

P C梁部材の静的および高速せん断載荷実験

Static and rapid speed shear loading experiment on PC beam members

黒田 一郎*, 下山 一貴**, 古屋 信明***, 中村 佐智夫****
Ichiro Kuroda, Kazuki Shimoyama, Nobuaki Furuya and Sachio Nakamura

*工博 防衛大学校講師 建設環境工学科 (〒239-8686 横須賀市走水1-10-20)

** 防衛大学校理工学研究科 地球環境工学専攻 (〒239-8686 横須賀市走水1-10-20)

***工博 防衛大学校教授 建設環境工学科 (〒239-8686 横須賀市走水1-10-20)

**** 日本サミコン株式会社 技術部 (〒950-0925 新潟市弁天橋通1-8-23)

Static and rapid speed loading experiments were carried out to investigate shear destruction mechanism and mechanical properties of PC beam members. Maximum loading rate in the experiments reaches 4m/s. Characteristics of destruction and deformation such as load-displacement relation, strain, crack distribution and so on of PC beams were observed in the experiments. The effect of loading rate and effective prestress on these properties, as well as shear destruction mechanism of PC beam members by near-support point loading are discussed based on the experimental results. It is also stated that some existing formulas for the shear strength may underestimate.

Keywords: Shear loading, Rapid speed loading, Shear destruction, PC beam

1. はじめに

鉄筋コンクリート(RC)およびプレストレストコンクリート(PC)製の落石覆工構造の力学特性に関する研究は、これまでに数多くなされている。通常の場合、落石覆工構造は、内部空間を確保するという目的から、十分な変形をした後に破壊させるために、曲げが先行するように設計されている。落石覆工構造の耐衝撃性能について検討を行なった平成8年建設省土木研究所共同研究報告書¹⁾においては、せん断スパン比の小さな場合、支承近傍に落錘による衝撃を受けたPC梁部材がせん断破壊した実験結果が報告されており、衝撃荷重載荷位置と支承位置によっては、曲げ破壊を前提に設計されたPC梁部材がせん断破壊する危険性は避けられない。しかし、衝撃荷重を受けるPC梁部材のせん断破壊性状に関しては、現在のところほとんど研究されていない状況にある。

一方、衝撃荷重を受けるRC部材のせん断破壊状況については岸らの研究²⁾が挙げられるが、PC梁に適用可能なデータの集積はなされていない状況にある。

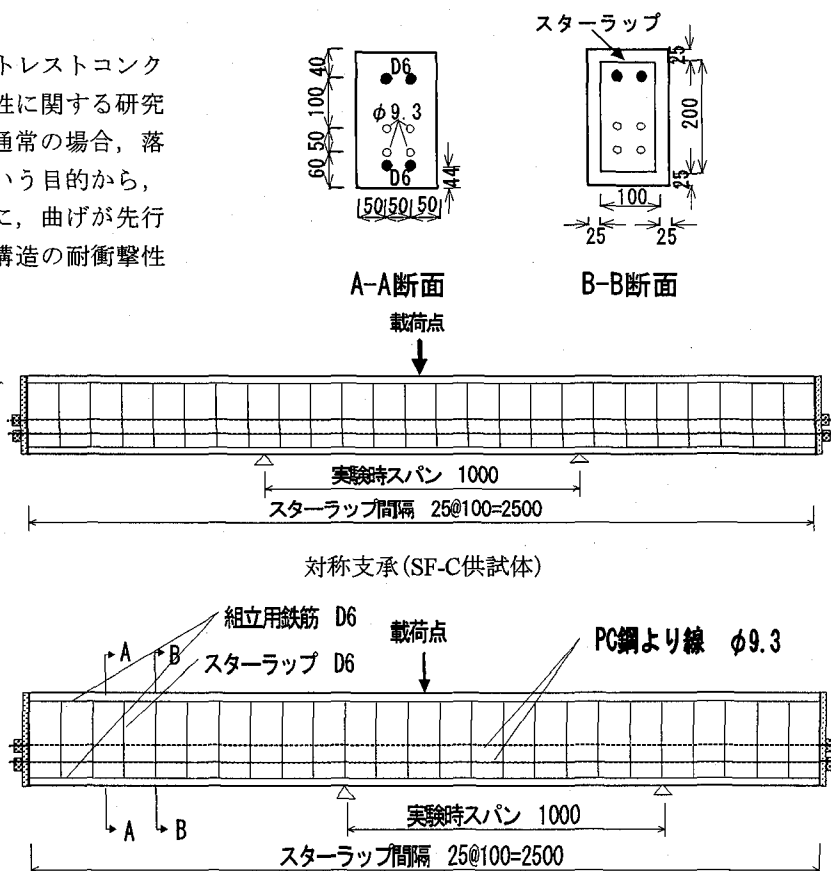


図-1 供試体の形状寸法と鋼材配置

表－１ 供試体の一覧

供試体名	載荷スパン	載荷形態	有効プレストレス (kN／本)
SF-C	500mm+500mm	静的載荷	66.6
SF-1	250mm+750mm		66.6
SH-1			33.3
DF-1		高速載荷	66.6
DH-1			33.3

そこで本研究では、衝撃試験よりは荷重荷重が明確に把握できる高速荷重によって、せん断破壊に至るPC梁部材の力学性状・破壊性状を把握することを目的とし、PC梁供試体の静的および高速荷重実験を行なった。さらに、静的な荷重条件を前提に提案されている各せん断耐力算定式の、本実験結果との比較を行なった。

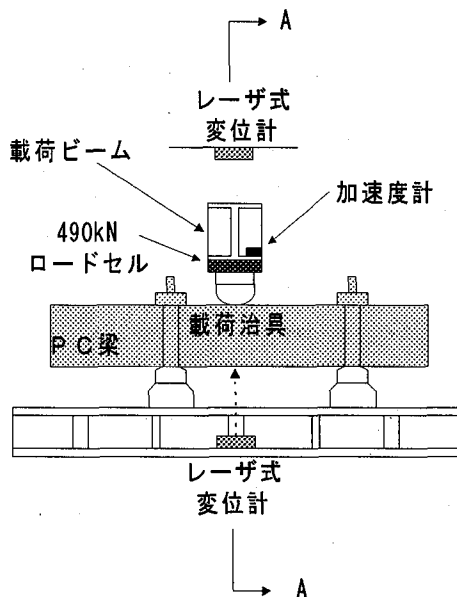
2. 静的および高速荷重実験

2. 1 供試体

図－１に供試体(プレテンションPC梁)の形状寸法および鋼材配置を示す。また、表－１に供試体の一覧を、表－２に材料の諸元をそれぞれ示す。供試体の全長はPC鋼より線の定着を十分確保するために2,500mmとし、梁両端には厚さ10mmの定着鋼板を設けている(図－２)。PC鋼より線1本当たりの有効プレストレス量は66.6kN(6.80tonf)および33.3kN(3.40tonf)の2段階とし、梁全長にわたってボンド状態(コンクリートとの付着有り)になっている。

2. 2 荷重要領および測定項目

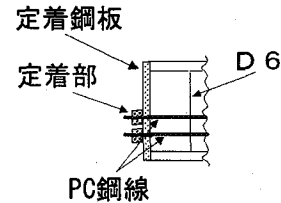
実験装置の概要を図－３に、実験状況を写真－１(a)、(b)にそれぞれ示す。本実験装置は、図－３に示すよう



図－３ 実験装置の概要

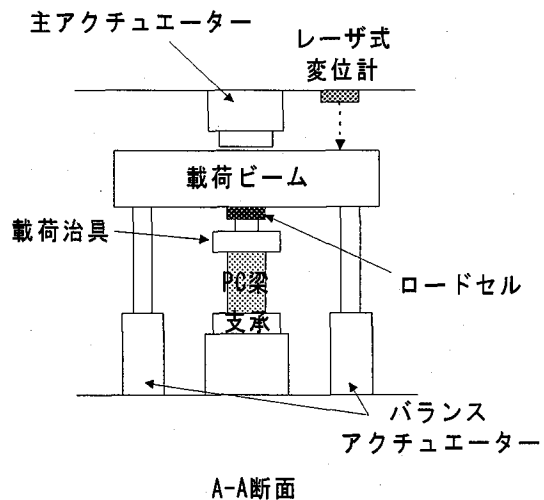
表－２ 材料の諸元

材料	項目	数値
コンクリート	水セメント比	0.35
	セメント (kg/m ³)	389
	水 (kg/m ³)	136
	細骨材 (kg/m ³)	752
	粗骨材 (kg/m ³)	1178
	圧縮強度 (N/mm ²)	63.9
PC鋼より線(SWPR7AN)	0.2%永久伸び強度 (N/mm ²)	1759
D6鉄筋(SD295A)	降伏強度 (N/mm ²)	390.4



図－２ 梁端部の定着鋼板

に、荷重ビームを鉛直下方に押し下げる主アクチュエータと、荷重ビームを上向きに支えるバランスアクチュエータによる荷重とを釣り合わせた状態にした後、バランスアクチュエータ側の荷重を一気に除くことによって高速荷重を実現する。高速荷重を行なった供試体(表－１中のDF-1供試体およびDH-1供試体)では、約4m/sの変位速度にて荷重した。一方の静的荷重を行なった供試体は0.01mm/s程度の変位速度で荷重しており、これは荷重増加速度に換算すると0.2kN/s(0.02tonf/s)を下回る。荷重は梁全長の中央に線荷重とした。荷重位置から支承までの水平距離は、左右とも500mmの対称支持の供試体が1



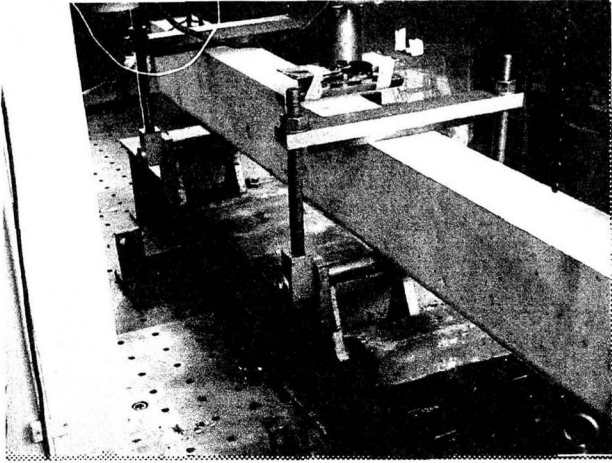


写真-1 (a) 実験状況

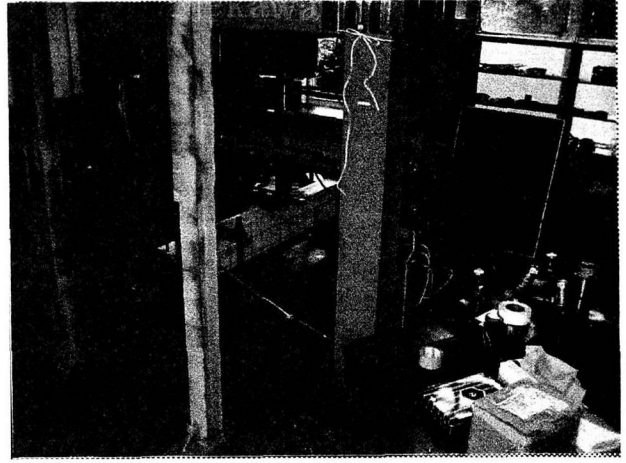


写真-1 (b) 実験状況

体(SF-C供試体), 左右それぞれ250mmおよび750mmの左右非対称支持の供試体が4体(SF-1, SH-1, DF-1, DH-1)である。

荷重は載荷治具に取り付けたロードセルにより測定し、レーザー式変位計により載荷点の鉛直方向変位を測定した(図-3参照)。スターラップおよび軸方向の組立筋(引張側)には、図-4に示すようにひずみゲージ(ゲージ長5mm)を貼付けて、ひずみを測定した。これらの荷重、変位およびひずみの測定は、高速載荷供試体(DF-1, DH-1)ではサンプリングタイム $10\mu s$ の動ひずみ測定装置を用い、 $100\mu s$ 間隔でデータを収集した。静的載荷供試体(SF-C, SF-1, SH-1)では、これらはそれぞれ1ms, 10msとした。

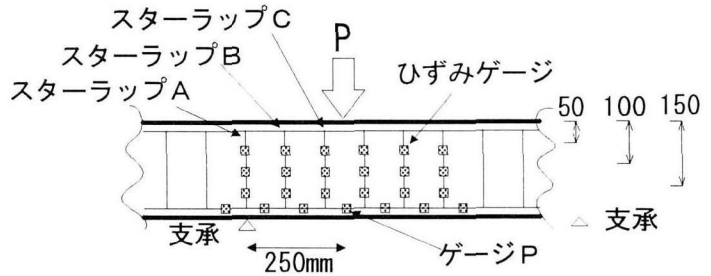


図-4 ひずみゲージ貼付位置

3. 実験結果

3. 1 破壊形態

(1) 対称支持された供試体(SF-C)

左右とも500mmの対称支持としたSF-C供試体(静的載荷, 有効プレストレス $66.6kN/本$)では、せん断曲げ耐力比(=設計せん断耐力/設計曲げ耐力)が0.64であり、1.00を下回っており、せん断破壊すると予想していた。ここで、設計せん断耐力は、土木学会コンクリート標準示方書⁴⁾のせん断耐力算定式(後述の式(1)+式(2))による。しかし、載荷試験の結果は曲げ破壊であり、最大耐力は設計せん断耐力(140kN)の約2倍(280kN)であった。この結果から示方書式によるせん断耐力算定式は、SF-C供試体の条件ではせん断耐力をかなり過小に評価することが指摘でき、以降の試験は左右非対称支持の載荷とすることにした(これ以降、左右非対称載荷された供試体についてのみ記述する)。

(2) 左右非対称支持された供試体(SF-C以外の4体)

これら供試体は、載荷スパン250mm+750mmの左右非対称支持で載荷したため、短いスパンでのせん断破壊が誘発される条件となっている。

供試体	破壊形態
SF-1	
SH-1	
DF-1	
DH-1	

図-5 破壊状況

供試体はいずれも最大荷重に達した時点で、載荷位置に近い方の支承(水平距離250mm)と載荷位置の間のスパン(以下、文中ではこれをせん断破壊スパンと呼ぶ)が、せん断破壊することによって一気に終局状態に至った。

図-5に各供試体の破壊状況を図示する。曲げひび割れ

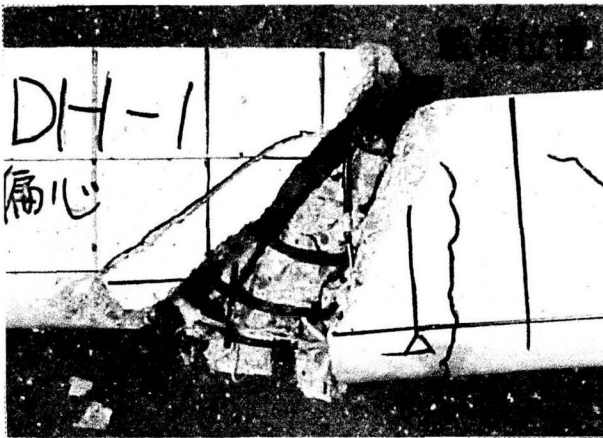


写真-2 せん断破壊部位 (DH-1供試体)



写真-3 スターラップ破断面

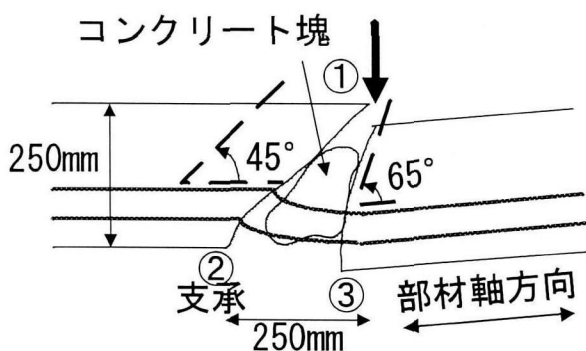


図-6 せん断破壊部位 (DH-1供試体)

は載荷点直下付近に2～3本発生したものの、供試体底面からの曲げひび割れ高さは最も大きい供試体でも190mm程度(除荷後)であり、曲げ破壊に至る程の曲げひび割れの進展は認められなかった。

せん断破壊スパンには2本のひび割れ分離面が生じ、これらが急激に開口するとともに実験装置の載荷荷重は減じたが、PC鋼より線は破断しなかった。写真-2および図-6にDH-1供試体(高速載荷、有効プレストレス33.3kN/本)のせん断破壊部位とその模式図を示す。写真-2、図-6に示すように、ひび割れ分離面の内の1本は載荷点(図-6の①)から支承(同②)を一直線に結ぶひび割れであり、部材軸方向となす角はほぼ45度である(以下、このひび割れ分離面を第1分離面と呼ぶ)。もう1本のひび割れ分離面は載荷点(同①)から図-6中の点③へ向けて一直線に伸びており、部材軸となす角は約65度である(以下、第2分離面と呼ぶ)。2本の分離面に挟まれた間にはコンクリート塊が残されており、ひび割れを横断するスターラップは全て破断し、その破断面はひび割れ面に沿って斜めに形成された(写真-3)。即ち、今回の供試体は、せん断破壊を誘導する目的でスターラップを少量しか配置していなかったのであるが、それがコンクリートと共に一瞬にして切断されたことを示してい

表-3 ひび割れ分離面が部材軸となす角度

供試体名	部材軸となす角度	
	第1分離面	第2分離面
SF-1	45°	67°
SH-1	45°	65°
DF-1	45°	70°
DH-1	45°	65°

表-4 最大耐力

供試体名	最大耐力(kN)
SF-1	338.5
SH-1	321.3
DF-1	327.1
DH-1	334.2

る。

他の供試体についても、第2分離面の角度が若干異なることを除いて同様の破壊形態であった。表-3に全ての供試体について、せん断破壊スパンに発生した2本のひび割れ分離面の部材軸となす角をまとめる。いずれの供試体も第2分離面が部材軸となす角は65～70度の間であり、有効プレストレス力および載荷速度による差異は認められない。

3. 2 荷重-変位関係と吸収エネルギー

表-4、図-7(a),(b)に各供試体の最大耐力並びに荷重-変位関係を示す。いずれの供試体も最大耐力は321.3kN(32.8tonf)～338.5kN(34.5tonf)の間であった。供試体の条件による差は最大で5%程度と小さく、有効プレストレス力や載荷速度による影響は少なかった。同じ断面形状(ただし、スターラップ量は大)のPC梁を用いて高速載荷時の曲げ変形・破壊挙動について研究した圓林ら³⁾は、PC梁の最大曲げ耐力に及ぼす載荷速度の影響

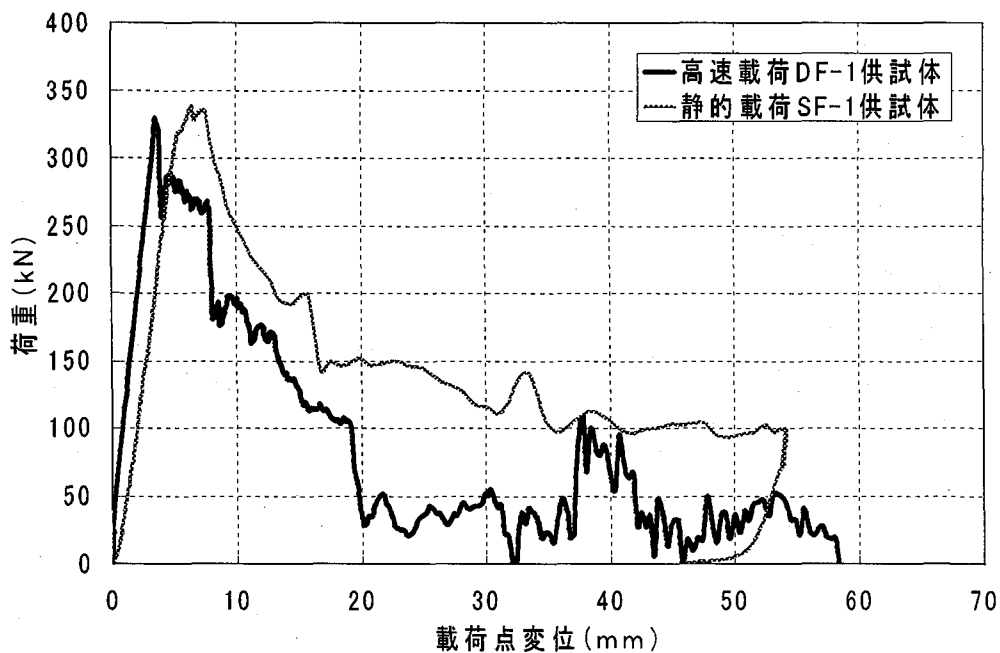


図-7 (a) 荷重-変位関係(有効プレストレス66.6kN/本)

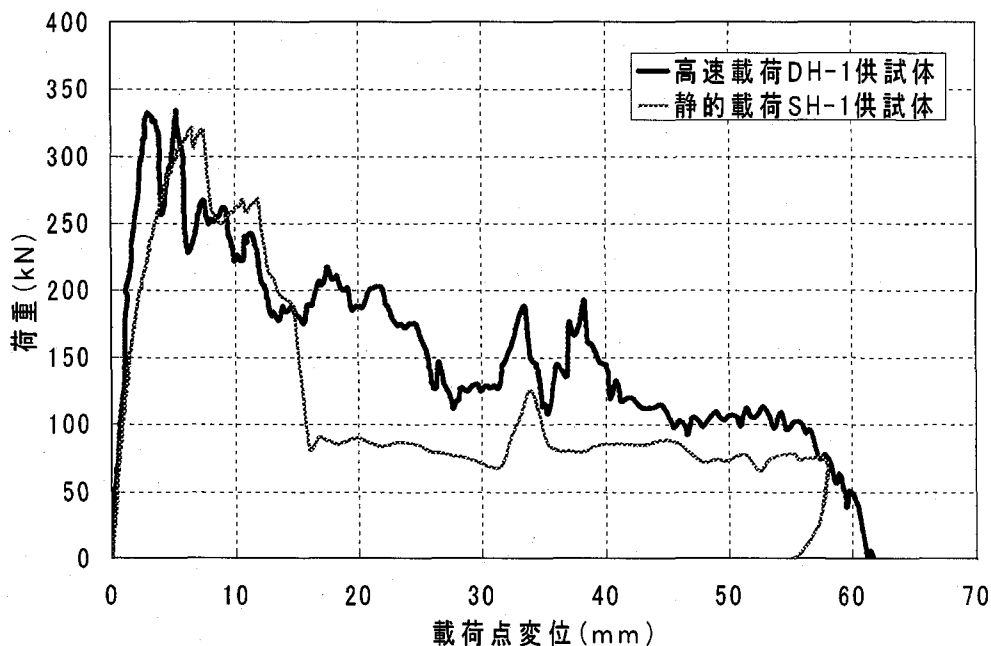


図-7 (b) 荷重-変位関係(有効プレストレス33.3kN/本)

が顕著であると報告しているが、せん断破壊させた今回の実験結果は圓林らによる結果と異なる傾向を示している。最大耐力に至るまでの変位が大きい曲げ破壊と比べて、せん断破壊では最大耐力時の変位が小さいため、圓林らの結果との相違が生じたと考えている。次に、図-8 (a)~(d)に荷重-時間関係を示す。いずれの供試体も最大荷重に到達した直後に突然に耐力を失っており、破壊が極めて脆性的であったことを示している。

最大耐力に達するまでの荷重-変位関係の勾配を比較すると、高速載荷の供試体は静的載荷の供試体に比べて

急峻(約2倍)になっており、載荷速度の影響が認められる。前節で述べたように、せん断破壊スパンにおけるせん断破壊は最大荷重に達した時点で急激に発生したことを考慮すると、ここで認められる荷重-変位関係の勾配に与える載荷速度の影響は曲げ変形に寄るところが大きいと考えるのが妥当である。上述の圓林らの論文³⁾によれば、載荷速度が大きいほどPC梁の最大荷重に至る曲げ変形は小さくなることが報告されており、今回の実験結果を裏付けていると推察される。

次に、これらの荷重-変位関係を元に各供試体の吸収

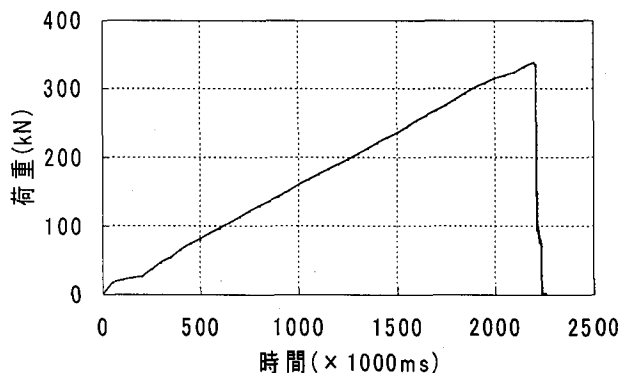


図-8 (a) 荷重-時間関係 (SF-1供試体)

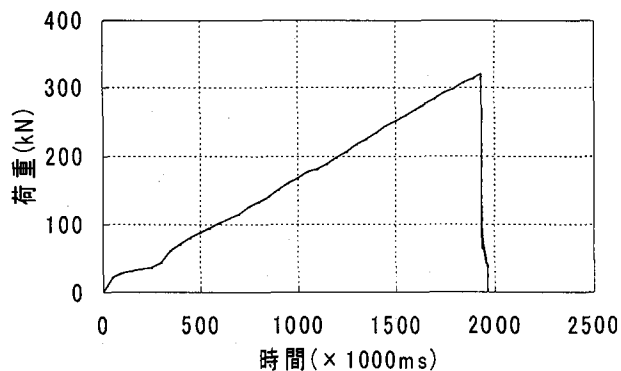


図-8 (b) 荷重-時間関係 (SH-1供試体)

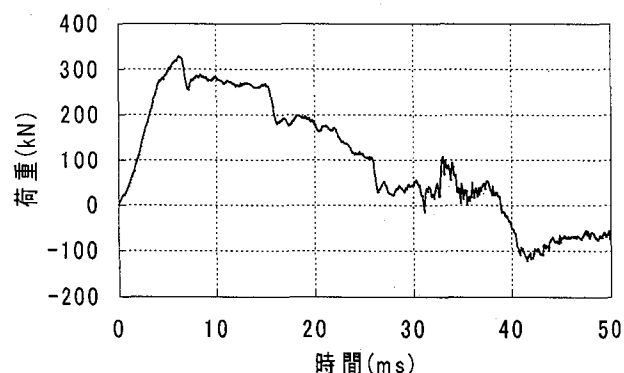


図-8 (c) 荷重-時間関係 (DF-1供試体)

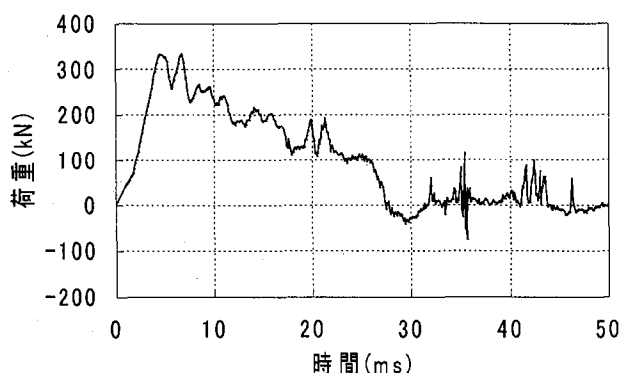


図-8 (d) 荷重-時間関係 (DH-1供試体)

表-5 吸収エネルギー

供試体名	吸収エネルギー(J)		
	最大荷重まで	最大荷重以降	合計
SF-1	1160	6857	8017
SH-1	1399	5642	7041
DF-1	639	4394	5033
DH-1	581	9059	9640

エネルギーを算出し表-5に示す。吸収エネルギーは載荷開始から最大荷重までと、最大荷重以降に分けて算出した。最大耐力までの吸収エネルギーは主に曲げ変形によるものであると考えられる。しかし、曲げひび割れの進捗状況(図-5)や後述の軸方向組立筋のひずみ性状(3.3節)を考慮すれば、もし仮に最大荷重直前で除荷したとしても残留変位はかなり小さかったであろうと予想される。即ち、曲げによる吸収エネルギーはその多くの部分が弾性的に梁に蓄えられていたと考えるのが妥当であり、そのエネルギーは最大耐力以降のせん断破壊によって解放されたと思われる。従って、最大荷重までの吸収エネルギーと最大荷重以降の吸収エネルギーの和

が、せん断破壊による吸収エネルギーにほぼ等しいと仮定し、その合計を表-5に併せて示す。これによると、せん断破壊による吸収エネルギー(合計)は概ね5000~10000Jであり、これは、1tonの重錘の自由落下衝突時の運動エネルギーに換算すると、落下高さ51~102cmに相当する。

3.3 スターラップおよび組立筋のひずみ

図-9(A)~(C)にスターラップのひずみ-時間関係を示す。スターラップAは支承の鉛直上方に配されたスターラップであり、スターラップBおよびCはせん断破壊スパン内に配されている(いずれも図-4参照)。せん断スパン内に配されたスターラップB、Cでは、ひずみは最大荷重近傍に至るまでほとんど増加せず、最大荷重(載荷開始からおおむね20ms後の時点)においてひずみゲージによる測定の限界(約 $20,000 \times 10^{-6}$)まで一気に伸びている。

3.1節で述べたように、スターラップはひび割れ分離面を横切る位置でのみ破断しているの、スターラップのひずみ測定に現われたこれらの $20,000 \times 10^{-6}$ に達する引張ひずみは、ひずみゲージの破断によるものではない。

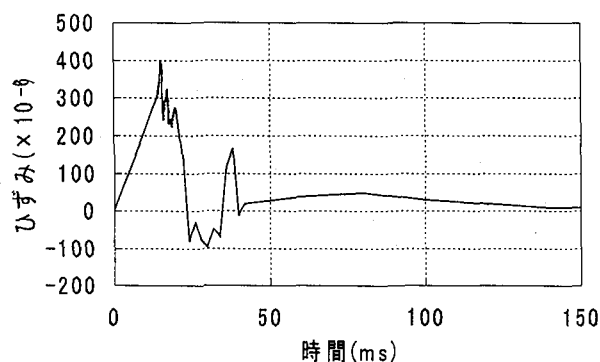


図-9 (a) スターラップのひずみ-時間関係
梁上端から100mm
(DH-1供試体, スターラップA)

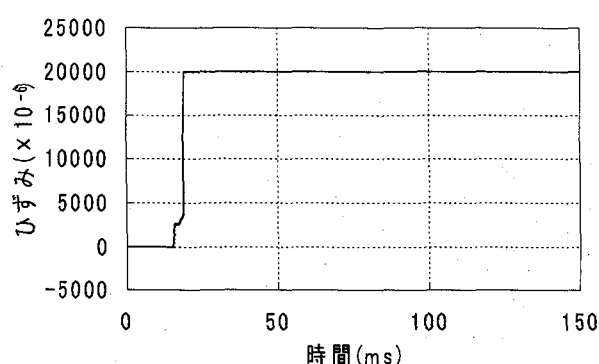


図-9 (b) スターラップのひずみ-時間関係
梁上端から100mm
(DH-1供試体, スターラップB)

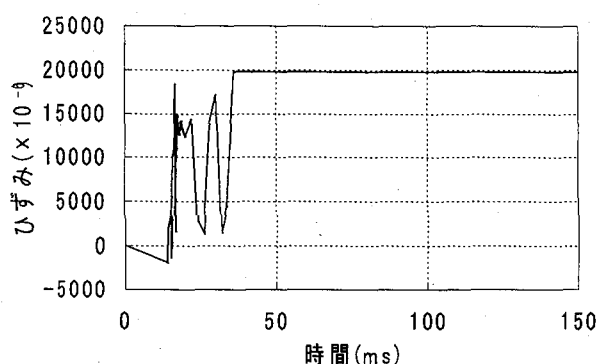


図-9 (c) スターラップのひずみ-時間関係
梁上端から100mm
(DH-1供試体, スターラップC)

表-6 スターラップB,Cの破断時刻間隔

供試体名	破断時刻間隔 (ms)
DF-1	13
DH-1	10

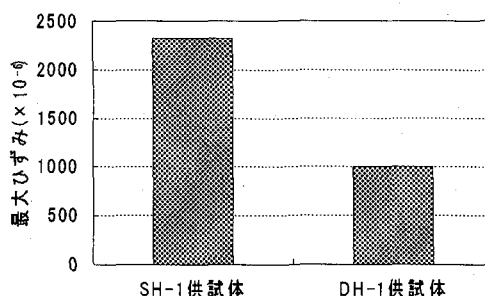


図-10 組立筋(引張側)の最大ひずみ
載荷点真下
(DH-1供試体, ひずみゲージP)

が脆性的であり、一度生じると、内部空間を確保するという落石覆工の機能を保証し得ないことが判る。

スターラップBおよびCは水平距離100mmを隔てて配置されているが、これら2本のスターラップの破断時刻間隔を表-6に示す。これによれば、破断時刻間隔はDF-1供試体, DH-1供試体とも、10~13ms程度の値であった。

また、軸方向に配置された組立筋(引張側)のひずみの最大値を図-10に示す。ここで示すひずみは図-4中に示すゲージPのものである。ひずみ最大値は載荷速度によって2倍程度の差があり、1000~2000×10⁻⁶程度の値である。3. 1節で述べた曲げひび割れの状況と合わせて考えると、今回の供試体の破壊に曲げによる寄与はほとんどなく、せん断が卓越していたことが判る。

4. 各せん断耐力算定式の適用性

4. 1 破壊メカニズムの検討

上記3. 1節で述べたように、今回の実験供試体では、せん断破壊スパンにおいて2本のひび割れ分離面が生じて梁が破壊に至った。本節ではその破壊メカニズムについて検討する。

土木学会コンクリート示方書式をはじめとして、せん断耐力算定式^{4),5)}では梁のせん断ひび割れが1本のみ発生すると仮定している。しかし、今回の実験供試体の破壊性状(図-6, 写真-2参照)を見れば、載荷点から伸びるひび割れ分離面が2本生じている。そこで、図-11(a)に示すように載荷点と支承を結ぶ1本のひび割れ分離面(第1分離面)のみを想定した場合、並びに、図-11(b)に示すように2本のひび割れ分離面(第1および第2分離面)を想定した場合に分けて破壊メカニズムを以下に検

く、ひずみゲージの信号線ケーブルの破断による可能性もある。その点を考慮した上でも、最大荷重に至るまでスターラップのひずみがほとんど増えずに、最後に一気にスターラップが破断したことは、この種のせん断破壊

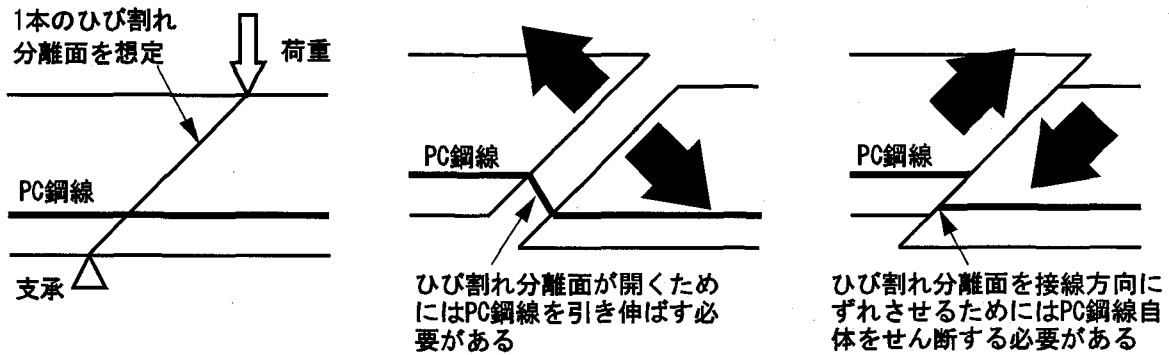


図-1 1 (a) 破壊メカニズム；1本のひび割れ分離面を想定した場合

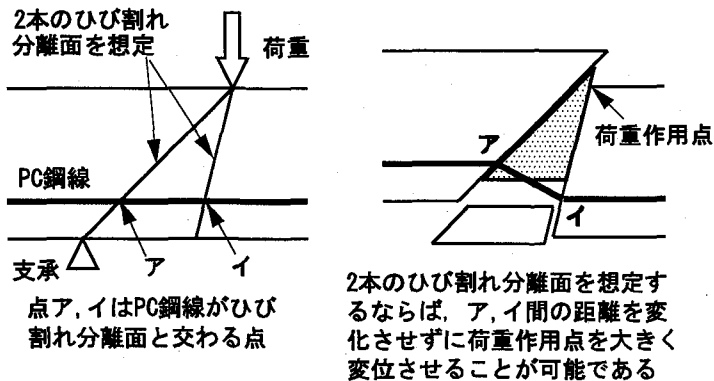


図-1 1 (b) 破壊メカニズム；2本のひび割れ分離面を想定した場合

討する。

(1) 1本のひび割れ分離面を想定した場合：図-1 1 (a)

載荷点と支承を結ぶひび割れ分離面が発生しても、PC鋼より線の剛性と導入されたプレストレス力とが、せん断ひび割れ分離面が開いたり、せん断ひび割れ分離面の両側が接線方向にずれるのを防ぐために、載荷点の変位が増加することは防止される。ひび割れ分離面が開くためには、導入されたプレストレス力に打ち勝ち、PC鋼より線を引き伸ばすか、もしくはPC鋼より線の定着部を破壊してPC鋼より線を滑らせるだけの力が必要となる。また、ひび割れ分離面が開かない状態でひび割れ分離面を接線方向にずれさせるためには、ひび割れ分離面を横切る全てのPC鋼より線自体をひび割れ分離面と平行にせん断する力が必要となる（いわゆるダウエル作用）上に、プレストレス力によってひび割れ分離面のコンクリートの噛み合い効果もより有効になる、と考えられる。

(2) 2本のひび割れ分離面を想定した場合：図-1 1 (b)

一方、実験供試体が示した破壊状態と同じように2本のひび割れ分離面を想定するならば、PC鋼より線を引き伸ばすことなく、またPC鋼より線自体をせん断する

ことなく載荷点を鉛直下方に変位させることが容易となる。即ち、図-1 1 (b)に示すように、2本のせん断分離面に挟まれた三角形のコンクリート部位（網掛け部）に多少の破損を許すだけで、2点ア、イ（PC鋼より線がひび割れ分離面と交わる点）の間の距離を変化させることなく荷重載荷点を下方に変位させることが可能となる。

今回の実験では、上述の(1)、(2)の破壊パターンのうち、(2)が現われたものと考えられる。

4. 2 せん断耐力の算定

表-7 (a)、(b)に土木学会コンクリート標準示方書⁴⁾、並びに二羽の式⁵⁾によるせん断耐力計算値を示す。また、示方書に示されている、ディープビームおよびコーベルのせん断耐力算定式による計算値も参考として併せて示す。なお、これらの算定式はいずれも静的載荷を前提としている。

コンクリート標準示方書におけるせん断設計法では、コンクリートとせん断補強筋のせん断耐力負担分 V_{cd} 、 V_{sd} を次の式で表わしている（ただし、せん断補強用鋼材が垂直に配置されている場合）。

$$V_{cd} = \beta_d \cdot \beta_p \cdot \beta_n \cdot f_{vcd} \cdot b_w \cdot d / \gamma_b \quad (1)$$

$$f_{vcd} = 0.20 (f'_{cd})^{1/3}$$

$$V_{sd} = A_w \cdot f_{wyd} \cdot z / (S_s \cdot \gamma_b) \quad (2)$$

ここで、 f_{cd} ：コンクリートの圧縮強度、 f_{wyd} ：せん断補強筋の設計降伏強度、 b_w ：部材腹部の幅、 d ：有効高さ、 A_w ：区間 S_s (配置間隔)におけるせん断補強筋の総断面積、 z ： $z=j \cdot d$ と与えられ、通常 $j=7/8$ または $j=1/1.15$ 、 γ_b ：部材係数。 $\beta_d, \beta_p, \beta_n$ はそれぞれ部材有効高さの影響、軸方向鉄筋の影響、軸方向力(プレストレス)の影響を加味し調整する係数である。本実験では、PC鋼より線は破断に至らなかったため、軸方向鉄筋比の評価の際には、PC鋼より線の強度に応じた割り増しは行っていない。また、本実験では軸方向緊張材はすべて部材軸と平行であるので、示方書式における V_{ped} 項(軸方向緊張材の有効引張力のせん断力に平行な成分)は考慮していない。

二羽によって提案されたせん断耐力算定式による計算値 V_u は次の式で与えられる。

$$V_u = f'_c{}^{2/3} \{ (1 + (100 p_w)^{1/2}) \chi (1 + 3.33 r/d) / (1 + (a/d)^2) \} b_w d \quad (3)$$

ここで、 r ：載荷版の幅(軸方向)、 a ：せん断スパンである。

また、コンクリート標準示方書のディープビームおよびコーベルの設計せん断耐力 V_{dd} は次の式で与えられる。

$$V_{dd} = 0.6 \beta_p \cdot \beta_d \cdot \beta_a \cdot f'_{cd}{}^{1/2} \cdot b_w \cdot d / \gamma_b \quad (4)$$

$$\beta_a = 5 / [1 + (a_v/d)^2]$$

ここで、 a_v ：荷重作用点から支承前面までの距離。

二羽の式では載荷版の幅を必要とするが、今回の実験で載荷点に用いた載荷治具は半円断面柱形(半径25mm)、即ち蒲鉾形であった。そのため載荷治具の貫入量によって式中で採用すべき載荷幅の値が異なることになる。そこで、表-7(a),(b)に示す二羽の式による計算値は載荷幅を0, 10, 20mmと仮定して求めたものである。

また、いずれの算定式においても部材係数 γ_b は1.0とした。

これらのせん断耐力算定式では前提として、せん断ひび割れ分離面は一つのみとして耐力(表中の V_1)を算定している。そのため表中に合わせて示す実験値 V_{es} (静的載荷)、 V_{ed} (高速載荷)と比較すると、計算値 V_1 は大きく下

表-7(a) せん断耐力算定値と実験値との比較(有効プレストレス66.6kN/本)

算定式		計算値V1 (kN)	計算値V2 (kN)	実験値Ves (kN)	実験値Ved (kN)	V1/Ves	V1/Ved	V2/Ves	V2/Ved
二羽式	載荷幅0mm	121.3	201.9	253.9	245.3	0.48	0.49	0.79	0.82
	載荷幅10mm	135.4	230.1			0.53	0.55	0.91	0.94
	載荷幅20mm	149.5	258.3			0.59	0.61	1.02	1.05
示方書		94.0	146.9			0.37	0.38	0.58	0.60
ディープビーム		155.4	270.1			0.61	0.63	1.06	1.10
V1：1本のひび割れ分離面を想定した計算値									
V2：2本のひび割れ分離面を想定した計算値									
Ves：静的載荷による実験値(SF-1供試体)；Ves=Pmax×750／(250+750)									
Ved：高速載荷による実験値(DF-1供試体)；Ved=Pmax×750／(250+750)									

表-7(b) せん断耐力算定値と実験値との比較(有効プレストレス33.3kN/本)

算定式		計算値V1 (kN)	計算値V2 (kN)	実験値Ves (kN)	実験値Ved (kN)	V1/Ves	V1/Ved	V2/Ves	V2/Ved
二羽式	載荷幅0mm	121.3	201.9	241.0	250.7	0.50	0.48	0.84	0.81
	載荷幅10mm	135.4	230.1			0.56	0.54	0.95	0.92
	載荷幅20mm	149.5	258.3			0.62	0.60	1.07	1.03
示方書		84.3	127.9			0.35	0.34	0.53	0.51
ディープビーム		155.4	270.1			0.64	0.62	1.12	1.08

V1：1本のひび割れ分離面を想定した計算値

V2：2本のひび割れ分離面を想定した計算値

Ves：静的載荷による実験値(SH-1供試体)； $Ves=P_{max} \times 750 / (250+750)$

Ved：高速載荷による実験値(DH-1供試体)； $Ved=P_{max} \times 750 / (250+750)$

回っており、特に示方書式では平均で65%の過小評価となっている。そこで、前述の3. 1節で述べた供試体の破壊形態と4. 1節での破壊メカニズムの検討を踏まえ、せん断破壊スパンには二つのせん断分離面が生じると仮定し、これらの算定式中のコンクリート寄与分を2.0倍にしたせん断耐力計算値 F_2 を表-7 (a), (b)に併せて示す。コンクリート寄与分を2.0倍することにより、計算値は実験値を精度良く捉えることが出来るようになり、特に二羽の式では極めて良好な一致が認められる。しかし、示方書式では依然として30%以上の過小評価である。また今回の実験条件の範囲では、載荷速度による最大耐力の差がほとんどなく、静的な載荷条件を前提とした各算定式を用いても高速載荷の実験値を捉えることが可能であった。

5. まとめ

本研究では、高速載荷によってせん断破壊するPC梁部材の力学性状・破壊性状を把握することを目的とし、PC梁供試体の静的および高速載荷実験を行なった。載荷実験によって得られた破壊形態に関するデータを基に、既に提案されている各せん断耐力算定式の拡張・適用性についても検討した。本研究によって得られた知見を以下にまとめる。

- (1) 静的載荷、高速載荷ともに、極めて脆性的な破壊性状が見られた。
- (2) 全ての供試体において、支承と載荷点の間のせん断破壊スパン内には2本のせん断ひび割れ分離面が発生し、それらの急激な開口によって終局状態に至ったが、PC鋼線は破断しなかった。
- (3) 最大耐力に及ぼす供試体条件(載荷速度ならびに有効プレストレス量)の影響はほとんど認められなかった。

(4) 高速載荷においては、100mmの水平間隔を隔てて配されたスターラップが破断した時間間隔はわずか10msであり、せん断による破壊部位が急速に広がることうかがえる。

(5) 既往のせん断耐力算定式の適用性について検討した。その結果、2本のせん断ひび割れ分離面を生じた本実験の供試体の破壊性状に鑑み、せん断耐力のコンクリート寄与分を2倍することによって、静的な載荷条件を前提とした二羽による算定式を用いて実験結果を精度良く捉えることができた。

参考文献

- 1) 建設省土木研究所構造研究室, (社)プレストレスト・コンクリート建設業協会: PRC製ロックシェッドの設計法に関する共同研究報告書, 建設省土木研究所共同研究報告書整理番号第148号, 1996.
- 2) 例えば, 岸徳光, 三上浩, 松岡健一, 安藤智啓: 断面寸法の異なるせん断破壊型RC梁の耐衝撃性に関する実験的研究, 土木学会北海道支部論文報告集, No.56A, pp.372-377, 2000.
- 3) 圓林栄喜, 香月智, 石川信隆, 太田俊昭: 高速載荷を受けるポストテンションPRCはりの動的曲げじん性に関する実験的考察, コンクリート工学論文集, Vol.11, No.1, pp.19-27, 2000
- 4) 土木学会: コンクリート標準示方書, 土木学会, 1996.
- 5) 二羽淳一郎: FEM解析に基づくディープビームのせん断耐力力算定式, 日本コンクリート工学協会, 第2回RC構造のせん断問題に対する解析的研究に関するコロキウム論文集, 日本コンクリート工学協会, 1982.

(2000年9月14日 受付)