

四辺支持 RC 版の耐衝撃性に及ぼすコンクリート強度の影響と耐衝撃設計法

Effects of compressive strength of concrete on impact resistant behavior of simply supported RC slabs
and an impact resistant design procedure

岸 徳光*, 三上 浩**, 栗橋 祐介***

Norimitsu Kishi, Hiroshi Mikami and Yusuke Kurihashi

*工博 室蘭工業大学大学院教授 社会基盤ユニット 暮らし環境系領域 (〒050-8585 室蘭市水元町 27-1)

**博 (工) 三井住友建設 (株) 技術開発センター 主席研究員 (〒270-0132 千葉県流山市駒木 518-1)

***博 (工) 室蘭工業大学大学院講師 社会基盤ユニット 暮らし環境系領域 (〒050-8585 室蘭市水元町 27-1)

In this paper, the effects of concrete strength on impact load-carrying capacity of the RC slabs under relatively low-velocity falling-weight impact loading are experimentally investigated. Here, the single impact-loading tests for RC slabs are conducted under keeping effective depth and rebar ratio of the slab, and diameter of the ram constant, in which the concrete compressive strength is varied from 26 MPa through 51 MPa. Also, an applicability of the impact resistant design method previously proposed by authors is investigated, in which this is formulated on the basis of the experimental results in the range of 20 through 37 MPa for concrete compressive strength. From this study, following results are obtained: (1) even though impact resistant capacity is affected by the concrete strength, the effects may be limited; and (2) the previously proposed design formula was revised to be in the safety side

Key Words : low-velocity impact, RC slab, compressive strength of concrete, impact resistant design

キーワード：低速度衝撃，RC 版，コンクリート強度，耐衝撃設計

1. はじめに

近年の異常気象に伴って集中豪雨や竜巻および大型台風が発生し、国民の生命や財産が脅かされている。このような現状に鑑み、安全、安心な国土を形成するためには、より一層、社会資本整備を充実させる必要がある。現在まで、ロックシェッド（落石覆工：写真-1 参照）や砂防ダムなどに代表される耐衝撃構造物¹⁾が数多く建設され、安全・安心な国土形成に貢献してきた。しかし、昨今の異常気象による自然災害の頻発や施設の老朽化を考慮すると、自然災害によるリ

スクを軽減するためには施設の新設や経年劣化施設の維持管理、すなわち改築や補修・補強を含めた予防保全が極めて重要であると考ええる。

ロックシェッドの頂版などのような鉄筋コンクリート（RC）製の面部材に小型・軽量の衝突体が高速で衝突すると貫入、貫通、裏面剥離など衝撃固有の破壊性状を示すことが良く知られている。この現象は世界の多くの機関で検討され、既に精度の高い設計式¹⁾も提示され、併せて補強方法^{2),3)}も提案されている。一方、ロックシェッドで対象とする衝突体である落石は重量が重く、衝突速度は比較的低速である。そのため、破壊性状は小型・軽量の衝突体が高速で衝突する場合とは異なり、静的に局所荷重が面部材に作用した場合と同様な押抜きせん断型の破壊性状を示すことが明らかになっている。しかしながら、低速度の衝撃を直接的に受ける面部材の耐衝撃設計法に関する検討例は著者らの例^{4),5)}を除いて少なく、未だ十分には確立されていないのが現状である。

著者らは既往の研究⁵⁾で、比較的低速度（8 m/s 以下）の直接衝突を受ける RC 版に関する実験結果を取りまとめ、耐衝撃性に及ぼす影響因子や影響度合いを明らかにするとともに、RC 版の耐衝撃設計法を提案した。既往の研究での実験は、RC 版の有効高さ、下



写真-1 ロックシェッドの例

表－１ 試験体の一覧

試験体名	コンクリート 圧縮強度 (MPa)	衝突速度 V (m/s)	計算押抜き せん断耐力 * V_{pcd} (kN)	実測押抜き せん断耐力 P_{us} (kN)
C26	26.3	4, 4.5, 5, 5.5	266.2	287.2
C39	39.0	5.3, 5.7, 6, 6.3	311.7	415.1
C51	50.9	5, 5.5, 6, 6.5	311.7	449.3

* $\gamma_b = 1.0$

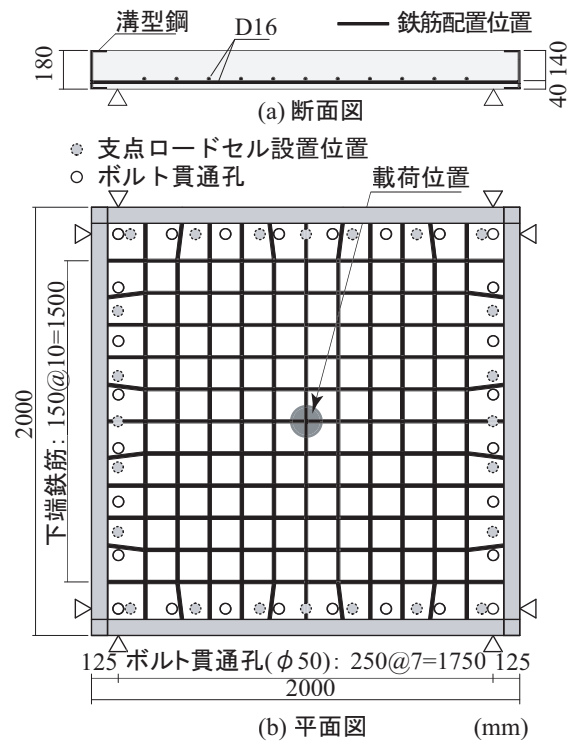
端鉄筋比および重錘の直径に着目して実施した。しかしながら、コンクリート強度が 20.2～37.4 MPa まで分布し、強度の影響が比較的顕著であることが明らかとなった。そこで、コンクリート強度の影響を除外して全試験体の実験結果を統一的に評価するため、コンクリート強度を平均的な強度である 30 MPa で補正し、力あるいは荷重に関する物理量（重錘衝撃力や支点反力）の正規化を行った。その結果、強度の補正により正規化が可能となり、全ての試験体の実験結果を統一的に扱えることが分かった。最後に、これらの実験結果を踏まえ耐衝撃設計法を RC 版の静的な設計法に準じて作用衝撃力と RC 版の動的耐力を照査する形として提案した。なお、作用衝撃力はヘルツの接触理論を基に算出し、実験での重錘衝撃力との相関を基に補正して用いることとしている。

本研究は、既往の研究でコンクリート強度の影響が比較的顕著であることが明らかとなったため、版の有効高さや下端鉄筋比および重錘直径を同様とし、コンクリート強度の影響のみに着目して耐衝撃性を比較検討したものである。なお、コンクリート標準示方書⁶⁾では、コンクリート強度が面部材の静的押抜きせん断耐力に及ぼす影響が考慮できるようになっているものの、強度が 36 N/mm² 以上では押抜きせん断耐力が同等となる。本実験では、36 N/mm² 以上の比較的高強度なコンクリートに着目することとし、併せて既往の実験での強度範囲を包含するようにコンクリート強度を 26.3～50.9 MPa までの 3 水準とした。最後に、既往の研究で提案した耐衝撃設計法の基本となる作用衝撃力と動的耐力の算定方法に着目し、これらに与えるコンクリート強度の影響を把握するとともに本実験で用いた RC 版に対する耐衝撃設計法の適用性を検討した。なお、衝撃実験は所定の高さから重錘を一度だけ落下させる単一衝撃載荷実験とし、各試験体で 4 種類の衝突速度を設定した。試験体数は静的載荷実験用試験体 1 体を含めた 3 種類 × 5 体の全 15 体である。

2. 実験概要

2.1 試験体の種類、形状寸法および実験方法

表－１に試験体の一覧を示す。試験体はコンクリートの圧縮強度（以後、単に強度と呼ぶ）が異なる 3 種



図－１ RC 版の形状寸法および配筋状況

類であり、試験体名は英文字 C に概略の強度（MPa）を付して示している。表にはコンクリート強度、衝突速度、計算押抜きせん断耐力および静載荷実験の結果（実測押抜きせん断耐力）を併せて示している。計算押抜きせん断耐力はコンクリート標準示方書⁶⁾に準拠し、材料試験結果を用いて $\gamma_b = 1.0$ として算出している。なお、鉄筋は SD345 であり、降伏強度は 390 MPa であった。ここで、C39 および C51 試験体の計算押抜きせん断耐力が等しい値になっているのは、前述したようにコンクリート強度が 36 N/mm² 以上のためである。

各試験体には質量が 300 kg、重錘先端直径が 90 mm の鋼製重錘を所定の高さから一度だけ自由落下させる単一衝撃載荷方式で衝撃荷重を作用させた。なお、重錘の載荷面は片あたりを防止するため 2 mm のテーパが付いた球面状となっている。また、既往の研究例^{4),5)}を参考に各々の試験体種類で衝突速度を 4 段階に変化させて衝撃載荷実験を行っている。衝撃載荷実験における落下高さは、実験前に衝突速度の検定を行い、所定の衝突速度になるように設定している。試験体数は別途実施した静載荷実験（静的押抜きせん断実験）と併せて 3 種類 × 5 体の合計 15 体である。

図－１に試験体の形状寸法および配筋状況を示す。試験体の寸法は全て 2,000 × 2,000 × 180 mm であり、有効高さ 140 mm、芯かぶり 40 mm の位置に下端鉄筋を配置している。下端鉄筋には D16 を用い、版中央部から 150 mm 間隔で格子状に配筋し、4 辺に設置した溝型鋼に溶接して定着を確保している。鉄筋比は 1.1 % である。写真－２に重錘落下衝撃実験の状況を

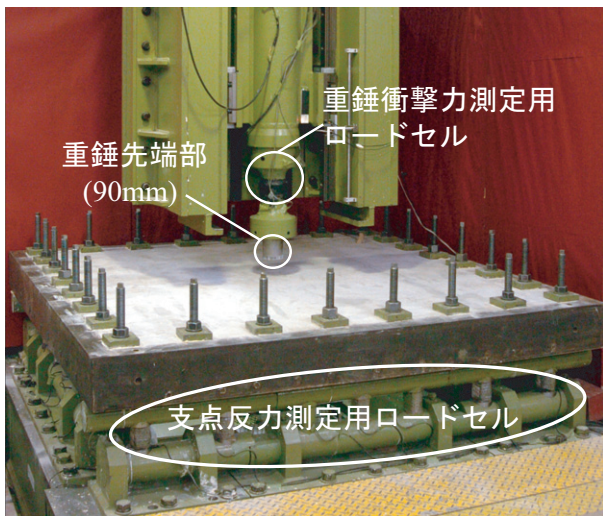


写真-2 実験状況

示す。試験体の支持条件は載荷方法（静載荷，衝撃載荷）に関わらず純スパン長 1,750 mm の 4 辺支持としている。なお，支点となる 4 辺および隅角部で RC 版の浮き上がりをボルトで拘束しているが，支点治具全体は回転を許容する構造となっている。

2.2 測定項目と測定機器

測定項目は載荷荷重 P （以後，静載荷実験では静荷重，重錘落下衝撃実験では重錘衝撃力と呼ぶ），合支点反力 R （4 辺の支点反力の合計，以後単に支点反力と呼ぶ），載荷点変位 δ （以後，単に変位と呼ぶ）の各応答波形である。支点反力は合計 24 個のロードセルから得られた波形を合算したものである。なお，各ロードセルの波形は，載荷点とロードセルの位置関係に依存するため必ずしも同様とはならないものの，載荷点に関して対称な位置に設置されたロードセルの波形はほぼ同様であることを確認している。

静荷重の測定には容量 500 kN の静荷重測定用ロードセルを用い，重錘衝撃力の測定には容量が 1,470 kN，応答周波数が DC ～ 4.0 kHz のロードセルを用いた。支点反力の測定には容量が 300 kN，応答周波数が DC ～ 2.4 kHz のロードセルを 24 個用いている。なお，支点反力測定用のロードセルは，写真-2 に示すように支点治具に内蔵されている。変位は容量 500 mm，応答周波数が 915 Hz の非接触型レーザ式変位計を用いて版下面中央点を測定した。本実験ではコンクリート片の飛散，剥落が主として RC 版裏面に形成される円形状ひび割れに沿って生じることから，版中央点のみに限定して変位計測を行った。その結果，全ての試験体，衝突速度において変位は良好に計測された。

なお，重錘落下衝撃実験では各応答波形を広帯域用データレコーダで一括収録し，メモリアレコーダを用い

て最大 200 ms まで 0.1 ms / word で AD 変換している。重錘衝撃力波形は主波動の継続時間が短く振幅も大きいことより，また，変位波形は特にノイズが小さいことより原波形を用いることとした。

一方，支点反力波形は高周波のノイズが含まれていることより，矩形移動平均法でノイズ処理のための平滑化を行った。なお，移動平均の範囲は原波形の性状を変化させないように 0.5 ms（5 word）とした。実験終了後には版裏面のひび割れをトレースし，ひび割れ図を作成した。また，RC 版の中心線に沿って切断し，切断面の状況を観察するとともに写真撮影を行っている。

3. 実験結果および考察

3.1 各種応答波形

図-2 に各試験体の重錘衝撃力 P ，支点反力 R および変位 δ に関する応答波形を試験体ごとに示す。なお，時間軸は重錘衝撃力が励起した時刻を 0 ms として整理している。図-2(a) より，重錘衝撃力 P の波形は，いずれの試験体も衝突初期に卓越する振幅が大きく周期の短い第 1 波と，その後の振幅が小さく周期の長い第 2 波で構成されていることが分かる。また，いずれの試験体も衝突速度の増加に伴って第 2 波目が消失する傾向にある。これは，衝突速度の増加に伴い RC 版の塑性化が進行するためと考えられる。なお，重錘衝撃力はコンクリート強度の増加に対応して増大する傾向にあるものの C39 および C51 試験体の重錘衝撃力は同等程度である。

図-2 (b) より，支点反力 R の波形は，いずれの試験体および衝突速度においても衝突初期に卓越する周期が 10 ms 程度の正弦半波状の波形および後続する減衰波と周期が 3 ms 程度の高周波成分が合成された性状を示していることが分かる。支点反力はコンクリート強度の増加に対応して増大する傾向にあるものの，重錘衝撃力と同様に C39 および C51 試験体の支点反力は同等程度である。

図-2(c) に変位の応答波形を示す。変位 δ の波形は各試験体ともに衝突速度が最大の場合を除いて正弦半波状を示し，残留変位は 0 ～ 数 mm 程度と小さいことが分かる。一方，最大の衝突速度では変位が大きく残留し，各試験体で 10 mm 程度以上を示している。特に，C39 試験体では最大応答変位がほぼ残留し，残留変位は 15 mm 程度と大きい。

3.2 ひび割れ性状

図-3 に衝撃載荷実験終了後における RC 版裏面のひび割れ性状を示す。図より，いずれの試験体も衝突速度 V の増加に伴って版中央部に押抜きせん断面の形成に起因する円形状のひび割れが明瞭に生じている

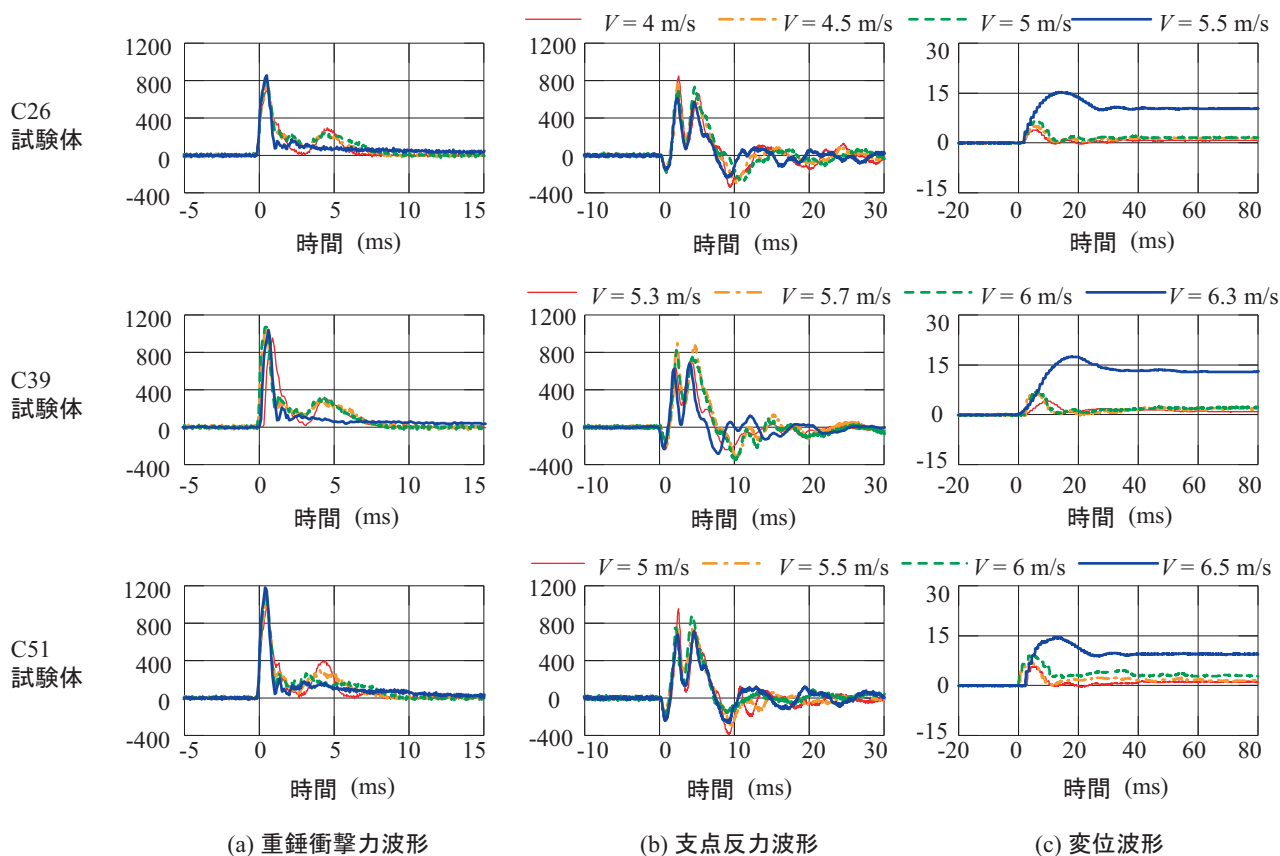


図-2 重錘衝撃力、支点反力および変位波形

ことが分かる。最終の最大衝突速度において、各試験体ともに著しい押抜きせん断破壊に至り、下縁かぶりコンクリートが円形状ひび割れに沿って大きく剥落していることが分かる。

衝突速度 V が同程度の場合における各試験体の損傷程度は、C26 試験体に比べて C39 および C51 試験体の方が放射状や円形状のひび割れが軽微となり、より健全であることがうかがわれる。しかし、C39 および C51 試験体の衝突速度とひび割れ性状の関係には大きな差異は認められない。この傾向は、後述する各種応答値と衝突速度との関係に良く対応している。

一方、各試験体で最大支点反力を示した衝突速度を図中に太字で示した。最大支点反力を示した衝突速度における RC 版裏面のひび割れ性状は、C39 試験体の衝突速度が大きいために円形状ひび割れが他の試験体よりも明瞭に形成されているものの、いずれの試験体でも大略同様である。この傾向は、既往の研究⁵⁾での最大支点反力時におけるひび割れ性状が試験体によって大きく異なったことと対照的である。すなわち、RC 版の最大支点反力時におけるひび割れ性状には、コンクリート強度よりも版の有効高さや鉄筋比および重錘直径の影響が顕著であるものと考えられる。

3.3 各種応答値

図-4 に各試験体の (a) 重錘衝撃力 P_{ud} 、(b) 支点反

力 R_{ud} および (c) 応答変位 δ_{ud} と衝突速度 V との関係を示す。図-4(a) より、重錘衝撃力 P_{ud} は C39 試験体の衝突速度が大きい場合を除いて、いずれの試験体も衝突速度 V の増加に伴ってほぼ線形に増大していることが分かる。なお、重錘衝撃力 P_{ud} はコンクリート強度が大きいほど大きくなる傾向にあるものの、C39 および C51 試験体の重錘衝撃力は最終の衝突速度を除いて大略同程度である。

図-4(b) より、各試験体の支点反力 R_{ud} は既往の実験^{4),5)}と同様に、ある衝突速度でピークを示した後、衝突速度を増加させても同等か低下する傾向にあることが分かる。なお、支点反力 R_{ud} もコンクリート強度の増加に対応して増大する傾向にあるが、衝突速度が小さい場合を除いて C39 および C51 試験体の差異は顕著ではない。

このように、重錘衝撃力や支点反力の大きさにコンクリート強度は影響を与えるものの、C39 および C51 試験体で P_{ud} や R_{ud} が同等程度を示していることから、コンクリート強度が重錘衝撃力や支点反力に及ぼす影響は、ある程度以上の強度において顕著ではなくなるものと考えられる。なお、重錘衝撃力と支点反力の大きさを比較すると、コンクリート強度が高い C39 および C51 試験体では全般的に重錘衝撃力の方が支点反力よりも大きい傾向にあるものの、C26 試験体では大略同程度である。

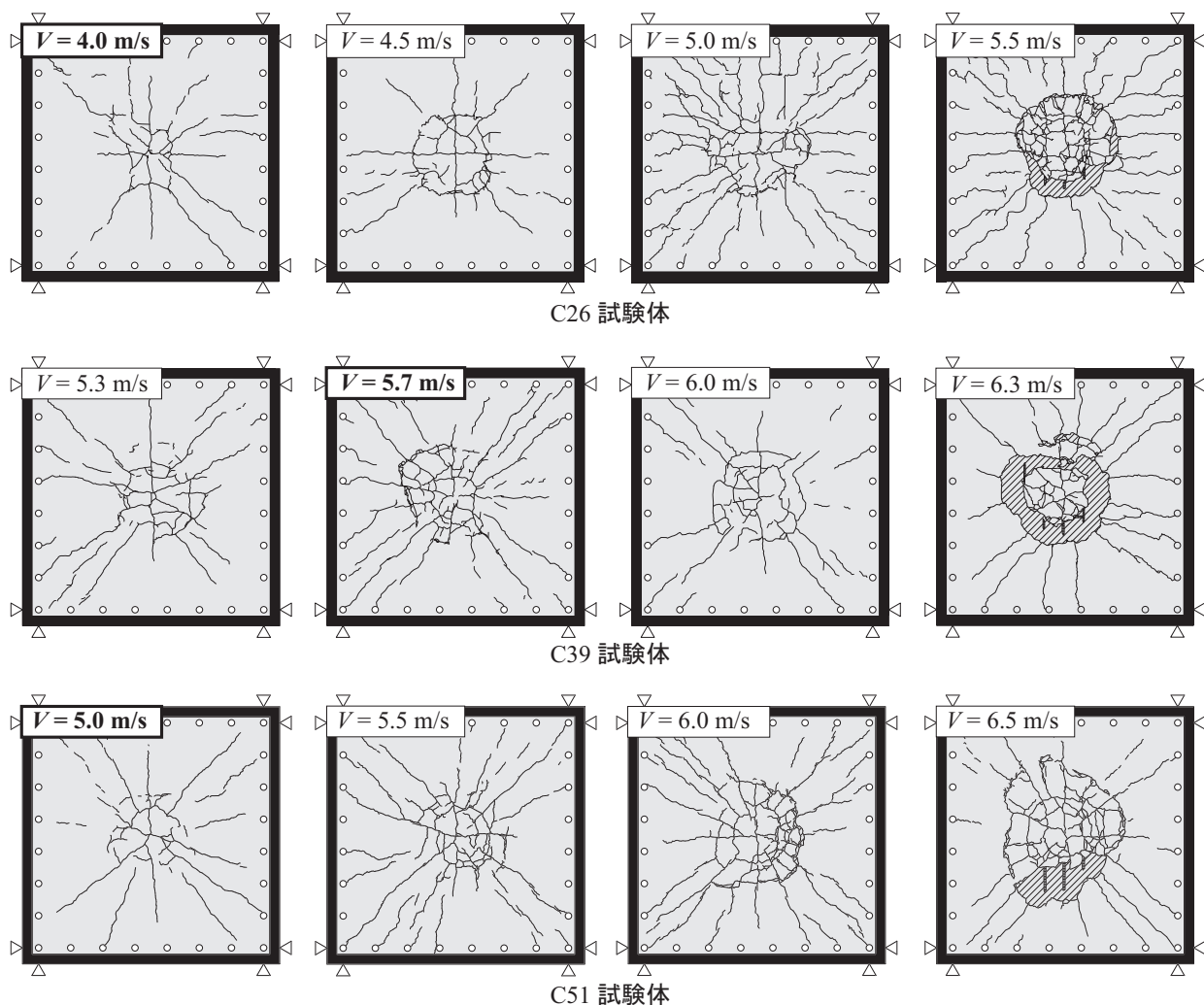


図-3 衝撃実験終了後における RC 版裏面のひび割れ性状

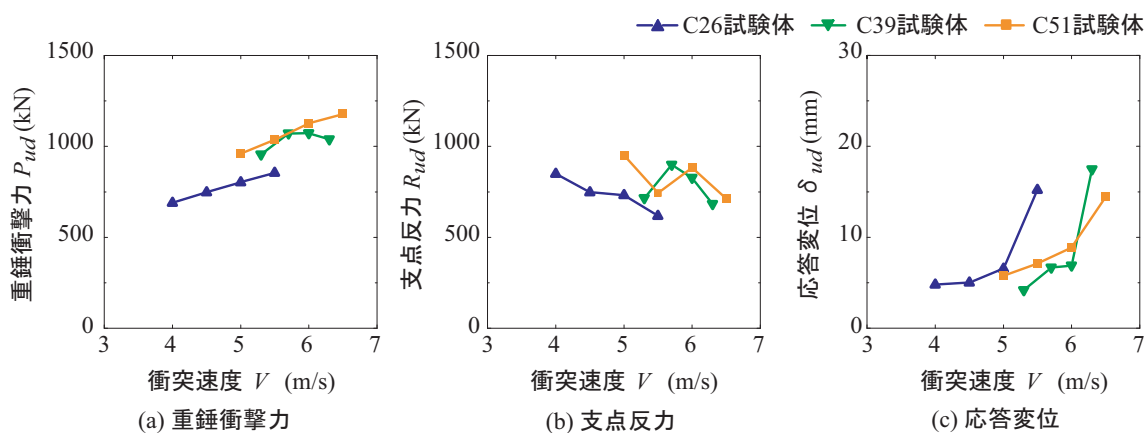
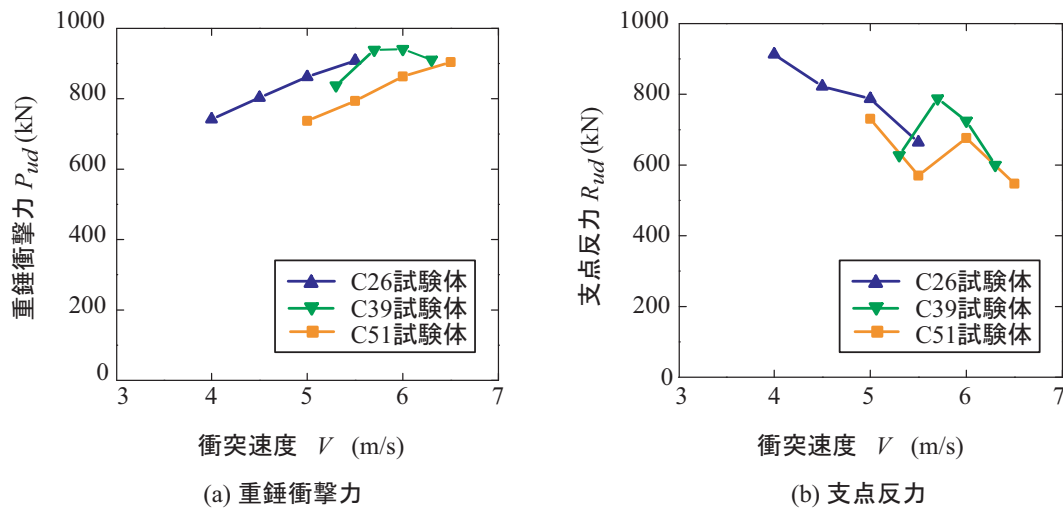


図-4 衝突速度と重錘衝撃力、支点反力および応答変位の関係

図-4 (c) より、各試験体の応答変位 δ_{ud} は衝突速度 V の増加に対応して増大し、最終の衝突速度で急激に増大していることが分かる。これは、最終の衝突速度において RC 版に押抜きせん断面が明瞭に形成されるとともにひび割れが一気に開口したためと考えられる。なお、応答変位 δ_{ud} が急増する衝突速度は、コンクリート強度が高いほど大きくなる傾向にあるが、C39 と C51 試験体では大差がない。以上から、応答変

位の性状にもコンクリート強度の影響が認められるものの、重錘衝撃力や支点反力と同様に、コンクリート強度が応答変位に与える影響もある程度以上の強度において顕著ではなくなるものと考えられる。

図-5 にコンクリート強度で補正を行った重錘衝撃力および支点反力と衝突速度との関係を示す。これは、既往の研究⁵⁾で、RC 版の有効高さや鉄筋比および重錘直径が耐衝撃性に及ぼす影響を検討した結果、



図－5 コンクリート強度補正後の衝突速度と重錘衝撃力，支点反力の関係

コンクリート強度の影響が比較的大きいためコンクリート強度の補正を行って耐衝撃性を統一的に評価・検討したこと，およびそれらの考察を基に耐衝撃設計法を提案していることによる．ここでも既往の研究⁵⁾と同様に，静載荷実験および衝撃載荷実験ともに押抜きせん断型の破壊性状を示したことから，コンクリート標準示方書⁶⁾の押抜きせん断耐力算定式を援用することとした．

すなわち，荷重（力）を示す物理量である重錘衝撃力および支点反力はコンクリート強度の1/2乗に比例するものとし，既往の研究と同様に既往の研究での平均的なコンクリート強度である30 MPaを基準として正規化を行った．具体的には，ある試験体のコンクリート強度を f'_c とすると，実測の重錘衝撃力や支点反力に $(30/f'_c)^{1/2}$ を乗じて正規化を行っている．

図－5より，C51試験体の重錘衝撃力は衝突速度が大きいかに関わらず他の試験体と同等程度以下であることが分かる．また，C39試験体の支点反力は一部の衝突速度で他試験体と大きく異なっている．しかし，上記の例を除いてほぼ等しい衝突速度における重錘衝撃力および支点反力は各試験体で比較的良好に対応しており，既往の研究⁵⁾と同様にコンクリート強度で補正することの有効性が認められる．

一方で，C51試験体の重錘衝撃力は衝突速度が全般的に大きいかに関わらず他の試験体と同等程度以下であることおよび各試験体の補正後における支点反力は全般的に衝突速度の増加とともに低下する傾向にあることが分かる．これより，コンクリート強度を26.3～50.9 MPaと比較的高強度に設定しても，強度補正後の重錘衝撃力や支点反力は衝突速度が同程度の場合には試験体間の差異が少ないこと，全般的な傾向として支点反力は衝突速度の影響を受け，衝突速度が大きくなると低下する傾向にあることが明らかとなった．

以上より，本研究でもコンクリート強度による補正

を行い，以降の考察を実施することとする．なお，本研究では既往の研究における関係式や提案式の適用性も併せて検討することから，30 MPaを基準として正規化を行うこととする．

3.4 耐力および最大応答値

表－2に各試験体の動的耐力と静的押抜きせん断耐力を一覧にして示した．表－2(a)は強度補正前の一覧であり，表－2(b)は強度補正後の一覧を示す．なお，表中の終局速度とは，各試験体が最大支点反力を示した衝突速度である．ここで，最大支点反力を示した衝突速度を終局速度としたのは，図－3のひび割れ性状からも明らかのように，最大支点反力が生じた衝突速度以上の場合には押抜きせん断破壊が顕在化し，RC版裏面に形成される円形状ひび割れ周辺のコンクリートが飛散して第三者被害を及ぼす危険性があることより，安全性の観点から最大支点反力発生時をRC版部材の終局限界状態と定義したことによる．

なお，表中の動的せん断耐力比および静的せん断耐力比は，C26試験体の結果を基準とした値である．参考のため図－6に静載荷実験における静荷重と版中央変位の関係を示している．また，本研究においても既往の研究と同様に最大支点反力をRC版の動的耐力と定義した．これは，図－4(a)や図－5(a)に示したように，各試験体の重錘衝撃力は衝突速度の増加に対応して増大する傾向を示し，耐力を評価するための指標とすることは困難であることによる．これに対して，支点反力はある衝突速度で最大値を示すことより，動的耐力を評価する指標として利用可能であると考えられるためである．

本実験における支点反力の分布傾向は，図－4(b)や図－5(b)に示したようにある衝突速度で極大値を示した後，衝突速度を増加させても同等か低下する場合（C39試験体）と最小の衝突速度で最大値を示す

表-2 各試験体の動的，静的押抜きせん断耐力

(a) コンクリート強度補正前

試験体名	終局速度 V (m/s)	動的せん断耐力 R_{ud} (kN)	動的せん断耐力比	静的せん断耐力 P_{ud} (kN)	静的せん断耐力比
C26	4.0	849.7	1.0	287.2	1.0
C39	5.7	898.6	1.06	415.1	1.45
C51	5.0	952.6	1.12	449.3	1.56

(b) コンクリート強度補正後

試験体名	終局速度 V (m/s)	動的せん断耐力 R_{ud} (kN)	動的せん断耐力比	静的せん断耐力 P_{ud} (kN)	静的せん断耐力比
C26	4.0	912.7	1.0	308.5	1.0
C39	5.7	788.2	0.86	364.1	1.18
C51	5.0	730.6	0.80	344.6	1.12

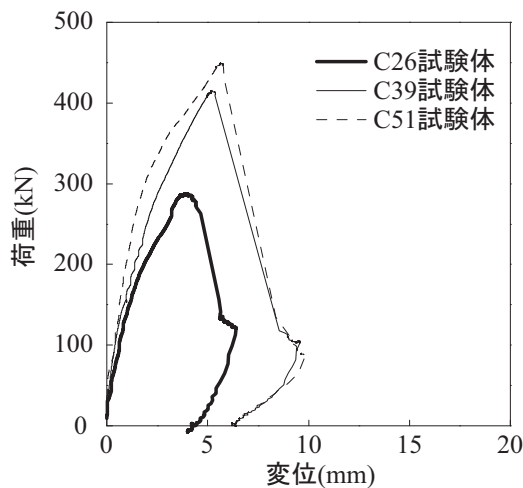


図-6 静载荷実験結果

(C26 および C51 試験体) 場合のいずれかの傾向を示している。C39 試験体はある衝突速度で支点反力が極大値を示しており、この時の支点反力が最大支点反力であり、RC 版が支点到伝達可能な最大の反力値を示すことから、最大支点反力を RC 版の動的耐力と定義することは妥当であるものと考えられる。

一方、C26 および C51 試験体では最小の衝突速度で最大支点反力を示している。両試験体を仮にさらに小さな衝突速度で载荷した場合の版裏面の状態は、図-3 のひび割れ図から押抜きせん断ひび割れの直径が小さくなるなど損傷がより軽微となり弾性状態に近づくことが容易に推察される。すなわち、衝突速度が小さくなるほど入力エネルギーも小さくなり、弾性的な挙動が支配的となるため、支点反力が大きくなることは工学的には考えられない。以上から、最小の衝突速度で最大値を示す場合も、これを最大支点反力と評価することは妥当であるものと考えられる。

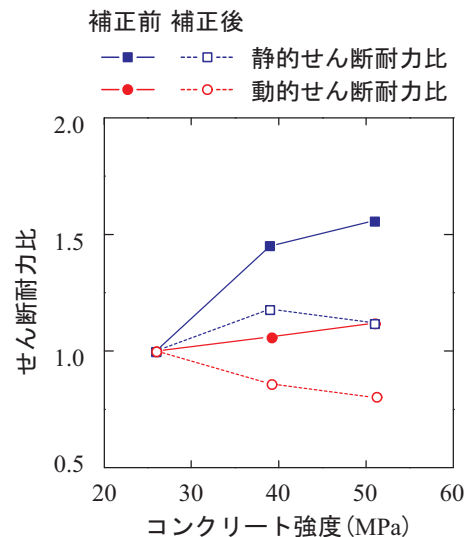


図-7 コンクリート強度補正前後のコンクリート強度とせん断耐力比の関係

図-7 にコンクリート強度補正前後におけるコンクリート強度と静的，動的せん断耐力比の関係を示した。図より，強度補正前の静的せん断耐力比はコンクリート強度の増加に対応して大きく増大するものの，C39 と C51 試験体間の差異は C26 と C39 試験体間の差異に比べて小さいことが分かる。一方，動的せん断耐力比も強度に対応して増加するものの増加割合は静的せん断耐力比に比べて大幅に小さいことが分かる。

強度補正後の静的せん断耐力比は全般的に補正前の耐力比に比べて小さく，C39 試験体で最大を示し C51 試験体では多少低下していることが分かる。また，強度補正後の動的せん断耐力比は強度の増加に対応して低下する傾向にあるが C26 と C39 試験体間の差異に比べて C39 と C51 試験体間の差異は小さくなっている。

表－3 コンクリート強度補正後の各試験体の耐力および応答倍率

試験体名	終局速度 V (m/s)	最大支点反力 R_{ud} (kN) (i)	最大重錘衝撃力 P_{ud} (kN)	計算押抜きせん断耐力 V_{pcd} (kN) (ii)	実測押抜きせん断耐力 P_{us} (kN) (iii)	動的応答倍率 (i) / (iii)	計算動的応答倍率 (i) / (ii)	曲げ剛性 (MNm)
C26	4.0	912.7	741.9	285.9	308.5	2.96	3.19	3.54
C39	5.7	788.2	938.9	273.4	364.1	2.16	2.88	3.54
C51	5.0	730.6	736.9	239.1	344.6	2.12	3.06	3.54

以上より、コンクリート強度が RC 版のせん断耐力に及ぼす影響は、強度補正の有無に関わらず静載荷で大きく衝撃載荷では小さいこと、および C39 と C51 試験体間の差異は全般的に C26 と C39 試験体間の差異よりも小さく、コンクリート強度が静的、動的せん断耐力に及ぼす影響はある程度以上のコンクリート強度では顕著でなくなるものと考えられる。

なお、コンクリート強度の影響が静載荷で大きく衝撃載荷で小さいのは、衝撃載荷における動的せん断耐力（最大支点反力）が衝突速度の影響を受ける物理量であることに関連するものと推察される。すなわち、コンクリート強度が増加することで版裏面の損傷程度が同様となる衝突速度は増大するものの、衝突速度が大きくなることで最大支点反力が低下するため強度増加の影響が出現しにくくなると考えられる。このことは、衝突速度が増加することで貫入量が増大することや、裏面剥離に代表される局所破壊モードが混在して出現するなどのハードな衝撃問題固有の現象に関連するものと推察される。一方、静載荷時のせん断耐力に大きな影響を及ぼすコンクリートの引張強度やせん断強度は圧縮強度に強く依存するため静載荷時に強度の影響が顕著に出現したものと考えられる。

表－3 に各試験体の耐力および応答倍率の一覧を示す。なお、重錘衝撃力や各押抜きせん断耐力および曲げ剛性は強度補正後の値を示したが、応答倍率は強度補正の有無にかかわらず同等である。終局速度とは表－2 と同様に、最大支点反力を示した衝突速度であり、最大重錘衝撃力は終局速度における重錘衝撃力とした。また、実測動的応答倍率は最大支点反力を実測の静的押抜きせん断耐力で除した値であり、計算動的応答倍率は最大支点反力を計算静的押抜きせん断耐力で除した値である。また、後述するように実測動的応答倍率は RC 版の曲げ剛性に影響されることから、RC 版の曲げ剛性も併せて示している。

4. 耐衝撃設計

著者らは、既往の研究⁵⁾において RC 版の耐衝撃設計法を提案している。本文では、既提案の耐衝撃設計法のコンクリート強度が比較的高強度に設定され

た RC 版への適用性について検討することとした。なお、既提案の耐衝撃設計法は、コンクリート強度を 30 MPa に正規化した物理量（最大重錘衝撃力や最大支点反力）を用いて提案されているため、本文でも同様に正規化を行っている。

ここで、既提案の耐衝撃設計法の適用範囲を整理する。

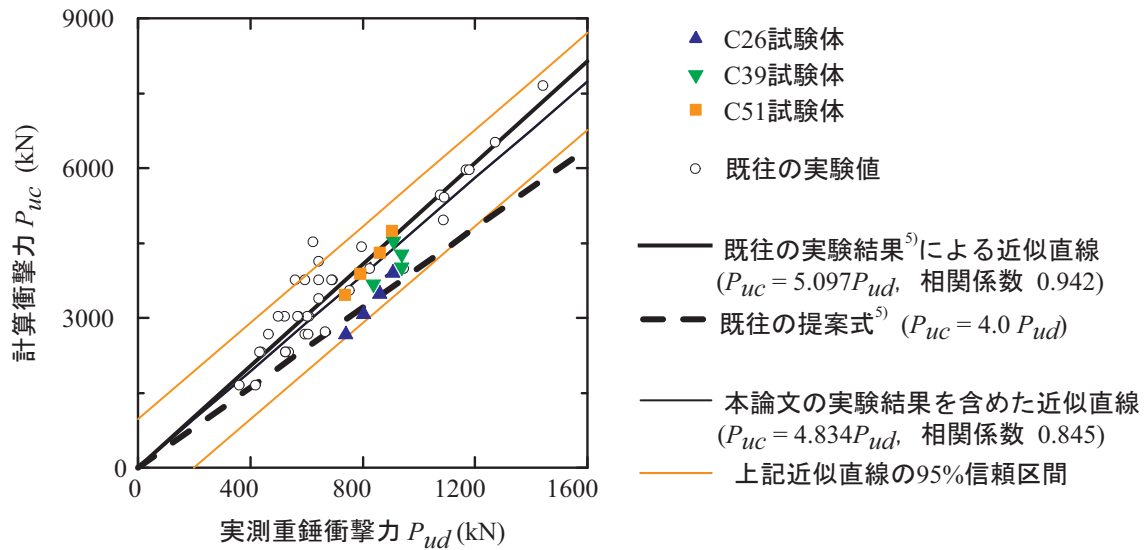
- ・重錘の衝突速度は 3 ～ 8 m/s 程度と比較的低速度である。
- ・試験体は四辺支持 RC 版で、版中央へ底部が球面状の重錘を直接衝突させている。
- ・版厚は 150 ～ 200 mm で、かぶりは 40 mm、鉄筋比は 0.7 ～ 1.6 % である。
- ・重錘の質量は 300 kg、直径は 60 ～ 150 mm である。
- ・コンクリート強度は 20.2 ～ 37.4 MPa である。

以上のように、コンクリート強度の範囲が高く設定されている以外は、本実験と既提案の耐衝撃設計法の適用範囲は同様である。また以下に既提案の耐衝撃設計法定式化の背景と理由を示す。

図－3 に示したように四辺支持 RC 版が比較的低速度の重錘衝突を受けると押抜きせん断型の破壊性状を示す。この性状は、RC 版に局所荷重が静的に作用した場合と同様である。コンクリート標準示方書⁶⁾における押抜きせん断に対する設計は、作用荷重に対して押抜きせん断耐力を照査することで行われる。このように、破壊性状が類似していることから、耐衝撃設計法も静的な押抜きせん断に対する設計法を援用して定式化することとした。また、図－5 に示したように最大重錘衝撃力は最大支点反力値と大差がないことが明らかになっていることより、直接作用する衝撃力である重錘衝撃力を作用荷重として耐衝撃設計法の定式化を進めることとした。なお、重錘衝撃力は応答値であるが、図－5(a) に示すように試験体が平板であれば、試験体の強度や衝突速度が変わっても、その大きさが顕著には変動しない応答感度の低い物理量であるため、作用荷重として定義して良いものと判断した。

4.1 作用衝撃力

本研究では、既往の研究と同様に作用衝撃力、すな



図－8 計算衝撃力と実測重錘衝撃力との関係

わち重錘衝撃力をヘルツの理論式を用いて算定することとした。以下に振動便覧式の基となっているヘルツの式を示す。

$$n = \frac{4}{3\pi} \cdot \frac{1}{k_1 + k_2} \left[\frac{R_1 \cdot R_2}{R_1 + R_2} \right]^{\frac{1}{2}} \quad (1)$$

$$P_{uc} = n^{\frac{2}{5}} \left[\frac{5}{4} v_0^2 \cdot \frac{m_1 m_2}{m_1 + m_2} \right]^{\frac{3}{5}} \quad (2)$$

$$k_1 = (1 - v_1^2) / (\pi E_1) \quad (3)$$

$$k_2 = (1 - v_2^2) / (\pi E_2) \quad (4)$$

ここに、 v_1 ：重錘のポアソン比、 v_2 ：RC版のポアソン比、 E_1 ：重錘の弾性係数、 E_2 ：RC版の弾性係数、 R_1 ：重錘の曲率半径、 R_2 ：RC版の曲率半径、 v_0 ：衝突速度、 m_1 ：重錘の質量、 m_2 ：RC版の質量である。

本研究でもヘルツの理論式に直接諸定数を代入して計算することとした。RC版の弾性係数およびポアソン比は、コンクリート標準示方書⁶⁾に準拠して、コンクリート強度を30 MPaとした場合の 2.8×10^4 (N/mm²) および0.2としている。また、重錘の弾性係数およびポアソン比は、鋼製であることから 2.0×10^5 (N/mm²) および0.3とし、曲率半径は底部に2 mmのテーパが施されていることから0.507 mとなる。なお、RC版の曲率半径は無限大とし、質量はRC版が移動せず重錘を受け止めるのみであり、かつ4辺で浮き上がりが拘束されていることから無限大として評価している。

図－8にヘルツ式による計算衝撃力 P_{uc} と実測重錘衝撃力 P_{ud} の関係を示す。本実験結果は全体的に白抜きで示した既往の実験結果に比べて実測重錘衝撃力が大きい傾向にあり、その傾向は特にコンクリート強度

の低い試験体で顕著であった。また、全般的に計算衝撃力の変化に比べて実測重錘衝撃力の変化が少なく、データが示す勾配は既往の実験結果による近似直線よりも急になっている。しかし、いずれの試験体の結果も既往の実験結果に本実験結果を加えて整理した近似直線 ($P_{uc} = 4.834 P_{ud}$, 相関係数 0.845) の95%信頼区間内に収まっており、本近似直線の95%信頼区間で実験誤差やコンクリート強度が比較的高い場合も包括可能であるものと考えられる。

なお、既往の研究では、近似直線に多少の安全を考慮してヘルツ式の1/4を衝撃荷重の特性値 ($P_{uc} = 4.0 P_{ud}$) として扱うことを提案したが、一部の実験結果から危険側になる可能性が明らかとなった。そのため、新たな近似式の95%信頼下限を示す式(5)を実験誤差も包括できる安全側の式として新たに提案することとする。

$$P_{uc} = 4.834 P_{ud} - 966.77 \quad (5)$$

一方、設計衝撃力 P_{ud} は式(5)を変換した式(6)から求められる。

$$P_{ud} = (P_{uc} + 966.77) / 4.834 \quad (6)$$

ここに、 P_{ud} ：設計衝撃力 (kN)、 P_{uc} ：計算衝撃力 (kN) である。なお、ヘルツ式により計算衝撃力を算定する際には前述したような定数を用いる一方で、式(5)および式(6)は一連の実験結果と計算衝撃力との対応関係を基に提案した式であり、一連の実験条件を要約すると以下ようになる。

すなわち、使用したコンクリートの強度は20.2～50.9 MPa、鉄筋は全てSD345であり鉄筋比は0.7～1.6%、RC版の版厚は芯かぶり40 mmで150～200 mm、重錘の質量は300 kgで直径は60～150 mm、RC版の支持条件は全て四辺単純支持である。

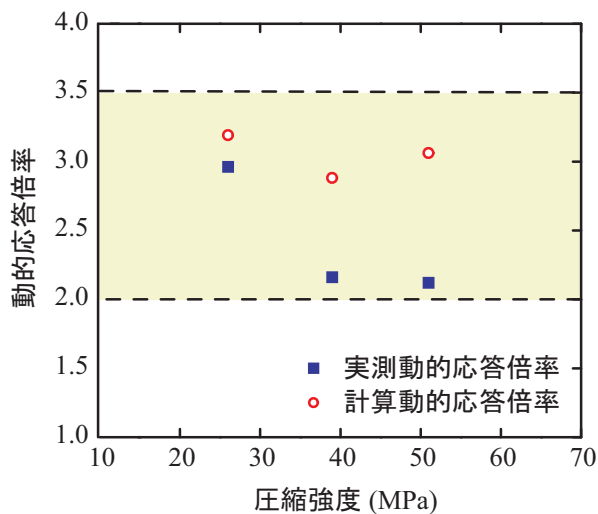


図-9 実測および計算動的応答倍率

以上から、設計のための作用衝撃力（設計衝撃力）は、重錘の質量、弾性係数、ポアソン比、曲率半径と衝突速度（落下高さ）および RC 版のコンクリート強度（弾性係数）が与えられれば、一義的にヘルツ式の計算値を基に算定評価できることが明らかになった。一方、ヘルツ式の 1/4 と定義した設計衝撃力では実験誤差によって危険側となる場合も考えられるため、新たに導出した近似直線の 95 % 信頼下限を提案式とすることで実験誤差も内包でき適切な安全余裕度が確保できるものと判断される。

なお、土木学会のコンクリート標準示方書⁶⁾では、偶発荷重に対する荷重係数を 1.0 とすることとし、荷重の特性値を安全側に規定することになっている。ここでは、計算衝撃力と実測最大重錘衝撃力との関係におけるばらつきや本実験に限られた条件下で実施していることを考慮して、式（5）で定義される近似直線の 95 % 信頼下限式を変換した式（6）より求まる衝撃力を衝撃荷重の特性値として扱うこととした。

4.2 動的耐力および応答倍率

ここでは、RC 版の耐衝撃設計を既往の研究⁵⁾と同様に、設計のための作用衝撃力（設計衝撃力）と動的耐力を比較して、設計衝撃力が動的耐力を下回るような条件下で静的に設計する手法を確立するために動的耐力について考察する。RC 版の動的耐力は、動的応答倍率（最大支点反力を静的押抜きせん断耐力で除した値）が決定されれば、静的な押抜きせん断耐力を求めることで評価が可能となる。

図-9 に各試験体の実測動的応答倍率と計算動的応答倍率の圧縮強度との関係を示す。図より、動的応答倍率は大略 2 ～ 3 程度に分布していることが分かる。実測動的応答倍率はコンクリート強度の高い C39、C51 試験体で小さく、ほぼ 2 程度である。一方、C26 試験体では 3 程度を示している。計算動的応答倍

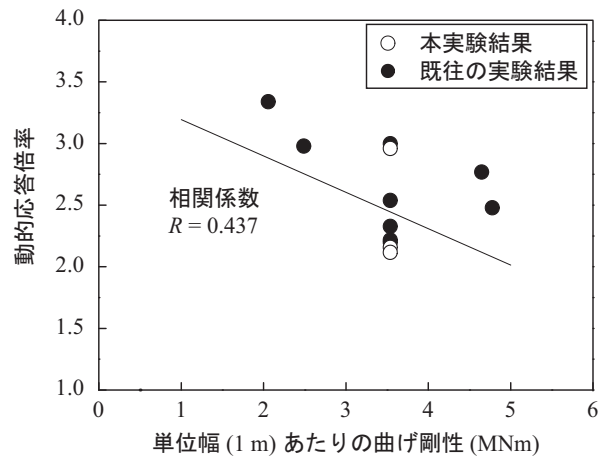


図-10 RC 版の曲げ剛性と動的応答倍率との関係

率は、実測動的応答倍率と異なり全般的に 3 程度を示し、実測動的応答倍率が小さな C39、C51 試験体でも 3 程度を示している。

ここで、コンクリート強度の高い C39、C51 試験体の実測動的応答倍率が 2 程度と C26 試験体に比べて小さいのは、C39、C51 試験体の最大支点反力が C26 試験体よりも大幅に小さいためである。一方、C39、C51 試験体の計算動的応答倍率が最大支点反力は小さいにもかかわらず C26 試験体と同様に 3 程度となるのは、C39、C51 試験体の計算押抜きせん断耐力が実測押抜きせん断耐力よりも大幅に小さいためである。なお、C39、C51 試験体の計算押抜きせん断耐力が実測押抜きせん断耐力よりも大幅に小さい要因として、計算押抜きせん断耐力はコンクリート強度が 36 N/mm² 以上では一定値に収束するなど、実測の押抜きせん断耐力を過小に評価しているためと考えられる。

既往の研究では動的応答倍率を 2 とした安全側の設計式を提案している。実測動的応答倍率はコンクリート強度が比較的高い場合でも 2 以上を示し、かつ計算動的応答倍率は 3 程度を示していることから、既提案のように動的応答倍率を 2 と設定することで、コンクリート強度が比較的高い場合も適切な安全余裕度を保持した状態で動的耐力を算定可能であるものと判断される。

図-10 に RC 版の単位幅（1 m）あたりの曲げ剛性と実測動的応答倍率の関係を示した。曲げ剛性は鉄筋をコンクリートに換算して考慮した。換算は鉄筋とコンクリートの弾性係数比を 7 として行い、引張側を無視して算定している。なお、既往の研究と同様に動的応答倍率と曲げ剛性の関係は、コンクリート強度を 30 MPa で補正した値を用いて示している。すなわち、動的応答倍率は表-3 に示すコンクリート強度補正後の動的応答倍率とした。また、既往の実験では版厚および鉄筋比が異なるために強度補正後の曲げ剛性は必ずしも同一とはならないものの、本実験では版厚およ

び鉄筋比が同一なことより強度補正後の曲げ剛性は全て同一となる。

図より、実測動的応答倍率と曲げ剛性の間にはばらつきが大きいものの、ある程度の相関が認められる。すなわち、RC版の曲げ剛性が小さい場合には実測動的応答倍率は大きくなる傾向にある。これは、RC版の曲げ剛性が小さいことで曲げ変形のモードが卓越するためと考えられる。なお、コンクリート強度が比較的大きいRC版の場合には曲げ剛性が大きくなるため、実測動的応答倍率は小さくなる傾向にある。

ここで、動的応答倍率が全て2以上であるのは、四辺支持のために曲げ変形が卓越しないことや最大支点反力が慣性力の影響を強く受ける物理量であることに関連するものと考えられる。また、強度補正しても動的応答倍率が2～3程度とばらつくのは、図-7に示したように実測の最大支点反力がコンクリート強度の影響を顕著には受けない一方で、コンクリート強度が高い場合には強度補正により最大支点反力が大きく低下するためと考えられる。

4.3 照査式

前節までの検討により、コンクリート強度をより高い範囲にまで設定し、実験誤差も内包できる作用衝撃力の特性値を求める式を新たに提案し、また、既往の動的応答倍率がコンクリート強度が比較的高い場合にも適用可能であることを確認した。すなわち、RC版を耐衝撃設計する上では、動的耐力が作用衝撃力（ここでは、式(6)により求まる設計衝撃力）以上であることが必要であるため、

$$\text{設計衝撃力 } (P_{ud} = (P_{uc} + 966.7) / 4.834) \leq \text{動的耐力} \quad (7)$$

また、RC版の動的耐力は動的応答倍率に静的押抜きせん断耐力を乗じることで得られるため、式(7)は式(8)のように書き換えられる。

$$\text{設計衝撃力} \leq \text{動的応答倍率} \times \text{静的押抜きせん断耐力} \quad (8)$$

ここで、計算動的応答倍率はコンクリート強度の影響に関わらず3程度であることから、式(8)における動的応答倍率を2として計算押抜きせん断耐力を乗じることでRC版の動的耐力を控えめに評価することになる。また、設計衝撃力は動的耐力以下に設定するため安全側の耐衝撃設計が可能になるものと考えられる。

5. まとめ

本研究では、比較的低速度の重錘落下直接衝突を受

ける四辺支持RC版のコンクリート強度が耐衝撃性に及ぼす影響を実験的に検討した。RC版の有効高さ、鉄筋比および重錘直径は同一とし、コンクリートの圧縮強度を26.3～50.9 MPaまで3段階に変化させたRC版を用いて単一衝撃载荷実験を行った。また、コンクリート強度が20.2～37.4 MPaの範囲内で行われた既往の実験結果をもとに提案された耐衝撃設計法の適用性を併せて検討した。用いた試験体は静载荷実験を含めて3種類、全15体である。本研究の範囲内で明らかになった結果を整理すると以下の通りである。

- 1) 同程度の衝突速度ではコンクリート強度の高いRC版ほど版裏面の損傷は軽微となる。ただし、C39（コンクリート強度が39 MPa）とC51（同51 MPa）試験体では大差がない。また、最大支点反力が生じた衝突速度におけるRC版裏面のひび割れ性状は、コンクリート強度の影響をほとんど受けずほぼ同様である。
- 2) コンクリート強度は重錘衝撃力や支点反力および応答変位に影響を与えるものの、C39とC51試験体の差異は顕著ではない。すなわち、コンクリート強度がこれらに及ぼす影響は、ある程度以上の強度において顕著ではなくなると考えられる。
- 3) コンクリート強度を比較的高強度に設定した場合でも、コンクリート強度で正規化を行うことで、同程度の衝突速度における重錘衝撃力や支点反力は大略同様となる。ただし、補正後の支点反力は衝突速度の影響を受け、コンクリート強度が高いほど衝突速度が大きくなる一方で最大支点反力が低下するため強度の影響が出現しにくい。
- 4) コンクリート強度がせん断耐力比に及ぼす影響は、強度補正の有無にかかわらず衝撃载荷よりも静载荷の方で顕著である。しかしながら、C39とC51試験体の差異はともに小さく、コンクリート強度が静的、動的せん断耐力に及ぼす影響はある程度以上のコンクリート強度では顕著でなくなる。
- 5) ヘルツ式から得られる衝撃力（ $P_{ud} = (P_{uc} + 966.77) / 4.834$ ）を衝撃荷重の特性値とすることで、実験誤差やコンクリート強度が高い場合も含めて安全側に設計衝撃力を規定することができ。
- 6) コンクリート強度が比較的高い場合の実測動的応答倍率は2程度を示すものの、計算動的応答倍率は3程度であることから、既提案の動的応答倍率を2と設定することで、コンクリート強度が比較的高い場合においても適当な安全余裕度を有して動的耐力を算定評価可能である。
- 7) 実測の動的応答倍率と曲げ剛性の間にはばらつきが大きいもののある程度の相関が認められる。す

なわち、コンクリート強度が高い RC 版の場合には曲げ剛性が大きく、動的応答倍率は小さくなる傾向にある。

- 8) 設計衝撃力 $((P_{uc} + 966.77) / 4.834) \leq$ 動的応答倍率の下限值 $(2.0) \times$ 計算静的押抜きせん断耐力，とすることでコンクリート強度に関わらず安全側の耐衝撃設計が可能である。

参考文献

- 1) 土木学会：構造工学シリーズ 6，構造物の衝撃挙動と設計法，1993
- 2) 大沼博志，伊藤千浩，白井孝治：飛来物の衝突に対する鉄筋コンクリート構造物の耐衝撃補強工法，コンクリート工学年次論文集，Vol.21，No.3，pp.1579-1584，1999
- 3) 森川博司，河西良幸，坪田張二，内田 孝，大野友則，木暮幹太：飛来物の高速衝突を受ける鋼製ライナー付き鉄筋コンクリート版の耐衝撃性に関する実験と解析，日本建築学会構造系論文集，第 477 号，pp.107-114，1995
- 4) 岸 徳光，三上 浩，栗橋祐介：矩形 RC 版の衝撃耐荷挙動に及ぼす重錘直径の影響，構造工学論文集，Vol.54A，pp.1034-1043，2008
- 5) 岸 徳光，三上 浩，栗橋祐介：低速度衝撃を受ける四辺単純支持 RC 版の耐衝撃設計法に関する一提案，構造工学論文集，Vol.55A，pp.1327-1336，2009
- 6) 土木学会：コンクリート標準示方書設計編，2007 年制定

(2010 年 9 月 16 日受付)