論文 HEM 定着法による CFRP より線マルチ配置テンドンの 14.5 年間の 長期定着性能について

古瀬 徳明*1・原田 哲夫*2・榎本 剛*3・牛島 健一*4

要旨: CFRP より線などの連続繊維緊張材の定着法として,筆者らによって開発されたのが定着用膨張材 (Highly Expansive Material: HEM)を用いる HEM 定着法である。本研究では, HEM 定着法による CFRP より線のマルチ配置テンドンに関する静的引張試験および約 14 年半にわたる長期定着性能試験を実施した。 本論文では,まず約 14 年半の長期定着性能試験の実施前と後で静的引張試験を実施し,両者の HEM 定着具 内部の力の伝達挙動等,定着機構について比較検討を行った。次に,約 14 年半にわたる緊張荷重の経時変化 についての検証を行い,HEM 定着法の長期安定性について言及した。

キーワード: CFRP より線, 定着用膨張材, 定着, 付着, プレストレストコンクリート, テンドン

1. はじめに

一般に、CFRP は高耐食性,高強度,軽量,耐疲労性, 非磁性などの優れた特性を有する。そのため,新設のプ レストレストコンクリート構造物のみならず,高度な耐 久性能が要求される補修,補強材料として今後の需要は ますます高まっていくものと考える。しかし、CFRP は 一般に一方向性材料であって繊維方向に直角方向に作用 する力に著しく弱く、CFRP に適した定着法の開発が課 題であった。著者らによって開発された定着用膨張材

(Highly Expansive Material: HEM)を用いた定着法(以 後, HEM 定着法と略記)は、定着用膨張材の水和反応に よって発現する高膨張圧が定着部内部に液圧的に伝播す ることで鋼管スリーブとの一体化を図り、かつ緊張材に 対して局所的な応力集中を生じさせない定着法である。 文献 1)では、シングル配置の HEM 定着具内部の定着機 構を検討するにあたり、静的引張試験を実施し、鋼管ス リーブと鋼管スリーブ内部に配置される緊張材との隙間 に充填された HEM を「せん断バネ」と仮定して、引張 力により鋼管スリーブ表面に生じたひずみの挙動からシ ングル配置の定着具内部の力の伝達を考察している。

本論文では、約 14 年半にわたる長期定着性能試験の 実施前と後で静的引張試験を実施し、シングル配置での 上述の検討方法が、CFRP より線を複数本束ねたマルチ 配置のテンドンの HEM 定着具内部の力の伝達機構の検 討に対しても有効であると仮定し、マルチ配置の HEM 定着具内部の定着機構に関する比較・考察を行った。ま た、約 14 年半にわたる緊張荷重の経時変化を検証し、 HEM 定着法の長期安定性についても言及した。

2. 供試体概要

2.1 供試体の設計

図-1 に CFRP より線のマルチ配置図を示す。本試験 の供試体は、CFRP 7 本より線 15.2 ϕ (保証破断荷重: 199kN)を12本1束とし、両端部を各々1つの鋼管スリー ブの中に挿入・配置し HEM 定着法を用いて定着させた テンドン体である。本供試体の設計保証荷重 T_p は、式(1) から 2150kN (=12×199kN×0.9) と定めた。なお、強度 低下率 η は、これまでのマルチケーブルの加工実績から 0.90 とした。

$$T_{D} = N \times T_{0} \times \eta \tag{1}$$

ここで, T_{D} :設計保証荷重(kN),N:CFRPの配置本数(本), T_{0} :CFRP1本あたりの保証破断荷重(kN), η :マルチ体を構成するCFRPの長さのバラつきによって生じうる強度低下率である。



図-1 CFRPより線のマルチ配置図

2.2 HEM 定着

供試体の定着具として使用した鋼管スリーブは,鋼製の外径 125mm,内径 85mm,長さ 500mm (ナット部: 100mm) であり,一つの鋼管スリーブの中に CFRP より線 15.2 ¢ を 12 本束ね,図-1 に示すように配置し,HEM

*1 東京製綱 (株) CFCC 事業部 (正会員)
*2 長崎大学大学院教授 工学研究科システム科学部門 (正会員)
*3 東京製綱 (株) CFCC 事業部 Tokyo Rope USA (非会員)
*4 東京製綱 (株) CFCC 事業部 Tokyo Rope USA (非会員)



スラリー(HEM 主成分は生石灰,水結合材比:27%)を 隙間に充填し,定着させた。HEM 定着法においては,水 和反応によって発現する膨張圧の管理が重要となる。本 試験における膨張圧の管理は,外管法により行った。外 管法とは,鋼管スリーブ表面の任意位置xの円周方向の ひずみ値 ε_{q} と軸方向のひずみ値 ε_{z} を用いて,式(2)によ り膨張圧 pを算出する方法である。

$$p = \frac{E_s(k^2 - 1)}{2(1 - v_s^2)} (\varepsilon_\theta + v_s \varepsilon_z)$$
⁽²⁾

ここで,p:膨張圧(MPa), E_s :鋼管スリーブの弾性 係数(N/mm²), V_s :鋼管スリーブのポアソン比(0.3), k:鋼管スリーブの外内径比(外径/内径)である。

鋼管スリーブ表面の円周方向のひずみ値 \mathcal{E}_{θ} と軸方向 のひずみ値 \mathcal{E}_z は,直交2軸型ひずみゲージを鋼管スリー ブ長手方向に 30mm 間隔に計 13 箇所(断面),相対す る方向に貼付し(合計 26 枚),測定した各断面位置での 膨張圧は,対面の値の平均値とした。

図-2は、鋼管スリーブ長手方向の膨張圧分布を示す。 図には、養生完了後(HEM 充填後から48時間後),養 生完了後から6ヶ月および1年経過したものも併記した。 いずれの膨張圧分布も、荷重端側(鋼管スリーブの口元) に近い部分を除く固定端から360mmの範囲ではほぼ一 様な分布であった。鋼管スリーブの口元付近(固定端から 360mmおよび390mm位置)の膨張圧が他の部位に比べて 低いのは、端部が開放されているためである。また、養 生完了から6ヶ月以降の膨張圧分布において固定端近傍 で圧力がやや低いのは、長期定着性能試験中であり、ナ ット定着によるひずみ値の影響と考えられる。

3. 定着具内部の力学的諸量

3.1 単位長さ当たりのせん断カq

図-3は、緊張材に緊張荷重 P が作用した場合、任意

位置xの微小要素dxにおける鋼管スリーブ, HEM および 緊張材間に働く力の関係を示す。HEM は「せん断バネ」 と仮定し、単位長さ当たりのせん断力q(以後、qと略 記)によって緊張材に作用する引張力 T_p が鋼管スリーブ に伝達されると考える。qは、緊張荷重Pに対する抵抗 力として緊張材表面に生じる付着力である。ここで、 E_s は鋼管スリーブの弾性係数、 T_s は鋼管スリーブに作用す る引張力、 A_s は鋼管スリーブの断面積、 E_p は緊張材の 弾性係数(134.5kN/mm²)、 T_p は緊張材に作用する引張 力、 A_p は緊張材の断面積(有効断面積:1363.2mm²=12本 ×113.6mm²/本)を表す。

図-4は、緊張荷重Pが作用した際の鋼管スリーブ表 面の軸方向ひずみ $\mathcal{E}_{z,i}$ の分布の概略を示す。ここに、ナ ット(外径:165mm、高さ:100mm)による定着部を固 定端、鋼管スリーブ荷重端を口元部と称し、ナット部(外 ネジ加工部:100mm)と外ネジ加工無し部(400mm)と の境界を原点とした。鋼管スリーブの長手方向の任意位 置 x_i における q_i は、鋼管スリーブ表面にて測定された軸 方向ひずみ $\mathcal{E}_{z,i}$ を用いて式(3)(中心差分の公式)より算 出できる¹⁾。

$$q_i = -\frac{\varepsilon_{z,i+1} - \varepsilon_{z,i-1}}{2\Delta x} E_s A_s \tag{3}$$

なお, Δx は, 鋼管スリーブ表面に等間隔に貼付したひず みゲージの間隔距離である。

3.2 相対変位 s

緊張材に引張荷重Pが作用した場合,鋼管スリーブの 長手方向の任意位置 x_i における鋼管スリーブおよび緊 張材は緊張荷重作用前の位置からそれぞれ w_s , w_p だけ 変位する。ここに,緊張材の変位 w_p と鋼管スリーブの変 位 w_s との差を相対変位sと定義する。この場合,HEM 層はそれぞれの変位に付随してせん断変形を生じるが, HEM と鋼管スリーブとの付着境界および緊張材との付



着境界においては『ずれ』が生じないものする。本供試体のように1つの鋼管スリーブの中に任意の複数本の緊張材(マルチ配置)を挿入しHEM 定着法を用いて定着した場合も、「配置された緊張材間には『ずれ』が生じることはなく、あたかも1本の緊張材のように挙動する」と仮定すると、定着内部の挙動を図-5に示すような状態になると考えられる。ここで、緊張荷重*P*が作用した際、定着部の長手方向の任意の位置 x_i における鋼管スリーブの変位 $w_{s,i}$,緊張材の変位 $w_{p,i}$ およびそれらの差である相対変位 s_i は、それぞれ式(4)、式(5)、式(6)のように示される。なお、固定端の原点x=0において、鋼管スリーブ長さが十分に長い定着体であることから無視できるほど小さく、 $w_{p,0}=0$ とした。

$$w_{s,i} = \int_{0}^{x_i} \varepsilon_{z,i} dx \quad (x = 0 \text{ if } \forall v \in \mathcal{E}_{z,0} \neq 0) \quad (4)$$

$$w_{p,i} = \int_{0}^{x_{l}} \varepsilon_{p,i} dx \tag{5}$$

$$s_i = w_{p,i} - w_{s,i} \tag{6}$$

ここで、鋼管スリーブ表面の軸方向ひずみ $\mathcal{E}_{z,i}$,緊張 材のひずみ $\mathcal{E}_{p,i}$ はともに離散値であるため、式(4)および 式(5)は、数値積分法によって算出した。定着部の長手方 向の任意位置 x_i における断面において、緊張荷重Pは、 鋼管スリーブ断面に作用する力 $T_{s,i}$ と緊張材に作用する 力 $T_{p,i}$ との和に等しいことから、式(7)が成り立つ。

$$P = T_{p_i} + T_{s,i} \tag{7}$$

さらに、式(7)は、式(8)のように表せる。このとき、鋼管 スリーブおよび緊張材はともに弾性体とみなしている。

$$T_{p_i} = P - T_{s,i} = P - \varepsilon_{z,i} A_s E_s \tag{8}$$

よって,緊張材に生じるひずみ $\mathcal{E}_{p,i}$ は,式(8)を用いることで,式(9)のように表すことができる。

$$\varepsilon_{p,i} = \frac{T_{p,i}}{A_p E_p} = \frac{P - \varepsilon_{z,i} A_s E_s}{A_p E_p}$$
(9)



図-6 試験状況

4. 静的引張試験結果

本試験では、CFRPより線15.2¢を1つの鋼管スリー ブの中に12本配置し、両端をHEM定着法により定着し た全長4450mm(自由長部:3450mm)を供試体とした。 図-6に試験状況写真を示す。鋼製フレームから成る架 台に供試体を取り付け、荷重載荷には3000kN油圧式ジ ャッキを用い、荷重の測定は5000kNセンターホール型 ロードセルにより行った。

試験手順は、200kN (設計保証荷重の約 10%) ⇔1820kN (設計保証荷重の約 85%) の静的な引張載荷および除荷 を 10 サイクル繰り返し、200kN 刻みごとに①緊張荷重, ②鋼管スリーブ表面に生じた軸方向ひずみ値 $\mathcal{E}_{z,i}$ および ③鋼管スリーブロ元における CFRP の抜け出し変位を測 定した。11 回目載荷の 1820kN (実緊張荷重: 1856.4kN) で HEM 定着体をナット定着し、長期定着性能試験の実施 後にも行った。

4.1 単位長さ当たりのせん断力 q の分布

図-7に長期定着性能試験実施前,図-8に実施後(14 年半後)のq分布を示す。両図の(a)は載荷1回目,(b) は載荷10回目の状態である。長期定着性能試験実施前・ 後とも載荷2回目から10回目のq分布は、どちらとも変 化がなかったことから,載荷2回目以降のq分布として, 載荷10回目を掲載した。

長期定着性能試験実施前の q 分布は、図-7の(a) に示 すように、載荷1回目では、 q のピーク値は、緊張荷重 が大きくなるに伴い荷重端側から固定端側に移行してい る。しかし、載荷2回目以降では、図-7の(b) に示すよ うに、q のピーク値は、緊張荷重が1000kN以下では固 定端から150mm 位置にあり、除荷後の200kNでは、お およそ250mm 位置から荷重端にかけて q の値は負とな っている。これは、過去に行われた別の実験²⁾でも同様 な分布が得られている。緊張荷重が最大の1820kNでは、 載荷1回目と載荷10回目の q 分布はほぼ同じである。

次に,14年半後のq分布を図-8に示す。図-7とは 異なり,載荷1回目も載荷10回目もほぼ同じ分布を示し



ている。 *q*のピーク値は、 図-7 で示した値の約2倍に 増加しており、緊張荷重の大きさに関係なく鋼管スリー ブのほぼ同じ位置(固定端から 330mm 位置)にあると ともに、緊張端側にシフトしていることが分かる。また、 330mmより固定端側までの*q*分布は、ほぼ弾性状態の*q* 分布であると考えられる。これは、後述の*q-s*関係は、 ほぼ弾性的な挙動を示していることとも対応している。 以上のことは、約14年半の長期にわたり緊張荷重を保持 した状態で、膨張圧が上昇し約95MPaで安定していたた め、最大荷重までの繰り返し載荷では変化のない状態に なったためと考えられる。

4.2 q-s関係

図-9(a), (b)には, それぞれ固定端から 270mm 位置, 固定端から 330mm 位置の*q*-*s* 関係について長期定着性 能試験実施前と実施後(14 年半後)を比較して示した。

長期定着性能試験実施前の 1 回目の載荷試験の*q-s* 関係では、両者とも*q*の値がピークに達した後の勾配は 緩やかに低下しており、いわゆる軟化領域がみられた。 なお、当分布は過去の別の実験¹⁾でも同様に見られいる。 その後の繰り返し載荷および除荷においては、一定のヒ ステリシスループの挙動を示した。

14 年半後の q-s 関係をみると, 載荷および除荷の繰り 返しに伴うヒステリシスループの面積は, 14 年半前に比 べるとかなり小さく, 軟化領域もなくほぼ弾性的な挙動 を示し, q のピーク値も固定端から 330mm 位置では約 2 倍に増加している。これは, 膨張圧が,約 95MPa と 14 年半前よりも高くなっており, 定着部内部の HEM がよ り緻密化したためと考えられる。

4.3 口元変位の挙動と引張破断荷重

図-10の(a), (b)には、それぞれ長期定着性能試験実施前と実施後に行った静的引張試験の緊張荷重と鋼管スリーブロ元における CFRP の抜け出し変位を示す。また、両図には、固定端から 400mm 位置でのひずみ値から計算で求めた相対変位 s も併記した。鋼管スリーブロ元における CFRP の抜け出し量は、2本の CFRP について、測定値に CFRP の伸びの影響が含まれないように、鋼管スリーブロ元のごく近傍の自由長部の変位を変位計を使用して測定した。

図-10(a)では実測値とひずみ値からの計算値sがほ

ぼ一致している。最大変位は 1.8mm であり,残留変位は 0.6mm であった。一方,図-10(b)では,計算値 sの方が やや大き目の値を示しているが,両者ともに残留変位は 0.1mm 程度と小さく,ほぼ弾性的な挙動を示している。 以上のことから,口元変位の挙動からマルチ配置テンド ンの定着具内部の力の伝達は,HEM をせん断バネと仮定 し,配置された緊張材間にずれが生じることはなく,あ たかも1本の緊張材のように挙動するとの仮定は,正し いと考えられる。

次に、14年半後の静的引張載荷および除荷の繰り返し 後,残存強度の確認試験を実施した。最大引張荷重は、 2440kN で CFRP より線が破断した。これは、設計保証荷 重*T₀の*113.5%であり、設計保証荷重を超える値であった。

図-10 鋼管スリーブロ元における CFRP の 抜け出し変位

5. 14.5 年間の緊張荷重の挙動

本章では,約14年半にわたって実施した長期定着性能 試結果と考察について述べる。なお,初期の緊張荷重*P*₀ は,1856.4kNであった。

5.1 膨張圧と CFRP の抜け出し変位の経時変化

図-11 に緊張・定着後から 14 年半にわたる膨張圧と 1856.4kN で緊張・定着後に 1.8mm 変位した時点を基準 (変位 0)とし、その後の鋼管スリーブロ元における CFRP の抜け出し変位の経時変化を示す。膨張圧は、固 定端から 360mm 位置(鋼管スリーブロ元から 40mm 位 置)での測定結果である。膨張圧は緊張・定着直後、約 36MPa であったが、徐々に上昇し続け、試験開始から約 6000 時間後には 95MPa を超え、その後はほぼ 95MPa 一 定の状態を維持し続けている。鋼管スリーブロ元におけ る CFRP の抜け出し変位は,膨張圧の上昇に追従するように徐々に大きくなり,緊張・定着後から約 6000 時間で 0.8mm 程度の増加で安定しており,膨張圧と CFRP 抜け 出し変位の増加は,対応している。これは,鋼管スリー ブロ元部は開放状態のため、HEM の鋼管長手方向の膨 張作用によって、鋼管から相対的に CFRP が HEM と一 体となって抜け出したためと考える。

5.2 温度変化に伴う緊張荷重の変動補正

図-12に示すように測定した荷重値には、季節の温度 変化に伴う周期変動成分(うねり)が含まれていたため 補正を行う必要がある。これは、CFRPより線の線膨張 係数が、緊張荷重の反力を受ける鋼製フレームの約1/20 であるからである。まず、取得したデータを一年毎に整 理し、この周期変動成分を回帰曲線として求め、取得し た荷重値と回帰曲線との差をとることで周期変動成分を 除去し、微小変動成分のみを抽出した。さらに一年毎に 荷重実測値の平均値を求め、これに変動成分を加えるこ とで、温度補正を行った。しかしながら、温度の日変動 の補正は難しく、今回は季節変動のみの補正とした。

図-11 緊張・定着直後からの膨張圧と CFRP の抜け出し 変位の経時変化

5.3 緊張荷重の経時変化

図-13に温度補正した緊張荷重の低下率の実測値と 鋼管スリーブロ元における CFRP の抜け出し変位を一種 のクリープとみなし、これに伴う緊張荷重の低下率とし て算出した η_t(t)を併記して示す。緊張荷重の低下率 n_t(t)は、式(10)で示される微分方程式を解いて式(11) が得られる 3)。

$$\frac{P_0}{E_{cf}A_{cf}}\frac{d\phi_i(t)}{dt} - \frac{1}{E_{cf}A_{cf}}\frac{d\Delta P}{dt} - \frac{\Delta P}{E_{cf}A_{cf}}\frac{d\phi_i(t)}{dt} = \frac{1}{E_FA_F}\frac{d\Delta P}{dt}$$
(10)

 $\eta_t(t) = \Delta P / P_0 \times 100 = \{1 - \exp(-\alpha \phi_t(t))\} \times 100(\%) (11)$ ΔP は, 緊張・定着後からの任意時間 *t* における緊張荷重 の損失量である。ここに,

$$\alpha = \frac{1}{1 + E_{cf} A_{cf} / E_F A_F}$$

であり、 $E_{F}A_{F}$ は試験装置を構成する鋼製フレームの引 張剛性で、CFRP の引張剛性 $E_{f}A_{f}$ に比べ圧倒的に大き いことから、計算では α =1 とした³。

 $\phi_{t}(t)$ については、以下の通りである。CFRP の抜け出 し変位をクリープ変形とみなし、これに伴って生じるク リープひずみを $\varepsilon_{t}(t)$ 、CFRP の弾性変形ひずみを ε_{cf} と すると、式(12)の関係が成り立つ。

$$\varepsilon_{t}(t) = \phi_{t}(t)\varepsilon_{cf} = \phi_{t}(t)\frac{P_{0}}{A_{cf}E_{cf}}$$
(12)

P₀は初期の緊張荷重(1856.4kN)である。

CFRP の抜け出し変位の実測値をu(t)とする。両端の定 着体で発生する抜け出し変位は等しく生じるものと仮定 すれば、 $\varepsilon_t(t) = 2u(t)/l_0$ が成り立つ。 l_0 は供試体テンド ンの自由長部 (3450mm) である。したがって、 $\phi_t(t)$ は、 式(13)のように表すことができる。

$$\phi_t(t) = \frac{2u(t)}{P_0 l_0} A_{cf} E_{cf}$$
(13)

実測値u(t)は,式(14)で近似でき³⁾,実験定数である β と Tは最小二乗法により, β =0.902,T=3539.2を得た。

$$u(t) = \beta \{1 - \exp(-t/T)\}$$
 (14)

図-13 より, $\eta_t(t)$ だけでは実測値を過小評価してい ることが分かる。そのため、CFRP より線のリラクセー ション特性を考慮し,緊張荷重の低下率 $\eta(t)$ が式(15)の ように CFRP の抜け出し変位に基づく緊張荷重の低下 率 $\eta_t(t)$ と式(16)で示す CFRP のリラクセーションによる 緊張荷重の低下率 $\eta_r(t)$ との和で表されると仮定した。

$$\eta(t) = \eta_t(t) + \eta_r(t)$$
 (%) (15)

$$\eta_r(t) = 0.3564 \log_{10} t + 0.2519 \quad (t > 0) \quad (\%) \quad (16)$$

式(15)で計算した結果は、概ね実測値と一致した。式 (16)は、過去に実施した CFRP より線 12.5 ¢のリラクセ ーション試験結果²⁰の中で、初期載荷荷重が保証破断荷 重の80%の試験データに対し最小二乗法により新たに求 めた回帰曲線である。式(15)より緊張・定着後から 100 万時間後の緊張力の低下率は約7.4%と算出される。供試 体では自由長部を3.45m としたが、例えば、実構造物で 自由長部が10m あるような場合は、緊張荷重の低下率は 約4.2%となり、CFRPより線の口元部における抜け出し 変位の影響はかなり小さいものとなる。

6 結論

本研究の範囲内で得られた結果を以下に要約する。

- (1) HEM 定着法を用いたマルチ配置テンドンに対して も、シングル配置と同様にHEMをせん断バネと仮定し、 配置された緊張材間にずれが生じることはなく、1本の 緊張材のように挙動するとの仮定で結果を説明できた。
- (2) 長期定着性能試験実施前と14年半後のq分布および q-s関係は異なるものであり、14年半経過後には、よ り弾性的な挙動を示した。これは、約14年半の長期に わたり緊張荷重を保持した状態で、膨張圧が上昇して約 95MPaで安定し、定着部内部のHEMがより緻密化した ためと考えられる。
- (3) 14.5年後の最大引張荷重は設計保証荷重T_pの113.5% である 2440kN で CFRP より線が破断した。このとき HEM 定着体は健全であった。
- (4) 緊張荷重の低下率は、口元部における CFRP の抜け 出し変位による低下率と CFRP のリラクセーションに よる低下率の和として推定できる。

参考文献

- 原田哲夫,生田泰清,佐々木謙二,大畑裕志,徳山 ミョーキン:定着用膨張材による CFRP より線と PC 鋼より線の定着機構に関する研究,土木学会論文集 E2, Vol.70, No.4, pp.370-389, 2014.11
- 榎本剛,原田哲夫,佐々木謙二,牛島健一,添田政 司,徳山ミョーキン:CFRPより線の機械的特性に 関する研究,土木学会論文集 E2, Vol.69, No.1, pp.98-117, 2013.3
- Tetuo Harada, Tsuyoshi Enomoto, Myo Khin and Takashi Idemitsu : Long-Term Behavior of Anchorage for Carbon Fiber Reinforced Polymer Strands Using Highly Expansive Material, Fiber-reinforced Polymer Reinforcement for Reinforced Concrete Structures, Fourth International Symposium, ACI, SP-188, pp.843-853, October 1999