

AFRP シートを巻き付け補強した鋼管橋脚模型の耐荷性状 に関する静載荷実験

Static loading tests on load carrying capacity and ductility of steel-pipe pier models winded with AFRP sheet

小室 雅人* 岸 徳光** 三上 浩*** 池田 憲二****

Masato Komuro, Norimitsu Kishi, Hiroshi Mikami, and Kenji Ikeda

* 博(工) 室蘭工業大学助手 工学部建設システム工学科 (〒050-8585 室蘭市水元町 27-1)

** 工博 室蘭工業大学教授 工学部建設システム工学科 (〒050-8585 室蘭市水元町 27-1)

*** 博(工) 三井住友建設(株)技術研究所 主席研究員 (〒270-0132 千葉県流山市駒木 518-1)

**** (独) 北海道開発土木研究所室長 構造研究室 (〒062-8602 札幌市豊平区平岸 1-3)

To investigate aseismic strengthening effects due to winding AFRP sheet around steel-pipe piers, static monotonic and cyclic loading tests for steel-pipe pier models winded with cross-directional AFRP sheet were conducted taking layer number of sheet as variable. Strengthening effects on ultimate load carrying capacity and ductility of the pier model were experimentally discussed. From this study, following results were obtained: 1) the local buckling mode at collapse may be shifted from elephant foot bulge to diamond shape due to confining effects of AFRP sheet winding; 2) increment of the ultimate load carrying capacity of the pier model with AFRP sheet may not be much improved by winding AFRP sheet; and 3) however, the ductility will be greatly improved by winding AFRP sheet.

Key Words : AFRP sheet, steel-pipe pier, local buckling, static loading test

キーワード : AFRP シート, 鋼製橋脚, 局部座屈, 静載荷実験

1. はじめに

現在, 既設鋼製橋脚の耐震補強方法としてコンクリート充填^{1)~3)}や縦補剛材の増設^{4),5)}等が有効であることが明らかになっている。しかしながら, これらの補強方法は, 鋼製橋脚の内部を対象に行うため, 1) 必ずしも施工性に優れていないこと, 2) コンクリート充填による耐荷力の上昇に伴うアンカー部への負担の増大, および 3) 縦補剛材の溶接に伴う残留応力の発生や品質管理の問題等, 留意しなければならない点が存在する。このため, より簡易で施工性, 経済性に優れた耐震補強工法の開発が望まれている。

一方, 既往の研究成果により, 円形断面を有する鋼製橋脚の場合には, 径厚比の大きな場合を除いて, 板厚変化部や基部近傍において外部に凸状となる局部座屈(いわゆる, 象の脚型座屈)の発生により耐荷力が低下することが明らかになっている^{6)~8)}。従って, 円形鋼管橋脚を対象にその耐震性能を向上させるためには, 外側に凸状となる局部座屈の発生を効果的に抑制あるいは遅延させることが1つの有効な手段であるものと考えられる。

このような状況の中, 近年 RC 構造物の補修, 補強材料として広く利用されている炭素繊維やアラミド繊維な

どの新素材繊維シートを円形断面を有する鋼製橋脚の耐震補強に適用する試みが行われている。炭素繊維シートに着目した研究としては, 渡辺ら⁹⁾が, 板厚変化部を有する円形鋼製橋脚を対象に, シートの補強方向を変化させた試験体を製作し静的繰返し載荷実験を行い, その補強効果を確認している。また, 北田ら¹⁰⁾は部分充填コンクリート円形橋脚を対象に, 周方向のシート剛性を変化させた試験体を製作し静的繰返し載荷実験を実施している。また, その実験結果から, シートによる補強効果を確認するとともに, その知見を実際の既設鋼製橋脚の耐震補強工事に応用している。

一方, アラミド繊維シートを用いた研究としては, 著者ら^{11)~14)}が, 小型円形鋼製橋脚を対象にシートの巻き付け範囲やその剛性(巻き付け層数)を変化させた試験体を製作し, 静的単調および繰返し載荷実験の他, 基部加振実験を行い, シート巻き付けによる耐震性能の向上効果を詳細に検討している。また, それらの実験結果より, 単位幅当たりのシート補強量を鋼材の一軸降伏耐力の 60 % 程度とすることにより, 1) 外側に凸状となる局部座屈(以後, EFB 型座屈と称する)の発生を抑制し, 内側に入り込むような局部座屈(以後, DP 型座屈と称する)に移行すること, 2) 無補強試験体と比較して最大耐力の増加率を 1.1 倍程度に抑え, 変形

表-1 試験体の形状寸法および各パラメータ一覧

荷重点高さ *1 L (mm)	鋼管高さ L' (mm)	板厚中心半径 R (mm)	板厚 t_s (mm)	細長比パラメータ *2 $\bar{\lambda}$	径厚比パラメータ *3 R_t
1,405	1,200	130.4	4.4	0.415	0.090

*1 荷重点高さとは、試験体基部から荷重作用位置までの高さである。

$$*2 \bar{\lambda} = \frac{2L}{\pi r} \sqrt{\frac{f_y}{E_s}}, \quad *3 R_t = \frac{R f_y}{t_s E_s} \sqrt{3(1 - \nu_s^2)}$$

表-2 試験体名および実験条件

試験体名	AFRP シート		荷重方法	軸力 P (kN)	軸力比 P/P_y (%)	降伏 水平荷重 H_y (kN)	降伏水平変位		曲げ剛性 $E \cdot I$ (kN・m ²)
	層数 L_n	高さ L_A (mm)					実験値 δ_{yE} (mm)	解析値 *1 δ_y (mm)	
L0-m, -c	0	1,000	m: 単調荷重 c: 繰り返し荷重	124	9.1	56.5	11.4	8.28	6,316
L3-m, -c	3								6,819
L4-m, -c	4								6,989

$$*1 \delta_y = \frac{H_y L^3}{3EI_s}$$

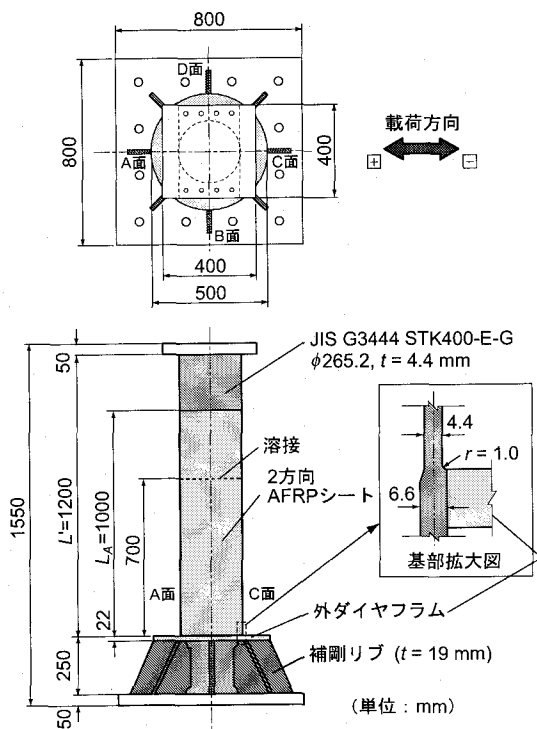


図-1 試験体寸法

性能を単調荷重時で1.8倍、繰り返し荷重時で1.3倍程度向上させることが可能であること、などを明らかにしている。しかしながら、これらの知見は全て直径10 cm程度の小型橋脚模型に対して得られたものである。従って、本工法を実鋼製橋脚の耐震補強に適用するためには、試験体寸法や荷重履歴などを变化させた種々の条件下で実験を行い、シート巻き付けによる補強効果と耐荷性状の関係について、十分なデータを蓄積する必要があるものと考えられる。

このような観点より、本研究では、アラミド繊維シ

ト巻き付けによる円形鋼製橋脚の耐震性向上効果を検証することを目的として、直径が26 cm程度の中型鋼管橋脚模型を対象に、2方向アラミド繊維シート（以後、単にAFRPシート）を巻き付け接着した（以後、単にシート補強）試験体を製作し、静的単調および漸増繰り返し荷重実験を行った。ここでは、シートの巻き付け高さを一定とし、その剛性（巻き付け層数）を変化させた試験体を製作し、シート補強が鋼管橋脚模型の耐震性能に与える影響について、1) シート剛性と最大荷重および変形性能の関係、2) 局部座屈の進行状況、3) シートの高さ方向ひずみ分布、および4) エネルギー吸収量、などに着目して検討を行っている。なお、連続繊維シートとしては、炭素繊維シート（CFRPシート）の利用も考えられる。しかしながら、鋼材の補強材としてCFRPシートを使用する場合には、鋼材とシート間に発生する電位差により、電食（電気的腐食）が生じる¹⁵⁾ことから、鋼構造物への直接的な適用は困難であるものと判断し、本研究では、特にAFRPシートを適用した場合について検討を行った。

2. 実験概要

2.1 試験体

本研究では、鋼管橋脚模型に対するAFRPシートの巻き付け効果が鋼管橋脚模型の耐荷力および変形性能に及ぼす影響について検討するために、試験体の寸法およびシートの巻き付け高さ L_A を一定とし、シート層数 L_n を変化させた実験を行った。

図-1および表-1には、試験体の形状寸法および各パラメータを、表-2には、試験体名および実験条件を示している。試験体名は、シート層数および荷重方法が容易に明らかになるように、第1項目はシート層数、第2項目は荷重方法を示している。ここで、-m, -cは、

表-3 鋼材の力学的特性

鋼種	降伏応力 *1 f_y (MPa)	ポアソン比 ν_s	弾性係数 E_s (GPa)	引張強度 f_t (MPa)	降伏ひずみ ϵ_y (μ)
STK400	378	0.3	212	452	1,783

*1 0.2 % 耐力

表-4 AFRP シートの 1 方向の力学的特性 (公称値)

シート材料	繊維目付量 *1 (g/m ²)	厚さ t_a (mm)	引張強度 f_{ua} (MPa)	弾性係数 E_a (GPa)	ポアソン比 ν_a	保証耐力 (kN/m)	破断ひずみ ϵ_{ua} (%)
アラミド繊維 (AFRP)	650	0.193	2,060	118	0.4	392	1.75

*1 繊維目付量は 2 方向の場合の値

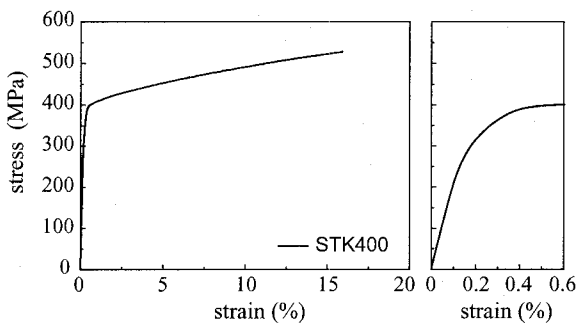


図-2 鋼材の真応力-真ひずみ関係

それぞれ静的単調載荷実験、静的漸増繰返し載荷実験を意味している。

試験体の鋼管部は、外径 267.4 mm、厚さ 6.6 mm の一般構造用炭素鋼鋼管 (JIS G3444 STK400-E-G) を所定の長さに切断し、施盤により内外面を約 1 mm 切削して製作した。なお、製作精度を保つために、試験体は基部より高さ 700 mm の位置で 2 本の鋼管を突合わせ溶接して所定の長さとしている。板厚および径の加工公差は ± 0.1 mm である。試験体の基部は剛体変形を可能な限り抑制するため、図-1 に示すように底板 (800×800×50 mm) 上面より高さ約 250 mm の位置に外ダイヤフラム (外径 500 mm、板厚 22 mm) を溶接し、それを補剛リブ (板厚 19 mm) 8 枚を用いて底板と溶接固定している。また、鋼管部は底板より高さ約 250 mm までの区間を素材鋼管のまま使用することとし、試験体基部の剛性を高めている。試験体の上端部には鉛直荷重を載荷するために、正方形板 (400×400×50 mm) を周溶接により取り付けられている。

本実験では全 6 体の試験体を製作し、以下の手順に基づいてシート層数 L_n を決定した。

- 1) まず、比較検討のために無補強試験体として 2 体 (L0-m/c) を使用する。
- 2) 次に、既往の小型鋼管橋脚模型に関する実験結果¹⁴⁾によると、後述の式 (2) で定義されるシート補強割合 ρ (単位幅当たりの鋼材の一軸降伏耐力に対するシートの引張耐力の比) を 0.6 程度以上にすること

表-5 エポキシ系接着剤の力学的特性

粘度 η (mPa·s)	曲げ強さ (MPa)	引張強さ (MPa)	引張せん断 接着強さ (MPa)	付着強さ (MPa)
10,000	59.0	36.4	21.5	2.7

によって、載荷方法にかかわらず、無補強試験体と比較して最大耐力の増加率を 1.1 倍程度に抑え、変形性能を単調載荷時で 1.8 倍、繰返し載荷時で 1.3 倍程度向上させることが可能であることが明らかになっている。ここでは、これらの研究成果を踏まえ、 $\rho \geq 0.6$ となるように、AFRP シートを 3 層巻き付けた試験体 (L3-m/c) を製作する。なお、この場合 $\rho = 0.72$ となる。

- 3) L3 試験体を対象に静的単調および繰返し載荷実験を実施し、耐荷力特性および変形性能を比較検討するとともに、局部座屈の発生状況を確認する。
- 4) 3) の実験結果より、シートの拘束効果が十分に確保され、基部近傍に EFB 型座屈が発生しない場合にはシート層数を 2 層とする。一方、シートの拘束効果が不足し、シート破断によって EFB 型座屈が発生した場合には、シート層数を 4 層とする試験体を 2 体製作し、同様な実験を実施することとした。

なお、本実験の場合、後述するように 3 層巻き付けた L3 試験体の場合には、単調載荷時においてシート破断が生じ、EFB 型座屈が確認されたことより、巻き付け層数を 4 層とした試験体 (L4-m/c) を製作して実験を行った。

表-3 には、本実験で使用した鋼材の材料特性を示している。鋼材の材料特性は、試験体から JIS 6 号試験片を製作し引張試験により求めている。図-2 には、本実験で用いた鋼材の真応力-真ひずみ関係を示している。図より、鋼材には明確な降伏棚は存在せず、加工硬化を受けていることが分かる。また、表-4 には、本実験で使用したエポキシ樹脂によって含浸硬化された AFRP シートの 1 方向の材料特性を示している。AFRP シートは、繊維目付量 (単位面積当たりの連続繊維の質

量)が 650 g/m^2 、公称保証耐力が 392 kN/m の2方向シートである。また、表-5には、シート接着に使用したエポキシ系接着剤の力学的特性を示している。なお、AFRPシートの弾性係数 E_a は、鋼材のそれ E_s の約55%である。

AFRPシートの巻き付け方法は、以下の手順に基づいて行った。1) 試験体表面の油分を除去する。2) 含浸・接着用樹脂を塗布し、その上にシートを接着させ気泡を抜きながら、図-3に示すように連続的に所定の量(3層あるいは4層)を巻き付ける。3) シート接着後、室温を20度前後に保ち気中養生をさせ、触感により粘着感がないことを確認する。である。なお、シート巻き付け開始位置は、荷重方向中立軸付近とし、ラップ長を約10 cmとしている。また、下地処理としてのプライマーは塗布していない。

2.2 実験装置および実験方法

図-4には、本実験で用いた静的荷重実験装置を示している。鉛直荷重は2本の油圧ジャッキを用い、合計124 kNの軸力を荷重している。この軸力は降伏軸力に対して9%程度である。実験は、ストローク500 mm

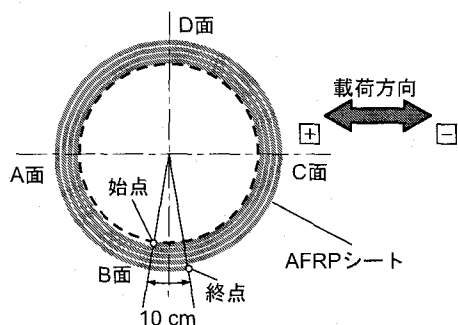


図-3 AFRPシートの巻き付け方法 (4層の場合)

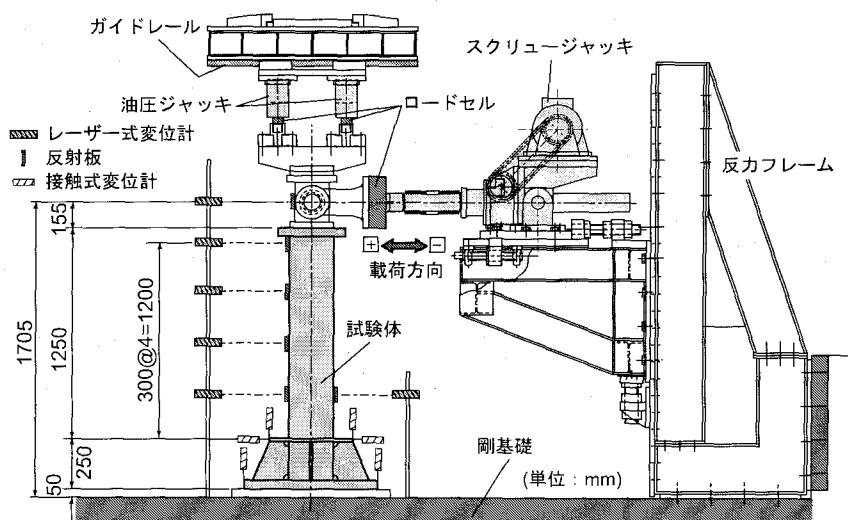


図-4 実験装置の概要

の電動スクリージャッキを用いて、外ダイヤフラム上面から1,405 mmの高さの位置に水平荷重を与えることにより行っている。水平荷重荷重点部にはスイベルを設置し、試験体上端部に生じる回転を拘束しないようにしている。また、荷重方向と直角方向への変位は、ガイドレールを用いることにより拘束することとした。

実験の測定項目は、1) 荷重作用点における水平変位と水平荷重、2) 試験体の高さ方向各点における水平変位、3) 試験体の滑動および浮き上がり量、および4) 試験体の荷重方向において局部座屈が発生すると予想される位置を中心とする各点の軸方向および周方向ひずみである。また、3台のデジタルビデオカメラを基部近傍に設置して局部座屈の進行状況を撮影している。各変位は図-4に示すように2種類の変位計を使用して測定した。すなわち、荷重作用点および試験体の高さ方向各点の変位の測定にはレーザー式変位計を、試験体の滑動および浮き上がりの測定には接触式変位計を使用した。なお、水平変位 δ は、水平荷重荷重位置と試験体基部の外ダイヤフラムとの相対変位を用いて評価することとした。ただし、全ての実験を通して試験体の滑動および浮き上がりは確認されず、それらの値は限りなく0に近い値であった。また、水平荷重 H の測定には容量300 kNのロードセルを使用した。計測はサンプリング周波数を10 Hzとし、アンプ内蔵のデジタルメモリーレコーダにて一括収録している。なお、実験時には高周波成分を除去するために、100 Hzのローパスフィルターを電氣的に施している。写真-1には、実験風景を示している。

実験は水平変位制御方式により、2種類の荷重方法で行った。すなわち、1) 一方向に変位を単調増加させる(以後、単調荷重)実験および2) 1サイクルごとの漸増変動変位による繰り返し荷重(以後、繰り返し荷重)実験である。繰り返し荷重方法は、無補強試験体(L0-m

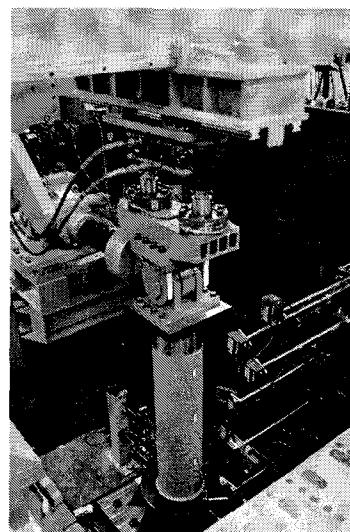


写真-1 実験風景

試験体)における単調載荷実験結果から得られた降伏水平変位 δ_{yE} (以後、単に実験降伏水平変位)を基準にして、各サイクルで水平変位 δ をその整数倍に漸増させながら正負方向に繰り返して与えている。なお、変位振幅の基準となる実験降伏水平変位 δ_{yE} は、次式で定義される降伏水平荷重 H_y に相当する変位として求めている。

$$H_y = \frac{(f_y - P/A) \cdot I_s}{(R + t_s/2) \cdot L} \quad (1)$$

ここで、 H_y は鋼管基部最外縁が降伏応力 f_y に達するときの水平荷重 (降伏水平荷重)、 P は軸力、 A は鋼管の断面積、 I_s は鋼管の断面 2 次モーメントである。なお、無補強試験体 (L0-m 試験体) における降伏水平荷重 H_y は 56.5 kN、また、実験降伏水平変位 δ_{yE} は 11.4 mm である。

3. 実験結果および考察

3.1 単調載荷実験

図-5 には、単調載荷実験における水平荷重-水平変位

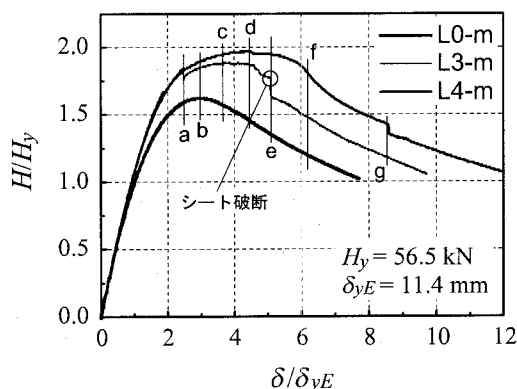


図-5 水平荷重-水平変位関係 (単調載荷実験)

位曲線を試験体毎に比較して示している。縦軸、横軸は、それぞれ降伏水平荷重 H_y および実験降伏水平変位 δ_{yE} を用いて無次元化している。また、図-6 には、シート補強した L3/L4-m 試験体に貼付されたひずみゲージ出力と水平変位の関係を水平荷重-水平変位曲線と併せて示している。図中の軸方向ひずみ (実線) および周方向ひずみ (破線) は、それぞれ曲げ引張側面 (C 面) および曲げ圧縮側面 (A 面) の値である。また、各ひずみは鋼材の降伏ひずみ ϵ_y で無次元化しており、図中の h は基部からひずみゲージ貼付位置までの高さを示している。さらに、写真-2 には、図-5 に示す各変位レベル (a~g) における局部座屈の進行状況を試験体毎に比較して示している。なお、写真は単調載荷時に曲げ圧縮を受ける側面 (A 面) の結果である。

図-5 より、 $H/H_y \leq 1.0$ では、いずれの試験体もほぼ同一な挙動を示しており、AFRP シートの巻き付け効果が初期剛性に与える影響は小さいことが分かる。これは、表-2 に示す各試験体の曲げ剛性がほぼ同様な値を示していることから確認できる。また、 $H/H_y > 1.0$ において、無補強の L0-m 試験体の場合には、その剛性勾配が徐々に低減しながら、 $\delta/\delta_{yE} \approx 3$ で最大荷重値 $H_m/H_y = 1.62$ に到達し、その後基部近傍に発生した EFB 型座屈の成長によって荷重が徐々に低下している。一方、シート補強した L3/L4-m 試験体の場合には、 $H/H_y > 1.0$ においてもほぼ線形的に荷重が増大し、無補強の L0-m 試験体の最大荷重値 ($H_m/H_y \approx 1.6$) 付近から緩やかに剛性が低減しながら、最大荷重値に到達している。これは、試験体に 2 方向 AFRP シートを巻き付けることにより、1) 軸方向に対する補強効果が発揮され、試験体の曲げ耐力が向上したこと、および 2) 周方向の拘束効果によって局部座屈の発生を抑制したこと、の 2 つの要因によるものと考えられる。すなわち、図-6 に示す軸方向ひずみ (実線) と水平変位の関係に

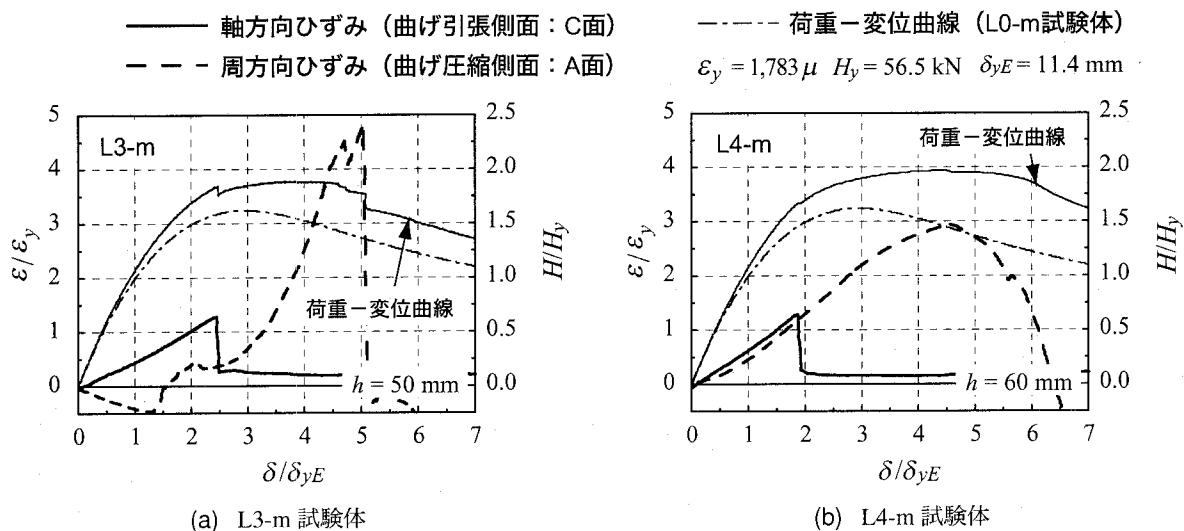


図-6 無次元軸方向および周方向ひずみと水平変位の関係 (単調載荷実験)

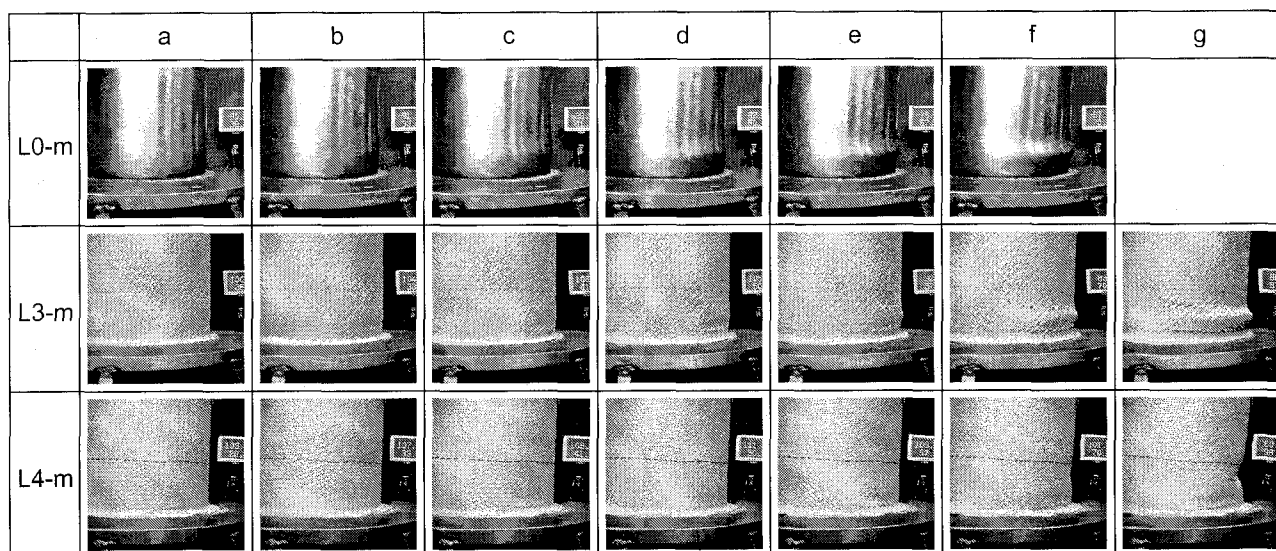


写真-2 局部座屈の進行状況の比較 (単調載荷実験, 曲げ圧縮側面: A 面)

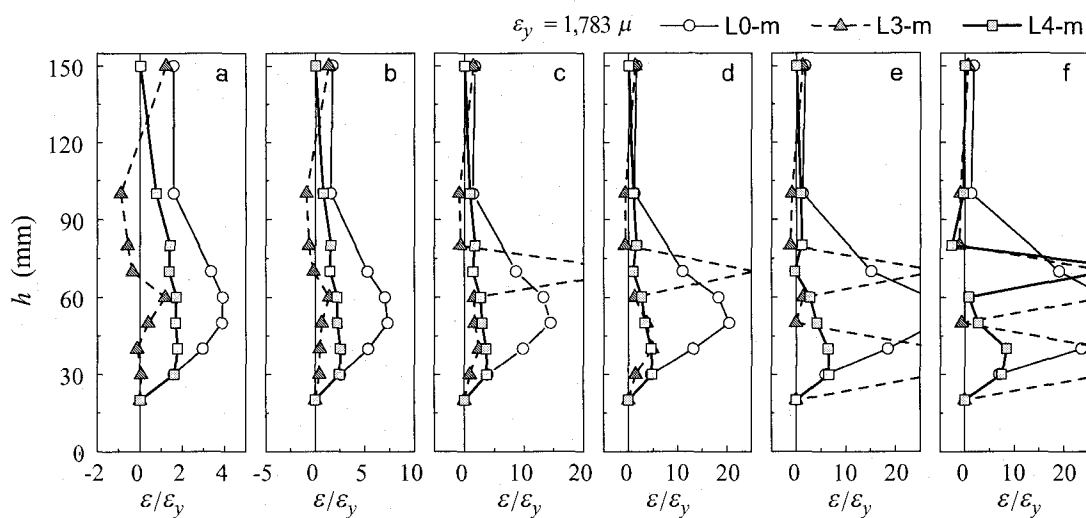


図-7 無次元周方向ひずみ分布の比較 (単調載荷実験, 曲げ圧縮側面: A 面)

着目すると、いずれの試験体においても軸方向ひずみが水平変位の増加とともにほぼ線形的に増大しており、軸方向のシートが曲げ耐力の向上に対して有効に作用していることが分かる。その後、L3-m 試験体では $\delta/\delta_{yE} \approx 2.5$ 、L4-m 試験体では $\delta/\delta_{yE} \approx 1.9$ において、軸方向ひずみが急激に低下している。これは、この部分のシートの軸方向ひずみが解放されたことを示し、試験体の変形に伴いシートが鋼管から剥離したことによるものと推察される。また、シート剥離後の緩やかな荷重の増大は、図-6 に示す周方向ひずみ (破線) が増大していることより、シートの周方向の拘束効果が発揮され、EFB 型の局部座屈の発生を抑制しているためと考えられる。なお、図-5 より、最大荷重値到達後の挙動に着目すると、L3-m 試験体では $\delta/\delta_{yE} \approx 5$ において、曲げ圧縮を受ける側面 (A 面) の基部近傍のシートが破断し、荷重が L0-m 試験体の最大荷重値レベルまで急激に低下し

ていることが分かる。一方、L4-m 試験体の場合には、 $\delta/\delta_{yE} \approx 6$ において、鋼管が内側に入るような局部座屈が発生し荷重が低下している。

次に、これらの耐荷力特性と各変位レベル (a~g) における局部座屈の進行状況の関係について、写真-2 を用いて詳細に検討する。無補強の L0-m 試験体において剛性勾配が緩やかになる $\delta/\delta_{yE} \approx 2.5$ (図中の a) では、L0-m 試験体において基部より高さ $h = 60$ mm 付近に EFB 型座屈の兆候がみられるものの、シート補強した L3/L4-m 試験体ではその兆候を確認することはできない。次に無補強試験体の最大荷重時 ($\delta/\delta_{yE} \approx 3.0$, b) では、L0-m 試験体において局部座屈の成長がみられるものの、シート補強した試験体の場合には、未だ局部座屈が発生せずシートの拘束効果が発揮されているものと考えられる。

L3-m 試験体の最大荷重時 ($\delta/\delta_{yE} \approx 3.6$, c) では、

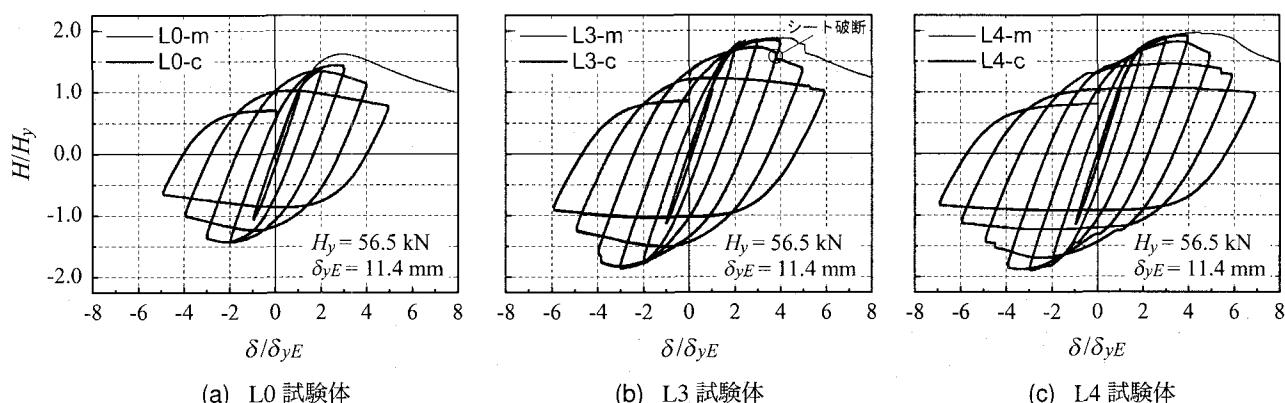


図-8 水平荷重-水平変位関係（繰返し載荷実験）

L0-m 試験体の局部座屈が徐々に成長し、それに伴い荷重が緩やかに低下している。また、L3-m 試験体では基部より高さ 20~70 mm 付近のシート部にゆがみが確認され、シートの拘束効果によって局部座屈の発生を抑制している様子がうかがえる。一方、L4-m 試験体では未だ局部座屈の兆候を確認することができない。

L4-m 試験体の最大荷重時 ($\delta/\delta_{yE} \approx 4.4$, d) では、L3-m 試験体におけるシート部のゆがみが大きくなり、EFB 型座屈の兆候がみられるものの、未だ明瞭な局部座屈は発生していない。一方、L4-m 試験体では未だ大きな変化は見られない。

L3-m 試験体において、荷重が急激に低下する時点 ($\delta/\delta_{yE} \approx 5.1$, e) では、L3-m 試験体のシートが破断し、EFB 型座屈の発生が確認できる。一方、L4-m 試験体では、基部より高さ $h = 20 \sim 70$ mm 付近が内側に入り込む兆候がみられる。さらに変位が進行した変位レベル f ($\delta/\delta_{yE} = 6.2$) では、L3-m 試験体の場合には、局部座屈が大きく成長し、それに伴い荷重が低下しているのに対し、L4-m 試験体では鋼管が内側へ入り込む様子が確認される。最終的には、L4-m 試験体は鋼管が内側に入り込む DP 型の局部座屈によって、荷重が低下し終局に至っている。

以上より、試験体に 2 方向 AFRP シートを巻き付け接着することによって、シートの軸方向による曲げ補強効果や周方向による拘束効果によって、耐荷力および変形性能は向上することが明らかになった。

図-7 には、基部近傍に貼付したひずみゲージから得られる周方向ひずみの高さ方向分布を 図-5 に示した変位レベル (a~f) 毎に整理している。図の縦軸は基部からひずみゲージ貼付位置までの高さ h 、横軸は無次元周方向ひずみ $\varepsilon/\varepsilon_y$ である。

図より、L0-m 試験体に着目すると、変位レベル a において、 $h = 30 \sim 150$ mm 付近の周方向ひずみが ε_y を超えており、広範囲で塑性化が生じていることが分かる。また、最大荷重時（変位レベル b）では、 $h = 50$ mm 付近で $7\varepsilon_y$ 程度のひずみが発生している。さらに変位が進行すると、ひずみの増大する領域が局所化され、 $h =$

40~70 mm 付近に集中していく様子が確認できる。なお、この領域は EFB 型座屈の発生位置とよく対応している。

一方、シート補強した L3/L4-m 試験体の $h = 40 \sim 80$ mm 付近のひずみ分布に着目すると、変位レベル d に至るまで、局所的に大きなひずみが発生している場所があるものの、全体的なひずみ分布は L0-m 試験体の場合と比較して小さいことが分かる。変位レベル d で比較すると、L0-m 試験体は最大 $20\varepsilon_y$ 程度生じているのに対し、シート補強試験体では約 $5\varepsilon_y$ と $1/4$ 程度となっている。これは、シートの拘束効果によって基部近傍の鋼管部の変形を抑制し、局部座屈の発生に対してシートが有効に作用していることを意味している。なお、L3-m 試験体の場合には、最終的に変位レベル e において、 $h = 30 \sim 40$ mm 付近で大きなひずみが発生している。この現象はシート破断に起因していることを確認している。一方、L4-m 試験体の場合には、変位レベル f において、 $h = 70$ mm のひずみが大きく示されていることが分かる。これは、写真-2 からも明らかのように、 $h = 70$ mm 付近が内側に入り込むような状態になっているためと推察される。

以上より、シートを巻き付け接着することによって、シートの周方向の拘束効果が基部近傍に発生する局部座屈の抑制に対して有効に作用していることが明らかになった。また、基部近傍に発生する局部座屈の形状はシート層数に依存し、3 層では EFB 型、4 層では DP 型になることを明らかにした。

3.2 繰返し載荷実験

図-8 には、繰返し載荷実験における各試験体の無次元水平荷重-無次元水平変位曲線を単調載荷実験結果と比較する形で示している。また、写真-3 には、各試験体における局部座屈の進行状況をサイクル毎に比較して示している。なお、写真は単調載荷時と同様、処女載荷時に曲げ圧縮となる A 面の結果である。

図-8(a) に示す無補強試験体 (L0-c 試験体) に着目すると、3 サイクル目で最大荷重値 $H_m/H_y \approx 1.45$ を示

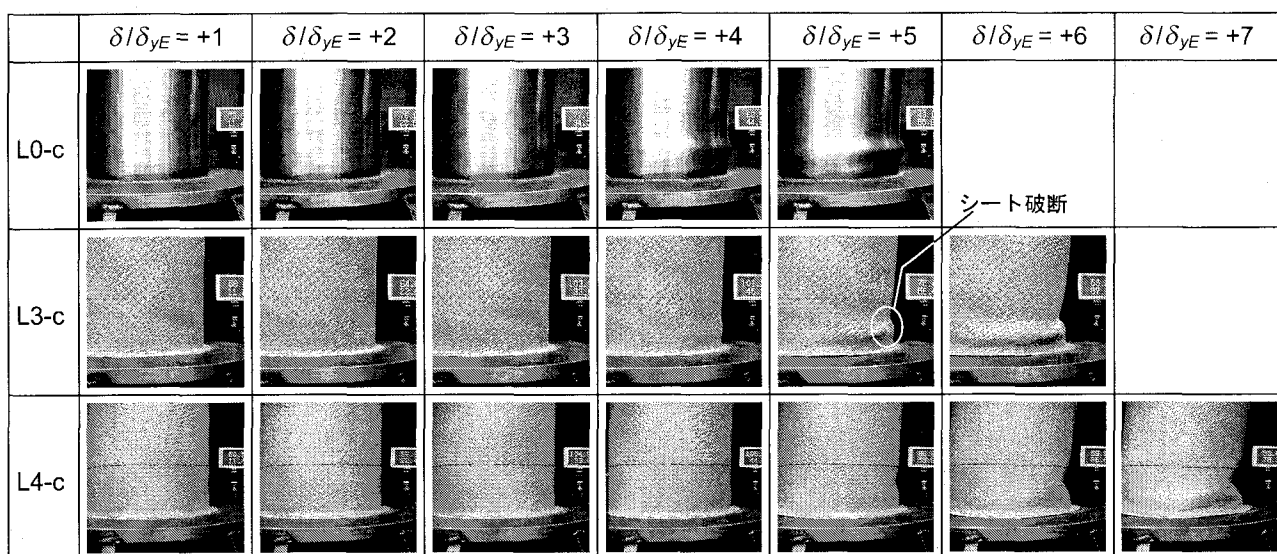


写真-3 局部座屈の進行状況の比較（繰返し載荷実験，処女載荷時曲げ圧縮側面：A面）

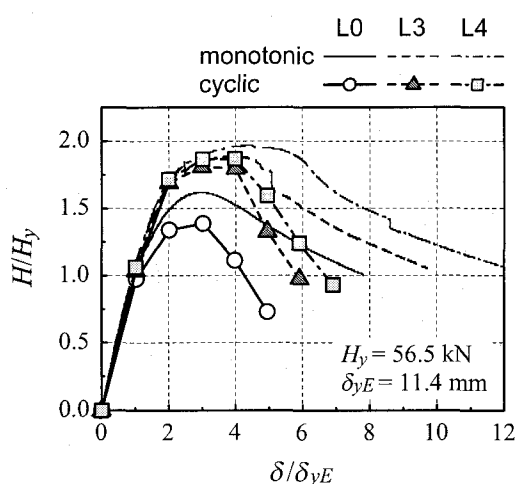


図-9 包絡線の比較

し、その後荷重が低下している。一方、シート補強した L3/L4-c 試験体の場合 (b, c 図) には、3 サイクル目ではほぼ最大値 $H_m/H_y \approx 1.9$ を示し、その後 4 サイクル目まで荷重の低下が見られずほぼ一定値を示している。その後、L3-c 試験体では、+5 サイクル目の $\delta/\delta_{yE} \approx 4$ (図中○印) において、基部近傍のシート破断によって耐力が低下し、最終的には 6 サイクル目で終局に至っている。一方、L4-c 試験体の場合には、シート破断が発生せず 7 サイクル目で終局に至っている。

写真-3 に示す各サイクルの局部座屈の進行状況に着目すると、L0-c 試験体では 3 サイクル目に EFB 型座屈の兆候がみられ、その後サイクル数の増大とともに局部座屈が成長していく様子がうかがえる。一方、シート補強した L3/L4-c 試験体では、3 サイクル目には明瞭な局部座屈が見られず、4 サイクル目において基部より高さ $h = 70 \text{ mm}$ 付近が若干内側に变形している様子が

分かる。なお、両者の変形度合いを比較すると、L3-c 試験体の方が L4-c 試験体よりも大きい。その後、サイクル数の増大とともにその領域が内側に大きく変形し、最終的には両者とも DP 型の局部座屈が形成され終局に至っている。ただし、L3-c 試験体では前述のように 5 サイクル目にシート破断が生じているのに対し、L4-c 試験体ではシートの破断は確認されていない。

図-9 には、各試験体における無次元水平荷重-無次元水平変位曲線の包絡線を示している。なお、図には単調載荷実験結果も併せて示している。図より、シート補強した 2 試験体の包絡線を比較すると、L4-c 試験体の最大荷重値が若干大きく、かつ最大荷重到達後の軟化勾配も若干小さく示されている。これは、図-8 および写真-3 に示したように、L3-c 試験体では 5 サイクル目にシートが破断し、耐力が低下したことに起因している。

3.3 最大荷重および塑性率の比較

表-6 には、各試験体の最大荷重値 H_m 、塑性率 μ_{95} 、座屈形態およびその発生位置を一覧にして示している。なお、塑性率 μ_{95} は、前述の図-5 に示す単調載荷時の水平荷重-水平変位曲線からも分かるように、シート補強試験体の場合には、無補強試験体の場合と異なり、最大荷重と同程度の荷重レベルを持続したまま変形が進行することを踏まえ、水平荷重が最大荷重値 H_m に到達後、その 95% まで低下した時点での変位 δ_{95} と実験降伏水平変位 δ_{yE} との比をとり、 $\mu_{95} = \delta_{95}/\delta_{yE}$ として評価している。また、図-10 には、各試験体の無次元最大荷重 H_m/H_y および塑性率 μ_{95} とシート補強割合 ρ の関係を示している。なお、シート補強割合 ρ は、単位幅当たりの鋼管の一軸降伏耐力に対するシートの引張耐力の比として、次式のように定義している。

表-6 最大荷重と塑性率一覧

試験体名	最大荷重	無次元最大荷重	δ_{95}^{*1} (mm)	塑性率 μ_{95} ($= \delta_{95}/\delta_{yE}$)	座屈形式 ^{*2}	座屈発生位置 ^{*3} (mm)	
	H_m (kN)	H_m/H_y				圧縮側 ^{*4} (A 面)	引張側 ^{*4} (C 面)
(a) 単調載荷実験							
L0-m	91.8	1.62 (1.00) ^{*5}	43.8	3.86 (1.00)	EFB	52	-
L3-m	106.7	1.89 (1.16)	54.4	4.79 (1.24)	EFB	45	-
L4-m	111.5	1.97 (1.21)	67.3	5.93 (1.54)	DP	67	-
(b) 繰り返し載荷実験							
L0-c	81.3	1.44 (1.00)	35.2	3.10 (1.00)	EFB	63	57
L3-c	105.0	1.86 (1.29)	46.2	4.06 (1.31)	DP	65	70
L4-c	108.8	1.92 (1.34)	46.9	4.12 (1.33)	DP	62	65

*1 最大荷重 H_m から $0.95H_m$ まで低下した時点の変位

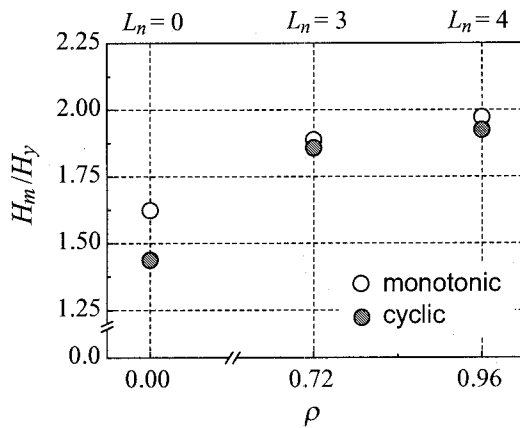
*2 EFB: 外側に凸状となる局部座屈 (象の脚型座屈)

DP: 内側に入り込むような局部座屈 (ダイヤモンド型座屈)

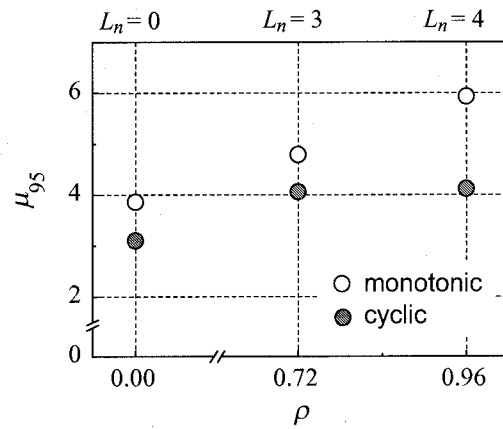
*3 外ダイヤフラム上面からの高さ。

*4 圧縮側, 引張側とは処女載荷時にそれぞれ曲げ圧縮および引張側となる側面

*5 () 内の値は無補強試験体 (L0-m/L0-c) に対する割合



(a) 最大荷重と補強割合の関係



(b) 靱性率と補強割合の関係

図-10 最大荷重および変形性能と補強割合の関係

$$\rho = \frac{f_{uat} a L_n}{f_y t_s} \quad (2)$$

なお, L3 および L4 試験体の補強割合は, それぞれ $\rho = 0.72, 0.96$ である。

表-6(a) および 図-10 より, 単調載荷実験結果に着目すると, 各試験体における無次元最大荷重値 H_m/H_y は, L0-m 試験体で $H_m/H_y = 1.62$ であるのに対し, シート補強した L3 および L4-m 試験体ではそれぞれ 1.89, 1.97 となっている。また, その増加率は 16~21% 程度である。一方, 塑性率 μ_{95} は ρ の増大とともに増加し, L4-m 試験体の場合には L0-m 試験体と比較して, 1.5 倍程度向上している。これは, 前述のように 2 方向 AFRP シートによる軸方向の補強効果と周方向の拘束効果に起因しているものと考えられる。

また, 表-6(b) および 図-10 より, 繰り返し載荷

実験結果の最大荷重に着目すると, L0-m 試験体の場合には $H_m/H_y = 1.44$ と単調載荷時よりも小さく示されている。一方, シート補強試験体の場合には, いずれも $H_m/H_y = 1.9$ 程度を示しており, 単調載荷時の場合と概ね一致した値となっている。また, L0-c 試験体に対する最大荷重の増加率は 30% 程度である。次に, 塑性率 μ_{95} について見ると, シート補強試験体では単調載荷実験結果とは異なり, ρ の大きさにかかわらず $\mu_{95} \approx 4$ を示していることが分かる。これは, 前述のように局部座屈の進行状況がほぼ一致していることに起因しているものと推察される。なお, シート補強した試験体の塑性率 μ_{95} は, L0-c 試験体の約 1.3 倍を示しており, シートを巻き付け接着することにより変形性能が向上していることが分かる。

以上より, シートを適切に巻き付け補強することによ

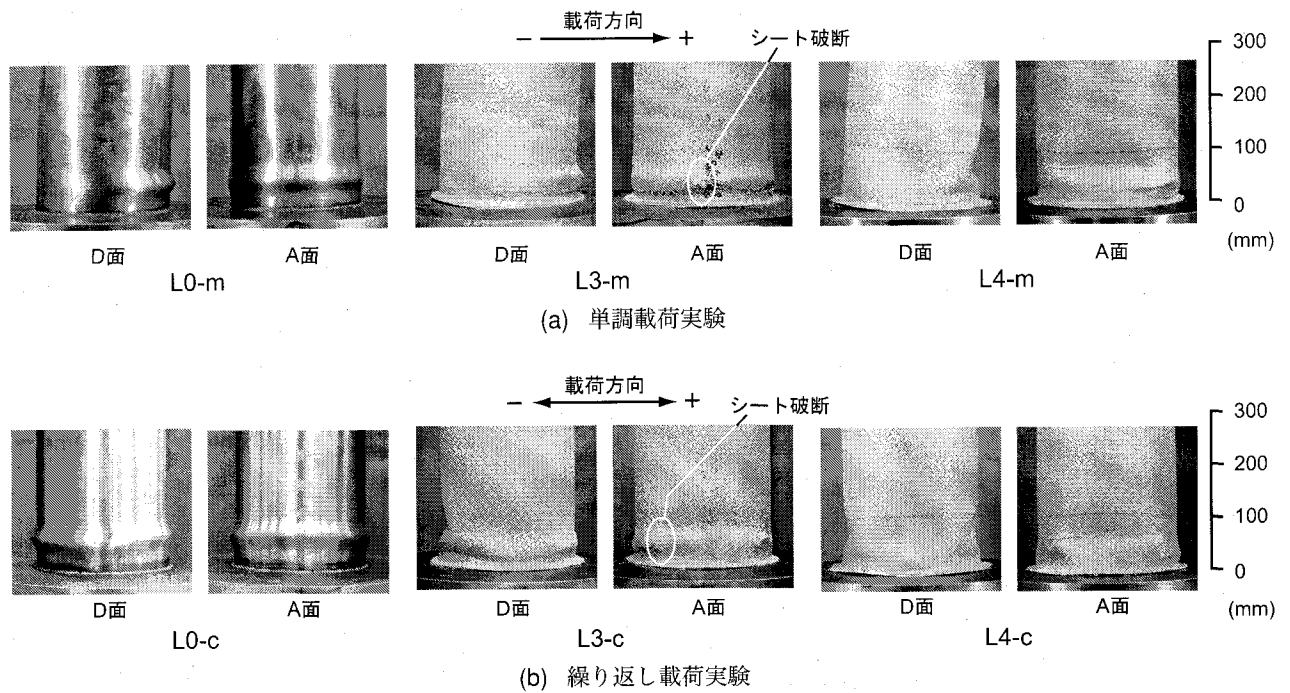


写真-4 実験終了後における基部近傍の局部座屈状況

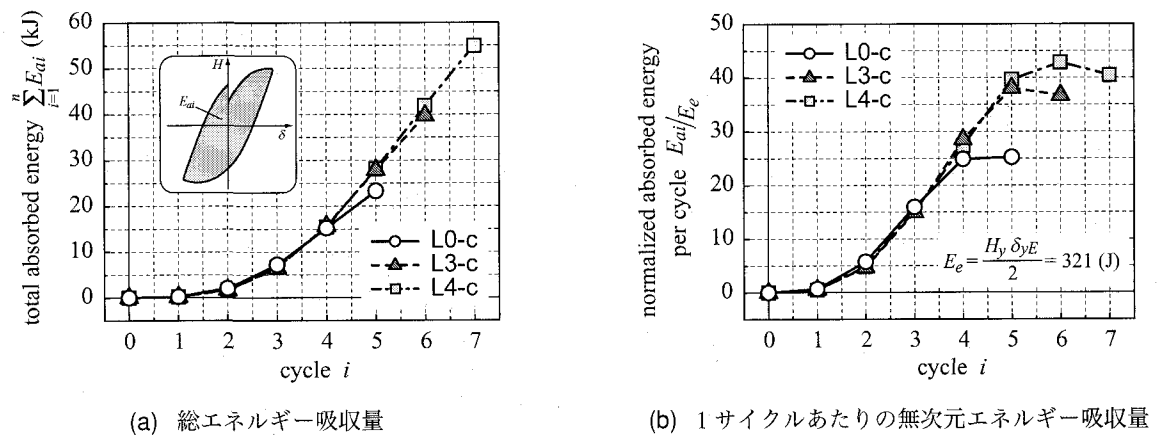


図-11 エネルギー吸収量の比較 (繰り返し載荷実験)

り、無補強試験体と比較して、最大荷重の上昇を1.2~1.3倍程度に抑え、変形性能を単調載荷状態で1.5倍、繰り返し載荷状態で1.3倍程度向上させることができることが明らかになった。

3.4 局部座屈発生状況

写真-4には、各試験体における実験終了後の基部近傍の局部座屈状況についてD面およびA面の結果を示している。なお、図中の載荷方向はD面に対するものである。(a)図より、単調載荷実験におけるL0-m試験体は基部から高さ52mm程度の位置で、EFB型の局部座屈が発生していることが分かる。また、L3-m試験体に関してもシートの破断が生じ、最終的にはL0-m試験体と同様に基部から高さ45mm付近にEFB型の局部

座屈が発生している。一方、L4-m試験体に関しては、外側に凸状となるEFB型の局部座屈は発生せず、基部より高さ70mm付近において、内側に入り込むようなDP型の局部座屈が発生していることが分かる。

一方、(b)図より、繰り返し載荷実験における座屈状況に着目すると、L0-c試験体は、基部から63mm程度の位置で中心軸に関して対称なEFB型の局部座屈が発生しているのに対し、シート補強した試験体はいずれも内側に入り込むようなDP型の局部座屈が発生し終局に至っていることが分かる。

以上より、本実験の範囲内では、載荷方法にかかわらずシート層数を4層(シート補強割合 $\rho = 0.96$)とする場合に、基部近傍に発生する局部座屈モードをEFB型からDP型に移行することが明らかになった。

3.5 エネルギー吸収量

図-11には、繰り返し載荷実験における履歴エネルギー吸収量を各試験体間で比較して示している。(a)図は総エネルギー吸収量 $\sum E_{ai}$ を、(b)図は1サイクル当たりエネルギー吸収量 E_{ai} を弾性エネルギー $E_e = H_y \delta_{yE}/2$ で除して得られる無次元エネルギー吸収量 E_{ai}/E_e を示している。なお、横軸はサイクル数 i である。

(a)図より、各試験体の総エネルギー吸収量は、L0-c試験体で約23 kJであるのに対して、シート補強試験体では、L3-c試験体で40 kJ、L4-c試験体で55 kJとなっており、シート補強によってエネルギー吸収量が増大していることが分かる。

また、(b)図の無次元エネルギー吸収量より、各試験体の無次元エネルギー吸収量は、シート補強の有無にかかわらず、4サイクル目まではほぼ同一の分布特性を示している。しかしながら、5サイクル目以降では、その分布特性に大きな差異が見られる。すなわち、L0-c試験体の場合にはエネルギー吸収量の増加率が小さく、ほぼ同程度を示しているのに対し、シート補強した試験体の場合にはその増加率は変化せず、未だ大きなエネルギー吸収能を有していることが分かる。また、シート補強したL3/L4-c試験体を比較すると、同様な座屈モードで終局に至っているにもかかわらず、L4-c試験体により大きなエネルギー吸収量を示している。この差は、写真-4(b)に示した局部座屈状況より、シート破断の有無によるものと考えられる。

4. まとめ

本研究は、アラミド繊維 (AFRP) シート巻き付けによる鋼管橋脚の耐震性向上効果の確認を目的として、直径26 cm程度の中型鋼管橋脚模型に2方向AFRPシートを巻き付け接着した試験体を製作し、2種類の静載荷実験を実施した。ここでは、シート層数を2種類に変化させ、シートの拘束効果と耐荷性状との関係について検討を行った。本実験で得られた結果を整理すると、

- 1) AFRPシートを鋼管橋脚模型に巻き付け接着することにより、シートの周方向の拘束効果によって、基部近傍に発生するEFB型の局部座屈を抑制あるいは遅延させることができる。
- 2) AFRPシートを巻き付けて補強した試験体は、無補強試験体と比較して最大耐力の上昇を1.2~1.3倍程度に抑え、変形性能を単調載荷状態で1.5倍、繰り返し載荷状態で1.3倍程度向上させることができる。
- 3) 本実験範囲内では、シート補強割合 ρ を0.96とすることによって、載荷方法にかかわらず基部近傍に発生する局部座屈の形状は鋼管が内側に入り込むDP型となった。

謝辞：本研究を行うにあたり、室蘭工業大学工学部建設システム工学科 松岡 健一教授には適切なご指導を頂いた。さらに、同大学院建設システム工学専攻の保木和弘君にはデータ整理等多大なるご支援を戴いた。ここに記して感謝の意を表する。

参考文献

- 1) 小枝日出夫, 岸 徳光, 佐藤昌志, 小室雅人, 小野信市: 部分的にコンクリートを充填した鋼管橋脚模型の繰り返し載荷実験, 鋼構造年次論文報告集, Vol. 6, pp. 77-84, 1998.11
- 2) 森下益臣, 青木徹彦, 鈴木森晶: コンクリート充填円形鋼管柱の耐震性能に関する実験的研究, 構造工学論文集, Vol. 46A, pp.73-83, 2000.3
- 3) 松村政秀, 北田俊行, 澤登善誠, 中原嘉朗: 無充填区間を有するコンクリート充填工法による既設鋼製橋脚の耐震補強法に関する実験的研究, 構造工学論文集, Vol. 47A, pp. 35-44, 2001.3
- 4) 北田俊行, 中井 博, 松村政秀, 加賀山泰一: 繰返し漸増水平変位載荷による既設鋼製橋脚補剛板の耐震補強法に関する実験的研究, 構造工学論文集, Vol. 46A, pp. 127-134, 2000.3
- 5) 岡本 隆, 水谷慎吾, 長山秀明, 原 茂樹, 半野久光, 田嶋仁志: 縦リブ補強した円形断面鋼製橋脚の耐震性評価, 構造工学論文集, Vol. 46A, pp. 97-108, 2000.3
- 6) 安波博道, 寺田昌弘, 青木徹彦, 山田将樹: 高張力鋼 (SM570Q) 鋼管柱の繰返し弾塑性挙動に関する実験的研究, 土木学会論文集, No. 591/I-43, pp. 233-242, 1998.4
- 7) 小枝日出夫, 岸 徳光, 佐藤昌志, 小室雅人: 軸力と交番曲げを受ける円形鋼管柱の弾塑性挙動, 応用力学論文集, Vol. 1, pp. 549-558, 1998.8
- 8) 石澤俊希, 井浦雅司: 円形鋼製橋脚の最高荷重および劣化特性に関する研究, 第2回鋼構造物の非線形数値解析と耐震設計への応用に関する論文集, 土木学会, pp. 115-120, 1998.11
- 9) 渡辺貴之, 石田圭吾, 林 和彦, 山口隆裕, 池田尚治: 炭素繊維シートを用いた鋼製橋脚の耐震補強, 構造工学論文集, Vol. 48A, pp. 725-734, 2002.3
- 10) T. Kitada, M. Matsumura, and M. Tokubayashi: Seismic retrofitting method for circular steel column members by CFRP, *Proceedings of The Conference on Behaviour of Steel Structures in Seismic Areas*, pp.703-709, 2003.6
- 11) 池田憲二, 岸 徳光, 小室雅人, 三上 浩: AFRPシート補強鋼管橋脚模型の静的載荷実験, 日本鋼構造協会, 鋼構造年次論文報告集, Vol. 9, pp. 513-520, 2001.11

- 12) 池田憲二, 岸 徳光, 小室雅人, 三上 浩: 基部加振を受ける AFRP シート補強鋼管橋脚模型の弾塑性応答性状, 構造工学論文集, 土木学会, Vol. 48A, pp. 67-76, 2002.3
- 13) 池田憲二, 岸 徳光, 小室雅人, 渡部将行: AFRP シート補強鋼管橋脚模型の動的耐荷性状に及ぼす補強量の影響, 土木学会北海道支部論文報告集, Vol. 58, pp. 300-303, 2002.1
- 14) 池田憲二, 岸 徳光, 小室雅人, 三上 浩: AFRP シート補強鋼管橋脚模型の靱性能に及ぼす補強量の影響, 土木学会北海道支部論文報告集, Vol. 58, pp. 304-307, 2002.1
- 15) 村橋久弘, 木村耕三, 勝俣英雄他: 連続繊維による補修・補強—炭素繊維・アラミド編—, 理工図書, 2000.7

(2003 年 9 月 12 日受付)