

速度制御型動的解析法によるポストテンションPRCはりの動的曲げじん性の推定法

Velocity Controlled Dynamic Analysis for Prediction of Dynamic Toughness of Post-tension Prestressed Reinforced Concrete Beam

圓林栄喜^{*}, 香月智^{**}, 石川信隆^{***}, 太田俊昭^{****}

Hidenobu ENRIN, Satoshi KATSUKI, Nobutaka ISHIKAWA and Toshiaki OHTA

^{*}正会員 工修 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)^{**}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)^{***}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)^{****}フェロー 工博 九州大学教授 大学院工学研究科 (〒810-8581 福岡県福岡市東区箱崎 6-10-1)

This paper presents a velocity controlled dynamic analysis to predict the dynamic toughness of post-tension prestressed reinforced concrete beam. In order to evaluate properly the flexural resistance and ultimate deformation under a dynamic loading condition, the velocity controlled dynamic analysis method is proposed. Since the displacement velocity of the loading point is controlled constantly, the flexural resistance of the beam can be evaluated with the negligibly small vibration effect caused by the inertia force. In addition to the rate effect materials, the increment of the bond-slip stress between the PC tendon and the concrete under dynamic deformation condition is also taken into account. The proposed method is verified by comparing with the high speed loading test results in this paper.

Keywords: high speed loading, prestressed reinforced concrete beam, ultimate deformation, bond-slip

1. 緒言

近年,土木構造物の設計法は許容応力度設計法から限界状態設計法や性能照査型設計法へと移行する機運にあるが¹⁾,プレストレストコンクリート(PC)製落石覆工(ロックシェッド)も将来限界状態設計法や性能照査型設計法へ移行するものと思われる。この場合,供用期間中まれに生起する極めて大きな落石荷重に対しては,三層緩衝構造²⁾³⁾やEPSなどの高性能な緩衝材の活用とともに,プレストレストコンクリートはり自体の弾塑性挙動による衝撃エネルギー吸収能を積極的に活用して耐衝撃性能を評価することが必要となってくる⁴⁾⁵⁾⁶⁾。このため,はりの衝撃吸収エネルギーをできるだけ大きくするように,はり部材のじん性向上についても検討がなされている⁷⁾。ところで,著者らはじん性向上に関して,PC鋼材とコンクリート間の付着がPCはりの変形性能に大きな影響を及ぼしている可能性について指摘してきた⁸⁾。すなわち,PC鋼材とコンクリート間の付着をなくす方法(アンボンド化)を動的じん性を向上させる一手法

として提案し,これを高速載荷実験により確認してきた。その結果アンボンド化は,力学的に優れたじん性を有することが明らかになったが,予期せぬPC鋼材の遅れ破壊などによって内部破断が生ずると,PC鋼材が衝撃的に飛び出してしまうという問題があることもわかった。このPC鋼材のすべり摩擦に関する相矛盾する要求を満足する方法として,ポストテンション方式のPCはりを利用することが考えられる。ポストテンションPCはりでは,シーす内部にグラウトを注入してPC鋼材との摩擦を確保するため,はりの断面耐力に必要なコンクリート強度とは独立して,その付着強度を決定することができるためである。一方,PCはりのじん性向上に関する手段として,鉄筋で補強する方法(PRC化)も提案されている⁹⁾。すなわち,終局限界性能向上のためにはひび割れを許さないフルプレストレストの設計思想よりも,終局限界状態では,むしろひび割れあるいは許容値以内に引張応力の発生を許容するパーシャルプレストレスト化の利点を促進することを期待するものである。プレストレスト鉄筋コンクリート(PRC)はりは,このパーシャルプレストレストコンクリートの

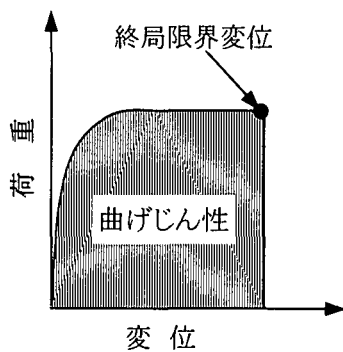


図-1 はりの曲げじん性

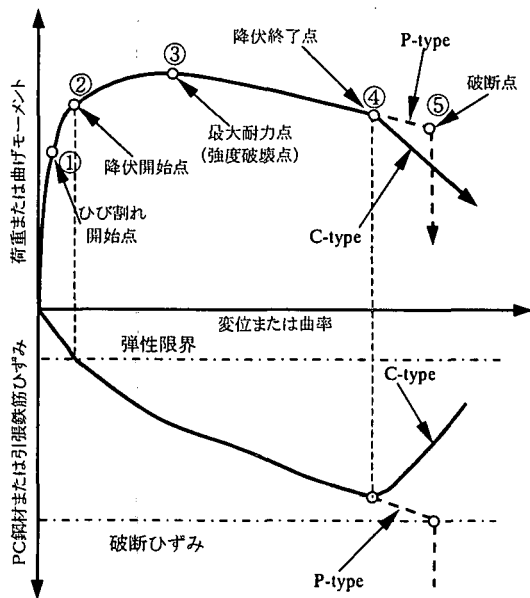


図-2 PRCはりの破壊過程

概念をさらに発展させて鉄筋補強を有効に組み合わせることにより、PCはり部材の変形性能向上を目指すものである¹⁰⁾。これらの施策を総合的に判断すると、ポストテンションPRCはり構造が現場でのPC鋼材の破断飛び出しに対する危険性を回避しつつ、はりの曲げじん性を向上できるものと期待される。

著者らは、このような観点に基づいて高速載荷実験を行ったが、期待通りポストテンションPRCはりには、大きな曲げじん性を有し粘り強い部材となることが認められた。その一方で、載荷速度が大きくなると終局限界変位が小さくなり、その曲げじん性も小さくなることも確かめられた。これはひずみ速度効果による材料の変化に加えて、PC鋼材や鉄筋に働くコンクリートの付着強度の変化による影響も大きいことが推定された。しかし、このような材料特性の変化を考慮した解析的研究はあまり見当たらない。

そこで、本研究は、PC鋼材および鉄筋まわりの付着すべりの影響を考慮できるポストテンションPRCはりの高速載荷時の速度制御型動的弾塑性解析法を提案し、ポストテンションPRCはりの高速変形時の曲げじん性評価を試みるものである。

2. PRCはりの破壊過程と曲げじん性の定義

はり部材の弾塑性応答を含めたじん性評価を行うには、その終局状態を定義する必要がある。本研究では、小柳ら¹¹⁾の提案する鉄筋コンクリートはり(以下RCはり)の曲げじん性の定義が、鈴木ら^{12), 13), 14), 15)}の提案したプレストレストコンクリートはり(以下PCはり)およびプレストレスト鉄筋コンクリートはり(以下、PRCはり)の終局限界に対する考え方と材料特性のじん性評価法の考え方^{16), 17)}を整理統合したものである。小柳らの定義を再度PRCはりに拡張して適用するものとした。まず、はりの曲げじん性とは、図-1に示すように、終局限界変位までの荷重～変位関係によって形成される加力エネルギーによって定義されるものとする。続いて、小柳らのRCはりの破壊過程をPRCはりに拡張すると、引張鉄筋に加えて緊張材(PC鋼材)が使用される点を考慮し以下ようになる。まず、PRCはりの荷重～変位関係を図-2に示す5つの破壊点によって特徴づけられるものとする。すなわち、①載荷後まず現れるのはコンクリートの引張縁にひび割れが生ずる点であり、許容応力度設計におけるフルプレストレストコンクリート設計の限界に相当する。②続いて、引張鉄筋またはPC鋼材が弾性限界に達し、降伏を開始する降伏開始点が現れる。これは、材料の弾性応答を前提とする場合の限界点と考えられ、いわゆる使用限界の一つの状態と考えられる。③続いて、最大耐力(強度破壊点)が現れるが、これは、実験では明確に現れない場合があることや、対応変位にばらつきが大きく物理的意義付けが困難になる場合が多いとされている¹¹⁾。④最大耐力点を超えると圧縮側材料の破壊(軟化域)が進展するので耐力が低下するがバランス良く配筋されたはりでは低下は一般的に急激ではなく、上縁のコンクリートの圧壊が進行し、中立軸が下降する。これをさらに載荷し続けると断面内の圧縮力と引張力のバランスが不安定になる点が生ずる。現象としては、これまで増加していた引張鉄筋またはPC鋼材のひずみが図-2のように減少する点であり、これを降伏終了点¹¹⁾という。これは実験においては、引張鉄筋またはPC鋼材が破断することなく、コンクリートの圧壊

よって求まる初期弾性応答域での構造剛性マトリックス。

式(1)を変位, 速度, 加速度および外力が既知量(添字D)として与えられる項と未知量(添字F)として与える項に分類すると次式となる。

$$\begin{bmatrix} \mathbf{M}_{DD} & \mathbf{M}_{DF} \\ \mathbf{M}_{FD} & \mathbf{M}_{FF} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \ddot{\mathbf{u}}_D \\ \ddot{\mathbf{u}}_F \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \mathbf{D}_{DD} & \mathbf{D}_{DF} \\ \mathbf{D}_{FD} & \mathbf{D}_{FF} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{\mathbf{u}}_D \\ \dot{\mathbf{u}}_F \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \mathbf{F}_{KD}(\mathbf{u}_D) \\ \mathbf{F}_{KF}(\mathbf{u}_D) \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \mathbf{F}_{KD}(\mathbf{u}_F) \\ \mathbf{F}_{KF}(\mathbf{u}_F) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{P}_F \\ \mathbf{P}_D \end{bmatrix} \quad (4)$$

ここで, 変位, 速度, 加速度間にニューマークβ法の積分関係を適用すると $\ddot{\mathbf{u}}_D, \dot{\mathbf{u}}_D, \mathbf{u}_D$ のすべてが既知項となることを考慮して, 下段の式を未知項(左辺)と既知項(右辺)に整理すると次式が得られる。

$$\begin{aligned} & \mathbf{M}_{FF}\ddot{\mathbf{u}}_F + \mathbf{D}_{FF}\dot{\mathbf{u}}_F + \mathbf{F}_{KF}(\mathbf{u}_F) \\ & = \mathbf{P}_D - \mathbf{M}_{FD}\ddot{\mathbf{u}}_D - \mathbf{D}_{FD}\dot{\mathbf{u}}_D - \mathbf{F}_{KF}(\mathbf{u}_D) \end{aligned} \quad (5)$$

式(5)の未知数 $\ddot{\mathbf{u}}_F, \dot{\mathbf{u}}_F, \mathbf{u}_F$ は, ニューマークβ法の時間積分と連立することによって反復陰解法を用いて解くことができる。この結果, $\ddot{\mathbf{u}}_F, \dot{\mathbf{u}}_F, \mathbf{u}_F$ も既知となるため, 改めて上段の式より, 未知の外力ベクトル \mathbf{P}_F が次式によって求められる。

$$\begin{aligned} \mathbf{P}_F & = \mathbf{M}_{DD}\ddot{\mathbf{u}}_D + \mathbf{M}_{DF}\ddot{\mathbf{u}}_F + \mathbf{D}_{DD}\dot{\mathbf{u}}_D \\ & + \mathbf{D}_{DF}\dot{\mathbf{u}}_D + \mathbf{F}_{KD}(\mathbf{u}_D) + \mathbf{F}_{KD}(\mathbf{u}_F) \end{aligned} \quad (6)$$

本解析では, 両節点($i=1, N_d$)において $u_i=0$, 中央の強制変位点($i=N_c$)において時々刻々の速度(V_c :図-13参照)が既知項として与えられる。よって, 強制変位に伴う載荷外力 \mathbf{P}_c が式(6)のベクトル \mathbf{P}_F の要素として得られる。

3.3 各材料のひずみの算定

式(1)における抵抗力ベクトル $\mathbf{F}_K(\mathbf{u})$ の算定においては, ①ひずみ速度を考慮した材料構成則, ②断面力の釣り合いの照査(中立軸アンバランス), ③PC鋼材の破断, ④すべり領域での平面保持の除外などが考慮される必要がある。そこで本研究では, 断面分割法に基づいて時々刻々の各材料のひずみを以下のような変形適合条件および構成則を用いて求める。

(1) コンクリートおよび圧縮鉄筋のひずみ

まず, 連続する3つの要素を用いて要素 i の左右境界平面の相対回転変形量 θ_i が次式によって求められる。

$$\theta_i = \frac{u_i - u_{i-1}}{(l_i + l_{i-1})/2} - \frac{u_{i+1} - u_i}{(l_i + l_{i+1})/2} \quad (7)$$

ここで, u_{i-1}, u_i, u_{i+1} :それぞれ要素 $i-1, i, i+1$ の変位量, l_{i-1}, l_i, l_{i+1} :それぞれ要素 $i-1, i, i+1$ の長さ。

分割要素内における曲率が一定であると仮定すると, 要素 i の曲率 ϕ_i が次式によって与えられる。

$$\phi_i = \frac{\theta_i}{l_i} \quad (8)$$

よって, コンクリート要素および圧縮鉄筋のひずみが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。

$$\varepsilon_{cij} = (x_{ij} - x_i^{(N)})\phi_i + \varepsilon_{c0ij} \quad (9a)$$

$$\varepsilon_{sij} = (x_{ij} - x_i^{(N)})\phi_i + \varepsilon_{s0ij} \quad (9b)$$

ここで, ε_{cij} : i 断面/層のコンクリートひずみ, ε_{sij} : i 断面/層の鉄筋ひずみ, x_{ij} : i 断面/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/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るひずみ。

(2) 完全付着状態のPC鋼材のひずみ

ボンドPCはりの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。

$$\varepsilon_{\rho i}^{(B)} = (x_{ij} - x_i^{(N)})\phi_i + \varepsilon_{pc0ij} \quad (10)$$

ここで, ε_{pc0ij} : i 断面/層におけるPC鋼材の初期プレストレス力によるひずみ。

(3) 付着すべり領域のPC鋼材ひずみ

図-4に示すように, 離散化されたはりの隣接する2要素 $i-1, i$ の間にすべり判定領域 $\mathbf{B}_{i-1,i}^s$ を設けると, 付着力 $S_{i-1,i}$ とPC鋼材の引張力の差の間には, 次の力の釣り合い条件式が成立する。

$$S_{i-1,i} = T_i - T_{i-1} \quad (11)$$

ここで, T_{i-1}, T_i :それぞれ $i-1, i$ 要素におけるPC鋼材の引張力, $S_{i-1,i}$: $\mathbf{B}_{i-1,i}^s$ 領域に生ずる付着力。

式(11)に完全付着状態を仮定したPC鋼材の引張力を代入すると, 完全付着に必要な付着力 $S_{i-1,i}$ が求まり, これを用いて付着状態は次の2つの状態に分類される。

①完全付着状態

$$S_{i-1,i} < S_{Dmax} \quad (12a)$$

②すべり状態

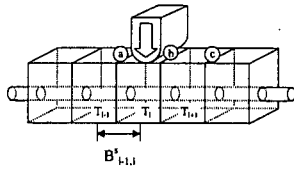
$$S_{i-1,i} \geq S_{Dmax} \quad (12b)$$

ただし, S_{Dmax} :動的限界付着力であり, 次式によって与えられる。

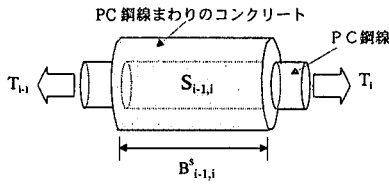
$$S_{Dmax} = \alpha_D S_{Smax} \quad (13)$$

ここで, α_D :動的限界付着倍率, S_{Smax} :静的限界付着力。

この動的限界付着力とは, 鉄筋やPC鋼材などに急激な引抜き力(押込力)を与えた場合に得られる限界付着力のことで, 倍率 α_D は静的な場合に比して増加する倍率のことである。石本

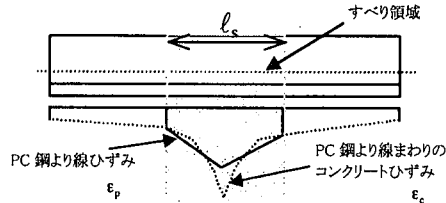


(a) はりの分割要素とすべり判定領域 $B_{i,j}^s$

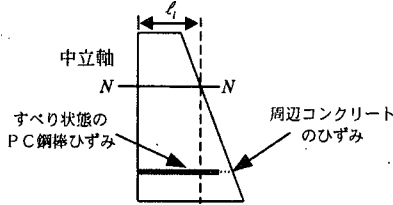


(b) 付着力と引張力の関係

図-4 はり要素の分割とすべり判定領域の設定



(a) 全体におけるひずみ分布のずれ



(b) 微小はり要素での伸び変形のずれ

図-5 すべり領域におけるひずみ分布

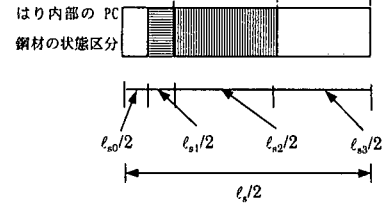
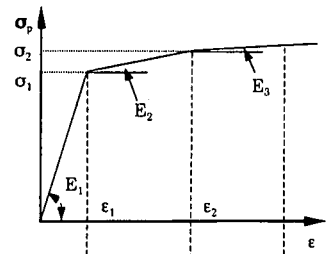


図-6 すべり領域のPC鋼材の弾塑性状態区分

ら²¹⁾は鉄筋の動的限界付着力が静的の1.8~2.0倍、Mindessら²²⁾は、PC鋼材の限界付着力が静的の2.0~3.0倍になると指摘している。著者らの実験でもひずみ速度 $10^{-1}/\text{sec}$ 時の付着強度が静的の2.0倍になることを確認している²³⁾。また、静的限界付着力 $S_{s,max}$ は、島・周ら²⁴⁾により提案する限界付着応力に基づき、次式により求めることとした。

$$S_{s,max} = \tau_c \cdot b \cdot l_{i,j-1} = 0.9(f'_c)^{2/3} \cdot b \cdot l_{i,j-1} \quad (14)$$

ここで、 τ_c : 静的限界付着応力、 b : PC鋼材の周長、 $l_{i,j-1}$: 付着要素長、 f'_c : コンクリート圧縮強度。

さて、式(12a)の完全付着状態のときのPC鋼材のひずみは、式(10)によって決定されるが、式(12b)のすべり状態のときは、PC鋼材のひずみと引張力が以下のように修正されることになる。

まず、連続するいくつかの領域が、式(12b)よりすべり領域と判定されて、その全長を l_s とすると、この l_s 内においては図-5(b)に示すようにその内部の微小な長さ l_i についてPC鋼材の伸び量(ひずみ)と周辺コンクリート要素の伸び量(ひずみ)にはズレが生じている。したがって、図-5(a)に示すように、全長 l_s については領域内部のPC鋼材と周辺コンクリートのひずみ分布が異なることとなる。しかし、このすべり領域 l_s におけるPC鋼材の伸び量とPC鋼材まわりのコンクリート伸び量とは一致しなければならない。すなわち、

$$\Delta l_{cpc} = \int_0^{l_s} \epsilon_p dl = \int_0^{l_s} \epsilon_c dl = \Delta l_{cc} \quad (15)$$

ただし、 l_s : すべり領域の長さ、 ϵ_p : PC鋼材ひずみ、 ϵ_c : PC鋼材まわりのコンクリートひずみ、 Δl_{cpc} 、 Δl_{cc} : すべりが生じている領域内でのPC鋼材の伸び量およびPC鋼材まわりのコンクリートの伸び量。

ところで、PC鋼材の応力~ひずみ関係は、一般に図-6に示すようになるので、このすべり領域内ではPC鋼材のひずみははり軸方向で図-5のように対称であると仮定して、PC鋼材の弾塑性状態に応ずる区分長に分類される。すなわち、

$$\int_0^{l_s} \epsilon_p dl = \int_0^{l_{s0}} \frac{\sigma_p}{E_1} dl + \int_0^{l_{s1}} \frac{\sigma_p}{E_1} dl + \int_0^{l_{s2}} \left(\frac{\sigma_p - \sigma_1}{E_2} + \epsilon_1 \right) dl + \int_0^{l_{s3}} \left(\frac{\sigma_p - \sigma_2}{E_3} + \epsilon_2 \right) dl = \Delta l_{cc} \quad (16)$$

ただし、 σ_p : PC鋼材の応力、 E_1, E_2, E_3 : それぞれPC鋼材の弾性、弾塑性、塑性領域の剛性係数、 l_{s0} : 全すべり領域の中で部分的に付着している領域の長さ、 l_{s1} : PC鋼材が弾性ですべりを生じている領域の長さ、 l_{s2} : PC鋼材が弾塑性領域ですべりを生じている領域の長さ、 l_{s3} : PC鋼材が塑性領域ですべりを生じている領域の長さ、 ϵ_1 : PC鋼材の降伏ひずみ、 ϵ_2 : PC鋼材の塑性ひずみ。

さらに、すべりを生じている領域(l_{s1}, l_{s2}, l_{s3})では、式(11)からPC鋼材の引張力の勾配が動的限界付着力に等しくなるように次式が成立する。

$$\frac{dT}{dx} = \frac{d(A_{pc} \cdot \sigma_p)}{dx} = \alpha_D 0.9(f'_c)^{2/3} \cdot b \quad (17)$$

ただし、 A_{pc} : PC鋼材の断面積、 dx : PC鋼材の軸方向微小距離。

よって、式(16)、(17)を $l_{s0}, l_{s1}, l_{s2}, l_{s3} \geq 0$ の条件のもとで連立して解くことにより、すべり領域内のPC鋼材のひずみおよび応力分布が決定される。

3. 4 断面分割法によるはりの抵抗力ベクトル $F_K(u)$ の算定

上記で得られた各材料のひずみをもとに、次項に述べるそ

それぞれの材料ごとの応力～ひずみ曲線を用いて、各層ごとのコンクリート、鉄筋およびPC鋼材の応力を求めることによって、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。

$$C_i = \sum_{j=1}^{n_{ci}} \sigma_{cij} A_{cij} + \sum_{j=1}^{n_{si}} \sigma_{sij} A_{sij} \quad (18a)$$

$$T_i = \sum_{j=n_{ci}+1}^{n_s} \sigma_{cij} A_{cij} + \sum_{j=n_{ci}+1}^{n_{pcij}} \sigma_{pcij} A_{pcij} \quad (18b)$$

ただし、 σ_{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、 σ_{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、 σ_{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_{cij} : 圧縮側のひずみを生ずる層の数。

ところで、式(18a, b)で求められる C_i 、 T_i は断面内の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。すなわち、断面内の力のつり合いを得る中立軸の位置 $x_{opt}^{(N)}$ は、最適化の一手法である黄金分割法²⁹⁾を用いて求められる。すなわち、

$$C_i(x_{opti}^{(N)}) = T_i(x_{opti}^{(N)}) \quad (19)$$

ただし、 $x_{opti}^{(N)}$: i 断面のはり上縁からの最適中立軸位置。

すなわち、最初のはり長さ方向の区分要素 i において、適当な高さ $x_i^{(N)}$ に中立軸を設定し、 $C_i > T_i$ ならば、 $x_i^{(N)}$ は圧縮縁側に、 $C_i < T_i$ ならば、 $x_i^{(N)}$ を引張縁側に移動させ式(19)が成立するまで収束計算を行う。

また、最終的に、 i 断面に生ずるモーメント M_i は次式によって与えられる。

$$M_i = C_i(x_{opti}^{(N)}) \cdot Z_i = T_i(x_{opti}^{(N)}) \cdot Z_i \quad (20)$$

ここで、 Z_i : i 断面内の圧縮合力 C_i と引張合力 T_i の距離。

よって、式(20)の各要素ごとのモーメント M_i を用いて、 i 要素の抵抗力 F_{ki} は次式によって与えられる

$$F_{ki} = -\frac{2}{l_{i-1} + l_i} M_{i-1} + \left(\frac{2}{l_{i-1} + l_i} + \frac{2}{l_i + l_{i+1}} \right) M_i - \frac{2}{l_i + l_{i+1}} M_{i+1} \quad (21)$$

以上より、はり全体に対する F_{ki} が求められ、これがはりの抵抗力ベクトル $\mathbf{F}_k(\mathbf{u})$ となる。

3.5 ひずみ速度を考慮した材料の構成則

(1) コンクリートの応力～ひずみ関係

コンクリートの応力～ひずみ関係の基本形は、高橋ら²⁶⁾の提案した修正 Popovics 式を用いた。

この際、コンクリートの最大強度 σ_{cm} 、コンクリートの最大強度ひずみ ϵ_{cm} 、コンクリートの破壊ひずみ ϵ_u 、スターラップの拘束効果およびひずみ速度効果を考慮することによって以下のよう

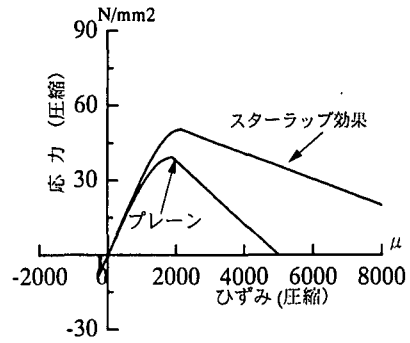


図-7 スターラップの横拘束効果を考慮したコンクリートの応力～ひずみ関係

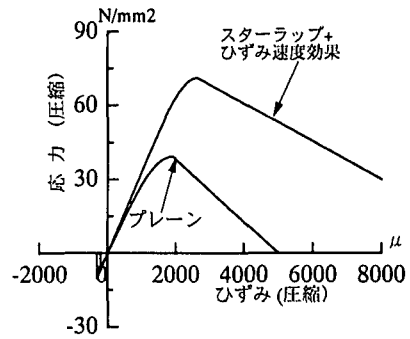


図-8 ひずみ速度効果とスターラップの横拘束効果を同時に考慮したコンクリートの応力～ひずみ関係

に求める。まず、スターラップによる拘束効果は、次式のように表される²⁶⁾。

$$\sigma_{cmst} = \sigma_{co} \cdot \left(1 + P_w \cdot \frac{\sigma_y}{\sigma_{co}} \right) \quad (22a)$$

$$\epsilon_{cmst} = \epsilon_{co} \cdot (1 + Ce) \quad (22b)$$

$$\epsilon_{ust} = 5 \cdot (1 + Ce)^2 \cdot \epsilon_{co} \quad (22c)$$

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

σ_{cmst} : スターラップ効果考慮後のコンクリートの最大圧縮応力、 σ_{co} : プレーンコンクリートの最大圧縮応力、 σ_y : 鉄筋降伏点、 ϵ_{cmst} : スターラップ効果考慮後のコンクリートの最大圧縮応力時ひずみ、 ϵ_{co} : プレーンコンクリートの最大圧縮応力時ひずみ、 ϵ_{ust} : スターラップ効果考慮後のコンクリートの破壊ひずみ、 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} : スターラップ内の断面積(cm^2)。

図-7に $\sigma_{co}=40\text{N/mm}^2$ のプレーンコンクリートをピッチ4.5cmでスターラップ(SD10)で拘束した場合の応力～ひずみ関係を示す。

最後に、コンクリートのひずみ速度効果は、高橋ら²⁶⁾の研究を参考に次式によって算定した。

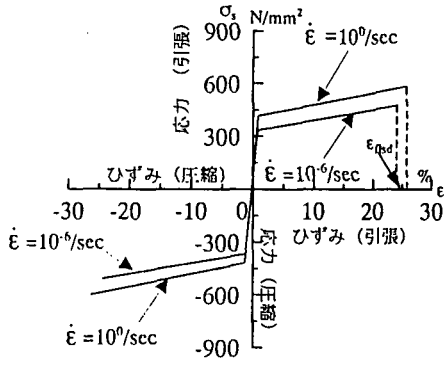


図-9 ひずみ速度効果を考慮した鉄筋の応力～ひずみ関係

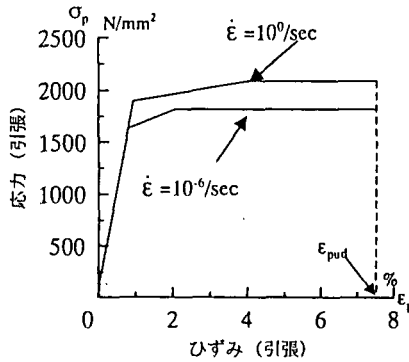


図-10 ひずみ速度効果を考慮したPC鋼材の応力～ひずみ関係

$$\sigma_{cm} = \sigma_{cm,sp} (1.49 + 0.268 \cdot \log \dot{\epsilon} + 0.035 (\log \dot{\epsilon})^2) \quad (23a)$$

$$\epsilon_{cm} = \epsilon_{cm,sp} (1.24 + 0.053 (\log \dot{\epsilon})) \quad (23b)$$

$$\epsilon_u = \epsilon_{u,sp} \quad (23c)$$

図-8にスターラップの拘束効果を考慮したうえで、ひずみ速度効果を考慮したコンクリートの応力～ひずみ関係を示す。

(2) 鉄筋の応力～ひずみ関係

鉄筋の応力～ひずみ関係は、高橋ら²⁶⁾の提案したひずみ速度効果を考慮した実験式を用いて、破断ひずみを含むバイリニアの弾塑性曲線によって与えられるものとした。

この構成則のパラメータは、ひずみ速度の影響を考慮して、次式によって与えられるものとした。

$$\sigma_{yusd} = \sigma_{yss} (10^{\bar{\beta}} + 0.993) \quad (24a)$$

$$\sigma_{ylsd} = \sigma_{yss} (1.202 + 0.04 \cdot \log \dot{\epsilon}) \quad (24b)$$

$$\sigma_{usd} = \sigma_{uss} (1.172 + 0.037 \cdot \log \dot{\epsilon}) \quad (24c)$$

$$\epsilon_{flsd} = \epsilon_{flss} (1.044 + 0.013 \cdot \log \dot{\epsilon}) \quad (24d)$$

ただし $\bar{\beta} = 0.3796 \cdot \log \dot{\epsilon} - 0.2579$

ここで σ_{yusd} : 動的上降伏点, σ_{ylsd} : 動的下降伏点, 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_{flsd} : 動的破断ひずみ, ϵ_{flss} : 静的破断ひずみ

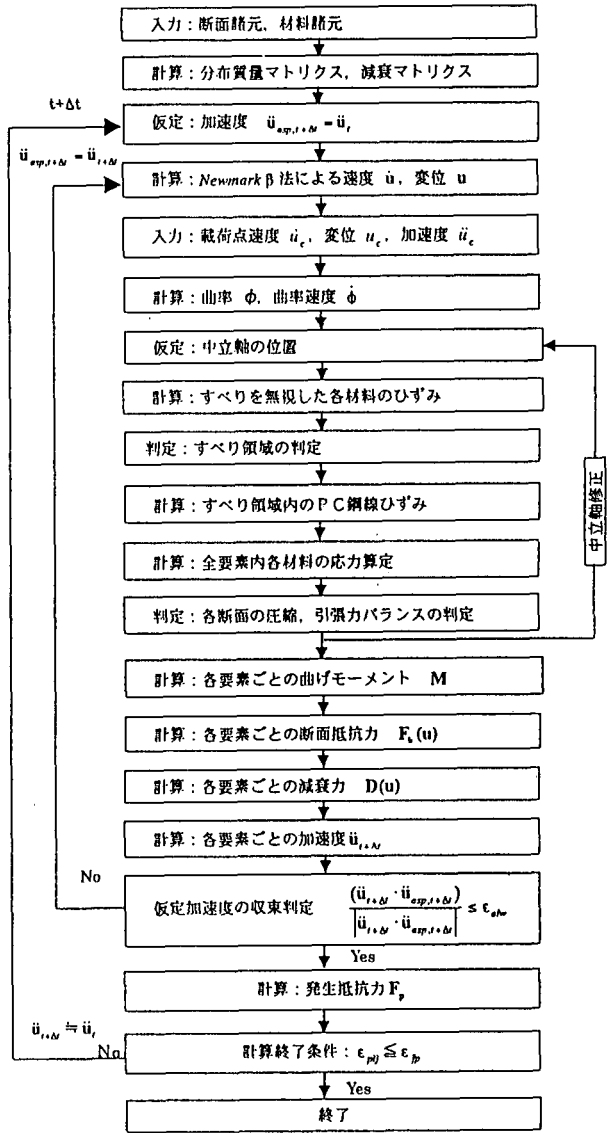


図-11 解析のフローチャート

図-9 に鉄筋の応力～ひずみ関係に及ぼすひずみ速度効果の一例を示す。

(3) 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²⁷⁾によって提案された図-10に示すような3段階の弾塑性挙動として表した。

この構成則パラメータは、園田ら²⁷⁾の提案したひずみ速度の影響を考慮した次式によって与えた。

$$\sigma_{ypd} = \sigma_{yps} (1.155 + 0.082 \cdot \log \dot{\epsilon} + 0.009 (\log \dot{\epsilon})^2) \quad (25a)$$

$$\sigma_{upd} = \sigma_{ups} (1.141 + 0.084 \cdot \log \dot{\epsilon} + 0.011 (\log \dot{\epsilon})^2) \quad (25b)$$

$$\epsilon_{yp} = \sigma_{yp} / E \quad (25c)$$

$$\epsilon_{up} = \epsilon_{ups} \cdot \frac{(10 + \log \dot{\epsilon})}{10} \quad (25d)$$

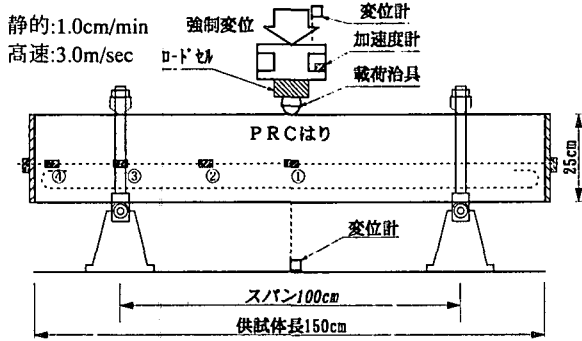


図-12 静的および高速載荷実験

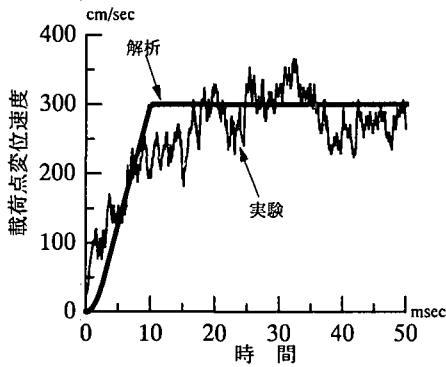


図-13 載荷速度～時間関係

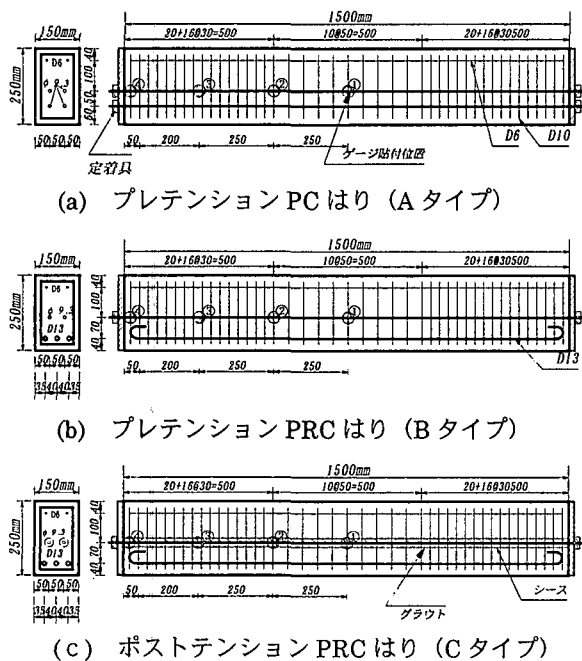


図-14 各供試体の断面図とゲージ貼り付け位置

$$\varepsilon_{fp} = 0.075 \quad (25e)$$

ここで、 σ_{ypd} 、 σ_{upd} 、 ε_{upd} :それぞれPC鋼材の動的降伏応力、動的引張強度、引張強度時のひずみ、 σ_{yps} 、 σ_{ups} 、 ε_{ups} :それぞれPC鋼材の静的降伏応力、静的引張強度、静的引張強度時のひずみ、 E :PC鋼材のヤング係数。

3.6 解析手順

以上の基本式に基づいて、解析は Newmark β 法の反復陰解法を用いて解析する。解析の流れを図-11に示す。本解析は、すべり領域判定および、材料非線形などの多重の分岐を伴う計算であるので、図-11に示すように、はり方向各断面要素内における中立軸位置およびはり全体の加速度分布に対する二重の収束計算をくり返す処理となる。

4. 解析結果と考察

4.1 PRCはり部材の静的・高速載荷実験の概要

はり試験体は、図-12に示すように回転可能な支持具で支間1.0mで支持した。載荷は先端が曲率半径5cmの鋼棒で製作した治具を用いて、はりの中央点に線荷重を静的および高速で載荷した。ここで、高速載荷実験^{2b)}とは、はりを載荷アクチュエータに接触させたまま約3m/sの一定速度で載荷し、はりの終局限界までの荷重および変位を測定できる実験で、はりの動的限界性能を調べるものである。解析では、これを簡略化して、図-13に示す実線のようにモデル化した。また、いずれの供試体もせん断スパン比 $a/d \approx 2.5$ (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充分な $a/d \approx 5.5$ より小さいため、せん断補強筋に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。

4.2 供試体

供試体は、図-14に示すように、長さ150cm、断面高さ25cm、断面幅15cmのはり部材である。作製にあたっては、ポストテンションPRCはり(Cタイプ)を基準断面とし、比較のためにグラウト材を使用せず直接周囲のモルタルと付着させたプレテンションPRCはり(Bタイプ)とプレテンションPCはり(Aタイプ)の合計3種類(静的・高速の各3体で合計18体)である。断面内の鉄筋およびPC鋼材の配置を図-14に示す。

この実験に用いた供試体を表-1に示すようにはり軸方向に6分割、層方向に25分割して解析を行った。また、解析の増分時間は $1.0 \mu \text{sec}$ とし、レーリー減衰係数 β_R は、 5.0×10^{-5} とした。これは、0.16msecより高周期の振動に対して、ローパスフィルタリングしたことになる。さらに、静的載荷時と高速載荷時の限界付着力の比である動的付着倍率については既往の研究および別途行った引抜き実験の結果²³⁾を参考にして、 $\alpha_D = 2.0$ とした。

4.3 PRCはりの破壊進展過程

図-15 にポストテンションPRCはり(C供試体)の高速載荷解析で得られた破壊進展過程を示す。①まず 0.5cm では荷重点下部の引張側コンクリートはひび割れ破壊に達するとともに、圧縮縁のコンクリートが圧縮強度に達して徐々に破壊が内部に進展し始める。②変位が 0.8cm に達するとPC鋼材および引張鉄筋が降伏する。③変位 1.0cm ではPC鋼材とPC鋼材まわりのコンクリートとの間にすべりが発生し広がり始める。④最終的に 4.0cm でPC鋼材が破断し破壊に至る。なお、この際引張鉄筋はPC鋼材の破断後も降伏しつづけ、破断はしていない。この点は実験結果とも一致する。

4.4 荷重～変位関係および終局限界変位

図-16 には静的載荷に対する荷重～変位関係を解析値と実験値を比較して示す。まず、図-16(a), (b)のプレテンションPCはりおよびPRCはりの荷重～変位関係については、その耐力力および破壊変位を概ね良くシミュレートしている。なお、ここで、実験の初期勾配が解析値より緩やかになっているのは、実験の変位は荷重治具の変位量であるため、はり上端における局部変形めり込みが小さいながらも含まれるためであり、逆に解析ではこの点を無視しているためである。続いて、図-16(c)のポストテンションPRCはりの実験結果では、変位 3cm 以降徐々に耐力が減少するが、解析では上昇を続ける。これは実験においては引張鉄筋の付着がこの部材に限って小さく、その滑りの影響が表れたためと考えられる。すなわち、実験後ではPC鋼材の破断面がコンクリートの破断面から深くもぐりこんだような位置に生じていた。このように、PC鋼材に付着すべりが生じたため、実験の終局限界変位が他のものと比べて大きくなったものと思われる。図-17 には高速載荷時の荷重～変位関係を示す。静的載荷同様、すべてのケースにおいて終局限界はわずかに小さくなるが、PC鋼材破断後の弾塑性挙動も含めてほぼ良く実験結果をシミュレートできていると思われる。

4.5 載荷速度がすべりに与える影響

図-16 と図-17 を比較するとすべての供試体において実験の終局限界変位が静的載荷時よりも高速載荷時に小さくなっており、解析でもこれを良くシミュレートできている。これは高速載荷時にPC鋼材の限界付着力を静的載荷時の 2.0 倍と強くした

表-1 解析に用いた入力条件

はり分割数	6	モルタルヤング率 (N/mm ²)	3.5×10 ⁴
断面分割数	25	鉄筋降伏点(N/mm ²)	343.
はり幅(cm)	15.	鉄筋引張強度 (N/mm ²)	500.
はり高さ(cm)	25.	鉄筋破断ひずみ	0.25
スパン(cm)	100.	鉄筋ヤング率 (N/mm ²)	2.1×10 ⁴
はり質量(kg)	185.	PC鋼材引張強度 (N/mm ²)	1740.
時間増分 Δt (sec)	1.0×10 ⁻⁶	初期プレストレス(kN/本)	66.6
構造減衰係数 β _R (sec)	5.0×10 ⁻³	PC鋼材破断ひずみ	0.075
モルタル圧縮強度 (N/mm ²)	45.7	PC鋼材ヤング率 (N/mm ²)	2.0×10 ⁴
グラウト強度(N/mm ²)	39.4	動的限界付着倍率 α _p	2.0

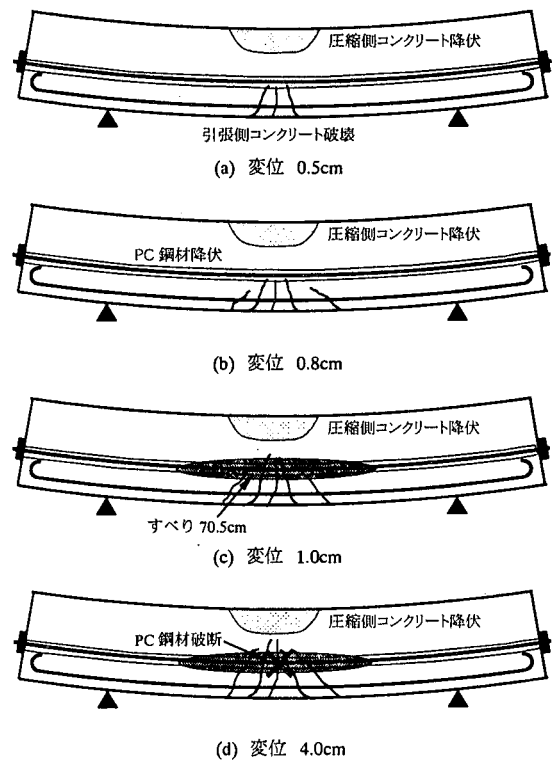


図-15 ポストテンション PRC はりの破壊進展過程

ためである。図-18, 19 に、それぞれ静的載荷時と高速載荷時のすべり領域の進展とPC鋼材ひずみの増加過程を示す。これより、静的載荷時では、変位 1cm で既にすべり領域が端部に到達していることがわかる。なお、すべり状態においても中央部にひずみが集中するのは、この領域のPC鋼材は図-10 で示した第 2 段階の弾塑性域に達しており、ひずみ増分に対して応力勾配が小さくなるためである。すなわち、小さい応力増分で式(17)を満足するためである。このように、すべり領域が大きいと、ひずみ分布が平滑化されることになる。次に変位 2.0cm でPC鋼材は降伏し、荷重点直下のPC鋼材ひずみは急

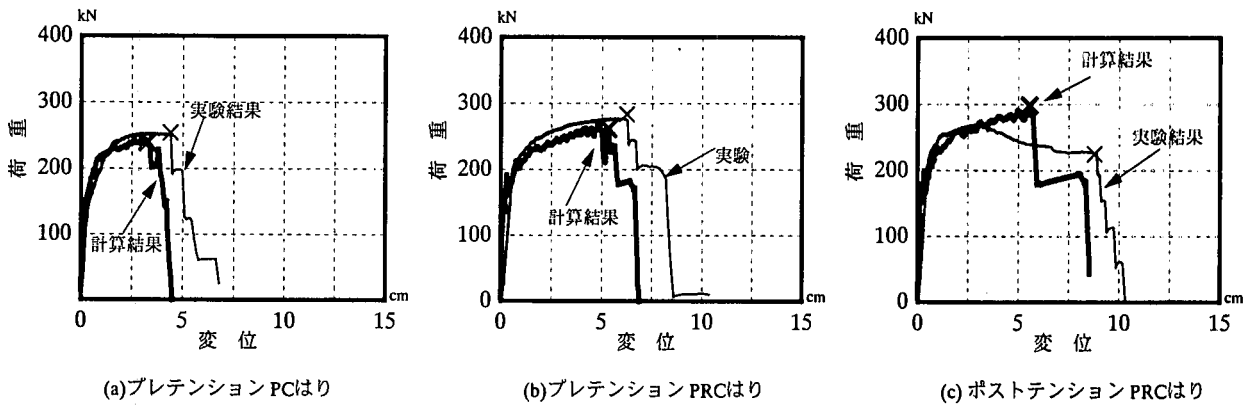


図-16 静的載荷時の荷重～変位関係

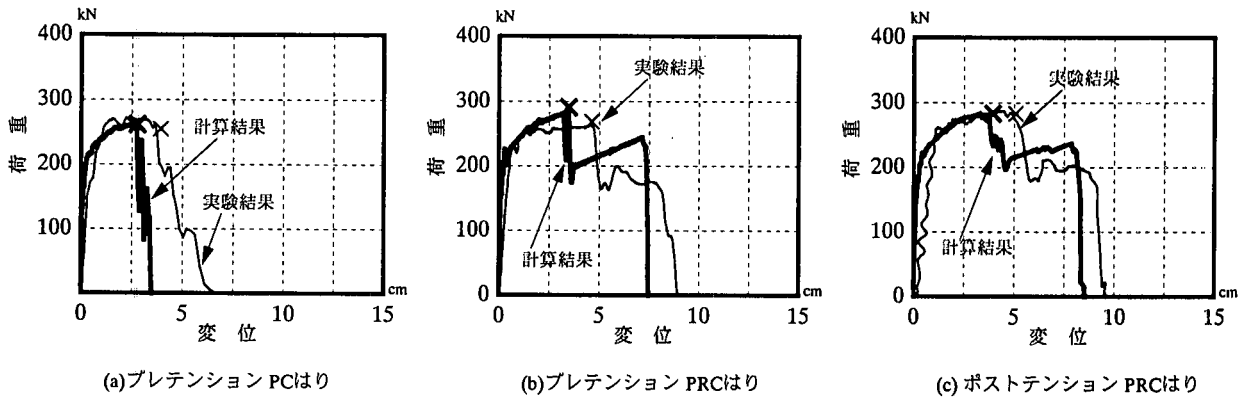


図-17 高速載荷時の荷重～変位関係

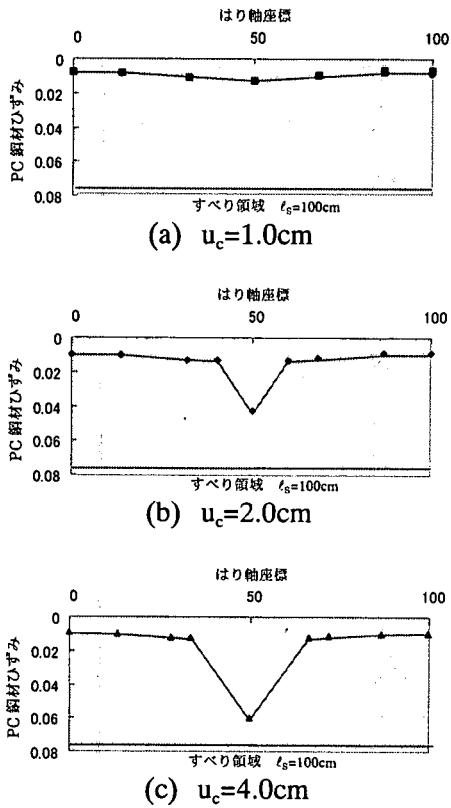


図-18 Cタイプの静的載荷時のすべり領域とPC鋼材ひずみ分布

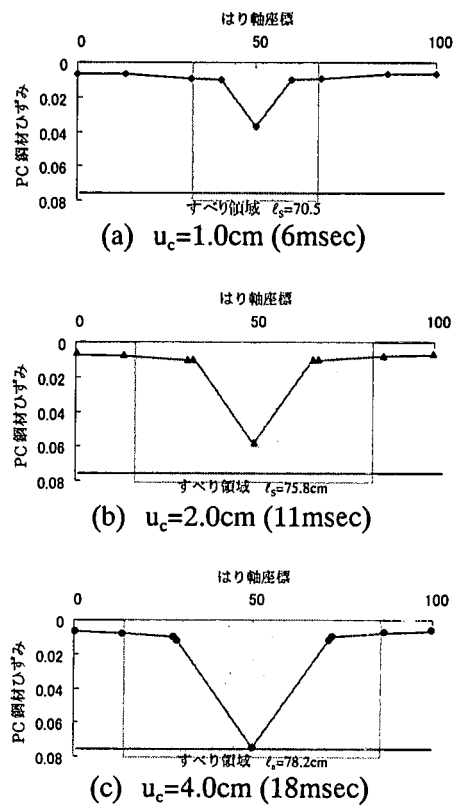


図-19 Cタイプの高速載荷時のすべり領域とPC鋼材ひずみ分布

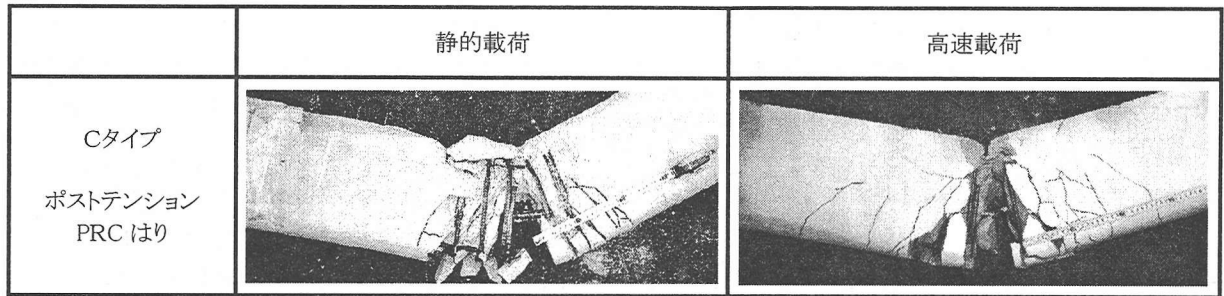


写真-1 破壊形態

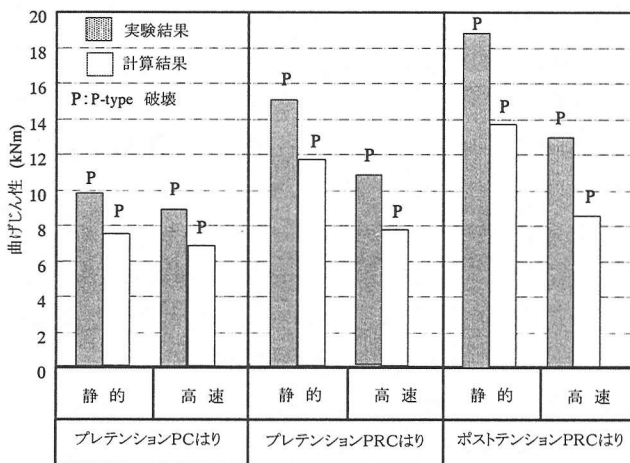


図-20 曲げじん性の比較

激に増大する。一方、高速載荷時は、変位 1.0cm ではすべり領域は 70.5cm と静的載荷時に比し狭く、既にPC鋼材は降伏していることがわかる。この結果、静的載荷時よりも早く破断ひずみに達し、最終的にはPC鋼材が破断するという結果になることがわかった。写真-1 には、静的と高速の破壊形態を示すが、解析で広範囲にわたりすべりが生ずる静的載荷では、実験においても広い範囲で剥離を伴うコンクリートの破壊が生じているのに対し、高速載荷では狭い範囲に亀裂が集中している。

4.6 曲げじん性の比較

図-20 に実験と解析結果から得られた曲げじん性の比較を示す。これより、静的載荷、高速載荷とも①プレテンションPCはり、②プレテンションPRCはり、③ポストテンションPRCはりの順に曲げじん性が大きくなる傾向にあることがわかる。また、静的載荷時と高速載荷時で比較すると、高速載荷時の曲げじん性は静的載荷時の約80%に低下している。これは、前述したように、高速載荷時の終局限界変位が小さくなるためである。これらの傾向は、解析においても同様に表わされているが、個々の曲げじん性の推定値は実験値の約 60~80%となり、安全側の推

定値となっている。これは、図-16, 17 で明らかなように本推定法は、その曲げ耐力については概ね良好な推定値を得るものの、破断変位が実験値よりも小さくなるためである。

5. 結言

本研究は、ポストテンションPRCはりの動的曲げじん性を推定するため、速度制御型動的解析手法を開発し、別途行った①プレテンションPCはり、②プレテンションPRCはり、③ポストテンションPRCはりの3供試体の静的および高速載荷実験結果のシミュレーションを行い、その有効性について検討したものである。

成果を要約すると以下ようになる。

- (1) 従来の断面分割法に基づくRCはり部材の動的応答解析法に、コンクリート、鉄筋およびPC鋼材のひずみ速度効果を考慮した応力~ひずみ関係を導入したうえで、PC鋼材のすべり効果を考慮した解析法へと改良した。この際、高速変形時には限界付着強度の増加を考慮できる動的限界付着倍率を導入した。
- (2) 実験では、①プレテンションPCはりよりも、②プレテンションPRCはり、さらに③ポストテンションPRCはりの方が曲げじん性が大きくなる傾向にあるが、本推定法はこれを安全側にはほぼ良くシミュレートできる。
- (3) 高速載荷時には静的載荷時に比して終局限界変位が小さくなるが、解析においてPC鋼材の動的限界付着力を考慮すると、良好にシミュレートできることがわかった。
- (4) 提案手法では、終局限界変位を実験値よりもやや小さく推定する傾向があるので、付着域のモデル化についてさらに検討し、改善する必要がある。

参考文献

- 1) 佐藤尚次, 藤田宗久, 白木渡, 香月智, 中村孝明: 設計基準における安全性確保の考え方, 構造工学論文集, vol.43A, pp. 493~504, 1997年3月。

- 2)岸徳光, 佐藤昌志, 中野修: 三層緩衝構造の緩衝性能に関する大型屋外実験, 構造工学論文集, Vol.41A, pp.1257~1265, 1995年3月.
- 3)佐藤昌志, 西弘明, 岸徳光, 松岡健一: 三層緩衝構造を用いた実規模PC製落石覆工の重錘落下衝撃挙動, 構造工学論文集, Vol.42A, pp.1347~1356, 1996年3月.
- 4)横山功一, 大塚久哲, 金子学: 衝撃荷重を受けるPC・RC桁の破壊時挙動と変位照査法について, 構造工学論文, Vol.38A, pp.1543~1551, 1992年3月.
- 5)園田恵一郎: 落石覆工の設計法についての一提案, 構造工学論文集, Vol.39A, pp.1563~1572, 1993年3月.
- 6)土木学会: ロックシェッドの耐衝撃設計, 構造工学シリーズ8, 1998年11月.
- 7)吉田博, 上村浩茂, 淵上正浩, 南和夫: 高じん性部材を用いた新しいロックシェッドの試設計, 第3回落石等による衝撃問題に関するシンポジウム論文集, pp.221~226, 1996年6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論文集, pp.315~320, 1996年6月.
- 9)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.
- 10)西澤紀昭, 新井英雄, 北国秀一, 酒井秀昭: PRC橋の設計, 技報堂出版, pp.1~2, 1993年6月.
- 11)小柳治, 六郷恵哲, 岩瀬裕之: RCはりの曲げ破壊過程と曲げじん性に及ぼす材料特性の影響, 土木学会論文集, 第348/V-1, pp.153~162, 1984年8月.
- 12)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, 第31巻, pp.477~481, 1977年.
- 13)鈴木計夫, 中塚侑, 藤岡正見: プレストレスト鉄筋コンクリート(PRC)曲げ部材断面の終局域特性について—算定式と算例による考察—, セメント技術年報, 第32巻, pp.436~439, 1978年.
- 14)鈴木計夫, 中塚侑, 榎本秀文, 角一行: PCおよびRC梁部材の終局域特性, セメント技術年報, 第34巻, pp.433~436, 1980年.
- 15)鈴木計夫, 中塚侑, 阿波野昌幸: PRC梁部材断面の終局限界点とその特性, セメント技術年報, 36巻, pp.470~473, 1982年.
- 16)小柳治, 六郷恵哲: コンクリートの破壊と靱性評価, コンクリート工学, Vol.20, No.4, pp.8~14, 1982年4月.
- 17)六車 熙: 鉄筋コンクリート断面の破壊時コンクリート圧縮縁ひずみに関する研究, 材料, 第24巻, 第260号, pp.441~446, 1975年5月.
- 18)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.
- 19)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.17~30, 1986年1月.
- 20)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.
- 21)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年6月.
- 22)C. Yan, S. Mindess: Fracture Mechanics Analysis of Bond Behavior under Dynamic Loading, Cement and Concrete Research, Vol.24, pp. 107-123, 1994年.
- 23)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.21-2, pp.667-672, 1999年.
- 24)島弘, 周礼良, 岡村甫: マッシュなコンクリートに埋め込まれた異形鉄筋の付着応力—すべり関係, 土木学会論文集, 第378号/V-6, pp. 165~174, 1987.2.
- 25)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.
- 26)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.
- 27)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.
- 28)土木学会: 建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.

(1999年4月23日受付)