

飛来物衝突を受ける RC 版および UFC パネルの
局部破壊評価法に関する研究

防衛大学校理工学研究科後期課程

装備・基盤工学系専攻 防災工学教育研究分野

片岡 新之介

令和2年3月

目次

第1章 序論.....	1
1.1 研究の背景.....	1
1.2 衝突作用に対する既往の研究.....	3
1.2.1 衝突作用による荷重特性および評価.....	4
1.2.2 衝突を受ける RC 部材の破壊特性.....	6
1.3 衝突を受ける RC 部材の評価.....	9
1.3.1 全体破壊に対する評価法.....	9
1.3.2 局部破壊に対する評価法.....	10
1.3.3 柔飛来物の衝突に対する局部破壊評価法.....	12
1.4 繊維補強セメント系複合材料の耐衝撃性.....	14
1.4.1 繊維補強セメント系複合材料.....	14
1.4.2 超高強度繊維補強コンクリート.....	15
1.5 研究の目的と概要.....	18
1.6 本論文の構成.....	19
第2章 飛翔体の衝突を受ける RC 版の衝撃応答特性に関する実験的検討.....	20
2.1 緒言.....	20
2.2 実験の概要.....	20
2.2.1 高圧空気式飛翔体発射装置.....	20
2.2.2 衝突速度および衝突荷重の計測方法.....	21
2.2.3 剛飛翔体および剛・柔複合飛翔体.....	24
2.2.4 RC 版および設置要領.....	27
2.2.5 計測項目および実験ケース.....	30
2.3 剛飛翔体の実験結果および考察.....	31
2.3.1 実験結果の一覧.....	31
2.3.2 RC 版の破壊性状.....	32
2.3.3 破壊領域の寸法.....	34
2.3.4 局部破壊評価式による損傷評価.....	36
2.3.5 RC 版の損傷進展過程.....	38
2.3.6 飛翔体の変位, 速度および荷重特性.....	39
2.3.7 RC 版の支点反力およびひずみ応答.....	41

2.4	剛・柔複合飛翔体の実験結果および考察	43
2.4.1	実験結果の一覧	43
2.4.2	RC版の破壊性状および鋼管部の変形性状	43
2.4.3	破壊領域の寸法	45
2.4.4	局部破壊評価式による損傷評価	46
2.4.5	RC版の損傷進展過程	47
2.4.6	飛翔体の変位，速度および荷重特性	49
2.4.7	RC版の支点反力およびひずみ応答	52
2.5	結言	54
第3章 飛翔体の衝突を受ける UFC パネルの衝撃応答特性に関する実験的検討		55
3.1	緒言	55
3.2	実験の概要	55
3.2.1	UFC の力学特性	55
3.2.2	UFC パネル試験体および設置要領	56
3.2.3	剛飛翔体および剛・柔複合飛翔体	57
3.2.4	計測項目および実験ケース	57
3.3	剛飛翔体の実験結果および考察	58
3.3.1	実験結果の一覧	58
3.3.2	UFC パネル試験体の破壊性状	60
3.3.3	破壊領域の寸法	67
3.3.4	剛 CRIEPI 式による損傷評価	68
3.3.5	UFC パネルの損傷進展過程	71
3.3.6	飛翔体の変位，速度および荷重特性	73
3.3.7	UFC パネルの支点反力およびひずみ応答	75
3.4	剛・柔複合飛翔体の実験結果および考察	77
3.4.1	実験結果の一覧	77
3.4.2	UFC パネルの破壊性状および飛翔体の変形性状	77
3.4.3	破壊領域の寸法	79
3.4.4	UFC 剛 CRIEPI 式による損傷評価	80
3.4.5	UFC パネルの局部破壊の進展過程	81
3.4.6	飛翔体の変位，速度および荷重特性	84
3.4.7	UFC パネルの支点反力およびひずみ応答	86
3.5	結言	88

第4章 RC版およびUFCパネルの局部破壊メカニズムに関する数値解析的検討.....	89
4.1 緒言.....	89
4.2 解析モデル.....	89
4.2.1 飛翔体および試験体.....	89
4.2.2 コンクリートの構成モデル.....	91
4.2.3 UFCの構成モデル.....	92
4.2.4 鋼材の構成モデル.....	93
4.3 数値シミュレーションによる実験結果の再現性.....	95
4.3.1 RC版の衝突実験の再現性.....	95
4.3.2 UFCパネルの衝突実験の再現性.....	105
4.4 局部破壊メカニズム.....	115
4.4.1 断面における損傷の進展.....	115
4.4.2 動的な力の釣合い.....	121
4.4.3 加速度分布およびせん断力の算定方法.....	122
4.4.4 加速度分布.....	123
4.4.5 せん断力分布.....	125
4.5 結言.....	127
第5章 飛来物衝突を受けるRC版およびUFCパネルの裏面剥離評価の提案.....	128
5.1 緒言.....	128
5.2 裏面剥離評価法の概要.....	128
5.3 理論モデルによる衝突荷重の算定.....	129
5.3.1 コンクリートに対する貫入モデル.....	129
5.3.2 座屈による荷重低減の考慮.....	134
5.4 RC版の応答モデルおよび耐力の評価.....	136
5.4.1 応答領域の算定.....	136
5.4.2 せん断力の算定.....	138
5.4.3 RC版の動的せん断耐力.....	139
5.5 RC版の損傷評価法の提案および検証.....	140
5.6 UFCパネルへの適用.....	142
5.6.1 貫入抵抗力.....	142
5.6.2 動的な押し抜きせん断耐力.....	143
5.7 結言.....	145

第 6 章 結論.....	146
6.1 主要な成果および結論	146
6.2.1 第 1 章.....	146
6.2.2 第 2 章.....	146
6.2.3 第 3 章.....	147
6.2.4 第 4 章.....	148
6.2.5 第 5 章.....	148
6.3 今後の課題	149
謝辞.....	150
参考文献.....	151
研究に関連して発表した論文等	161

第1章 序論

1.1 研究の背景

近年、竜巻などの強風によって生じた飛散物の衝突による被害が報告されている。平成24年に茨城県つくば市で発生した竜巻においては、竜巻の風圧や竜巻によって巻き上げられた飛来物が衝突することで、死者1名、負傷者76名、全壊家屋76棟の被害が報告されている¹⁾。また、平成30年に発生した台風21号においては、死者14名、重傷者46名および8万棟を超える家屋の被害が発生しており、道路の寸断や断水などのライフラインへの被害が生じるとともに、強風によって飛散した飛来物が衝突することで生じた構造物の被害も報告されている²⁾。竜巻の発生件数については、平成20年～28年における地上竜巻は231件、海上竜巻は295件発生しており³⁾、今後も強風による飛来物の被害が増大することが懸念される。

自然災害に起因する飛来物の衝突については、火山噴火における噴石の衝突による被害も報告されている。平成26年に発生した長野県御嶽山における噴火では、死者58名、行方不明者5名、負傷者69名の人的被害が発生するとともに、火山噴石の衝突による山小屋の被害が報告されている⁴⁾。また、平成30年に発生した群馬県草津白根山における噴火においては、噴石が多数飛来し、死者1名、負傷者11名の被害が生じた⁵⁾。国内においては、図-1.1に示すように現在110の活火山を有しており⁶⁾、多数の火山災害が発生していることから、火砕流や土石流などに加え、火山噴石による被害を想定した防災対策を検討することが求められる。

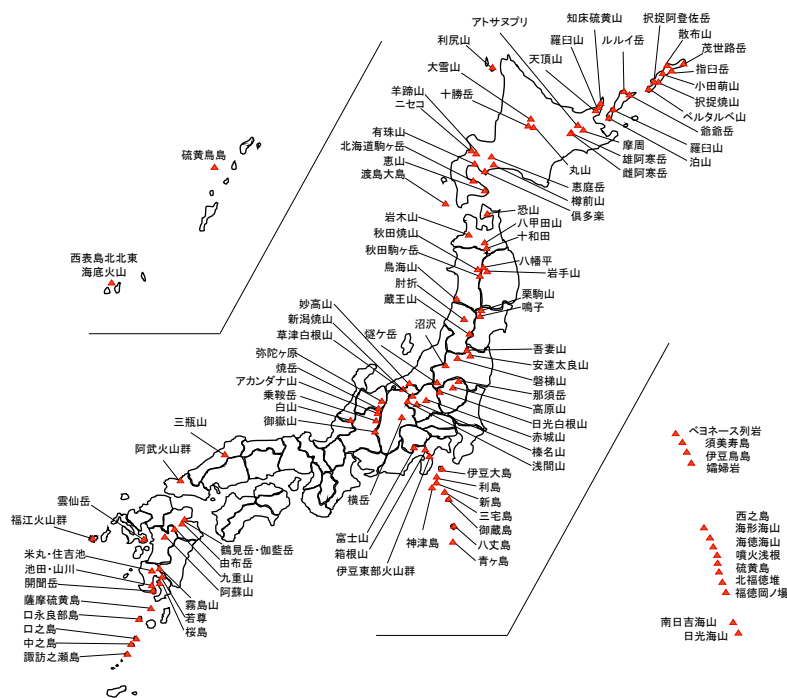


図-1.1 国内における活火山の分布⁶⁾

竜巻などの強風による飛来物や火山噴石の衝突に対しては、原子力発電所に及ぼす影響評価や防護シェルターに関する指針類が策定されている。竜巻による飛来物に対しては、平成25年に原子力規制委員会が「原子力発電所の竜巻影響評価ガイド⁷⁾」を制定（平成30年に一部改定）しており、表-1.1に示すような原子力発電施設を対象とした設計用飛来物が設定されている。これらの竜巻飛来物は原子力発電所の敷地内における設置物の飛散を想定しており、その種類は棒状物、板状物および塊状物に区分されている。これらの最大水平速度は竜巻の風速を100m/sとした条件下で数値解析的に算定されたものであり、飛来物の質量は8.4kg～4750kg、最大水平速度は49m/s～60m/sと設定されている。火山噴石に対しても、平成25年に原子力規制委員会が「原子力発電所の火山影響評価ガイド⁸⁾」を制定（平成29年に一部改正）しており、国際原子力機関（IAEA）が制定している規準⁹⁾を参考に、火口中心と原子力発電所の距離が10km以下になると火山から発生する飛来物により原子力発電所が何らかの影響を受けることを想定している。また、活火山の山道や火口周辺地域における火山噴石に対する退避壕の整備に関連して、平成27年に内閣府から「活火山における退避壕等の充実に向けた手引き¹⁰⁾」が提示されている。この中では、鉄筋コンクリート壁に対して想定する破壊モード、既設の山小屋の補強法およびボックスカルバートの活用や補強方法などについて既往の研究^{11)～16)}を整理するとともに、避難施設の耐衝撃性向上について考慮すべき事項をまとめている。なお、本手引きにおける火山噴石の衝突速度については、直径50cmの火山噴石では速度130m/s、直径10cm～30cmの火山噴石は速度100m/sで衝突するものと設定している。

以上のように、近年、竜巻の飛来物や火山噴石の衝突に対する防護方法について検討が行われつつある。しかしながら、飛来物に対する対策指針類においては、防護構造物の具体的な設計法を提示するには至っておらず、飛来物衝突に対する構造物の合理的な耐衝撃設計法を検討することが急務であると言える。

表-1.1 竜巻飛来物および最大速度の設定例⁷⁾

飛来物の種類	棒状物		板状物	塊状物	
	鋼製パイプ	鋼製材	コンクリート板	コンテナ	トラック
サイズ (m)	長さ×直径 2×0.05	長さ×幅×奥行 4.2×0.3×0.2	長さ×幅×厚さ 1.5×1×0.15	長さ×幅×奥行 2.4×2.6×6	長さ×幅×奥行 5×1.9×1.3
質量 (kg)	8.4	135	540	2300	4750
最大水平速度 V_{Hmax} (m/s)	49	51	30	60	34
最大鉛直速度 V_{Vmax} (m/s)	33	34	20	40	23

1.2 衝突作用に対する既往の研究

土木・建築分野における衝突作用を対象として、表-1.2 に示すように広範囲の衝突速度に対する研究が行われてきた¹⁷⁾。衝突速度が比較的低い事象としては、船舶や海洋漂流物の衝突、車両の衝突、あるいは落石および土石流の衝突などに対する研究が多く行われており、防護構造物の設計法および補強補法が検討されている^{18)~21)}。一方で、速度が比較的大きな衝突に対しても古くから研究が行われている。過去には、軍事分野における衝突作用を対象とした研究において、コンクリート部材に対する破壊の評価方法などが提案されている^{17), 22), 23)}。また、原子力施設に対する衝突を想定した研究も行われており、鉄筋コンクリート版（以下、RC版）の局部破壊を評価する実験式が提案されている^{23~32)}。原子力規制委員会は、原子力施設に対する戦闘機の衝突を想定し、実物の戦闘機をRC壁に衝突させる実験を行い、衝撃荷重の推定法の妥当性を検証している^{33), 34)}。近年では計算機の性能が向上したこともあり、数値解析に基づいた影響評価の検討も行われている^{35), 36)}。また、化学プラントなどの危険物を取扱う施設における爆発事故の発生に伴い、爆発飛散物に対する防護方法の検討も行われている。上野らは、爆発事故において発生する飛散物の衝突に対する防護方法の研究を行い、コンクリート版と有機繊維を混入した繊維補強コンクリート（Fiber Reinforced Concrete: FRC）および超高強度繊維補強コンクリート（Ultra high strength Fiber reinforced Concrete: UFC）版に対して衝突実験を行い、既往の局部破壊評価式の適用性や評価法の検討を行っている^{37)~40)}。以上から、既往の研究では比較的低速度あるいは高速度の衝突に対して行われた研究が多く、竜巻飛来物や火山噴石のような中間に位置する速度の衝突に対する研究が少ないのが現状である。

表-1.2 土木・建築分野で扱う衝突問題（文献17を基に作成）

載荷・衝突速度(m/s)	0	1	10	100	10 ³
ひずみ速度(1/s)	10 ⁻⁶		10 ⁻¹	10 ⁰ —10 ¹	10 ² —10 ⁵
関連する衝突問題 (下線部下の数字は衝突体質量)			船舶の衝突 数万t 落石の衝突 数t~数百t 土石流の衝突 数t~数百t	車両の衝突 数t~数十t 竜巻飛来物 数kg~数t	航空機の衝突 数t~数百t 爆発飛散物の衝突 数g~数t 小銃弾の衝突 数g 火山噴石 数kg~数十t
衝突速度帯	静的	準静的	低速度	中速度	高速度
動的効果	クリープ速度	一定ひずみ速度	試験体の機械的振動	弾塑性波の伝播	衝撃波の伝播
	慣性力無視		慣性力の影響大		

1.2.1 衝突作用による荷重特性および評価

衝撃荷重の特性として、静的な荷重に比べて最大荷重が大きく継続時間が短いことが挙げられる¹⁷⁾。また、衝突する側である衝突体と衝突される側である被衝突体の形状や剛性、あるいは衝突速度などの衝突条件の影響を受け、同じ力積であっても構造物の応答や損傷状況は異なる傾向を示す。例えば、衝突体が柔らかく、衝突速度が小さい場合は最大荷重が小さく、荷重の継続時間は長くなる。一方で、衝突体が硬く、衝突速度が大きい場合は最大荷重が大きく、荷重の継続時間は短くなるとされている⁴¹⁾。以下では、これらの衝突作用により生じる衝撃荷重の算定方法について述べる。

衝撃荷重のモデル化は、衝突体の寸法、剛性および衝突速度などの様々な衝突条件を考慮して行われている。日本道路協会が発行している落石対策便覧⁴²⁾においては、落石の衝突による衝撃荷重をヘルツの接触理論に基づいた算定式より求めており、以下に示す2つの球体が衝突する場合の式を基礎としている。

$$n = \frac{4}{3\pi} \cdot \frac{1}{k_1 + k_2} \left[\frac{R_1 R_2}{R_1 + R_2} \right]^{\frac{1}{2}} \quad (1.1)$$

$$P_{uc} = n^{\frac{2}{5}} \left[\frac{5}{4} v_0^2 \frac{m_1 m_2}{m_1 + m_2} \right]^{\frac{3}{5}} \quad (1.2)$$

$$k_1 = (1 - \nu_1^2) / (\pi E_1) \quad (1.3a)$$

$$k_2 = (1 - \nu_2^2) / (\pi E_2) \quad (1.3b)$$

ここに、 ν_1 および ν_2 ：球体のポアソン比、 E_1 および E_2 ：球体のヤング係数、 R_1 および R_2 ：球体の曲率半径、 v_0 ：相対接近速度、 m_1 および m_2 ：球体の質量、 π は円周率である。

ここで、落石防護構造物については敷砂緩衝材を用いることを想定しており、この場合の衝撃荷重を算定する場合は、球体の質量に落石と敷砂の質量を用いて落石を剛体 ($E_1 = \infty$, $k_1 = 0$)、敷砂は無限に広がっている ($m_2 = \infty$, $R_2 = \infty$) としている⁴²⁾。

剛な衝突体（変形しない衝突体）が高速度で衝突をする場合においては、主に衝突体の局部的な貫入による半理論モデルが提案されている。Forrestalらは、剛な衝突体が半無限の厚さを持つ物体に貫入する現象を、被衝突体に生じる凹みが球殻状に押し広げられる状態と仮定した。すなわち、貫入抵抗力は局所的な変形によって生じた内力である静圧項と、衝突体の速度減少による運動量の変化によって生じる力である動圧項の和としており、衝突による荷重 F を以下の式で表している^{43), 44)}。

$$F = \pi r^2 (\tau_0 A + NB\rho V^2) \quad (1.4)$$

ここに、 r は衝突体の半径、 ρ および τ_0 は被衝突体の密度およびせん断強度に関する係数、 V および N は衝突体の速度および先端形状に関する係数であり、 A および B は無次元の定数である。

Li および Chen らは、Forrestal らの貫入モデルに対して衝突体の先端形状の適用範囲を修正するとともに、飛翔体が被衝突体に貫入する際の塑性仕事と飛翔体の運動エネルギーが等しいと仮定し、衝突体の貫入深さを算出する方法を提案している^{45), 46)}。Li および Chen らの衝突力は次式で表される。

$$F = \pi r^2 (A\sigma_y N_1 + B\rho V^2 N_2) \quad (1.5)$$

ここに、 σ_y は被衝突体の降伏応力、 N_1 および N_2 は衝突体の先端形状に関する無次元値であり、次式により表される。

$$N_1 = 1 + \frac{2\mu_m}{y^2} \int_0^x y dx \quad (1.6a)$$

$$N_2 = -\frac{2}{y^2} \int_0^x \frac{yy'^3}{1+y'^2} dx + \frac{2\mu_m}{y^2} \int_0^x \frac{yy'^2}{1+y'^2} dx \quad (1.6b)$$

ここに、 y および y' は衝突体の先端形状の関数および接線の勾配、 μ_m は動摩擦係数である。

航空機などの変形が生じる衝突体（柔飛翔体）の衝突による衝撃荷重については、Riera モデルが主に用いられている^{34), 47), 48)}。Riera モデルは、航空機の機体を圧壊部（衝突部）と健全部に区分し、衝突部においては圧壊により質量が減少することを考慮した運動量～力積の保存則を基にしており、次式により表される^{34), 47), 48)}。

$$F(t) = P_c [x(t)] + \mu [x(t)] V(t)^2 \quad (1.7)$$

ここに、 P_c は圧壊部の座屈荷重、 μ は圧壊部の単位長さ値の質量、 x は変形量である。

以上から、衝突作用による衝撃荷重の算定方法については、衝突体の接触応力や貫入のモデル化により導出された貫入抵抗力によって算出する方法が提案されている。また、衝突体の座屈荷重と運動量の保存則から、衝突体に変形が生じる場合の衝撃荷重の算定方法も提案されている。次節では、これらの衝撃荷重を受けるRC部材の破壊モードについて概説する。

1.2.2 衝突を受ける RC 部材の破壊特性

衝撃荷重を受けるRC部材の破壊モードは、衝突体の寸法や衝突速度、または衝突を受けるRC部材の寸法および境界条件などにより変化することが知られている。一般的に、衝撃荷重を受ける構造物の破壊は、全体破壊と局部破壊の2つに大別される¹⁷⁾。全体破壊は支点反力が生じた後に断面力（せん断力および曲げモーメント）によって破壊が発生する現象である。荷重の作用速度が小さい場合は図-1.2に示すように、RC版には静的な荷重が作用した場合に類似した曲げ破壊やせん断破壊が生じる。局部破壊については、衝撃荷重が作用した部位の周辺部に破壊が生じる現象であり、荷重の作用速度が大きい場合に発生する。既往の研究においては、図-1.3に示すように局部破壊の破壊モードは表面破壊・貫入（spalling）、裏面剥離（scabbing）および貫通（perforation）の3つに分類されている¹⁴⁾。これらの局部破壊モードは、構造物が全体破壊を示す前に発生するため、全体破壊や静的な荷重が作用した場合に生じる破壊（図-1.4(a)）とは異なる衝撃特有の破壊現象である。

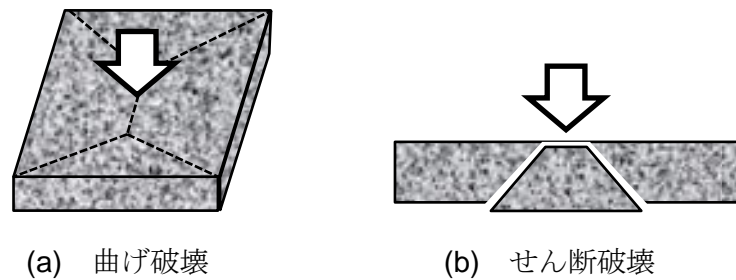


図-1.2 静的荷重下における破壊モード

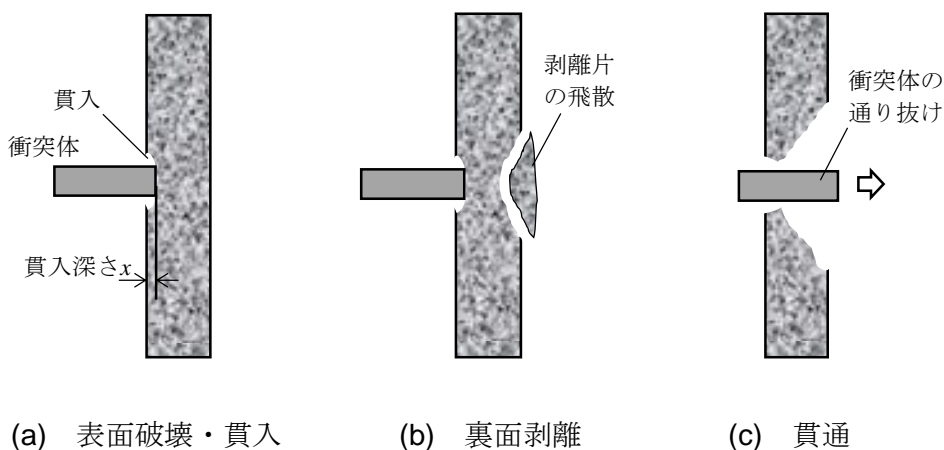


図-1.3 衝撃荷重下における局部破壊モード

全体破壊は衝撃荷重に対し構造物全体が応答して破壊に至る現象であり、**図-1.4(b)**に示すように、衝撃作用によって部材に生じる慣性力の分布をモデル化し、衝撃荷重、支点反力および慣性力が釣合うことで、部材の断面力が生じて破壊に至ると説明される。一方で、局部破壊は**図-1.5**に示すように衝撃作用によって生じた応力波（圧縮応力波）が部材の自由端に到達して反射することで引張応力波が生じ、コンクリートの引張強度に到達すると破壊（スポール破壊）が生じる場合や、**図-1.6**に示すように衝撃荷重が作用する領域近傍において部材が局部的に変形することで破壊が生じる場合もある^{41), 50), 51)}。

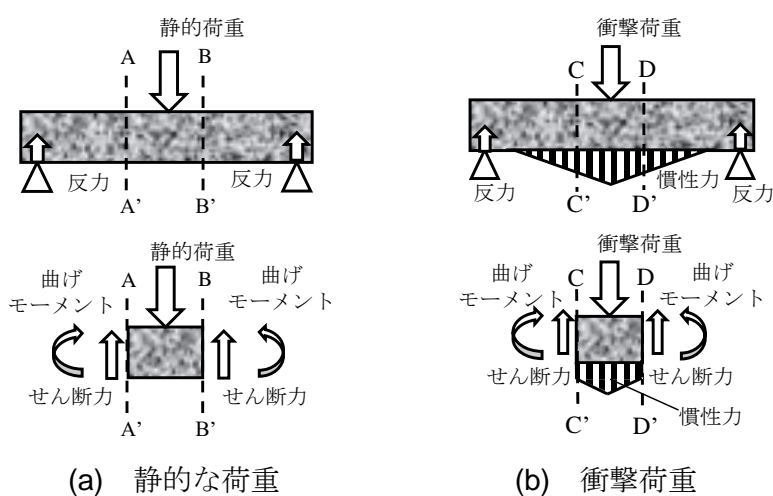


図-1.4 RC部材に生じる慣性力および断面力

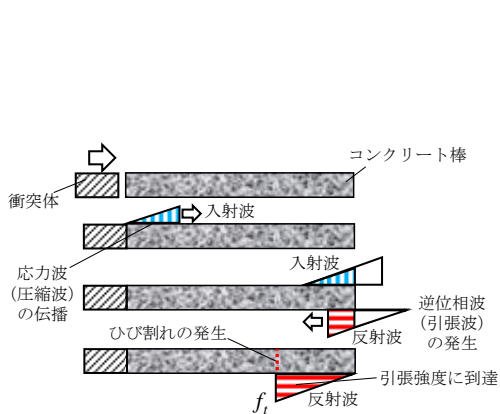


図-1.5 コンクリート棒に伝播する応力波

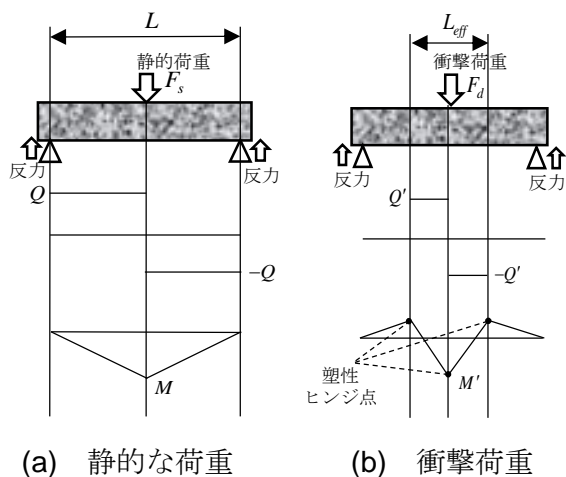


図-1.6 RC部材の局部的な変形による破壊

PhamおよびHaoらは、図-1.7に示すように衝突によってRCはりに生じる慣性力が線形に分布すると仮定し、荷重の作用時間が長い場合は図-1.7(a)に示すような慣性力分布をモデル化している。この場合のRCはりに生じる動的な断面力(せん断力 Q_x および曲げモーメント M_x)を次のように導出している⁵²⁾。

$$Q_x = \frac{2F}{L^2 - 4L_a^2} (x^2 - 2L_a x) \quad (1.8a)$$

$$M_x = \frac{F}{L \left(1 - \frac{4L_a^2}{L^2}\right)} \left(\frac{L^2}{12} - L_a^2 - \frac{4L_a^3}{3L} \right) \quad (1.8b)$$

ここに、 F は衝撃荷重、 L はスパン長、 L_a は張り出し部の長さである。

また、衝突速度が大きく、荷重の作用時間が短い場合は図-1.7(b)に示すように、RCはりの衝突部近傍に生じる慣性力が衝撃荷重と釣り合い、支点反力が発生する前に破壊が生じると説明している⁵³⁾。Cotsovosらは、RCはりが衝突を受けた場合、衝突部近傍が局部的に変形することで生じる塑性ヒンジあるいはせん断波が支点に向かって伝播し、この伝播領域において衝撃荷重が最大値に到達する際に生じる曲げモーメントおよびせん断力によって局部的な曲げ・せん断破壊が生じると説明している^{54)、55)}。一方で、別府らおよび三輪は、コンクリート版が衝突を受けると、斜めひび割れ面に対して垂直の方向の引張ひずみが増大することで斜めひび割れのが発生し、ひび割れが進展することで裏面剥離が生じることを報告している^{15)、56)}。また、山本らは、柴田らが行った鉄筋モルタルはりに質量50gの鋼製飛翔体を衝突させた実験^{57)、58)}に対して、3次元剛体ばねモデル(RBSM)による再現解析を行っている。解析の結果、衝撃荷重の作用する領域の大きさや衝突速度の変化によって、鉄筋モルタルはりに生じる裏面剥離には、衝突部近傍に生じる局部的な曲げおよびせん断変形による場合と、裏面における応力波の反射に起因する可能性があることを報告している⁵⁹⁾。

以上から、衝撃荷重の作用条件によっては、破壊形態やそのメカニズムが異なることが知られている。しかしながら、これらの衝撃作用による破壊の発生要因を統一的に説明した研究はなく、衝撃荷重の作用速度や部材寸法などの各種パラメータが破壊メカニズムに与える影響は未解明のままである。

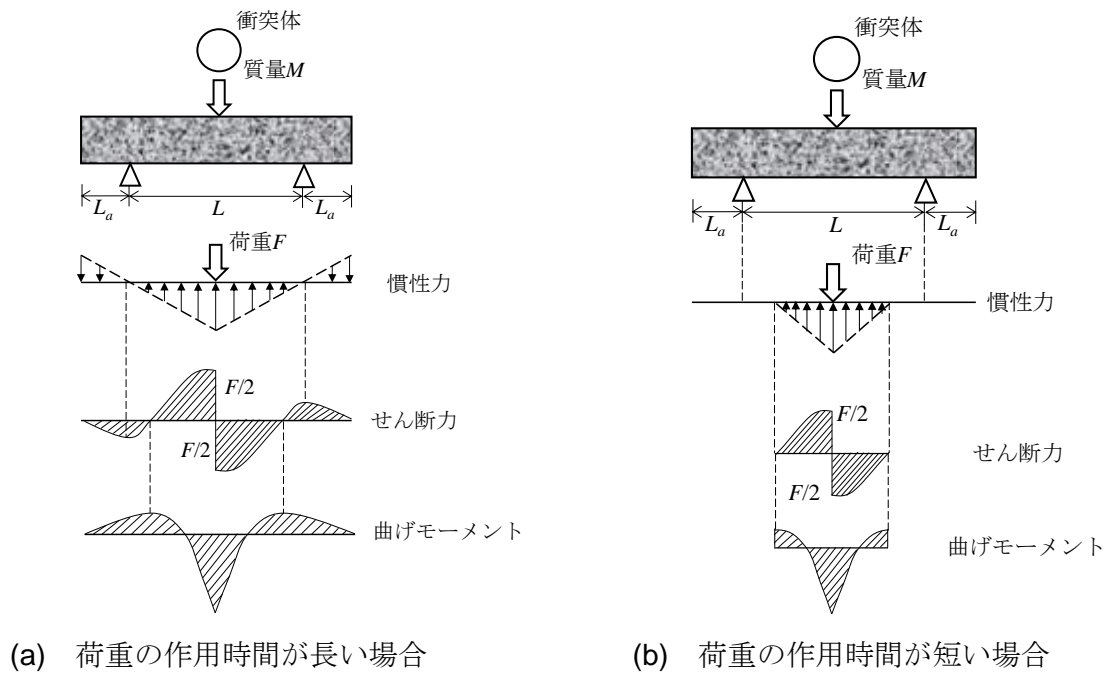


図-1.7 衝突を受けるRCはりの慣性力分布

1.3 衝突を受ける RC 部材の評価

1.3.1 全体破壊に対する評価法

RC 部材の全体破壊に対する評価法は、前節でも示したように落石、土石流および車両の衝突などに対して、過去に多くの検討が行われてきた^{例えば 60), 61), 62)}。また、落石に対する耐衝撃設計を例に挙げると、防護構造物の設計法は許容応力度設計法から性能設計法に移行しており、各種荷重に対する部材の応答を把握することが求められる。落石防護構造物は、構造物を構成する梁や版部材に対する耐衝撃設計法の検討が行われており、以下にその一例を示す。

園田らは、PC 落石覆工の衝撃応答特性を調べるため、個別要素法 (DEM) および剛体ばねモデルを併用した衝撃応答解析に基づいた PC 落石覆工の耐荷力評価を行い、主桁変位から損傷状態の評価が可能であることを示している。また、落石の運動エネルギーと落石覆工が吸収するエネルギーを比較することで安全性を照査することを提案している^{63), 64)}。岸および三上らは、質量 300kg~500kg の重錘を 10m/s 以下の衝突速度で曲げ破壊が卓越する RC はりに衝突させる実験を行い、重錘の運動エネルギー (入力エネルギー) と残留変位は線形関係にあることを明らかにし、RC はりの静的曲げ耐力、重錘の運動エネルギーおよび残留変位の関係の関係式を定式化している^{65)~67)}。この関係式から、入力エネルギーと残留変位を規定することで静的曲げ耐力を満たす RC はりを設計することを提案している⁶⁸⁾。栗橋および梶谷は、入力エネルギーに対して衝突時のエネルギー損失を考慮し、RC はりの荷重~変位関係 ($P \sim \delta$)

曲線)より算出される吸収エネルギーと伝達エネルギーが等しいとして最大変位を予測する方法を提案しており、実験結果を比較的精度よく推定できることを述べている⁶⁹⁾。また、岸および三上らは、RCはりに対する検討と同様に、質量300kgの重錘を衝突速度3m/s~7m/sでRC版に衝突させる実験を行っている^{70)~72)}。実験結果より、RC版の破壊モードは押し抜きせん断破壊のようなせん断コーンを形成したことから、耐荷力基準によるRC版の耐衝撃設計法を提案している^{73),74)}。すなわち、落石の衝撃力をヘルツの弾性接触理論式により算定し、実験結果から得られた最大支点反力と静的押し抜きせん断耐力の比を動的応答倍率(2.0~3.5)として求めた動的押し抜きせん断耐力と比較することにより、RC版の限界状態を照査する方法である。

以上から、曲げ破壊が卓越するRCはりについては、RCはりの吸収エネルギーや最大応答変位を用いて照査する方法が提案されている。一方で、衝突力を受けた場合にせん断破壊型の終局状態に至るケースが多いRC版部材に対しては、静的な耐荷力に対して動的応答倍率を考慮し、入力荷重と耐荷力を比較することで照査を行う方法が検討されている。

1.3.2 局部破壊に対する評価法

局部破壊が生じる部材においては、衝突部近傍のみが局部的に応答し、構造物全体が応答する前に破壊に至るため、部材全体をモデル化した損傷評価法の適用は困難である^{56)~59)}。そのため、衝突実験結果から導かれた局部破壊評価式が数多く提案されている^{24)~29)}。ここでは代表的な局部破壊評価式について述べる。

米国国防委員会(National Defense Research Committee: NDRC)は、無限厚さのコンクリート版に剛な飛来物が衝突する現象に対する理論モデルに基づいて、貫入深さや裏面剥離および貫通限界版厚を算出する修正NDRC式を提案している²²⁾。修正NDRC式による貫入深さと裏面剥離および貫通限界版厚の算定式を以下に示す。

貫入深さ x の評価式は、飛翔体の先端直径 d により無次元された関数 $G(x/d)$ により表された次式で算出される。

$$G = 3.813 \times 10^{-5} \frac{NM}{d\sqrt{f'_c}} \left(\frac{V_0}{d} \right)^{1.8} \quad (1.9)$$

$$G = \left(\frac{x}{2d} \right)^2 \quad \frac{x}{d} \leq 2 \quad (1.10a)$$

$$G = \frac{x}{d} - 1 \quad \frac{x}{d} \geq 2 \quad (1.10b)$$

ここに、 x は貫入深さ(m)、 d は飛翔体の直径(m)、 M は飛翔体の質量(kg)、 V_0 は衝突速度(m/s)、

f'_c はコンクリートの圧縮強度(N/m²), N は先端形状係数 (非常に鋭い : 1.14, 半球 : 1.0, 鋭い : 0.84, 平坦 : 0.72) である.

また, この貫入深さをパラメータとした実験回帰式により, 裏面剥離限界版厚 s (m) および貫通限界版厚 e (m) を求める式として, 飛翔体の先端径 d で無次元化された以下の式が提案されている.

$$\frac{s}{d} = 7.91 \left(\frac{x}{d} \right) - 5.06 \left(\frac{x}{d} \right)^2, \quad \frac{x}{d} \leq 0.65 \quad (1.11a)$$

$$\frac{e}{d} = 3.91 \left(\frac{x}{d} \right) - 0.718 \left(\frac{x}{d} \right)^2, \quad \frac{x}{d} \leq 1.35 \quad (1.11b)$$

なお, 修正 NDRC 式の適用範囲は衝突速度 152m/s~914m/s, 飛翔体の質量 $0.005d^3 \text{ kg} \sim 0.166d^3 \text{ kg}$, 飛翔体の直径 $d \leq 40.5 \text{ cm}$ である.

Chang²⁴⁾は, 円柱状の剛な飛来物がコンクリート版に衝突したときに, コンクリート版の裏面に負の曲げモーメントが生じて版が曲げ降伏することで裏面剥離が発生すると仮定し, 飛翔体の運動エネルギーと RC 版の吸収エネルギーの釣り合いから裏面剥離限界版厚の算定式である Chang 式を提案している. 修正 NDRC 式と同様に, 裏面剥離限界版厚 s は飛翔体の先端直径 d で無次元化した次式により算出される.

$$\frac{s}{d} = \alpha_s \left(\frac{61}{V_0} \right)^{0.13} \left(\frac{MV_0^2}{d^3 f'_c} \right)^{0.4} \quad (1.12a)$$

ここに, f'_c はコンクリートの圧縮強度(N/mm²), α_s は定数で 8.42×10^{-3} である.

同様に, 貫通に対しても, 消費されるエネルギーと飛翔体の運動エネルギーの釣り合いから貫通限界版厚 e の算定式が次のように提案されている.

$$\frac{e}{d} = \alpha_p \left(\frac{61}{V_0} \right)^{0.25} \left(\frac{MV_0^2}{d^3 f'_c} \right)^{0.5} \quad (1.12b)$$

ここに, α_p は定数で 1.10×10^{-3} である.

なお, Chang 式の適用範囲については, 衝突速度 16m/s~312m/s, 飛翔体の質量 0.1kg~343kg, 飛翔体の直径 2cm~30cm, コンクリートの圧縮強度 23.6N/mm²~47.3N/mm² である.

電力中央研究所 (Central Research Institute of Electric Power Industry : CRIEPI) は, 剛飛翔体を用いて衝突速度 37m/s~257m/s の衝突実験を行い, 局部破壊に対して安全側の評価を与え

ていた Chang 式を実験結果に適合するように修正した剛飛来物に対する CRIEPI^{13), 14), 32)}式(以下では, 剛 CRIEPI 式)を提案している. また, 衝突体の先端形状が破壊性状に与える影響を考慮するため, 先端形状係数を Chang 式に加えている. CRIEPI 式の裏面剥離限界版厚および貫通限界版厚の算定式を次に示す.

$$\frac{s}{d} = \alpha'_s N_s \left(\frac{61}{V_0} \right)^{0.13} \left(\frac{MV_0^2}{d^3 f'_c} \right)^{0.4} \quad (1.13a)$$

$$\frac{e}{d} = \alpha'_p N_p \left(\frac{61}{V_0} \right)^{0.25} \left(\frac{MV_0^2}{d^3 f'_c} \right)^{0.5} \quad (1.13b)$$

ここに, α'_s および α'_p は定数でそれぞれ 8.01×10^{-3} および 9.94×10^{-4} , N_s は裏面剥離に対する形状係数(平坦: 1.0, 球状 1.13, 鋭い: 1.18), N_p は貫通に対する形状係数(平坦: 1.0, 球状: 1.1, 鋭い: 1.21)である.

1.3.3 柔飛来物の衝突に対する局部破壊評価法

前節において述べた局部破壊評価式は, 飛来物に変形が生じない剛飛来物の衝突に対して貫入深さや裏面剥離および貫通限界版厚を算定するものであった. しかしながら, 実際の衝突現象では, 竜巻によって飛散するパイプ状飛来物の変形や火山噴石の破壊など, 多くの場合は飛来物の変形や破壊を伴う. 以下では, 主として航空機衝突を対象として提案された柔飛来物の衝突によって生じる局部破壊の評価法について述べる.

内田および大野⁴⁸⁾は, 式(1.7)に示す Riera 式から算出される衝撃荷重と, 修正 NDRC 式から算出される貫入抵抗力が等しいと仮定し, 貫入抵抗力による飛来物速度の減少量を積分することで貫入深さを算定し, 式(1.11)から裏面剥離および貫通限界版厚をそれぞれ算定する方法を提案している. 修正 NDRC 式による貫入抵抗力 R の算定式は次式で与えられる.

$$R = 18.4 f'_c{}^{0.5} \left\{ \frac{1}{d} \left(\frac{dx}{dt} \right) \right\}^{0.2} \frac{x}{2dN} \quad (x \leq 2d) \quad (1.14a)$$

$$R = 18.4 f'_c{}^{0.5} \left\{ \frac{1}{d} \left(\frac{dx}{dt} \right) \right\}^{0.2} \frac{1}{N} \quad (x > 2d) \quad (1.14b)$$

ここに, f'_c はコンクリートの圧縮強度(N/mm²)である.

電力中央研究所³²⁾は, 中空の鋼管部を有する飛翔体を用いて RC 版に衝突させる実験を行い, 実験結果と剛 CRIEPI 式による裏面剥離および貫通限界版厚の評価結果を適合させる低減

係数を提案している。柔飛来物に対する CRIEPI 式（以下では、柔 CRIEPI 式）は次式で与えられる。

$$\frac{s}{d} = RF_s \alpha'_s N_s \left(\frac{61}{V_0} \right)^{0.13} \left(\frac{MV_0^2}{d^3 f'_c} \right)^{0.4} \quad (1.15a)$$

$$\frac{e}{d} = RF_p \alpha'_p N_p \left(\frac{61}{V_0} \right)^{0.25} \left(\frac{MV_0^2}{d^3 f'_c} \right)^{0.5} \quad (1.15b)$$

ここに、 f'_c はコンクリートの圧縮強度(N/mm²)、 RF_s および RF_p はそれぞれ裏面剥離限界版厚および貫通限界版厚に対する低減係数である。

以上のように、局部破壊に対する評価法としては、剛および柔飛来物のいずれに対しても実験式が提案されている。しかしながら、これらの局部破壊評価式は衝突実験結果に基づく実験式であるため、参考としている衝突実験の条件などにより適用範囲が限定され、衝突速度が同じ場合においても評価結果が異なることが指摘されている⁵⁶⁾。よって、汎用性の高い局部破壊評価法を提案するためには、衝撃荷重を受ける RC 部材の局部破壊メカニズムを解明することが必要である。

1.4 繊維補強セメント系複合材料の耐衝撃性

1.4.1 繊維補強セメント系複合材料

近年、コンクリート構造物の耐衝撃補強方法として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（Fiber Reinforced Cementitious Composite: FRCC）が注目されている。FRCCは、一般的にトンネルの剥落防止工や橋脚の耐震補強等に用いられており、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したものである^{75)~77)}。FRCCの分類を図-1.8に示す。FRC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（Ductile Fiber Reinforced Cementitious composite: DFRCC）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^{76),77)}。複数微細ひび割れ型繊維補強セメント複合材料（High Performance Fiber Reinforced Cement Composite: HPRCC）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。

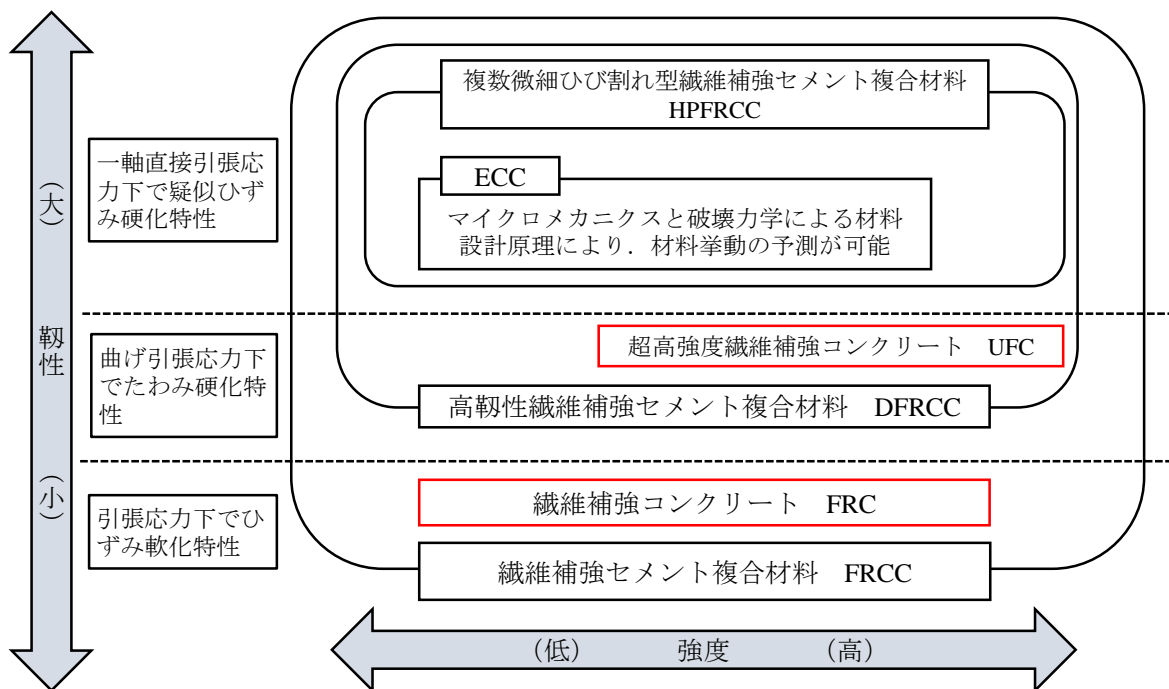


図-1.8 繊維補強コンクリートの分類⁷⁶⁾

既往の研究において、繊維補強セメント複合材料の動的強度特性に関する検討が行われている。Wang ら⁷⁸⁾は、ポリプロピレン繊維およびフック状とねじ巻き状の鋼繊維を混入したはり試験体に対して動的曲げ試験を行い、フック状の鋼繊維を混入した試験体が最も大きいエネルギー吸収性を示すことを述べている。Fenu ら⁷⁹⁾は、ガラス繊維およびバサルト繊維を混入したセメントモルタルに対し、引張型に改良したホプキンソン棒試験を行って動力学特性を調べている。岩根ら⁸⁰⁾は、普通強度コンクリートにポリプロピレン繊維（PP 繊維）およびポリビニールアルコール繊維（PVA 繊維）を混入させた円柱供試体および角柱試験体に対して急速載荷試験を行って、繊維の種類および寸法が FRC 試験体の動的圧縮強度特性および曲げ強度特性に与える影響を調べている。試験結果から、載荷速度（ひずみ速度）が大きくなるにつれて、FRC の動的圧縮強度および曲げ靱性が向上することを述べている。また、神田ら⁸¹⁾は、普通強度コンクリートに PP 繊維および PVA 繊維を混入させた円柱供試体に対して急速一軸引張試験を行い、載荷速度および繊維の種類による付着機構の影響が動的引張強度特性に与える影響について考察している。

FRC 部材の耐衝撃補強効果を調べた研究も過去に行われている。岩波ら⁸²⁾は、PVA 繊維を混入した繊維コンクリートの円柱供試体に対する動的圧縮試験結果から最大圧縮強度以降の軟化特性が向上することを報告している。また、PVA 繊維を混入したはり試験体に対する載荷試験結果より、曲げ剛性の低下が緩やかになることを述べている。岸ら⁸³⁾は、PVA 繊維を混入した RC 梁に対して、底面が半球型で質量 3000kg の重錘を落下高さ 5.0m～20m で落下させた実験を行い、普通コンクリートと比較して PVA 繊維を 1% 混入した場合は、破壊に至る入力エネルギーが 2.5 倍程度まで向上すると述べている。Hrynyk および Vecchio⁸⁴⁾は、質量 150kg～300kg の重錘を用いて落下高さ 3.3m で衝突速度 8m/s の衝突実験を行い、普通強度コンクリートの RC 版においては、静的実験で曲げ破壊するように設計したものにおいても押し抜きせん断破壊が生じることを述べている。また、フック状の鋼繊維を混入した RC 版は、押し抜きせん断破壊のような局所的な破壊が生じないことを述べている。別府ら¹⁵⁾は、PP 繊維、PVA 繊維を普通強度コンクリートに混入させた FRC 板試験体、および PVA 繊維をモルタルに混入させた板試験体に対して鋼製飛翔体を用いた高速衝突実験を行っている。その結果、PVA 繊維をモルタルに混入させた試験体の動的な破壊エネルギーが大きく、衝突による局部破壊を効果的に低減させることを述べている。Almusallam ら⁸⁵⁾は、PP 繊維および鋼繊維を単一で混入させた RC 版と、2 種類の繊維を混合して混入させた RC 版に対して質量 0.8kg の飛翔体を衝突速度 300m/s で衝突させ、繊維の有無や種類によらず貫入深さは同程度であるが、損傷領域が低減することを述べている。また、RC 版の局部破壊評価式である修正 NDRC 式および UKAEA 式を用いて、繊維混入による損傷低減効果を考慮することで、裏面剥離および貫通限界版厚を評価することを検討している。

1.4.2 超高強度繊維補強コンクリート

UFC は、図-1.8 に示すように、高い靱性を示す DFRCC に分類される。UFC は反応性粉体（Reactive Powder Cement: RPC）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

混入したものであり、圧縮強度が 150N/mm² 以上、引張強度が 5N/mm² 以上と強度が高く、靱性に優れた材料である^{86)~89)}。

UFC の動的力学特性については、以下に示すような研究が行われている。Fujikake ら^{90), 91)} 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。ひずみ速度の影響については、ひずみ速度 10⁻²~10⁰1/s 下における UFC の動的強度倍率 (Dynamic Increase Factor: DIF) を次式により定式化している。

$$DIF_c = \frac{f'_{c,d-UFC}}{f'_{c,s-UFC}} = \left(\frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_s} \right)^{0.006 \left[\log_{10} \left(\frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_s} \right) \right]} \quad (1.16a)$$

$$DIF_t = \frac{f'_{t,d-UFC}}{f'_{t,s-UFC}} = \left(\frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_s} \right)^{0.0013 \left[\log_{10} \left(\frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_s} \right) \right]^{1.95}} \quad (1.16b)$$

ここに、 DIF_c および DIF_t はそれぞれ圧縮および引張強度の動的強度倍率、 $f'_{c,d-UFC}$ および $f'_{c,s-UFC}$ はそれぞれ動的および静的圧縮強度、 $f'_{t,d-UFC}$ および $f'_{t,s-UFC}$ はそれぞれ動的および静的引張強度、 $\dot{\epsilon}$ および $\dot{\epsilon}_s$ はそれぞれひずみ速度および静的ひずみ速度である。

Ren らおよび Wu ら^{92)~95)} は、Split Hopkinson Pressure Bar 試験により、ひずみ速度 10¹/s~10²/s における UFC の動的圧縮強度および引張強度を調べており、次式を提案している。

$$DIF_c = \frac{f'_{c,d-UFC}}{f'_{c,s-UFC}} = \left(\frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_s} \right)^{0.014} \quad \dot{\epsilon} \leq \dot{\epsilon}_{TR} \quad (1.17a)$$

$$DIF_c = \frac{f'_{c,d-UFC}}{f'_{c,s-UFC}} = \left\{ a(\log \dot{\epsilon})^2 + b \log \dot{\epsilon} + c \right\} \quad \dot{\epsilon} > \dot{\epsilon}_{TR} \quad (1.17b)$$

$$DIF_t = \frac{f'_{t,d-UFC}}{f'_{t,s-UFC}} = \left(\frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_s} \right)^{0.018} \quad \dot{\epsilon} \leq \dot{\epsilon}_{TR} \quad (1.17c)$$

$$DIF_t = \frac{f'_{t,d-UFC}}{f'_{t,s-UFC}} = (a \log \dot{\epsilon} + b) \quad \dot{\epsilon} > \dot{\epsilon}_{TR} \quad (1.17d)$$

ここに、 $\dot{\epsilon}_{TR}$ は推移ひずみ速度、 a, b および c は材料定数である。

また、Nöldgen ら⁹⁶⁾ も、Split Hopkinson Pressure Bar 試験により、試験体の自由端における応力波の反射を利用して、ひずみ速度 10²/s に対する引張強度の動的強度倍率を調べており、引張強度が約 5 倍増加することを報告している。ここで、**図-1.9** に式(1.16)および式(1.17)より算定した圧縮および引張強度に対する動的強度倍率~ひずみ速度関係を示す。図から、ひずみ速度 10⁻¹/s~10³/s における UFC の圧縮強度は静的載荷時の約 1.2~2.5 倍に増加し、引張

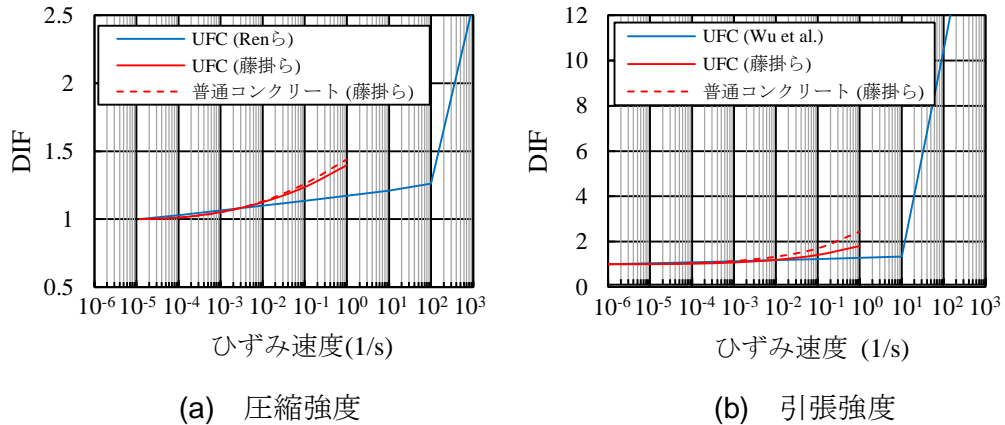


図-1.9 UFCの動的倍率～ひずみ速度関係

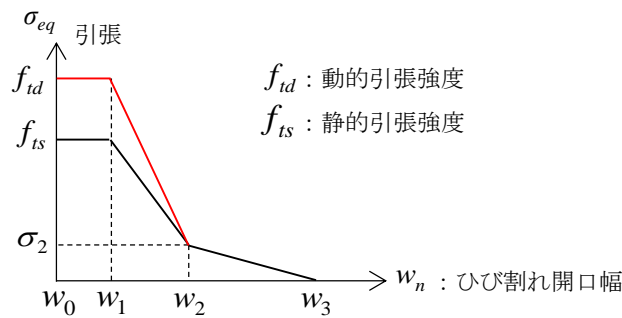


図-1.10 UFCの応力～開口幅関係

強度についてはひずみ速度 $10^{-1}/s \sim 10^2/s$ において静的載荷時の約 1.7～10 倍に増加することがわかる。

Fujikake ら⁹¹⁾は、ひずみ速度効果の増加とともに引張強度が増大するが、ひび割れ開口幅は動的載荷時と静的載荷時で大きな差異は認められないことを報告している。また、図-1.10 に示すような動的載荷時における強度増加を考慮した応力～開口幅関係を提案している。

衝突に対する UFC 部材の耐衝撃性に関しても研究が行われている。比較的低速度の衝突については、重錘落下試験装置を用いて、主に衝突速度 10m/s 以下の衝突に対して検討が行われている。Farnam ら⁹⁷⁾は、版厚 23mm、圧縮強度 85N/mm^2 の高強度パネルと圧縮強度 96N/mm^2 、引張強度 6.9N/mm^2 の UFC パネルに対して質量 8.5kg の重錘による衝突速度約 4.5m/s の繰返し衝突実験を行い、鋼繊維の有無による補強効果と鋼繊維補強によるパネルの靱性向上効果について報告している。同様に、Othman ら⁹⁸⁾は、質量 475kg の重錘を衝突速度約 10m/s で版厚 100mm の UFC パネルに衝突させ、UFC の繊維混入率が耐衝撃性能に与える影響を調べている。また、武者ら⁹⁹⁾は、質量 115kg の重錘を落下高さ 0.05m～7.4m で自由落下させて UFC

パネルに衝突させる実験を行い、衝撃荷重、パネルの破壊性状、最大変位および残留変位などを計測し、UFCパネルの衝撃応答特性を調べている。FujikakeらおよびHabelら^{100), 101)}は、UFCはりに対して重錘による衝突速度約5m/sの衝突実験を行い、衝撃応答や応答解析手法を提案している。Mácaら¹⁰²⁾およびSovjákら¹⁰³⁾は、版厚50mmのUFCパネルに衝突速度700m/sで質量約8gの鉛および鉄製の飛翔体を衝突させ、その耐衝撃性能を調べており、高強度コンクリートに比べて短繊維を混入したパネルは破壊性状が抑制されることを報告している。Yuら¹⁰⁴⁾は、版厚100mmのUFCパネルに対して衝突速度830m/sで弾丸を衝突させ、UFCに混入する繊維の形状の影響について検討を行っている。また、上野ら³⁹⁾は、質量45gの鋼製飛翔体を圧縮強度216N/mm²のUFCパネルに対して衝突速度200m/s～500m/sで衝突させる高速衝突実験を行い、普通強度コンクリート板に比べて裏面剥離限界版厚は35%、貫通限界版厚は25%低減することを述べている。Tai¹⁰⁵⁾は、質量300gの平坦形状の飛翔体を圧縮強度約200N/mm²のUFC板に速度約30m/s～100m/sで衝突させている。その結果、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な破壊が生じるが、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。

以上のように、繊維補強コンクリート部材は高い耐衝撃性を示すことが知られている。また、UFC部材についても衝突実験結果から優れた耐衝撃性を示すことが明らかにされている。一方で、既往の研究では、同様の衝突実験による破壊性状をRC部材と比較したものが多く、UFC部材の衝撃応答については不明な点が多く残されている。また、短繊維補強コンクリート部材に対する局部破壊評価法について検討した例は少ないのが現状である。

1.5 研究の目的と概要

本研究は、竜巻などによる飛来物や火山噴火における噴石の衝突に対する防護構造物の設計法に関して、飛翔体の衝突を受けるRC版の破壊評価法を提案するものである。また、耐衝撃補強法の一つとしてUFCパネルの耐衝撃性および破壊評価法に関する検討を行ったものである。まず、衝突を受けるRC版の破壊性状および衝撃応答を調べるため、飛翔体の質量、剛性および衝突速度とRC版の版厚を変化させた衝突実験を行う。ここでは、飛翔体の衝撃荷重特性、RC版の破壊性状および衝撃応答を考察することで、RC版の損傷・破壊過程について検討を行う。次に、UFCパネルに対してRC版と同様の飛翔体を用いた検討を行い、UFCパネルの破壊性状、衝撃応答および損傷・破壊過程について検討を行う。続いて、これらの衝突実験に対する数値シミュレーションを行い、実験の再現性の検証に加え、RC版およびUFCパネルの損傷メカニズムについて考察を行う。最後に、衝突実験および数値解析において明らかとなった破壊メカニズムに基づいて、衝突を受けるRC版およびUFCパネルの破壊評価法の提案を行う。

1.6 本論文の構成

本論文は、以下に示す 6 章から構成されている。

第 1 章「序論」では、近年増加している竜巻などの強風によって巻き上げられた飛散物や火山噴火における噴石の衝突による被害を引用し、合理的な建造物の損傷評価法を提案することの必要性について述べた。また、衝突作用を受ける RC 版の破壊評価法および補強法の一例として短繊維による補強法に関する既往の研究を整理し、本研究の目的について述べた。

第 2 章「飛翔体の衝突を受ける RC 版の衝撃応答特性に関する実験的検討」では、衝撃荷重特性と、RC 版の破壊過程を調べるための衝突実験を行う。実験では、飛翔体の質量、剛性および衝突速度ならびに RC 版の版厚を変化させ、飛翔体の運動および衝撃荷重特性や、RC 版の破壊領域、ひずみ応答および支点反力を計測する。また、RC 版の衝突時における破壊挙動を高速カメラによって撮影し、計測した実験データと合わせて考察することで、RC 版の破壊メカニズムの考察を行う。

第 3 章「飛翔体の衝突を受ける UFC パネルの衝撃応答特性に関する実験的検討」では、UFC パネルに対する衝突実験を行い、RC 版と同様に、飛翔体の運動や RC 版の衝撃応答および破壊挙動に関するデータを収集し、UFC パネルの破壊過程について考察する。また、UFC パネルにおける繊維の混入量、PC 鋼材の有無およびプレストレスの導入の有無を変化させ、それらのパラメータが耐衝撃性に与える影響について考察する。

第 4 章「RC 版および UFC パネルの局部破壊メカニズムに関する数値解析的検討」では、RC 版および UFC パネルの破壊メカニズムを考察するため、衝突実験に対する数値シミュレーションを行い、それぞれの実験結果の再現性を検証する。さらに、数値シミュレーション結果に基づいて、RC 版および UFC パネルに生じる損傷の進展状況を考察し、それぞれの破壊メカニズムについて考察する。

第 5 章「飛来物衝突を受ける RC 版および UFC パネルの裏面剥離評価の提案」では、第 2 章から第 4 章までに得られた衝撃荷重特性や、RC 版および UFC パネルの局部破壊メカニズムに基づき、それぞれの裏面剥離の評価法を提案する。

第 6 章「結論」では、本研究の成果および今後の課題について総括する。

第2章 飛翔体の衝突を受けるRC版の衝撃応答特性に関する実験的検討

2.1 緒言

本章では、衝突速度 100m/s 以下の衝突を受ける RC 版の衝撃応答を調べるため、高圧空気式飛翔体発射装置を用いた衝突実験を行う。飛翔体の変形が RC 版の衝撃応答に与える影響について調べるため、鋼鉄製の剛飛翔体に加えて、胴体部だけに変形が生じる剛・柔複合飛翔体を用いる。RC 版の表面、裏面および断面の破壊性状を観察して既往の局部破壊に関する研究を参考に破壊モードを分類し、局部破壊評価式による裏面剥離および貫通限界版厚の評価結果と実験結果の整合性を調べる。また、衝突前後の飛翔体の運動を画像解析して得られる衝撃荷重や、ロードセルやひずみゲージによる支点反力およびひずみ応答の計測、さらに衝突前後における RC 版の裏面を高速カメラで撮影して得られる連続画像から、RC 版に生じる破壊の進展過程を考察する。

2.2 実験の概要

2.2.1 高圧空気式飛翔体発射装置

図-2.1 に、高圧空気式飛翔体発射装置の側面図を示す。本装置は、空気圧縮機、エアチャンバー、飛翔体つかみ部および加速管で構成されており、油圧によって飛翔体つかみ部によって飛翔体尾部を拘束固定することでエアチャンバーが密閉される。その後、空気圧縮機によってエアチャンバーに空気圧を蓄圧し、飛翔体固定部のつかみ部を開くと蓄圧した空気圧が開放され、飛翔体が加速管内に押し出されて発射される構造である。

図-2.2 に、実験によって得られた衝突速度～圧力関係を示す。エアチャンバーに蓄圧することができる最大空気圧は 4.3MPa であり、質量 8.3kg の飛翔体を用いると最大で約 100m/s の衝突速度を得ることが可能である。

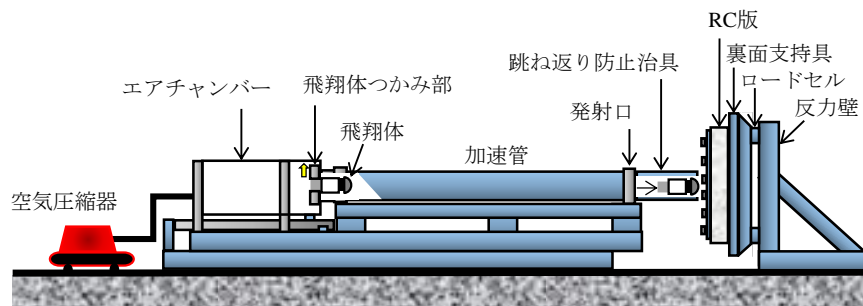


図-2.1 高圧空気式飛翔体発射装置（側面図）

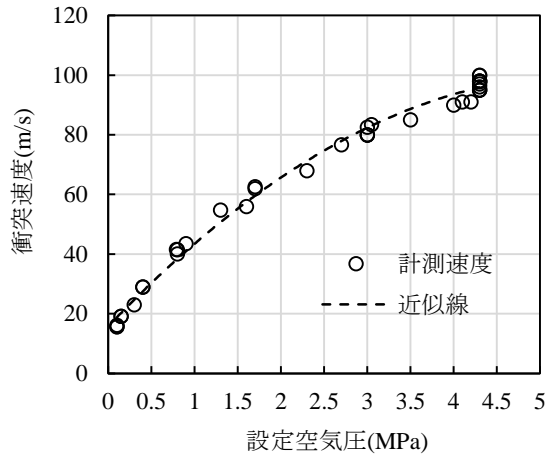


図-2.2 衝突速度～設定圧力（質量 8.3kg）

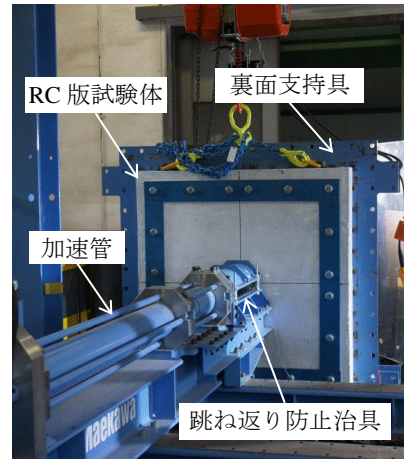


図-2.3 実験の外観

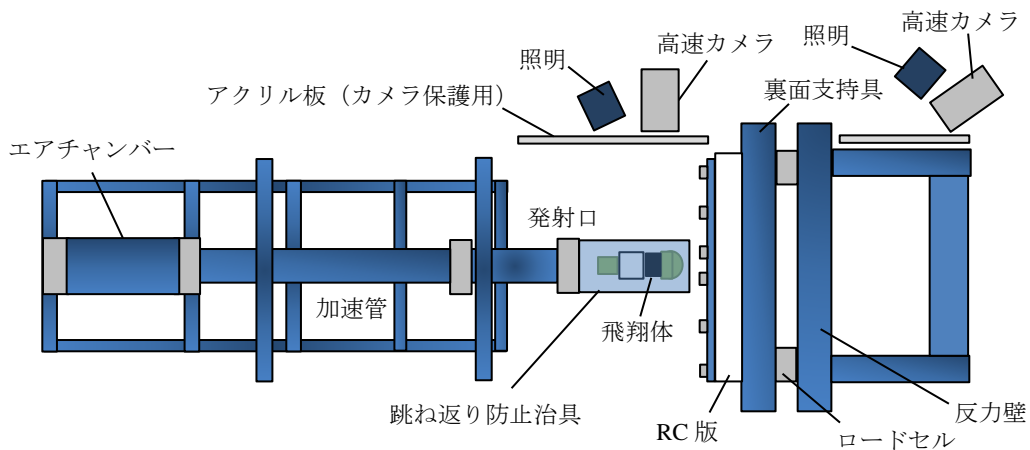


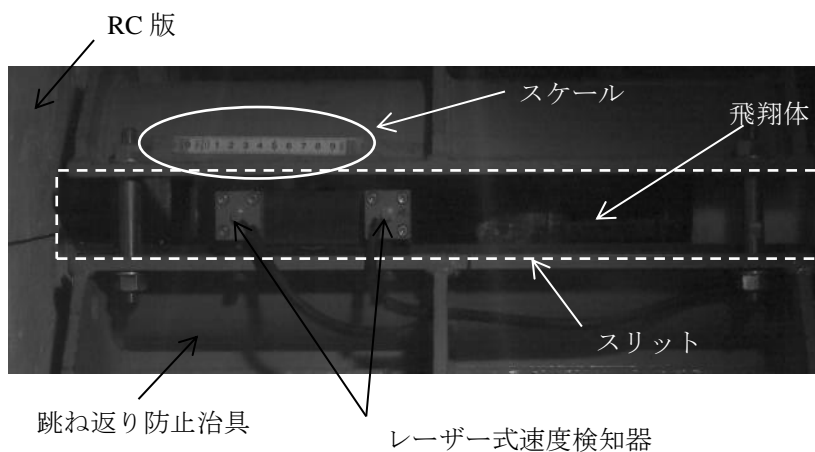
図-2.4 実験時における高速カメラの配置図

2.2.2 衝突速度および衝撃荷重の計測方法

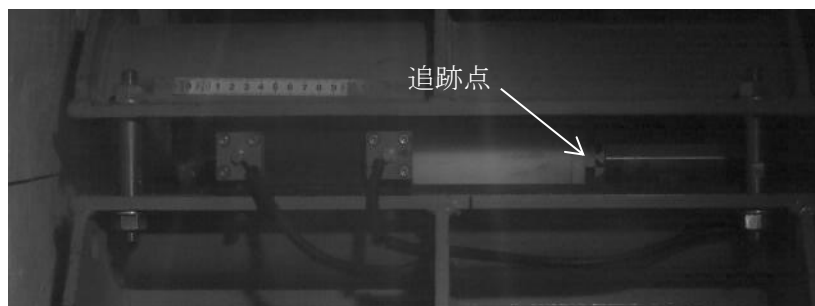
飛翔体の速度については、以下に示す 2 つの方法で計測した。1 つ目は、発射口付近にレーザー光照射器を 10cm 間隔で 2 箇所設置して計測する方法である。この 2 点を飛翔体が通過するとレーザー光が遮られて出力される電圧の変化が生じるため、2 つの照射器を飛翔体が通過する時間を計測することができる。レーザー設置位置の衝突方向の距離をこの通過時間の差で割ることで飛翔体の発射速度を得ることができる。

2 つ目は、飛翔体の衝突前後の運動を高速カメラで撮影し、飛翔体の連続写真から飛翔体の変位時刻歴を算出し、この変位時刻歴を時間について微分することで飛翔体の速度時刻歴を算出する方法である。図-2.3 および図-2.4 に実験の外観と実験時における高速カメラの配置図を示す。飛翔体撮影時における高速カメラの撮影速度は最高 100000frame/s（サンプリン

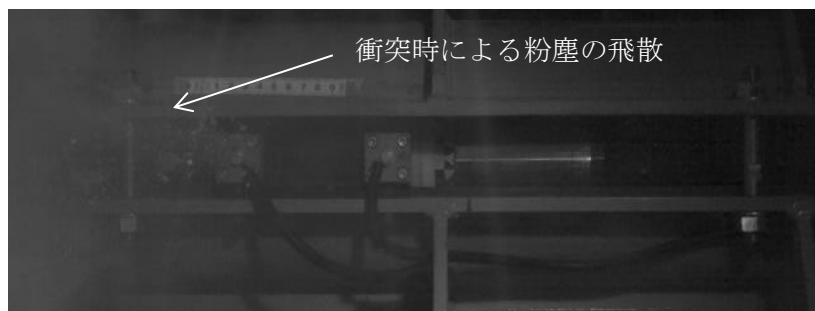
グタイム：0.01ms) であり、解像度は約 14 万画素 (640×224) である。高速カメラの撮影には、高照度の照明が必要であるため直径 1.0m~2.0m の範囲を 900000lx~225000lx で照射可能なメタルハライドランプを用いている。高速カメラの撮影位置については、飛翔体の跳ね返りを防止するために発射口の直後に設置した跳ね返り防止治具の真横から撮影を行った。また、図-2.5 に示すように、跳ね返り防止治具には飛翔体を撮影することができるように幅 100mm のスリットを設けており、飛翔体に設けた追跡点の変位を解析することで、変位時刻歴を算出した。



(a) 発射直後の飛翔体



(b) 跳ね返り防止治具を通過する飛翔体



(c) 衝突直後の飛翔体

図-2.5 衝突前後における飛翔体の運動

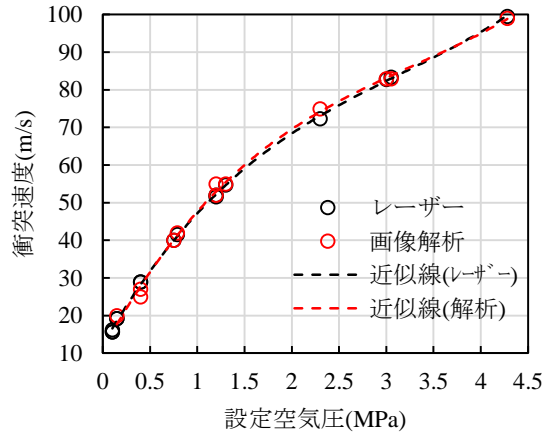


図-2.6 衝突速度～設定空気圧関係

図-2.6 に、レーザー式速度検知器で得られた飛翔体の速度と、高速カメラ画像による画像解析から得られた速度を示す。レーザー式検知器による計測値と画像の解析値はほぼ一致している。したがって、以下に示す実験結果の衝突速度は、高速カメラ画像による解析値を基本とし、衝突に伴う粉塵の影響により画像の解析が困難であったケースについてはレーザー式による計測値を用いた。

衝撃荷重の算出については、衝突体にロードセルを用いて衝撃荷重を計測することが一般的である。しかし、本実験において飛翔体に有線式のロードセルを設置するとケーブルの断線が生じる可能性が高いと判断した。そのため、衝突速度と同様に飛翔体の速度時刻歴を時間について微分して飛翔体の加速度を算出し、この加速度に飛翔体の質量を乗じることで衝撃荷重を算出することとした。

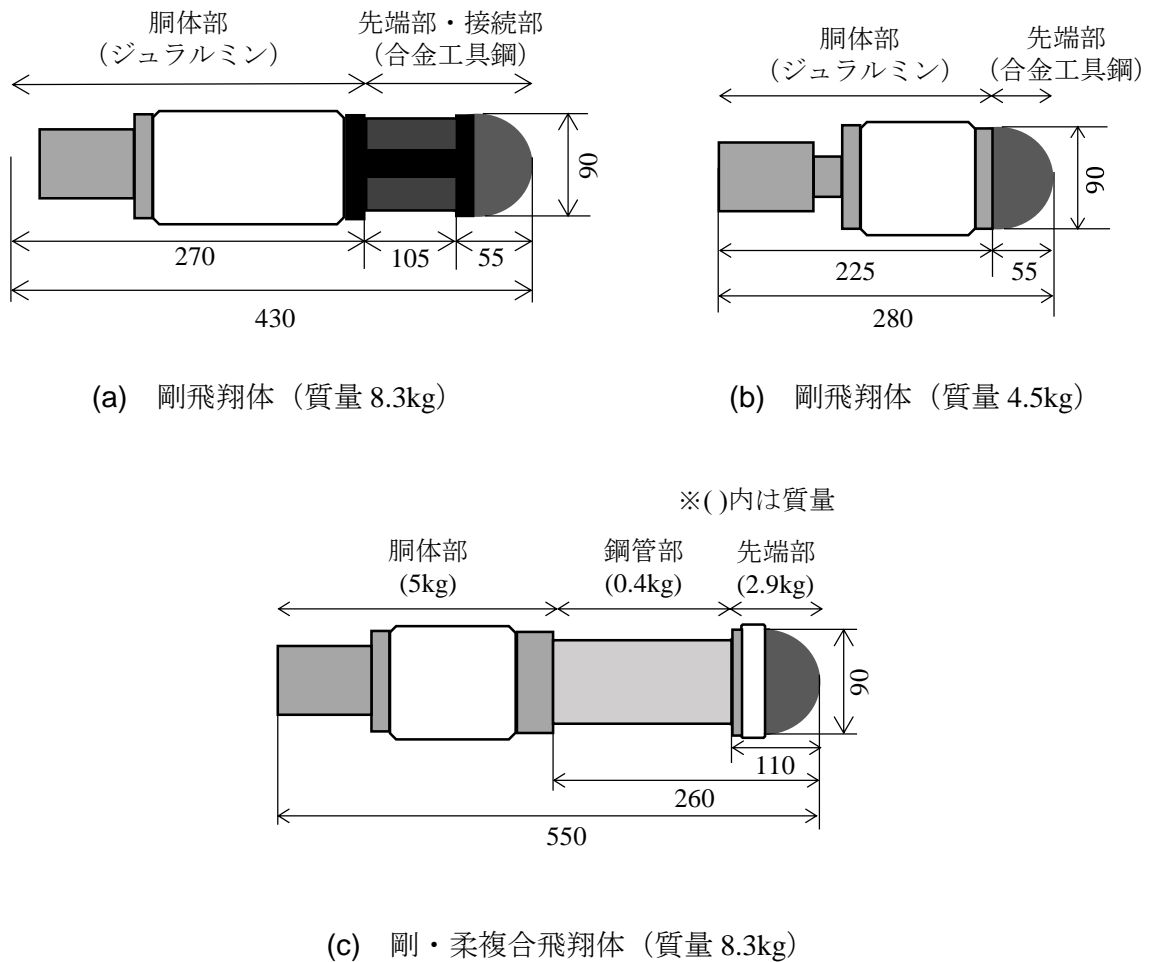


図-2.7 剛飛翔体および剛・柔複合飛翔体の概要

2.2.3 剛飛翔体および剛・柔複合飛翔体

図-2.7 に、実験に用いた剛飛翔体および剛・柔複合飛翔体の概要を示す。高速度衝突では、衝突体の先端部の形状の相違によりコンクリート版の破壊性状は異なることが指摘されている^{1)~3)}。三輪ら^{1)~3)}は、鋼製の飛翔体を高速度でコンクリート版に衝突させる実験を行い、半球型、円錐型および平坦型の形状のうち、半球型および平坦型のケースにおけるコンクリート版の損傷が大きいことを指摘している。本研究における飛翔体の先端形状は、RC 版に対してある程度の貫入が生じやすい半球型とした。

先端部の直径は、発射装置の加速管の口径 100mm よりも小さい 90mm とし、衝突による先端部の変形を避けるため、比較的剛性の大きな合金工具鋼 (JIS: SKS93) を用いた。胴体部には、質量を調整しやすいように剛性が大きく軽量の超々ジュラルミン (JIS: A7075B) を用いた。なお、数百メートル毎秒以上の高速度衝突に対する研究において、同じ運動エネルギーを有する衝突においても、質量の大きさによりコンクリート版の破壊性状が異なることが指摘されている。本研究の対象とする最大衝突速度は 100m/s 前後であるが、コンクリート版に

対する貫入深さに飛翔体の質量が与える影響を調べるため、先端形状や直径は同一として図-2.7(a)および図-2.7(b)に示す質量 8.3kg および 4.5kg の 2 種類の剛飛翔体を作製して実験を行った。

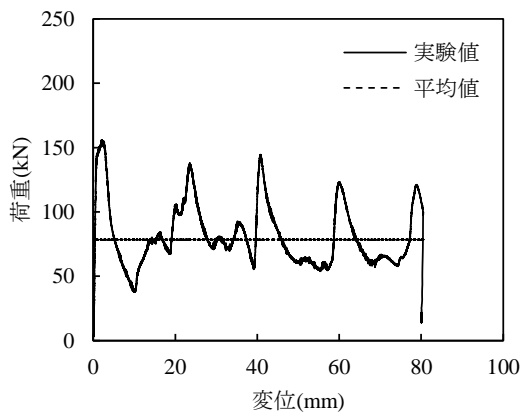
図-2.7(c)に示す剛・柔複合飛翔体については、飛翔体の変形が破壊に与える影響について分析を行うため、飛翔体の先端形状を剛飛翔体と同一にし、その後部に鋼管を設置したものである。なお、飛翔体の先端はコンクリート版に生じる貫入や破壊性状に大きな影響を与えるため、先端形状は直径 90mm の半球型で、合金工具鋼を用いて先端部（質量 2.9kg）を作製した。この先端部と超々ジュラルミン製の胴体部（質量 5.0kg）との間に肉厚 2.0mm の中空の鋼管（質量 0.4kg）を挟み込むように設置した。衝突時にこの鋼管部が変形することで、飛翔体の変形が RC 版の破壊性状に与える影響について調べた。なお、中空の鋼管を用いた理由は、既往の柔飛翔体に対する研究^{4)~7)}を参考にし、圧縮軸力によって生じる座屈荷重と変形量の関係に基づいて、飛翔体の吸収エネルギーを評価することが可能なためである^{8),9)}。

中空鋼管に対して行った静的および動的載荷試験の結果および荷重～変位関係を表-2.1 および図-2.8 に示す。載荷試験については、油圧およびガス圧サーボ制御式載荷装置を用いて行っており、荷重と変位の計測には定格容量 980kN のひずみ式ロードセル（日本特殊測器製 LCX-100T）とレーザー式変位計（キーエンス IL-300：サンプリング速度約 3kHz）を用いた。載荷試験は静的および動的のいずれも 3 体の鋼管に対して行った。また、ひずみ速度については、鋼管部の側面中央部に貼付けた長さ 5mm のひずみゲージにより計測したひずみから応力～ひずみ関係を描き、座屈強度の 1/3 のおけるひずみと座屈強度時のひずみを結ぶ直線の勾配とした。

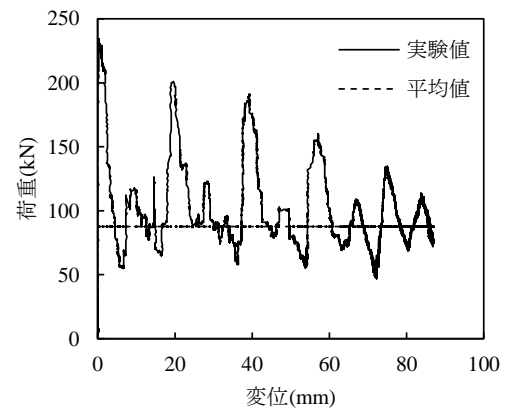
表-2.1 に示す座屈荷重は、図-2.8 に示す荷重～変位関係の最大荷重であり、平均荷重は図中に示す荷重を最大変位まで平均した値である。変形量については、最大変位を鋼管の全長（150mm）から引いた値であり、吸収エネルギーは平均荷重と変形量の積である。表より、静的（ひずみ速度 10^{-5} /s）および動的（ひずみ速度 10^0 /s）載荷試験の座屈荷重はそれぞれ 3 ケースとも同程度の値を示しており、座屈荷重の平均値はそれぞれ 159kN および 231kN であった。すなわち、動的座屈荷重は静的座屈荷重の 1.45 倍となった。ちなみに、本載荷試験における鋼管の座屈形状は全て図-2.9 に示すようなリング状の座屈を示しており、鋼管の一端が変形するものと両端が変形するものが生じた。しかし、座屈荷重や荷重～変位波形に与える影響は認められなかった。図-2.8 に示す荷重～変位関係を積分して得られる吸収エネルギーを鋼管の体積で除することで、鋼管の変形による単位体積あたりの吸収エネルギーを算出した。静的および動的載荷試験結果の平均値はそれぞれ 167kJ/mm^3 および 189kJ/mm^3 であり、動的吸収エネルギーは静的値の 1.13 倍となった。

表-2.1 中空鋼管に対する静的および動的载荷試験結果

実験ケース	ひずみ速度 (1/s)	座屈荷重 (kN)	平均荷重 (kN)	変形量 (mm)	単位体積当たりの 吸収エネルギー (kJ/mm ³)
静的1	3.71×10^{-5}	161	78.7	58.6	169
静的2	1.45×10^{-4}	156	78.5	78.9	168
静的3	5.11×10^{-5}	158	79.1	92.5	165
動的1	2.19	234	87.7	90.0	188
動的2	1.71	230	87.9	89.3	188
動的3	1.52	228	89.2	90.4	191



(a) 静的载荷試験 (静的 2)



(b) 動的载荷試験 (動的 1)

図-2.8 鋼管の荷重～変位関係



(a) 鋼管の一端に座屈が発生



(b) 鋼管の両端に座屈が発生

図-2.9 鋼管の座屈モード

2.2.4 RC版および設置要領

図-2.10に、RC版の寸法および配筋図を示す。RC版の寸法は縦横1100mmとし、版厚については9cm、12cmおよび15cmの3種類を作製した。鉄筋は2方向の格子状に配置し、既往の衝突に関する研究を参考に引張鉄筋比を約0.65%となるように配筋した。図-2.10(a)に示す版厚9cmの試験体については、かぶり厚さ（純かぶり3cm）を確保するため補強鉄筋にD6鉄筋を使用した。図-2.10(b)および図-2.10(c)に示す版厚12cmおよび15cmのRC版については、補強鉄筋にD10鉄筋を用いた。鉄筋の両端は、定着を確保するために半円形フック状に折り曲げ加工を行った。表-2.2、表-2.3、表-2.4および表-2.5に、コンクリートの示方配合、コンクリート、鉄筋の力学特性値およびRC版の静的設計値を示す。RC版の曲げ耐力は降伏線理論^{10), 11)}により算定し、押し抜きせん断耐力は土木学会標準示方書¹²⁾に記載されている式を用いて算定した。

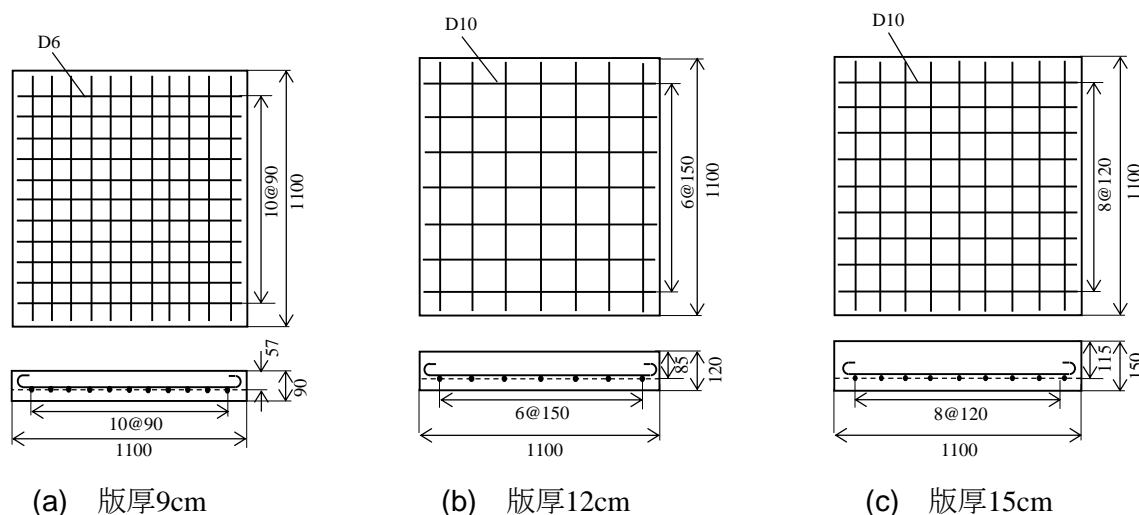


図-2.10 RC版の寸法および配筋図

表-2.2 コンクリートの示方配合

バッチ分類	粗骨材の最大寸法 (mm)	スランプ (cm)	水セメント比 (%)	細骨材率 (%)	単位量 (kg/m ³)				
					水	セメント	細骨材	粗骨材	混和剤
剛 (質量8.3kg)	20	15	50	46.4	155	310	851	1011	2.79
剛 (質量4.5kg) 剛・柔複合	20	15	50	44.3	158	316	806	1044	3.16

表-2.3 コンクリートの力学特性値

バッチ分類	圧縮強度 (N/mm ²)	ヤング係数 (kN/mm ²)	ポアソン比
剛 (質量8.3kg)	41.5	27	0.2
剛 (質量4.5kg) 剛・柔複合	32.7	25	0.2

表-2.4 鉄筋の力学特性値

バッチ分類	鉄筋寸法	降伏強度 (N/mm ²)	引張強度 (N/mm ²)	伸び (%)
剛 (質量8.3kg)	D10	368	581	22
剛 (質量4.5kg) 剛・柔複合	D10	409	592	19
	D6	323	514	28

表-2.5 RC版の静的設計値

試験体種類	引張鉄筋比 (%)	曲げ耐力 (kN)	押し抜きせん断耐力 (kN)
版厚9cm	0.62	45.3	52.8
版厚12cm	0.64	103.8	102.3
版厚15cm	0.66	195.6	172.9

図-2.11に、RC版の設置要領を示す。図-2.11(a)に示すようにRC版表面の四周に厚さ10mmの鋼板（SS400）を設置し、RC版に設けたボルト穴にボルト（M20）を通し、図-2.11(b)に示すようにRC版の裏面が四辺支持となるように裏面支持具に固定した。また、図-2.11(c)に示すように、裏面支持具の四隅と反力壁の間に圧電式ロードセル（米国PCB社製200C50、定格容量220kN、応答周波数30kHz）を4個設置し、これらの合計値を支点反力とした。RC版の裏面には、ひずみ応答を計測するため、中心から100mm間隔でひずみゲージ（ゲージ長80mm）を設置した。

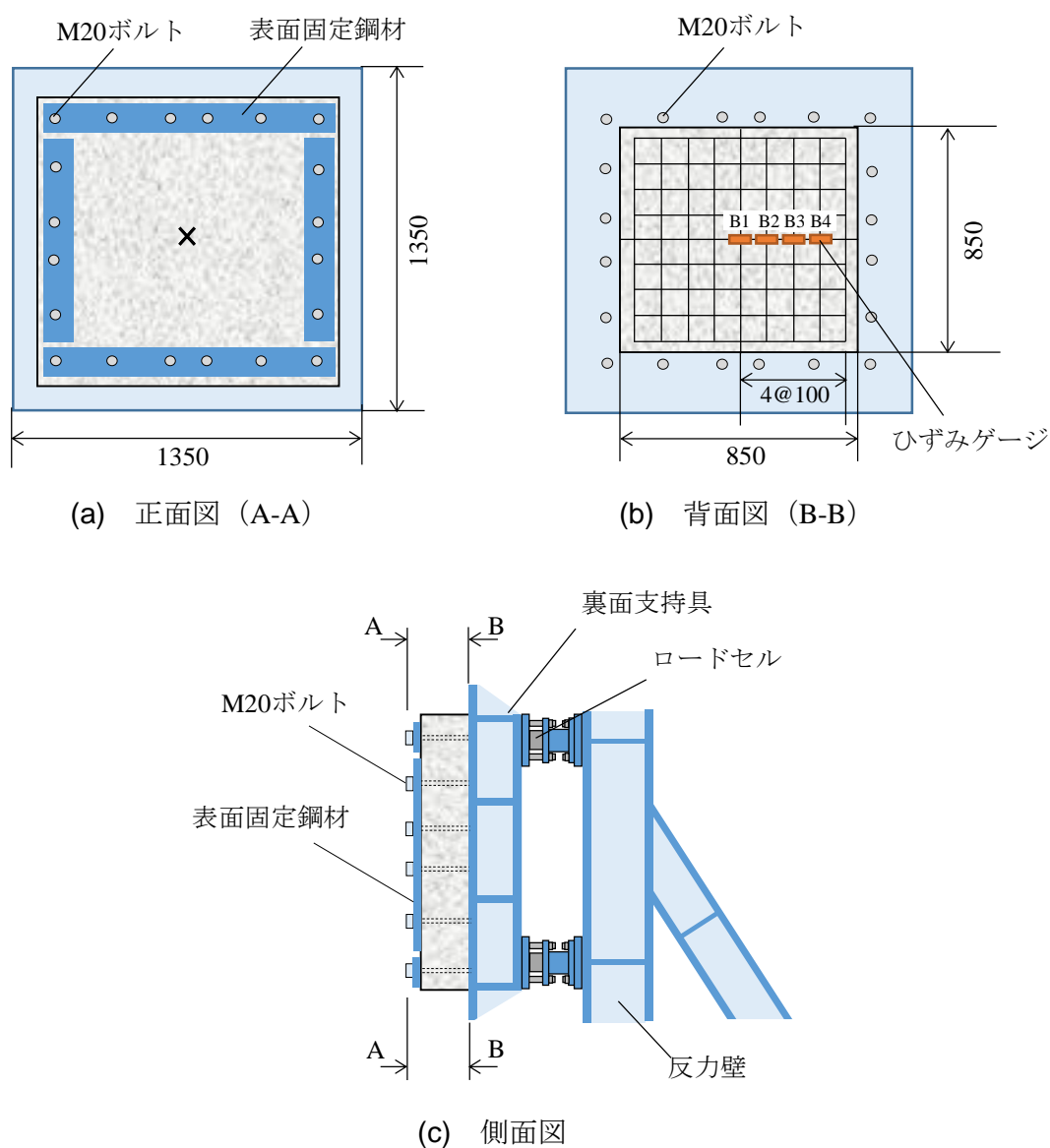


図-2.11 RC版試験体の設置要領

2.2.5 計測項目および実験ケース

計測項目については、前述のように高速カメラによる飛翔体の運動（変位、速度および荷重）および裏面の破壊挙動を撮影した。また、支点反力およびひずみ応答の計測に加えて、実験後の破壊領域の大きさを計測した。RC版裏面の破壊挙動の撮影については、飛翔体の運動の撮影と同様に、高速カメラ（Photron Fastcam：SA-Z）による撮影を行った。撮影時のサンプリングレートおよび解像度は、最大20000フレーム／秒および26万画素（縦512×横512）である。高速カメラの撮影画像については、同時刻における支点反力やひずみ応答と比較を行うため、波形を収録するデータ収集装置（サンプリング速度：200kHz）と同期して撮影を行った。破壊モードについては、既往の研究¹³⁾における局部破壊の分類を参考に、RC版の破壊性状において裏面が剥離しなかったものを表面破壊、裏面が剥離したものを裏面剥離、飛翔体が完全にRC版を通り抜けたものを貫通と判定した。また、実験後のRC版に生じる破壊の寸法（貫入深さおよび裏面における剥離直径）を計測するため、**図-2.12**に示すように、貫入深さについてはRC版表面に生じたへこみの最深部をノギスで計測した。表面破壊および裏面剥離の直径については、鋼制定規を用いて4方向の直径を計測し、それらの平均値をそれぞれの直径とした。

質量8.3kgの剛飛翔体を用いた実験ケースについては、剛CRIEPI式¹⁴⁾によって評価すると、版厚9cmのRC版に、衝突速度約20m/sで裏面剥離が生じるため、実験に用いたRC版の版厚は12cmおよび15cmとした。質量4.5kgの剛飛翔体および剛・柔複合飛翔体を用いた実験ケースについては、版厚9cm、12cmおよび15cmのRC版に対して実験を行った。衝突速度は、既往の局部破壊評価式と実験結果の整合性を調べるため、衝突速度20m/s～100m/sに設定して実験を行った。試験体数については、質量4.5kgおよび質量8.3kgの実験ではそれぞれ14体および10体、剛・柔複合飛翔体の実験では13体の試験体（合計41体）に対して実験を行った。

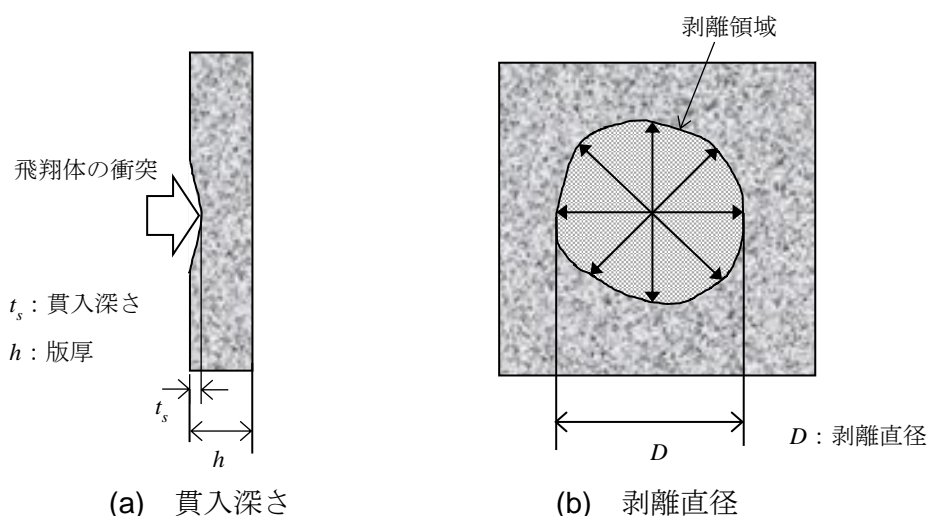


図-2.12 破壊領域の計測要領

2.3 剛飛翔体の実験結果および考察

2.3.1 実験結果の一覧

表-2.6に、実験結果の一覧を示す。ケース名については、左から飛翔体の質量、版厚 (cm) および衝突速度 (m/s) を表している。例えば、実験ケースM8.3-12-20は、飛翔体質量8.3kg、版厚12cmおよび衝突速度20m/sを示している。以下の考察では、この実験ケース名を用いて示す。表中の衝突速度については、高速カメラによる画像解析結果を示している。実験ケースM8.3-15-16は、高速カメラの撮影が不良であったためレーザー式速度検知器による速度 (図中※印) を示している。

表-2.6 衝突実験結果 (RC版, 剛飛翔体)

No.	ケース	破壊モード	貫入深さ(mm)	裏面剥離直径(mm)
1	M8.3-12-20	表面破壊	6.4	-
2	M8.3-12-25	裏面剥離	12.0	462
3	M8.3-12-40	裏面剥離	21.2	502
4	M8.3-12-83	裏面剥離	-	565
5	M8.3-12-99	貫通	-	560
6	M8.3-15-16※	表面破壊	5.5	-
7	M8.3-15-27	表面破壊	9.5	-
8	M8.3-15-42	表面破壊	26.4	-
9	M8.3-15-52	裏面剥離	23.6	534
10	M8.3-15-55	裏面剥離	36.8	625
11	M8.3-15-83	裏面剥離	-	668
12	M4.5-9-25	表面破壊	5.5	-
13	M4.5-9-29	裏面剥離	6.4	375
14	M4.5-9-38	裏面剥離	13.1	399
15	M4.5-9-39	裏面剥離	8.8	422
16	M4.5-12-23	表面破壊	4.4	-
17	M4.5-12-36	表面破壊	9.9	-
18	M4.5-12-39	裏面剥離	7.5	552
19	M4.5-12-54	裏面剥離	13.1	492
20	M4.5-15-32	表面破壊	14.2	-
21	M4.5-15-49※	表面破壊	15.5	-
22	M4.5-15-60	表面破壊	27.2	-
23	M4.5-15-69	表面破壊	15.8	-

2.3.2 RC版の破壊性状

図-2.13に、質量8.3kgのケースにおける衝突後のRC版の破壊性状を示す。RC版のひび割れは黒線により強調して示している。実験ケースM8.3-12-20ではRC版の裏面には中心から放射状のひび割れと、直径約200mmの円周状のひび割れが生じている。実験ケースM8.3-12-40では裏面剥離が生じたが、RC版の断面をみると中心部のコンクリート塊は鉄筋で押さえられて飛散せずに残留している。さらに、実験ケースM8.3-12-83では、衝突部に貫通孔が生じているが、飛翔体は鉄筋で押さえられたため完全に貫通していなかった。実験ケースM8.3-12-99では、飛翔体がRC版を完全に通り抜けて貫通した。版厚15cmのケースにおいても版厚12cmのケースと同様に、衝突速度が小さい実験ケースではRC版裏面の中心から放射状および円周状のひび割れが生じ、衝突速度が増大すると裏面剥離が生じている。実験ケースM8.3-15-83では飛翔体は完全に貫通していないが、貫通孔が生じる結果となった。なお、裏面剥離が生じた実験ケースM8.3-15-52では、版厚12cmのケースと同様に中心部のコンクリート塊は飛散せず、かぶりコンクリートのみが飛散している。

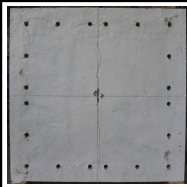



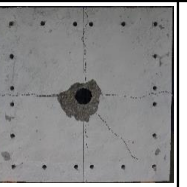



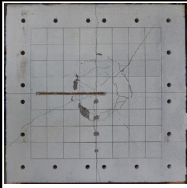

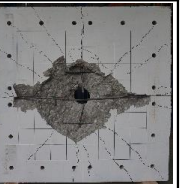
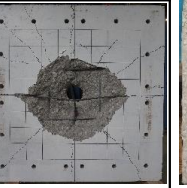


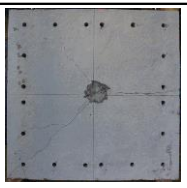

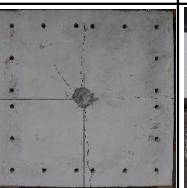

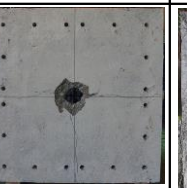

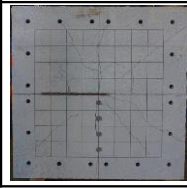
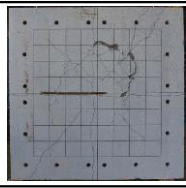
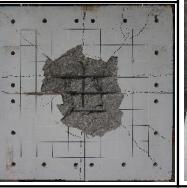
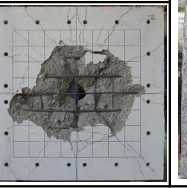
実験ケース	M8.3-12-20		M8.3-12-40		M8.3-12-83		M8.3-12-99	
破壊性状	表面	断面	表面	断面	表面	断面	表面	断面
								
	裏面		裏面		裏面		裏面	
								
実験ケース	M8.3-15-27		M8.3-15-42		M8.3-15-52		M8.3-15-83	
破壊性状	表面	断面	表面	断面	表面	断面	表面	断面
								
	裏面		裏面		裏面		裏面	
								

図-2.13 RC版の破壊性状（飛翔体質量8.3kg）

図-2.14に、質量4.5kgのケースにおけるRC版の破壊性状を示す。版厚12cmのケースでは、飛翔体の質量が8.3kgのケースと同様に、衝突速度の増大に伴い破壊モードは表面破壊から裏面剥離へと推移している。断面におけるひび割れについても、斜めひび割れが生じて裏面剥離が形成されている。一方、版厚15cmのケースについては、実験ケースM4.5-15-69に示すように衝突速度69m/sに到達しても裏面剥離は生じなかった。RC版の裏面には円周状のひび割れが認められた。ただし、RC版の断面においても、版厚12cmのケースと同様に斜めひび割れが生じており、さらに数m/s衝突速度が増加すると裏面剥離の発生が予想される。なお、質量4.5kgのケースについては、飛翔体の寸法が小さいため衝突速度が大きくなると飛翔体が破損することが想定されたため、最高速度を質量8.3kgのケースよりも小さく設定した。

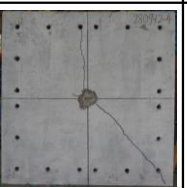
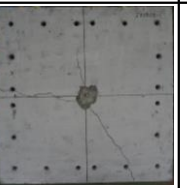
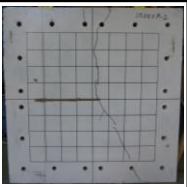
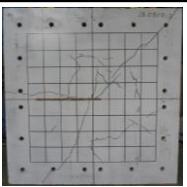
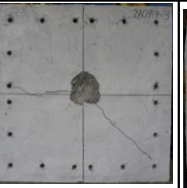
実験ケース	M4.5-12-23		M4.5-12-36		M4.5-12-39		M4.5-12-54	
	表面	断面	表面	断面	表面	断面	表面	断面
破壊性状								
								
実験ケース	M4.5-15-32		M4.5-15-49		M4.5-15-60		M4.5-15-69	
破壊性状	表面	断面	表面	断面	表面	断面	表面	断面
								
								

図-2.14 RC版の破壊性状（飛翔体質量4.5kg）

2.3.3 破壊領域の寸法

図-2.15に、飛翔体の貫入深さ～衝突速度関係を示す。図中には、本実験条件と適用範囲（衝突速度150m/s以上）が異なるが、参考として前章の式(1.9)および式(1.10)に示した修正NDRC式による貫入深さの算定値も示している¹⁵⁾。実験結果と修正NDRC式による算定結果を比較すると、質量8.3kgと質量4.5kgのケースのいずれも衝突速度の増加に伴い線形的に貫入深さが増大しているが、質量8.3kgのケースの方が質量4.5kgのケースよりも、修正NDRC式の評価結果との適合性が良い結果を示している。修正NDRC式の貫入深さのパラメータは、飛翔体の質量、速度、先端直径、形状に関する定数および被衝突体の材料定数であり、質量の大きさや衝突速度が変化することによって材料定数などの値も変化するものと考えられる。それぞれのケースの破壊モードについては、いずれのケースにおいても衝突速度が増大すると表面破壊と裏面剥離の両方の破壊モードが生じるが、貫入深さも増大している。すなわち、破壊モードによって貫入深さはあまり変わらないことがわかる。

図-2.16に、飛翔体の貫入深さ～衝突エネルギー関係を示す。ここで、衝突エネルギーとは衝突時に飛翔体が有している運動エネルギーを示す。図より、質量8.3kgと質量4.5kgのケースのいずれも衝突エネルギーが増大するとほぼ同様の勾配で線形的に増加しており、同じ衝突エネルギーにおいて質量が異なる両ケースの貫入深さを比較するとほぼ同様の値を示していることがわかる。数百メートル毎秒以上の高速度の衝突に関する既往の研究においては、同じ衝突エネルギーにおいても飛翔体の質量が大きくなると貫入深さが増大することが指摘されている^{15), 16)}。この理由は、飛翔体とコンクリートの接触部に生じる応力は、コンクリートの圧縮強度からなる静圧と飛翔体の速度による動圧によって表されることに起因している。すなわち、飛翔体の貫入による抵抗力は飛翔体の速度の影響を大きく受けるため、飛翔体の質量が小さく速度が大きいくほど抵抗力が大きくなり貫入深さが小さくなるためであると説明されている。本実験においては、衝突速度が100m/s以下と小さいため、貫入深さに対する衝突速度の影響が相対的に小さくなり、同じ衝突エネルギーにおける貫入深さの差は小さくなったものと考えられる。

図-2.17に、RC版の裏面剥離直径～版厚関係を示す。飛翔体質量8.3kgおよび4.5kgのいずれのケースにおいても版厚の増加に伴い、裏面剥離直径が増加していることがわかる。図-2.13に示すRC版断面の破壊性状は、RC版内部に生じた斜めひび割れの内側が円錐台状のコンクリート塊となって裏面剥離を形成しており、版厚が大きくなるほど剥離する領域が大きくなると考えられる。

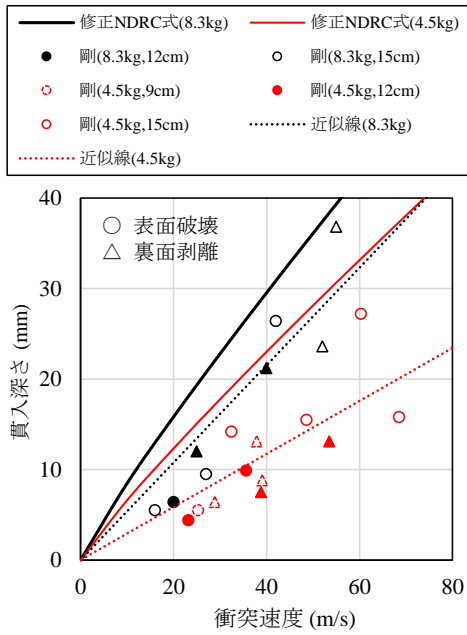


図-2.15 貫入深さ～衝突速度関係

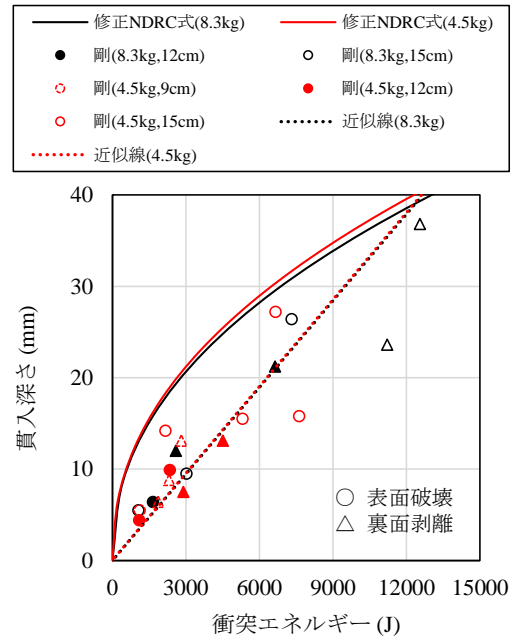


図-2.16 貫入深さ～衝突エネルギー関係

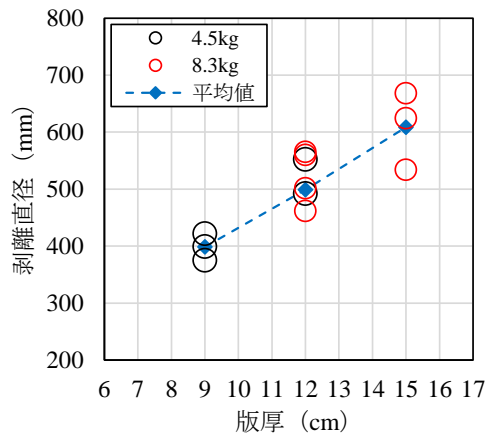
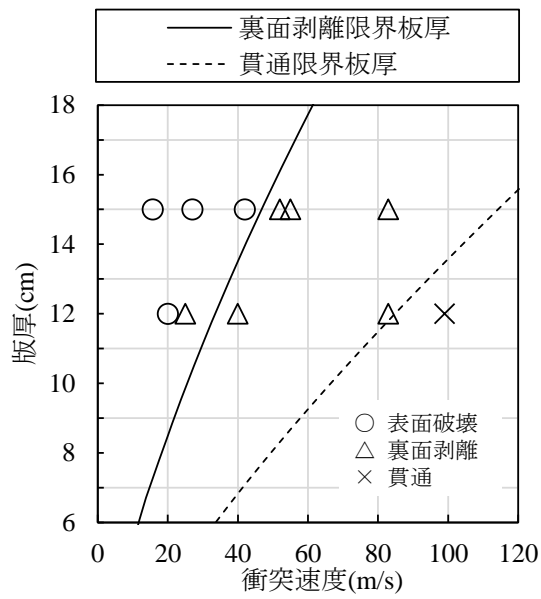


図-2.17 裏面剥離直径～版厚関係

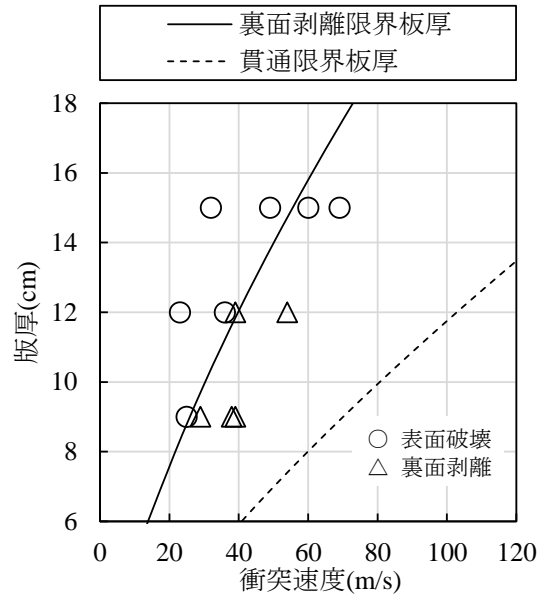
2.3.4 局部破壊評価式による損傷評価

局部破壊評価式は、剛CRIEPI式（式(1.13)）を用いた¹³⁾。図-2.18に、剛CRIEPI式による評価結果を版厚～衝突速度関係に示す。図-2.18(a)に示す飛翔体の質量8.3kgのケースでは、版厚12cmおよび15cmのケースにおける裏面剥離限界速度の実験結果と剛CRIEPI式による評価結果は良い一致が認められる。また、版厚12cmのケースにおいて生じた貫通限界速度の実験結果についても、剛CRIEPI式による評価結果と良い一致を示している。図-2.18(b)に示す飛翔体の質量4.5kgのケースから、版厚15cmのケースでは剛CRIEPI式による裏面剥離限界版厚は実験結果よりもやや過大に評価しているが、版厚9cmおよび12cmのケースの実験結果は剛CRIEPI式による裏面剥離限界速度の評価値と一致している。以上から、本実験結果は剛CRIEPI式による局部破壊評価とある程度整合することがわかった。

図-2.19に、剛CRIEPI式による評価結果を版厚～衝突エネルギー関係として示す。図は、質量8.3kgと4.5kgのケースの結果を比較するため、裏面剥離限界版厚の評価結果のみを示している。いずれのケースにおいても、CRIEPI式による評価結果は実験結果とある程度の整合を示している。飛翔体質量4.5kg、版厚15cmのケースでは破壊モードはいずれも表面破壊であるが、質量8.3kgのケースでは約500J大きいケースで裏面剥離が生じている。図-2.14の破壊性状から、衝突速度69m/sのケースでは数m/sの速度増加で裏面剥離が生じることが予想される結果であったことから、質量4.5kgのケースにおいても500J程度の増加で裏面剥離が生じることが予想される。以上から、質量8.3kgおよび4.5kgの飛翔体の実験結果は、同じ衝突エネルギーを有するケースにおいても、ほぼ同様の破壊性状を示すことがわかった。

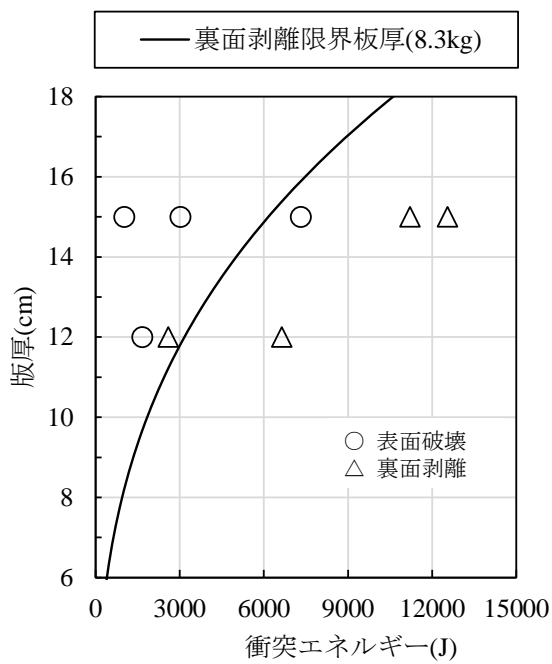


(a) 飛翔体質量8.3kg

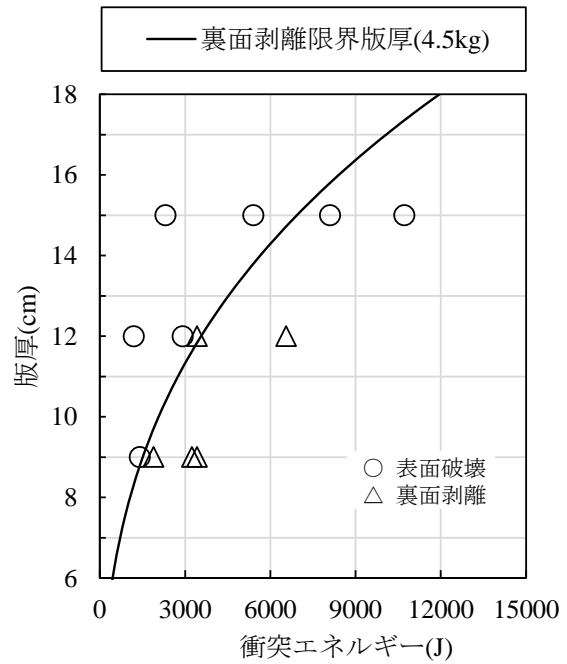


(b) 飛翔体質量4.5kg

図-2.18 剛CRIEPI式による評価結果 (版厚～衝突速度関係)



(a) 飛翔体質量8.3kg



(b) 飛翔体質量4.5kg

図-2.19 剛CRIEPI式による評価結果 (版厚～衝突エネルギー関係)

2.3.5 RC版の損傷進展過程

図-2.20に、実験ケースM8.3-15-52における、高速カメラで撮影した衝突時のRC版裏面の連続画像を示す。図-2.20(a)に示すように、裏面の中心から200mm～300mmの範囲の画像を示している。図-2.20(b)に示す時刻0.4msにおいて、目視で確認できるひび割れが生じた。ひび割れはRC版の中心を通るように上下方向に生じており、曲げひび割れのような形状を示している。図-2.20(c)に示す時刻0.8msにおいては、画像の下方に剥離片の外周部の隆起が確認できることから、この時刻において斜めひび割れは裏面に到達し、剥離片の飛散が開始したと考えられる。その後、図-2.20(d)に示すように剥離領域が進展し、図-2.20(e)に示す時刻2.0msにおいては、画像から確認できる剥離片の外周部におけるひび割れが全て連結されていることから、この時刻において剥離片がRC版から分離しているものと考えられる。

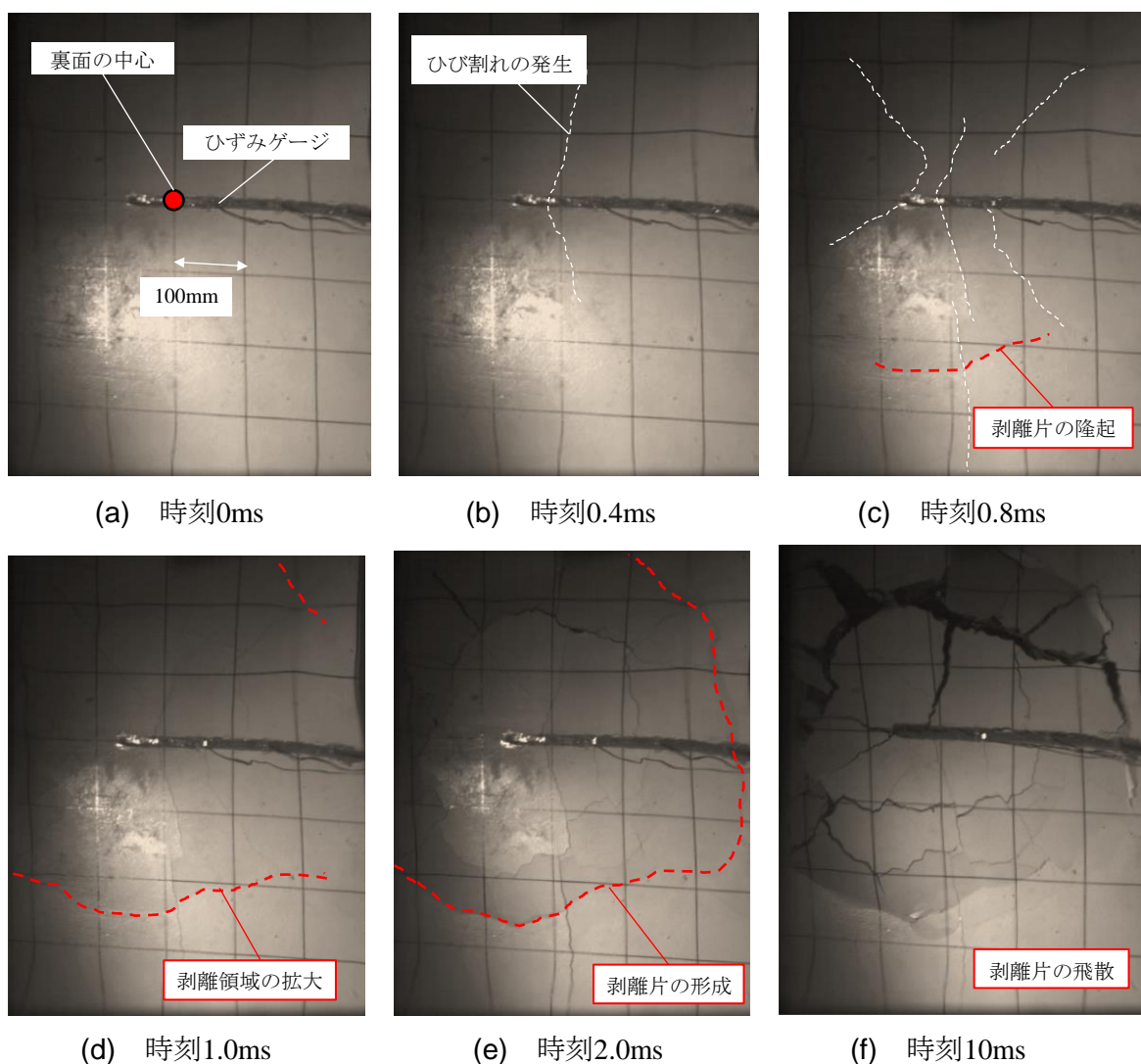


図-2.20 RC版の裏面における破壊の進展状況（実験ケースM8.3-15-52）

2.3.6 飛翔体の変位、速度および荷重特性

図-2.21および図-2.22に、高速カメラ画像を解析して得られた飛翔体の変位、速度および荷重～時間関係を示す。貫通が生じたケースについてはRC版表面が損傷することにより生じる飛散片により衝突後の飛翔体の追跡点を認識することが困難であったため、裏面剥離が生じないケース（M8.3-15-42）と裏面剥離が生じたケース（M8.3-15-52）を示している。飛翔体の質量については、質量8.3kgと4.5kgのケースでそれぞれの波形特性についてはほぼ同様であったため、質量8.3kgのケースを示す。また、速度および荷重の波形については、各ケースにおいて粉塵の発生状況や撮影時の光量の大小により、撮影画像の解析値に生じるノイズが異なるため、それぞれのケースで最適なデータ間隔で移動平均処理を行っている。移動平均区間の最適値については、衝突速度と質量から算定される飛翔体の運動量と、荷重～時間関係を積分して得られる力積がほぼ同様の値（±2%以下）となることを確認して決定している。

図-2.21に示す実験ケースM8.3-15-42では、図-2.21(a)に示す飛翔体の変位は時刻約1.0msでほぼ最大値を示している。参考のため、図中には実験後に計測した貫入深さを示しており、実験時の最大変位と比較すると、約6mm貫入深さが大きい。この理由は、飛翔体の貫入部は衝突によって破片化されて凹凸が生じているため、ノギスで計測した貫入深さと差が生じたものと考えられる。図-2.21(b)に示す飛翔体の速度は、時刻約1.0msでほぼゼロを示している。図-2.21(c)に示す荷重は時刻約0.3msで最大値約700kNを示し、その後は緩やかに低下している。図-2.22に示す実験ケースM8.3-15-52では、図-2.22(a)に示す飛翔体の変位は時刻約0.7msまで急激に増大し、その後緩やかに増大して時刻3msで最大値を示した。本ケースにおいても図中に示す貫入深さと最大変位は約3mm程度の差が生じている。図-2.22(b)に示す速度については、変位と同様に時刻約0.7msまで急激に減少した後、わずかに低下している。図-2.22(c)に示した裏面の損傷過程から、時刻0.8msにおいて裏面の隆起が確認されたことから、裏面剥離が生じたことでRC版の抵抗力が低下し、飛翔体の速度が低下する勾配が緩やかになったものと考えられる。図-2.22(c)に示す荷重については、時刻約0.3msで最大値約900kNを示し、その後約500kNまで急激に低下した後に時刻約0.8以降でほぼゼロを示した。図-2.22(b)に示した時刻0.4msにおける裏面にはひび割れが生じていることから、荷重は最大値を示す前後においてRC版内部に損傷が進展していると考えられる。

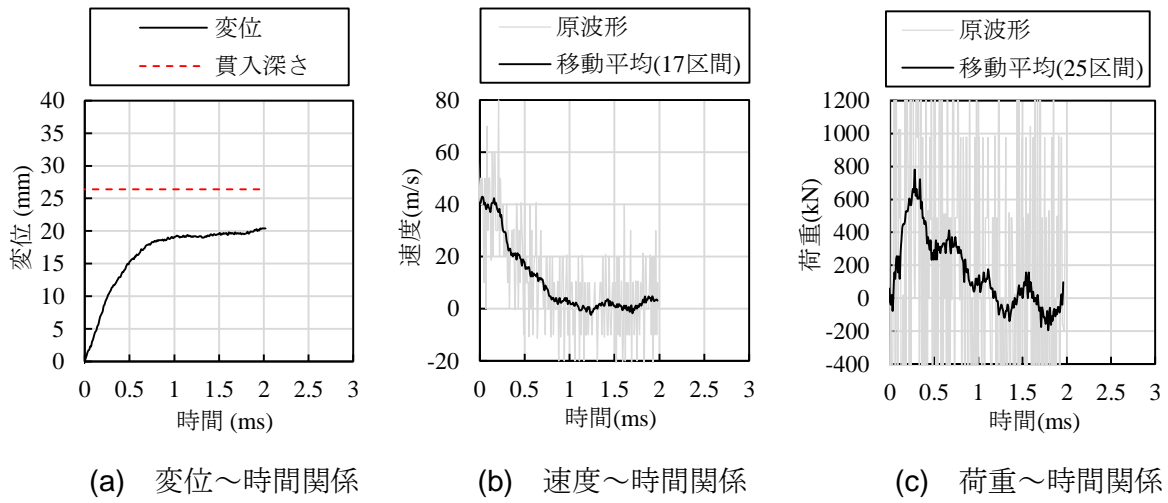


図-2.21 剛飛翔体の変位，速度および荷重（実験ケースM8.3-15-42）

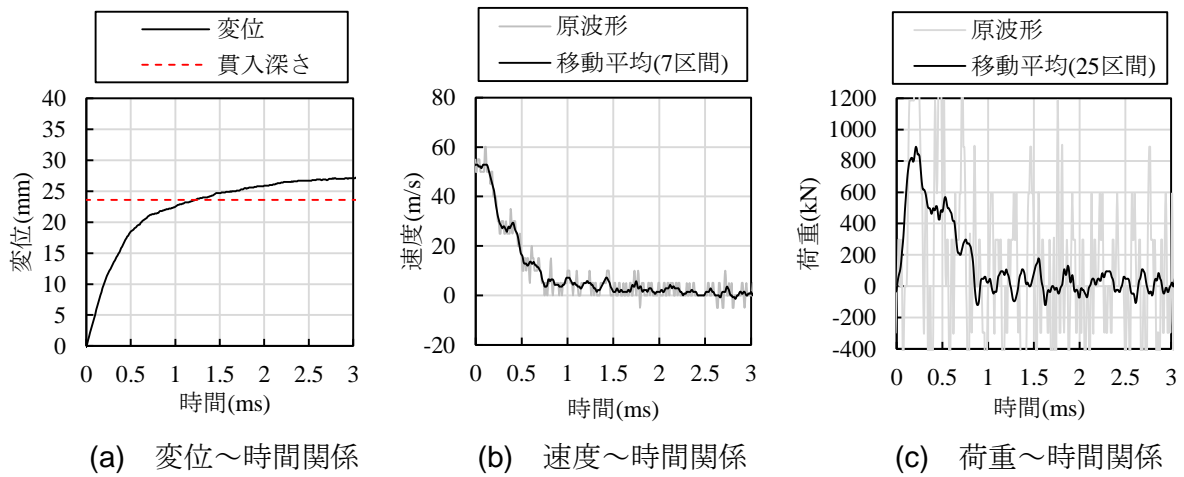
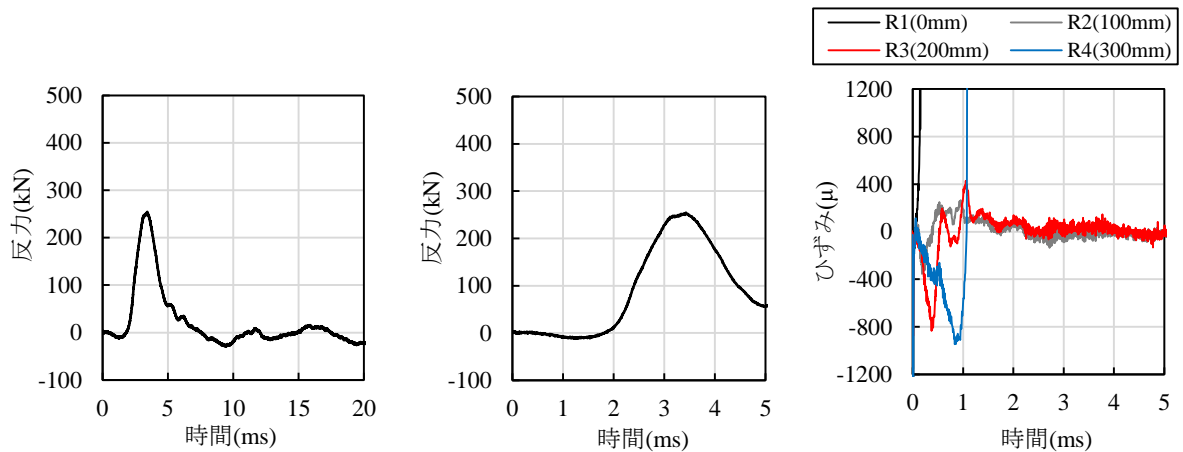


図-2.22 剛飛翔体の変位，速度および荷重（実験ケースM8.3-15-52）

2.3.7 RC版の支点反力およびひずみ応答

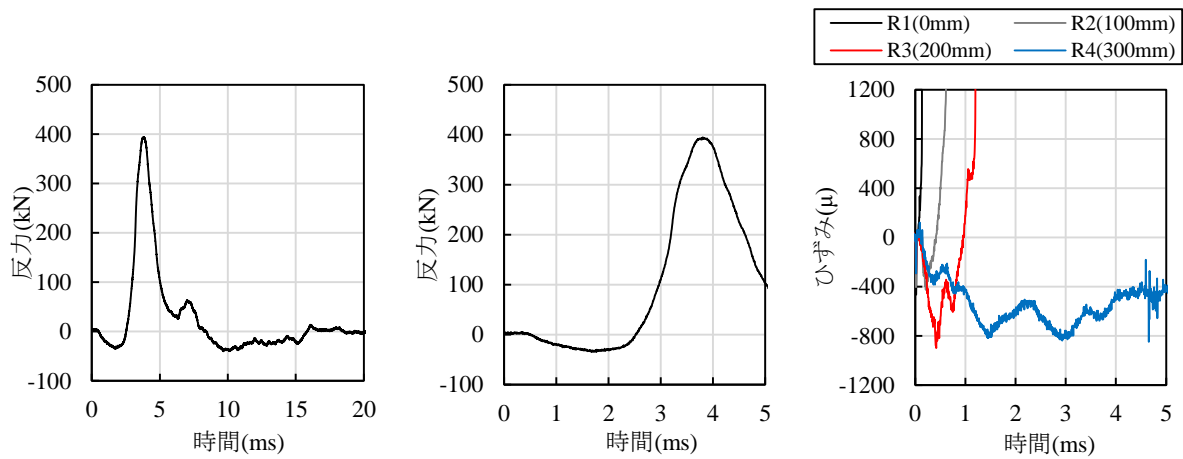
図-2.23および図-2.24に、図-2.21および図-2.22に示したケースにおける支点反力およびRC版裏面のひずみ応答を示す。支点反力およびひずみ応答についても飛翔体の変位や速度と同様に、質量4.5kgのケースの波形特性はほぼ同様の傾向を示したため省略する。図-2.23に示す実験ケースM8.3-15-42から、図-2.23(a)に示す支点反力は時刻約3.5msで最大値を示し、その後はゼロ付近で振動している。この時刻は、図-2.21および図-2.22に示す荷重が作用する時刻よりも後であり、支点反力の最大値は荷重の除荷後に生じていることがわかる。図-2.23(b)に示す支点反力の拡大図より、支点反力は時刻0.5ms～2.0msの間でわずかに負の支点反力が生じており、時刻2.0ms以降で増大している。図-2.23(c)に示すRC版裏面のひずみ応答から、中心位置のR1は衝突直後に計測の上限に達しており、衝突後すぐに破断したと考えられる。中心から200mmおよび300mmの位置のひずみゲージR3およびR4は、時刻約0.4msおよび0.9msで約-800 μ および-900 μ の負のひずみ（圧縮ひずみ）が生じている。一般的な静的載荷試験では、部材が荷重を受けると下縁側（裏面）が引張変形するため引張ひずみが生じるが、本衝突実験結果では、衝突直後の裏面に圧縮ひずみが生じる傾向を示している。

図-2.24に示す実験ケースM8.3-15-52をみると、図-2.24(a)に示す支点反力は衝突後約4.0msで約400kNの最大値を示した。図-2.24(b)に示す支点反力の拡大図をみると、実験ケースM8.3-15-42と同様に時刻0.5ms～2.5msの間で負の支点反力が生じていた後に支点反力が増大している。図-2.20に示した裏面における損傷過程から、時刻2.0msにおいてすでに剥離片が分離をしていたため、本ケースにおいては支点反力が増大する前に、裏面剥離が生じたと考えられる。また、図-2.24(c)に示す裏面のひずみ応答についても、時刻約0.4msでひずみゲージR3には約-800 μ の負のひずみが生じており、実験ケースM8.3-15-42と同様の傾向を示している。ひずみゲージR4にも約-800 μ の圧縮ひずみが生じているが、実験ケースM8.3-15-42よりも応答する時間が長く、時刻1.0ms～5.0msまで継続して応答している。本実験ケースでは、裏面剥離が生じたために応答時刻に差が生じたものと考えられる。



(a) 支点反力～時間関係 (b) 支点反力(～時刻5.0ms) (c) 裏面のひずみ～時間関係

図-2.23 支点反力およびRC版裏面のひずみ応答 (実験ケースM8.3-15-42)



(a) 支点反力～時間関係 (b) 支点反力(～時刻5.0ms) (c) 裏面のひずみ～時間関係

図-2.24 支点反力およびRC版裏面のひずみ応答 (実験ケースM8.3-15-52)

2.4 剛・柔複合飛翔体の実験結果および考察

2.4.1 実験結果の一覧

表-2.7に、実験結果の一覧を示す。ケース名については、左から飛翔体の種類(D:deformable)、版厚(cm)および衝突速度(m/s)を表している。例えば、実験ケースD-9-24は剛・柔複合飛翔体、版厚9cmおよび衝突速度24m/sを示している。以下の考察では、この実験ケース名を用いて示す。表中に示す鋼管部の変形量は、実験後における鋼管部の4点の長さをノギスで計測し、これらの平均値を実験前の鋼管部の長さから引いたものを示している。

2.4.2 RC版の破壊性状および鋼管部の変形状

図-2.25に、衝突後のRC版の破壊性状および飛翔体の鋼管部の変形状の例を示す。なお、版厚9cmのケースについては全てのケースで裏面剥離が生じたため記載していない。実験ケースD-12-25をみると、RC版の裏面に剥離片が生じることなく、裏面の中心から放射状のひび割れが生じている。RC版の断面には斜めひび割れが生じ始めているが、裏面に到達するひび割れは生じていない。図-2.13に示した飛翔体の質量が8.3kgの剛飛翔体のケースでは、実験ケースM8.3-12-20において裏面に生じた円周状のひび割れの一部が剥離している。しかし、剛・柔複合飛翔体の場合では、鋼管部の変形に(4.4mm)によってRC版の損傷が小さくなったものと考えられる。実験ケースD-12-41では、円周状のひび割れの外縁部の一部が剥離しており、断面に生じた斜めひび割れが裏面に到達していることがわかる。鋼管部の変形量については23.5mmであり、全体の約16%が座屈変形した。図-2.13に示した剛飛翔体のケースでは、実験ケースM8.3-12-40においてRC版裏面の剥離片が完全に剥離していることから、剛飛翔体のケースに比べてRC版の損傷が小さくなったことがわかる。実験ケースD-15-52をみると、RC版の裏面には中心から放射状のひび割れが生じているが裏面剥離は生じていない。また、RC版の断面には斜めひび割れが生じているが、裏面には到達していない。鋼管部の変形量については37.9mmであり、全体の25%が座屈変形した。図-2.13に示した剛飛翔体のケースでは、同じ衝突速度である実験ケースM8.3-15-52において裏面剥離が生じており、本ケースにおいても鋼管部の座屈によりRC版の損傷が小さくなった。実験ケースD-15-60では、鋼管部の変形量は47.9mmで全体の約32%が座屈変形しているが、裏面剥離が生じている。したがって、ある程度衝突速度が大きくなると鋼管部の変形量の大小に関わらず裏面剥離が生じることがわかる。本実験における剛・柔複合飛翔体の先端部の質量は2.9kgであり、剛CRIEPI式による質量2.9kgの飛翔体が衝突する場合の裏面剥離限界版厚の評価結果は14cmとなり、本実験ケースのRC版の版厚とほぼ等しくなる。このことから、鋼管部が座屈する時刻ではすでにRC版の損傷が進行しているものと考えられる。

表-2.7 実験結果の一覧 (RC版, 剛・柔複合飛翔体)

No.	ケース	破壊モード	貫入深さ(mm)	裏面剥離直径(mm)	鋼管部変形量(mm)
1	D-9-24	裏面剥離	8.4	374	1.0
2	D-9-32	裏面剥離	18.9	476	3.0
3	D-9-40	裏面剥離	-	396	4.6
4	D-9-42	裏面剥離	-	417	3.5
5	D-12-25	表面破壊	6.9	-	4.4
6	D-12-41	表面破壊	12.4	-	23.5
7	D-12-45	裏面剥離	22.1	497	21.5
8	D-12-47	裏面剥離	29.9	556	25.5
9	D-12-60	裏面剥離	-	529	39.1
10	D-15-52	表面破壊	12.7	-	37.9
11	D-15-60	裏面剥離	21	535	47.9
12	D-15-63	裏面剥離	-	551	40.6
13	D-15-66	裏面剥離	36.4	559	63.7

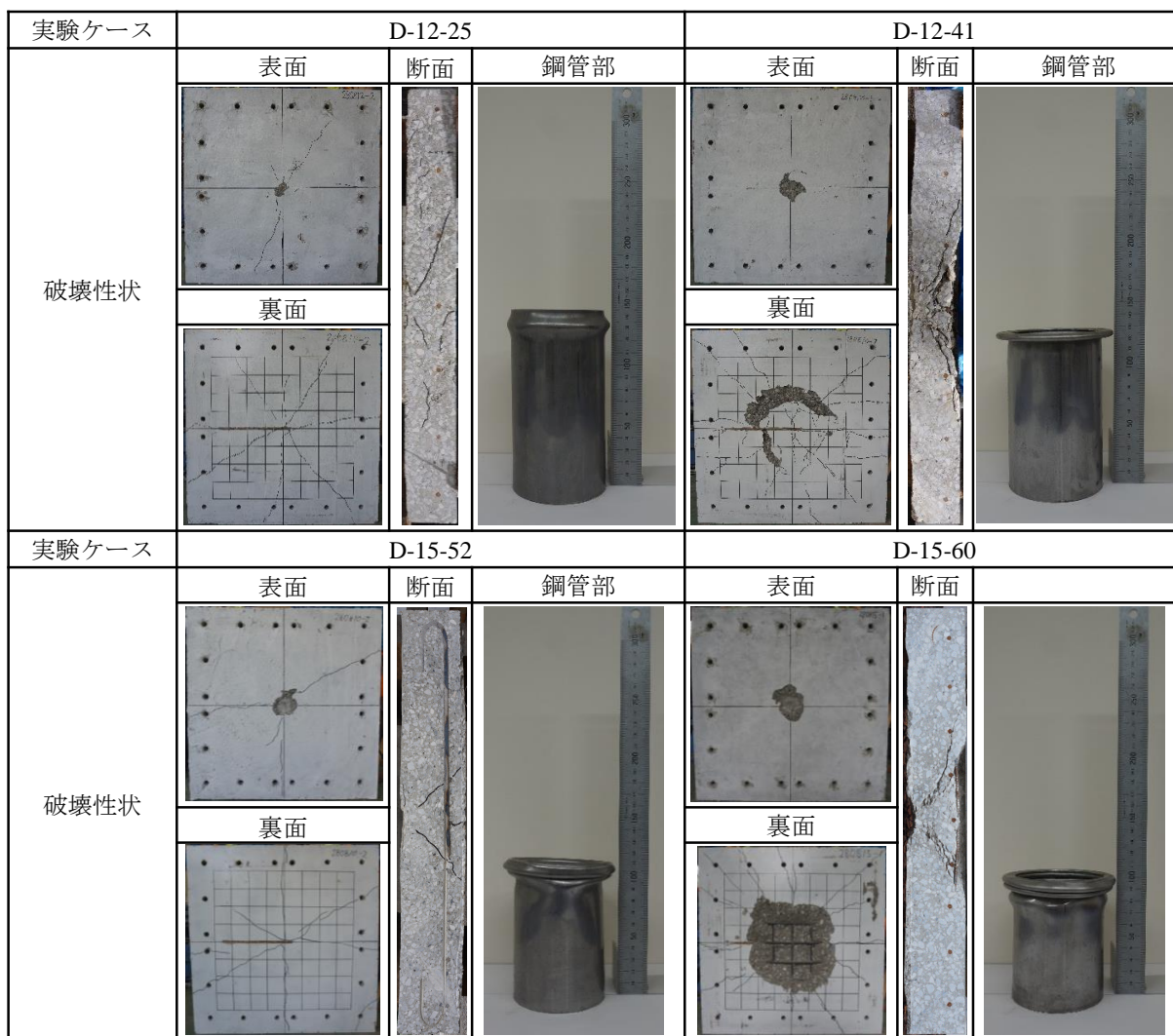


図-2.25 RC版の破壊性状および鋼管部の変形状

2.4.3 破壊領域の寸法

図-2.26に、貫入深さ～衝突速度関係を示す。図には参考のため、剛飛翔体の実験結果も示している。実験ケースD-12-41は、同様の衝突速度である剛飛翔体のケースM8.3-12-40に比べて貫入深さが約40%小さくなっている。実験ケースD-15-52も同様に、同じ速度の剛飛翔体のケースM8.3-15-52に比べて貫入深さが約50%小さくなっている。このように貫入深さが小さくなったケースは、飛翔体の鋼管部が16%～32%座屈変形したケースであり、飛翔体が変形することで貫入深さが小さくなることを示している。

図-2.27に、RC版の裏面剥離直径～版厚関係を示す。図中には、剛飛翔体のケースの各版厚における平均値も示している。版厚15cmのケースのみ、剛飛翔体のケースよりも裏面剥離の直径が小さくなる傾向を示したが、剛飛翔体のケースと同様に剛・柔複合飛翔体のケースにおける裏面剥離の直径は版厚の増加とともに増加する傾向が認められる。

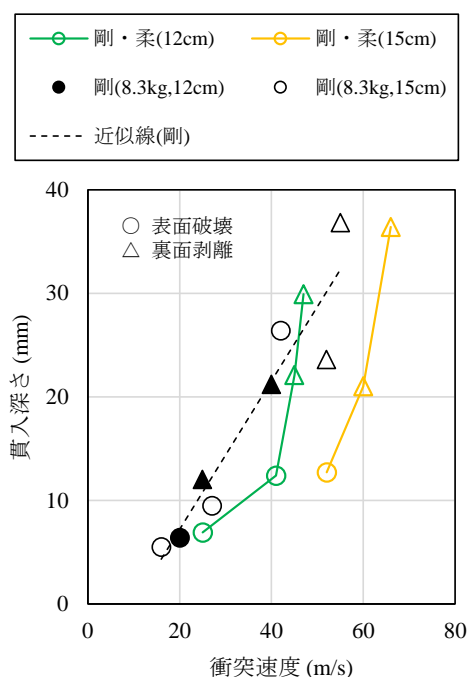


図-2.26 貫入深さ～衝突速度関係

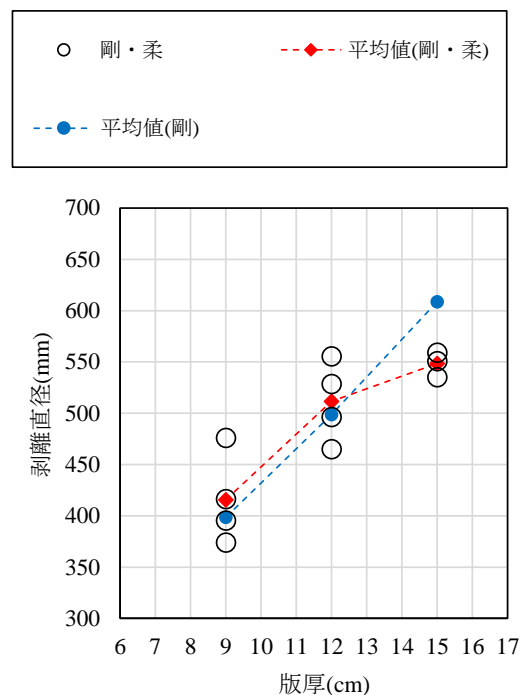


図-2.27 裏面剥離の直径～版厚関係

2.4.4 局部破壊評価式による損傷評価

破壊モードの評価には、第1章において式(1.15)に示した柔CRIEPI式を用いて実験結果と比較する。柔CRIEPI式は、電力中央研究所が本実験と同様な中空の鋼管部（先端形状は平坦型）を用いて行った実験結果から低減係数を適用したものであり、適用範囲は本実験条件に適合する⁵⁾。図-2.28に、柔CRIEPI式による評価結果を版厚～衝突速度関係にプロットして示す。参考のため、剛CRIEPI式による評価結果も示している。図-2.28(a)に示す評価結果より、剛・柔飛翔体の実験結果は柔CREIPI式による裏面剥離限界速度よりもやや小さい速度において裏面剥離が生じる結果を示している。柔CRIEPI式における剛CRIEPI式に対する低減係数は0.7であるが、実験結果との整合性を良くするために修正すると、図-2.28(b)に示すように本実験結果に対しては剛CRIEPI式に対する低減係数を0.8とすると良い一致が認められた。剛CRIEPI式の低減係数を決定するために実施された衝突実験⁵⁾においては、本実験と同様な胴体部と中空の鋼管部からなる飛翔体を用いているが、先端部の形状は平坦型であり、本実験結果とは先端部の形状が大きく異なるため低減係数に差が生じたものと考えられる。

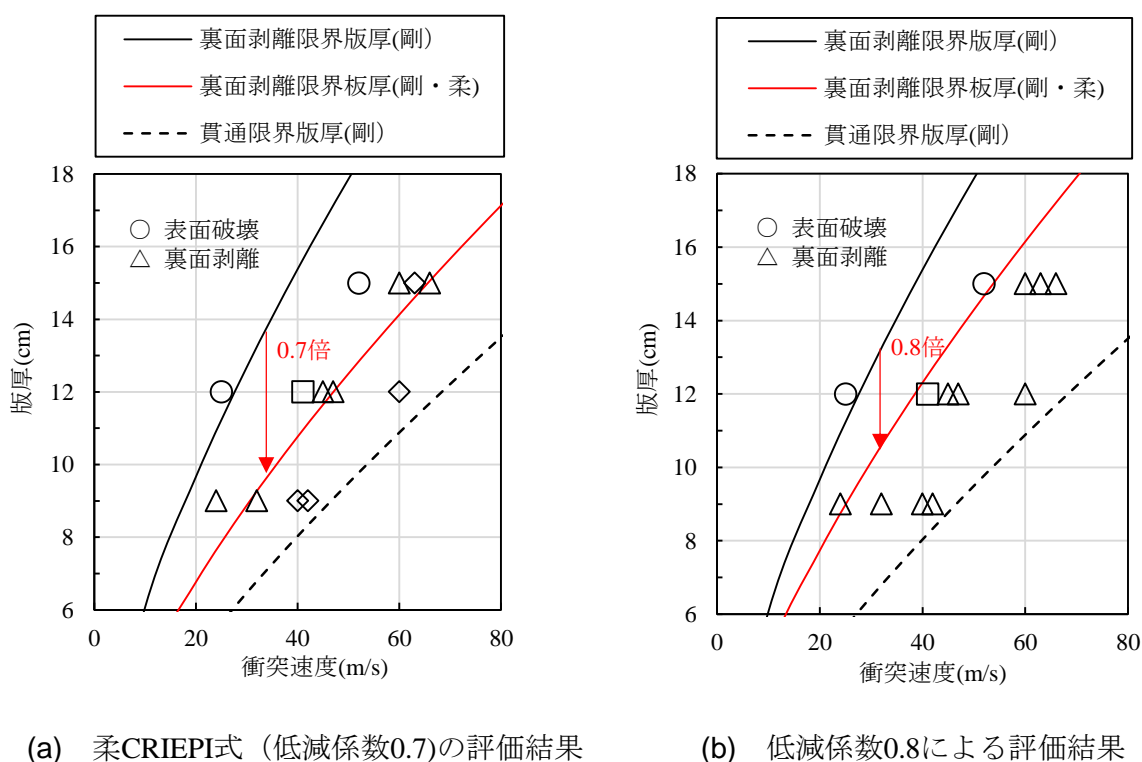
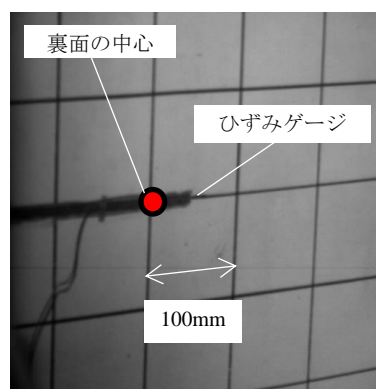


図-2.28 柔CRIEPI式による裏面剥離限界版厚の評価および修正

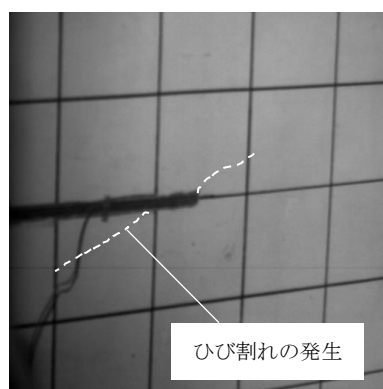
2.4.5 RC版の損傷進展過程

図-2.29に、破壊モードが表面破壊となった実験ケースD-15-52における、高速カメラで撮影した衝突時のRC版裏面の連続画像を示す。剛飛翔体のケースと同様に、図-2.29(a)に示すように中心から200mm~300mmの範囲を撮影している。図-2.29(b)に示す時刻0.3msから、中心部近傍にひび割れの発生が認められる。その後、時刻0.8msでは図-2.29(c)に示すようにひび割れが進展し、放射状のひび割れを形成している。図-2.29(d)に示す時刻2.0msにおいては、図-2.29(c)に示すひび割れの状況とほぼ同様であることから、時刻0.8ms以降におけるひび割れはほぼ進展していないことがわかる。

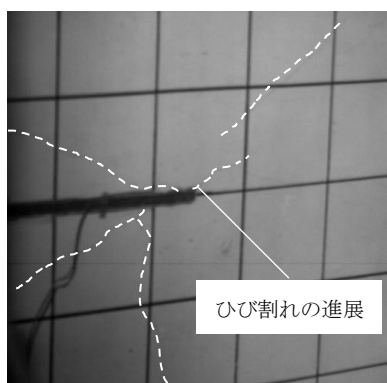
図-2.30に、破壊モードが裏面剥離となった実験ケースD-15-60における、衝突時のRC版裏面の連続画像を示す。図-2.30(b)に示すように、時刻0.3msからRC版裏面の中心に放射状のひび割れが生じている。図-2.30(c)に示す時刻0.8msにおいては、ひび割れが進展するとともに、剥離片の一部が隆起していることが確認できる。その後も時間の経過につれて円周状のひび割れが進展し、図-2.30(d)に示す時刻1.0msにおいてはひび割れの大部分が形成されている。図-2.30(e)に示す時刻2.0msにおいては剥離領域の形成が終了して既に剥離が開始しており、図-2.30(f)に示す時刻10msにおいては数個の破片に分割されて剥離片が飛散している。



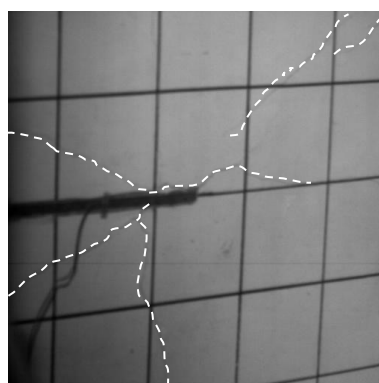
(a) 時刻0ms



(b) 時刻0.3ms



(c) 時刻0.8ms



(d) 時刻2.0ms

図-2.29 RC版裏面におけるひび割れの進展状況 (実験ケースD-15-52)

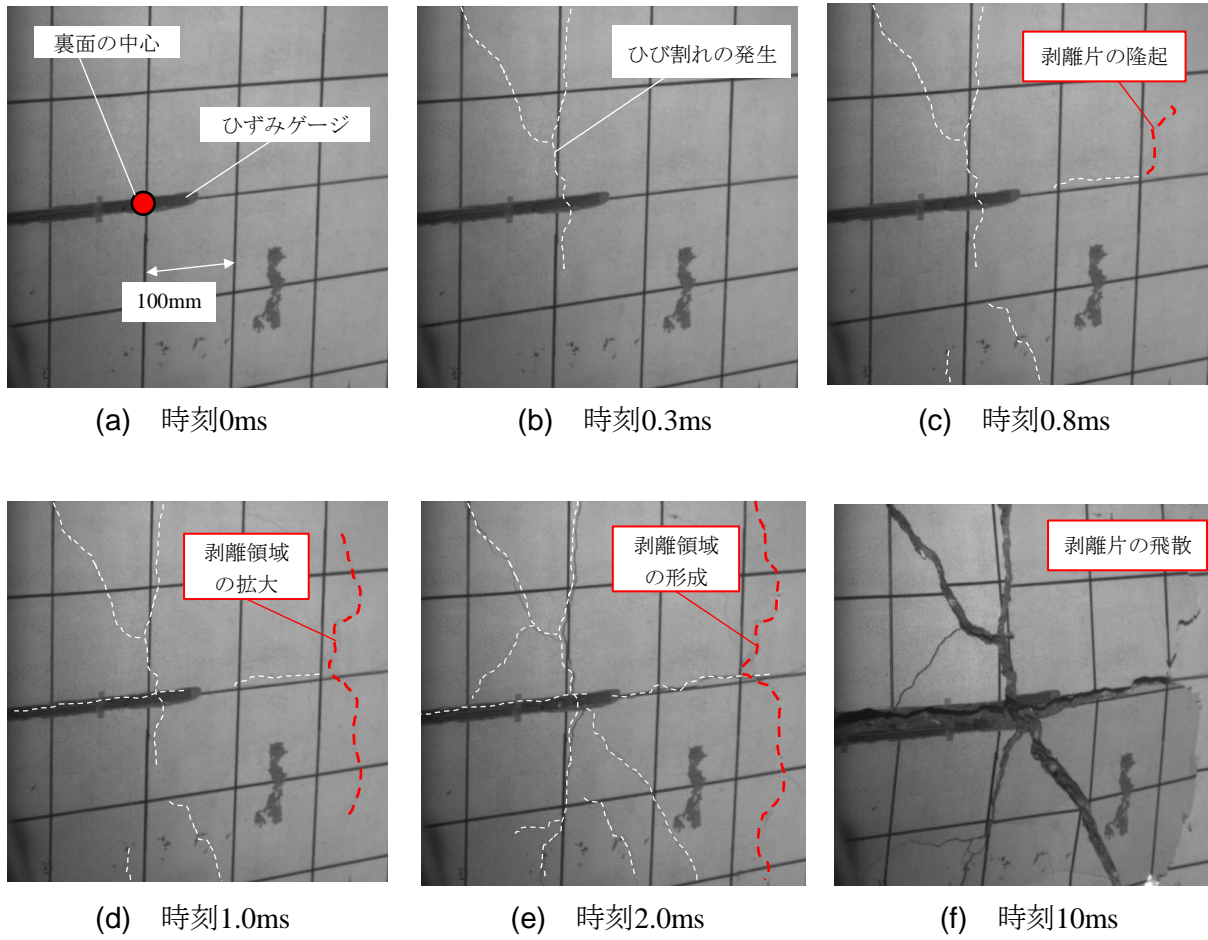


図-2.30 RC版裏面における裏面剥離の進展状況（実験ケースD-15-60）

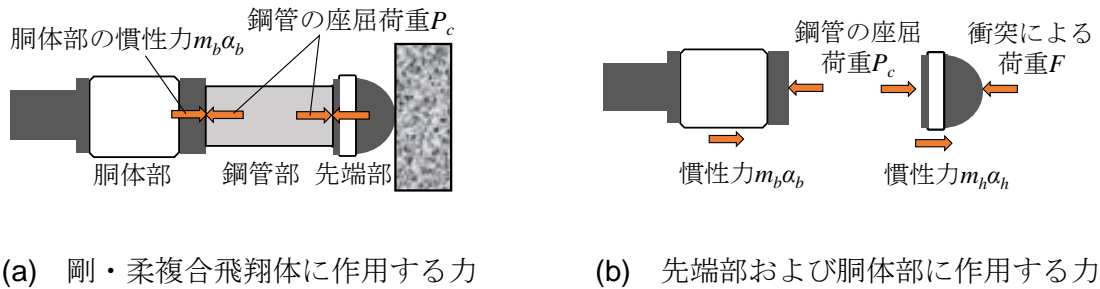


図-2.31 剛・柔複合飛翔体に作用する力の釣合い

2.4.6 飛翔体の変位，速度および荷重特性

鋼管部の慣性力が小さいと仮定すると，RC版に接触している飛翔体の先端部および胴体部の力の釣合いは，図-2.31および次式により表される．

(i) 先端部における力の釣合い

$$F - P_c - m_h \alpha_h = 0 \quad (2.1)$$

(ii) 胴体部における力の釣合い

$$P_c - m_b \alpha_b = 0 \quad (2.2)$$

したがって，RC版に作用する衝撃荷重の算定式が次のように得られる．

$$F = m_b \alpha_b + m_h \alpha_h \quad (2.3)$$

ここに， m_h および α_h はそれぞれ先端部の質量および加速度， P_c は鋼管部の座屈荷重， m_b および α_b はそれぞれ胴体部の質量および加速度である．

式(2.3)より，飛翔体の衝突による荷重は，先端部の加速度から求めた慣性力と胴体部の慣性力の和として求めることができる．

図-2.32および図-2.33に，高速カメラ画像の解析によって得られた飛翔体の先端部および胴体部の変位，速度および荷重～時間関係を示す．実験ケースについては，版厚15cmで裏面剥離が生じていないケース（D-15-52）と裏面剥離が生じたケース（D-15-60）を示している．

図-2.32に示す実験ケースD-15-52では，図-2.32(a)に示す先端部の変位は時刻約0.3msでほぼ最大変位を示しており，貫入深さ12.7mmよりやや小さい値となった．胴体部の変位については，時刻約2.0msで最大値約48mmを示している．図-2.32(b)に示す先端部の速度は，衝突直後に急激に減少し，時刻0.4msでゼロとなった．胴体部の速度については，時刻約1.8msでほぼゼロ

を示している。時刻約0.15msにおいて、先端部と胴体部は速度の減少する勾配が異なることから、この時刻において鋼管部の座屈変形が開始したものと考えられる。図-2.32(c)に示す荷重については、時刻約0.3msで約550kNの最大荷重を示した直後に急激に減少し、100kN～400kNの荷重が時刻約2.0msまで作用している。荷重が最大値を示す時刻0.3msにおいては、飛翔体の鋼管部はすでに座屈変形が生じ始めていること、また鋼管部の動的載荷試験から得られた座屈荷重（最大荷重）は約230kNであったことから、鋼管部の座屈に対応して荷重特性が変化したものと考えられる。式(2.2)および式(2.3)から、胴体部の慣性力 $m_b\alpha_b$ は鋼管部の座屈荷重と等しくなる。このため、先端部が停止して先端部の慣性力 $m_h\alpha_h$ がゼロとなった後の荷重は、鋼管部の座屈荷重と等しくなる。参考のため、剛飛翔体のケースM8.3-15-52における衝撃荷重を図-2.32(c)中に示している。剛・柔複合飛翔体の荷重と比較すると、剛飛翔体の荷重は衝突直後においては剛・柔複合飛翔体と同様に増大しているが、最大値は約900kNまで増大しており、剛・柔複合飛翔体のケースよりも約1.6倍の最大荷重を示している。また、衝突直後の山なりの波形の継続時間については、剛・柔複合飛翔体は時刻約0.5msで除荷されるが、剛飛翔体の荷重は約0.8msまで約500kNの荷重が作用している。なお、図-2.29に示したRC版裏面のひび割れは、時刻0.8msまで進展するがその後はほぼ進展していない。図-2.32(c)に示す時刻0.8msにおける荷重は、鋼管部の座屈の進展によるものであることから、鋼管部の座屈による荷重が作用する間において破壊は進展しないことがわかる。

図-2.33に示す裏面剥離が生じた実験ケースD-15-60では、図-2.33(a)に示す先端部の変位は時刻0.48msで約14mmに達した後に緩やかに増大し、時刻約2.0msで最大変位約21mmを示した。時刻0.48msから勾配が変化する理由は、時刻0.48msで先端部が停止した後も鋼管部の座屈変形が継続しているため、胴体部および鋼管部により先端部が押され続けるためである。本衝突ケースにおける最大変位と貫入深さは、ほぼ同様の値を示した。胴体部については、時刻約3.8msで最大変位約76mmを示した。図-2.33(b)に示す先端部の速度は時刻0.5msでほぼゼロを示し、変位波形と同様にその後再び増大しており、時刻約2.0msでほぼゼロを示している。図-2.33(c)に示す荷重は、時刻約0.3msで最大値約700kNを示している。その後は急激に低下して時刻約0.5msでほぼゼロを示した後、再び増加して実験ケースD-15-52と同様に100kN～400kNの荷重が生じており、鋼管部の座屈による荷重が作用すると考えられる。図-2.30に示したRC版裏面のひび割れの進展状況と比較すると、時刻0.8msから裏面の隆起が生じて時刻2.0msでは既に裏面剥離が生じていることから、衝突直後の山なりの荷重が作用する時刻0.5msまでの間に裏面剥離に至るひび割れが形成され、鋼管部の座屈が進展する間においては既に裏面剥離は生じていると考えられる。

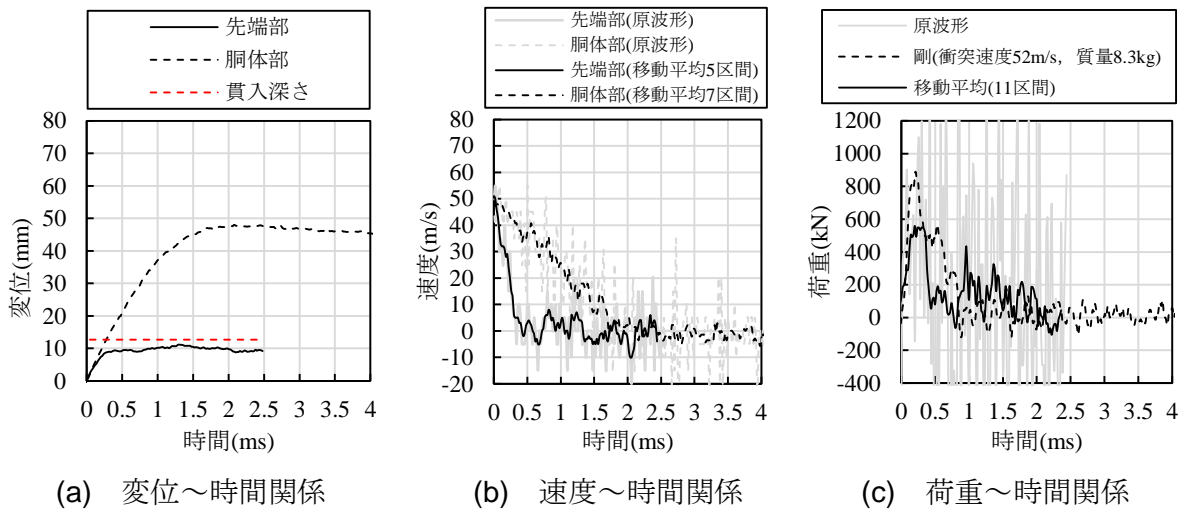


図-2.32 剛・柔複合飛翔体の変位，速度および荷重（実験ケースD-15-52）

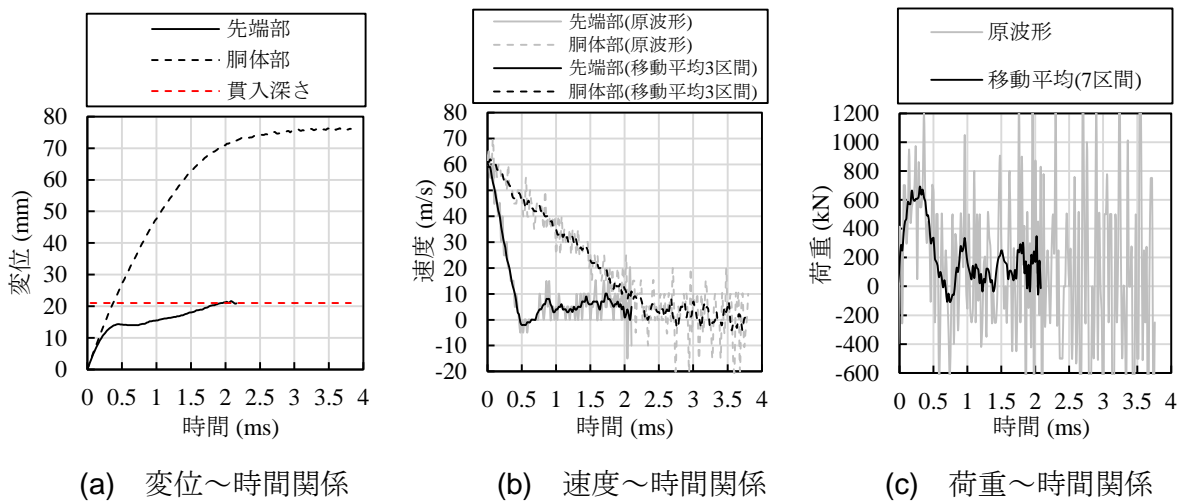


図-2.33 剛・柔複合飛翔体の変位，速度および荷重（実験ケースD-15-60）

2.4.7 RC版の支点反力およびひずみ応答

図-2.34および図-2.35に、支点反力およびRC版裏面のひずみ応答を示す。図-2.34に示す実験ケースD-15-52では、図-2.34(a)に示す支点反力は時刻約2.8msで最大値約180kNを示した後に低下している。図-2.34(b)に示す支点反力の拡大図をみると、図-2.23および図-2.24に示した剛飛翔体のケースと同様に時刻0.5msから負の反力が生じており、その後時刻約1.8msから増大している。図-2.32(c)に示した荷重は、時刻約2.0msで除荷されており、剛・柔複合飛翔体についても剛飛翔体と同様に荷重が除荷された後に支点反力が増大する傾向を示している。図-2.34(c)に示すRC版裏面のひずみ応答については、裏面の中心位置のひずみゲージB1は、衝突直後に計測の上限に達しており、中心から100mm、200mmおよび300mm離れた位置のひずみゲージB2、B3およびB4は時刻約0.4msで200 μ ~400 μ の圧縮ひずみが生じている。これらの圧縮ひずみは、図-2.23(c)に示した剛飛翔体のケースと同様の傾向を示した。その後、ひずみゲージB2およびB3は、約1.0ms~3.0msの間に約200 μ の引張ひずみを示し、ひずみゲージB4には、約150 μ の引張ひずみが残留している。図-2.23(c)に示した剛飛翔体のひずみ応答では、時刻1.0msで約400 μ の引張ひずみを示した後に急激に減少しているため、剛・柔複合飛翔体とは異なる傾向を示した。この理由は、剛・柔複合飛翔体のケースにおいては鋼管部の座屈変形が時刻0.3ms~2.0ms程度まで継続しており、剛飛翔体のケースに比べてRC版の変形が長く継続したためと考えられる。

図-2.35に示す実験ケースD-15-60においては、図-2.35(a)に示す支点反力は時刻約0.5msで生じ始めた後に、時刻約2.9msで最大値約300kNを示している。また、図-2.35(b)に示す支点反力の拡大図をみると、時刻0.5msから生じた後に時刻約1.7msから増大しており、衝突速度52m/sのケースとほぼ同様の応答を示した。図-2.35(c)に示すRC版裏面のひずみ応答についても、中心から100mm、200mmおよび300mmの位置のひずみゲージB2、B3およびB4は時刻約0.4msで圧縮ひずみ約400 μ を示した後、ひずみゲージB3は時刻約0.5msで約400 μ の引張ひずみに転じている。その後、ひずみゲージB3は緩やかに低減し、時刻約2.5msでゼロを示した。図-2.33(c)に示した衝撃荷重については、鋼管部の座屈変形により2.0ms以降も継続していることから、衝突速度52m/sのケースと同様に、時刻2.5msまでRC版の変形が継続したものと考えられる。ここで、図-2.30に示した裏面の損傷過程から、裏面に円周状のひび割れおよび隆起が生じ始める時刻は0.8ms~1.0msであり、時刻2.0msにおいては既に裏面の剥離領域が形成されていた。したがって、剛・柔複合飛翔体のケースにおいては、裏面剥離が生じる直前から支点反力が増大するが、剛飛翔体のケースと同様に支点反力が増大する前に破壊が大きく進展していると考えられる。

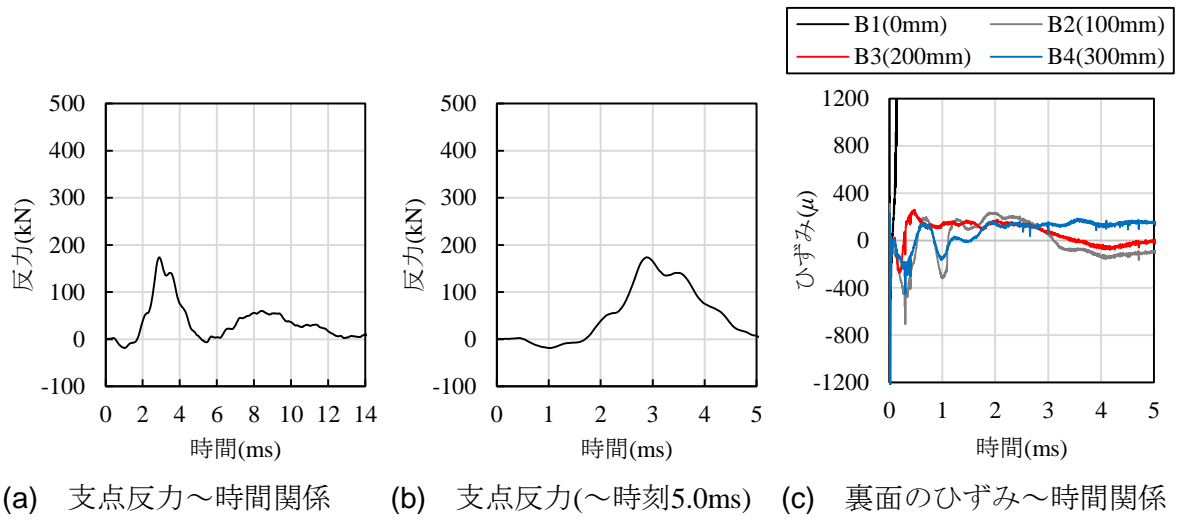


図-2.34 支点反力およびRC版裏面のひずみ応答 (実験ケースD-15-52)

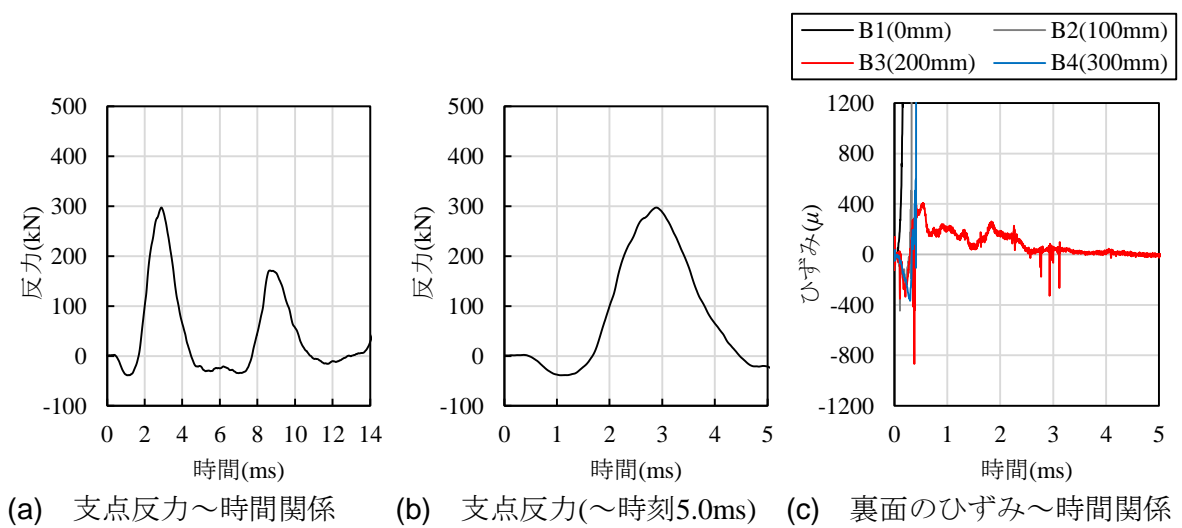


図-2.35 支点反力およびRC版裏面のひずみ応答 (実験ケースD-15-60)

2.5 結言

本章では、衝突速度 20m/s～100m/s の衝突を受ける RC 版の衝撃応答を調べるため、高圧空気式飛翔体発射装置を用いた衝突実験を行った。実験では、飛翔体の衝突速度、質量および剛性（剛・柔）を変化させ、飛翔体の貫入深さや衝撃荷重特性の分析を行った。また、RC 版の破壊性状、ひずみ応答および高速カメラにより撮影した RC 版裏面の損傷進展状況を観察し、RC 版の破壊の進展過程を考察した。本章の研究成果を、以下に要約して示す。

- (1) RC 版の破壊性状は、いずれの版厚の試験体も衝突速度が増大するにつれて断面に斜めひび割れが生じて裏面に到達し、主としてかぶりコンクリートが飛散することで裏面剥離を形成した。剛・柔複合飛翔体のケースにおいては、鋼管部に座屈変形が生じることで、同じ衝突速度における剛飛翔体のケースよりも破壊が小さくなった。
- (2) RC 版の貫入深さについては、質量 8.3kg のケースの実験結果は質量 4.5kg のケースに比べて、修正 NDRC 式の評価結果と良い整合性を示した。飛翔体の衝突エネルギーが同様のケースにおいて、飛翔体の質量が 8.3kg および 4.5kg の剛飛翔体のケースの結果はほぼ同様であった。また、剛・柔複合飛翔体の貫入深さについては、鋼管部が座屈変形することにより、同様の速度の剛飛翔体の結果よりも 40%～50%程度小さくなった。
- (3) RC 版の裏面剥離直径は、剛飛翔体のケースでは版厚が大きくなると大きくなる傾向を示した。剛・柔複合飛翔体のケースにおいても剛飛翔体のケースと同様に、版厚が大きくなると剥離直径が大きくなる傾向を示した。
- (4) 剛飛翔体の実験結果の破壊モードを、既往の局部破壊評価式である剛 CRIEPI 式により損傷評価を行うと実験結果とある程度一致した。また、同じ運動エネルギーを有するケースにおける破壊性状は、質量 8.3kg と 4.5kg のケースではいずれも同様の破壊モードを示した。剛・柔複合飛翔体の実験結果は、柔 CRIEPI 式の低減係数を修正することで実験結果と良い一致を示した。
- (5) RC 版裏面の破壊の進展状況、飛翔体の荷重および支点反力～時間関係から、剛飛翔体と剛・柔複合飛翔体のいずれも支点反力が増大する前に破壊の大部分は進展することがわかった。剛・柔複合飛翔体の荷重は、鋼管部の座屈が生じることにより、剛飛翔体のケースに比べて最大荷重が小さくなった。また、裏面剥離が生じないケースにおいては、鋼管部の座屈が進展する時刻ではほぼひび割れが進展しないことがわかった。

第3章 飛翔体の衝突を受ける UFC パネルの衝撃応答特性に関する実験的検討

3.1 緒言

本章では、衝突速度 20m/s～75m/s の衝突に対する耐衝撃補強法の検討として、超高強度繊維補強コンクリート (UFC) パネルの耐衝撃性について調べる。実験では、RC 版の実験と同様に飛翔体の変形がパネルの衝撃応答に与える影響について調べるため、質量 8.3kg の剛飛翔体と剛・柔複合飛翔体を用いて衝突実験を行う。UFC パネルについては、パネルの厚さを 6cm, 9cm および 12cm の 3 種類に変化させ、RC 版の破壊性状と比較することで耐衝撃性を調べる。また、鋼繊維の混入量が UFC パネルの損傷に与える影響を考察する。これらの実験結果と RC 版の局部破壊モードや局部破壊評価式との比較を行い、UFC による局部破壊抑制効果を検討する。さらに、RC 版の実験と同様に衝撃荷重、支点反力、ひずみ応答および衝突前後における RC 版の破壊挙動から、UFC パネルに生じる破壊の進展過程を考察する。

3.2 実験の概要

3.2.1 UFC の力学特性

表-3.1 に、UFC の配合を示す。UFC の配合については、土木学会の超高強度繊維補強コンクリート設計・施工指針 (案) (以下、UFC 指針) を参考に、標準配合粉体を使用したり、混入した繊維は鋼繊維 (高張力鋼: 引張強度 2800N/mm², 繊維径 0.2mm, 繊維長 15mm) であり、繊維混入率は標準の 2.0vol% に加え、繊維を混入していないもの (0vol%) と繊維混入率 1.0vol% の 3 種類とした。試験体の養生については、標準熱養生 (90°C で 48 時間の蒸気養生) を行った。表-3.2 に、UFC の力学特性を示す。圧縮強度は一軸圧縮試験による 3 体の平均値であり、曲げ試験については 4 点曲げ試験 (JSCE-G552 「鋼繊維補強コンクリートの曲げ強度および曲げタフネス試験方法」²⁾ を参考) による曲げ強度を示している。引張強度については、UFC 指針を参考に曲げ強度からの換算を行った値を示している。

表-3.1 UFC の配合および鋼繊維の力学特性

単位量(kg/m ³)				鋼繊維			
水	標準配合粉体	細骨材	高性能減水剤	直径 (mm)	長さ (mm)	引張強度 (N/mm ²)	ヤング係数 (kN/mm ²)
152	1322	932	2.79	0.2	15	2800	210

表-3.2 UFC の静的および動的力学特性

種類		圧縮強度 (N/mm ²)	曲げ強度 (N/mm ²)	引張強度 (曲げ強度から換算) (N/mm ²)
繊維混入率 (vol%)	2.0	195	33.0	12.1
	1.0	139	34.5	12.7
	0.0	121	19.6	7

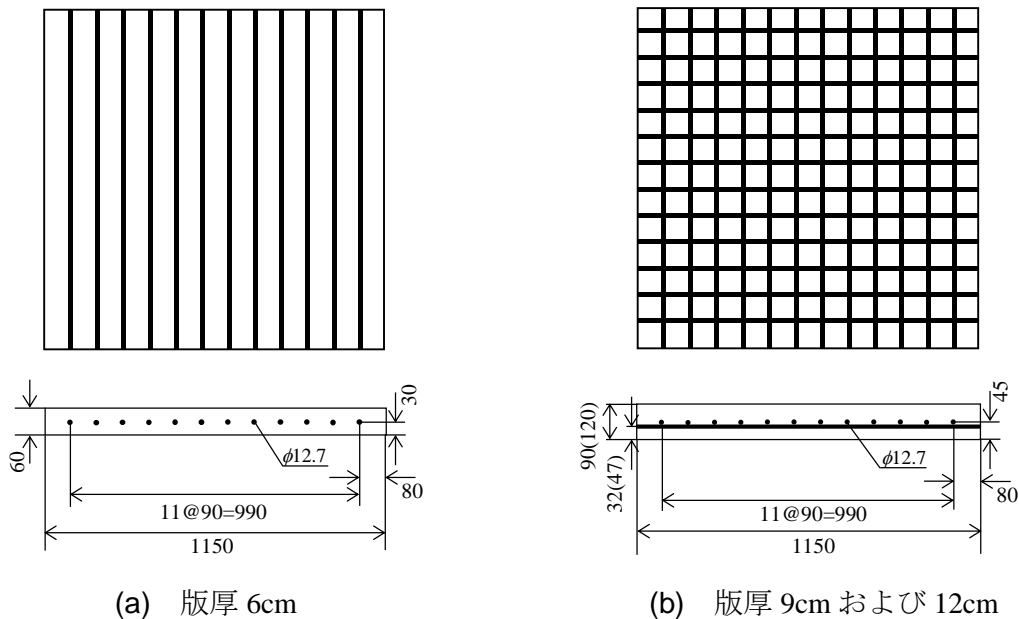


図-3.1 UFC パネルにおける PC 鋼材の配置

3.2.2 UFC パネルおよび設置要領

UFCパネル試験体の寸法は縦横1150mmとし、版厚は6cm、9cmおよび12cmの3種類を作製した。パネルは鉄筋などの鋼材による補強を行っていない試験体を基本としているが、UFC部材を用いる場合に靱性の向上を目的としてプレストレスを導入する場合がある³⁾。そのため、繊維の基準混入量である繊維混入率2.0vol%のパネルについては、図-3.1に示すように、PC鋼材（PC鋼より線JISG3536，SWPRBN：7本より12.7mm）を版厚6cmは1方向（主方向）に、版厚9cmおよび版厚12cmについては2方向に配置した試験体を作製した。また、プレストレスやPC鋼材の有無が局部破壊に与える影響を調べるためにPC鋼材を設置しない試験体に加え、無緊張のPC鋼材を配置した試験体およびPC鋼材にプレストレス（設計導入力：784kN，パネルに導入される圧縮応力度14.5N/mm²）を導入した試験体についても作製した。繊維混入率0vol%の試験体については、衝突後の破片化を防ぐため、試験体の四辺に用心鉄筋を配置した。

図-3.2に、UFCパネルの設置要領を示す。UFCパネルの正面および裏面には、図-3.2(a)および図-3.2(b)に示すように、飛翔体の衝突時刻の計測とパネルの衝撃応答を調べるため、長さ30mmのひずみゲージをパネル正面の中央およびパネル裏面の中央から100mm間隔で4枚貼

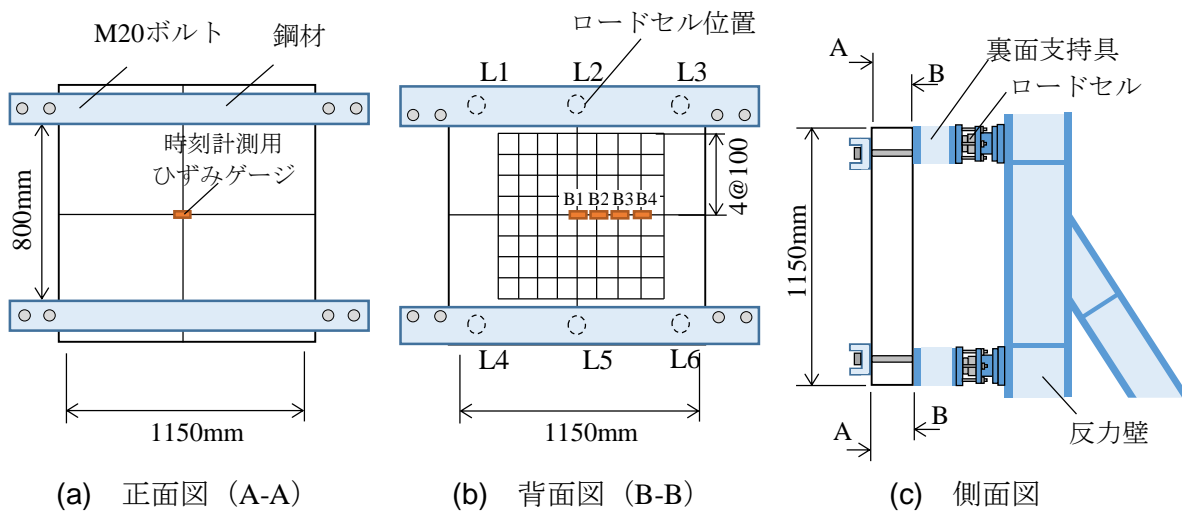


図-3.2 UFCパネルの設置要領

付した。なお、UFCパネルの設置については、実際の施工時にはプレキャストパネル部材として使用されることを想定しているため、RC版の支持要領とは異なり、図-3.2(c)に示すように裏面支持具と溝形鋼材（JIS G 3192）を用いて上下二辺支持として固定した。裏面支持具と反力壁の間には、支点反力を計測するため上下にそれぞれ3個ずつ計6個のロードセル（米国PCB社製200C50、定格容量220kN、応答周波数30kHz）を設置し、これらの合計値を支点反力とした。

3.2.3 剛飛翔体および剛・柔複合飛翔体

実験に用いた飛翔体は、第2章で示したRC版に対する衝突実験において使用したのと同様の剛飛翔体および剛・柔複合飛翔体を用いた。飛翔体の質量については剛飛翔体および剛・柔複合飛翔体のいずれも8.3kgに設定し、実験を行った。

3.2.4 計測項目および実験ケース

計測項目については、高速カメラを用いて飛翔体の運動（変位および速度）と裏面の破壊挙動を撮影した。また、支点反力とひずみ応答の計測およびUFCパネルの破壊領域の大きさを計測した。UFCパネルの裏面に生じる破壊挙動の撮影時のサンプリングレートおよび解像度はRC版の衝突実験と同様に設定し、データ収集装置との同期を行った。実験後のUFCパネルの破壊領域の寸法（貫入深さおよび裏面剥離直径）の計測についても、RC版の実験と同様に図-2.12に示す要領で計測した。

既往の研究によると、UFCパネルの裏面剥離限界版厚は、コンクリート版の裏面剥離限界版厚の75%となることが報告されている⁴⁾。そこで、実験ケースについては、RC版の実験で作製した試験体の版厚の約75%の版厚に設定し、RC版の実験結果との比較を行った。すなわち、版厚6cm、9cmおよび12cmの試験体を作製した。衝突速度については20m/s～75m/sに設定して

実験を行った。なお、破壊モードについては既往のRC版の破壊モードを参考に、第2章における破壊モードを準用した。すなわち、表面だけに破壊が生じたものを表面破壊、裏面が剥離した損傷を裏面剥離、飛翔体が完全にRC版を通り抜けた場合を貫通と判定した。試験体数については、版厚6cm、9cmおよび12cmでそれぞれ18体、21体および13体（合計：52体）である。

3.3 剛飛翔体の実験結果および考察

3.3.1 実験結果の一覧

表-3.3～表-3.5に、実験結果の一覧を示す。ケース名については、左からパネルの種類（N：鋼材なし、NP：鋼材無緊張、PC：プレストレスト）、版厚（cm）、繊維混入率（%）および衝突速度（m/s）を表している。例えば、実験ケースN-6-0-14は、鋼材なし、版厚6cm、繊維混入率0vol%および衝突速度14m/sを示している。表中の衝突速度については、高速カメラによる画像解析結果を示している。版厚9cmの実験ケースN-9-1.0-28.2については、高速カメラによる撮影が不良であったためレーザー式速度検知器による速度（図中※印）を示している。

表-3.3 版厚6cm試験体の実験結果

No.	ケース	破壊モード	貫入深さ(mm)	裏面剥離直径(mm)
1	N-6-0-14	裏面剥離	-	469
2	N-6-0-17	裏面剥離	-	485
3	N-6-1.0-12	表面破壊	3.5	-
4	N-6-1.0-15	表面破壊	3.3	-
5	N-6-1.0-19	表面破壊	6.4	-
6	N-6-1.0-32	裏面剥離	13.0	-
7	N-6-1.0-39	裏面剥離	-	-
8	N-6-2.0-19	表面破壊	1.8	191
9	N-6-2.0-20	表面破壊	6.4	272
10	N-6-2.0-30	裏面剥離	5.8	156
11	N-6-2.0-45	裏面剥離	-	235
12	N-6-2.0-44	裏面剥離	-	257
13	NP-6-2.0-44	裏面剥離	-	269
14	PC-6-2.0-44	裏面剥離	-	256

表-3.4 版厚9cm試験体の実験結果

No.	ケース	破壊モード	貫入深さ(mm)	裏面剥離直径(mm)
1	N-9-0-11	裏面剥離	1.5	454
2	N-9-0-15	裏面剥離	2.6	281
3	N-9-0-15	裏面剥離	-	433
4	N-9-0-28	裏面剥離	-	462
5	N-9-0-30	裏面剥離	-	554
6	N-9-1.0-17	表面破壊	2.7	-
7	N-9-1.0-28.2※	裏面剥離	5.8	363
8	N-9-1.0-36	裏面剥離	9.1	379
9	N-9-1.0-47	裏面剥離	15.8	407
10	N-9-1.0-52	裏面剥離	-	300
11	N-9-2.0-40	表面破壊	5.5	-
12	N-9-2.0-45	裏面剥離	7.6	314
13	N-9-2.0-44	裏面剥離	10.0	392
14	N-9-2.0-47	表面破壊	4.1	-
15	N-9-2.0-65	裏面剥離	-	302
16	N-9-2.0-75	裏面剥離	-	287
17	NP-9-2.0-43	裏面剥離	8.5	243
18	PC-9-2.0-42	裏面剥離	9.1	267

表-3.5 版厚12cm試験体の実験結果

No.	ケース	破壊モード	貫入深さ(mm)	裏面剥離直径(mm)
1	N-12-0-11	表面破壊	1.3	-
2	N-12-0-17	裏面剥離	2.5	685
3	N-12-0-25	裏面剥離	4.3	532
4	N-12-0-28	裏面剥離	3.3	716
5	N-12-0-40	裏面剥離	-	837
6	N-12-1.0-27	表面破壊	2.5	-
7	N-12-1.0-50	表面破壊	16.0	-
8	N-12-1.0-53	表面破壊	9.9	320
9	N-12-1.0-61	裏面剥離	-	377
10	N-12-1.0-67	裏面剥離	-	583
11	N-12-2.0-44	表面破壊	9.4	-
12	NP-12-2.0-45	表面破壊	7.7	-
13	PC-12-2.0-45	表面破壊	10.0	-

3.3.2 UFCパネルの破壊性状

図-3.3に、版厚6cmのケースにおける衝突後のパネルの破壊性状を示す。パネルのひび割れはRC版と同様に黒線により強調して示している。また、パネル断面の写真については、目視により損傷が確認されたパネルの中心部付近のみを示している。

繊維混入率0vol%の実験ケースN-6-0-14は、裏面剥離が生じるとともにパネルの中心部には孔が形成されている。パネルの断面には衝突部から裏面にかけて斜めひび割れが生じている。この試験体は繊維を含まず、マトリクスがモルタルであり骨材が存在しないため、ひび割れ面は鋭い破壊面を形成した。実験ケースN-6-0-17においても、裏面剥離が生じるとともにパネルの中心部に孔が形成された。繊維混入率1.0vol%の実験ケースN-6-1.0-19では、表面に目視で確認できるひび割れは生じていないが、裏面の中心部には多数の円周状のひび割れと放射状のひび割れが生じていた。繊維を混入していないケースにおける試験体よりも中心部近傍のひび割れが多く生じていることから、鋼繊維の架橋効果およびひび割れ分散効果が発揮されたものと考えられる。パネルの断面には衝突部から裏面にかけて斜めひび割れが生じており、ひび割れが大きく開口しているが剥離片は分離していない。さらに速度が増加した実験ケースN-6-1.0-32では、パネルに裏面剥離が生じた。次に、繊維混入率2.0vol%の実験ケースN-6-2.0-20をみると、裏面剥離が生じなかった繊維混入率1.0vol%のケースN-6-1.0-19よりも裏面における放射状のひび割れの本数が多く生じており、ひび割れがより分散されている。パネルの断面における斜めひび割れの本数についても、実験ケースN-6-1.0-19よりも多く生じている。このことから、繊維混入率の増加によってひび割れ分散効果が向上し、ひび割れの開口が抑制されたと考えられる。さらに、衝突速度が30m/sに増加した実験ケースN-6-2.0-30では、パネルの表面に円周状のひび割れが生じている。このひび割れは、衝突によってパネルが振動することで生じたものと考えられる。また、パネルの裏面には実験ケースN-6-1.0-32よりも微細な放射状のひび割れが生じており、実験ケースN-6-2.0-20と同様に繊維の増加によって高いひび割れ分散効果が認められる。

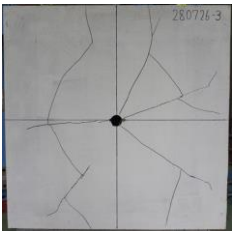

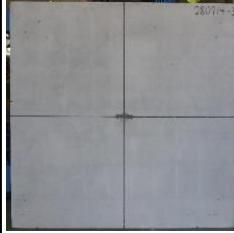

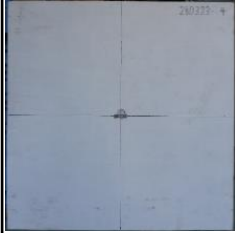

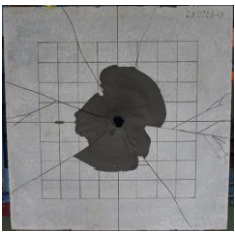
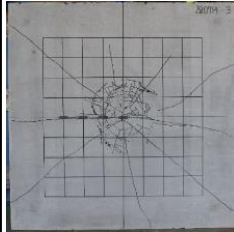
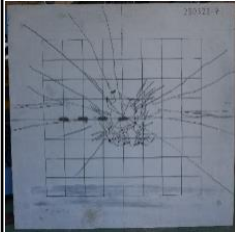


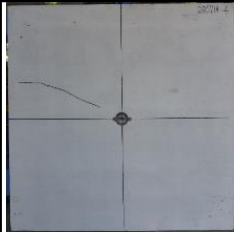

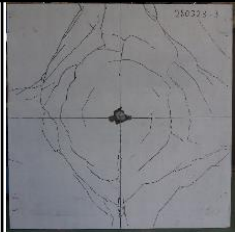


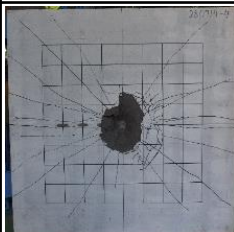
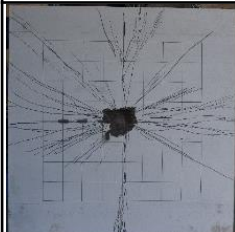
実験ケース	N-6-0-14		N-6-1.0-19		N-6-2.0-20	
破壊性状	表面	断面	表面	断面	表面	断面
						
	裏面		裏面		裏面	
						
実験ケース	N-6-0-17		N-6-1.0-32		N-6-2.0-30	
破壊性状	表面	断面	表面	断面	表面	断面
						
	裏面		裏面		裏面	
						

図-3.3 版厚6cmのUFCパネルの破壊性状




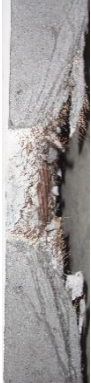


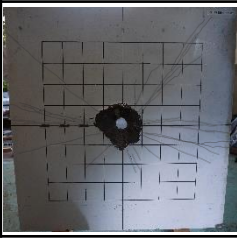

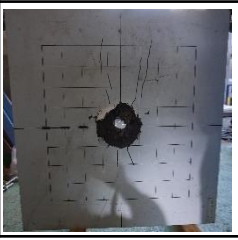
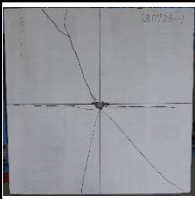

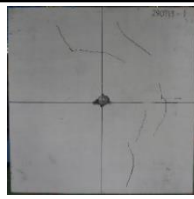




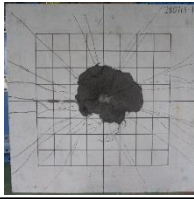
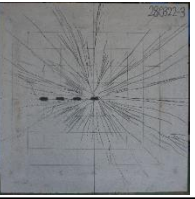
実験ケース	N-6-2.0-44		NP-6-2.0-44		PC-6-2.0-44	
破壊性状	表面	断面	表面	断面	表面	断面
						
	裏面		裏面		裏面	
						

図-3.4 版厚6cmのUFCパネルのPC鋼材による破壊性状への影響

図-3.4に、版厚6cmのPC鋼材を設置していないパネルとPC鋼材の設置およびプレストレスを導入したパネルの破壊性状を示す。実験ケースN-6-2.0-44では、衝突速度は44m/sであり、パネルの表面には数本の傾斜のついたひび割れが生じている。裏面のひび割れは分散して生じ、裏面剥離が生じてパネルの中心部に孔が形成された。断面には、裏面剥離が生じたケースと同様に、斜めひび割れに沿って複数のひび割れが分散して生じている。次に、実験ケースNP-6-2.0-44をみると、衝突速度はPC鋼材を配置していないケースと同様に44m/sであり、破壊性状についてもほぼ同様に裏面のひび割れが分散して生じ、裏面剥離とともに中心部に孔が生じている。断面についても斜めひび割れに沿ってひび割れが分散している。一方で、パネルの表面におけるひび割れについては、鋼材を設置していないケースと異なり、上下方向に伸びるひび割れが生じている。この理由は、PC鋼材を設置することで、上下方向に直交するひび割れが低減されたためと考えられる。実験ケースPC-6-2.0-44では、衝突速度は他のケースと同じ44m/sであり、裏面剥離とともに中心部に孔が生じた。このことから、PC鋼材の有無に関わらず、衝突部付近に生じる局所的な破壊は類似していることがわかる。一方で、パネルの表面のひび割れはPC鋼材を設置したケースと同様に、上下方向に伸びるひび割れのみが生じているが、裏面については無緊張のケースと異なり、表面と同様の上下方向のみのひび割れが生じている。この衝突部から離れた位置で生じるひび割れは、衝突部付近に生じる局所的な破壊が生じた後に、パネル全体が応答することで生じると考えられる。つまり、プレストレスを導入したケースでは、プレストレスによりパネルの引張側に生じる引張応力が小さくなるため、上下方向に直交するひび割れの発生が抑制されたと考えられる。

図-3.5に、版厚9cmのケースにおける衝突後のパネル試験体の破壊性状を示す。実験ケースN-9-0-15においては、版厚6cmのケースと同様にひび割れが分散することなく斜めひび割れが生じて裏面剥離が発生している。実験ケースN-9-0-28では、裏面剥離が発生し、パネルの中心部に孔が生じている。実験ケースN-9-1.0-36をみると、裏面に複数の放射状のひび割れが生じ、破壊モードは裏面剥離となった。パネルの断面をみると斜めひび割れに沿って剥離片の一部が残留しており、繊維の架橋効果が発揮されたものと考えられる。実験ケースN-9-1.0-47では、パネル裏面の放射状のひび割れおよびパネルの断面に生じた斜めひび割れはさらに分散され、衝突速度36m/sのケースと同様に裏面剥離となった。繊維混入率2.0vol%のケースをみると、実験ケースN-9-2.0-40の破壊モードは表面破壊であった。実験ケースN-9-1.0-36では裏面剥離が生じたことと比較すると、衝突速度が増加しているにも関わらず破壊が抑制されている。また、裏面に生じた放射状のひび割れの本数が繊維混入率1.0vol%のケースよりも多い。パネルの断面については、裏面側に曲げひび割れのようなひび割れが生じているが、斜めひび割れはほとんど生じていない。実験ケースN-9-2.0-45ではパネルの表面に円周状のひび割れが生じており、裏面にも放射状のひび割れが複数生じているが、衝突速度40m/sのケースよりも分散の程度がやや小さくなった。また、パネルには裏面剥離が形成されている。図-3.4に示した版厚6cmのケースでは、繊維混入率1.0vol%と2.0vol%のケースにおいて30m/s程度の衝突速度で裏面剥離が生じた。版厚9cmのケースにおいても、衝突速度が45m/s程度になると繊維混入率1.0vol%および2.0vol%のいずれのケースでも裏面剥離が生じた。以上から、繊維を混入しないケースに比べて繊維を混入したケースは破壊抑制効果の大幅な向上が認められた。また、繊維混入率を1.0vol%から2.0vol%に増加させた場合についても破壊を抑制することがわかる。

図-3.6に、版厚9cmのPC鋼材を設置していないパネルとPC鋼材の設置およびプレストレスを導入したパネルの破壊性状を示す。実験ケースN-9-2.0-44では、裏面剥離が発生しており、裏面には複数の放射状のひび割れが生じている。また、断面についても版厚6cmのケース同様に斜めひび割れに沿ってひび割れが分散して生じている。実験ケースNP-9-2.0-43では、PC鋼材を配置していないケースと同様に裏面剥離が生じ、裏面に放射状のひび割れが生じているが、裏面のひび割れの本数は鋼材を配置していないケースに比べて全体的に少なくなっている。この理由は、版厚6cmのケースと同様に、衝突部よりも離れた領域に生じるひび割れは、衝突部近傍に生じる局所的な破壊が生じた後にパネルが全体的に応答することで生じているためと考えられる。また、版厚9cmのパネルについてはPC鋼材を2方向の格子状に設置しているため、版厚6cmのケースと異なり、パネル全体のひび割れの発生が抑制されたものと考えられる。パネルの断面についてみると、鋼材を配置していないケースと同様に斜めひび割れが分散されているが、斜めひび割れの裏面に対する角度が大きくなっていることがわかる。

実験ケース	N-9-0-15		N-9-1.0-36		N-9-2.0-40	
破壊性状	表面	断面	表面	断面	表面	断面
						
	裏面		裏面		裏面	
						

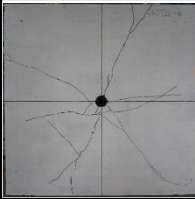





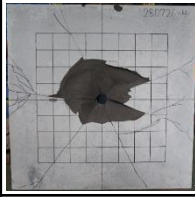
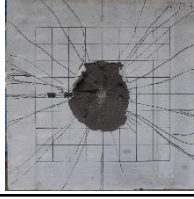
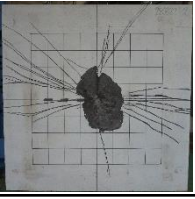
実験ケース	N-9-0-28		N-9-1.0-47		N-9-2.0-45	
破壊性状	表面	断面	表面	断面	表面	断面
						
	裏面		裏面		裏面	
						

図-3.5 版厚9cmのUFCパネルの破壊性状

さらに、パネルの裏面についてみると裏面剥離が生じた領域は、PC鋼材を配置していないケースよりも小さくなっている。次に、実験ケースPC-9-2.0-42をみると、パネルの裏面にはほとんどひび割れが生じていないことがわかる。この理由は、版厚6cmのケースや版厚9cmのPC鋼材を配置したケースと同様に、PC鋼材の配置やプレストレスによりパネル引張側の引張応力が抑制されたためと考えられる。また、断面についてはPC鋼材を配置したケースと同様にパネルの裏面に対する斜めひび割れの角度が大きくなっており、裏面における剥離領域も小さくなっている。しかしながら、PC鋼材の配置およびプレストレスを導入したケースのいずれも裏面剥離が生じたため、PC鋼材の設置およびプレストレスの導入を行うことによる局部破壊の低減効果は小さいものと考えられる。

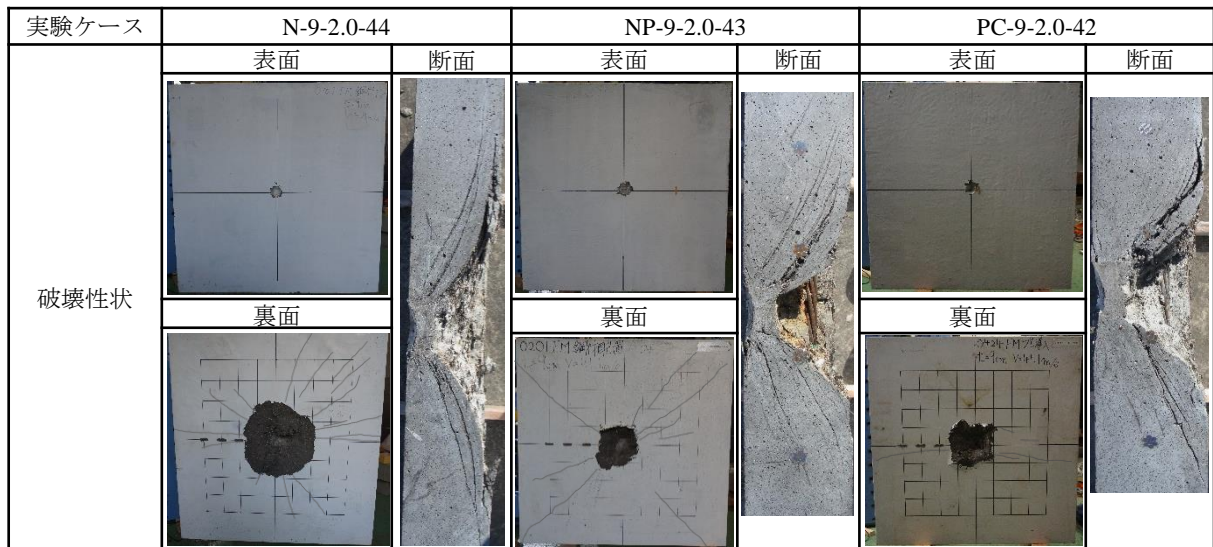


図-3.6 版厚9cmのUFCパネルのPC鋼材による破壊性状への影響

図-3.7に、版厚12cmのケースにおける衝突後のUFCの破壊性状を示す。実験ケースN-12-2.0-44においては、版厚6cmおよび9cmのケースと同様に表面、裏面および断面におけるひび割れが分散されず、鋭い破壊面を形成して裏面剥離が生じている。実験ケースN-12-1.0-43では、断面に斜めひび割れが生じているが剥離片は形成されることなく、パネルの裏面には複数の放射状および円周状のひび割れが生じている。実験ケースN-12-2.0-42をみると、繊維混入率1.0vol%のケースよりも衝突速度が17m/s大きい、裏面における放射状のひび割れの本数が減少しており、断面における斜めひび割れはほとんど開口していないが、断面の中央部には曲げひび割れのようなひび割れが生じている。

図-3.8に、PC鋼材を設置およびプレストレスを導入した版厚12cmパネルの破壊性状を示す。実験ケースNP-12-2.0-45では、実験ケースN-12-2.0-42と同様に裏面に複数のひび割れが生じている。一方で、パネルの断面には斜めひび割れが生じていることがわかる。図-3.7に示した実験ケースN-12-2.0-42においては、パネルの断面に斜めひび割れはほとんど生じていないことから、PC鋼材の設置によって異なる破壊性状を示した。さらに、実験ケースPC-12-2.0-45については、衝突速度は実験ケースNP-12-2.0-45と同様であり、裏面のひび割れも版厚6cmおよび9cmのケースと同様に抑制されている。しかし、断面には、実験ケースNP-12-2.0-45と同様に図-3.7に示した実験ケースN-12-2.0-42よりも斜めひび割れが明瞭に生じている。この理由は、PC鋼材を設置することによって、PC鋼材を設置していないケースよりもパネルの曲げ耐力が向上するため、曲げひび割れのような破壊性状から斜めひび割れが卓越するせん断破壊のような破壊性状を示したものと考えられる。

以上の破壊性状から、繊維を混入させることで試験体の耐衝撃性が大きく向上し、裏面剥離の形成が抑制された。また、繊維混入率を増加することで、裏面剥離に対する限界衝突速度が大きくなり、耐衝撃性が向上することがわかった。さらに、PC鋼材の設置およびプレス






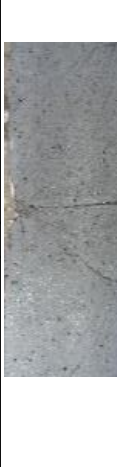
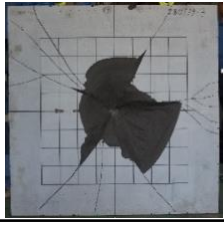
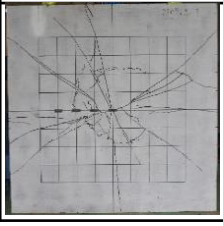
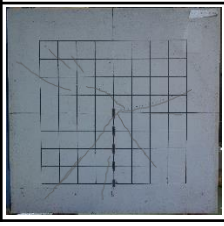
実験ケース	N-12-0-44		N-12-1.0-43		N-12-2.0-42	
破壊性状	表面	断面	表面	断面	表面	断面
						
	裏面		裏面		裏面	
						

図-3.7 版厚12cmのUFCパネルの破壊性状


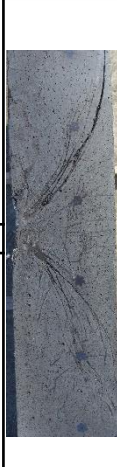


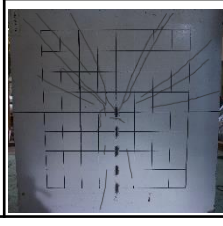
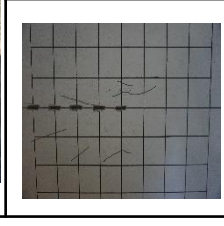
実験ケース	NP-12-2.0-45		PC-12-2.0-45	
破壊性状	表面	断面	表面	断面
				
	裏面		裏面	
				

図-3.8 版厚12cmのUFCパネルのPC鋼材による破壊性状への影響

トレスを導入することで、裏面剥離の発生を抑制する効果は小さいものの、パネルの全体的な応答によるひび割れの発生を抑制する効果が認められた。

3.3.3 破壊領域の寸法

図-3.9に、貫入深さ～衝突速度関係を示す。図中には参考のため、第2章における質量8.3kgの飛翔体を用いたRC版の衝突実験結果も示している。UFCパネルは繊維混入率2.0vol%のケースを赤色、繊維混入率1.0vol%のケースを青色で示し、RC版のケースは黒色で示している。なお、繊維混入率0vol%のUFCパネルのケースは、ほとんどのケースでパネルの中心部に孔が生じる破壊性状を示し、貫入深さを計測することが困難であったため除外した。図から、いずれのケースも衝突速度の増加に伴い貫入深さが線形的に増加する傾向を示した。また、UFCパネルの貫入深さはRC版のケースに比べて小さくなる傾向にある。衝突速度40m/sに対する貫入深さはRC版では約21mmであるのに対し、繊維混入率1.0vol%のUFCパネルは約10mm、繊維混入率2.0vol%のケースでは約7mmである。すなわち、RC版に比べてそれぞれの混入率のUFCパネルは約50%および70%低減している。この理由は、繊維混入率1.0vol%および2.0vol%のUFCパネルの圧縮強度はRC版の圧縮強度に対してそれぞれ3倍および4.6倍であるため、圧縮強度の増加につれて貫入深さが小さくなったものと考えられる。

図-3.10に、裏面剥離直径～版厚関係を示す。プロット点の色は繊維混入率0vol%については緑色で示している以外は貫入深さと同じ意味を示している。また、それぞれの繊維混入率における平均値の変化を破線で示した。図より、版厚6cmおよび9cmのケースをみると、繊維混入率1.0vol%のケースは2.0vol%のケースよりも約1.1倍大きい値を示しているが、繊維混入率0vol%のケースでは約1.3倍～2倍の値を示している。図-3.3および図-3.5に示した、版厚6cmおよび9cmで繊維混入率0vol%の試験体は、衝突速度が大きくなると衝突部近傍よりも広範囲に破片化していたため、裏面剥離直径が繊維を混入したケースに比べて大きくなった。繊維を混入したケースの裏面剥離直径については、繊維混入率1.0vol%および2.0vol%のいずれのケースにおいても、版厚が大きくなると増大する傾向を示している。RC版の衝突実験においても同様の傾向を示しており、UFCパネルにおいても版厚が大きくなるほど、斜めひび割れが裏面に到達する範囲が大きくなるため、裏面剥離直径が大きくなったものと考えられる。

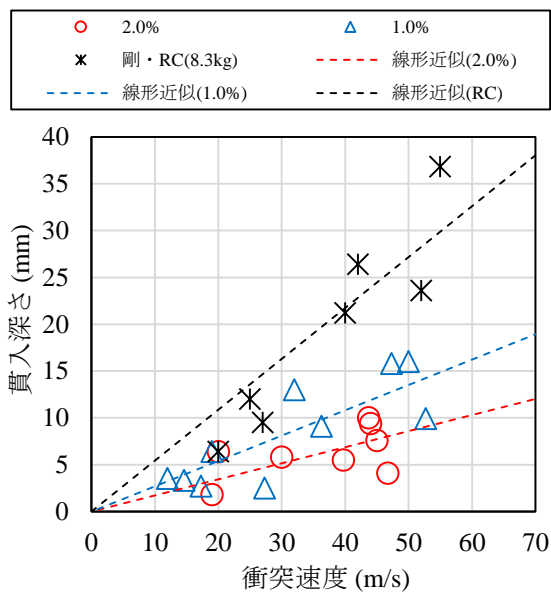


図-3.9 貫入深さ～衝突速度関係

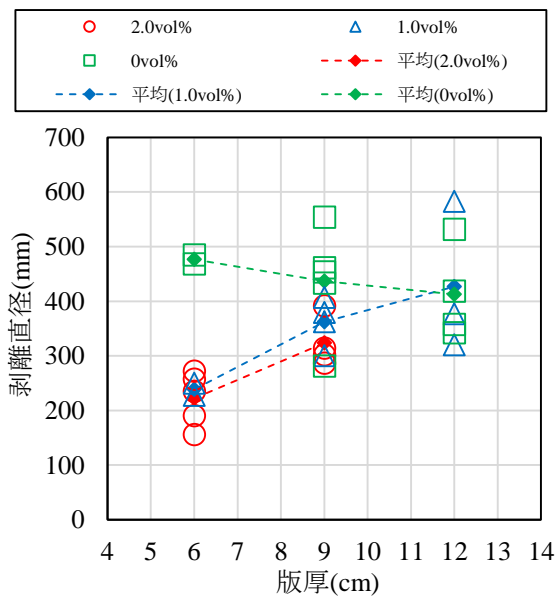


図-3.10 裏面剥離の直径～版厚関係

3.3.4 剛CRIEPI式による損傷評価

局部破壊の評価を行うため、RC版と同様に本実験条件が適用範囲に含まれる剛CRIEPI式⁴⁾を用いた。各繊維混入率のUFCパネルにおける裏面剥離および貫通限界版厚は、以下に示すようにそれぞれ剛CRIEPI式による限界版厚に係数を乗じることで算出した。

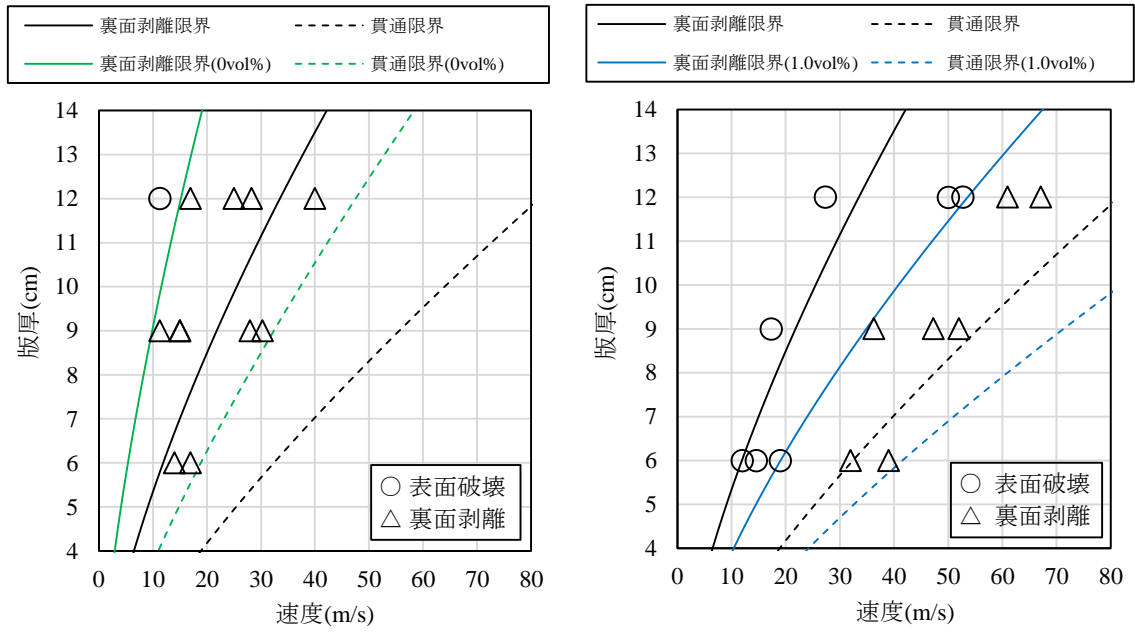
$$t_{su} = \beta \times \alpha_s \times \left(\frac{V_0}{V} \right)^{0.13} \frac{(MV^2)^{0.4}}{d^{0.2} f_c'^{0.4}} \quad (3.1a)$$

$$t_{pc} = \gamma \times \alpha_p \times \left(\frac{V_0}{V} \right)^{0.25} \left(\frac{MV^2}{d \cdot f_c'} \right)^{0.5} \quad (3.1b)$$

ここに、 β および γ については、RC版の裏面剥離および貫通限界版厚に対する係数である。なお、本実験において貫通が生じたケースは得られなかったため、パネルの中心に孔が生じたケースを参考に、貫通限界版厚の係数 γ を決定した。

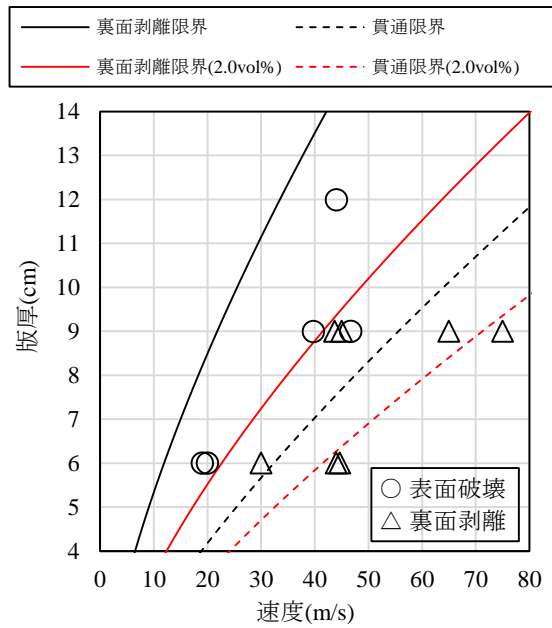
図-3.11に、剛CRIEPI式によるRC版の裏面剥離および貫通限界版厚、ならびに係数を乗じたUFCパネルに対するCRIEPI式（以下では、UFC剛CRIEPI式）による各限界版厚の評価結果を示す。図-3.11(a)に示す繊維混入率0vol%のケースをみると、版厚9cm、衝突速度15m/sのRC版に対する剛CRIEPI式による評価結果は表面破壊となるが、繊維混入率0vol%のUFCパネルには裏面剥離が生じた。また、版厚12cm、衝突速度17m/sの場合、RC版の評価結果は表面破壊であるが、UFCパネルではやはり裏面剥離が生じている。すなわち、UFCの圧縮強度は普通強度コンクリート（44N/mm²）の約3倍大きい、繊維混入率0vol%のUFCパネルの耐衝撃性

はRC版に比べて著しく低いことがわかる。なお、UFCパネルの実験結果に適合させたUFC剛CRIEPI式における係数は、衝突速度40m/sにおけるRC版の裏面剥離および貫通限界版厚に対して約1.57倍となる。図-3.11(b)に示す繊維混入率1.0vol%のUFCパネルの実験結果をみると、版厚12cm、衝突速度50m/sのRC版の破壊モードは裏面剥離と評価されるが、版厚12cmのUFCパネルでは表面破壊となった。すなわち、鋼繊維を1.0vol%混入させることで、UFCパネルはRC版に比べて高い耐衝撃性を示すことがわかる。また、繊維混入率1.0vol%のUFCパネルの実験結果に適合するように修正したUFC剛CRIEPI式の係数は、裏面剥離限界版厚は0.75倍、貫通限界版厚は0.82倍となった。図-3.11(c)に示す繊維混入率2.0vol%の実験結果については、いずれの版厚においてもRC版の評価結果が裏面剥離限界となる衝突速度に対しても表面破壊が生じている。すなわち、UFCパネルの裏面剥離限界版厚はRC版の0.64倍となり、繊維混入率1.0vol%のケースよりもやや小さくなった。一方で、衝突速度40m/sにおけるUFCパネルの貫通限界版厚は6cmでRC版の0.83倍であり、繊維混入率1.0vol%のケースとほぼ等しくなった。すなわち、繊維混入率が増加することにより、裏面剥離の抑制効果は高くなるが、貫通に対する抑制効果は比較的小さいことがわかる。つまり、鋼繊維による架橋やひび割れ分散は、主として裏面剥離を抑制する効果に寄与していることを示唆している。



(a) 繊維混入率0vol%

(b) 繊維混入率1.0vol%



(c) 繊維混入率2.0vol%

図-3.11 UFCパネルの衝突実験結果に対する損傷評価

3.3.5 UFC パネルの損傷進展過程

図-3.12 に、裏面剥離が生じた実験ケース N-9-2.0-75 における、衝突前後の UFC パネル裏面の連続画像を示す。図-3.12(b)に示す時刻 0.1ms では、パネルの裏面に損傷は認められなかった。図-3.12 (c)に示す時刻 0.2ms においては、パネルの中心から約 100mm の範囲で隆起が認められる。その後、時刻の経過（図-3.12(d)～図-3.12(f)）につれて隆起がさらに進展し、図-3.12(f)に示す時刻 0.5ms まで到達すると円周状のひび割れの開口が進展し、剥離片の剥離が徐々に進行している。図-3.12(g)に示す時刻 1.0ms においては剥離片がパネル本体から分離し始め、図-3.12(h)に示す時刻 2.0ms では剥離片の全体がパネル本体からすでに分離している。

以上から、裏面剥離が生じた実験ケース N-9-2.0-75 では、時刻 0ms～0.5ms までの間にパネル内部における損傷が進行し、ひび割れが大きく開口した後の時刻 0.5ms～2.0m にかけて最終的な剥離片を形成し、裏面剥離が生じることがわかった。

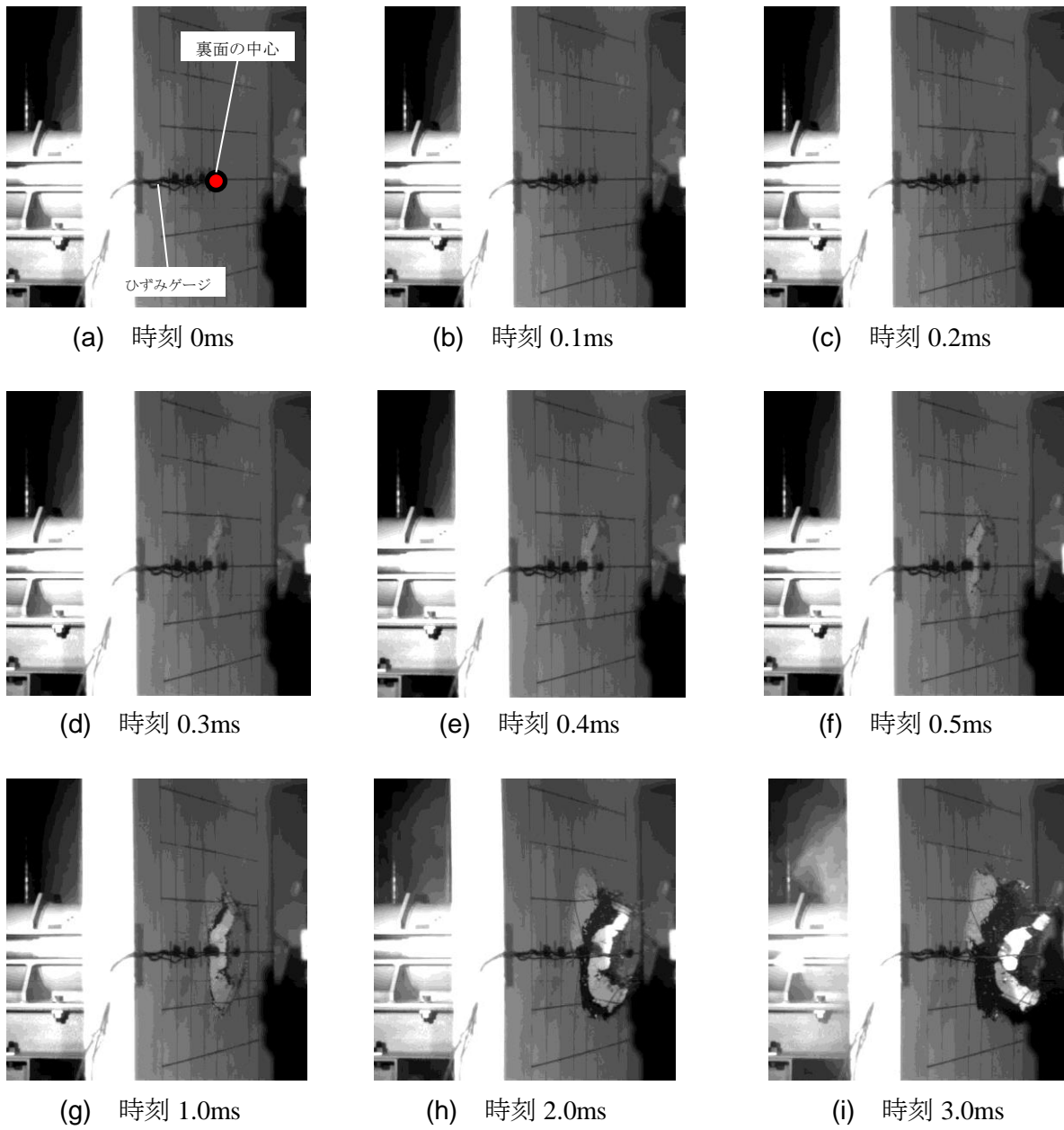


図-3.12 UFC パネル裏面における破壊の進展状況（実験ケース：N-9-2.0-75）

3.3.6 飛翔体の変位、速度および荷重特性

図-3.13および図-3.14に、高速カメラの画像を解析して得られた飛翔体の変位、速度および荷重～時間関係を示す。飛翔体の変位、速度および荷重特性については、いずれの版厚の試験体においてもほぼ同様の波形特性を示したため、ここでは、版厚9cmの裏面剥離が生じていない実験ケースN-9-2.0-40と裏面剥離が生じた実験ケースN-9-2.0-75を示している。速度および荷重の波形についてはRC版と同様に、それぞれの実験ケースで最適なデータ間隔（3～21区間）で移動平均処理を行っている。

図-3.13に示す実験ケースN-9-2.0-40では、図-3.13(a)に示す飛翔体の変位は時刻約0.5msで最大値約10mmを示している。RC版と同様に、実験後に計測した貫入深さと比較すると、実験時の最大変位は貫入深さよりも約4.5mm大きい。この理由は、飛翔体が貫入する時刻において衝突部近傍に局部的なたわみ変形が生じることで、飛翔体の最大変位が貫入深さよりも大きくなったと考えられる。図-3.13(b)に示す飛翔体の速度は、変位が最大値を示す時刻約0.5msでほぼゼロを示している。図-3.13(c)に示す荷重は時刻約0.3msで最大荷重は約1100kNを示し、その後は急激に低下して約0.6msでゼロを示した。ここで、図-2.23に示したRC版のケースと比較すると、最大変位が生じる時刻は、衝突速度42m/sのケースにおいて時刻約1.0msであったのに対し、UFCパネルは約0.4msとRC版よりも早い時刻となった。この理由は、UFCパネルのヤング係数はRC版に比べて2倍ほど大きいため、貫入によって生じる抵抗力が大きくなったためと考えられる。

図-3.14に示す実験ケースN-9-2.0-75では、図-3.14(a)に示す飛翔体の変位は時刻約1.4msまで急激に増大し、約35mmを示した。図-3.14(b)に示す速度については、時刻約0.5msまで急激に減少した後に緩やかに低下し、時刻約1.5msでゼロを示している。図-3.14(c)に示す荷重については、時刻約0.3msで最大値約1350kNを示しており、衝突速度40m/sのケースよりやや大きい値を示した。その後、時刻約0.5msまで急激に低下した後は緩やかに減少し、時刻約1.6msでゼロを示した。衝突直後の山なりの波形に続いて荷重が緩やかな減少に転じる傾向はRC版の衝突実験においては認められず、UFCパネル特有の現象であった。また、図-3.12に示した裏面の損傷過程から、時刻0.5ms～時刻2.0msまではひび割れの開口が増大する時刻であり、図-3.14(c)に示した荷重が急激に減少した後に緩やかに低下する時刻に対応している。したがって、これらの緩やかな荷重の低減は、UFCのマトリクスにひび割れが生じた後の鋼繊維による架橋効果やひび割れ分散効果に起因するものと考えられる。

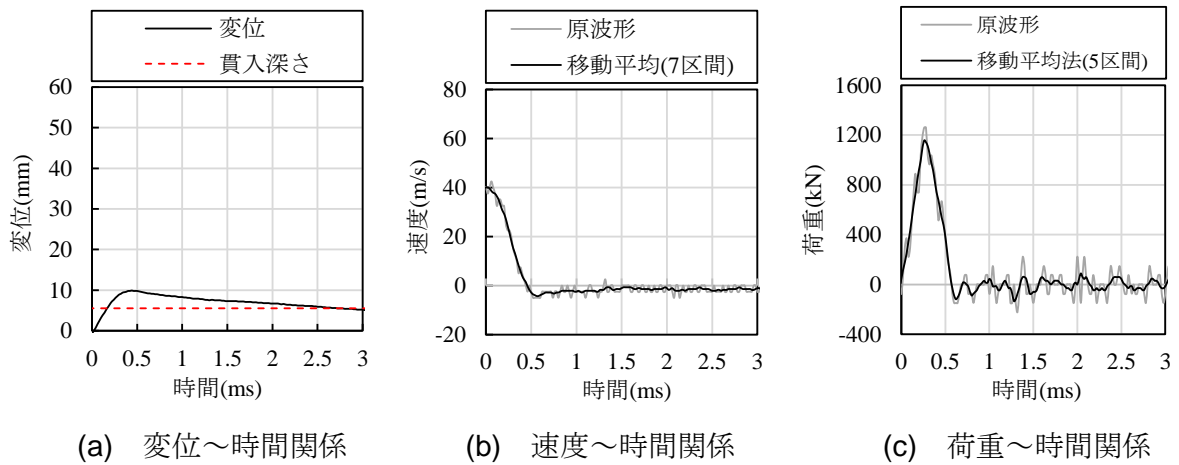


図-3.13 剛飛翔体の変位，速度および荷重（実験ケース：N-9-2.0-40）

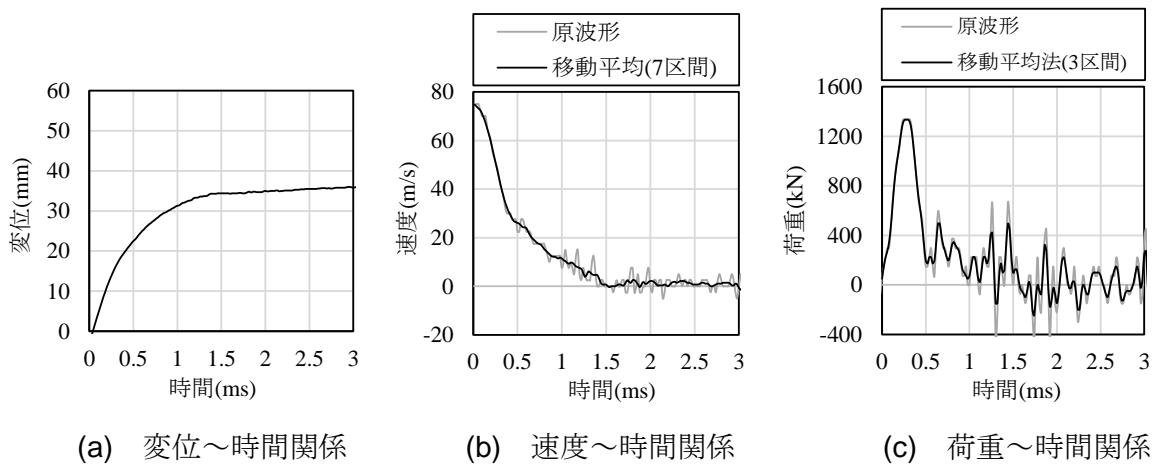


図-3.14 剛飛翔体の変位，速度および荷重（実験ケース：N-9-2.0-75）

3.3.7 UFC パネルの支点反力およびひずみ応答

図-3.15 および図-3.16 に版厚 9cm の UFC パネルにおける、支点反力および裏面のひずみ応答を示す。図-3.15 に示す実験ケース N-9-2.0-40 をみると、図-3.15(a)に示す支点反力は衝突直後に負の反力に転じた後、2つの山なり波形を示した後に減少している。RC 版の衝突実験における支点反力はいずれのケースも負の反力が生じた後は1つの山なりの波形を示した後に減少していた。ここで、図-3.15(b)および図-3.15(c)をみると、2辺支持具の中央に取り付けたロードセル L2 および L5 が最大値を示す時刻は約 1.5ms であり、他の位置における反力の最大値よりも早く生じていることがわかる。このような応答の差が生じる理由として、図-3.3 および図-3.5 に示した UFC パネルの破壊性状において、パネルの表面に円周状のひび割れが生じており、支持具の中央に位置するロードセルが最も早い時刻に反力を計測したためと考えられる。図-3.15(d)に示す支点反力の拡大図をみると、時刻約 0.6ms で負の反力が生じ、その後時刻約 1.0ms で正の反力に転じた。また、時刻約 1.4ms で約 200kN を示す山なりを示した後、時刻約 2.7ms で約 430kN の最大値を示した後に減少している。このように、RC 版の支点反力とは応答時刻の相違がみられたものの、いずれも支点反力は衝撃荷重が除荷された後に増大する傾向を示した。図-3.15(e)に示す裏面のひずみ～時間関係については、時刻 0.3ms ~0.4ms でひずみゲージ B2, B3 および B4 で約 1300~2300 μ の圧縮ひずみが生じ、時刻 0.65ms でひずみゲージ B3 および B4 は引張ひずみに転じており、RC 版と同様の傾向を示した。

図-3.16 に示す実験ケース N-9-2.0-75 をみると、図-3.16(a)に示す支点反力は衝突速度 40m/s のケースと同様に、約 200kN と約 430kN の2つの極大値を示している。本ケースにおいても、裏面支持具の中央に位置したロードセルが他よりも早い時刻で反力を計測しており、前述と同様の理由によるものと考えられる。図-3.16(b)に示す支点反力の拡大図をみると、衝突速度 40m/s のケースと同様に時刻 0.5ms で負の支点反力が生じており、時刻約 3.0ms で最大値約 420kN を示した。また、図-3.16(c)に示す裏面のひずみ応答については、時刻約 0.2ms でひずみゲージ B2 に約 5200 μ の圧縮ひずみが生じている。一方で、衝突速度 40m/s のケースでは圧縮ひずみを示した後に引張ひずみに転じたが、本ケースにおいては引張ひずみに転じることなくゼロ付近に収束している。この理由は、本ケースでは裏面剥離が生じたためであると考えられる。

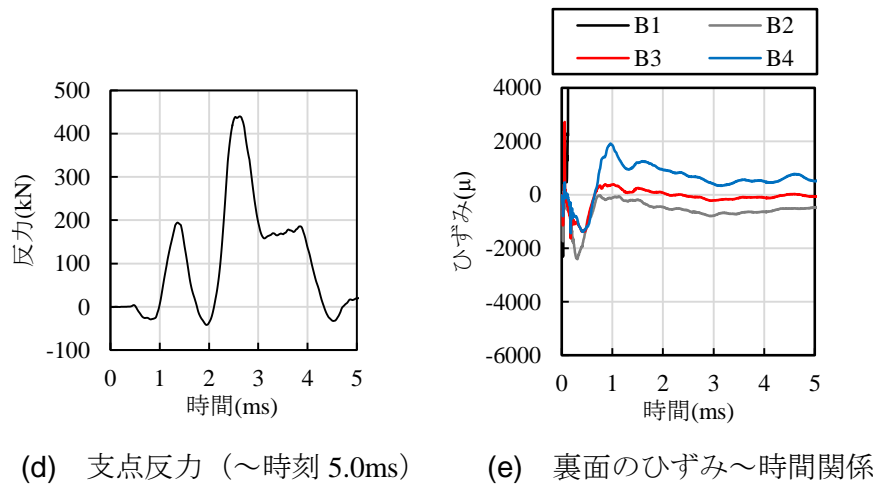
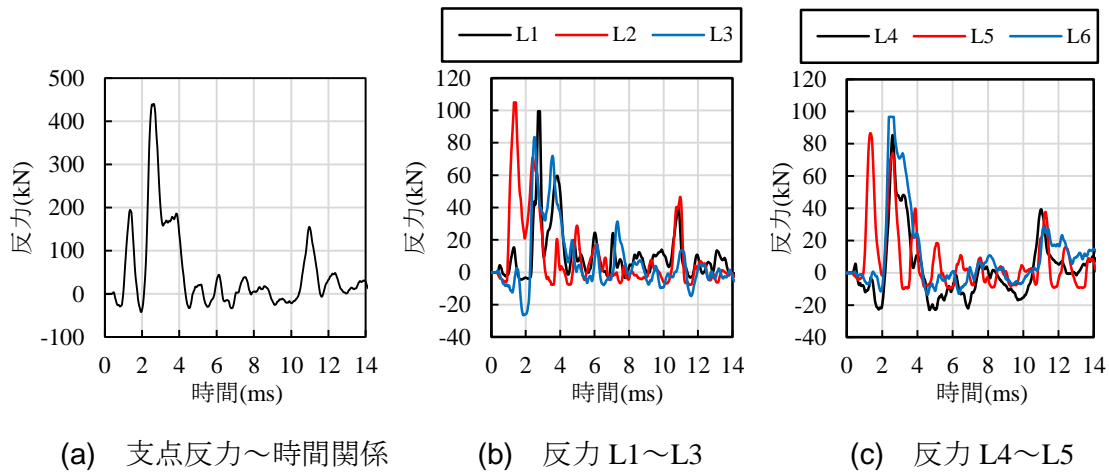


図-3.15 パネルの支点反力およびひずみ応答（実験ケース：N-9-2.0-40）

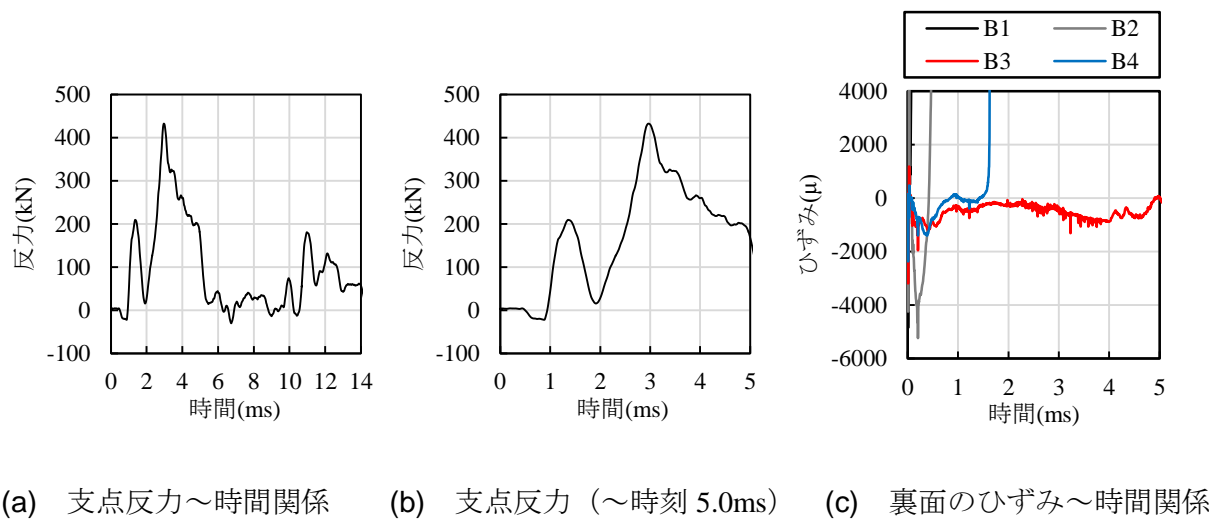


図-3.16 パネルの支点反力およびひずみ応答（実験ケース：N-9-2.0-75）

3.4 剛・柔複合飛翔体の実験結果および考察

3.4.1 実験結果の一覧

表-3.6に、実験結果の一覧を示す。ケース名については、左から飛翔体の種類(D:deformable)、版厚(cm)および衝突速度(m/s)を表している。例えば、実験ケースD-6-18は、剛・柔複合飛翔体、版厚6cmおよび衝突速度18m/sを示している。表中の衝突速度については、高速カメラによる画像解析結果を示している。なお、剛・柔複合飛翔体のケースにおいて作製したUFCパネルは、全てPC鋼材を設置していない繊維混入率2.0vol%の試験体とした。

3.4.2 UFCパネルの破壊性状および飛翔体の変形状

図-3.17に、衝突後のUFCパネルの破壊性状および飛翔体の鋼管部の変形状を示す。実験ケースD-6-28においては、パネルに裏面剥離が生じることなく、表面には円周状のひび割れが生じており、裏面には中心から放射状のひび割れが生じている。断面には、斜めひび割れが生じ始めており、一部は裏面に到達している。飛翔体の鋼管部については、約3.8mmの座屈変形が生じた。実験ケースD-6-41では、表面には円周状のひび割れが生じ、裏面にも放射状のひび割れが複数生じている。断面における斜めひび割れは大きく開口しているが裏面剥離は生じていない。また、鋼管部の変形量については23.5mmであり、鋼管長の約11%が座屈変形した。図-3.3に示した剛飛翔体の実験ケースN-6-2.0-30では、裏面剥離が生じていることから、剛飛翔体のケースに比べてパネルの損傷が小さくなったことがわかる。次に、実験ケースD-9-60をみると、版厚6cmのケースと同様に表面には円周状のひび割れが生じ、裏面には中心から放射状のひび割れが生じているが裏面剥離は生じていない。断面には数本のひび割れが生じているが、ひび割れの開口は小さく裏面には到達していない。また、鋼管部の変形量については49.3mmであり、鋼管長の33%が座屈変形した。図-3.5に示す剛飛翔体の実験ケースN-9-2.0-45では裏面剥離が生じており、本ケースにおいても鋼管部の座屈によりパネルの損傷が抑制された。実験ケースD-9-71においては、鋼管部の変形量は91.5mmで鋼管長の約61%が座屈変形しているが、裏面剥離が生じている。以上から、RC版と同様に、衝突速度がある程度大きくなると鋼管部の変形量の大小に関わらず裏面剥離が生じると考えられる。この理由は、本研究の実験において用いた剛・柔複合飛翔体の先端部は質量2.9kgを有しており、RC版のケースと同様に鋼管部が座屈する時刻では既にUFCパネルの損傷が進行しているためであると考えられる。

表-3.6 剛・柔複合飛翔体のケースの実験結果一覧

No.	ケース	破壊モード	貫入深さ(mm)	裏面剥離直径(mm)	鋼管部変形量(mm)
1	D-6-18	表面破壊	1.3	-	1.0
2	D-6-28	表面破壊	2.5	-	3.8
3	D-6-41	表面破壊	9.3	-	16
4	D-6-49	裏面剥離	-	222	22.5
5	D-9-60	表面破壊	9.1	-	49.3
6	D-9-70	裏面剥離	10.2	292	73.2
7	D-9-71	裏面剥離	-	249	91.5







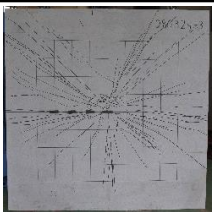
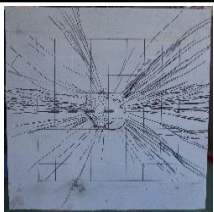


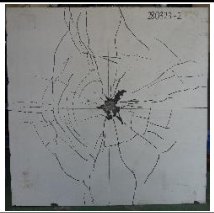





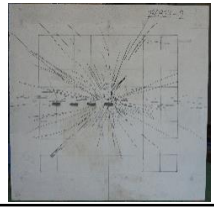
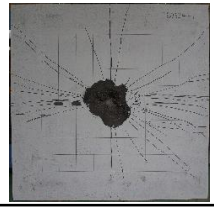


実験ケース	D-6-28			D-6-41		
鋼管変形量	3.8mm			16mm		
破壊性状	表面	断面	鋼管部	表面	断面	鋼管部
						
	裏面			裏面		
						
						
実験ケース	D-9-60			D-9-71		
鋼管変形量	49.3mm			91.5mm		
破壊性状	表面	断面	鋼管部	表面	断面	鋼管部
						
	裏面			裏面		
						
						

図-3.17 UFC パネルの破壊性状および鋼管部の変形性状

3.4.3 破壊領域の寸法

図-3.18 に、貫入深さ～衝突速度関係を示す。図には参考のため、剛飛翔体の実験結果も示している。実験ケース D-6-18 は、同じ速度で実験を行った剛飛翔体のケースとほぼ同様の貫入深さを示している。本ケースでは、鋼管部の座屈がほとんど生じていなかったため、剛飛翔体とほぼ同様の貫入深さとなったと考えられる。実験ケース D-6-28 では、同様の衝突速度である剛飛翔体のケースに比べて貫入深さが 50%以上小さくなっている。一方で、実験ケース D-6-41 では、剛飛翔体のケースとほぼ同様の貫入深さである。実験ケース D-9-60 および D-9-71 では、剛飛翔体の推定値（近似直線）よりも 20%～30%小さい値を示した。RC 版のケースでは、鋼管部が座屈したケースは貫入深さが小さくなる傾向を示しており、UFC パネルにおいても同様にやや小さくなる傾向を示した。

図-3.19 に、UFC パネルに生じた裏面剥離直径～版厚関係を示す。図中には、剛飛翔体のケースで得られた各版厚における平均値も示している。実験データが少ないものの、剛飛翔体のケースと同様に、剛・柔複合飛翔体のケースにおける裏面剥離直径は版厚の増加とともに増大する傾向を示している。また、版厚が 6cm から 9cm に増大した時の裏面剥離直径が増大する勾配は、剛飛翔体の方が大きくなる傾向を示している。

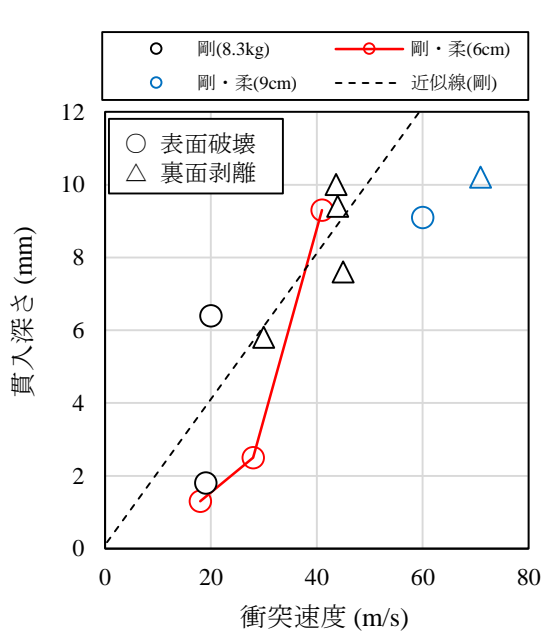


図-3.18 貫入深さ～衝突速度関係

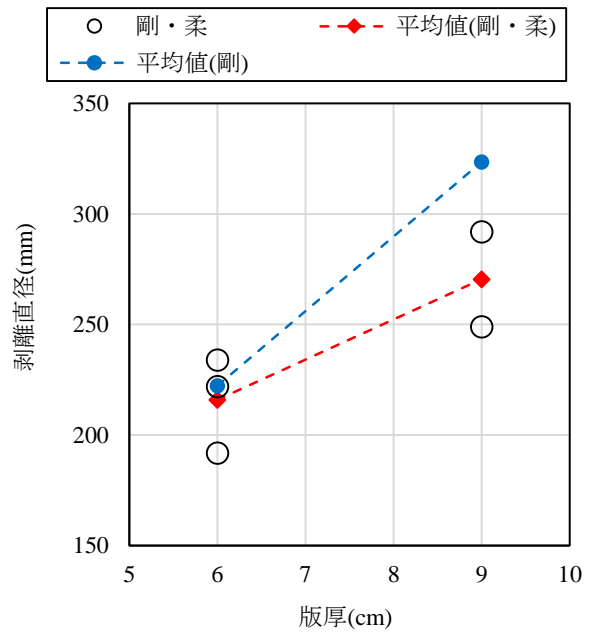


図-3.19 裏面剥離の直径～版厚関係

3.4.4 UFC 剛 CRIEPI 式による損傷評価

図-3.20 に、剛 CRIEPI 式および繊維混入率 2.0vol% の UFC パネルに対して提案した UFC 剛 CRIEPI 式による実験結果の評価を示す。図に示す評価結果より、剛・柔飛翔体の実験結果は UFC 剛 CREIPI 式により算定した裏面剥離限界速度よりも大きい速度において裏面剥離が生じる結果を示している。そこで、UFC 剛 CREIPI 式の評価結果に対して低減係数 0.75 を乗じたところ、実験結果と良い一致を示した。すなわち、剛・柔飛翔体による UFC パネルの破壊モードは、UFC の耐衝撃性を考慮した局部破壊評価式に対して、さらに鋼管部の座屈の影響に関する低減係数を乗じることで評価することができる。

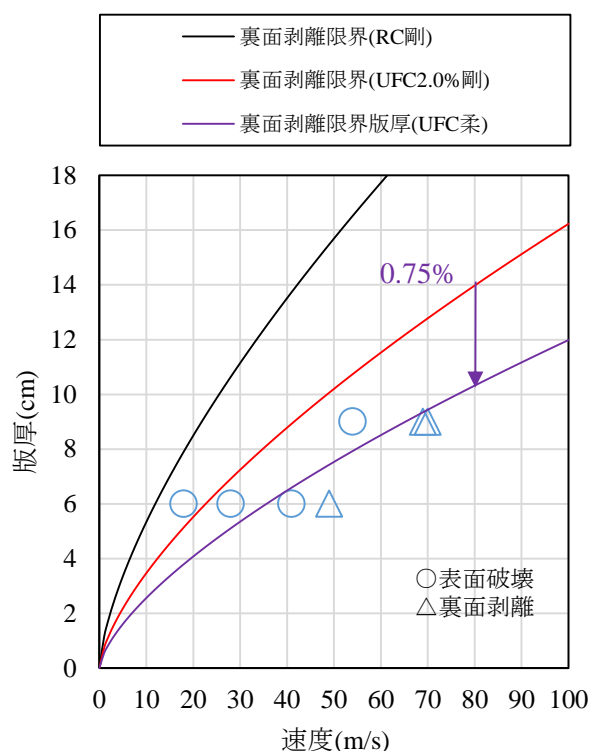


図-3.20 UFC 剛 CRIEPI 式による裏面剥離限界版厚の評価

3.4.5 UFC パネルの局部破壊の進展過程

図-3.21 に、破壊モードが表面破壊となった実験ケース D-9-60 における、衝突前後の UFC パネル裏面を高速カメラにより撮影した連続画像を示す。図-3.21(b)に示す時刻 0.1ms では、図からは不明確であるが、連続再生した動画においてパネル裏面の中心部近傍に隆起が認められた。また、その後時刻 0.4ms においてはひび割れの発生を確認した。図-3.12 に示した剛飛翔体のケースにおいても同じ時刻から裏面の隆起とひび割れが生じており、剛・柔複合飛翔体についても同様の応答を示している。図-3.21(d)に示す時刻 1.0ms においてはさらにひび割れが進展していることが確認できたが、図-3.21(e)に示す時刻 2.0ms においてはほぼひび割れは進展することなく、裏面剥離は生じなかった。

図-3.22 に、裏面剥離が生じた実験ケース D-9-71 における衝突時の UFC パネル裏面の連続画像を示す。図-3.22(b)に示すように、時刻 0.1ms においては衝突によるパネル裏面の変形は認められない。図-3.22(c)に示す時刻 0.2ms では、実験ケース D-9-60 と同様に、中心から 100mm の範囲でパネル裏面の隆起が生じていることがわかる。その後、図-3.22(d)～図 3.22(f)に示す時刻 0.3ms～時刻 0.5ms においては裏面の隆起が進展し、図-3.22(g)に示す時刻 1.0ms においてはひび割れの開口が認められる。図-3.12 に示した剛飛翔体のケースにおいても時刻 0.5ms～1.0ms にかけて裏面の隆起とひび割れの開口が進展しており、同様の破壊の進展を示している。図-3.22(h)に示す時刻 2.0ms においては剥離領域の形成が終了して既に剥離片が分離しており、その後、図-3.22(i)に示すように数個の破片に分割されて剥離片が飛散している。したがって、剛・柔複合飛翔体のケースにおいても剛飛翔体のケースと同様に、時刻 0ms～0.5ms の間に UFC パネル内部の損傷が進展し、時刻 0.5ms～2.0ms の間でひび割れの開口が進展すると考えられる。

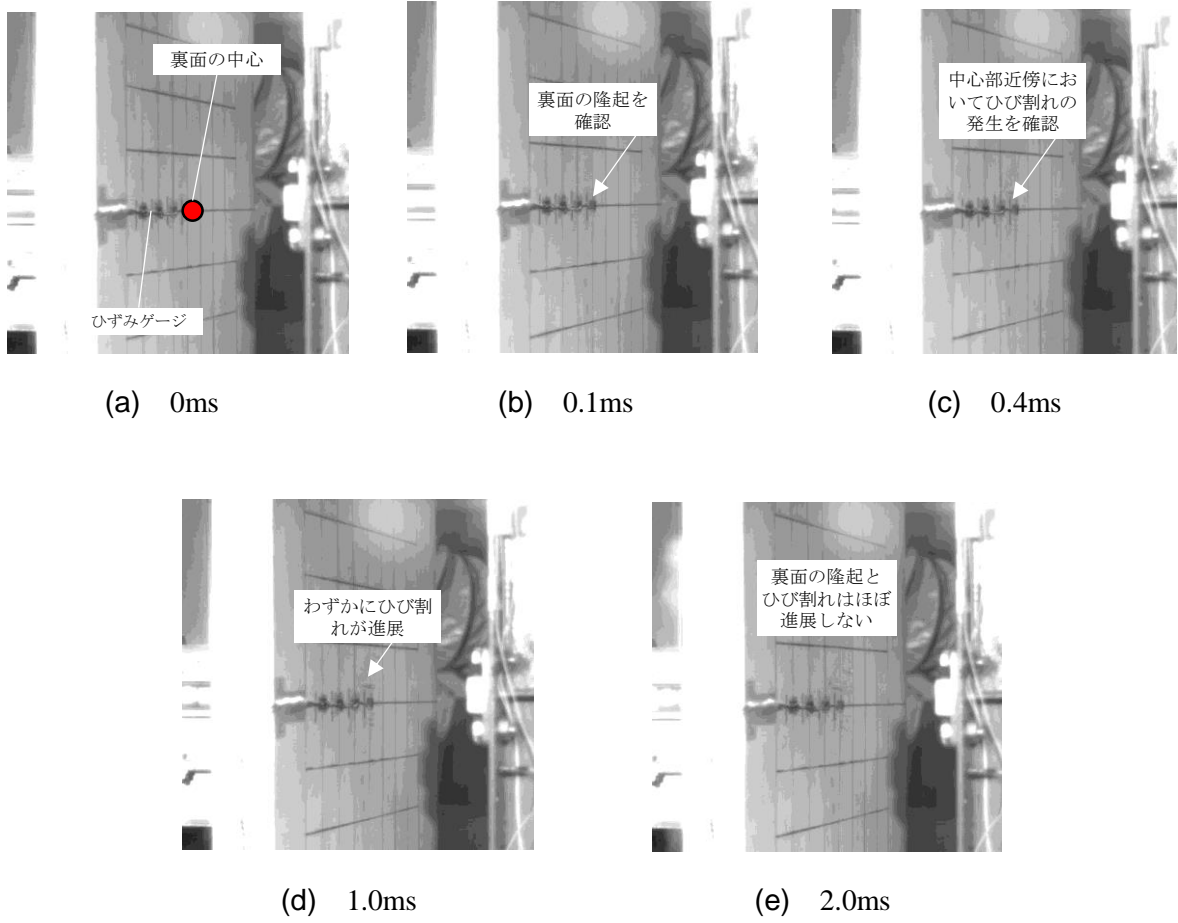


図-3.21 UFC パネル裏面におけるひび割れの進展状況 (実験ケース : D-9-60)

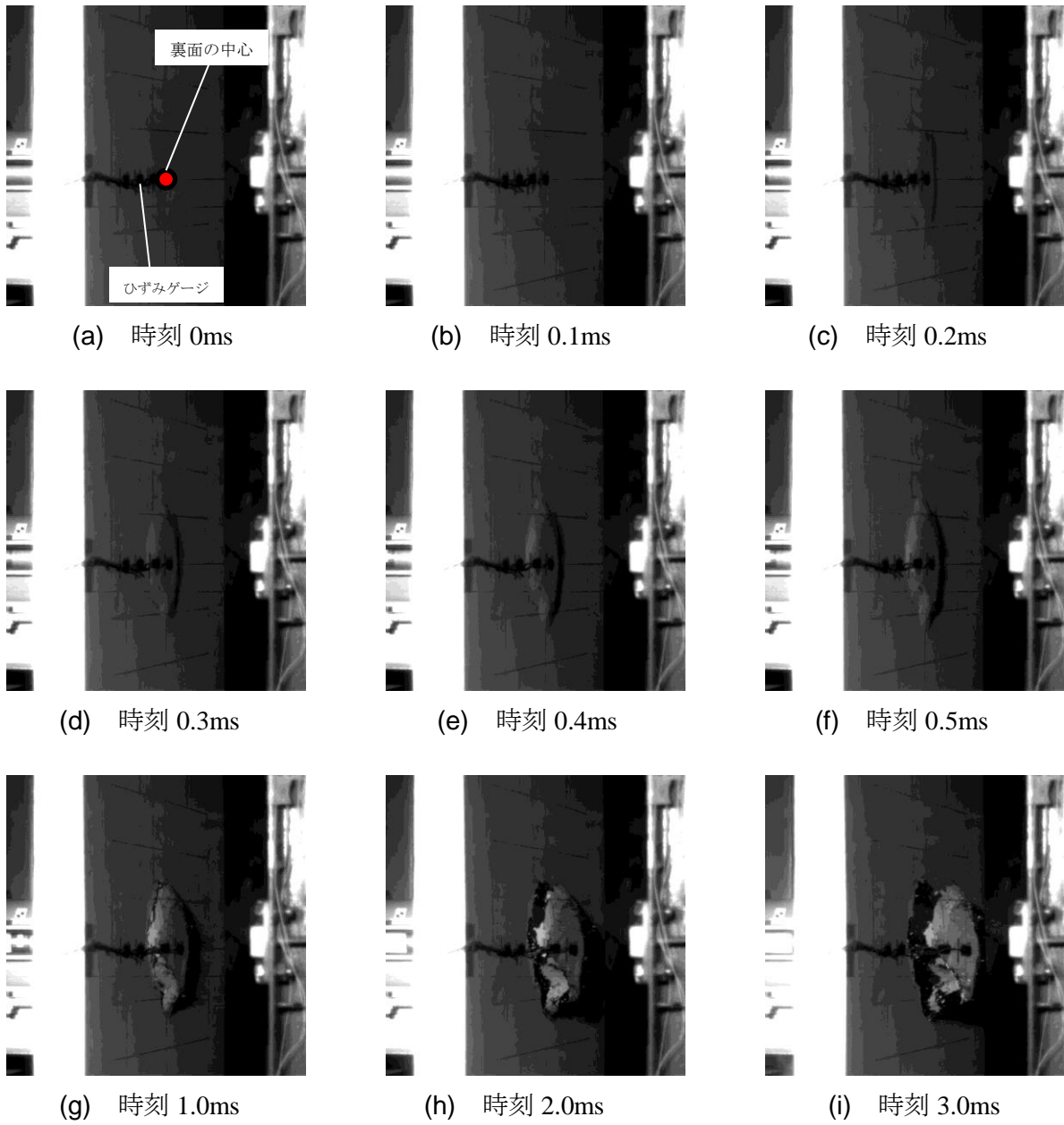


図-3.22 UFC パネル裏面における破壊の進展状況（実験ケース：D-9-71）

3.4.6 飛翔体の変位、速度および荷重特性

図-3.23 および図-3.24 に、破壊モードが表面破壊となったケース D-9-60 および裏面剥離が生じたケース D-9-71 における、高速ビデオカメラ画像の解析によって得られた飛翔体の先端部および胴体部の変位、速度および荷重～時間関係を示す。

図-3.23 に示す実験ケース D-9-60 では、図-3.23(a)に示す先端部の変位は時刻約 0.3ms で約 13mm の最大変位を示しており、貫入深さ 9mm よりやや大きい値となった。胴体部の変位については、時刻約 2.2ms で最大値約 65mm を示している。図-3.23(b)に示す先端部の速度は衝突直後に急激に減少し、時刻約 0.3ms でゼロとなった。胴体部の速度については、時刻約 2.2ms でほぼゼロを示している。図-3.22(c)に示す荷重については、衝突後時刻約 0.2ms で約 1000kN の最大荷重を示した直後に急激に減少し、約 200kN 付近で振動している。UFC パネルのケースにおいても RC 版と同様に、時刻約 0.15ms から飛翔体の鋼管部には座屈変形が生じ始めており、時刻約 0.5ms で先端部の速度がゼロとなった後は鋼管部の座屈による荷重が作用するものと考えられる。また、図-3.21 に示した裏面のひび割れの進展状況と比較すると、時刻 1.0ms 以降においてひび割れはほぼ進展していなかったことから、RC 版と同様に、座屈による荷重が作用する間においてはパネルの破壊は進展しないことがわかる。

図-3.24 に示す実験ケース D-9-71 では、図-3.24(a)に示す先端部の変位は時刻 0.2ms で約 14mm に達した後に緩やかに増大し、時刻約 3.5ms で最大変位約 18mm を示した。時刻 0.2ms から勾配が変化する傾向は、RC 版と同様であり、時刻 0.2ms で鋼管部の座屈変形が生じ始めて座屈変形が進展するためである。本衝突ケースにおける最大変位についても、実験ケース D-9-60 と同様に、貫入深さ 10.2mm より約 1.8 倍大きい値を示した。胴体部については時刻約 3.2ms で最大変位約 110mm を示した。図-3.24(b)に示す先端部の速度は時刻 0.4ms でほぼゼロを示している。胴体部については、時刻約 3.2ms でほぼゼロを示した。図-3.24(c)に示す荷重は時刻約 0.2ms で最大値約 1400kN を示しており、その後は急激に低下し、200kN～600kN の荷重が生じて振動している。

以上から、UFC パネルにおける剛・柔複合飛翔体は、RC 版と同様に、先端部の貫入に伴い速度が急激に低下し、先端部の速度がゼロとなった後は鋼管部の座屈変形によって生じる荷重が作用すると考えられる。

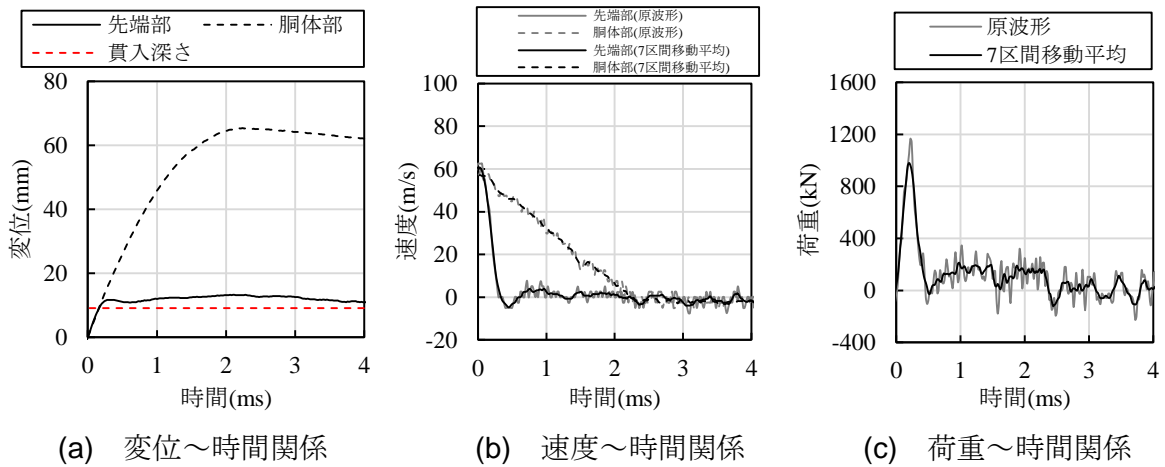


図-3.23 剛・柔複合飛翔体の変位，速度および荷重（実験ケース：D-9-60）

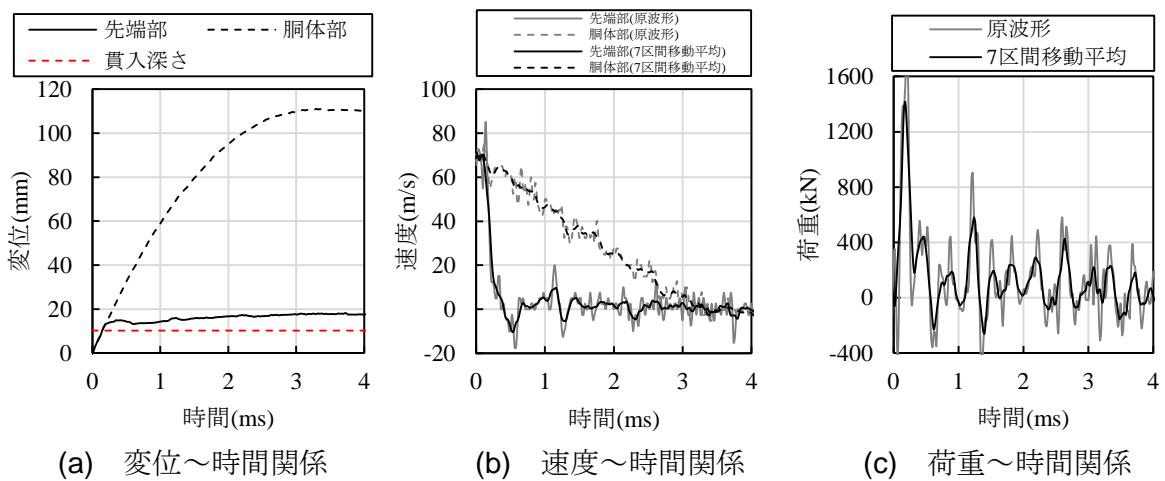


図-3.24 剛・柔複合飛翔体の変位，速度および荷重（実験ケース：D-9-71）

3.4.7 UFC パネルの支点反力およびひずみ応答

図-3.25 および図-3.26 に、支点反力および UFC パネル裏面のひずみ応答を示す。

図-3.25 に示す実験ケース D-9-60 では、図-3.25(a)に示す支点反力は剛飛翔体のケースと同様に、時刻 1.3ms で 180kN を示した後に減少し、時刻 2.8ms で最大値約 300kN を示している。支点反力の波形に 2 つの山なりの波形が生じる理由は、剛飛翔体のケースと同様に、図-3.25(b)および図-3.25(c)に示すように、裏面支持具支点反力の中央に設置されたロードセルが他のものに比べて 2~3ms 早い時刻で最大値を示すためである。図-3.25(d)に示す支点反力の拡大図をみると、図-3.15 および図-3.16 に示す剛飛翔体のケースと同様に時刻 0.5ms から負の反力が生じており、その後時刻約 1.0ms から増大し、時刻約 2.8ms で最大値を示した。図-3.23(c)に示す荷重（座屈荷重）は時刻約 2.5ms で除荷されており、荷重が除荷される前に支点反力は増大している。図-3.25(e)に示す RC 版裏面のひずみ応答については、裏面の中心位置のひずみゲージ B1 は衝突直後に上限に達した。中心から 100mm, 200mm および 300mm 離れた位置のひずみゲージ B2, B3 および B4 には、時刻約 0.1ms~0.4ms で 1000~3000 μ の圧縮ひずみが生じており、剛飛翔体のケースと同様の傾向を示した。その後は、ひずみゲージ B2 は引張ひずみに転じて時刻 0.5ms~2.5ms の間に約 1000 μ を示し、ひずみゲージ B3 および B4 はゼロに収束している。図-3.15(e)に示す剛飛翔体のひずみ応答と比較すると、時刻 1.0ms 以降に生じる引張ひずみが減少する勾配が、剛・柔複合飛翔体では小さい傾向を示した。この理由は、図-3.13(c)に示す剛飛翔体のケースでは、荷重の継続時間が約 0.6ms であるのに対し、剛・柔複合飛翔体のケースにおいては鋼管部の座屈変形が時刻 2.5ms 程度まで継続しているため、RC 版の実験結果と同様に、剛飛翔体のケースに比べてパネルの変形が長く継続したためと考えられる。

図-3.26 に示す実験ケース D-9-71 においては、図-3.26(a)に示す支点反力はケース D-9-60 と同様に、2 つの山なりの波形を示しており、時刻 2.0ms~3.0ms の間で最大値約 320kN を示している。また、図-3.26(b)に示す支点反力の拡大図をみると、時刻 0.5ms から生じた後時刻約 1.0ms から増大して減少し、時刻約 1.9ms から再度増大している。時刻約 2.4ms においては最大支点反力約 320kN を示しており、実験ケース D-9-60 とほぼ同様の応答を示した。ここで、図-3.22 に示した裏面の破壊の進展状況から、時刻 1.0ms においてひび割れの開口が進展しており、既に裏面剥離の大部分が形成されていると考えられる。したがって、RC 版のケースと同様に、裏面剥離は衝撃荷重が作用して支点反力が増大する前に生じたものと考えられる。図-3.26(c)に示す UFC パネル裏面のひずみ応答については、中心および 100mm の位置のひずみゲージ B1 および B2 は衝突直後に破断している。一方で、中心から 200mm および 300mm の位置のひずみゲージ B3 および B4 は、時刻約 0.3ms で圧縮ひずみ約 1000 μ を示した後、時刻約 2.2ms で引張ひずみに転じ、時刻 3.6ms でそれぞれ約 600 μ および 1000 μ の引張ひずみを示している。本ケースにおいては衝突によって裏面剥離が生じており、図-3.17 に示した破壊性状をみると中心から 100mm の範囲内で剥離している。このため、剥離領域よりも離れた位置にあるひずみゲージ B3 および B4 だけに引張ひずみが生じたと考えられる。

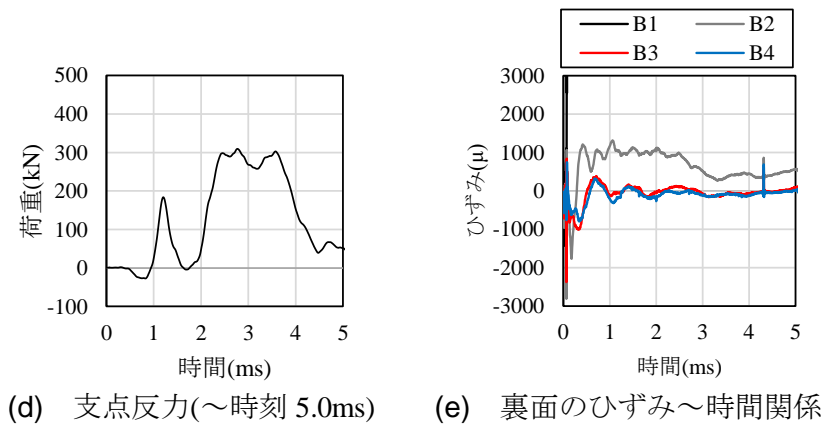
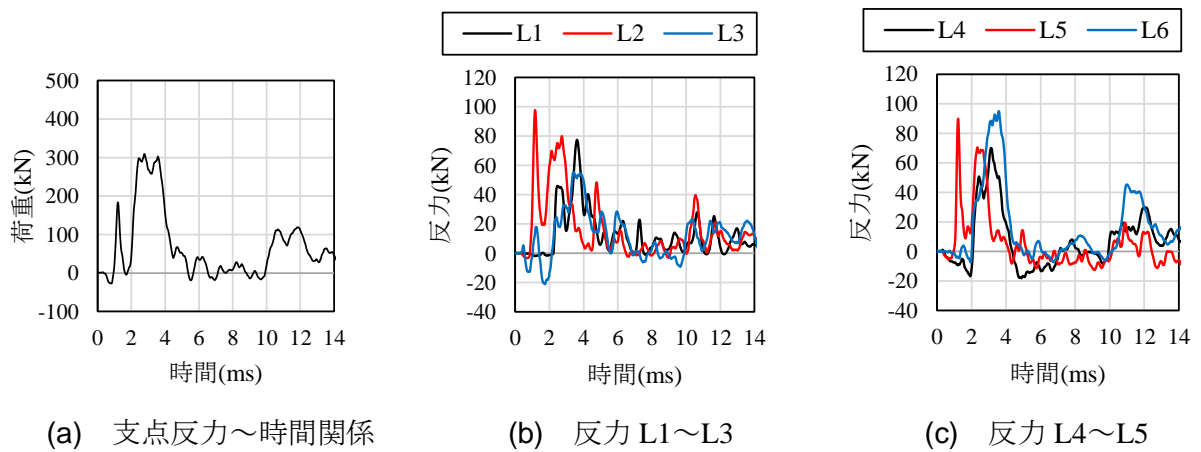


図-3.25 支点反力および UFC パネルのひずみ応答 (実験ケース : D-9-60)

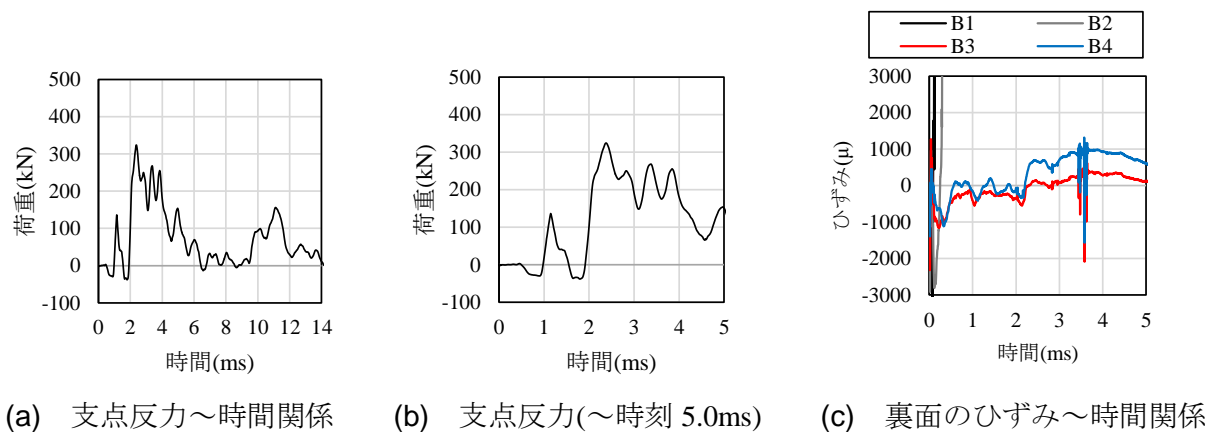


図-3.26 支点反力および UFC パネルのひずみ応答 (実験ケース : D-9-71)

3.5 結言

本章では、衝突速度 20m/s～75m/s の衝突を受ける UFC パネルの衝撃応答を調べるため、高圧空気式飛翔体発射装置を用いた衝突実験を行った。実験では、RC 版の実験と同様に、飛翔体の衝突速度および剛性を変化させ、飛翔体の貫入深さや衝撃荷重特性の分析を行った。また、UFC パネルの破壊性状、ひずみ応答および高速カメラにより撮影した UFC パネル裏面の破壊進展状況の観察を行った。本章の研究成果を、以下に要約して示す。

- (1) UFC パネルの破壊性状は、版厚によらず衝突速度が増大するにつれて表面、裏面および断面におけるひび割れが分散されて生じる傾向を示した。断面においては RC 版と同様に、斜めひび割れが生じて裏面に到達し、円錐台状の剥離片を形成した。また、繊維混入率の増大に伴い、裏面剥離の発生する衝突速度は大きくなり、UFC パネルの耐衝撃性が向上することがわかった。一方で、UFC パネルに PC 鋼材を設置したケースおよびプレストレスを導入したケースの破壊性状から、PC 鋼材の設置やプレストレスの導入が裏面剥離の発生に与える影響は小さいことがわかった。さらに、剛・柔複合飛翔体のケースから、鋼管部の座屈変形により、UFC パネルの損傷が抑制されることがわかった。
- (2) UFC パネルの貫入深さについては、繊維混入率の増大に伴い小さくなる傾向を示した。また、剛・柔複合飛翔体のケースについては、鋼管部が座屈変形したケースの貫入深さは剛飛翔体の結果よりも 50%程度小さくなった。
- (3) UFC パネルの裏面剥離の直径は、繊維を混入したケースは繊維を混入していないケースに比べて裏面剥離直径が小さくなる傾向を示した。また、繊維を混入したケースの裏面剥離の直径は、版厚の増加とともに大きくなる傾向を示した。
- (4) RC 版の局部破壊評価式である剛 CRIEPI 式を修正して UFC パネルの裏面剥離限界版厚および貫通限界版厚の評価を行った。その結果、繊維混入率 1.0vol%および 2.0vol%に対しては、剛 CRIEPI 式に低減係数をそれぞれ 0.75 および 0.64 乗じることで実験結果とある程度一致した。一方で、貫通限界版厚に対する低減係数はそれぞれの混入率に対して 0.82 および 0.83 とほぼ同様であり、繊維混入率の増大は主に裏面剥離の抑制効果を向上させることがわかった。また、剛・柔複合飛翔体の実験結果に対しては、繊維混入率 2.0vol%の実験結果に適合させた剛 CRIEPI 式による裏面剥離限界版厚に、さらに低減係数 0.75 を乗じることで実験結果と良い一致を示した。
- (5) 飛翔体の荷重および支点反力～時間関係から、剛飛翔体のケースにおける最大荷重は RC 版のケースに比べて大きく、荷重の継続時間は短くなることがわかった。また、裏面剥離が生じたケースにおいては、最大荷重を示した後に繊維の架橋効果により荷重が緩やかに低減することがわかった。剛・柔複合飛翔体の荷重は、RC 版のケースと同様に、剛飛翔体のケースに比べて最大荷重が小さくなり、先端部が停止した後は座屈による荷重が作用することがわかった。

第4章 RC版およびUFCパネルの局部破壊メカニズムに関する数値解析的検討

4.1 緒言

前章までの検討において、衝突を受けたRC版およびUFCパネルに生じる局部破壊の特徴について実験的な検討を行った。局部破壊メカニズムを解明するためには、衝突による応力波の伝播やRC版およびUFCパネルが破壊に至るまでの応答を詳細に調べる必要がある。本章では、衝突実験に対する数値シミュレーションを行い、RC版およびUFCパネルの破壊メカニズムを考察する。まず、数値シミュレーションによる実験の再現性について検討するため、普通コンクリート（以下ではコンクリート）およびUFCの動的力学特性を考慮した構成モデルを用いて、衝突実験の数値解析を行った。次に、数値シミュレーションによって得られる剛飛翔体および剛・柔複合飛翔体の衝撃荷重特性や、応力波の伝播、断面力および慣性力を分析し、本実験条件下におけるRC版およびUFCパネルの局部破壊メカニズムの解明を行った。

4.2 解析モデル

解析は、中心差分法によって時間積分を行う汎用の衝撃解析コードであるANSYS®AUTODYN®を用いて行った。実験のモデル化については、計算時間の短縮を図るために実験条件の対称性を考慮して1/4モデルを作成した。

4.2.1 飛翔体および試験体

図-4.1に、剛飛翔体および剛・柔複合飛翔体の衝突実験の解析モデルを示す。剛飛翔体の先端部および胴体部については、1節点3自由度の6面体ソリッド要素を用いて要素分割を行い、総節点数および総要素数はそれぞれ2201および1701である。剛・柔複合飛翔体の鋼管部については、1節点5自由度の4角形平板シェル要素を用いてモデル化し、先端部と胴体部の接合部分は鋼管部の端部の周長に沿って xy 方向の変位を固定する境界条件を与えた。総節点数および総要素数はそれぞれ8607および8400である。先端部および胴体部の節点数はそれぞれ1000および729、総要素数はそれぞれ1900および1458である。コンクリートおよびUFC要素の要素寸法については $5\text{mm} \times 5\text{mm} \times 5\text{mm}$ とした。版厚9cm、12cmおよび15cmにおけるRC版の総節点数はそれぞれ234099、308025および381951であり、総要素数はそれぞれ217800、290400および363000である。版厚6cm、9cmおよび12cmにおけるUFCパネルの総節点数はそれぞれ174928、255664および336400であり、総要素数はそれぞれ158700、

238050 および 317400 である。RC 版および UFC パネルの裏面支持具については鋼管部と同様に、1 節点 5 自由度の 4 角形平板シェル要素を用いてモデル化した。また、各要素における積分点は 1 次の低減積分とした。飛翔体、コンクリート、裏面支持具および平板鋼材の境界面については、ペナルティ法による接触面処理を行った。RC 版における鉄筋は、要素長 5mm の 1 節点 6 自由度のオイラーはり要素でモデル化し、鉄筋とコンクリートの付着については、コンクリート要素と鉄筋の節点を完全結合した。なお、UFC パネルについては、PC 鋼材を設置していないパネルのケースのみをモデル化して検討を行った。

境界条件については、裏面支持具のロードセルの位置の面内 (x, y 方向) および面外方向 (z 方向) の変位を固定し、RC 版の実験についてはボルトで固定した位置の平板鋼材とコンクリート中のボルト貫通位置の節点の面内方向 (x, y 方向) の変位を固定した。また、初期条件として、各ケースの衝突速度を飛翔体の全節点に与えた。なお、本衝突速度における RC 版および UFC パネルの応答時間は十数 ms と短く、また重力に比べて衝突による荷重は数百倍であるため、本解析では減衰と重力の影響は無視している。

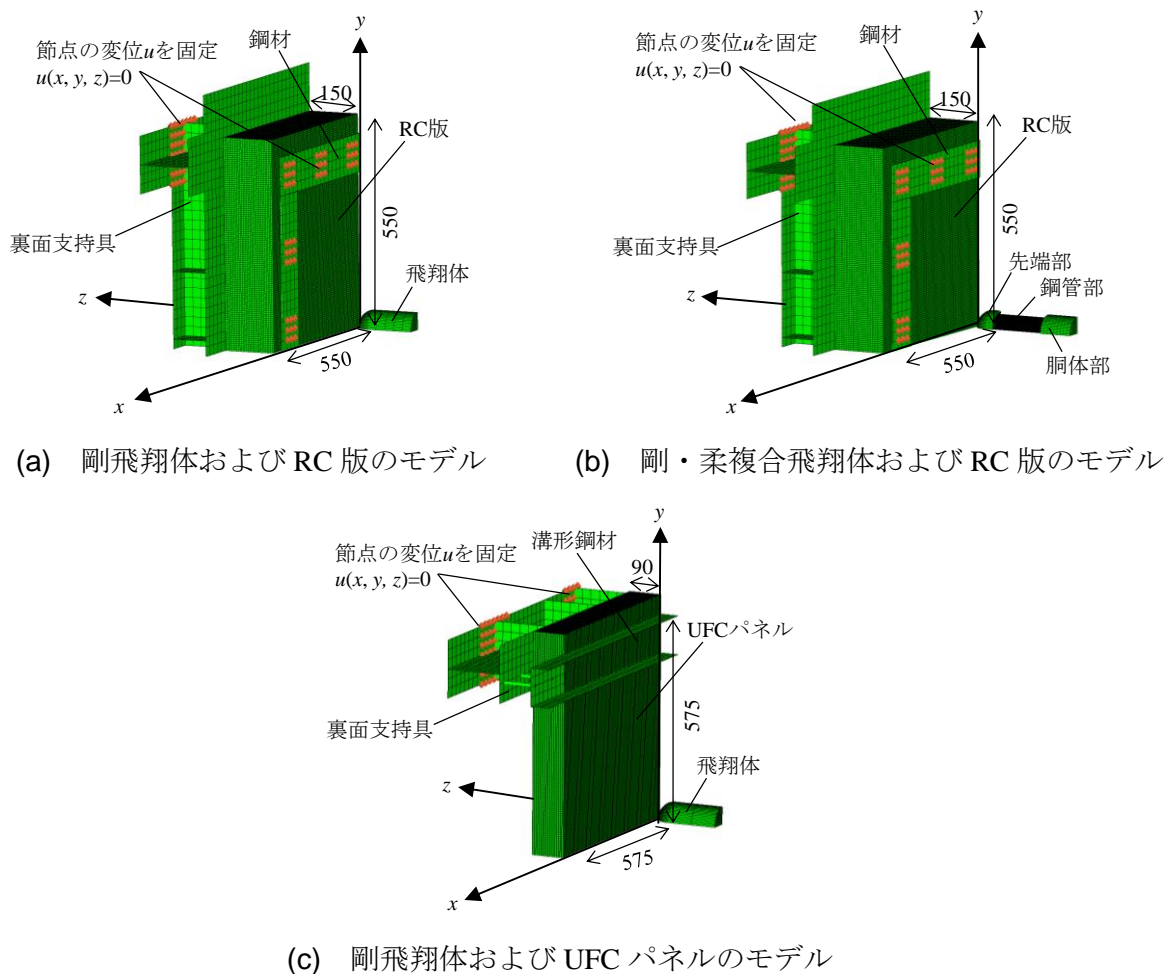


図-4.1 RC 版および UFC パネルの解析モデル

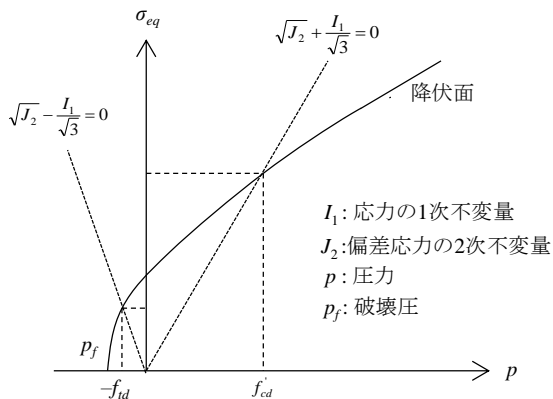


図-4.2 非線形 Drucker-Prager 型降伏関数

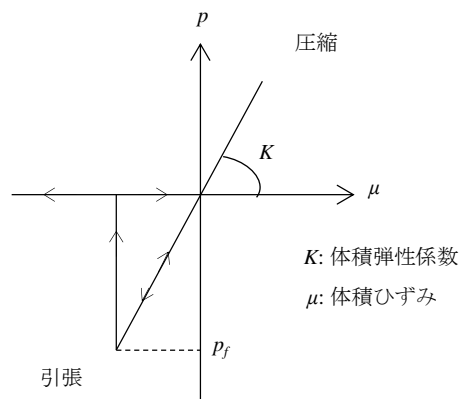


図-4.3 負圧破壊基準

4.2.2 コンクリートの構成モデル

構成モデルは、状態方程式、降伏関数および破壊則からなり、コンクリートの状態方程式には式(4.1)に示す体積弾性係数 K および体積ひずみ μ によって表される線形の状態方程式を用いて圧力 p を求めた。

$$p = K\mu \quad (4.1)$$

降伏関数には、図-4.2 に示す非線形の Drucker-Prager 型降伏関数を用いて行った²⁾。非線形の Drucker-Prager 型降伏関数 f は次式により表される。

$$f(I_1, J_2) = \sqrt{J_2} - \sqrt{\frac{f'_c f_t - (f'_c - f_t) I_1}{3}} = 0 \quad (4.2)$$

ここに、 I_1 は応力の 1 次不変量、 J_2 は偏差応力の 2 次不変量、 f'_c および f_t はコンクリートの圧縮強度および引張強度である。

破壊の判定については、図-4.3 に示すように負圧による破壊判定を行った²⁾。なお、コンクリートのモデルでは、要素の過大な変形による計算の中断を防ぐため、次式に示す相当ひずみが、限界値に達した要素の削除を行った³⁾。

$$\varepsilon_{eff} = \frac{2}{3} \sqrt{(\varepsilon_1^2 + \varepsilon_2^2 + \varepsilon_3^2) + 5(\varepsilon_1 \varepsilon_2 + \varepsilon_2 \varepsilon_3 + \varepsilon_3 \varepsilon_1) - 3(\varepsilon_{12}^2 + \varepsilon_{23}^2 + \varepsilon_{31}^2)} \quad (4.3)$$

ここに、 ε_1 、 ε_2 および ε_3 は主ひずみ、 ε_{12} 、 ε_{23} および ε_{31} は主せん断ひずみを示す。

相当ひずみの限界値（以下では、エロージョンひずみ）については、三輪らの研究⁴⁾を参

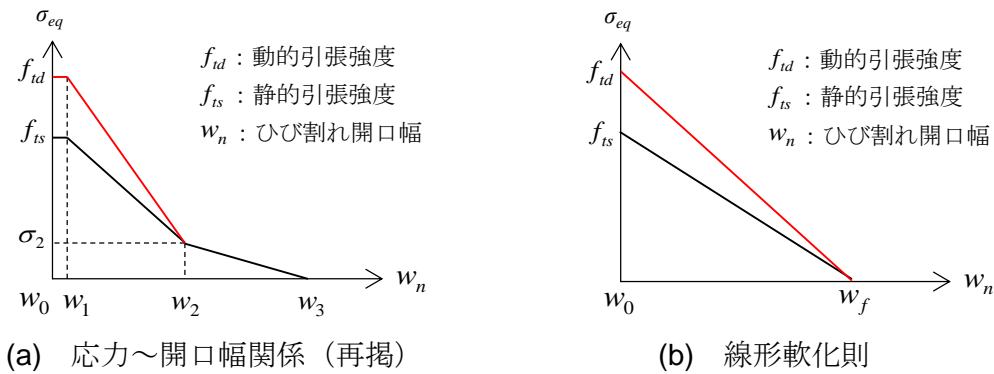


図-4.4 UFCの引張軟化モデル

考に250%とした。また、コンクリートの圧縮強度および引張強度については、ひずみ速度効果による動的倍率を考慮するため、それぞれ式(4.4a)および(4.4b)に示す藤掛らの式⁵⁾およびRossらの式⁶⁾を用いている。

$$\frac{f'_{cd}}{f'_{cs}} = \left(\frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_s} \right)^{0.006 \left[\log \left(\frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_s} \right) \right]^{1.05}} \quad (4.4a)$$

$$\frac{f_{td}}{f_{ts}} = \exp \left[0.00126 \left(\log \frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_s} \right)^{3.373} \right] \quad (4.4b)$$

ここに、 $\dot{\epsilon}_s$ は静的ひずみ速度、 $\dot{\epsilon}$ はひずみ速度、 f'_{cs} は静的圧縮強度、 f_{ts} は静的引張強度、 f'_{cd} は動的圧縮強度、 f_{td} は動的引張強度である。

なお、解析に用いるひずみ速度を決定するため、実験における裏面のひずみ～時間関係から得られるひずみ速度を参考にして、ひずみ速度 $10^0/s$ における強度倍率を算定し、静的強度に乗じて求めた。

4.2.3 UFCの構成モデル

UFCは、コンクリートに比べて高い圧縮強度を有し、引張強度特性は優れた靱性を示す⁷⁾。このため、圧縮強度特性については、コンクリートと同様に非線形Druker-Prager型降伏関数を用いた。一方で、引張強度特性についてはUFCの引張軟化挙動を再現するため、図-4.4(a)に示すFujikakeら⁸⁾の提案する応力～開口幅関係から破壊エネルギーを求め、図-4.4(b)に示すような線形の軟化則を用いて応力を低下させた。また、ひずみは図-4.4(b)に示す開口幅および要素の代表寸法に基づいて換算した。要素代表寸法は以下の式で与えられる。

$$l_0 = 2 \left(\frac{3V_e}{4\pi} \right)^{1/3} \quad (4.5)$$

ここに、 V_e は要素の体積である。

なお、UFCのひずみ速度効果については、第1章の式(1.16)に示したFujikakeら^{8),9)}が提案する算定式を用いて $10^0(1/s)$ における圧縮および引張強度の動的倍率を算定し、それぞれの静的強度に乘じることとした。また、コンクリートと同様に、式(4.3)によって算出されるエロージョンひずみを用いて要素削除を行った。

4.2.4 鋼材の構成モデル

鉄筋の構成則については、温度の影響を無視した式(4.16)に示すJohnson-Cookモデル¹⁰⁾を適用し、破壊は生じないモデルとした。

$$\sigma = (\sigma_f + B\varepsilon_p^n) \left(1 + C \ln \frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0} \right) \quad (4.6)$$

ここに、 $\dot{\varepsilon}_0$ は基準ひずみ速度、 B 、 C 、 n は定数であり、文献¹¹⁾を参考に決定した。

飛翔体の先端部、胴体部、表面に設置した鋼材および裏面支持具の鋼材の構成則については、実験後に破壊や残留変形が生じなかったことから、弾性体とした。

表-4.1、表-4.2 および表-4.3 に、コンクリート、UFC および鋼材の解析定数を示す。UFCの解析における力学特性値は、繊維混入率2.0vol%のものを用いた。

表-4.1 コンクリートの解析定数

解析定数	記号	入力値	単位
ヤング係数	E	25	kN/mm ²
ポアソン比	ν	0.2	-
静的ひずみ速度	$\dot{\epsilon}_s$	10 ⁻⁶	1/s
静的圧縮強度	f_{cs}	30	N/mm ²
動的圧縮強度(ひずみ速度10 ⁰)	f_{cd}	50.9	N/mm ²
静的引張強度	f_{ts}	2.2	N/mm ²
動的引張強度(ひずみ速度10 ⁰)	f_{td}	9.0	N/mm ²
破壊圧	p_f	-6.0	MPa
エロージョンひずみ	ϵ_{eff}	250	%

表-4.2 UFC の解析定数

解析定数	記号	入力値	単位
ヤング係数	E	55	kN/mm ²
ポアソン比	ν	0.21	-
静的ひずみ速度		10 ⁻⁶	1/s
静的圧縮強度	f_{cs}	195	N/mm ²
動的圧縮強度(ひずみ速度10 ⁰)	f_{cd}	272	N/mm ²
静的引張強度	f_{ts}	10.7	N/mm ²
動的引張強度(ひずみ速度10 ⁰)	f_{td}	27.2	N/mm ²
破壊エネルギー	G_f	3.2 × 10 ⁵	N/m
エロージョンひずみ	ϵ_{eff}	250	%

表-4.3 鋼材の解析定数

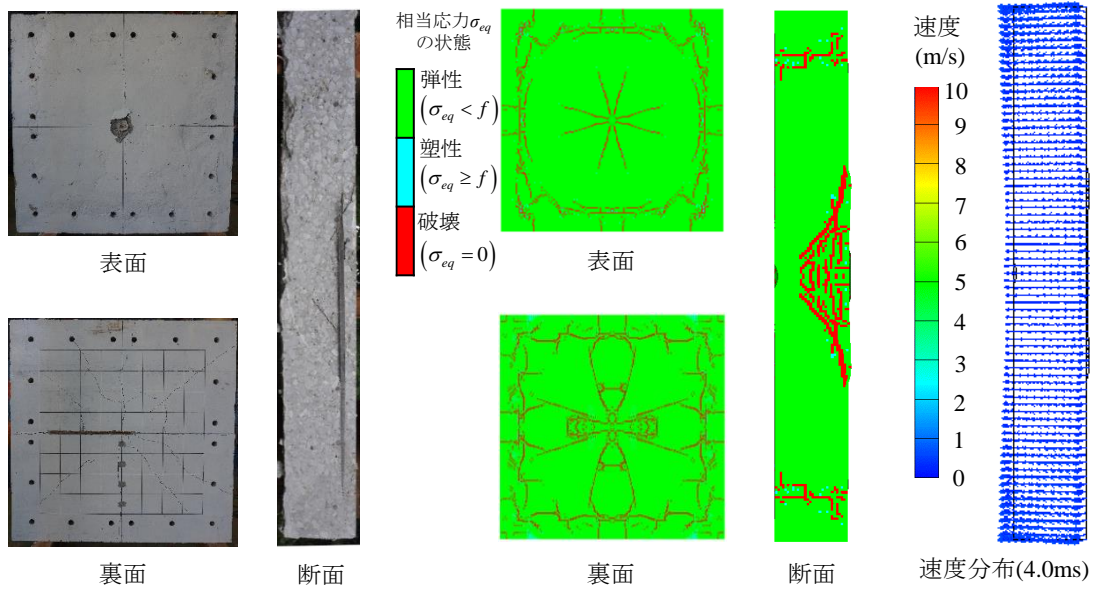
解析モデル	解析定数	記号	入力値	単位
鉄筋	ヤング係数	E	216	kN/mm ²
	ポアソン比	ν	0.3	-
	硬化定数	B	592	N/mm ²
	ひずみ速度に関する係数	C	0.017	-
	硬化に関する係数	n	0.228	-
	降伏応力	σ_y	409	N/mm ²
	基準ひずみ速度	$\dot{\epsilon}_0$	10 ⁰	1/s
飛翔体および裏面支持具	ヤング係数	E	200	kN/mm ²

4.3 数値シミュレーションによる実験結果の再現性

4.3.1 RC版の衝突実験の再現性

数値シミュレーションによる飛翔体の運動や RC 版の損傷状況の再現性を確認するため、数値解析を行った。飛翔体質量 8.3kg の剛飛翔体のケースでは、版厚 15cm の衝突実験における表面破壊の実験ケース M8.3-15-27 と、裏面剥離が生じた実験ケース M8.3-15-52 について解析を行った。また、剛・柔複合飛翔体のケースについては、版厚 15cm で表面破壊の実験ケース D-15-52 および裏面剥離が生じた実験ケース D-15-60 について解析を行った。

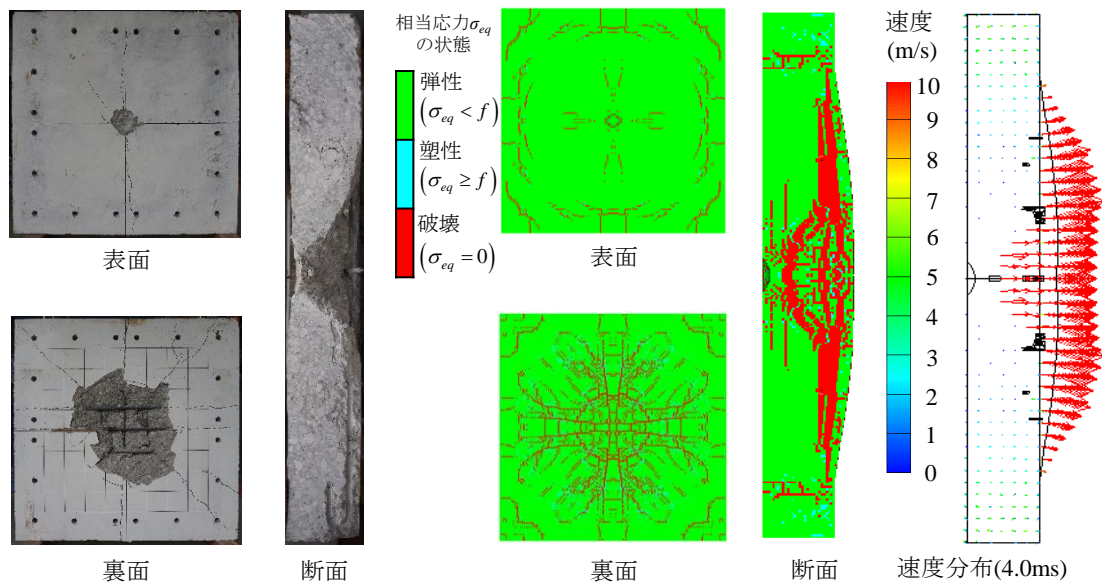
図-4.5 および図-4.6 に、剛飛翔体のケースにおける RC 版の損傷状況の比較を示す。図-4.5 に示す実験ケース M8.3-15-27 に対しては、実験においては RC 版試験体の表面および裏面に大きく開口しているひび割れは認められず、断面には斜めひび割れが生じている。解析結果においても表面および裏面に破壊判定されている要素はあるが、局所的な破壊の形成には至っていない。また、断面には衝突部付近から斜めに破壊領域が広がっている。また、RC 版断面の速度分布をみると、時刻 4.0ms においては RC 版全体が応答することによる約 1m/s 程度の速度が衝突方向と反対の方向に生じている。以上から、実験結果と同様に、裏面剥離は生じていないものと判定した。図-4.6 に示す実験ケース M8.3-15-52 に対しては、解析結果の RC 版の表面および裏面における破壊領域はさらに拡大し、断面においては斜めひび割れの内側の要素の多くが破壊判定されており、実験において斜めひび割れの内側が剥離片となった状態に類似している。また、速度分布をみると、時刻 4.0ms において RC 版の全体には速度はほとんど生じていないが、斜めひび割れの内側に位置する裏面の要素には 10m/s 以上の速度が生じており、実験において生じた RC 版の裏面剥離と対応している。すなわち、実験において裏面剥離した状態を解析によって再現したものと考えられる。以上のように、本解析モデルにより、実験で確認された RC 版の破壊モードをある程度再現できた。



(a) 実験結果

(b) 解析結果

図-4.5 RC版の破壊性状（実験ケース M8.3-15-27，破壊モード：表面破壊）



(a) 実験結果

(b) 解析結果

図-4.6 RC版の破壊性状（実験ケース M8.3-15-52，破壊モード：裏面剥離）

図-4.7 および図-4.8 に、剛・柔複合飛翔体のケースにおける RC 版の損傷状況の比較を示す。図-4.7 に示す実験ケース D-15-52 では、実験では RC 版の断面に衝突部付近から斜めひび割れが生じた。解析においても実験と同様に断面に斜めひび割れが生じており、実験結果と同様の破壊性状を示している。RC 版断面の速度分布をみると、時刻時刻 3.0ms において、裏面の中心部付近の一部の要素には約 3m/s の速度が生じているが、裏面の全体には衝突方向の速度はほとんど生じていない。よって、実験結果と同様に、裏面の剥離は生じていないと判定した。また、衝突後の鋼管部の変形状況をみると、実験では衝突側（写真上側）にリング状の座屈を示し、約 38mm の変形量となった。一方で、解析結果をみると鋼管部の変形量は約 40mm と実験よりも 5%程度大きくなっている。これは、解析における鋼管の座屈性状が実験と異なり、衝突側の反対側の端部においても座屈が生じたためと考えられる。解析において鋼管の上下に座屈が生じた理由については、実験では飛翔体先端部の材質は焼入れを施した鋼鉄製であり、胴体部の材質はジュラルミンを用いているが、解析においてはいずれも同じ材料の弾性体としてモデル化したことなどが考えられる。図-4.8 に示す実験ケース D-15-60 に対しては、実験においては衝突部付近から斜めひび割れが生じて裏面剥離が生じた。解析結果も実験と同様に、RC 版の断面には衝突部付近から斜めひび割れが生じており、実験結果と整合している。また、RC 版断面の速度分布については、時刻 3.0ms において斜めひび割れ内側の裏面部分において衝突方向に 2m/s～3m/s の速度が生じており、裏面剥離が生じたものと判定した。飛翔体鋼管部の変形状況をみると、実験においては衝突側端部にリング状の座屈が生じており、座屈による変形量は約 48mm であったが、解析結果による鋼管の変形量は 58mm と 20%程度大きくなった。以上のように、柔飛翔体の衝突実験の解析結果から、鋼管の変形状況はやや異なる変形を示したが、実験による RC 版の破壊性状を再現した。

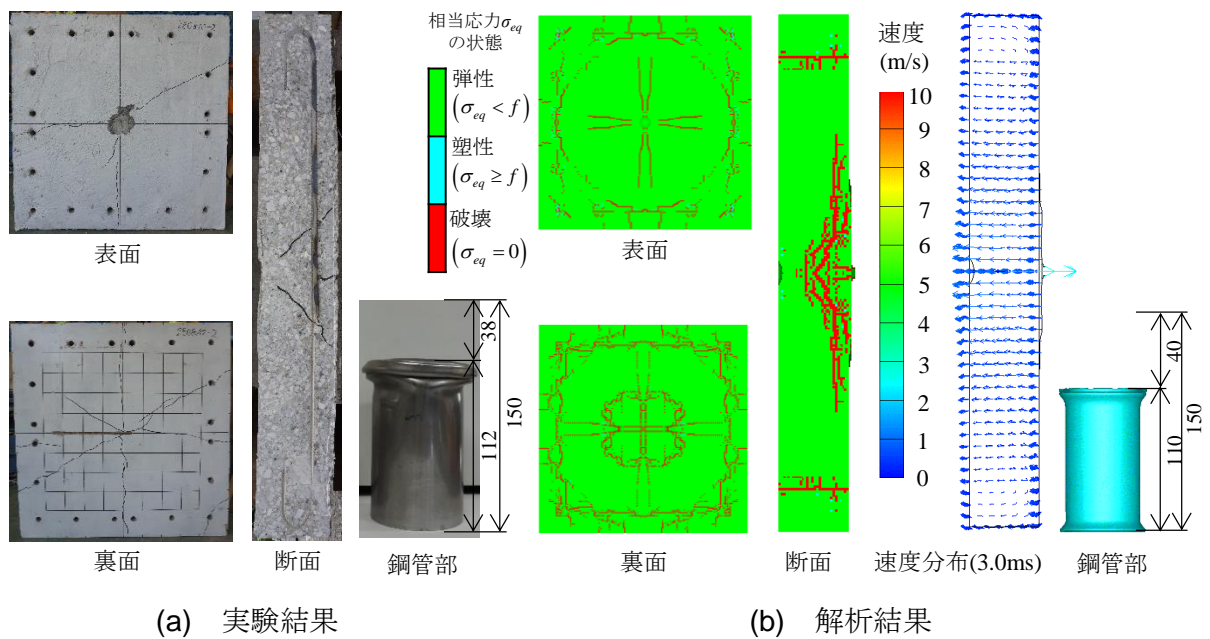


図-4.7 RC版の破壊性状（実験ケース D-15-52，破壊モード：表面破壊）

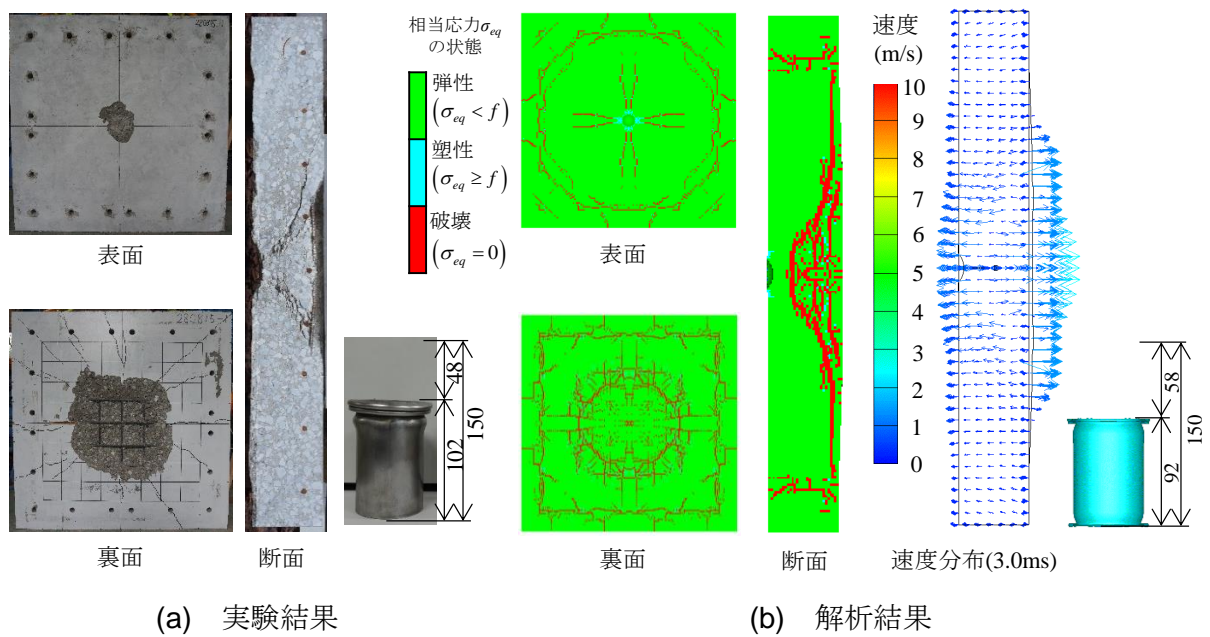
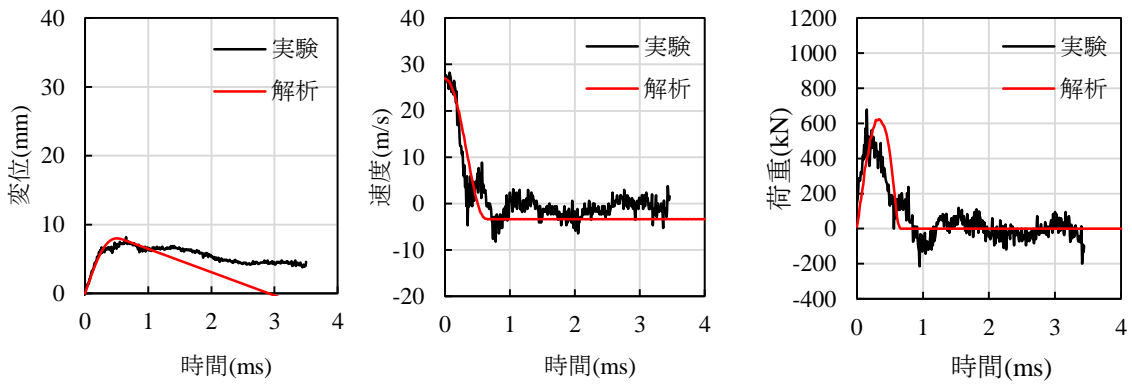


図-4.8 RC版の破壊性状（実験ケース D-15-60，破壊モード：裏面剥離）

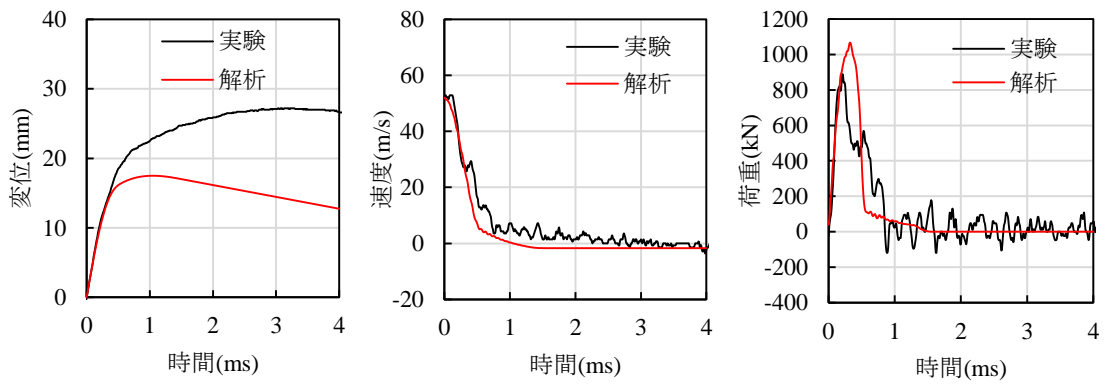
図-4.9 および図-4.10 に、剛飛翔体の変位，速度および衝撃荷重～時間関係の比較を示す。荷重～時間関係については，速度～時間関係を時間に関して微分して加速度を算出し，その加速度に飛翔体の質量を乗じることで求めた。また，図中の黒線は実験結果を，赤線は解析結果を示している。図-4.9 に示す実験ケース M8.3-15-27 に対しては，解析による変位は時刻約 0.5ms で約 8mm の最大変位を示しており，実験結果とほぼ一致している。速度は時刻約 0.5ms でほぼゼロを示した。荷重については，実験結果と解析結果のいずれも最大値約 600kN を示しており，同様の結果となった。

図-4.10 に示す実験ケース M8.3-15-52 に対しては，実験結果の最大変位は時刻 3ms で約 27mm であるが，解析結果の最大変位は時刻約 1.0ms で約 17mm であり，解析結果は 10mm 小さい値となった。速度については，実験結果では時刻 0.7ms まで急激に減少し，時刻約 3.2ms でゼロを示しているが，解析結果は時刻 0.5ms まで急激に減少し，時刻約 1.0ms でゼロに達しており，実験結果と解析結果で相違がみられた。荷重については，実験結果は最大荷重約 800kN を示しているが，解析結果では約 1100kN を示しており，解析結果は 300kN 大きい値となった。



(a) 変位～時間関係 (b) 速度～時間関係 (c) 荷重～時間関係

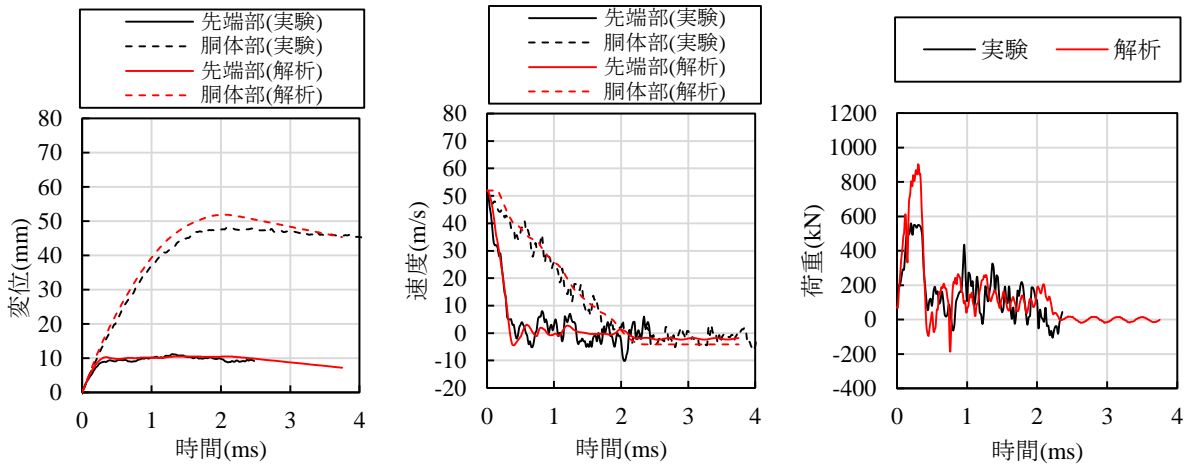
図-4.9 剛飛翔体の変位，速度および荷重（実験ケース M8.3-15-27）



(a) 変位～時間関係 (b) 速度～時間関係 (c) 荷重～時間関係

図-4.10 剛飛翔体の変位，速度および荷重（実験ケース M8.3-15-52）

図-4.11 および図-4.12 に、剛・柔複合飛翔体の変位，速度および衝撃荷重～時間関係の比較を示す．変位および速度については，飛翔体の先端部および胴体部のそれぞれの値を示している．荷重については，第 2 章の実験と同様に，飛翔体の先端部の力の釣合いから算出している．図-4.11 に示す実験ケース D-15-52 では，実験，解析のいずれも先端部の最大変位は約 10mm を示しており良い一致を示した．胴体部については，解析結果の波形形状は実験結果とある程度整合しているが，最大変位は解析結果の方がやや大きくなった．速度については，先端部および胴体部の速度の波形は実験結果と解析結果は類似した傾向を示した．荷重については，実験結果の最大値は約 550kN であるが，解析結果は約 900kN であり約 1.6 倍である．次に，図-4.12 に示す実験ケース D-15-60 では，実験における先端部の変位は時刻 0.5ms で約 15mm を示した後，時刻 0.8ms 以降でさらに増大しているが，解析結果は時刻 0.8ms 以降も約 12mm を示している．飛翔体の速度については，先端部の速度の実験結果および解析結果はそれぞれ時刻 0.5ms および時刻 0.3ms でほぼゼロを示した．また，荷重～時間関係については，実験の最大値は約 700kN であるが，解析結果は約 1000kN であり 1.4 倍の値を示した．

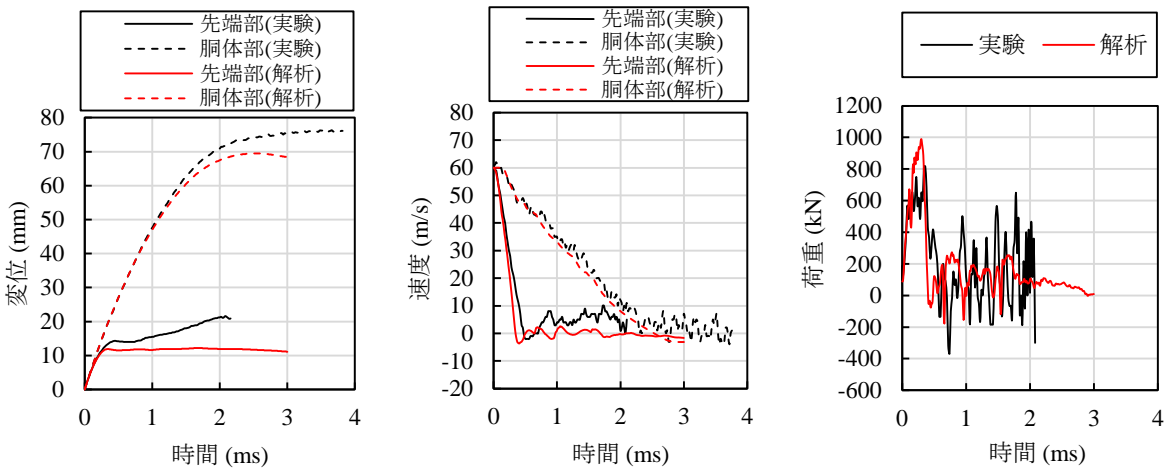


(a) 変位～時間関係

(b) 速度～時間関係

(c) 荷重～時間関係

図-4.11 剛・柔複合飛翔体の変位，速度および荷重（実験ケース D-15-52）



(a) 変位～時間関係

(b) 速度～時間関係

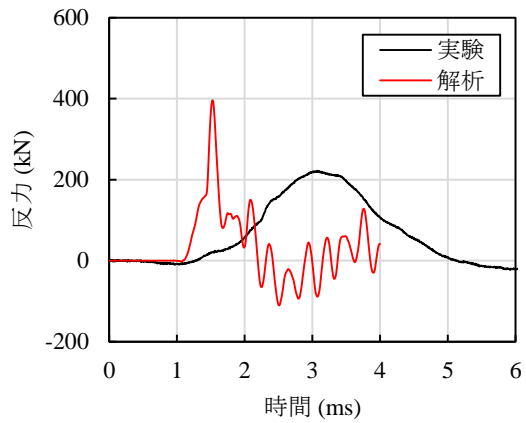
(c) 荷重～時間関係

図-4.12 剛・柔複合飛翔体の変位，速度および荷重（実験ケース D-15-60）

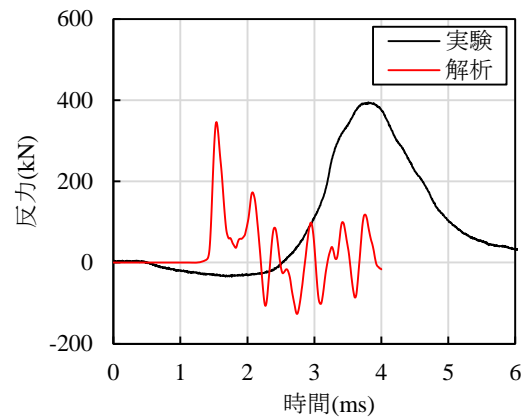
図-4.13 および図-4.14 に、RC 版の支点反力～時間関係を示す。図-4.13(a)に示す実験ケース M8.3-15-27 では、実験結果と解析結果のいずれも時刻約 1.0ms から支点反力が生じている。解析結果の最大値は時刻約 1.6ms で約 400kN であるのに対して、実験結果は時刻約 3.0ms で約 200kN であり実験結果と解析結果で差が生じた。図-4.13(b)に示す実験ケース M8.3-15-52 では、実験結果は約 0.5ms から負の支点反力が生じているが、解析結果では時刻約 1.4ms から正の支点反力が実験結果よりも遅れて生じた。このように、実験においては、当初負の反力が生じているが、解析では生じていない。支点反力の最大値は解析結果では約 350kN であり、実験結果の約 390kN と近い値を示している。

図-4.14(a)に示す実験ケース D-15-52 では、時刻約 1.0ms から支点反力が生じており、時刻約 2.0ms で最大値約 200kN が生じた。実験結果は時刻約 0.5ms で生じ、時刻約 2.8ms で最大約 180kN を示したことから、解析結果と実験結果で応答時刻の差があることがわかる。図-4.14(b)に示す実験ケース D-15-60 では、衝突速度 52m/s のケースと同様に、解析結果では時刻約 1.0ms で支点反力が生じ、時刻約 2.0ms で最大値約 200kN を示したことに對し、実験結果では時刻約 0.5ms から生じ始め、時刻約 2.9ms で最大値約 300kN を示した。

以上のように、実験結果と解析結果で支点反力の波形特性などに差が生じた。これらの理由は、実験におけるロードセルの位置は裏面支持具の後方であるが、解析ではこれらを詳細にモデル化していないためと考えられる。また、実験においてはボルトの締め付けによる初期圧縮力が加わっているが、解析ではこれを考慮していないことなどが、支点反力の波形特性に影響を与えたものと考えられる。

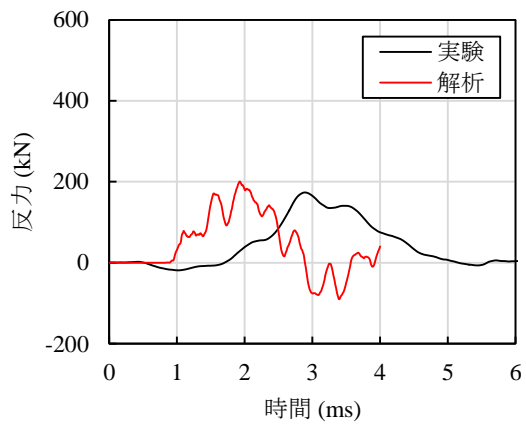


(a) 実験ケース M8.3-15-27

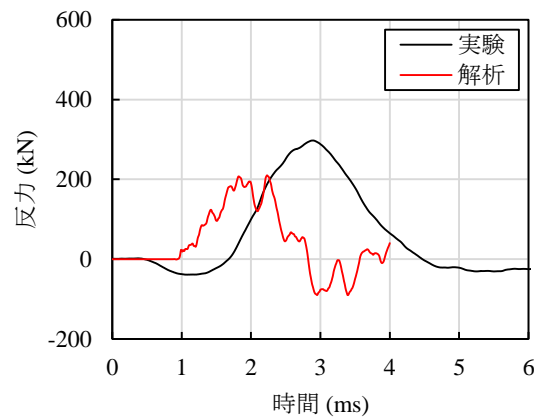


(b) 実験ケース M8.3-15-52

図-4.13 支点反力～時間関係（剛飛翔体，版厚 15cm）



(a) 実験ケース D-15-52



(b) 実験ケース D-15-60

図-4.14 支点反力～時間関係（剛・柔複合飛翔体，版厚 15cm）

4.3.2 UFC パネルの衝突実験の再現性

剛飛翔体のケースでは、繊維混入率が 2.0vol% で破壊モードが表面破壊となった実験ケース N-9-2.0-40 と、裏面剥離が生じた実験ケース N-9-2.0-75 について解析し、比較を行った。剛・柔複合飛翔体のケースについては、破壊モードが表面破壊となった実験ケース D-9-60 および裏面剥離が生じた実験ケース D-9-71 について解析を行った。

図-4.15 および図-4.16 に、剛飛翔体のケースにおける UFC パネルの損傷状況の比較を示す。解析における損傷状況は、相当ひずみを図に示す色調で表している。図-4.15 に示す実験ケース N-9-2.0-40 では、実験においては UFC パネル試験体の表面および裏面に複数のひび割れが生じている。解析結果においては、表面の衝突部には 10% 程度のひずみが生じており、裏面の中心部には、20%～70% のひずみが生じている。また、裏面においては広範囲に 10% 以下のひずみが分布している。本モデルにおける要素の代表寸法は約 6.2mm であり、UFC のひび割れ開口幅は約 10% ひずみで約 0.62mm となることから、裏面に広範囲に分布するひび割れが生じていることを示している。また、断面におけるひずみについては、衝突部付近に集中して生じており、実験における破壊性状も衝突部付近の損傷のみ認められるため、実験結果と整合している。また、断面の速度分布をみると、時刻 3.0ms において UFC パネルの全体に約 2m/s～3m/s の衝突方向と反対の速度が分布しており、衝突後に UFC パネルが振動していることがわかる。以上から、解析による破壊モードは、実験と同じ表面破壊と判定した。

図-4.16 に示す実験ケース N-9-2.0-75 では、実験結果の UFC パネルにはパネルの裏面に放射状のひび割れが複数生じて裏面剥離が発生している。解析結果については、表面および裏面の衝突部には最大で約 70%（ひび割れ開口幅約 4.3mm）以上のひずみが生じ、裏面の中心部から約 200mm の範囲においては 10%～40% のひずみが生じている。実験においては中心から約 200mm の範囲で裏面剥離が生じており、破壊が生じた領域と対応している。また、パネルの裏面の水平方向に 70% 以上のひずみが生じており、実験において生じた放射状のひび割れの一部を再現したものと考えられる。また、断面において 30% 以上のひずみが生じた領域についても、実験において斜めひび割れが生じた領域に対応しており、裏面剥離が生じたことを再現したものと考えられる。さらに、断面の速度分布をみると、時刻 3.0ms において衝突方向の速度が生じており、衝突部近傍における速度は最も大きく約 4m/s の速度を示している。この速度分布から、衝突によって生じた剥離片の飛散とパネルの変形による挙動を再現したものと判定した。以上から、実験においてパネルに生じた損傷領域と、解析における相当ひずみが増大する領域が対応しており、実験結果とある程度の一致が認められた。

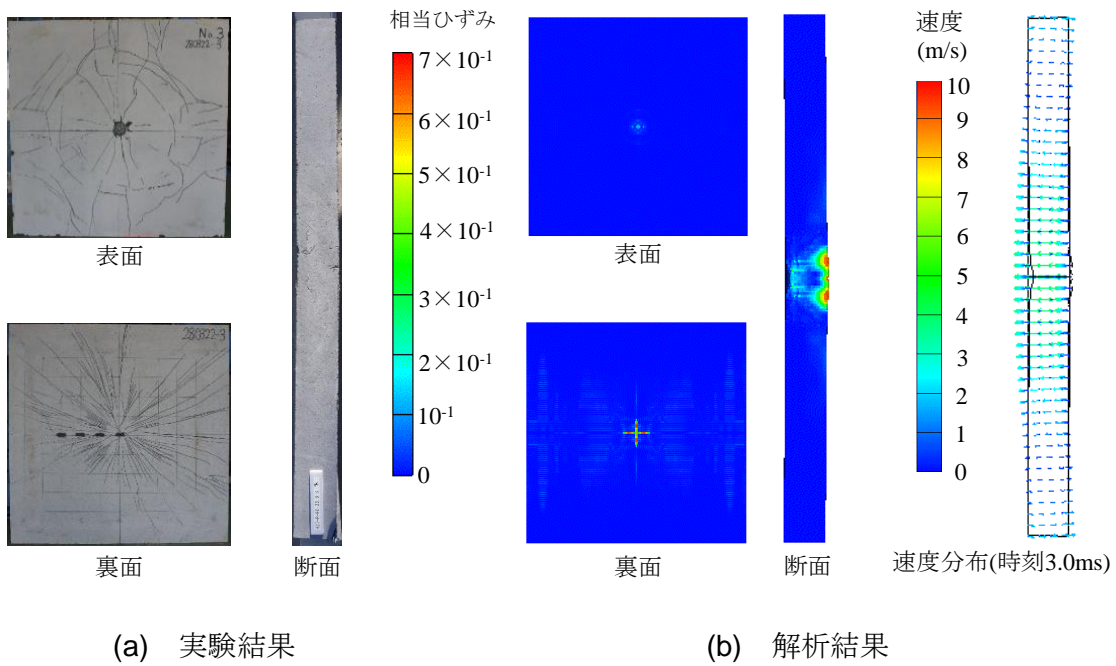


図-4.15 UFC パネルの破壊性状（実験ケース N-9-2.0-40，破壊モード：表面破壊）

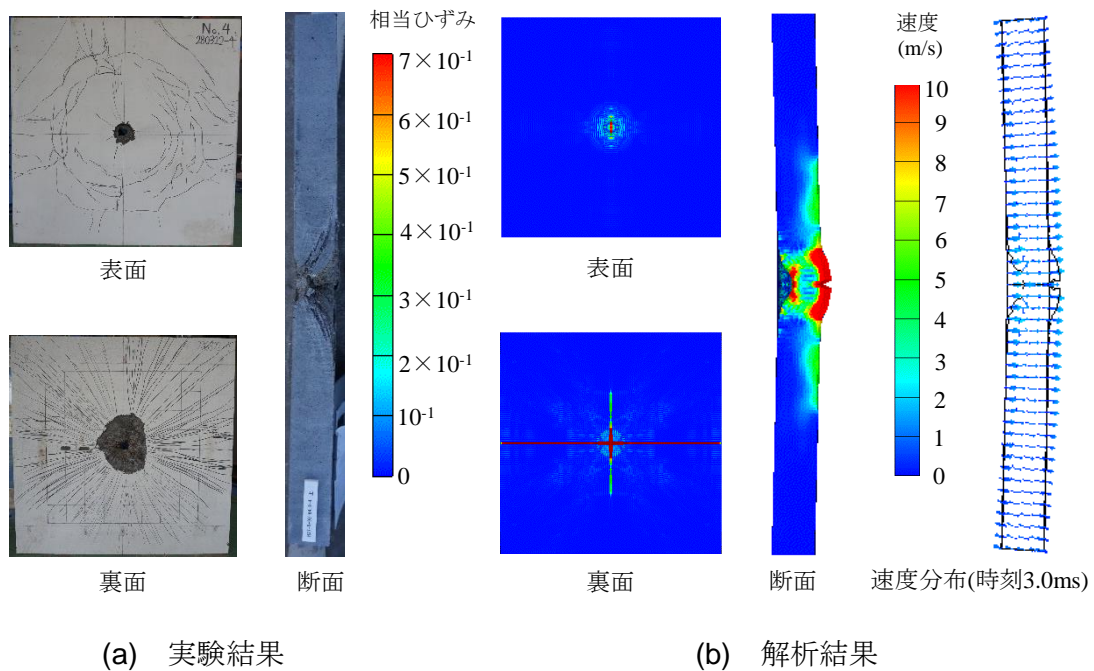
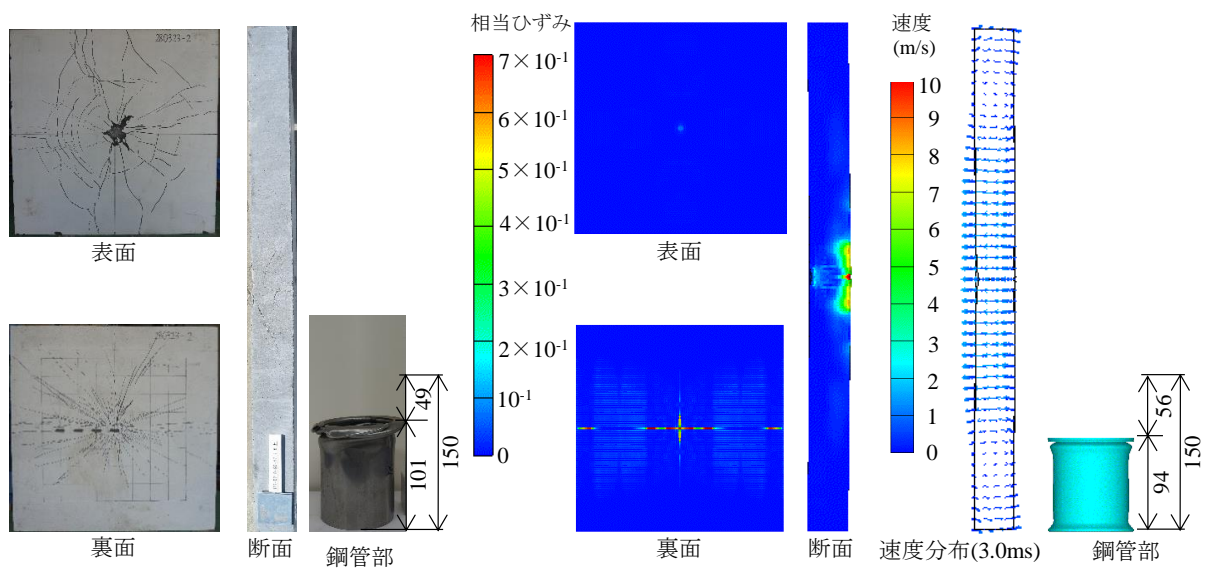


図-4.16 UFC パネルの破壊性状（実験ケース N-9-2.0-75，破壊モード：裏面剥離）

図-4.17 および図-4.18 に、剛・柔複合飛翔体のケースにおける UFC パネルの損傷状況の比較を示す。図-4.17 に示す実験ケース D-9-60 においては、実験結果では UFC パネルの破壊性状は剛飛翔体の裏面剥離が生じていないケース (N-9-2.0-40) と同様に、表面および裏面において分散されたひび割れが生じている。断面においては、数本の斜めひび割れが生じており、飛翔体の鋼管部については、約 49mm の座屈変形が生じた。解析結果 (時刻 3.0ms) では、衝突部に 10%程度のひずみが生じている。裏面においても、約 10%のひずみが広範囲に分布しているが、剛飛翔体のケース (N-9-2.0-40) よりもひずみが生じる領域がやや広範囲に分布している。断面においては、衝突部付近から裏面側に 10%~60%のひずみが生じており、実験において断面の中心付近に生じたひび割れを再現したものと考えられる。また、速度分布については、パネルの全体に速度が分布して振動している。剛飛翔体のケース (N-9-2.0-40) と比較すると、衝突方向と反対の方向の速度が生じる領域が大きくなる傾向を示した。解析結果の飛翔体の鋼管部については、約 56mm の座屈変形が生じており、実験結果よりも約 12%大きい結果となった。

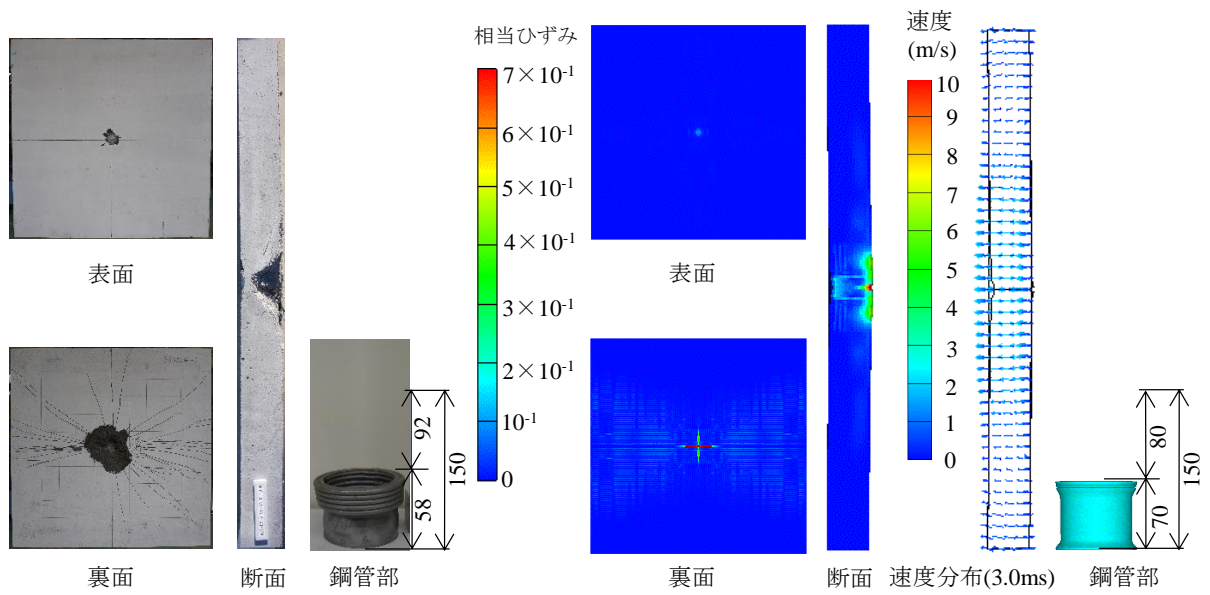
図-4.18 に示す実験ケース D-9-71 においては、実験結果では剛飛翔体 (衝突速度 75m/s) と同様にひび割れが分散されて生じ、パネル裏面の中心部には裏面剥離が生じている。断面には数本のひび割れが分散されて生じているが、パネルの中心付近に斜めひび割れが生じて裏面剥離が形成されている。飛翔体の鋼管部については、約 92mm の座屈変形が生じた。解析結果 (時刻 3.0ms) については、UFC パネルの表面の衝突部付近に 10%~20%のひずみが生じているのに対し、パネルの裏面には 10%程度のひずみが生じている。一方で、実験結果では裏面剥離が生じており、解析結果の損傷領域は実験結果よりも小さい傾向を示している。断面における速度分布については、剛・柔複合飛翔体の実験ケース D-9-60 よりもやや小さい領域において衝突方向と反対の方向の速度が生じ、振動している。この結果は、実験結果における裏面および断面のひび割れについては、裏面剥離が生じた実験ケース D-9-71 よりも破壊モードが表面破壊となった実験ケース D-9-60 の方が広範囲に生じる傾向を示したことに対応している。解析結果の飛翔体の鋼管部については、約 80mm の座屈変形を示しており、実験結果よりも約 13%小さい結果となった。



(a) 実験結果

(b) 解析結果

図-4.17 UFC パネルの破壊性状（実験ケース D-9-60，破壊モード：表面破壊）



(a) 実験結果

(b) 解析結果

図-4.18 UFC パネルの破壊性状（実験ケース D-9-71，破壊モード：裏面剥離）

図-4.19 および図-4.20 に、剛飛翔体の変位、速度および衝撃荷重～時間関係の比較を示す。

図-4.19 に示す実験ケース N-9-2.0-40 では、実験結果は時刻約 0.4ms で約 10mm の最大変位を示しているが、解析結果では時刻約 0.7ms で約 13mm の最大変位を示し、実験結果よりもやや大きい結果となった。速度については実験結果では時刻約 0.4ms でほぼゼロを示したが、解析結果では実験結果よりもやや遅れて時刻約 0.9ms でほぼゼロを示した。荷重については、実験結果は時刻約 0.3ms で最大値約 1100kN を示し、解析結果は実験結果よりもやや早く時刻 0.1ms で約 1150kN を示しており、最大荷重は実験結果とほぼ同様となった。

図-4.20 に示す実験ケース N-9-2.0-75 では、実験結果の最大変位は、時刻 3.0ms で約 36mm であるが、解析結果の最大変位は時刻 2.8ms で約 40mm であり、実験結果よりもやや大きくなった。速度については、実験結果では時刻約 0.5ms まで急激に減少し、時刻約 1.5ms まで緩やかに減少してゼロを示した。解析結果は時刻約 0.25ms まで減少した後、時刻約 1.5ms まで緩やかに減少してゼロを示しており、速度の減少する勾配について実験結果と解析結果で相違が生じたが、速度がゼロとなる時刻はほぼ同様となった。荷重については、実験結果は時刻約 0.3ms で最大荷重約 1350kN を示し、時刻約 0.5ms まで急激に減少した後に緩やかに減少して時刻約 1.6ms でゼロを示した。一方で、解析結果では時刻約 0.15ms で最大値約 1800kN を示した後に急減し、時刻約 1.4ms まで緩やかに低下してゼロを示した。以上から、変位、速度および荷重の減少する時刻や勾配、最大荷重については、実験結果と解析結果でやや差が生じたが、裏面剥離が生じたケースにおいて速度および荷重が緩やかに減少する傾向など UFC の特性を示しており、実験結果をある程度再現したものと考えられる。

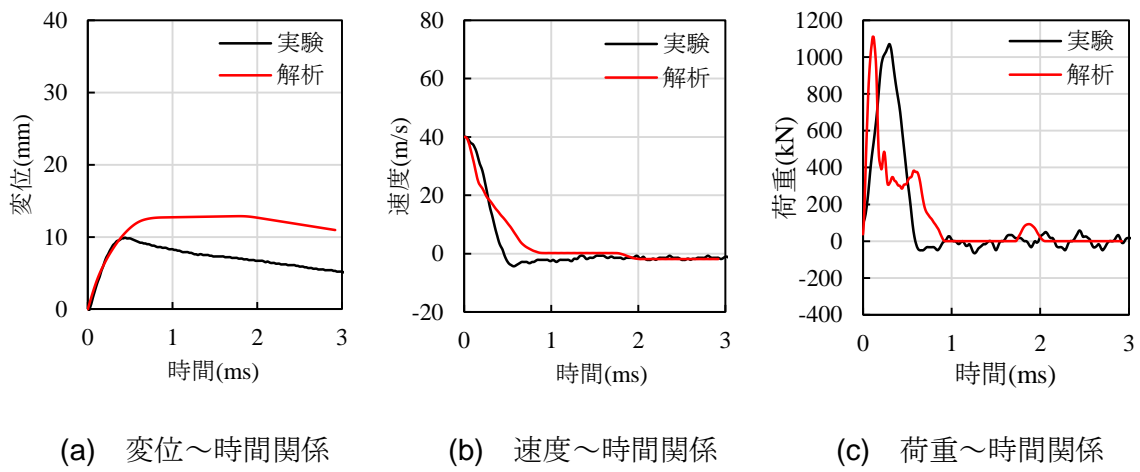


図-4.19 剛飛翔体の変位，速度および荷重（実験ケース N-9-2.0-40）

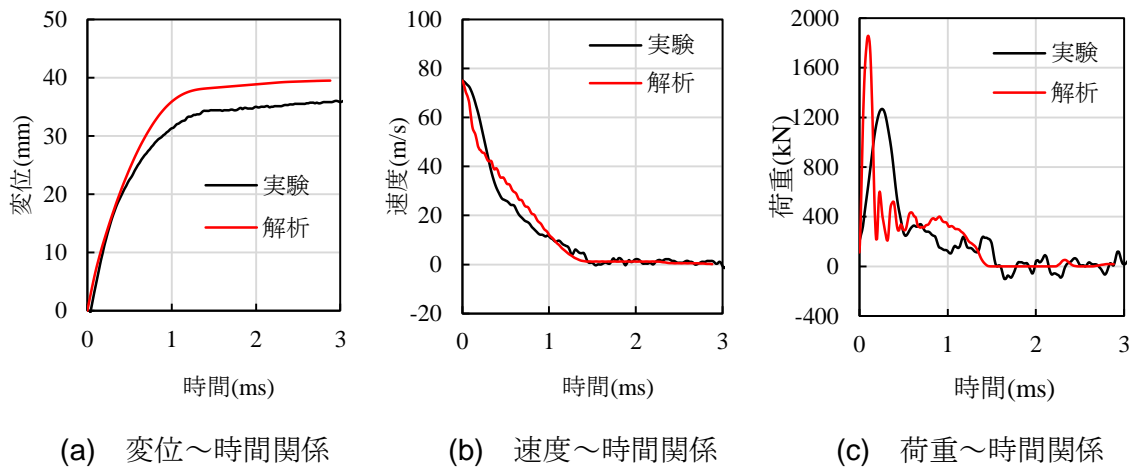


図-4.20 剛飛翔体の変位，速度および荷重（実験ケース N-9-2.0-75）

図-4.21 および図-4.22 に、剛・柔複合飛翔体の変位、速度および衝撃荷重～時間関係の比較を示す。図-4.21 に示す実験ケース D-9-60 では、実験結果における先端部の最大変位は時刻約 0.3ms で約 13mm を示し、胴体部の最大変位は時刻約 2.2ms で約 65mm を示した。解析結果においては、先端部の最大変位は時刻約 0.2ms で約 10mm を示し、胴体部の最大変位は時刻約 2.2ms で約 65mm を示しており、実験結果とほぼ一致した。実験結果における先端部の速度については、衝突後急激に減少して時刻約 0.3ms でほぼゼロを示しており、胴体部の速度は衝突後に緩やかに減少して時刻約 2.2ms でほぼゼロを示した。解析結果における速度についても、先端部および胴体部のいずれにおいてもほぼ同様の勾配で速度が減少しており、ゼロに到達する時刻もほぼ同様であった。実験結果における荷重については、時刻 0.2ms で最大荷重約 1000kN を示した後に急激に減少し、RC 版のケースにおける剛・柔複合飛翔体の荷重と同様に再び増加し、時刻約 1.0ms～2.3ms の間で鋼管部の座屈荷重である約 200kN を示している。解析結果における荷重は、時刻約 0.1ms で最大荷重約 1200kN を示した後に急激に減少し、実験結果と同様に時刻約 0.4ms～2.3ms で 200kN～300kN を示した。

図-4.22 に示す実験ケース D-9-71 では、実験結果における先端部の変位は時刻約 0.2ms で約 14mm に到達した後に緩やかに増加し、時刻約 3.5ms で最大変位約 18mm を示した。胴体部については、時刻約 3.2ms で最大変位約 110mm を示した。解析結果における先端部の変位は、時刻 0.1ms で約 19mm に到達した後に緩やかに増加し、時刻約 1.9ms で最大変位約 11mm を示した。胴体部の変位については、時刻約 2.6ms で最大変位約 90mm を示しており、実験結果よりも 19%小さい値となった。実験結果における先端部の速度については時刻 0.4ms でゼロを示しており、胴体部の速度は時刻 3.2ms でゼロを示した。解析結果の先端部の速度は、時刻 0.5ms ゼロを示しており、速度が減少する勾配についても実験結果とほぼ同様の結果を示した。胴体部の速度については、時刻約 2.9ms でゼロを示しており、実験結果よりもやや速度の減少する勾配が大きくなった。実験結果の荷重については、時刻約 0.2ms で最大荷重約 1400kN を示しており、その後は減少して 200kN～600kN の荷重が生じている。解析結果については、時刻約 0.1ms で最大荷重約 1400kN を示しており、実験結果と最大荷重はほぼ一致した。その後荷重は減少し、実験と同様に時刻約 3.0ms までの間において 100kN～200kN の荷重が生じて振動しており、衝突速度 60m/s のケースと同様に座屈荷重が作用していると考えられる。

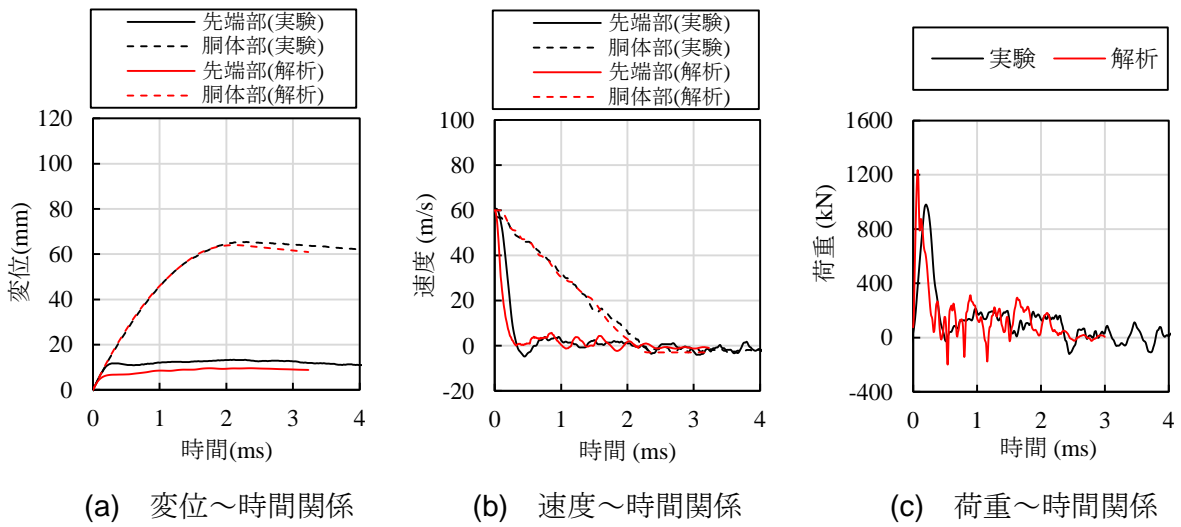


図-4.21 剛・柔複合飛翔体の変位，速度および荷重（実験ケース D-9-60）

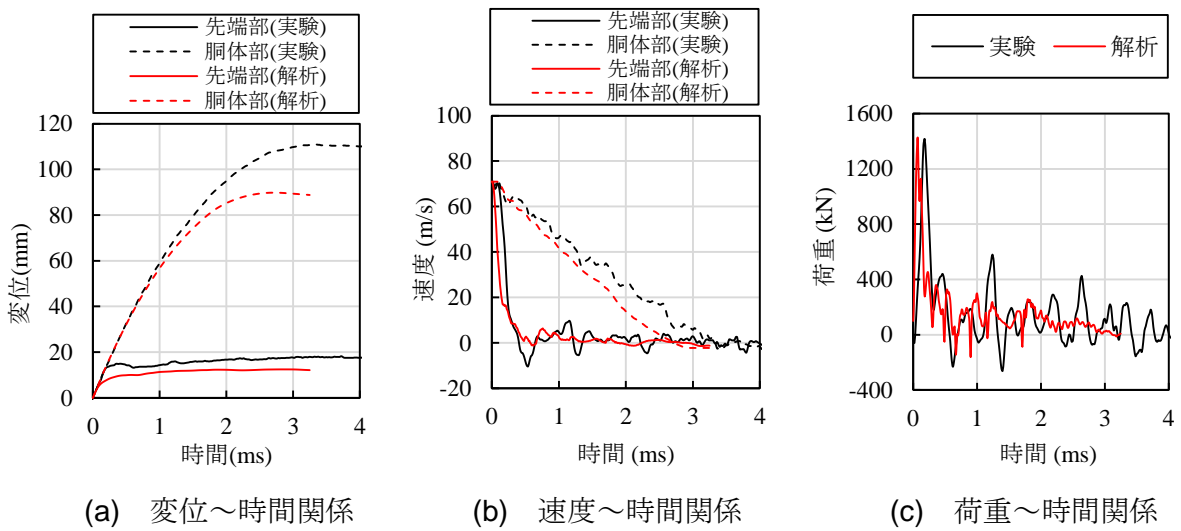
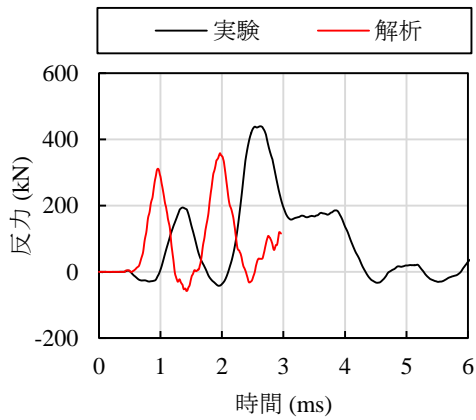


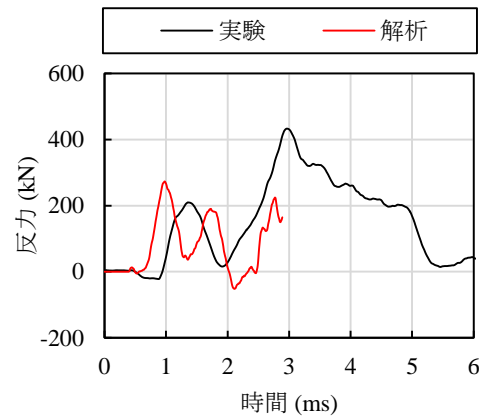
図-4.22 剛・柔複合飛翔体の変位，速度および荷重（実験ケース D-9-71）

図-4.23 および図-4.24 に、UFC パネルの支点反力～時間関係を示す。図-4.23(a)に剛飛翔体の実験ケース N-9-2.0-40 を示す。実験結果の支点反力は時刻約 0.6ms において負の反力が生じ、その後は時刻約 2.7ms で最大値約 450kN を示した。解析結果の支点反力は実験結果と同様に時刻約 0.6ms から生じているが、実験結果において生じた負の反力は生じることなく増大して振動し、時刻約 2.0ms で最大値約 350kN を示した。図-4.23(b)に剛飛翔体の実験ケース N-9-2.0-75 を示す。実験結果の支点反力は時刻約 0.9ms から増大して約 200kN を示した後に減少し、再び増大して最大値約 420kN を示した。解析結果については、時刻約 0.6ms から増大して時刻約 1.0ms で最大値約 260kN を示した。実験ケース N-9-2.0-40 と比較すると、支点反力の最大値とパネルの振動周期が異なる傾向を示した。

図-4.24(a)に剛・柔複合飛翔体の実験ケース D-9-60 を示す。実験結果の支点反力は時刻約 0.5ms で負の支点反力が生じた後に増大し、時刻 1.3ms で約 200kN を示した後に再び増大して時刻 2.8ms で最大値約 300kN を示した。解析結果においては、実験結果と同様の時刻 0.5ms から支点反力が生じているが負の反力は生じることなく増大し、時刻約 0.9ms で約 350kN の支点反力を示した後は増減を繰り返して振動している。図-4.24(b)に剛・柔複合飛翔体の実験ケース D-9-71 を示す。実験結果の支点反力は時刻 0.5ms で負の反力が生じた後に増大して約 140kN を示して減少し、再び増大して時刻約 2.4ms で最大値約 300kN を示した。解析結果については、時刻約 0.5ms で支点反力が生じて増大し、時刻約 0.9ms で最大値約 350kN を示した後に増減を繰り返して振動している。図-4.24(a)に示した実験ケース D-9-60 と比較すると、実験結果および解析結果はいずれもほぼ同様の応答を示している。

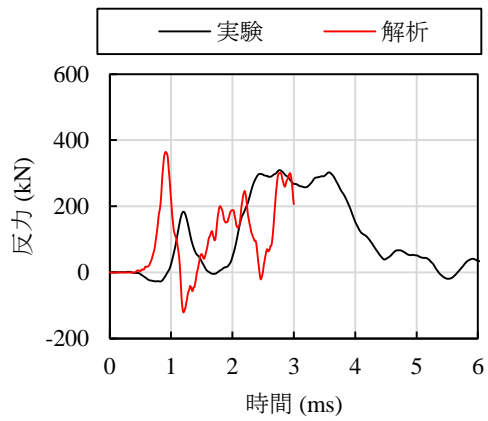


(a) 実験ケース N-9-2.0-40

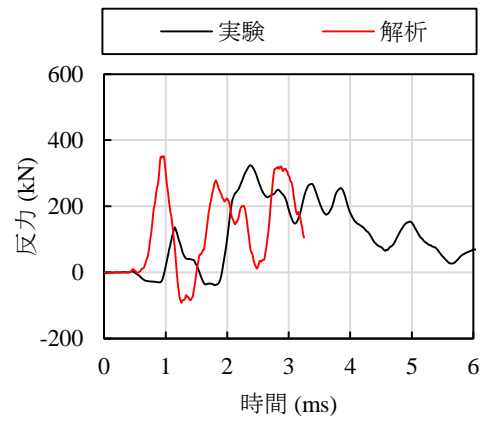


(b) 実験ケース N-9-2.0-75

図-4.23 剛飛翔体の支点反力～時間関係



(a) 実験ケース D-9-60



(b) 実験ケース D-9-71

図-4.24 剛・柔複合飛翔体の支点反力～時間関係

4.4 局部破壊メカニズム

前節までの検討において、飛翔体の変位、速度および衝撃荷重、ならびに RC 版および UFC パネルの破壊性状および衝撃応答を、数値解析によりある程度再現することができた。以下では、RC 版および UFC パネルの衝突実験に対する数値解析結果に基づき、RC 版および UFC パネルの局部破壊メカニズムについて考察を行う。

4.4.1 断面における損傷の進展

図-4.25 および図-4.26 に、剛飛翔体のケースにおける衝突直後から断面のひび割れが形成される間(時刻 0ms～時刻 1.0ms)の RC 版断面のひび割れの進展状況および速度分布を示す。解析ケースは、剛飛翔体の実験ケース M8.3-15-52 である。衝突直後の時刻 0.05ms における断面の損傷状態は、衝突部近傍の要素が塑性化しているが、破壊が生じた要素はなかった。ここで、衝突によって生じる弾性応力波の 3 次元伝播速度は、式(4.7)によって算定される¹²⁾。

$$c = \sqrt{\frac{(1-\nu)E}{(1-2\nu)(1+\nu)\rho}} \quad (4.7)$$

ここに、 c は弾性波速度、 E は被衝突物体のヤング係数、 ρ は被衝突物体の密度、 ν は被衝突物体のポアソン比である。

参考のため、コンクリートのヤング係数を $E = 27\text{kN/mm}^2$ 、密度を $\rho = 2300\text{kg/m}^3$ 、ポアソン比を $\nu = 0.2$ とすると、コンクリートの弾性波速度は $c \approx 3612\text{m/s}$ となる。また、版厚は 15cm であるから、応力波は時刻約 0.04ms で RC 版の裏面に到達することになる。しかし、解析結果では応力波が RC 版を 1 往復する時間 (0.08ms) においても斜めひび割れは生じていない。その後、応力波が RC 版の断面を数回往復した時間 0.2～0.6ms で斜めひび割れが生じて進展し、時刻 0.8ms～1.0ms の間で斜めひび割れの進展はほぼ終了している。実験においても時刻 1.0ms で RC 版の裏面に円周状のひび割れが生じて裏面の剥離が開始しており本解析結果と一致している。一方で、時刻 0.4ms～1.0ms にかけて解析結果の RC 版の支点付近にひび割れが生じているが、実験においては RC 版の端部付近に目視で確認できるひび割れは生じていない。この理由は、解析においては RC 版のボルトのモデル化を省略し、ボルトの貫通位置に該当する節点の水平変位 (x , y 方向) を固定したため、実験結果とは異なるひび割れが生じたものと考えられる。

図-4.26 に示す RC 版断面の速度分布においては、時刻 0.05ms から時刻 0.2ms の間は衝突部近傍に 10m/s 以上の速度が生じており、時刻 0.4ms～1.0ms にかけて RC 版の裏面に約 3m/s 以上の速度が生じている。時刻 0.8ms と 1.0ms の速度分布を比較すると、両者はほぼ同様の分布を示しており、破壊性状と同様に時刻 0.8ms～1.0ms の間で斜めひび割れによって形成さ

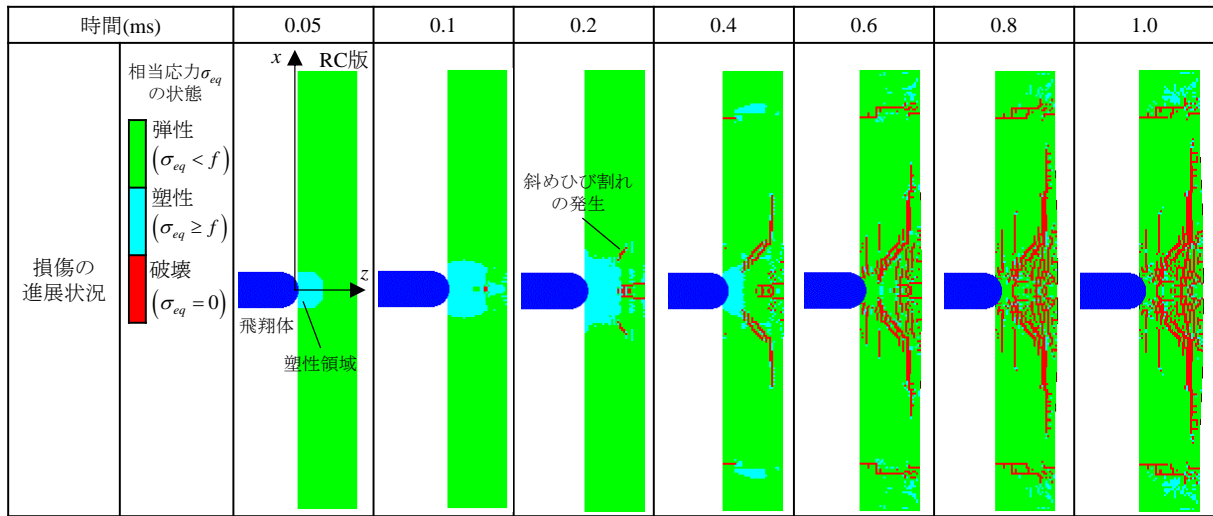


図-4.25 RC 版断面の損傷状況 (実験ケース M8.3-15-52, 破壊モード: 裏面剥離)

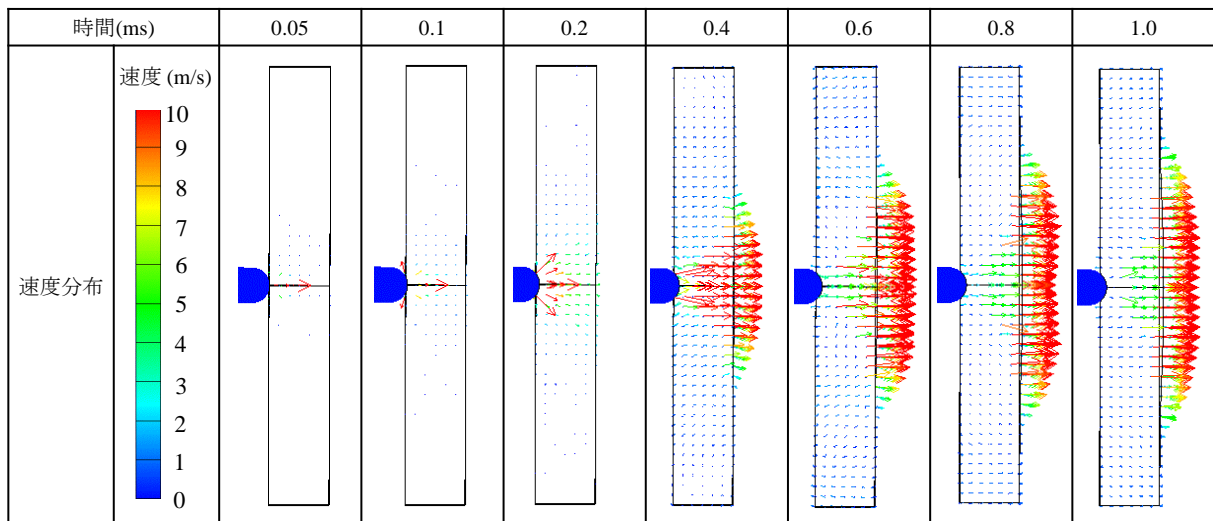


図-4.26 RC 版断面の速度分布 (実験ケース M8.3-15-52, 破壊モード: 裏面剥離)

れる破壊領域の進展がほぼ終了し、RC 版の裏面剥離は時刻 1.0ms までに生じていると考えられる。以上から、本衝突条件では、応力波が数回往復する間の時刻 0.2ms~0.6ms で斜めひび割れが進展し、時刻 0.8ms~1.0ms で裏面剥離が生じたものと考えられる。

図-4.27 および図-4.28 に、剛・柔複合飛翔体のケースにおける RC 版断面のひび割れの進展状況および速度分布を示す。解析ケースは、破壊モード表面破壊となった実験ケース D-15-52 である。時刻 0.05ms においては、剛飛翔体のケースと同様に RC 版の断面にひび割れは生じていない。時刻 0.2ms においては、剛飛翔体のケースと同様に斜めひび割れが生じ始めているが、剛飛翔体のケースよりも斜めひび割れの領域が小さい。その後のひび割れの進展についても、剛飛翔体のケースよりもひび割れの領域が少ない傾向を示している。また、剛飛翔体のケースにおいては、時刻 0.6ms までひび割れの領域が進展した後はほぼ同様の損傷領域を示している。剛・柔複合飛翔体のケースにおいても時刻 0.6ms までひび割れの領域の進展が認められるが、その後はほとんど同様である。剛飛翔体の荷重の作用時間は約 0.8ms であり、ひび割れが進展する時刻とほぼ同様である。しかし、剛・柔複合飛翔体のケースの荷重の作用時間は約 2.0ms であり、荷重が作用しているにも関わらず、ひび割れがほとんど進展しなくなることがわかる。図-4.11 に示した剛・柔複合飛翔体のケースにおける先端部の速度は時刻約 0.4ms ほぼゼロになり、その後に鋼管部の座屈荷重が作用していたことから、鋼管部の座屈荷重が作用する間においては、局部破壊に至るひび割れの進展はほとんど生じないものと考えられる。

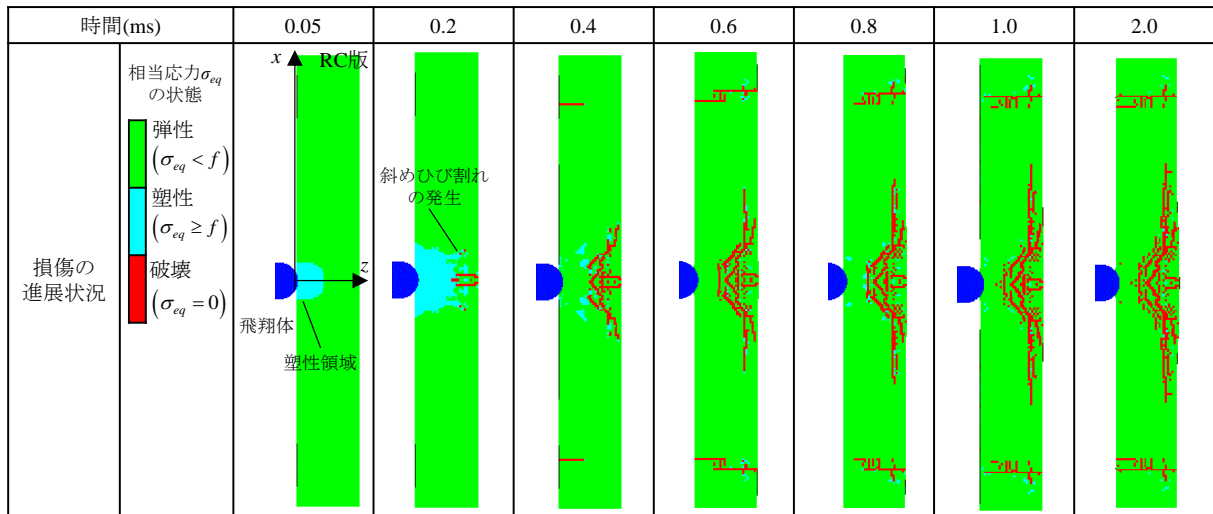


図-4.27 RC 版断面の損傷状況（実験ケース D-15-52，破壊モード：表面破壊）

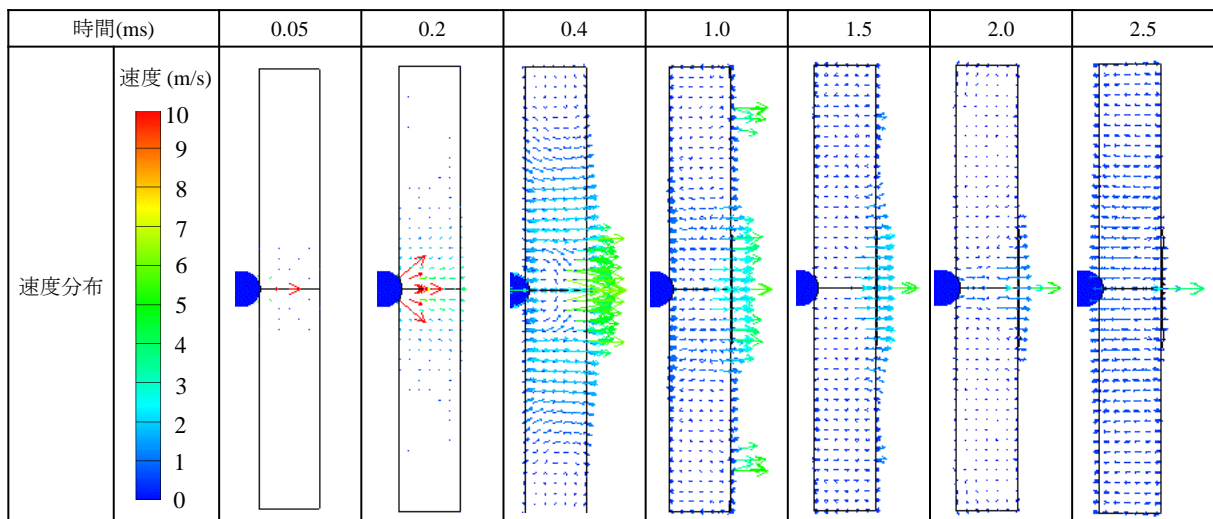


図-4.28 RC 版断面の速度分布（実験ケース D-15-52，破壊モード：表面破壊）

図-4.29 に、剛飛翔体を用いた UFC パネルの実験ケース N-9-2.0-75 における相当ひずみの進展過程を示す。時刻 0.05ms においては、衝突部に 20% (2×10^{-1}) 以上のひずみが生じているが、パネルの裏面には大きなひずみは生じていない。RC 版と同様に、式(4.7)により応力波の伝播する時刻を算定すると、版厚 9cm の場合時刻約 0.018ms で裏面に到達し、1 往復する時刻は約 0.036ms となるが、本ケースにおいても応力が 1 往復する間において裏面剥離は生じていないことがわかる。時刻 0.1ms では UFC パネルの断面において衝突部近傍に約 20% のひずみが生じ、その後は時間の経過につれて衝突部近傍のひずみが進展している。時刻 1.0ms においては、裏面に 70% 以上のひずみが生じており、飛翔体の貫入の進展につれて時刻 0.6ms 以降で 70% 以上のひずみを示す領域が拡大している。以上から、本ケースにおいては時刻 0.6ms 以降で、飛翔体の衝突部から裏面に向かって斜め方向にひずみが増大する領域が広がっており、時刻 1.0ms までにほぼ最終的な破壊性状を示すことがわかる。

図-4.30 に、剛・柔複合飛翔体を用いた UFC パネルの実験における、実験ケース D-9-60 における相当ひずみの進展過程を示す。時刻 0.05ms においては、剛飛翔体のケースと同様に衝突部においては 10% 程度のひずみが生じているが、パネルの裏面に大きなひずみは生じていない。その後、飛翔体の貫入につれてひずみの分布する領域が拡大しているが、時刻 0.2ms ~ 2.5ms におけるひずみ分布は時刻 1.0ms から裏面側のひずみが増大しているが、衝突部近傍におけるひずみ分布に顕著な変化は認められない。図-4.21 に示した荷重～時間関係において荷重は時刻約 3.0ms まで作用していたにも関わらず、UFC パネルの断面における損傷はほとんど進展していないと考えられる。

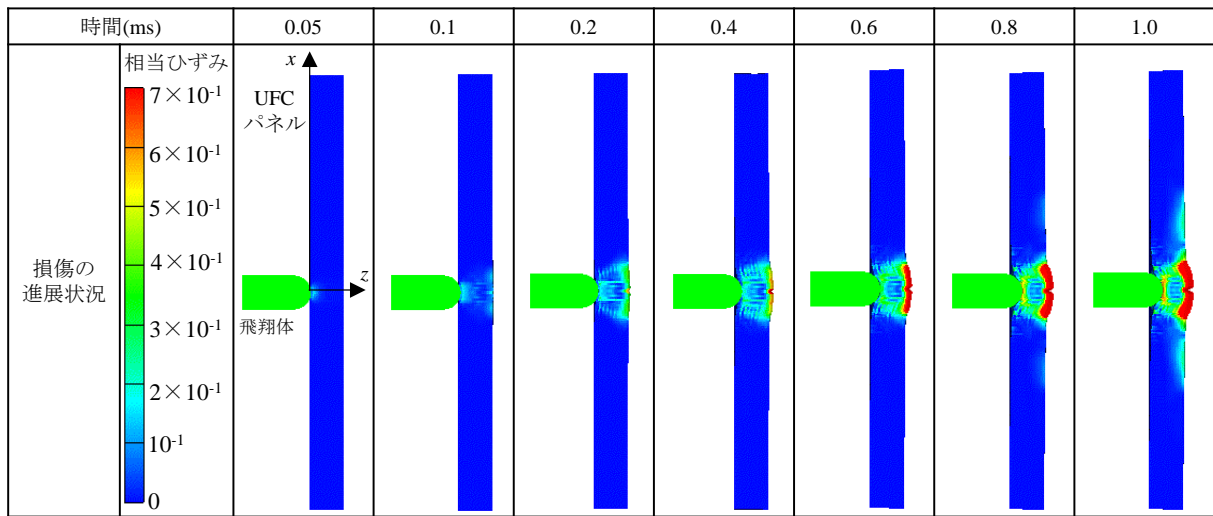


図-4.29 UFC パネル断面における相当ひずみ分布（実験ケース N-9-2.0-75, 破壊モード：裏面剥離）

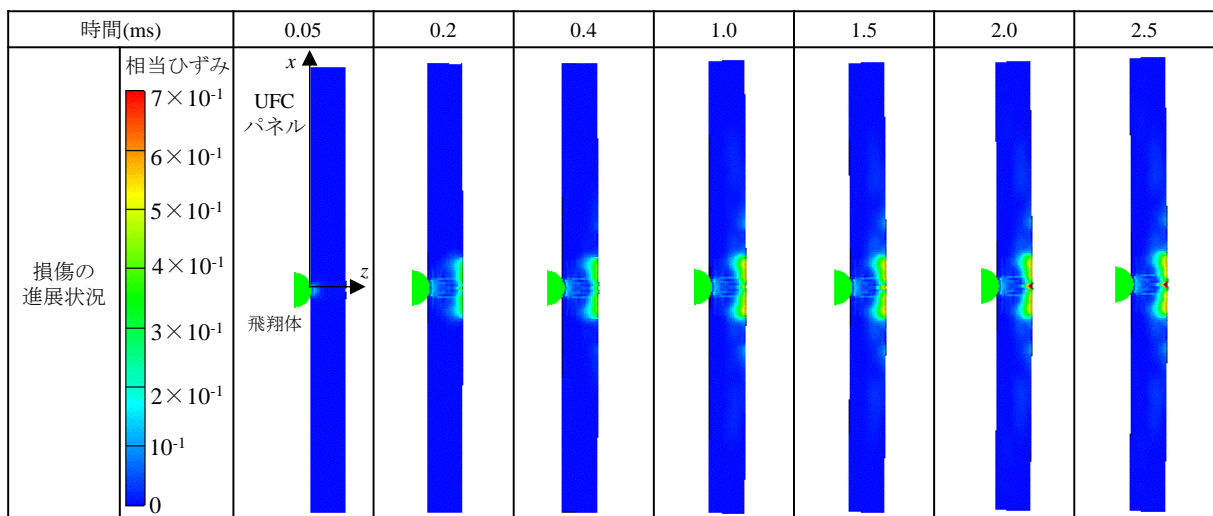


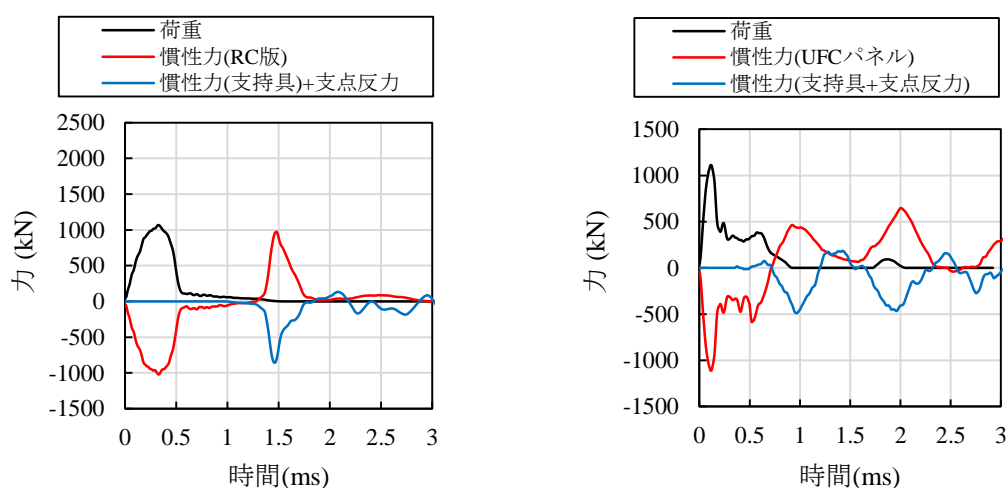
図-4.30 UFC パネル断面における相当ひずみ分布（実験ケース D-9-60, 破壊モード：表面破壊）

4.4.2 動的な力の釣合い

図-4.31 に RC 版および UFC パネルの衝撃荷重および支点反力，ならびに慣性力～時間関係を示す．慣性力については，各モデル全体に生じる運動量を微分することで算出した．解析ケースについては，RC 版は剛飛翔体の実験における裏面剥離が生じた実験ケース M8.3-15-52 を示しており，UFC パネルについては剛飛翔体の実験における表面破壊となった実験ケース N-9-2.0-40 を示している．

図-4.31(a)に示す RC 版のケースにおいては，衝撃荷重は時刻約 0.2ms で最大値約 1000kN を示した後，時刻約 0.5ms で除荷されている．RC 版に生じる慣性力については時刻 1.0ms までは衝撃荷重とほぼ同様の波形を示しており，衝撃荷重と RC 版に生じる慣性力が釣合うことを示している．その後，衝撃荷重が除荷された後は時刻約 1.6ms で約 1000kN を示しているのに対し，裏面支持具に生じる慣性力と支点反力の合計値は同様の時刻で約-800kN を示しており，RC 版の慣性力とある程度釣合うことがわかる．

図-4.31(b)に示す UFC パネルのケースにおいては，時刻約 0.12ms で荷重は約 1100kN を示しており，UFC パネルに生じる慣性力も同様の時刻で-1100kN を示した．その後，時刻 0.9ms で衝撃荷重は除荷されており，UFC パネルの慣性力は最大値約 600kN を示して振動している．UFC パネルの慣性力が振動する時刻に対応して，裏面支持具に生じる慣性力と支点反力の合計値がほぼ同様の波形を示している．すなわち，RC 版のケースと同様に，衝撃荷重が作用する間においては UFC パネルに生じる慣性力と衝撃荷重が釣合い，その後は UFC パネルに生じる慣性力は裏面支持具に生じる慣性力と支点反力の合計値と釣合うことを示している．



(a) RC 版 (実験ケース M8.3-15-52)

(b) UFC パネル (実験ケース N-9-2.0-40)

図-4.31 RC 版および UFC パネルにおける力の釣合い

4.4.3 加速度分布およびせん断力の算定方法

RC 版および UFC パネルに生じる加速度分布およびせん断力について考察するため、解析結果におけるそれぞれの値の算出方法について述べる。図-4.32 に、RC 版および UFC パネルの加速度および応力の出力点を示す。図-4.32(a)に示すように衝突部 ($x=0$) から 400mm までの範囲の節点の衝突方向 (z 方向) および xz 平面のせん断応力 (τ_{yz}) を出力した。出力位置については、図-4.32(b)に示すように、 x 軸方向および z 方向 (高さ方向) に 1 要素間隔 (5mm 間隔) の節点の解析結果を出力した。加速度については、 z 方向 (高さ方向) の 30 要素 (RC 版, 版厚 15cm) および 18 要素 (UFC パネル, 版厚 9cm) の節点から出力される加速度の平均値を求め、それらを x 軸方向に 5mm 間隔で平均して加速度分布を算出した。せん断力については、加速度と同様に z 方向 (高さ方向) の 30 要素 (RC 版, 版厚 15cm) および 18 要素 (UFC パネル, 版厚 9cm) の節点から出力した図-4.33 に示すせん断応力を、断面の高さ方向に積分して単位長さあたりのせん断力を求め、図-4.32(b)に示すように x 軸方向における 5mm 間隔の平均値を算定した。さらに、この単位長さあたりのせん断力に図-4.34 に示す 5mm 間隔の円筒形の周長を乗じることでせん断力分布を算定した。なお、これらの方法により算定されたせん断力および加速度については、 x および y 軸方向のいずれも同様の算定結果となることを確認している。

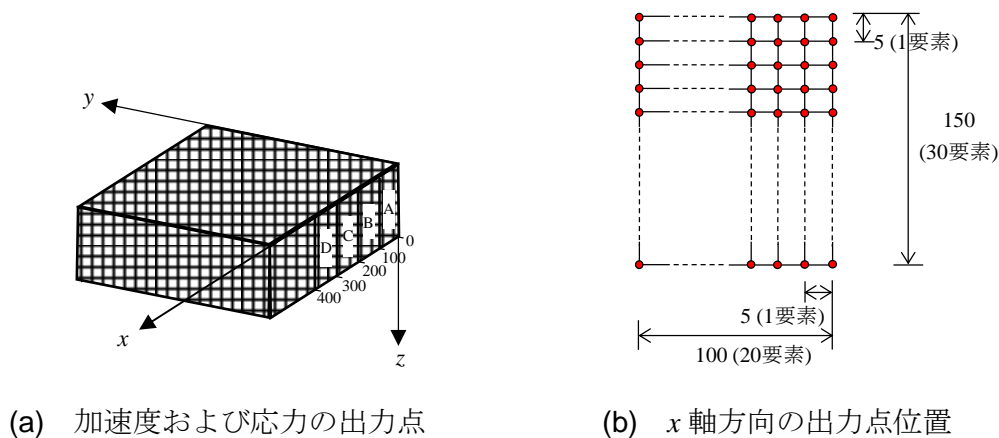


図-4.32 RC 版および UFC パネルに加速度およびせん断力出力点位置

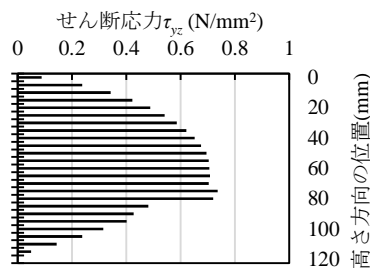


図-4.33 z 方向 (高さ方向) のせん断応力分布

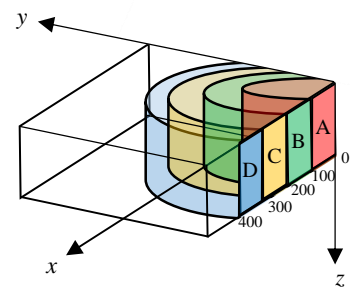


図-4.34 せん断力算定領域

4.4.4 加速度分布

図-4.35に、裏面剥離が生じた実験ケース M8.3-15-52 における、RC 版断面の中心から 400mm の範囲の加速度分布を示す。時刻 0.05ms において、中央部に約 6000G の加速度が生じており、中心 ($x=0$) から約 100mm 程度離れた位置 ($x=100$ mm) における加速度はほぼゼロを示している。時刻 0.1ms では中心部における加速度はさらに増大して約 10000G を示した。衝撃荷重が最大値を示した時刻 0.2ms においては、中心から約 100mm までの範囲で約 4000G の加速度が生じており、その後は加速度が分布する範囲は時間の経過につれて拡大している。時刻 0.6ms 以降における加速度はほぼゼロ付近で振動しており、衝突後から時刻 0.4ms までの間は RC 版の中心部近傍に卓越した加速度が生じることがわかる。このことから、衝突直後は RC 版の衝突近傍において局部的に大きな慣性力が生じるものと考えられる。

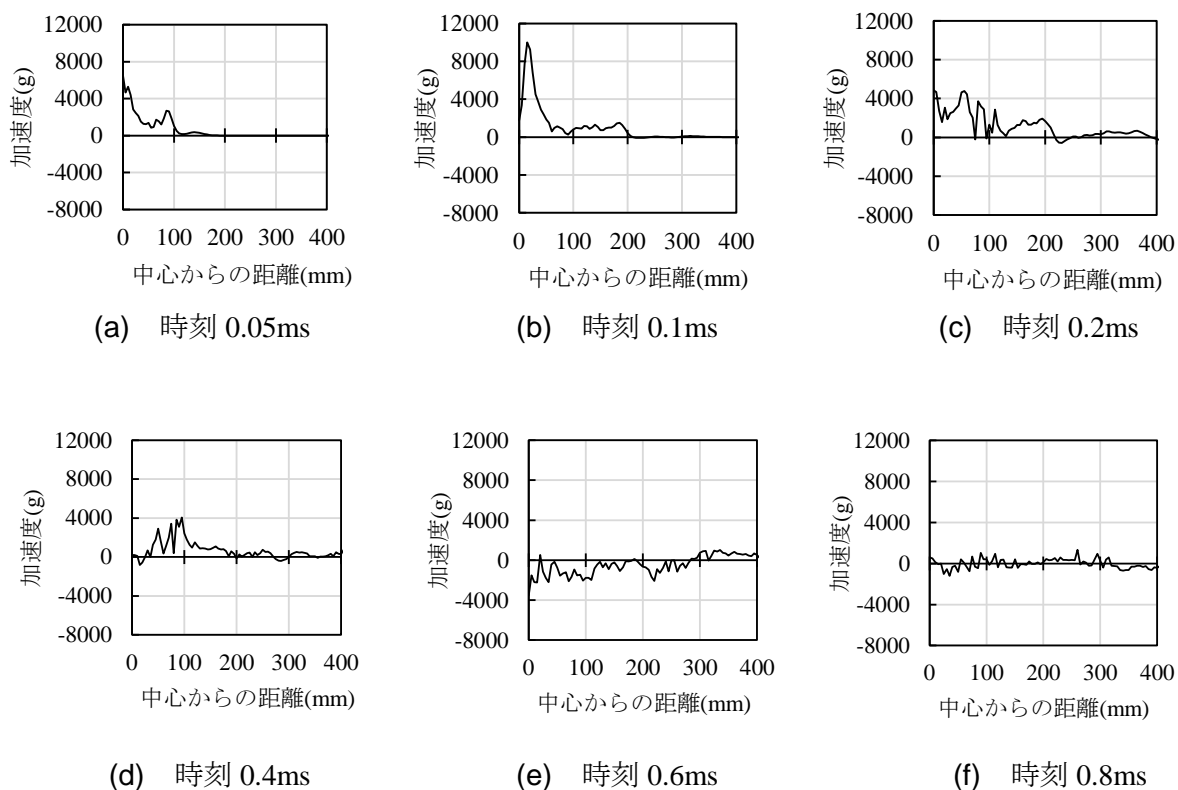


図-4.35 RC 版断面における加速度分布 (実験ケース M8.3-15-52)

図-4.36 に、破壊モードが表面破壊となった実験ケース N-9-2.0-40 における、UFC パネル断面の中心から 400mm の範囲の加速度分布を示す。時刻 0.05ms において、パネルの中心に約 25000G の加速度が生じており、中心 ($x=0$) から約 100mm 離れた位置 ($x=100$ mm) における加速度は約 5000G を示している。時刻 0.1ms では中心部における加速度は約-10000G を示しているが、中心から約 40mm の位置では約 12000G の加速度が生じている。また、加速度は中心から約 270mm の範囲で分布しており、分布領域が拡大している。時刻 0.2ms~0.4ms においては、パネルの中心から約 100mm の間では負の加速度が生じ、100mm より離れた範囲では正負に振動している。さらに時間が経過するとパネル全体に渡って大きな加速度は生じていない。以上から、UFC パネルにおいても衝突直後は RC 版と同様に、パネルの中心部近傍に大きな加速度が分布し、時間の経過につれてパネル全体が振動する傾向を示した。

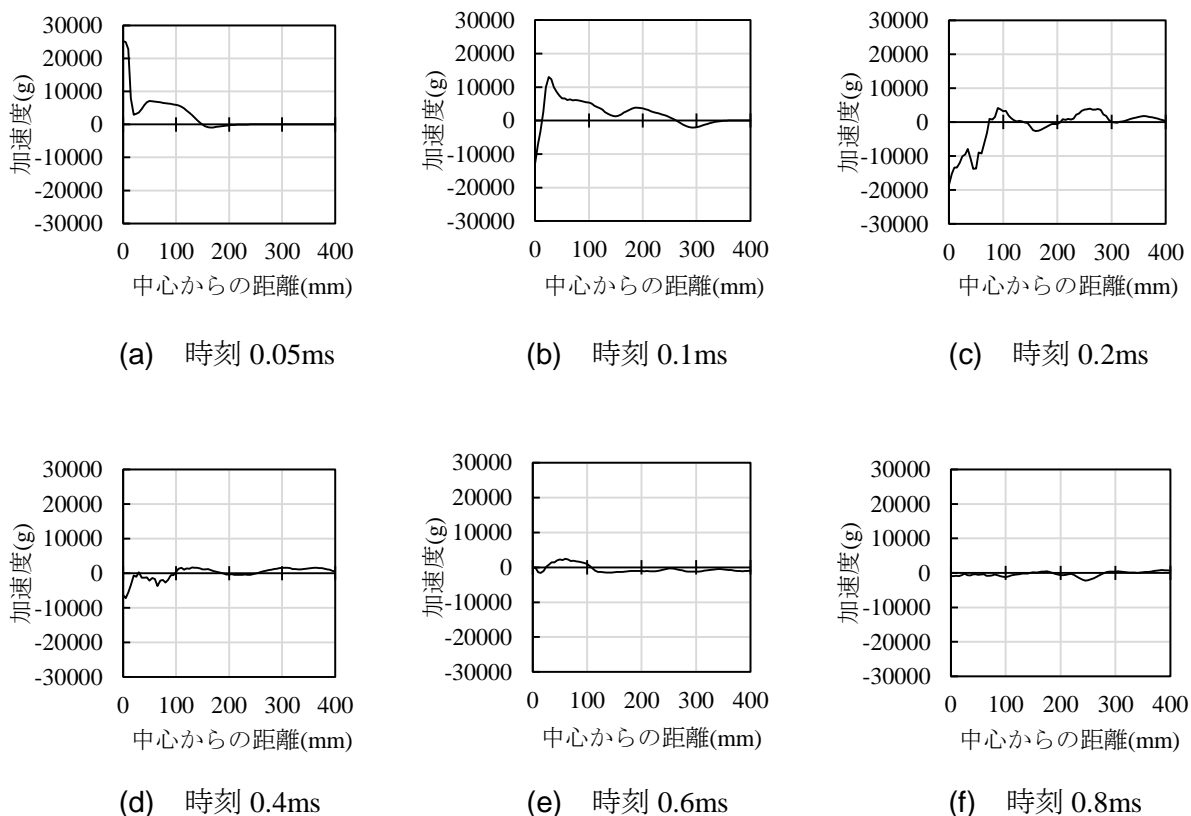


図-4.36 UFC パネル断面における加速度分布 (実験ケース N-9-2.0-40)

4.4.5 せん断力分布

図-4.37 に、裏面剥離が生じた実験ケース M8.3-15-52 において RC 版断面に生じるせん断力分布を示す。時刻 0.05ms においては、中心から 150mm の範囲でせん断力が増大し、最大値約 200kN を示している。その後徐々に分布する範囲が拡大し、時刻 0.1ms および 0.2ms においては中心から 200mm の範囲でせん断力が増大しており、最大値約 800kN を示した。その後は、せん断力の分布する範囲が時間の経過とともに支点方向に拡大し、せん断力の最大値も低下している。この理由は、斜めひび割れが発生することや衝撃荷重が時刻 0.5ms~0.6ms でほぼ除荷されるため、この時刻では RC 版の中心部のせん断力が低下したものと考えられる。

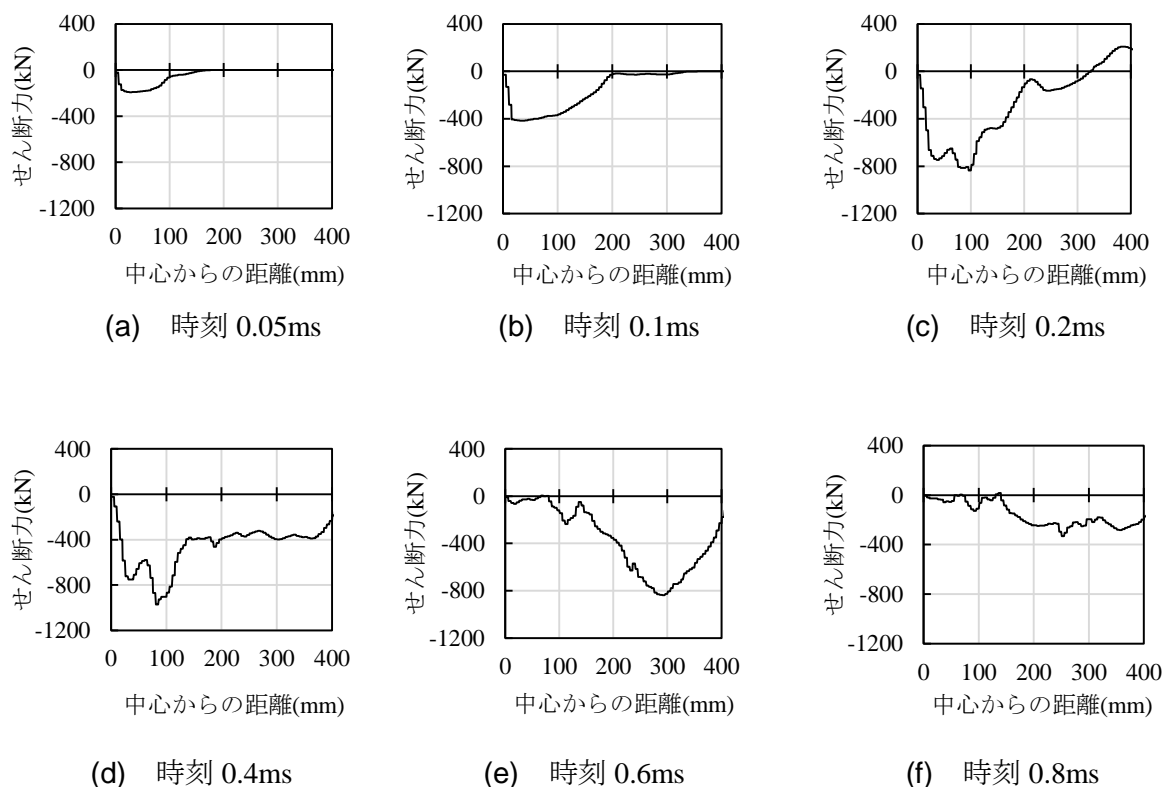


図-4.37 RC 版断面に生じるせん断力分布 (実験ケース M8.3-15-52)

図-4.38 に、破壊モードが表面破壊となった実験ケース N-9-2.0-40 における、UFC パネル断面に生じるせん断力分布を示す。時刻 0.05ms においては、中心から 150mm の範囲でせん断力が増大し、最大値約 500kN を示している。その後徐々に分布する範囲が拡大し、時刻 0.1ms および 0.4ms においては中心から 400mm の範囲でせん断力が増大しており、最大値約 1100kN を示した。その後は、RC 版のケースと同様にせん断力の分布する範囲が時間の経過とともに支点方向に拡大している。図-4.15 に示した本ケースにおける UFC パネルの破壊性状については破壊した領域が小さく、荷重が除荷された後はパネル全体が振動しており、図-4.31 に示した力の釣合いからパネルが振動する間においてもパネルの慣性力と支点反力は 900kN 程の値を示していることから、パネルの剛性が低下せずに UFC パネルの支点部においても大きなせん断力が生じたと考えられる。

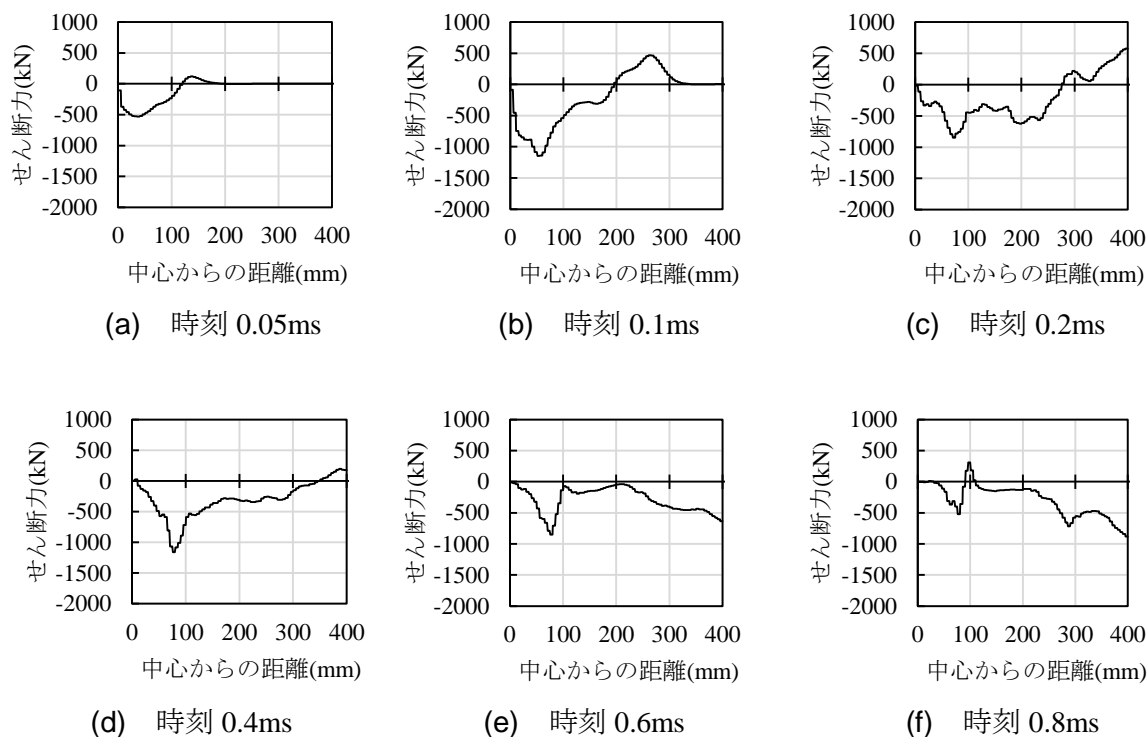


図-4.38 UFC パネル断面に生じるせん断力分布 (実験ケース N-9-2.0-40)

4.5 結言

本章では、衝突実験に対する数値シミュレーションを行い、RC 版および UFC パネルの破壊メカニズムについて考察を行った。数値シミュレーションにおける RC 版および UFC パネルの破壊性状や飛翔体の運動の再現性について検討した。また、数値シミュレーションによって得られる飛翔体の荷重特性や、RC 版および UFC に生じる応力波の伝播、断面力および慣性力について分析を行った。本章の研究成果を、以下に要約して示す。

- (1) コンクリートおよび UFC の構成則として、ひずみ速度効果や UFC の引張軟化特性などを考慮したモデルを適用すると、衝突実験における飛翔体の変位、速度および荷重～時間関係や、RC 版および UFC パネルの破壊性状、また剛・柔複合飛翔体の鋼管部の座屈変形および破壊性状に与える影響をある程度再現することができた。
- (2) RC 版および UFC パネルの断面における損傷の進展状況から、断面に生じる斜めひび割れは応力波の伝播に起因するものではなく、衝突後時刻 0.2ms～0.6ms の間で RC 版および UFC パネルの裏面における破壊領域を形成することがわかった。
- (3) 衝撃荷重と RC 版および UFC パネルに作用する慣性力を比較すると、時刻 0.5ms までの間において衝撃荷重と慣性力が釣合い、荷重が除荷した後は RC 版の慣性力に対し、裏面支持具に生じる慣性力と支点反力が釣合うことがわかった。
- (4) RC 版および UFC パネルに生じる加速度分布から、衝突直後においては版の中心部に集中して加速度が生じる傾向を示し、時間の経過につれて加速度は版全体に分布することがわかった。
- (5) RC 版および UFC パネルに生じるせん断力分布から、衝突直後は版の中心部付近にせん断力が卓越し、断面の斜めひび割れが生じる時刻において大きなせん断力が生じることがわかった。

第5章 飛来物衝突を受ける RC 版および UFC パネルの裏面剥離評価の提案

5.1 緒言

本章では、実験および数値解析で得られた衝撃荷重特性や、RC 版および UFC パネルの局部破壊メカニズムに基づいて、それぞれの裏面剥離評価法の提案を行う。これまでの検討において明らかになった事項は次の内容である。

- 1) 衝突を受けた RC 版および UFC パネルには、衝突によって生じる応力波が裏面に到達して反射波となる時刻においてひび割れは生じない。
- 2) 応力波が RC 版および UFC パネルの断面を数回往復した後、大きな衝撃荷重が作用する時間帯に斜めひび割れが生じる。
- 3) RC 版および UFC パネルの応答分析から、衝撃荷重が作用する間は衝突部付近における加速度が卓越し、衝突部近傍においてせん断力が増大する。
- 4) 衝撃荷重が作用する間は支点反力が大きく増大することなく、衝撃荷重は RC 版および UFC パネルの慣性力と釣合う。

本章では、上記のメカニズムを踏まえ、RC はりに対して提案された理論的検討を参照して、衝撃荷重を受ける RC 版および UFC パネルの裏面剥離を評価する力学モデルを提案する。

5.2 裏面剥離評価法の概要

RC 版および UFC パネルの裏面剥離を評価する力学モデルを構築する。まず、RC 版および UFC パネルに生じる慣性力の分布をモデル化し、衝突によって生じる RC 版や UFC パネルに作用する断面力の算定を行う。次に、部材の破壊モードについては、実験における破壊性状および解析における断面力の検討結果から押し抜きせん断破壊を仮定する。さらに、実験における破壊性状から RC 版の静的な押し抜きせん断耐力を修正して動的な押し抜きせん断耐力を算定し、RC 版の裏面剥離評価を行う。図-5.1(b)に、本章において提案する裏面剥離評価法の手順を示す。提案する裏面剥離評価法は、図-5.1(a)に示す高速衝突を受けるコンクリート板を対象として行った三輪ら^{1), 2)}の改良理論モデルによる局部破壊評価法を以下のように修正したものである。すなわち、以下に示す修正を行った。

- 1) 三輪らの提案する力学モデルを用いて最大衝撃荷重を算定する。
- 2) 衝撃荷重を受ける RC 版および UFC パネルの応答モデルから、裏面剥離が発生する際に生じるせん断力を算定する。
- 3) 算定したせん断力と動的な押し抜きせん断耐力を比較することにより、裏面剥離の発生

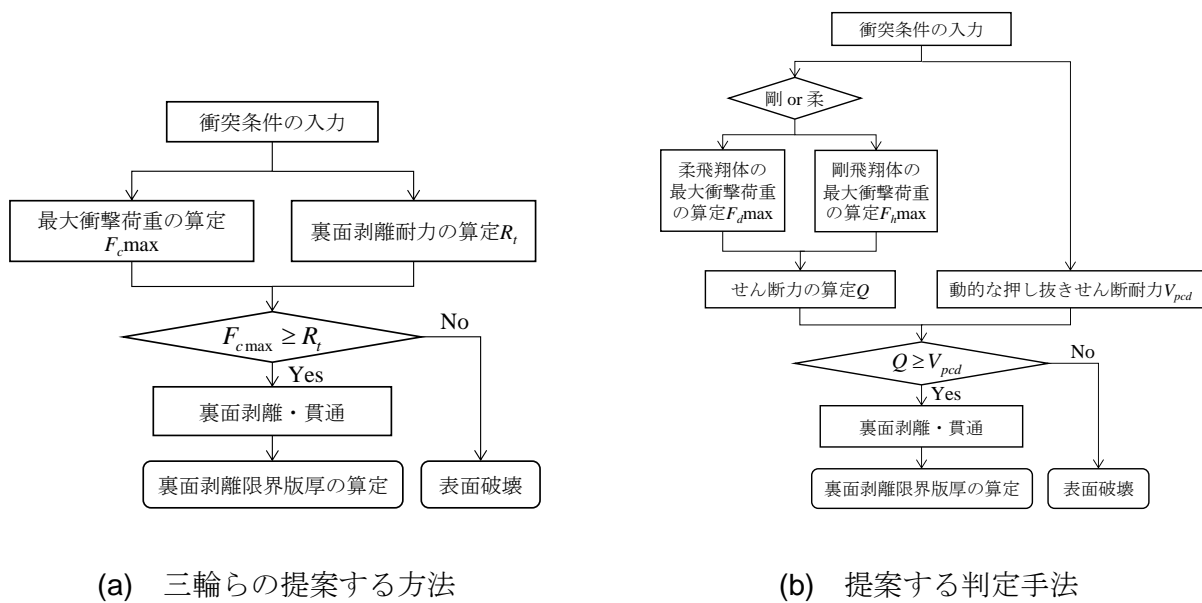


図-5.1 裏面剥離の判定手順

を判定する。

5.3 理論モデルによる衝突荷重の算定

衝突によって生じる衝撃荷重（以下、衝突荷重）の算定について、剛飛翔体に対しては三輪らの理論モデルを修正する。また、剛・柔複合飛翔体の先端部の貫入に対しては三輪らの力学モデルを用いて算定する。また、先端部における釣合いから、座屈による荷重低減を考慮することで衝突荷重の算定を行う。

5.3.1 コンクリートに対する貫入モデル

剛飛翔体による衝突荷重を算定するために、三輪らは図-5.2 に示す Li ら^{3)~5)}の力学モデルを修正している。本研究では、三輪らの提案する貫入モデルを用いて衝突荷重を算定する。以下では、Li らの力学モデルによる衝突荷重の算定法と三輪らの修正点について概説する。

図-5.2 に示すような無限厚さのコンクリート中に飛翔体が深さ a だけ貫入しているとき、飛翔体の表面上 ($x=a$) に作用する応力は、法線方向の圧縮応力 σ_n と接線方向の σ_t である。法線方向の圧縮応力 σ_n は、次式で表される。

$$\sigma_n = A\sigma_y + B\rho V_i^2 \sin^2 \theta \quad (5.1)$$

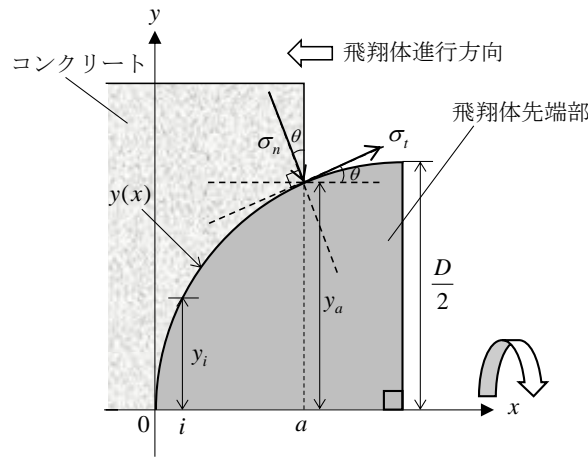


図-5.2 コンクリートに対する貫入モデル

ここに、 σ_y は降伏応力、 ρ は密度、 V_f は飛翔体速度、 θ は法線方向の圧縮応力 σ_n の y 軸方向に対する角度、 A 、 B は無次元の係数である。無次元の係数 A は、塑性論における球殻の押し広げを仮定し、完全塑性材料に対して次式で与えられる。

$$A = \frac{2}{3} \left\{ 1 + \ln \left[\frac{E}{3(1-\nu)\sigma_y} \right] \right\} \quad (5.2)$$

ここに、 E はヤング係数、 ν はポアソン比であり、無次元係数 B については $B=1.0$ としている。

接線方向の応力 σ_t は、法線方向の応力 σ_n と動摩擦係数 μ_m を用いて次式で得られる。

$$\sigma_t = \mu_m \sigma_n \quad (5.3)$$

なお、Li らは動摩擦係数の値として $\mu_m=1.0$ を用いている。

図-5.2 における水平方向 (x 方向) の力の釣り合いより、飛翔体の表面上の任意点における抵抗力の増分 dF_i は、次式で表される。

$$dF_i = 2\pi y_i (\sigma_n \sin \theta + \sigma_t \cos \theta) ds \quad (5.4)$$

ここに、 y_i は飛翔体の形状を表す関数であり、先端部が半球形状の場合は次式で表される。

$$y = \sqrt{-x^2 + Dx} \quad (5.5)$$

ここに、 D は飛翔体の直径である。また、式(5.4)中の ds は、飛翔体の貫入に伴う接触面を表わす微小長さであり、次式で表される。

$$ds = \sqrt{1 + y_i'^2} dx \quad (5.6)$$

ここに、 $y_i' = dy_i/dx_i (= \tan \theta)$ である。

式(5.4)に、式(5.1)、式(5.3)および式(5.5)を代入して $x=0 \sim a$ について積分すると、コンクリートに深さ a だけ貫入しているときに飛翔体が受ける抵抗力 F_a は、コンクリートの降伏応力による静圧と、動圧を考慮した次式で表される。

$$F_a = \pi y_a^2 (A\sigma_y (N_1)_a + B\rho V^2 (N_2)_a) \quad (5.7)$$

ここに、 y_a は先端部の貫入部の直径、 N_1 および N_2 はそれぞれの項の無次元値を整理したものであり、次式により与えられる。

$$(N_1)_a = 1 + \frac{2\mu_m}{y_i^2} \int_0^a y_i dx \quad (5.8a)$$

$$(N_2)_a = \frac{2}{y_i^2} \int_0^a \frac{y_i y_i'^3}{1 + y_i'^2} dx + \frac{2\mu_m}{y_i^2} \int_0^a \frac{y_i y_i'^2}{1 + y_i'^2} dx \quad (5.8b)$$

図-5.3に、Liらの提案する力学モデルによる衝突体の貫入深さ（変位）、速度および貫入抵抗力（荷重）の算定手順を示す。ステップ i における貫入深さ x_i は、飛翔体速度 V_i および時間増分 Δt を用いると、次式により与えられる。

$$\Delta x = V_i \Delta t \quad (5.9a)$$

$$x_i = i \Delta x \quad (5.9b)$$

ここに、 Δx はステップ i における貫入深さの増分である。

ステップ i における抵抗力 F_i に対する各ステップ間の増分仕事 ΔE_i は、次式で求められる。

$$F_i = \pi y_i^2 (A\sigma_y (N_1)_i + B\rho V_i^2 (N_2)_i) \quad (5.10)$$

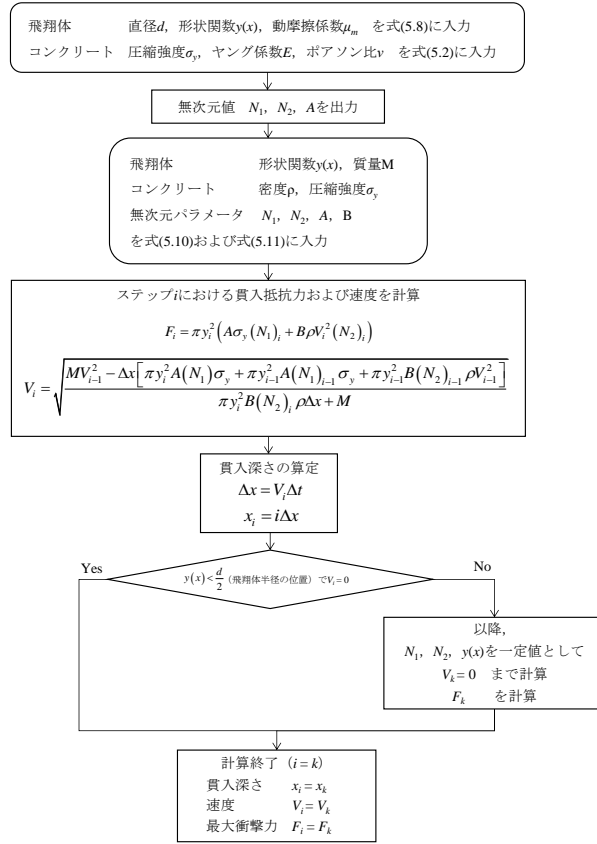


図-5.3 衝突体の貫入深さ，速度および最大衝撃力の算定手順

$$\Delta E_i = -F_i dx = -\Delta x \left[\frac{F(x_{i-1}) - F(x_i)}{2} \right] \quad (5.11)$$

飛翔体の速度の速度低下による運動エネルギーの減少量 ΔE_{ke} は次式で求められる。

$$\Delta E_{ke} = \frac{1}{2} M (V_i^2 - V_{i-1}^2) \quad (5.12)$$

貫入による増分仕事 ΔE_i と速度低下による運動エネルギーの減少量 ΔE_{ke} が等しいとすると，式(5.10)，(5.11)および式(5.12)を連立して飛翔体の速度 V_i について解くと次式が得られる。

$$V_i = \sqrt{\frac{M V_{i-1}^2 - \Delta x \left[\pi y_i^2 A(N_1) \sigma_y + \pi y_{i-1}^2 A(N_1)_{i-1} \sigma_y + \pi y_{i-1}^2 B(N_2)_{i-1} \rho V_{i-1}^2 \right]}{\pi y_i^2 B(N_2)_i \rho \Delta x + M}} \quad (5.13)$$

以上の手順を飛翔体の先端部が貫入するまで、もしくは速度がゼロとなる（ステップ k ）まで計算し、貫入深さ（変位）、速度および貫入抵抗力（荷重）を算定する。なお、飛翔体の速度がゼロとなるまでに貫入深さが飛翔体の半径に到達した際には、形状関数 $y(x)$ を一定値として算定する。

三輪らは、Li らの力学モデルにおけるコンクリートの降伏強度に対して圧力依存性およびひずみ速度効果を考慮するように修正している。すなわち、式(5.7)における右辺第1項の $A\sigma_y$ を次式に示す非線形 Drucker-Prager 型降伏関数⁶⁾により算定した降伏応力 σ_f としている。

$$\sigma_f = \sqrt{f'_{cd}f_{td} - (f'_{cd} - f_{td})I_1} \quad (5.14)$$

$$F_i = \pi y_i^2 \left(\sigma_f (N_1)_i + B\rho V_i^2 (N_2)_i \right) \quad (5.15)$$

ここに、 I_1 は応力の1次不変量、 f'_{cd} は動的圧縮強度、 f_{td} は動的引張強度である。

コンクリートの動的圧縮強度および動的引張強度については、次式に示す藤掛ら⁷⁾の式および Ross ら⁸⁾の式を用いて算定した動的強度倍率をそれぞれの静的強度に乗じて算出した。

$$\frac{f'_{cd}}{f'_{cs}} = \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_s} \right)^{0.006 \left[\log \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_s} \right) \right]^{1.05}} \quad (4.4a \text{ 再掲})$$

$$\frac{f_{td}}{f_{ts}} = \exp \left[0.00126 \left(\log \frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_s} \right)^{3.373} \right] \quad (4.4b \text{ 再掲})$$

ここに、 $\dot{\varepsilon}_s$ は静的ひずみ速度、 $\dot{\varepsilon}$ はひずみ速度、 f'_{cs} は静的圧縮強度、 f_{ts} は静的引張強度、 f'_{cd} は動的圧縮強度、 f_{td} は動的引張強度である。

また、衝突体とコンクリートの動摩擦係数の影響については Baltay および Gjelsvik⁹⁾や Chen¹⁰⁾の研究を参考に動摩擦係数を 0.1~0.5 の範囲で検討し、実験結果に適合するように動摩擦係数を 0.2 としている。

図-5.4 に、式(5.15) に示した三輪らのモデルによる貫入抵抗力を用いて算定した、本研究の衝突実験に対する飛翔体の変位、速度および荷重～時間関係を示す。実験ケースについては、RC 版の実験は実験ケース M8.3-15-40 である。計算結果より、実験結果の変位、速度および荷重～時間関係をある程度再現していることがわかる。速度および荷重については、それぞれ減少する勾配と増加する勾配が実験結果と異なるが、最大衝撃荷重は実験結果および算定結果のいずれも約 600kN を示しており、実験結果と算定結果は一致している。以上から、衝撃荷重の算定については三輪らの提案モデルを適用することとした。

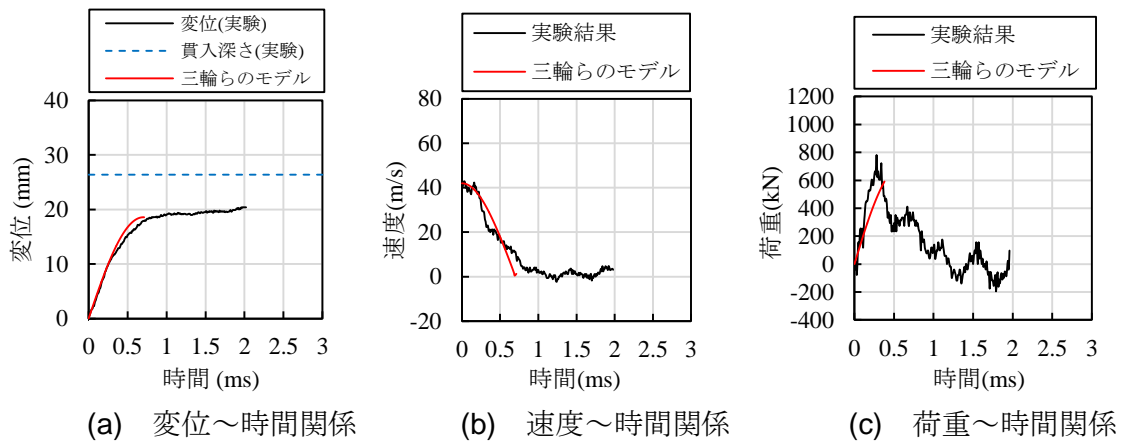


図-5.4 実験結果と三輪のモデルによる算定結果の比較

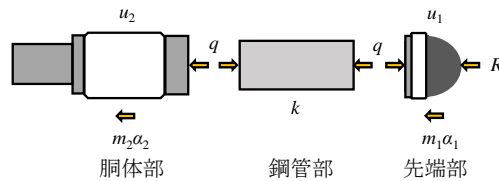


図-5.5 剛・柔複合飛翔体における力の釣合い

5.3.2 座屈による荷重低減の考慮

剛・柔飛翔体の鋼管部の座屈を考慮した衝突荷重については、図-5.5 に示す先端部における力の釣合いモデルと三輪らの貫入モデルを組み合わせることで算定した。すなわち、剛・柔複合飛翔体が衝突によってコンクリートから受ける抵抗力 R は次式により与えられる。

$$R = -m_1\alpha_1 + q \quad (5.16a)$$

$$q = -m_2\alpha_2 \quad (5.16b)$$

ここに、 R は衝突荷重（貫入抵抗力）、 m_1 および m_2 は先端部および胴体部の質量、 α_1 および α_2 は先端部および胴体部の加速度、 u_1 および u_2 は先端部および胴体部の変位、 q は鋼管部と先端部および胴体部の間に作用する力（内力）、 k は鋼管部の剛性であり座屈荷重 P_c と鋼管の変形量 Δu の比 ($P_c/\Delta u$) である。

式(5.16)より算出される剛・柔複合飛翔体の先端部に作用する力が、式(5.15)より算出される荷重と等しいとして整理すると、飛翔体先端部の加速度は次式により算定される。

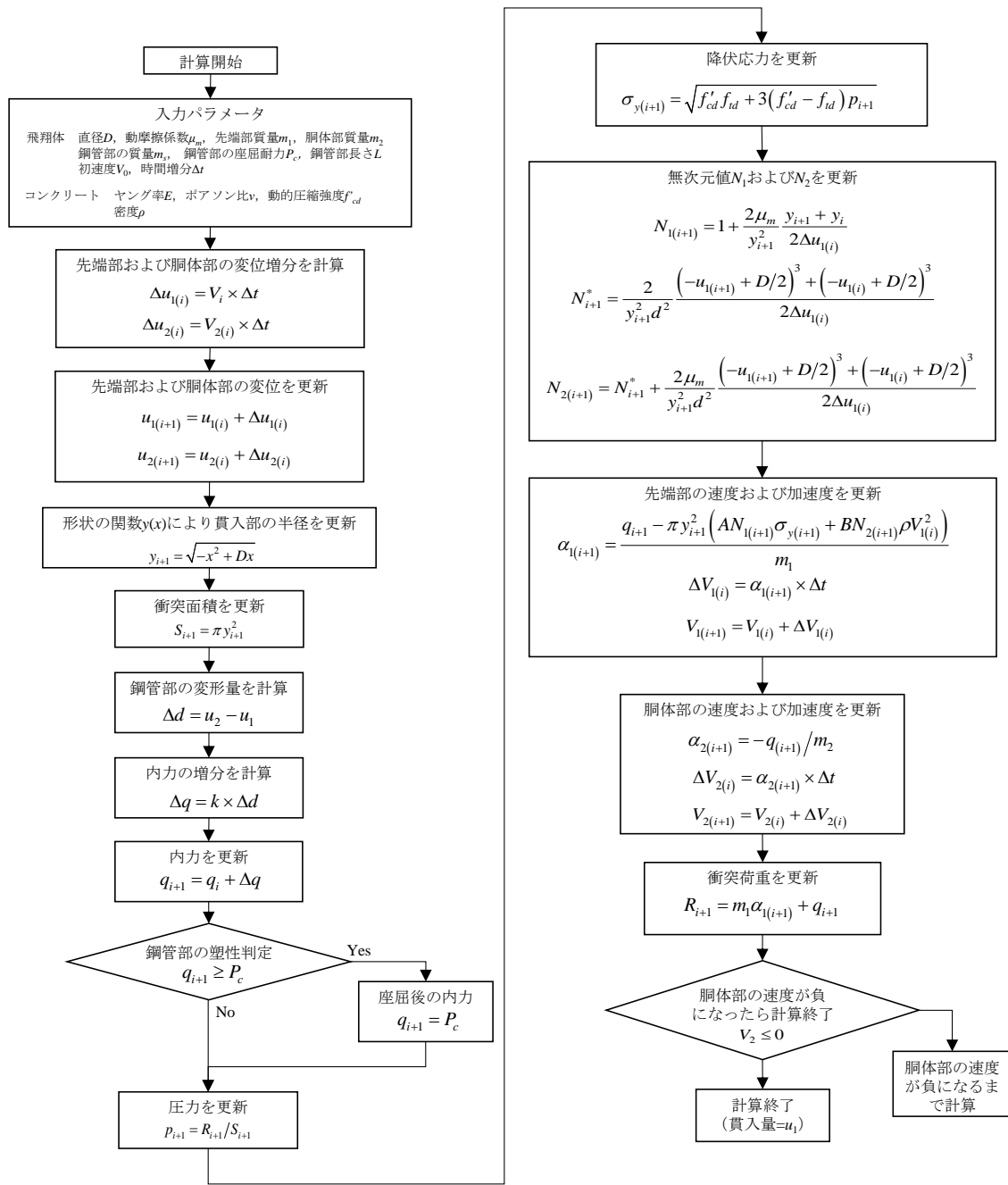


図-5.6 剛・柔複合飛翔体の変位，速度および荷重の計算手順

$$\alpha_1 = \frac{q - \pi y^2 (AN_1 \sigma_f + BN_2 \rho V_1^2)}{m_1} \quad (5.17)$$

図-5.6 に，剛・柔飛翔体の衝突荷重の算定手順を示す．なお，鋼管部の座屈耐力は，鋼管の載荷試験から得られた座屈荷重を用いた．図-5.7 に，剛・柔複合飛翔体の変位，速度および荷重の算定結果を示す．実験結果と計算結果は良い一致を示している．

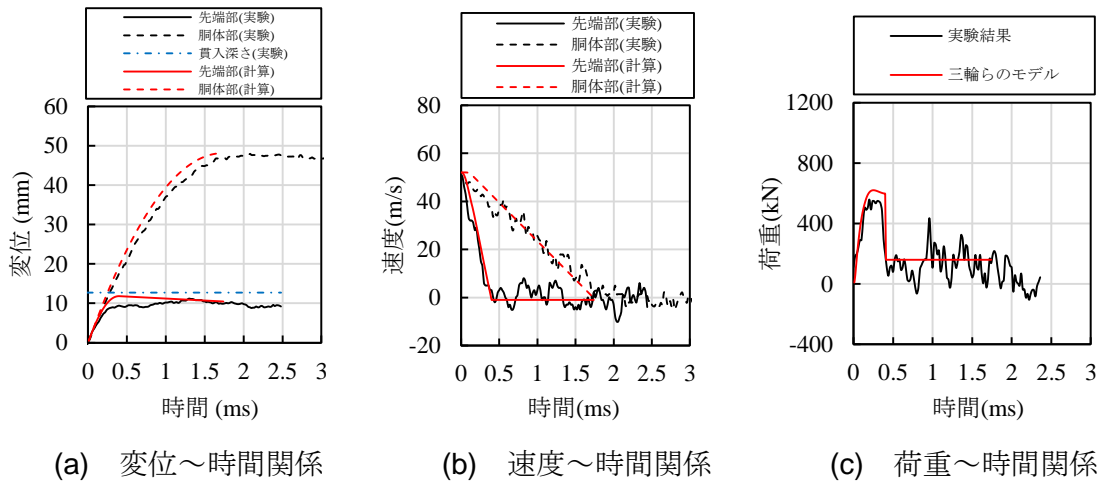


図-5.7 剛・柔複合飛翔体の変位，速度および荷重の比較

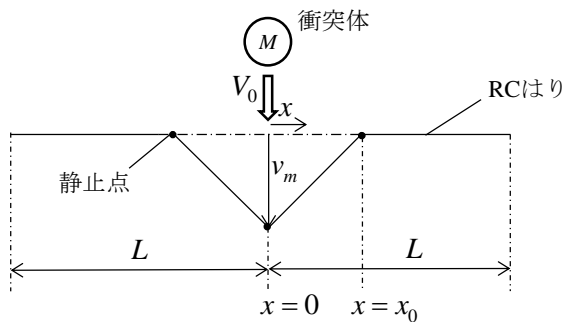


図-5.8 RC はりの局部応答モデル

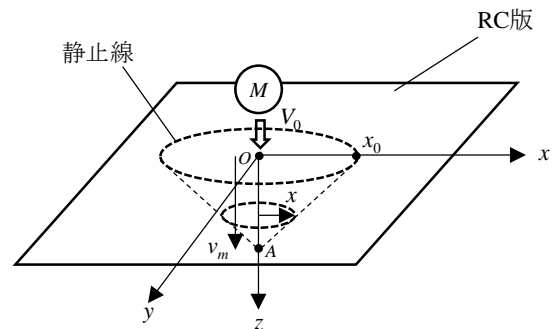


図-5.9 衝突を受ける RC 版の局部応答モデル

5.4 RC 版の応答モデルおよび耐力の評価

5.4.1 応答領域の算定

Pham および Hao¹⁰⁾は図-5.8 に示すように，質量 M の衝突体が速度 V_0 で衝突したスパン長 $2L$ を有する RC はりに対する局部応答モデルを以下のように誘導している．衝突直後は，衝突部に速度が生じて衝突方向に運動するが，衝突部 ($x=0$) から離れた位置 ($x=x_0$) において RC はりが衝突方向に運動しない静止点が生じ，この 2 点間に慣性力が三角形状に分布すると仮定している．本検討においても，衝撃荷重を受ける RC 版の解析結果では，衝突直後は衝突部から約 100mm～200mm の範囲に加速度が集中して生じた．そこで，図-5.9 に示すような衝突部近傍に円周状の静止線を仮定し，この円内に慣性力が円錐状に分布すると仮定して慣性力分布を算定する．

図-5.9 に示すように，質量 M の衝突体が衝突速度 V_0 で RC 版に衝突し，最大荷重時におい

て衝突体が有する速度を v_m とする。ここで、静止線の内側の速度分布は円錐状と仮定する。最大荷重時において、衝突点における RC 版が飛翔体と同一の速度 v_m で運動すると仮定すると、衝突体と RC 版の運動量が保存されることから以下の式が得られる。

$$M(V_0 - v_m) = \frac{\pi}{3} m x_0^2 v_m \quad (5.18)$$

ここに、 m は単位面積あたりの質量、 x_0 は衝突部から静止線までの距離、 π は円周率である。式(5.18)より、最大荷重時の速度 v_m は以下の式で与えられる。

$$v_m = \frac{3MV_0}{\pi m x_0^2 + 3M} \quad (5.19)$$

また、最大荷重時に RC 版が有する運動エネルギー E_{kes} は次式で与えられる。

$$E_{kes} = \frac{\pi}{6} m x_0^2 v_m^2 \quad (5.20)$$

Pham and Hao は、衝突前の衝突体の運動エネルギーと最大荷重時の衝突体の運動エネルギーの差 ΔE は、RC はりの振動や変形によるエネルギーおよび RC はりの運動エネルギーに変換されると仮定し、 ΔE の一部 ($\alpha \Delta E$) が RC はりの運動エネルギー E_{keb} に変換されるとして、次式を示している。

$$E_{keb} = \alpha \Delta E \quad (5.21a)$$

$$\Delta E = \frac{1}{2} M V_0^2 - \frac{1}{2} M v_m^2 \quad (5.21b)$$

ここに、 α は RC はりの運動エネルギーに対する衝突体の運動エネルギーの変換率である。

数値解析結果から、RC 版についてもはりの場合と同様に、最大荷重時における衝突体の運動エネルギーの一部 $\alpha \Delta E$ が RC 版の運動エネルギー E_{kes} に変換されると仮定すると、衝突体の運動エネルギーと RC 版の運動エネルギーの関係は次式で表される。

$$E_{keb} = \alpha \Delta E \quad (5.22a)$$

$$\alpha \left(\frac{1}{2} M V_0^2 - \frac{1}{2} M v_m^2 \right) = \frac{\pi}{6} m x_0^2 v_m^2 \quad (5.22b)$$

式(5.22b)から x_0 および v_m は次式で与えられる.

$$x_0 = \sqrt{\frac{3M}{\pi m} \left(\frac{1}{\alpha} - 2 \right)} \quad (5.23a)$$

$$v_m = \frac{V_0}{\pi \left(\frac{1}{\alpha} - 2 \right) + 1} \quad (5.23b)$$

第4章の解析結果における, 図-4.35 および図-4.36 に示した加速度分布より, RC版の衝突点に加速度の最大値が生じ, 衝突部近傍の静止点に向かって線形に分布すると仮定し, 図-5.10 に示すように衝撃荷重と円錐状に分布する慣性力の鉛直方向 (z 方向) の力の釣合いを考える. 力の釣合いから, 単位面積あたりの慣性力は以下で与えられる.

$$i(x) = \frac{3F}{\pi x_0^2} \left(\frac{x}{x_0} - 1 \right) \quad (5.24)$$

ここに, F は最大衝撃荷重, $i(x)$ は単位面積あたりの慣性力である.

5.4.2 せん断力の算定

衝突部の両側に x 離れた位置で切断した自由物体を図-5.11 に示す. 鉛直方向 (z 軸方向) の力の釣合いは次式で与えられる.

$$P = Q + \frac{P}{x_0^2} x^2 \left(\frac{2}{x_0} x - 1 \right) \quad (5.25)$$

ここに, Q はせん断力である.

式(5.25)より, せん断力 Q は次式で与えられる.

$$Q = P \left(1 - \frac{x^2}{x_0^2} \left(\frac{2}{x_0} x - 1 \right) \right) \quad (5.26)$$

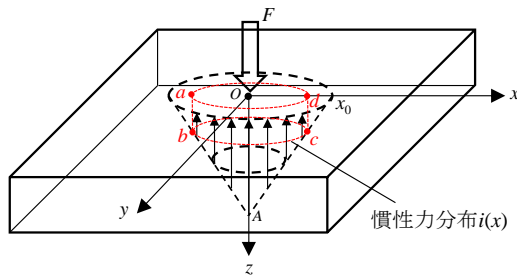


図-5.10 衝撃荷重と慣性力による力の釣合い

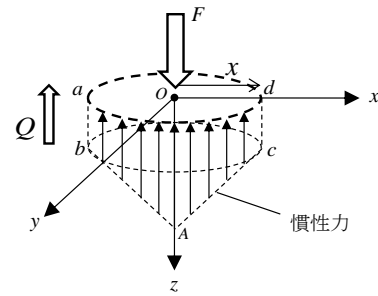


図-5.11 RC版の自由物体

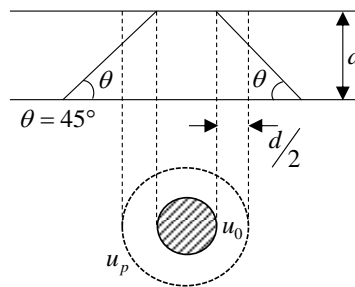


図-5.12 押し抜きせん断破壊モデル¹²⁾

5.4.3 RC版の動的せん断耐力

ここでは、RC版に生じるせん断力と押し抜きせん断耐力を比較する評価モデルについて検討を行う。衝突を受けて局部破壊を示すコンクリート版に対して、三輪らは図-5.12に示すようにコンクリート版断面における斜めひび割れ角度 θ を考慮することにより、コンクリート標準示方書の押し抜きせん断耐力式（以下、示方書式という。）を修正して局部破壊の評価を行うことを提案している²⁾。示方書式は以下のように与えられる¹²⁾。

$$V_{pc} = \beta_d \beta_p \beta_\gamma f'_{pcd} u_p h_d / \gamma_b \quad (5.27a)$$

$$f'_{pcd} = 0.20 \sqrt{f'_c} \quad (5.27b)$$

$$u_p = u_0 + 2\pi h_d / 2 \quad (5.27c)$$

$$\beta_d = \sqrt[4]{1000/h_d} \quad (5.27d)$$

$$\beta_p = \sqrt[3]{100p} \quad (5.27e)$$

$$\beta_\gamma = 1 + 1/(1 + 0.25u_0/h_d) \quad (5.27f)$$

ここに、 β_d は有効高さの影響に関する係数($\beta_d > 1.5$ の場合は1.5)、 β_p は鉄筋の影響に関する係数($\beta_p > 1.5$ の場合は1.5)、 $f'_{pcd} \leq 1.2$ (N/mm²)、 u_0 は載荷面の周長(mm)、 u_p は仮想断面の周

長(mm), h_d は有効高さ(mm), p は2方向の平均鉄筋比, γ_b は安全係数であるがここでは1.0とした.

著者らが行ったRC版の衝突実験においては, 断面に生じた斜めひび割れの角度は約 30° 前後であり, 示方書式で仮定した角度 45° よりも小さい値であった. そのため, 仮想断面の周長 u_p を三原らの研究¹³⁾を参考に以下の式で算定した.

$$u_p = 2l_a + 2l_b + \left(1 + \frac{h_d}{L_q}\right) \pi h_d \quad (5.28)$$

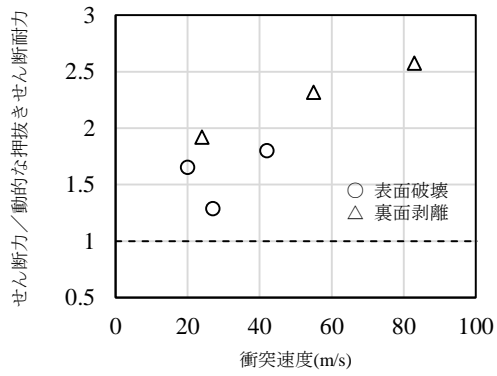
ここに, l_a および l_b は平面2方向の載荷面中心から支点までの距離, L_q はせん断スパンである.

コンクリートの圧縮強度には, 第4章の式(4.4a)に示した藤掛らの式により算出したひずみ速度 10^0 (1/s)における動的強度倍率を乗じた強度を適用した.

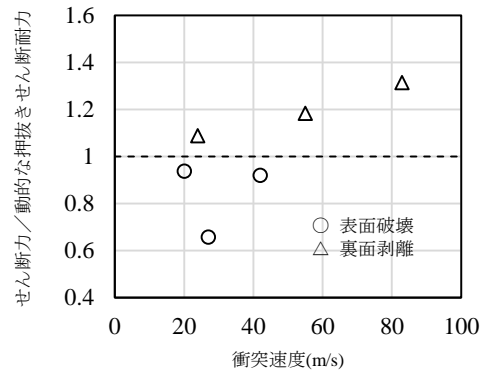
5.5 RC版の損傷評価法の提案および検証

前節までの検討において算定した, 衝突荷重, RC版のせん断力および動的な押し抜きせん断耐力を用いた裏面剥離の損傷評価法を提案する. すなわち, 図-5.1(b)に示したように, 衝突によってRC版に生じるせん断力がRC版の動的な押し抜きせん断耐力より大きくなった場合に, 裏面剥離が発生すると判定する. 以下では, 提案した損傷評価法を実験結果に対して適用し, その適用性について検証する.

破壊モードの評価を行った実験ケースは, 剛飛翔体の実験ケース(M8.3-15シリーズ)と剛・柔複合飛翔体の実験ケース(D-12および15シリーズ)である. なお, 静止点 x_0 の算定に用いた係数 α はPhamおよびHaoがRCはりに対して用いた $\alpha=0.21$ を準用した. この係数 α の値は, Bantiaら¹⁴⁾の研究において ΔE の約21%がはりの運動エネルギーへ変換されるとしているものを参考にしている. RC版のせん断力と押し抜きせん断耐力の比を算定した結果を図-5.13に示す. 図ではせん断力と押し抜きせん断耐力の比が1.0を超える場合に裏面剥離と判定されるが, 評価結果と実験結果は一致していないことがわかる. そこで, 図-5.14に示すように係数 α を実験結果に適合するように修正すると, 版厚12cmに対しては0.37, 版厚15cmに対しては0.32とすることで破壊モードと評価結果が一致した. 係数 α は, 衝突体の運動エネルギーがRC版の運動エネルギーに変換される割合であることから, 版厚などのRC版の寸法によって慣性力分布や運動エネルギーの変換率が異なるものと考えられる. 以上から, PhamおよびHaoらの提案したRCはりの破壊評価法の概念をRC版のモデルに適用し, 係数 α を適切に設定することで裏面剥離を評価することができた.

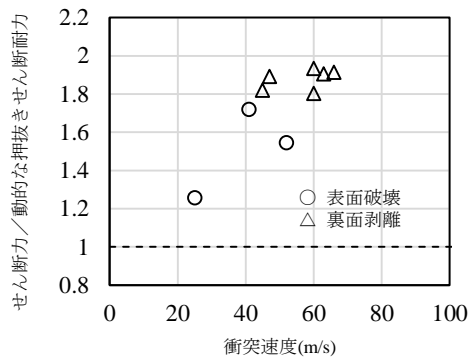


(a) 剛飛翔体

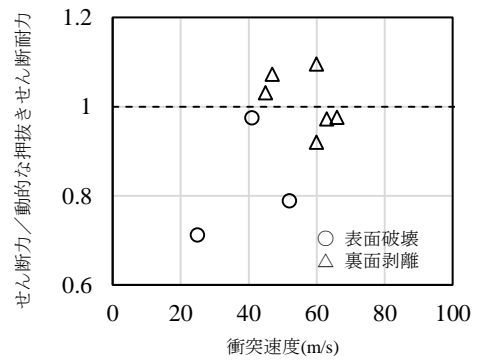


(b) 剛・柔複合飛翔体

図-5.13 係数 $\alpha=0.21$ を用いた裏面剥離評価結果



(a) 剛飛翔体



(b) 剛・柔複合飛翔体

図-5.14 係数 α を修正した場合の裏面剥離評価結果

5.6 UFC パネルへの適用

第3章における UFC パネルに対する衝突実験結果より、UFC パネルは衝突荷重に対してはマトリックスのせん断抵抗力に加え、鋼繊維によってひび割れの開口に対して抵抗することがわかった。したがって、UFC パネルの損傷評価についても RC 版と同様に、UFC パネルに生じるせん断力と動的な押し抜きせん断耐力を比較することで、裏面剥離をある程度評価することが可能であると考えられる。以下では、UFC パネルに対する貫入抵抗力、UFC パネルに生じるせん断力および動的な押し抜きせん断耐力の算定について検討を行う。

5.6.1 貫入抵抗力

貫入抵抗力の算定には、RC 版に対して適用した三輪らの貫入モデルを用いて算定する。図-5.15 に、三輪らの貫入モデルにより算定した飛翔体の変位、速度および荷重～時間関係を示す。算定を行ったケースは、裏面剥離が生じた実験ケース N-9-2.0-40 である。図から、飛翔体の変位の増加勾配や、速度の減少する勾配は実験結果とほぼ同様の傾向を示している。一方で、衝撃荷重の最大値は実験結果よりも約 200kN 大きくなっている。衝撃荷重が実験結果よりも大きくなる理由については、三輪らの貫入モデルではコンクリートの構成則に圧力依存性を考慮した Drucker-Prager 型の降伏関数を用いていることから、UFC の高圧状態における強度を過大に評価するためと考えられる。そこで、UFC パネルの実験結果に適合するように、降伏関数によって算出される降伏強度の増分に 0.8 を乗じる修正を行った。その結果、図-5.16 に示すように最大荷重は実験結果とほぼ同様の約 1100kN を示しており、実験結果の貫入抵抗力を適切に算定することができた。

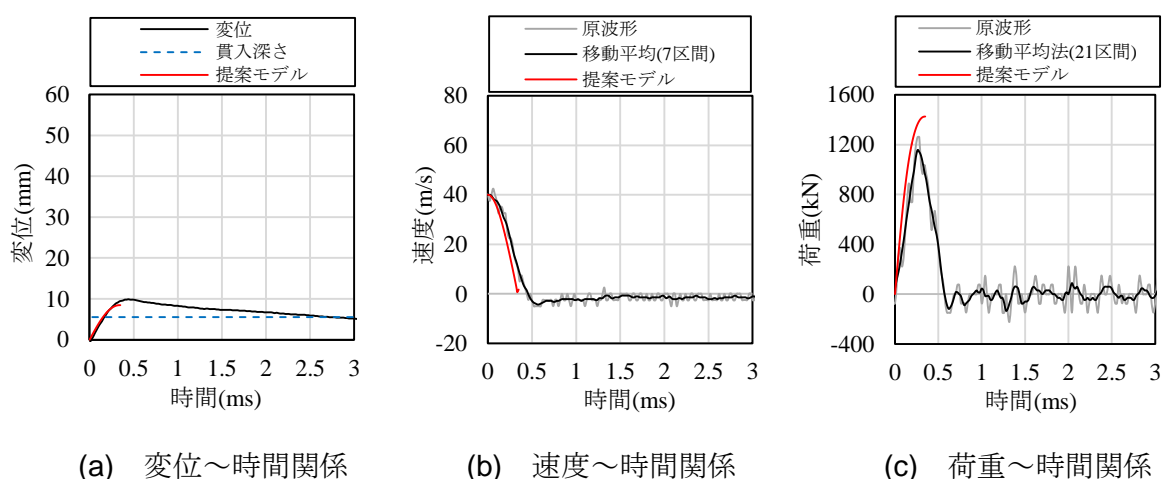


図-5.15 三輪らの貫入モデルによる計算結果（実験ケース：N-9-2.0-40）

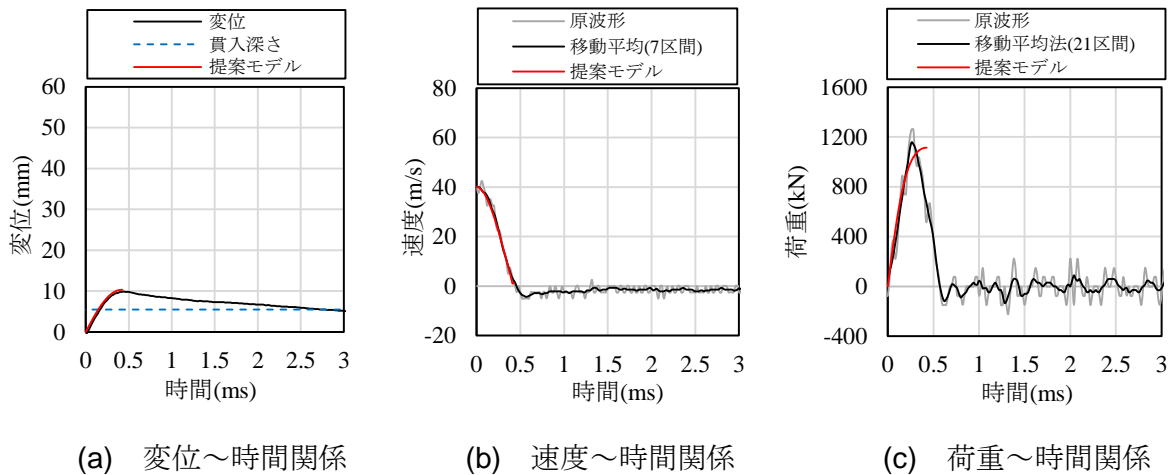


図-5.16 修正した貫入理論モデルによる計算結果（実験ケース：N-9-2.0-40）

5.6.2 動的な押し抜きせん断耐力

UFC の静的な押し抜きせん断耐力は、土木学会の超高強度繊維補強コンクリートの設計・施工指針（案）¹⁵⁾に記載されている算定式を参考に検討を行った。押し抜きせん断耐力の算定式は次式で与えられる。

$$V_{pcd} = f_{vd} \cdot u_p \cdot h_d / \gamma_b \quad (5.29)$$

ここに、 f_{vd} は超高強度繊維補強コンクリートの斜めひび割れ直角方向の設計平均引張強度であり、標準配合粉体と繊維混入率 2.0vol% で鋼繊維を混入した場合は $f_{vd} = 8.8 \text{ N/mm}^2$ である。 u_p は設計断面の周長で、載荷面から $h_d/2$ 離れた位置で算定する。 h_d は有効高さであり、 γ_b は安全係数であるが、ここでは $\gamma_b = 1.0$ とした。

静的な押し抜きせん断力式に対する修正は、RC 版の場合と同様に、実験により得られた断面の斜めひび割れ角度が 30° 前後であったことから仮想断面の周長 u_p を式(5.28)により算定した。また、斜めひび割れ直角方向の設計平均引張強度には、ひずみ速度 $10^0/\text{s}$ における動的強度倍率を Fujikake ら¹⁶⁾の式により算出して乗じることでひずみ速度効果を考慮した。

図-5.17 に、UFC パネルの衝突実験結果に対して、せん断力と押し抜きせん断耐力を比較することで裏面剥離を評価した結果を示す。なお、UFC パネルの版厚は 6cm および 9cm の実験結果について評価を行っており、せん断力を算定する際の係数 α の値についてはそれぞれの版厚に対して 0.45 および 0.37 として計算した。図から、提案する評価法によって判定した結果は実験結果に適合することがわかる。以上から、UFC パネルの実験結果についても、せん断力算定する際の係数 α を適切に設定することで裏面剥離を評価することが可能であると考えられる。

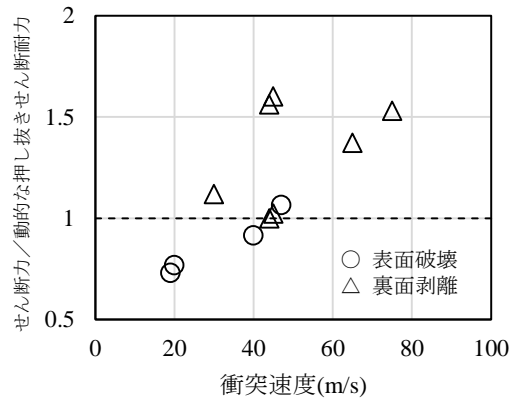


図-5.17 UFC パネルの裏面剥離評価結果

5.7 結言

本章では、RC版に作用する最大衝撃荷重に基づいたせん断とRC版の静的な押し抜きせん断耐力を修正して動的な押し抜きせん断耐力を算定し、RC版の裏面剥離評価を行った。また、RC版の裏面剥離評価法を修正することで、UFCパネルの裏面剥離評価への適用について検討した。本章の研究成果を、以下に要約して示す。

- (1) 三輪らの貫入モデルを用いて飛翔体の貫入抵抗力を算出することで、実験における剛飛翔体の変位、速度および衝突荷重を再現することができた。また、剛・柔複合飛翔体の変位、速度および衝突荷重については、三輪らの貫入モデルを用いて貫入抵抗力を算出し、鋼管部の座屈荷重を考慮することで、実験結果を再現することができた。
- (2) RC版の慣性力分布について、Pham およびHaoが提案するRCはりのモデルを参考に、慣性力がRC版に線形に分布すると仮定して、RC版に生じるせん断力を算定した。また、このせん断力とひずみ速度効果などを考慮した動的な押し抜きせん断耐力と比較し、せん断力を算定する際のエネルギーの変換係数 α を適切に設定することで裏面剥離を評価することができることがわかった。
- (3) RC版の裏面剥離評価法を、UFCパネルに適用できるように修正を行った。衝撃荷重は、コンクリートの降伏応力に低減係数を乗じることで実験結果と良い一致が認められた。また、せん断力および動的な押し抜きせん断耐力による裏面剥離の評価については、RC版と同様に、せん断力を算出する際のエネルギーの変換係数 α を適切に設定することで裏面剥離の発生を評価できることがわかった。

第6章 結論

本研究は、竜巻などによる飛散物や火山噴火における噴石の衝突に対する防護構造物の設計法に関して、飛翔体の衝突を受ける RC 版の破壊評価法、および耐衝撃補強法の一つとして UFC パネルの破壊評価法に関する検討を行ったものである。本章では、本研究で得られた主要な成果を示し、今後の課題について述べる。

6.1 主要な成果および結論

6.2.1 第1章

本研究の背景、衝突作用を受ける RC 版の破壊モードや破壊評価法に関する既往の研究を整理した。また、耐衝撃補強法の一例として繊維補強セメント系複合材料を用いた研究についてまとめ、本研究の目的および論文の構成について述べた。

6.2.2 第2章

衝突速度 20m/s～100m/s の衝突を受ける RC 版の衝撃応答を調べるため、高圧空気式飛翔体発射装置を用いた衝突実験を行った。実験では、飛翔体の衝突速度、質量および剛性（剛・柔）を変化させ、飛翔体の貫入深さや衝撃荷重特性の分析を行った。また、RC 版の破壊性状、ひずみ応答および高速カメラにより撮影した RC 版裏面の損傷進展状況を観察し、RC 版の破壊の進展過程を考察した。本章の研究成果を、以下に要約して示す。

- (1) RC 版の破壊性状は、いずれの版厚の試験体も衝突速度が増大するにつれて断面に斜めひび割れが生じて裏面に到達し、主としてかぶりコンクリートが飛散することで裏面剥離を形成した。剛・柔複合飛翔体のケースにおいては、鋼管部に座屈変形が生じることで、同じ衝突速度における剛飛翔体のケースよりも破壊が小さくなった。
- (2) RC 版の貫入深さについては、質量 8.3kg のケースの実験結果は質量 4.5kg のケースに比べて、修正 NDRC 式の評価結果と良い整合性を示した。飛翔体の衝突エネルギーが同様のケースにおいて、飛翔体の質量が 8.3kg および 4.5kg の剛飛翔体のケースの結果はほぼ同様であった。また、剛・柔複合飛翔体の貫入深さについては、鋼管部が座屈変形することにより、同様の速度の剛飛翔体の結果よりも 40%～50%程度小さくなった。
- (3) RC 版裏面の裏面剥離直径は、剛飛翔体のケースの実験結果は版厚が大きくなると大きくなる傾向を示した。剛・柔複合飛翔体のケースにおいても剛飛翔体のケースと同様に、版厚が大きくなると剥離直径が大きくなる傾向を示した。
- (4) 剛飛翔体の実験結果の破壊モードを、既往の局部破壊評価式である剛 CRIEPI 式により損傷評価を行うと実験結果とある程度一致した。また、同じ運動エネルギーを有するケースにおける破壊性状は、質量 8.3kg と 4.5kg のケースではいずれも同様の破壊モー

ドを示した。剛・柔複合飛翔体の実験結果は、柔 CRIEPI 式の低減係数を修正することで実験結果と良い一致を示した。

- (5) RC 版裏面の破壊の進展状況、飛翔体の荷重および支点反力～時間関係から、剛飛翔体と剛・柔複合飛翔体のいずれも荷重が除荷された後に支点反力が増大する前に破壊の大部分は進展することがわかった。剛・柔複合飛翔体の荷重は、鋼管部の座屈が生じることにより、剛飛翔体のケースに比べて最大荷重が小さくなった。また、鋼管部の座屈が進展する時刻ではほぼひび割れが進展することなく、裏面剥離が生じないことがわかった。

6.2.3 第 3 章

衝突速度 20m/s～75m/s の衝突を受ける UFC パネルの衝撃応答を調べるため、高圧空気式飛翔体発射装置を用いた衝突実験を行った。実験では、RC 版の実験と同様に、飛翔体の衝突速度および剛性を変化させ、飛翔体の貫入深さや衝撃荷重特性の分析を行った。また、UFC パネルの破壊性状、ひずみ応答および高速カメラにより撮影した UFC パネル裏面の破壊進展状況の観察を行った。本章の研究成果を、以下に要約して示す。

- (1) UFC パネルの破壊性状は、版厚によらず衝突速度が増大するにつれて表面、裏面および断面におけるひび割れが分散されて生じる傾向を示した。断面においては RC 版と同様に、斜めひび割れが生じて裏面に到達し、円錐台状の剥離片を形成した。また、繊維混入率の増大に伴い、裏面剥離の発生する衝突速度は大きくなり、UFC パネルの耐衝撃性が向上することがわかった。一方で、UFC パネルに PC 鋼材を設置したケースおよびプレストレスを導入したケースの破壊性状から、PC 鋼材の設置やプレストレスの導入が裏面剥離の発生に与える影響は小さいことがわかった。さらに、剛・柔複合飛翔体のケースから、鋼管部の座屈変形により、UFC パネルの損傷が抑制されることがわかった。
- (2) UFC パネルの貫入深さについては、繊維混入率の増大に伴い小さくなる傾向を示した。また、剛・柔複合飛翔体のケースについては、鋼管部が座屈変形したケースの貫入深さは剛飛翔体の結果よりも 50%程度小さくなった。
- (3) UFC パネルの裏面剥離の直径は、繊維を混入したケースは繊維を混入していないケースに比べて裏面剥離直径が小さくなる傾向を示した。また、繊維を混入したケースの裏面剥離の直径は、版厚の増加とともに大きくなる傾向を示した。
- (4) RC 版の局部破壊評価式である剛 CRIEPI 式を修正して UFC パネルの裏面剥離限界版厚および貫通限界版厚の評価を行った。その結果、繊維混入率 1.0vol%および 2.0vol%に対しては、剛 CRIEPI 式に低減係数をそれぞれ 0.75 および 0.64 乗じることで実験結果とある程度一致した。一方で、貫通限界版厚に対する低減係数はそれぞれの混入率に対して 0.82 および 0.83 とほぼ同様であり、繊維混入率の増大は主に裏面剥離の抑制効果を向上させることがわかった。また、剛・柔複合飛翔体の実験結果に対しては、繊

維混入率 2.0vol%の実験結果に適合させた剛 CRIEPI 式による裏面剥離限界版厚に、さらに低減係数 0.75 を乗じることで実験結果と良い一致を示した。

- (5) 飛翔体の荷重および支点反力～時間関係から、剛飛翔体のケースにおける最大荷重は RC 版のケースに比べて大きく、荷重の継続時間は短くなることがわかった。また、裏面剥離が生じたケースにおいては、最大荷重を示した後に繊維の架橋効果およびひび割れ分散効果により荷重が緩やかに低減することがわかった。剛・柔複合飛翔体の荷重は、RC 版のケースと同様に、剛飛翔体のケースに比べて最大荷重が小さくなり、先端部が停止した後は座屈による荷重が作用することがわかった。

6.2.4 第 4 章

衝突実験に対する数値シミュレーションを行い、RC 版および UFC パネルの破壊メカニズムについて考察を行った。数値シミュレーションにおける RC 版および UFC パネルの破壊性状や飛翔体の運動の再現性について検討した。また、数値シミュレーションによって得られる飛翔体の荷重特性や、RC 版および UFC に生じる応力波の伝播、断面力および慣性力について分析を行った。本章の研究成果を、以下に要約して示す。

- (1) コンクリートおよび UFC の構成則として、ひずみ速度効果や UFC の引張軟化特性などを考慮したモデルを適用すると、衝突実験における飛翔体の変位、速度および荷重～時間関係や、RC 版および UFC パネルの破壊性状、また剛・柔複合飛翔体の鋼管部の座屈変形および破壊性状に与える影響をある程度再現することができた。
- (2) RC 版および UFC パネルの断面における損傷の進展状況から、断面に生じる斜めひび割れは応力波の伝播に起因するものではなく、衝突後時刻 0.2ms～0.6ms の間で RC 版および UFC パネルの裏面における破壊領域を形成することがわかった。
- (3) 衝撃荷重と RC 版および UFC パネルに作用する慣性力を比較すると、時刻 0.5ms までの間において衝撃荷重と慣性力が釣合い、荷重が除荷した後は RC 版の慣性力に対し、裏面支持具に生じる慣性力と支点反力が釣合うことがわかった。
- (4) RC 版および UFC パネルに生じる加速度分布から、衝突直後においては版の中心部に集中して加速度が生じる傾向を示し、時間の経過につれて加速度は版全体に分布することがわかった。
- (5) RC 版および UFC パネルに生じるせん断力分布から、衝突直後は版の中心部付近にせん断力が卓越し、断面の斜めひび割れが生じる時刻において大きなせん断力が生じることがわかった。

6.2.5 第 5 章

RC 版に作用する最大衝撃荷重に基づいたせん断と RC 版の静的な押し抜きせん断耐力を修正して動的な押し抜きせん断耐力を算定し、RC 版の裏面剥離評価を行った。また、RC 版の裏面剥離評価法を修正することで、UFC パネルの裏面剥離評価への適用について検討した。

本章の研究成果を、以下に要約して示す。

- (1) 三輪らの貫入モデルを用いて飛翔体の貫入抵抗力を算出することで、実験における剛飛翔体の変位、速度および衝突荷重を再現することができた。また、剛・柔複合飛翔体の変位、速度および衝突荷重については、三輪らの貫入モデルを用いて貫入抵抗力を算出し、鋼管部の座屈荷重を考慮することで、実験結果を再現することができた。
- (2) RC版の慣性力分布について、Pham および Hao が提案する RC はりのモデルを参考に、慣性力が RC 版に線形に分布すると仮定して、RC 版に生じるせん断力を算定した。また、このせん断力とひずみ速度効果などを考慮した動的な押し抜きせん断耐力と比較し、せん断力を算定する際のエネルギーの変換係数 α を適切に設定することで裏面剥離を評価することができることがわかった。
- (3) RC 版の裏面剥離評価法を、UFC パネルに適用できるように修正を行った。衝撃荷重は、コンクリートの降伏応力に低減係数を乗じることで実験結果と良い一致が認められた。また、せん断力および動的な押し抜きせん断耐力による裏面剥離の評価については、RC 版と同様に、せん断力を算出する際のエネルギーの変換係数 α を適切に設定することで裏面剥離の発生を評価できることがわかった。

6.3 今後の課題

今後の課題として、以下の3点を挙げる。

- (1) 本研究で行った実験において検討した衝突速度は 100m/s 以下であったが火山噴石の速度は 130m/s 程度まで想定されているため、今後はさらに高速度の衝突実験を行い、RC 版の破壊性状や衝撃応答に関する実験データを収集する必要がある。
- (2) 衝突実験の数値シミュレーションでは、コンクリートおよび UFC の破壊性状などをある程度は再現することができたが、今後はそれぞれの再現性を向上させるため、圧縮および引張応力に対する硬化および軟化特性、ひずみ速度効果などについて詳細に考慮した構成則を適用する必要がある。また、解析モデルにおける裏面支持具およびロードセルを詳細にモデル化することにより、版の全体応答についても再現性を向上させる必要がある。
- (3) RC 版および UFC パネルの裏面剥離評価法については、衝突時に飛翔体の運動エネルギーが版の運動エネルギーに変換される際の変換率である係数 α を適切に設定する必要がある。このため、今後は係数 α に与える各パラメータについて詳細に検討を行う必要がある。また、UFC パネルについては、繊維による補強効果について係数 α の修正を行うことで考慮しているため、今後は繊維による引張強度特性を反映した評価法を検討する必要がある。

謝辞

本論文は、防衛大学校建設環境工学科 別府万寿博教授のご指導の下にまとめられたものです。別府先生には、研究の進め方や研究に対する姿勢、科学・論理的な考察を行うことの重要性についてだけでなく、社会人としての常識や礼儀作法に到るまで、終始懇切丁寧なご指導、ご鞭撻を賜りました。先生の下で5年間充実した研究生生活を送ることができたことは、著者にとって人生における貴重な財産になりました。心より感謝申し上げます。

防衛大学校システム工学群 藤掛一典教授、同 矢代晴実教授、同 黒田一郎教授には本研究をまとめるにあたり、懇切丁寧なご指導、ご鞭撻を頂きました。ここに深く感謝申し上げます。金沢大学理工研究域地球社会基盤学系 榊谷浩教授には、本研究をまとめる上で貴重なご意見、ご指導を頂きました。ご多忙にもかかわらず審査委員を引き受けて頂きました先生方に、心から御礼申し上げます。

防衛大学校建設環境工学科 市野宏嘉准教授には、本研究を進めるにあたり、多大なご意見、ご教示を頂くとともに、暖かい励ましのお言葉を頂きました。深く感謝いたします。

大成建設株式会社技術センター 武者浩透氏、島崎利孝氏には、UFC パネル試験体のご提供を頂き、研究内容について多くのご助言ならびに励ましのお言葉を頂きました。伊藤忠テクノソリューションズ株式会社 伊東雅晴氏、松澤遼氏、末木未来氏には数値解析に関する多くのご助言を頂きました。ここに深く感謝申し上げます。

防衛大学校建設環境工学科 高橋峰雄氏、同管理施設課 小西桂吾氏、同システム工学群機械実習工場の皆様には、試験体や実験器具の作成にあたり多大なるご支援を頂きました。心から感謝申し上げます。

防衛大学校理工学研究科後期課程第15期 上野裕稔氏、同16期 永田真氏、同19期 濱田匠李氏には、研究、実験支援をはじめ、公私共に温かいご助言を頂きました。同前期課程53期 柴田大希氏 同55期 岩根利浩氏、同56期 長谷川大氏、同58期 清田翔吾氏には、実験の準備・実施についてご協力頂きました。心から感謝申し上げます。

防衛大学校本科60期 西川裕徳氏、藤巻遼太郎氏、磯崎雄哉氏、高橋謙士郎氏、同61期 奥本秀和氏、高岡康晃氏、中嶋賢太氏、中田拓也氏、同62期 杉山佳那恵氏、森広毅氏、峰好古氏、同63期 山口啓氏、山崎大輔氏、増本正二郎氏、寺澤拓真氏、同64期 森山源太氏、三浦賢卓氏、渡邊駿介氏、坂井知士氏には実験の実施・準備等にご協力頂きました。心から感謝申し上げます。

末筆ながら、本研究の機会を与えてくださいました陸上自衛隊および防衛大学校の関係諸氏、5年間の研究を様々な面から支えて頂きました建設環境工学科の皆様へ深く感謝申し上げます。

参考文献

第 1 章

- 1) 国土交通省国土技術政策総合研究所，独立行政法人建築研究所：平成 24 年 5 月 6 日に茨城県つくば市で発生した竜巻による建築物被害，2012.
- 2) 国土交通省国土技術政策総合研究所，国立研究開発法人建築研究所：平成 30 年台風第 21 号に伴う強風による建築物等被害現地調査報告（速報），2018.
- 3) 気象庁ホームページ：竜巻等の突風データベース，<http://www.data.jma.go.jp/obd/stats/data/bosai/tornado/>，2017.
- 4) 内閣府：御嶽山の噴火状況等について（平成 27 年 8 月 11 日 17:00 現在），2015.
- 5) 内閣府：草津白根山の火山活動の状況等について（平成 30 年 1 月 24 日 8:30 現在），2018.
- 6) 気象庁：日本活火山総覧（第 4 版），2013.
- 7) 原子力規制委員会：原子力発電所の竜巻影響評価ガイド，2013，2018 一部改定
- 8) 原子力規制委員会：原子力発電所の火山影響評価ガイド，2013，2017 一部改正
- 9) Volcanic Hazards in Site Evaluation for Nuclear Installations, IAEA Safety Standards No. SSG-21, October 2012.
- 10) 内閣府：活火山における退避壕等の充実に向けた手引き，2015.
- 11) Kennedy, R. P.: A review of procedures for the analysis a design of concrete structures to resist missile impact effects, Nuclear Engineering and Design 37, 1976.
- 12) Degen, P. P.: Perforation of reinforced concrete slabs by rigid missiles. Journal of the Structural Division, Proceedings of ASCE, Vol. 106, No. ST7, 1980.
- 13) 電力中央研究所：飛来物の衝突に対するコンクリート構造物の耐衝撃設計法，電力中央研究所報告，総合報告 U24，1991.
- 14) 伊藤千浩，白井孝治，大沼博志：剛飛来物の衝突に対する鉄筋コンクリート構造物の設計評価式，土木学会論文集 No.507，I-30，pp.201-208，1995.
- 15) 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.
- 16) 土木学会：防災・安全対策技術者のための衝撃作用を受ける土木構造物の性能設計—基準体系の指針—，構造工学シリーズ 22，2013.
- 17) 土木学会：構造物の衝撃挙動と設計法，構造工学シリーズ 6，1994.
- 18) 吉田博，榎谷浩，岡衛：落石覆工屋根上への落石による衝撃荷重特性について，土木学会論文集，第 362 号，I-4，pp.461-470，1985.
- 19) 宮本文穂，King, M. W., 石橋照久：多質点ばねモデルによる衝撃力特性の再現と設計衝撃力の検討，構造工学論文集，Vo.38A, pp.1515-1528, 1992.

- 20) 松林卓, 岩波光保, 横田弘, 山田岳史, 竹鼻直人: 繰返し衝撃荷重を受ける二辺支持鉄筋コンクリート版の破壊性状に関する実験的研究, 土木学会論文集 A1 (構造・地震工学), Vol.67, No.1, pp.149-164, 2011.
- 21) 香月智, 渋谷一, 大隅久, 國領ひろし, 石川信隆: 個別要素法による透過型砂防堰堤の流木混じり土石流補足解析, 土木学会論文集 A2 (応用力学), Vol.69, No.1, pp.16-29, 2013.
- 22) NDRC: Effects of impact and explosion, Summary Technical Report of Division 2, National Defense Research Committee, Vol.1, Washington, D. C., 1946.
- 23) 小林政一, 加藤得三郎: 建築材料の小銃弾に対する耐弾力の研究ーセメントモルタル盤の破壊状況ー, 建築學會論文集, 25 卷, pp.358-364, 1942.
- 24) W. S. Chang: Impact of Solid Missiles on Concrete Barriers, J. of the ST Division of ASCE, Vol.106, No.ST2, pp.257-271, 1981
- 25) G. Hughes: Hard missile impact on reinforced concrete, Nuclear Engineering and Design 77, 1984.
- 26) Barr, P.: Guidelines for the design and assessment of concrete structures subjected to impact, UK Atomic Energy Authority, HMSO, London, 1990.
- 27) Haldar, A. and Miller, F. J.: Penetration depth in concrete for nondeformable missiles, Nuclear Engineering and Design, Vol.71, 1982.
- 28) Adeli, H. and Amin, A. M.: Local effects of impactors on concrete structures, Nuclear Engineering and Design, Vol.88, pp.301-317, 1982.
- 29) Li, Q. M., Reid, S.R., When, H.M., Telford, A. R.: Local impact effects of hard missiles on concrete targets: International Journal of Impact Engineering, pp.224-284, 32, 2005.
- 30) Li, Q. M. and Tong, D. J.: Perforation thickness and ballistic limit of concrete target subjected to rigid projectile impact, ASCE, Journal of Engineering Mechanics, Vol.129, No.9, pp.1083-1091, 2003.
- 31) Li, Q. M., and Chen, X. W.: Dimensionless formulae for penetration depth of concrete target impacted by a non-deformable projectile, International Journal of Impact Engineering, pp. 93-116, 28, 2003.
- 32) 大沼博志, 伊藤千浩, 白井孝治: 剛・柔飛来物の衝突に対する鉄筋コンクリート構造物の局部損傷評価, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.20, No.3, 1998.
- 33) Von Riesenmann, W. A., Parrish, R. L., Bickel, D. C., Heffelfinger, S. R., Muto, K., Sugano, T., Tsubota, H., Koshika, N., Suzuki, M., Ohru, S.: Full-scale aircraft impact test for evaluation of impact forces Part 1: Test plan, Test method, and Test results, 10th International Conference on Structural Mechanics on Reactor Technology (SMIRT), pp. 285-292, 1989.
- 34) Muto, K., Sugano, T., Tsubota, H., Koshika, N., Suzuki, M., Ohru, S., Von Riesenmann, W. A., Parrish, R. L., Bickel, D. C., Heffelfinger, S. R. : Full-scale aircraft impact test for evaluation of impact forces Part 2: Analysis of the results, 10th International Conference on Structural

Mechanics on Reactor Technology (SMIRT), pp. 285-292, 1989.

- 35) 太田良巳, 松澤遼, 鈴木哲夫, 吉田匡佑: 国際ベンチマーク解析プロジェクト IRIS3 フェーズ A に係る鉄筋コンクリート構造物の衝撃評価に関する基礎的研究, 第 12 回構造物の衝撃問題に関するシンポジウム論文集, Session3, 衝撃問題一般(19), 2019.
- 36) 松澤遼, 大西慶弘, 佐藤暁拓, 大田敏郎, 千馬敦哉, 麦倉彩子, 吉田匡佑: 非線形コンクリートモデルによる RC 板に対する高速衝突実験の再現解析, 第 12 回構造物の衝撃問題に関するシンポジウム論文集, Session2, 数値解析(17), 2019.
- 37) 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, No.2, pp.517-522, 2014.
- 38) 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.
- 39) 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, No.2, pp.1345-1350, 2016.
- 40) 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.
- 41) 石川信隆, 大野友則, 藤掛一典, 別府万寿博: 基礎からの衝撃工学, pp.203-222, 森北出版株式会社, 2008.
- 42) 日本道路協会: 落石対策便覧, 2017.12
- 43) Forrestal, M. J., Altman, B. S., Cargile, J. D. and Hanchak, S. J.: An empirical equation for penetration depth of ogive-nose projectiles into concrete targets, International Journal of Impact Engineering Vol.15, No. 4, pp. 395-405, 1994.
- 44) Forrestal, M. J.: A spherical cavity-expansion penetration model for concrete targets, International Journal of Solids and Structures Vol. 34, No. 31-32, pp. 4127-4146, 1997.
- 45) Li, Q.M., Weng, H.J., Chen, X.W.: A modified model for the penetration into moderately thick plate by a rigid sharp-nosed projectile, International Journal of Impact Engineering, pp.193-204, 30, 2004.
- 46) Chen, X.W. Fan, S.C. and Li, Q.M.: Oblique and normal perforation of concrete targets by a rigid projectile, International Journal of Impact Engineering, pp.617-637, 30, 2004.
- 47) 坪田張二: (4)航空機衝突に対する原子力発電施設の耐衝撃設計, 日本原子力学会, 2016 年秋の大会, 計算科学技術部会セッション「外部ハザード評価のための数値解析」, PL2L04, 2016.
- 48) 内田孝, 大野友則: 航空機ジェットエンジンの高速衝突を受ける鉄筋コンクリート板の衝撃応答とその予測に関する研究, 日本建築学会構造系論文集, 第 471 号, pp.81-89, 1995.

- 49) 日本建築学会：建築物の耐衝撃設計の考え方，丸善出版，2015.
- 50) 林卓夫，田中吉之助：衝撃工学，日刊工業新聞社，1988.
- 51) 横山隆：衝撃工学の基礎と応用，pp. 1-23，共立出版，2014.
- 52) Pham, T. M. and Hao, H. : Behavior of fiber-reinforced polymer-strengthened reinforced concrete beams under static and impact loads, International Journal of Protective Structures, Vol.8(1), pp.3-24, 2017.
- 53) Pham, T. M. and Hao, H.: Plastic hinges and inertia forces in RC beams under impact loads, International Journal of Impact Engineering 103, pp. 1-11, 2017.
- 54) Cotsovos, D. M., Stathopoulos, N. D. and Zeris, C. A.: Behavior of RC beams subjected to high rates of concentrated loading, Journal of structural engineering, ASCE, pp.1839-1851, 2008.
- 55) Cotsovos, D. M. : A simplified approach for assessing the load-carrying capacity of reinforced concrete beams under concentrated load applied at high rates, International Journal of Impact Engineering 37, pp. 907-917, 2010.
- 56) 三輪幸治：剛飛翔体の高速衝突を受けるコンクリート板の裏面剥離の発生メカニズムと耐衝撃補強に関する研究，防衛大学校博士論文，2010.
- 57) 柴田大希，別府万寿博，高橋順，市野宏嘉：高速衝突を受ける鉄筋モルタル梁の裏面剥離メカニズムに関する基礎的検討，構造工学論文集，Vol.62A, pp.1111-1123, 2016.
- 58) 柴田大希：高速衝突を受ける鉄筋モルタルはりの裏面剥離発生メカニズムに関する研究，防衛大学校修士論文，2016.
- 59) 山本佳士，岡崎宗一郎，別府万寿博，中村光，三浦泰人：高速衝突を受ける鉄筋モルタルはり部材の裏面剥離発生メカニズムに関する解析的研究，構造工学論文集，Vol.63A, pp.1210-1223, 2017.
- 60) 吉田博，榎谷浩，佐藤真，井原朋美：落石実験データベースの作成と落石の衝撃力評価について，構造工学論文集，Vol.33A, pp.571-583, 1987.
- 61) 三上敬司，能町純雄，松岡健一，岸徳光：落石による落石覆工への衝撃力に関する評価，構造工学論文集，Vol.33A, pp.559-569, 1987.
- 62) 大野友則，山田俊二，上田眞稔，石川信隆，内田孝：緩衝材を有する 2 層 RC はりの耐衝撃性および多質点系もモデルによる衝撃応答解析，構造工学論文集，Vol.38A, pp.1565-1575, 1992.
- 63) 園田佳巨，佐藤紘志，石川信隆，榎谷浩：落石覆工への落石のエネルギー伝達率に関する基礎的考察，土木学会論文集，No.446, I-19, pp.147-155, 1992.
- 64) 園田佳巨，石川信隆，園田恵一郎，太田俊昭：PC 落石覆工の耐荷力評価と安全性照査法に関する研究，土木学会論文集，No.495, I-28, pp.83-92, 1994.
- 65) 三上浩，岸徳光，松岡健一，田村富雄：低速度衝撃を受ける RC 梁の耐衝撃設計法の一提案，構造工学論文集，Vol.42A, pp.1255-1260, 1996.
- 66) 岸徳光，三上浩，松岡健一，安藤智啓：静載荷時に曲げ破壊が卓越する RC 梁の耐衝撃

- 設計法に関する一提案, 土木学会論文集, No.647, I-51, pp.177-190, 2000.
- 67) 岸徳光, 三上浩: 衝撃荷重載荷時に曲げ破壊が卓越する RC 梁の性能照査型耐衝撃設計法に関する一提案, 構造工学論文集, Vol.53A, pp.1251-1260, 2007.
 - 68) 岸徳光, 今野久志, 三上浩, 岡田慎哉: 大型 RC 梁の性能照査型耐衝撃設計法に関する一提案, 構造工学論文集, Vol.54A, pp.1077-1088, 2008.
 - 69) 栗橋祐介, 榎谷浩: 衝突作用を受ける RC はりのエネルギー吸収に基づく応答変位の推定, 第 12 回構造物の衝撃問題に関するシンポジウム論文集, Session5, 落下衝突(36), 2019.
 - 70) 三上浩, 岸徳光, 今野久志, 岡田慎哉: RC 版の静的・衝撃押し抜きせん断性状に与える上端鉄筋の影響, コンクリート工学年次論文集, Vol.29, No.3, pp.745-750, 2007.
 - 71) 岸徳光, 三上浩, 栗橋祐介: 支持条件の異なる RC 版の静的および衝撃荷重載荷実験, 構造工学論文集, Vol.56A, pp.1160-1168, 2010.
 - 72) 岸徳光, 三上浩, 栗橋祐介: 四辺支持 RC 版の耐衝撃性に及ぼすコンクリート強度の影響と耐衝撃設計法, 構造工学論文集, Vol.57A, pp.1239-1250, 2011.
 - 73) 岸徳光, 三上浩, 栗橋祐介: 低速度衝撃を受ける四辺支持 RC 版の耐衝撃設計法に関する一提案, 構造工学論文集, Vol.55A, pp.1327-1338, 2009.
 - 74) 岸徳光, 三上浩, 栗橋祐介: 支持条件と版厚を変化させた RC 版の重錘落下衝撃実験と耐衝撃設計法の提案, 構造工学論文集, Vol.59A, pp.1025-1036, 2013.
 - 75) 菊田貴恒, 三橋博三: 繊維補強コンクリートの構成要素と材料の基本的性能, コンクリート工学, Vol.50, No.5, 2012.
 - 76) 日本コンクリート工学会, 繊維補強セメント系複合材料の新しい利用法に関するシンポジウム委員会報告書および論文集, 2012.
 - 77) 三橋博三, 六郷恵哲, 国枝稔: コンクリートのひび割れと破壊の力学—現象のモデル化と制御—, 技法堂出版, 2010.
 - 78) Wang, N., Mindess, S. and Ko, K.: Fibre reinforced concrete beams under impact loading, Cement and Concrete Research, Vol. 26, No.3, pp. 363-376, 1996.
 - 79) Fenu, L., Forni, D. and Cadoni, E.: Dynamic behaviour of cement mortars reinforced with glass and basalt fibres, Composites Part B 92, pp.142-150, 2016.
 - 80) 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特性に関する実験的研究, 構造工学論文集, Vol.64A, pp.833-846, 2018.
 - 81) 神田健輔: 繊維補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, 防衛大学校卒業論文, 2013.
 - 82) 岩波光保, 白根勇二, 横田弘, 山田岳史, 竹鼻直人: PVA 短繊維補強コンクリートの耐衝撃性向上効果の検討, 港湾空港技術研究所資料, No.1163, 2007.
 - 83) 岸徳光, 三上浩, 栗橋祐介, 田口史雄: PVA 短繊維を混入した大型 RC 梁の耐衝撃性に関する実験的研究, 構造工学論文集, Vol.57A, pp.1115-1123, 2011.
 - 84) Hrynyk, D. T. and Vecchio, J. F.: Behavior of steel fiber-reinforced concrete slabs under impact

- load, *ACI Structural Journal*, No.111-S103, pp.1213-1224, 2014.
- 85) Almusallam, H. T., Siddiqui, A. N., Iqbal, A. R. and Abbas, H.: Response of hybrid-fiber reinforced concrete slabs to hard projectile impact, *International Journal of Impact Engineering* 58, pp. 17-30, 2013.
- 86) 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.
- 87) 氏家隆博, 清水克将, 金久保利之, 片桐誠: 超高強度繊維補強コンクリートを用いた梁部材の曲げせん断性状, *コンクリート工学年次論文集*, Vol.27, No.2, pp.1339-1344, 2005.
- 88) 千明英祐, 二羽淳一郎, 田中良弘, 片桐誠: UFC パネルの押抜きせん断抵抗性に関する研究, *コンクリート工学年次論文集*, Vol.29, No.3, pp.1741-1746, 2007.
- 89) 川口哲生, 片桐誠, 白井一義, 二羽淳一郎: 超高強度繊維補強コンクリートの引張抵抗力が曲げ破壊性状に及ぼす影響, *土木学会論文集 E*, No.64, No.3, pp.435-448, 2008.
- 90) Fujikake. K, Uebayashi. K, Ohno. T, Shimoyama. Y, and Katagiri. M.: Dynamic properties of steel fiber reinforced mortar under high-rates of loading and triaxial stress states, *Proceedings of 7th International conference on structures under shock and impact*, 2002.
- 91) 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* 4(1), pp79-84, 2006.
- 92) Ren. GM, Wu. H, Fang. Q, Liu. JZ and Gong. ZM.: Triaxial compressive behavior of UHPCC and application in the projectile impact analyses, *Construction and Building Materials* 113, pp1-14, 2016.
- 93) Ren. GM, Wu. H, Fang. Q and Liu. JZ.: Effects of steel fiber content and type on static mechanical properties of UHPCC. *Construction and Building Materials* 163, pp826-839, 2018.
- 94) Ren. GM, Wu. H, Fang. Q and Liu. JZ.: Effects of steel fiber content and type on dynamic compressive mechanical properties of UHPCC. *Construction and Building Materials* 164, pp29-43, 2018.
- 95) Wu. H, Ren. GM, Fang. Q and Liu. JZ.: Effects of steel fiber content and type on dynamic tensile mechanical properties of UHPCC. *Construction and Building Materials* 173, pp251-261, 2018.
- 96) Nöldgen. M, Riedel. W, Thoma. K, and Fehling. E.: Properties of Ultra high performance concrete (UHPC) in tension at high strain rates, *Proceedings of 8th International Conference on Fracture Mechanics of Concrete Structures*, March 2013.
- 97) Farnam. Y, Mohammadi. S, and Shekarchi. M.: Experimental and numerical investigations of low velocity impact behavior of high-performance fiber-reinforced cement based composite. *International Journal of Impact Engineering* 37(2), pp220-29, 2010.
- 98) Othman. H and Marzouk. H.: Performance of UHPFRC plates under repeated impact load, *Proceedings of the 1st International Interactive Symposium on UHPC*, 2016.

- 99) 武者浩透, 別府万寿博, 岡本修一: 重錘落下実験による UFC パネルの耐衝撃性に関する実験的研究, コンクリート工学年次論文集, Vol.35, No.2, pp.1273-1278, 2013.
- 100) Fujikake. K, Senga. T, Ueda. N, Ohno. T, and Katagiri. M.: Study on impact response of reactive powder concrete beam and its analytical model, Journal of Advanced Concrete Technology 4(1), pp99-108, 2006.
- 101) Habel. K and Gauvreau. P.: Response of ultra-high performance fiber reinforced concrete (UHPC) to impact and static loading, Cement & Concrete Composites 21, pp938-946, 2008.
- 102) Máca. P, Sovják. R and Konvalinka. P.: Mix design of UHPC and its response to projectile impact, International Journal of Impact Engineering 63, pp158-163, 2014.
- 103) Sovják. R, Vavrinik. T, Zatloukal. J, Máca. P, Micunek. T, and Frydryn. M.: Resistance of slim UHPC targets to projectile impact using in-service bullets, International Journal of Impact Engineering 76, pp166-177, 2015.
- 104) Yu. R, Spiesz. P and Brouwers. HJH.: Energy absorption capacity of a sustainable Ultra-High Performance Fibre Reinforced Concrete (UHPC) in quasi-static mode and under high velocity projectile impact, Cement & Concrete Composites 68, pp109-122, 2016.
- 105) Tai. YS.: Flat ended projectile penetrating ultra-high strength concrete plate target, Theoretical and Applied Fracture Mechanics 51, pp117-128, 2009.

第 2 章

- 1) 三輪幸治, 別府万寿博, 大野友則: 剛飛翔体の高速衝突によって生じるコンクリート板の表面破壊に先端形状が及ぼす影響, 構造工学論文集, Vo.54A, pp.989-998, 2008.
- 2) 三輪幸治, 別府万寿博, 伊東雅晴, 片山雅英, 大野友則: 先端形状が異なる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数値シミュレーション, 第 9 回構造物の衝撃問題に関するシンポジウム論文集, pp.235-240, 2008.
- 3) 三輪幸治, 別府万寿博, 大野友則: 先端形状が異なる衝突体の水平低速度衝突を受ける鉄筋コンクリート版の局部損傷メカニズムと評価法, 構造工学論文集, Vo.56A, pp.1196-1205, 2010.
- 4) 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, 第 29 巻, 第 2 号, pp.209-217, 1992.
- 5) 大沼博志, 伊藤千浩, 白井孝治: 剛・柔飛翔物の衝突に対する鉄筋コンクリート構造物の局部損傷評価, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.20, No.3, pp.1063-1068, 1998.
- 6) Hashimoto, J.: 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), pp.2604-2615, 2005.
- 7) 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, Vo.63A, pp.1149-1162 2017.

- 8) 宇治橋貞幸, 十河敬寛, 松本浩之, 足立忠晴: 薄肉断面部材の衝撃圧潰によるエネルギー吸収能, 材料, Vol.42, No.483, pp.1427-1431, 1993.
- 9) 谷村眞治, 三村耕司, 石川雄一, 榎田努: 鋼製薄肉円管の連続塑性座屈に関する研究, 日本機械学会論文集 (A 編), 66 巻, 642 号, pp.176-183, 2000.
- 10) 東洋一: 鉄筋コンクリートスラブの降伏線理論と終局耐力, コンクリート・ジャーナル, 6 巻, 10 号, pp.40-49, 1968.
- 11) 田辺忠顕, 檜貝勇, 梅原秀哲, 二羽淳一郎: コンクリート構造, 朝倉書店, 2000.
- 12) 土木学会: 2012 年制定コンクリート標準示方書 (設計編), 丸善, 2012.
- 13) 電力中央研究所: 飛来物の衝突に対するコンクリート構造物の耐衝撃設計法, 電力中央研究所報告, 総合報告 U24, 1991.
- 14) NDRC: Effects of impact and explosion, Summary Technical Report of Division 2, National Defense Research Committee, Vol.1, Washington, D. C., 1946.
- 15) 勇玲菜: 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, 防衛大学校卒業論文, 2015.
- 16) 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, 第 17 巻, pp.185-190, 2017.

第 3 章

- 1) 土木学会: コンクリートライブラリー第 113 号 超高強度繊維補強コンクリート設計・施工指針 (案), 2004.
- 2) 土木学会基準: 鋼繊維補強コンクリートの曲げ強度および曲げタフネス試験方法 (案), JSCE-G552, 2007.
- 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) 電力中央研究所: 飛来物の衝突に対するコンクリート構造物の耐衝撃設計法, 電力中央研究所報告, 総合報告 U24, 1991.

第 4 章

- 1) ANSYS, Inc.: ANSYS Autodyn User's Manual, Release 16.0, 2015.
- 2) Itoh, M., Katayama, M., Mitake, S., Niwa, N., Beppu, M. and Ishikawa, N.: Numerical study on impulsive local damage of reinforced concrete structures by a sophisticated constitutive and failure model, Structures under shock and impact VI, Computational, Mechanics Publications, pp.569-578, 2000.

- 3) Westerling, L.: A note on an erosion criterion in AUTODYN, Swedish Defence Research Agency, Methodology report, 2002.
- 4) 三輪幸治：剛飛翔体の高速衝突を受けるコンクリート板の裏面剥離の発生メカニズムと耐衝撃補強に関する研究，防衛大学校博士論文，2010.
- 5) 藤掛一典，上林勝敏，大野友則，水野淳，鈴木篤：ひずみ速度を考慮した三軸応力下におけるコンクリートの直交異方性構成モデルの定式化，土木学会論文集，No.669/V-50，pp.109-123，2001.
- 6) Ross, C.A., Thompson, P.Y. and Tedesco, J.W.: Split-hopkinson pressure-bar tests on concrete and mortar in tension and compression, *ACI Material Journal*, Vol.86, pp.475-481, 1989.
- 7) 土木学会：コンクリートライブラリー第 113 号 超高強度繊維補強コンクリート設計・施工指針（案），2004.
- 8) 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* 4(1), pp79-84, 2006.
- 9) Fujikake. K, Uebayashi. K, Ohno. T, Shimoyama. Y, and Katagiri. M.: Dynamic properties of steel fiber reinforced mortar under high-rates of loading and triaxial stress states, *Proceedings of 7th International conference on structures under shock and impact*, 2002.
- 10) Johnson, G. R., Cook, W. H.: A constitutive model and data for metals subjected to large strains, high strain rates and high temperatures, *Proceedings of the 7th International Symposium on Ballistics*, April, 1983.
- 11) Schwer, L.: Optional strain-rate forms for the Johnson Cook-constitutive model and the role of the parameter epsilon_01, *Proceedings of LS-DYNA Anwenderforum*, 2007.
- 12) 林卓夫，田中吉之助，衝撃工学，日刊工業新聞社，1988.

第 5 章

- 1) 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.
- 2) 三輪幸治：剛飛翔体の高速衝突を受けるコンクリート板の裏面剥離の発生メカニズムと耐衝撃補強に関する研究，防衛大学校博士論文，2010.
- 3) Li, Q.M., Weng, H.J., Chen, X.W.: A modified model for the penetration into moderately thick plate by a rigid sharp-nosed projectile, *International Journal of Impact Engineering*, pp.193-204, 30, 2004.
- 4) Chen, X.W. Fan, S.C. and Li, Q.M.: Oblique and normal perforation of concrete targets by a rigid projectile, *International Journal of Impact Engineering*, pp.617-637, 30, 2004.
- 5) Li, Q.M., Chen, X.W.: Dimensionless formulae for penetration depth of concrete target impacted by a non-deformable projectile, *International Journal of Impact Engineering*, pp.93-116, 28, 2003.

- 6) Itoh, M., Katayama, M., Mitake, S., Niwa, N., Beppu, M. and Ishikawa, N.: Numerical study on impulsive local damage of reinforced concrete structures by a sophisticated constitutive and failure model, Structures under shock and impact VI, Computational, Mechanics Publications, pp.569-578, 2000.
- 7) 藤掛一典, 上林勝敏, 大野友則, 水野淳, 鈴木篤 : ひずみ速度を考慮した三軸応力下におけるコンクリートの直交異方性構成モデルの定式化, 土木学会論文集, No.669/V-50, pp.109-123, 2001.
- 8) Ross, C.A., Thompson, P.Y. and Tedesco, J.W. : Split-hopkinson pressure-bar tests on concrete and mortar in tension and compression, ACI Material Journal, Vol.86, pp.475-481, 1989.
- 9) Baltay, P. and Gjelsvik, A.: Coefficient of friction for steel on concrete at high normal stress, ASCE, Journal of Materials in Civil Engineering, Vol.1, No.1, pp. 46-49, 1998.
- 10) Chen, E. P.: Penetration into dry porous rock: A numerical study on sliding friction simulation, U. S. Department of Energy, Technical report, SAND-88-2485, 1988.
- 11) Pham, T. M. and Hao, H.: Plastic hinges and inertia forces in RC beams under impact loads, International Journal of Impact Engineering 103, pp. 1-11, 2017.
- 12) 土木学会 : 2012 年制定コンクリート標準示方書 (設計編), 丸善, 2012.
- 13) 三原弘士, 阿部宗人, 浜田純夫, 兼行啓治 : プレキャスト床版の接合部付近の押抜き強度に関する研究, コンクリート工学年次論文集, Vol.15, No.2, 1993.
- 14) Bantia, N. P., Mindess, S. A. Bentur: Energy balance in instrumented impact tests on plain concrete beams, International Conference on Fracture of Concrete and Rock, June 1987.
- 15) 土木学会 : コンクリートライブラリー第 113 号 超高強度繊維補強コンクリート設計・施工指針 (案), 2004.
- 16) 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 4(1), pp79-84, 2006.

研究に関連して発表した論文等

(1) 学術論文

番号	著者名	題 目	論文名	年 月
1	片岡 新之介 上野 裕稔 別府 万寿博 市野 宏嘉	剛飛翔体の中速度衝突を受けるコンクリート版の衝撃応答に関する基礎的検討	構造工学論文集 Vol.62A, p.1084~1096	2016.3
2	片岡 新之介 武者 浩透 別府 万寿博 岡本 修一	中速度衝突を受ける超高強度繊維補強コンクリートパネルの衝撃応答特性に関する基礎的検討	コンクリート工学年次論文集 Vol.38, No.2, p.757~762	2016.3
3	<u>Shinnosuke</u> <u>Kataoka</u> Masuhiro Beppu Tatsuya Mase Tatsuya Nakada Ryo Matsuzawa	The failure characteristics of RC slabs subjected to moderate velocity impact by a steel projectile	International Journal of Protective Structures Vol.8(3), p.384-406	2017.9
4	片岡 新之介 別府 万寿博 武者 浩透	飛来物衝突を受ける超高強度繊維補強コンクリートパネルの耐衝撃性に関する考察	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, 第18巻, p.47~52	2018.7
5	片岡 新之介 別府 万寿博	飛翔体の座屈変形がRC版の局部破壊特性に及ぼす影響に関する考察	土木学会論文集 A2(応用力学) Vol.74, No.2 (応用力学論文集 Vol.21) I_381~I_392	2018.12
6	片岡 新之介 別府 万寿博 市野 宏嘉	飛来物衝突を受けるRC版の裏面剥離メカニズムに関する研究	構造工学論文集 Vol.65A, p.876~889	2019.3
7	片岡 新之介 別府 万寿博 市野 宏嘉	飛来物衝突を受けるRC版の局部破壊メカニズムに関する基礎的考察	土木学会論文集 A2(応用力学) Vol.75, No.2 (応用力学	2019.10

			論文集 Vol.22) I_421~I_432	
8	Masuhiko Beppu <u>Shinnosuke</u> <u>Kataoka</u> Hiroyoshi Ichino Hiroyuki Musha	Failure characteristics of UHPFRC panels subjected to projectile impact	Composites Part B: Engineering Vol.182, No.107505	2020.2

(2) 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	<u>Shinnosuke</u> <u>Kataoka</u> Masuhiko Beppu○ Hiroyoshi Ichino Ryo Matsuzawa Masaharu Itoh	Impact behavior of RC slabs subjected to low to moderate velocity impact	4th International Conference on Protective Structures	2016.10
2	<u>Shinnosuke</u> <u>Kataoka</u> ○ Masuhiko Beppu Hiroyuki Musha Shuichi Okamoto	Impact behavior of UHPFRC panels under moderate velocity impact loading	8th International Conference on Fibre-Reinforced Polymer (FRP) Composites in Civil Engineering	2016.12
3	Masuhiko Beppu○ <u>Shinnosuke</u> <u>Kataoka</u> Hiroyoshi Ichino Ryo Matsuzawa Masaharu Itoh	Numerical simulation of failure behavior of RC slabs subjected to low-velocity impact	12 th International Conference on Shock & Impact Loads on Structures	2017.6
4	<u>Shinnosuke</u> <u>Kataoka</u> ○ Masuhiko Beppu	Failure behavior of RC slabs subjected to deformable projectile impact	5 th International Conference on Protective Structures	2018.8

(3) 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	片岡 新之介○ 上野 裕稔 別府 万寿博	剛飛翔体の中速度衝突を受けるコンクリート板の衝撃応答に関する実験的研究	土木学会平成 27 年度 全国大会第 70 回年次 学術講演会	2015.3
2	片岡 新之介○ 別府 万寿博 武者 浩透 岡本 修一	中速度衝突を受ける超高強度繊維補強コンクリートパネルの破壊性状に関する考察	土木学会第 43 回関東 支部技術研究発表会	2016.3
3	片岡 新之介○ 別府 万寿博 川口 哲生 吉本 宏和 武者 浩透 岡本 修一	剛・柔飛翔体の中速度衝突を受ける UFC パネルの衝撃応答に関する実験的検討	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
4	川口 哲生○ 吉本 宏和 武者 浩透 岡本 修一 上野 裕稔 片岡 新之介 別府 万寿博	柔衝突飛翔体の中速度衝突を受ける超高強度繊維補強コンクリートの衝撃挙動	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
5	片岡 新之介○ 別府 万寿博 市野 宏嘉	剛飛翔体の中速度衝突を受ける鉄筋コンクリート版の破壊メカニズムに関する研究	土木学会第 44 回関東 支部技術研究発表会	2017.3
6	片岡 新之介○ 別府 万寿博 市野 宏嘉	中速度衝突を受ける鉄筋コンクリート版の破壊メカニズムに関する数値解析的考察	土木学会平成 29 年度 全国大会第 72 回年次 学術講演会	2017.12
7	片岡 新之介○ 別府 万寿博	柔飛翔体の衝突を受ける鉄筋コンクリート版の破壊メカニズムに関する検討	土木学会第 45 回関東 支部技術研究発表会	2018.3
8	杉山佳那恵○ 片岡新之介	衝撃荷重を受ける鉄筋コンクリート版の破壊挙動に関する	土木学会第 45 回関東 支部技術研究発表会	2018.3

	別府万寿博	する解析的研究		
9	片岡 新之介○ 別府 万寿博 市野 宏嘉	飛来物衝突を受ける鉄筋コンクリート版の破壊メカニズムに関する考察	土木学会平成30年度 全国大会第73回年次 学術講演会	2018.8
10	片岡 新之介○ 別府 万寿博 武者 浩透	剛飛翔体の衝突を受ける超高強度繊維補強コンクリートパネルの耐衝撃性に関する基礎的研究	防衛施設学会年次 フォーラム2019	2019.2
11	片岡 新之介○ 別府 万寿博 市野 宏嘉	剛飛翔体の衝突を受ける鉄筋コンクリート版の破壊メカニズムに関する数値解析的考察	土木学会第46回関東 支部技術研究発表会	2019.3
12	山口 啓○ 片岡 新之介 別府 万寿博 市野 宏嘉 武者 浩透	超高強度繊維補強コンクリートの動的圧縮強度特性に関する実験的研究	土木学会第46回関東 支部技術研究発表会	2019.3
13	片岡 新之介○ 別府 万寿博 市野 宏嘉	飛来物衝突を受けるRC版の破壊メカニズムに関する数値解析的考察	土木学会令和元年度 全国大会第74回年次 学術講演会	2019.9
14	片岡 新之介○ 別府 万寿博 市野 宏嘉	衝突荷重を受けるRC版の局部破壊特性に関する考察	土木学会第12回構造 物の衝撃問題に関する シンポジウム	2019.12