

RC 柱模型の横衝撃載荷実験

Lateral Impact Tests on RC Column Models

三上 浩* 岸 徳光** 吉田 紘一*** 安藤 智啓****

Hiroshi MIKAMI, Norimitsu KISHI, Koichi YOSHIDA and Tomohiro ANDO

* 正員 工博 三井建設(株)技術研究所 主任研究員(〒270-0132 流山市駒木518-1)

** 正員 工博 室蘭工業大学助教授 工学部建設システム工学科(〒050-8585 室蘭市水元町27-1)

*** 正員 工修 北海道開発技術センター 常任参与(〒060-0051 札幌市中央区南1条東2丁目11番地)

**** 正員 工修 室蘭工業大学大学院 工学部建設システム工学科(〒050-8585 室蘭市水元町27-1)

In this paper, impact resistance of RC columns due to lateral impact loads is discussed based on experimental results. In this study, shear-span length and rebar ratios in the longitudinal and lateral directions were taken as variables. Furthermore, the influence of the combination of axial static and lateral impact loads applied to column models on impact resistance is also discussed. Anchoring RC column model to a side wall, lateral impact loads were applied on the edge of the model by freely falling of a 200 kg steel weight with built-in load cell. The results obtained from these experiments are: 1) the impulse generated by impact load is almost equal to the input momentum of the steel weight, 2) the duration of impact load is in proportion to the shear-span length and 3) the impact resistance of RC column model may be estimated with some safety margin by using the ultimate static capacity.

Key Words : RC column, lateral impact load, impact resistance, impulse, momentum

1. はじめに

著者らは、原子力発電関連施設構造物や落石覆工等耐衝撃用途のコンクリート構造物の衝撃安全性を向上させるために、RC 梁や PC 梁、PRC 梁などの衝撃応答特性や耐衝撃性に関する研究を行ってきた。その結果、曲げ破壊型 RC 梁に関しては耐衝撃設計法の考え方を提案するに至っている¹⁾。また、軽量かつ高強度で耐食性に優れている連続繊維補強材 (FRP ロッドおよびシート) を鉄筋や PC 鋼材および鋼板の代替として使用した梁や柱の耐衝撃性も検討している。定性的にはアラミド繊維製のロッドやシートを補強材として用いた梁や柱の耐衝撃性が優れていることを実験的に明らかにしている^{2), 3)}。しかしながら、連続繊維補強材を用いたコンクリート部材の耐衝撃設計法をはじめ、せん断破壊型の RC 梁や PC 梁、PRC 梁の耐衝撃設計法を提案するには至っていない。

一方、RC/PC 覆工の耐衝撃性に関する研究は、緩衝構造を設置した頂版上載荷に対する問題に終始してきた。これに対し、平成4年12月に一般国道336号線の北海道日高支庁、様似町字幌満に建設されているルランベツ覆道上で大規模な岩塊の崩落が発生し、覆道頂版もさることながら、海側柱部に大きなせん断ひびわれが発生する被害を受けた。最大落石規模は重量 17tf で落下高さが 30m、最大衝撃荷重が推定 1500~1800 tf である。また、落下位置は海側柱近傍部である⁴⁾。この災害は RC 柱

等コンクリート部材のせん断破壊を防止することの重要性を認識させる災害でもあった。

このような背景のもと、RC 柱のせん断破壊に対する合理的な耐衝撃設計法確立のための基礎資料を得ることを目的として、著者らはせん断スパン比 a/d が比較的大きな RC 柱模型を製作し、横方向衝撃力を作用させた場合の衝撃破壊性状や耐衝撃性を検討している⁵⁾。検討は、RC 柱の耐衝撃性に影響を与えと考えられる軸方向筋量やせん断補強筋の有無および衝撃せん断力としての横方向衝撃力と軸圧縮力の組み合わせなどに着目して行った。その結果、1) せん断補強によって耐衝撃性は向上する。2) 軸圧縮力は残留変形量を抑制する一方で破壊時の損傷を大きくさせる。3) 重錘の運動量変化と柱に励起される力積はほぼ対応する。4) 静的曲げ耐力を動的曲げ耐力と考えることは安全側である。などが明らかとなった。

本研究ではせん断スパン比 a/d が 1.6 程度と小さな試験体を製作し、主として衝撃せん断型で破壊する場合の応答特性や耐衝撃性を把握することを目的として、既往の研究と同様に軸方向筋量、せん断補強筋の有無および軸力と横方向衝撃力を組み合わせた場合について実験的に検討した。検討は既往の実験結果も含め、主として RC 柱模型の残留変形特性と破壊特性およびロードセルを内蔵した重錘による重錘衝撃力特性に着目して行

表 - 1 試験体の一覧

試験体の名称	軸方向筋	せん断補強筋	軸方向応力 (kgf/cm ²)	載荷速度 (m/sec)	最大変形量 (mm)
L-6-0-C40	D6, 8本 1.13%	なし	圧縮 40	1~4	156.5
L-6-0-NS			0	1~3	101.5
L-6-0-T40			引張 40	1~3	100.0
L-6-9-T40	D6, 8本 1.13%	φ4, 9本 0.22%	圧縮 40	1~5	156.0
L-6-9-NS			0	1~3	45.5
L-6-9-T40			引張 40	1~4	115.0
L-10-0-C40	D10, 8本 2.54%	なし	圧縮 40	1~4	139.5
L-10-0-NS			0	1~4	85.5
L-10-0-T40			引張 40	1~4	159.0
L-10-9-C40	D10, 8本 2.54%	φ4, 9本 0.22%	圧縮 40	1~5	158.5
L-10-9-NS			0	1~4	45.0
L-10-9-T40			引張 40	1~4	49.0
S-6-0-C40	D6, 8本 1.13%	なし	圧縮 40	1~4	43.5
S-6-0-NS			0	1~3	43.5
S-6-0-T40			引張 40	1~4	149.5
S-6-6-C40	D6, 8本 1.13%	φ4, 6本 0.22%	圧縮 40	1~4	53.5
S-6-6-NS			0	1~3	24.5
S-6-6-T40			引張 40	1~3	26.5
S-10-0-C40	D10, 8本 2.54%	なし	圧縮 40	1~4	44.5
S-10-0-NS			0	1~4	63.0
S-10-0-T40			引張 40	1~4	30.0
S-10-6-C40	D10, 8本 2.54%	φ4, 6本 0.22%	圧縮 40	1~5	78.0
S-10-6-NS			0	1~4	41.0
S-10-6-T40			引張 40	1~4	24.0

った。最後に、RC 柱が横方向衝撃力によって曲げ型あるいはせん断型で破壊する場合の耐衝撃設計法の考え方を提案している。

2. 実験の概要

2.1 試験体の概要

実験に用いた試験体は、過去の実験結果も合わせた表 - 1 に示す 24 体である。試験体の名称のうち、第 1 項は RC 柱モデルのタイプ (L: 長柱 $a/d = 3.6$ または S: 短柱 $a/d = 1.6$)、第 2 項は軸方向筋の呼び径 (D6 または D10)、第 3 項はせん断補強筋の本数 (0 または 9

本もしくは 6 本)、第 4 項は軸方向の応力度を示している。ここで、C40、T40 は各々圧縮応力と引張応力が 40 kgf/cm^2 であることを示し、NS は軸方向力を加えていないことを意味している。なお、本衝撃荷重載荷は最大載荷速度が 5 m/sec と低速度衝撃の部類に属し、材料の波動伝播特性が工学的にそれほど重要でないものと判断されることより、寸法効果を意識せず RC 部材に関する静載荷実験の延長線上で議論することを条件に、このような小型モデルを採用することとした。

載荷速度とは、重錘が試験体に衝突する直前での重錘の速度である。衝撃荷重の載荷は、載荷速度 $V = 1 \text{ m/sec}$ から 1 m/sec 刻みで増加させ破壊するまで繰り返し行った。載荷方法には繰り返し載荷と単一載荷がある。本実験では、繰り返し載荷実験結果とその時の最終載荷速度で単一載荷した場合の実験結果が特性的に類似であることを確認し、繰り返し載荷を行うこととした。

なお、本論文では RC 柱の破壊を試験体ハンチ上部の載荷点の残留変形量を用いた平均残留変形角が $1/10$ ラジアンに達した状態と定義した。この変形角は載荷点の残留変形量が L-タイプで 43 mm 、S-タイプで 19 mm 程度の状態に相当する。表 - 1 に最終載荷速度における累積残留変形量を最大変形量として整理している。表 - 1 より、残留変形角が規定値の 7 倍以上を示している場合 (S-6-0-T40) のあることがわかる。これは、最終載荷の一段階前における載荷時に規定値以下の残留変形角を示したため、載荷速度を上げ実験を続行した結果、大きな残留変形角を示して破壊したことを意味している。

試験体の形状寸法および補強筋の配置位置を図 - 1 に示す。軸方向筋は D6 または D10 が 8 本で、試験体の全断面に対する補強割合は各々 1.13% 、 2.54% である。なお、せん断補強筋として $\phi 4$ を 75 mm ピッチにて L-タイプで 9 本、S-タイプで 6 本配置した。せん断補強筋比はコンクリート標準示方書の棒部材に対する構造細目に準拠して丸鋼を用いた場合の最小量である 0.22% とした。

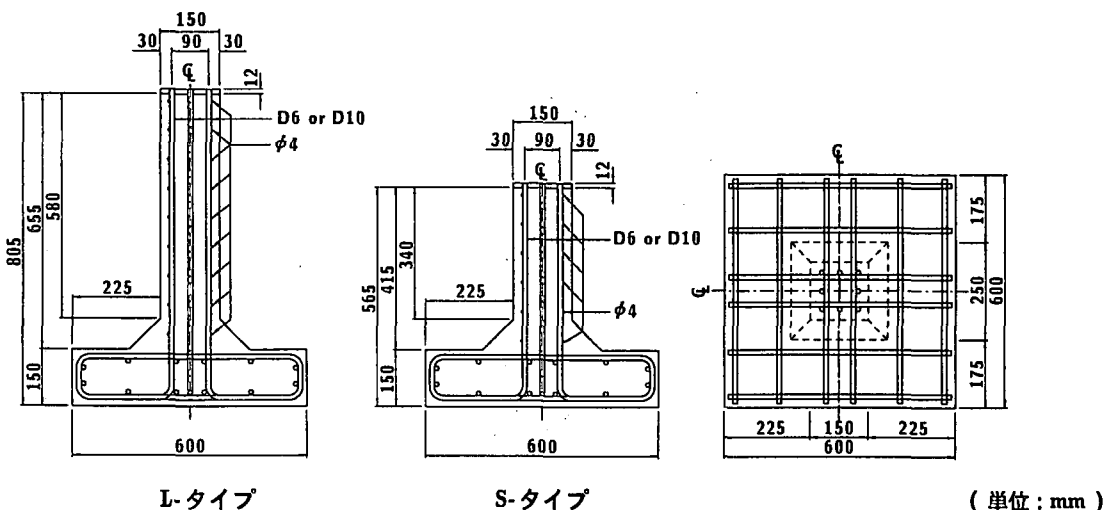


図 - 1 試験体の形状寸法

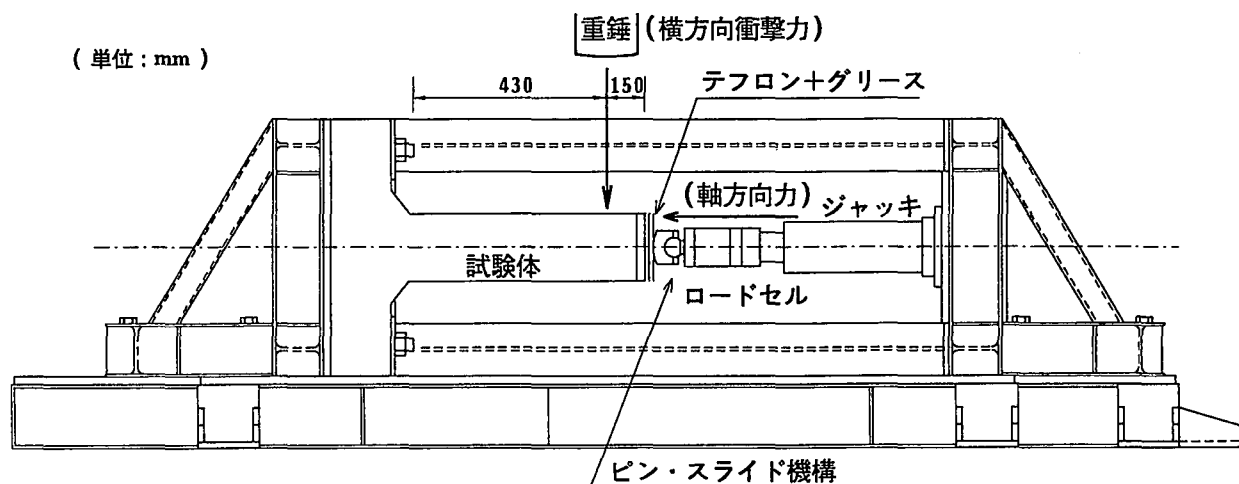


図 - 2 載荷治具の概要

2.2 鉄筋およびコンクリートの特性

軸方向筋の D6, D10 は異形鉄筋 SD295A, せん断筋 $\phi 4$ は普通鉄線 SWM-B (引張強度 4490 kgf/cm^2 , 降伏強度 3060 kgf/cm^2 以上) を用いた。コンクリートは設計基準強度が 400 kgf/cm^2 であり, 実験時の材令 21 日 ~ 37 日に対応する圧縮強度は $344 \sim 427 \text{ kgf/cm}^2$, 平均圧縮強度は 389 kgf/cm^2 である。一方, 同材令における弾性係数は $2.36 \times 10^5 \sim 2.77 \times 10^5 \text{ kgf/cm}^2$ であり, 平均弾性係数は $2.56 \times 10^5 \text{ kgf/cm}^2$ である。なお, 粗骨材の最大寸法は 20 mm である。

2.3 実験方法

衝撃実験は室蘭工業大学に設置されている落下衝撃万能試験機を用いて行った。C40 試験体の載荷治具の概要を図 - 2 に示す。衝撃荷重は, 直径が 15 cm で重量が 200 kgf の鋼製の円柱からなる重錘を所定の高さにセットした後, 試験体の天端より 15 cm の位置に自由落下させて載荷した。試験体は横置きし, 圧縮, 引張の軸方向力は軸力管理用のロードセルで管理し, 油圧ジャッキによって作用させた。C40 では覆工頂版など上部工の死荷重を模擬した軸圧縮力を作用させながら横方向衝撃力を載荷した。一般に RC 柱の静的な軸応力は $10 \sim 20 \text{ kgf/cm}^2$ 程度になるように断面設計されているものと考えられる。しかしながら, ここでは横方向衝撃載荷時の RC 柱の衝撃挙動に与える軸方向応力の影響の程度を確認することを目的として, 実構造物の場合より大きい値を設定することとした。

なお, C40 は圧縮応力を油圧ジャッキによって 40 kgf/cm^2 にホールドし, その状態で横方向衝撃力 (重錘衝撃力) を載荷した。軸方向力は, 試験体全面の横拘束を取り除くために二つの半割の球体からなるピン・スライド機構を装着したセンターホール型のロードセルを介して同型の油圧ジャッキによって加力した。さらに, 試験体とロードセルの接触面には衝撃荷重載荷時の摩擦を低

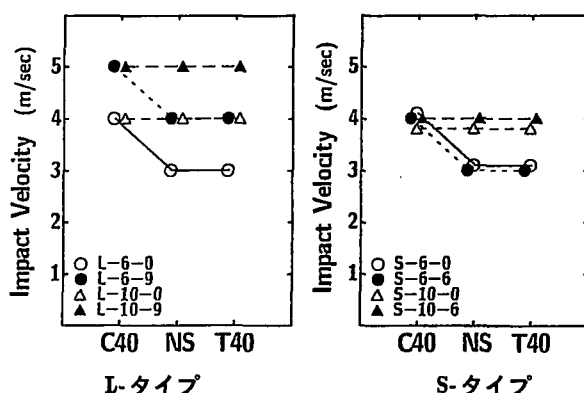


図 - 3 軸方向応力と最大載荷速度の関係

減するためにテフロンシートを挿入し, かつグリスを塗布している。また, フーチングは 4 本のアンカーによって剛な鋼骨組と緊結し, 上下, 左右の移動を防止した。

本実験での計測項目は, 重錘に内蔵した歪ゲージ型の衝撃荷重測定用に開発したロードセルを用いた重錘衝撃力, メジャーで測定した載荷点直下における残留変形量, ならびに C40 試験体に横方向衝撃力を加力した際の軸圧縮力管理用のロードセルによる軸力増分の 3 項目である。なお, 重錘衝撃力は加速度計を用いて測定することも考えられる。しかしながら, 本実験のように重錘とコンクリート部材が直接衝突する場合には加速度波形に高周波成分が多く含まれ信頼性は必ずしも高くないものと判断されることより, 本研究では起歪柱型のロードセルを独自に開発し使用することとした。なお, 測定値はサンプリング時間を $50 \mu\text{sec/word}$ とし, 20 データを用いる移動平均法によって平滑化している。

3. 実験結果および考察

3.1 最大載荷速度からみた耐衝撃性

図 - 3 に全試験体の最大載荷速度を L-, S-タイプに分

けて軸方向応力の種類ごとに示した。なお、本図において、表 - 1 に示されている L-タイプの最大変形量が 50 mm 以下の試験体 (L-6-9-NS, L-10-9-NS, -T40) については、最終載荷速度を実測値に 1 m/sec 加算して評価した。一方、S-タイプの最大変形量が 100 mm 程度を示す試験体 (S-6-0-T40, S-10-6-C40) については、最終載荷速度として 1 m/sec 減じて評価することとした。これは、上述した試験体を除く他の試験体の全般的な最大変形量が L-タイプでは 100 mm 程度以上、S-タイプでは 50 mm 程度以下であることに対応させて、ほぼ同等な最大変形量のレベルで全試験体の耐衝撃性を比較検討するためである。

(1) セン断スパン比 a/d が最大載荷速度に与える影響

L-タイプはセン断補強することで最大載荷速度が $V = 4 \sim 5$ m/sec となるが、S-タイプでは $V = 3 \sim 4$ m/sec であり、L-タイプの方が最大載荷速度が大きい。しかし、セン断補強筋のない場合には L-, S-タイプともに最大載荷速度は $V = 3 \sim 4$ m/sec である。このように、同一断面寸法、軸方向筋量の場合には、 a/d の大きい方が小さい試験体よりも最大載荷速度が大きくなる傾向にある。しかしながら、そのためには十分なセン断補強をすることが必要である。

(2) セン断補強筋の有無が最大載荷速度に与える影響

L-6 タイプでは、軸力の違いによらずセン断補強した -9 がセン断補強筋のない -0 よりも $V = 1$ m/sec 載荷速度が大きい。一方、S-6 タイプではセン断補強筋の有無に関わらず両者同一の載荷速度を示している。次に L-10 タイプで比較すると、L-6 タイプと同様にセン断補強

した -9 が -0 よりも $V = 1$ m/sec 載荷速度が大きい。一方、S-10 タイプでは S-6 タイプと同様にセン断補強筋の有無は最大載荷速度に影響を与えていない。

このように、セン断スパン比 a/d が耐力に大きく影響し、軸方向筋量の違いによらず、 a/d が大きい L-タイプではセン断補強筋の有無が最大載荷速度に顕著な影響を与えているが、 a/d が小さい S-タイプではその影響は顕著ではない。

(3) 軸力と軸方向筋量が最大載荷速度に与える影響

L-6 タイプでは、セン断補強筋の有無に関わらず C40 が NS と T40 よりも $V = 1$ m/sec 載荷速度が大きい。一方、L-10 タイプではセン断補強筋の有無に関わらず、軸力の程度は最大載荷速度に影響を与えていない。S-6 タイプでは、L-6 タイプと同様に軸圧縮力を加えた C40 が NS, T40 よりも $V = 1$ m/sec 載荷速度が大きく、S-10 タイプでは L-10 タイプと同様に軸力の違いは最大載荷速度に影響を与えていない。すなわち、軸力の最大載荷速度に与える影響は L-, S-タイプで同様であり、軸方向筋量が少ない場合には顕著であるが、軸方向筋量が多い場合には顕著ではない。なお、軸方向筋量と軸力の種類は L-, S-タイプともに相互に関連して最大載荷速度からみた耐衝撃性に影響を与えている。

3.2 残留変形特性

図 - 4 に全試験体の各載荷速度における残留変形量を示す。なお、変形量が 100 mm 以上のものは 100 mm として示している。まず、軸力の残留変形量に与える影響を各試験体で検討する。破壊に至る載荷速度までの残

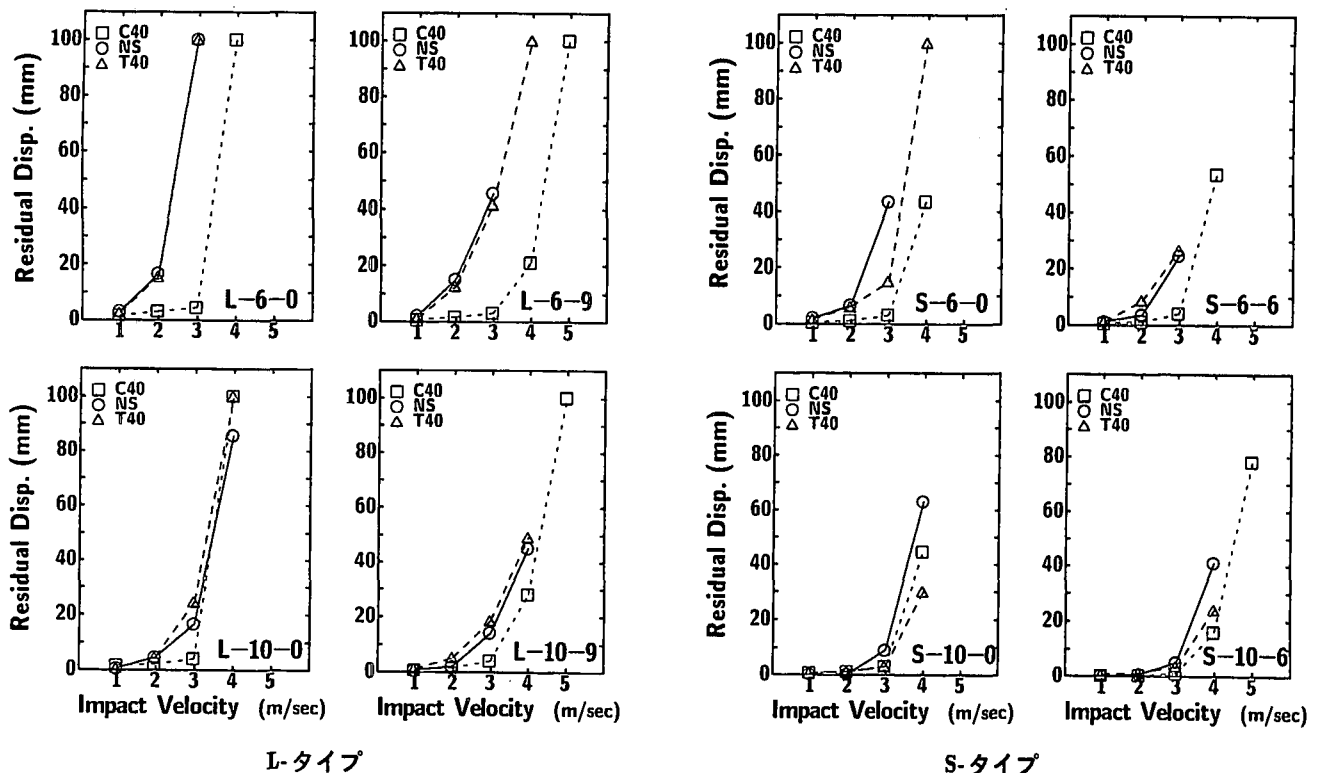


図 - 4 載荷速度と残留変形量の関係

表 - 2 静的耐力および破壊形式

試験体の名称	せん断耐力 (tf) (静的)	曲げ耐力 (tf) (静的)	予想される破壊形式 (静的)	破壊形式 (動的)
L-6-0-NS,T40	1.43	1.19	曲げ	せん断
L-6-9-NS,T40	2.48	1.19	曲げ	曲げ圧縮
L-10-0-NS,T40	1.88	2.29	せん断	せん断
L-10-9-NS,T40	2.93	2.29	曲げ	曲げ圧縮
S-6-0-NS,T40	1.43	2.68	せん断	せん断
S-6-6-NS,T40	2.48	2.68	せん断	せん断
S-10-0-NS,T40	1.88	5.17	せん断	せん断
S-10-6-NS,T40	2.93	5.17	せん断	せん断

留変形量は L-, S- タイプともに軸圧縮力が作用している試験体で小さい。また、この傾向は特に軸方向筋量が少ない試験体で顕著である。ただし、残留変形量が抑制されて最大載荷速度が増加するため、最終破壊時の残留変形量は極めて大きくなる傾向にある。これは、L- タイプで特に顕著である。一方、軸引張力を作用させた試験体と軸力を作用させない試験体は S-6-0 を除いてほぼ同様な残留変形特性を示しており、横方向衝撃力を載荷する前に軸引張力によるひびわれが発生している場合においても、それが残留変形特性に与える影響は少ない。

次に、せん断補強筋の有無で残留変形特性を比較する。L- タイプでは、載荷速度が $V \leq 2$ m/sec の場合にはせん断補強筋の有無が残留変形量に与える影響は顕著ではなく、終局近傍の載荷速度ではせん断補強した試験体の残留変形量が大幅に抑制されていることが分かる。一方、S- タイプでは $V \leq 2$ m/sec の場合にはせん断補強筋の有無の影響は顕著ではなく、かつ終局近傍の載荷速度においても L- タイプほど残留変形を抑制する効果は現れていない。これは、S- タイプではせん断スパン比 a/d が小さいためせん断補強効果が出現しにくいのに対し、L- タイプにおけるせん断補強効果は載荷速度が比較的大きくなり、せん断ひびわれが明瞭に発生した状態で顕著に出現するためと考えられる。

さらに、軸方向筋量で残留変形量を比較すると、L-, S- タイプともに特に低載荷速度において軸方向筋量の大きな試験体で残留変形量が抑制されていることが分かる。これは、低載荷速度から曲げによる変形が励起され、軸方向筋が曲げによる残留変形を抑制するのに対して、せん断による残留変形はせん断ひびわれが発生するような比較的載荷速度の大きい時点で急激に増加するものの残留変形の抑制には軸方向筋が有効に作用していないことを示唆しているものと考えられる。

以上を要約すると、低載荷速度における曲げによる残留変形量を抑制するためには、せん断スパン比 a/d の大きさに関わらず軸方向筋量を大きくすることが有効である。また、 a/d が大きい場合には、せん断補強することで終局近傍のせん断による残留変形量を抑制することができる。しかしながら、 a/d が小さい場合にはその効果は小さい。なお、軸圧縮力は a/d に関わらず軸方向筋量が少ない場合には残留変形量を抑制する効果があるが、一方で L- タイプのように損傷を著しく大きくする傾向が顕著であり留意する必要がある。

3.3 破壊形式

図 - 5 に全試験体のひびわれおよび破壊性状を示す。L- タイプでは、L-6-0-T40 を除いてせん断補強筋のない試験体は明瞭にせん断破壊し、せん断面で分離し大きく開口している。L-6-0-T40 は、軸引張力によって密な間隔で発生したひびわれが明瞭なせん断ひびわれの形成を抑制したのと考えられる。一方、L-10-0-T40 では軸方

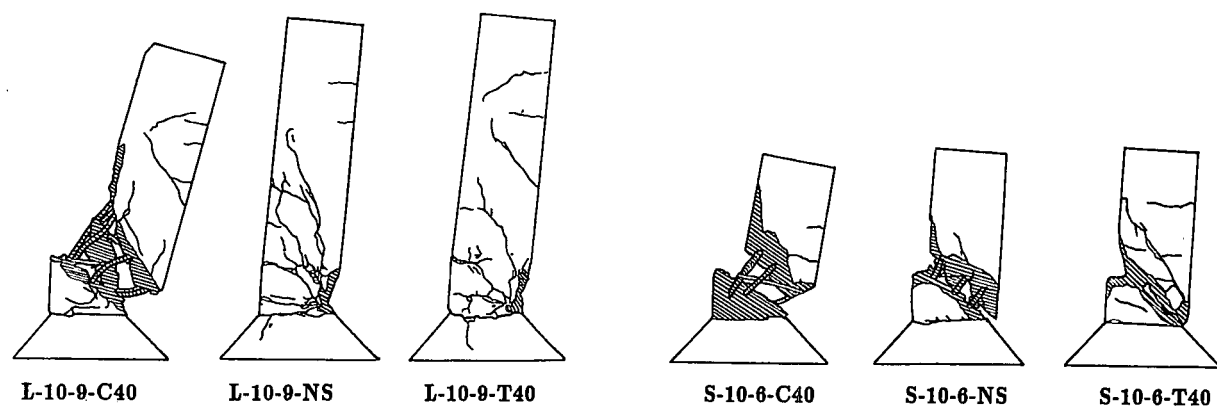
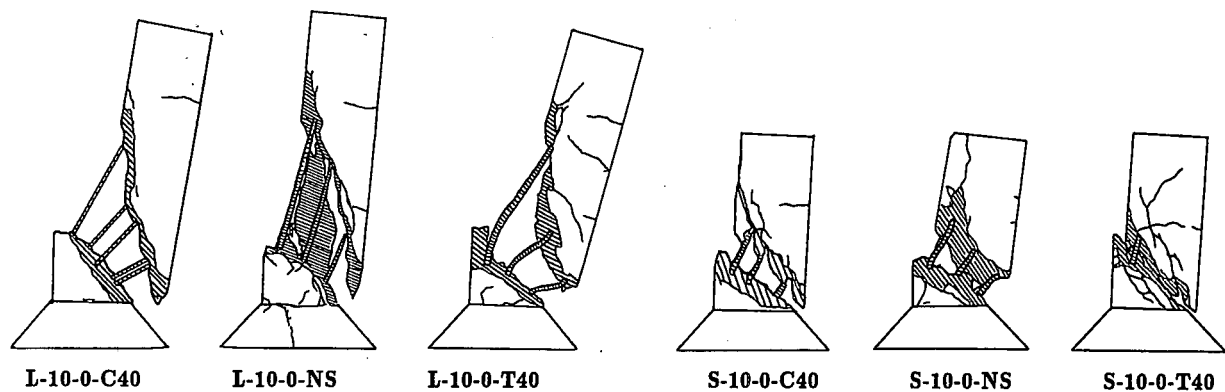
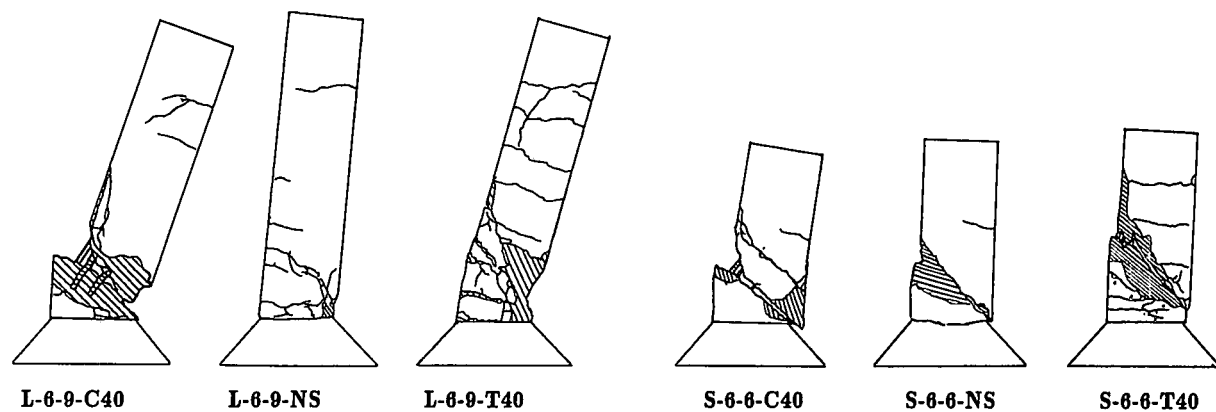
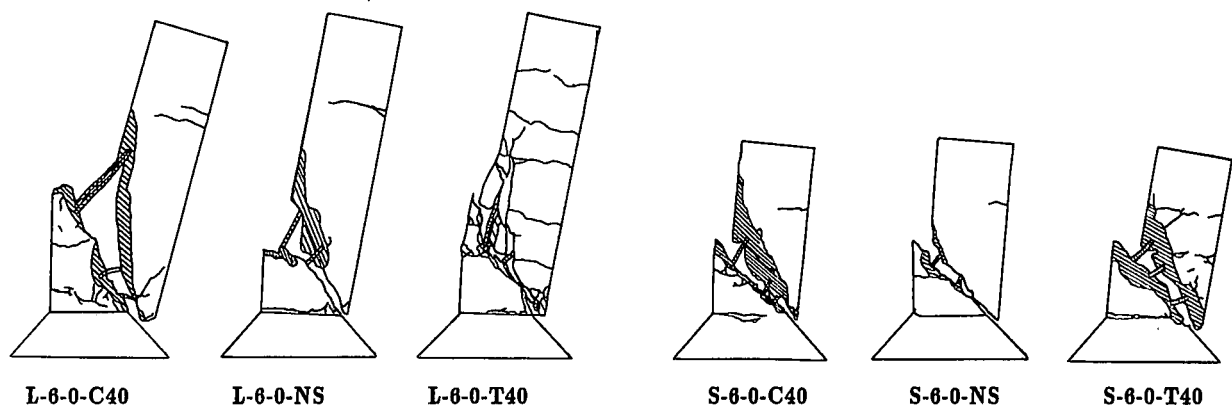
向筋量が L-6 タイプよりも多いために軸引張力によるひびわれの本数が少なくかつ軽微なため、せん断面が明瞭に形成され大きく開口したのと考えられる。なお、せん断補強していない試験体のせん断ひびわれの角度は概略 $35^\circ \sim 40^\circ$ 程度以下である。せん断補強した試験体のうち、軸圧縮力を作用させた試験体はひびわれ角度 45° 程度でせん断破壊し、他は曲げ圧縮型の破壊性状を示している。

S- タイプでは、全試験体ともに斜めひびわれが 45° 程度の角度で発生し明瞭なせん断破壊を示している。特に、軸圧縮力を加えた試験体ではせん断補強筋の有無や軸方向筋量の大小に関わらず、せん断面で分離し大きく開口する傾向がある。軸力がない試験体や実験前に軸引張力を作用させた試験体では、せん断補強筋を有する場合の開口度合いが小さいようである。

前述のように、L- タイプでせん断補強していない試験体のせん断ひびわれ角度は $35^\circ \sim 40^\circ$ 程度以下であり、S- タイプではせん断補強筋の有無に関わらず 45° 程度である。すなわち、L- タイプは S- タイプに比べて斜めひびわれの発生区間が長く、ひびわれ区間内に配筋されたせん断補強筋の本数が多い。このため、本実験においては L- タイプの方が S- タイプよりもせん断補強筋の効果が明瞭に出現したのと考えられる。すなわち、衝撃せん断耐力を向上させるためには、せん断スパン比 a/d が小さな試験体ではせん断補強筋を a/d の大きな試験体よりも密に配筋する必要があるものと判断される。

表 - 2 に静的せん断耐力と曲げ耐力の計算値およびこの結果を基に予想される破壊形式と衝撃荷重載荷時における破壊形式を軸圧縮力を加えた試験体を除いて整理した。なお、軸圧縮力を作用させた試験体は次のような理由により、本検討から除いた。すなわち、本実験では軸圧縮力載荷用ジャッキの位置を固定していることより、ジャッキが衝撃荷重載荷時に RC 柱に発生する曲げとせん断変形を軸方向から拘束するため、入力軸圧縮力が時間とともに変動する。しかしながら、その軸圧縮力変動の影響を考慮した RC 柱の静的耐力を一義的に決定することが難しいためである。

静的曲げ耐力は 2.2 に示す材料定数を用いて、コンクリート標準示方書に即してコンクリートおよび鉄筋の応



L-タイプ

S-タイプ

図 - 5 ひびわれおよび破壊性状

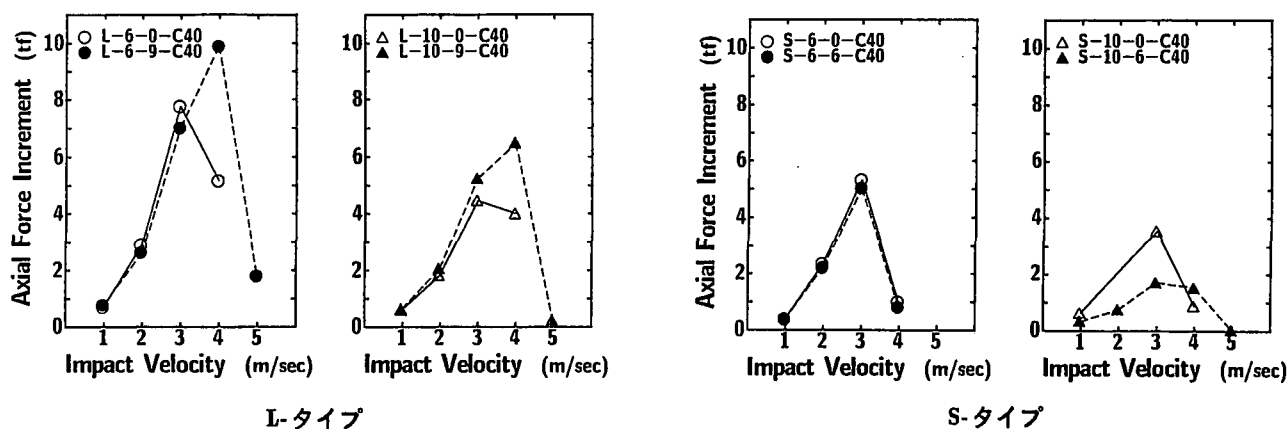


図 - 6 載荷速度と軸力増分の関係

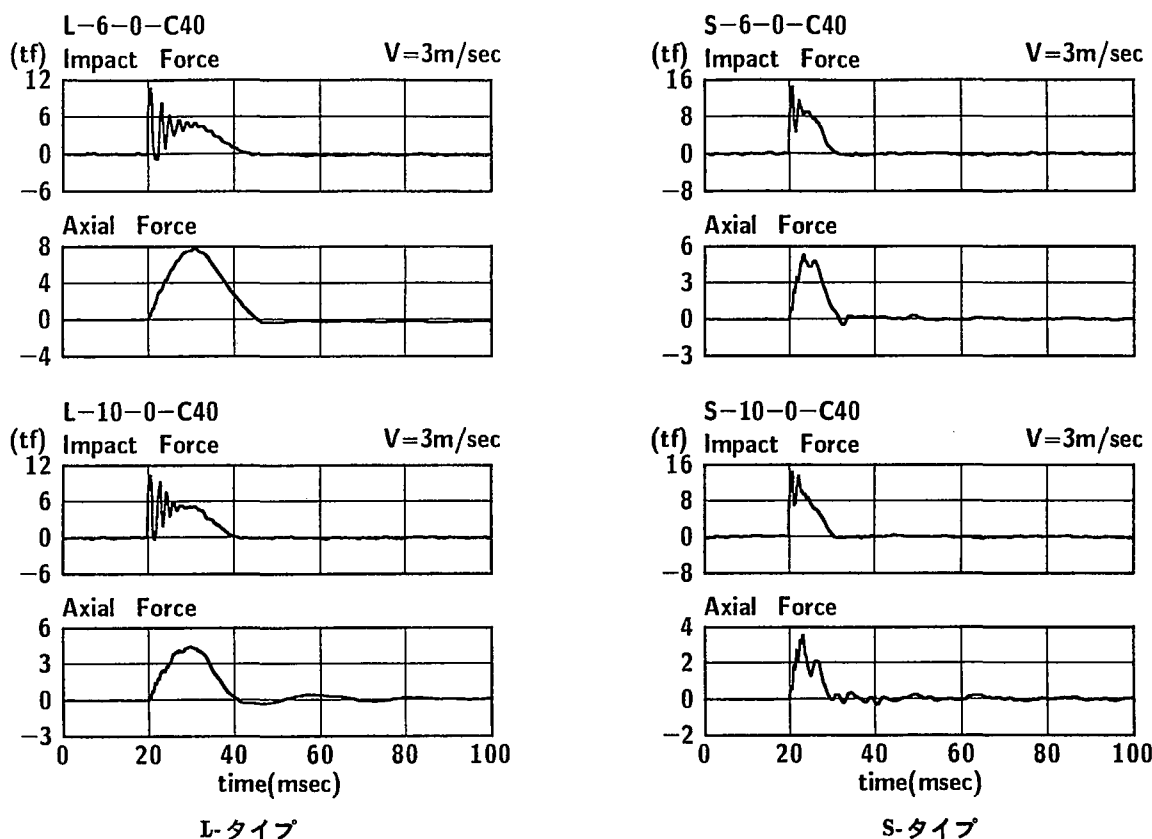


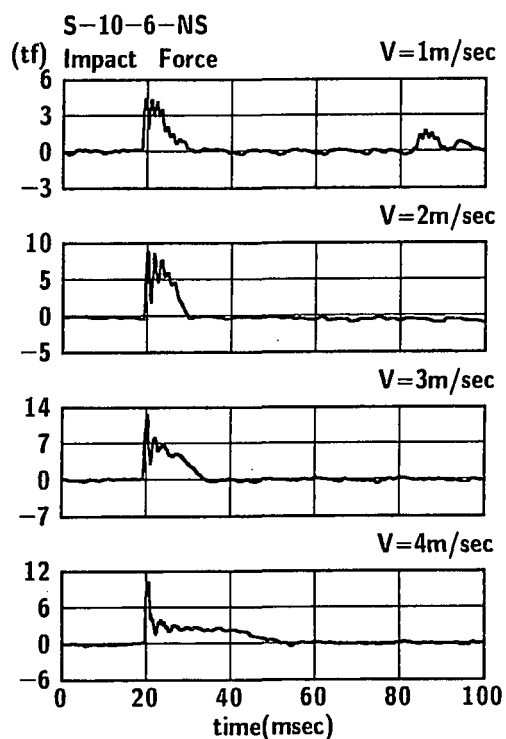
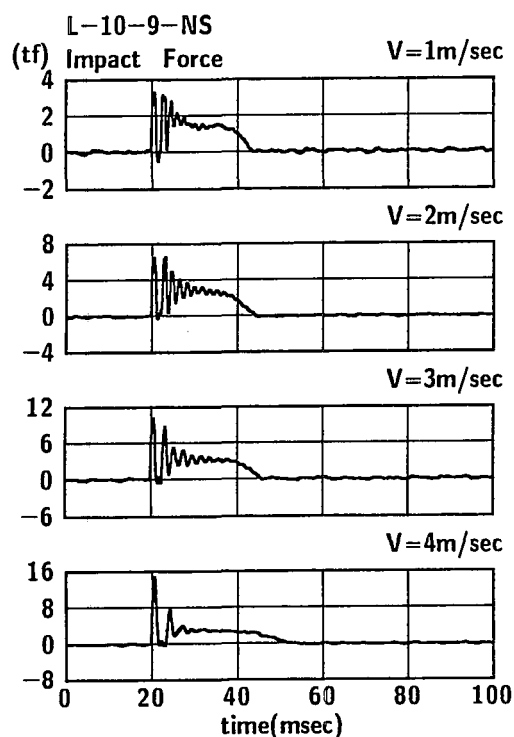
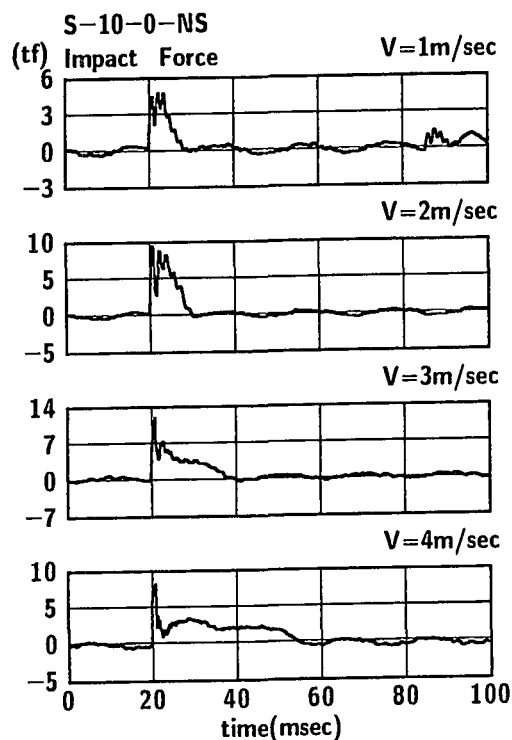
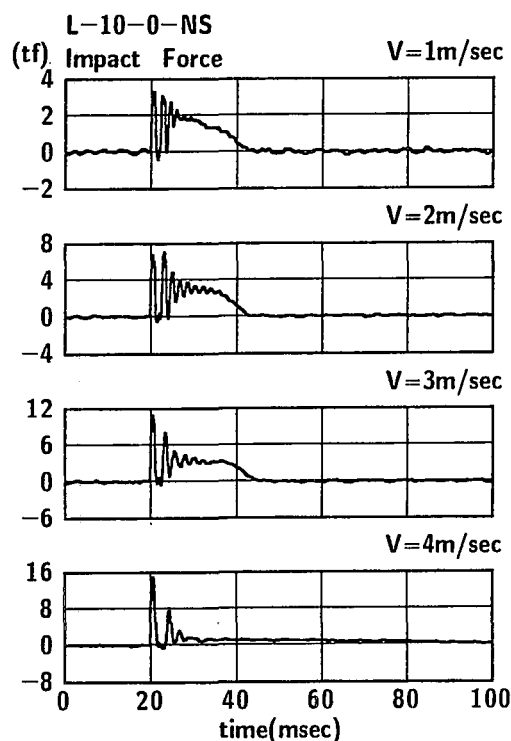
図 - 7 重錘衝撃力波形と増加軸力の応答波形

力-歪曲線をモデル化し、断面分割法によって計算した。断面の分割数はほぼ一定の解が得られる分割数以上とし、1 mm 刻みの 150 分割とした。また、静的せん断耐力はコンクリート標準示方書に即して算出したが、実験結果との対応を検討するための計算であることから部材係数 $\gamma_b = 1.0$ とした。

表より、L-6-0 を除いて静的な耐力から予想される破壊形式と衝撃荷重載荷時の破壊形式は対応することが分かる。なお、L-6-0 はせん断耐力が曲げ耐力を上回るものの、せん断余裕度（せん断耐力 / 曲げ耐力）が 1.20 程度と小さく、衝撃荷重載荷時にせん断破壊を防止するためにはさらに大きなせん断余裕度を確保する必要がある。

3.4 衝撃荷重載荷時の軸圧縮力の変動性状

C40 試験体は、高さ方向に固定した油圧ジャッキを用いて 40 kgf/cm^2 の軸圧縮応力（軸力 9.0 tf）を作用させた状態で横方向衝撃荷重を載荷している。このため、RC 柱の軸方向の変形は油圧ジャッキによって拘束され、軸圧縮応力が増大することになる。なお、軸引張力に関しては軸力の計測は行っていない。図 - 6 に軸力管理用のロードセルから得られた C40 試験体の各載荷速度における軸力の増分を示す。図より、試験体の種類によらず軸圧縮力は載荷速度の増加に対応してほぼ線形的に増大し、L-6 タイプの終局近傍の載荷速度では作用させた軸力（9.0 tf）にほぼ相当する軸力が増分として発生して



L-タイプ

S-タイプ

図 - 8 重錘衝撃力波形

いることが分かる。すなわち、瞬間的にはあるが試験体の軸圧縮応力は 80 kgf/cm^2 程度になっている。

なお、最大載荷速度では横方向衝撃力による試験体の変形が大きくなりジャッキがはずれるため、軸圧縮力の増分はいずれの試験体の場合も小さくなっている。L-タイプと S-タイプの軸力増分を比較すると、L-タイプの軸力増分が全般的に大きいことが分かる。これは、せん

断スパン比 a/d の大きい L-タイプが同一載荷速度での曲げによる変形量が大きく、そのため軸方向変形量も大きくなりやすいことに関連しているものと考えられる。このことは、全般的に軸方向筋量の少ない試験体の変形量が大きく、かつ軸力増分が大きいことと対応している。

図 - 7 の上段に重錘衝撃力波形、下段に増加軸力の応答波形の一例を L、S-タイプごとに比較して示してい

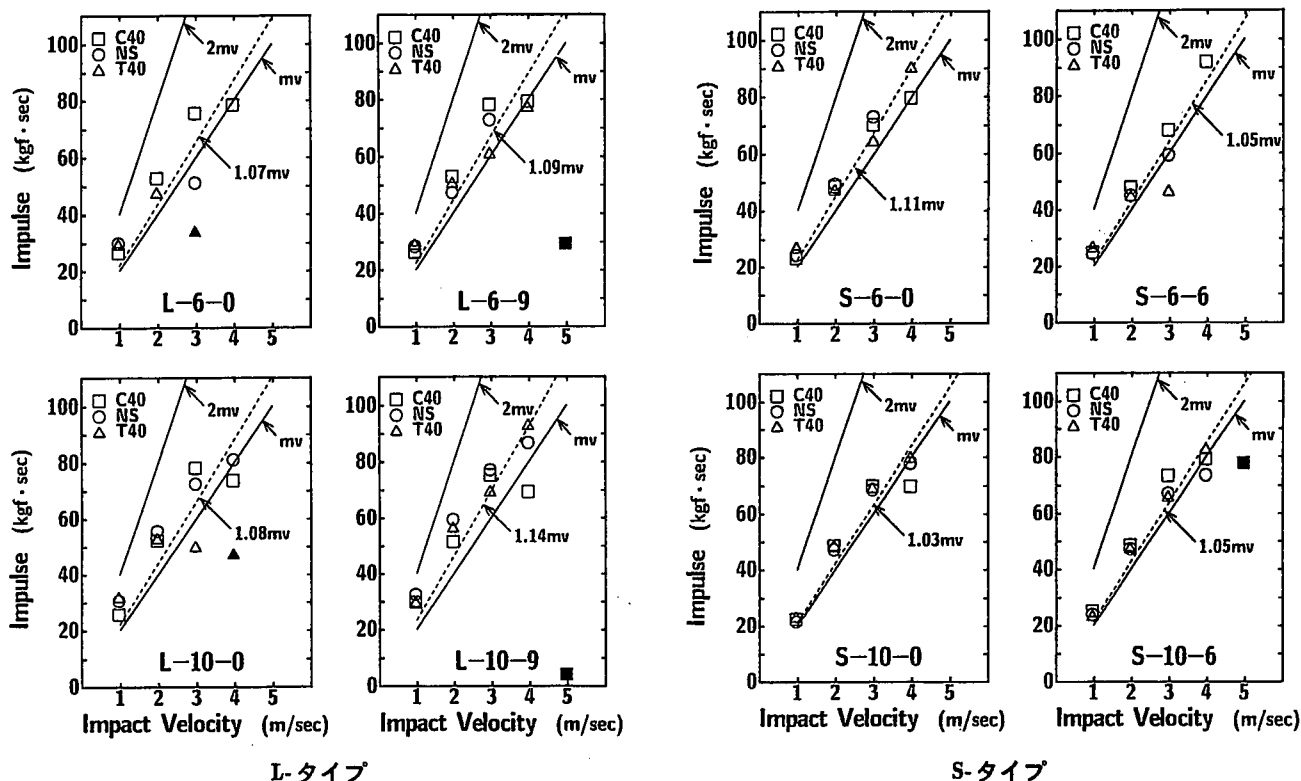


図 - 9 載荷速度と力積の関係

る。ともに載荷速度は $V = 3 \text{ m/sec}$ である。図より、L、S-タイプともに重錘衝撃力の増加とともに軸力も増加してピークを示した後、両者はほぼ同様な継続時間で主たる応答が終了していることが分かる。なお、S-タイプの継続時間はL-タイプの半分程度である。このように、せん断スパン比 a/d に関わらず重錘衝撃力の応答と軸力増分の応答がほぼ一対一で対応し、重錘の運動量変化の一部が軸力の力積に移行していることが分かる。

3.5 重錘衝撃力波形の特性

本研究では、衝撃荷重測定用のロードセルを内蔵した重錘を新たに開発し、それを用いて衝撃力を載荷している。図 - 8 に重錘衝撃力波形の一例として、L-タイプは L-10-0-NS と -10-9-NS について、S-タイプは S-10-0-NS と -10-6-NS について比較して示した。L-10-0-NS は、衝撃荷重載荷初期に最大の重錘衝撃力がごく短時間だけ励起された後、最大衝撃力の $1/2 \sim 2/3$ 程度の大きさの衝撃力が徐々に減衰しながら 20 msec 程度継続している。最大重錘衝撃力は載荷速度の増加に対応して増大している。しかしながら、この継続する部分の衝撃力の最大衝撃力に対する割合は載荷速度が大きくなるに従って小さくなり、かつ継続時間が3倍程度 ($V = 4 \text{ m/sec}$ 載荷時) になっている。

また、L-10-9-NS も衝撃荷重載荷初期にごく短時間だけ最大重錘衝撃力が励起された後、その $1/2$ 程度の大きさの波形が減衰しながら 20 msec 程度継続している。この継続する部分の衝撃力の最大重錘衝撃力に対する割合は、L-10-0-NS と同様に載荷速度が大きくなるに従って

て小さくなっている。しかしながら、L-10-0-NS と異なり、最終の載荷速度でも有限の重錘衝撃力と継続時間を示している。一般に、衝撃初期に発生する最大衝撃力は、重錘と柱部のコンクリートとの局所的な衝突によって発生し、継続する部分の衝撃力分布は柱の構造体としての剛性との連成により発生するものと考えられる。従って、継続する部分の衝撃力の最大衝撃力に対する割合が、載荷速度の増大とともに小さくなるのは、柱の剛性が載荷速度の増大とともに徐々に低下していることを意味していると考えられる。

一方、S-10-0-NS はL-タイプと異なり衝撃荷重載荷初期に励起された最大重錘衝撃力が時間とともに直線的に減少し、三角形の衝撃力-時間関係を示している。また、継続時間は載荷速度が大きくなるほど明瞭に長くなり、 $V = 4 \text{ m/sec}$ 載荷では $V = 1 \text{ m/sec}$ 載荷の4倍程度長くなっている。なお、最大重錘衝撃力はL-タイプと異なり、 $V = 3 \text{ m/sec}$ 載荷までは載荷速度の増加に対応して増加するが、 $V = 4 \text{ m/sec}$ 載荷では $V = 3 \text{ m/sec}$ 載荷よりも小さくなっている。S-10-6-NS は S-10-0-NS と同様に衝撃力が時間とともにほぼ直線的に減少し、載荷速度が大きくなるほど継続時間が長くなっている。また、この試験体も $V = 3 \text{ m/sec}$ 載荷で衝撃力は最大値を示し、 $V = 4 \text{ m/sec}$ 載荷では $V = 3 \text{ m/sec}$ 載荷よりも小さくなっている。

3.6 運動量と力積の関係

図 - 9 に全試験体の各載荷速度における力積を示している。力積は図 - 8 に示した重錘衝撃力波形を継続時間

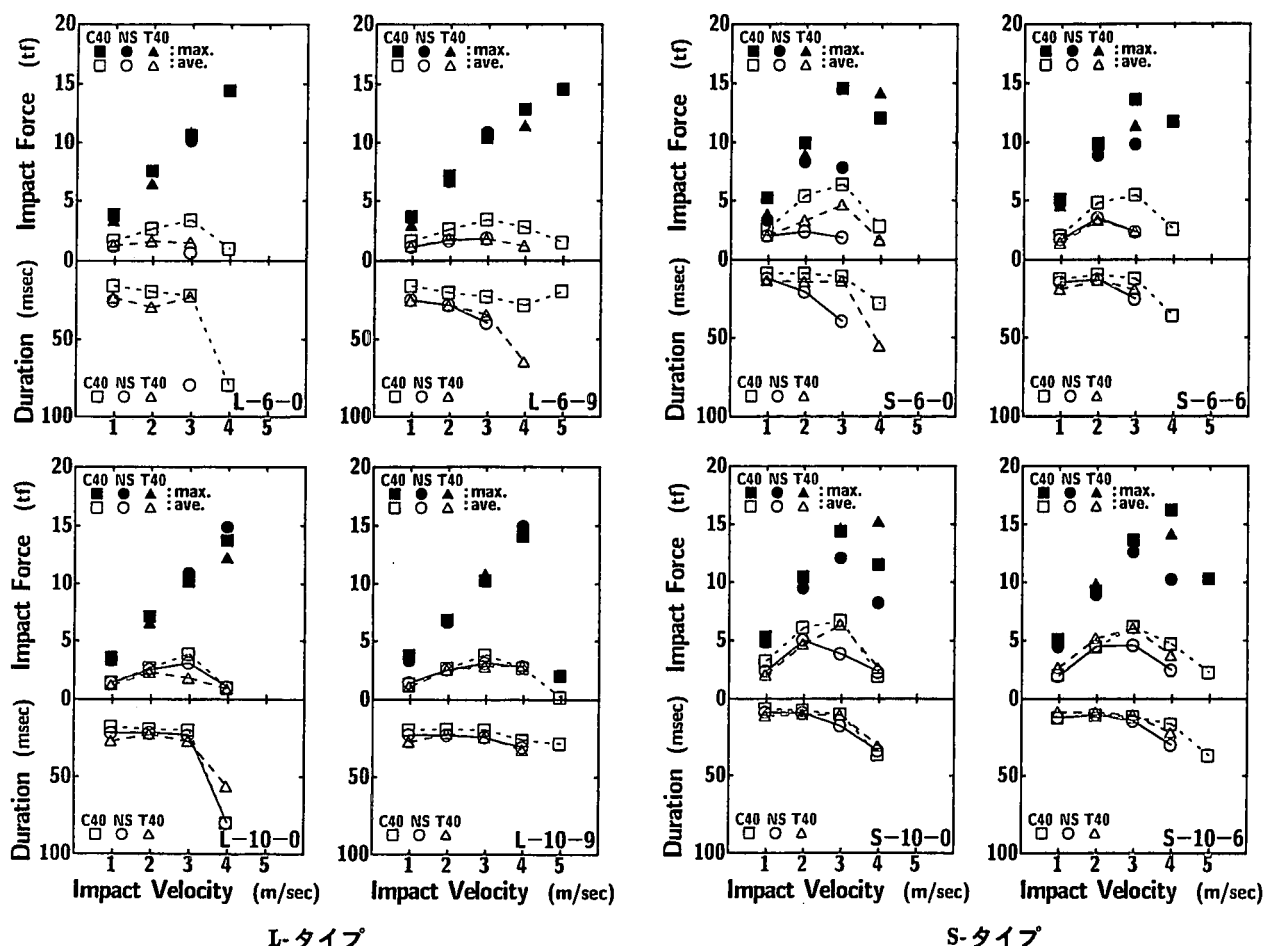


図 - 10 重錘衝撃力と継続時間の関係

について積分して求めた。継続時間は、L-10-0-NS の $V = 4 \text{ m/sec}$ 載荷のように重錘衝撃力が 0 になる時間を特定することが困難な場合には、重錘衝撃力が最大重錘衝撃力の $1/20$ レベルに低下した時点とした。また、図中には重錘の入力運動量 $m \cdot v$ を関数として評価した場合の力積分布直線を示している。すなわち、重錘が反発係数 0 および 1 で反発する場合の力積 $m \cdot v$, $2m \cdot v$ と、実験結果を最小自乗近似して得られた分布直線である。なお、実験結果において、他の分布から著しく隔たっている値（図中黒ぬり）は、RC 柱の損傷が著しく進行した状態であり、荷重レベルが非常に小さく誤差が大きいものと判断されることより、統計処理から除いている。

図より、L-タイプではせん断補強筋の有無や軸方向筋量の大小、軸力の種類などに関わらず力積はほぼ $m \cdot v$ と $2m \cdot v$ の間に位置し、平均 $1.10 m \cdot v$ であることが分かる。なお、力積は載荷速度が小さい場合には載荷速度の増加に対応して線形的に増加するが、破壊近傍の載荷速度では減少して $m \cdot v$ を下回る場合もみられる。これは、図 - 8 に示すように、破壊近傍の載荷速度において継続時間が增大するものの、衝撃力のレベルが大きく低下することに対応している。一方、S-タイプでも力積は平均 $1.06 m \cdot v$ であり、L-タイプよりやや小さいものの両者で大差のないことが分かる。

すなわち、横方向衝撃荷重載荷時の力積は入力運動量

$m \cdot v$ の 1 割増程度であり、せん断スパン比 a/d やせん断補強筋の有無、軸方向筋量の大小および軸力の種類にも著しく影響されないものと判断される。

3.7 耐衝撃設計法に関する一提案

図 - 10 に、最大重錘衝撃力（図中、黒ぬり）と平均重錘衝撃力（図中、白抜き）およびその継続時間を全試験体について示した。なお、L-6-0-NS の $V = 2 \text{ m/sec}$ 載荷は計測不良である。ここで、平均重錘衝撃力とは、重錘衝撃力波形を継続時間について積分して求めた力積をその継続時間で除したものである。

L-タイプの最大重錘衝撃力と載荷速度の関係は、せん断補強筋の有無など試験体の種類に関わらずほぼ同様であり、一部の試験体の最大載荷速度において最大重錘衝撃力が大きく低下するものの、衝撃力は全般的に載荷速度に比例して直線的に増大している。一方、S-タイプの両者の関係は L-タイプとほぼ同様であるが、L-タイプに比べて破壊近傍の載荷速度における最大重錘衝撃力の低下傾向が顕著である。これは、S-タイプの試験体の破壊が全てせん断破壊型であることに関連するものと考えられる。

L-タイプの平均重錘衝撃力は $V = 2 \sim 3 \text{ m/sec}$ 載荷で最大となり、その値は全般的に軸圧縮力の作用している試験体ほど大きい。この傾向は軸方向筋量が少ない場合

あり、安全余裕度が少ないことに留意する必要がある。

S-タイプの $V=2\text{ m/sec}$ 載荷または $V=3\text{ m/sec}$ 載荷における平均重錘衝撃力（動的せん断耐力）はいずれも静的せん断耐力を上回り、特に軸方向筋量が多い場合は動的せん断耐力が静的せん断耐力を上回る度合いが大きい。

以上より、せん断スパン比 a/d が小さい試験体で衝撃荷重載荷時にせん断型で破壊する場合には、静的せん断耐力を動的耐力と考えることは十分に安全である。一方、 a/d が比較的大きく、せん断補強していない試験体が衝撃荷重載荷時にせん断型で破壊する場合には、静的せん断耐力を動的耐力とする方法では安全余裕度が少ないことより、せん断補強等によって安全側の設計を行う必要がある。なお前述の検討より、 a/d が比較的大きく衝撃荷重載荷によって曲げ型で破壊する試験体や、 a/d が比較的小さくせん断型で破壊する試験体の重錘衝撃力波形に基づく力積と入力運動量は差のないことが明らかになっている。これより、横衝撃荷重載荷時の RC 柱は、重錘衝撃力の継続時間を特定することにより、静的曲げ耐力や静的せん断耐力に基づき断面設計が可能であるものと判断される。このとき、重錘衝撃力の継続時間は RC 柱のせん断スパン比 a/d と比例の関係にある。一方、 a/d が比較的大きいにも関わらず衝撃荷重載荷時にせん断型で破壊する場合には、動的せん断耐力は静的せん断耐力以下と考える方が安全である。

今後、異なる断面寸法の RC 柱模型を製作して実験を行い、重錘衝撃力の継続時間を算定する方法を提案する予定である。

4. まとめ

横方向衝撃荷重載荷時の RC 柱の耐衝撃設計を確立するための基礎資料を得ることを目的として、せん断スパン比 a/d 、軸方向筋量、せん断補強筋量を変化させた RC 柱模型を製作し、横方向衝撃荷重載荷実験を行った。本実験の範囲内で得られた結果を要約すると、次のように示される。

- (1) せん断スパン比 a/d が比較的大きい試験体では、せん断補強筋の有無が最大載荷速度からみた耐衝撃性に顕著な影響を与える。一方、 a/d が小さい試験体では斜めひびわれ角度がきつくなるため、耐衝撃性を向上させるためにはせん断補強筋のピッチをより狭くすることが必要である。
- (2) 軸圧縮力はせん断スパン比 a/d に関わらず軸方向筋量が小さい試験体の残留変形量を抑制する効果があるが、一方で損傷を著しくする傾向がある。
- (3) せん断余裕度（せん断耐力 / 曲げ耐力）が 1.20 程度と小さい場合を除いて、静的耐力の計算値から予想される破壊形式と動的破壊形式は対応する。

- (4) RC 柱に横方向衝撃力が作用した場合に励起される力積は、せん断スパン比 a/d に関わらず重錘による入力運動量の 1 割増程度である。
- (5) 横衝撃荷重載荷時の RC 柱は、重錘衝撃力の継続時間がせん断スパン比 a/d に比例するものとして得られる平均重錘衝撃力に対して静的に断面設計が可能である。
- (6) せん断スパン比 a/d が比較的大きく衝撃曲げ破壊型となる場合には、静的曲げ耐力を動的耐力と考えることは設計的に安全側である。一方、 a/d が小さく衝撃せん断破壊型となる場合には、静的せん断耐力を動的耐力として評価可能である。ただし、 a/d が比較的大きいにも関わらず衝撃せん断型で破壊する場合には、動的せん断耐力を静的せん断耐力よりもひかえめに見積もるべきである。

謝辞：本研究を行うにあたり、室蘭工業大学建設システム工学科の松岡健一教授、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吉川卓君（現オリエンタル建設株式会社）および同大学院構造力学研究室内の栗橋祐介君を始めとする皆様に多大なるご支援を頂いた。ここに深く感謝する次第である。

参考文献

- 1) 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。
- 2) 岸 徳光，三上 浩，田村 富雄，松岡 健一：RC 梁の衝撃挙動におよぼす補強筋特性の影響，コンクリート工学年次論文報告集，Vol. 16，No. 2，pp.1105-1110，1994。
- 3) 三上 浩，岸 徳光，谷本 俊充，小山田 欣裕：軸衝撃力を受ける RC 柱の各種巻き付け材料による補強効果，構造工学論文集，Vol. 43A，pp.1517-1526，1997。
- 4) 佐藤 昌志，熊谷 守晃，西 弘明，松岡 健一：ルランベツ覆道の落石災害時における衝撃挙動の解析，構造工学論文集，Vol. 41A，pp.1193-1200，1995。
- 5) 岸 徳光，三上 浩，西 弘明，小山田 欣裕：横方向衝撃力を受ける RC 橋脚模型の破壊性状と耐衝撃性，構造工学論文集，Vol. 42A，pp.1247-1254，1996。
- 6) 岸 徳光，三上 浩，佐藤 昌志，松岡 健一：RC 梁の耐衝撃性に及ぼす断面寸法の影響，コンクリート工学年次論文報告集，Vol. 19，No. 2，pp.891-896，1997。

(1998 年 4 月 24 日受付)