

論文 水中適用型FRPグリッド接着工法のせん断補強効果に関する研究

芦野 孝行^{*1}・川瀬 義行^{*2}・呉 智深^{*3}・上原 陽^{*4}

要旨：本研究は，気中標準材の炭素繊維シート（以下CFS）と同等の曲げ補強効果が得られる水中適用型 FRP グリッド接着補強工法のせん断補強効果の検証を目的としている。そこで，コンクリート梁部材による曲げせん断試験を行った結果，CFSと水中適用型 FRP グリッド接着補強工法は，共に設計せん断耐力及び設計曲げ耐力から査定した破壊モードと実破壊モードがよく一致する事が明らかとなった。この事から，水中適用型 FRP 接着補強工法は，気中標準材の CFS と同等のせん断補強効果を発現出来ると共に，CFSと同様のせん断補強設計式が適用可能である事が判った。

キーワード：炭素繊維，グリッド，せん断補強，せん断破壊，水中硬化エポキシ樹脂

1. はじめに

橋，高架道路，トンネル，煙突等のコンクリート構造物は，経時的な劣化等の為に，補強・補修が必要となっている物が多い。また兵庫県南部地震に於いては，陸上水中問わずRC梁及び棒状部材のせん断破壊により被害を受けた例が数多く見られた¹⁾。そこで近年は，RC コンクリート部材に対し，曲げ・せん断・圧縮・劣化防止を兼ねた耐震補強を施すという工法が主流になってきており，陸上や地中のコンクリート構造物に関しては種々の補強・補修の方法が実用化されつつあり，特に高い耐久性及び性能を有する連続繊維補強材（以下FRP）を用いた補強方法が多用されているのが現状である。然しながら，水中のコンクリート構造物では，一部環境に適用した工法等²⁾が提案されてはいるものの施工事例が少なく，水中環境下に於ける補強施工の研究開発が今後一層求められている。そこで筆者らは，水環境（水中及び湿潤部）におけるコンクリート構造物の補強を想定し，アンカーボルト等で定着を施さない水中適用型 FRP グリッド接着補強工法の最適な設計指針の確立を

目指している。既報では，当該工法に関する曲げ補強効果を検証した結果，気中標準材の CFS 同様，接着工法として評価可能であり，かつ CFS と同等の曲げ耐力を発現する事を明らかにした³⁾。今回は，連続一方向繊維シートとは異なり，炭素繊維グリッド（以下CFG）が縦・横筋の二方向繊維である事に着目し，曲げ補強効果だけでなく，せん断補強効果も同時に発現する事が十分期待出来ると考え，RCコンクリート部材を用い，標準気中施工材の CFS と比較しながら，曲げせん断試験を実施した。

2. 試験概要

2. 1 供試体の材料特性及び作製方法

今回用いたコンクリート梁は，スターラップ間隔が 120mm 及び 240mm である（図-1）。また CFG 補強層は，桁や柱などの実構造物の補強を想定し，側面・底面・側面の3面から成るU字型（図-2）を用いた。CFG 補強の供試体は，表面をサンドブラストによるケレンを行い，一昼夜海水に浸漬後，そのまま水中下に，水中硬化エポキシ樹脂と CFG を積層（膜厚

* 1 日鉄防蝕(株) 防食技術センター技術商品開発室（正会員）

* 2 日鉄防蝕(株) 防食技術センター技術商品開発室課長

* 3 茨城大学工学部教授 都市システム工学科 工博（正会員）

* 4 茨城大学 工学部都市システム工学科

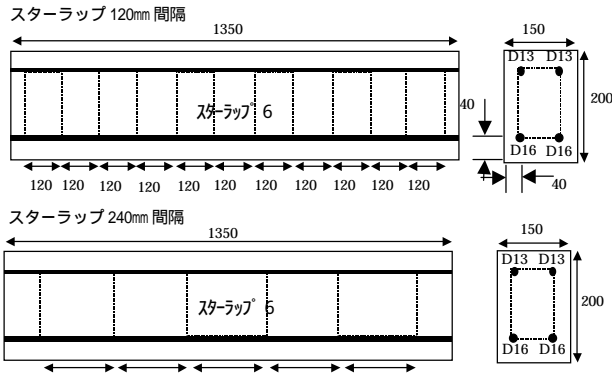


図-1 コンクリート供試体

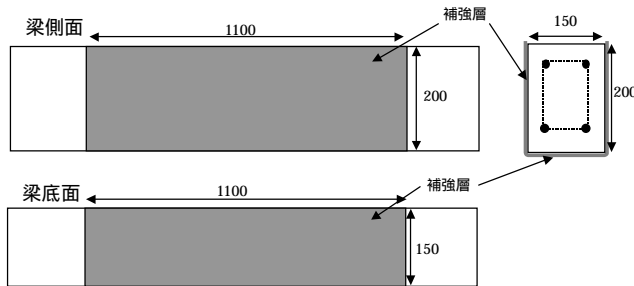


図-2 補強層形成仕様

5 mm) して製作した。なお、本仕様の CFG は水中硬化エポキシ樹脂層の中央に配置した。

ここで今回供試したコンクリート、CFG、CFS 及び水中硬化エポキシ樹脂の基本特性を表-1 に示した。

2.2 供試体の補強水準

表-2 に供試体の補強水準を示し、市川ら⁴⁾ が評価した供試体水準(同サイズで同時期に打設した供試体)も追記した。ここで、今回の試験水準は、まず Group 1 として側面無補強材を用い、曲げ・せん断耐力を査定した。次に、Group 2 として剥離破壊を伴わない事を考慮した CFG 及び CFS の側面補強体を用い、実破壊耐力と破壊モードを査定する事とした。

2.3 試験方法

試験方法は、片側固定、他端移動の支点で支点間1200mmとし、荷重増加速度は1 kN/min(荷重制御)で実施した⁴⁾。ここで、初期ひび割れ発生荷重、鉄筋降伏荷重、最大荷重を測定し、供試体の破壊形態を観察した。同時に荷重に伴う歪みを検長5mmのストレインゲージを用い、供試体側面及び底面に取付け測定した(図-3)。また、ひび割れ幅の測定に付いては、

表-1 材料特性

| 材料 | 特性 | 特性値 | 備考 |
|-----------------------|--------------------------|------|--|
| コンクリート | 圧縮強度 MPa | 32.0 | 1350 × 200 × 150 |
| | ヤング係数 kN/mm ² | 32.3 | |
| CFG | 引張強度 kN/mm ² | 1.40 | 断面積 4.4mm ² 30mm 格子の連続体 炭素繊維含有率 43% |
| | ヤング係数 kN/mm ² | 100 | |
| | 繊維目付 g/m ² | 114 | |
| | 引張強度 kN/mm ² | 1.40 | 断面積 4.4mm ² 50mm 格子の連続体 炭素繊維含有率 43% |
| | ヤング係数 kN/mm ² | 100 | |
| | 繊維目付 g/m ² | 81 | |
| CR4-50 | 引張強度 kN/mm ² | 1.40 | 断面積 6.6mm ² 50mm 格子の連続体 炭素繊維含有率 43% |
| | ヤング係数 kN/mm ² | 100 | |
| 繊維目付 g/m ² | 122 | | |
| 水中硬化エポキシ樹脂 | ヤング係数 kN/mm ² | 7.28 | |
| CFS | 引張強度 kN/mm ² | 3.28 | CO-10 (2方向繊維織ト) 縦方向-横方向 =50 g/m ² -50 g/m ² |
| | ヤング係数 kN/mm ² | 230 | |
| | 繊維目付 g/m ² | 100 | |
| CFS用球 抄樹脂 | ヤング係数 kN/mm ² | 3.43 | |

表-2 供試体補強水準

| NO. | スーラップ 間隔 | CFG 及び CFS による補強内容 | | |
|---------|--------------------------|--------------------|--------------------------|---------------------|
| | | 補強対象 | 補強仕様 | 繊維補強量 |
| Group 1 | 1 | 側面 | 無し | 0g/m ² |
| | | 底面 | 無し | 0g/m ² |
| | 2 | 側面 | 無し | 0g/m ² |
| | | 底面 | CFG2 枚:CR3-50 +CR4-50 | 170g/m ² |
| | 3(参考) | 側面 | 無し | 0g/m ² |
| 底面 | | CFS2 枚:C1-20 | 400g/m ² | |
| 4 | 側面 | 無し | 0g/m ² | |
| | 底面 | 無し | 0g/m ² | |
| 5(参考) | 側面 | 無し | 0g/m ² | |
| | 底面 | 無し | 0g/m ² | |
| Group 2 | 6-1 6-2 7-1 7-2 | 側面 | CFG1 枚:CR3-30 | 114g/m ² |
| | | 底面 | CFG1 枚:CR3-30 | 114g/m ² |
| | | 側面 | CFG1 枚:CR3-50 | 68g/m ² |
| | | 底面 | CFG1 枚:CR3-50 | 68g/m ² |
| | 8 | 側面 | CFG1 枚:CR3-50 | 68g/m ² |
| | | 底面 | CFG1 枚:CR3-50 | 68g/m ² |
| | 9 | 側面 | CFG1 枚:CR3-50 | 68g/m ² |
| | | 底面 | CFG2 枚:CR3-50 +CR4-50 | 170g/m ² |
| | 10 | 側面 | CFS1 枚:CO-10 | 50g/m ² |
| | | 底面 | CFS1 枚:CO-10 | 50g/m ² |

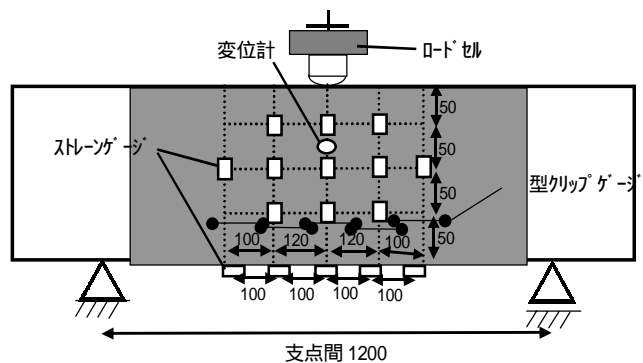


図-3 試験方法

型クリップ変位計を片側の側面に5カ所張り付け計測した。

3. 試験結果及び考察

3.1 Group 1の結果

Group 1の初期ひび割れ荷重，最大荷重及び破断形態を表-3，荷重-変位曲線を図-4に示した。

NO. 1のスターラップ 240mm 間隔の無補強体は，最大荷重94.0 k Nの曲げひび割れとせん断ひび割れが同程度発生するバランス破壊で終局し，かつ，最大荷重が曲げ耐力となっている。一方，NO. 2及びNO. 3の底面をCFG及びCFSで補強した供試体の最大荷重は各々 96.0kN，

表-3 Group1 試験結果

| NO. | スターラップ 間隔 | 初期ひび割れ荷重 | 鉄筋降伏荷重 | 最大荷重 | 供試体破壊形態 |
|-------|-----------|----------|---------|---------|---------|
| 1 | 240mm | 18.0kN | 80.5kN | 94.0kN | バランス破壊 |
| 2 | | 25.4kN | 94.0kN | 96.0kN | せん断破壊※1 |
| 3(参考) | 170mm | 25.0kN | 105.0kN | 114.7kN | せん断破壊※1 |
| 4 | 120mm | 22.6kN | 83.2kN | 91.0kN | 曲げ破壊 |
| 5(参考) | 無し | 24.2kN | 68.5kN | 74.5kN | せん断破壊 |

※1は底面補強層の剥離

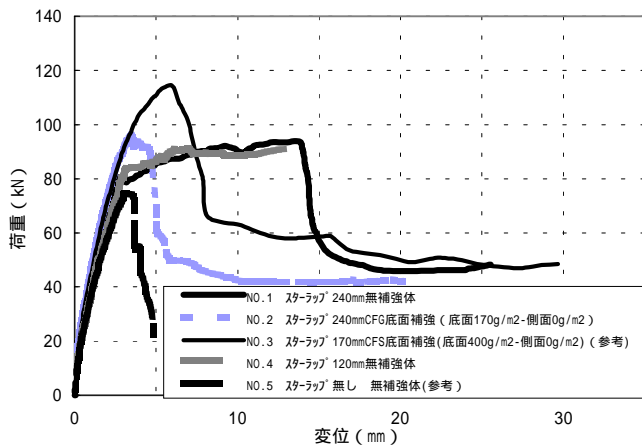


図-4 Group1 荷重-変位曲線

表-4 Group1 設計値と実測値及び実破壊モードの比較

| NO. | スターラップ 間隔 | 補強設計 | | 設計値 せん断耐力 (Vyd) 及び曲げ耐力 (Vmu) | 照査式 Vmu/Vyd からの 設計破壊 モード | 実破壊モード | 実測値 せん断耐力 (Vyd) 曲げ耐力(Vmu) |
|-------|-----------|------|--------------------------|--|--------------------------------------|--------------------|------------------------------------|
| | | 側面 | 底面 | | | | |
| 1 | 240mm | 側面 | 無し | Vyd:66.7 kN | 1.1 せん断 | バランス | Vmu:94.0 kN |
| | | 底面 | 無し | Vmu:72.2 kN | | | |
| 2 | 240mm | 側面 | 無し | Vyd:66.7 kN | 1.5 せん断 | せん断 & 底面 CFG 剥離 | Vyd:96.0 kN |
| | | 底面 | CFG2 枚:CR3-50 +CR4-50 | Vmu:96.5 kN | | | |
| 3(参考) | 170mm | 側面 | 無し | Vyd:70.7 kN | 1.8 せん断 | せん断 & 底面 CFS 剥離 | Vyd:114.7 kN |
| | | 底面 | CFS2 枚:C1-20 | Vmu:126.9 kN | | | |
| 4 | 120mm | 側面 | 無し | Vyd:76.4 kN | 0.9 曲げ | 曲げ | Vmu:91.0 kN |
| | | 底面 | 無し | Vmu:72.2 kN | | | |
| 5(参考) | 無し | 側面 | 無し | Vyd:57.0 kN | 1.3 せん断 | せん断 | Vyd:74.5 kN |
| | | 底面 | 無し | Vmu:72.2 kN | | | |

114.7kN である。ここではNO. 1のバランス破壊形態(図-5)に比べ，せん断ひび割れがより多く発生し，最大耐力発生後，コンクリートせん断ひび割れ端部よりCFG及びCFS補強層のピーリングによる剥離破壊を生じると共に，急激に耐力が低下するせん断破壊となった(図-6)。NO. 4のスターラップ 120mm 間隔の無補強体は最大荷重が91.0kNで，せん断ひび割れよりも曲げひび割れが多く発生する曲げ破壊であった(図-7)。NO. 5のスターラップ無しの無補強体は，最大耐力74.5kNを発現した瞬間にせん断ひび割れが大きく進展し耐力が著しく低下した。以上の結果から，せん断補強筋で有るスターラップ間隔が小さくなるに伴い，破壊形態は，せん断破壊から曲げ破壊に転化していくことが判った。



図-5 NO.1 破壊状況 (バランス破壊)

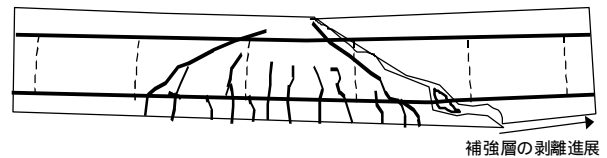


図-6 No.2 破壊状況 (せん断破壊)

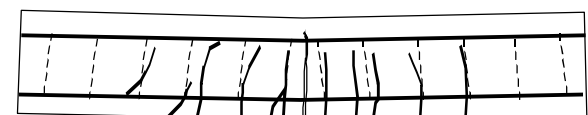


図-7 No.4 破壊状況 (曲げ破壊)

3.2 無補強体の曲げ・せん断耐力の査定

まず、設計せん断耐力 V_{yd} 、設計曲げ耐力 V_{mu} 、曲げせん断比 (V_{mu} / V_{yd}) 及び、設計破壊モードを算出し⁵⁾、実測値及び実破壊モードと比較した(表-4)。尚、設計曲げ補強耐力の V_{mu} は、今回の補強層数が3枚以下である為、ひび割れ間隔を150mmとし、従来の鉄筋コンクリート部材の曲げ理論に基づき算出した⁵⁾。表-4より、曲げせん断比 (V_{mu} / V_{yd}) から推定した設計破壊モードと実破壊モードは概ね一致している。ここで、設計耐力値と実測耐力値の相違は、耐力算出式に代入している補強筋の設計引張降伏強度や、コンクリート圧縮強度(H8年測定値)が安全側に設定された値である為で、補強筋の引張最大荷重や、現時点でのコンクリート圧縮破壊応力及び寸法効果による影響と思われる。これより、設計耐力算出式と実強度(寸法効果含む)を用いる事で、破壊モード及び耐力値の推定が可能である事が判った。

次に、今回供試した無補強体の特性を把握する為、スターラップ240mm間隔及び170mm間隔の側面無補強体のせん断耐力とスターラップ無し無補強体のせん断耐力の差(せん断耐力増加分 P 、即ちスターラップ筋のせん断補強耐力)を算出し、スターラップ120mm間隔無補強体のせん断耐力の増加分を外挿した。図-8より、スターラップ120mm間隔無補強体のせん断耐力増加分 P_1 は52.3kNである。

従って、スターラップ120mm間隔の無補強体の曲げ耐力は91.0kN(実測値)、せん断耐力は

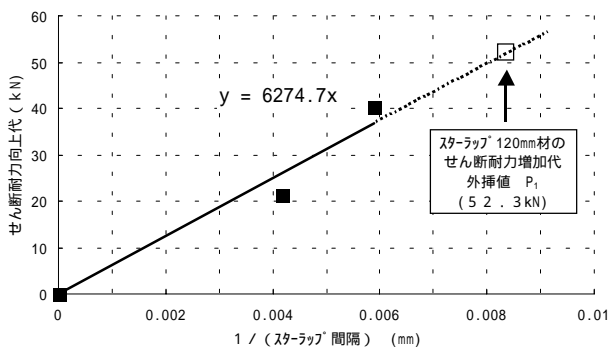


図-8 スターラップ120mm間隔無補強体のせん断耐力増加外挿図

126.8kN(推定値)であり、スターラップ240mm間隔の無補強体の曲げ耐力は94.0kN(実測値)、せん断耐力は96.0kN(実測値)で有る事が判った。

3.3 Group 2の結果

(1) スターラップ120mm間隔

Group 2のスターラップ120mm間隔の試験結果を表-5及び図-9に示し、Group 1 NO. 4の無補強体の結果も併記した。

底面及び側面にCFG補強を施した供試体については、CR3-30(NO.6-1及びNO.6-2)は鉄筋降伏荷重が無補強体に比べ、CR3-30(NO.6-1及びNO.6-2)は13.7~14.7kN、CR3-50(NO.7-1及びNO.7-2)は12.2kN各々向上した。また、最大荷重は無補強体と比べ、CR3-30(NO.6-1及びNO.6-2)が37.0~42.5kN、CR3-50(NO.7-1及びNO.7-2)は24.5~26.5kN各々向上した。更に、各々(NO.6-1~NO.7-2)の破壊は、最大荷重における変位付近までに底面のCFGが全て破断し、それ以降は底面から近い側面下辺のCFGから順に破断した。また、変位20mm程度以降からはコンクリートの圧壊が生じ始め、曲げひび割れに伴う曲げ破断

表-5 スターラップ120mm体の試験結果

| NO. | 初期ひび割れ荷重 | 鉄筋降伏荷重 | 最大荷重 | 補強材破壊形態 | 供試体破壊形態 |
|-----|----------|---------|----------|---------|---------|
| 4 | 20.2 kN | 80.3 kN | 91.0 kN | - | 曲げ破壊 |
| 6-1 | 25.4 kN | 94.0 kN | 128.0 kN | CFG底面破断 | 曲げ破壊 |
| 6-2 | 22.7 kN | 95.0 kN | 133.5 kN | CFG底面破断 | 曲げ破壊 |
| 7-1 | 25.5 kN | 92.5 kN | 115.5 kN | CFG底面破断 | 曲げ破壊 |
| 7-2 | 19.6 kN | 92.5 kN | 117.5 kN | CFG底面破断 | 曲げ破壊 |

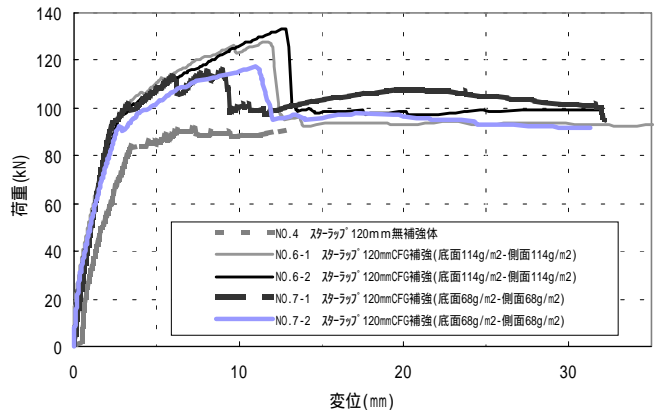


図-9 120mm体の荷重-変位曲線

表-6 スターラップ 240mm 体の試験結果

| NO. | 初期ひび割れ荷重 | 鉄筋降伏荷重 | 最大荷重 | 補強材破壊形態 | 供試体破壊形態 |
|-----|----------|---------|---------|-----------|---------|
| 1 | 18.0kN | 80.5kN | 94.0kN | - | バランス破壊 |
| 2 | 25.4kN | 94.0kN | 96.0kN | 底面 CFG 剥離 | せん断破壊 |
| 8 | 19.6kN | 87.0kN | 111.5kN | CFG 底面破断 | 曲げ破壊 |
| 9 | 21.8kN | 104.5kN | 129.5kN | CFG 底面破断 | 曲げ破壊 |
| 10 | 20.5kN | 87.0kN | 103.5kN | CFS 底面破断 | 曲げ破壊 |

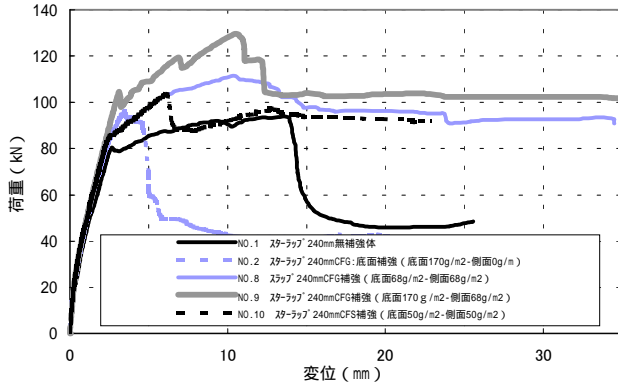


図-10 240mm体の荷重-変位曲線

となった。これは、スターラップ 120mm 間隔無補強体の曲げ破壊モードと一致した。

(2) スターラップ 240mm 間隔

表-6 及び図-10にスターラップ 240mm 間隔の結果を示した。また, Group 1 NO. 1 の無補強体及びNO. 2 の底面だけの補強体の結果も併記した。スターラップ 240mm 無補強体の実破壊モードはバランス破壊であるのに対し, CFG 及び CFS 補強を施した3つの供試体 (NO. 8 ~ NO.10) は何れも曲げ破壊となった。また, 鉄筋降伏荷重が無補強体に比べ, NO. 8 (CR3-50) が 6.5 k N, NO. 9 (CR3-50 & CR3-50)

では24 k N 及び NO.10 (C0-10) では 6.5 k N 各々向上した。同時に, 最大荷重は, 底面の補強繊維量の増加に伴い増加する事も判った (NO. 10 < NO. 8 < NO. 9)。

3.4 側面補強体のせん断耐力の査定

表-7に, スターラップ 120mm 間隔及び 240mm 間隔の供試体について, 曲げせん断の設計値と実測値及び設計破壊モードと実破壊モードを示した。なお, 連続繊維シートが受け持つせん断耐力に付いては, せん断補強筋のせん断耐力算出の考え方と同様, トラス理論⁽⁵⁾を適用した。これよりNO. 9を除き, 設計曲げせん断比から推定した破壊モードと, 実破壊モードは良く一致する事が判った。ここでNO. 9に関して, 推定したせん断破壊モードが, 実破壊モードで曲げ破壊となった事に対し, ひび割れ形態とひび割れ幅を用いて検証した。

図-11~図-13に荷重に伴うひび割れ幅の計測結果を示した。図-11及び図-12のそれぞれの荷重に伴うひび割れ幅を比較すると, 底面を過剰に補強した供試体 (NO. 9) の方が, 中央から10cm離れたひび割れに於いても幅が広がっている事が判る。この事から, 設計曲げせん断比で曲げ破壊モードのNO. 8及び, 設計曲げせん断比でせん断破壊モードのNO. 9は両者とも曲げ破壊ではあるが, NO. 9はNO. 8に比べ, 多くのせん断ひび割れを伴った曲げ破壊であると推察出来る。

表-7 120mm体及び240mm体の設計値と実測値の比較

| NO. | スターラップ間隔 | 補強設計 | | 設計値 | 照査式 V _{mu} /V _{yd} からの 設計破壊 モード | 実破壊モード | 実測値 |
|-----|---------------------------|-----------------------------|-----------------------------|---|---|-----------------------------|---|
| | | | | せん断耐力 (V _{yd}) 及び曲げ耐力 (V _{mu}) | | | せん断耐力 (V _{yd}) 曲げ耐力 (V _{mu}) |
| 4 | 120mm | 側面 | 無し | V _{yd} : 76.4 k N | 0.9 曲げ | 曲げ | V _{mu} : 91.0 k N |
| 底面 | | 無し | V _{mu} : 72.2 k N | | | | |
| 6-1 | | 側面 | CFG1 枚: CR3-30 | V _{yd} : 115.4 k N | 0.9 曲げ | 曲げ | V _{mu} : 133.5 k N |
| 底面 | | CFG1 枚: CR3-30 | V _{mu} : 101.2 k N | | | | |
| 6-2 | | 側面 | CFG1 枚: CR3-30 | V _{yd} : 115.4 k N | | | |
| 底面 | | CFG1 枚: CR3-30 | V _{mu} : 101.2 k N | 0.9 曲げ | 曲げ | V _{mu} : 128.0 k N | |
| 7-1 | 側面 | CFG1 枚: CR3-50 | V _{yd} : 100.2 k N | | | | |
| 底面 | CFG1 枚: CR3-50 | V _{mu} : 85.4 k N | | | | | |
| 7-2 | 側面 | CFG1 枚: CR3-50 | V _{yd} : 100.2 k N | | | | |
| 底面 | CFG1 枚: CR3-50 | V _{mu} : 85.4 k N | 1.1 せん断 | バランス | V _{mu} : 94.0 k N | | |
| 1 | 側面 | 無し | | | | V _{yd} : 66.7 k N | |
| 底面 | 無し | V _{mu} : 72.2 k N | 1.5 せん断 | せん断 | V _{yd} : 96.0 k N | | |
| 2 | 側面 | 無し | | | | V _{yd} : 66.7 k N | |
| 底面 | CFG2 枚: CR3-50 +CR4-50 | V _{mu} : 99.6 k N | 0.9 曲げ | 曲げ | V _{mu} : 111.5 k N | | |
| 8 | 側面 | CFG1 枚: CR3-50 | | | | V _{yd} : 90.5 k N | |
| 底面 | CFG1 枚: CR3-50 | V _{mu} : 85.4 k N | | | | | |
| 側面 | CFG1 枚: CR3-50 | V _{yd} : 90.5 k N | 1.1 せん断 | 曲げ | V _{mu} : 129.5 k N | | |
| 9 | 底面 | CFG2 枚: CR3-50 +CR4-50 | | | | V _{mu} : 99.6 k N | |
| 側面 | CFS1 枚: C0-10 | V _{yd} : 100.2 k N | 0.9 曲げ | 曲げ | V _{mu} : 103.5 k N | | |
| 10 | 底面 | CFS1 枚: C0-10 | | | | V _{mu} : 87.7 k N | |

同様に,CFG及びCFSを同程度の繊維量で補強した供試体のひび割れ幅(図-11, 図-13)の差異については, NO.1の設計破壊モードがせん断破壊であるのに対し, 実破壊モードはバランス破壊であった事も考慮すると, 設計曲げせん断比(V_{mu} / V_{yd})が0.9~1.1の間はせん断破壊-バランス破壊-曲げ破壊の各々が存在し得る複雑な領域であると考えられる。

従って,CFG補強体のせん断耐力の増加分 P は, スターラップ 120mm 間隔材のCR3-30 1枚が > 6.7kN, スターラップ 240mm 間隔材のCR3-50 1枚が > 33.5kNで有り,CFSの P はスターラップ 240mm 間隔材のC0-10 1枚では > 7.5kNである事が判明した。

以上の事から,CFGはCFS同様, 今回の供試コンクリート梁に対し, せん断補強効果が十分に発現している事が明らかとなり, 水中適用型CFG接着工法は, 気中標準材のCFS工法の設計理論と同様, せん断補強設計式⁵⁾の適用が可能である事が判った。

4. 結論

水中適用型CFG補強層を用いた場合のせん断補強効果を本研究で検証した結果, 以下の事が明らかとなった。

- (1) 水中適用型CFG接着補強工法は, 気中標準材のCFSと同様, せん断補強効果が十分に存在する事が判った。
- (2) CFSの設計理論と同様に水中適用型CFG接着補強工法もせん断補強設計式の適用が可能である。

謝辞 本研究に際し, グリッド材を提供して頂いた日鉄コンポジット(株)に感謝の意を表します。

参考文献

- 1) 田中, 辻他: かぶり剥落後の残存曲げ及びせん断耐荷力に関する研究, 第55回土木学会年次学術講演会講演概要集, V-516, pp.1034-1035, 2000.9

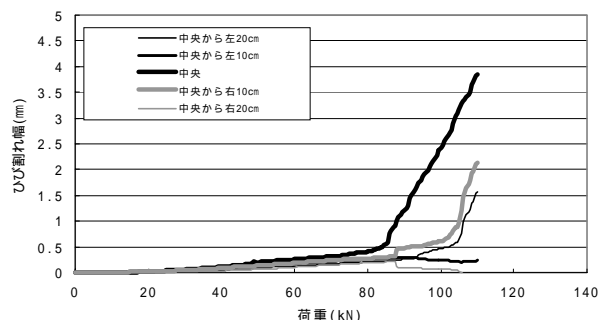


図-11 No.8 ひび割れ幅

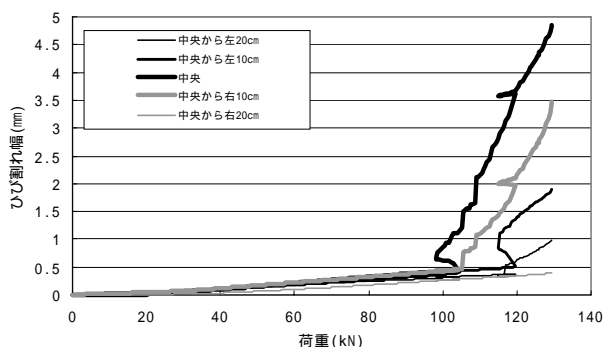


図-12 No.9 ひび割れ幅

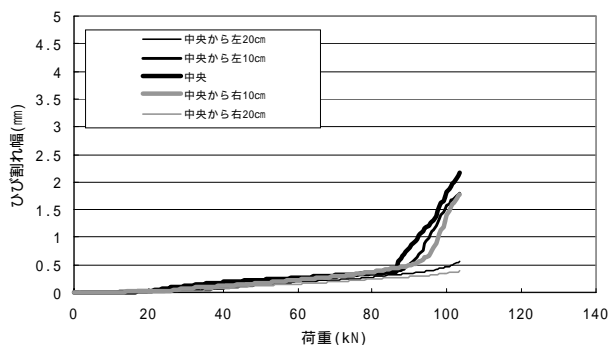


図-13 No.10 ひび割れ幅

- 2) 近藤, 池田他: 鋼板接着後27年が経過したRC床版の鋼合成サンドウィッチ工法による再補修, 第55回土木学会年次学術講演会講演概要集, V-392, pp.786-787, 2000.9
- 3) 芦野, 川瀬他: 水中適用型FRPグリッド接着補強工法の補強効果に関する研究, コンクリート工学年次論文集, 第23巻, NO.2, pp.1123-1128, 2001
- 4) 市川, 呉: 連続繊維によるRC部材の曲げ・せん断補強効果に関する実験的研究, コンクリート工学年次報告集, Vol.20, No.1, pp.449-459, 1998
- 5) 土木学会: 連続繊維シートを用いたコンクリート構造物の補修補強指針, コンクリートライブラリー101, 2000.7