

短繊維補強によるセメント系材料板の  
裏面剥離抑制効果に関する研究

防衛大学校 理工学研究科 後期課程

装備・基盤工学専攻 防災工学教育研究分野

上野 裕稔

平成 30 年 3 月



## 研究成果の概要

近年、世界各国において爆破テロや爆発事故が多発している。爆破テロや爆発事故が生じると、構造物は爆風圧によって直接的な被害を受けるとともに、爆発物近傍においてはコンクリート塊や金属破片等が数 100m/s から数 1,000m/s の速度で飛散する。この飛散物が周囲の構造物に高速度で衝突すると、構造物は 2 次的な被害を受ける。コンクリート部材に飛散物等が高速度で衝突すると、全体破壊だけではなく、局部破壊、すなわち表面破壊、貫入、裏面剥離および貫通が発生する可能性がある。したがって、原子力関連施設などの社会的に重要な構造物に対する防護設計法や耐衝撃補強方法の確立が必要である。

本研究は、飛翔体の高速衝突を受ける繊維補強セメント複合材料板の裏面剥離抑制効果およびその評価方法を検討したものである。特に、繊維補強コンクリート(FRC)および超高強度繊維補強コンクリート(UFC)に着目して研究を行った。まず、3 種類の FRC 板に対する剛飛翔体の高速衝突実験を行い、マトリクスや短繊維の種類が裏面剥離抑制効果に与える影響を検討した。次に、2 種類の UFC 板に対する剛飛翔体の高速衝突実験を行い、UFC 板の裏面剥離抑制効果について検討するとともに、繊維の種類が裏面剥離抑制効果に与える影響を検討した。剛飛翔体の高速衝突に対する局部破壊評価を行うため、修正 NDRC 式に低減係数を乗じることで各繊維補強セメント複合材料板の裏面剥離限界板厚および貫通限界板厚を評価する方法や、飛翔体の運動エネルギーを用いて各限界板厚を評価する方法を提案した。最後に、上記の FRC および UFC 板に対して柔飛翔体の衝突実験を行い、柔飛翔体の高速衝突を受ける局部破壊の特徴およびその評価法の考え方を整理した。

本論文は 6 章で構成され、本研究における各章の内容と成果の概要は以下の通りである。

**第 1 章「序論」**では、本研究の対象とする飛翔体の高速衝突を誘起する爆発災害の実態と傾向を整理するとともに、コンクリート板および各繊維補強セメント複合材料板の局部破壊に関する既往の研究についてまとめた。また、本研究の目的を示すとともに本論文の構成について述べた。

**第 2 章「剛飛翔体衝突に対する繊維補強コンクリートの裏面剥離特性に関する実験的検討」**では、3 種類の FRC 板に対して質量 46g の鋼製飛翔体を速度約 200~400m/s で衝突させ、短繊維の種類が局部破壊の抑制効果に与える影響を検討した。実験から、各 FRC はプレーンコ

ンクリートに比べて局部破壊を抑制することを確認した。また、ポリビニルアルコール製繊維をモルタルマトリクスに混入した DFRM 板は、プレーンコンクリート板と比較して裏面剥離限界板厚が 30%程度小さくなることを確認した。

**第 3 章「剛飛翔体衝突に対する超高強度繊維補強コンクリートの裏面剥離特性に関する実験的検討」**では、2 種類の UFC 板に対して質量 46g の鋼製飛翔体を速度約 200~500m/s で衝突させ、短繊維の種類が局部破壊の抑制効果に与える影響を検討した。実験の結果、超高強度繊維補強コンクリートの裏面剥離限界板厚は UFC-FM 板で約 40~50%小さくなることを確認した。

**第 4 章「剛飛翔体の運動エネルギーによる繊維補強セメント複合材料板の裏面剥離限界板厚評価法に関する検討」**では、第 2 章、第 3 章で考察した FRC および UFC 板の局部破壊評価法として、飛翔体の運動エネルギーを用いて各限界板厚を評価する方法を提案した。本手法により板厚 60mm の場合の裏面剥離限界エネルギーを試算したところ、プレーンコンクリート板は 372J であるのに対し、PPFRC 板、VFRC 板および DFRM 板でそれぞれ 723J, 1,626J および 2,481J となった。また、UFC-FO 板および UFC-FM 板でそれぞれ 3,478J および 3,940J と飛躍的に大きくなることを示した。

**第 5 章「柔飛翔体の高速衝突を受けるプレーンコンクリート板および各繊維補強セメント複合材料板の裏面剥離特性に関する実験的検討」**では、FRC および UFC 板に対する柔飛翔体の高速衝突実験を行い、柔飛翔体の衝突を受ける FRC および UFC 板の破壊特性や柔飛翔体の損傷について考察した。実験から、柔飛翔体を各繊維補強セメント複合材料板に衝突させた場合では、剛飛翔体の場合よりも裏面剥離限界板厚が小さくなることを確認した。また、柔飛翔体の高速衝突を受ける FRC および UFC 板の局部破壊評価の考え方を整理した。

**第 6 章「結論」**では、本研究で得られた成果を総括し、今後の展望について述べた。

## 目 次

第1章 序論.....	1
1.1 研究の背景.....	1
1.2 既往の研究.....	3
1.2.1 飛翔体の分類.....	3
1.2.2 プレーンコンクリートおよびRC板の局部破壊および補強法に関する研究.....	3
1.2.3 繊維補強セメント複合材料の動的力学特性に関する研究.....	4
1.2.4 繊維補強セメント複合材料板の局部破壊に関する研究.....	13
1.3 研究の目的.....	14
1.4 本論文の構成.....	14
第2章 剛飛翔体衝突に対する繊維補強コンクリート板の裏面剥離特性に関する実験的検討 .....	16
2.1 緒言.....	16
2.2 高速衝突実験の概要.....	16
2.2.1 実験装置の概要.....	16
2.2.2 短繊維および繊維補強コンクリートの材料特性.....	18
2.2.3 実験ケース.....	20
2.3 実験結果および考察.....	22
2.3.1 破壊性状.....	22
2.3.2 高速度ビデオカメラおよび裏面のひずみ応答による破壊挙動の分析.....	25
2.3.3 局部破壊の特徴.....	28
2.4 修正NDRC式を用いた繊維補強コンクリートの裏面剥離限界板厚評価.....	37
2.5 結言.....	39
第3章 剛飛翔体衝突に対する超高強度繊維補強コンクリート板の裏面剥離特性に関する実験的検討.....	40
3.1 緒言.....	40
3.2 高速衝突実験の概要.....	40
3.2.1 鋼繊維および超高強度繊維補強コンクリートの材料特性.....	40
3.2.2 実験ケース.....	42
3.3 実験結果および考察.....	42
3.3.1 破壊性状.....	42
3.3.2 高速度ビデオカメラおよび裏面のひずみ応答による破壊挙動の分析.....	52
3.3.3 局部破壊の特徴.....	57

3.4	修正 NDRC 式を用いた超高強度繊維補強コンクリートの裏面剥離限界板厚評価 .....	63
3.5	結言 .....	64
第 4 章	剛飛翔体の運動エネルギーによる繊維補強セメント複合材料板の裏面剥離限界板厚 評価法に関する検討 .....	65
4.1	緒言 .....	65
4.2	飛翔体の衝突エネルギーが貫入深さに及ぼす影響 .....	65
4.2.1	既往の局部破壊評価式による貫入深さの評価 .....	65
4.2.2	飛翔体の速度と質量が貫入深さに与える影響に関する実験および理論的考察 .....	67
4.3	各繊維補強セメント複合材料の材料特性と裏面剥離限界板厚の関係 .....	73
4.4	剛飛翔体衝突における衝突エネルギーによる繊維補強セメント複合材料板の局部破壊 評価法 .....	75
4.5	結言 .....	81
第 5 章	柔飛翔体の高速衝突を受けるプレーンコンクリート板および各繊維補強セメント複 合材料板の裏面剥離特性に関する実験的検討 .....	82
5.1	緒言 .....	82
5.2	柔飛翔体および高速衝突実験の概要 .....	82
5.2.1	柔飛翔体の概要 .....	82
5.2.2	実験ケース .....	86
5.3	実験結果および考察 .....	90
5.3.1	破壊状況 .....	90
5.3.2	高速度ビデオカメラ、支点反力および裏面のひずみ応答による破壊挙動の分析 .....	109
5.3.3	局部破壊の特徴 .....	112
5.3.4	破壊モードの関係 .....	117
5.4	柔飛翔体衝突における衝突エネルギーによる繊維補強セメント複合材料板の局部破壊 評価に対する考え方 .....	119
5.5	結言 .....	124
第 6 章	結論 .....	125
6.1	緒言 .....	125
6.2	本研究の成果 .....	125
6.3	本研究の課題と今後の展望 .....	127
謝 辞	.....	128
参考文献	.....	129
本研究に関連して発表した論文等	.....	135

## 第1章 序論

### 1.1 研究の背景

2001年のアメリカにおける同時多発テロをはじめ、世界各国において爆破テロが発生している。図 1.1 に米国国土安全保障省が実施した、「Center of Excellence」プログラムの一つで、メリーランド大学が行っている National Consortium for the Study of Terrorism and Responses to Terrorism (START)<sup>1)</sup>によるテロの発生件数を示す。図に示すように、1998年から2004年にかけてテロ事件の件数は一旦減少しているものの、その後は急激に増加して2012年には年間10,000件を超え、2013年には11,952件に達している。その内訳をみると、爆弾等を使用した爆破テロが半数を超えており、爆破テロは国際社会にとって非常に大きな脅威となっていることがわかる。

また、化学プラントや火薬工場等における爆発事故は依然として後をたたない。図 1.2 に2003年～2012年における国内の死亡を伴う爆発事故の発生件数<sup>2)</sup>を示す。図から、爆発事故は年平均で10件程度発生していることがわかる。特に、2003年に鹿児島市の花火工場において生じた爆発事故では、現場にいた作業員10名が死亡、2名が負傷するという大惨事であった。この爆発では、工場外においても近傍の住民が2名負傷し、爆発位置から最大半径850mまでの範囲でコンクリート片の飛散や爆風により建物99棟、車両18台が被害を受けている。

このような爆破テロや爆発事故といった爆発事象においては、爆発物近傍の構造物は爆風圧によって直接的な被害を受けるだけではなく、コンクリート塊や金属破片等が数100m/sから数1,000m/sの速度で飛散・衝突することによって2次的な被害が生じる。特に、コンクリート部材に飛散物等が高速度で衝突すると、図 1.3 に示すような曲げ・せん断破壊といった全体破壊だけではなく、図 1.4 に示すような飛翔体の衝突部近傍における局部破壊、すなわち表面破壊、貫入、裏面剥離および貫通が発生する場合がある<sup>3)</sup>。したがって、爆破テロの標的となりやすい原子力関連施設などの社会的に重要な構造物や、花火工場などの爆発事故を生じやすい施設周辺の構造物においては、爆発に起因した高速衝突が作用した場合でも構造物へ致命的な被害が生じないように対策を施す必要がある。

国内において、土木構造物が対象としてきた衝撃問題は、落石、土石流、船舶や車両の衝突といった、比較的重量が大きく低速度（数m/s～数10m/s）の現象であった。これらの衝撃荷重を受けるコンクリート構造物を設計する場合には、衝撃荷重に対して動的倍率を乗じた等価な静的荷重を用いて構造物の安全性を評価されてきた。また、建築分野では、原子力発電施設等において航空機衝突等を考慮した耐衝撃設計が行われている。このような高速衝突問題では、航空機が速度160～180m/sで構造物へ衝突することが想定され、破壊現象が極めて短時間のうちに終了するため、破壊メカニズムにおいて未解明な点が多い。

既往の設計示方書等に示されているコンクリート部材に対する耐衝撃設計については、衝撃荷重を静的な荷重に置き換えた許容応力度法が基本的な方法となっている。また、コンクリート標準示方書（設計編）<sup>4)</sup>においては、その他の荷重として、「飛来物の衝突による特殊な

状態として、貫入、裏面剥離および貫通の3種類を考慮し、照査においては、飛来物の速度、重量および大きさを特性値として定める必要がある。」と解説されている。また、建築学会においても建築物荷重指針・同解説において、「その他、構造物に大きな荷重効果を生じさせるおそれのある荷重」として、衝撃作用について考慮することが規定されている。2000年に国土交通省から発刊された「土木・建築にかかる設計の基本」<sup>5)</sup>では、性能照査型設計法に基づいて設計することが示されている。これを受けて、土木構造物共通示方書<sup>6)</sup>や「性能設計における土木構造物に対する作用の指針」<sup>7)</sup>においては衝撃作用を考慮するように示されているが、構造物の照査に関する具体的な設計方法については今後の検討課題である。土木学会に設置された構造物の耐衝撃設計に関する研究小委員会では、衝撃荷重を受ける構造物を対象とした性能照査型耐衝撃設計法を確立するために、衝撃力評価に関する実験および解析的検討<sup>8)</sup>や、衝撃作用を受ける構造物の包括設計コード案<sup>9)</sup>を提示している。また、防衛施設学会に設置されたコンクリートの局部破壊評価技術部会は、「コンクリート構造物の局部破壊に対する包括設計コード案」<sup>10)</sup>を示しているが、より合理的な設計法や補強法について検討する必要があると報告している。

しかし、爆発によって生じるような飛散物の高速衝突に対するコンクリート構造物の安全性評価手法や補強効果の評価法は確立されていないのが現状である。

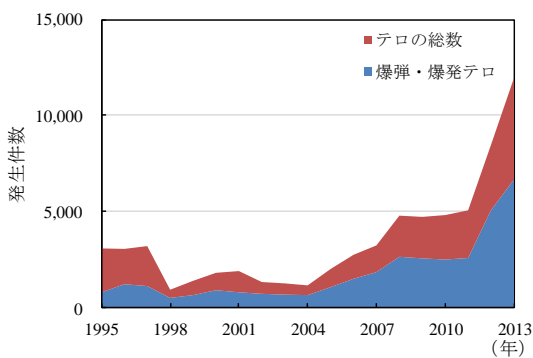


図 1.1 テロ発生件数

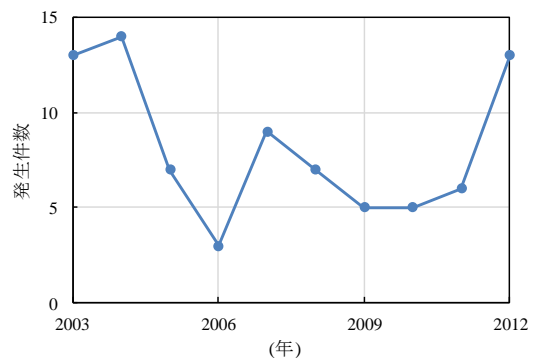


図 1.2 国内の爆発事故発生件数  
(厚生労働省調べ)



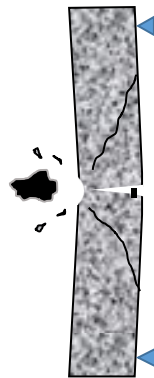
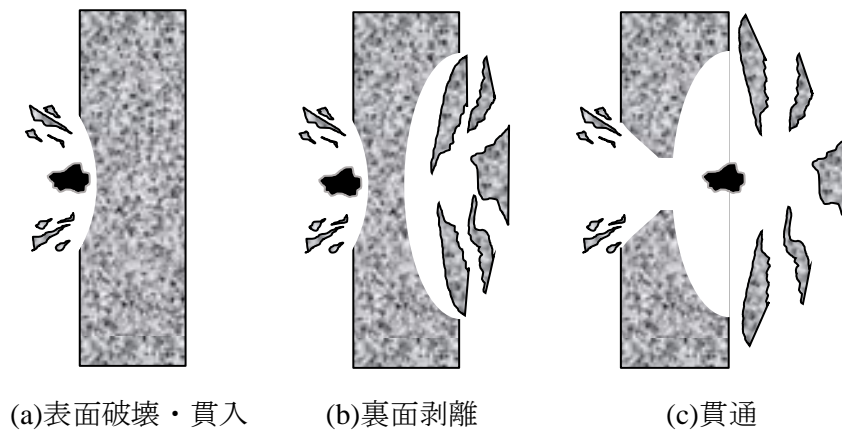


図 1.3 曲げ破壊・せん断破壊（全体破壊）



(a)表面破壊・貫入

(b)裏面剥離

(c)貫通

図 1.4 局部破壊の種類

## 1.2 既往の研究

### 1.2.1 飛翔体の分類

高速衝突問題においては、飛翔体と被衝突体（構造部材など）の材料、質量、剛性に応じて、衝突後に飛翔体に生じる変形が異なる。一般的に、衝突後に変形が生じない飛翔体は剛飛翔体に分類されている。一方で、衝突後に変形が生じる飛翔体は柔飛翔体に分類されている。飛翔体の衝突問題においては、問題の取扱いが容易であるため、剛飛翔体に対して多くの実験や解析が行われてきた。一方で、柔飛翔体については、対象とする問題に応じて変形の程度に大きな差異が生じるため、剛飛翔体に関する研究に比べると限られた研究例しかないのが現状である。

### 1.2.2 プレーンコンクリートおよび RC 板の局部破壊および補強法に関する研究

#### (1) 剛飛翔体に対する研究

剛飛翔体がコンクリート部材に高速衝突することによって生じる局部破壊現象は、極めて短い時間（既往の研究<sup>1)</sup>によると、飛翔体が衝突した後、時刻 0.1ms 以内）に破壊現象が生

じることが報告されている。そのため、①破壊現象には材料のひずみ速度や応力波の反射・重複等様々な要因が複雑に影響する<sup>例えば 11)-14)</sup>、②飛翔体は、衝突によって変形する柔飛翔体か、変形しない剛飛翔体かによっても破壊挙動やメカニズムが異なる<sup>例えば 15)</sup>ことが報告されている。また、③実験において荷重の計測や破壊現象の可視化が困難であるという問題もある。そのため、高速衝突に起因して衝突部分に局部破壊が生じる場合の合理的な力学モデルを構築することが困難であり、実験を基にした回帰式や理論式が提案されている<sup>例えば 13),16)-19)</sup>。

コンクリート板の局部破壊を抑制する効果を向上させるために、様々な検討が行われている。Dancygier<sup>20)</sup>や Tai<sup>21)</sup>らは、高強度コンクリート板に対して高速衝突実験を行い、コンクリートの高強度化による局部破壊抑制効果を検討している。実験の結果、高強度コンクリート板は普通強度コンクリート板よりも脆性的に破壊することを報告している。Mohamed<sup>22)</sup>らは、質量 165g の剛飛翔体を板厚 100mm の鉄筋コンクリート（以下、RC と呼ぶ）板および表面または裏面を鋼板で補強した RC 版に対する高速衝突実験を行っている。その結果、裏面を鋼板で補強すると局部破壊を抑制するが、表面を鋼板で補強しても局部破壊を抑制する効果は小さいことを確認している。また別府ら<sup>14)</sup>は、鋼板や連続繊維シート等で裏面を補強したコンクリート板の高速衝突実験を行い、裏面補強によって剥離片の飛散を防止する効果を明らかにしている。しかし同時に、裏面を補強する方法では補強効果が限定的であることを報告している。

## (2) 柔飛翔体に対する研究

原子力発電施設に対する航空機の衝突や竜巻飛来物の衝突などは、柔飛翔体による衝突問題である。RC 版に対する柔飛翔体の衝突に関する研究として、内田ら<sup>23)</sup>および Sugano ら<sup>24)-26)</sup>は、既往の局部破壊評価式で算出した裏面剥離限界板厚や貫通限界板厚に低減係数を乗じることで、柔飛翔体に対する RC 版の局部破壊を評価する方法を提案している。一方、Baroth ら<sup>27)</sup>は、飛翔体の運動エネルギー（以下、衝突エネルギーと呼ぶ）が、柔飛翔体の座屈によって吸収されるエネルギーと RC 版の破壊によって消費されるエネルギーの和に等しいと仮定して、貫通限界板厚を算定する方法を検討している。また、桂ら<sup>28)</sup>は、United Kingdom Atomic Energy Authority が提案した柔飛翔体に対する理論的な局部破壊評価式を用いて、Sugano らの実験への適用性を検討している。なお、柔飛翔体の高速衝突によって生じる局部破壊に対する補強法に関する研究は少なく、Hashimoto ら<sup>29)</sup>がコンクリート板の片面（表面または裏面）および両面に鋼板を貼付することで局部破壊を低減することを報告している他に検討例が非常に少ない。

## 1.2.3 繊維補強セメント複合材料の動的力学特性に関する研究

### (1) 繊維補強セメント複合材料

近年、トンネルの剥落防止工や橋脚の耐震補強等のために、短繊維をコンクリート等に混入した繊維補強セメント複合材料（FRC, Fiber Reinforced Cementitious Composite）が使用されて

いる<sup>30),31)</sup>。繊維補強セメント複合材料の分類<sup>32)</sup>を図 1.5 に示す。繊維補強セメント複合材料は、後述する繊維の架橋効果や、ひび割れ分散効果によって靱性に優れ、コンクリートの脆性的な性質を改善する<sup>33),34)</sup>。繊維補強コンクリート (FRC, Fiber Reinforced Concrete) は、普通強度コンクリートに対して短繊維を混入したものである。高靱性セメント複合材料 (DFRCC, Ductile Fiber Reinforced Cementitious Composite) は、セメント系材料に繊維を混入した複合材料であり、曲げ引張応力下においてたわみ硬化特性を示すものである。超高強度繊維補強コンクリート<sup>35)</sup> (UFC, Ultra high strength Fiber reinforced Concrete) はこの範疇に含まれ、反応性粉体コンクリート (RPC, Reactive Powder Concrete) と呼ばれる、2.5mm 以下の骨材、セメント、ポゾラン材 (シリカフェーム等) および石英質粒子等で構成されるマトリクスに対し、鋼繊維等の短繊維を混入することによって、圧縮強度が  $150\text{N/mm}^2$  以上、引張強度が  $5\text{N/mm}^2$  以上と強度が高く、靱性に優れた材料である。複数微細ひび割れ型繊維補強セメント複合材料 (HFRCC, High Performance Fiber Reinforced Cement Composite) は、一軸引張応力下において疑似ひずみ硬化特性を示し、微細で高密度の複数ひび割れを形成する高靱性材料である。例えば、Li<sup>36)</sup>による破壊メカニズムやマイクロメカニクスを設計原理とした ECC (Engineered Cementitious Composite) などが有名である。

図 1.6 に、コンクリート中のひび割れ面における繊維の架橋効果のモデルを示す。プレーンコンクリートの場合、ひび割れが発生した後はひび割れ面において応力が伝達されず、応力が集中することによってひび割れが開口・進展する。しかし、繊維補強セメント複合材料では、ひび割れ面を短繊維が架橋することにより、ひび割れ発生後にも応力が伝達される。図 1.7 に、一軸引張応力下におけるひずみ硬化およびひずみ軟化の概念を示す。プレーンコンクリートは引張ひずみが増大して引張強度に達すると、急激に応力が低下する (図 1.7 中①)。しかし、繊維補強コンクリートおよび超高強度繊維補強コンクリートでは、ひび割れ発生直後において、引張応力が下降するひずみ軟化挙動を示す (図 1.7 中②)。さらに、複数微細ひび割れ型繊維補強セメント複合材料など、架橋効果によって伝達される応力、すなわち架橋応力がマトリクスの初期ひび割れ発生強度よりも大きい場合には、ひび割れが分散して発生しながら、引張応力が増加していくひずみ硬化 (図 1.7 中③) を示した後、ひずみ軟化 (図 1.7 中④) を示す。

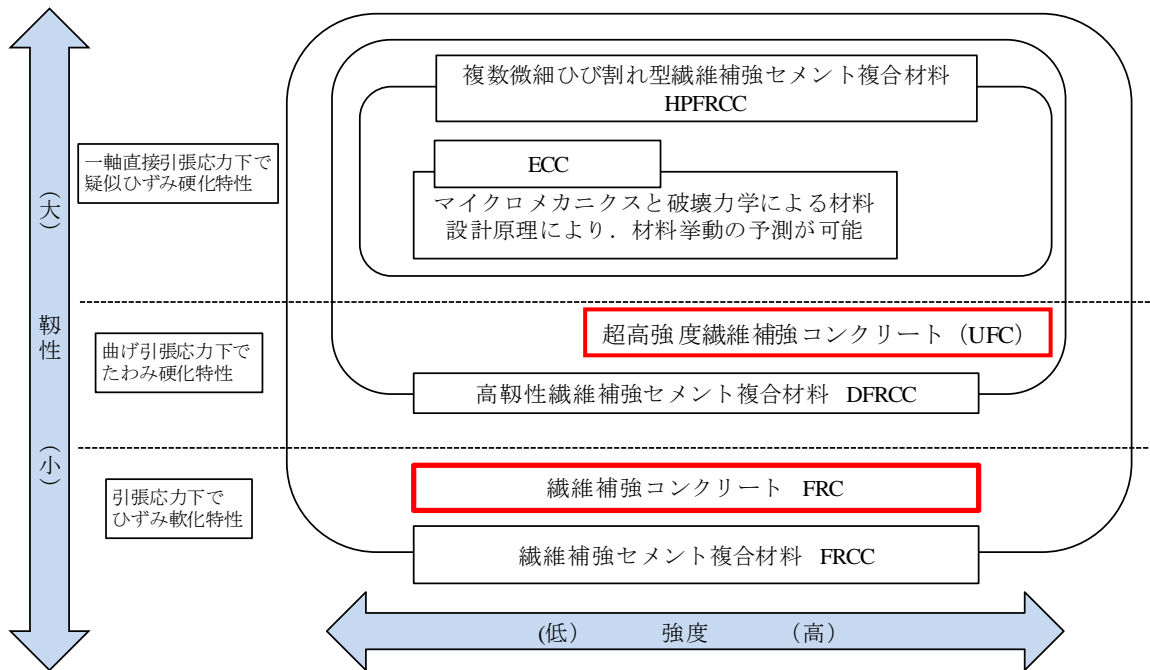


図 1.5 繊維補強セメント複合材料の分類<sup>32)</sup>

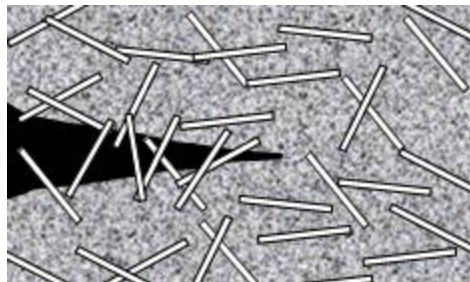


図 1.6 繊維の架橋効果のモデル

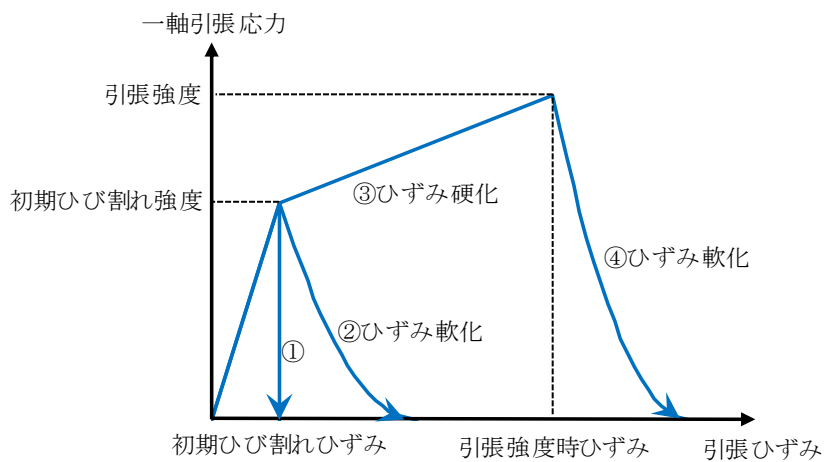


図 1.7 引張応力下におけるひずみ硬化およびひずみ軟化特性の概念

## (2) 繊維補強セメント複合材料の動的力学特性に関する研究

別府ら<sup>37)</sup>は、ポリプロピレン（以下、PPと呼ぶ）繊維およびポリビニルアルコール（以下、PVAと呼ぶ）繊維を用いたFRC試験体に対して、ひずみ速度 $10^0(1/s)$ における直接引張試験を行っており、繊維の付着特性、寸法およびマトリクス等によって、静的載荷と動的載荷時の力学特性が変化することを明らかにしている。Shasha<sup>38)</sup>らはPVAおよびポリエチレン繊維を混入した試験体に対し、ひずみ速度 $10^2(1/s)$ における一軸圧縮実験を行い、PVA短繊維の方がポリエチレン繊維よりも強度の増加率が20~30%程度高いことを報告している。またUlzurrunら<sup>39)</sup>は、鋼繊維を1vol%混入したFRCに対してひずみ速度 $10^0(1/s)$ における曲げ試験を行い、動的な曲げ強度は静的載荷時の4.0倍、また破壊エネルギーについては静的載荷時の2.2倍になることを明らかにしている。

岩根<sup>40)</sup>は、3種類のFRC（PPFRC、VFRC、DFRM）に対する動的曲げおよび圧縮実験を行い、動的力学特性について検討を行っている。PPFRCは、PP短繊維（長さ30mm、直径0.7mm）をコンクリートへ混入したものである。VFRCは、PVA繊維（長さ30mm、直径0.7mm）をコンクリートへ混入したものである。DFRMは、PVA短繊維（長さ12mm、直径0.1mm）をモルタルへ混入したものである。いずれの繊維混入率も、外割の体積率で2%である。図1.8に、これらのFRCに対して4点曲げ実験で得られた静的および動的曲げ応力~たわみ関係を示す。図から、静的載荷時には、いずれのFRCもプレーンコンクリートと比べて、ひび割れ発生後にたわみ硬化している。特に、PPFRCのたわみが大きいことがわかる。動的載荷になると、FRCの曲げ強度は大きく増加するとともに、軟化勾配が急激に低下する特徴がある。図1.9は、曲げ強度および曲げ強度の動的倍率（静的載荷時に対する特性比）を示している。図から、ひずみ速度の増大にしたがっていずれのFRCも曲げ強度が大きくなり、ひずみ速度 $10^{-1}(1/s)$ においては静的載荷時の2倍前後の曲げ強度を示す。図1.10は、曲げ実験で得られた曲げ破壊エネルギー（曲げ応力~たわみ関係の面積）~たわみ関係を示している。図から、FRCの種類によって曲げ破壊エネルギーは大きく変動し、静的載荷ではPPFRCが最も大きい。一方で、ひずみ速度 $10^{-1}(1/s)$ においては、PPFRCとVFRCは静的載荷時よりもやや大きい曲げ破壊エネルギーを示している。ただし、動的載荷では脆性的な破壊を示すため最大たわみも低下している。DFRMは、ひずみ速度の増大とともに曲げ破壊エネルギーも大きく増加している。図1.11は、曲げ破壊エネルギーの動的倍率を示している。図から、たわみ2mmではいずれのFRCも同じような動的倍率を示すが、たわみ4mmになるとDFRMの動的倍率が大きいことがわかる。

図1.12は、これらのFRCに対する静的および動的圧縮実験で得られたプレピークの応力~ひずみ関係を示している。また、図1.13は同じ実験で得られたポストピークにおける応力~変形量関係を示している。図から、ひずみ速度が増大すると、いずれのFRCも圧縮強度が増加し、ポストピークにおける軟化勾配が急になる特徴を有している。図1.14は、FRCの圧縮強度の動的倍率をプレーンコンクリートに対する既往の研究と比較したものである。図から、ひずみ速度 $10^{-1}(1/s)$ 以下におけるFRCの圧縮強度の動的倍率は、プレーンコンクリート

よりもやや大きい特徴が認められる。また、図 1.15 に示す FRC の圧縮破壊エネルギーに関する動的倍率から、ひずみ速度  $10^{-1}(1/s)$  以下においては、FRC の圧縮破壊エネルギーは静的載荷時と等しい、あるいはやや増加する。しかし、ひずみ速度  $10^1(1/s)$  では動的倍率が 1.0 を下回っており、静的載荷時の圧縮破壊エネルギーよりも小さくなることを示している。このように、FRC の静的および動的力学特性は、繊維の材料や種類、マトリクスおよび載荷速度によって複雑に変化することがわかる。

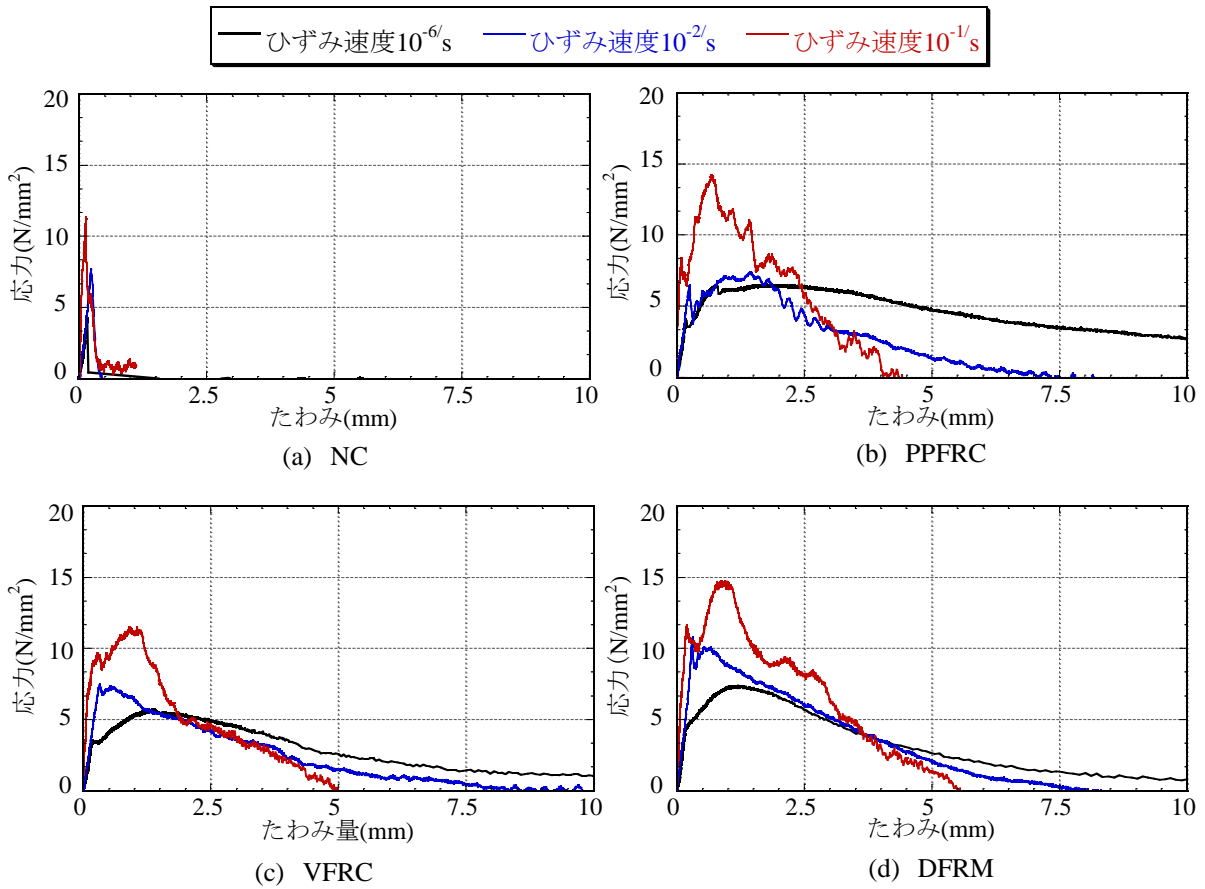
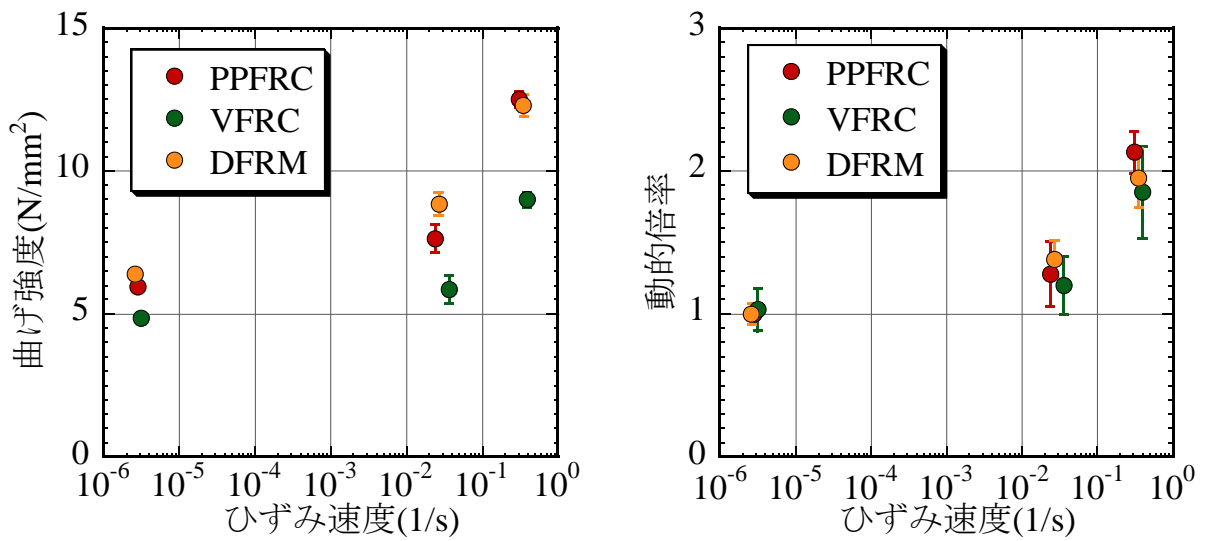


図 1.8 FRC の曲げ応力～たわみ関係の例<sup>40)</sup>  
 (NC は, プレーンコンクリートを示す.)



(a) 曲げ強度とひずみ速度の関係 (b) 曲げ強度の動的倍率とひずみ速度の関係

図 1.9 FRC の曲げ強度とその動的倍率の例<sup>40)</sup>

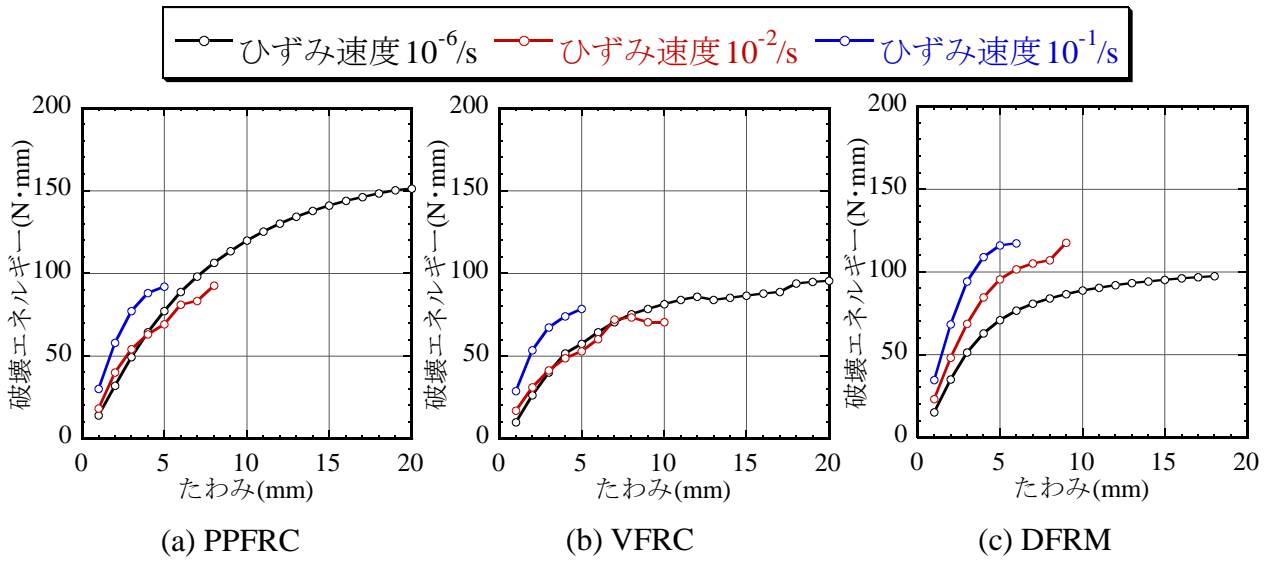


図 1.10 短繊維補強セメント複合材料の破壊エネルギー～たわみ関係の例<sup>40)</sup>

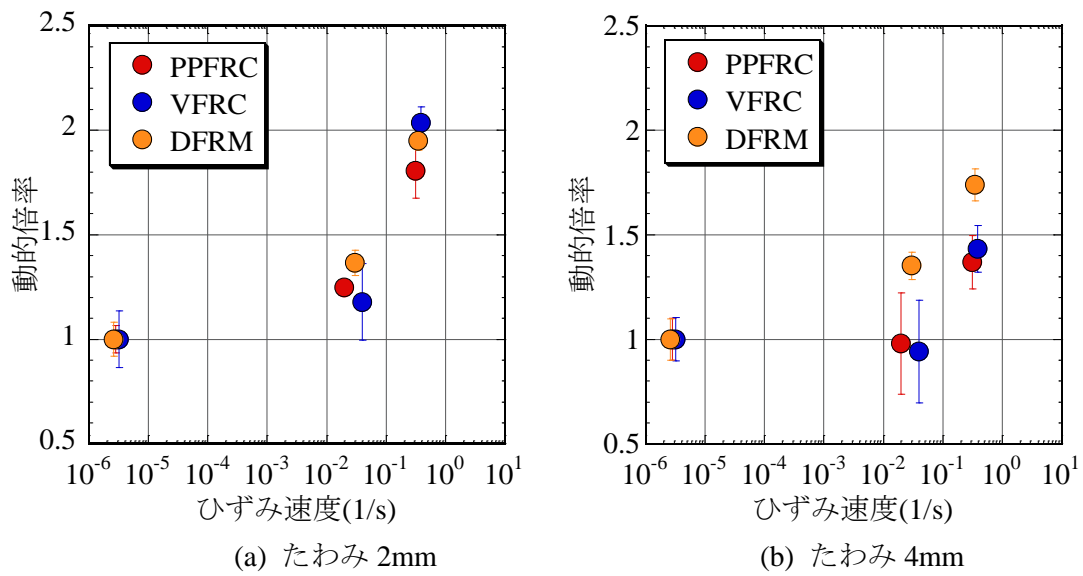


図 1.11 FRC の曲げ破壊エネルギーの動的倍率の例<sup>40)</sup>



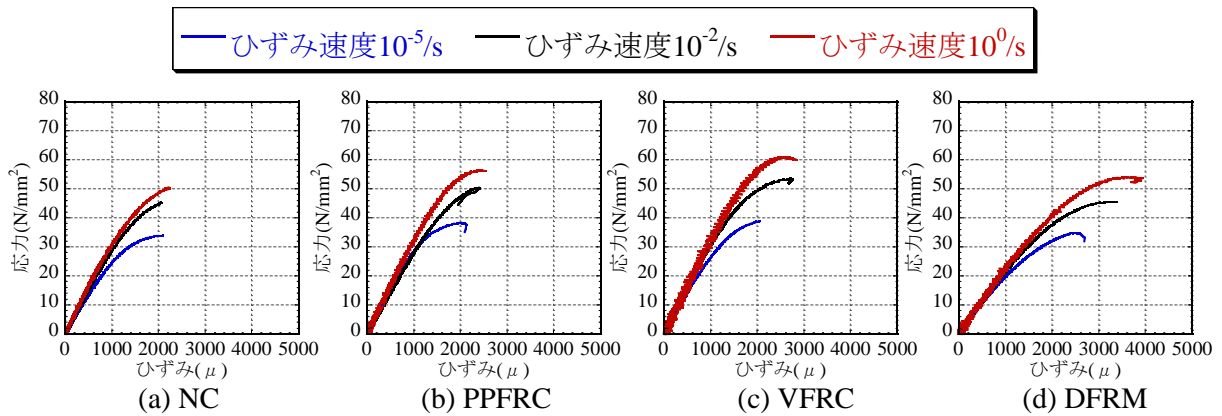


図 1.12 FRC のプレピークにおける圧縮応力～ひずみ関係の例<sup>40)</sup>  
 (NC は、プレーンコンクリートを示す.)

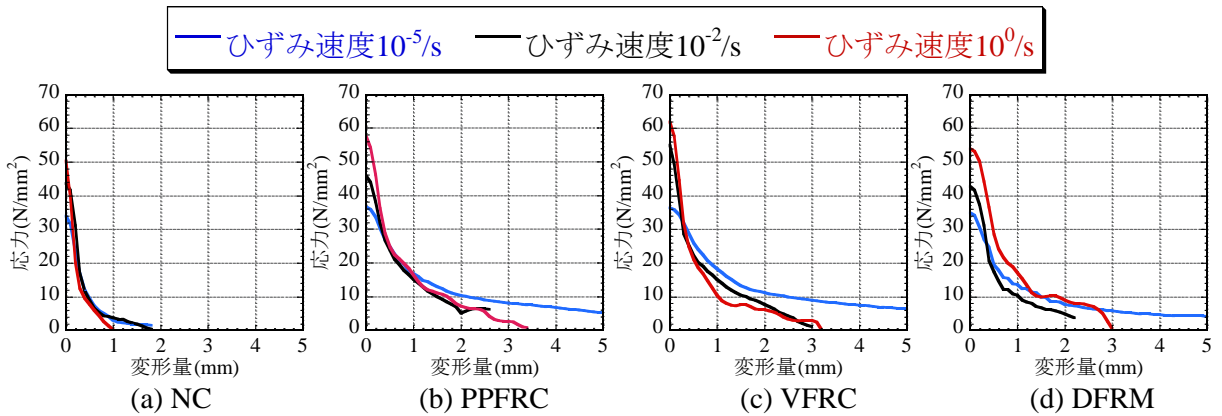


図 1.13 FRC のポストピークにおける圧縮応力～変形量関係の例<sup>40)</sup>  
 (NC は、プレーンコンクリートを示す.)

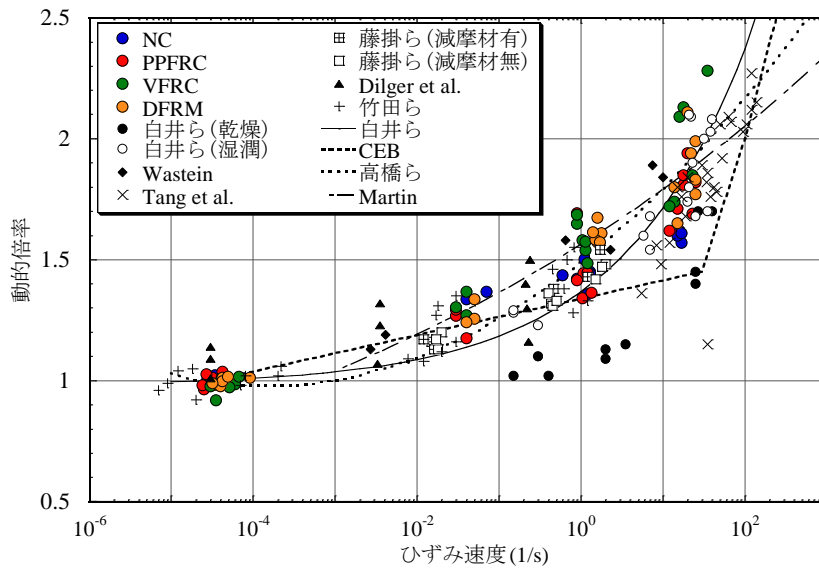


図 1.14 FRC とプレーンコンクリートの圧縮強度の動的倍率<sup>40)</sup>  
(NC は, プレーンコンクリートを示す.)

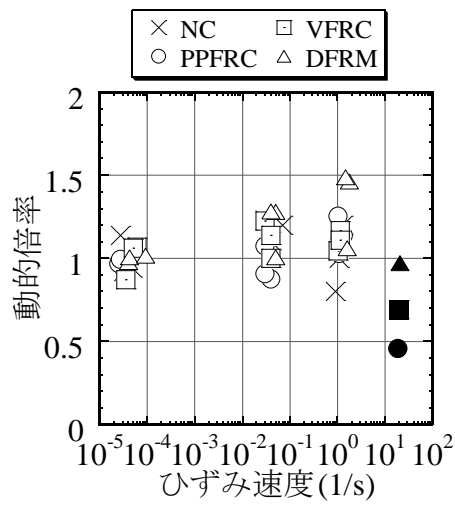


図 1.15 FRC の圧縮破壊エネルギーの動的倍率<sup>40)</sup>  
(NC は, プレーンコンクリートを示す.)

### (3) 超高強度繊維補強コンクリートの動的力学特性および構造部材に関する研究

藤掛ら<sup>41),42)</sup>は、UFCの動的一軸引張試験や急速3軸圧縮試験を行い、ひずみ速度や側圧が強度に与える影響を検討している。実験はいずれもひずみ速度 $10^{-1}(1/s)$ 以下を対象としており、実験結果からひずみ速度 $10^{-1}(1/s)$ における引張強度は静的載荷時の約1.7倍に増加することを報告している。ただし、ひび割れ開口幅については、動的載荷と静的載荷で大きな差異は認められないことも報告している。同様に、ひずみ速度 $10^{-1}(1/s)$ における圧縮強度は静的載荷時の約1.2倍に増加することを報告している。

## 1.2.4 繊維補強セメント複合材料板の局部破壊に関する研究

### (1) 繊維補強コンクリート板の局部破壊に関する研究

低速度衝突に関する研究としては、Ong<sup>43)</sup>はPP短繊維、PVA短繊維および端末をフック状に加工した鋼繊維で補強したコンクリート板に対し質量43kgの重錘を4mの高さから落下させ、FRCの耐衝撃性能について検討している。この際、ひび割れ分散効果および押し抜きせん断破壊を抑制する効果については、鋼繊維で補強したコンクリートが最も優れることを明らかにしている。Ramakrishna<sup>44)</sup>らは、モルタルスラブに対してココヤシ、サイザル麻、ジュートおよびハイビスカス等の天然繊維を混入することで、局部破壊の抑制効果が向上することを報告している。またTarek<sup>45)</sup>らは、質量800gの飛翔体を速度300m/sでFRC板に衝突させて、鋼繊維およびPP短繊維が局部破壊を抑制する効果を検討している。また、短繊維の補強効果を評価するために、修正NDRC式中の衝撃係数を修正し、FRCに対する局部破壊の評価方法を提案している。

また山田ら<sup>46)</sup>は、ポリエチレン短繊維で補強した板厚11.5mmのモルタル板に対する高速衝突実験を行っている。その結果、ポリエチレン短繊維を混入することによりモルタル板の損傷が低減すること、および短繊維の混入量が0.5vol%から1.5vol%へと増加するにともなって局部破壊がより抑制されることを明らかにした。金ら<sup>47)</sup>は、ポリアミド短繊維およびフック型の鋼繊維で補強したコンクリートに対し、動的な材料試験および高速衝突実験を行っている。実験の結果、短繊維の混入量が1.00vol%、1.25vol%、1.50vol%と増加するにともなって曲げ強度や破壊エネルギーが向上するため、裏面剥離を抑制する効果が高くなることを明らかにしている。森田ら<sup>48),49)</sup>は、質量46gの剛飛翔体を用いてPP短繊維と鉄筋で補強したコンクリート板に対する高速衝突実験を行っている。その結果、混入量が0.5vol%、1.0vol%、2.0vol%と増加すると補強効果が高くなること、また同じ混入量でも短繊維の直径を小さくし、短繊維の本数を多くすると局部破壊を抑制する効果が向上することを明らかにした。別府<sup>50)</sup>らは、PPまたはPVA短繊維を用いた繊維補強セメント複合材料板に対する高速衝突実験を行っている。その結果、静的載荷時にはPP短繊維補強セメント複合材料よりも破壊エネルギーが小さいPVA短繊維補強セメント複合材料が、動的載荷時には破壊エネルギーが大きくなるため、高速衝突時において高い裏面剥離抑制効果を示すことを報告している。

## (2) 超高強度繊維補強コンクリート板の局部破壊に関する研究

Dancygier<sup>51)</sup>らは、圧縮強度  $100\text{N/mm}^2$  程度の高強度コンクリート板を対象として、質量  $1.5\text{kg}$  の鋼製剛飛翔体を速度約  $200\sim 300\text{m/s}$  で衝突させ、骨材、鉄筋比および鋼繊維の混入量が局部破壊抑制効果に与える影響を検討した。その結果、普通強度コンクリート板に提案された局部破壊評価式は UFC 板に適応できないことを指摘している。Tai<sup>2)</sup>は、質量  $300\text{g}$  の平坦形状の飛翔体を圧縮強度約  $200\text{N/mm}^2$  の UFC 板に速度約  $30\text{m/s}\sim 100\text{m/s}$  で衝突させている。その結果、高強度コンクリート板の破壊は普通強度コンクリート板よりも破壊が脆性的であるが、鋼繊維を混入することによって局部破壊抑制効果が顕著に向上することを確認している。Zhang<sup>52)</sup>らは、圧縮強度  $43\sim 235\text{N/mm}^2$  の UFC 板に対し、質量約  $15\text{g}$  の弾丸形状の飛翔体を速度  $620\sim 700\text{m/s}$  で衝突させる実験を行っている。その結果、圧縮強度を高めるために水セメント比を低くしたり骨材を取り除いたりすることは、必ずしも貫入深さや表面破壊直径の低減につながらないことを報告している。

以上のように、FRC や UFC が剛飛翔体の衝突による局部破壊の抑制に有効であることは定性的に知られているが、局部破壊抑制効果の定量的評価に関する検討は少ない。また、柔飛翔体の衝突に対する局部破壊抑制効果に関する研究も少ないのが現状である。

### 1.3 研究の目的

本研究は、飛翔体の高速衝突を受ける繊維補強セメント複合材料板の裏面剥離抑制効果およびその評価方法を検討するものである。特に、繊維補強コンクリート(FRC)および超高強度繊維補強コンクリート(UFC)に着目して研究を行った。まず、3種類の FRC 板に対する剛飛翔体の高速衝突実験を行い、マトリクスや短繊維の種類の違いが裏面剥離抑制効果に与える影響を検討する。次に、2種類の UFC 板に対する剛飛翔体の高速衝突実験を行い、UFC 板の裏面剥離抑制効果について検討するとともに、繊維の種類が裏面剥離抑制効果に与える影響を検討する。剛飛翔体の高速衝突に対する局部破壊評価を行うため、修正 NDRC 式に低減係数を乗じることで各繊維補強セメント複合材料板の裏面剥離限界板厚および貫通限界板厚を評価する方法や、衝突エネルギーを用いて各限界板厚を評価する方法を提案する。最後に、上記の FRC および UFC 板に対して柔飛翔体の衝突実験を行い、柔飛翔体の高速衝突を受ける局部破壊の特徴およびその評価法の考え方を整理する。

### 1.4 本論文の構成

本論文は、6章で構成されている。第1章では、本研究の対象とする爆破テロや爆発事故の実態と傾向を整理するとともに、プレーンコンクリート板および各繊維補強セメント複合材料板の局部破壊に関する既往の研究についてまとめ、本研究の目的を示すとともに本論文の構成について述べる。

第2章では、3種類の FRC 板に対して質量  $46\text{g}$  の鋼製飛翔体を速度約  $200\sim 400\text{m/s}$  で衝突させ、短繊維の種類が局部破壊の抑制効果に与える影響を検討する。実験では、新設構造物

へ用いられるコンクリートマトリクスベースと、既設構造物の補修等に用いられるモルタルマトリクスベースの FRC を使用し、繊維の種類、混入量、板厚および衝突速度を変化させる。実験で得られた破壊性状や局部破壊の大きさ等を比較して、裏面剥離抑制効果について検討する。

第3章では、2種類の UFC 板に対して質量 46g の鋼製飛翔体を速度約 200~500m/s で衝突させ、短繊維の種類が局部破壊の抑制効果に与える影響を検討する。

第4章では、第2章、第3章で考察した FRC や UFC 板の局部破壊評価法について検討を行う。具体的には、プレーンコンクリート板に対して、エネルギー一定の下で飛翔体の質量と速度を変化させた高速衝突実験を行い、局部破壊を評価する指標として衝突エネルギーを用いることについて検討を行う。次に、衝突エネルギーを用いて繊維補強セメント複合材料板の局部破壊限界板厚の評価する方法を提案する。

第5章では、FRC および UFC 板に対する柔飛翔体の高速衝突実験を行い、柔飛翔体の衝突を受ける FRC および UFC 板の破壊特性や柔飛翔体の損傷について考察する。また、柔飛翔体の高速衝突を受ける FRC および UFC 板の局部破壊評価の考え方を整理する。

第6章では、本研究で得られた成果を総括し、今後の展望について述べる。

## 第2章 剛飛翔体衝突に対する繊維補強コンクリート板の裏面剥離特性に関する実験的検討

### 2.1 緒言

本章では、3種類の短繊維を用いた繊維補強コンクリート（以下、FRCと呼ぶ）板に対する高速衝突実験を行い、FRC板の裏面剥離抑制効果について検討する。実験に用いたFRC板は、新設構造物へ用いられるコンクリートマトリクススペースと、既設構造物の補修等に用いられるモルタルマトリクススペースの材料である。また、ポリプロピレン（以下、PPという）製の短繊維1種類およびポリビニルアルコール製（以下、PVAという）の短繊維2種類を用いて、短繊維の種類、直径および長さが裏面剥離抑制効果に与える影響について検討した。この際、短繊維の混入量を0.5vol%、1.0vol%および2.0vol%と変化させ、短繊維の混入量の影響についても考察した。飛翔体は、先端形状が半球型、質量は46gであり、速度約200m/s～400m/sで各FRC板に衝突させた。実験から得られた破壊性状や局部破壊の程度を比較することにより、裏面剥離抑制効果について検討した。また、修正NDRC式に低減係数を乗じることで、これらのFRC板の裏面剥離および貫通限界板厚を評価する方法を提案した。

### 2.2 高速衝突実験の概要

#### 2.2.1 実験装置の概要

図2.1に、高圧空気式飛翔体発射装置<sup>1)</sup>の概要を示す。この装置は、圧縮機、増圧器、エアチャンバーおよび発射管で構成されており、圧縮空気圧力を調整することにより、質量約50g～1,000gの飛翔体を速度約100m/s～500m/sで発射することができるものである。飛翔体の速度は、発射口付近に2か所、50cm間隔で設置されたレーザー式速度センサーおよびユニバーサルカウンタを組み合わせて使用することで、分解能1cm/sで計測することができる。

写真2.1に、実験で使用した鋼製飛翔体(SS400)を示す。飛翔体の先端部は半球形状に成形されており、質量は46g、直径25mmである。飛翔体は、ナイロン製の固定具に装着してエアチャンバーに挿入され、固定具とともに発射される。図2.2に、局部破壊の計測位置を示す。貫入または裏面剥離深さは、表面または裏面から破壊によって生じた凹みの一番深い位置までの距離である。表面破壊直径および裏面剥離直径は、コンクリート板中央を中心として、垂直方向、水平方向及び斜め45度(135度)方向の計4方向を計測し、その平均値を直径とした。

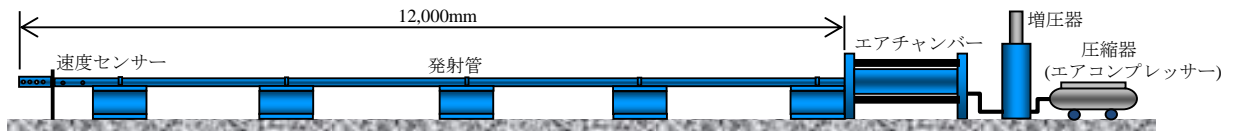


図 2.1 高压空気式飛翔体発射装置

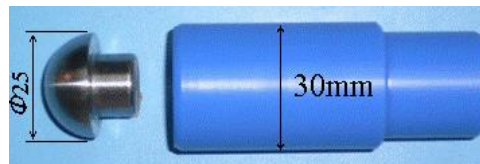
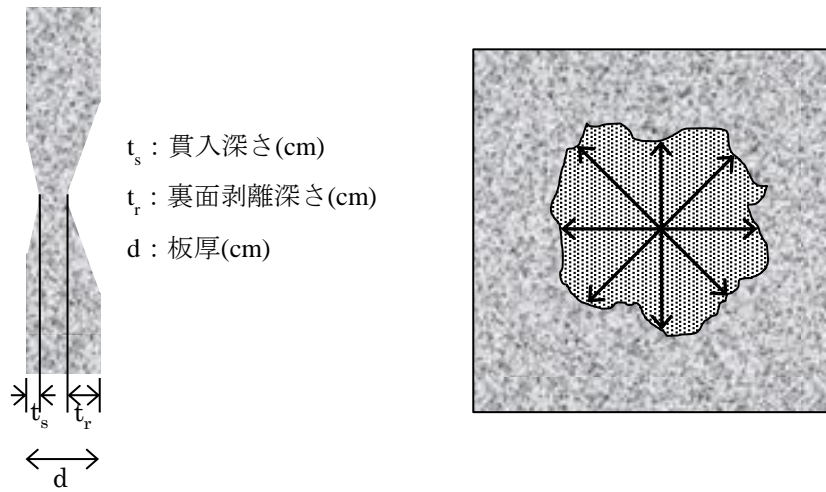


写真 2.1 鋼製飛翔体および固定具



(a) 貫入深さ・裏面剥離深さ

(b) 表面破壊・裏面剥離直径

図 2.2 局部破壊測定位置

## 2.2.2 短繊維および繊維補強コンクリートの材料特性

表 2.1 に、FRC 板に混入した短繊維の種類および材料特性を示す。FRC 板に用いた短繊維は、写真 2.2 に示す 3 種類である。PP および PVA-1 は、コンクリートマトリクス（最大粗骨材寸法：20mm）へ混入することを考慮し、直径約 0.7mm、長さ 30mm とした。また、PVA-2 はモルタルマトリクスへ混入することを考慮し、直径 0.10mm、長さ 12mm とした。よって、同じ混入量では、PVA-2 の繊維の本数は PP および PVA-1 の約 110 倍になる。引張強度およびヤング係数はともに、PVA-2、PVA-1、PP の順に高く、PVA-2 の引張強度は PP の 2.4 倍、ヤング係数は PP の 2.8 倍である。短繊維とマトリクスとの付着については、PP は化学的な付着が弱いので、表面を凹凸形状に加工しており、機械的な摩擦を大きくしている。PVA-1 および PVA-2 はポリビニルアルコール性なので、親水性があり化学的な付着が高い特徴<sup>2)</sup>がある。

表 2.2 および表 2.3 にそれぞれ配合表および使用した材料を、また表 2.4 に各繊維補強コンクリートの圧縮強度を示す。試験体名については、PPFRC は PP を、VFRC は PVA-1 をそれぞれコンクリートマトリクスに混入したものである。DFRM は、PVA-2 をモルタルマトリクスに混入したものである。語尾の C と M は、それぞれコンクリートマトリクスとモルタルマトリクスを用いていることを表している。各繊維補強コンクリートの種類の後方に記載している数字は、短繊維の混入量である。なお、圧縮強度は、圧縮試験を 3 回ずつ行った計測値の平均を記している。体積比で 2.0vol% 混入した PPFRC2.0 については、板厚 60mm の試験体と板厚 80mm の試験体で、バッチが異なるためそれぞれの圧縮強度を記している。なお、PP および PVA-1 は主としてコンクリートへ、また PVA-2 はモルタルへ混入しているが、マトリクスの影響を調べるためにいずれも異なるマトリクスのケースを設定した。また、いずれも混入量 2% を主としているが、PVA-1 および PVA-2 のケースでは混入量を 0.5~2.0vol% に変化させた。神田ら<sup>3)</sup>が同じ配合の FRC（混入量 2.0vol%）に対して行った一軸引張試験では、静的載荷試験において計測した破壊エネルギーは、PPFRC は 4,820N/m、VFRC は 2,300N/m および DFRM は 1,180N/m と繊維補強コンクリートの破壊エネルギーが高くなることが報告されている。また、ひずみ速度が高くなると、PPFRC の破壊エネルギーは小さくなるが、VFRC および DFRM の破壊エネルギーは増加することが報告されている<sup>3)</sup>。すなわち、高速衝突を受けて局部破壊が高ひずみ速度下で生じる場合には、VFRC および DFRM は高い破壊エネルギーによって損傷を抑制することが期待される。

表 2.1 短繊維の材料特性

種類	直径 (mm)	長さ (mm)	引張強度 (N/mm <sup>2</sup> )	ヤング係数 (kN/mm <sup>2</sup> )	密度 (g/cm <sup>3</sup> )	マトリクス
PP	0.7	30	500	10	0.91	コンクリート
PVA-1	0.66	30	900	23	1.30	
PVA-2	0.1	12	1,200	28	1.30	モルタル





(a) PP 短繊維



(b) PVA-1 短繊維



(c) PVA-2 短繊維

写真 2.2 短繊維の外観

表 2.2 配合表

種類	繊維	繊維混入量	W	C	S1	S2	G1	G2	SP	F	空気量	スランプ
		(vol%)										
PPFRC2.0	PP	2.0	198	405	657	293	293.0	358.0	4.0	18.2	3.9	13.0
VFRC0.5	PVA-1	0.5	190	475	665	285	389.4	259.6	3.3	6.5	4.4	15.0
VFRC1.0		1.0							3.3	13.0	5.0	13.0
VFRC2.0		2.0							3.3	26.0	4.1	11.5
DFRC1.0		PVA-2							1.0	3.3	13.0	5.9
PPFRM2.0	PP	2.0	282	672	-	1192	-	-	3.2	18.2	3.9	23.5
VFRM1.0	PVA-1	1.0							4.0	13.0	4.1	24.5
VFRM2.0		2.0							4.0	26.0	3.3	23.5
DFRM0.5	PVA-2	0.5							3.2	6.5	4.8	23.0
DFRM1.0		1.0							3.2	13.0	6.4	19.0
DFRM2.0		2.0							3.2	26.0	5.9	6.5

表2.3 使用材料

記号	材料	仕様
C	セメント	普通ポルトランドセメント 密度: 3.12g/cm <sup>3</sup>
S1	細骨材	海砂 密度: 2.60g/cm <sup>3</sup>
S2	細骨材	砕砂 密度: 2.62g/cm <sup>3</sup>
G1	粗骨材	砕石2015 密度: 2.62g/cm <sup>3</sup>
G2	粗骨材	砕石1505 密度: 2.62g/cm <sup>3</sup>
SP	混和材	高性能AE減水剤
F	繊維	表2.1参照

表2.4 繊維補強コンクリートの圧縮強度

種類	繊維	混入量 (vol%)	圧縮強度 (N/mm <sup>2</sup> )
PPFRC2.0(板厚60)	PP	2.0	42.3
PPFRC2.0(板厚80)		2.0	45.6
PPFRM2.0		2.0	34.5
VFRC0.5	PVA-1	0.5	38.1
VFRC1.0		1.0	35.5
VFRC2.0		2.0	43.9
VFRM1.0		1.0	42.6
VFRM2.0	PVA-2	2.0	34.5
DFRM0.5		0.5	39.3
DFRM1.0		1.0	30.2
DFRM2.0		2.0	32.8
DFRC1.0		1.0	30.1

2.2.3 実験ケース

実験ケースの一覧を表 2.5～2.7 に示す。材料は、PP、PVA-1 および PVA-2 の 3 種類の短繊維をモルタルまたはコンクリートマトリクスに混入した繊維補強コンクリートであり、短繊維の種類および混入量を変化させた。板厚は 60mm から 80mm とし、衝突速度を約 200m/s から約 400m/s まで変化させて実験を行った。計測項目は、破壊モードならびに貫入深さ、表面破壊直径、裏面剥離深さおよび裏面剥離直径である。また、局部破壊の発生状況を詳細に確認するため、裏面にひずみゲージを貼付し、裏面のひずみ応答を計測した。図 2.3 に、試験体の表面および裏面に貼付したひずみゲージの位置を示す。コンクリート板の表面には、飛翔体の衝突時刻を検知するため板中央部にひずみゲージを貼付した。コンクリート板の裏面には、局部破壊発生時における裏面のひずみ応答を計測するため、板中央ならびに板中央から水平、垂直方向にそれぞれ 5cm および 15cm の計 4 か所にひずみゲージを貼付した。なお、ひずみゲージの長さは、いずれも 60mm である。

表 2.5 PP 短繊維補強コンクリートおよびモルタル板

No	試験体名	マトリクス	混入量 (vol%)	板厚		衝突速度 (m/s)
				設計 (mm)	実寸 (mm)	
1	PPFRC2.0-60	コンクリート	2.0	60	-	187
2				60		199
3				60		251
4				60		295
5	PPFRC2.0-80			80		294
6				80		298
7				80		415
8	PPFRM2.0-60			モルタル		2.0
9		60	63.8		260	
10		60	61.5		310	

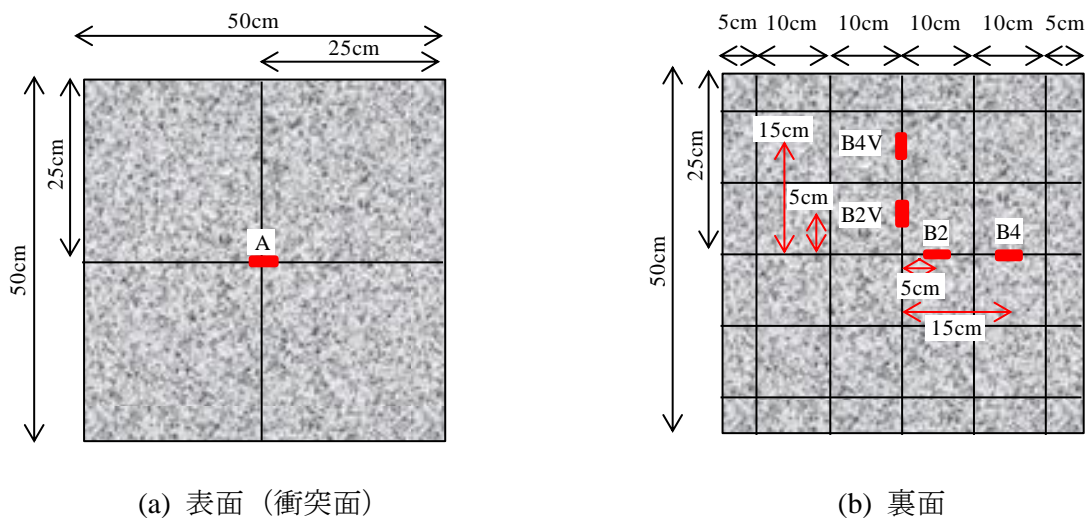


図 2.3 ひずみゲージ貼付位置

表 2.6 PVA-1 短繊維補強コンクリートおよびモルタル板の実験ケース

No	試験体名	マトリクス	混入量 (vol%)	板厚		衝突速度 (m/s)
				設計 (mm)	実寸 (mm)	
1	VFRC0.5-80	コンクリート	0.5	80	80.5	423
2	VFRC1.0-60		1.0	60	61.3	211
3				60	63.5	262
4				60	61.1	311
5	VFRC1.0-80		1.0	80	82.6	313
6				80	80.6	423
7				80	78.9	424
8	VFRC2.0-60		2.0	60	-	208
9				60		245
10				60		297
11				60		408
12	VFRC2.0-80		2.0	80	303	
13				80	302	
14				80	414	
15	VFRM1.0-60	モルタル	1.0	60	60.9	261
16				60	60.5	312
17				60	61.3	359
18	VFRM2.0-60	2.0	2.0	60	60.8	260
19				60	60.0	312
20				60	61.3	417

表 2.7 PVA-2 短繊維補強コンクリートおよびモルタル板の実験ケース

No	試験体名	マトリクス	混入量 (vol%)	板厚		衝突速度 (m/s)	
				設計 (mm)	実寸 (mm)		
1	DFRM0.5-70	モルタル	0.5	70	73.0	310	
2				70	74.3	312	
3	DFRM1.0-60		1.0	60	61.0	212	
4				60	61.0	263	
5				60	63.5	316	
6	DFRM1.0-80		1.0	60	61.3	364	
7				80	80.8	312	
8				80	75.8	422	
9	DFRM2.0-60		2.0	2.0	80	76.5	423
10					60	242	
11					60	290	
12	DFRM2.0-80		2.0	2.0	60	408	
13					80	297	
14					80	298	
15	80	415					
16	DFRC1.0-60	コンクリート	1.0	60	62.5	212	
17				60	60.8	261	
18				60	61.5	263	

## 2.3 実験結果および考察

## 2.3.1 破壊性状

## (1) 修正 NDRC 式の概要およびプレーンコンクリートの破壊モード

本研究では、プレーンコンクリート板の破壊モードは、修正 NDRC 式<sup>4)</sup>を用いて評価する。なお、別府ら<sup>5)</sup>によると、修正 NDRC 式は本研究の実験条件に対して貫入深さを 10% 程度過大に評価するが、衝突速度 200m/s から 400m/s においては裏面剥離限界板厚および貫通限界板厚を良好に評価することがわかっている。式(2.1)に貫入深さの評価式を、式(2.2)および式(2.3)に裏面剥離限界板厚および貫通限界板厚の評価式をそれぞれ示す。

$$\left(\frac{x}{d}\right) = 2G^{\frac{1}{2}} \quad \frac{x}{d} \leq 2 \quad (2.1a)$$

$$\left(\frac{x}{d}\right) = G + 1 \quad \frac{x}{d} \geq 2 \quad (2.1b)$$

$$\text{ただし, } G = 3.8 \times 10^{-5} \frac{NM}{d\sqrt{f_c}} \left(\frac{V_o}{d}\right)^{1.8} \quad (2.1c)$$

$$\frac{s}{d} = 7.91\left(\frac{x}{d}\right) - 5.06\left(\frac{x}{d}\right)^2 \quad \frac{x}{d} \leq 0.65 \quad \text{or} \quad \frac{s}{d} \leq 3 \quad (2.2a)$$

$$\frac{s}{d} = 2.12 + 1.36\left(\frac{x}{d}\right) \quad 0.65 \leq \frac{x}{d} \leq 11.75 \quad \text{or} \quad 3 \leq \frac{s}{d} \leq 18 \quad (2.2b)$$

$$\frac{e}{d} = 3.19\left(\frac{x}{d}\right) - 0.718\left(\frac{x}{d}\right)^2 \quad \frac{x}{d} \leq 1.35 \quad \text{or} \quad \frac{e}{d} \leq 3 \quad (2.3a)$$

$$\frac{e}{d} = 1.32 - 1.24\left(\frac{x}{d}\right) \quad 1.35 \leq \frac{x}{d} \leq 13.5 \quad \text{or} \quad 3 \leq \frac{e}{d} \leq 18 \quad (2.3b)$$

ここに、 $x$ ：貫入深さ(m)、 $d$ ：飛翔体直径(m)、 $N$ ：飛翔体の形状係数（半球形の場合 0.84）、 $M$ ：飛翔体の質量(kg)、 $V_o$ ：飛翔体の衝突速度、 $f_c$ ：コンクリートの圧縮強度(N/m<sup>2</sup>)、 $s$ ：裏面剥離限界板厚(m)、 $e$ ：貫通限界板厚(m)である。

なお、修正 NDRC 式による板厚 60mm のプレーンコンクリート板の破壊モードは、衝突速度 200m/s および 250m/s で裏面剥離、衝突速度 300m/s および 400m/s で貫通となる。板厚 80mm のプレーンコンクリート板の破壊モードは、衝突速度 300m/s および 350m/s で裏面剥離、衝突速度 400m/s で貫通となる。

## (2) 短繊維の種類が破壊状況に与える影響

短繊維の種類が破壊状況に与える影響を調べるため、一例として PP 短繊維、PVA-1 および PVA-2 短繊維を板厚 60mm のコンクリートまたはモルタルマトリクス板に対して 2.0vol% 混入した場合の破壊状況を比較する。

写真 2.3 に、コンクリートマトリクスに対して、PP 短繊維を混入した PPFRC 板の破壊状況

を示す。PPFRC2.0-60の破壊モードは、衝突速度251m/sで表面破壊、衝突速度295m/sで貫通となった。衝突速度251m/sでは、断面に生じた斜めひび割れの内側において、板の表面と平行方向のひび割れが発生していることが確認できる。また、衝突速度295m/sでは、表面破壊と裏面剥離が結合して貫通孔が生じていることがわかる。プレーンコンクリート板と比較すると、衝突速度251m/sでは裏面剥離を表面破壊に抑制しているが、衝突速度295m/sでは、プレーンコンクリート板と同じ破壊モード（貫通）となった。

写真2.4に、コンクリートマトリクスに対してPVA-1短繊維を2.0vol%混入したVFRC板の破壊状況を示す。VFRC2.0-60の破壊モードは、衝突速度245m/sで表面破壊、衝突速度297m/sで裏面剥離となった。衝突速度245m/sでは、試験体の裏面には円弧上のひび割れが発生しているとともに、断面には斜めひび割れが発生していることがわかる。衝突速度297m/sでは破壊モードは裏面剥離となり、断面を見ると裏面剥離の外側に2~3本の斜めひび割れが発生していることがわかる。PPFRC板と比較すると、衝突速度約250m/sでは同じ表面破壊となったが、衝突速度297m/sでは裏面剥離となり、プレーンコンクリート板およびPPFRC板よりも破壊モードを抑制していることがわかる。PPFRCよりもVFRCの方が破壊モードを抑制する効果が高い理由は、動的載荷時においてはVFRC中に混入されるPVA-1短繊維の化学的な付着がPPFRC中に混入されるPP短繊維の機械的な付着よりも高いためと考えられる<sup>3)</sup>。

写真2.5に、モルタルマトリクスに対してPVA-2短繊維を2.0vol%混入したDFRM2.0-60の破壊状況を示す。衝突速度242m/s、290m/sに対して破壊モードは表面破壊となった。衝突速度242m/sでは、断面内に複数本の斜めひび割れが明瞭に確認できる。衝突速度290m/sでは、断面内の斜めひび割れとともに裏面に膨らみが生じ、一部に亀裂が発生して裏面剥離片を形成しようとしている。しかし、繊維の架橋効果によって剥離が抑制されたため、裏面剥離限界（破壊モードとしては表面破壊）になったものと考えられる。DFRC2.0-60では、いずれの速度でも断面内に微小な斜めひび割れが数多く認められたが、これはモルタルに多数混入した非常に細く短いPVA-2繊維によるひび割れ分散効果によるものと考えられる。

以上から、各繊維補強セメント系複合材料の破壊状況を比較すると、PPFRC板は衝突速度250m/sにおいて、VFRC板およびDFRC板は衝突速度250m/s、300m/sにおいて、プレーンコンクリート板に比べて裏面剥離および貫通が抑制された。また、衝突速度300m/s以下においては、DFRM板、VFRC板、PPFRC板の順に局部破壊を抑制する効果が高いことがわかった。この傾向は、板厚80mmのケースでも同じであった。なお、マトリクスの影響については、コンクリートよりもモルタルマトリクスに混入したFRCの方が局部破壊が抑制される傾向が認められた。

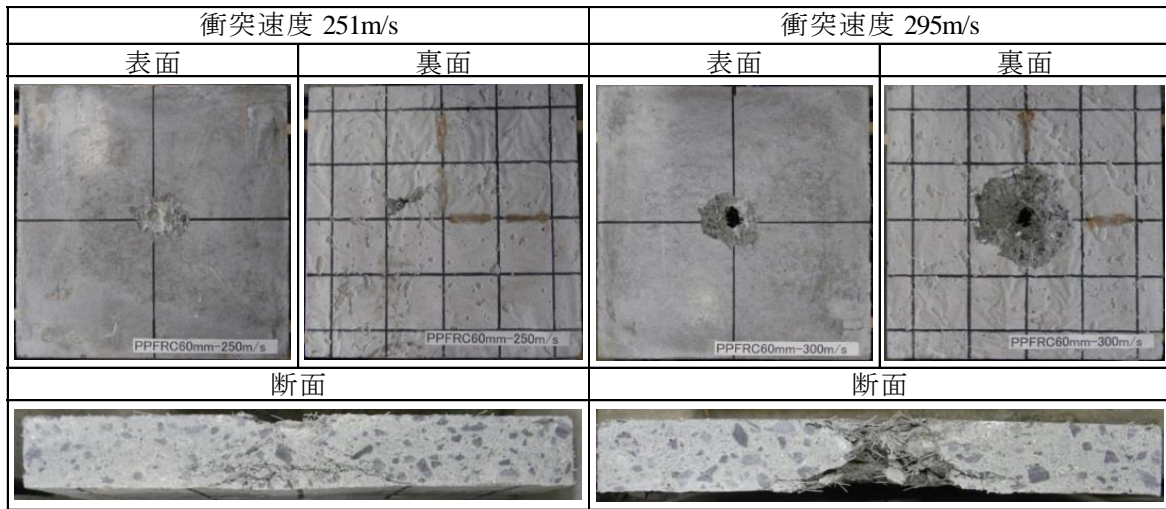


写真 2.3 PPFRC2.0-60 の破壊状況

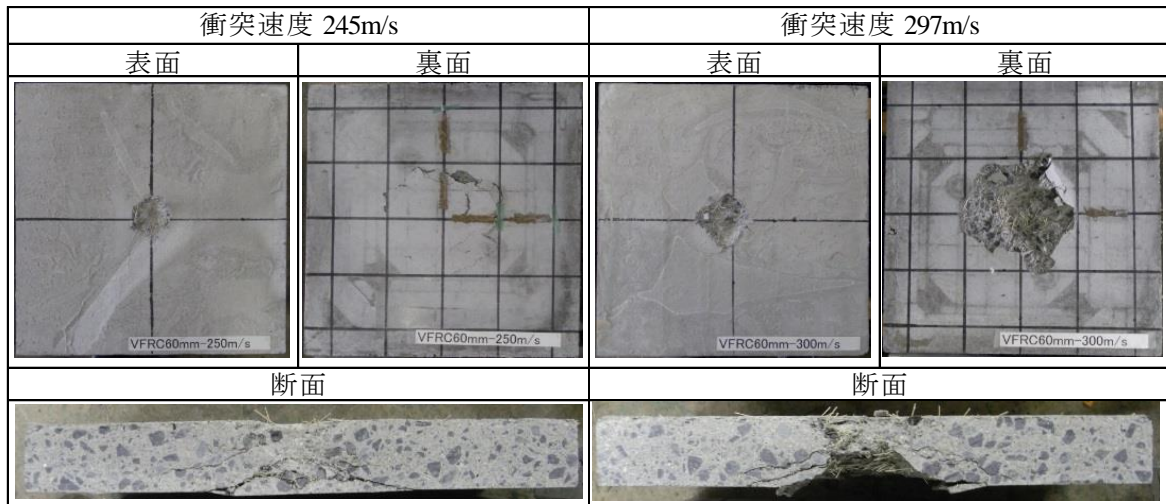


写真 2.4 VFRC2.0-60 の破壊状況

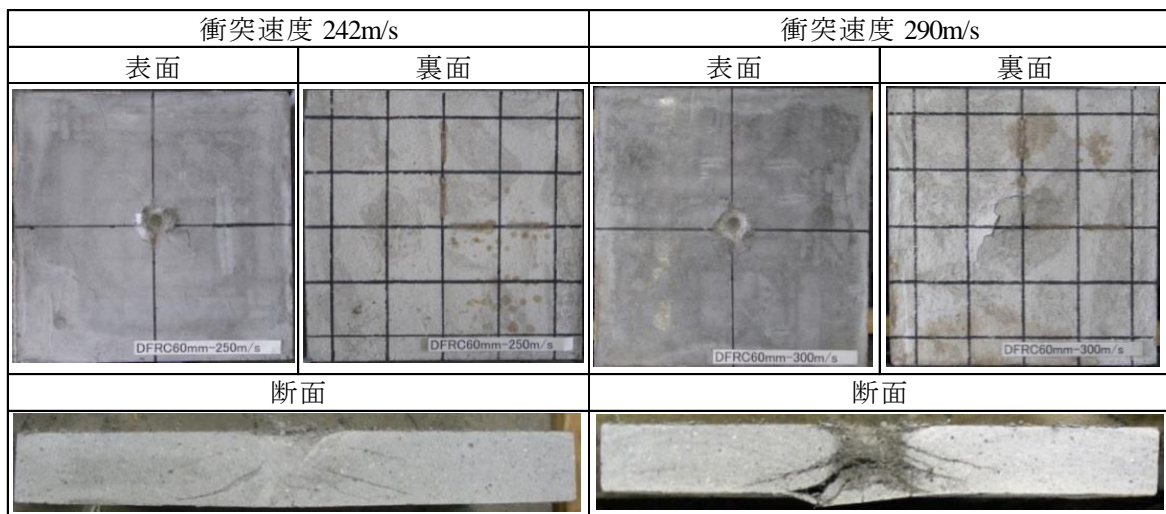


写真 2.5 DFRC2.0-60 の破壊状況

### 2.3.2 高速度ビデオカメラおよび裏面のひずみ応答による破壊挙動の分析

#### (1) 高速度ビデオカメラに基づく破壊挙動の分析

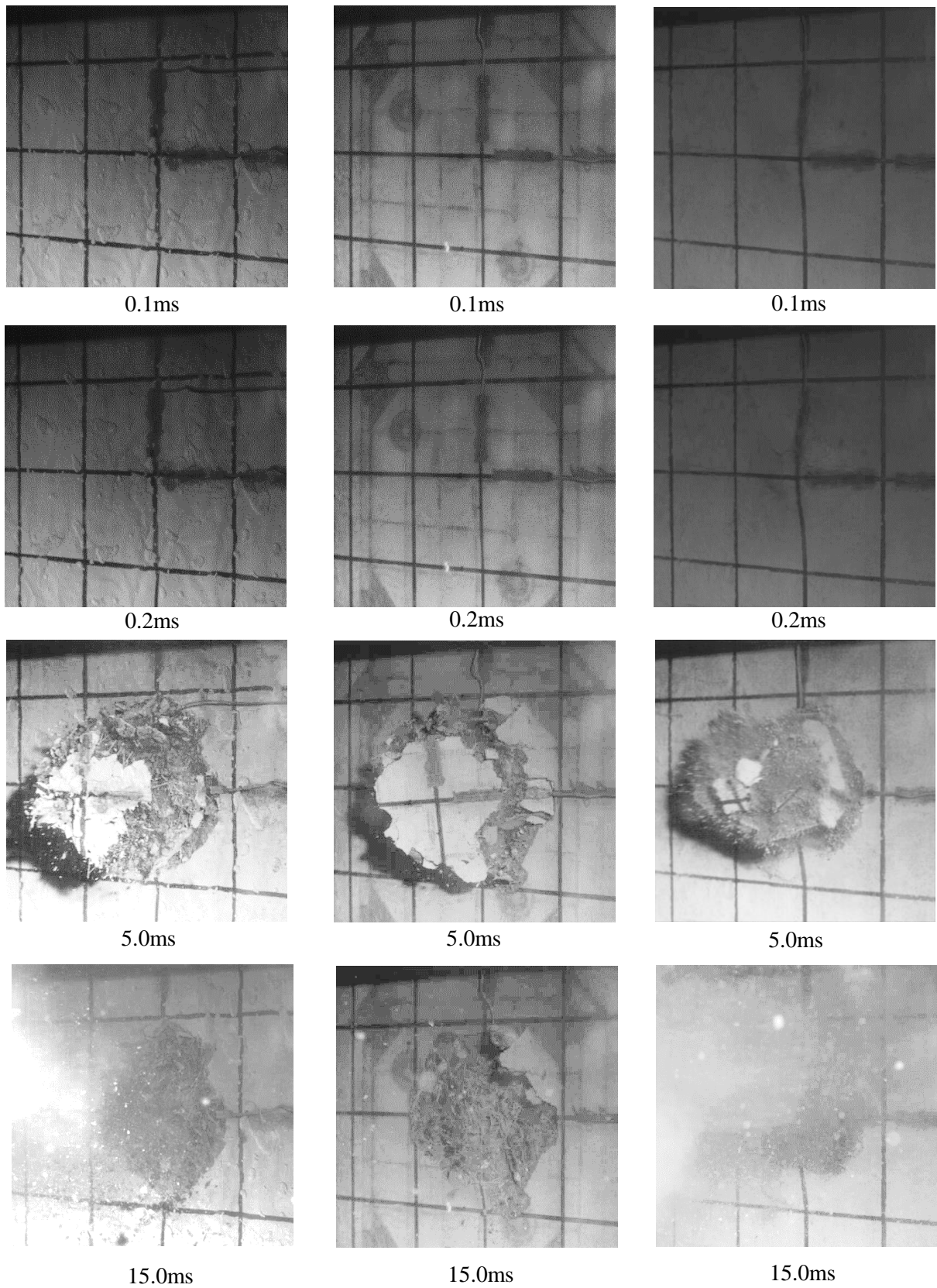
図 2.4 に、高速度ビデオカメラで撮影した FRC 板の裏面剥離および貫通の発生状況の例を示す。図示している時刻は、高速度ビデオカメラにおいて、裏面の変形が確認できた時間を  $t=0\text{ms}$  として、経過時間を表示している。PPFRC2.0 および VFRC2.0 は衝突速度約  $300\text{m/s}$  でそれぞれ貫通および裏面剥離が発生したケースを、DFRM2.0 は衝突速度約  $400\text{m/s}$  で貫通が発生したケースを示している。別府ら<sup>9)</sup>は、プレーンコンクリート板の裏面剥離および貫通の発生状況を高速度ビデオカメラで撮影しているが、プレーンコンクリート板では裏面の剥離片が細かく破砕されて飛散するのに対し、PPFRC2.0 および VFRC2.0 では、裏面で円弧状に形成された剥離片が破砕されずに、塊となって飛散していることがわかる。一方、モルタルベースの DFRM2.0 においては、裏面中央部に小さい剥離片が見られるが、そのほとんどが細かく破砕されて飛散していることがわかる。

#### (2) 裏面のひずみ応答

図 2.5 に、各 FRC 板のひずみ応答の一例を示す。いずれのケースも、繊維の混入量は  $2.0\text{vol}\%$ 、板厚  $60\text{mm}$  で、衝突速度は約  $300\text{m/s}$  である。サンプリング周波数は、 $1.04\text{MHz}$  である。なお、ひずみの正の値は引張ひずみを、負の値は圧縮ひずみを示している。時刻の原点( $t=0\text{ms}$ )は、表面に貼付したひずみゲージの応答から検知した飛翔体の衝突時刻を示している。図 2.5(a) に示す PPFRC2.0 (貫通) では、衝突後約  $0.01\text{ms}$  に全てのゲージにおいて約  $5000\mu$  程度の引張ひずみが生じているが、この原因は電気的なノイズと考えられる。その後、 $t=0.02\text{ms}$  において、B2 および B2V に圧縮ひずみが生じた後に、引張ひずみに転じ破断している。この間、B4 および B4V では圧縮ひずみが緩やかに生起しており、 $t=0.2\text{ms}$  付近で圧縮ひずみが最大  $500\mu$  程度に達している。

図 2.5(b) に示す VFRC2.0 (裏面剥離) では、PPFRC 板と同様に  $t=0.02\text{ms}$  程度において、B2 および B2V に圧縮ひずみが生じた後、時刻にずれはあるが、それぞれ引張ひずみに転じ破断している。また B4 および B4V は、圧縮ひずみが緩やかに生起しており、 $t=0.2\text{ms}$  付近で最大  $500$  および  $1000\mu$  に達している。PPFRC2.0 よりも B4 および B4V のひずみが大きくなった理由は、PPFRC2.0 では貫通が生じたことにより、より局所的な領域に破壊が生じたため、B4 および B4V には応力があまり伝達されなかったことが考えられる。

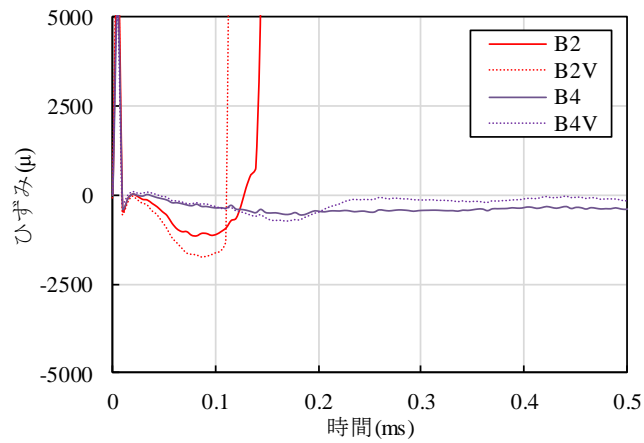
図 2.5(c) に示す DFRC2.0 (表面破壊) では、B2 および B2V については、他のケースと同様の挙動を示している。しかし、裏面剥離が生じなかったため、B2V は破断しているが、B2 については圧縮ひずみが最大  $2000\mu$  に達した後、破断せずに振動している。



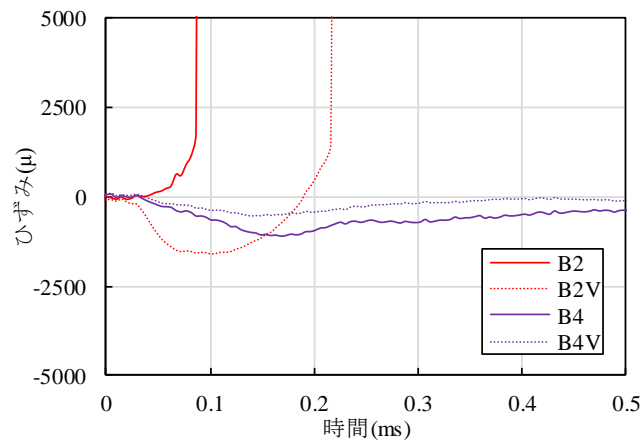
(a) PPFRC2.0 (60mm-295m/s)                      (b) VFRC2.0 (60mm-297m/s)                      (c) DFRM2.0 (60mm-415m/s)

図 2.4 繊維補強コンクリート板の裏面剥離および貫通の発生状況

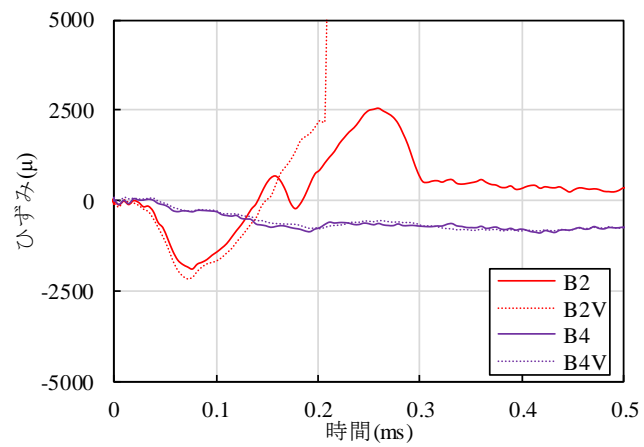




(a) PPFRC2.0-60 (貫通, 衝突速度 295m/s)



(b) VFRC2.0-60 (裏面剥離, 衝突速度 297m/s)



(c) DFRM2.0-60 (表面破壊, 衝突速度 290m/s)

図 2.5 繊維補強コンクリートの裏面のひずみ応答

2.3.3 局部破壊の特徴

(1) 局部破壊データの一覧

表 2.8～2.10 に、実験で得られた各 FRC 板の局部破壊の大きさを示す。本節では、局部破壊の大きさの特徴について考察する。

表 2.8 PP 短繊維補強コンクリートおよびモルタル板の実験結果一覧

No	試験体名	マトリクス	混入量 (vol%)	板厚		衝突速度 (m/s)	破壊モード	貫入深さ (mm)	表面破壊直径 (mm)	裏面剥離深さ (mm)	裏面剥離直径 (mm)
				設計 (mm)	実寸 (mm)						
1	PPFRC2.0-60	コンクリート	2.0	60	-	187	表面破壊	13.9	80	69.5	-
2				60		199	表面破壊	14.6	78	73.0	-
3				60		251	表面破壊	14.3	81	85.8	-
4				60		295	貫通限界	-	92	-	179
5	PPFRC2.0-80			80		294	表面破壊	17.2	89	-	-
6				80		298	表面破壊	21	105	-	-
7				80		415	裏面剥離	27.1	123	38.7	198
8	PPFRM2.0-60			モルタル		2.0	60	61.0	209	表面破壊	15.0
9		60	63.8		260		表面破壊	19.0	73	-	215
10		60	61.5		310		裏面剥離	21.5	86	39.0	228

表 2.9 PVA-1 短繊維補強コンクリートおよびモルタル板の実験結果一覧

No	試験体名	マトリクス	混入量 (vol%)	板厚		衝突速度 (m/s)	破壊モード	貫入深さ (mm)	表面破壊直径 (mm)	裏面剥離深さ (mm)	裏面剥離直径 (mm)	
				設計 (mm)	実寸 (mm)							
1	VFRC0.5-80	コンクリート	0.5	80	80.5	423	裏面剥離	30.7	167	51.3	236	
2	VFRC1.0-60		1.0	60	61.3	211	裏面剥離	17.7	84	24.7	226	
3				60	63.5	262	裏面剥離	16.0	104	18.0	160	
4				60	61.1	311	貫通限界	-	100	-	182	
5	VFRC1.0-80			80	82.6	313	表面破壊	14.7	100	-	214	
6				80	80.6	423	裏面剥離	21.3	126	49.0	237	
7				80	78.9	424	裏面剥離	29.7	132	26.5	225	
8				VFRC2.0-60	2.0	60	-	208	表面破壊	14.1	71	-
9	60		245			表面破壊		16.3	69	-	-	
10	60		297			裏面剥離		19.8	89	31.7	200	
11	60		408			貫通限界		-	92	-	211	
12	VFRC2.0-80		80			303		表面破壊	23.7	100	-	-
13			80			302		表面破壊	21.0	126	-	-
14			80	414	表面破壊	30.9	132	-	-			
15		VFRM1.0-60	1.0	60	60.9	261	裏面剥離	17.3	60	32.7	218	
16	60			60.5	312	裏面剥離	20.3	83	29.7	239		
17	60			61.3	359	貫通限界	-	104	-	205		
18	VFRM2.0-60	2.0		60	60.8	260	表面破壊	16.0	85	-	238	
19				60	60.0	312	裏面剥離	20.7	82	37.0	190	
20				60	61.3	417	貫通限界	-	98	-	229	

表 2.10 PVA-2 短繊維補強コンクリートおよびモルタル板の実験結果一覧

No	試験体名	マトリクス	混入量 (vol%)	板厚		衝突速度 (m/s)	破壊モード	貫入深さ (mm)	表面破壊直径 (mm)	裏面剥離深さ (mm)	裏面剥離直径 (mm)	
				設計 (mm)	実寸 (mm)							
1	DFRM0.5-70	モルタル	0.5	70	73.0	310	表面破壊	20.3	90	-	186	
2				70	74.3	312	表面破壊	21.7	84	-	261	
3	DFRM1.0-60		1.0	60	61.0	212	表面破壊	16.7	61	-	-	
4				60	61.0	263	表面破壊	20.7	58	-	185	
5				60	63.5	316	裏面剥離	27.0	73	31.7	200	
6				60	61.3	364	貫通限界	-	81	-	205	
7	DFRM1.0-80		2.0	80	80.8	312	表面破壊	24.0	73	-	-	
8				80	75.8	422	貫通限界	-	94	-	221	
9				80	76.5	423	貫通限界	-	105	-	224	
10	DFRM2.0-60			60	-	242	表面破壊	17.5	66	-	-	
11				60		290	表面破壊	20.3	57	-	170	
12				60		408	貫通限界	-	108	-	166	
13	DFRM2.0-80			80		297	表面破壊	21.9	84	-	-	
14				80		298	表面破壊	20.3	79	-	-	
15				80		415	表面破壊	30.7	96	-	-	
16	DFRC1.0-60	コンクリート		1.0	60	62.5	212	表面破壊	18.3	55	-	191
17					60	60.8	261	貫通限界	-	73	-	171
18					60	61.5	263	貫通限界	-	72	-	188

(2) 貫入深さ

図 2.6 に、PPFRC 板および PPFRCM 板、VFRC 板および VFRM 板ならびに DFRM 板および DFRC 板の貫入深さ～衝突速度関係を示す。なお、図中の黒い点線は、最小二乗法により求めた回帰式である。各繊維補強セメント複合材料の圧縮強度の範囲は約 30N/mm<sup>2</sup>～46N/mm<sup>2</sup> であり、最大で約 1.5 倍の差がある。この強度差による影響を除外するために、圧縮強度 45N/mm<sup>2</sup> を基準として、修正 NDRC 式における貫入深さの評価式を基に以下のように正規化した。修正 NDRC 式における貫入深さの評価式は、飛翔体の直径と貫入深さの関係によって式(2.1a)あるいは(2.1b)となるが、本実験条件においては、式(2.1a)が適用される。式(2.1a)および(2.1c)によると、圧縮強度が貫入深さに与える影響は、 $1/\sqrt[4]{f'_{fiber}}$  である。よって、圧縮強度 45N/mm<sup>2</sup> の場合の貫入深さに補正するため、実験で得られた貫入深さに補正係数  $\sqrt[4]{45/f'_{fiber}}$  を乗じた (以下、この貫入深さを補正貫入深さという)。ここで、 $f'_{fiber}$  は各繊維補強セメント複合材料の圧縮強度である。

図 2.7 に、補正貫入深さ～衝突速度関係を示す。図中の青線については、修正 NDRC 式により算出した圧縮強度 45N/mm<sup>2</sup> の場合のプレーンコンクリート板の貫入深さである。図中の赤線については、別府ら<sup>1)</sup>がプレーンコンクリート板 (圧縮強度 25.9N/mm<sup>2</sup>) に対して行った実験における回帰直線であり、黒い点線は各 UFC 板に対する実験の結果の回帰直線である。以下にそれぞれの回帰式を示す。

プレーンコンクリート板<sup>1)</sup>

$$x = 0.0724V_0 \tag{2.4a}$$

PPFRC および PPFRM 板

$$x = 0.0685V_0 \quad (2.4b)$$

VFRC 板および VFRM 板

$$x = 0.0663V_0 \quad (2.4c)$$

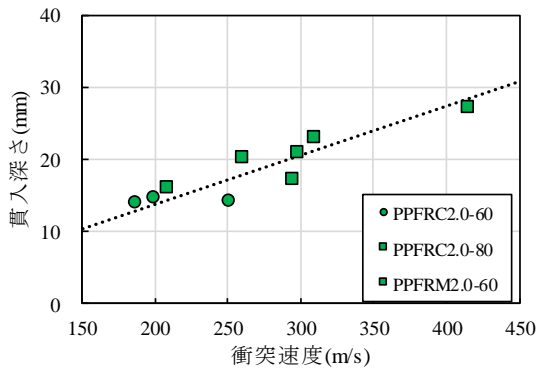
DFRM 板および DFRC 板

$$x = 0.0712V_0 \quad (2.4d)$$

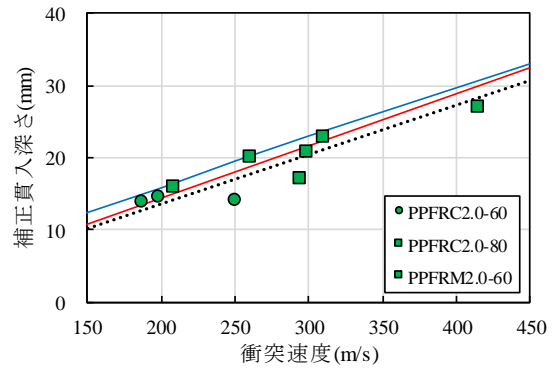
ここに、 $x$  は貫入深さ(mm),  $V_0$  は飛翔体の衝突速度(m/s)である。

図から、各 FRC 板はプレーンコンクリート板よりも貫入深さを低減しているが、繊維補強コンクリートとプレーンコンクリートの圧縮強度の差を考慮すると、貫入深さに対しては、繊維を混入することによる影響は小さいことがわかった。

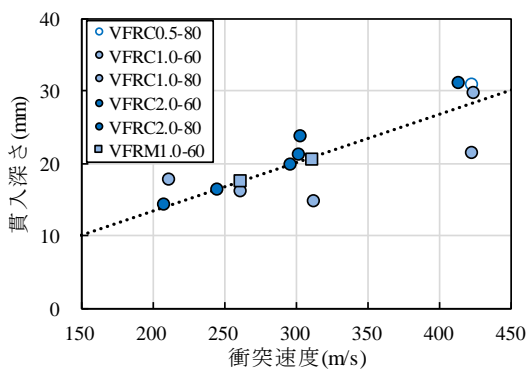
また、修正 NDRC 式の貫入深さは、各回帰式に対して PPFRC 板および PPFRM 板、VFRC 板および VFRM 板で 20%程度、DFRM 板および DFRC 板では 10%程度過大に評価しており、過去の実験との比較と同様の傾向を示している。図から、短繊維の種類、形状および混入量ならびに板厚の大小に関わらず、衝突速度が増大するにつれて貫入深さは同じように大きくなっている。すなわち、これらのパラメータは貫入深さにあまり影響しないと言える。また、繊維補強セメント複合材料板とプレーンコンクリート板の貫入深さは、ほぼ等しいことがわかる。マトリクスが貫入深さに及ぼす影響については、VFRC 板および VFRM 板を見ると、コンクリートマトリクスの方がばらついている。しかし、PPFRC 板および PPFRM 板、VFRC 板および VFRM 板ならびに DFRM 板および DFRC 板ではほぼ等しい貫入深さであり、マトリクスの影響はあまり認められなかった。



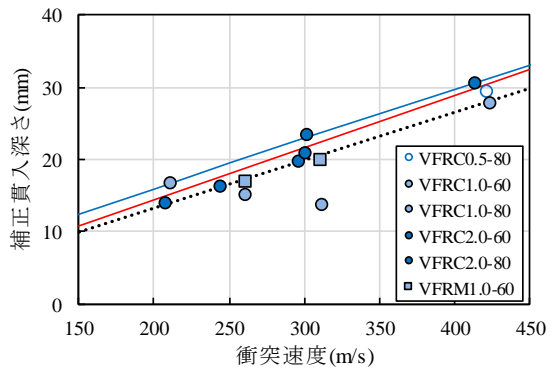
(a) PPFRC・PPFRM 板



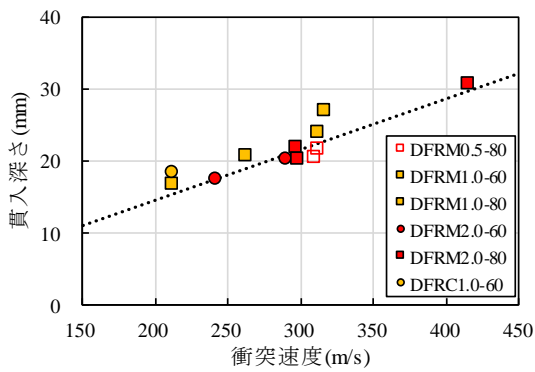
(a) PPFRC・PPFRM 板



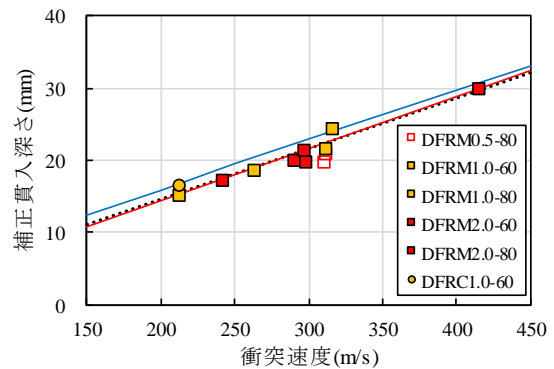
(b) VFRC・VFRCM 板



(b) VFRC・VFRCM 板



(c) DFRM・DFRC 板



(c) DFRM・DFRC 板

図 2.6 貫入深さ～衝突速度関係

図 2.7 補正貫入深さ～衝突速度関係

(3) 表面破壊直径

図 2.8 に、各 FRC 板の表面破壊直径～衝突速度関係を示す。なお、図中の赤線は、別府らが行ったプレーンコンクリート板（圧縮強度 25.9N/mm<sup>2</sup>）の表面破壊直径を示している。

また、黒い点線は回帰式であり、以下にそれぞれの回帰式を示す。

プレーンコンクリート板<sup>リ</sup>

$$C_d = 0.375V_0 \quad (2.5a)$$

PPFRC 板および PPFRM 板

$$C_d = 0.316V_0 \quad (2.5b)$$

VFRC 板および VFRM 板

$$C_d = 0.307V_0 \quad (2.5c)$$

DFRM 板および DFRC 板

$$C_d = 0.251V_0 \quad (2.5d)$$

ここに、 $C_d$ は表面破壊直径(mm)である

図から、いずれの繊維補強セメント複合材料においても、衝突速度が大きくなるにつれて表面破壊直径が比例して大きくなるのがわかる。PPFRC 板および PPFRM 板ならびに DFRM 板および DFRC 板については、表面破壊直径が小さくなる傾向がみられるが、繊維の混入量による明確な影響を確認することはできなかった。

図 2.9 に、各 FRC 板の表面破壊直径～貫入深さ関係を示す。なお、図中の赤線は、別府らが行ったプレーンコンクリート板（圧縮強度 25.9N/mm<sup>2</sup>）の表面破壊直径を示している。また、黒い点線は回帰式であり、以下に式を示す。

プレーンコンクリート<sup>リ</sup>

$$C_d = 5.11x \quad (2.6a)$$

PPFRC 板および PPFRM 板

$$C_d = 4.58x \quad (2.6b)$$

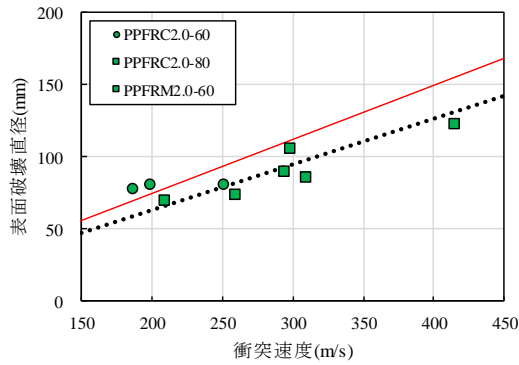
VFRC 板および VFRM 板

$$C_d = 4.82x \quad (2.6c)$$

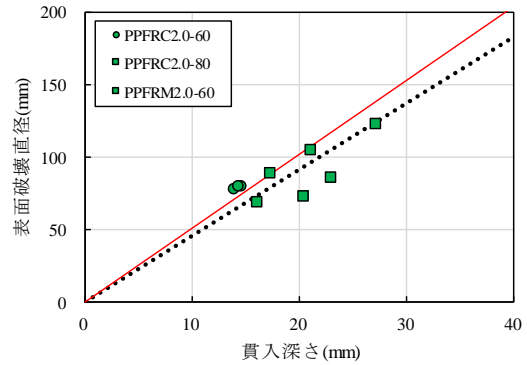
DFRM 板および DFRC 板

$$C_d = 3.65x \quad (2.6d)$$

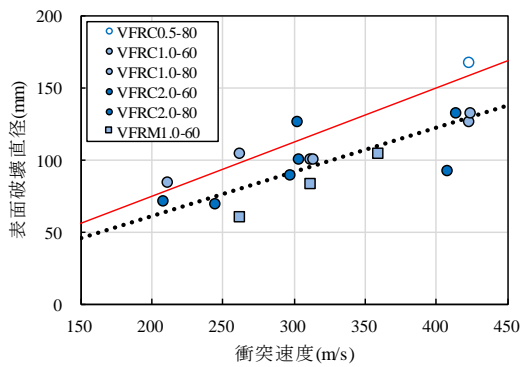
図から、貫入深さに比例して表面破壊直径が大きくなっていることがわかる。また、PPFRC 板および VFRC 板の表面破壊直径はプレーンコンクリート板とあまり変わらないが、DFRC 板および DFRM 板の表面破壊直径はプレーンコンクリート板に比べて 30%程度小さくなっている。



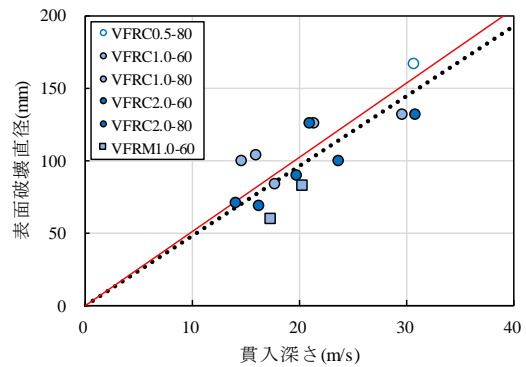
(a) PPFRM2.0-60 板



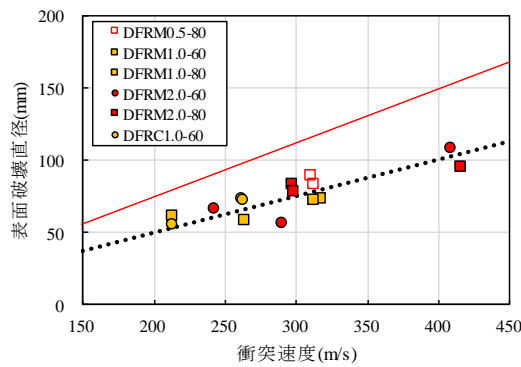
(a) PPFRM2.0-80 板



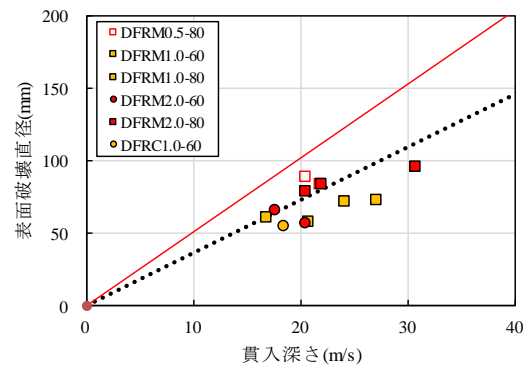
(b) VFRC0.5-80 板



(b) VFRC1.0-60 板



(c) DFRM0.5-80 板



(c) DFRM1.0-60 板

図 2.8 表面破壊直径～衝突速度関係

図 2.9 表面破壊直径～貫入深さ関係

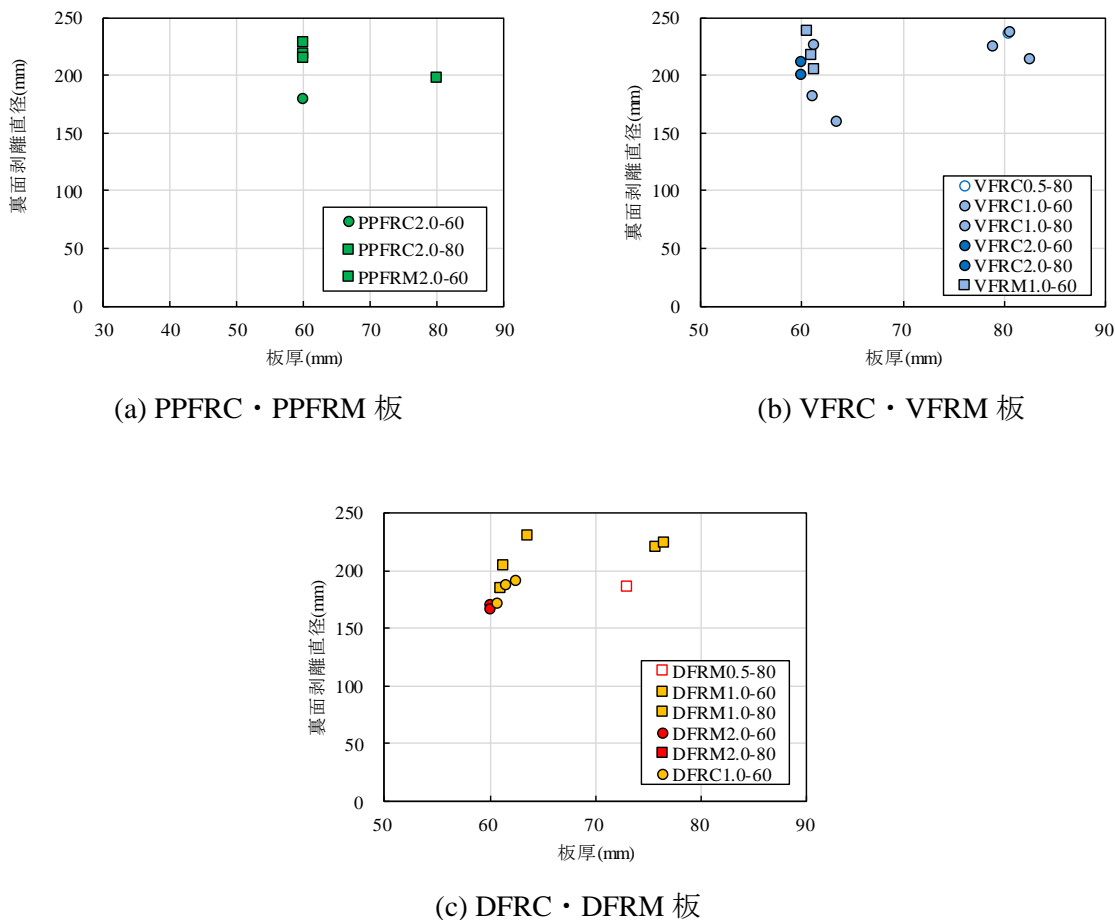


図 2.10 裏面剥離直径～板厚関係

(4) 裏面剥離直径

図 2.10 に、各 FRC 板の裏面剥離直径～板厚関係を示す。図からは顕著な傾向は認められず、板厚によらず概ね一定の値となっていることがわかる。

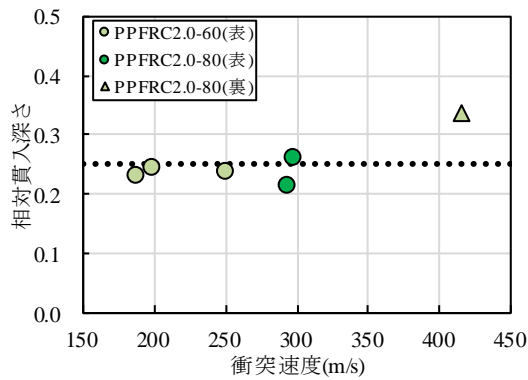
(5) 局部破壊深さと破壊モードの関係

別府ら<sup>1)</sup>は、プレーンコンクリート板に関する破壊限界の指標として、貫入深さを板厚で除した値（以下、相対貫入深さという）および貫入深さと裏面剥離深さの和を板厚で除した値（以下、相対破壊深さという）を提案した。図 2.11 に、相対貫入深さ～衝突速度関係を示す。なお、図中の実験ケース名の括弧書きは破壊モードを示しており、(表)は表面破壊を、(裏)は裏面剥離を示している。図中の黒い点線は、プレーンコンクリート板において、裏面剥離が生じる限界の相対貫入深さ 0.25<sup>1)</sup>を示している。図 2.11(a)から、PPFRC 板はプレーンコンクリート板と同様に、裏面剥離が生じる限界の相対貫入深さは 0.25～0.3 であり、プレーンコンクリートよりも大きいことがわかる。図 2.11(b)から、衝突速度 300m/s 以下では VFRC に表面破壊や裏面剥離が生じる限界の相対貫入深さは 0.25～0.33 となり、プレーンコンクリートよりも大きいことがわかる。また、衝突速度が 400m/s～450m/s になると、裏面剥離が生じる場

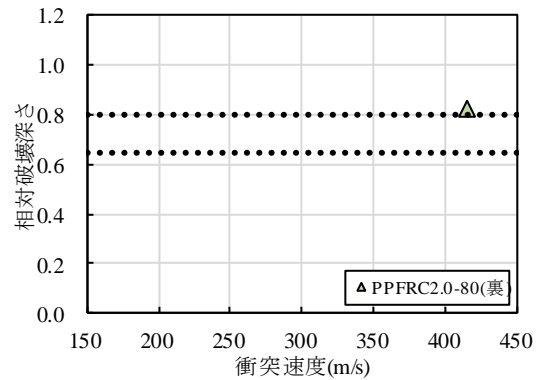


合の相対貫入深さは0.25~0.35となる。さらにこの速度領域では、破壊モードが表面破壊であっても相対貫入深さの値は0.40を示している。これは、貫入深さが板厚の40%に達しても裏面剥離が生じていないことを表している。すなわち、プレーンコンクリート板とVFRC板では、裏面剥離が発生するときの相対貫入深さに差が生じ、短繊維補強によって裏面剥離が抑制されることにより貫入量が増加したことを示している。図2.11(c)のDFRM板では、いずれの衝突速度、短繊維混入量においても裏面剥離が生じる場合の相対貫入深さは0.25よりも大きい。また、表面破壊の場合でも相対貫入深さは0.25~0.40を示しており、板厚に対して25~40%の貫入深さが生じてても裏面剥離が生じていない。特に、1ケースのみであるが裏面剥離が生じたDFRM1.0-60（混入量1.0vol%，板厚60mm）において、相対貫入深さは0.45と非常に大きいことがわかる。すなわち、DFRM板は、プレーンコンクリート板、PPFRC板およびVFRC板と比べると、表面破壊や裏面剥離発生時の相対貫入深さが非常に大きくなる特徴を有している。

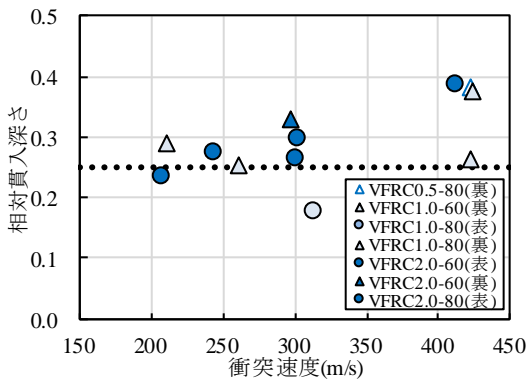
図2.12に、相対破壊深さ～衝突速度関係を示す。図中の黒い点線は、プレーンコンクリート板において裏面剥離が生じる場合の相対破壊深さ0.65~0.80<sup>1)</sup>を示している。また図中には、破壊モードが裏面剥離となったケースの相対破壊深さを示している。図2.12(a)のPPFRC板では、裏面剥離となったケースが1ケースしかないが、裏面剥離が発生した場合の相対破壊深さは約0.80となり、プレーンコンクリート板と同じ傾向を示している。図2.12(b)のVFRC板では、衝突速度300m/s以下においてはプレーンコンクリート板と同じ程度の相対破壊深さを示している。しかし、衝突速度400m/s以上になると相対破壊深さはプレーンコンクリート板よりも大きくなった。図2.12(c)のDFRM板の場合も、裏面剥離が生じる場合の相対破壊深さがプレーンコンクリート板よりも大きいことを示している。裏面剥離となったケースは1ケースしかないが、PVA-2短繊維で補強した場合は、裏面剥離が生じるときの相対破壊深さは0.90となり、ほぼ貫通寸前となっていることを示している。



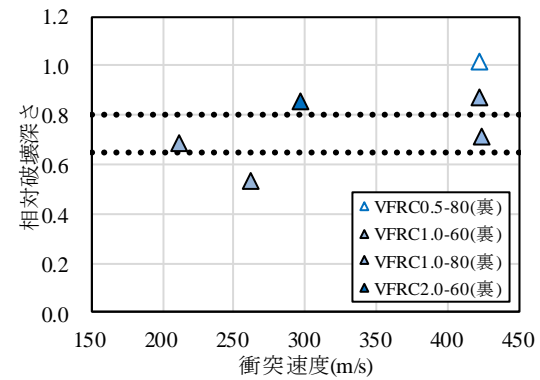
(a) PPFRM 板



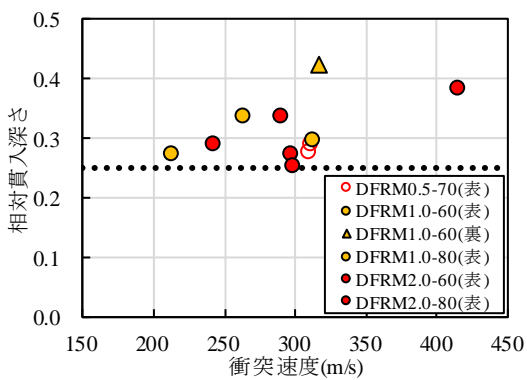
(a) PPFRM 板



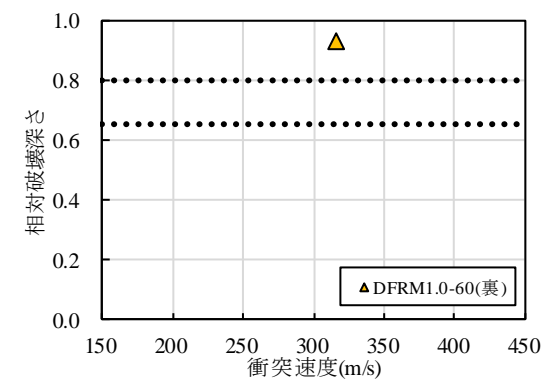
(b) VFRC 板



(b) VFRC 板



(c) DFRM 板



(c) DFRM 板

図 2.11 相対貫入深さ～衝突速度関係

図 2.12 相対破壊深さ～衝突速度関係

## 2.4 修正 NDRC 式を用いた繊維補強コンクリートの裏面剥離限界板厚評価

実験結果から、各 FRC 板はプレーンコンクリートおよびモルタル板と比較して、裏面剥離が抑制されたことがわかった。ここでは、修正 NDRC 式を用いて FRC 板の裏面剥離抑制効果を評価する方法を検討する。

別府ら<sup>1)</sup>の研究によると、修正 NDRC 式は本実験条件に対して衝突速度 400m/s 以下の範囲で破壊モードを精度よく再現できることがわかっている。図 2.13 に、本実験における繊維補強コンクリート板の破壊モードを、板厚と衝突速度の関係上に示す。なお、図中には、各 FRC 板の実験結果に適合するように、修正 NDRC 式により算出したプレーンコンクリート板の裏面剥離限界板厚および貫通限界板厚に低減係数  $\alpha$  および  $\beta$  を乗じた限界板厚を示している。各 FRC について、短繊維の混入量毎に破壊モードに適合する低減係数を検討したところ、PPFRC2.0, VFRC1.0, VFRC2.0, DFRM1.0 および DFRM2.0 でそれぞれ( $\alpha_{p2}=0.85$ ,  $\beta_{p2}=1.00$ ), ( $\alpha_{v1}=0.85$ ,  $\beta_{v1}=1.00$ ), ( $\alpha_{v2}=0.75$ ,  $\beta_{v2}=0.90$ ), ( $\alpha_{D1}=0.75$ ,  $\beta_{D1}=0.95$ )および( $\alpha_{D2}=0.70$ ,  $\beta_{D2}=0.90$ )となった。ただし、DFRM1.0 については、衝突速度 400m/s を超える範囲において裏面剥離限界曲線より大きい板厚で貫通が発生していること、また過去の実験から修正 NDRC 式の各限界板厚評価式は衝突速度 400m/s 以上ではやや危険側に評価することがわかっているため、低減係数  $\alpha$  および  $\beta$  の適用範囲は、衝突速度 400m/s 以下となる。

図 2.14 に、各 FRC 板の裏面剥離限界板厚の低減比率～混入量関係を示す。ここで、低減比率とは各低減係数  $\alpha$ ,  $\beta$  から求めたプレーンコンクリートの限界板厚に対する低下率( $(1.0-\alpha)$ ,  $(1.0-\beta)$ )を百分率で表したものである。図から、VFRC 板の低減比率は、混入量 1.0vol% および 2.0vol% の場合にそれぞれ約 15% および 25% となる。DFRM 板は、混入量 1.0vol% および 2.0vol% の場合にそれぞれ約 25% および 30% となる。すなわち、裏面剥離限界板厚については、いずれの材料も混入量とともに低減比率が増加することがわかる。また、DFRM 板の裏面剥離限界板厚の低減比率は、VFRC 板に比べて 5% 以上大きくなった。

図 2.15 に、各繊維補強セメント複合材料の貫通限界板厚の低減比率～混入量関係を示す。VFRC 板は、混入量 1.0vol% では低減比率が 0% となり、プレーンコンクリートと同じ貫通限界板厚である。一方、混入量 2.0vol% では低減比率が約 10% となる。DFRM 板の低減比率は、混入量 1.0vol% および混入量 2.0vol% の場合にそれぞれ約 5% および 10% となる。これより、貫通限界板厚の低減比率は裏面剥離限界板厚の低減比率より小さいことや VFRC 板と DFRM 板の差は小さいことがわかる。ただし、本実験においてはデータ数が少ないため、今後より多くのデータを収集して低減係数の妥当性を検証する必要がある。

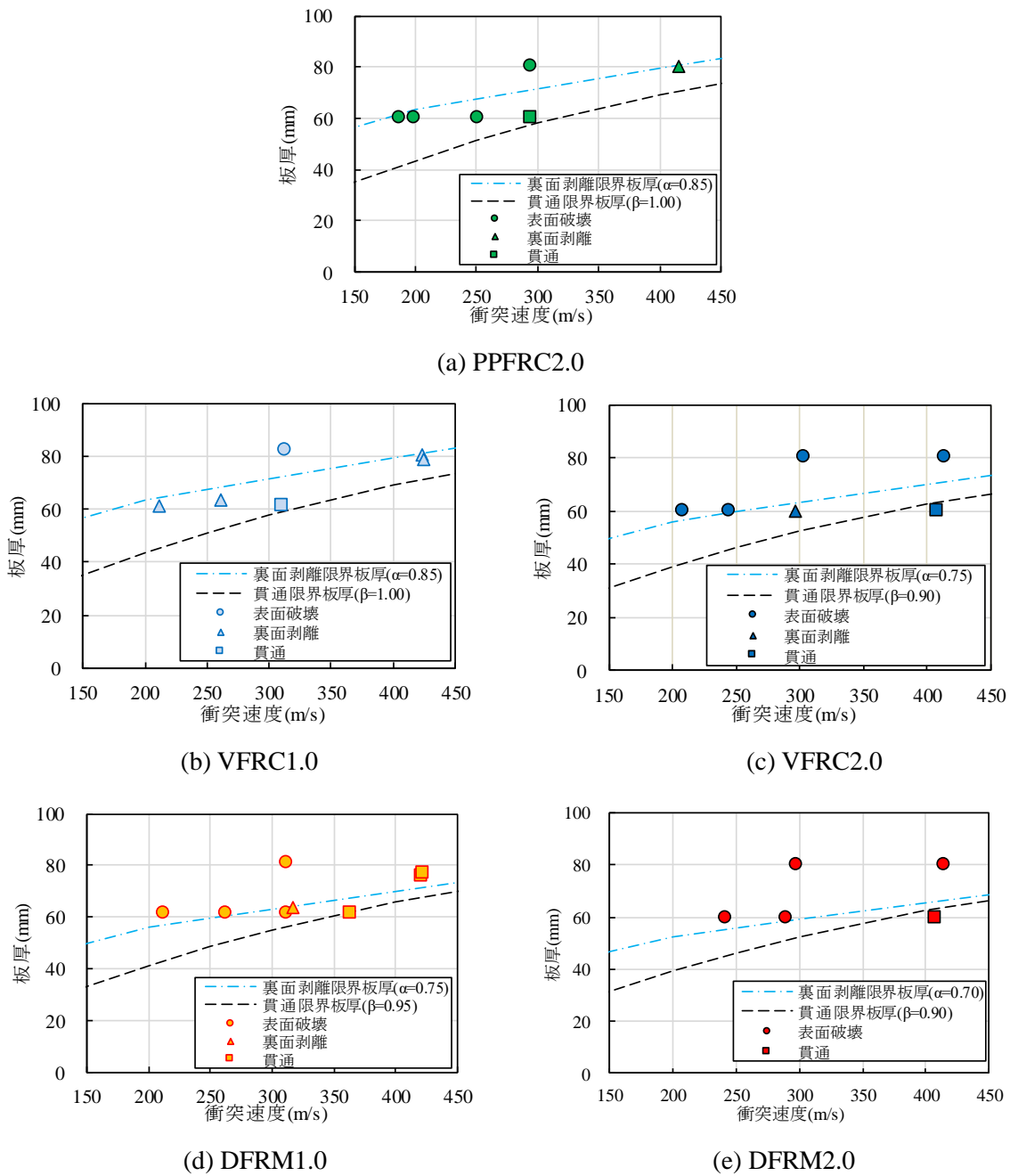


図 2.13 裏面剥離および貫通限界板厚の比較

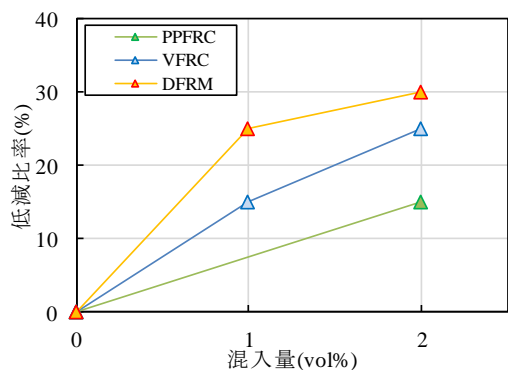


図 2.14 裏面剥離限界板厚の低減比率～混入量関係

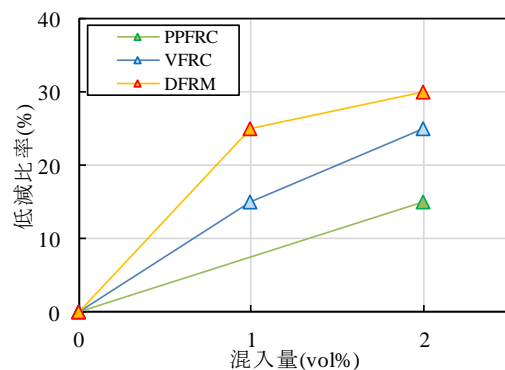


図 2.15 貫通限界板厚の低減比率～混入量関係

## 2.5 結言

本章で得られた成果を要約すると、以下のようになる。

- (1) 繊維補強コンクリートでは、短繊維の種類や混入量が裏面剥離を抑制する効果に影響を与えることがわかった。ポリビニルアルコール製の短繊維は、ポリプロピレン製の短繊維よりも裏面剥離を抑制する効果を向上させた。短繊維とマトリクスとの組合せにより、裏面剥離を抑制する効果が異なることがわかった。
- (2) 本研究で用いた繊維補強コンクリートにおいては、短繊維の混入量および板厚の大小は、貫入深さに大きな影響を与えないことがわかった。
- (3) PPFRC 板、VFRC 板および DFRM 板に裏面剥離が生じる場合の相対貫入深さは、プレーンコンクリート板よりも大きいことがわかった。特に、DFRM 板では、裏面剥離が生じる場合の相対貫入深さが非常に大きいことがわかった。また、VFRC 板および DFRM 板に裏面剥離が生じる場合の相対破壊深さは、プレーンコンクリート板よりも大きいことがわかった。特に、DFRM 板では裏面剥離が生じるときの相対破壊深さが大きくなっており、ほぼ貫通寸前となっていることがわかった。
- (4) 各繊維補強コンクリート板の限界板厚を評価するため、短繊維の混入量毎に修正 NDRC 式に乗じる低減係数を提案した。裏面剥離限界板厚の低減係数は、PPFRC 板は混入量 2.0vol% の場合に 0.85、VFRC 板は混入量 1.0vol% および 2.0vol% の場合にそれぞれ 0.85 および 0.75、DFRM 板は混入量 1.0vol% および 2.0vol% の場合にそれぞれ 0.75 および 0.70 となることがわかった。

## 第3章 剛飛翔体衝突に対する超高強度繊維補強コンクリート板の裏面剥離特性に関する実験的検討

### 3.1 緒言

本章では、鋼繊維および有機繊維の2種類の短繊維を用いた超高強度繊維補強コンクリート（UFC, Ultra high strength Fiber reinforced Concrete）に対する高速衝突実験を行い、UFC板の裏面剥離抑制効果について検討する。実験は、板厚40mm～90mmのUFC板に対し、先端形状が半球型、質量46gの鋼製飛翔体を速度200m/s～500m/sで衝突させた。実験には、鋼繊維と有機繊維の2種類の短繊維を混入したUFC板を用いた。本章では、高速衝突時のUFC板の破壊性状、貫入深さおよび破壊モードからUFC板による裏面剥離抑制効果を調べる。また、修正NDRC式に低減係数を乗じることで各UFC板に対する裏面剥離および貫通限界板厚を評価した。

### 3.2 高速衝突実験の概要

実験は、2章と同じ実験装置および飛翔体を用いて行った。

#### 3.2.1 鋼繊維および超高強度繊維補強コンクリートの材料特性

表3.1に、UFC板に用いる短繊維の種類および材料特性を示す。短繊維は有機（ポリビニルアルコール）製および鋼製の2種類で、有機繊維の直径は0.30mm、長さは15mm、鋼繊維の直径は0.20mm、長さは15mmである。超高強度繊維補強コンクリートの設計・施工指針（案）<sup>1)</sup>で用いられている反応性粉体コンクリートに対し、UFC-FO（UFC-Fiber Organic）は有機繊維を3.0vol%、UFC-FM（UFC-Fiber Metal）は鋼繊維を2.0vol%で混入したものである。よって、UFC-FM中に含まれる単位体積当たりの鋼繊維本数は、UFC-FO中に含まれる有機繊維本数の約1.5倍となる。引張強度およびヤング係数については、いずれも鋼繊維の方が高く、鋼繊維の引張強度は有機繊維の引張強度の約2.8倍、鋼繊維のヤング係数は有機繊維の約8倍である。試験体は数回に分けて打設したため、バッチごとに3体ずつ供試体を作成し、90度で48時間の蒸気養生後に圧縮強度を計測した。UFC-FOの各バッチの圧縮強度は166N/mm<sup>2</sup>～186N/mm<sup>2</sup>で、平均値は175N/mm<sup>2</sup>である。UFC-FMの各バッチの圧縮強度は204N/mm<sup>2</sup>～235N/mm<sup>2</sup>で、平均値は219N/mm<sup>2</sup>である。CEB/FIP Model Code<sup>2)</sup>によると、プレーンコンクリートの曲げ試験における破壊エネルギーの吸収率は、圧縮強度30～50N/mm<sup>2</sup>の場合で55N/m～200N/mであるが、田中<sup>3)</sup>らはUFC-FMの破壊エネルギーが36,100N/mと非常に高くなることを報告している。すなわち、超高強度繊維補強コンクリートの破壊エネルギーは、プレーンコンクリートに比べて非常に高いことがわかる。

表 3.1 短繊維の寸法および力学特性

種類	種類	繊維					混入量 (vol%)	圧縮強度 (N/mm <sup>2</sup> )	マトリクス
		材料	直径 (mm)	長さ (mm)	引張強度 (N/mm <sup>2</sup> )	ヤング係数 (kN/mm <sup>2</sup> )			
有機繊維	UFC-FO	PVA	0.30	15	1,050	26	3.0	175	反応性粉体 コンクリート
鋼繊維	UFC-FM	鋼繊維	0.20	15	2,800	210	2.0	219	



(a) PVA 繊維



(b) 鋼繊維

写真 3.1 短繊維の概観

表 3.2 実験ケース

(a) UFC-FO 板

No	実験ケース	板厚		衝突速度 (m/s)
		設計 (mm)	実寸 (mm)	
1	FO-40	40	41.0	174
2		40	40.6	176
3		40	40.6	212
4	FO-50	50	53.2	210
5		50	53.4	261
6		50	52.2	306
7	FO-60	60	61.5	262
8		60	61.7	308
9		60	62.7	410
10	FO-80	80	79.1	(500)
11		80	79.8	501
12		80	81.8	503
13	FO-90	90	91.0	(500)

(b) UFC-FM 板

No	実験ケース	板厚		衝突速度 (m/s)
		設計 (mm)	実寸 (mm)	
1	FM-40	40	40.5	211
2		40	40.1	260
3		40	42.1	307
4	FM-50	50	52.1	217
5		50	54.8	343
6		50	52.0	407
7	FM-60	60	63.3	305
8		60	63.5	411
9		60	62.9	(450)
10		60	62.5	454
11		60	58.8	495
12		60	62.8	501
13	FM-80	80	82.9	(500)
14	FM-90	90	91.2	493

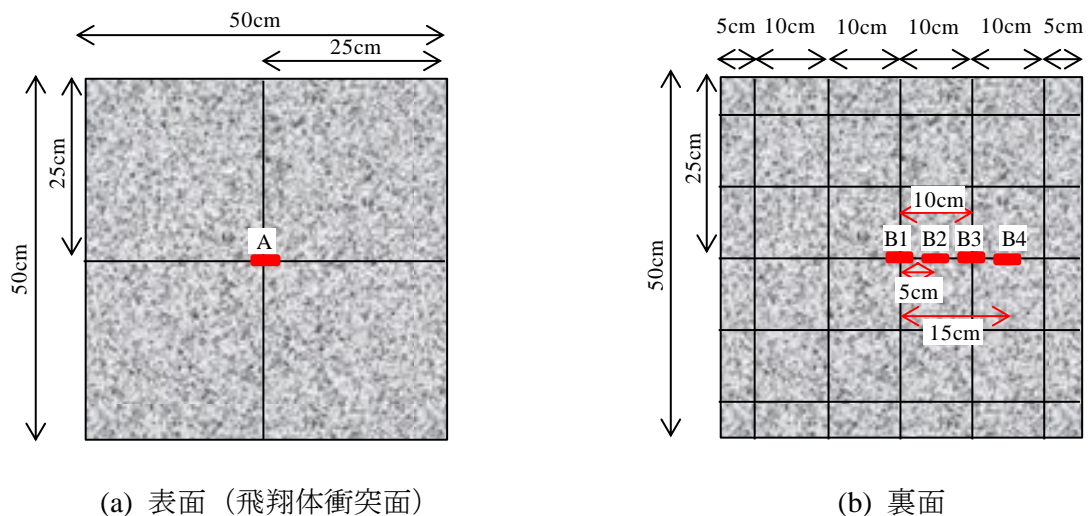


図 3.1 ひずみゲージ貼付位置

### 3.2.2 実験ケース

実験ケースの一覧を表 3.2 に示す。UFC 板に用いた短繊維は、写真 3.1 に示す 2 種類である。試験体に用いた材料は、前述した 2 種類の UFC である。板厚は 40mm から 90mm とし、衝突速度を約 200m/s から約 500m/s まで変化させ、各板厚に対し破壊モードが裏面剥離または貫通するまで実験を繰り返し行った。計測項目は、破壊モードならびに貫入深さ、表面破壊直径、裏面剥離深さおよび裏面剥離直径である。なお、衝突速度の括弧書きは、計測が不良であったため設定した速度を記載している。また、局部破壊の発生状況を詳細に確認するため、裏面にひずみゲージを貼付し、裏面のひずみ応答を計測した。図 3.1 に、試験体の表面および裏面に貼付したひずみゲージの位置を示す。表面は飛翔体の衝突時刻を計測するため、板中央部に貼付した。裏面は、局部破壊発生時の裏面のひずみ応答を計測するため、板中央ならびに板中央から水平方向に 5cm、10cm および 15cm の計 4 か所に貼付した。なお、ひずみゲージの長さは 30mm である。

## 3.3 実験結果および考察

### 3.3.1 破壊性状

#### (1) UFC-FO 板

写真 3.2 に、有機繊維を混入した板厚 40mm の FO-40 の破壊状況を示す。FO-40 の破壊モードは、いずれの衝突速度においても破壊孔が生じる貫通限界となった。

写真 3.3 に、板厚 50mm の FO-50 の破壊状況を示す。FO-50 の破壊モードは、衝突速度 210m/s および 261m/s で表面破壊、衝突速度 306m/s で裏面剥離となった。FO-50 では、FO-40 で貫通限界となった衝突速度 210m/s において、破壊モードが表面破壊に抑制されていることがわかる。また、衝突速度 261m/s では、斜めひび割れの開口幅が大きくなり裏面剥離を形成しつつあるが、繊維の架橋効果により剥離片の飛散を抑制できていることがわかる。破壊モードが



貫通となった衝突速度 306m/s においても、断面に数本の斜めひび割れが発生していることがわかる。

写真 3.4 に、板厚 60mm の FO-60 の破壊状況を示す。FO-60 の破壊モードは、衝突速度 262m/s および 308m/s では表面破壊、衝突速度 410m/s では裏面剥離となった。衝突速度 262m/s では斜めひび割れが進展しているものの、裏面にはほとんど破壊が生じていないことがわかる。また、衝突速度 308m/s では、断面にひび割れが生じるとともに、裏面と水平方向にひび割れが生じていることがわかる。裏面を見ると、衝突速度 262m/s のケースに比べて円弧状のひび割れが明瞭に開口していることがわかる。衝突速度 410m/s では、裏面剥離が生じているが、断面を見ると剥離部の外側に斜めひび割れが多数生じていることがわかる。

写真 3.5 に、板厚 80mm の FO-80 の破壊状況を示す。3 ケースとも、衝突速度は約 500m/s であるが、いずれのケースにおいても破壊モードは表面破壊となった。すべてのケースにおいて断面に斜めひび割れが確認でき、裏面には円弧上のひび割れが形成されている。

写真 3.6 に板厚 90mm の FO-90 の破壊状況を示す。衝突速度は約 500m/s の 1 ケースのみであるが、破壊モードは表面破壊となり、断面にはほとんど破壊が認められない。また、裏面においても一部ひび割れが確認できる程度で破壊がほとんど生じていない。

## (2) UFC-FM 板

写真 3.7 に、鋼繊維を混入した板厚 40mm の FM-40 の破壊状況を示す。破壊モードは、衝突速度 211m/s では表面破壊、衝突速度 260m/s および 307m/s で貫通限界となった。衝突速度 211m/s では、断面を見ると複数の斜めひび割れとともに、板裏面と水平方向にも複数のひび割れが発生していることがわかる。裏面を見ると円弧状のひび割れが三重に生じており、40mm の板厚でも高いひび割れ分散性能を示していることがわかる。衝突速度 260m/s では、表面破壊と裏面剥離が結合して小さな破壊孔が形成されており、破壊モードが裏面剥離から貫通となる貫通限界であると言える。また、断面にはひび割れがあまり認められず、衝突速度 260m/s ではひび割れ分散効果を確認できなかった。衝突速度 307m/s では、衝突速度 260m/s の場合に比べて比較的大きな貫通孔が形成されており、断面には複数のひび割れが発生していることがわかる。以上から、板厚 40mm の場合には、UFC-FO 板では繊維を混入することによる局部破壊の抑制効果は確認できなかったが、UFC-FM 板においてはひび割れ分散効果により、局部破壊を抑制する効果が発現していることを確認できた。

写真 3.8 に、板厚 50mm の FM-50 の破壊状況を示す。破壊モードは、衝突速度 217m/s および 343m/s で表面破壊、衝突速度 407m/s で裏面剥離となった。衝突速度 217m/s では、断面にひび割れがあまり生じていないことがわかる。また、衝突速度 343m/s においては、断面に斜め方向のひび割れおよび裏面と水平方向のひび割れが発生しているが、裏面上にはひび割れがわずかに見られる程度である。衝突速度 407m/s においては裏面剥離が生じているが、断面に多数のひび割れが発生しており、ひび割れ分散効果が発揮されていることがわかる。FO-50 では、衝突速度 300m/s で裏面剥離しているのに対し、FM-50 では衝突速度 343m/s でも表面破壊にとどまっており、裏面剥離を抑制する効果が高いことがわかる。また、衝突速度は異

なるが、破壊モードが同じ裏面剥離となった FO-50 の衝突速度 306m/s のケースと FM-50 の衝突速度 407m/s のケースを比べると、FM-50 の方が繊維のひび割れ分散効果がより明瞭に発揮されていることがわかる。

写真 3.9 に、板厚 60mm の FM-60 の破壊状況を示す。破壊モードは、衝突速度 305m/s、411m/s および 454m/s で表面破壊、衝突速度 450m/s（計測不良のため推定値）で裏面剥離、衝突速度 495m/s および 501m/s で裏面剥離限界となった。衝突速度 305m/s では、断面および裏面に小さなひび割れが見られる程度で、破壊があまり生じていない。衝突速度 411m/s では、断面に斜め方向のひび割れが形成されているが、裏面には円弧状のひび割れが生じていることがわかる。衝突速度 454m/s では、断面に斜めひび割れおよび裏面と水平方向のひび割れが多数発生するとともに裏面の円弧上のひび割れが明瞭に確認できる。衝突速度 450m/s では裏面剥離が形成されようとしているが、一部が剥離せずに残っていた。衝突速度 501m/s では、表面破壊と裏面剥離が結合して飛翔体よりも小さな破壊孔を形成している。FO-60 と比較すると、衝突速度 410m/s で裏面剥離が生じたのに対し、衝突速度 454m/s でも表面破壊となっていることがわかる。

写真 3.10 に、板厚 80mm の FM-80 の破壊状況を示す。FM-80 の破壊モードは、衝突速度約 500m/s のときに表面破壊となった。断面には斜めひび割れが片側に 1 本形成されているが、裏面にはひび割れがあまり認められない。FO-80 と比較すると、同じ衝突速度約 500m/s に対し、FO-80 では断面に明瞭な斜めひび割れが複数発生していたが、FM-80 では斜めひび割れの本数が少なくなっていることがわかる。

写真 3.11 に、板厚 90mm の FM-90 の破壊状況を示す。FM-90 の破壊モードは衝突速度約 493m/s で表面破壊となった。FM-90 では、裏面および断面にはひび割れは目視できなかった。FO-90 と比較すると、FO-90 でもほとんどひび割れが認められず、差はあまり生じなかった。

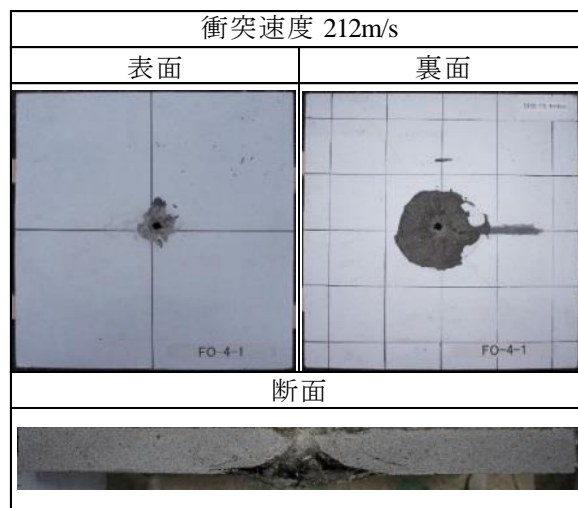
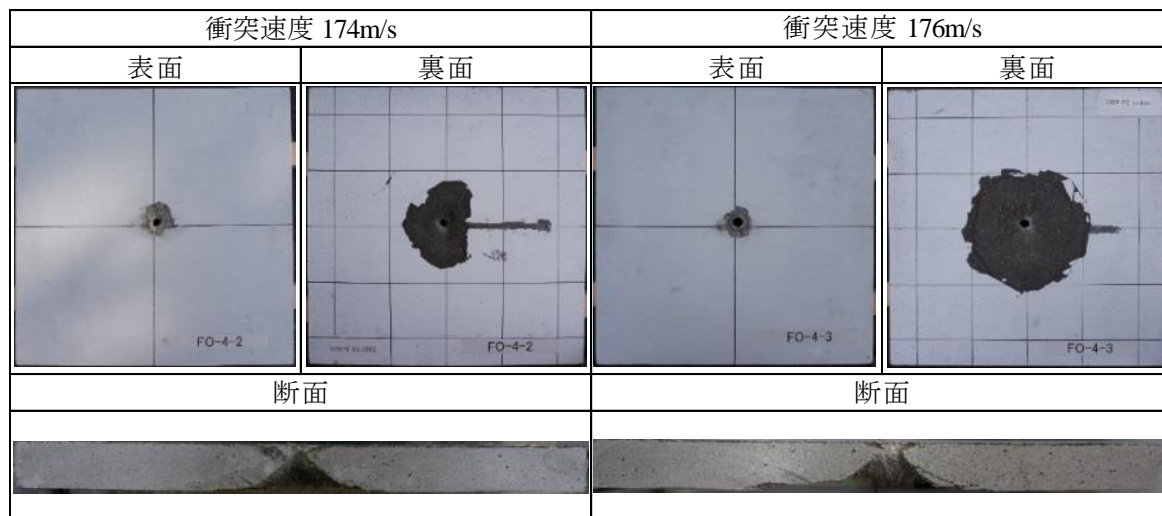


写真 3.2 FO-40 の破壊状況

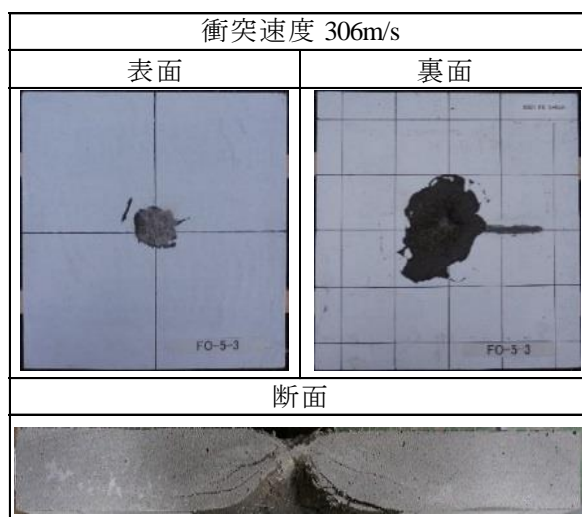
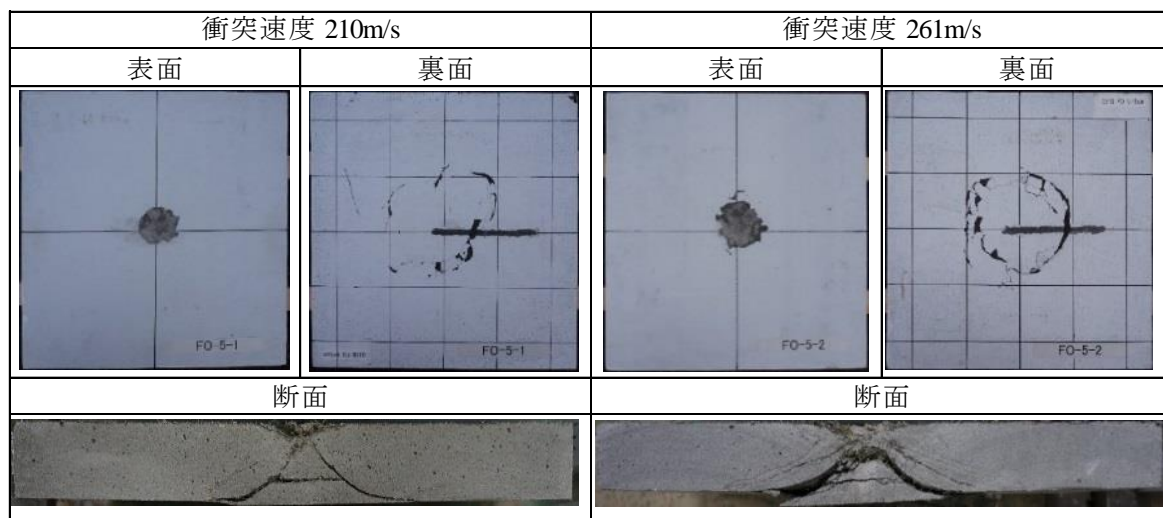


写真 3.3 FO-50 の破壊状況

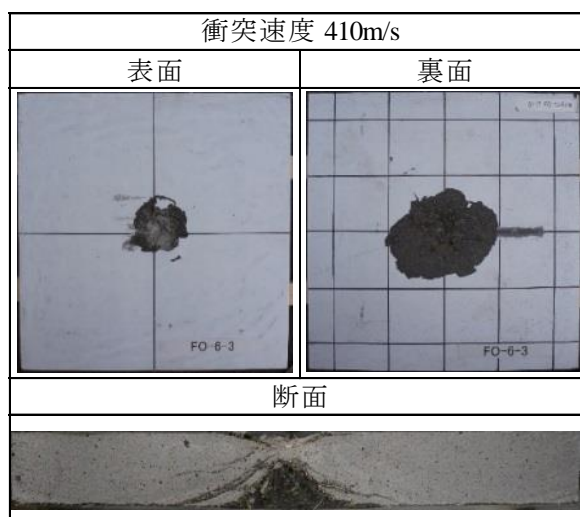
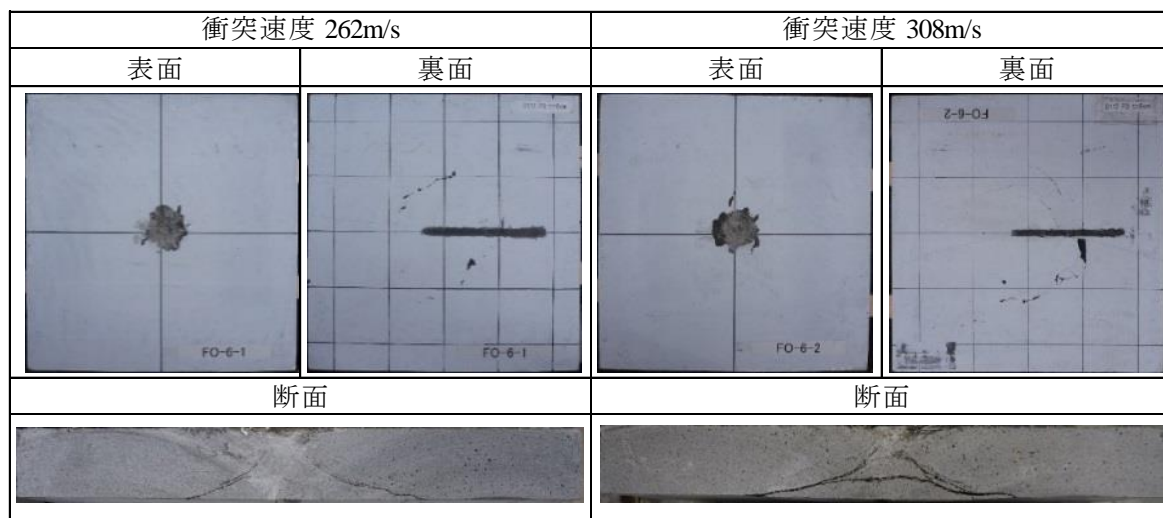


写真 3.4 FO-60 の破壊状況

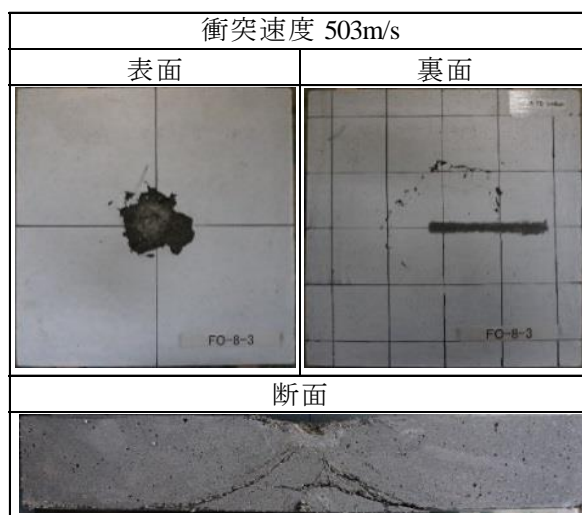
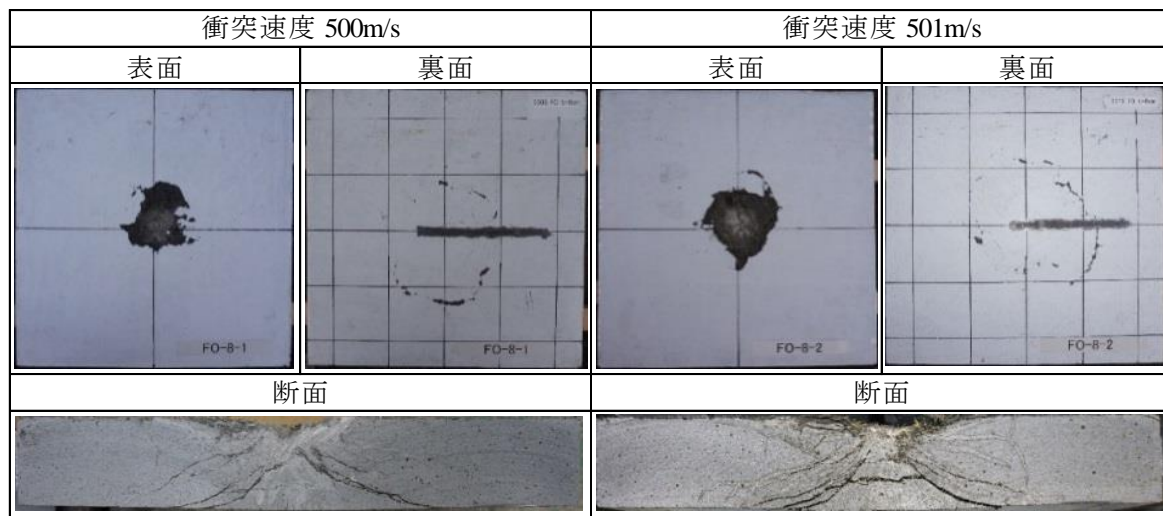


写真 3.5 FO-80 の破壊状況

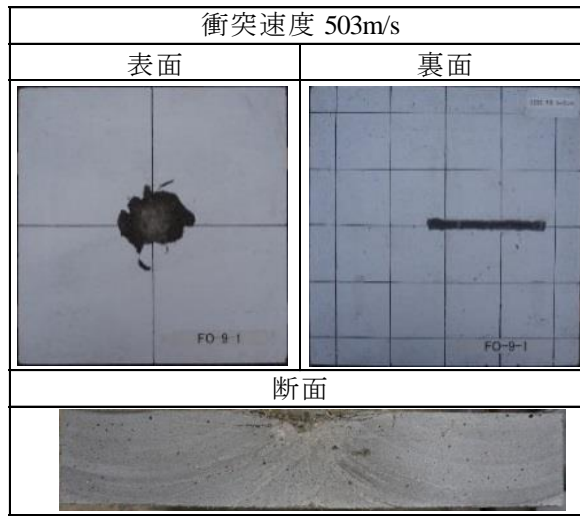


写真 3.6 FO-90 の破壊状況

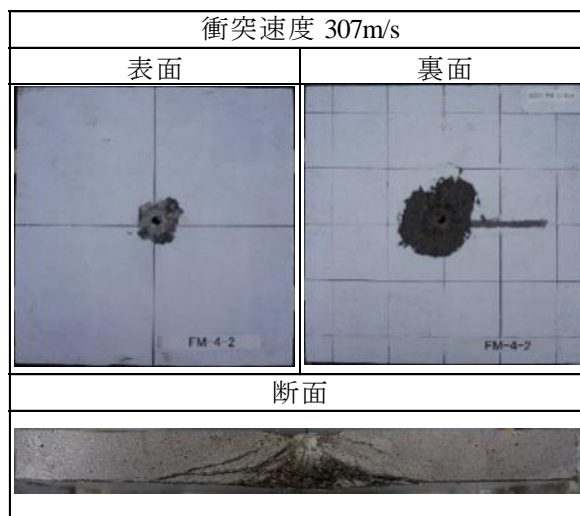
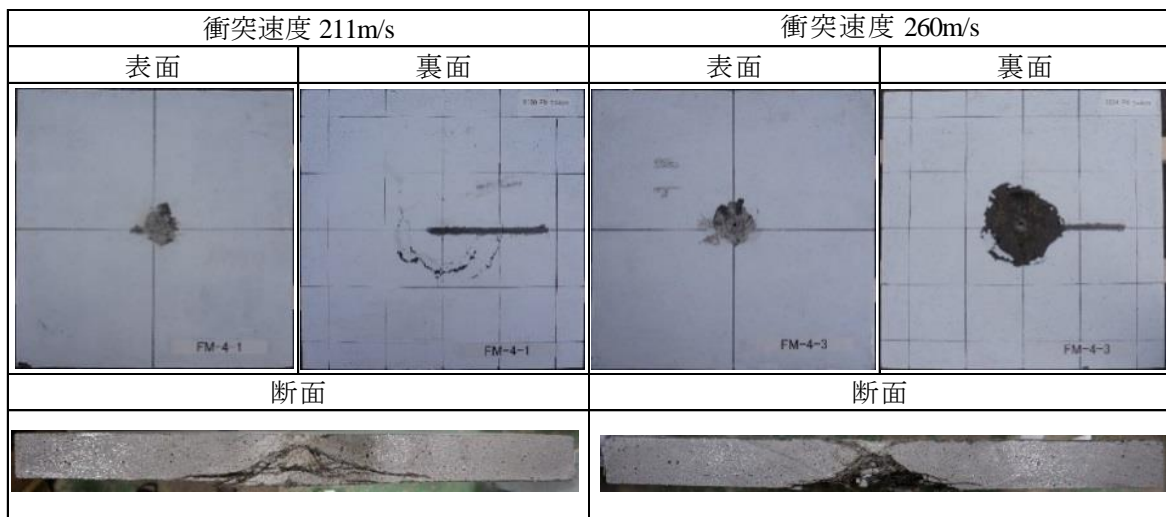


写真 3.7 FM-40 の破壊状況

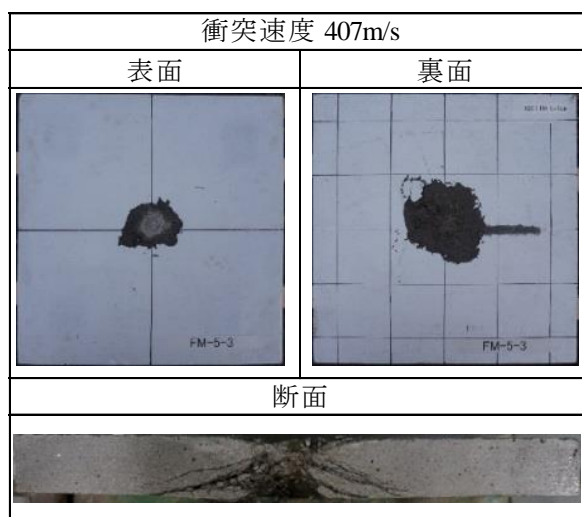
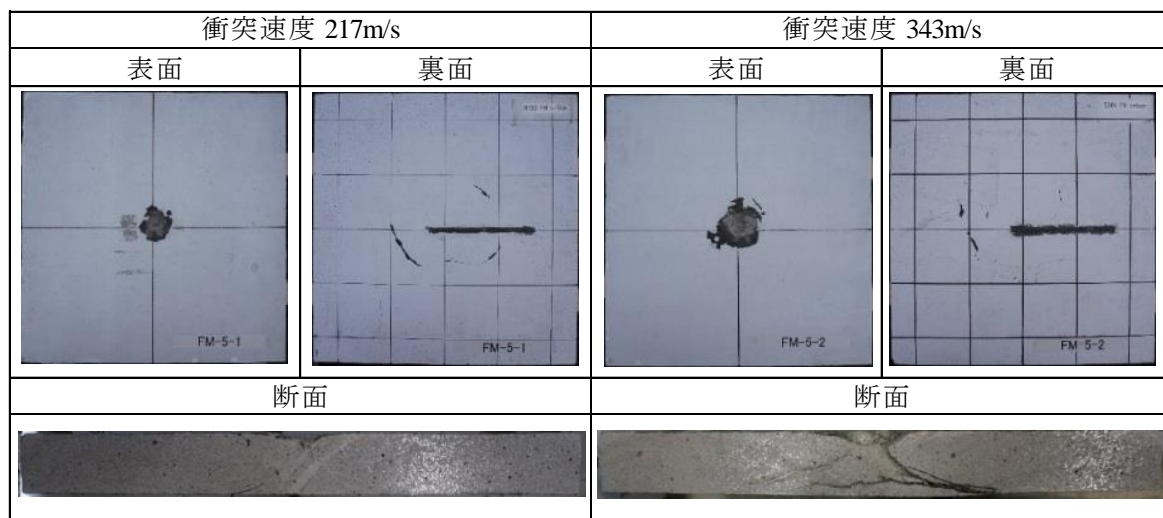


写真 3.8 FM-50 の破壊状況



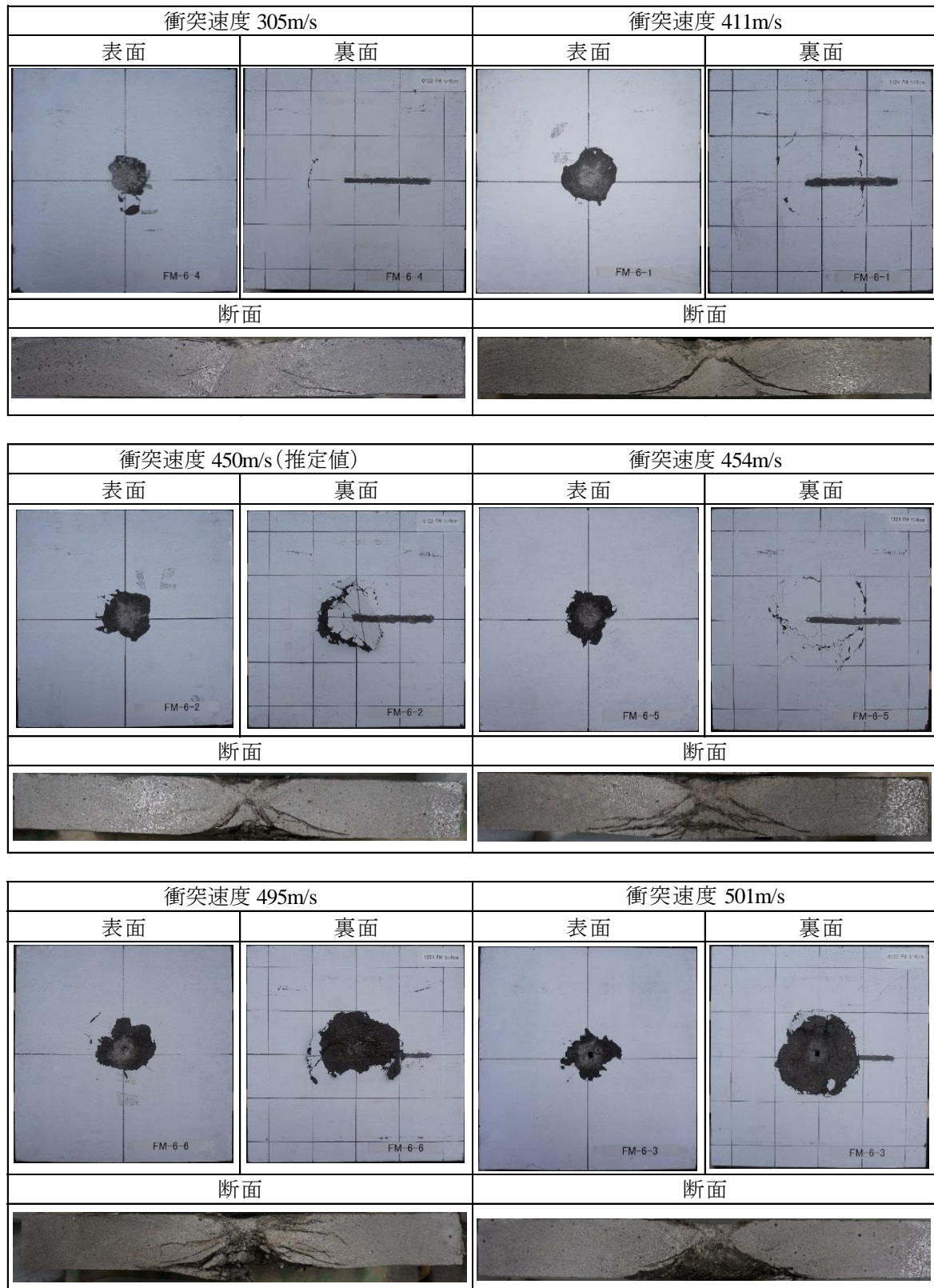


写真 3.9 FM-60 の破壊状況

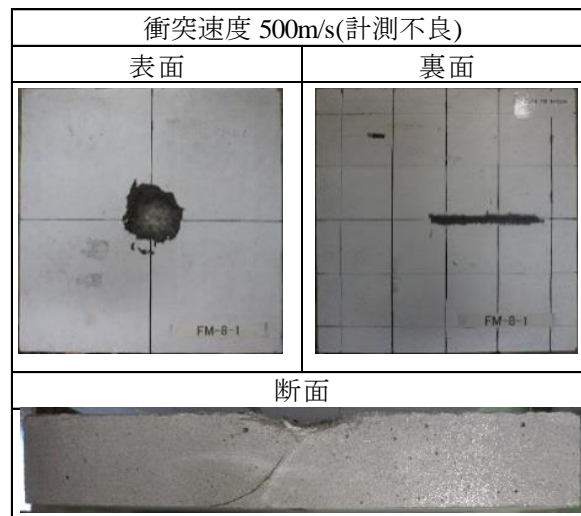


写真 3.10 FM-80 の破壊状況

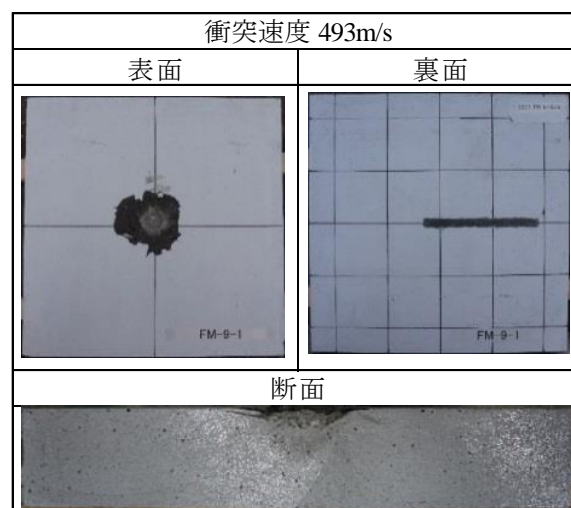


写真 3.11 FM-90 の破壊状況

### 3.3.2 高速度ビデオカメラおよび裏面のひずみ応答による破壊挙動の分析

#### (1) 高速度ビデオカメラに基づく破壊挙動の分析

UFC 板における局部破壊の発生状況を観察するため、高速度ビデオカメラを用いて破壊挙動を撮影した。高速度カメラの撮影速度は 10,000fps である。図に示す時刻は、高速度ビデオカメラにおいて、裏面に破壊が確認された時刻を  $t=0s$  とし、経過時間を表示している。

図 3.2 に、板厚 60mm の FO-60 の局部破壊の発生状況を示す。表面破壊となった衝突速度 262m/s および 308m/s においては、 $t=0.1ms$  において裏面に円弧状のひび割れが生じているが、裏面の膨らみはほとんど生じていない。また、貫通となった衝突速度 410m/s のケースでは、円弧状のひび割れ部や裏面剥離片が飛散しており、プレーンコンクリート板やプレーンモルタル板と比べると飛散片が破碎することなく一体となって運動していることがわかる。

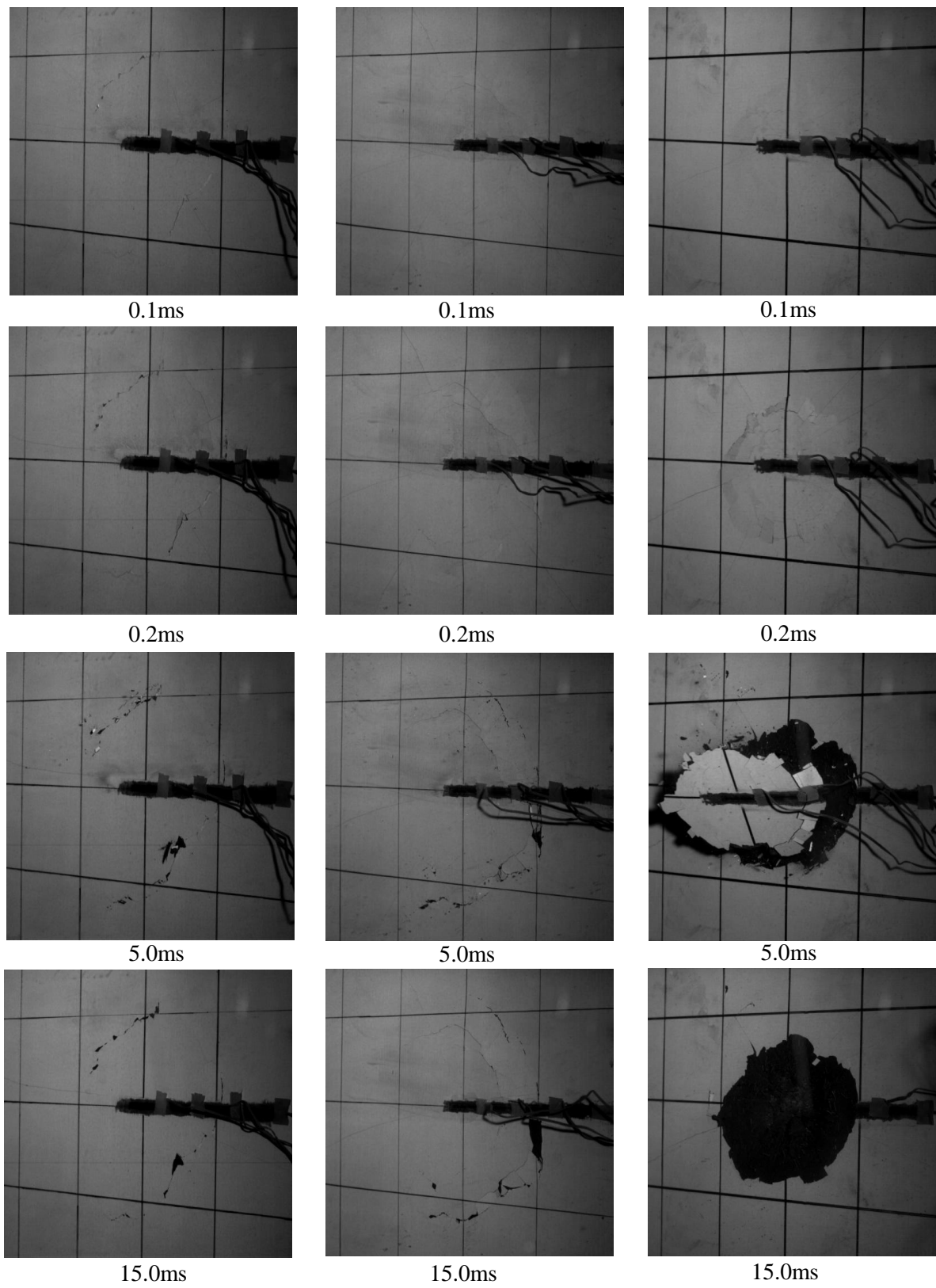
図 3.3 に、板厚 60mm の FM-60 の局部破壊の発生状況を示す。衝突速度 411m/s では、破壊モードが表面破壊となった。設定速度 450m/s（推定値）のケースでは、破壊モードが裏面剥離となった。図から、板中央の左側からふくらみが生じて、裏面剥離している過程が確認できる。ただし、破壊部は完全には剥離しなかった。衝突速度 495m/s のケースでは、いずれも破壊モードが貫通限界となったが、裏面において比較的広範囲に膨らみが生じ、そのまま剥離している。

## (2) 裏面のひずみ応答

裏面のひずみ応答の一例として、板厚 60mm のケースを考察する。なお、データのサンプリング周波数は、1.04MHz である。図中における、ひずみの正值は引張ひずみを、負値は圧縮ひずみを示している。各図における時刻  $t=0\text{ms}$  は、表面に貼付したひずみゲージの応答を基に設定した飛翔体の衝突開始時刻である。

図 3.4 に、FO-60 の各破壊モードにおける裏面のひずみ応答を示す。図 3.4(a) に示す表面破壊のケースでは、裏面中央に貼付された B1 では引張ひずみが生じ、ひずみが破断するまで増加している。一方、B2 から B4 においては、 $t=0.04\text{ms}$  以降に圧縮のひずみが発生している。このことから、板中央部から半径 5cm 程度の範囲において、局所的な曲げ変形が生じていると考えられる。さらに、B2、B3 のゲージはその後引張ひずみに転じているが、この理由は裏面剥離片が飛散しようとする膨らんだために生じたものと考えられる。次に、図 3.4(b) に示す裏面剥離のケースでは、表面破壊の場合と同様に、B1 に引張ひずみが生じるとともに、B2、B3、B4 の順に圧縮ひずみが発生し、B2、B3 のゲージはその後引張ひずみに転じている。

図 3.5 の FM-60 の各破壊モードにおける裏面ひずみ応答を示す。表面破壊のケースでは、 $t=0.02\text{ms}$  において、裏面中央に貼付された B1 では引張ひずみが生じ、ひずみが破断するまで増加している。一方、B2 から B4 においては、 $t=0.02\text{ms}$  以降に圧縮のひずみが発生している。このことから、板中央部から 5cm 程度の範囲において、局所的な曲げ変形が生じているものと考えられる。さらに、B2、B3 のゲージはその後引張ひずみに転じているが、裏面剥離片が飛散しようとする膨らむために生じたものと考えられる。図 3.5(b) に示す裏面剥離の場合には、表面破壊と同様に B1 に引張ひずみが生じるとともに、B2、B3、B4 の順に圧縮ひずみが発生しており、0.2ms 以降は、ひずみがほとんど発生していないことがわかる。図 3.5 (c) に示す貫通の場合には、 $t=0.02\text{m}$  では表面破壊および裏面剥離同様の傾向を示しているが、B2 では引張ひずみが生じた後破断するまで増加し続けている。図 3.5(c) に示す貫通の場合にも、表面破壊や裏面剥離と同様に B1 に引張ひずみが生じるとともに、B2、B3、B4 の順に圧縮ひずみが発生しているが、最大圧縮ひずみがやや大きくなる傾向にある。

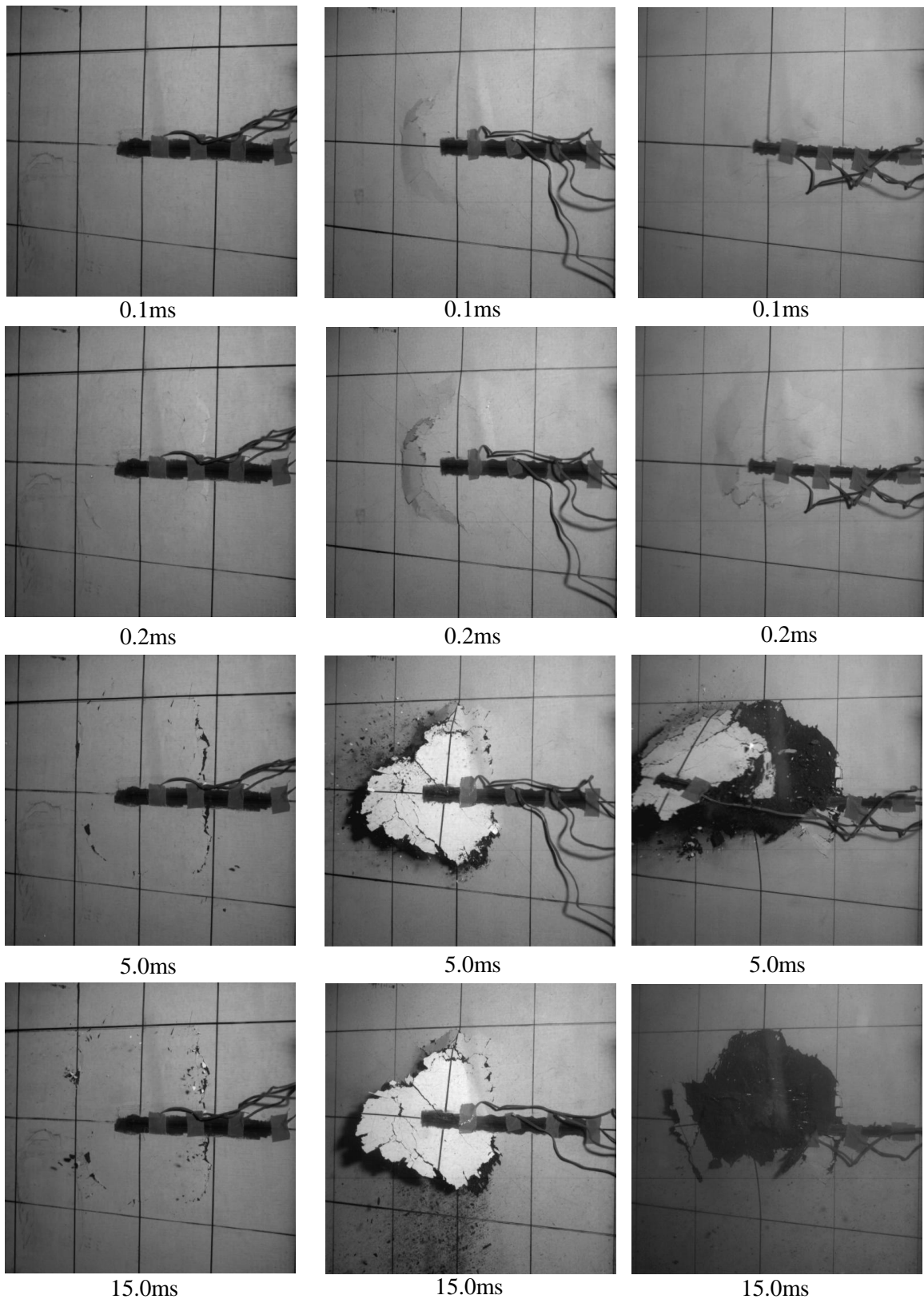


(a) 262m/s (表面破壊)

(b) 308m/s (表面破壊)

(c) 410m/s (裏面剥離)

図 3.2 FO-60 の局部破壊発生状況



(a) 411m/s (表面破壊)

(b) 450m/s (裏面剥離限界)

(c) 495m/s (貫通限界)

図 3.3 FM-60 の局部破壊発生状況

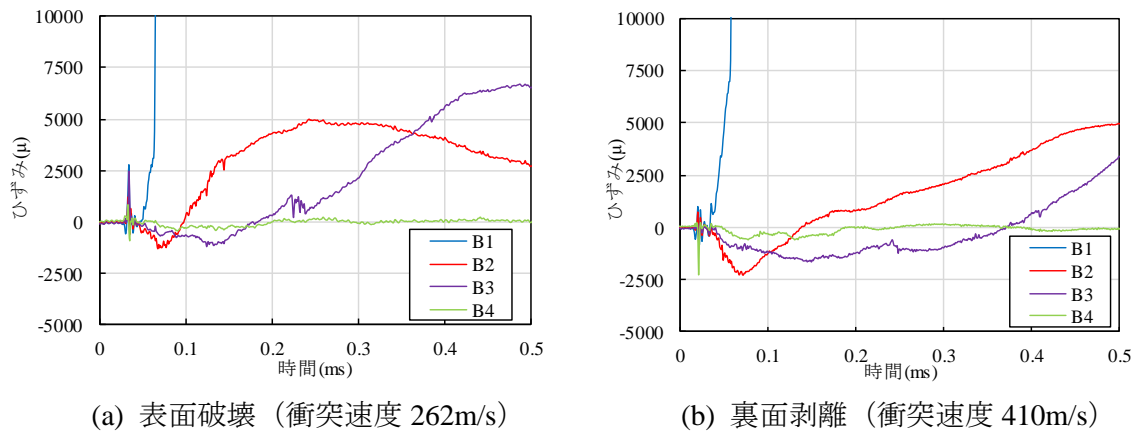
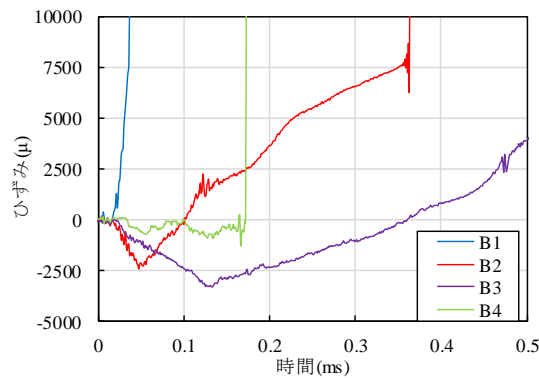
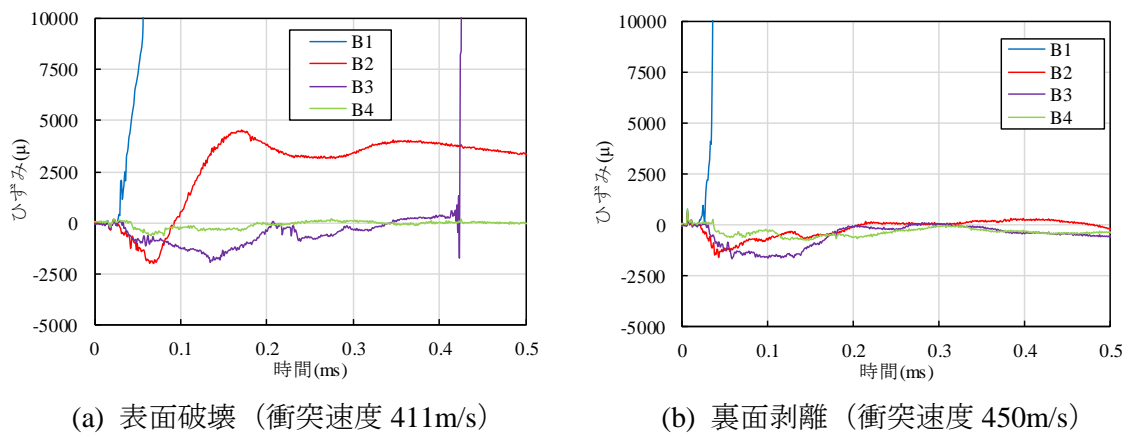


図 3.4 FO-60 の裏面ひずみ応答



(c) 貫通限界 (衝突速度 495m/s)

図 3.5 FM-60 の裏面ひずみ応答

表 3.3 UFC-FO 板の実験結果一覧

No	実験ケース	板厚		衝突速度 (m/s)	破壊モード	貫入 深さ (mm)	表面破壊 直径 (mm)	裏面剥離 深さ (mm)	裏面剥離 直径 (mm)
		設計 (mm)	実寸 (mm)						
1	FO-40	40	41.0	174	貫通	-	51	-	223
2		40	40.6	176	貫通	-	56	-	130
3		40	40.6	212	貫通	-	62	-	150
4	FO-50	50	53.2	210	表面破壊	9.0	67	-	189
5		50	53.4	261	表面破壊	9.8	82	-	189
6		50	52.2	306	裏面剥離	11.7	77	34.3	186
7	FO-60	60	61.5	262	表面破壊	10.2	72	-	194
8		60	61.7	308	表面破壊	15.0	71	-	211
9		60	62.7	410	裏面剥離	17.4	100	39.9	198
10	FO-80	80	79.1	(500)	表面破壊	21.8	114	-	207
11		80	79.8	501	表面破壊	15.5	139	-	252
12		80	81.8	503	表面破壊	21.8	122	-	226
13	FO-90	90	91.0	(500)	表面破壊	20.5	129	-	-

表 3.4 UFC-FM 板の実験結果一覧

No	実験ケース	板厚		衝突速度 (m/s)	破壊モード	貫入 深さ (mm)	表面破壊 直径 (mm)	裏面剥離 深さ (mm)	裏面剥離 直径 (mm)
		設計 (mm)	実寸 (mm)						
1	FM-40	40	40.5	211	表面破壊	9.0	58	-	181
2		40	40.1	260	貫通	-	69	-	143
3		40	42.1	307	貫通	-	78	-	149
4	FM-50	50	52.1	217	表面破壊	7.3	63	-	-
5		50	54.8	343	表面破壊	12.9	91	-	-
6		50	52.0	407	裏面剥離	15.1	101	18.1	164
7	FM-60	60	63.3	305	表面破壊	11.2	83	-	-
8		60	63.5	411	表面破壊	12.0	116	-	195
9		60	62.9	(450)	裏面剥離	16.7	161	14.3	113
10		60	62.5	454	表面破壊	19.5	127	-	198
11		60	58.8	495	貫通	-	110	-	161
12		60	62.8	501	貫通	-	108	-	184
13	FM-80	80	82.9	(500)	表面破壊	17.0	113	-	-
14	FM-90	90	91.2	493	表面破壊	17.8	120	-	-

### 3.3.3 局部破壊の特徴

#### (1) 局部破壊データの一覧

表 3.3 および表 3.4 に、実験で得られた各 UFC 板の局部破壊の大きさを示す。本節では、各局部破壊の大きさの特徴について考察する。

(2) 貫入深さ

図 3.6 に、UFC-FO 板および UFC-FM 板の貫入深さ～衝突速度関係を示す。図中には参考のため、別府ら<sup>4)</sup>が行ったプレーンコンクリート板（圧縮強度 25.9N/mm<sup>2</sup>）の貫入深さを併記している。なお、図中の点線は、実験結果の線形回帰式であり、次式で表される。

普通強度コンクリート<sup>4)</sup>

$$x = 0.0724V_0 \quad (3.1a)$$

UFC-FO 板

$$x = 0.0404V_0 \quad (3.1b)$$

UFC-FM 板

$$x = 0.0364V_0 \quad (3.1c)$$

ここに、 $x$  は貫入深さ(mm)， $V_0$  は飛翔体の衝突速度(m/s)である。

図から、いずれの試験体においても、衝突速度が大きくなるにつれて貫入深さが比例して大きくなっていることがわかる。また、UFC 板の貫入深さは、プレーンコンクリート板の貫入深さに比べて、UFC-FO 板で約 45%，UFC-FM 板で約 50%低減していることがわかる。

図 3.7 に、修正 NDRC 式<sup>5)</sup>に入力値として UFC の圧縮強度（UFC-FO：175N/mm<sup>2</sup> および UFC-FM：219N/mm<sup>2</sup>）を用いて算出した貫入深さ～衝突速度関係を示す。図の赤い実線は、修正 NDRC 式で算定された貫入深さを、図の黒い点線は実験データに対する線形回帰式を示している。なお、圧縮強度のばらつきを排除するため、各 UFC 板の圧縮強度で正規化した貫入深さを示している。修正 NDRC 式は、超高強度繊維補強コンクリートのような高強度コンクリートについては適用範囲外であるが、図から修正 NDRC 式は UFC-FO 板では約 20%程度、UFC-FM 板では約 25%程度過大に評価しており、過去の実験との比較<sup>4)</sup>や繊維補強コンクリートの実験と同様の傾向を示していることがわかる。

別府ら<sup>6)</sup>は、本実験と同じ実験装置を用いて行った圧縮強度約 25N/mm<sup>2</sup> から 100N/mm<sup>2</sup> のプレーンコンクリート板に対する実験結果を基に、衝突速度と圧縮強度を変数とした次の実験回帰式を提案している。

$$x = 0.2759 \exp(-0.0173f'_c) V_0^{0.787+0.00241f'_c} \quad (3.2)$$

ここに、 $f'_c$  は圧縮強度(N/mm<sup>2</sup>)， $V_0$  は衝突速度(m/s)である。

図 3.8 に、実験回帰式<sup>6)</sup>（式 (3.2)）で算出した各 UFC 板の貫入深さと実験結果を貫入深さ～衝突速度関係中に示す。実験回帰式は、実験結果とよく整合しており、これは貫入深さが圧縮強度の影響を強く受けることを示している。

(3) 表面破壊直径

図 3.9 に各 UFC 板の表面破壊直径～衝突速度関係を板厚毎に示す。なお、表中の板厚の後の括弧書きは破壊モードを示しており、(表) は表面破壊を、(裏) は裏面剥離を、(貫) は貫通を示している。板厚の赤い破線については、別府ら<sup>4)</sup>がプレーンコンクリート板に対して行



った実験における回帰式である。また、黒線については、各 UFC 板に対する実験回帰式である。以下にそれぞれの回帰式を示す。

プレーンコンクリート<sup>4)</sup>

$$C_d = 0.375V_0 \quad (3.2a)$$

UFC-FO 板

$$C_d = 0.248V_0 \quad (3.2b)$$

UFC-FM 板

$$C_d = 0.258V_0 \quad (3.2c)$$

ここに、 $C_d$ は表面破壊直径(mm)である。

いずれの UFC 板においても、衝突速度が増加するにつれて表面破壊直径が大きくなっている。また、プレーンコンクリート板と比較すると、各 UFC 板の表面破壊直径はそれぞれ約 40%小さくなる。

図 3.10 に各 UFC 板の表面破壊直径～貫入深さ関係を示す。なお、赤い実線については、別府らがプレーンコンクリート板に対して行った実験回帰式であり、黒線については各 UFC 板に対する実験回帰式である。以下にそれぞれの回帰式を示す。

プレーンコンクリート板<sup>4)</sup>

$$C_d = 5.11x \quad (3.3a)$$

UFC-FO 板

$$C_d = 6.17x \quad (3.3b)$$

UFC-FM 板

$$C_d = 7.37x \quad (3.3c)$$

図から、貫入深さが大きくなると表面破壊直径が大きくなっていることがわかる。表面破壊は、プレーンコンクリート板と比較すると、同じ貫入深さに対して表面破壊直径が大きくなっていることがわかる。これは、UFC 板は圧縮強度がプレーンコンクリートの 7～8 倍と非常に大きいため、貫入深さを低減する効果が高い一方で、引張強度は 2～5 倍と圧縮強度の増加に対して小さいため、相対的に表面破壊直径を低減する効果が小さくなるものと考えられる。

#### (4) 裏面剥離直径

図 3.11 に、裏面剥離直径～板厚関係を示す。実験ケースは少ないが、板厚によらず、裏面剥離直径の大きさは、UFC-FO 板で 150～200mm、UFC-FM 板で 50～100mm となった。

#### (5) 局部破壊深さと破壊モードの関係

相対破壊深さおよび相対貫入深さについて考察する。図 3.12 に貫入深さを板厚で除した貫入深さ（以下、相対貫入深さという。）と衝突速度の関係を示す。なお、図中の実験ケース名の括弧書きは破壊モードを示しており、（表）は表面破壊を、（裏）は裏面剥離を示して

いる。また、図中の黒点線は、プレーンコンクリート板において、裏面剥離が生じる場合の相対貫入深さを示している。図から各 UFC 板では、裏面剥離が発生するときの相対貫入深さが 0.25 となることがわかる。これは、プレーンコンクリート板と同様の傾向を示している。

図 3.13 に、貫入深さと裏面剥離深さの和を板厚で除した破壊深さ（以下、相対破壊深さという）と衝突速度の関係を示す。また、図中の黒点線は、プレーンコンクリート板において、裏面剥離が生じる場合の相対破壊深さを示している。図から、裏面剥離が発生した場合の相対破壊深さは UFC-FO 板で 0.8 以上となり、繊維補強コンクリート板と同様の傾向を示すことがわかった。一方、UFC-FM 板では裏面剥離が発生した場合の相対破壊深さが 0.5 程度となることがわかった。

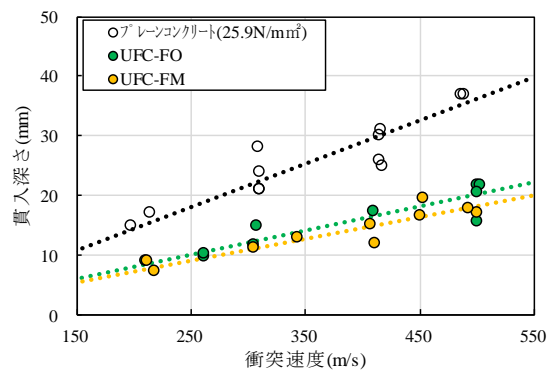


図 3.6 各 UFC 板の貫入深さ～衝突速度関係

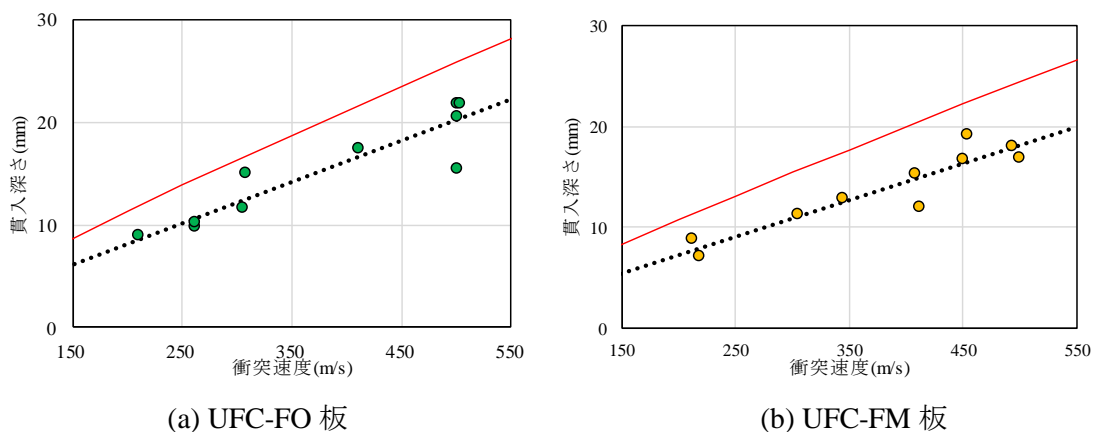


図 3.7 各 UFC 板の貫入深さ～衝突速度関係（修正 NDRC 式との比較）

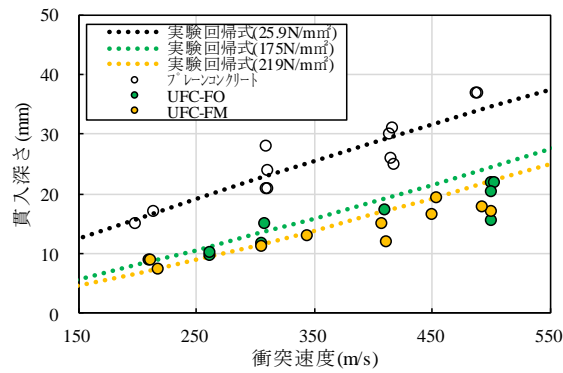
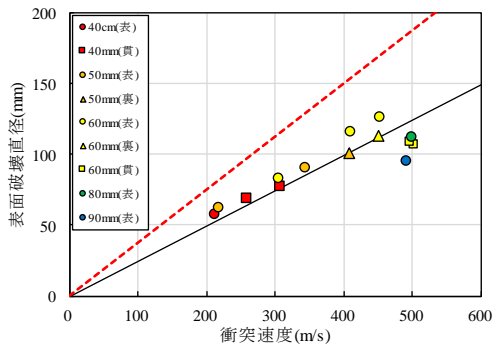
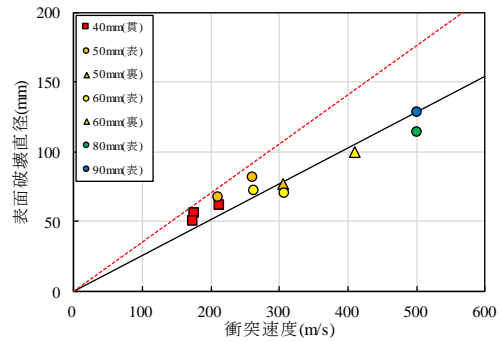


図 3.8 実験回帰式との比較

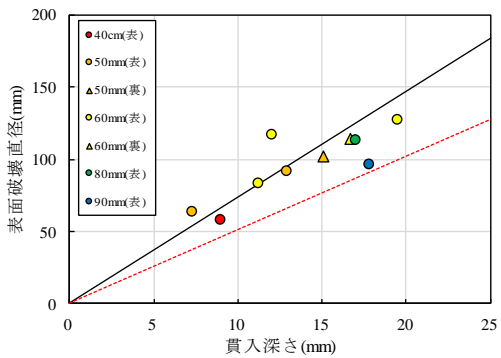


(a) UFC-FO 板

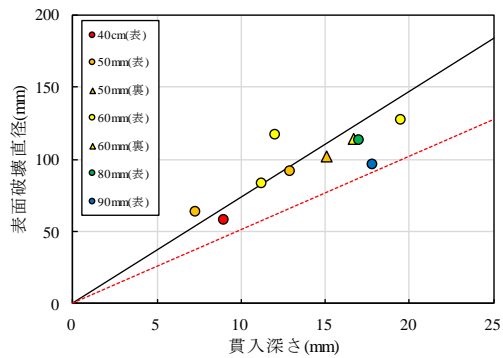


(b) UFC-FM 板

図 3.9 表面破壊直径～衝突速度関係



(a) UFC-FO 板



(b) UFC-FM 板

図 3.10 表面破壊直径～貫入深さ関係

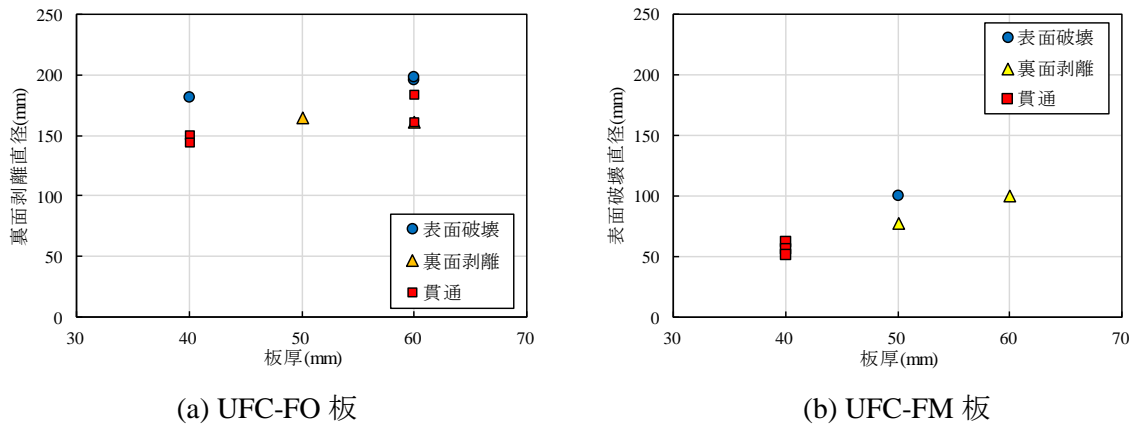


図 3.11 裏面剥離直径～板厚関係

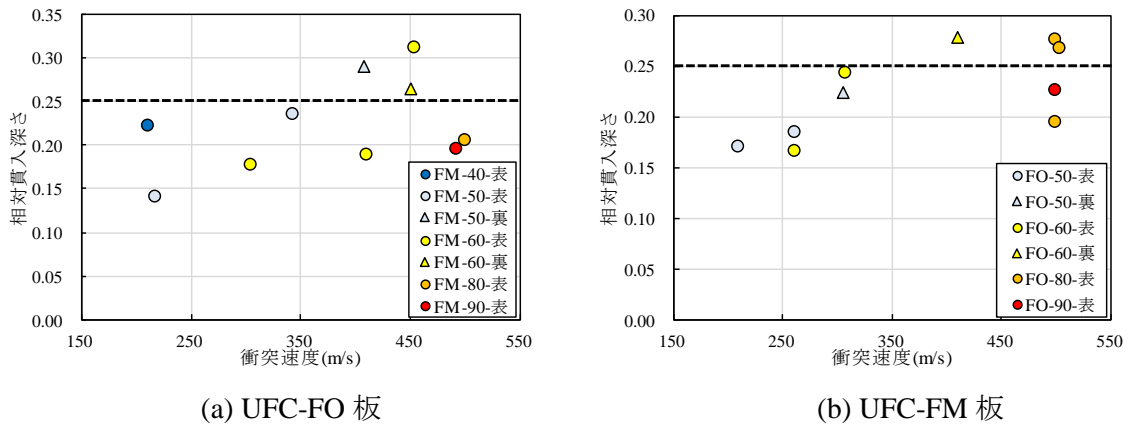


図 3.12 相対貫入深さ～衝突速度関係

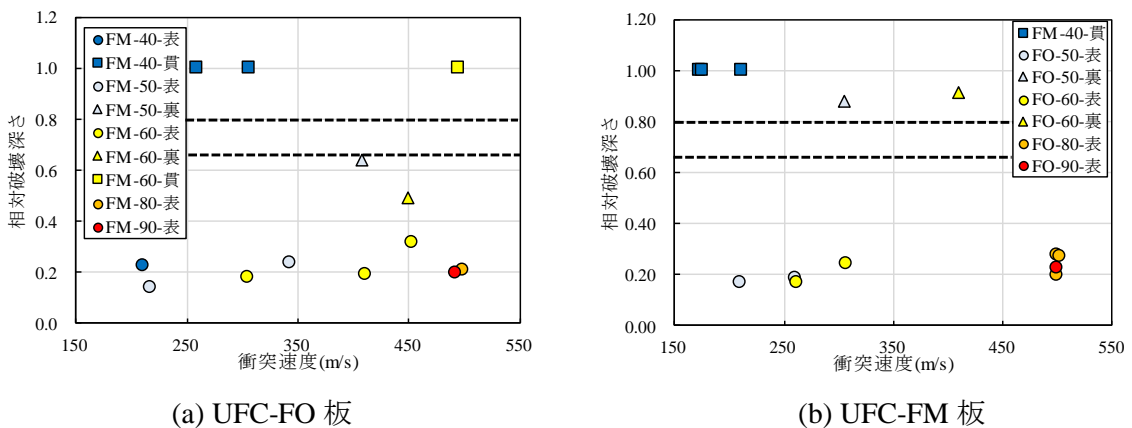


図 3.13 相対破壊深さ～衝突速度関係

### 3.4 修正 NDRC 式を用いた超高強度繊維補強コンクリートの裏面剥離限界板厚評価

実験の結果から、UFC 板は普通強度のプレーンコンクリート板と比較して、裏面剥離を抑制する効果が非常に高いことがわかった。ここでは、UFC 板の裏面剥離抑制効果について、修正 NDRC 式に低減係数を乗じて評価する方法を検討する。なお、修正 NDRC 式は、UFC のような強度の高いコンクリートに対しては適用範囲外であるが準用した。図 3.14 は、本実験における UFC 板の破壊モードを、板厚と衝突速度の関係上に示したものである。なお、図中には、各 UFC 板の実験結果に適合するように、修正 NDRC 式により算出したプレーンコンクリート板の裏面剥離限界板厚に低減係数  $\alpha$  および  $\beta$  を乗じた限界板厚を示している。ここで、修正 NDRC 式については貫通限界板厚に対する評価式も提案されているが、修正 NDRC 式の貫通限界板厚評価式に低減係数を乗じても本実験結果と適合しなかったことから、裏面剥離限界板厚に低減係数  $\beta$  を乗じることで実験結果に適合させている。各 UFC 板について、短繊維の混入量毎に破壊モードに適合する低減係数を検討したところ、UFC-FO 板および UFC-FM 板はそれぞれ( $\alpha_{FO}=0.75$ ,  $\beta_{FO}=0.70$ )および( $\alpha_{FM}=0.75$ ,  $\beta_{FM}=0.65$ )となった。また、UFC 板の裏面剥離限界板厚は、普通強度のコンクリート板<sup>4)</sup>と比較して、UFC-FO 板で約 30~40%、UFC-FM 板で約 40~50%小さくなることがわかった。

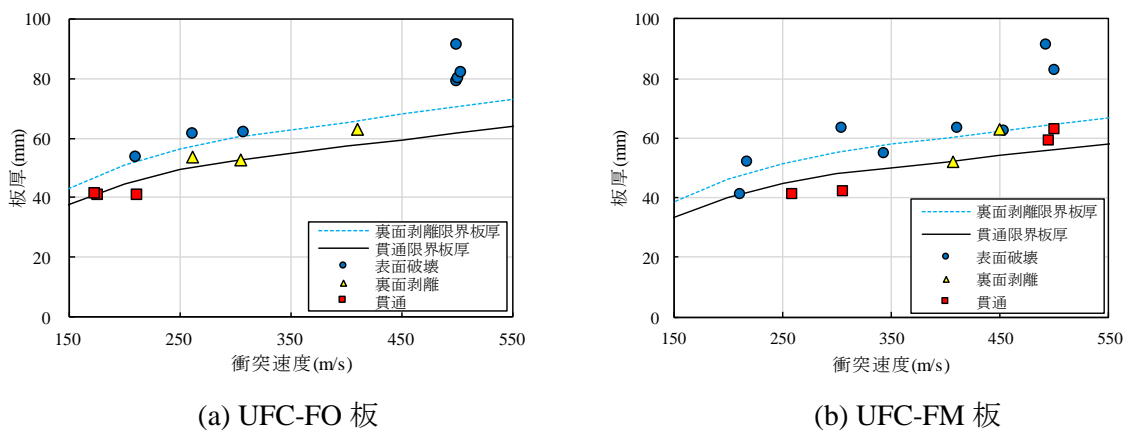


図 3.14 裏面剥離および貫通限界板厚の比較

### 3.5 結言

本章で得られた成果を要約すると、以下のようになる。

- (1) 超高強度繊維補強コンクリート板の貫入深さは、普通強度 ( $25.9\text{N/mm}^2$ ) のプレーンコンクリート板に対して、UFC-FO 板で約 45%、UFC-FM 板で約 50% 低減することがわかった。また、別府ら<sup>9)</sup>の提案した貫入深さの実験回帰式は、各 UFC 板の実験結果とよく整合しており、貫入深さが圧縮強度の影響を強く受けていることがわかった。
- (2) 超高強度繊維補強コンクリート板に裏面剥離が生じる場合の相対貫入深さは、プレーンコンクリート板と同程度であることがわかった。また、超高強度繊維補強コンクリート板に裏面剥離が生じた場合の相対破壊深さは、UFC-FO 板はプレーンコンクリート板よりも大きくなるが、UFC-FM 板はプレーンコンクリート板よりも小さくなることがわかった。
- (3) 超高強度繊維補強コンクリートの限界板厚を評価するため、修正 NDRC 式に乗じる低減係数を提案した。裏面剥離限界板厚の低減係数では、UFC-FO 板および UFC-FM 板でそれぞれ 0.75 を乗じた場合に実験結果と適合することがわかった。また、貫通限界板厚の低減係数では、修正 NDRC 式の裏面剥離限界板厚に 0.70 および 0.65 を乗じることで貫通限界板厚を評価できることがわかった。ただし、低減係数については今後、実験ケースを増やして検討する必要がある。

## 第4章 剛飛翔体の運動エネルギーによる繊維補強セメント複合材料板の裏面剥離限界板厚評価法に関する検討

### 4.1 緒言

本章では、第2章および第3章で検討した FRC および UFC 板の局部破壊評価方法について検討を行う。第2章および第3章では、FRC および UFC 板に対して修正 NDRC 式に低減係数を乗じることにより裏面剥離の評価を行った。ここでは、さらに飛翔体の運動エネルギー（衝突エネルギー）を用いて、繊維補強セメント系複合材料板の裏面剥離限界板厚を評価する方法について検討を行う。まず、プレーンコンクリート板に対して、エネルギー一定の下で飛翔体の質量と速度を変化させた高速衝突実験を行い、局部破壊を評価する指標として飛翔体のエネルギーを用いることについて検討を行う。次に、Li らが提案した衝突エネルギーによる局部破壊限界板厚の評価法を繊維補強セメント系複合材料へ適用する方法について検討した。

### 4.2 飛翔体の衝突エネルギーが貫入深さに及ぼす影響

衝突を受けるプレーンコンクリート板（以下、コンクリート板と呼ぶ）の貫入深さについて、力学的な検討を行う。まず、既往の実験式を用いて、貫入の形成に消費されるエネルギーについて考察する。次に、飛翔体の質量や衝突速度が貫入深さに与える影響について、衝突実験を行うとともに力学的な考察を行った。

#### 4.2.1 既往の局部破壊評価式による貫入深さの評価

コンクリート板に対する既往の局部破壊評価式である修正 NDRC 式<sup>1)</sup>および Hughes 式<sup>2)</sup>を用いて、衝突エネルギーが貫入深さに及ぼす影響を検討する。修正 NDRC 式および Hughes 式の貫入深さ評価式を以下に示す。

修正 NDRC 式

$$G\left(\frac{x}{d}\right) = 3.8 \times 10^{-5} \frac{NM_p}{d\sqrt{f'_c}} \left(\frac{V_p}{d}\right)^{1.8} \quad (2.1a \text{ 再掲})$$

$$G\left(\frac{x}{d}\right) = \left(\frac{x}{d}\right)^2 \quad \text{for } \frac{x}{d} \leq 2 \quad (2.1b \text{ 再掲})$$

$$G\left(\frac{x}{d}\right) = \frac{x}{d} - 1 \quad \text{for } \frac{x}{d} > 2 \quad (2.1c \text{ 再掲})$$

Hughes 式

$$\frac{x}{d} = 0.19 \left( \frac{N_h I_h}{S} \right), \quad I_h = \left( \frac{M_p V_p^2}{d^3 f_t} \right) \quad (4.1a)$$

$$S = 1.0 + 12.3 \ln(1.0 + 0.03 I_h) \quad (4.1b)$$

ここに、 $N_h$ は Hughes 式の先端形状係数（半球形：1.12）、 $M_p$ は飛翔体の質量(kg)、 $V_p$ は衝突速度(m/s)、 $f'_c$ および  $f_t$  はそれぞれコンクリートの圧縮強度および引張強度（N/m<sup>2</sup>）、 $I_h$ は Hughes 式の衝撃係数、 $S$ はひずみ速度効果に関する係数である。なお、これらの式は飛翔体の質量および衝突速度のべき乗関数となっているため、本式に入力する質量および衝突速度を用いて衝突エネルギー $E_k$ を算定することができる。修正 NDRC 式の場合の貫入深さと衝突エネルギーの関係の一例を次に示す。

$$\frac{x}{d} = \sqrt{7.6 \times 10^{-5} \frac{N}{d \sqrt{f'_c} V_p^{0.2}} \left(\frac{1}{d}\right)^{1.8} E_k} \quad \text{for} \quad \frac{x}{d} \leq 2 \quad (4.2)$$

図 4.1 に、修正 NDRC 式および Hughes 式から算定した貫入深さ～衝突エネルギー関係を示す。なお、飛翔体の質量については、次節で行う実験条件に合わせて 46g、250g、500g および 1000g とし て 検 討 を 行 っ た 。 ま た 、 図 は 圧 縮 強 度  $f'_c=25.5\text{N/mm}^2$ 、引張強度  $f_t=2.55\text{N/mm}^2$ 、飛翔体の直径  $d=25\text{mm}$  に対する算定結果を示している。図から、Hughes 式による貫入深さは、質量および衝突速度によらず、貫入深さ～衝突エネルギー関係は一つの曲線として描かれている。しかし、修正 NDRC 式による貫入深さ～衝突エネルギー関係は、飛翔体の質量や衝突速度の変化によって貫入深さに最大 20%程度 の 差 が 生 じ た 。 こ の よ う に 、 式 に よ っ て は 、 等 しい衝突エネルギーに対しても質量や衝突速度の影響度が異なることがわかる。また、いずれの式も貫入深さの増加とともに衝突エネルギーが急激に大きくなる特徴がある。修正 NDRC 式における質量 46g のケースでは、貫入深さ 30mm に対する衝突エネルギーは約 3000J であるのに対し、貫入深さ 40mm に対する衝突エネルギーは約 5700J と 1.9 倍に増大している。

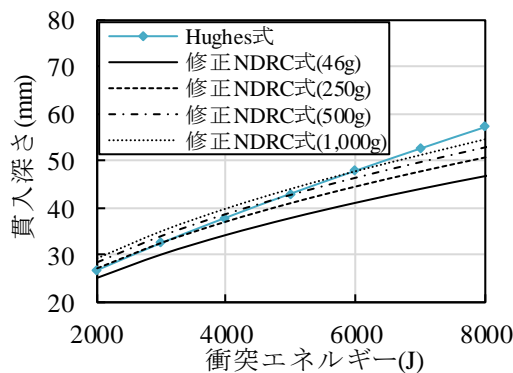


図 4.1 貫入深さ～衝突エネルギー関係



#### 4.2.2 飛翔体の速度と質量が貫入深さに与える影響に関する実験および理論的考察

##### (1) 実験の概要および実験結果

これまでの章と同じ高圧空気式飛翔体発射装置および飛翔体を用いて実験を行う。ここでは、等しい衝突エネルギーのもとで、飛翔体の質量と速度の影響を調べるため、飛翔体は質量 46g, 250g, 500g および 1000g を用いた。写真 4.1 に、実験に使用した飛翔体および固定具を示す。いずれも材質は鋼材 (SS400) で、先端形状は半球型、直径 25mm である。試験体は無筋コンクリートであるが、試験体運搬時の損傷を防止するため、コンクリート内部の四周に補強鉄筋を配置している。なお、試験体の板厚は 80mm, 100mm および 130mm の 3 種類を作製した。コンクリートの圧縮強度は  $25.5\text{N/mm}^2$  である。衝突エネルギーについては、可能な限り 2250J, 4000J および 6000J となるように衝突速度を設定し、合計 24 ケースの実験を行って衝突エネルギー、飛翔体の質量および衝突速度が貫入深さに与える影響について調べた。衝突エネルギーについては、設定速度に対して実際の衝突速度にばらつきが生じたため、設定衝突エネルギー 2250J および 4000J に対して、実際の衝突エネルギーは 1959J~2870J および 3433J~4372J となった。

破壊の一例として、図 4.2 に設定衝突エネルギー 4000J の場合に生じた断面の破壊性状を示す。なお、図中には表面破壊が生じた範囲を破線によって示している。質量 46g, 衝突速度 421m/s に対して、板厚 100mm の試験体には裏面剥離が生じた。質量 250g, 衝突速度 166m/s および質量 1000g, 衝突速度 91m/s のケースでは、板厚 100mm および 130mm の試験体に表面破壊が生じた。

図 4.3 に、貫入深さと衝突エネルギーの関係を飛翔体の質量毎に示す。なお、図中には別府らが同じ実験条件で行った過去の実験<sup>3)</sup>によって得られた貫入深さおよび修正 NDRC 式で算定した貫入深さと衝突エネルギーの関係を示している。図から、貫入深さは衝突エネルギーの増大に伴って大きくなる傾向を示している。また、質量の影響については実験結果のばらつきが大きく、データ数が少ないため明確な傾向を確認することは難しい。しかし、全体的な傾向として 250g, 500g および 1000g のケースでは質量 46g のケースに比べて同じ衝突エネルギーに対する平均的な貫入深さが大きくなる傾向が認められる。ただし、衝突エネルギー 2250J のケースでは質量 46g の貫入深さは質量 500g のケースよりも大きくなっており、今後、より詳細に検討する必要がある。このような質量や衝突速度が貫入深さに及ぼす影響について、次節で力学モデルを用いて検討する。



(a) 46g 飛翔体および固定具 (b) 250g, 500g および 1,000g 飛翔体

写真 4.1 飛翔体および固定具

衝突エネルギー	4077J	3444J	4141J
質量	46g	250g	1000g
衝突速度	421m/s	166m/s	91m/s
板厚	100mm	100mm	130mm
破壊性状			

図 4.2 断面の破壊性状 (設定衝突エネルギー4000J)

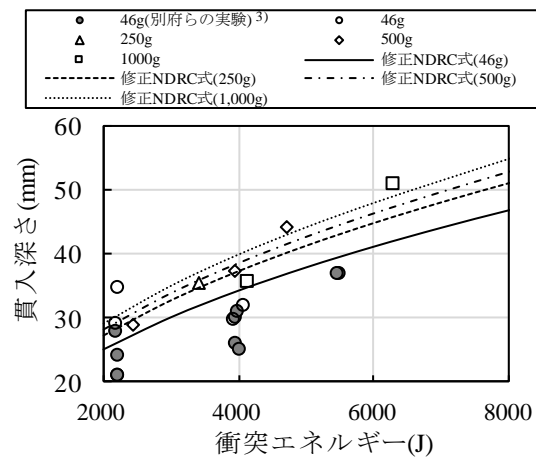


図 4.3 貫入深さ～衝突エネルギー関係

(2) 力学モデルによる検討

三輪ら<sup>4)</sup>は、図4.4および図4.5に示す力学モデルを用いて、貫入深さや衝突荷重を求める方法を提案している。この方法は、衝突エネルギーが全て貫入の形成で消費されると仮定しているが、飛翔体の質量と速度の影響を考察するために用いる。

力学モデルでは、コンクリートの非線形 Drucker-Prager 降伏基準を用いることで、衝突部近傍に生じるコンクリートの高圧状態を表現している<sup>4)</sup>。また、高速衝突によって生じる局部破壊は、高ひずみ速度下 ( $10^1 \sim 10^2$  (1/s)) で生じると考えられていることから、ひずみ速度  $10^1$  (1/s) に対応したコンクリート強度の増加も考慮されている<sup>4)</sup>。以下に、これらの力学モデルの概要を説明する。

図4.4に示す半球形の剛飛翔体がコンクリートに深さ  $a$  だけ貫入した状態に対して、表面上に作用する応力を図4.5に示す。このとき、コンクリートとの任意の接触点 ( $x=i$ ) には、法線方向の圧縮応力  $\sigma_{ni}$  と接線方向の応力  $\sigma_{ti}$  が生じるものとする。法線方向の圧縮応力  $\sigma_{ni}$  は次式で与えられる。

$$\sigma_{ni} = A \sigma_y + B \rho V_a^2 \sin^2 \theta \quad (4.3)$$

ここに、 $\sigma_y$  はコンクリートの降伏応力、 $\rho$  は密度、 $V_a$  は深さ  $a$  だけ貫入した時点での飛翔体速度、 $\theta$  は法線方向の圧縮応力  $\sigma_{ni}$  の  $y$  軸方向に対する角度、 $A$ 、 $B$  は無次元係数 ( $A=B=1.0$ ) である。降伏応力  $\sigma_y$  は次式によって算定した。

$$\sigma_{ni} = \sqrt{f'_{cd} f'_{td} - (f'_{cd} - f'_{td}) I_1} \quad (4.4)$$

ここに、 $f'_{cd}$  および  $f'_{td}$  はそれぞれコンクリートの動的圧縮強度および引張強度、 $I_1$  は応力の第一不変量である。ここでは、 $10^1$  (1/s) のひずみ速度下における強度増加を考慮して、 $f'_{cd}=1.7f'_c$ 、 $f'_{td}=4.3f'_t$  としている。図4.6に降伏応力モデルを示す。

次に、法線方向の応力  $\sigma_{ni}$  と接線方向の応力  $\sigma_{ti}$  との関係は、動摩擦係数  $\mu_m$  を用いて  $\sigma_{ti} = \mu_m \sigma_{ni}$  のように表される。これらの任意の点  $i$  の応力を  $x=0 \sim a$  について面積分すると、抵抗力  $F_a$  が次式のように求められる。

$$F = \pi y_a^2 \left( A \sigma_y (N_1)_a + B \rho V_a^2 (N_2)_a \right) \quad (4.5)$$

ここに、 $y_a$  は深さ  $a$  での接触面の半径、 $(N_1)_a$  および  $(N_2)_a$  はそれぞれの項の無次元値を整理したもので、次式の通りである。

$$(N_1)_a = 1 + \frac{2\mu_m}{d^2} \int_0^a y_x dx \quad (4.6a)$$

$$(N_2)_a = \frac{2}{d^2} \int_0^a \frac{y_x y_x^3}{1+y_x^2} dx + \frac{2\mu_m}{d^2} \int_0^a \frac{y_x y_x^2}{1+y_x^2} dx \quad (4.6b)$$

ここに、 $y_x$  は、先端部分の形状を表す関数で、 $y_x = \sqrt{-x^2 + dx}$  (半球形の場合) を示す。

本式は空洞膨張理論<sup>5)</sup>に基づいて定式化されたもので、無限厚さの物体に対して半球状の空洞を押し広げるために必要な圧力から抵抗力を求めている。式(4.5)括弧内の第1項は静圧、第2項は動圧を示しており、それぞれコンクリートの降伏応力およびコンクリートの慣性力

による抵抗を示している<sup>6)</sup>。貫入深さは、全体の貫入深さ  $x$  を微小量  $\Delta x$  を用いて  $n$  個に分割したうえで、貫入による仕事量の増分と飛翔体の衝突エネルギーの減少分の釣り合いを、次式により時々刻々計算することによって求めることができる。

$$\frac{1}{2} M_p (V_j^2 - V_{j-1}^2) = -\Delta x \frac{(F_j + F_{j-1})}{2} \quad (4.7)$$

式(4.7)においてステップ  $k$  のときに、 $V_k=0$  となるとすると、貫入深さは  $x=k\Delta x$  より求めることができる。

図 4.7 に、本実験結果に対して力学モデルを用いて算定した貫入深さ～衝突エネルギー関係を示す。図中には、質量 46g および 1000g の結果を示している。図から、解析結果は質量 46g の実験結果に対してはやや小さく、質量 1000g の実験結果に対してはやや過大に評価しているが、修正 NDRC 式と同様に、飛翔体の質量や速度の違いによって貫入深さが異なる特徴を示している。

図 4.8 に、力学モデルで算定した抵抗力～貫入深さ関係を示す。なお、図中には衝突エネルギーが等しい場合 ( $E_k=4077\text{J}$ ) に、質量を 46g および 1000g に変化させたケースを示している。図から、飛翔体の質量 46g の場合には最大抵抗力が約 210kN に達しているのに対し、質量 1000g の場合では、最大抵抗力が約 100kN となることがわかる。貫入深さについては、質量 46g のケースでは約 26mm、質量 1000g の場合では約 48mm となり、飛翔体の質量や衝突速度が異なることによって貫入深さに約 1.8 倍の差が生じる結果となった。なお、解析による貫入深さは、実験結果に対して最大で約 25% の差が生じているが、これは仮定したひずみ速度に関する係数の設定による誤差などが影響したものと考えている。

図 4.9 に、式(4.5)に示すコンクリートの降伏応力に関連する第 1 項と、速度に関連する第 2 項によって算定される抵抗力～貫入深さ関係を示す。質量 46g、衝突速度 421m/s のケースに対する第 2 項の最大抵抗力は約 90kN となった。一方、質量 1000g、衝突速度 90.3m/s のケースでは、第 2 項の最大抵抗力は約 5kN と非常に小さくなっており、衝突速度の違いによって 85kN もの大きな差が生じている。また、いずれの質量、衝突速度の場合でも、貫入深さが 12.5mm (直径 25mm、半球形の先端部が完全にコンクリートに貫入する) まで第 1 項の抵抗力が増加しており、その後、質量 46g、衝突速度 421m/s の場合は緩やかに低下し、質量 1000g、衝突速度 90.3m/s の場合にはほぼ一定となった。つまり、力学モデルによると、衝突速度が大きい場合には速度に関連した第 2 項の抵抗力が大きくなるが、衝突速度が小さい場合には第 2 項の抵抗力は非常に小さくなる。その結果、等しい衝突エネルギーにおいても質量が小さく、衝突速度が大きいほど最大抵抗力が大きくなり、エネルギー保存則を満たすように貫入深さが小さくなるものと考えられる。

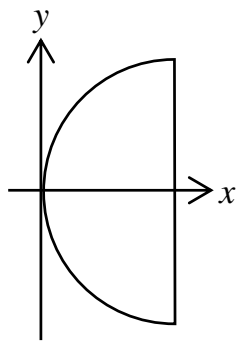


図 4.4 飛行体モデル

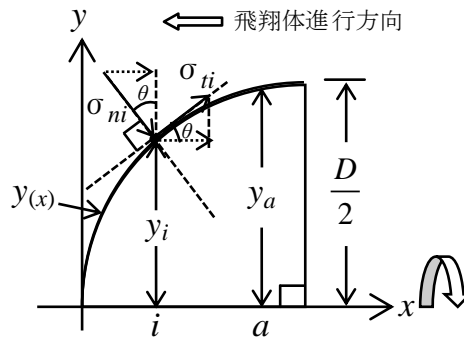


図 4.5 接線・法線方向の応力

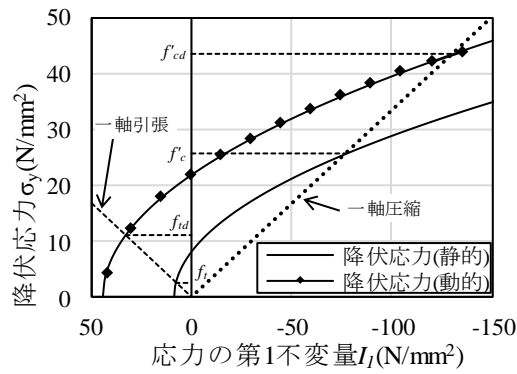


図 4.6 降伏応力モデル

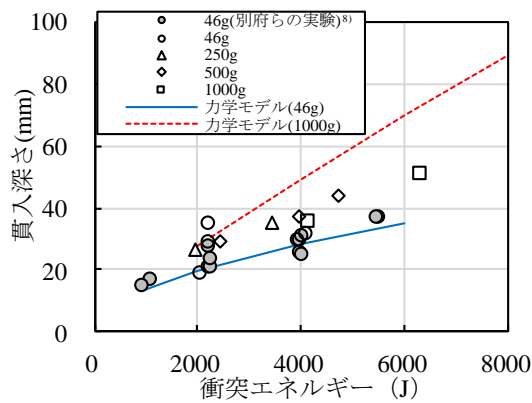


図 4.7 貫入深さ～衝突エネルギー関係

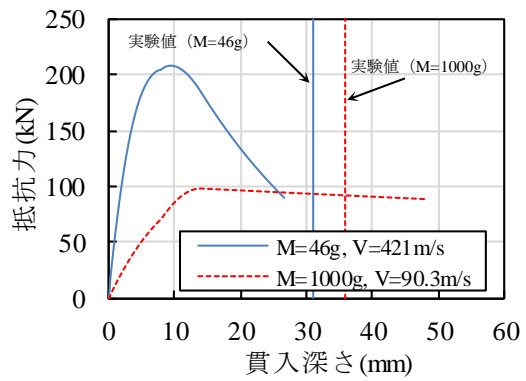


図 4.8 抵抗力～貫入深さ関係

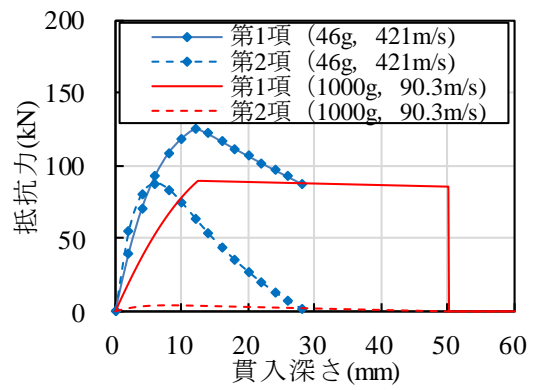


図 4.9 各項の抵抗力～貫入深さ関係

#### 4.3 各繊維補強セメント複合材料の材料特性と裏面剥離限界板厚の関係

修正 NDRC 式を準用した方法を用いて、プレーンコンクリート板<sup>3)</sup>、繊維補強コンクリート板(2章)および UFC 板(3章)の裏面剥離限界板厚を比較する。また、これらの動的力学特性が裏面剥離限界板厚に及ぼす影響について考察する。

修正 NDRC 式をプレーンコンクリート板、繊維補強コンクリート板および UFC 板の実験結果へ適合させた裏面剥離限界板厚を図 4.10 に示す。衝突速度 200m/s~400m/s の範囲では UFC 板の裏面剥離限界板厚は、プレーンコンクリート板の 50~60%程度となっている。また、繊維補強コンクリート板の中で最も耐衝撃性が高く裏面剥離限界板厚が小さい DFRM 板と比較すると、70~90%程度の板厚となっていることがわかる。この比較から、UFC 板はプレーンコンクリート板や繊維補強コンクリート板に比べて裏面剥離抑制効果が高いことがわかる。

別府ら<sup>7)</sup>によると、繊維補強コンクリート板の裏面剥離抑制効果は高い動的強度や引張破壊エネルギーによって発現されることが報告されている。そこで参考のために、各材料の動的引張強度特性と裏面剥離限界板厚の関係を考察する。表 4.1 に、既往の実験を引用した<sup>8)-10)</sup>、各材料の静的およびひずみ速度約  $10^{-1}$ (1/s)における引張強度および破壊エネルギーを比較して示す。なお表中の動的倍率は、動的な引張強度および破壊エネルギーを静的な値で除したものである。なお、プレーンコンクリートは藤掛らの研究<sup>8)</sup>を、繊維補強コンクリートは神田らの研究<sup>9)</sup>を、また UFC は Fujikake らの研究<sup>10)</sup>を引用した。それぞれの研究で使用されている供試体の寸法等は異なっており、プレーンコンクリートは縦横 70mm、高さ 200mm で断面中央部に鋼材を配置した角柱供試体、繊維補強コンクリートは直径 100mm、高さ 200mm の円柱供試体、UFC は縦横 50mm、高さ 100mm の角柱供試体を使用されている。なお、UFC の破壊エネルギーについては Fujikake らが提案した引張軟化モデル<sup>10)</sup>を用いて算出した。プレーンコンクリート、繊維補強コンクリートおよび UFC の引張強度および破壊エネルギーは大きく異なること、また UFC の動的引張強度は  $13.5\text{N/mm}^2$ 、動的破壊エネルギーは  $25.8\text{N/mm}$  と他の繊維補強コンクリートの値と比べてそれぞれ約 2~3 倍および約 7 倍~50 倍と突出して大きいことがわかる。動的倍率については、各材料によって引張強度は 1.2~3.0 倍、破壊エネルギーは 0.5~3.0 倍と大きく変動することがわかる。このことは、高速衝突によって生じる局部破壊に影響する動的な強度特性が、各材料特性に応じて変化することを示している。表 4.1 から、UFC 板については動的倍率は小さいが、動的引張強度および破壊エネルギーは相対的に非常に高いため、本実験条件下で生じる高ひずみ速度下<sup>3)</sup>においても、高い引張強度および破壊エネルギーを示すことがわかる。

次に、動的引張強度および破壊エネルギーと裏面剥離限界板厚の関係を考察する。図 4.11 は、各材料の動的引張強度および破壊エネルギーと衝突速度 300m/s に対する裏面剥離限界板厚の関係を示している。図から、動的引張強度が高くなるにつれて、また破壊エネルギーが大きくなるにつれて裏面剥離限界板厚が小さくなる傾向が明瞭に示されている。すなわち、動的引張強度および破壊エネルギーが高くなるほど、裏面剥離抑制効果が高くなることがわかる。UFC 板の裏面剥離限界板厚が特に小さい理由としては、ひび割れ分散効果の影響が考

えられる。すなわち，UFC 板は高い動的引張強度および破壊エネルギーに加えて，ひび割れ分散性能に優れるためにプレーンコンクリート板や繊維補強コンクリート板よりも裏面剥離抑制効果が高くなったものと考えられる。

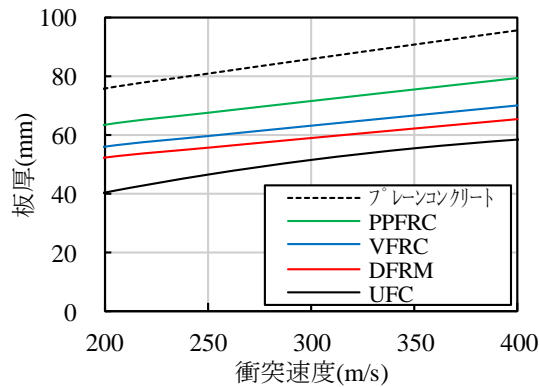


図 4.10 修正 NDRC 式による繊維補強セメント複合材料の裏面剥離限界板厚

表 4.1 静的および動的引張強度および破壊エネルギー

種類	引張強度			破壊エネルギー		
	静的 (N/mm <sup>2</sup> )	動的 (N/mm <sup>2</sup> )	動的 倍率	静的 (N/mm)	動的 (N/mm)	動的 倍率
プレーン コンクリート	2.2	5.5	2.50	0.035	0.060	1.71
PPFRC	2.89	5.98	2.07	4.82	2.46	0.51
VFRC	3.09	5.36	1.73	2.30	2.29	0.99
DFRM	2.06	6.22	3.01	1.18	3.48	2.95
UFC	11.2	13.5	1.21	22.6	25.8	1.15

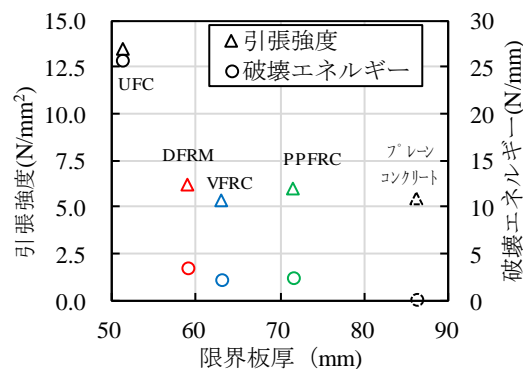


図 4.11 裏面剥離限界板厚（衝突速度 300m/s）と動的引張強度および破壊エネルギーの関係



#### 4.4 剛飛翔体衝突における衝突エネルギーによる繊維補強セメント複合材料板の局部破壊評価法

前節までの検討により，繊維補強セメント複合材料板の局部破壊は，衝突エネルギーや材料の破壊エネルギーに強い相関があることがわかった．ここでは，衝突エネルギーによる局部破壊の評価を行う．

Liら<sup>14)</sup>は，修正 NDRC 式の局部破壊評価式から衝突エネルギーと限界板厚の関係式を誘導している．そこで，Li らの局部破壊評価法を用いて衝突エネルギーと裏面剥離および貫通限界板厚との関係を考察し，衝突エネルギーを用いて限界板厚を評価する方法を提案する．

##### (1) 修正 NDRC 式

修正 NDRC 式における貫入深さ評価式は，剛飛翔体が無限厚さのコンクリート板に衝突した際の力の釣り合いに基づいて定式化されており，飛翔体の全運動エネルギーは貫入によって吸収されると仮定している．修正 NDRC 式の貫入深さは式(2.1a)，(2.1b)および(2.1c)に示している．裏面剥離限界板厚および貫通限界板厚については，貫入深さを変数とした実験結果の回帰式であり，NDRC 式の裏面剥離限界板厚および貫通限界板厚の評価式は式(2.2a)，(2.2b)，(2.3a)および(2.3b)に示している．

##### (2) 飛翔体の運動エネルギーと破壊限界板厚の関係式の概要

修正 NDRC 式などの局部破壊評価式は，ある衝突条件（飛翔体の形状，質量，直径，衝突速度およびコンクリート板の圧縮強度）に対して裏面剥離等の局部破壊が発生する限界の板厚を求めるものである．Li ら<sup>14)</sup>は，修正 NDRC 式の裏面剥離限界板厚評価式および貫通限界板厚評価式を修正することによって，与えられた板厚に対して裏面剥離および貫通が生じる場合の衝突エネルギーを誘導している．

以下に，衝突エネルギーと限界板厚の関係について概説する．

##### (a) 運動エネルギーと貫入深さの関係

修正 NDRC 式の貫入深さ評価式は，式(2.1a)，(2.1b)および(2.1c)であり，衝突エネルギーについて整理すると，次式が得られる．

$$\left(\frac{E_k}{d^3 f'_c}\right) = \left(\frac{V_0}{d}\right)^{0.2} f'_c{}^{-\frac{1}{2}} \frac{\left(\frac{x}{d}\right)^2}{2.553 \times 10^{-4}} \quad \frac{x}{d} \leq 2 \quad (4.8a)$$

$$\left(\frac{E_k}{d^3 f'_c}\right) = \left(\frac{V_0}{d}\right)^{0.2} f'_c{}^{-\frac{1}{2}} \frac{\left(\frac{x}{d}\right)^{-1}}{6.384 \times 10^{-5}} \quad 2 \leq \frac{x}{d} \quad (4.8b)$$

(b) 裏面剥離限界板厚と飛翔体の運動エネルギーの関係

(i)  $\frac{x}{d} \leq 0.65$  または  $\frac{H_s}{d} \leq 3$  の場合

裏面剥離限界板厚評価式は式(2.2a)であり、裏面剥離限界板厚を  $H_s$  とおき、 $\left(\frac{x}{d}\right)$  について整理すると、次式が得られる。

$$\left(\frac{x}{d}\right) = \frac{7.91 \pm \sqrt{6.256 \times 10 - 2.024 \times 10 \left(\frac{H_s}{d}\right)}}{10.12} \quad (4.9)$$

ただし、 $\frac{x}{d} \leq 0.65$  より、

$$\left(\frac{x}{d}\right) = \frac{7.91 - \sqrt{6.256 \times 10 - 2.024 \times 10 \left(\frac{H_s}{d}\right)}}{10.12} \quad (4.10)$$

これを、式(4.8a)に代入して整理すると、次式が得られる。

$$\left(\frac{E_k}{d^3 f'_c}\right) = \left(\frac{V_0}{d}\right)^{0.2} f'_c \frac{1}{2} \left[ 4.851 \times 10 - \sqrt{2.395 \times 10^3 - 7.748 \times 10^2 \left(\frac{H_s}{d}\right)} \right]^2 \quad (4.11)$$

(ii)  $0.65 \leq \frac{x}{d} \leq 2$  または  $3 \leq \frac{H_s}{d} \leq 4.84$  の場合、

裏面剥離限界板厚は式(2.2b)であり、裏面剥離限界が発生する板厚を  $H_s$  として、 $\left(\frac{x}{d}\right)$  について整理すると、次式が得られる。

$$\left(\frac{x}{d}\right) = 7.350 \times 10^{-1} \left(\frac{H_s}{d}\right) - 1.558 \quad (4.12)$$

これを、式(4.8a)に代入して整理すると、次式が得られる。

$$\left(\frac{E_k}{d^3 f'_c}\right) = \left(\frac{V_0}{d}\right)^{0.2} f'_c \frac{1}{2} \left[ 4.602 \times 10 \left(\frac{H_s}{d}\right) - 9.760 \times 10 \right]^2 \quad (4.13)$$

(iii)  $2 \leq \frac{x}{d} \leq 11.75$  または  $4.84 \leq \frac{H_s}{d} \leq 18.0$  の場合

裏面剥離限界板厚は式(2.2b)であり、式(4.8b)に代入して整理すると、次式が得られる。

$$\left(\frac{E_k}{d^3 f'_c}\right) = \left(\frac{V_0}{d}\right)^{0.2} f'_c \frac{1}{2} \left[ 1.151 \times 10^4 \left(\frac{H_s}{d}\right) - 4.006 \times 10^4 \right] \quad (4.14)$$

(c) 貫通限界板厚と飛翔体の運動エネルギーの関係

(i)  $\frac{x}{d} \leq 1.35$  または  $\frac{H_e}{d} \leq 3$  の場合

貫通限界板厚評価式は式(2.3a)であり、貫通限界板厚を  $H_e$  とおき、 $\left(\frac{x}{d}\right)$  について整理すると、次式が得られる。

$$\left(\frac{x}{d}\right) = \frac{3.190 \pm \sqrt{1.017 \times 10 - 2.872 \left(\frac{H_e}{d}\right)}}{1.436} \quad (4.15)$$

ただし、 $\frac{x}{d} \leq 1.35$  より、

$$\left(\frac{x}{d}\right) = \frac{3.190 - \sqrt{1.017 \times 10 - 2.872 \left(\frac{H_e}{d}\right)}}{1.436} \quad (4.16)$$

これを、式(4.8a)に代入して整理すると、次式が得られる。

$$\left(\frac{E_k}{d^3 f'_c}\right) = \left(\frac{V_0}{d}\right)^{0.2} f'_c{}^{\frac{1}{2}} \left[ 1.390 \times 10^2 - \sqrt{1.934 \times 10^4 - 5.463 \times 10^3 \left(\frac{H_e}{d}\right)} \right]^2 \quad (4.17)$$

(ii)  $1.35 \leq \frac{x}{d} \leq 2$  または  $3 \leq \frac{H_e}{d} \leq 3.8$  の場合

貫通限界評価式は式(2.3b)であり、貫通限界板厚を  $H_e$  とおき、 $\left(\frac{x}{d}\right)$  について整理すると、次式が得られる。

$$\left(\frac{x}{d}\right) = 8.064 \times 10^{-1} \left(\frac{H_e}{d}\right) - 1.064 \quad (4.18)$$

これを式(4.8a)に代入して整理すると、次式が得られる。

$$\left(\frac{E_k}{d^3 f'_c}\right) = \left(\frac{V_0}{d}\right)^{0.2} f'_c{}^{\frac{1}{2}} \left[ 5.049 \times 10 \left(\frac{H_e}{d}\right) - 6.662 \times 10 \right]^2 \quad (4.19)$$

(iii)  $2 \leq \frac{x}{d}$  または  $3.8 \leq \frac{H_e}{d} \leq 18.0$  の場合

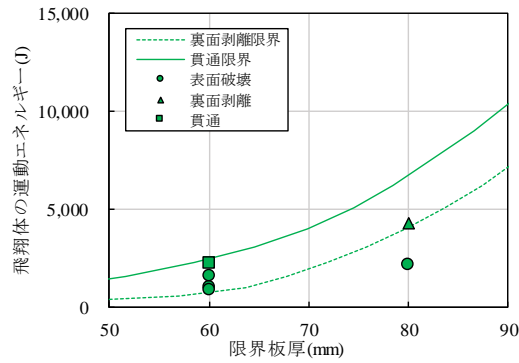
貫通限界板厚評価式は式(2.3b)であり、式(4.8b)に代入して整理すると、次式が得られる。

$$\left(\frac{E_k}{d^3 f'_c}\right) = \left(\frac{V_0}{d}\right)^{0.2} f'_c{}^{\frac{1}{2}} \left[ 1.263 \times 10^4 \left(\frac{H_e}{d}\right) - 3.223 \times 10^4 \right] \quad (4.20)$$

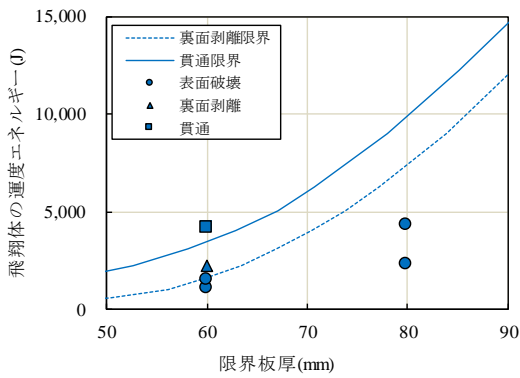
## (3) 飛翔体の運動エネルギーと各限界板厚の関係

図 4.12 に、各 FRC 板における衝突エネルギーと各限界板厚の関係を示す。なお、式(4.11)、(4.13)、(4.14)、(4.17)、(4.19)および(4.20)に用いる繊維補強コンクリートの限界板厚は、修正 NDRC 式に 2.4 節で検討した低減係数(裏面剥離限界:PPFRC=0.85, VFRC=0.75, DFRM=0.70, 貫通限界:PPFRC=1.00, VFRC および DFRC=0.90) を乗じている。また図中には、実験結果を比較して示している。図 4.13 に、各 UFC 板における衝突エネルギーと各限界板厚の関係を示す。なお、式(4.11)、(4.13)、(4.14)、(4.17)、(4.19)および(4.20)に用いる UFC の限界板厚は、修正 NDRC 式に 3.4 節で検討した低減係数(裏面剥離限界:UFC-FO=0.75, UFC-FM=0.75, 貫通限界:UFC-FO=0.70, UFC-FM=0.65) を乗じている。図 4.12 および図 4.13 は、ある衝突エネルギーが与えられると、裏面剥離限界および貫通板厚が算定できることを示している。図から、いずれの FRC 板についても提案した曲線は実験結果とほぼ整合しており、また安全側の評価を与えていることがわかる。

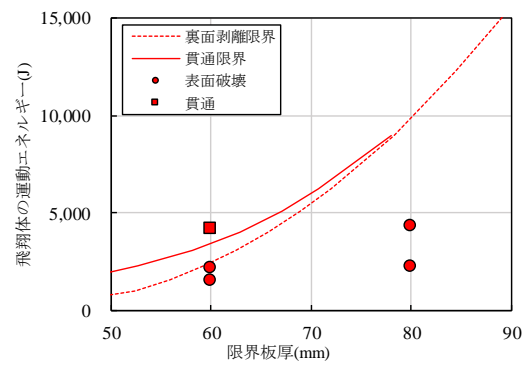
ここで、各限界板厚時の衝突エネルギーを裏面剥離限界エネルギーおよび貫通限界エネルギーと定義する。図 4.14 および図 4.15 に、それぞれ各 FRC および UFC 板の裏面剥離エネルギーおよび貫通限界エネルギーを示す。図から、補強効果が大きいほど、各板厚における限界エネルギーが大きくなっていることがわかる。図 4.16(a)に、一例として、板厚 60mm の場合の各 FRC および UFC 板の裏面剥離限界エネルギーを示す。裏面剥離限界エネルギーは、プレーンコンクリート板で 372J, PPFRC 板で 723J, VFRC 板で 1,626J, DFRM 板で 2,481J となった。また、UFC-FO の裏面剥離限界エネルギーは 3,478J, UFC-FM の裏面剥離限界エネルギーは 3,940J となった。よって、各繊維補強コンクリートの裏面剥離限界エネルギーは、プレーンコンクリート板と比較すると、PPFRC 板で 1.9 倍, VFRC 板で 4.4 倍, DFRM 板で 6.7 倍となることがわかった。また、UFC-FO 板の裏面剥離限界エネルギーは、プレーンコンクリートの 9.3 倍, UFC-FM は 10.6 倍となった。図 4.16 (b)に、板厚 60mm の場合の各繊維補強コンクリートの貫通限界エネルギーを示す。貫通限界エネルギーは、プレーンコンクリート板および PPFRC 板で 2,433J, VFRC 板および DFRM 板で 3,404J となった。また、UFC-FO の貫通限界エネルギーは 5,336J, UFC-FM の貫通限界エネルギーは 9,060J となった。よって、プレーンコンクリート板と比較すると、VFRC 板および DFRM 板では 1.4 倍となることがわかった。また、UFC-FO 板の貫通限界エネルギーは、プレーンコンクリートの 2.2 倍, UFC-FM は 3.7 倍となった。



(a) PPFRC

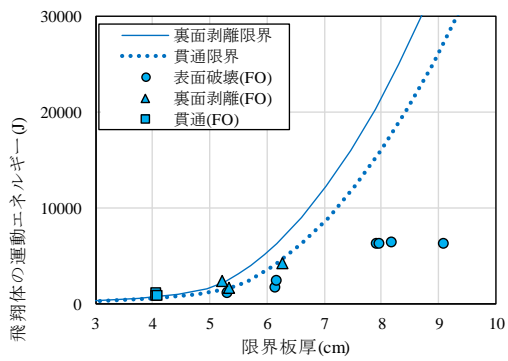


(b) VFRC

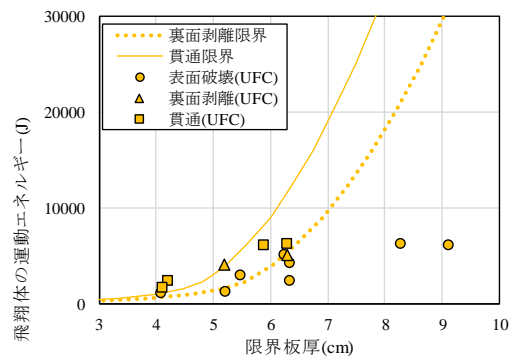


(c) DFRM

図 4.12 衝突エネルギー～限界板厚関係



(a) UFC-FO



(b) UFC-FM

図 4.13 衝突エネルギー～限界板厚関係

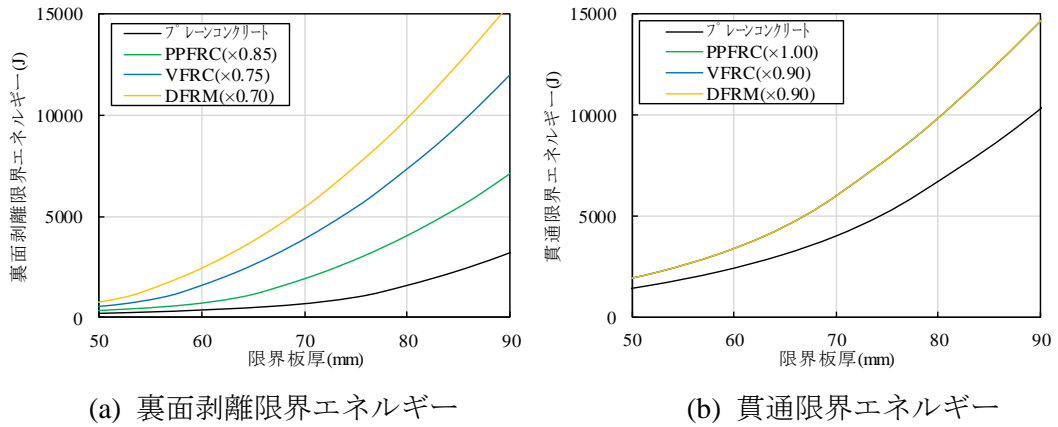


図 4.14 FRC 板の各限界エネルギー～限界板厚関係

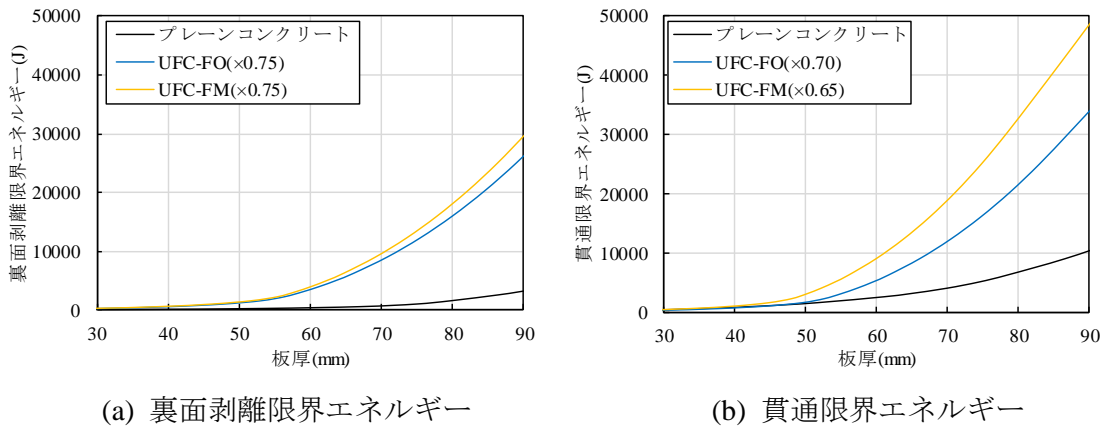
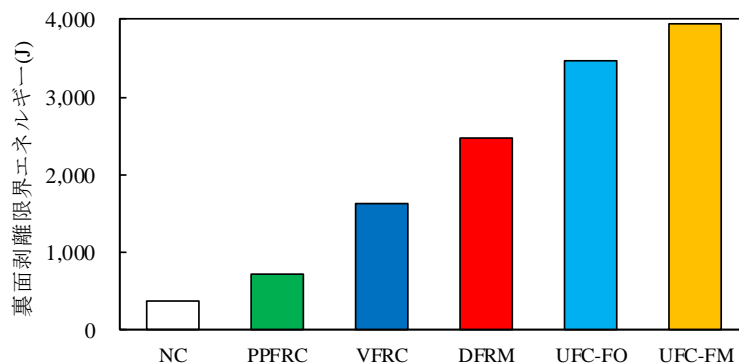
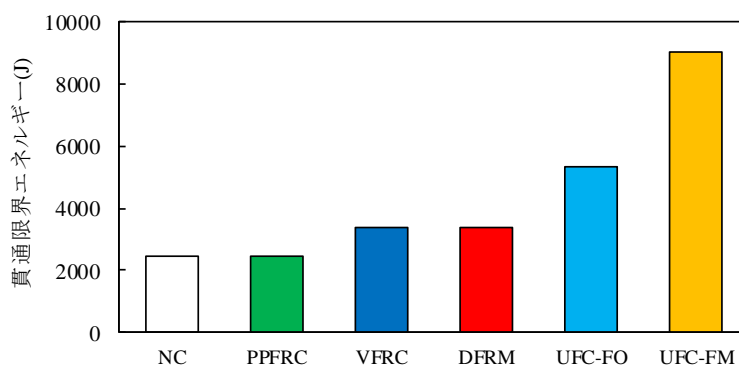


図 4.15 UFC 板の各限界エネルギー～板厚関係



(a) 裏面剥離限界エネルギー



(b) 貫通限界エネルギー

図 4.16 FRC 板および UFC 板の各限界エネルギー (板厚 60mm)

#### 4.5 結言

本章では、衝突エネルギーを用いて、繊維補強セメント系複合材料板の裏面剥離限界板厚を評価する方法について検討を行った。本章で得られた成果を要約すると、以下のようになる。

- (1) 既往の局部破壊評価式を用いて、貫入深さと衝突エネルギーの関係を検討した。等しい衝突エネルギーに対しても、修正 NDRC 式で検討した範囲内においては、飛翔体の質量や衝突速度によって貫入深さが約 20% 異なることを確認した。
- (2) 等しい衝突エネルギーを設定し、飛翔体の質量や衝突速度を変化させた実験を行った。データ数が少なく実験結果のばらつきが大きいですが、飛翔体の質量や衝突速度の違いによって貫入深さに差異が生じる傾向が確認された。
- (3) 力学モデルを用いて、質量が小さく衝突速度が大きい場合には、速度の効果によってコンクリート板の抵抗力が大きくなることを示した。また、等しい衝突エネルギーの場合に質量が小さく、衝突速度が大きいほど貫入量が小さくなるメカニズムを示した。
- (4) Li らが提案した衝突エネルギーと限界版厚の関係を求める方法に対して、FRC および UFC 板に対して得られた修正 NDRC 式への限界版厚低減係数を導入して、FRC 板と UFC 板の裏面剥離および貫通限界板厚を算定する方法を提案した。

## 第5章 柔飛翔体の高速衝突を受けるプレーンコンクリート板および各繊維補強セメント複合材料板の裏面剥離特性に関する実験的検討

### 5.1 緒言

本章は、衝突時に変形する柔飛翔体の高速衝突を受ける繊維補強セメント複合板に対する衝突実験を行い、局部破壊の特徴および評価法の考え方について検討を行ったものである。先端形状が半球型で質量 250g の鋼製柔飛翔体を、プレーンコンクリート板、FRC 板および UFC 板に衝突速度 60m/s～300m/s で衝突させ、高速衝突時に生じる繊維補強セメント複合材料板の破壊性状および破壊モード（表面破壊、裏面剥離限界、裏面剥離、貫通限界、貫通）を考察した。また、過去に提案された柔飛翔体による局部破壊評価の手法などを用いて、柔飛翔体の高速衝突を受ける繊維補強セメント複合材料板の裏面剥離限界板厚評価法の考え方について考察を行った。

### 5.2 柔飛翔体および高速衝突実験の概要

#### 5.2.1 柔飛翔体の概要

柔飛翔体の設定については、既往の研究では目的に応じて鋼管のような弾塑性体を直接衝突させるケース<sup>1), 2), 3)</sup>あるいは剛体間に弾塑性体を設置するケース<sup>4)</sup>などがある。一般的に、剛・柔飛翔体によらず、飛翔体の先端形状や直径が局部破壊に大きな影響を与えることが報告されている<sup>5)</sup>。そこで、基礎的な段階として、前章までに行った半球の剛飛翔体による高速衝突実験と比較するために、図 5.1 に示すように先端部の形状は半球型（直径 25mm）とし、後端の固定具との間に鋼管を設置した。この構造形式により、飛翔体の先端形状や直径が局部破壊に及ぼす影響を 2 章～4 章で行った実験と一致させた。ただし、FRC 板と UFC 板では、局部破壊に対する抵抗が異なるため、予備実験を行って図 5.1 に示すようにやや異なる断面の鋼管を用いた。すなわち、プレーンコンクリートおよび FRC 板に対しては、肉厚 2.0mm の鋼管を用いた。UFC 板に対しては、肉厚 2.0mm と 3.0mm の鋼管を用いた。図 5.2 および表 5.1 に、実験で使用した鋼管の寸法等を示す。鋼管の断面寸法は外径を 22mm とし、剛性の影響を調べるために肉厚 2.0mm、鋼管長 50mm と肉厚 3.0mm、鋼管長 35mm の 2 種類を作製した。いずれも飛翔体の総質量が 250g となるように長さを調整している。肉厚 2.0mm および 3.0mm の鋼管に対する径厚比は、それぞれ 7.3 および 11 となる。鋼管部材は、部材の断面寸法によって複数種の局部的な座屈が生じることが知られている<sup>6)</sup>。具体的には、アコーディオン状（Concertina）、単純圧縮（Simple compression）、折り重ねが一つできる場合（Single fold）、折り重ねが複数できる場合（Multiple folds）、混合モード（Mix mode）およびダイヤモンド型（2-Lobe diamond and axisymmetric crushing）などの座屈である<sup>6)</sup>。Andrew ら<sup>7)</sup>はアルミニウム合金のパイプに対して静的載荷試験を行い、長さ-外径比および肉厚-外径比

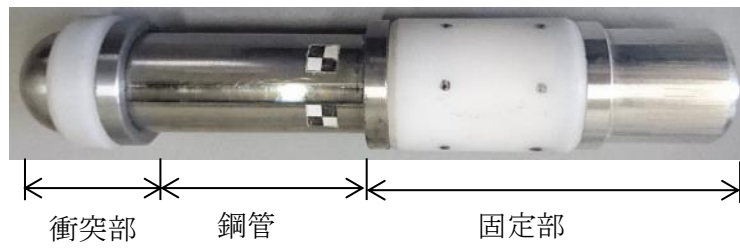


から、パイプ部に生じる局部座屈モードの変化を調べている。図 5.3 に、Andrew らが示した長さ-外径比および肉厚-外径比による局部座屈の分類を示す。また、図中には本実験で使用した鋼管の長さ-外径比および肉厚-外径比を示す。図から、肉厚 2.0mm の鋼管はアコーディオン状の座屈 (Concertina) が生じること、肉厚 3.0mm の鋼管は一つの折り重ね (Single fold) が生じることが推察される。また、Alexandar<sup>6),8)</sup>は、飛翔体の変形挙動を剛塑性と仮定し、アコーディオン状の座屈が生じる間になされる外力仕事と、鋼管の変形によって吸収される仕事とが等しいと仮定して、鋼管の平均局部座屈耐力を次式のように導いている。

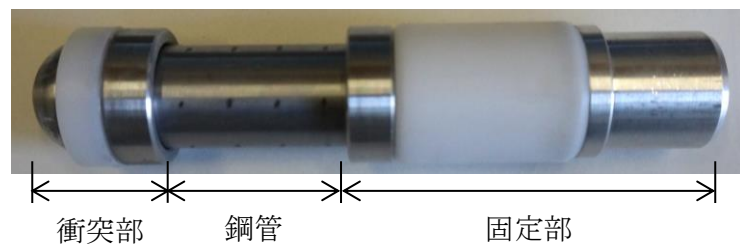
$$\frac{P_m}{Y} = 6t\sqrt{Dt} + 1.8t^2 \quad (5.1)$$

ここに、 $P_m$  : 平均局部座屈耐力 (N)、 $Y$  : 降伏応力 (N/mm<sup>2</sup>)、 $t$  : 肉厚 (mm)、 $D$  : 外径 (mm) を示す。

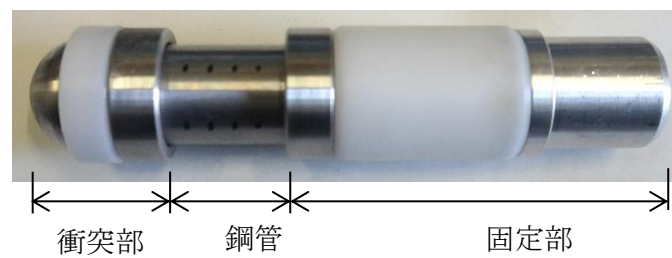
局部座屈耐力を評価するためには、静的および動的な载荷試験を行って、局部座屈耐力を計測する必要がある。しかし、局部座屈耐力は、その载荷速度や境界条件などによって大きく影響を受けることが考えられるため、本研究においては式(5.1)を用いて算出した平均局部座屈耐力を用いて評価した。肉厚 2.0mm および肉厚 3.0mm の平均局部座屈耐力を算定すると、それぞれ 20.2 kN および 38.4 kN となる。実験における鋼管部の変形量については、図 5.4 に示すように、実験前の鋼管長から実験後に計測した鋼管長を減じて求めた。実験には、2, 3 章で用いた高圧空気式飛翔体発射装置を用いた。



(a) プレーンコンクリート板および繊維補強セメント複合材料用柔飛翔体 (肉厚 2.0mm)

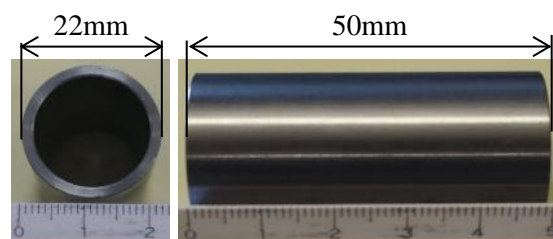


(b) UFC 板用柔飛翔体 (肉厚 2.0mm)

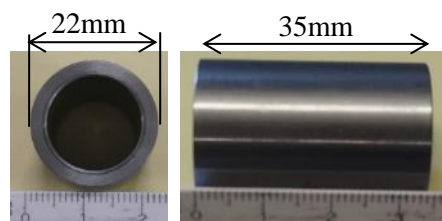


(c) UFC 板用柔飛翔体 (肉厚 3.0mm)

図 5.1 柔飛翔体 (250g)



(a) 肉厚 2.0mm



(b) 肉厚 3.0mm

図 5.2 鋼管部の概観

表 5.1 鋼管の寸法等

	本実験	
	肉厚2.0mm	肉厚3.0mm
肉厚t(mm)	2.0	3.0
外径D(mm)	22	22
鋼管長(mm)	50	35
径厚比(D/t)	11.0	7.3
肉厚-外径比(t/D)	0.09	0.14
降伏応力 ( $N/mm^2$ )	235	235
局部座屈耐力 (kN)	20.2	38.4

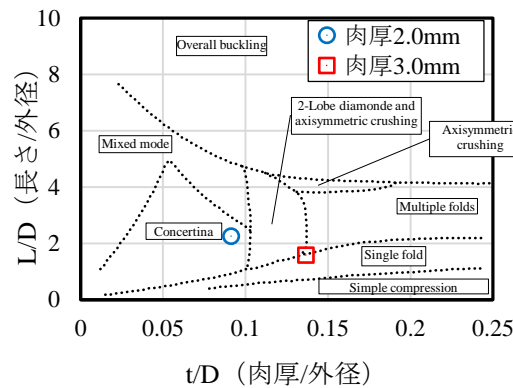


図 5.3 局部座屈の分類<sup>6)</sup>

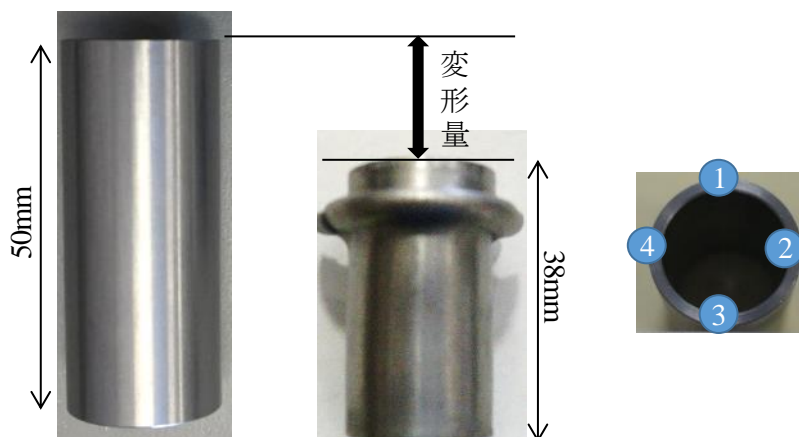


図 5.4 鋼管部変形量の計測方法

### 5.2.2 実験ケース

表 5.2 に実験ケースを示す。実験パラメータは、試験体の材料（プレーンコンクリート、FRC, UFC）と板厚、鋼管部の肉厚および飛翔体の衝突速度である。板厚については、プレーンコンクリート板は板厚 60~100mm を作製した。なお、予備実験を行ったところ、実験装置と柔飛翔体の制約のため板厚 80~100mm のプレーンコンクリート板では、質量 250g の柔飛翔体に対して衝突速度 100m/s~200m/s で裏面剥離および貫通が生じた。そこで、破壊限界板厚の低下を考察するため、プレーンコンクリート板については、質量 250g の剛飛翔体と柔飛翔体のケースを設定した。FRC 板については、板厚 60mm および 70mm とした。UFC 板については、板厚 50mm, 60mm および 90mm の 3 種類とした。なお、表中には飛翔体の衝突エネルギーを示している。実験は、それぞれの試験体に対して、各局部破壊モードが発生するように、衝突速度を変化させた。

計測項目は、破壊モード、貫入深さ、裏面のひずみ応答および支点反力である。貫入深さの計測位置を図 5.5 に、ひずみゲージの貼付位置を図 5.6 に示す。なお、ひずみゲージの長さは、プレーンコンクリートおよび FRC 板については 60mm とし、UFC 板については 30mm とした。ひずみ応答のサンプリング周波数は 1.04MHz である。また、飛翔体の衝突挙動および裏面の破壊挙動をそれぞれ高速度ビデオカメラで撮影した。撮影速度は、飛翔体の衝突挙動は 50000 fps, 裏面の破壊挙動が 10000 fps である。一般に、剛飛翔体の高速衝突では、支点反力が発生する前に局部破壊が発生するが<sup>9)</sup>、柔飛翔体の高速衝突における局部応答を詳細に計測した研究例はない。そこで、支点反力を圧電型ロードセルで計測し、裏面のひずみ応答と比較した。圧電型ロードセルの最大容量は 224kN, 最大応答周波数は 30000Hz である。

表 5.2 実験ケース

(a) NC-剛飛翔体

No	試験体名	板厚		衝突速度 (m/s)	衝突エネルギー (J)
		設計 (mm)	実寸 (mm)		
1	NC剛-80-1	80	82.5	105	1377
2	NC剛-80-2		81.8	120	1785
3	NC剛-100-1	100	99.7	149	2769
4	NC剛-100-2		99.0	166	3451
5	NC剛-100-3		101.0	168	3538

(b) NC-柔飛翔体

No	試験体名	板厚		衝突速度 (m/s)	衝突エネルギー (J)
		設計 (mm)	実寸 (mm)		
1	NC柔-60-1	60	60.6	57	405
2	NC柔-60-2		61.8	81	811
3	NC柔-60-3		61.7	98	1203
4	NC柔-60-4		61.8	111	1534
5	NC柔-80-1	80	79.5	129	2069
6	NC柔-80-2		81.9	156	3060
7	NC柔-80-3		82.5	183	4187
8	NC柔-80-4		82.9	200	4995
9	NC柔-100-1	100	102.3	198	4894
10	NC柔-100-2		100.0	216	5842
11	NC柔-100-3		101.3	253	8005

(c) PPFRC

No	試験体名	板厚		衝突速度 (m/s)	衝突エネルギー (J)
		設計 (mm)	実寸 (mm)		
1	PPFRC2.0-60-1	60	60.7	98	1208
2	PPFRC2.0-60-2		60.7	127	2009
3	PPFRC2.0-60-3		60.7	140	2436
4	PPFRC2.0-60-4		60.8	157	3092
5	PPFRC2.0-70-1	70	70.6	166	3429
6	PPFRC2.0-70-2		70.4	178	3976
7	PPFRC2.0-70-3		70.3	200	5018
8	PPFRC2.0-70-4		70.8	232	6743

(d) VFRC

No	試験体名	板厚		衝突速度 (m/s)	衝突エネルギー (J)
		設計 (mm)	実寸 (mm)		
1	VFRC2.0-60-1	60	60.8	98	1191
2	VFRC2.0-60-2		61.3	127	2007
3	VFRC2.0-60-3		60.9	155	3014
4	VFRC2.0-60-4		60.4	157	3089
5	VFRC2.0-70-1	70	70.9	165	3410
6	VFRC2.0-70-2		70.6	172	3692
7	VFRC2.0-70-3		70.7	179	3989
8	VFRC2.0-70-4		71.1	200	5024

(e) DFRM

No	試験体名	板厚		衝突速度 (m/s)	衝突エネルギー (J)
		設計 (mm)	実寸 (mm)		
1	DFRM2.0-60-1	60	61.1	97	1180
2	DFRM2.0-60-2		60.6	116	1682
3	DFRM2.0-60-3		61.1	126	2000
4	DFRM2.0-60-4		61.2	157	3091
5	DFRM2.0-70-1	70	71.2	140	2465
6	DFRM2.0-70-2		70.5	157	3089
7	DFRM2.0-70-3		70.9	165	3392
8	DFRM2.0-70-4		70.6	178	3947

(f) UFC-FM

No	試験体名	板厚		衝突速度 (m/s)	衝突エネルギー (J)
		設計 (mm)	実寸 (mm)		
1	UFC-FM-2mm-50-1	50	50.3	130	2122
2	UFC-FM-2mm-50-2		52.2	157	3069
3	UFC-FM-2mm-50-3		51.1	171	3668
4	UFC-FM-2mm-60-1	60	61.4	190	4489
5	UFC-FM-2mm-60-2		61.9	214	5730
6	UFC-FM-2mm-60-3		61.8	220	6045
7	UFC-FM-2mm-60-4		61.8	227	6458
8	UFC-FM-3mm-50-1	60	61.2	130	2122
9	UFC-FM-3mm-50-2		60.6	156	3058
10	UFC-FM-3mm-50-3		61.9	189	4460
11	UFC-FM-3mm-50-4		61.3	214	5725
12	UFC-FM-3mm-60-1	90	89.9	251	7850
13	UFC-FM-3mm-60-2		92.0	273	9309
14	UFC-FM-3mm-60-3		90.7	273	9337
15	UFC-FM-3mm-60-4		91.2	294	10827

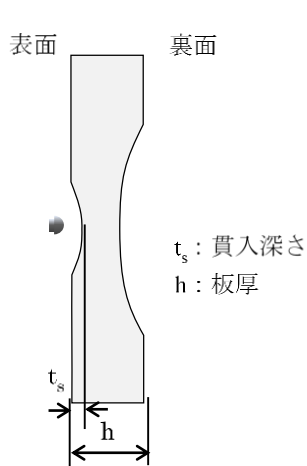


図 5.5 貫入深さの計測位置

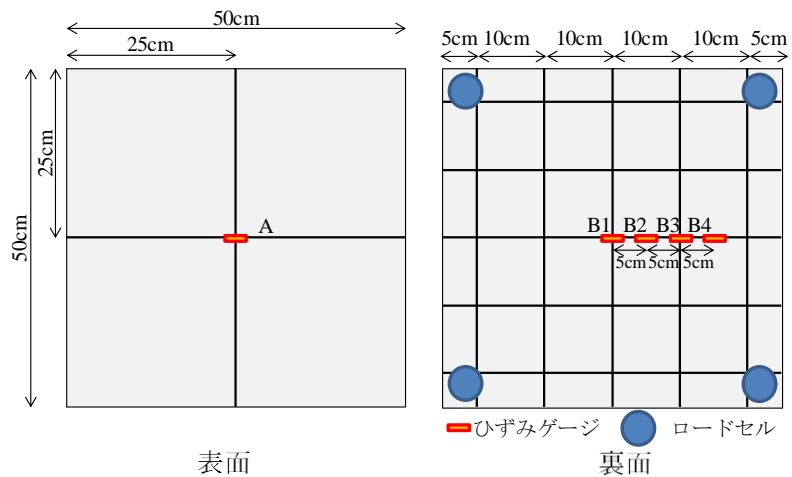


図 5.6 ひずみゲージとロードセルの設置位置  
(UFC 板のケース)

### 5.3 実験結果および考察

#### 5.3.1 破壊状況

##### (1) プレーンコンクリート板の剛飛翔体と柔飛翔体の比較

表 5.3(a)および(b)に、プレーンコンクリート板に生じた破壊モードを示す。また、図 5.7 および図 5.8 に、剛飛翔体の衝突によるプレーンコンクリート板の破壊性状を示す。図から、板厚 80mm のプレーンコンクリート板のケースでは、衝突速度 105m/s で表面破壊が生じ、衝突速度 120m/s で裏面剥離が生じた。板厚 100mm のプレーンコンクリート板のケースでは、衝突速度 149m/s, 166m/s で表面破壊（裏面剥離限界）が生じ、衝突速度 168m/s で裏面剥離が生じた。いずれのケースも、修正 NDRC 式による評価とほぼ等しい結果となった。

図 5.9～図 5.11 に、柔飛翔体の衝突によるプレーンコンクリート板の破壊性状を示す。図 5.9 から、板厚 60mm の場合は、衝突速度 57m/s および 81m/s で表面破壊が生じた。なお、鋼管には顕著な座屈は発生しなかった。衝突速度 98m/s および 111m/s では裏面剥離が発生した。なお、いずれも鋼管には軽微な座屈が生じた。図 5.10 に示す板厚 80mm の場合、衝突速度 129m/s で表面破壊が生じ、衝突速度 156m/s で裏面剥離が発生した。衝突速度 183m/s ではコンクリート板に破壊孔が発生し、200m/s で貫通が生じた。いずれのケースも、鋼管には一つの座屈が発生した。図 5.11 に示す板厚 100mm のプレーンコンクリート板の場合は、衝突速度 198m/s および 216m/s において表面破壊が生じ、衝突速度 253m/s において破壊孔を伴う裏面剥離が発生した。いずれも、鋼管には2つあるいは3つの座屈が発生した。柔飛翔体による破壊を剛飛翔体のケースと比較すると、いずれも鋼管の座屈によってエネルギーが吸収されたため、板の破壊が抑制されていることがわかる。

##### (2) FRC 板

表 5.3(c)～(e)に、FRC 板に生じた破壊モードを示す。また、図 5.12～図 5.17 に、柔飛翔体の衝突による FRC 板の破壊性状を示す。図 5.12 から、板厚 60mm の PPFRC 板のケースでは、衝突速度 98m/s で表面破壊が生じ、衝突速度 127m/s および 140m/s で裏面剥離が生じる直前であった。いずれのケースも、鋼管の先端に軽微な座屈が発生した。衝突速度 157m/s では、鋼管に明瞭な座屈が発生し、破壊孔を伴う裏面剥離が生じた。図 5.13 から、板厚 70mm の PPFRC 板のケースでは衝突速度 166m/s で表面破壊が生じ、衝突速度 178m/s～232m/s では鋼管に明瞭な座屈が発生し、貫通孔を伴う裏面剥離が生じた。図 5.14 に示す板厚 60mm の VFRC 板のケースでは、衝突速度 98m/s で表面破壊が生じ、衝突速度 127m/s で裏面剥離が生じる直前であった。いずれのケースも、鋼管の先端に軽微な座屈が発生した。衝突速度 155m/s および 157m/s では鋼管に明瞭な座屈が発生し、裏面剥離あるいは表面破壊（裏面剥離限界）となった。図 5.15 に示す板厚 70mm の VFRC 板では、衝突速度 165m/s～172m/s において表面破壊が生じ、衝突速度 179m/s～200m/s において破壊孔を伴う裏面剥離が発生した。いずれも鋼管には明瞭な座屈が生じている。図 5.16 に示す板厚 60mm の DFRM 板のケースでは、衝突速度 97m/s で表面破壊が生じ、衝突速度 116m/s で裏面剥離が生じる直前であった。なお、衝突



速度 97m/s では鋼管の先端に座屈が発生したが、衝突速度 116m/s では大きな座屈は発生しなかった。衝突速度 126m/s および 157m/s では、鋼管には軽微な座屈が発生し、破壊孔を伴う裏面剥離が生じた。図 5.17 示す板厚 70mm の DFRM 板のケースでは、衝突速度 140m/s で裏面剥離限界であり、衝突速度 157m/s 以上では、破壊孔を伴う裏面剥離が生じた。いずれも、第 2 章の剛飛翔体のケースと比較すると、破壊の程度が大幅に抑制されている。UFC-FO 板の実験結果一覧

### (3)UFC 板

#### (a) 肉厚 2.0mm のケース

実験で得られた破壊モード、表面・裏面の局部破壊の大きさの計測結果を表 5.3(f)に示す。また、UFC 板と飛翔体の破壊状態を図 5.18 および図 5.19 に示す。図 5.18 に示す板厚 50mm の UFC 板は、衝突速度 130m/s に対して、破壊モードは裏面剥離限界となった。パネルの断面には斜めひび割れが分散して発生していることがわかる。また、飛翔体には明瞭な局部座屈が発生した。衝突速度 157m/s のケースでは UFC 板の破壊モードは裏面剥離限界となり、飛翔体の座屈がさらに進展している様子が確認できる。なお、断面の破壊は衝突速度 130m/s よりも進展し、ひび割れが大きく開口している。衝突速度 171m/s のケースでは、UFC 板は貫通限界となり、飛翔体には座屈に加え亀裂が発生した。図 5.19 に示す UFC 板厚 60mm のパネルの場合、衝突速度 189m/s および 214m/s に対して表面破壊（裏面剥離限界）となった。ただし、パネルの裏面では衝突速度 214m/s のケースの方が多くのひび割れが発生した。衝突速度 220m/s および 227m/s のケースの破壊モードは、それぞれ裏面剥離および裏面剥離（貫通限界）であった。いずれのケースにおいても、飛翔体の鋼管部には亀裂が発生し、複数の破片となった。

#### (b) 肉厚 3.0mm のケース

実験で得られた破壊モード、表裏面の局部破壊の計測結果を表 5.3(f)に示す。また、UFC 板と飛翔体の破壊状態を図 5.20 および図 5.21 に示す。図 5.20 に示す板厚 60mm、衝突速度 130m/s のケースでは、UFC 板の破壊は表面破壊（裏面剥離限界）となった。パネルの断面には 2 本の明瞭な斜めひび割れが発生した。一方、飛翔体にはわずかな座屈が発生した程度であった。衝突速度 156m/s のケースでは UFC 板の破壊モードは裏面剥離限界となり、断面にはより明瞭なひび割れが数多く発生した。飛翔体の座屈もさらに進展している様子が確認できる。衝突速度 189m/s のケースでは、UFC 板に裏面剥離が発生し、飛翔体には速度 156m/s と同等の座屈が発生した。前述した肉厚 2.0mm の飛翔体では、同じ衝突速度に対して飛翔体が破壊したため UFC 板の破壊モードは表面破壊（裏面剥離限界）であった。一方、肉厚が 3.0mm の場合には飛翔体の剛性が高いため、飛翔体の座屈が抑制されたことによって逆にパネルの損傷が拡大したものと考えられる。衝突速度 214m/s に対する破壊モードは貫通であり、飛翔体の座屈もさらに進展した。同じ衝突速度に対する肉厚 2.0mm のケースと比較すると、やはり柔飛翔体の座屈が抑制されたことで、パネルの破壊が大幅に進展したことがわかる。図 5.21 に

示す板厚 90mm のパネルでは、衝突速度 251m/s～294m/s に対して飛翔体が破片化し、全てのケースで表面破壊であり、衝突速度 294m/s のケースにのみ断面にひび割れが生じた。これらの結果は、衝突速度が大きい場合でも、柔飛翔体が著しく破損する場合にはパネルの破壊が小さくなることを示している。

表 5.3 実験結果の一覧

(a) NC 板-剛飛翔体の実験結果の一覧

No	試験体名	板厚		衝突速度 (m/s)	衝突エネルギー (J)	破壊モード	貫入深さ (mm)	表面破壊直径 (mm)	裏面剥離深さ (mm)	裏面剥離直径 (mm)
		設計 (mm)	実寸 (mm)							
1	NC剛-80-1	80	82.5	105	1377	表面破壊	20	75	-	-
2	NC剛-80-2		81.8	120	1785	表面破壊(裏面剥離限界)	23.8	88	56.9	292
3	NC剛-100-1	100	99.7	149	2769	表面破壊	25.2	134	-	-
4	NC剛-100-2		99.0	166	3451	裏面剥離	31.2	117	66.5	323
5	NC剛-100-3		101.0	168	3538	裏面剥離(貫通限界)	-	110	-	341

(b) NC 板-柔飛翔体の実験結果の一覧

No	試験体名	板厚		衝突速度 (m/s)	衝突エネルギー (J)	破壊モード	貫入深さ (mm)	表面破壊直径 (mm)	裏面剥離深さ (mm)	裏面剥離直径 (mm)	飛翔体 変形量 (mm)
		設計 (mm)	実寸 (mm)								
1	NC柔-60-1	60	60.6	57	405	表面破壊	10.0	54	-	-	0.1
2	NC柔-60-2		61.8	81	811	表面破壊	12.1	61	-	-	0.4
3	NC柔-60-3		61.7	98	1203	裏面剥離	17.3	77	40.4	242	0.6
4	NC柔-60-4		61.8	111	1534	裏面剥離(貫通限界)	-	77	-	257	1.4
5	NC柔-80-1	80	79.5	129	2069	表面破壊	16.4	118	-	-	4.7
6	NC柔-80-2		81.9	156	3060	裏面剥離	21.1	98	54.1	206	10.2
7	NC柔-80-3		82.5	183	4187	裏面剥離(貫通限界)	-	101	-	300	11.0
8	NC柔-80-4		82.9	200	4995	貫通	-	98	-	342	14.0
9	NC柔-100-1	100	102.3	198	4894	表面破壊	30.1	129	-	-	17.1
10	NC柔-100-2		100.0	216	5842	裏面剥離(貫通限界)	35.0	110	-	324	21.3
11	NC柔-100-3		101.3	253	8005	裏面剥離(貫通限界)	-	128	-	341	27.0

第5章 柔飛翔体の高速衝突を受けるプレーンコンクリート板および各繊維補強セメント複合材料板の裏面剥離特性に関する実験的検討

(c) PPFRC 板の実験結果の一覧

No	試験体名	板厚		衝突速度 (m/s)	衝突エネルギー (J)	破壊モード	貫入深さ (mm)	表面破壊直径 (mm)	裏面剥離深さ (mm)	裏面剥離直径 (mm)	飛翔体 変形量 (mm)
		設計 (mm)	実寸 (mm)								
1	PPFRC2.0-60-1	60	60.7	98	1208	表面破壊	10.7	61	-	-	1.1
2	PPFRC2.0-60-2		60.7	127	2009	裏面剥離(貫通限界)	-	73	-	252	1.6
3	PPFRC2.0-60-3		60.7	140	2436	裏面剥離(貫通限界)	-	73	-	-	3.0
4	PPFRC2.0-60-4		60.8	157	3092	貫通	-	79	-	185	8.0
5	PPFRC2.0-70-1	70	70.6	166	3429	表面破壊	17.4	75	-	-	14.5
6	PPFRC2.0-70-2		70.4	178	3976	裏面剥離(貫通限界)	-	79	-	205	11.9
7	PPFRC2.0-70-3		70.3	200	5018	貫通	-	85	-	209	10.9
8	PPFRC2.0-70-4		70.8	232	6743	貫通	-	113	-	174	14.2

(d) VFRC 板の実験結果の一覧

No	試験体名	板厚		衝突速度 (m/s)	衝突エネルギー (J)	破壊モード	貫入深さ (mm)	表面破壊直径 (mm)	裏面剥離深さ (mm)	裏面剥離直径 (mm)	飛翔体 変形量 (mm)
		設計 (mm)	実寸 (mm)								
1	VFRC2.0-60-1	60	60.8	98	1191	表面破壊	11.6	60	-	-	0.1
2	VFRC2.0-60-2		61.3	127	2007	表面破壊	17.1	106	-	-	1.5
3	VFRC2.0-60-3		60.9	155	3014	裏面剥離	-	80	-	171	3.8
4	VFRC2.0-60-4		60.4	157	3089	表面破壊	28.8	72	-	255	8.1
5	VFRC2.0-70-1	70	70.9	165	3410	表面破壊	16.2	95	-	-	12.9
6	VFRC2.0-70-2		70.6	172	3692	表面破壊	25.2	105	-	-	7.2
7	VFRC2.0-70-3		70.7	179	3989	貫通	-	96	-	260	11.3
8	VFRC2.0-70-4		71.1	200	5024	貫通	-	112	-	228	12.5

(e) DFRM 板の実験結果の一覧

No	試験体名	板厚		衝突速度 (m/s)	衝突エネルギー (J)	破壊モード	貫入深さ (mm)	表面破壊直径 (mm)	裏面剥離深さ (mm)	裏面剥離直径 (mm)	飛翔体 変形量 (mm)
		設計 (mm)	実寸 (mm)								
1	DFRM2.0-60-1	60	61.1	97	1180	表面破壊	15.2	59	-	-	0.1
2	DFRM2.0-60-2		60.6	116	1682	表面破壊	22.2	58	-	-	0.7
3	DFRM2.0-60-3		61.1	126	2000	裏面剥離(貫通限界)	-	66	-	150	0.9
4	DFRM2.0-60-4		61.2	157	3091	貫通	-	65	-	211	5.6
5	DFRM2.0-70-1	70	71.2	140	2465	裏面剥離(貫通限界)	-	71	-	180	2.2
6	DFRM2.0-70-2		70.5	157	3089	裏面剥離(貫通限界)	-	75	-	151	2.8
7	DFRM2.0-70-3		70.9	165	3392	裏面剥離(貫通限界)	-	72	-	150	5.0
8	DFRM2.0-70-4		70.6	178	3947	裏面剥離(貫通限界)	-	75	-	158	8.1

第5章 柔飛翔体の高速衝突を受けるプレーンコンクリート板および各繊維補強セメント複合材料板の裏面剥離特性に関する実験的検討

(f) UFC 板の実験結果の一覧

No	試験体名	板厚		衝突速度 (m/s)	衝突エネルギー (J)	破壊モード	貫入深さ (mm)	表面破壊直径 (mm)	裏面剥離深さ (mm)	裏面剥離直径 (mm)	飛翔体 変形量 (mm)
		設計 (mm)	実寸 (mm)								
1	UFC-FM-2mm-50-1	50	50.3	130	2122	表面破壊(裏面剥離限界)	8.8	44	-	201	5.6
2	UFC-FM-2mm-50-2		52.2	157	3069	表面破壊(裏面剥離限界)	12.4	85	-	231	14.6
3	UFC-FM-2mm-50-3		51.1	171	3668	裏面剥離(貫通限界)	-	71	-	162	12.3
4	UFC-FM-2mm-60-1	60	61.4	190	4489	表面破壊(裏面剥離限界)	9	56	-	139	破片化
5	UFC-FM-2mm-60-2		61.9	214	5730	表面破壊(裏面剥離限界)	10.3	70	-	-	31.5
6	UFC-FM-2mm-60-3		61.8	220	6045	裏面剥離	16	64	10.2	111	破片化
7	UFC-FM-2mm-60-4		61.8	227	6458	裏面剥離(貫通限界)	-	81	-	174	破片化
8	UFC-FM-3mm-50-1	60	61.2	130	2122	表面破壊(裏面剥離限界)	10.4	58	-	-	2.3
9	UFC-FM-3mm-50-2		60.6	156	3058	表面破壊(裏面剥離限界)	14.3	64	-	132	3.4
10	UFC-FM-3mm-50-3		61.9	189	4460	裏面剥離(貫通限界)	-	95	-	158	3.5
11	UFC-FM-3mm-50-4		61.3	214	5725	貫通	-	80	-	228	7.1
12	UFC-FM-3mm-60-1	90	89.9	251	7850	表面破壊	14.3	75	-	-	破片化
13	UFC-FM-3mm-60-2		92.0	273	9309	表面破壊	14	102	-	-	破片化
14	UFC-FM-3mm-60-3		90.7	273	9337	表面破壊	15.8	70	-	-	破片化
15	UFC-FM-3mm-60-4		91.2	294	10827	表面破壊	18.2	110	-	-	破片化

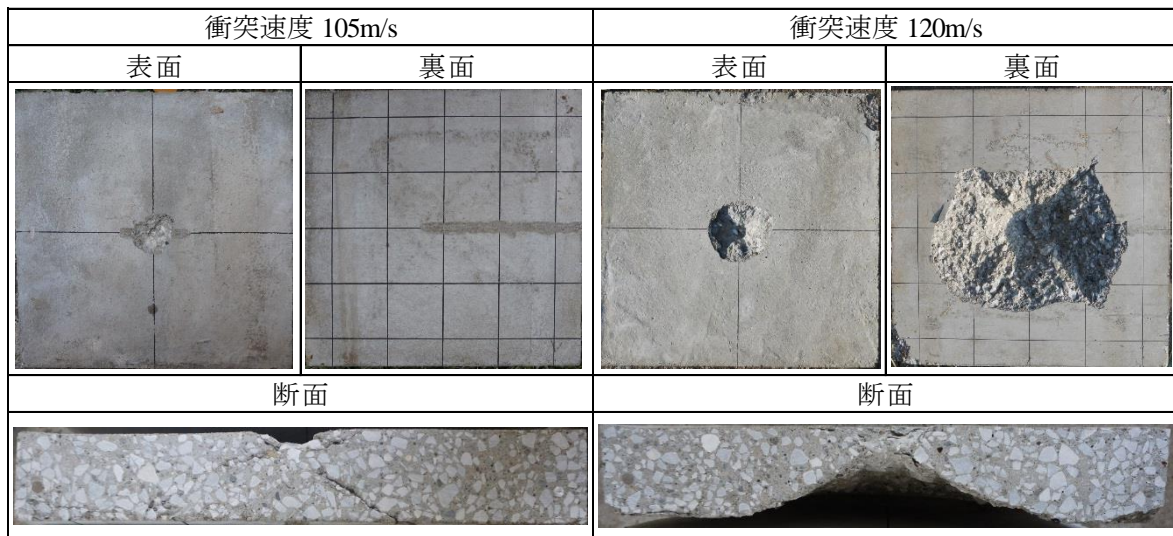


図 5.7 プレーンコンクリート板（剛飛翔体，板厚 80mm）の破壊性状

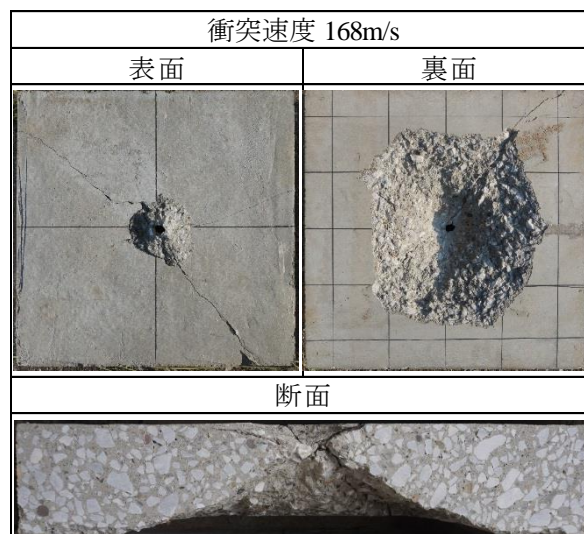
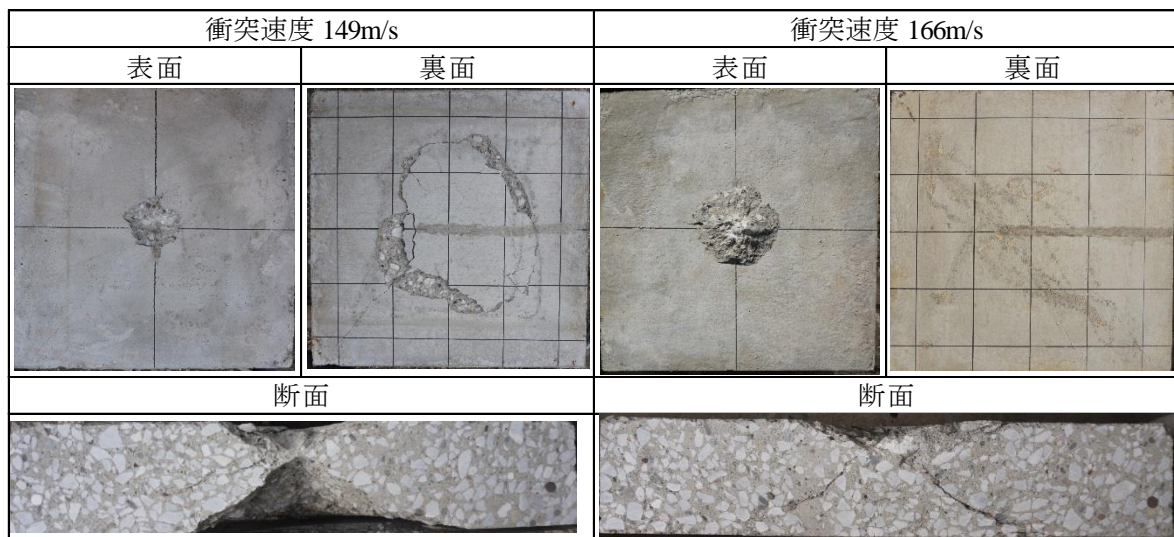


図 5.8 プレーンコンクリート板（剛飛翔体，板厚 100mm）の破壊性状

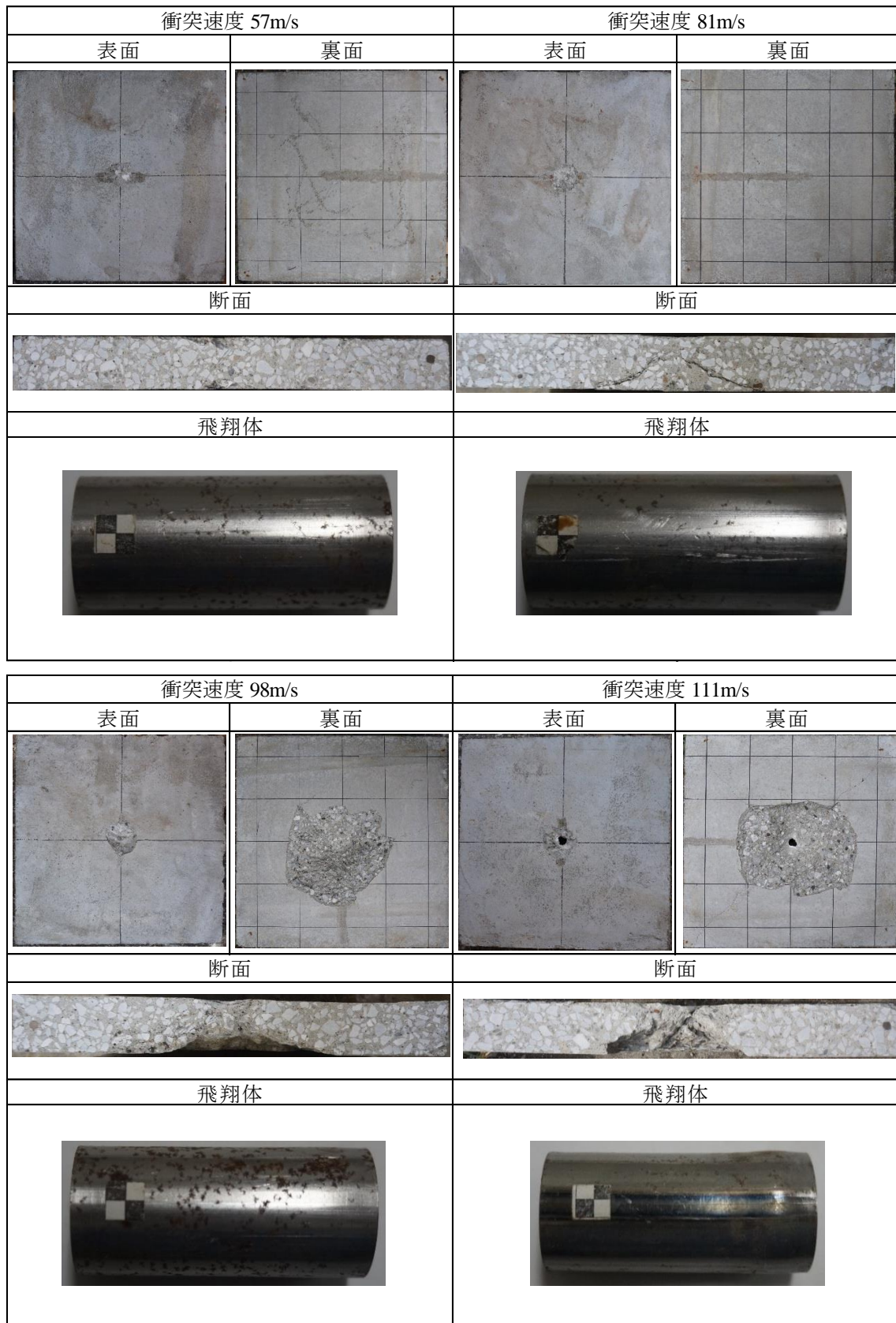


図 5.9 プレーンコンクリート板（柔飛翔体，鋼管肉厚 2.0mm，板厚 60mm）の破壊性状

第5章 柔飛翔体の高速衝突を受けるプレーンコンクリート板および各繊維補強セメント複合材料板の裏面剥離特性に関する実験的検討

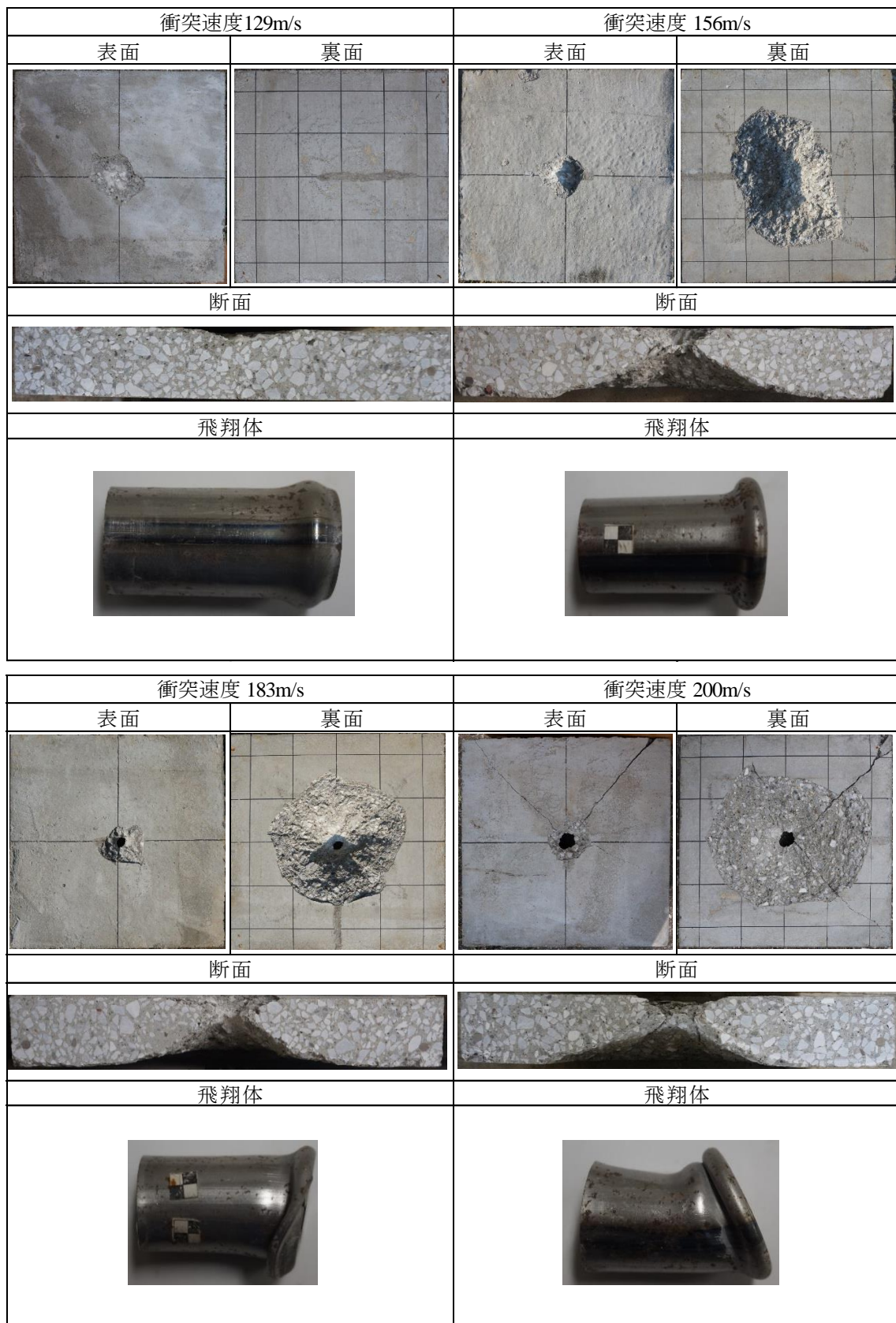


図 5.10 プレーンコンクリート板（柔飛翔体，鋼管肉厚 2.0mm，板厚 80mm）の破壊性状

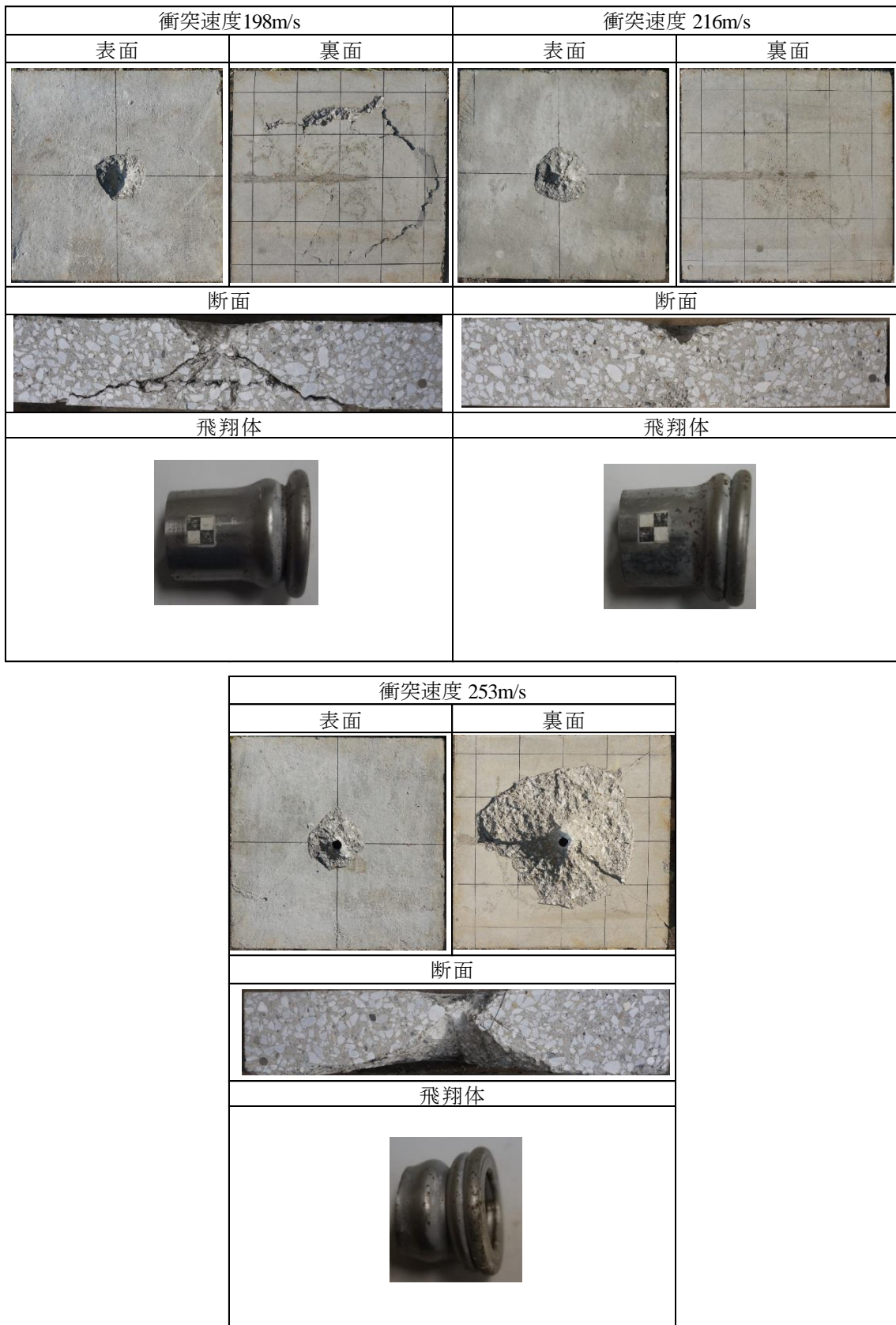


図 5.11 プレーンコンクリート板（柔飛翔体，鋼管肉厚 2.0mm，板厚 100mm）の破壊性状



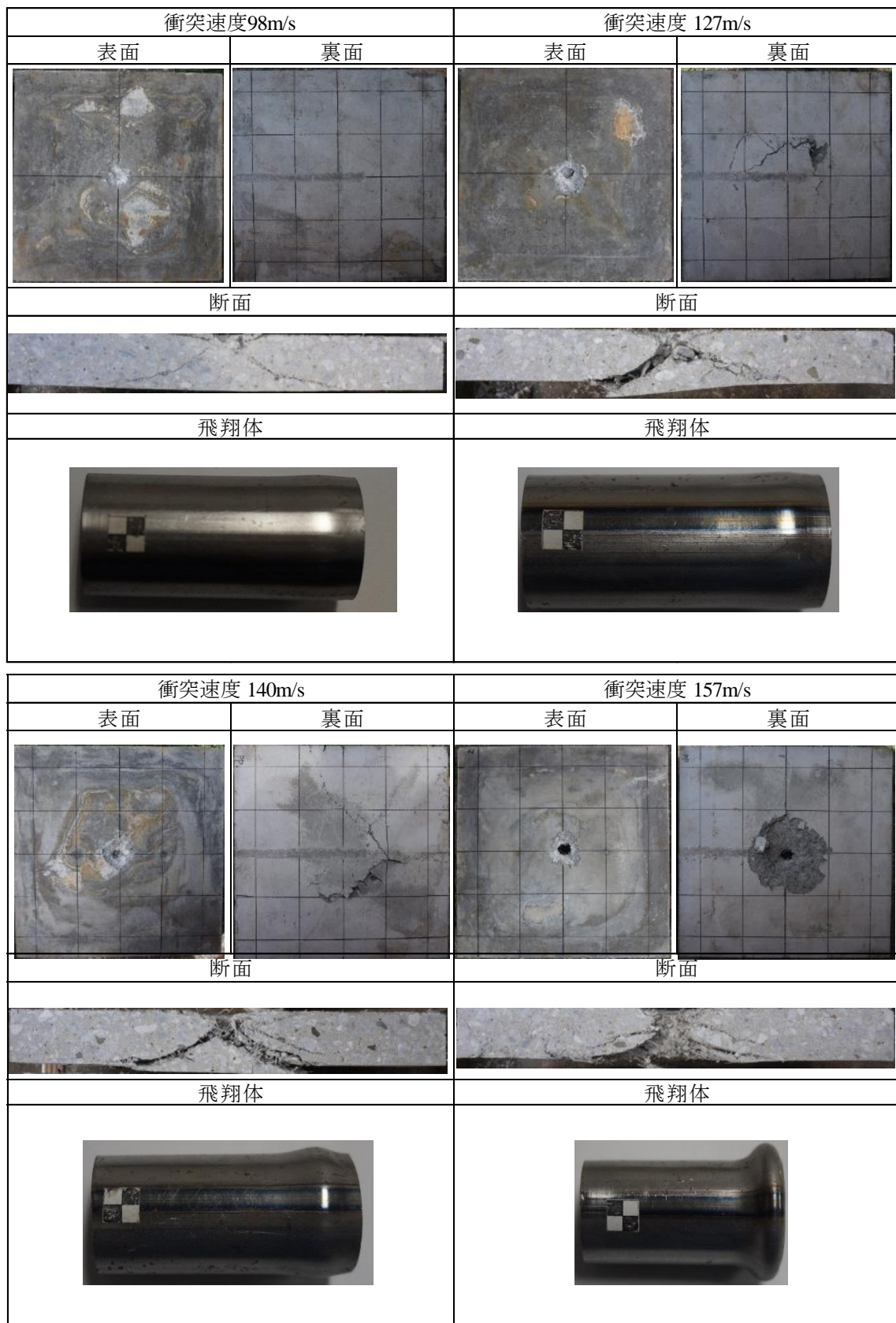


図 5.12 PPFRC 板（柔飛翔体，鋼管板厚 2.0mm，板厚 60mm）の破壊性状

第5章 柔飛翔体の高速衝突を受けるプレーンコンクリート板および各繊維補強セメント複合材料板の裏面剥離特性に関する実験的検討




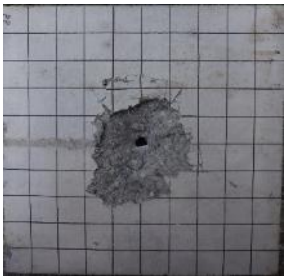




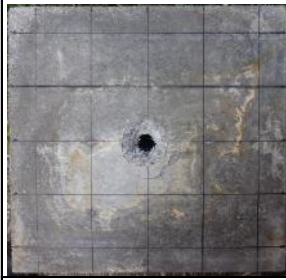
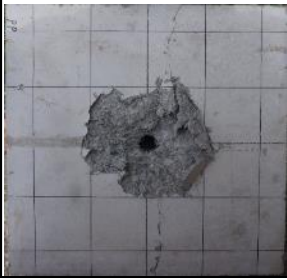
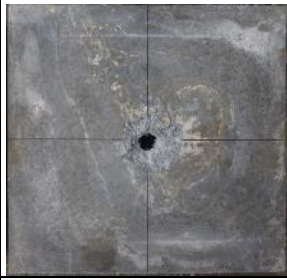





衝突速度 166m/s		衝突速度 178m/s	
表面	裏面	表面	裏面
			
断面		断面	
			
飛翔体		飛翔体	
			
衝突速度 200m/s		衝突速度 232m/s	
表面	裏面	表面	裏面
			
断面		断面	
			
飛翔体		飛翔体	
			

図 5.13 PPFRC 板（柔飛翔体，鋼管板厚 2.0mm，板厚 70mm）の破壊性状

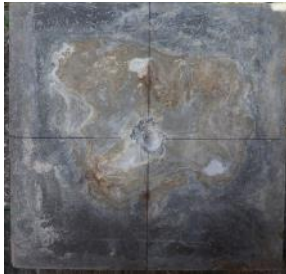















衝突速度 98m/s		衝突速度 127m/s	
表面	裏面	表面	裏面
			
断面		断面	
			
飛翔体		飛翔体	
			
衝突速度 155m/s		衝突速度 157m/s	
表面	裏面	表面	裏面
			
断面		断面	
			
飛翔体		飛翔体	
			

図 5.14 VFRC 板（柔飛翔体，鋼管板厚 2.0mm，板厚 60mm）の破壊性状

第5章 柔飛翔体の高速衝突を受けるプレーンコンクリート板および各繊維補強セメント複合材料板の裏面剥離特性に関する実験的検討


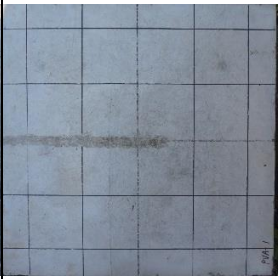














衝突速度 165m/s		衝突速度 172m/s	
表面	裏面	表面	裏面
			
断面		断面	
			
飛翔体		飛翔体	
			
衝突速度 179m/s		衝突速度 200m/s	
表面	裏面	表面	裏面
			
断面		断面	
			
飛翔体		飛翔体	
			

図 5.15 VFRC 板（柔飛翔体，鋼管板厚 2.0mm，板厚 70mm）の破壊性状

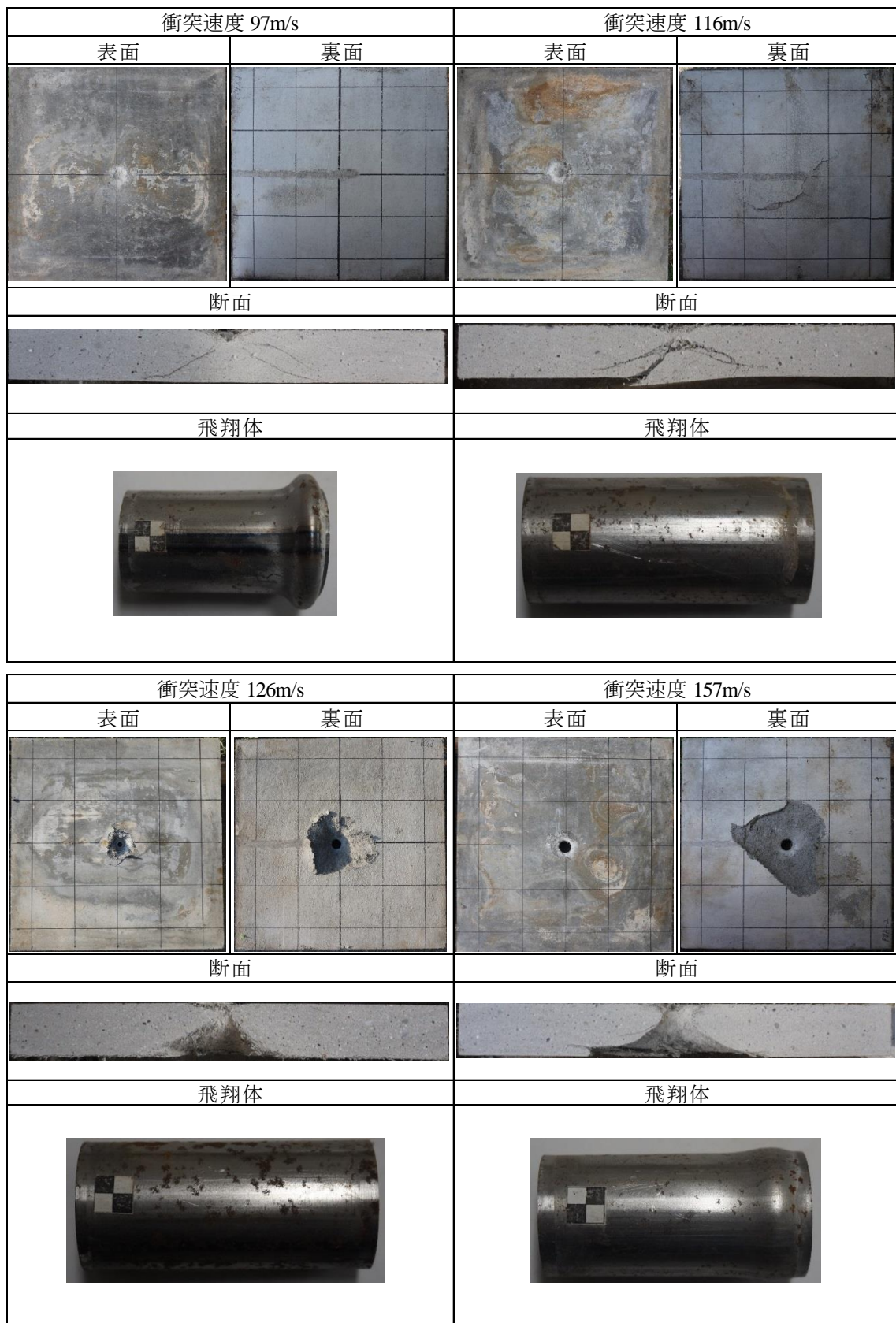


図 5.16 DFRM 板（柔飛翔体，鋼管板厚 2.0mm，板厚 60mm）の破壊性状

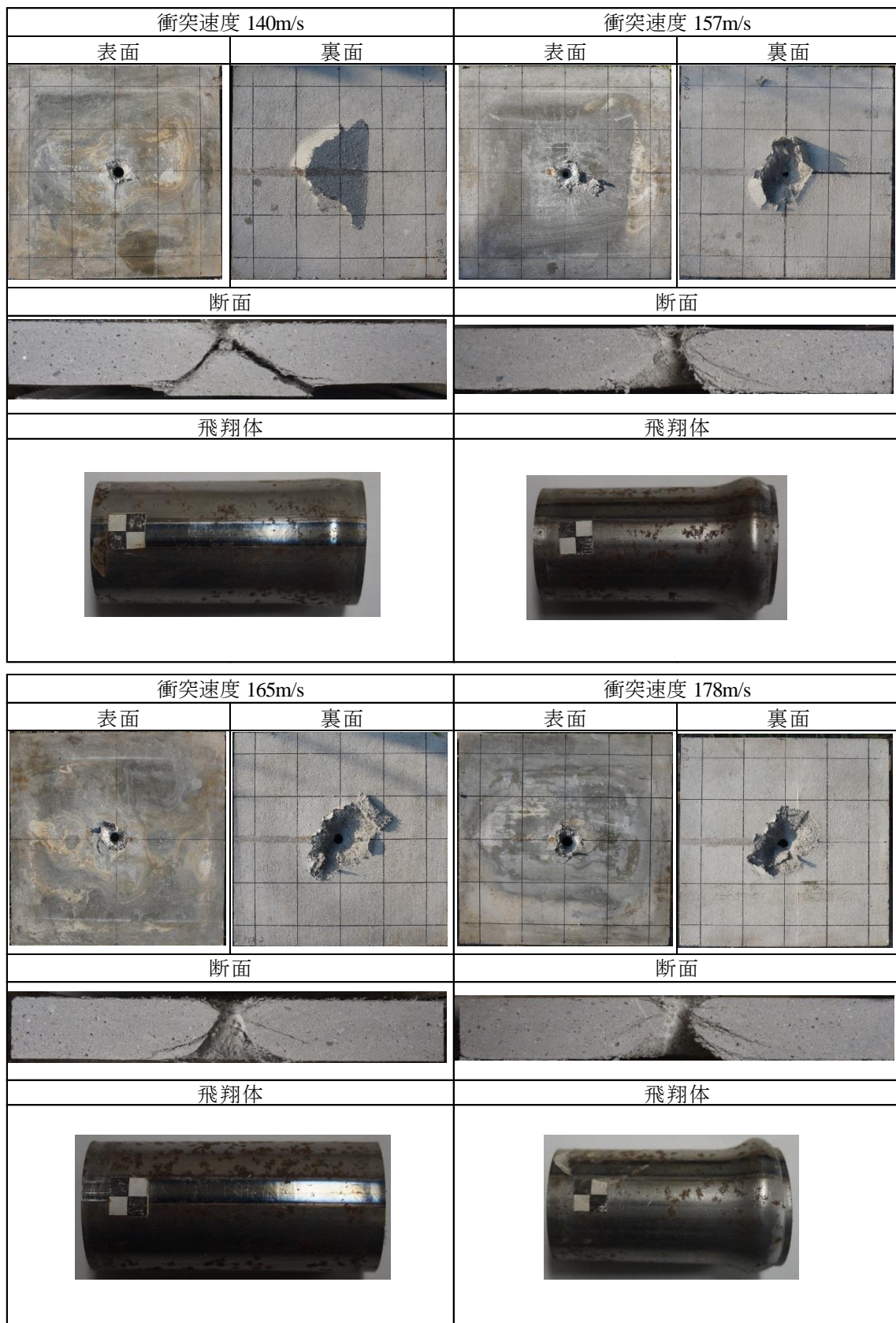


図 5.17 DFRM 板（柔飛翔体，鋼管板厚 2.0mm，板厚 70mm）の破壊性状

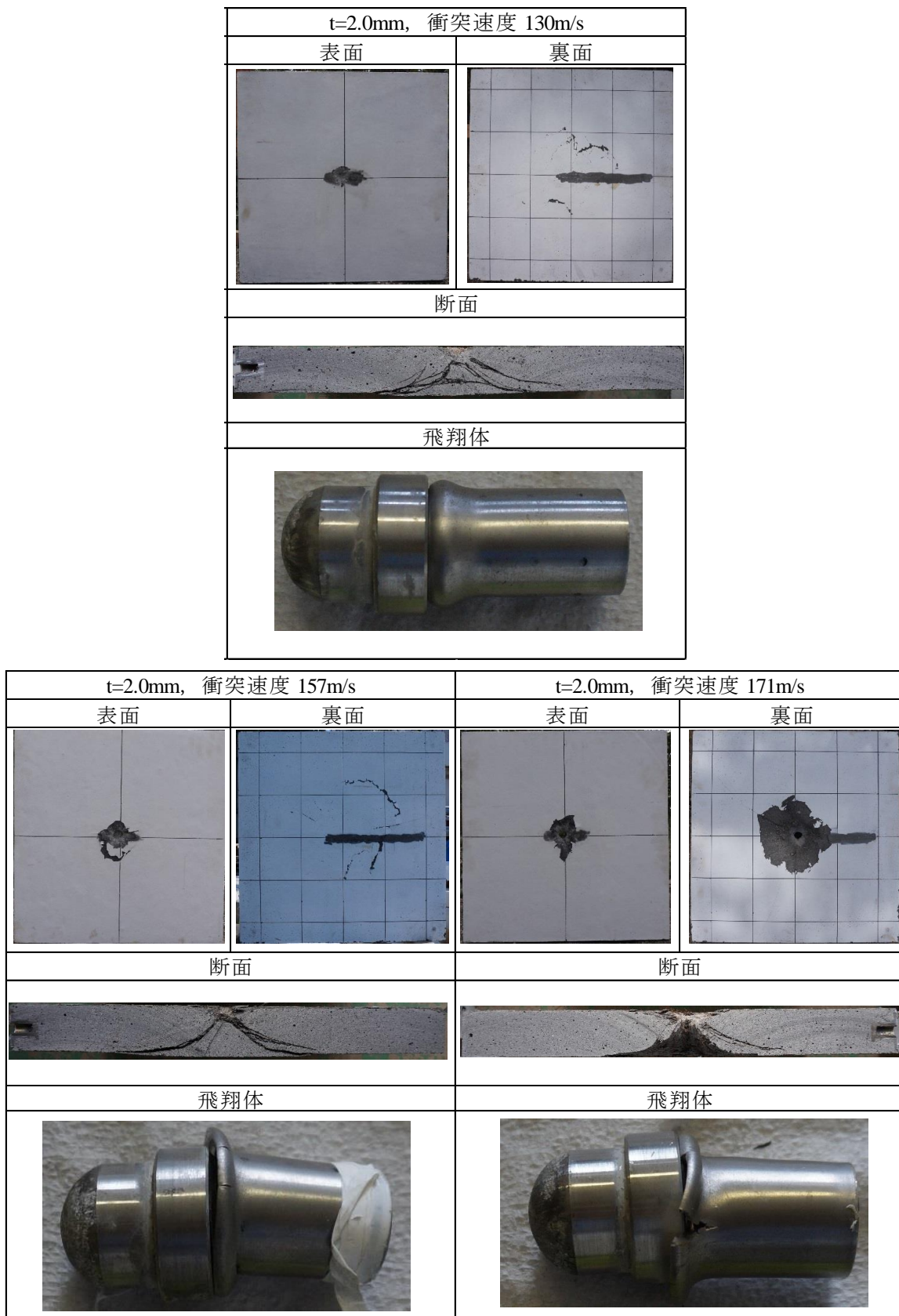


図 5.18 UFC 板（柔飛翔体，鋼管肉厚 2.0mm，板厚 50mm）の破壊性状

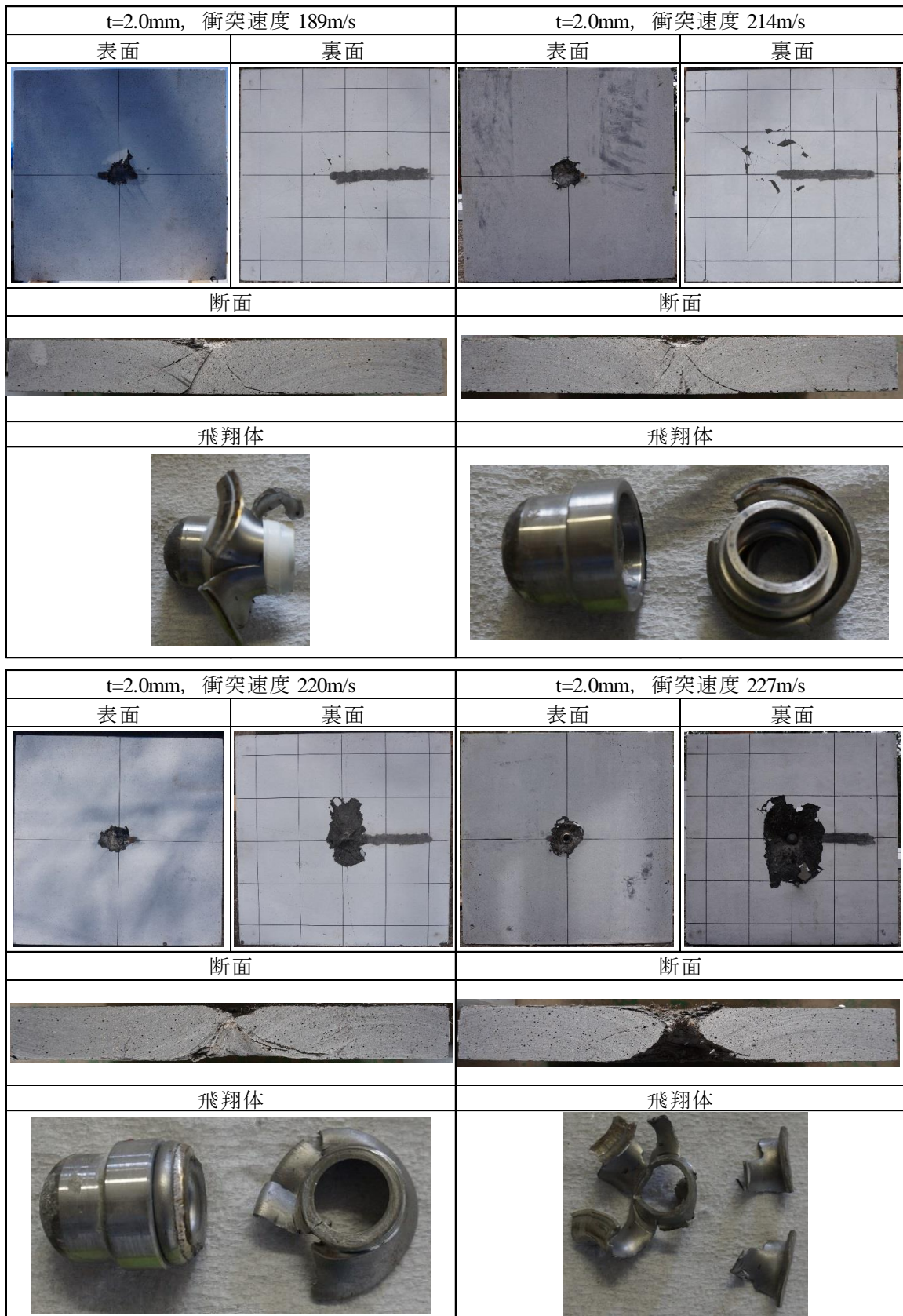


図 5.19 UFC 板（柔飛翔体，鋼管肉厚 2.0mm，板厚 60mm）の破壊性状



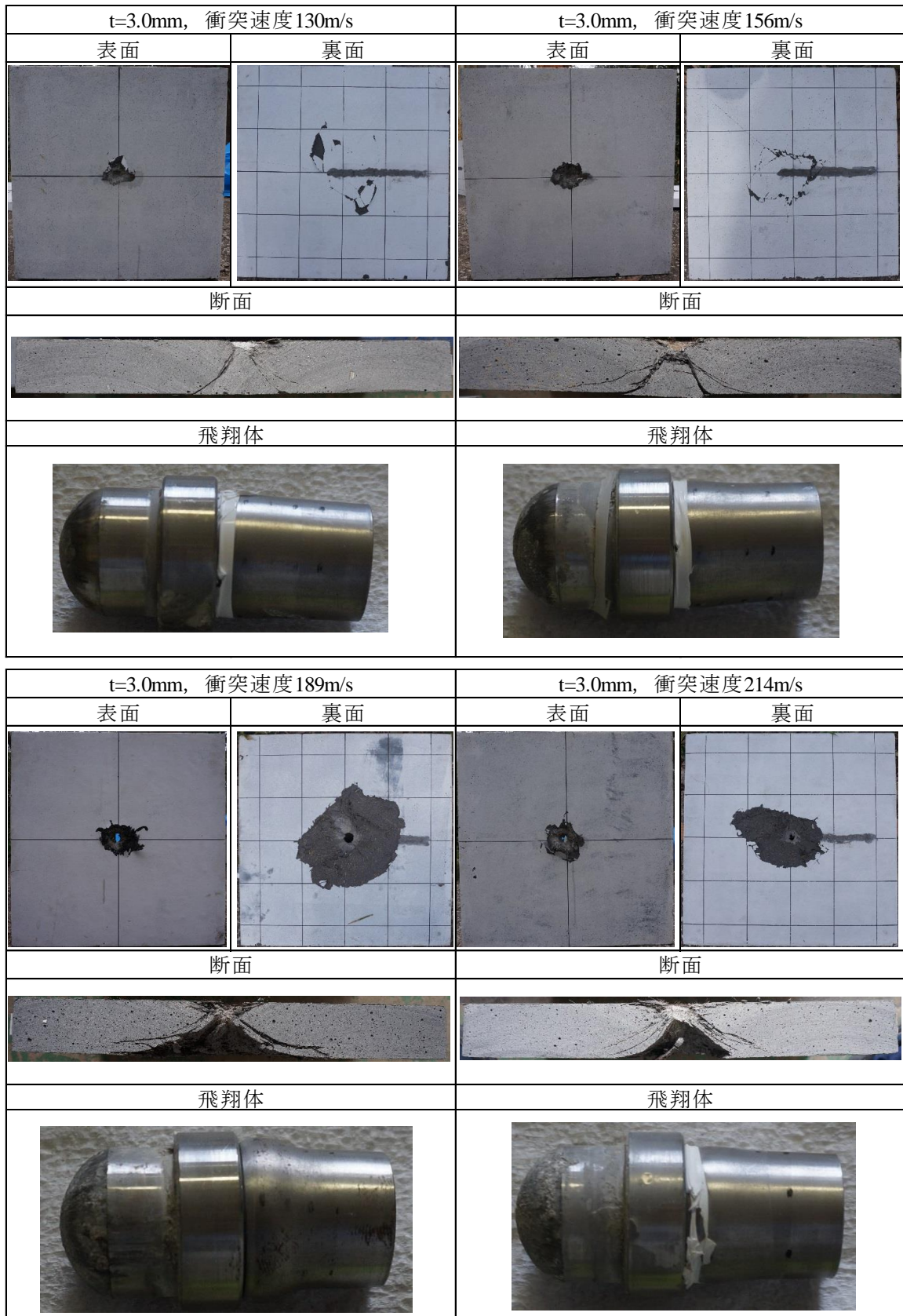


図 5.20 UFC 板 (柔飛翔体, 鋼管肉厚 3.0mm, 板厚 60mm) の破壊性状

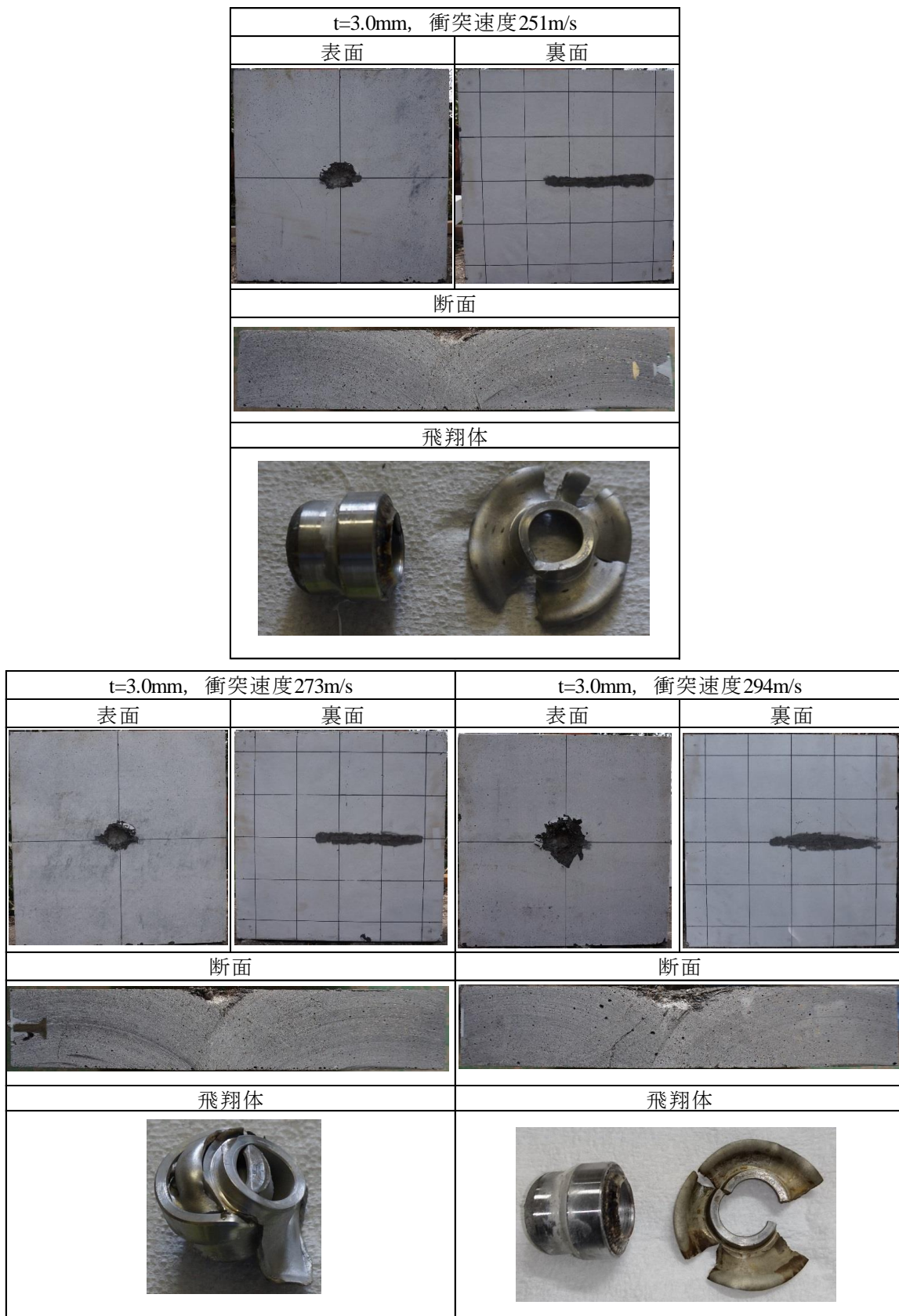


図 5.21 UFC 板（柔飛翔体，鋼管肉厚 3.0mm，板厚 90mm）の破壊性状

### 5.3.2 高速度ビデオカメラ，支点反力および裏面のひずみ応答による破壊挙動の分析

図 5.22～図 5.24 に、剛飛翔体の衝突を受けるプレーンコンクリート板のケース（板厚 100mm，衝突速度 168m/s）における飛翔体の運動，板の破壊映像および裏面のひずみ応答を示す．図 5.22(a)は，高速度ビデオカメラによる画像から求めた飛翔体の変位～時間関係を示している．図 5.22(b)は，変位～時間関係を 2 回微分して求めた加速度～時間関係を示している．画像解析では，飛翔体の分析点の移動を時々刻々追跡することによって，飛翔体の変位～時間関係を算定した．なお，変位については速度および加速度算定時の高周波成分を除去するため，5 データの単純移動平均によってフィルター処理を行っている．速度および加速度は，フィルター処理を行った変位および速度からそれぞれ中心差分法により算定した．図から，最大変位は約 30mm，最大加速度は約  $1300000\text{m/s}^2$ （約 13 万 G）を示している．なお，飛翔体が剛とみなせる場合には，ニュートンの第 2 法則から，加速度  $\alpha$  は荷重  $F$  と等価な関係となる（ $F = M\alpha$ ， $M$ ：質点の質量）．よって，理論上は荷重の作用時間と加速度の継続時間は等しくなる．また，加速度の継続時間は約 0.4ms である．図 5.23 に示す高速度ビデオで撮影した板裏面の破壊挙動から，時刻 0.5～1.0ms において裏面剥離が生じている．図 5.24(a)に示すひずみ～時間関係から，裏面剥離が発生する位置に貼付したひずみゲージ B2 には，衝突直後に最大  $1000\mu$  の圧縮ひずみが生じ，時刻 0.32ms において引張側へ移行した．また，図 5.24(b)に示す支点反力（L1～L4 はロードセルの名称）から，支点反力は衝突後約 0.6ms から大きな値を示している．以上を比較すると，飛翔体が最大貫入を示す時刻 0.3ms において，裏面剥離が発生し，その後支点反力が生じることがわかる．

図 5.25～図 5.27 に、柔飛翔体の衝突を受けるプレーンコンクリート板のケース（板厚 80mm，衝突速度 183m/s）における飛翔体の運動，板の破壊映像および裏面のひずみ応答を示す．図 5.25(a)は，高速ビデオによる画像から求めた飛翔体の変位～時間関係を示している．図から，本ケースでは衝突速度が鋼管が座屈するため，最大変位が 45mm と大きいことがわかる．図 5.25(b)は，変位～時間関係を 2 回微分して求めた加速度～時間関係を示している．図から，最大加速度は約  $800000\text{m/s}^2$ （約 8 万 G）と剛飛翔体のケースよりかなり小さく，継続時間も 0.8ms と長くなっている．すなわち，剛飛翔体のケースよりも，板に作用する最大荷重が低下したことを示唆している．図 5.26 に示す高速度ビデオで撮影した板裏面の破壊挙動から，時刻 0.5～1.0ms において裏面にひび割れが生じ，時刻 3.0ms で剥離片が形成された．図 5.27(a)に示すひずみ～時間関係から，裏面剥離が発生する位置に貼付したひずみゲージ B2 には，衝突直後に最大  $1000\mu$  の圧縮ひずみが生じ，時刻 0.43ms において引張側へ移行した．また，図 5.27(b)に示す支点反力から，支点反力は衝突後約 1ms から大きな値を示している．以上を剛飛翔体のケースと比較すると，鋼管の座屈によって，板に作用する衝撃力の最大値は低下し，継続時間は長くなった．また，裏面剥離が発生する時刻も遅くなった．

FRC および UFC 板に対するこれらのデータも，基本的にはプレーンコンクリート板と同様の傾向を示した．

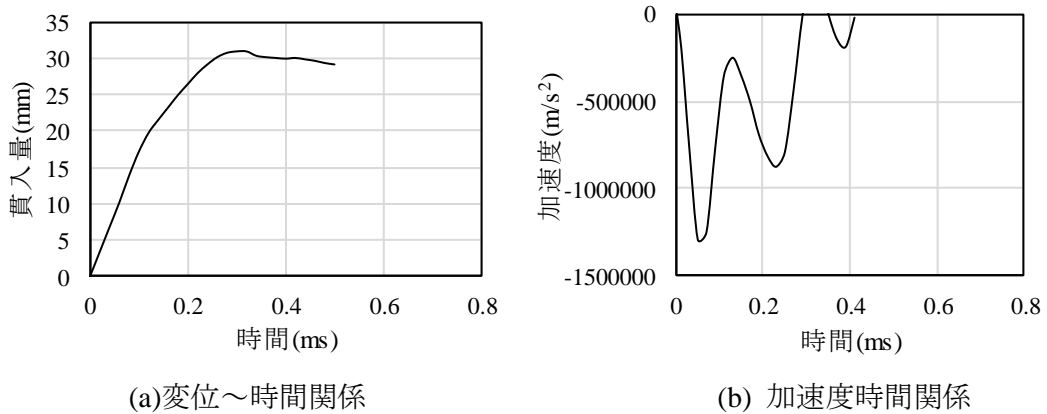


図 5.22 飛翔体の衝突挙動の時刻歴応答 (NC, 剛飛翔体, 板厚 100mm, 衝突速度 168m/s)

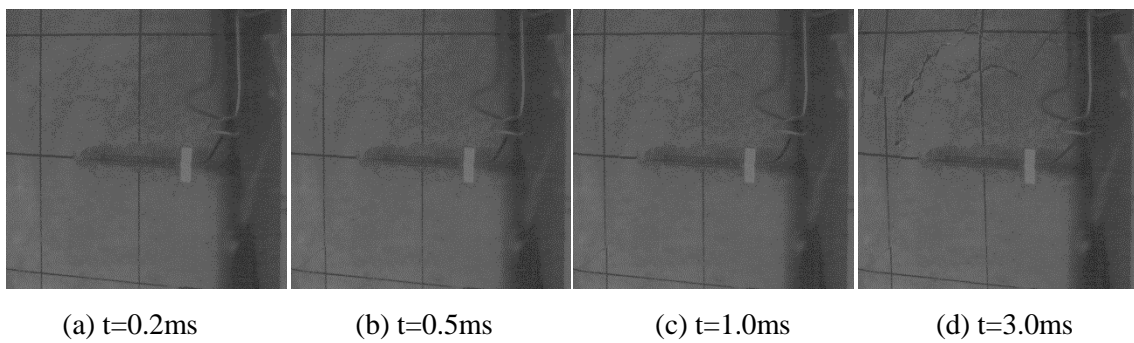


図 5.23 裏面の破壊時挙動 (NC, 剛飛翔体, 板厚 100mm, 衝突速度 168m/s)

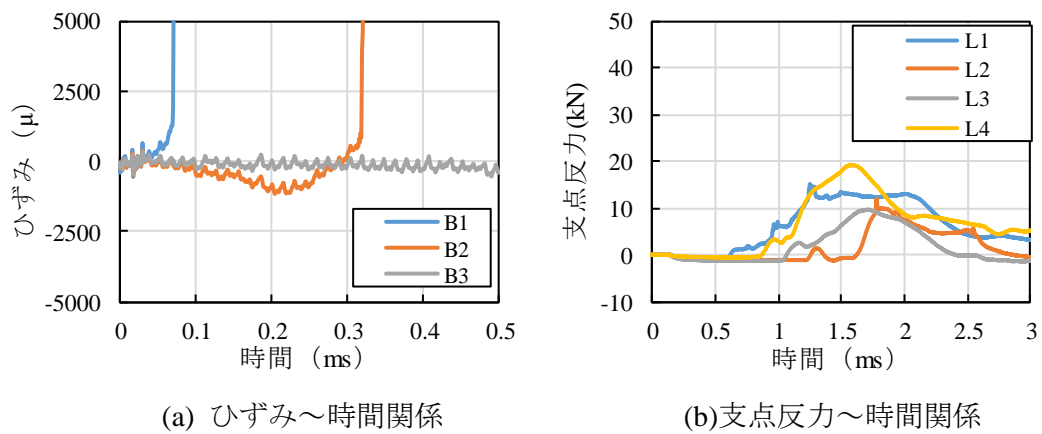


図 5.24 ひずみおよび支点反力の時刻歴応答  
(NC, 剛飛翔体, 板厚 100mm, 衝突速度 168m/s)

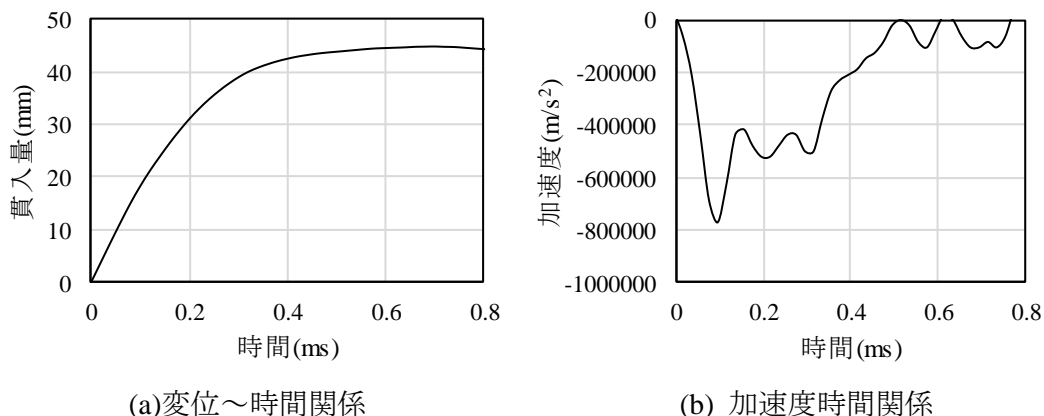


図 5.25 飛行体の衝突挙動の時刻歴応答

(NC, 鋼管肉厚 2.0mm, 板厚 80mm, 衝突速度 183m/s)

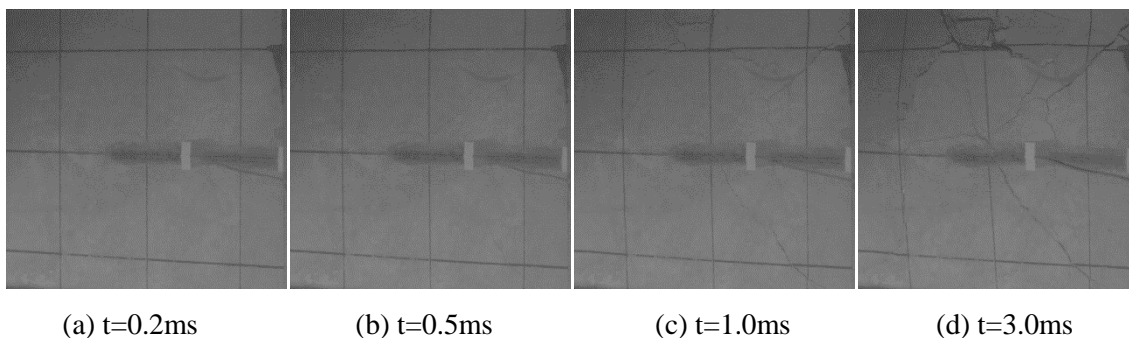


図 5.26 裏面の破壊時挙動

(NC, 鋼管肉厚 2.0mm, 板厚 80mm, 衝突速度 183m/s)

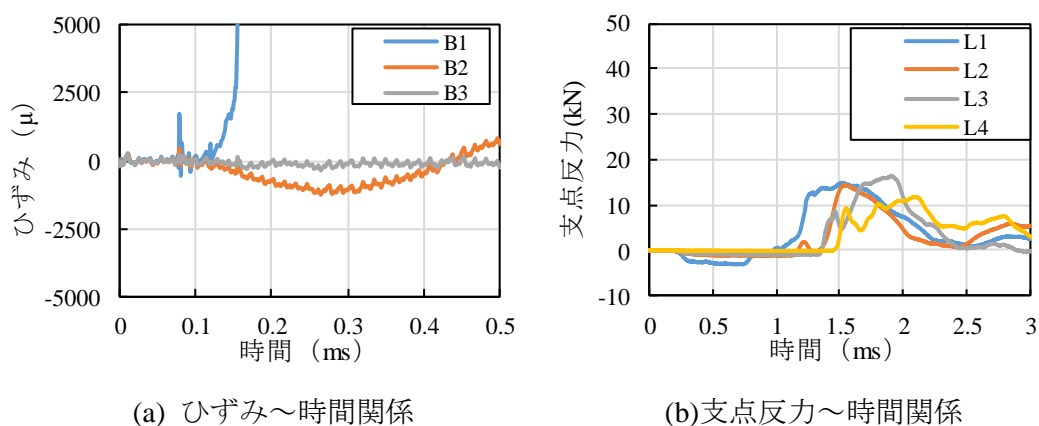


図 5.27 ひずみおよび支点反力の時刻歴応答

(NC, 鋼管肉厚 2.0mm, 板厚 80mm, 衝突速度 183m/s)

### 5.3.3 局部破壊の特徴

図 5.28 に、プレーンコンクリート板の実験で得られた貫入深さ～衝突速度関係を示す。柔飛翔体のケースでは、衝突速度 100m/s まで貫入深さは大きくなり、衝突速度 100m/s 以降では剛飛翔体よりも 20%程度小さな値を示している。これは、衝突速度 100m/s 以下では鋼管に生じる座屈変形が小さく、衝突速度 100m/s 以上で大きな座屈が発生したと対応している。図 5.29 に、表面破壊直径～衝突速度関係を示す。図から、表面破壊直径は速度とともに増加し、剛飛翔体と柔飛翔体でも同様の傾向を示した。図 5.30 に示す表面破壊直径～貫入深さ関係から、飛翔体の剛性の相違による傾向の違いは認められない。すなわち、表面破壊の特徴については、飛翔体の剛性によらず同じ傾向を示した。図 5.31 に示す裏面剥離直径と板厚の関係をも、飛翔体の剛性によらず同じ傾向を示した。図 5.32 および図 5.33 に、鋼管の変形量～衝突速度関係および吸収エネルギー～衝突エネルギー関係を示す。なお、吸収エネルギーについては、鋼管の変形量に式(5.1)から算定した座屈荷重を乗じて求めた。図から、変形量は衝突速度 100m/s を超えると徐々に増大し、最大で 27mm の座屈が発生した。また、このときの吸収エネルギーは約 580J となり、衝突エネルギー 7843J の 7%程度である。

図 5.34 および図 5.35 に、それぞれ FRC 板における貫入深さおよび表面破壊直径～衝突速度関係を、また図 5.36 に表面破壊直径～貫入深さ関係を示す。これらの図から、DFRM は他の FRC よりも貫入深さがやや大きいこと、また VFRC は他の FRC よりも表面破壊直径がやや大きい特徴がある。表面破壊直径～貫入深さ関係については、明瞭な傾向は認められない。図 5.37 に示す FRC 板の裏面剥離直径～板厚関係から、本実験条件では板厚によらず DFRM の裏面剥離直径がやや小さい傾向を示した。図 5.38 および図 5.39 に、鋼管の変形量～衝突速度関係および吸収エネルギー～衝突エネルギー関係を示す。図から、変形量は衝突速度とともに増大し、最大で 15mm の座屈が発生した。また、このときの吸収エネルギーは約 300J となり、衝突エネルギーの 5%程度である。

図 5.40 に UFC 板における貫入深さ～衝突速度関係を、また図 5.41 に表面破壊直径～貫入深さ関係を示す。UFC 板の貫入深さや表面破壊直径は、プレーンコンクリート板や FRC 板に比較して小さくなる傾向が見られた。一方で、鋼管の肉厚の違いが貫入深さや表面破壊直径に与える影響については、明瞭な違いは確認できなかった。図 5.42 に示す UFC 板の裏面剥離直径～板厚関係から、UFC 板の裏面剥離直径はプレーンコンクリート板や FRC 板に比較してやや小さい傾向を示した。図 5.43 および図 5.44 に、鋼管の変形量～衝突速度関係および吸収エネルギー～衝突エネルギー関係を示す。図から、変形量は衝突速度とともに増大し、最大で 32mm の座屈が発生した。また、このときの吸収エネルギーは約 640J となり、衝突エネルギーの 11%程度である。

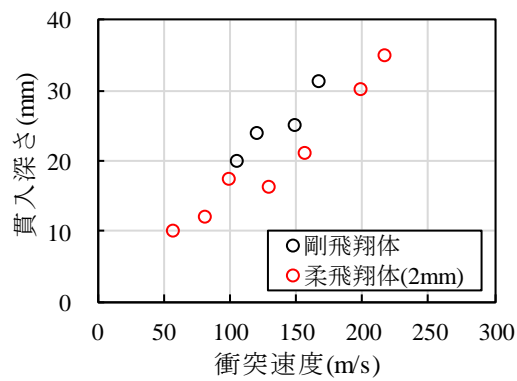


図 5.28 貫入深さ～衝突速度関係 (プレーンコンクリート板)

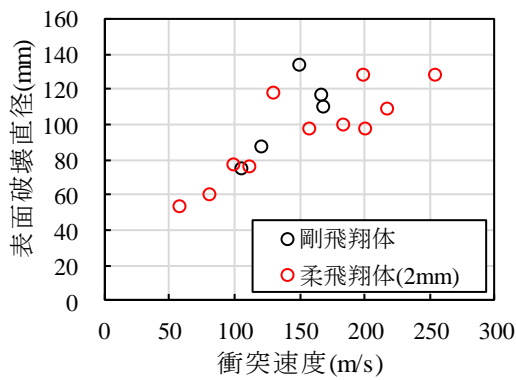


図 5.29 表面破壊直径～衝突速度関係  
(プレーンコンクリート板)

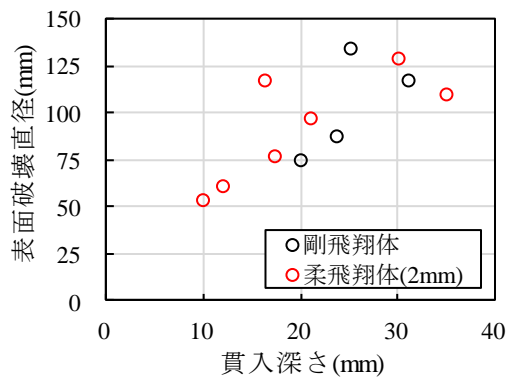


図 5.30 表面破壊直径～貫入深さ関係  
(プレーンコンクリート板)

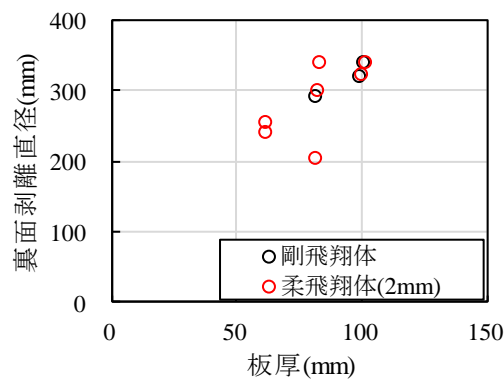


図 5.31 裏面剥離直径～板厚関係  
(プレーンコンクリート板)

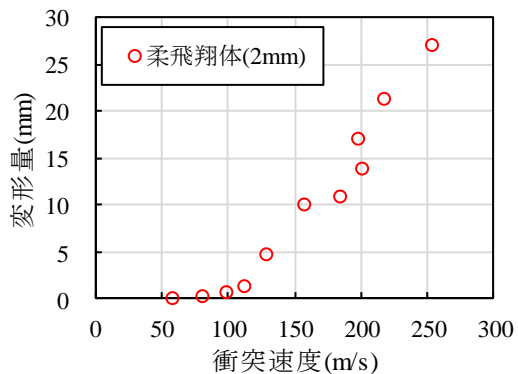


図 5.32 鋼管の変形量～衝突速度関係  
(プレーンコンクリート板)

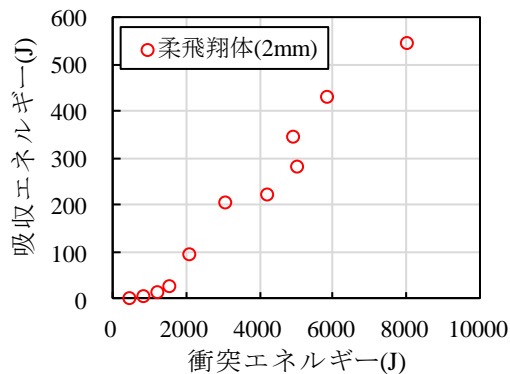


図 5.33 鋼管の吸収エネルギー～衝突エネルギー関係  
(プレーンコンクリート板)

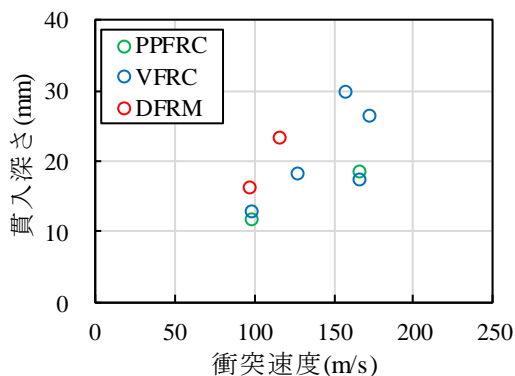


図 5.34 貫入深さ～衝突速度関係 (FRC 板)

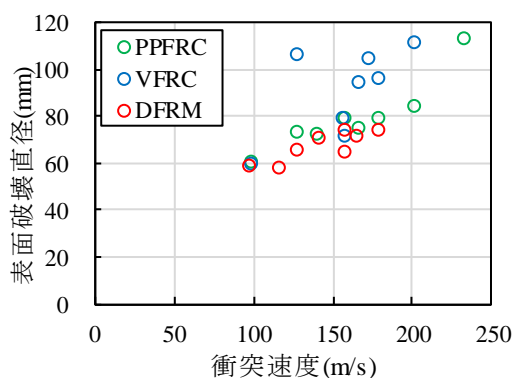


図 5.35 表面破壊直径～衝突速度関係  
(FRC 板)

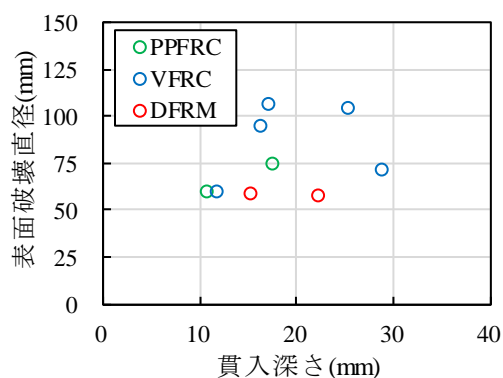


図 5.36 表面破壊直径～貫入深さ関係  
(FRC 板)



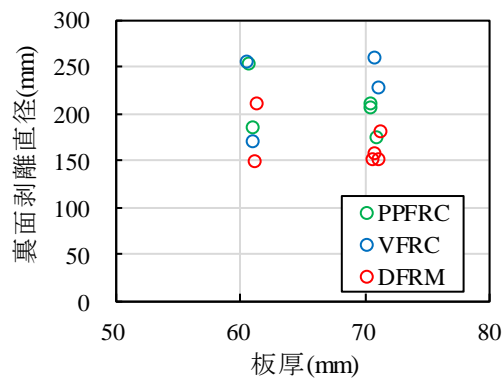


図 5.37 裏面剥離直径～板厚関係 (FRC 板)

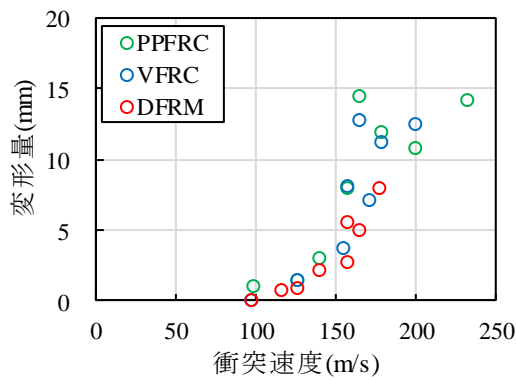


図 5.38 鋼管の変形量～衝突速度関係 (FRC 板)

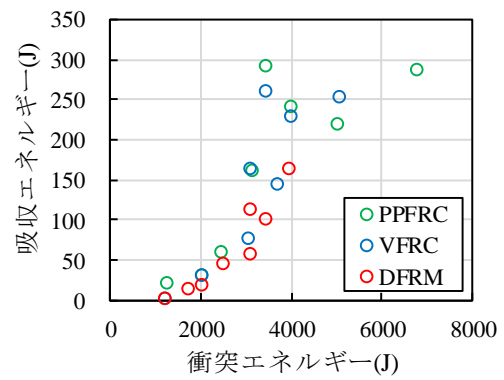


図 5.39 鋼管の吸収エネルギー～衝突エネルギー関係 (FRC 板)

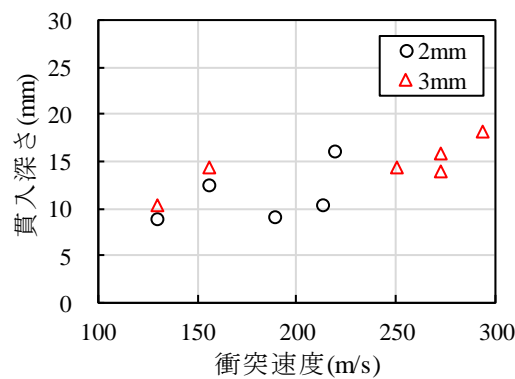


図 5.40 貫入深さ～衝突速度関係 (UFC 板)

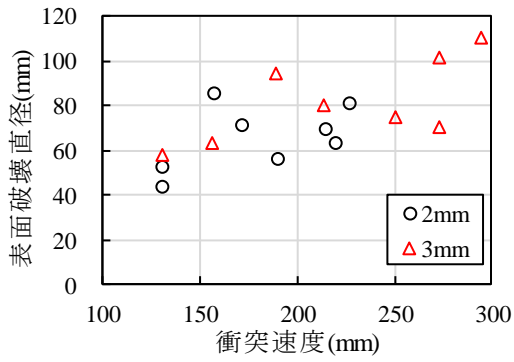


図 5.41 表面破壊直径～衝突速度関係 (UFC 板)

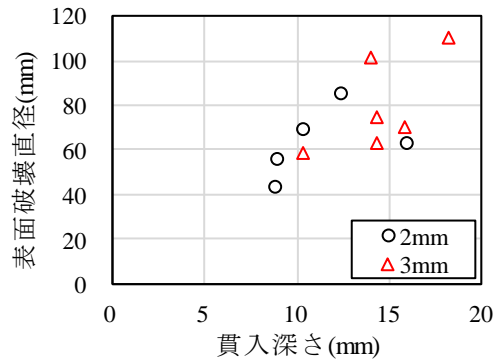


図 5.42 表面破壊直径～貫入深さ関係 (UFC 板)

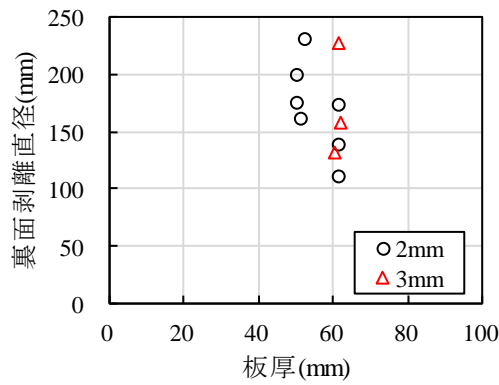


図 5.43 裏面剥離直径～板厚関係 (UFC 板)

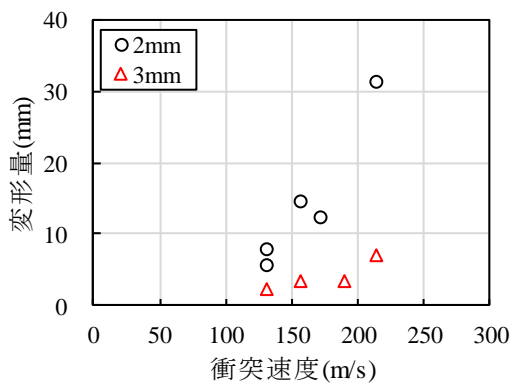


図 5.44 鋼管の変形量～衝突速度関係 (UFC 板)

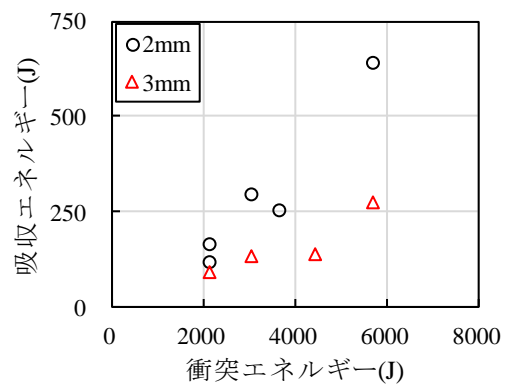


図 5.45 鋼管の吸収エネルギー～衝突エネルギー関係 (UFC 板)

### 5.3.4 破壊モードの関係

図 5.46 に、プレーンコンクリート板の破壊モードを修正 NDRC 式による裏面剥離限界板厚と比較して示す。図 5.46(a)に示す剛飛翔体の場合には、修正 NDRC 式とほぼ一致した。図 5.46(b)に示す柔飛翔体のケースに対しては、実験結果と整合するように修正 NDRC 式に低減係数を乗じている。図から、柔飛翔体の場合には、修正 NDRC 式に 0.85 を乗じた場合に実験結果と良い一致を示した。

図 5.47 に、柔飛翔体の衝突を受ける FRC 板の破壊モードを、プレーンコンクリート板に対する修正 NDRC 式の裏面剥離限界板厚と比較して示す。なお、FRC 板に対しては、実験結果と整合するように修正 NDRC 式へ低減係数を乗じた値と実線で示している。図から、PPFRC と VFRC 板の裏面剥離限界板厚は、柔飛翔体の衝突を受けるプレーンコンクリート板の裏面剥離限界板厚に 0.8 を乗じた場合に実験結果と良い一致を示した。DFRM 板の裏面剥離限界板厚は、柔飛翔体の衝突を受けるプレーンコンクリート板の裏面剥離限界板厚に 0.85 を乗じた場合に実験結果と良い一致を示した。すなわち、剛飛翔体に対しては DFRM 板は PPFRC 板や VFRC 板よりも耐衝撃性が高い結果を示したが、柔飛翔体に対しては耐衝撃性がやや低い結果となった。この理由は、柔飛翔体の衝突に対して、貫入深さがやや大きくなる傾向があったことと関係していると考えているが、今後詳細に検討する必要がある。

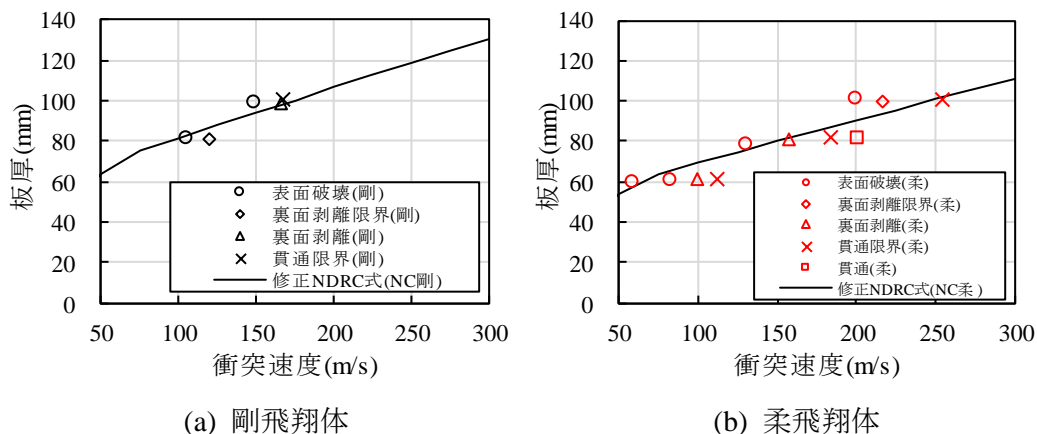


図 5.46 プレーンコンクリート板の破壊モード

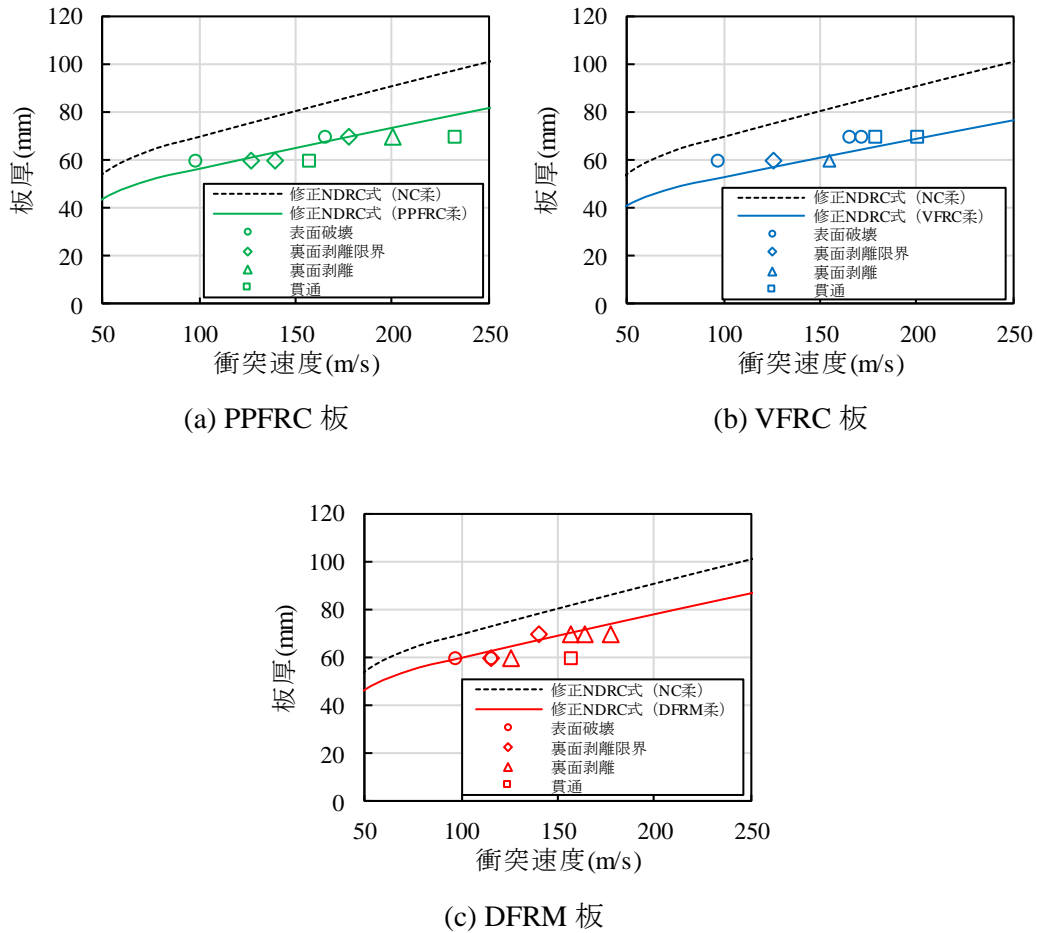


図 5.47 FRC 板の破壊モード

図 5.48 に、柔飛翔体の衝突を受ける UFC 板の破壊モードを、プレーンコンクリート板に対する修正 NDRC 式の裏面剥離限界板厚と比較して示す。また、修正 NDRC 式から得られる裏面剥離限界板厚に低減係数を乗じて、実験結果と適合させた式も示している。肉厚 2.0mm の場合では、修正 NDRC 式で算出した裏面剥離限界板厚に対して 0.75 を、肉厚 3.0mm の場合では 0.80 を乗じた場合に実験結果とよい一致を示した。修正 NDRC 式に対して限界板厚が 0.75 倍および 0.80 倍と小さくなった理由は、UFC 板中に含まれる鋼繊維の補強効果によって裏面剥離が抑制されたためと考えられる。また係数を比較すると、肉厚 2.0mm の裏面剥離限界板厚は、肉厚 3.0mm の裏面剥離限界板厚より小さいことを示している。この理由は、同じ衝突速度に対して肉厚 2.0mm の飛翔体が吸収するエネルギーが、肉厚 3.0mm の飛翔体よりも大きくなるためであると考えられる。

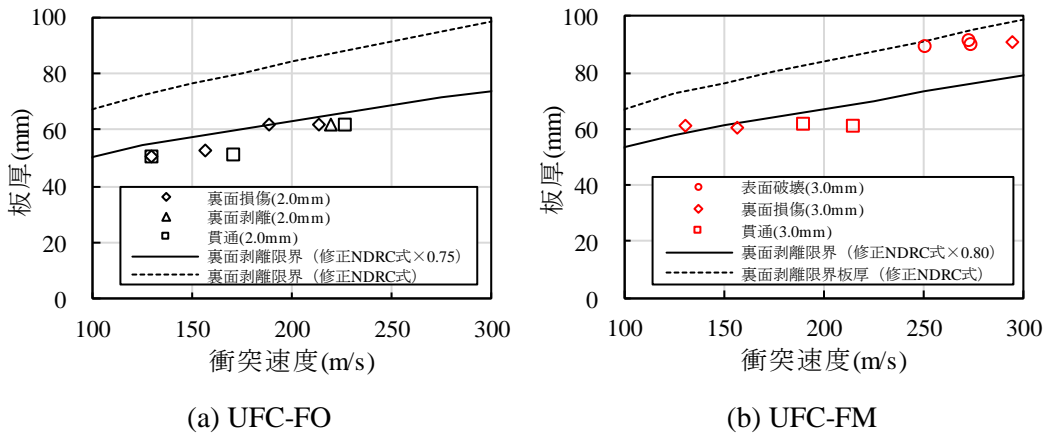


図 5.48 UFC 板の破壊モード

#### 5.4 柔飛翔体衝突における衝突エネルギーによる繊維補強セメント複合材料板の局部破壊評価に対する考え方

柔飛翔体の高速衝突を受ける UFC 板の裏面剥離限界板厚の評価について考察する。Hashimoto ら<sup>4)</sup>は、柔飛翔体の衝突を受けるコンクリート板の貫通限界板厚について実験的検討を行い、衝突エネルギーから柔飛翔体の変形による吸収エネルギーを差し引いたエネルギーを等価な衝突エネルギーと定義している。また等価な衝突エネルギーを用いて、柔飛翔体の貫通限界板厚を評価する方法を提案している。内田ら<sup>10)</sup>は、材料や寸法が異なる4種類の柔飛翔体の衝突実験を行い、飛翔体の局部座屈耐力を用いることで、修正 NDRC 式で算出した裏面剥離限界および貫通限界板厚に乗じる低減係数を提案している。いずれの手法もそれぞれの実験条件に対して適用可能であるが、今後、広範なデータに対して検討する必要があると考えられる。

まず、物理的に理解が容易な Hashimoto らの評価方法を用いることとした。表 5.4 に、各実験で使用された柔飛翔体および試験体の概要を示す。Hashimoto らの方法では、飛翔体の可変部の吸収エネルギーが入力条件となる。しかし、鋼管の精度の高い局部座屈耐力評価法および衝突による変形量の推定法は確立されていないため、本研究では前述した Alexander<sup>6), 8)</sup>の理論による局部座屈耐力に変形量に乗じたものを吸収エネルギーとした。図 5.49 は、Hashimoto らおよび内田らの実験で得られた柔飛翔体の静的吸収エネルギーを、理論値と比較したものである。なお、可変部の変形量が 30mm のケースを抜粋して示している。図から、実験値と理論値には大きな差が生じているが、相関は高いことがわかる。実験で得られた吸収エネルギーを  $E_{ap}$ 、理論値を  $E_{at}$  とすると、次式に示す線形回帰式が得られる。

$$E_{ap} = 2.4133E_{at} \quad (5.2)$$

本式から、理論値で得られる吸収エネルギーを約 2.4 倍することにより、実験で得られた吸収エネルギーに近い値を推定できる。なお、以下の考察では柔飛翔体の変形量については実験結果を用いている。

図 5.50 に、Hashimoto らおよび内田らの実験で得られた破壊モードの一例を板厚～衝突エ

エネルギー関係中にまとめて示す。なお、図中には修正 NDRC 式で算出した裏面剥離限界板厚評価式を実線で、Hashimoto らが提案した等価な衝突エネルギーを用いた限界板厚を破線で示している。この際、吸収エネルギーについては、理論値を 2.4 倍した値を用いている。修正 NDRC 式は剛飛翔体に対する式なので、各実験における裏面剥離限界板厚とは一致していない。図から、Hashimoto らの評価法は内田らの実験と概ね適合していることがわかる。図 5.51 は、本実験結果 (UFC) と Hashimoto らの評価法を比較したものである。なお、プレーンコンクリートおよび FRC 板も同様の結果であった。図から、Hashimoto らの方法は実験による限界板厚をかなり過大に評価することがわかる。この理由は、局部破壊の発生は衝突エネルギーだけで決定されるものではないことを示唆している。

図 5.52 は、本実験条件に対する衝突時の飛翔体の力の釣合いを模式的に示したものである。図から、飛翔体の先端には、コンクリートからの抵抗力、慣性力および鋼管の座屈による荷重が作用する。よって、試験体には衝突による慣性力と座屈荷重が作用することになる。座屈耐力が慣性力に対して無視できるほど小さい場合には、先端部の質量を有する剛飛翔体の衝突と同じ結果となる。参考のため、先端部の質量のみを考慮して修正 NDRC 式と実験結果の比較を図 5.53 に示す。図 5.53(a)に示すプレーンコンクリート板の場合には、先端部の質量のみを考慮した修正 NDRC 式の裏面剥離限界と良い一致を示した。この理由は、先に述べたように鋼管の座屈による吸収エネルギーが衝突エネルギーの数%であるためと考えられる。図 5.53(b)~(d)に、FRC 板の破壊モードを、修正 NDRC 式に先端部の質量のみを考慮した FRC 板の裏面剥離限界板厚と比較して示す。図から、FRC 板の裏面剥離限界板厚はプレーンコンクリート板の 80%程度である。図 5.53(e)および(f)に示す UFC 板の場合には、修正 NDRC 式に先端部の質量のみを考慮した UFC 板の裏面剥離限界板厚に比較的近い値を示した。この理由は、UFC 板の場合には、鋼管に脆性的な亀裂が生じたり、座屈による吸収エネルギーが小さかったことが考えられる。

本節で示したように、柔飛翔体の変形や吸収エネルギーの相違によって、プレーンコンクリートおよび繊維補強セメント複合材料板の破壊モードも変化することがわかる。今後は、柔飛翔体材料や構造に応じた局部破壊評価法の提案が望まれる。

表 5.4 各実験で使用された柔飛翔体および試験体の概要

	本実験		Hashimotoら <sup>4)</sup>	内田ら <sup>10)</sup>			
	肉厚2.0mm	肉厚3.0mm	AL6063	ST	SA	SL	AL
飛翔体質量(g)	250	250	500	430			
肉厚t(mm)	2.0	3.0	1.8	4.2	2.3	1.5	2.0
外径D(mm)	22.0	22.0	34.0	38.3	22.2	34.1	34.9
鋼管長(mm)	50	35	100	50	88.5	150	150
径厚比(D/t)	11	7.3	18.9	9.1	9.7	22.7	17.5
厚さ-外径比(t/D)	0.09	0.14	0.05	0.11	0.1	0.04	0.06
降伏応力 (N/mm <sup>2</sup> )	235	235	135	235	235	235	135
局部座屈荷重 理論値(kN)	20.2	38.4	11.9	82.2	25.2	15.7	14.2
局部座屈荷重 実験値(kN)	-	-	39.2	186.4	111.5	50	36.7
試験体	UFCパネル		RC版				
圧縮強度 (N/mm <sup>2</sup> )	205		29	30			

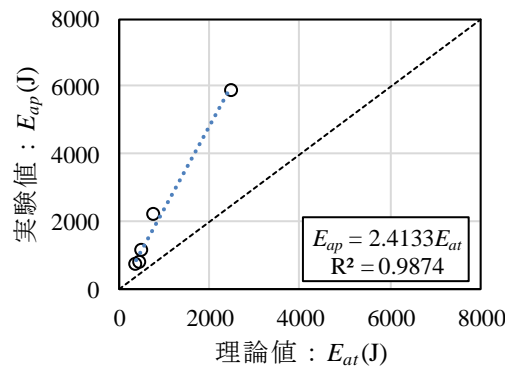


図 5.49 理論値と実験値の比較

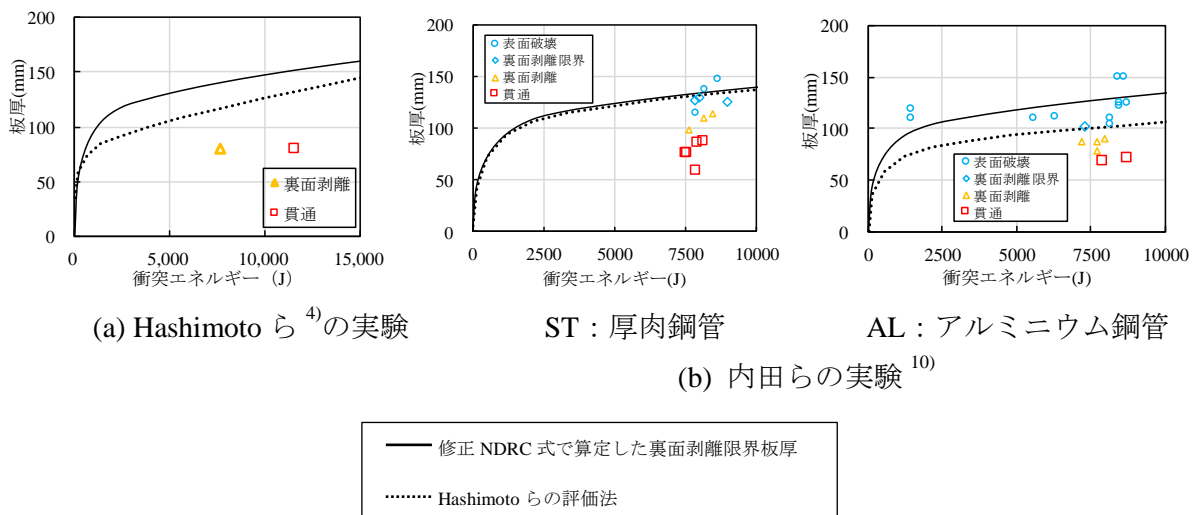


図 5.50 エネルギーによる抑制効果の検討

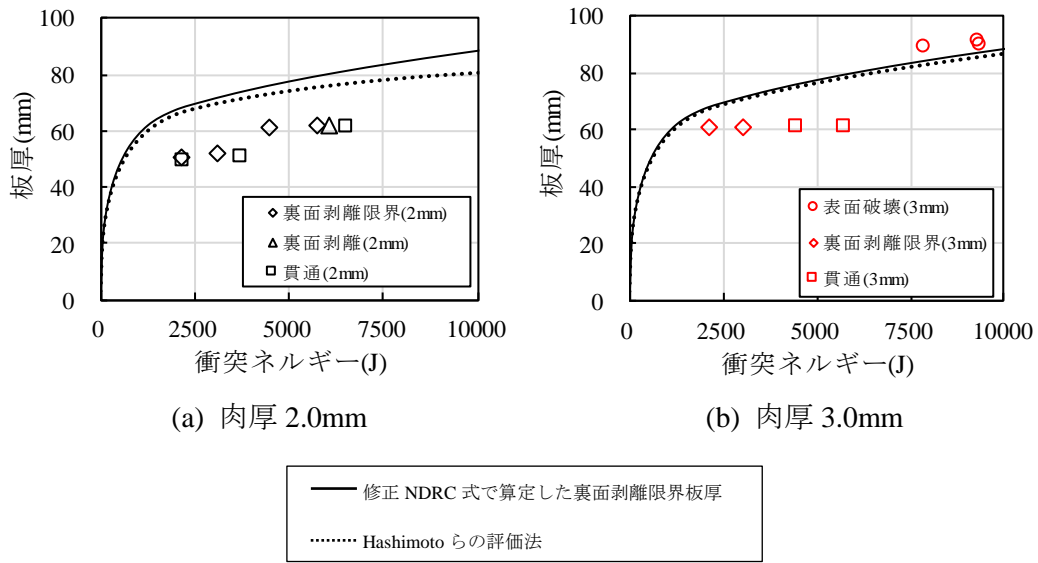


図 5.51 本実験のエネルギーによる評価 (UFC の場合)

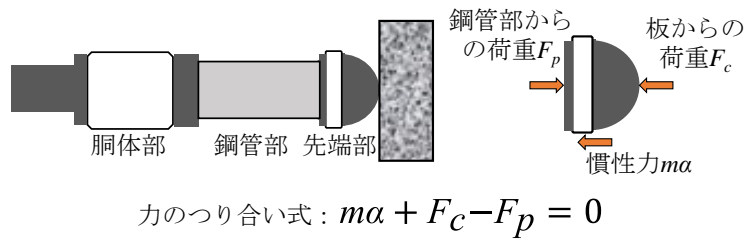


図 5.52 先端部に働く力のつり合い



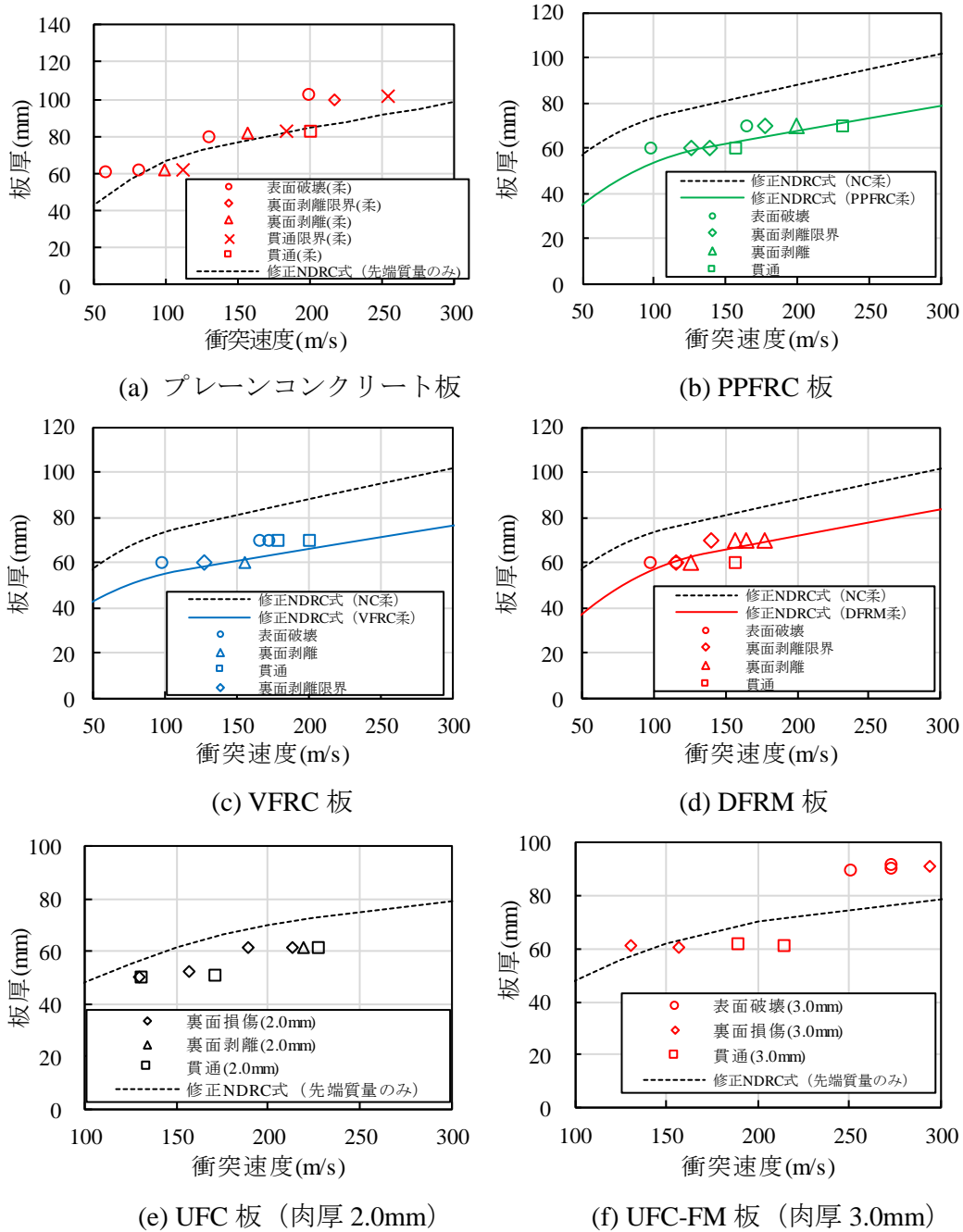


図 5.53 先端部の質量のみを考慮した修正 NDRC 式と実験との比較

## 5.5 結言

本章は、鋼製柔飛翔体の高速衝突を受けるプレーンコンクリートおよび繊維補強セメント複合材料板の局部破壊について実験的検討を行ったものである。本章で得られた主要な成果を以下にまとめる。

- (1) 先端部を剛飛翔体と同じ寸法・形状とし、その後方に設置した鋼管部を座屈させる柔飛翔体を作製し、各種繊維補強セメント複合材料板に対する高速衝突実験を行った。実験の結果、いずれの繊維補強セメント複合材料板も、剛飛翔体の衝突よりも局部破壊が抑制された。
- (2) 柔飛翔体の衝突実験では、荷重の作用時間が長く、最大荷重が小さくなっていることが推察された。ただし、局部破壊の特徴については、剛飛翔体の衝突と同じ傾向を示した。
- (3) 柔飛翔体の衝突では、剛飛翔体の衝突に対して提案した修正 NDRC 式を用いた評価法に対して、限界板厚が約 10~20%小さくなった。
- (4) Hashimoto らの衝突エネルギーから座屈によって吸収されるエネルギーを差し引く方法では、実験による限界板厚をかなり過大に評価することがわかった。一方、先端部の質量のみを考慮して算定した修正 NDRC 式の裏面剥離限界板厚は、本実験結果に対しては比較的良好に一致することがわかった。

## 第6章 結論

### 6.1 緒言

本研究は、剛および柔飛翔体の高速衝突を受ける繊維補強セメント複合材料板の裏面剥離評価法に関する検討を行ったものである。まず、繊維補強コンクリート板に対する剛飛翔体の高速衝突実験を行い、マトリクスや短繊維の種類が裏面剥離抑制効果に与える影響を検討した。次に、超高強度繊維補強コンクリート板に対する剛飛翔体の高速衝突実験を行い、超高強度繊維補強コンクリート板の裏面剥離抑制効果について検討するとともに、繊維の種類が裏面剥離抑制効果に与える影響を検討した。また、修正 NDRC 式を用いて各繊維補強セメント複合材料板の裏面剥離限界板厚および貫通限界板厚を評価する方法や、衝突エネルギーにより各局部破壊限界板厚を評価する方法を提案した。さらに、柔飛翔体の衝突を受ける繊維補強コンクリート板の破壊特性や評価法の考え方について検討した。本章では、各章で得られた成果を総括するとともに、今後の課題と展望を述べる。

### 6.2 本研究の成果

#### 第1章 序論

本研究が対象とする飛翔体の高速衝突を誘起する爆発災害の実態と傾向を整理するとともに、プレーンコンクリート板および各繊維補強セメント複合材料板の局部破壊に関する既往の研究をまとめた。また、本論文の目的および構成について述べた。

#### 第2章 剛飛翔体衝突に対する繊維補強コンクリートの裏面剥離特性に関する実験的検討

- (1) 繊維補強コンクリート (FRC) は、マトリクスや短繊維の種類によって局部破壊の抑制効果に影響を与えることがわかった。ポリビニルアルコール製の短繊維は、ポリプロピレン製の短繊維よりも裏面剥離を抑制する効果が高いことがわかった。
- (2) 本研究で用いた繊維補強コンクリート板においては、短繊維の混入量および板厚の大小は貫入深さに影響しないことがわかった。
- (3) PPFRC 板、VFRC 板および DFRM 板に裏面剥離が生じる場合の相対貫入深さは、プレーンコンクリート板よりも大きいことがわかった。特に、DFRM 板では、裏面剥離が生じる場合の相対貫入深さが非常に大きいことがわかった。また、VFRC 板および DFRM 板に裏面剥離が生じた場合の相対破壊深さは、プレーンコンクリート板よりも大きいことがわかった。特に、DFRM 板では裏面剥離が生じるときの相対破壊深さは貫通寸前となっていることがわかった。
- (4) 各繊維補強コンクリート板の限界板厚を評価するため、短繊維の混入量毎に修正 NDRC 式に乗じる低減係数を提案した。裏面剥離限界板厚の低減係数は、PPFRC 板は混入量 2.0vol% の場合に 0.85、VFRC 板は混入量 1.0vol% および 2.0vol% の場合にそれぞれ 0.85 および 0.75、DFRM 板は混入量 1.0vol% および 2.0vol% の場合にそれぞれ 0.75 および 0.70 と

なることがわかった。また、貫通限界板厚の低減係数は、PPFRC 板は混入量 2.0vol% で 1.0 であった。VFRC 板は混入量 1.0vol% および 2.0vol% ではそれぞれ 1.0 および 0.90、DFRM 板は混入量 1.0vol% および 2.0vol% の場合に、それぞれ 0.95 および 0.90 となることがわかった。ただし、低減係数の適用範囲は衝突速度 400m/s 以下であり、衝突速度 400m/s 以上における低減係数については今後検討する必要がある。

### 第3章 剛飛翔体衝突に対する超高強度繊維補強コンクリートの裏面剥離特性に関する実験的検討

- (1) 超高強度繊維補強コンクリートは、普通強度 (25.9N/mm<sup>2</sup>) のプレーンコンクリート板に対して、UFC-FO で約 45%、UFC-FM で約 50% 低減することがわかった。
- (2) 超高強度繊維補強コンクリート板に裏面剥離が生じる場合の相対貫入深さは、プレーンコンクリート板と同程度であることがわかった。また、超高強度繊維補強コンクリート板に裏面剥離が生じた場合の相対破壊深さは、UFC-FO 板はプレーンコンクリート板よりも大きくなるが、UFC-FM 板ではプレーンコンクリート板よりも小さくなることがわかった。
- (3) 超高強度繊維補強コンクリートの限界板厚を評価するため、修正 NDRC 式に乗じる低減係数を提案した。裏面剥離限界板厚の低減比率では、UFC-FO 板および UFC-FM 板でそれぞれ 0.75 を乗じた場合に実験結果と適合することがわかった。また、貫通限界板厚は修正 NDRC 式の裏面剥離限界板厚に 0.7 および 0.65 を乗じることで評価できることがわかった。ただし、低減係数については今後実験ケースを増やして検討する必要がある。

### 第4章 剛飛翔体の運動エネルギーによる繊維補強セメント複合材料板の裏面剥離限界板厚評価法に関する検討

- (1) 衝突エネルギーにより各限界板厚を評価する方法を提案した。本手法により板厚 60mm の場合の裏面剥離限界エネルギーを試算したところ、プレーンコンクリート板で 372J であるのに対し、PPFRC 板で 723J、VFRC 板で 1,626J、DFRM 板で 2,481J と大きくなることがわかった。また UFC 板では、UFC-FO 板で 3,478J、UFC-FM 板で 3,940J と非常に大きくなることがわかった。

### 第5章 柔飛翔体の高速衝突を受けるプレーンコンクリート板および各繊維補強セメント複合材料板の裏面剥離特性に関する実験的検討

- (1) 先端部を剛飛翔体と同じ寸法・形状とし、その後方に設置した鋼管部を座屈させる柔飛翔体を作製し、各種繊維補強セメント複合材料板に対する高速衝突実験を行った。実験の結果、いずれの繊維補強セメント複合材料板も、剛飛翔体の衝突よりも局部破壊が抑制された。
- (2) 柔飛翔体の衝突実験では、荷重の作用時間が長く、最大荷重が小さくなっていることが推察された。ただし、局部破壊の特徴については、剛飛翔体の衝突と同じ傾向を示した。
- (3) 柔飛翔体の衝突では、剛飛翔体の衝突に対して提案した修正 NDRC 式を用いた評価法に対して、限界版厚が約 10~20%小さくなった。
- (4) Hashimoto らの衝突エネルギーから座屈によって吸収されるエネルギーを差し引く方法では、実験による限界版厚をかなり過大に評価することがわかった。一方、先端部の質量のみを考慮して算定した修正 NDRC 式の裏面剥離限界版厚は、本実験結果に対しては比較的良好に一致することがわかった。

### 6.3 本研究の課題と今後の展望

- (1) 本論文では、5種類の繊維補強セメント複合材料の材料特性が裏面剥離抑制効果に与える影響を検討した。繊維補強セメント複合材料の材料特性が局部破壊に与える影響については、実験データを増やしてさらなる検討が必要である。
- (2) 局部破壊が生じる際のエネルギーの散逸過程については、いまだ不明なところが多い。衝突エネルギーは、飛翔体の貫入、裏面剥離または貫通の形成および、破壊片の飛散などによってエネルギーが散逸すると考えられる。特に、繊維補強セメント複合材料板においては、裏面剥離または貫通の破壊が形成される過程でエネルギーを吸収することによって破壊が抑制されることが考えられるため、今後エネルギーの散逸過程について詳細に検討する必要がある。
- (3) 本論文では、基礎的な段階として先端部と固定具の間に設置した鋼管に変形が生じるような柔飛翔体を使用した。飛翔体の構造や寸法によって局部破壊が異なることが確認された。今後は、柔飛翔体の構造等を考慮した局部破壊評価法を提案する必要がある。

## 謝 辞

本論文は、防衛大学校システム工学群建設環境工学科 教授 別府万寿博先生のご指導の下にまとめられたものです。別府先生には、研究の進め方や論文の執筆要領といった研究者としての面だけではなく、社会や国に対してどのように貢献するべきかといった一人の大人としての在り方に至るまで、終始懇切丁寧なご指導、ご鞭撻を頂きました。未熟な私に対し、5年間に渡ってご指導いただいたことは大きな幸せであり、人生において掛け替えのない財産となりました。ここに深く感謝申し上げます。

九州大学工学研究院 社会基盤部門 園田佳巨教授、防衛大学校システム工学群建設環境工学科 香月智教授、同 藤掛一典教授、同 黒田一郎准教授には、本研究をまとめるにあたり貴重なご意見、ご指導を頂きました。ここに深く感謝申し上げます。

防衛大学校 大野友則名誉教授には、様々な視点からのご指導、ご鞭撻を頂きました。ご自身の退官後にも研究室に来られる度に激励してくださいました。厚くお礼申し上げます。

防衛大学校 市野宏嘉准教授には、公私に渡って様々なことに関してご指導、御助言を頂きました。特に、先生がアメリカから送ってくださった激励のメールには心を救われました。厚く御礼申し上げます。

株式会社クラレ 小川敦久氏には、試験体を提供して頂くとともに、論文の投稿や学会発表等、様々な折にご指導、御助言を頂きました。深く感謝申し上げます。また、デンカ株式会社 高橋順氏には、試験体を提供して頂くとともに、研究者としての姿勢や実験への取り組み方についてご指導いただきました。ここに、深く感謝申し上げます。

大成建設株式会社 武者浩透氏には、試験体を提供して頂くとともに、研究に対して様々なご指導、御助言を頂きました。厚く御礼申し上げます。

防衛大学校理工学研究科後期課程第16期永田真氏、同第17期片岡新之介氏、同前期課程第51期金子鉄兵氏、同第53期柴田大希氏、第55期岩根利浩氏、第56期濱田匠李氏、同長谷川大氏には、供試体の準備、実験の計測、論文の執筆などの著者の研究に関することや、研究室の諸業務に関してご協力を頂きました。心から感謝申し上げます。

防衛大学校本科学生の皆様には、実験等に関して多くのご協力を頂きました。すべて名前を記すことはできませんが、ここにお礼申し上げます。

防衛大学校管理施設課 小西桂吾氏、建設環境工学科 高橋峰男氏および機械実習工場の皆様には、実験資材の作成に関して多くの支援を頂きました。心から感謝申し上げます。

本研究の機会を与えてくださいました航空自衛隊、特に航空幕僚監部防衛部前施設課長秋山圭太郎将補、現施設課長三上吉孝1佐を始め施設課の方々には、理工学研究科への門戸を開いて頂いた上に、期間中様々な面でご指導、ご支援頂きました。ここに厚くお礼申し上げます。

最後に、多大なるお力添えを頂いた建設環境工学科の皆様にご心よりお礼申し上げます。

平成30年3月 上野 裕稔

## 参考文献

### 第1章

- 1) Global Terrorism Database (<http://www.start.umd.edu/gtd/>)
- 2) 厚生労働省：死亡災害データベース ([http://anzeninfo.mhlw.go.jp/anzen\\_pg/SIB\\_FND.aspx](http://anzeninfo.mhlw.go.jp/anzen_pg/SIB_FND.aspx))
- 3) 土木学会構造工学委員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6，1994.
- 4) 土木学会：コンクリート標準示方書（設計編），2007.
- 5) 国土交通省：土木・建築にかかる設計の基本，国土交通省，2000.
- 6) 土木学会：土木構造物共通示方書Ⅱ（作用・荷重），2010.
- 7) 土木学会：性能設計における土木構造物に対する作用の指針，土木学会構造工学シリーズ18，2008.
- 8) 土木学会構造工学委員会：構造工学シリーズ15 衝撃実験・解析の基礎と応用，2004.
- 9) 衝撃を受ける構造物の性能照査型包括コードについて，第8回構造物の衝撃問題に関するシンポジウム論文集，2006
- 10) 防衛施設学会局部破壊評価技術部会：高速衝突を受けるコンクリート構造物の局部破壊に対する設計ガイドライン(案)，2014.
- 11) 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，Vol.63，No.1，pp.178-191，2007.
- 12) 小島功：衝撃荷重を受ける鉄筋コンクリート板の局所挙動に関する実験的研究，FAPIG，第124号，pp.24-34，1990.
- 13) 三輪幸治，別府万寿博，大野友則，伊東雅晴，片山雅英：改良理論モデルによるコンクリート板の局部破壊評価法，土木学会論文集A，Vol.65，No.4，pp.844-858，2009.
- 14) 別府万寿博，三輪幸治，高橋順：高速衝突を受けるコンクリート板の裏面剥離発生メカニズムと連続繊維シート補強の効果，土木学会論文集A1，Vol.68，No.2，pp.398-412，2012.
- 15) Ohno, T., Uchida, T., Matsumoto, N. and Takahashi, Y.: Local damage of reinforced concrete slabs by impact of deformable projectiles, *Nuclear Engineering and Design*, 138, pp.45-52, 1992.
- 16) Kennedy, R. P.: 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.
- 17) Hughes, G.: Hard missile impact on reinforced concrete, *Nuclear Engineering and Design*, Vol.77, pp.23-25, 1984.
- 18) Chang, W.S.: Impact of solid missiles on concrete barriers, *Journal of the Structure Division, Proceedings of ASCE*, Vol.107, No. 2, pp.257-271, 1981.
- 19) Haldar, A. and Miller, F. J.: Penetration depth in concrete for nondeformable missiles, *Nuclear Engineering and Design*, Vol.71, 1982.

- 20) Dancygier, A. N. and Yankelevsky, D. Z.: High strength concrete response to hard projectile impact, *International Journal of Impact Engineering*, Vol.18, No.6, pp.583-599. 1996.
- 21) Tai, Y. S.: Flat ended projectile penetrating ultra-high strength concrete plate target, *Theoretical and Applied Fracture Mechanics*, Vol.51, No.2, pp117-128, 2009.
- 22) Mohamed, A. K. and Ahmed, F.: Effect of reinforcement on the response of concrete panels to impact of hard projectiles, *International Journal of Impact Engineering*, Vol.63, pp.1-17. 2014.
- 23) 内田孝, 大野友則: 柔飛翔体の高速衝突による鉄筋コンクリート板の局部損傷の予測, 防衛大学校理工学研究報告, Vol.29, No.2, 1992.
- 24) Sugano T., Tsubota H., Kasai Y., Koshika N., Ohmuma H., von Riesemann, W. A., Bickel, D.C. and Parks M. B.: Local damage to reinforced concrete structures caused by impact of aircraft engine missiles Part 1. Test program, method and results, *Nuclear Engineering and Design*, Vol.140, NO.3, pp.387-405, 1993.
- 25) Sugano, T., Tsubota, H., Kasai, Y., Koshika, N., Itoh, C., Shirai, K., von Riesemann, W. A., Bickel, D. C. and Parks, M. B. : Local damage to reinforced concrete structures caused by impact of aircraft engine missiles Part 2. Evaluation of test results, *Nuclear Engineering and Design*, Vol.140, No.3, pp.387-405, 1993.
- 26) Sugano, T., Tsubota, H., Kasai, Y., Koshika, N., Orui, S., von Riesemann, W. A., Bickel, D. C. and Parks, M. B.: Full-scale aircraft impact test for evaluation of impact force, *Nuclear Engineering and Design*, Vol.140, NO.3, pp.373-385, 1993.
- 27) Baroth, J., Malecot, Y., Boukria, Z., Briffaut, M. and Daudeville, L.: Prediction of the perforation of targets impacted by deformable projectiles, *International Journal of Impact Engineering*, Vol.80, pp.36-44, 2015.
- 28) 桂正治, 河西良幸, 坪田張二: RC への柔飛来物の衝突による貫通, 裏面剥離に関する 3 つの既往実験への UKAEA ガイドの評価法の適用性検討, 第 9 回衝撃シンポジウム, pp187-192, 2008.
- 29) Hashimoto, J., Takiguchi, K., Nishimura, K., Matsuzawa, K., Tsutsui, M., Ohashi, Y., Kojima, I. and Torita, H.: Experimental study on behavior of RC panels covered with steel plates subjected to missile impact, 18th International Conference on Structure Mechanics in Reactor Technology (SMiRT 18), Beijing, China, August 7-12, 2005.
- 30) Kawashima, K., Zafra, R., Sasaki, T., Kajiwara, K., Nakayama, M., Unjoh, H., Sakai, J., Kosa, K., Takahashi, Y. and Yabe, M.: Seismic performance of a full-size polypropylene fiber reinforced cement composite bridge column based on e-defense shake table experiments, *Journal of Earthquake Engineering*, No.4, pp.463-495, 2012.
- 31) 中村裕, 三橋博三: 短繊維補強モルタルの曲げ挙動と圧縮挙動に関する基礎的研究, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.21, No.2, pp.253-258, 1999.7



- 32) 土木学会：複数微細ひび割れ型繊維補強セメント複合材料設計・施工指針（案），2008.
- 33) 細田暁，菅野貴浩，石橋忠良：合成短繊維添加によるコンクリート片の剥落対策，コンクリート工学年次論文報告集，Vol.25，No.1，pp.275-280，2003.
- 34) 川又篤，高橋貴蔵，堀越哲郎，松岡茂：繊維補強セメント系複合材料の基礎性状に関する実験的研究，コンクリート工学年次論文報告集，Vol.28，No.1，pp.389-394，2006.
- 35) 土木学会：超高強度繊維補強コンクリート繊維補強コンクリートの設計・施工指針（案）．2004.
- 36) Li, V. C.: From micromechanics to structural engineering, the design of cementitious composites for civil engineering applications, *J Struct. Mech Earthquake Eng.*, Japan Society of Civil Engineers, Vol.10, No.2, pp.37-48, 1993.
- 37) 別府万寿博，小川敦久，高橋順：剛飛翔体の高速衝突を受ける繊維補強セメント系複合材料板の耐衝撃性能，土木学会論文集 E2(材料・コンクリート，構造)，Vol.70，No.2，pp.180-193，2014.
- 38) Shasha, W., Hoang, T. N. L., Leong, H. P., Ser T. Q. and Min-Hong, Z.: Effect of high strain rate on compressive behavior of strain-hardening, *Construction and Building Material*, Vol.136, pp.31-43, 2017.
- 39) Ulzurrun, G. and Zanuy, C.: Flexural response of SFRC under impact loading, *Construction and Building Materials*, Vol.134, pp.397-411, 2017.
- 40) 岩根利浩，繊維補強セメント複合材料の動的力学特性に関する研究，防衛大学校修士論文．2018.
- 41) Fujikake K., Sengga. T., Ueda. N., Ohno. T. and Katagiri M.: Effects if strain rate on tensile behavior o Reactive Powder Concrete, *Journal of Advanced Concrete Technology*, Vol.4, No.1, pp.79-84, 2006.
- 42) 藤掛一典，津田和彦，大野友則，下山善秀，片桐誠：高速度の三軸圧縮载荷を受ける鋼繊維補強高強度モルタルの動的挙動とその特性モデル，土木学会論文集，Vol.55，No.704，pp.37-53，2002.
- 43) Ong, K. C. G., Basheerkhan, M. and Paramasivam, P.: Resistance of fibre concrete slabs to low velocity projectile impact, *Cement & Concrete Composites*, Vol.21 pp.391-401, 1999.
- 44) Ramakrishna, G. and Sundararajan, T.: Impact strength of a few natural fibre reinforced cement mortar slabs: a comparative study, *Cement & Concrete Composites*, Vol. 27, pp. 547–553, 2005.
- 45) Tarek, H., Almusallam, Nadeem A. S., Rizwan A. I. and Husain A.: Response of hybrid-fiber reinforced concrete slabs to hard projectile impact, *International Journal of Impact Engineering*, Vol.58, pp.17-30, 2013.
- 46) 山田昌義，田邊靖宏，国枝稔：飛翔体衝突下でのポリエチレン繊維補強モルタルの破壊性状，材料，Vol.60，No.4，pp.325-331，2011.

- 47) 金弘燮, 金圭庸, 田重圭, 金東柱: 有機繊維及び鋼繊維補強コンクリートの高速衝撃による動的破壊特性, コンクリート工学年次論文集, Vol.36, No.1, pp.304-309, 2014.
- 48) 森田武, 別府万寿博, 鈴木誠: 高速衝突を受けるポリプロピレン短繊維補強コンクリートの耐衝撃性能, 日本建築学会構造系論文集, 第684号, pp.319-327, 2013.
- 49) 森田武, 別府万寿博, 鈴木誠: 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性状における短繊維補強と鉄筋補強の効果に関する実験的検討, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.35, No.2, pp.667-672, 2013.
- 50) 別府万寿博, 小川敦久, 高橋順: 剛飛翔体の高速衝突を受ける繊維補強セメント系複合材料板の耐衝撃性能, 土木学会論文集E2, Vol.70, No.2, pp.180-193, 2014.
- 51) Dancygier, A. N., Yankelevsky, D. Z. and Jaegermann, C.: Response of high performance concrete plates to impact of non-deforming projectiles, *International Journal of Impact Engineering*, Vol.34, pp.1768–1779, 2007.
- 52) Zhang, M. H., Shim, V.P.W., Lu, G. and Chew, C.W.: Resistance of high-strength concrete to projectile impact, *International Journal of Impact Engineering*, Vol.31, pp.825–841, 2005.

## 第2章

- 1) 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, Vol.63, No.1, pp.178-191, 2007.
- 2) Redon, C., Li, V. C., Wu, C., Hoshiro, H., Saito, T. and Ogawa, A.: Measuring and modifying interface properties of PVA fibers in ECC matrix, *Journal of Materials in Civil Engineering*, November/December, pp.399-406, 2001.
- 3) 神田健輔, 別府万寿博, 小川敦久, 高橋順: 短繊維補強セメント系複合材料の動的引張特性に関する実験的研究, 第38回土木学会関東支部技術研究発表会講演概要集, 2013.
- 4) Kennedy, R. P.: A review of procedures for the analysis and design of concrete structures to resist missile impact effects, *Nuclear Engineering and Design*, 37, pp.183-203, 1976.

## 第3章

- 1) 土木学会: 超高強度繊維補強コンクリート繊維補強コンクリートの設計・施工指針(案), 2004.
- 2) CEB-FIP Model Code 1990, 1991.
- 3) 田中良弘, 武者浩透, 大竹明朗, 下山善秀: 超高強度繊維補強コンクリートによるPC歩道橋の設計施工法, コンクリート工学年次論文集, Vol.24, No.2, pp.1603-1608, 2002.

- 4) 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, Vol.63, No.1, pp.178-191, 2007.
- 5) Kennedy, R. P.: A review of procedures for the analysis and design of concrete structures to resist missile impact effects, *Nuclear Engineering and Design*, 37, pp.183-203, 1976.
- 6) 別府万寿博, 武藤聡明, 高橋順: 超高強度および補強コンクリート板の局部破壊評価に関する基礎的検討, 構造工学論文集, Vol.59A, pp.1037-1047, 2012.

#### 第4章

- 1) Kennedy, R. P.: 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.
- 2) Hughes, G.: Hard Missile Impact on Reinforced Concrete, *Nuclear Engineering and Design*, Vol.77, pp.23-25, 1984.
- 3) 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, Vol.63, No.1, pp.178-191, 2007.
- 4) 三輪幸治, 別府万寿博, 大野友則, 伊東雅晴, 片山雅英: 改良理論モデルによるコンクリート板の局部破壊評価法, 土木学会論文集 A, Vol.65, No.4, pp.844-858, 2009.
- 5) Hill, R.: *The Mathematical Theory of Plasticity*, Oxford, London, 1950.
- 6) Rosenberg, Z., Dekel, E.: The penetration of rigid long rods – revisited, *International Journal of Impact Engineering*, vol.36, pp.551–564, 2009.
- 7) 別府万寿博, 小川敦久, 高橋順: 剛飛翔体の高速衝突を受ける繊維補強セメント系複合材料板の耐衝撃性能, 土木学会論文集 E2(材料・コンクリート, 構造), Vol.70, No.2, pp.180-193, 2014.
- 8) 藤掛一典, 上林勝敏, 大野友則, 江守克彦: ひずみ速度の影響を考慮したコンクリートの引張軟化特性の定式化, 土木学会論文集, No.669, Vol.50, pp.125-134, 2001.
- 9) 神田健輔, 別府万寿博, 小川敦久, 高橋順: 短繊維補強セメント系複合材料の動的引張特性に関する実験的研究, 第38回土木学会関東支部技術研究発表会講演概要集, 2013.
- 10) Fujikake, K., Senga, T., Ueda, N., Ohno, T. and Katagiri, M.: Effects of strain rate on tensile behavior of Reactive Powder Concrete, *Journal of Advanced Concrete Technology*, Vol.4, No.1, pp.79-84, 2006.
- 11) Li, Q. M., Reid, S. R. and Ahmad-Zaidi, A. M.: Critical impact energies for scabbing and perforation of concrete target, *Nuclear Engineering and Design*, Vol.236, No.11, pp.1140-1148, 2006.

## 第5章

- 1) Sugano T., Tsubota H., Kasai Y., Koshika N., Ohmuma H., von Rieseemann, W. A., Bickel, D.C. and Parks M. B.: Local damage to reinforced concrete structures caused by impact of aircraft engine missiles Part 1. Test program, method and results, *Nuclear Engineering and Design*, Vol.140, NO.3, pp.387-405, 1993.
- 2) Sugano, T., Tsubota, H., Kasai, Y., Koshika, N., Itoh, C., Shirai, K., von Rieseemann, W. A., Bickel, D. C. and Parks, M. B. : Local damage to reinforced concrete structures caused by impact of aircraft engine missiles Part 2. Evaluation of test results, *Nuclear Engineering and Design*, Vol.140, No.3, pp.387-405, 1993.
- 3) Baroth, J., Malecot, Y., Boukria, Z., Briffaut, M. and Daudeville, L.: Prediction of the perforation of targets impacted by deformable projectiles, *International Journal of Impact Engineering*, Vol.80, pp.36-44, 2015.
- 4) Hashimoto, J., Takiguchi, K., Nishimura, K., Matsuzawa, K., Tsutsui, M., Ohashi, Y., Kojima, I. and Torita, H. : Experimental study on behavior of RC panels covered with steel plates subjected to missile impact, 18th International Conference on Structure Mechanics in Reactor Technology (SMiRT 18), Beijing, China, August 7-12, 2005.
- 5) Kennedy, R. P.: 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.
- 6) Jones, N.: *Structural Impact*, second edition.
- 7) Andrew, K. R. F., England, G. L. and Ghani, E.: Classification of the axial collapse of cylindrical tubes under quasi-static loading, *International Journal of Mechanical Sciences*, Vol.25, No.9-10, pp. 687-696, 1983.
- 8) 榎田努, 三村耕司, 梅寄祐樹 : 動的軸圧潰する薄肉円管のエネルギー吸収能とモード分岐, *材料*, Vol.55, No.9, pp.799-806, 2006.
- 9) 別府万寿博, 三輪幸治, 高橋順 : 高速衝突を受けるコンクリート板の裏面剥離発生メカニズムと連続繊維シート補強の効果, *土木学会論文集 A1(構造・地震工学)*, Vol.68, No.2, pp.398-412, 2012.
- 10) 内田孝, 大野友則 : 柔飛翔体の高速衝突による鉄筋コンクリート板の局部損傷の予測, *防衛大学校理工学研究報告*, Vol.29, No.2, 1992.

## 本研究に関連して発表した論文等

### 学術論文

番号	著者名	題 目	論文名	年 月
1	上野 裕稔 別府 万寿博 小川 敦久	高速衝突を受ける繊維補強 セメント系複合材料板の局 部破壊低減効果に関する実 験的検討	コンクリート工学 年次論文集 Vol.36 pp.517-522	2014.7
2	上野 裕稔 別府 万寿博 小川 敦久	高速衝突を受ける PVA 短繊 維補強セメント複合材料板 の局部破壊に短繊維混入量 が及ぼす影響	構造工学論文集 Vol.61A pp.899-911	2015.3
3	上野 裕稔 別府 万寿博 武者 浩透 岡本 修一	超高強度繊維補強コンクリ ート板の裏面剥離評価に関す る基礎的検討	コンクリート工学 年次論文集 Vol.38 pp.1345-1350	2016.7
4	上野 裕稔 別府 万寿博 市野 宏嘉 武者 浩透 岡本 修一	柔飛翔体の高速衝突を受け る超高強度繊維補強コンク リートパネルの局部破壊に 関する実験的研究	構造工学論文集 Vol.63A pp.1149-1162	2017.3
5	Hironori Ueno Masuhiro Beppu Atsuhisa Ogawa	A method for evaluating the local failure of short polypropylene fiber-reinforced concrete plates subjected to high-velocity impact with a steel projectile	International Journal of Impact Engineering Vol.105 pp68-79	2017.7
6	上野 裕稔 別府 万寿博 市野 宏嘉 高橋 順	衝突によるコンクリートの 貫入深さに関する力学的考 察	コンクリート構造 物の補修、補強、 アップグレード論 文報告集 Vol.17 pp.185-190	2017.10

7	Hironori Ueno Masuhiro Beppu Hiroyoshi Ichino Hiroyuki Musha Shuichi Okamoto	A method for evaluating the local failure of ultra-high performance short PVA fiber reinforced concrete plates subjected to a projectile impact	International Journal of Protective Structures	印刷中
8	岩根 利浩 上野 裕稔 別府 万寿博 小川 敦久	PP および PVA 繊維補強セメント複合材料の動的一軸圧縮強度特性に関する実験的研究	構造工学論文集、Vol.64A	印刷中

### 国際会議

番号	登壇者 (○印) および共同研究者	題 目	発表会名	年月
1	Hironori Ueno○ Masuhiro Beppu Atsuhisa Ogawa	Experimental study of local damage resistant performance of fiber reinforced cementitious composite plates subjected to high velocity impact	6th Protection of Structures against Hazards (PSH6)	2014.10
2	Masuhiro Beppu Hironori Ueno Jun Takahashi	Local damage of fiber reinforced cementitious composite plates subjected to high velocity impact	5th International Conference of Design and Analysis of Structures (DAPS5)	2015.5

### 口頭発表等

番号	登壇者 (○印) および共同研究者	題 目	発表会名	年月
1	上野 裕稔○ 別府 万寿博 小川 敦久	高速衝突を受ける繊維補強セメント系複合材料板の局部破壊に関する考察	土木学会関東支部第41回技術研究発表会	2014.3

2	別府 万寿博 上野 裕稔○ 小川 敦久	高速衝突を受けるPVA 繊維補強セメント系複合材料板の局部破壊抑制効果に関する検討	土木学会平成26年度全国大会第69回 年次学術講演会	2014.9
3	上野 裕稔○ 別府 万寿博 小川 敦久	高速衝突を受ける繊維補強セメント系複合材料板の局部破壊抑制効果に関する検討	第11回構造物の衝撃問題に関する衝撃シンポジウム	2014.10
4	勇 玲菜○ 別府 万寿博 上野 裕稔	高速衝突を受けるコンクリート板の局部破壊に関するエネルギー論的考察	土木学会関東支部 第42回技術研究発表会	2015.3
5	上野 裕稔○ 別府 万寿博 武者 浩透 岡本 修一 龍 尊子	高速衝突を受ける超高強度繊維補強コンクリート板の局部破壊に関する実験的検討	土木学会関東支部 第42回技術研究発表会	2015.3
6	上野 裕稔○ 別府 万寿博 小川 敦久	高速衝突を受ける繊維補強コンクリート板の局部破壊限界板厚の評価法に関する検討	土木学会平成27年度全国大会第70回 年次学術講演会	2015.9
7	上野 裕稔○ 別府 万寿博 武者 浩透 岡本 修一	高速衝突を受ける超高強度繊維補強コンクリート板の局部破壊評価法に関する実験的検討	土木学会関東支部 第43回技術研究発表会	2016.3
8	吉本 宏和○ 川口 哲生 武者 浩透 上野 裕稔 別府 万寿博	柔飛翔体が高速衝突した超高強度繊維補強コンクリートの局部破壊に関する研究	土木学会平成28年度全国大会第71回 年次学術講演会	2016.9
9	上野 裕稔○ 市野 宏嘉 別府 万寿博	繊維補強セメント複合材料板の材料特性が裏面剥離限界板厚に及ぼす影響に関する一考察	土木学会平成28年度全国大会第71回 年次学術講演会	2016.9

10	上野 裕稔○ 市野 宏嘉 別府 万寿博	飛翔体の質量・衝突速度が 局部破壊に及ぼす影響に関 する基礎的検討	土木学会関東支部 第 44 回技術研究発 表会	2017.3
11	上野 裕稔○ 別府 万寿博 市野 宏嘉 高橋 順	短繊維補強によるコンクリ ート板の裏面剥離抑制効果 に関するエネルギー論的考 察	土木学会平成 29 年 度全国大会第 72 回 年次学術講演会	2017.9
12	岩根 利浩○ 上野 裕稔 別府 万寿博 小川 敦久	PVA 繊維補強セメント複合 材料の動的曲げ力学特性に 関する実験的検討	第 45 回土木学会関 東支部技術研究発 表会	2018.3