

定着金物を用いた連続繊維シートによるRC構造物補強工法の開発

その4 開孔補強部のせん断耐力評価

正会員 ○福山 洋*1 同 中村 洋行*2
同 藤本 効*3 同 浅野 芳伸*4
同 高橋 茂治*5 同 加藤 貴久*6
同 鈴木 英之*7 同 上田 正生*8

梁 鉄筋コンクリート 開孔補強
定着金物 炭素繊維シート 鋼管

1. はじめに

本論では前報その3に示した、CFシートと鋼管で補強された有効梁のせん断耐力の評価法を提案する。

2. CFシートと鋼管による開孔部のせん断補強

図1にCFシートと鋼管による開孔補強の模式図を示す。有孔梁のせん断補強にCFシートを使用し、トラス機構によってその効果を十分に発揮させるためには、CFシートの高い引張強度に釣り合う圧縮力を負担する要素が必要である。しかし開孔部分にはコンクリートが無いので、CFシートだけの補強では限界がある。一方で、鋼管は単純に横圧縮するよりも、周囲が拘束されている方が、圧縮強度が高くなる^[1]。前報その3ではCFシートと、横拘束された鋼管の相乗効果を利用した開孔部の補強方法を提案し、実験によりその効果を確認した。本論ではこれらの効果を考慮した有効梁のせん断耐力の評価法を提案する。ここで、部材の外周に貼られたCFシートによって完全なトラス機構を形成するためには、上下の主筋を含めるように閉鎖型に巻き付ける必要があるが、本工法ではスラブの下側に定着金物を用いてCFシートを定着する。そのため、上端主筋と定着金物間の水平方向のせん断耐力、つまり既存の肋筋で抵抗するスラブ付け根で割り裂かれるせん断耐力以上の補強効果は期待できない。

3. 開孔部の変形と鋼管の負担力

図2に鋼管補強を施した試験体の開孔部分における45°方向の圧縮ひずみと部材に作用したせん断力の関係を示す。鋼管補強されたNo.3とNo.5は最大耐力時の対角方向のひずみがそれぞれ1.5%と2.2%であった。

一方で、これらの試験体に使用したのと同じ材料の鋼管を、長さ50mmに切断し、圧縮試験機で横方向に圧縮した。図3に荷重(P)ー直径方向圧縮ひずみ(ε)関

係を示す。この時、鋼管には図4aに示すような降伏線が形成されると仮定すると、鋼管の降伏強度と全塑性強度計算値は図3中の値となる^[1]。これによると、降伏荷重の18.4kNまでは弾性であり、その後、剛性を低下させながらも荷重は増加し、圧縮ひずみ1.5%時では全塑性荷重に達していた。

図2より、No.3およびNo.5の鋼管は最大耐力時には圧縮方向のひずみが1.5~2.2%時であり、この時、鋼管の断面は全塑性強度に達していたと考えられる。

梁の開孔に鋼管を入れた時、鋼管は周囲のコンクリートで拘束される。鋼管周囲のコンクリートに割裂ひび割れが発生すると拘束力は開放されるが、開孔の周囲をCFシートで補強した場合は、ひび割れ発生後も拘束力を期待できる。図4bに示すように水平方向の変位を拘束し、8箇所の降伏線が形成されると仮定すると、横拘束された鋼管の降伏強度 stP_c は式(1)で表される。

$$stP_c = \eta \cdot \frac{4\sqrt{2} \cdot L_{st} \cdot t^2 \cdot \sigma_y}{3r}, \quad \eta = \begin{cases} 1.0 & \text{降伏強度時} \\ 1.5 & \text{全塑性強度時} \end{cases} \quad (1)$$

ここで、 η ：形状係数、 L_{st} (mm)：鋼管の長さ、 t (mm)：鋼管の厚さ、 σ_y (N/mm²)：鋼管の降伏強度、 r (mm)：厚みの中心における鋼管の半径である。

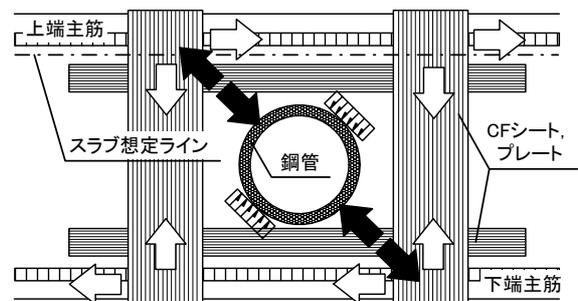


図1 CFシートと鋼管による開孔補強

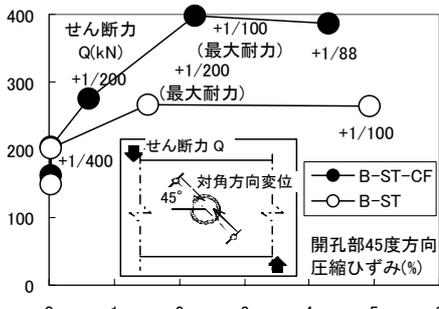


図2 鋼管補強試験体の開孔部の変形

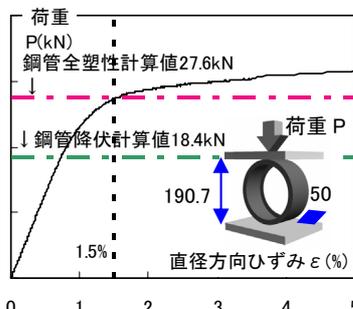
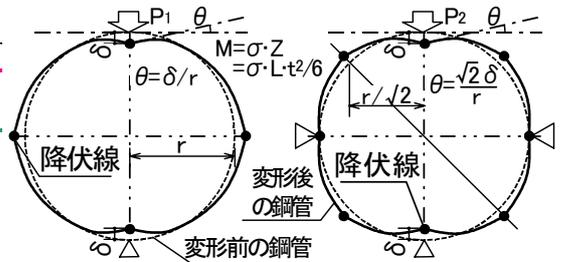


図3 鋼管の横圧縮試験結果



a.水平方向の拘束無し b.水平方向の拘束有り
図4 鋼管断面の降伏線の仮定

4. せん断終局耐力の評価

4.1 耐力式の提案

本実験の結果より、開孔部に鋼管を挿入することで部材のせん断耐力が上昇することが明らかとなった。靱性保証指針式[2]では、開孔の大きさによってコンクリートが負担する圧縮力を低減している。そこで、開孔部に入れた鋼管が圧縮力の一部を負担するとし、その効果を計算式に採り入れることで、有孔梁のせん断終局耐力の評価を試みる。式(2)に CF シートと鋼管による補強効果を採り入れた有孔梁のせん断終局耐力式を提案する。

$$V_u = \min\{V_{u1}, V_{u2}, V_{u3}\}$$

$$V_{u1} = \mu_{op} \cdot (b_e \cdot j_e \cdot w \cdot p \cdot \sigma +_{cf} b_e \cdot j_e \cdot_{cf} p \cdot_{cf} \sigma) + C_{ar1} \cdot \tan \theta \quad (3)$$

$$V_{u2} = \frac{1}{3} (b_e \cdot j_e \cdot w \cdot p \cdot \sigma +_{cf} b_e \cdot j_e \cdot_{cf} p \cdot_{cf} \sigma + C_{ar2}) \quad (4)$$

$$V_{u3} = C_{ar2} / 2$$

但し、

$$\mu_{op} = \min \left(2, \frac{2 - (2.2 + \alpha) \cdot \xi_r}{1 - 1.7 \xi_r} \right)$$

$$C_{ar1} = \min \begin{cases} st P_c \text{ (鋼管を用いる場合)} \\ \left(v_c \sigma_B - \frac{5(w \cdot p \cdot \sigma +_{cf} p \cdot_{cf} \sigma)}{\lambda} \right) \cdot \frac{b \cdot D}{2} \end{cases}$$

$$C_{ar2} = \min \begin{cases} \lambda(1 - 2\xi_r) \cdot v_c \sigma_B \cdot b_e \cdot j_e + st P_c \\ \lambda \cdot v_c \sigma_B \cdot b_e \cdot j_e \end{cases}$$

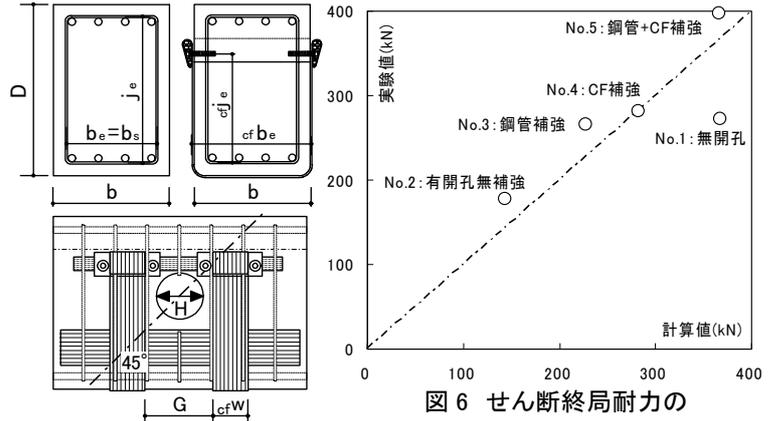
$$w \cdot p = \frac{a_w}{b_e \cdot s}, \quad_{cf} p = \frac{4 \cdot_{cf} n \cdot_{cf} t \cdot_{cf} w}{_{cf} b_e \cdot j_e}$$

$$v = 0.7 - c \sigma_B / 196, \quad \lambda = 1 - \frac{s}{2j_e} - \frac{b_s}{4j_e}$$

$$b_s = b_e / (N_s + 1), \quad \tan \theta = 0.9D / (2L)$$

$$\xi_r = \frac{H}{j_e}, \quad \alpha = G / H$$

ここで、 μ_{op} : トラス機構のコンクリート圧縮束の角度による係数、 $b_e,_{cf} b_e$: 既存のあばら筋、および CF シートによるトラス機構に関与する断面の有効幅(mm)、 $w \cdot p,_{cf} p$: あばら筋比、CF シート補強比、 $w \cdot \sigma,_{cf} \sigma$: あばら筋降伏強度、CF シート設計強度(=1610N・mm²)、 C_{ar1}, C_{ar2} : 鋼管を考慮したコンクリートの有効圧縮強度(N)、 $st P_c$: 鋼管の横圧縮耐力であり式(1)による(N)、 θ : アーチ圧縮束が材軸となす角度(rad.)、 $j_e,_{cf} j_e$: あばら筋、および CF シートによるトラス機構の有効せい(mm)、 λ : トラス機構の有効係数、 v : コンクリート圧縮強度の有効係数、 $c \sigma_B$: コンクリート圧縮強度(N/mm²)、 b : 梁幅(mm)、 H : 開孔径(mm)、 G : 孔の両脇の CF シートの内法間隔(mm)、 a_w : あばら筋一組の断面積(mm²)、 s : 既存あばら筋の間隔(mm)、 N_s : 中



(2) 図5 梁寸法の採り方

図6 せん断終局耐力の
実験値と計算値の比較

子筋の本数、 L : 梁の内法スパン(mm)、 $_{cf} n$: CF シートの層数、 $_{cf} t$: CF シートの厚さ(mm)、 $_{cf} w$: CF シート1枚の幅(mm)である。

図5に梁寸法の採り方を示す。靱性保証指針式では開孔両脇の肋筋間隔を G とし、 $G=1.2H$ と仮定した計算式を示しているが、ここではCFシート間の内法間隔を G とし、 $G/H > 1.2$ の場合は μ_{op} を低減した。

コンクリートは塑性変形によってその有効圧縮強度を低減させるが、横圧縮された鋼管は降伏することによって、その荷重を維持することが可能である。ただし、そのためには鋼管がCFシート等によって横拘束されている必要がある。

4.2 提案式の妥当性

図6に本研究で実施した試験体の実験値と計算値の比較を示す。式(2)による計算値は、有開孔無補強のB-Oを始めとして、鋼管補強、CF補強、およびその両者の補強を施した試験体のせん断終局耐力を精度良く評価していた。無開孔梁のB-Nは計算値よりも小さい耐力で破壊した。この試験体は肋筋が少なく計算上はアーチ機構の負担せん断力が多い。文献[3]によれば部材寸法と骨材径の比がスケール効果に表れるとし、特にアーチ機構の負担せん断力に影響を与えている。これが、実大梁のせん断終局耐力が低かった原因の一つである可能性もあるが、断定的なことは言えない。

5.まとめ 連続繊維シートと鋼管による補強効果を組み込んだせん断終局耐力式を提案し、限られた試験体の中ではあるが、有孔梁のせん断終局耐力を精度良く評価できた。

参考文献:[1]中村洋行・福山洋・藤本効・浅野芳伸・高橋茂治・加藤貴久・鈴木英之・上田正生: 鋼管と炭素繊維シートによる既存梁開孔部の補強～プリズム形試験体による圧縮実験～, 日本建築学会大会講演梗概集 C-2, pp.567-568, 2006.9, [2]日本建築学会: 鉄筋コンクリート造建物の靱性保証型耐震設計指針・同解説, 1999.8, [3]田村真利・白井伸明・森泉和人・安達洋・青山博之: 超大型寸法を考慮した RC 梁のせん断強度の寸法効果 (その1~2), 日本建築学会大会講演梗概集 C-2, pp.283-286, 1997.9

*1 建築研究所 工博 *2 コンステック
*3 ベターリビング 工博 *4 奥村組
*5 川口テクノソリューション *6 三菱化学産資
*7 安藤建設 工博 *8 北海道大学院教授 工博

*1 Building Research Institute, Dr.Eng *2 Constec Engineering
*3 Center for Better Living, Dr.Eng *4 Okumura Corporation
*5 Kawaguchi Techno Solution *6 Mitsubishi Chemical Functional Products
*7 ANDO Corporation, Dr.Eng *8 Professor, Hokkaido Univ., Dr.Eng