補強量の違いが耐爆補強効果に及ぼす影響

連続繊維補強材を用いた鉄筋コンクリート版の耐爆補強に関する実験的研究

INFLUENCES OF FIBER VOLUME ON BLAST-RESISTANT STRENGTHENING EFFECT

An experimental study on blast-resistant strengthening of reinforced concrete slabs
using continuous fiber reinforcements山口 信*, 村上 聖**, 武田 浩二***, 佐藤 あゆみ*
三井 宜之****, 久部 修弘*****Makoto YAMAGUCHI, Kiyoshi MURAKAMI, Koji TAKEDA,
Ayumi SATOH, Yoshiyuki MITSUI and Nobuhiro HISABE

When designing blast-resistant reinforced concrete (RC) structures, it is important to reduce spall damage due to reflected tensile stress waves. In this study, to devise a blast-resistant strengthening method for existing RC slabs, contact detonation tests using 200 g of explosive charges were conducted on RC slabs with rear surfaces strengthened with continuous fiber sheets/meshes. High-strength carbon fiber (HSCF) and high-modulus carbon fiber (HMCF) sheets were employed to strengthen 75-mm-thick RC slabs, and the number of layers used for strengthening them was varied between 2, 4, and 6 layers. Two types of carbon fiber reinforced plastic (CFRP) meshes, in which the weight per unit area of carbon fibers was varied between 215 and 430 g/m², were also used to strengthen 100-mm-thick RC slabs. The results showed that the spall failure of the 75-mm-thick RC slabs could be prevented by bonding more than four HSCF sheets onto the rear side of the slab; however, the HMCF sheets had no effect on the blast resistance of the slabs because of fiber rupture. Further, the spall failure of the 100-mm-thick RC slabs could be prevented by bonding the CFRP meshes with fibers 430 g/m² in volume. On the basis of the test results, the criteria for fiber rupture in CF sheets due to detonation loading was discussed in terms of the fracture energy of the sheets and the modified-scaled concrete thickness of the slab. Furthermore, high-speed photography was employed to investigate the spall failure process of each strengthened slab.

Keywords : Reinforced concrete, Continuous fiber reinforcements, Blast-resistant strengthening, Contact detonation, Local failure, Fracture process

鉄筋コンクリート, 連続繊維補強材, 耐爆補強, 接触爆発, 局部破壊, 破壊過程

1. はじめに

衝突・爆発等の意図的攻撃による衝撃外乱を政治・経済・運輸・エネルギー等に関係する重要構造物の設計において考慮し, より高い安全性を確保することの必要性が生じている¹⁻³⁾。

特に, 爆発荷重を受ける鉄筋コンクリート (以下, RC) 版の局部破壊を考える場合, コンクリート片の飛散による2次被害防止の観点から, 版裏面におけるスポール (裏面剥離) を抑止することが設計上の重要課題となる。この現象は, 爆発荷重の作用により発生した圧縮応力波が版厚方向に伝播し, これが反対側の自由境界面に達して反射した際に逆位相の引張応力波へと変化し, この時の引張応力がコンクリートの破壊強度を超えた際に生じる¹⁻⁵⁾。また, 局部破壊が生じる爆発源の分類としては, 構造物のごく至近距離での爆発 (近接爆発), 構造物表面での爆発 (接触爆発) および構造部材内部での爆発 (穿孔爆発) の3水準が考えられるが^{注1)}, この中で接触爆発は他の場合の基準として用いられるため重要視されており^{6,7)}, 昨

今より, 接触爆発を受けるRC版の損傷評価や損傷予測法の構築等に関する研究が実施されている⁸⁻¹²⁾。

現時点で建設済みの上記重要構造物が多数存在することを考慮した場合, それらを対象とした耐爆補強工法およびその設計方法を確立することも重要な課題であると考えられる。この面で, 軽量かつ高引張強度の連続繊維シートによる裏面補強に着目した研究が進められており, 別府・大久保ら^{13,14)}は, 本方法により貫通限界にあるRC版の局部破壊を低減させることが可能であることを示している。岸ら¹⁵⁾は, 接触爆発を受ける連続繊維シート補強RC版を対象に弾塑性衝撃応答解析を実施し, その適用妥当性を明らかにしている。

著者らも前報¹⁶⁾において, 主に繊維素材および爆薬量の違いが連続繊維シート補強RC版の耐爆性能に及ぼす影響について実験的検討を行い, ① 本方法は, スポールを完全に抑止できるか, 或いは繊維破断により損傷程度が無補強の場合と同程度となるかの二者択一の補強方法であること, ② シートの破断エネルギーの増大に伴い連

* 熊本大学大学院自然科学研究科 助教・工博
** 熊本大学大学院自然科学研究科 教授・工博
*** 熊本大学大学院自然科学研究科 准教授・工博
**** 熊本大学 名誉教授・工博
***** 三菱樹脂インフラテック(株)第2事業分野
防水補強部長・工博

Assist. Prof., Graduate School of Science and Technology, Kumamoto Univ., Dr. Eng.
Prof., Graduate School of Science and Technology, Kumamoto Univ., Dr. Eng.
Assoc. Prof., Graduate School of Science and Technology, Kumamoto Univ., Dr. Eng.
Prof. Emeritus, Kumamoto Univ., Dr. Eng.
Senior Manager, Waterproofing & Strengthening Dept., Mitsubishi Plastics Infracore Co., Ltd., Dr. Eng.

連続繊維シート補強 RC 版の局部破壊モードが軽減なものとなる傾向にあること、③ 連続繊維シートによる裏面補強が爆発面の損傷に及ぼす影響は小さいこと、等の知見を得ている。但し、これらの知見は、連続繊維シートの補強層数：2、繊維方向：2（直交）の限られた条件下で実施した実験結果から得られたものであり、シート補強量および繊維方向の違いが耐爆補強効果に及ぼす影響について把握することが次なる検討課題として考えられる。

そこで、本研究では、前報¹⁶⁾で得られた知見を発展させ、既存 RC 部材の耐爆補強工法の確立に資するため、補強層数を 2、4、6 層の 3 水準で、繊維方向を 1、2（直交）方向の 2 水準でそれぞれ変化させた連続繊維シート補強 RC 版を対象に接触爆発試験を実施し、上記因子の違いに起因するクレータ、スポール等の局部破壊や、コンクリートのひび割れ発生状況等の差異に関して考察した。また、目付量の違いが連続繊維メッシュ補強 RC 版の耐爆性能に及ぼす影響についても併せて実験的検討を行った。更に、本実験では、ハイスピードカメラによる撮影画像を観察することで、各試験体のスポール破壊過程についても考察を試みた。なお、本研究における耐爆補強効果とは、上述のようにスポール抑止が耐爆設計の重要課題とされていることを考慮し、スポール破壊およびこれに伴うコンクリート片の飛散を低減する効果と位置付けている。

2. 実験方法

2.1 使用材料

表 1 に使用材料、表 2 に使用したコンクリートの素材特性、写真 1 に使用した各種連続繊維補強材の外観、図 1 に各種連続繊維補強材の引張応力-ひずみ関係をそれぞれ示す。コンクリートとしては、呼び強度 30、指定スランブ 18cm のレディーミクストコンクリートを用いた。連続繊維シートとしては、前報¹⁶⁾において合成繊維シートと同等の耐爆補強効果が認められた高強度タイプの炭素繊維シート（以下、HSCF シート）と、それよりも破断エネルギーが顕著に小さい高弾性タイプの炭素繊維シート（以下、HMCF シート）を用いた。これらのシートはいずれも繊維方向が単一のものであり、後述する繊維方向が 2 方向（直交）の試験体では、各シートの繊維方向が直交するように偶数枚積層・接着して用いた。また、1 枚当たりの目付量を 2 水準（215、430g/m²）で変化させた炭素繊維強化プラスチック 3 軸メッシュ（以下、CFRP メッシュ）についても同様の検討を行った。なお、各種連続繊維補強材の RC 版裏面への接着には、エポキシ樹脂系接着剤を用いた。

2.2 試験体条件

図 2 に補強対象である RC 版の形状・寸法および配筋、表 3 に接触爆発試験体一覧をそれぞれ示す。RC 版は幅および長さが 600mm、厚さが 75 または 100mm の平板であり、現場湿布養生材齢 28 日後、一定期間の気中養生を経て補強に供した。なお、配筋が局部破壊に及ぼす影響は小さいことが知られているが^{9, 10)}、ここでは試験後に試験体の一体性を保持させ、損傷評価を容易にする目的で、縦横のピッチ 120mm の格子状鉄筋を版厚中央に配した（このような試験体を鉄筋コンクリート版と称することに對して意見が予想されるが、文献 17)によれば鉄筋位置は鉄筋コンクリートの定義に含まれておらず、例えば、断面中央に配筋される単筋の住宅基礎も鉄筋コンクリートと称されること¹⁸⁾等を考慮し、ここでは鉄筋コンクリートの

表 1 使用材料

コンクリート	レディーミクストコンクリート（普通-30-18-20-N） 実測スランブ：19.0cm、実測空気量：4.3%
鉄筋	φ5 みがき棒鋼 0.2%耐力：604N/mm ² 、引張強度：677N/mm ² 、 破断伸び：10.3%
連続繊維補強材	炭素繊維シート（高弾性タイプ、HMCF シート） 目付量：300g/m ² 、公称厚さ：0.143mm、 引張強度：1940N/mm ² 、引張弾性率：704kN/mm ² 、 破断ひずみ：0.276%、破断エネルギー：0.382N/mm 炭素繊維シート（高強度タイプ、HSCF シート） 目付量：300g/m ² 、公称厚さ：0.167mm、 引張強度：3430N/mm ² 、引張弾性率：230kN/mm ² 、 破断ひずみ：1.49%、破断エネルギー：4.27N/mm 炭素繊維強化プラスチック 3 軸メッシュ（CFRP メッシュ） 目付量：215g/m ² （低目付タイプ）、430g/m ² （高目付タイプ） ピッチ：12mm（低目付タイプ）、6mm（高目付タイプ） ※ ストランド単味の物性値 断面積：0.435mm ² 、引張強度：4900N/mm ² 、 引張弾性率：230kN/mm ² 、破断ひずみ：2.13%
接着剤	エポキシ樹脂（無溶媒、2 液型）

注) 連続繊維シートの破断エネルギーは、引張弾性率および強度から推定される引張応力-ひずみ曲線（破断に至るまで線形弾性、図 1 参照）下の面積にシートの厚さを乗じることで求めた。

表 2 使用したコンクリートの素材特性

	γ (kN/m ³)	σ_B (N/mm ²)	E (kN/mm ²)	ϵ_{co} (μ)	σ_t (N/mm ²)
標準養生	23.5	37.2	—	—	2.18
現場湿布養生	23.0	42.0	31.5	2275	2.39

注 1) γ : 単位容積重量、 σ_B : 圧縮強度、 E : ヤング係数、 ϵ_{co} : 圧縮強度時のひずみ、 σ_t : 割裂引張強度

注 2) φ100×200mm 円柱供試体を各 3 体使用して測定した。

注 3) 養生材齢はいずれも 28 日とした。

写真 1 使用した各種連続繊維補強材の外観

図 1 各種連続繊維補強材の引張応力-ひずみ関係

名称を用いることとした。なお、単筋・複筋の違いやかぶり厚さ等が局部破壊の規模に殆ど影響しないことは、上述の応力波伝播理論に基づく局部破壊の発生メカニズムや、通常の複筋 RC 版（鉄筋間隔：110mm、かぶり厚さ：15mm 程度）と局部破壊箇所に鉄筋が架からないほど鉄筋間隔が大きい（440mm）RC 版とで局部破壊に大差がないとする既往の実験結果¹⁰⁾等から類推しても明らかである。

補強の仕様に関して、HMCF シートについては補強層数を 2, 4, 6 層の 3 水準（繊維方向は 2 方向（直交）の 1 水準のみ）、HSCF シートについては補強層数を 4, 6 層の 2 水準（繊維方向は 1, 2（直交）方向の 2 水準）で変化させた。なお、シート 1 枚の繊維方向は単一であるため、繊維方向が 1 方向の試験体では各シートの繊維方向が一致するように、繊維方向が 2 方向（直交）の試験体では各シートの繊維方向が直交するように、それぞれ偶数枚のシートを積層・接着して補強層を形成した。また、繊維方向が 1 方向の試験体では、繊維方向が後述する支持架台と直交するように試験体を設置して接触爆発試験を実施した。CFRP メッシュについては、低目付および高目付タイプのそれぞれについて、補強層数は 1 層のみとした。

補強作業にあたっては、各種連続繊維補強材の RC 版裏面への良好な接着性を確保するため、ディスクグラインダーにより RC 版裏面を研磨し、プライマーを塗布して 24 時間養生した上で、エポキシ樹脂系接着剤を用いて各種連続繊維補強材を 1 層ずつ積層・接着した。また、繊維の総目付量の違いを考慮し、HMCF シートおよび HSCF シート補強は版厚 75mm、CFRP メッシュ補強は版厚 100mm の RC 版を対象にそれぞれ実施した。なお、以上の RC 版厚と爆薬量 200g との組合せであれば、無補強 RC 版の損傷モードは「貫通」となるが（3.3.2 項で後述する損傷深さ評価式を参照されたい）、前報¹⁶⁾の結果より、この程度の修正換算コンクリート厚さであってもシート・メッシュ補強によりスポールを抑止できる可能性が示唆されたため、ここでは本実験条件を採用することとした。

最後に、損傷評価を容易にするため、補強後一定期間の養生を経て試験体の爆発面および裏面に白色塗料を塗布し、間隔 50mm のグリッドを記入した。

2.3 接触爆発試験方法

図 3 に接触爆発試験体および爆薬の設置方法、写真 2 に爆薬の設置状況をそれぞれ示す。2 本の木製架台上に内法スパン 510mm となるように試験体を設置し、試験体上面中央にて 6 号電気雷管を用いて爆薬（密度：1.30g/cm³、ペンスリット：65%、パラフィン系：35%、爆轟速度：6900m/s）を起爆させた。なお、局部破壊は応力波の入射・反射によって生じるため支持条件の影響を受け難いことが知られており、RC 版の接触爆発試験は 2 辺支持により実施されるのが一般的である^{8-10, 12-16)}。爆薬の形状は直径と高さが等しい円柱形とし、爆薬量は全試験体について 200g 一定とした。また、ハイスピードカメラ（シャッタースピード：最速 100 万コマ/秒、記録枚数：100 枚、写真 3 参照）を用いて試験体の側面から、既報¹⁹⁾の解析結果を参考に、16 μ s（試験体 N のみ 8 μ s）おきにスポール破壊過程を撮影した。

2.4 局部破壊寸法の測定方法

接触爆発試験終了後、試験体の破壊状況を目視で観察した上で、局部破壊寸法を測定した。測定項目は、図 4 に示す通り、クレータおよびスポールの直径および深さと、貫通孔が生じた場合にはその直径とした。クレータおよびスポールの直径は、形状が非対称とな

図 2 補強対象である RC 版の形状・寸法および配筋

表 3 接触爆発試験体一覧

記号	補強材の種類	補強層数	繊維方向	T (mm)	W (g)
N	無補強	0	—	75	200
HMS-2-2	HMCF シート	2	2(直交)	75	200
HMS-4-2	HMCF シート	4	2(直交)	75	200
HMS-6-2	HMCF シート	6	2(直交)	75	200
HSS-4-1	HSCF シート	4	1	75	200
HSS-4-2	HSCF シート	4	2(直交)	75	200
HSS-6-1	HSCF シート	6	1	75	200
HSS-6-2	HSCF シート	6	2(直交)	75	200
LM-1-3	CFRP メッシュ (低目付)	1	3	100	200
HM-1-3	CFRP メッシュ (高目付)	1	3	100	200

注 1) T: RC 版厚, W: 爆薬量 注 2) 試験体数は各 1 体である。
注 2) いずれの試験体においても、補強材は RC 版裏面に貼付した。

図 3 接触爆発試験体および爆薬の設置方法

写真 2 爆薬の設置状況

写真 3 ハイスピードカメラによる撮影状況

測定項目) C: クレータ直径, S: スポール直径, H: 貫通孔直径, Cd: クレータ深さ, Sd: スポール深さ

図 4 局部破壊寸法の定義

るために、図4中の直線1-4に沿って4箇所測定し、その平均値とした。また、クレータおよびスポールの深さは、それぞれ試験体の爆発面および裏面から、貫通孔が生じない場合には損傷最深部までの距離、貫通孔が生じた場合には貫通孔断面が最小となる位置までの距離とした。なお、本実験では、殆どの試験体において母材RC版の損傷がかなり進行し、切断が困難であると判断されたため、内部損傷状況の観察は行っていない。

3. 実験結果および考察

3.1 スポール破壊過程

表4に、ハイスピードカメラを用いて撮影した、代表的な接触爆発試験体のスポール破壊過程を示す。なお、表4中の写真において、

写真上部の黒い部分は試験体、その下の白い部分は空気層、空気層中に見られる黒い点は飛散中のスポール片の一部である。また、発破後しばらくすると試験体裏面の爆発点直下が局所的に毛羽立ち、微細なスポール片が飛散し始めている様相が確認でき、これを補強層が破断した状態と判断した。ここで、試験体Nに関しては、爆発生成ガスの回り込みがスポール破壊に比して予想以上に早く、破壊過程のごく初期の段階しか撮影することができなかった。

同表より、以下の考察が得られる。なお、下記のとわみ変形とは、RC版内部で発生したスポール片を裏面の補強材が捕縛し、これにより補強材の剥離を伴いながら生じる補強層のとわみ変形¹⁶⁾のことであり、RC版と補強材とが一体となつてとわみ変形を生じている訳ではない点に注意されたい（一般に、局部破壊が卓越する接触爆

表4 代表的な接触爆発試験体のスポール破壊過程

	144μs	336μs	528μs	720μs	912μs	1104μs	1296μs
N							
HMS-6-2							
HSS-4-1							
HSS-4-2							
HSS-6-1							
HSS-6-2							
LM-1-3							
HM-1-3							

注) 写真中の白線等は、説明のため後から加筆したものである。

発問題においては RC 版の全体曲げは殆ど生じないことが知られており、このことは、文献 11, 19) 等に示される数値解析結果からも確認することができる。

- ① 試験体 HMS-6-2 と HSS-6-2 とを比較すると、前者ではかなり早い段階で HMCF シートが爆発点直下に破断し、スポール片が飛散に至っているのに対して、後者では HSCF シートが破断を生じることなく、比較的緩やかなたわみ変形を生じている様相が観察される。このことから、HSCF シートの場合には HMCF シートに比して十分な弾性変形が期待できるために、その引張抵抗によってスポール片を捕縛することができるものと考えられる。
- ② 試験体 HSS-4-1 と HSS-4-2、試験体 HSS-6-1 と試験体 HSS-6-2 とをそれぞれ比較すると、繊維を単方向に配向させた試験体 HSS-4-1 および HSS-6-1 の方がシート層の変形が著しく、シート層のたわみ変形がある程度進行した段階で爆発点直下（たわみによる変位が最大となる箇所）に繊維破断が生じていることが判る（なお、後述する通り、試験体 HSS-4-1 および HSS-6-1 は、いずれも爆発点直下近傍の帯状のシートが剥落し、剥落したシートが中央で折損を生じていたものである）。また、補強層数の違いがたわみ変形の程度に及ぼす影響に着目すると、試験体 HSS-6-1 よりも HSS-4-1 で、試験体 HSS-6-2 よりも HSS-4-2 でそれぞれシート層のたわみ変形が急速に大きくなっており、このことから、補強層数を増加することでその引張剛性が増大し、たわみ変形が軽減される傾向にあることが判る。なお、試験体 HSS-4-1 および HSS-6-1 に関して、後者の方が前者に比してやや早い段階でシート層に破断（折損）が生じているが、その理由については現時点で明らかでない。
- ③ 試験体 LM-1-3 と HM-1-3 とを比較すると、前者ではメッシュ層が殆どたわみ変形を生じることなく、比較的早い段階で繊維が破断し、それ以降広範囲でスポール片が飛散に至っている。これに対して、後者では、メッシュ層がある程度たわみ変形を生じた上で、その変位が最大となる箇所で繊維破断が生じていることが判る。また、試験体 HM-1-3 では、繊維破断によるスポール片の飛散が爆発点直下のごく局所に限定されている点で試験体 LM-1-3 とは異なっている（後述するように、試験体 HM-1-3 ではメッシュ破断口からごく微細なコンクリート粉が噴出しているのみであった）。

ここで、RC 部材の耐爆設計において、スポール片の飛散による 2 次被害を防止することが重要課題とされていること¹⁻³⁾を考慮した場合、スポール片の飛散速度について考察することは有意義であると考えられる。本実験で検討対象とした試験体の中で、無補強の試験体 N と、比較的早い段階で繊維破断が生じた試験体 HMS-2-2、HMS-4-2、HMS-6-2 および LM-1-3 については、画像からスポール片の飛散速度を算定することができた。その算定方法としては、試験実施前に試験体裏面に対して垂直にスケールを当てた画像を撮影し（図 5 (a) 参照）、これと試験時に撮影した画像とを重ね合わせながら飛散履歴を 8～10 点求め、これらを線形近似してスポール片の飛散速度（直線の傾き）を求めた（図 5 (b) 参照）。但し、発破から約 140 μ s まではフラッシュの感度の都合上画像がやや不鮮明であったため、140～700 μ s 付近の履歴を用いることとした。以上の手順は、後述す

る補強層のたわみ速度の場合も同様であり、飛散・たわみ履歴近似式の決定係数 R^2 は全ての試験体において 0.99 以上であったことを確認している。なお、上述の通り、接触爆発問題において RC 版の全体曲げは殆ど生じないと考えられるため、速度の算定に際してその影響は考慮していない。

スポール片の飛散速度の算定結果（爆発点直下）を図 6 に示す。同図より、HMCF シートにより裏面補強した試験体における飛散速度は、補強層数に関わらず無補強の試験体 N のそれと大差ないことが判る。後述するように、これら試験体では母材 RC 版のスポール破壊箇所直下で HMCF シートが貫通・剥落していたことも併せて考慮すると、同シートの場合にはスポール片の飛散圧によって繊維が破断する以前に、直接的に反射引張応力波によって破断していた可能性が推察される。なお、試験体 LM-1-3 においては、試験体 N に比してスポール片の飛散速度が低減されているが、その理由として、RC 版厚を増加したことから CFRP メッシュを貼付したこととでどちらが支配的であるかは、本実験の範囲内で明らかでない。

ところで、図 6 において、撮影範囲の都合上スポール片の飛散速度を算定できなかった試験体 HSS-4-1 および HSS-6-1 と、最終的に外観上明らかなスポールが生じなかった試験体 HSS-4-2、HSS-6-2 および HM-1-3 については、爆発点直下における補強層のたわみ速度の算定結果を示している。図より、HSCF シートの補強層数および繊維方向の増加に伴い補強層のたわみ速度が低減されていることが判る。このことは、仮にスポール片が補強層を貫通し飛散に至った場合においても、これら因子を増加させることでその飛散速度を低

図 5 スポール片の飛散速度および補強層のたわみ速度の算定方法

図 6 画像から算定されたスポール片の飛散速度または補強層のたわみ速度（いずれも爆発点直下）

減できる可能性を示唆しており、本件に関しては、今後引き続き検証していく予定である。

3.2 最終的破壊性状

表 5 に接触爆発試験体の最終的破壊性状を示す。

無補強の試験体 N の場合、爆発点直下近傍に貫通を伴うスポールの発生が認められた。ひび割れ発生状況に関して、局部破壊箇所を起点とし、版の爆発面から裏面へと貫通する放射状ひび割れの発生が多数認められる。また、それと併せて、局部破壊箇所からやや離れた外周部近傍に、正方形版の四辺と平行な貫通ひび割れ（表 5 中 (a)）の発生が認められており、これは、版側面を自由境界面として引張応力波が反射することで生じたものであると推察される⁸⁾。なお、いずれのひび割れも非常に大きく開口しており、版厚中央に配した鉄筋により辛うじて版の形状を保持している状態にあった。

HMCF シートを用いて 2 方向に直交補強した試験体 HMS-2-2、HMS-4-2 および HMS-6-2 の 3 試験体に関しては、シート補強量の違いに関わらず裏面の HMCF シートに繊維破断が生じ、貫通を伴うスポールの発生が見られた。シートの破断形式に関して、前報¹⁶⁾でも

見られた十字型の破断と併せて、母材 RC 版のスポール破壊箇所直下のシートが貫通し剥落している様相が観察される。これは、3.1 節で述べたように、本実験条件であれば HMCF シートが直接的に反射引張応力波によって破断しているためであると予想される。なお、コンクリートに生じたひび割れに関して、上述の試験体 N の場合と同様に放射状ひび割れおよび正方形版の四辺と平行なひび割れ（表 5 中 (b)）の発生が観察されるが、いずれも試験体 N の場合ほど顕著な開口は見られず、局部破壊箇所を中心とする十字型のひび割れ（表 5 中 (c)）が卓越した状態にあった。このことから、裏面に残存した HMCF シートがコンクリートのひび割れ開口を抑制していた可能性が推察される。

HSCF シートを用いて単一方向に補強した試験体 HSS-4-1 および HSS-6-1 については、いずれも貫通を伴うスポールが生じているが、裏面のシート層が繊維と平行方向に 2 箇所で分断され、その分断箇所は、丁度母材 RC 版の貫通孔が内接するように位置している。また、分断された帯状のシートは RC 版裏面から完全に剥落しており、その様相は、呉らの報告²⁰⁾に示される押抜きせん断によるシート剥

表 5 接触爆発試験体の最終的破壊性状

	N	HMS-2-2	HMS-4-2	HMS-6-2	HSS-4-1
爆発面
裏面
	HSS-4-2	HSS-6-1	HSS-6-2	LM-1-3	HM-1-3
爆発面
裏面

注 1) 支承位置は左右両端である。注 2) 破壊性状を明瞭に示すため、コンクリートの微細ひび割れおよび補強材の裂け目を細線でトレースして示している。
注 3) 表中の記号 (a)～(f) は、本文中の説明と対応している。

離の様相と類似している。更に、剥落した帯状のシートに完全な貫通は生じておらず、どちらかと言えば爆発点直下で折損に近い状態で破壊している様相が確認された。すなわち、これら試験体では、シート層におけるスポール片の捕縛と前後して樹脂層が上記 2 箇所で破断し、それ以降はスポール破壊箇所直下の帯状のシートが RC 版裏面から徐々に剥離しながら、スポール片の飛散圧を受けた爆発点直下部分が折損に至った可能性が推察される。なお、コンクリートのひび割れ発生状況も他の試験体と異なり、局部破壊箇所を起点として、シートの繊維方向と平行なひび割れ（表 5 中(d)）が卓越している様相が観察された。

HSCF シートを用いて 2 方向に直交補強した試験体 HSS-4-2 および HSS-6-2 においては、いずれも裏面のシートは破断しておらず、外観上はスポールが抑止されていたものの、裏面のシートの大部分が母材 RC 版裏面から剥離した状態にあった。また、両試験体の中央付近に、試験体下部の架台と平行方向に直線状の貫通ひび割れ（表 5 中(e)）が生じている様相が確認され、これら試験体では、裏面補強によりスポールが抑止された結果として 2 次的な全体曲げへと破壊モードが移行した可能性が推察される。

CFRP メッシュを用いて補強した試験体 LM-1-3 および HM-1-3 については、メッシュの目付量の違いに起因する破壊性状の差異が認められた。すなわち、① 試験体 LM-1-3：爆発点直下を起点として CFRP メッシュが破断し、その破断口から多量のスポール片の飛散が確認された。その破断形状は、繊維が 3 方向に配向されているためシート補強の場合に比してやや複雑であり、爆発点直下近傍では X 字状、試験体端部近傍では架台と直交方向の直線状となっている。② 試験体 HM-1-3：メッシュ層に顕著なたわみが生じ、架台と平行方向にメッシュが破断したものの、破断口からは非常に微細なコンクリート粉が噴出しているのみで、2 次被害発生に至ると考えられるほど大径のスポール片の飛散は十分に抑止されていた。また、メッシュ層と母材 RC 版との付着は、試験体のごく端部においてのみ保持されている状態にあった。なお、上述の試験体 HSS-4-2 および HSS-6-2 の場合と同様に、架台と平行な直線状のひび割れ（表 5 中(f)）が版中央に発生しており、微かにではあるが破壊モードが局部破壊から全体曲げへと移行する傾向にあったものと推察される。

ここで、補強層が母材 RC 版裏面から剥離した試験体では、いずれもその接着面に多量のコンクリートが付着している様相が確認されたことから（写真 4 参照）、接着界面ではなくコンクリート側の破壊により補強層が剥離に至ったことが明らかであり、本実験で適用した接着方法が妥当であったことが推察される。

3.3 局部破壊寸法の測定結果

表 6 に局部破壊寸法の測定結果を示す。

3.3.1 補強量の違いが局部破壊寸法に及ぼす影響

図 7 に各種連続繊維補強材による補強量の違いがクレータおよびスポール寸法に及ぼす影響をそれぞれ示す。

図 7 (c), (d) より、HSCF シート直交補強試験体（RC 版厚：75mm）では補強層数 4 層以上で、CFRP メッシュ補強試験体（RC 版厚：100mm）では高目付タイプでそれぞれ外観上スポールが抑止されていることから、補強材の種類や RC 版厚に応じて、飛散するスポール片を捕縛可能な最小限界補強量が存在していることが判る。但し、HMCF シート直交補強試験体においては、図 7 (a) に示す通り、補

写真 4 試験後のシート接着面の様相（試験体 HMS-2-2 の例）

表 6 局部破壊寸法の測定結果

	$T/W_m^{1/3}$ ($\text{cm/g}^{1/3}$)	G_F (N/mm)	C (mm)	C_d (mm)	S (mm)	S_d (mm)	H (mm)
N	1.35	—	237	25	329	50	194
HMS-2-2	1.35	0.764	231	19	344	56	181
HMS-4-2	1.35	1.53	229	15	279	60	164
HMS-6-2	1.35	2.29	231	24	255	51	177
HSS-4-1	1.35	—	212	16	290	59	159
HSS-4-2	1.35	17.1	191	19	0 (317)	0 (56)	0 (136)
HSS-6-1	1.35	—	227	20	294	55	153
HSS-6-2	1.35	25.6	182	21	0 (321)	0 (54)	0 (122)
LM-1-3	1.79	—	200	42	307	58	97
HM-1-3	1.79	—	216	29	0 (343)	0 (71)	0 (101)

注 1) 修正換算コンクリート厚 $T/W_m^{1/3}$ は、後掲の式 (1) により算出した。

注 2) シートの破断エネルギー G_F は、シート 1 枚あたりの破断エネルギー（表 1 参照）に補強層数を乗じることで算出した。なお、CFRP 3 軸メッシュの破断エネルギーは、現時点で必ずしも導出が容易でないため、記載していない。また、試験体 HSS-4-1 および HSS-6-1 についても、繊維と直交方向においては樹脂層および付着剥離によるエネルギー吸収程度しか期待できないため、ここでは未掲載としている。

注 3) () 内は、補強層を剥ぎ取った上で測定したもの。

強層数を 6 層まで増加させてもスポール片の飛散を抑止することはできなかった。また、HSCF シートを繊維方向が単一となるように貼付した試験体では、2 方向直交補強においてスポールが抑止された補強層数 4, 6 層の場合においても外観上明らかなスポールが生じており（図 7 (b)）、このことから、同一面内で繊維を複数方向に配向させることが連続繊維補強材にスポール片を捕縛させる上で重要であることが確認される。

ところで、図 7 (c), (d) 中では、外観上スポールが抑止された試験体の補強層を剥ぎ取った上で測定した、RC 版内部の局部破壊寸法を破線で示している。繊維破断が抑止された場合においても RC 版内部の局部破壊の程度は無補強の場合と同程度となっていることから、本補強方法が RC 版内部から局部破壊を低減する効果を有さないこと¹⁶⁾が確認される。

3.3.2 損傷深さの評価

耐爆性能評価においては、特に部材の厚さ方向の損傷を評価することが重要となる。また、連続繊維補強材を用いた耐爆補強設計方法の構築にあたっては、それが無補強の RC 版を対象とした損傷評価法と対応したものであることが望ましいと考えられる。森下・田中ら⁸⁻¹⁰⁾は、接触爆発を受ける普通 RC 版の損傷に及ぼすコンクリート強度、配筋、爆薬量等の影響について検討し、実用的な損傷深さ予測式を提案している。ここでは、本実験データとこれら予測式による計算値とを比較することで、各種連続繊維補強材による耐爆補強効果の検証を試みる。

図 7 補強量の違いがクレータ・スポール寸法に及ぼす影響

図 8, 10 に、クレータ深さおよび全損傷深さ（クレータ深さとスポール深さの和）を修正換算コンクリート厚さで整理した結果をそれぞれ示す。なお、修正換算コンクリート厚さ $T/W_m^{1/3}$ とは、森下・田中ら⁸⁻¹⁰⁾によって提案されている損傷評価パラメータであり、下式で表される。

$$\frac{T}{W_m^{1/3}} = \frac{T}{W^{1/3}} \cdot \left(\frac{K_{TNT}}{K} \right)^{1/3} \quad (\text{単位: cm/g}^{1/3}) \quad (1)$$

ここに、 T : RC 版厚 (cm), W_m : 使用爆薬のトリニトロトルエン (TNT) 換算量 (g), W : 使用爆薬量 (g), K_{TNT} : TNT の Chapman-Jouguet (C-J) 爆轟エネルギー (=4.29MJ/kg), K : 使用爆薬の C-J 爆轟エネルギー (MJ/kg) である。なお、本実験で使用した爆薬の成分は、2.3 節で示した通りペンスリット (PETN) が 65% を占めており、その C-J 爆轟エネルギーは $K_{PETN}=5.71$ MJ/kg であるから、 $K=3.71$ (=5.71 × 0.65) MJ/kg として $T/W_m^{1/3}$ を算出した (表 6 参照)。

また、図 8, 10 中には、無補強の普通 RC 版を対象とした以下の損傷深さ予測式⁸⁻¹⁰⁾による計算値も併記している。

a) クレータ深さ予測式

$$\frac{C_d}{T} = -0.046 \frac{T}{W_m^{1/3}} + 0.42 \quad (2)$$

b) 全損傷深さ予測式

$$\frac{C_d + S_d}{T} = \frac{C_d}{T} \quad (\text{クレータのみが生じる場合; } 3.6 < \frac{T}{W_m^{1/3}}) \quad (3)$$

$$\frac{C_d + S_d}{T} = -0.49 \frac{T}{W_m^{1/3}} + 2.0$$

$$(\text{クレータとスポールが生じる場合; } 2.0 \leq \frac{T}{W_m^{1/3}} \leq 3.6) \quad (4)$$

$$\frac{C_d + S_d}{T} = 1.0 \quad (\text{貫通孔が生じる場合; } \frac{T}{W_m^{1/3}} < 2.0) \quad (5)$$

ここに、 C_d : クレータ深さ (cm), S_d : スポール深さ (cm) である。

更に、図 8, 10 中には、既報¹⁶⁾にて扱った実験データも併記している。なお、以上の式 (2)~(5) にはコンクリート強度に関するパラメータが含まれていないが、既報¹⁰⁾において、コンクリート強度の局部破壊への影響は小さく、その大小に関わらずこれらの式を適用可能であることが確認されている。

図 8 より、 $T/W_m^{1/3}$ が 1.79cm/g^{1/3} 以上の範囲においては、無次元クレータ深さ C_d/T の実測値とクレータ深さ予測式 (2) による計算値とが概ね良く一致しているが、 $T/W_m^{1/3}=1.35$ cm/g^{1/3} の場合に実測値が計算値よりもやや小さくなる傾向にあることが判る。ここで、連続繊維補強材の繊維破断および RC 版内部における貫通孔発生の有無に着目して図 8 を整理し直した結果を図 9 に示す。同図より、連続繊維補強材の繊維破断の有無とは無関係に、RC 版内部に貫通孔が生じた 13 データのうち 12 データが式 (2) による計算値からやや逸脱し、無次元クレータ深さが若干小さくなっていることが確認される。その理由として、これら試験体では局部破壊箇所近傍のコンク

注) ※のデータ群については、本実験で得られたものを白抜きで、既報¹⁶⁾で得られたものを薄墨でそれぞれ示している。

図 8 修正換算コンクリート厚さとクレータ深さとの関係

リートが著しく脆弱化しており、クレータとスポールとの境界の特定が困難であったために測定値に誤差が生じたこと等が想定されるが、明確な理由は現時点で明らかでない。

図 10 に示す本実験データの中で、HSCF シートを 2 方向に 4, 6 層貼付した試験体 (図 10 中(a)) および高目付タイプの CFRP メッシュを 1 層貼付した試験体 (図 10 中(b)) は、外観上スポールが完全に抑止されたために、全損傷深さがクレータ深さのみによって決定されたものである。なお、式 (3)、(4) の括弧内に示す通り、普通 RC 版におけるスポールおよび貫通限界はそれぞれ $T/W_m^{1/3}=3.6$ 、 $2.0\text{cm/g}^{1/3}$ で表せることが示されており⁸⁻¹⁰⁾、従って、繊維方向が直交するように 4 層以上貼付した HSCF シートはスポール限界を 62.5%、貫通限界を 32.5%低減させる効果を有していることが判る。同様に、高目付タイプの CFRP メッシュ 1 層は、スポール限界を 50.2%、貫通限界を 10.5%低減させる効果を有していると言える。

ここで、式 (3)～(5) の括弧内に示す $T/W_m^{1/3}$ の範囲を無視すれば、上述のように $(C_d+S_d)/T$ が C_d/T のみによって決定されている場合に若干ばらつきが大きくなっていることを除き、各種連続繊維補強 RC 版の無次元全損傷深さ $(C_d+S_d)/T$ の実測値は普通 RC 版を対象としたクレータ深さ予測式 (3) による計算値または全損傷深さ予測式 (4) および (5) による計算値のいずれかと概ね良く一致する傾向にある。このことは、本補強方法がスポールを完全に抑止できるか、或いは繊維破断等により局部破壊が無補強の場合と同等にまで進行するかの二者択一の補強方法であること¹⁶⁾を示唆している。但し、上述の通り、式 (3)、(4) の括弧内に示す $T/W_m^{1/3}$ のスポール限界値は、連続繊維補強 RC 版に対してそのまま適用することはできず、特に繊維破断によって外観上明らかなスポールが生じる補強方法に対しては、その破断条件を考慮した $T/W_m^{1/3}$ の限界値を新たに求めることが必要となる (なお、スポールが生じた連続繊維補強 RC 版の局部破壊は無補強の場合と同等となるため、手順として、スポール発生を予測できれば、 $T/W_m^{1/3}$ の貫通限界値としては普通 RC 版を対象とした値 (2.0、式 (5) 参照) を準用できることが予想される)。

3.4 RC 版裏面の連続繊維シートの繊維破断条件に関する一考察

前節の考察より、特に繊維破断によって外観上明らかなスポールが生じる連続繊維シートを用いた RC 版の耐爆補強設計方法の構築にあたっては、繊維の破断条件を考慮した修正換算コンクリート厚さ $T/W_m^{1/3}$ のスポール限界値を明らかにすることが重要となるものと考えられる。前報¹⁶⁾では、シートの破断エネルギー G_F および $T/W_m^{1/3}$ に着目し、これらが共に大きくなるほど局部破壊モードが軽微なものとなる傾向にあることを示した。これら前報¹⁶⁾のデータに本実験データを追加し、RC 版裏面の連続繊維シートの破断条件について整理した結果を図 11 に示す。なお、主に樹脂層の破断によって局部破壊モードが決定された試験体 HSS-4-1 および HSS-6-1 については、ここでは除外している。

図より、 G_F および $T/W_m^{1/3}$ がともに大きくなるほど RC 版裏面におけるシートの繊維破断が抑止される傾向が認められ、本実験の範囲内で、図中に示す斜線部分にシートの挙動が「破断」から「未破断」へと遷移するコンターラインが存在する可能性が考えられる。なお、図中で*を付しているデータは、シートが広範囲にわたって RC 版裏面から剥離していたものの、版の隅部においてシートと母材 RC 版との付着が保持され、シートが RC 版内部で発生したスポ

注) 「その他」は、スポール片が補強材の間隙を通過して飛散したもの (PEF ネット補強増厚のみが該当¹⁶⁾)。

図 9 繊維破断および RC 版内部の貫通孔の有無に着目して整理した修正換算コンクリート厚さ-クレータ深さ関係

注 1) ※のデータ群については、本実験で得られたものを白抜きで、既報¹⁶⁾で得られたものを薄墨でそれぞれ示している。

注 2) 「補強材間隙通過」には、PEF ネット補強増厚のみが該当する¹⁶⁾。

注 3) 図中の記号 (a), (b) は、本文中の説明と対応している。

図 10 修正換算コンクリート厚さと全損傷深さとの関係

図 11 シートの破断エネルギーおよび修正換算コンクリート厚さを用いて整理したシートの繊維破断条件

ール片を十分に捕縛できていたものである。本研究における耐爆補強効果の定義に基づいた場合、シート剥離はそれを決定する直接的な因子とはならないが、剥離に伴うエネルギー吸収がシート破断に少なからず影響している可能性が推察され、この面で、より大規模

な試験体を対象とした実験的・解析的検討も今後実施していく必要があると考えている。

4. まとめ

本研究では、前報¹⁶⁾で得られた知見を発展させるため、補強層数を2, 4, 6層の3水準で、繊維方向を1, 2(直交)方向の2水準でそれぞれ変化させた連続繊維シート補強 RC 版を対象に接触爆発試験(爆薬量: 200g)を実施し、上記因子の違いが RC 版に対する耐爆補強効果に及ぼす影響について実験的検討を行った。また、目付量の違いが連続繊維3軸メッシュ補強 RC 版の耐爆性能に及ぼす影響についても併せて検討した。本研究の範囲内で得られた知見を要約すると、以下ようになる。

- 1) 連続繊維補強材の種類および RC 版厚に応じて、繊維破断を抑止し、スポール片を捕縛可能な最小限界補強量が存在することが示された。但し、HMCF シート補強 RC 版(RC 版厚: 75mm)に関しては、補強層数を最大で6層まで増加したが繊維破断を抑止することはできなかった。
- 2) RC 版裏面の連続繊維補強材に有効にスポール片を捕縛させるためには、所要の補強量の確保と併せて、同一面内で繊維を複数方向に配向させる必要があることが確認された。
- 3) 繊維破断が抑止された場合においても、RC 版内部の局部破壊は無補強の場合と同等に進行する。但し、繊維破断の有無に関わらず、RC 版内部に貫通孔が生じた場合には、RC 版内部のスポール深さがやや大きくなり、これに伴い相対的にクレータ深さが若干小さくなる傾向が認められた。
- 4) 連続繊維シート補強 RC 版(2方向直交補強)において、シートの破断エネルギーおよび修正換算コンクリート厚さが共に大きい場合にシートの繊維破断が抑止され、スポール片の飛散が抑止される傾向にあることが確認された。
- 5) HSCF シート補強 RC 版(RC 版厚: 75mm)において、補強層数および繊維方向が増加するほどシート層のたわみ速度が低減される傾向にあったことから、これら因子を増加させることで、仮にスポール片がシートを貫通し飛散に至った場合においてもその飛散速度を低減できる可能性が示唆された。
- 6) HMCF シート補強 RC 版(RC 版厚: 75mm, 補強層数: 2, 4, 6層)においては、シート層に破断・貫通が生じ、尚且つスポール片の飛散速度は無補強 RC 版のそれと同程度であったことから、スポール片の飛散圧によってシートが破断する以前に、反射引張応力波によって直接的に破断している可能性が推察された。

なお、既存 RC 版のスポール抑止を目的とした耐爆補強設計方法の構築は、今後の重要な課題と位置付けている。

謝辞

本研究は、熊本大学工学部グローバル COE プログラム「衝撃エネルギー工学グローバル先導拠点」(当時、拠点リーダー: 秋山秀典教授)より研究支援を受け、接触爆発試験は同大学衝撃・極限環境研究センター(当時、現: パルスパワー科学研究所)の衝撃実験室にて実施されました。実験にあたり、外本和幸教授、片山雅英客員教授(当時)、田中茂技術専門職員、前原弘法ポスドク研究員、戸田善

統・友田佑一技術専門職員、池崎智美技術職員ならびに目野主税氏、中尾嘉克氏、セイン・ソクンティ氏、有馬克貴氏、井形友彦氏、中野稜太氏、本山翔也氏をはじめとする建築材料・施工研究室の学生諸氏よりご協力を賜りました。また、本研究は平成23年度科学研究費補助金基盤研究(C)(課題番号: 23560675, 研究代表者: 村上聖)の助成を受けて行われました。ここに記して謝意を表します。

参考文献

- 1) 大野友則: 飛翔体の衝突に対する RC 版の挙動に関する研究の現状, コンクリート工学, Vol.41, No.4, pp.20-28, 2003.4
- 2) 日本建築学会: 重要構造物の耐衝突・耐爆性能評価と防止対策, 2006年度日本建築学会大会(関東)構造部門(応用力学)パネルディスカッション資料, pp.11-21, 2006.9
- 3) 大野友則 編著: 基礎からの爆発安全工学—構造物の耐爆設計の基礎—, 森北出版, 2011
- 4) 林卓夫, 田中吉之助 編: 衝撃工学, 日刊工業新聞社, 1988
- 5) 石川信隆ほか3名 著: 基礎からの衝撃工学—構造物の衝撃設計の基礎—, 森北出版, 2008
- 6) 田中秀明ほか3名: 爆発を受ける鉄筋コンクリート版の損傷に及ぼす爆発位置の影響, 土木学会論文集, No.675/I-55, pp.297-312, 2001.4
- 7) 田中秀明ほか3名: 爆発位置が鉄筋コンクリート版の損傷に及ぼす影響, 防衛施設技術研究報告集, 2002年 第2号, pp.7-11, 2002.2
- 8) 森下政浩ほか3名: 接触爆発を受ける鉄筋コンクリート版の損傷, 構造工学論文集, Vol.46A, pp.1787-1791, 2000.3
- 9) 田中秀明ほか1名: 爆発荷重を受ける鉄筋コンクリート版の損傷に及ぼす配筋の影響, コンクリート工学論文集, Vol.14, No.1, pp.1-11, 2003.1
- 10) 森下政浩ほか3名: 接触爆発を受ける鉄筋コンクリート版の損傷に及ぼすコンクリート強度及び鉄筋間隔の影響, コンクリート工学論文集, Vol.15, No.2, pp.89-98, 2004.5
- 11) 大久保一徳ほか4名: C4爆薬の接触・近接爆発によるコンクリート板の損傷評価, 構造工学論文集, Vol.53A, pp.1273-1283, 2007.3
- 12) M. Katayama et al.: Numerical analysis method for the RC and geological structures subjected to extreme loading by energetic materials, International Journal of Impact Engineering, Vol.34, Issue 9, pp.1546-1561, 2007
- 13) 大久保一徳ほか3名: 繊維シート補強によるコンクリート板の耐爆性能向上に関する実験的研究, コンクリート工学年次論文集, Vol.29, No.3, pp.769-774, 2007.7
- 14) 別府万寿博ほか3名: 接触・近接爆発に対する繊維シート補強コンクリート板の耐爆性能, 土木学会論文集A, Vol.66, No.4, pp.700-716, 2010.10
- 15) 岸徳光ほか3名: 爆破荷重を受ける AFRP シート接着されたコンクリート版の弾塑性衝撃応答解析手法の妥当性検討, 構造工学論文集, Vol.54A, pp.1011-1021, 2008.3
- 16) 山口信ほか5名: 連続繊維補強材を用いた鉄筋コンクリート版の耐爆補強に関する実験的研究, 日本建築学会構造系論文集, Vol.77, No.674, pp.637-646, 2012.4
- 17) 彰国社編: 建築大辞典 第2版, 彰国社, 1993
- 18) 日本建築学会: 建築工事標準仕様書・同解説 JASS 5 鉄筋コンクリート工事 2009, 丸善, 2009
- 19) 山口信ほか2名: 接触爆発を受ける連続繊維シート補強 RC 版の損傷解析に関する研究, 日本建築学会大会学術講演梗概集, A-1 分冊, pp.831-832, 2010.9
- 20) 呉智深ほか5名: 連続繊維シートの貼付によるコンクリート片の剥落防止効果に関する実験的・解析的研究, 土木学会論文集, No.662/V-49, pp.45-58, 2000.11
- 21) M. K. McVay: Spall damage of concrete structures, Technical Report SL-88-22, U.S. Army Corps of Engineers Waterways Experiment Station, 1988

注

注1) 爆発源から構造物までの距離が大きい場合には、爆発により生じた爆風圧が空気中を伝播して構造物に作用するため、局部破壊よりも全体曲げや押抜きせん断破壊が卓越的となり、本問題とは区別して扱う必要がある^{2,3)}。なお、RC 版にスポールおよび貫通が生じるスタンドオフ距離(RC 版表面と爆薬との距離)の限界値は、RC 版厚および爆薬量との関係から、文献21)に示される式により算出することが可能である。

INFLUENCES OF FIBER VOLUME ON BLAST-RESISTANT STRENGTHENING EFFECT

An experimental study on blast-resistant strengthening of reinforced concrete slabs
using continuous fiber reinforcements

Makoto YAMAGUCHI^{}, Kiyoshi MURAKAMI^{**}, Koji TAKEDA^{***},
Ayumi SATOH^{*}, Yoshiyuki MITSUI^{****} and Nobuhiro HISABE^{*****}*

^{*} Assist. Prof., Graduate School of Science and Technology, Kumamoto Univ., Dr. Eng.

^{**} Prof., Graduate School of Science and Technology, Kumamoto Univ., Dr. Eng.

^{***} Assoc. Prof., Graduate School of Science and Technology, Kumamoto Univ., Dr. Eng.

^{****} Prof. Emeritus, Kumamoto Univ., Dr. Eng.

^{*****} Senior Manager, Waterproofing & Strengthening Dept., Mitsubishi Plastics Infratec Co., Ltd., Dr. Eng.

When designing important structures such as industrial plants and public facilities, it is necessary to ensure their safety against accidental/intentional explosions, which happen rarely but can cause serious damage. In particular, the fracture modes of reinforced concrete (RC) slabs subjected to blast loadings are characterized by spalling (see Fig. 4), due to the tensile stress wave being reflected from back side of the slab. To protect human lives inside a structure under such conditions, it is necessary to prevent the launch of concrete fragments that accompany spalling. Therefore, reducing spall damage is the most important problem faced by designers of blast-resistant RC structures.

In this study, to devise a blast-resistant strengthening method for existing RC slabs, contact detonation tests using 200 g of explosive charges were conducted on RC slabs with rear surfaces strengthened with continuous fiber sheets/meshes. High-strength carbon fiber (HSCF) and high-modulus carbon fiber (HMCF) sheets were employed to strengthen 75-mm-thick RC slabs, and the number of layers used for strengthening them was varied between 2, 4, and 6 layers. Two types of carbon fiber reinforced plastic (CFRP) meshes, in which the weight per unit area of carbon fibers was varied between 215 and 430 g/m², were also used to strengthen 100-mm-thick RC slabs. The results showed that the spall failure of the 75-mm-thick RC slabs could be prevented by bonding more than four HSCF sheets onto the rear side of the slab; however, the HMCF sheets had no effect on the blast resistance of the slabs because of fiber rupture. Further, the spall failure of the 100-mm-thick RC slabs could be prevented by bonding the CFRP meshes with fibers 430 g/m² in volume. On the basis of the test results, the criteria for fiber rupture in CF sheets due to detonation loading was discussed in terms of the fracture energy of the sheets and the modified-scaled concrete thickness of the slab, as shown in Fig. 11. Furthermore, high-speed photography was employed to investigate the spall failure process of each strengthened slab.

(2014年1月30日原稿受理, 2014年5月14日採用決定)