

津波浮遊物の衝突を受ける RC 壁の局部損傷評価に関する実験的研究

EXPERIMENTAL STUDY ON LOCAL DAMAGE OF REINFORCED CONCRETE WALLS DUE TO TSUNAMI DEBRIS IMPACT

中村 聡^{*1}, 渡邊秀和^{*2}, 河野 進^{*3}, 藤掛 一典^{*4},
田中仁史^{*5}, 鈴木紀雄^{*6}, 小原 拓^{*1}

*Satoshi NAKAMURA, Hidekazu WATANABE, Susumu KONO, Kazunori FUJIKAKE,
Hitoshi TANAKA, Norio SUZUKI and Taku OBARA*

The 2011 off the Pacific coast of Tohoku Earthquake triggered devastating tsunami which caused various structural damages to RC buildings. Impact tests were conducted using a lateral impact loading system to evaluate the performance of RC wall specimens. The damage of twenty RC wall specimens was classified into penetration, scabbing, and perforation. In order to evaluate the limit impact velocity for scabbing and perforation, the modified Hughes formula was proposed by assuming that tensile concrete strength is a constant value (1.76 N/mm²) regardless of the splitting tensile strength of accompanying cylindrical specimens. The proposed formula perfectly classified the local damage of twenty specimens in this study.

Keywords : *Tsunami Debris, Low-Velocity Impact Test, RC Walls, Local Damage, Penetration Depth, Punching Shear Behavior*

津波浮遊物, 低速度衝撃実験, RC 壁, 局部損傷, 貫入深さ, パンチング破壊

1. はじめに

2011年3月11日に発生した東北地方太平洋沖地震では、津波による被害が東北地方沿岸部をはじめ広範囲に及んだ。建築物に対する被害では、木造建築物のみならず、従来津波に対して強いとされてきた鉄筋コンクリート（以下、RCと略す）造建築物も甚大な被害を受けた。なかでも、船舶・コンテナ・流木等といった津波浮遊物の衝突による損傷がこれほどの規模で生じたことは記録に残っている範囲では国内初⁶⁾であり、その対策は緊急性を要する。また、今後発生の可能性のある津波とその防災・減災対策への社会的関心は高まっており、安全な避難場所、特に高台や津波避難ビルへの社会的な要求は高くなっている。2005年6月に内閣府によって「津波避難ビル等に係るガイドライン¹⁾」（以下、津波ビルガイドラインと略す）が示された。その巻末に（財）日本建築センターにおける検討結果を引用した「構造要件の基本的な考え方」がまとめられている。（財）日本建築センターでは、さらに2005年度にも成果の一部見直しや設計式の実施等²⁾を行った。さらに、2011年には、東日本大震災の津波被害を踏まえ、津波被害を受けた建築物等被害状況に基づき、津波ビルガイドラインに示された津波避難ビルの構造設計法について、その妥当性の検証および見直しの必要な項目の抽出やその内容に関する検討が「津波被害を受けた建築基準等の整備に資

する検討³⁾」において行われている。これらの成果は、技術的助言（国住指第2570号、2011年の別添「東日本大震災における津波による建築物被害を踏まえた津波避難ビル等の構造上の要件に係る暫定指針⁴⁾」（以下、津波ビル暫定指針と略す）に反映された。津波ビル暫定指針に示されている津波避難ビルの構造設計では、検討を要する11種の項目の中で、「漂流物に対する検討」が示されている。ここでは『漂流物が建築物に衝突して構造耐力上主要な部分が一部損傷したとしても、損傷した部材が支持していた軸力を別の部材が代わって支持する等の方法によって、層としての軸力支持能力が喪失されないことを確認する』といった、耐震診断における第2種構造要素の検討と同様な検討を行う。しかし、上記指針には津波浮遊物がRC造壁に衝突した際に引き起こされる裏面剥離や貫通といったパンチングシアによる局部損傷に関する規定について記載はない。また、津波浮遊物に対しての構造部材の衝撃耐力、耐力評価式や靱性改善方法についての記述もなく、津波浮遊物の衝突に対しての構造設計法は未検討である。その理由として挙げられるのが、RC構造部材の耐衝撃設計の複雑さにある。大野⁵⁾は、耐衝撃設計における衝撃応答に及ぼす因子（例えば、衝突速度、衝突体先端形状、コンクリート強度、RC壁厚など）が多く、終局耐力を考慮するための非線形挙動や破壊現象の機構が、未だ明らかにされていないこと

*1 東京工業大学大学院 環境理工学創造専攻 修士課程

Grad. Stud., Dept. of Environmental Science and Technology, Tokyo Institute of Technology.

*2 東京工業大学 建築物理研究センター 助教・博士(工学)

Assist. Prof., Structural Engineering Research Center, Tokyo Institute of Technology, Dr.Eng.

*3 東京工業大学 建築物理研究センター 教授・博士(工学)

Prof., Structural Engineering Research Center, Tokyo Institute of Technology, Ph.D.

*4 防衛大学校 教授・博士(工学)

Prof., Dept. of Civil & Environmental Engineering, National Defense Academy, Dr.Eng.

*5 京都大学 防災研究所 教授・博士(工学)

Prof., Disaster Prevention Research Institute, Kyoto University, Ph.D.

*6 鹿島建設 技術研究所 博士(工学)

Deputy Director, Kajima Technical Research Institute, Dr.Eng.

を報告している。

津波避難ビルの構造設計において、津波浮遊物の衝突といった外力に対して、構造物の安全性だけでなく構造物内にある人体への被害を抑止する為には、外力を受ける部材（主に柱・耐力壁といった鉛直部材）の構造性能を正しく評価することがきわめて重要になる。

本論文では、津波浮遊物に対する RC 構造物の耐衝撃性能評価を目的として、想定される津波流速で衝撃実験を行った。建築研究所によって行われた東北地方太平洋沖地震調査研究⁶⁾で、津波流速が 7m/s 程度と推定されている。津波浮遊物そのものの速度ではないが、これを参考に本研究では津波浮遊物の衝突速度を 10m/s 以下の範囲（以下、低速度と略す）と仮定した。载荷方法は単一衝撃载荷とし、後述する水平衝撃载荷装置を用いた。実験変数は壁厚・コンクリート強度および衝突速度である。これらの実験結果と既往の局部損傷式との比較結果に基づいて、最も適用性の高い局部損傷評価式を紹介する。またこの評価式を基礎として、本実験の損傷結果を良好に推定できる評価式を提案する。

2. 衝撃荷重を受ける RC 版に関する既往研究

2.1 破壊性状定義

衝撃荷重によって RC 版に生じる破壊性状は、一般に大きく 2 種に分類されることが Kennedy¹¹⁾により報告されている。1 つは、局部的破壊であり、主に剛な物体が高速で衝突した場合に生じる。局部的破壊では、衝撃エネルギーが構造物によって局部的に吸収され、破壊の範囲が衝突付近に集中する。もう 1 つは、全体的破壊であり、衝突体の質量が比較的大きな物体が低速で衝突したときに生じる。全体的破壊では構造物全体で衝突エネルギーを吸収するので、衝突箇所の損傷は軽微となるが、構造物全体としての健全性が問題となる。図 1 に RC 版においてみられる衝撃荷重によって生じる典型的な破壊性状を示す。図 1(a)(b)(c)が局部的破壊、(d)が構造体の全体的破壊に相当する。局部的破壊では、衝突面においてコンクリートの表面破壊や衝突体のコンクリート中への貫入が生じ、裏面には曲げおよびせん断によるひび割れが発生する。（図 1(a)）また、衝突体の速度が速くなると裏面剥離が生じ（図 1(b)）、さらに速くなると衝突体の貫通が起こる図 1(c)。本研究では、津波避難ビルの構造設計上クリティカルになると予測されるパンチングによる局所破壊に対する RC 版の耐衝撃設計手法を対象とした検討を行う。ここで、破壊性状を以下に定義する。

『表面破壊』: RC 版裏面に放射状または円周上にひび割れが生じた状態（図 1(a)に相当）。衝突面は、貫入やコンクリートの表面破壊（Spalling）が生じることもある。

『裏面剥離』: RC 版裏面で放射状または円周上にひび割れが発生し、

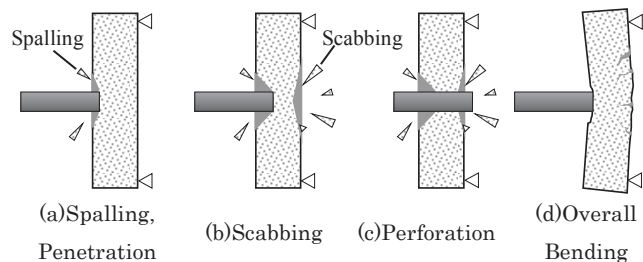


図 1 破壊性状の分類

尚且つコンクリートの剥離・剥落が生じた状態（図 1(b)に相当）。

『貫通破壊』: RC 版に貫通孔が形成され、衝突体が RC 版を通り抜ける破壊状態（図 1(c)に相当）。

2.2 局部損傷評価式に対する既往研究

高速移動する衝突体に対する RC 構造物の耐衝撃性の問題は、第二次世界大戦前後から主に軍事的として、研究が行われてきた。例えば、1946 年には National Defense Research Committee によって、衝突速度に対する裏面剥離が生じる限界板厚さや貫通が生じる限界厚さ（以下、それぞれを裏面剥離限界厚さ、貫通限界厚さと略す）を算定する NDRC 式⁹⁾が提案された。近年では、欧米において原子力発電所などの重要構造物に対する、航空機やミサイルなどの衝突に関する安全性検討の観点から、大規模な研究が行われている。例えば、Electric Power Research Institute（米国）は、竜巻に対する原子力発電所建築物の耐衝撃性を確認するために、実物大の衝突体を用いた実験¹²⁾を行っている。また、ドイツやフランスなどのヨーロッパ諸国においても航空機を対象とした RC 構造物の耐衝撃性に関する研究が行われた。その結果、新たな局部損傷評価式（例えば、修正 NDRC 式⁹⁾¹⁰⁾¹¹⁾、Chang 式¹³⁾や Hughes 式¹⁴⁾、UKAEA 式¹⁵⁾など）が次々と提案された。我が国においても電力中央研究所によって、RC 版の壁厚やコンクリート強度および衝突体の先端形状や衝突速度を変数とした衝撃実験^{16)~20)}が行われ、その成果として CRIEPI 式が提案されている。上述したように、衝突体に対する RC 構造物の耐衝撃性の問題については、長きにわたって、また国内外問わずに多くの研究がなされてきた。しかしながら、これまでに提案された種々の局部損傷評価式は、壁厚限界値の算定値に大きなバラつきがある¹¹⁾²¹⁾²²⁾ことが指摘されている。これは、貫入深さや裏面剥離、貫通破壊といった局部損傷における問題として、構造物の破壊を力学で評価することが困難なことを示している。また、これまでに実施された RC 構造物の耐衝撃性に関する研究は、衝突速度が 100m/s 以上^{例えは 9)~15)19)20)}と、高速の衝突体に対するものがほとんどである。本研究で扱う津波流速を想定した物体の衝突問題に関する研究は、例えば電力中央研究所が行なった衝突速度 5m/s 程度から 40m/s で衝撃実験がある¹⁹⁾。また岸ら²³⁾²⁴⁾は、RC 落石覆工の耐衝撃性に関する実験として、衝突速度 5m/s 程度の重錘落下実験を行っている。しかしながら、いずれの実験においても津波浮遊物の衝突で問題となる貫通破壊に関する検討は行なわれていない。また、三輪ら⁷⁾が行った衝突速度 3m/s から 7m/s の実験では、貫通破壊を生じた結果は試験体 14 体中 1 体のみである。したがって、津波流速を想定した低速度の衝突体に関する貫通破壊を含めた実験的研究はほとんど行われていないのが実情である。とくに構造物内の人命保護を目的とする津波避難ビルの耐衝撃設計において、許容することができない破壊性状である貫通破壊に関する工学的な知見が不足している。

3. 津波浮遊物の衝突を想定する衝撃実験

3.1 試験体諸元

図 2 に、RC 版試験体概要を示す。表 1 に、試験体緒元、衝突速度、貫入深さおよび破壊性状を示す。表 2 には実験に使用したコンクリートの材料特性を、表 3 には壁筋の材料特性を示す。試験体は、

津波浮遊物の衝突を受ける RC 造壁を想定した縮尺 1/2 の RC 版 20 体である。共通因子として、試験体寸法を一边 1300mm の正方形とし、壁厚 (80mm, 120mm) に関わらず、壁筋比が一定 ($P_w=0.33\%$) となるようにした。壁筋は複筋とし、最外縁壁筋のかぶり厚さは 15mm である。壁筋には、公称直径 5mm のインデント型溶接金網 (CD5) を用いた。コンクリートの最大骨材粒径は 20mm とした。打設は壁を鉛直に立て、縦打ちとした。衝突体は、試験体中央 (図 2 の Impact area) に衝突させた。この時、衝突体衝突位置に対する壁筋の有無が破壊性状に影響を及ぼさないように、壁筋交差位置を試験体中央に配した。試験体は、同設計条件の RC 版 4 体で 1 シリーズとし、STD, L29, S29, L51, S51 の計 5 シリーズを用意した。衝突体載荷速度が遅い順から a~d とした。変動要因は、壁厚・コンクリート強度および衝突速度 (実測値) である。

別府ら⁸⁾は、コンクリート強度の高強度化は、圧縮強度の増加に

表 1 試験体緒元

Test designation	Specimen			Impact object	Experimental result	
	Thickness (mm)	Reinforcement ($P_w(\%)$)	Compressive strength (N/mm^2)		Measured velocity (m/s)	Penetration depth (mm)
STD-a	120	CD5@100 double (0.33%)	19.9	6.42	14.6	Scabbing
STD-b				7.39	17.0	Scabbing
STD-c				8.07	29.6	Scabbing
STD-d				9.07	**** ³	Perforation
L29a	120	CD5@100 double (0.33%)	28.8	5.14	— ²	Penetration
L29b				5.81	1.3	Penetration
L29c				6.77	17.6	Scabbing
L29d				9.80	**** ³	Perforation
S29a	80	CD5@150 double (0.33%)	28.8	2.61	— ²	Penetration
S29b				5.43	N/A	Penetration
S29c				6.18	**** ³	Perforation
S29d				6.44	**** ³	Perforation
L51a	120	CD5@100 double (0.33%)	51.4	5.79	— ²	Penetration
L51b				7.76	11.2	Scabbing
L51c				8.50 ¹	N/A	Scabbing
L51d				9.33	**** ³	Perforation
S51a	80	CD5@150 double (0.33%)	51.4	2.68	— ²	Penetration
S51b				5.45	N/A	Penetration
S51c				6.91	**** ³	Perforation
S51d				8.47	**** ³	Perforation

*1 : Measured by laser velocity sensors.

*2 — : Penetration didn't occur.

*3 **** : Perforation occurred.

*4 N/A : No measurement was taken.

表 2 コンクリートの力学的特性

Test designation	Compressive strength (N/mm^2)	Young's modulus (N/mm^2)	Splitting tensile strength (N/mm^2)
STD	19.9	2.02×10^4	1.76
S29,L29	28.8	2.24×10^4	2.44
S51,L51	51.4	3.06×10^4	3.44

表 3 鉄筋 (インデント CD5) の力学的特性

Test designation	Yield strength ^{*1} (N/mm^2)	Young's modulus (N/mm^2)	Tensile strength (N/mm^2)
STD	522	2.18×10^5	587
L29,L51	509	1.91×10^5	563
S29,S51	518	1.94×10^5	572

*1 : 0.2% Offset value

伴い表面破壊に対する抵抗力が増大するとともに、引張強度も大きくなることによって裏面剥離も発生しにくくなり、結果として局部損傷の防止に効果があることを報告している。このことから、設計時のコンクリート強度を $20N/mm^2$, $30N/mm^2$ および $50N/mm^2$ の 3 種で設定した。ただし実験に用いた試験体のコンクリート強度の実測値は表 1 および表 2 に示す通りであり、試験体名称は実測値の代表値で区分した。すなわち、強度が $19.9N/mm^2$ を STD とし、 $28.8N/mm^2$ は L29 および S29, $51.4N/mm^2$ は L51 および S51 として表示した。名称の S および L は板厚の相違で、S が 80mm、L が 120mm である。また、壁筋も同様に STD と L29, S29 では同じ種類の壁筋 (CD5) を用いたが、試験体ごとに力学的特性が多少異なる。また、L29, S29, L51, S51 には、固定用貫通孔周辺の壁筋の定着を十分確保するために副筋として D6 を用いた。この 4 シリーズの実験結果をみると、損傷の大きな裏面剥離が発生した領域と固定用貫通孔 ($\phi 30$ のボルト穴) 付近は十分離れており、副筋がなくても壁筋の定着が十分確保出来ると判断し、その後作成した試験体 STD では D6 の副筋を使用していない。

3.2 水平衝撃載荷装置

図 3 に、防衛大学校所有の水平衝撃荷重載荷装置を示す。本装置

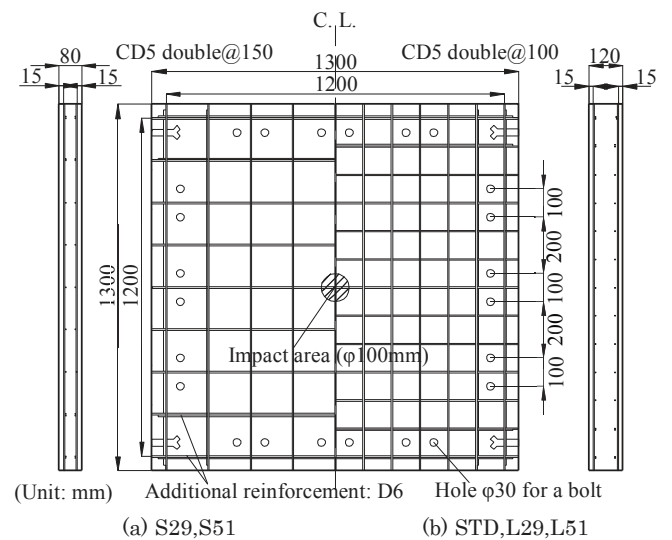


図 2 試験体配筋図

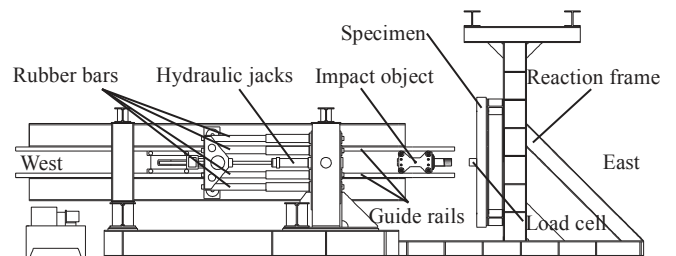


図 3 水平衝撃載荷装置

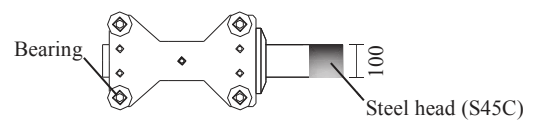


図 4 衝突体概要

は、反力フレーム、ゴム棒、油圧ユニットおよび衝突体により構成されている。ゴム棒を油圧ジャッキによって所定の長さだけ伸張させ、ゴム棒の弾性エネルギーを利用し、任意の速度を得ることができる。図3のようにRC版試験体を立てて反力フレームに設置した。その際、試験体は幅100mmの鉄骨プレートをロ字型に組んだ固定治具を用いて、面外方向の回転を拘束するように4辺を固定した。なお図2の固定用貫通孔(φ30のボルト穴)を用いて、1辺につき6箇所をM16ボルトによって固定した。図4に、装置に組み込まれた衝突体概要を示す。衝突体には上下8個のベアリングローラーが付属しており、載荷装置のガイドに沿って移動し、所定の位置に正確に衝突させることが可能である。衝突体の質量は104.95kgである。三輪車⁷⁾は、衝突体先端形状の相違が局部損傷に及ぼす影響について平坦型、半球型、円錐型の3種で比較を行い、平坦型の場合が最もRC版に生じる局部損傷が大きくなると報告している。このことから衝突体の先端形状は平坦型とした。衝突体直径は100mmの鋼製(S45C)で構成されている。衝撃実験時には、衝突体直径と同径の鋼製円柱ロードセル(φ100×h100mm, 質量6.18kg)を試験体衝突面側に設置し(図3)、衝突荷重を測定した。衝突速度は、高速度ビデオカメラ(STDでは1500fps, L29, S29, L51, S51では2000fpsで撮影)を載荷装置の衝突位置付近に配置し、衝突体に貼付した追跡点の変位を、時間で微分することにより衝突直前の速度を表1のように求めた。ただし、L51cは、高速度ビデオカメラによる撮影が出来なかったため載荷装置に設置されているレーザー式速度センサの値を衝突速度として用いた。なお、衝突速度Vは、10m/s以下の範囲で設定した。

4. 破壊性状

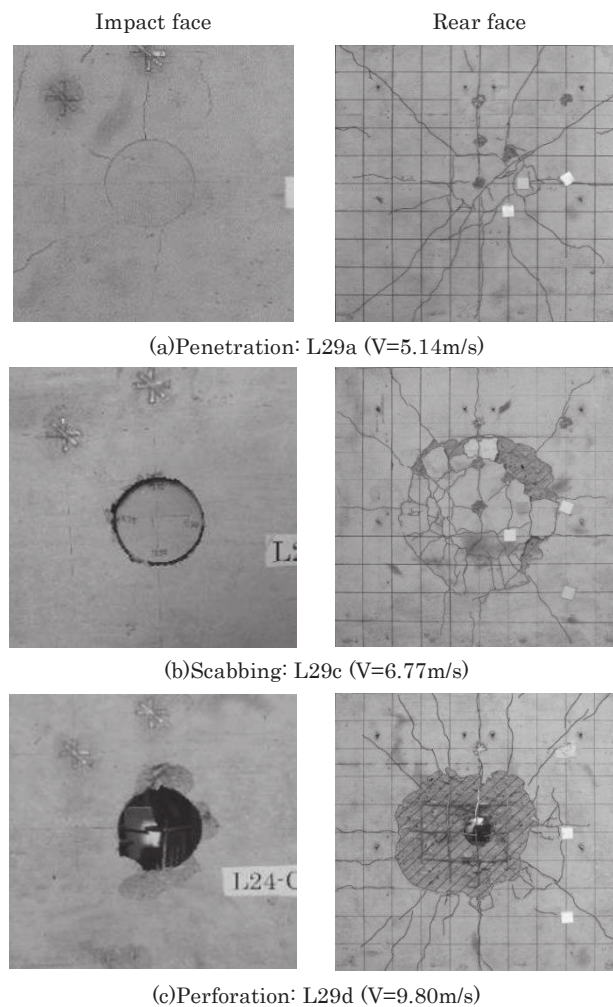
衝突速度は、2.6m/s~9.8m/sとし、すべての試験体シリーズで表面破壊、裏面剥離、貫通破壊の3パターンを再現するように努めた。写真1に、実験によって確認された代表的な破壊性状の例を示す。写真1(a)は表面破壊を、写真1(b)は裏面剥離を、写真1(c)は貫通破壊を示している。試験体裏面のグリッドは壁筋位置を示す。

裏面剥離となったすべての試験体において、衝突体範囲で円形状にコンクリートが陥没しており、裏面の壁筋がコンクリートの剥離・剥落を防いでいた。貫通破壊では、衝突面側のコンクリートの損傷は貫通孔周辺に集中しており、ひび割れはほぼ生じなかった。衝突面側の壁筋は交差部を中心に十字形となるように4箇所で破断していた。図5に、試験体シリーズと載荷速度および破壊性状をプロットした。壁厚120mmのSTD, L29, L51では、衝突速度が6m/sから9m/sまでの損傷が裏面剥離となり、9m/s以上では貫通を生じた。壁厚80mmのS29, S51では、衝突速度が6m/sを超えた段階で貫通破壊を生じ、裏面剥離は確認されなかった。また、同一の板厚でコンクリート強度が異なるL29とL51試験体に生じた損傷を比較すると、コンクリート強度の違いによる破壊性状に顕著な相違は認められなかった。

5. 局部損傷評価式の精度検証

5.1 貫入深さ評価式と実験結果比較

表4に、実験で生じた貫入深さ x_e と、貫入深さ評価式で算定した貫入深さ x_c との比較を行なった。比較に用いた貫入深さ評価式は、



Photographing range:
Impact face: 300×300(mm), Rear face: 1000×1000(mm)
写真1 代表的な破壊性状

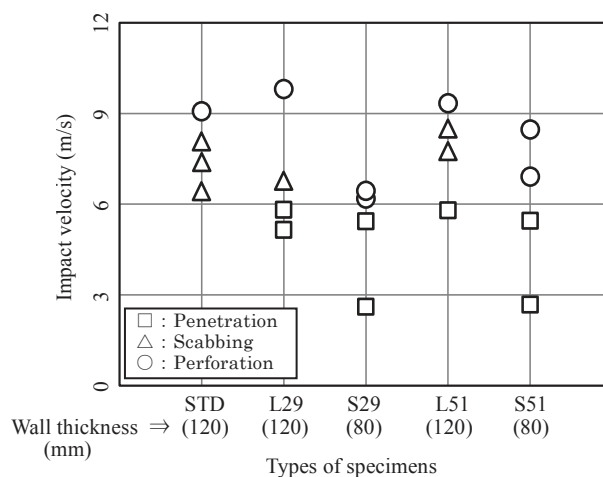


図5 各試験体シリーズにおける衝突速度と破壊性状の関係

ACE式¹¹⁾²⁵⁾²⁶⁾、修正NDRC式⁹⁾⁻¹¹⁾、Ammann & Whitney式¹¹⁾、Hughes式¹⁴⁾、UKAEA式¹⁵⁾、CRIEPI式¹⁶⁾、Kar式²⁷⁾、修正BRL式²⁸⁾⁻³⁰⁾、修正Petry式¹¹⁾³¹⁾³²⁾、Adeli-Amin式²⁹⁾³³⁾の計10式である。表4に示す5式は、10式中で比較的实验結果に近い値が得られ

表 4 貫入深さ実測値 x_e と貫入深さ計算値 x_c の比較

Test designation	Observed penetration depth x_e (mm)	Modified NDRC		Ammann & Whitney		Hughes		Modified BRL		Kar	
		x_c (mm)	x_e / x_c	x_c (mm)	x_e / x_c	x_c (mm)	x_e / x_c	x_c (mm)	x_e / x_c	x_c (mm)	x_e / x_c
STD-a	14.6	21.5	0.68	18.2	0.80	24.9	0.59	23.4	0.62	20.7	0.71
STD-b	17.0	24.4	0.70	23.5	0.72	28.8	0.59	28.2	0.60	23.5	0.72
STD-c	29.6	26.4	1.12	27.5	1.08	31.3	0.95	31.7	0.93	25.5	1.16
L29b	1.3	17.9	0.07	12.7	0.10	18.1	0.07	17.0	0.08	17.3	0.08
L29c	17.6	20.5	0.86	16.7	1.05	21.9	0.80	20.9	0.84	19.8	0.89
L51b	11.2	20.1	0.56	15.9	0.70	21.0	0.53	18.7	0.60	19.4	0.58
Ave. x_e / x_c *1		0.78		0.87		0.69		0.72		0.81	
S.D. *1		0.195		0.161		0.157		0.140		0.201	

*1: L29d は統計値から除外した。

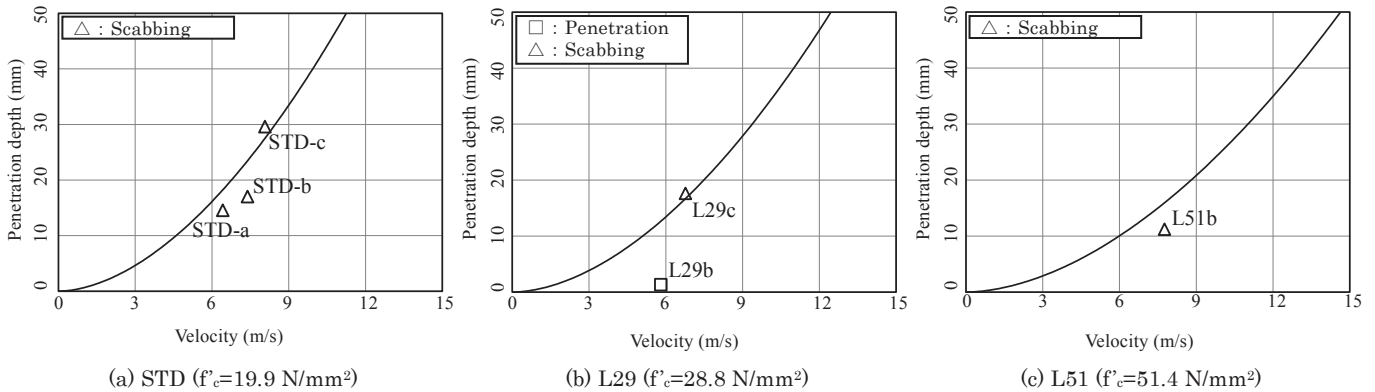


図 6 実験の貫入深さと衝突速度の関係と Ammann & Whitney 式による貫入深さ予測式の比較

た評価式である。ここで、L29b は計測された貫入深さが 1.3mm と非常に小さい値であることから、計測誤差の影響を大きく受けるため検討には用いないことにした。 x_e/x_c 平均値では、Ammann & Whitney 式が 0.87 となり、標準偏差も 0.161 と評価精度のバラつきが少なく、最も精度良く貫入深さを評価した。図 6 に Ammann & Whitney 式と実験結果の比較を示す。破壊性状が表面破壊の試験体の貫入深さを□、裏面破壊試験体の貫入深さを△でプロットした。

Ammann & Whitney 式は、衝突速度に対する貫入深さの増加傾向を良く表していることが確認できる。その他の 4 式においても、 x_e/x_c の値を 0.69~0.81 の範囲で比較的 safety 側に貫入深さを評価した。

5.2 裏面剥離限界厚さ及び貫通限界厚さ評価式と実験結果比較

表 5 に局部損傷を生じた試験体の衝突速度と局部損傷評価式より予測される限界速度との比較結果を示し、既往評価式を用いて実験結果を評価する。比較を行った局部損傷評価式は、5.1 節の検討で用いた 10 式に、さらに Degen 式³⁴⁾、Bechtel 式^{35)~38)}、CEA-EDF 式^{39)~42)} の 3 式を加えた計 13 式である。ここで、表 5 に示す 5 式は、13 式の中で本実験結果に近い値が得られるものを示している。表 5(a) は、裏面剥離した試験体に対して裏面剥離限界厚さ評価式を適用した場合の限界速度 V_{hs} を示し、表 5(b) は、貫通破壊した試験体に対して貫通破壊限界厚さ評価式を適用した場合の限界速度 V_e を示す。 V_{exp} / V_{hs} および V_{exp} / V_e が 1.0 を下回った場合、実験で局部損傷を生じた速度よりも遅い速度で、局部損傷を生じる予測となり、危険側の予測になる。ここで、表 5 に示す不適合試験体のみ平均値は、1.0 を下回った結果のみを平均した値である。この結果から、裏面剥離限界厚さ評価式は、修正 NDRC 式では、すべての結果で

1.0 以上となり安全に評価した。また、ほかの 4 式の平均値は 0.83~0.96 となり、著しく評価精度が悪いわけではない。一方、貫通限界厚さ評価式は、Hughes 式で STD-d と S51d の 2 体のみが 1.0 を上回り、他の 4 式はすべての試験体で危険側となった。また、不適合試験体のみ平均値では、Hughes 式で 0.89、UKAEA 式で 0.85 となった。しかし、他の 3 式では貫通破壊限界速度を 3 割程度過小に評価した。

表 6(a) は、既往評価式を用いて実験結果を評価する場合、表面破壊となった試験体 7 体が一段階大きな損傷評価式である裏面剥離の予測限界速度をどれほど越えたかを示している。ここで、安全側の平均値は、 V_{exp} / V_{hs} が 1.0 を上回った結果のみを平均した値である。Hughes 式は、 V_{exp} / V_{hs} が 1.0 を上回った結果が、S29b の一点のみで、その値も 1.02 と最も精度良く評価した。他の 4 式では +20%~+40% の範囲で過大に評価した。表 6(b) は裏面剥離試験体 6 体が一段階大きな損傷評価式である貫通破壊の予測限界速度をどれほど越えたかを示している。ここで、 V_{exp} / V_e が 1.0 を上回る結果はなく、5 式の貫通破壊限界厚さ評価式は実験結果に対して問題はなかった。以上、表 6(a)(b) の検討から Hughes 式の精度が最も良い結果となった。

表 5 と表 6 の結果を統合すると、Hughes 式が最も優れた局部損傷評価精度を有している。なお、本節で行った表 5 および表 6 の検討は後出の図 7 における Hughes 式の検討で部分的に図化したので参照して頂きたい。

表 5 既往評価式を用いた実験評価（危険性評価）

(a) 裏面剥離した試験体の衝突速度実測値と裏面剥離限界厚さ評価式を適用した場合の限界速度計算値の比較

Test Designation	Thickness t (mm)	Velocity V_{exp} (m/s)	Modified NDRC		Chang		Hughes		UKAEA		CRIEPI		Proposed formula	
			V_{hs} (m/s)	V_{exp}/V_{hs}	V_{hs} (m/s)	V_{exp}/V_{hs}	V_{hs} (m/s)	V_{exp}/V_{hs}	V_{hs} (m/s)	V_{exp}/V_{hs}	V_{hs} (m/s)	V_{exp}/V_{hs}	V_{hs} (m/s)	V_{exp}/V_{hs}
STD-a	120	6.42	4.96	1.29	5.45	1.18	6.21	1.03	6.28	1.02	5.88	1.09	6.21	1.03
STD-b		7.39		1.49		1.36		1.19		1.18		1.26		
STD-c		8.07		1.63		1.48		1.30		1.29		1.37		
L29c		6.77	5.49	1.23	6.80	1.00	7.31	0.93	6.96	0.97	7.34	0.92		1.09
L51b		7.76	6.45	1.20	9.60	0.81	8.68	0.89	8.18	0.95	10.37	0.75		1.25
L51c		8.50		1.32		0.89		0.98		1.04		0.82		1.37
不適合試験体のみの平均			—		0.85		0.93		0.96		0.83			—
不適合試験体数			0		2		3		2		3		0	

(b) 貫通破壊した試験体の衝突速度実測値と貫通破壊限界厚さ評価式を適用した場合の限界速度計算値の比較

Test Designation	Thickness t (mm)	Velocity V_{exp} (m/s)	Modified NDRC		Chang		Hughes		UKAEA		CRIEPI		Proposed formula	
			V_e (m/s)	V_{exp}/V_e	V_e (m/s)	V_{exp}/V_e	V_e (m/s)	V_{exp}/V_e	V_e (m/s)	V_{exp}/V_e	V_e (m/s)	V_{exp}/V_e	V_e (m/s)	V_{exp}/V_e
STD-d	120	9.07	13.34	0.68	11.72	0.77	8.66	1.05	9.61	0.94	12.38	0.73	8.66	1.05
L29d		9.80	14.78	0.66	13.68	0.72	10.19	0.96	11.56	0.85	15.84	0.62		1.13
S29c	80	6.18	9.05	0.68	7.97	0.78	6.84	0.90	6.73	0.92	9.22	0.67	5.81	1.06
S29d		6.44		0.71		0.81		0.94		0.96		0.70		1.11
L51d	120	9.33	17.36	0.54	20.13	0.46	12.10	0.77	15.44	0.60	15.84	0.59	8.66	1.08
S51c	80	6.91	10.63	0.65	11.72	0.59	8.12	0.85	8.99	0.77	13.57	0.51	5.81	1.19
S51d		8.47		0.80		0.72		1.04		0.94		0.62		1.46
不適合試験体のみの平均			0.67		0.69		0.89		0.85		0.63		—	
不適合試験体数			7		7		5		7		7		0	

表 6 既往評価式を用いた実験評価（過大評価）

(a) 表面破壊した試験体の衝突速度実測値と裏面剥離限界厚さ評価式を適用した場合の限界速度計算値の比較

Test Designation	Thickness t (mm)	Velocity V_{exp} (m/s)	Modified NDRC		Chang		Hughes		UKAEA		CRIEPI		Proposed formula	
			V_{hs} (m/s)	V_{exp}/V_{hs}	V_{hs} (m/s)	V_{exp}/V_{hs}	V_{hs} (m/s)	V_{exp}/V_{hs}	V_{hs} (m/s)	V_{exp}/V_{hs}	V_{hs} (m/s)	V_{exp}/V_{hs}	V_{hs} (m/s)	V_{exp}/V_{hs}
L29a	120	5.14	5.49	0.94	6.80	0.76	7.31	0.70	6.96	0.74	7.34	0.70	6.21	0.83
L29b		5.81		1.06		0.85		0.79		0.83		0.79		0.94
S29a	80	2.61	3.34	0.78	3.71	0.70	5.31	0.49	3.52	0.74	4.01	0.65	4.51	0.58
S29b		5.43		1.63		1.46		1.02		1.54		1.35		1.20
L51a	120	5.79	6.45	0.90	9.60	0.60	8.68	0.67	8.18	0.71	10.37	0.56	6.21	0.93
S51a	80	2.68	3.92	0.68	5.24	0.51	6.30	0.43	4.13	0.65	5.66	0.47	4.51	0.59
S51b		5.45		1.39		1.04		0.87		1.32		0.96		1.21
安全側の平均			1.36		1.25		1.02		1.43		1.35		1.21	
過大評価した試験体数			3		2		1		2		1		2	

(b) 裏面剥離した試験体の衝突速度実測値と貫通破壊限界厚さ評価式を適用した場合の限界速度計算値の比較

Test Designation	Thickness t (mm)	Velocity V_{exp} (m/s)	Modified NDRC		Chang		Hughes		UKAEA		CRIEPI		Proposed formula	
			V_e (m/s)	V_{exp}/V_e	V_e (m/s)	V_{exp}/V_e	V_e (m/s)	V_{exp}/V_e	V_e (m/s)	V_{exp}/V_e	V_e (m/s)	V_{exp}/V_e	V_e (m/s)	V_{exp}/V_e
STD-a	120	6.42	13.34	0.48	11.72	0.55	8.66	0.74	9.61	0.67	12.38	0.52	8.66	0.74
STD-b		7.39		0.55		0.63		0.85		0.77		0.60		
STD-c		8.07		0.60		0.69		0.93		0.84		0.65		
L29c		6.77	14.78	0.46	13.68	0.49	10.19	0.66	11.56	0.59	15.84	0.43		0.78
L51b		7.76	17.36	0.45	20.13	0.39	12.10	0.64	15.44	0.50	23.31	0.33		0.90
L51c		8.50		0.49		0.42		0.70		0.55		0.36		0.98
安全側の平均			—		—		—		—		—			—
過大評価した試験体数			0		0		0		0		0		0	

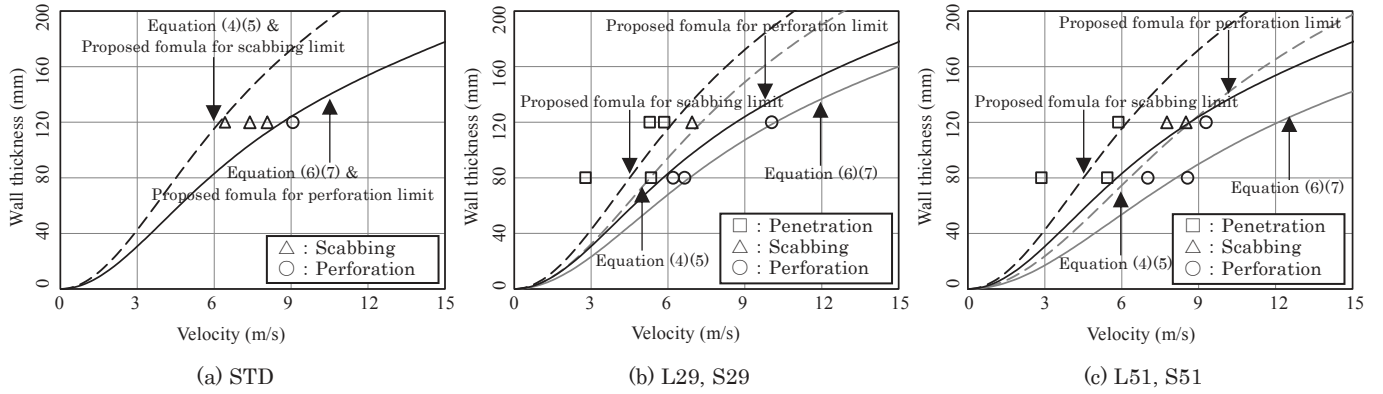


図7 全試験体の破壊性状と Hughes 式および提案式による局部損傷限界曲線の比較

6. 評価式の精度向上に関する検討

6.1 Hughes 式に対する検討

5.2 節の検討で、Hughes 式が最も優れた局部損傷の評価精度を有していることを示した。しかし、表 5 から実験結果を危険側に評価する場合は数点確認された。津波避難ビルの耐衝撃設計式を開発するためには実験結果を安全に評価しなければならない。よって、本章では Hughes 式について検討を行い、実験結果すべてを安全に評価可能な手法を提案する。ここで、Hughes 式の詳細を以下に示す。

Hughes は衝撃を受ける RC 版の貫入抵抗力が直線的に増加し、貫入が生じるとともに貫入抵抗力が減少していく理論から貫入深さ評価式(1)を提案した。また、NDRC⁽⁹⁾や ACE⁽²⁶⁾が行った実験結果を用いて回帰的に裏面剥離・貫通破壊限界厚さ(式(4)(5)および式(6)(7))を提案した。

貫入深さ評価式：

$$\frac{x}{d} = 0.19 \frac{N_h I_h}{S} \quad (1)$$

ただし、

$$I_h = \frac{MV^2}{d^3 f'_t} \quad (2)$$

$$S = 1.0 + 12.3 \ln(1.0 + 0.03 I_h) \quad (3)$$

裏面剥離限界厚さ評価式：

$$\frac{h_s}{d} = 5.0 \frac{x}{d} \quad \left(\frac{x}{d} < 0.7 \right) \quad (4)$$

$$\frac{h_s}{d} = 1.74 \frac{x}{d} + 2.3 \quad \left(\frac{x}{d} \geq 0.7 \right) \quad (5)$$

貫通限界厚さ評価式：

$$\frac{e}{d} = 3.6 \frac{x}{d} \quad \left(\frac{x}{d} < 0.7 \right) \quad (6)$$

$$\frac{e}{d} = 1.58 \frac{x}{d} + 1.4 \quad \left(\frac{x}{d} \geq 0.7 \right) \quad (7)$$

ここで、 x は貫入深さ (m)、 d は衝突体直径 (m)、 N_h は衝突体の先端形状係数で 1.0、 M は衝突体質量 (kg)、 V は衝突速度 (m/s)、 f'_t はコンクリート引張強度 (N/m²) である。 I_h は衝撃係数であり式(2)、また S は動的強度増加率であり式(3)によって表される。 e は貫通破壊限界厚さ (m)、 h_s は裏面剥離限界厚さ (m) である。

式(2)の衝撃係数 I_h は、衝撃実験において一貫して用いられる変数である衝突体質量、速度、直径とコンクリートの引張強度および過去に行われた実験結果を用いて回帰的に定義された。Hughes は、式(1)~(7)の適用範囲を $0 \leq I_h \leq 3500$ としている。ただし、 I_h が 40 未満の範囲では精度が悪いと結論づけている。さらに Hughes は独自の動的強度増加率 S を導入することにより、コンクリート引張強度に対するひずみ速度の影響の割合を示し、引張強度 f_t を Sf_t と置き換える式を提案した。図 7 に実験結果と Hughes 式の比較を示す。縦軸を壁厚さ、横軸を衝突速度としている。図中の□を表面破壊、△を裏面剥離、○を貫通破壊としてプロットした。また、破線を式(4)(5)で求められる裏面剥離限界厚さ、実線を式(6)(7)で求められる貫通破壊限界厚さとして示す。実験結果の裏面剥離および貫通破壊がそれぞれの評価曲線の左側に位置すると危険側の評価となる。また、実験結果の表面破壊および裏面剥離評価曲線の右側に位置すると過大評価となる。

ここで、Hughes 式の評価精度について言及する。図 7(a)から、STD ($f'_t = 1.76 \times 10^6$ N/m²)では、裏面剥離・貫通破壊ともに精度良く評価している。しかし、図 7(b)の L29・S29 ($f'_t = 2.44 \times 10^6$ N/m²)では、裏面剥離(△)・貫通破壊(○)が危険側となる結果が現れる。図 7(c)の L51・S51 ($f'_t = 3.44 \times 10^6$ N/m²)になると、裏面剥離限界厚さが L51 では裏面剥離(△)・貫通破壊(○)の間に、S51 では表面破壊(□)・貫通破壊(○)の間に位置するまでになり、評価精度が著しく低下していることが確認できる。貫通破壊限界厚さも大きく実験結果から外れた予測を示した。ここで、計算に用いた実験値は、コンクリート引張以外は共通の値である。このことから、Hughes 式はコンクリート引張強度が増加するにしたがって局部損傷評価精度が低下するといえる。

6.2 提案式に関する検討

6.1 節の検討から、コンクリート引張強度の増加により局部損傷評価精度が低下することが確認された。また、4 章からコンクリート強度による破壊性状への明確な影響は確認されなかった。そこで、コンクリート引張強度が局部損傷評価に与える影響について検討する。図 8 に実験結果と局部損傷評価式を示す。縦軸の t/d は、壁厚を衝突体直径で除した値である。横軸の x/d は貫入深さを衝突体直径で除した値で式(1)により求められる。図中の白抜き□を表面破壊、△を裏面剥離、○を貫通破壊として実験結果をプロットした。

図中の塗潰しのプロットは Hughes が式を提案する際に用いた実験結果である。破線は式(4)(5)で求められる裏面剥離限界厚さを、実線は式(6)(7)で求められる貫通破壊限界厚さを示している。図 8 から、破線で囲まれた裏面剥離 (△) が裏面剥離限界厚さ (破線) の左側に、実線で囲まれた貫通破壊 (○) が貫通限界厚さ (実線) の左側に位置し、今回の実験結果を危険側に評価していることが確認できる。これは、実験で破壊性状への影響が明確に確認されなかったコンクリート引張強度が Hughes 式において、衝撃係数 I_h (式(2)) および動的強度増加率 S (式(3)) に変数として含まれていることが原因と考えられる。そこで、本実験結果を評価することを目的として、本論文では材料試験結果に関わらず、式(2)の引張強度 f_t に今回の STD シリーズのシリンダー割裂引張強度 1.76×10^6 (N/m²)を定数として用いることを提案する。これにより、コンクリートの引張強度、ひいてはコンクリート圧縮強度の影響を Hughes 式から消すことにした。以下に Hughes 式で用いるコンクリート引張強度を示す。本論文では Hughes 式 (式(1)~(7)) および式 (8)を用いて局部損傷評価を行う。

コンクリート引張強度:

$$f'_t = 1.76 \times 10^6 \text{ (N/m}^2\text{)} \quad (8)$$

図 9 に、提案手法による評価曲線を示す。破線で囲まれた裏面剥離 (△) が裏面剥離限界厚さ (破線) の右側に、実線で囲まれた貫通破壊 (○) が貫通限界厚さ (実線) の右側に位置し、すべての実験結果を安全側に評価することができる。ただし、Hughes が用いた実験値の詳細が不明であり図 8 から図 9 への変換ができなかった。提案式を適用すると Hughes の実験値は左右にずれるはずである。図 7 に提案式の精度について述べる。ここで、黒色の破線は提案式の裏面剥離限界厚さ評価式、黒色の実線は提案式の貫通破壊限界厚さ評価式である。図 7(b)(c)から、提案式を用いることにより、すべての実験結果を安全側に精度良く評価できる。また、5.2 節と同様の検討を行う。表 5 および表 6 の右側一列に提案手法の危険性評価および過剰性能評価を示す。表 5(a)(b)の検討から、提案手法は裏面剥離・貫通破壊ともに危険側の評価はなくなり、すべてを安全側として評価した。表 6(a)に示した提案手法の過剰性能評価から、提案手法は 1.21 と Hughes 式に比べ多少増加した。一方、表 6(b)では Hughes 式と同様に 1.0 を上回る結果はなかった。これらの検討から、材料試験結果にかかわらずコンクリート引張強度を $f'_t = 1.76 \times 10^6$ (N/m²)と仮定して Hughes 式を用いることにより、局部損傷(裏面剥離・貫通破壊)を精度良く評価することが可能となった。

7. まとめ

津波浮遊物に対する RC 建造物の耐衝撃性能評価を目的に、RC 造壁を対象とした衝撃実験を行った。局部損傷(裏面剥離・貫通破壊)評価式の精度について検証を行い、津波浮遊物の流速を対象として最も有用な評価式を紹介した。また、Hughes 式の評価精度について検証を行い、コンクリート引張強度の違いを式に反映させないことで、すべての実験結果において安全に評価可能な局部損傷評価式を提案した。得られた知見を以下に示す。

1) 想定される津波流速 (2.6m/s~9.8m/s) で衝撃載荷実験を行った。実験結果から、表面破壊・裏面剥離・貫通破壊といった局

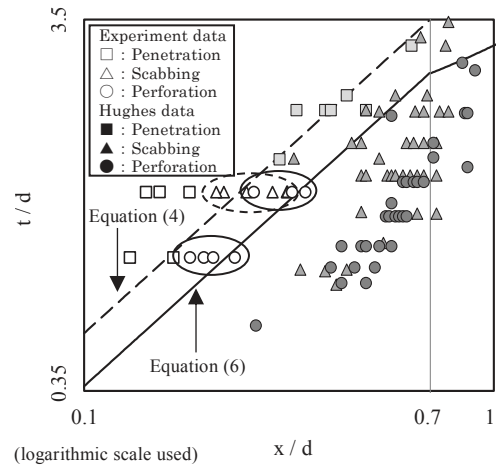


図 8 実験結果と Hughes による局部損傷評価式の検討

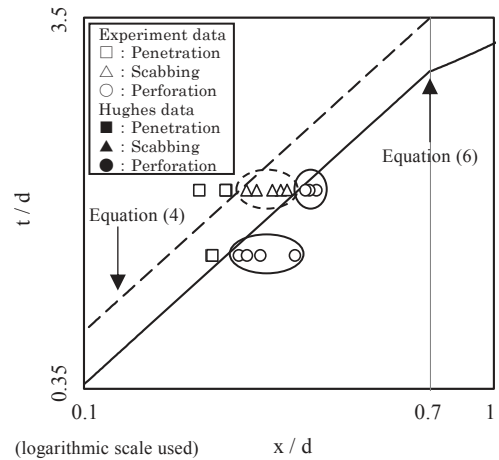


図 9 実験結果と提案式による局部損傷評価式の検討

部損傷を再現した。

- 2) 衝突速度が約 6m/s 以下では、コンクリート強度 (20N/mm², 29N/mm², 51N/mm²) や壁厚 (80mm, 120mm) の違いに関わらず、局部損傷は確認されなかった。速度が約 6m/s 以上では、壁厚の違いによって、速度の増加に伴い貫通破壊に至る場合と裏面剥離が生じてから貫通破壊が生じるといった変化が確認されたが、コンクリート強度の破壊性状に与える影響は明確には確認されなかった。
- 3) 貫入深さを精度良く評価した式は Ammann & Whitney 式, Kar 式, 修正 NDRC 式, 修正 BRL 式, Hughes 式であり、とくに Ammann & Whitney 式の評価精度が最も高かった。
- 4) 衝突速度が局部損傷(裏面剥離・貫通破壊)に与える影響を精度良く評価した式は、裏面剥離に対して、修正 NDRC 式, Hughes 式, UKAEA 式であり、貫通破壊に対して、Hughes 式, UKAEA 式であった。損傷状態の予測を統合的に判断すると Hughes 式の評価精度が最も高かった。
- 5) 材料試験結果にかかわらず、コンクリート引張強度を 1.76×10^6 (N/m²)と仮定して Hughes 式を使用すると、実験結果すべての破壊性状を安全に精度良く評価することができた。今後は、低速度衝撃載荷時におけるコンクリート強度の破壊性状に対する影響を明らかにするとともに、コンクリート引張強度の動

的強度増加率に対する検討を行う必要がある。また、耐衝撃性向上に向けた改善方法の提案を目的とする、RC造壁裏面の補強方法および補強効果についての検討を行う予定である。

謝辞

本研究は、科学研究費補助金・基盤研究(A)(代表者:田中仁史教授)により行いました。また防衛大学のアモンテップ氏、京都大学の西山峰広教授、丸山敬教授、宮川豊教授、坂下雅信助教および当時鹿島建設技術研究所の渡邊茂雄氏にご協力を頂きました。ここに記して謝辞を表します。

参考文献

- 1)内閣府：津波非難ビル等に係るガイドライン，2005. 6
- 2)(財)日本建築センター：平成16年津波避難ビルに関する調査検討報告書，2005. 3
- 3)東京大学生産技術研究所：平成23年度建築基準整備促進事業「40.津波危険地域における建築基準の整備に資する検討」，2011.
- 4)国土交通省：津波に対し構造上安全な建築物の設計法等に係る技術的助言(国住指第2570号)の別添，東日本大震災における津波による建築物被害を踏まえた津波避難ビル等の構造上の要件に係る暫定指針，2011
- 5)大野友則：飛翔体の衝突に対するRC版の挙動に関する研究の現状，コンクリート工学，Vol.41，No.4，2003.
- 6)国土交通省国土技術政策総合研究所，独立行政法人建築研究所：平成23年(2011年)東北地方太平洋沖地震調査研究(速報)，2011. 5
- 7)三輪幸治，別府万寿博，大野友則：先端形状が異なる衝突体の水平低速度衝突を受ける鉄筋コンクリート版の局部損傷メカニズムと評価法，土木学会構造工学論文集，Vol.56A，2010.
- 8)別府万寿博，三輪幸治，大野友則，塩見昌紀：鋼製剛飛翔体の高速衝突を受けるコンクリート板の局部破壊に関する実験的研究，土木学会論文集E，Vol.63，No.1，pp.178-191,2007.
- 9)NDRC: Effects of impact and explosion. Summary Technical Report of Division 2, Vol. 1, National Defense Research Committee, Washington, DC, 1946.
- 10)Kennedy RP: Effects of an aircraft crash into a concrete reactor containment building. Anaheim, CA: Holmes & Narver Inc., 1966.
- 11)Kennedy RP: A review of procedures for the analysis and design of concrete structures to resist missile impact effects, Nuclear Engineering and Design, Vol.37, pp.183-203, 1976.
- 12)Full-Scale Tornado Missile Impact Tests. EPRI, NP-440, Project 399 Final Report, 1977.7.
- 13)W. S.Chang: Impact of solid missiles on concrete barriers journal for the structural division, Proceeding of ASCE, Vol. 107, ST2, 1981.2.
- 14)Hughes G: Hard missile impact on reinforced concrete. Nuclear Engineering and Design, 1984, 77:23-35.
- 15)Barr P: Guidelines for the design and assessment of concrete structures subjected to impact. Report, UK Atomic Energy Authority, Safety and Reliability Directorate, HMSO, London, 1990.
- 16)大沼博志，伊藤千治，佐藤宏一，高野博：鉄筋コンクリートスラブの衝撃応答特性および有限要素法による解析，電力中央研究所，研究報告No.384027,APR.1985.
- 17)大沼博志，伊藤千治，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設計法，電力中央研究所，研究報告U24，1991.
- 18)大沼博志，伊藤千治，白井孝治：剛飛来物の衝突に対する鉄筋コンクリート構造物の設計評価式，土木学会構造工学論文集，No.507，201-208，1995.
- 19)大沼博志，伊藤千治，白井孝治：剛・柔飛来物の衝突に対する鉄筋コンクリート構造物の局部損傷評価，コンクリート工学年次論文報告集，Vol.20，No.3，1998.
- 20)大沼博志，伊藤千治，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法，コンクリート工学年次論文報告集，Vol.21，No.3，1999.
- 21)Sliter, G. E. :Assessment of empirical concrete impact formulas, ASCE, Vol. 106, ST5, pp.1023-1045, 1980
- 22)土木学会衝撃問題研究小委員会：構造物の衝撃挙動と設計法，土木学会構造工学シリーズ6，pp.275-292，1994.
- 23)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，土木学会構造工学論文集，Vol.54A，2008.
- 24)岸徳光，三上浩，栗橋祐介：支持条件の異なるRC版の静的および衝撃荷重実験，土木学会構造工学論文集，Vol.56A，2010.
- 25)Chelapati CV, Kennedy RP, Wall IB: Probabilistic assessment of hazard for nuclear structures. Nucl. Eng. Des. 1972, 19:333-64.
- 26)ACE: Fundamentals of protective structures. Report AT1207821, Army Corps of Engineers, Office of the Chief of Engineers, 1946.
- 27)Kar AK: Local effects of tornado generated missiles. ASCE J Struct Div 1978, 104(ST5):809-16.
- 28)Gwaltney RC: Missile generation and protection in light water-cooled reactor power plants, ORNL NSIC-22.Oak Ridge, TN: Oak Ridge National Laboratory, 1968.
- 29)Adeli H, Amin AM: Local effects of impactors on concrete structures. Nucl. Eng. Des. 1985, 88:301-17.
- 30)Bangash MYH: Concrete and concrete structures, numerical modelling and application. London: Elsevier Applied Science, 1989.
- 31)Samuely FJ, Hamann CW: Civil protection. The Architectural Press, 1939.
- 32)Amirikian A: Design of protective structures. Report NT-3726, Bureau of Yards and Docks, Department of the Navy, 1950.
- 33)H. Aderi & A. M. Amin: Local effects of impactors on concrete structures nuclear engineering and design 88, 1985.
- 34)P. P. Degen: Perforation of reinforced concrete slabs by rigid missiles journal for the structural division, Proceeding of ASCE, Vol. 107, ST2, 1981.2.
- 35)Bangash MYH: Impact and explosion: structural analysis and design. Boca Raton, FL: CRC Press, 1993.
- 36)BPC: Design of structures for missile impact. Topical Report BC-TOP-9-A, Bechtel Power Corporation, 1974.
- 37)Rotz JV: Results of missile impact tests on reinforced concrete panels. Second ASCE specialty conference on structural design of nuclear plant facilities, New Orleans, LA, 1975.12.
- 38)Rotz JV: Evaluation of tornado missile impact effects on structures. Proceedings of a symposium on tornadoes, assessment of knowledge and implications for man. Lubbock, Texas Technical University, 1976.6.
- 39)C.Berriaud, A.Sokolovsky, R.Gueraud, J.Dulac & R.Labrot: Local behavior of reinforced concrete walls under hard missile impact 4TH SMIRT,1977.
- 40)C.Berriaud, P.Verpeaux, A.Hoffmann, P.Jamet & R.Avetflancard: Test and calculation of the local behavior of concrete structures under missile impact 5TH SMIRT, 1979.
- 41)C.Berriaud, P.Verpeaux & P. Jmet: Concrete wall perforation by rigid missile concrete structure under impact and impulsive loading,1982.
- 42)C.Berriaud, A.Sokolovsky, R.Gueraud, J.Dulac & R.Labrot: Local behaviour of reinforced concrete walls under missile impact. Nucl. Eng. Des. 1978, 45:457-69.

EXPERIMENTAL STUDY ON LOCAL DAMAGE OF REINFORCED CONCRETE WALLS DUE TO TSUNAMI DEBRIS IMPACT

Satoshi NAKAMURA^{*1}, *Hidekazu WATANABE*^{*2}, *Susumu KONO*^{*3}, *Kazunori FUJIKAKE*^{*4},
Hitoshi TANAKA^{*5}, *Norio SUZUKI*^{*6} and *Taku OBARA*^{*1}

^{*1} Grad. Stud., Dept. of Environmental Science and Technology, Tokyo Institute of Technology.

^{*2} Assist. Prof., Structural Engineering Research Center, Tokyo Institute of Technology, Dr.Eng.

^{*3} Prof., Structural Engineering Research Center, Tokyo Institute of Technology, Ph.D.

^{*4} Prof., Dept. of Civil & Environmental Engineering, National Defense Academy, Dr.Eng.

^{*5} Prof., Disaster Prevention Research Institute, Kyoto University, Ph.D.

^{*6} Deputy Director, Kajima Technical Research Institute, Dr.Eng.

The 2011 off the Pacific coast of Tohoku Earthquake triggered devastating tsunami which caused various structural damages to reinforced concrete (hereafter, RC) buildings. Among various damage types, local damage of RC members due to debris impact is taken as a topic of this study. The current codes and standards of RC buildings do not have any statements on design against tsunami debris impact loads. Furthermore, there are not many experimental studies on local damage of RC buildings by tsunami debris impact loads. In order to design tsunami-resistant RC buildings, development of design methods for debris impact loads is necessary. In this study, impact tests were conducted using a lateral impact loading system to evaluate the performance of RC buildings. The RC wall specimens were made to investigate the effects of impact load on local damage. The specimens were twenty square plates with 1300mm by 1300mm, and had three variables; wall thickness (80mm, 120mm), specified concrete compressive strength (24N/mm², 60N/mm²), and impact velocity (ranging from 2.6 to 9.8 m/s).

In this study, damage of specimens is classified as penetration, scabbing, and perforation, and the limit impact velocity for scabbing and perforation was evaluated by comparing to values computed with using five existing impact formulae (modified NDRC formula, Chang's formula, Hughes's formula, UKEA formula, and CRIEPI formula). All formulae were originally developed for RC panels subjected to impact loads by solid steel missiles, and thus, the formulae do not cover the case of low impact velocity (ranging from 2.6 to 9.8 m/s) in this experiment. The experimental results and the evaluation results are summarized as follows.

1. Influence of concrete compressive strength was not observed on the limit impact velocity for scabbing and perforation.
2. The limit impact velocity of scabbing and perforation was evaluated using five existing formulae, all of which were developed for impact velocity higher than 100 m/s. The limit impact velocity of scabbing was well predicted by modified NDRC formula but overestimated by the other formulae. On the other hand, all formulae overestimated the limit impact velocity for perforation.
3. All of five existing formulae were not able to completely classify the local damage of twenty specimens (penetration, scabbing, and perforation).

In order to evaluate the limit impact velocity for scabbing and perforation with higher precision, the modified Hughes formula was proposed by assuming that tensile concrete strength is a constant value (1.76 N/mm²) regardless of the splitting tensile strength of accompanying cylinder specimens. The proposed formula perfectly classified the local damage of twenty specimens in this study.

(2015年2月9日原稿受理, 2015年6月5日採用決定)