

静載荷時に曲げ破壊が卓越する RC 梁の 耐衝撃設計法に関する一提案

岸 徳光¹・三上 浩²・松岡健一³・安藤智啓⁴

¹ 正会員 工博 室蘭工業大学教授 建設システム工学科 (〒050-8585 室蘭市水元町 27-1)

² フェロー会員 工博 三井建設(株)技術研究所 主席研究員 (〒270-0132 流山市駒木 518-1)

³ フェロー会員 工博 室蘭工業大学教授 建設システム工学科 (〒050-8585 室蘭市水元町 27-1)

⁴ 正会員 工修 室蘭工業大学大学院 建設工学専攻 (〒050-8585 室蘭市水元町 27-1)

本論文では、鉄筋コンクリート (RC) 梁の簡易かつ合理的な耐衝撃設計法を確立することを目的として、重錘落下による漸増繰り返し載荷および単一載荷を受ける RC 梁の耐衝撃性に関する実験的検討を試みた。実験に用いた RC 梁は、主鉄筋比、断面寸法および純スパン長が異なり、かつ静載荷時に曲げ破壊が卓越する計 38 体である。本研究の主な結論は以下のとおりである、1) 静的曲げ耐力が同程度の場合には、RC 梁の耐衝撃性はいずれの純スパン長に対しても断面寸法に関わらず同程度である、2) RC 梁の動的耐力は動的支点反力を用いて合理的に評価できる、3) 最大動的支点反力と静的曲げ耐力の関係やエネルギー収支関係を用いて、耐衝撃設計用静的曲げ耐力算定式を誘導し、その妥当性を確認できた。

Key Words : RC beam, bending failure mode, impact test, dynamic reaction force, static bending capacity, impact resistant design

1. はじめに

土木構造物において耐衝撃用途として用いられる鉄筋コンクリート (RC) やプレストレストコンクリート (PC) 製構造物には、道路付帯構造として建設されている落石防護施設や砂防ダムなどがある。これらの RC/PC 構造物は、想定される衝撃的な外力に対して十分な耐力が確保されるように設計されなければならない。しかしながら、福井県越前海岸における岩盤崩落 (平成元年)、長崎県雲仙普賢岳山麓における土石流の発生 (平成3年) や北海道日高支庁様似町での岩塊崩落 (平成4年) などに見られるように、設計規模をはるかに上回る外力の作用により構造物が壊滅的な損傷を受け、人命や社会生活に多大な被害をおよぼす例も少なくない。そのため、近年、災害に強いこの種の RC/PC 構造物の建設や既設構造物の補強を行うための合理的な耐衝撃設計法の確立が望まれている。

RC/PC 構造物の耐衝撃設計法を確立するためには、構造物の構成要素である梁、柱、版部材に関する衝撃挙動の把握が重要である。しかしながら、実

験的には衝撃実験装置、高応答性を有するセンサーや計測器が必要であることより未だ研究事例が少なく、RC 梁に関してさえも合理的な耐衝撃設計法が確立されていないのが現状である。一方、解析的にも応力波の波動伝播問題や大変形問題の考慮を前提にして検討する必要があること、また比較対象となる公表された実験データも少ないことより、RC/PC 製梁、柱、版の衝撃挙動を定量的に評価可能な信頼性の高い衝撃応答解析手法は未だ確立されるには至っていない。

RC 梁の耐衝撃性に関する実験的研究に言及すると、高橋¹⁾ が急速載荷実験により、また山口ら^{2),3)} が急速載荷および重錘落下衝撃実験により RC 梁の耐衝撃性におよぼす衝突速度の影響について基礎的な検討を行っている。柴田ら⁴⁾ はせん断補強筋比、純スパン長および重錘の衝突速度が RC 梁の耐衝撃性におよぼす影響について検討している。さらに、大野ら⁵⁾、井元ら⁶⁾ はせん断補強筋比および重錘衝突速度の影響の他に、主鉄筋比やコンクリート強度が RC 梁の耐衝撃性におよぼす影響についても検討している。しかしながら、これらの研究はいずれも

表-1 試験体の一覧

試験体名	主鉄筋		純スパン長 l (m)	主鉄筋比 p_t (%)	重錘質量 M (kg)	衝突速度 V (m/s)	静的曲げ耐力 P_{usc} (kN)	静的せん断耐力 V_{usc} (kN)	せん断余裕度 $\alpha (= V_{usc}/P_{usc})$
	径	本数							
A1 (s)	D10	1	2	0.23	200	1~3 (3)	9.53	90.8	9.53
A2 (s)	D10	2	2	0.47	200	1~4 (4)	18.0	98.8	5.49
A3 (s)	D10	3	2	0.69	200	1~4 (4)	24.8	104.4	4.21
A4 (s)	D13	2	2	0.83	200	1~4 (4)	31.0	113.0	3.65
A5 (s)	D16	2	2	1.31	200	1~5 (5)	44.1	120.8	2.74
A6 (s)	D19	2	2	1.88	200	1~6 (6)	64.6	126.9	1.96
A7 (s)	D22	2	2	2.55	200	1~6 (6)	83.3	130.9	1.57
B1 (s)	D10	2	2	0.42	200	1~4 (4)	16.9	98.9	5.85
B2 (s)	D13	2	2	0.75	200	1~5 (5)	26.9	106.6	3.96
B3 (s)	D19	2	2	1.69	200	1~6 (6)	58.8	125.4	2.13
C1 (s)	D10	2	2	0.74	200	1~3 (3)	11.4	68.8	6.04
C2 (s)	D13	2	2	1.32	200	1~4 (4)	17.0	74.1	4.36
C3 (s)	D19	2	2	2.98	200	1~5 (5)	37.9	87.0	2.30
D (s)	D19	2	2	1.09	300	1~6 (6)	78.4	167.7	2.14
D-E	D19	2	2	1.09	400	0.87~5.20	78.4	167.7	2.14
D-I	D19	2	2	1.09	400	0.75~4.50	78.4	167.7	2.14
E (s)	D19	2	3	1.09	300	1~6 (6)	52.2	145.0	2.78
F (s)	D25	2	2	3.17	300	1~6 (6)	82.2	139.8	1.70
F-E	D25	2	2	3.17	400	0.87~5.20	82.2	139.8	1.70
F-I	D25	2	2	3.17	400	0.75~4.50	82.2	139.8	1.70
G (s)	D25	2	3	3.17	300	1~6 (6)	54.8	122.5	2.24

限られたパラメータのみに着目して行われたものであり、いずれの研究においても合理的な耐衝撃設計法を提案するには至っていない。

一方、著者らも静載荷時に曲げ破壊が卓越するRC梁に着目して、主に衝突速度を漸増させる繰り返し載荷実験（以下、繰り返し載荷実験）により、主鉄筋比⁷⁾、断面寸法⁸⁾および純スパン長⁹⁾を変化させた場合の耐衝撃性を検討している。その結果、RC梁の耐衝撃設計に関する簡易かつ合理的な一手法を提案している^{8),9)}。しかしながら、著者らの研究でも、RC梁の耐衝撃性は各パラメータごとに検討されており、全体として整理・統合されたものとなっていない。また、提案した簡易設計手法も主に繰り返し載荷実験の結果に基づくものであり、実現象に即した単一載荷実験の結果との対応性は十分に検討されていない。

このような観点より、本研究では、RC梁の合理的な耐衝撃設計手法を確立することを目的として、静載荷時に曲げ破壊が卓越するRC梁に限定して、著者らが過去に発表した繰り返し載荷実験結果^{7),8),9)}と別途実施して得られた単一載荷実験結果を整理し、1) 断面寸法や載荷方法がRC梁の耐衝撃挙動に与える影響、2) 最大動的支点反力と静的曲げ耐力の比および入力エネルギーに対する吸収エネルギーの比、3) 支点反力-載荷点変位履歴曲線を用いた簡易な耐衝撃設計法の提案およびその妥当性、について論じている。なお、本研究では、より汎用性の高い耐衝撃設計法を確立することを目的としていること

より、上述のように主鉄筋比、断面寸法、純スパン長の異なる17種類全38体に関する実験結果を基にして議論を進めている。また、本実験に用いた試験体は各実験ケースにつき1体ずつであるが、過去に実施した数値解析結果との比較によりこれら実験結果の信頼性をあらかじめ確認している^{10),11)}。

2. 実験の概要

(1) 試験体名および試験体の製作

本実験に用いた試験体の一覧を表-1に示す。表には、実験に用いたRC梁の試験体名、主鉄筋の呼び径と本数、純スパン長 l 、主鉄筋比 p_t 、用いた重錘の質量 M 、重錘の衝突速度 V の他、土木学会コンクリート標準示方書¹²⁾に基づいて算出される静的曲げ耐力 P_{usc} 、静的せん断耐力 V_{usc} およびせん断余裕度 α を示している。表中、試験体名欄の最初の英文字は梁の断面形状タイプを表している。このうち、A, B, Cタイプの場合には、主鉄筋比 p_t の小さい順に番号を付記することで、同形状タイプの試験体を区別している。また、D, Fタイプの末尾に付記した英文字E, Iは、これを付記していない場合（重錘の初速度および増分速度を1 m/secとする繰り返し載荷実験の場合であり、以下これを基本載荷と呼ぶ。）と重錘質量、重錘の衝突速度は異なるものの、それぞれ基本載荷の各載荷速度に対し入力エネルギー $(MV^2/2)$ 、入力力積 (MV) が等しい場合の載荷条件を表している。以後、これらをそれ

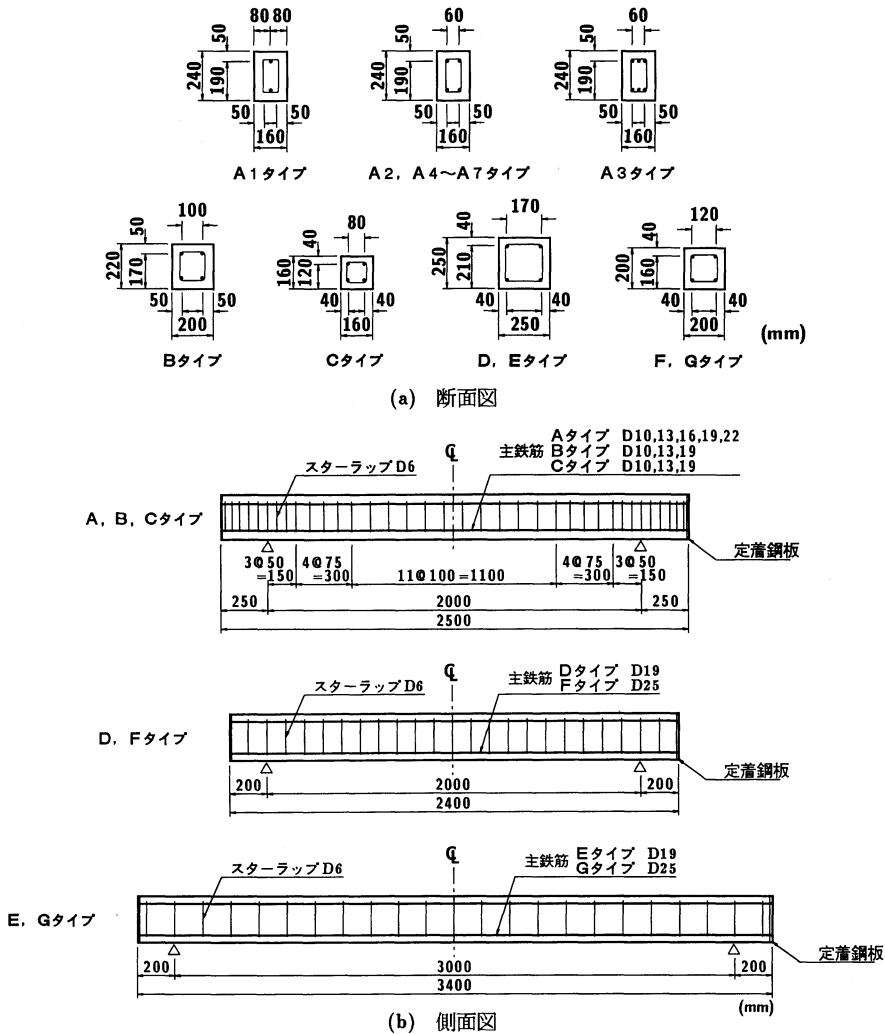


図-1 試験体の形状寸法および配筋状況

ぞれエネルギー等価載荷，力積等価載荷と呼ぶ。なお，(s)は繰り返し載荷実験の他，衝突速度欄の括弧内数字で示された衝突速度での単一載荷実験を行っていることを意味している。

試験体は，形状タイプ7種類（A～Gタイプ），主鉄筋径6種類（D10, 13, 16, 19, 22, 25），主鉄筋本数3種類（1, 2, 3本），載荷条件3種類（基本載荷，エネルギー等価載荷，力積等価載荷）および載荷方法2種類（繰り返し載荷，単一載荷）から構成される組み合わせに対して製作している。すなわち，試験体数は単一載荷の場合には断面寸法，主鉄筋径，主鉄筋本数および純スパン長が異なる計17体，また繰り返し載荷の場合には，同上の17体の他に載荷条件が異なる4体を加えた計21体である。従って，本実験で用いた試験体は合計38体である。

表中のせん断余裕度 α は V_{usc} を P_{usc} で除した値であり， $\alpha < 1.0$ および $\alpha > 1.0$ は，RC梁が静載荷時には設計的にそれぞれせん断破壊，曲げ破壊で終局に至ることを意味している。本試験体は全て $\alpha > 1.0$ であることより，静載荷時には設計的に全て曲げ破壊で終局に至る梁であることがわかる。

(2) 試験体の形状寸法および配筋状況

図-1には表-1に示したA～Gタイプ梁の形状寸法および配筋状況を示している。各試験体はいずれも純スパン長 l が2mあるいは3mの複鉄筋矩形（長方形）梁である。せん断補強筋（D6）は，A, B, Cタイプ梁の場合には，スパン中心部110cm区間を10cmピッチに，さらに支点までを7.5cmおよび5.0cmピッチに配置している。一方，D,

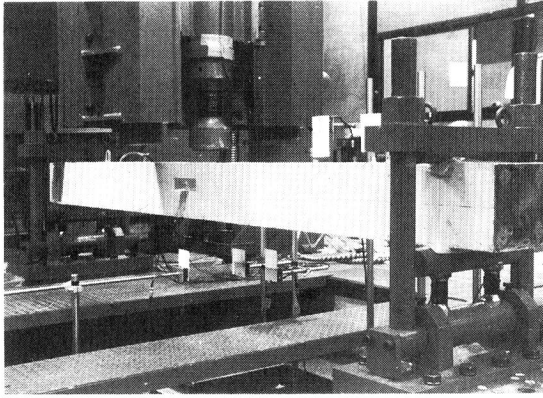


写真-1 重錘落下衝撃実験の状況

E, F および G タイプ梁の場合には梁全長に渡り, $l = 2 \text{ m}, 3 \text{ m}$ に対してそれぞれ 10 cm および 15 cm ピッチにせん断補強筋を配置している. いずれの梁も主鉄筋の定着長を節約するため両端面に 9 mm 厚の鋼板を設置し, この鋼板に主鉄筋を溶接している. 全ての実験において, 主鉄筋の抜け出しがなく鉄筋が鋼板に十分定着されていることを確認している.

(3) 実験方法および測定項目

重錘落下衝撃実験は, 写真-1 に示されているように, 重錘衝突による試験体端部の跳ね上がりを防止するために, 支点部の上下縁を鋼製治具を用いて拘束した状態で行っている. この鋼製治具は RC 梁の回転を許容し, できるだけ単純支持に近い境界条件になるよう工夫されている. 用いた重錘は, 表-1 に示されているように, 梁の規模や実験目的に応じて質量 M が $200 \text{ kg}, 300 \text{ kg}, 400 \text{ kg}$ のものを使っている. 重錘はいずれも載荷部直径が 15 cm の円柱状であり, その底部は片当たりを防止するために 2 mm のテーパを有する球形状となっている. また, 重錘は落下位置および落下姿勢が均一になるよう上下左右が固定されたリニアウェイレールを介して自由落下させている. 重錘落下位置はいずれの実験に対しても梁スパン中央点 (以下, 載荷点) に限定している.

本研究では, 梁の終局状態として梁の最大累積残留変位 (以下, 単に累積残留変位) が純スパン長 l の 2% ($l = 2, 3 \text{ m}$ の場合でそれぞれ $4, 6 \text{ cm}$) 程度に達した状態と設定し, 梁がほぼこの状態に至るまで重錘落下による繰り返し載荷を行っている. なお, この設定は, 示方書にこの種の規定が見あたらないことより, 著者らが過去に実施した実験^{7), 8), 9)} に基づき, 工学的な若干の安全余裕度を考慮して設定したものである. また, この状態は載荷点部の主鉄筋

表-2 コンクリートの力学的特性

試験体名	実験時材令 (日)	圧縮強度 (MPa)	弾性係数 (GPa)	ポアソン比
A1,A2,A3	29~32	24.6	22.8	0.207
A4,A5	27~29	37.1	26.6	0.190
B-1,C-1	84	27.1	19.1	0.190
A7,B2,C2	85	24.7	11.8	0.200
A6,B3,C3	86	27.9	19.3	0.190
D,E,F,G	36	34.7	27.5	0.250

表-3 主鉄筋の力学的特性

補強筋名称	D10	D13	D16	D19	D22	D25
材質	SD295A		SD345		SD295A	
公称直径 (mm)	9.5	12.7	15.9	19.1	22.2	25.4
公称断面積 (cm ²)	0.71	1.27	1.99	2.87	3.87	5.07
引張耐力 (kN)	31.4 ~ 43.1	55.9 ~ 76.4	87.3 ~ 120	140 以上	189 以上	223 ~ 以上
降伏耐力 (kN)	20.6 以上	37.3 以上	58.8 以上	99.0 ~ 126.5	133 ~ 171	149 以上
弾性係数 (GPa)	206					
ポアソン比	0.3					

が降伏し, そのひずみ量が $20,000 \mu$ 以上になる状態であることを確認している.

測定項目は, RC 梁の重錘衝撃力 P , 動的支点反力 R (以下, 特に断らない限り単に支点反力とする.) および載荷点変位 δ の各応答波形である. 重錘衝撃力 P および支点反力波形 R は, 治具および重錘に組み込まれている起歪柱型ロードセルを用いて測定している. これらのロードセルは著者らによって独自に開発されたものである. 各ロードセルの容量および応答周波数は, 重錘衝撃力測定用で $1,470 \text{ kN}$, DC ~ 4.0 kHz , 支点反力測定用で 490 kN , DC ~ 2.4 kHz である. なお, A タイプ梁の一部は重錘衝撃力測定用ロードセルが試作中のため, 衝撃力が測定されていない. 一方, 載荷点変位波形は容量 200 mm および応答周波数 DC ~ 915 Hz のレーザ式変位計により測定している.

本実験で用いたセンサーは, レーザ式変位計を除いて, 全て歪ゲージタイプであることより, これらのセンサーに対しては直流増幅器を用いることとした. 各センサーからの出力波形は全て高帯域用データレコーダ (応答周波数 DC ~ 40 kHz) に一括収録し, その後 $100 \mu\text{sec/word}$ のサンプリング間隔で A/D 変換している. また, 重錘衝撃力波形および支点反力波形に関しては高周波成分を除くために, 2.5 msec の矩形移動平均法により数値的なフィルター処理を施している¹⁰⁾.

表-4 残留変位一覧

試験体名	衝突速度 V (m/s)	繰り返し載荷実験				単一載荷実験		残留変位の比 δ_r/δ_{rs}
		累積残留変位		最終載荷時残留変位		残留変位		
		δ_{cr} (cm)	δ_{cr}/l	δ_r (cm)	δ_r/l	δ_{rs} (cm)	δ_{rs}/l	
A1 (s)	1~3(3)	4.13	0.0207	2.96	0.0148	2.39	0.0120	1.24
A2 (s)	1~4(4)	4.82	0.0241	2.67	0.0134	2.78	0.0139	0.96
A3 (s)	1~4(4)	3.68	0.0184	2.18	0.0109	1.91	0.0096	1.14
A4 (s)	1~4(4)	3.50	0.0175	2.01	0.0101	1.80	0.0090	1.12
A5 (s)	1~5(5)	3.61	0.0181	2.04	0.0102	1.74	0.0087	1.17
A6 (s)	1~6(6)	3.10	0.0155	1.65	0.0083	1.53	0.0077	1.08
A7 (s)	1~6(6)	1.90	0.0095	1.07	0.0054	1.01	0.0051	1.06
B1 (s)	1~4(4)	4.56	0.0228	2.50	0.0125	2.56	0.0128	0.98
B2 (s)	1~5(5)	5.80	0.0290	3.38	0.0169	2.84	0.0142	1.19
B3 (s)	1~6(6)	3.48	0.0174	2.05	0.0103	1.54	0.0077	1.33
C1 (s)	1~3(3)	3.37	0.0169	2.23	0.0112	2.46	0.0123	0.91
C2 (s)	1~4(4)	5.60	0.0280	3.60	0.0180	2.87	0.0144	1.25
C3 (s)	1~5(5)	3.30	0.0165	2.42	0.0121	1.87	0.0094	1.29
D (s)	1~6(6)	4.65	0.0233	1.90	0.0095	2.22	0.0111	0.86
D-E	0.87~5.20	5.48	0.0274	2.25	0.0113	-	-	-
D-I	0.75~4.50	3.83	0.0192	1.60	0.0080	-	-	-
E (s)	1~6(6)	6.66	0.0222	3.04	0.0101	2.92	0.0097	1.04
F (s)	1~6(6)	4.71	0.0236	2.13	0.0107	2.09	0.0105	1.02
F-E	0.87~5.20	4.53	0.0227	2.10	0.0105	-	-	-
F-I	0.75~4.50	3.55	0.0178	1.72	0.0086	-	-	-
G (s)	1~6(6)	5.92	0.0197	2.65	0.0088	2.72	0.0091	0.97

(4) 材料の力学的特性

表-2および表-3には、各 RC 梁製作時に用いられたコンクリートおよび主鉄筋の力学的特性を示している。コンクリートの設計基準強度は、A1, A2 および A3 試験体では $f_{ck} = 25.0$ MPa であり、他は全て $f_{ck} = 23.5$ MPa である。しかしながら、実験時材令におけるコンクリートの力学的特性は、コンクリートを数回に分けて打設したためそれぞれ異なっている。異形鉄筋は、主鉄筋径 D10, 13, 16, 25 には SD295A を、D19, 22 には SD345 を用いている。また、せん断補強筋 (D6) には SD295A を用いている。

なお、表-1に示した静的曲げ耐力 P_{usc} は、これらコンクリートおよび主鉄筋の力学的特性値を用いて断面分割法により算出している。このとき、主鉄筋の降伏耐力には、設計時の簡便性を考慮し規格値の下限値を採用している。また、分割数はほぼ一定の解が得られることを確認し、形状タイプに応じて 32 ~ 50 分割としている。

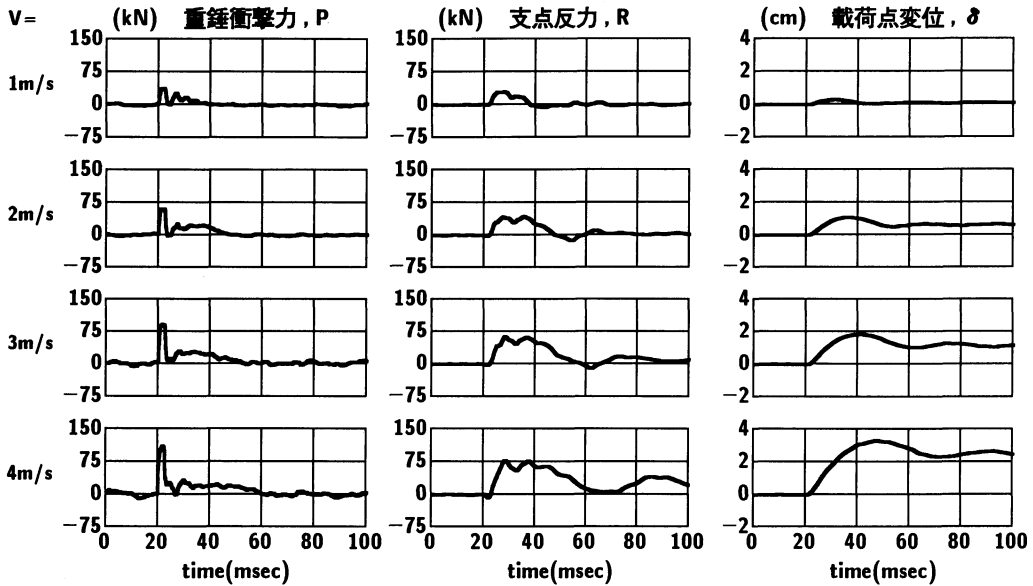
3. 実験結果

(1) 残留変位

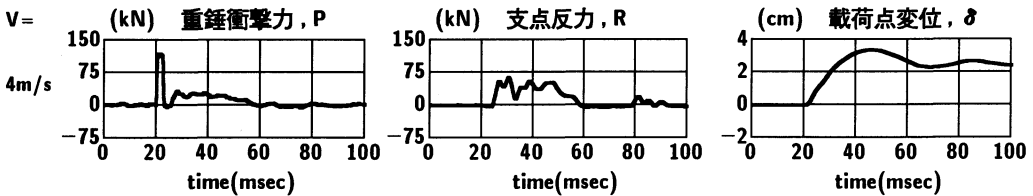
表-4には、各 RC 梁の残留変位を一覧にして示している。本研究では、RC 梁の耐衝撃性を同一尺度で検討するために、前述のように終局時の累積残

留変位を設定して繰り返し載荷実験を行っている。しかしながら、最終載荷時の累積残留変位がこの破壊基準値を大きく越える場合もある。このような場合にはできるだけ同一の条件に近づけるため、表に示す最終衝突速度より一段低い衝突速度の実験値を用いて以降の考察を行うこととした。ここでは、B2, C2 および D-E 試験体がこれに該当する。また、A7 試験体の場合には、最終載荷時における累積残留変位が本破壊基準値の半分程度と小さく示されていることがわかる。これは実験装置の制約により衝突速度 $V = 6$ m/s で実験を終了しているためである。上記 4 試験体を除いた各試験体の純スパン長に対する累積残留変位の割合は表中 δ_{cr}/l より 1.6 ~ 2.4 % 程度であり、いずれも本研究で設定した破壊基準である 2% に近い値を示している。なお、参考のために、最終載荷時の残留変位 δ_r およびその純スパン長に対する比 δ_r/l も合わせて示している。

単一載荷時の衝突速度は、繰り返し載荷実験の最終載荷時と同一 (表中、括弧内数値) としている。そのため、ここでも B2, C2 試験体の残留変位 δ_{rs} は破壊基準値を大きく越え、また A7 試験体のそれは破壊基準値を大きく下回り、繰り返し載荷実験結果と同様の傾向を示している。なお、表中には参考のため、残留変位の純スパン長に対する比 δ_{rs}/l および単一載荷時残留変位に対する繰り返し載荷実験の最終載荷時残留変位の比 δ_r/δ_{rs} も示している。表



(a) 繰り返し載荷時



(b) 単一載荷時

図-2 重錘衝撃力 P 、支点反力 R 、載荷点変位 δ に関する応答波形の一例 (B1)

より、 δ_r / δ_{rs} は概ね 0.9 ~ 1.3 程度の範囲内にあり、一般的に繰り返し載荷実験の最終載荷時における残留変位が単一載荷時のそれに比べて大きい傾向にあることがわかる。

(2) 重錘衝撃力 P 、支点反力 R および載荷点変位 δ に関する応答波形

図-2には、各載荷方法における重錘衝撃力 P 、支点反力 R および載荷点変位 δ に関する応答波形を B1 試験体を例に示している。図中、各波形は重錘が RC 梁に衝突する 20 msec 前の時刻を 0 msec として 100 msec の時間に対して整理している。支点反力波形 R は衝撃荷重に対する合支点反力として評価するため、両支点反力の合算値を用いている。以降の支点反力に関する考察は、全てこの合算値を用いて行うものとする。

(a) 図の繰り返し載荷時の実験結果より、重錘衝撃力波形 P には衝撃初期に立ち上がり急激で振幅も大きくかつ継続時間の著しく短い正弦半波の第 1

波が発生していることがわかる。その後 5 msec 程度で再度波動が立ち上がり、ピーク到達後緩やかに減少する第 1 波目に比べ継続時間の長い第 2 波目の波動（これを重錘衝撃力波形の主波動と呼ぶ。）が生じている。この第 2 波目の継続時間は衝突速度 V の大きさによって異なるが、第 1 波目のその 5 ~ 10 倍程度長く示されている。また、第 1 波目の最大値（以下、最大重錘衝撃力）および第 2 波目の継続時間は、衝突速度 V の増加とともに増大している。

支点反力波形 R は、重錘衝撃力波形 P に見られるような 2 波から成る波形性状と異なり、ほぼ正弦半波のみの波形（これを支点反力波形の主波動と呼ぶ。）を示していることがわかる。ここでも、その最大応答値（以下、最大支点反力）および主波動継続時間は衝突速度 V の増加とともに増大している。また、最大支点反力と最大重錘衝撃力を比較すると、前者は後者に比べて同程度か多少小さく示されていることがわかる。さらに、それらの発生時刻は前者が後者よりも遅い。なお、支点反力波形 R と重錘衝

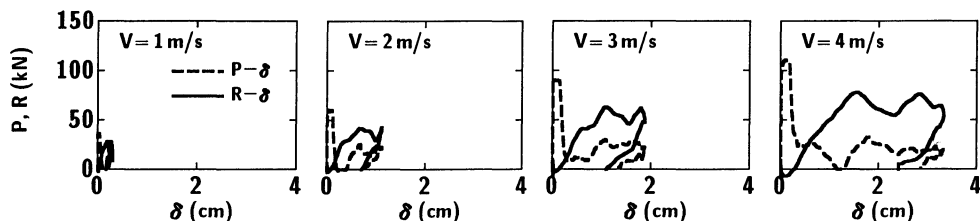
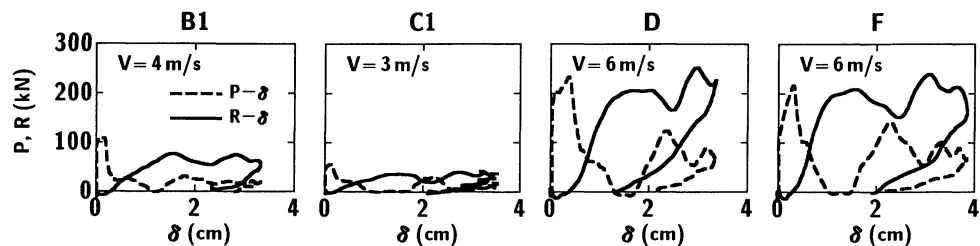
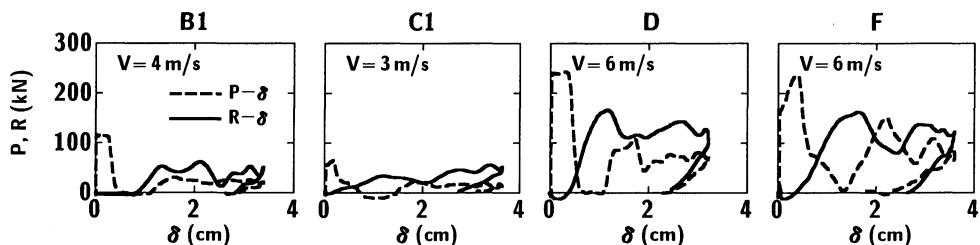


図-3 繰り返し載荷時における重錘衝撃力および支点反力の載荷点変位に関する $P-\delta$, $R-\delta$ 履歴曲線の一例 (B1)



(a) 繰り返し載荷実験の最終載荷時



(b) 単一載荷時

図-4 各 RC 梁の重錘衝撃力および支点反力の載荷点変位に関する $P-\delta$, $R-\delta$ 履歴曲線

衝撃波形 P の立ち上がりから主波動終了までの継続時間は大略等しい。

載荷点変位波形 δ は、支点反力波形 R と同様の正弦半波状の主波動を示すが、主波動終了後最大応答変位値より若干小さい変位値までドリフトし、小さな振幅を有する振動状態に移行している。このドリフト成分は残留変位成分であることを意味している。図より、主波動の継続時間、最大応答値および残留変位であるドリフト成分は衝突速度 V の増大とともに大きく示されており、梁の塑性化が進行し終局に至る性状が読みとれる。なお、初期正弦半波の継続時間は、重錘衝撃力波形 P 、支点反力波形 R の主波動継続時間とほぼ対応していることがわかる。

一方、(b) 図の単一載荷時の各波形性状を見ると、(a) 図の繰り返し載荷実験の最終載荷時における各波形と最大応答値や主波動継続時間などが大略対応していることがわかる。従って、単一載荷時の各波形性状は上述した繰り返し載荷時の場合とほぼ同様

である。すなわち、重錘衝撃力波形 P は、振幅の大きな高周波の第 1 波目とその 10 倍程度の継続時間を有する第 2 波目の成分から成り、同様の高周波成分が現れない支点反力波形 R や載荷点変位波形 δ の場合と異なっている。また、最大支点反力は最大重錘衝撃力より小さく、その発生時刻は両者で異なっている。さらに、載荷点変位波形 δ の初期正弦半波の継続時間は、重錘衝撃力波形 P および支点反力波形 R の主波動継続時間にほぼ対応している。

(3) 重錘衝撃力および支点反力の載荷点変位に関する $P-\delta$, $R-\delta$ 履歴曲線

RC 梁の衝撃荷重載荷時のエネルギー収支関係を明らかにするため、重錘衝撃力および支点反力の載荷点変位に関する $P-\delta$, $R-\delta$ 履歴曲線の検討を行う。

図-3 には、B1 試験体の繰り返し載荷時における $P-\delta$, $R-\delta$ 履歴曲線の推移状況を示している。図中の破線および実線は、それぞれ重錘衝撃力の載荷

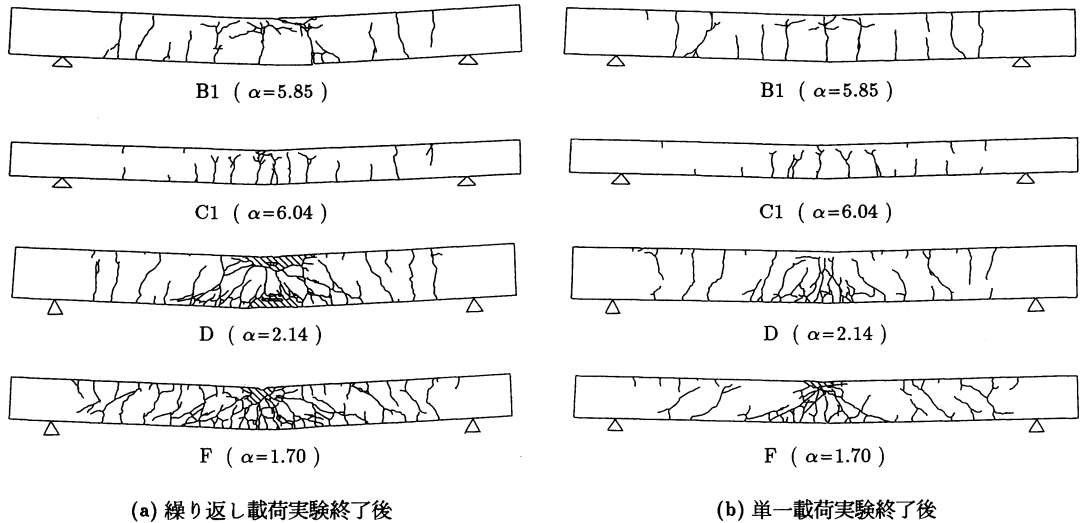


図-5 ひび割れ分布

点変位に関する $P-\delta$ 履歴曲線および支点反力の載荷点変位に関する $R-\delta$ 履歴曲線を示している。図より、 $P-\delta$ および $R-\delta$ 履歴曲線とも衝突速度 V が $V = 1 \text{ m/s}$ と小さい場合にはエネルギー吸収量が少なく、RC 梁はほぼ弾性状態にあることがわかる。その後、 V の増加とともにエネルギー吸収量や残留変位量が増大している。

図-4には、繰り返し載荷実験の最終載荷時および単一載荷時における各 RC 梁の $P-\delta$ 、 $R-\delta$ 履歴曲線を示している。紙面の都合により、ここでは形状タイプ B、C、D、F 梁から1体ずつを代表させて示している。まず、 $P-\delta$ 履歴曲線について見ると、重錘衝撃力は載荷方法に関わらず、載荷点変位が生じていない衝撃初期段階で急激に増加していることがわかる。また、最大値を示した後、小さい変位量で一旦急激に減少している(第1ループ)。その後、載荷点変位の増大とともに再び増加し、 $P-\delta$ 曲線は第2ループを形成している。これより、 $P-\delta$ 履歴曲線は二つのループから成る複雑な分布性状となることがわかる。

次に $R-\delta$ 履歴曲線について見ると、支点反力は、載荷方法に関わらず重錘衝撃力の衝撃初期における急激な減少段階で、載荷点変位の増大とともにほぼ線形に増加し最大値に至っていることがわかる。その後、支点反力が最大値程度の値を保持した状態で変位のみが増大し、やがて初期勾配と同程度の勾配で減少している。また、 $R-\delta$ 履歴曲線のなすループは、全般的にほぼ平行四辺形状の分布となっていることがわかる。

(4) ひび割れ分布

図-5には、図-4に示した衝突速度における実験終了後の4試験体(B1, C1, D, F)のひび割れ分布を示している。(a)図、(b)図はそれぞれ繰り返し載荷および単一載荷に対する実験結果である。

(a)図より、B1, C1試験体の場合には、いずれも分散した曲げひび割れが梁上縁にまで進展している様子がわかる。これに対して、D, F試験体の場合には、曲げひび割れが分散して発生しているものの、載荷点近傍における梁下縁の曲げひび割れが載荷点に向かう斜めひび割れに進展しており、曲げとせん断ひび割れが混在した状態を呈している。これは、表-1に示されるように B1, C1試験体の場合にはせん断余裕度 α が 6.0 程度と大きく、D, F試験体の場合には α が 2.0 程度以下と小さいことより、 α の大小関係が衝撃荷重載荷時の RC 梁のひび割れ性状にも深く関与していることを示唆している。また、(b)図の単一載荷実験終了後の各試験体に関しても、せん断余裕度 α の大小関係に対応したひび割れ性状が確認できる。

(a)図と(b)図のひび割れ発生の程度を比較すると、せん断余裕度 α が比較的大きい B1, C1試験体の場合には両者で著しい差がないようである。しかしながら、 α が比較的小さい D, F試験体の場合には、単一載荷実験終了後のひび割れ本数が繰り返し載荷実験終了後のそれに比べて少ない。これより、曲げ破壊モードとせん断破壊モードが混在するような RC 梁の場合には、載荷回数等の入力エネルギー量に対応して損傷が進行するものと推察される。

以上より、静載荷時に曲げ破壊が卓越する RC 梁

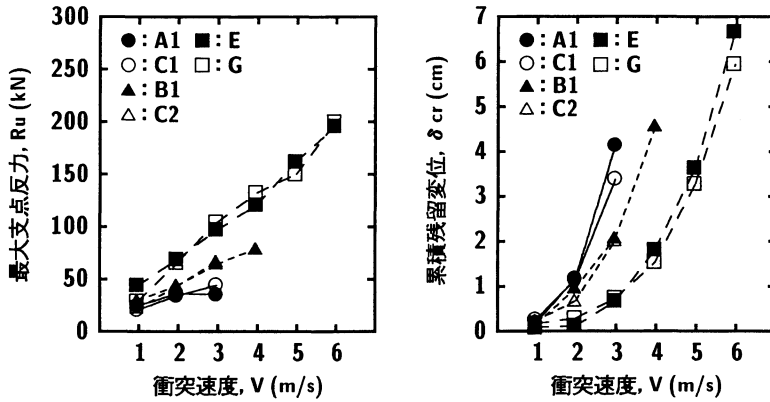


図-6 断面寸法が異なる RC 梁の衝突速度 V と最大支点反力 R_u 、累積残留変位 δ_{cr} の関係

の衝撃荷重載荷時のひび割れ性状は、載荷方法に関わらず、1) せん断余裕度 α が比較的大きい試験体の場合には静載荷時と同様に曲げひび割れが卓越していること、2) α が 2.0 程度以下と比較的小さい場合には、曲げとせん断ひび割れが混在する傾向にあること、が明らかになった。

(5) 断面寸法が RC 梁の耐衝撃性に与える影響

ここでは、断面寸法が RC 梁の耐衝撃性に与える影響について検討を行う。また、前節 3 (2)、3 (3) より、1) 重錘衝撃力波形 P において、衝撃初期には継続時間が短くかつ振幅の大きい高周波成分が発生する。2) 重錘衝撃力 P は載荷点変位 δ がほとんど生じない段階から発生し、かつ重錘衝撃力-載荷点変位履歴曲線 (P - δ 履歴曲線) は二つのループから成る分布性状を示す。3) 支点反力波形 R は衝撃初期に高周波成分が含まれない比較的单純な正弦半波の分布性状を示し、載荷点変位波形 δ とその分布性状が類似している。これは、支点反力波形 R を載荷荷重と仮定することにより、静載荷時の荷重-変位関係や荷重-断面力分布と同様の取り扱いが可能であることを示唆している。4) 従って、重錘の衝突部形状が異なる場合でも、支点反力波形 R は載荷点変位波形 δ と類似な低周波成分が卓越する分布性状を示すものと推察される。5) 支点反力-載荷点変位履歴曲線 (R - δ 履歴曲線) はほぼ単純な平行四辺形状に近似できる。等が明らかになった。

上述の考察より、耐衝撃設計のための荷重評価として最大重錘衝撃力よりも最大支点反力 R_u を用いる方が工学的により合理的なものと判断される。これより、ここでは RC 梁の衝撃耐力を最大支点反力 R_u により評価することとし、最大支点反力 R_u と載荷点における梁の累積残留変位 δ_{cr} に着目して RC 梁の耐衝撃性に関する検討を行うこととした。なお、

3 (2)、3 (3) より、重錘衝撃力 P 、支点反力 R 、載荷点変位波形 δ の各波形、および重錘衝撃力と載荷点変位に関する P - δ 履歴曲線、支点反力と載荷点変位に関する R - δ 履歴曲線の分布性状は、繰り返し載荷と単一載荷の場合で大略等しいことも明らかになっている。これより、ここでは紙面の都合により、繰り返し載荷実験の結果のみに対して検討を行うこととする。

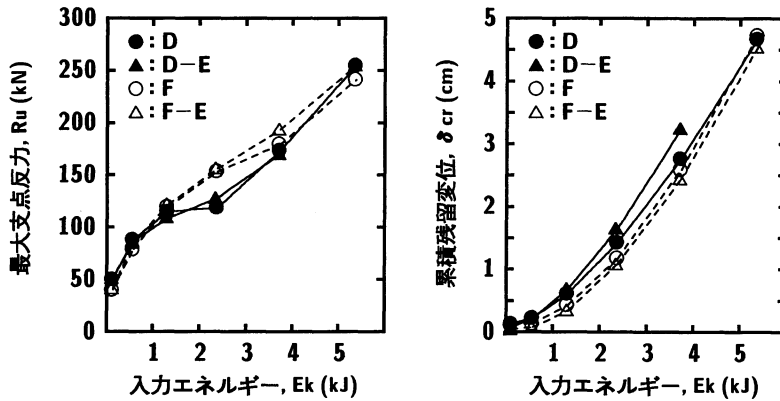
図-6 は、断面寸法が異なる RC 梁の衝突速度 V と最大支点反力 R_u および累積残留変位 δ_{cr} の関係を示したものである。着目した試験体は、静的曲げ耐力 P_{usc} が概ね等しく純スパン長 $l = 2$ m の A1 と C1 (それぞれ $P_{usc} = 9.53, 11.4$ kN)、B1 と C2 (それぞれ $P_{usc} = 16.9, 17.0$ kN) および $l = 3$ m の E と G (それぞれ $P_{usc} = 52.2, 54.8$ kN) である。いずれも比較対象となる試験体の静的曲げ耐力 P_{usc} は同程度であるものの、断面寸法 (梁幅 \times 梁高) および配筋量は異なっている。

図より、静的曲げ耐力 P_{usc} が同程度である RC 梁の V と R_u 、 V と δ_{cr} の関係は、いずれもよく一致していることがわかる。これより、いずれの純スパン長 l に対しても、静的曲げ耐力 P_{usc} が同程度である RC 梁の耐衝撃性は、断面寸法に関わらず同程度であることがわかる。

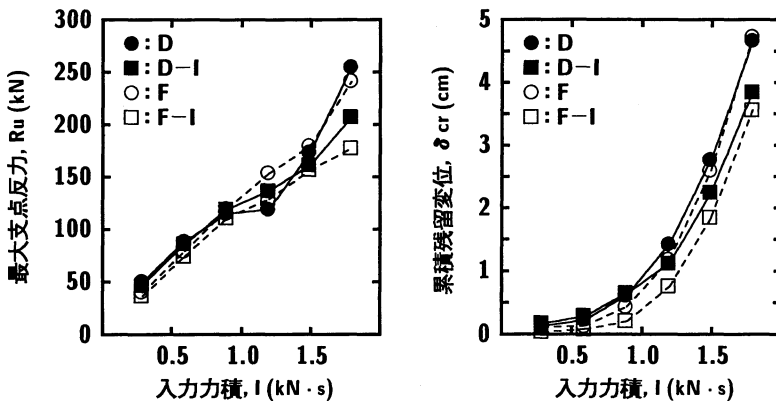
(6) 載荷条件が RC 梁の耐衝撃性に与える影響

ここでは、載荷条件が RC 梁の耐衝撃性に与える影響に関して検討を行う。なお、ここでも繰り返し載荷の場合についてのみ検討する。

図-7 は、載荷条件が異なる RC 梁の入力エネルギー E_k と最大支点反力 R_u 、累積残留変位 δ_{cr} の関係および入力力積 I と最大支点反力 R_u 、累積残留変位 δ_{cr} の関係を示したものである。(a) 図には D、F タイプ梁に関する基本載荷 (重錘質量 300 kg、増



(a) 基本載荷とエネルギー等価載荷の比較



(b) 基本載荷と力積等価載荷の比較

図-7 載荷条件が異なる RC 梁の入力エネルギー E_k および入力力積 I と最大支点反力 R_u , 累積残留変位 δ_{cr} の関係

分速度 1 m/sec) およびエネルギー等価載荷 (重錘質量 400 kg, 増分速度 0.87 m/sec) の結果を, (b) 図には同上タイプ梁の基本載荷および力積等価載荷 (重錘質量 400 kg, 増分速度 0.75 m/sec) の結果を比較して示している。

(a) 図より, 基本載荷およびエネルギー等価載荷における D, D-E 試験体の実験結果および F, F-E 試験体の実験結果は, いずれも載荷条件に関わらず両梁で大略一致していることがわかる。一方, (b) 図より, 基本載荷 D, F 試験体の最大支点反力 R_u および累積残留変位 δ_{cr} は, いずれの場合も力積等価載荷 D-I, F-I 試験体のそれらよりも若干大きく示される傾向にあることがわかる。これは, 入力力積 I よりも入力エネルギー E_k を用いることにより, RC 梁の耐衝撃性を統一的に評価できる可能性があることを示している。

以上, 3 (5), 3 (6) の考察より, RC 梁の耐衝撃性は静的曲げ耐力 P_{usc} を汎用的な指標として用いることで評価可能であることが明らかになった。

(7) 耐力比 R_u / P_{usc} 関係

本節では, 静的曲げ耐力 P_{usc} と RC 梁の衝撃耐力を評価する上で重要である最大支点反力 R_u の関係について, 定量的な評価を試みることにする。

3 (4) の考察より, 衝撃荷重載荷時の RC 梁のひび割れ分布性状はせん断余裕度 α によって異なることが明らかになっている。ここでは, これらの考察を踏まえ, せん断余裕度 α を変数に取ることにより, 最終載荷時最大支点反力 R_u の静的曲げ耐力 P_{usc} に対する比 (以下, 耐力比) R_u / P_{usc} を整理することとした (図-8)。なお, 3 (1) で述べたように, B2, C2, D-E 試験体の繰り返し載荷時における実験値には, 表-1 に示す最終衝突速度より一段低い衝突速度での値を採用している。

図中の実線および破線は, 繰り返し載荷および単一載荷実験より得られた耐力比 R_u / P_{usc} を最小自乗法により回帰して求めた実験式を示している。すなわち, 耐力比 R_u / P_{usc} は各載荷方法に対して次式のように表される。

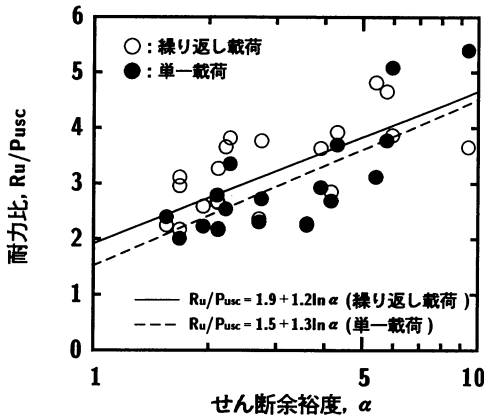


図-8 せん断余裕度 α と耐力比 R_u/P_{usc} の関係

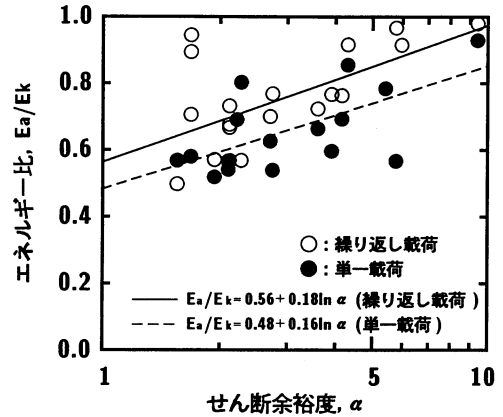


図-9 せん断余裕度 α とエネルギー比 E_a/E_k の関係

繰り返し載荷実験より求まる耐力比：

$$R_u/P_{usc} = 1.9 + 1.2 \ln \alpha \quad (1.0 < \alpha < 10.0) \quad (1a)$$

単一載荷実験より求まる耐力比：

$$R_u/P_{usc} = 1.5 + 1.3 \ln \alpha \quad (1.0 < \alpha < 10.0) \quad (1b)$$

ここで安全側で評価するために、本実験式の適用範囲をせん断余裕度 $\alpha = 1.0$ から本試験体の最大値である $\alpha = 10.0$ までとする。

図より、載荷方法に関わらず、耐力比 R_u/P_{usc} はせん断余裕度 α の増大とともに対数関数的に大きくなる傾向を示していることがわかる。これは、静的曲げ耐力 P_{usc} と最大支点反力 R_u の関係が α の大小に関連していることを示唆している。また、繰り返し載荷時の R_u/P_{usc} は、単一載荷時のそれよりも若干大きい値を示す傾向にあることがわかる。衝突速度の小さい段階から曲げひび割れ発生等による梁の損傷やそれに伴い剛性の低下が予想される繰り返し載荷時の最大支点反力は、単一載荷時のそれよりも小さくなるものと考えられる。しかしながら、実験結果はこれと逆の傾向を示している。この原因として、1) 3(1) の考察より、繰り返し載荷の最終載荷時における残留変位が単一載荷時のそれに比べて若干大きい傾向にあることより、梁内により大きな慣性力が発生している可能性があること、2) 梁の塑性化に伴い固有振動特性が変化していること、等が考えられる。今後数値解析を含め詳細に検討したいと考えている。

(8) エネルギー比 E_a/E_k 関係

RC 梁の衝撃安全性照査法として、エネルギー収支関係に基づいた方法が提案されている^{13),14)}。本論文でも、衝撃荷重を受ける RC 梁のエネルギー収支

関係を明らかにするために、入力エネルギー E_k と支点反力より求まる吸収エネルギー E_a の関係について定量的な評価を試みることにする。

図-9には、吸収エネルギー E_a の入力エネルギー E_k に対する比（以下、エネルギー比） E_a/E_k をせん断余裕度 α を変数に取って整理している。ここでも B2, C2, D-E 試験体の繰り返し載荷の実験値には、表-1 に示す最終衝突速度より一段低い衝突速度での値を採用している。また、 E_a が E_k を越える値を示した A2, G, C1(s) の場合には、重錘が梁に食い込む状態で実験が終了したことより、エネルギー収支関係が成立していない。これより、誤解を招かないようにするため、これらの結果は検討対象から除外している。

図中の実線および破線は、繰り返し載荷および単一載荷実験より得られたエネルギー比 E_a/E_k を最小自乗法により回帰して求めた実験式を示している。エネルギー比 E_a/E_k は、せん断余裕度 α の適用限界を $1.0 < \alpha < 10.0$ として、各載荷方法に対し次式のように表される。

繰り返し載荷実験より求まるエネルギー比：

$$E_a/E_k = 0.56 + 0.18 \ln \alpha \quad (2a)$$

単一載荷実験より求まるエネルギー比：

$$E_a/E_k = 0.48 + 0.16 \ln \alpha \quad (2b)$$

図より、エネルギー比 E_a/E_k は、載荷方法に関わらずせん断余裕度 α の増大とともに対数関数的に大きくなる傾向を示していることがわかる。これより、吸収エネルギー E_a と入力エネルギー E_k の関係も、せん断余裕度 α の大小に深く関与していることが推察される。また、繰り返し載荷時の E_a/E_k は、単一載荷時のそれよりも全般的に大きく示され

ている。これは、繰り返し載荷実験の最終載荷時残留変位および最大支点反力が、単一載荷時の場合に比べて大きく示された 3 (1), 3 (7) の結果と対応している。

4. 耐衝撃設計用静的曲げ耐力評価式の定式化

(1) 支点反力-変位関係の模式化

3 (3) で得られた支点反力-載荷点変位履歴曲線 ($R-\delta$ 履歴曲線) を基に吸収エネルギー E_a を模式化すると、図-10 に示す最大支点反力 R_u と載荷点の残留変位 δ_r で囲まれる平行四辺形分布となる。ここで、3 (7), 3 (8) で得られた耐力比 R_u/P_{usc} (式 1a, 1b) およびエネルギー比 E_a/E_k (式 2a, 2b) を用いると、本模式図より適用範囲を $1.0 < \alpha < 10.0$ として次式のような実験式が得られる。

繰り返し載荷の場合：

$$(1.9 + 1.2 \ln \alpha) P_{usc} \delta_r = (0.56 + 0.18 \ln \alpha) E_k \quad (3a)$$

単一載荷の場合：

$$(1.5 + 1.3 \ln \alpha) P_{usc} \delta_r = (0.48 + 0.16 \ln \alpha) E_k \quad (3b)$$

ここで、せん断余裕度 α に $\alpha=1.0$, $\alpha=10.0$ を代入して静的曲げ耐力 P_{usc} を求めると、繰り返し載荷の場合：

$$P_{usc} = (0.21 \sim 0.30) E_k / \delta_r \quad (4a)$$

単一載荷の場合：

$$P_{usc} = (0.19 \sim 0.32) E_k / \delta_r \quad (4b)$$

ここで、式 (4a) と式 (4b) の定数部分を比較し、耐衝撃設計時に要求される RC 梁の静的曲げ耐力 (以下、試験体の静的曲げ耐力 P_{usc} と区別し、耐衝撃設計用静的曲げ耐力 P_{usd} と呼ぶ。) が設計的に安全側となるように定数を丸めると、 P_{usd} は次式のように定式化することができる。すなわち、

$$P_{usd} = \frac{1}{3} \frac{E_{kd}}{\delta_{rud}} \quad (5)$$

ここで、 E_{kd} , δ_{rud} は、それぞれ耐衝撃設計時に設定される入力エネルギーおよび RC 梁の終局残留変位である。

これより、式 (5) に上述の設計用入力エネルギー E_{kd} および 終局残留変位 δ_{rud} を代入することで耐衝撃設計用静的曲げ耐力 P_{usd} が算定でき、算定された耐力 P_{usd} に即して断面を決定することで単純支持された RC 梁の耐衝撃設計が可能になるものと判断される。

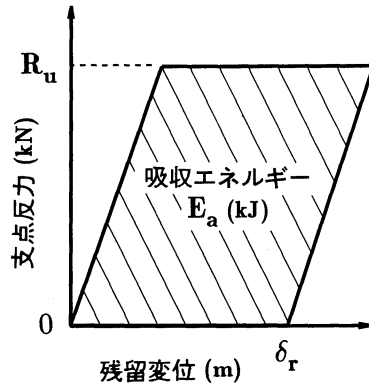


図-10 支点反力-変位関係の模式化

(2) 耐衝撃設計用静的曲げ耐力 P_{usd} の妥当性検討

本節では、実験結果を用いて前節より得られた耐衝撃設計用静的曲げ耐力 P_{usd} 算定式 (5) の妥当性に関する検討を行う。ここでは、設計用終局残留変位 δ_{rud} と純スパン長 l の比率として、便宜的に全繰り返し載荷実験の最終載荷時残留変位に関する平均値 1.1% を用いることとする。なお、この値は単一載荷時の平均値ともほぼ対応していることを確認している。その結果、純スパン長に対する設計用終局残留変位 δ_{rud} は、 $l = 2 \text{ m}, 3 \text{ m}$ に対してそれぞれ 0.022 m, 0.033 m となる。ここで、この値と実験時入力エネルギー E_k を設計用入力エネルギー E_{kd} として式 (5) に代入すると、入力エネルギーに対して耐衝撃安全性を保持するために要求される耐衝撃設計用静的曲げ耐力 P_{usd} が表-5 のように求まる。なお、表には設定条件や静的曲げ耐力 P_{usc} , 繰り返し載荷実験の最終載荷時残留変位 δ_r , 単一載荷時残留変位 δ_{rs} および各試験体の入力エネルギーに対する安全性を検討するために δ_{rud} , P_{usd} を用いたそれらの無次元量も合わせて示している。

表中の無次元残留変位 δ_r/δ_{rud} , δ_{rs}/δ_{rud} と無次元曲げ耐力 P_{usc}/P_{usd} より、E 試験体の単一載荷時、D, E 試験体の繰り返し載荷実験結果を除いた全ての試験体に関し、1) $\delta_r/\delta_{rud} > 1.0$ および $\delta_{rs}/\delta_{rud} > 1.0$ の場合には $P_{usc}/P_{usd} < 1.0$ となり、試験体の静的曲げ耐力が耐衝撃荷重載荷時に要求される耐衝撃設計用静的曲げ耐力より小さく、試験体は耐衝撃的に曲げ耐力が不足した断面になっていることに対応している、2) $\delta_r/\delta_{rud} < 1.0$ および $\delta_{rs}/\delta_{rud} < 1.0$ の場合には $P_{usc}/P_{usd} > 1.0$ となり、試験体の静的曲げ耐力が耐衝撃設計用静的曲げ耐力よりも大きく、試験体は耐衝撃的に安全側の断面になっていることがわかる。

以上より、実験式 (5) は設計衝撃荷重に対して安

表一五 耐衝撃設計用静的曲げ耐力 P_{usd} の試算結果の一覧

試験体名	実験結果 (残留変位)		設定条件		設計用静的 曲げ耐力 P_{usd} (kN)	静的曲げ 耐力 P_{usc} (kN)	無次元残留変位		無次元 曲げ耐力 P_{usc}/P_{usd}
	繰り返し載荷 最終載荷時 (m) δ_r	単一載荷時 δ_{rs} (m)	設計用終局 残留変位 δ_{rud} (m)	設計用入力エ ネルギー E_{kd} (kJ)			繰り返し 載荷時 δ_r/δ_{rud}	単一 載荷時 δ_{rs}/δ_{rud}	
A1 (s)	0.0296	0.0239	0.022	0.90	13.6	9.53	1.35	1.09	0.70
A2 (s)	0.0267	0.0278	0.022	1.60	24.2	18.0	1.21	1.26	0.74
A3 (s)	0.0218	0.0191	0.022	1.60	24.2	24.8	0.99	0.87	1.02
A4 (s)	0.0201	0.0180	0.022	1.60	24.2	31.0	0.91	0.82	1.28
A5 (s)	0.0204	0.0174	0.022	2.50	37.9	44.1	0.93	0.79	1.16
A6 (s)	0.0165	0.0153	0.022	3.60	54.5	64.6	0.75	0.70	1.19
A7 (s)	0.0107	0.0101	0.022	3.60	54.5	83.3	0.49	0.46	1.53
B1 (s)	0.0250	0.0256	0.022	1.60	24.2	16.9	1.14	1.16	0.70
B2 (s)	0.0338	0.0284	0.022	2.50	37.9	26.9	1.54	1.29	0.71
B3 (s)	0.0205	0.0154	0.022	3.60	54.5	58.8	0.93	0.70	1.08
C1 (s)	0.0223	0.0246	0.022	0.90	13.6	11.4	1.01	1.12	0.84
C2 (s)	0.0360	0.0287	0.022	1.60	24.2	17.0	1.64	1.30	0.70
C3 (s)	0.0242	0.0187	0.022	2.50	37.9	37.9	1.10	0.85	1.00
D (s)	0.0190	0.0222	0.022	5.40	81.8	78.4	0.86	1.01	0.96
D-E	0.0225	—	0.022	5.41	82.0	78.4	1.02	—	0.96
D-I	0.0160	—	0.022	4.05	61.4	78.4	0.73	—	1.28
E (s)	0.0304	0.0292	0.033	5.40	54.5	52.2	0.92	0.88	0.96
F (s)	0.0213	0.0209	0.022	5.40	81.8	82.2	0.97	0.95	1.01
F-E	0.0210	—	0.022	5.41	82.0	82.2	0.95	—	1.00
F-I	0.0172	—	0.022	4.05	61.4	82.2	0.78	—	1.34
G (s)	0.0265	0.0272	0.033	5.40	54.5	54.8	0.80	0.82	1.01

全側の耐衝撃設計用静的曲げ耐力を大略保障できることが明らかになった。

5. まとめ

本研究では、著者らが過去に行った静載荷時に曲げ破壊が卓越する RC 梁に関する繰り返し載荷実験結果と、別途実施した単一載荷実験結果を整理し、総合的に RC 梁の耐衝撃挙動に関する検討を行った。本研究で得られた結論を要約すると、

- 1) 衝撃初期の重錘衝撃力波形には、継続時間が短く振幅の大きい高周波成分が発生する。一方、動的支点反力波形は正弦半波のみの比較的単純な分布性状を示し、載荷点変位波形とその分布性状が類似している。
- 2) 重錘衝撃力は載荷点変位がほとんど生じない段階から励起され、かつ重錘衝撃力-載荷点変位履歴曲線は二つのループから成る分布性状を示す。一方、動的支点反力-載荷点変位履歴曲線はほぼ単純な平行四辺形状に近似できる。
- 3) 設計用衝撃荷重として、最大重錘衝撃力よりも最大支点反力を用いることにより、静的な考え方に準拠した工学的に合理的な耐衝撃設計が可能になる。
- 4) 静載荷時に曲げ破壊が卓越する RC 梁の衝撃荷重載荷時のひび割れ性状は、せん断余裕度 α が 2.0 以上で比較的大きい試験体の場合には静載荷時と

同様に曲げひび割れが卓越する。しかしながら、 α が 2.0 程度以下と比較的小さい試験体の場合には曲げとせん断ひび割れが混在する傾向にある。

- 5) RC 梁の耐衝撃性は入力力積よりも入力エネルギーを用いて評価することにより実現象に即した統一的な評価が可能である。また、静的曲げ耐力が同程度の RC 梁の耐衝撃性は、いずれの純スパン長に対しても断面寸法に関わらず同程度である。
- 6) 最大動的支点反力の静的曲げ耐力に対する比 (耐力比) および吸収エネルギーの入力エネルギーに対する比 (エネルギー比) は、せん断余裕度 α の増大とともに対数関数的に大きくなる傾向にある。また、それらの比は単一載荷時よりも繰り返し載荷時に大きく示される。
- 7) 衝撃荷重載荷時における RC 梁の耐衝撃設計用静的曲げ耐力は、設計用終局残留変位を純スパン長の 1.1 % 程度と安全余裕度を考慮して設定することにより、入力エネルギーの 3分の1 をその残留変位で除すことによって安全側に評価可能である。

謝辞：最後に、本研究を行うにあたり、当時室蘭工業大学大学院建設システム工学専攻構造力学研究室の村瀬尚久君 (現札幌市役所)、小番一広君 (現株式会社構研エンジニアリング)、賀澤友晴君 (現札幌市役所) および同上大学院構造力学研究室在学中の長谷川弘毅君に多大なる御支援を戴いたことを付記し、ここに感謝の意を表する。

参考文献

- 1) 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，九州大学工学部，学位論文，1990.
- 2) 山口弘，藤本一男，野村設郎：高速荷重を受ける鉄筋コンクリート梁の動的応答解析，構造工学論文集，Vol. 32B, pp.189-199, 1986.
- 3) 山口弘，藤本一男，野村設郎：衝撃荷重を受ける鉄筋コンクリート梁の実験的研究，構造工学論文集，Vol. 33B, pp.179-187, 1987.
- 4) 柴田豊，榎谷浩，梶川康男：コンクリートはりの衝撃破壊に関する実験的研究，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.5-8, 1991.
- 5) 大野友則，山田俊二，上田眞稔，石川信隆：緩衝材を有する2層RCはりの耐衝撃性および多質点系モデルによる衝撃応答解析，構造工学論文集，Vol.38A, pp.1565-1575, 1992.
- 6) 井元勝慶，大野友則，佐々木晃，小暮幹太：重錘落下衝突を受けるRCはり部材の衝撃挙動と衝撃応答解析における材料の非線形特性，構造工学論文集，Vol.41A, pp.1201-1212, 1995.
- 7) 三上 浩，岸 徳光，松岡健一，田村富雄：低速度衝撃を受けるRC梁の耐衝撃設計法の一提案，構造工学論文集，Vol.42A, pp.1255-1260, 1996.
- 8) 岸 徳光，安藤智啓，三上 浩，松岡健一：RC梁の耐衝撃性に及ぼす断面寸法の影響，第4回構造物の衝撃問題に関するシンポジウム講演論文集，pp.165-170, 1998.
- 9) 松岡健一，岸 徳光，三上 浩，安藤智啓：スパン長の異なるRC梁の重錘落下衝撃実験，コンクリート工学年次論文報告集，Vol.20, No.3, pp.1069-1074, 1998.
- 10) 岸 徳光，三上 浩，松岡健一，安藤智啓：静載荷時に曲げ破壊が卓越するRC梁の弾塑性衝撃応答解析，土木学会論文集，No.619/I-47, pp.215-233, 1999.
- 11) 岸 徳光，三上 浩，安藤智啓，小林竜太：重錘落下衝撃荷重を受けるRC梁の弾塑性応答解析，土木学会北海道支部論文報告集(第I, V, VI部門)，第55号(A), pp.30-35, 1999.
- 12) コンクリート標準示方書(平成8年制定)設計編，土木学会，1996.
- 13) 構造工学シリーズ6，構造物の衝撃挙動と設計法，土木学会，1993.
- 14) 構造工学シリーズ8，ロックシェッドの耐衝撃設計，土木学会，1998.

(1999.5.11 受付)

AN EMPIRICAL IMPACT RESISTANT DESIGN FORMULA OF RC BEAMS WITH STATICALLY BENDING FAILURE MODE

Norimitsu KISHI, Hiroshi MIKAMI, Ken-ichi G. MATSUOKA
and Tomohiro ANDO

In order to establish a rational design procedure of reinforced concrete (RC) beams with statically bending failure mode under impact loading, weight falling impact tests on thirty eight beams are conducted by applying single and iterative loading methods, in which rebar ratio, dimensions of cross section, span length, and falling weight are taken as variables. Based on the experimental results of the relationships among maximum dynamic response of reaction force, input and absorbed energy, and residual displacement, an impact resistant design formula of RC beams is empirically proposed. And also, its practical applicability is confirmed comparing to the experimental results.