i+\Delta t}$  を算定し②で仮定した加速度と一致するか否かをチェックする。

⑧一致しない場合は、一致するまで②で仮定した加速度を修正して繰り返し計算する。

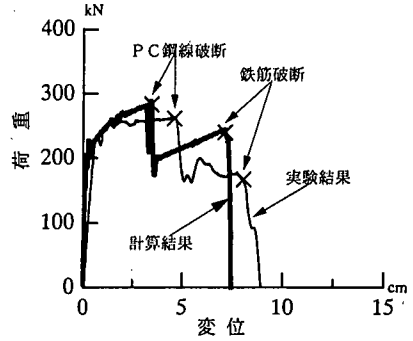
⑨収束した値を用いて、式(16a)より  $P_u$  については動的荷重  $P$  を算定する。

⑩以後時間刻みを増加させ、最終的にPC鋼材または鉄筋が破断するかまたはコンクリートが圧壊するか、すなわち  $(C=T)_{max}$  を満足しなくなるかのいずれかまで計算を続ける。よって、このときの変位が動的終局変位となる。

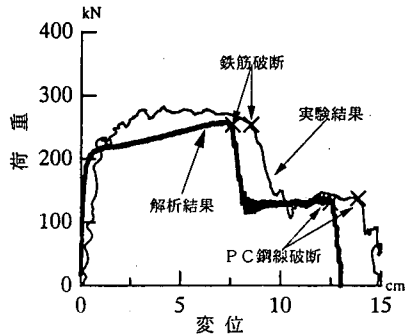
#### 4. 計算結果および考察

##### (1) 入力データ

ここでは、2.(3)c)の高速載荷実験結果のシミュレーションを試みる。まず、入力外力としてはり中央に図-13のような載荷点速度～時間関係を与えた。すなわち、



(a)Cタイプ(ボンド PRC はり)



(b)Dタイプ(アンボンド PRC はり)

図-14 高速載荷時のPRCはりにおける荷重～変位関係 (実験結果との比較)

$$V_c = 7.8 \times 10^6 t^2 \quad (0 \text{ ms} < t \leq 3 \text{ ms}) \quad (18a)$$

$$V_c = 32800 t - 28 \quad (3 \text{ ms} < t \leq 10 \text{ ms}) \quad (18b)$$

$$V_c = 300 \quad (t > 10 \text{ ms}) \quad (18c)$$

ただし、 $V_c$  はり中央点の変位速度 (cm/s)。

次に、各供試体に共通して表-5 に示す入力データを用いた。

##### (2) 計算結果および考察

a) ボンドおよびアンボンドPRCはりの動的荷重～変位関係

高速載荷時のボンドおよびアンボンドPRCはりの荷重～変位関係の計算結果と実験結果の比較を図-14(a), (b)に示す。まず図-14(a)よりCタイプの場合、最大荷重は実験値よりもやや大きい、終局変位はやや小さい値となった。しかし、荷重～変位曲線の全体的形状と破壊過程についてはPC鋼材破断と鉄筋破断の両方とも良くシミュレートできているものと思われる。すなわち、ボンドPRCはりではPC鋼材の破断によって一度耐力が低下した後も鉄筋が破断するまで最大荷重の60～70%の耐力を維持しており、この傾向を解析でうまくシミュレートしている。

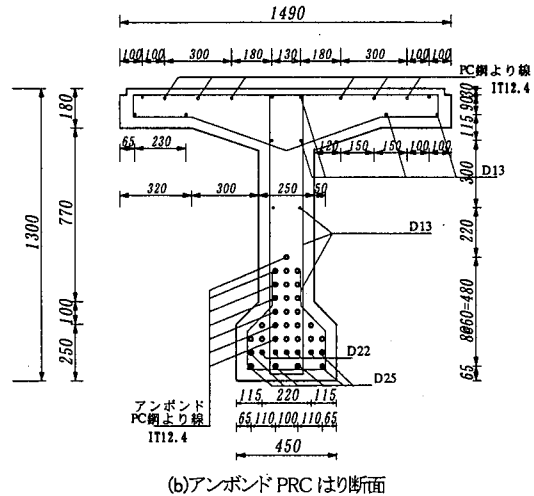
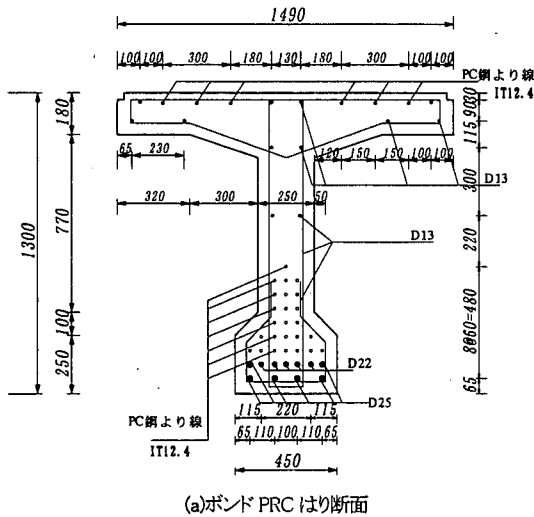


図-15 解析対象のPRCはり断面

次に、図-14(b)よりDタイプの場合は荷重が実験値よりやや小さく出ているが、終局変位は実験値をほぼ良く推定している。また破壊メカニズムは、ボンドタイプがPC鋼材破断、次に鉄筋破断であったのに対し、アンボンドタイプでは鉄筋破断、次にPC鋼材破断というメカニズムとなり、解析でもこの破壊プロセスを良くシミュレートできている。

#### b) ボンドおよびアンボンドPRCはりのPC鋼材のひずみ

図-6(a)にボンドPRCはりの上段に配筋しているPC鋼材のひずみ分布の計算結果を示す。すなわち、ボンドPRCはりではPC鋼材のひずみの増大が荷重点部に局部的に顕著であり、PC鋼材のひずみが破断伸び(ひずみ)に到達する時間が早く、変位 3cm(18msec)で破断してしまう。

一方、図-6(b)のアンボンドPRCはりではPC鋼材ひずみが均等に分散しており、鉄筋が破断する 8cm の時点

でPC鋼材のひずみは破断ひずみに達していないことがわかり、実験値とも比較的良く一致している。

以上より、本解析法は、ボンドおよびアンボンドタイプのPRCはりの動的終局変位までの荷重～変位関係とPC鋼材のひずみ分布をほぼ良く推定できることが認められた。

## 5. 実物大のPRCはりのアンボンド化への応用

4. において本解析法の妥当性を検証できたので、この手法を用いて実物大のボンドおよびアンボンドPRCはりの動的じん性つまり動的終局変位の推定を試みる。

### (1) 解析対象および外力条件

ここで、解析の対象とするはりは、九州ロックシェッド協会<sup>23)</sup>が標準設計として提案している断面の中で、最も条件の厳しい落石荷重 3.0tonf (29.4kN)、落下高さ 30m で支間距離 8m の B130-C130 というPCはりに引張鉄筋を補強したPRCはり部材を用いる。実際の設計では谷側、中間部、山側で断面が変化するが、ここでは、図-15(a)に示すようなPRC断面が一般的な単純はりとして計算を行うものとする。

外力条件としては図-13 のような高速変位速度がはり中央に荷重するものとした。次に、PRCはり断面のアンボンド化(図-15(b))については、すべてのPC鋼材をアンボンド化させることはコスト上および施工上困難と考えられるが、ここでは、力学的な観点からすべてのPC鋼材をアンボンド化させた場合を想定して計算を行った。計算に用いた入力データを表-6 に示す。

### (2) 実物大ボンドおよびアンボンドPRCはりのじん性比較

図-16(a) に実物大ボンドおよびアンボンドPRC断面の荷重点直下の曲げモーメント～曲率関係を示す。これより、アンボンドPRC断面の終局曲率はボンドPRC断面に比し約4倍増大しており、アンボンド化によるじん性向上の効果が大きいことがわかる。また、ボンドPRC断面では最初にPC鋼材が破断し、その後に鉄筋が破断するというメカニズムになり、アンボンドPRC断面ではこれと反対に、最初に鉄筋が破断し、その後PC鋼材が破断するというメカニズムとなった。これは2.の小型PRCはりの実験結果と同様な傾向である。

次に、図-16(b)に実物大ボンドおよびアンボンドPRCはりの動的荷重～変位関係を示す。この場合アンボンド化により耐力がやや小さくなっているが、終局変位は

表-6 解析に用いた入力条件

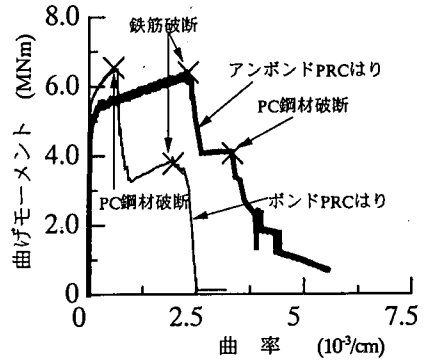
はり分割数	20	鉄筋降伏点(N/mm <sup>2</sup> )	343
断面分割数	44	鉄筋引張強度(N/mm <sup>2</sup> )	500
はり幅(cm)	149	鉄筋破断ひずみ	0.25
はり高さ(cm)	130	PC鋼材降伏点(N/mm <sup>2</sup> )	1642
スパン(cm)	800	PC鋼材引張強度(N/mm <sup>2</sup> )	1819
はり重量(kN)	250	初期プレストレス(kN/本)	115.6
時間増分Δt(sec)	1.0×10 <sup>-4</sup>	PC鋼材破断ひずみ	0.075
構造減衰係数β <sub>s</sub> (sec)	5.0×10 <sup>-4</sup>	スターラップ間隔(cm)	10.0
収束許容誤差	7.5×10 <sup>-3</sup>	コンクリート率(N/mm <sup>2</sup> )	3.5×10 <sup>4</sup>
収束計算回数	30	鉄筋率(N/mm <sup>2</sup> )	2.1×10 <sup>4</sup>
計算時間(msec)	50	PC鋼材率(N/mm <sup>2</sup> )	2.0×10 <sup>4</sup>
モルコン圧縮強度(N/mm <sup>2</sup> )	60	載荷速度	式(18)

約 2.2 倍増大していることが認められた。また、破壊過程もボンドPRCはりはPC鋼材破断が先に生じ次に鉄筋破断という順序に対し、アンボンドPRCはりの場合は鉄筋が先に破断し、PC鋼材が後に破断という曲げモーメント～曲率関係と同様な結果となった。以上より、アンボンド化による動的じん性向上の効果が実物大PRCはりでも顕著であることが確認された。

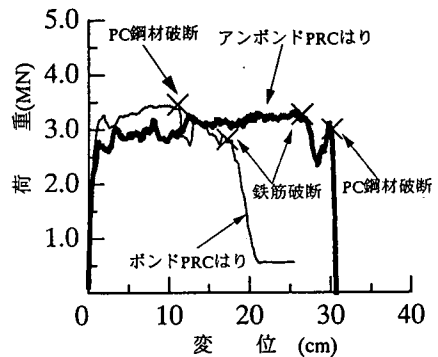
## 6. 結論

本研究は、まず高速載荷を受ける小型PCおよびPRCはりのアンボンド化による動的じん性向上の効果について実験的に検討し、次に簡易動的終局変形解析法を開発して実験結果のシミュレーションを行った。さらに、本解析法を用いて実物大のPRCはりを解析してアンボンド化による動的じん性の向上効果を確認したものである。本研究の成果を要約すると、以下ようになる。

- (1)本実験では、ボンドタイプのPCおよびPRCはりをアンボンド化することにより動的終局変位を約1.9～2.5倍大きくできることが認められた。
- (2)ボンドPCはりとボンドPRCはりの終局変位を比較すると、静的では約1.4倍、高速載荷時では約1.25倍とPRC化の効果によるじん性向上の効果も再確認した。
- (3)PRCはりの破壊形態を比較すると、ボンドPRCはりではPC鋼材が先に破断するのに対し、アンボンドPRCはりでは鉄筋が先に破断するという破壊モードの相違が認められた。
- (4)ボンドPRCはりのPC鋼材のひずみ分布は載荷点部に局所的に集中するのに対し、アンボンド状態のひずみ分布は、はり全体にわたり平均化されることが実験的に確認された。この事実により、アンボンドの場合の終局変位が大きくなる原因を解明することができた。



(a)曲げモーメント～曲率関係



(b)動的荷重～変位関係

図-16 実物大ボンドおよびアンボンドPRCはりの動的じん性の推定

- (5)高速載荷時のボンドおよびアンボンドPRCはりを対象として、断面分割法に基づく簡易動的解析法を開発し、終局限界変位を算定することができた。
- (6)本解析法は、実験結果の荷重～変位関係を良くシミュレートでき、またその終局限界メカニズムとなるPC鋼材または鉄筋の破断を良く推定することができた。
- (7)実物大PRCはりの動的荷重～変位関係を推定することができ、アンボンドPRCはりはボンドPRCはりよりも約2.2倍終局変位が増大することが認められた。しかし、アンボンド化の場合、PC鋼材が破断し定着部の飛散という危険な状態が生ずる場合がある<sup>29)</sup>ので、実用化にあたっては定着部に飛散防止用のゴムの着用などの工夫が必要である。

謝辞: 本実験の供試体の作成に当たっては、日本サミコン(株)の小林一隆氏をはじめ、研究所の方々の協力を得た。また実験計測に際しては、西松建設(株)の原田耕司氏、研究科学生の黒木勇人氏、長屋秀和氏の協力を得た。ここに記して、謝意を表す。

## 参考文献

- 1) 鈴木計夫, 藤岡正見: プレストレストコンクリート曲げ部材断面の終局域特性について-終局限界点の設定とその特性-, セメント技術年報, 31 巻, pp.477~481, 1977 年.
- 2) 岡本伸 : プレストレストコンクリート構造物の耐震安全性, プレストレストコンクリート, Vol.21, No.4, 1979 年 8 月.
- 3) 西山峰広, 六車熙, 渡辺史夫: 横拘束によるコンクリート系部材の曲げ靱性改善, コンクリート構造物の靱性とその評価法に関するコロキウム論文集, II -33~44, 1988 年 3 月.
- 4) 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.132~143, 1986 年 1 月.
- 5) 園林栄喜, 小林一隆, 香月智, 石川信隆: 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, 構造工学論文集, Vol.42A, pp.1235~1246, 1996 年 3 月.
- 6) 今野久志, 佐藤弘史, 長尾彰洋: PC 鋼材量および鉄筋量の割合を変化させた PRC 梁の衝撃実験について, 土木学会第 49 回年次学術講演会講演概要集, pp.1620~1621, 1994 年 8 月.
- 7) 岸徳光, 竹本伸一, 三上浩, 今野久志: T 型PRC梁の静的・衝撃耐荷性状に関する実験的研究, 構造工学論文集, Vol. 44A, pp. 1827~1838, 1998 年 3 月.
- 8) 園林栄喜, 園田佳巨, 小林一隆, 石川信隆, 佐藤弘史: 高速載荷を受けるアンボンドPCはりの動的じん性に関する一考察, 第3回落石等による衝撃問題に関するシンポジウム講演論文集, pp.315~320, 1996年5月.
- 9) 佐藤昌志, 今野久志, 岸徳光, 渡部敏: 実規模PC覆工の衝撃破壊実験, 第 4 回構造物の衝撃問題に関するシンポジウム論文集, pp.271~276, 1998 年 6 月
- 10) 土木学会: 構造物の衝撃挙動と設計法, 構造工学シリーズ6, pp.35~40, 1993年1月.
- 11) Ghosh,S.K. and Cohn,M.Z. : Computer Analysis of Reinforced Concrete Sections Under Combined Bending and Compression, IABSE, Publications, 34-I, 1974.
- 12) 本岡順二郎, 末次宏光, 浜原正行: プレストレストコンクリート梁の弾塑性変形性状に関する実験的研究, プレストレストコンクリート, Vol.25, No.4, 1983 年 7 月.
- 13) 鈴木計夫, 中塚信, 井上和政: プレストレスト鉄筋コンクリート梁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ロキウム論文集, II -193~204, 1988 年 3 月.
- 14) 石本陽一, 島弘 : 鉄筋とコンクリートの付着応力-すべり関係に及ぼす載荷速度の影響, コンクリート工学年次論文報告集, Vol. 15, No. 2, pp. 129~134, 1993.6.
- 15) Yan, C. and Mindess, S. : Fracture Mechanics Analysis of Bond Behavior under Dynamic loading, Cement and Concrete Research, Vol.24, pp. 107-123, 1994.
- 16) 園林栄喜, 香月智, 石川信隆, 太田俊昭: PC鋼材の動的付着強度に関する高速引抜き実験, コンクリート工学年次論文報告集, Vol. 21, No.2, pp.667~672, 1999.6.
- 17) 高橋芳彦, 大野友則, 太田俊昭, 日野伸一: 衝撃荷重を受ける鉄筋コンクリートはりの弾塑性挙動に及ぼす材料のひずみ速度効果, 構造工学論文集, Vol.37A, pp.1567~1580, 1991 年 3 月.
- 18) 園田佳巨, 小林直行, 石川信隆, 佐藤紘志: 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.
- 19) 日本道路協会: 道路橋示方書・同解説 V 耐震設計編, pp.119~161, 1996 年 12 月.
- 20) 土木学会: 構造システムの最適化~理論と応用~, 構造工学シリーズ 1, pp.93~96, 1988 年 3 月.
- 21) 川井忠彦: マトリックス法振動および応答, コンピュータによる構造工学講座 I -4-B, pp.128~129, 1971 年 2 月.
- 22) 戸川隼人: 有限要素法による振動解析, サイエンス社, pp. 26~27, 1975 年 10 月.
- 23) 九州ロックシェッド協会: PCロックシェッド標準設計(逆L型), pp.16, 61, 73, 1988 年 12 月.
- 24) 園林栄喜, 小林一隆, 石川信隆, 佐藤弘史: アンボンドPCはりの高速載荷実験, 土木学会第23回関東支部技術研究発表会講演概要集, pp.48~49, 1996年3月.

(1999. 3. 1 受付)

# ESTIMATION METHOD OF DYNAMIC DUCTILITY OF UNBOND PRESTRESSED CONCRETE BEAM AND PRESTRESSED REINFORCED CONCRETE BEAM UNDER HIGH SPEED LOADING

Hidenobu ENRIN, Satoshi KATSUKI, Nobutaka ISHIKAWA and Toshiaki OHTA

This paper presents an estimation method of dynamic ductility of unbond prestressed concrete (PC) beam and prestressed reinforced concrete (PRC) beam under high speed loading. First, the static and high speed loading tests were performed in order to examine the elastic-plastic behaviors and ultimate limit state of bond and unbond PC and PRC beams, respectively. It is found that the ductilities of unbond PC and PRC beams are almost two times larger than those of bond PC and PRC beams under high speed loading. Second, a discrete model analysis method was developed for the estimation of dynamic ultimate limit states of bond and unbond PRC beams under high speed loading. The both values of dynamic load and ultimate deformation estimated by the proposed method are almost in good agreement with those obtained by the tests. Finally, the proposed dynamic analysis was applied to the estimation of dynamic ultimate deformations of prototype PRC beams.