



室蘭工業大学

学術資源アーカイブ

Muroran Institute of Technology Academic Resources Archive



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

メタデータ	言語: jpn 出版者: 土木学会 公開日: 2012-03-16 キーワード (Ja): AFRPシート, 鋼管橋脚, 基部加振, 動的応答 キーワード (En): AFRP sheet, steel-pipe pier, base-excitation, dynamic response 作成者: 池田, 憲二, 岸, 徳光, 小室, 雅人, 三上, 浩 メールアドレス: 所属:
URL	http://hdl.handle.net/10258/921

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

その他（別言語等）のタイトル	Elasto-plastic response behavior of steel-pipe pier models winded with AFRP sheet under base excitation
著者	池田 憲二, 岸 徳光, 小室 雅人, 三上 浩
雑誌名	構造工学論文集. A
巻	48
ページ	67-76
発行年	2002-03
URL	http://hdl.handle.net/10258/921

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

Elasto-plastic response behavior of steel-pipe pier models winded with AFRP sheet
under base excitation

池田憲二*, 岸 徳光**, 小室雅人***, 三上 浩****

Kenji IKEDA, Norimitsu KISHI, Masato KOMURO and Hiroshi MIKAMI

*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)

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

To investigate aseismic strengthening effects due to winding AFRP sheet around steel-pipe piers, base-excitation tests for steel-pipe pier models winded with cross-directional AFRP sheet were conducted taking winded height of sheet as variable. From this study, following results are obtained: 1) local buckling mode occurred at collapse may be shifted from EFB type to diamond-shape type due to confining effects of AFRP sheet; 2) aseismic performance of steel-pipe pier can be effectively improved by winding AFRP sheet; and 3) distribution of converted maximum horizontal load – maximum relative displacement relation corresponds to that of horizontal load – displacement curve obtained from static monotonic loading test.

Key Words : AFRP sheet, steel-pipe pier, base-excitation, dynamic response

キーワード : AFRP シート, 鋼管橋脚, 基部加振, 動的応答

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)}あるいは補剛リブの増設^{4)~6)}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) 補剛リブの溶接に伴う残留応力の発生, および 3) コンクリートを充填することにより, 橋脚の耐荷力の上昇による基部への負担の増大等, 留意しなければならない点が存在する。

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, 外部に凸状となる局部座屈 (いわゆる, 象の脚型座屈) が発生し, 耐荷力が低下することが確認されている^{7)~9)}。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。

これに対して, 近年, 軽量で高強度 (破断強度が 2 GPa 程度) かつ作業性に優れている炭素繊維やアラミド繊維等の新素材繊維シートがコンクリート構造物の補修・補強材料として多く利用されている¹⁰⁾。これらの新素材繊維は弾性係数が鋼材と同程度あるいはそれ以下であるものの, 1) 鋼材のような降伏点, 降伏棚が存在せず, 破断直

前まで弾性状態を保持すること, 2) 鋼製橋脚への任意量の巻き付け接着が可能であること等, 大きな特徴を有している。このことは, 新素材繊維シート巻き付けによって十分な拘束効果が期待できることを意味し, 局部座屈発生の抑制効果が期待できることを暗示している。

このような観点から, 本研究では新素材繊維シート巻き付けによる円形鋼製橋脚の耐震性向上効果を確認するとともに, その効率的な補強法の確立を目的として, 鋼管橋脚模型に 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) 試験体を対象に基部加振実験を行った。ここでは, シートの軸剛性 (巻き付け量) を一定とし, その巻き付け高さ (以後, シート高さ) 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弾塑性応答性状や耐震性能に与える影響について検討を行っている。さらに, 別途実施した静的載荷実験結果¹¹⁾との比較・検討も行っている。

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 (電氣的腐食) が生じる¹⁰⁾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 AFRP シートを適用した場合についてのみ検討を行った。

表-1 試験体寸法および試験体パラメータ

荷重点高さ *1 L (mm)	鋼管高さ L' (mm)	半径 R (mm)	板厚 t (mm)	細長比 パラメータ *2 $\bar{\lambda}$	径厚比 パラメータ *3 R_t
631.5	500	48	1.5	0.478	0.086

*1 荷重点高さとは、試験体基部から鉛塊重心位置までの高さである、

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

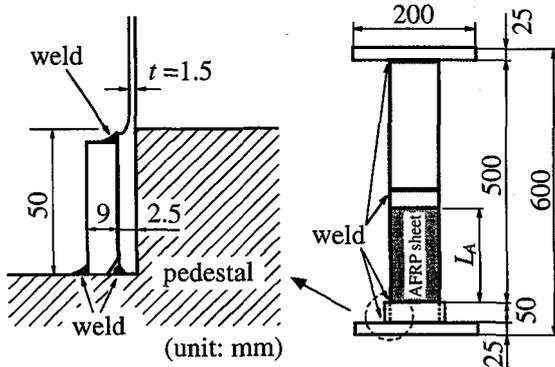


図-1 試験体形状および寸法

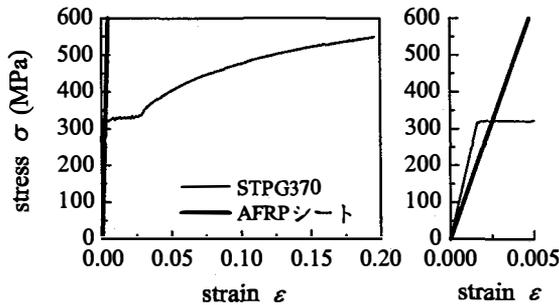


図-2 真応力-真ひずみ曲線

2. 実験概要

2.1 試験体

本研究では、AFRPシート巻き付け補強を施すことにより、鋼管橋脚模型の弾塑性応答性状や耐震性能に与える影響を検討することを主な目的としていることより、試験体寸法およびシート軸剛性を一定とし、シート高さのみを変化させて基部加振実験を行った。図-1には試験体の形状寸法を、表-1には試験体寸法および各パラメータを示している。

試験体の鋼管部は、厚さ 5.7 mm の圧力配管用炭素鋼鋼管 (JIS G3454 STPG370 90A 熱間仕上継目無鋼管) を所定の長さ切断し、施盤により内外面を切削して製作した。なお、製作精度を保つために、試験体は 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 ± 0.05 mm である。また、基部は剛体変形を可能な限り減少させるため、図-1 に示すように鋼管を凸状の台座に差し込み、外側に板厚 9 mm の鋼製リ

表-2 鋼材の力学的特性

降伏応力 σ_y (MPa)	引張強度 σ_u (MPa)	弾性係数 E_s (GPa)	ポアソン 比 ν_s	降伏ひずみ ϵ_y (μ)
336	550	206	0.3	1,633

表-3 AFRPシートの1方向の材料特性 (公称値)

引張強度 σ_A (GPa)	弾性係数 E_A (GPa)	ポアソン 比 ν_A	厚さ (mm)	目付量 (g/m ²)	破断ひずみ ϵ_A (μ)
2.48	126.5	0.4	0.04	57	19,600

ングをはめ込むことによって固定している。試験体の上端部には橋梁上部工の質量を模擬した鉛塊を固定するために、幅 200 mm、板厚 25 mm の正方形板を周溶接により取り付けられている。

2.2 材料物性およびシートの巻き付け方法

表-2には、試験体の材料特性を調べるために、鋼管から JIS 6 号試験片を製作して引張試験を行った結果を示している。また、表-3には本実験で使用した AFRPシートの1方向の公称材料特性値を示している。シートは、全て1方向の繊維目付量(単位面積当たりの連続繊維の質量)が 57 g/m²、公称保証耐力が 100 kN/m の2方向シートである。本実験では、AFRPシートの巻き付け効果が明確に示されるように、シートの一軸引張耐力を鋼管橋脚模型の一軸降伏荷重の 60% 程度となるように設定し、全ての試験体に対してシートを3周巻き付け、その高さ方向接着範囲のみを変化させることとした。図-2には、材料試験より得られた鋼材の真応力-真ひずみ特性を AFRPシートのそれと比較して示している。図より、使用した鋼材は加工硬化や残留応力が無いため明確な降伏棚を有することがわかる。また、表-3からも明らかのように、AFRPシートは破断ひずみが約 2% であり、破断まで弾性が保持されている。シートの巻き付け方法は、以下の手順に基づいて行った。すなわち、1) 下地処理としてプライマーを塗布する、2) プライマー乾燥後、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連続的に所定の量(3周)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して、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、加振方向中立軸とし、ラップ長を約 2 cm とした。

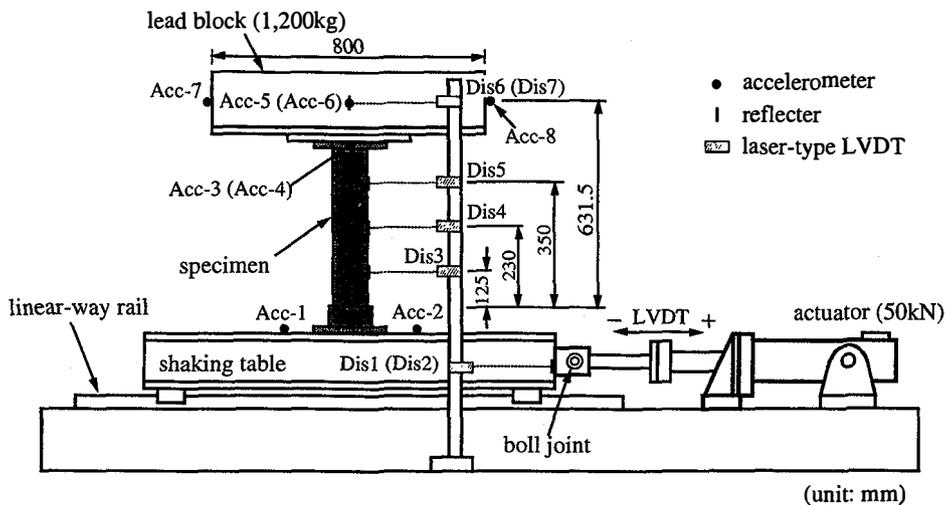


図-3 実験装置の概要

2.3 実験装置および実験方法

図-3には、簡易振動台を用いた実験装置の概要を示している。簡易振動台は2本のリニアウェイ上に設置しており、ボールジョイントを介して最大荷重 50 kN、油圧源吐出量 31.7 l/min のアクチュエーターに接続されている。また、試験体上部には橋梁上部工の質量を模擬した全質量 1,200 kg の鉛塊 (800×800×185 mm) を設置し加振実験を行った。なお、この鉛塊による軸力 P は、無補強試験体における全断面降伏荷重 P_y の 8% 程度である。本実験では、鋼管橋脚模型の動的挙動特性を把握するために、歪ゲージ式加速度計 (容量 2 G) を振動台、試験体頂部、鉛塊の高さ方向重心位置 (以後、鉛塊重心位置) の加振方向およびその鉛直方向の計 8ヶ所、レーザ式変位計を振動台、試験体および鉛塊重心位置の計 7ヶ所に設置している。

実験は、1) 定常振動状態においてアクチュエーターの電源を切断することにより試験体に自由振動状態を励起させ、最低次固有振動数を求める実験、2) 弾性状態から弾塑性状態までの鋼管橋脚の動的挙動を検討するために加振振動数を $f_i = 3.0$ Hz と固定し、初期入力加速度 α_{in} および増分加速度 $\Delta\alpha$ を 125 gal と設定して、試験体が倒壊または傾斜に至るまで繰り返す加振実験 (以後、繰り返し加振実験)、および 3) 繰り返し加振実験での最終入力加速度 α_{final} で単一加振する実験 (以後、単一加振実験) の 3種類について実施した。なお、加振振動数 f_i は無補強試験体の理論加速度応答倍率が 2 倍程度となるように最低次固有振動数 f_0 の 75% 程度に設定した。

加振実験は、アクチュエーターが設定加速度状態に達するまで数秒間の時間を要することより、加振時間を統一するために、繰り返し加振実験では加振開始 8 秒後、単一加振実験ではその 1.5 倍の 12 秒経過後にアクチュエーターの電源を切断することとした。なお、電源切断後、入力加速度はほぼ線形に減少する。ただし、後述の A2-I 試験体 (シート高さ 285 mm、繰り返し加振) の α_i

= 375 gal における加振時間は、アクチュエーター制御装置の不具合により、規定時間よりも 1.5 秒程度長い約 9.5 秒となっている。計測は全てアンプ内蔵式のデジタルレコーダにより一括収録 (サンプリング周波数: 1 kHz) している。なお、本実験では、計測データに含まれるノイズ成分を適切に除去することを目的に、スペクトル解析を行い加振振動数 f_i の 2.5 倍 (7.5 Hz) のローパスフィルター処理を施している。

表-4には、試験体名、最低次固有振動数 f_0 および実験終了後における試験体の破壊性状を一覧にして示している。試験体名 A_n-m は、シート高さや加振方法が容易に明らかになるように、第 1 項目 n はシート巻き付け高さ L_A の鋼管高さ L' に対する比 ($L_A/L' \approx n/4$)、第 2 項目 m は加振方法 (I, S はそれぞれ繰り返し加振実験、単一加振実験) を示している。なお、ここでは $L_A/L' = 0.0, 0.25, 0.57, 1.0$ の 4 種類とした。表より、最低次固有振動数 f_0 は AFRP シート補強の有無にかかわらず $f_0 \approx 4.2$ Hz 程度となっていることより、シート補強が固有振動数に与える影響は小さいことがわかる。

3. 実験結果

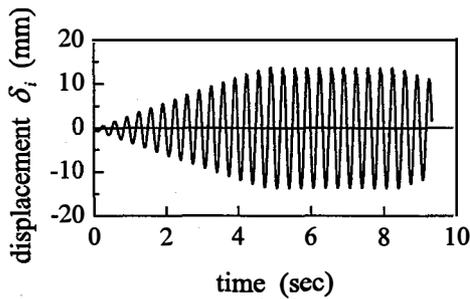
3.1 入力および応答波形

図-4には振動台への入力波形および鉛塊重心位置における応答波形の一例として、繰り返し加振実験である A4-I 試験体 (入力加速度 $\alpha_i = 500$ gal) の結果を示している。(a), (b) 図はそれぞれ入力変位および入力加速度波形、(c), (d) 図はそれぞれ基部に対する鉛塊重心位置の相対応答変位 δ_d (以後、応答変位) および絶対応答加速度 α_d (以後、応答加速度) 波形である。(a), (b) 図より、入力変位および入力加速度は加振開始約 5 秒後に定常状態となっていることがわかる。一方、応答加速度波形 (d 図) は、約 4 秒後に最大値を示し、その後減少を開始し零レベルに至っている。これは、基部近傍部に局部座屈

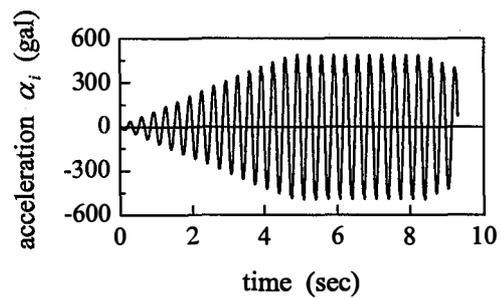
表-4 加振実験条件および固有振動数, 入力加速度, 破壊形式の一覧

試験体名	シート巻き付け高さ		最低次固有振動数 f_0 (Hz)	加振振動数 f_i (Hz)	入力加速度 α_i (gal)	実験終了後の破壊性状	座屈発生高さ (mm)	
	L_A (mm)	L_A/L'					A 側	B 側
A0-I	0	0.00	4.20	3.0	125, 250, 375	A 側に EFB 発生, 倒壊	10	-
A0-S					375	B 側に EFB 発生, 倒壊	-	15
A1-I	125	0.25	4.22		125, 250, 375, 500	B 側に DP 発生, 倒壊	-	30
A1-S					500	B 側シート継ぎ目上部に DP 発生, 倒壊	-	140
A2-I	285	0.57	4.30		125, 250, 375, 500	A 側に DP 発生, 倒壊	40	-
A2-S					500	A 側に DP 発生, 倒壊	30	-
A4-I	500	1.00	4.22		125, 250, 375, 500	B 側に DP 発生, 倒壊	-	30
A4-S					500	A 側に DP 発生, 倒壊	40	-

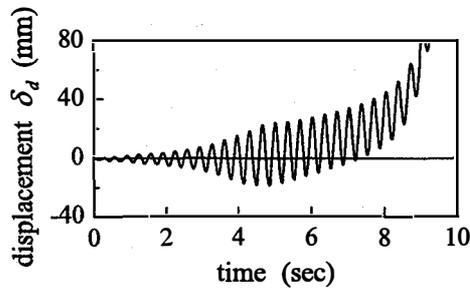
A 側 : アクチュエーター側, B 側 : 反アクチュエーター側, EFB : 象の脚型座屈, DP : ダイヤモンド型座屈



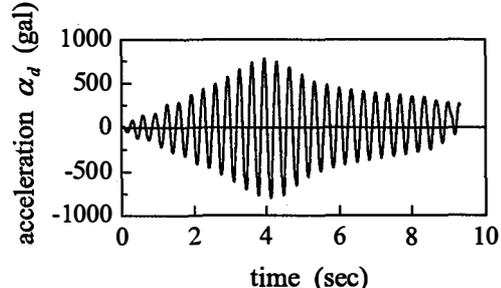
(a) 入力変位波形



(b) 入力加速度波形



(c) 相対応答変位波形



(d) 絶対応答加速度波形

図-4 入力波形と鉛塊重心位置における応答波形の一例 (A4-I 試験体, $\alpha_i = 500$ gal)

が発生し, その座屈近傍部における塑性エネルギー吸収量が増加することにより, 逆に頂部へのエネルギー伝達が零レベルまで減少するためと考えられる。また, 応答変位波形 (c 図) は, 応答加速度の減少と連動して, 鉛塊が振動を伴いながら一方向に変位し, 倒壊に至っていることを示している。

3.2 局部座屈発生状況

図-5 には, 繰り返し加振および単一加振終了後の局部座屈発生状況を示している。まず, (a) 図より, 繰り返し加振実験結果に着目すると, 無補強の A0-I 試験体の場合には, 基部近傍で象の脚型 (以下, EFB 型) の局部座屈が発生し, 倒壊に至ったことがわかる。一方, シート補強を施した試験体では, いずれも基部からの高さ 30 ~

40 mm 程度の位置で試験体が内側に食い込むダイヤモンド型 (以下, DP 型) の局部座屈の発生により, シートが端部から引き裂かれている。これより, シートを巻き付け接着することにより, 局部座屈形状を外側に凸状となる EFB 型から DP 型へ移行させることが可能であることが明らかとなった。

(b) 図より, 単一加振実験結果について着目すると, シート高さ 125 mm の A1-S 試験体を除いて, 繰り返し加振実験と同様な局部座屈形状を示している。なお, シート高さ 125 mm の A1-S 試験体では, シート巻き付け範囲より上方の鋼管部に局部座屈が発生した。この座屈発生位置は, 同一試験体を対象に別途実施した静的単調載荷実験結果¹¹⁾とほぼ一致している。これは, 1) 繰り返し加振時には A1-I 試験体の基部近傍部における塑性化が徐々

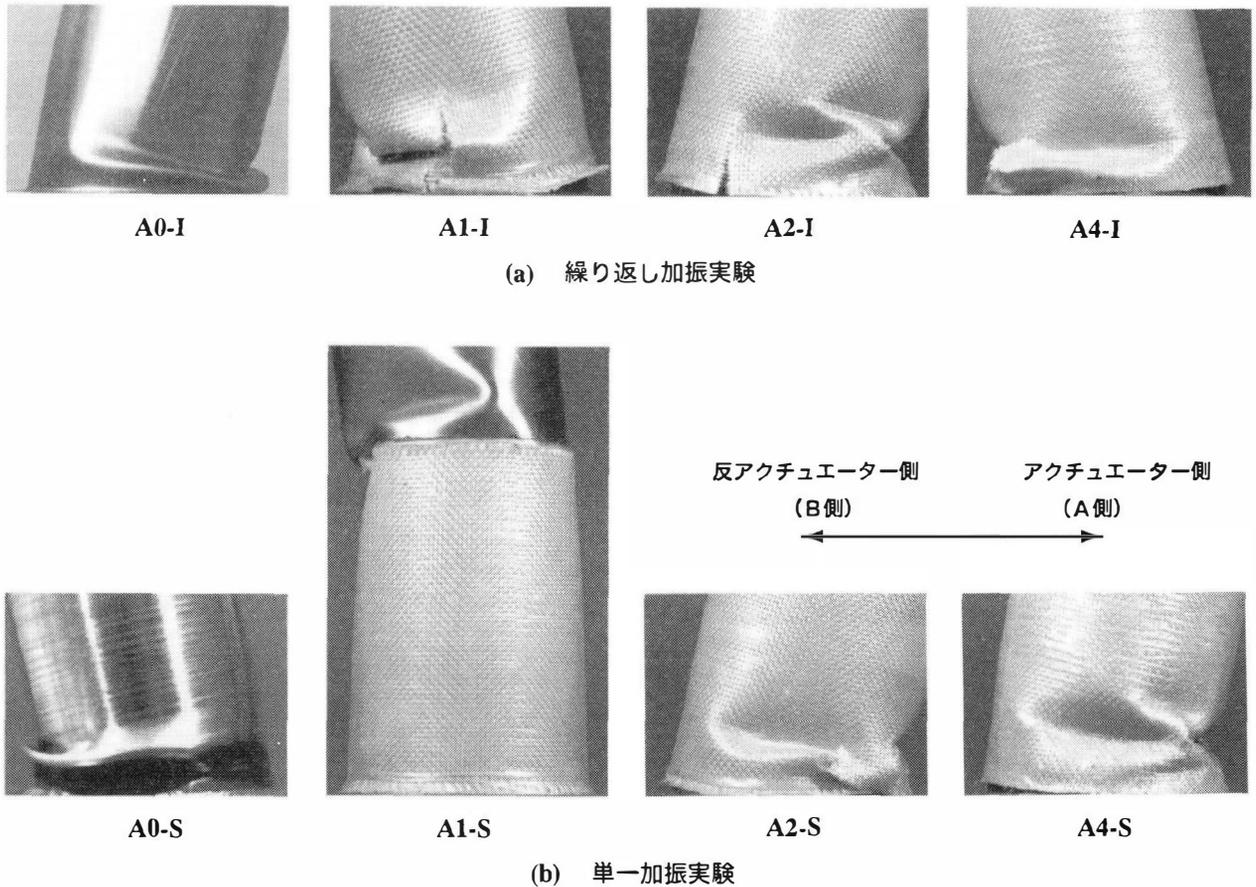


図-5 実験終了後における局部座屈発生状況

に進行し A2 および A4 試験体と同様な挙動を示す、2) 一方、単一加振時には A1-S 試験体は弾性状態下での加振であることから履歴減衰も小さく応答倍率が大きくなり、鋼管には大きな曲げモーメントが作用する、3) しかしながら、A1-S 試験体の場合にはシートの高さ方向巻き付け範囲が十分でないために、シート巻き付け上端部(鋼管部)の抵抗曲げモーメントが作用曲げモーメントよりも小さくなり、結果的にその領域に局部座屈が発生すると推察される。しかしながら、このような現象の発生に関しては未解明の部分が多く、数値解析も含め今後詳細な検討を行わなければならないものと判断される。

3.3 応答加速度および応答変位

図-6 には、鉛塊重心位置における応答加速度と応答変位に関する履歴曲線を示している。なお、(a)、(b) 図はそれぞれ繰り返し加振および単一加振実験結果である。なお、ここでは、紙面の都合上 A0, A1, A4 試験体についてのみ示すこととする。

(a) 図より、繰り返し加振実験結果に着目すると、入力加速度 $\alpha_i = 125, 250 \text{ gal}$ では、シート補強の有無にかかわらず、いずれの試験体も弾性的な挙動を示していることがわかる。

入力加速度 $\alpha_i = 375 \text{ gal}$ の場合において、無補強の A0-I 試験体では履歴ループの中心が一方方向に移動しながら振動

していることより、倒壊に至ったことがわかる。一方、シート高さ 125 mm の A1-I 試験体の場合には、試験体基部で内側に食い込む局部座屈が発生し、3 mm 程度の残留変位が生じているものの、倒壊には至っていない。また、シート高さ 500 mm の A4-I 試験体では、塑性化の進行を意味する履歴ループが形成されているものの、その大きさは他の試験体よりも小さい。また、残留変位も生じていない。これより、適切にシート補強を施すことによって試験体の塑性化の進行を遅延させることができることがわかる。

シート補強した試験体において、更に入力加速度を $\alpha_i = 500 \text{ gal}$ に増加させた場合に着目すると、A1-I 試験体では入力加速度が増加しているにもかかわらず、応答加速度は減少している。これは、 $\alpha_i = 375 \text{ gal}$ 加振時に基部近傍に発生した局部座屈によって、その部分が軟化現象を示し加振エネルギーが試験体上方へ伝達されないためと推察される。一方、A4-I 試験体では、入力加速度 $\alpha_i = 375 \text{ gal}$ 加振時と同程度の最大応答加速度を示した後に倒壊している。

次に、単一加振実験と繰り返し加振実験を比較する。まず、無補強の A0 試験体において、同一入力加速度 $\alpha_i = 375 \text{ gal}$ で加振実験を行う場合、繰り返し加振の A0-I 試験体は、単一加振 (A0-S 試験体) における最大応答加速度と同程度の値を示していることがわかる。しかしなが

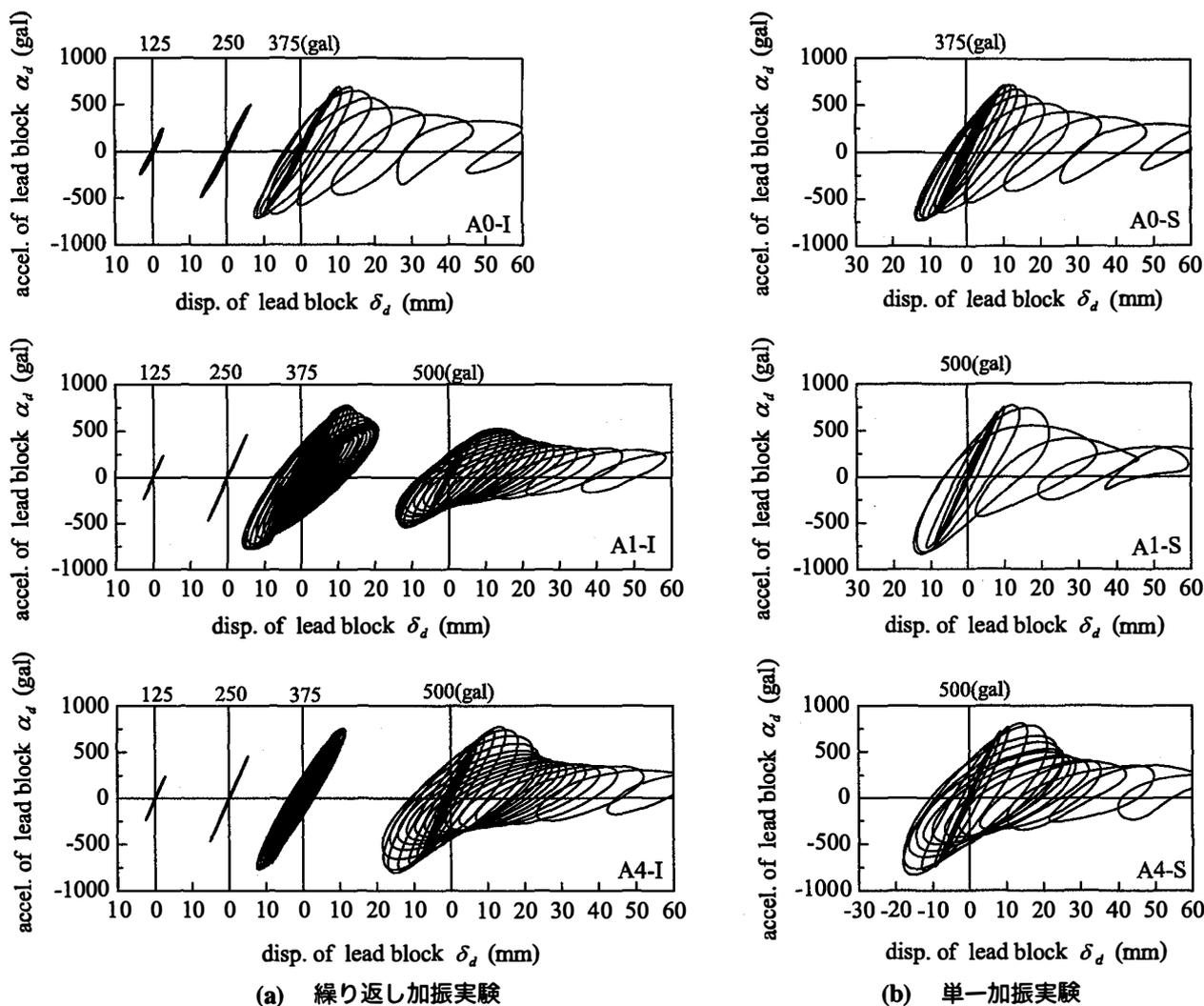


図-6 絶対応答加速度-相対応答変位に関する履歴曲線

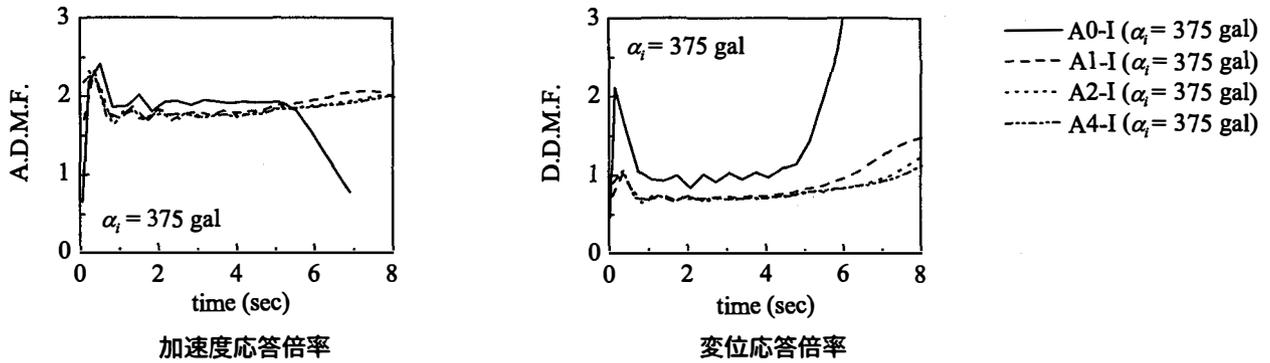
ら、A0-I 試験体は A0-S 試験体よりも少ない振動回数で偏心している。これは、繰返し加振履歴の影響により、塑性化がより早く進行したことによるものと推察される。

また、シート高さ 125 mm の A1 試験体において、入力加速度 $\alpha_i = 500$ gal で加振実験を行う場合、単一加振の A1-S 試験体における最大応答加速度が繰返し加振の A1-I 試験体よりも大きな値を示しているものの、倒壊に至るまでの振動回数は少ない。これは、1) A1-I 試験体の場合には、 $\alpha_i = 375$ gal 加振時において基部近傍で塑性化が進行し、履歴減衰効果によって応答倍率が低減すること、2) A1-S 試験体の場合には、弾性状態からの初期加振であることより履歴減衰も小さく応答倍率が大きいこと、3) A1-S 試験体では、シート巻き付け範囲の上方の鋼管部で局部座屈が発生したこと、によるものと考えられる。シート高さ 500mm の A4 試験体では、最大応答加速度が両者でほぼ同じ値を示していることから、シート補強によって繰返し加振履歴の影響が抑制されているものと推察される。次に、入力加速度 $\alpha_i = 500$ gal で単一加振実験を行った A1-S と A4-S 試験体を比較すると、

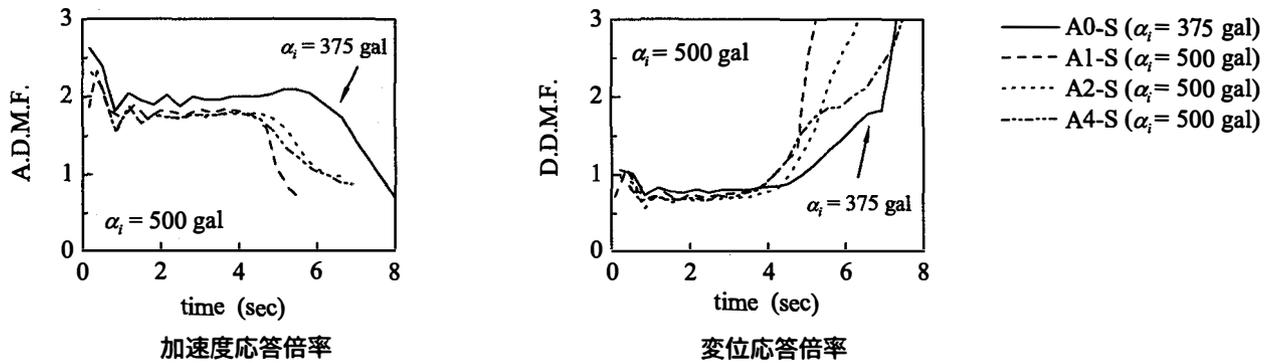
最大応答加速度はほぼ同程度の値を示しているものの、A1-S 試験体の場合が加振開始初期で倒壊に至っている。このことから、シート巻き付け範囲を高くすることによって耐震性能がより向上することがわかる。

3.4 動的応答倍率

図-7 には、各試験体の鉛塊重心位置における実測絶対加速度応答倍率（以後、単に加速度応答倍率、A.D.M.F.）および実測相対変位応答倍率（以後、単に変位応答倍率、D.D.M.F.）の時間的な推移状況を示している。図は縦軸に実測応答倍率、横軸に時間を取って整理している。(a)、(b) 図は、それぞれ繰返し加振実験および単一加振実験結果である。なお、繰返し加振実験の場合には、前述の図-6 に示されているように明確な塑性化が確認される入力加速度 $\alpha_i = 375$ gal の場合について検討を行うこととする。また、単一加振実験の場合には、A0-S 試験体のみが入力加速度 $\alpha_i = 375$ gal、他の試験体 (A1~A4-S) は全て $\alpha_i = 500$ gal の結果である。応答倍率は入力および応答波形における位相差の影響を取り除くため、それ



(a) 繰り返し加振実験 ($\alpha_i = 375 \text{ gal}$)



(b) 単一加振実験

図-7 鉛塊重心位置における加速度および変位応答倍率の時間的推移

らの波形を一周期ごとに分割し各周期の振幅比（応答振幅 / 入力振幅）を用いて評価している。

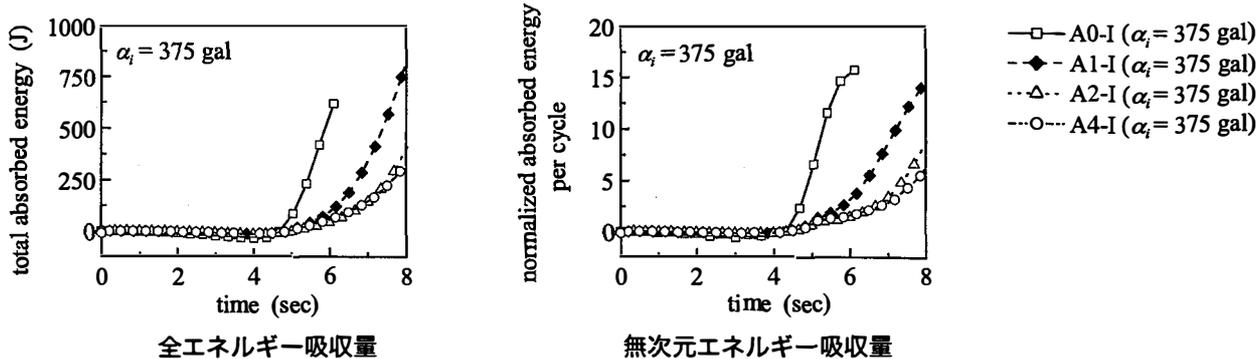
(a) 図の繰り返し加振実験結果について検討を行う。図より、無補強の A0-I 試験体の場合には、加振開始約 5 秒後から加速度応答倍率が減少している。また、それに連動して変位応答倍率も急激に上昇しており、倒壊に至ったことがわかる。一方、シート補強した試験体 (A1~A4-I) の場合には、いずれの試験体においても加速度応答倍率が加振開始約 5 秒後から緩やかに上昇しているものの、倒壊には至っていない。また、変位応答倍率も 0.7 程度から 1.2 程度まで緩やかに上昇している。なお、この応答倍率の上昇は、試験体基部の塑性化に伴う固有振動数 f_0 の低下により、固有振動数 f_0 が加振振動数 f_i に接近するためと考えられる。加振開始から約 5 秒後の各試験体の応答特性に着目すると、シート高さが 125 mm の A1-I 試験体は、他の 2 試験体と比較して大きな応答倍率を示していることより、塑性化がより進行しているものと推察される。

次に、(b) 図の単一加振実験結果について検討する。図より、シート補強試験体の場合には、いずれの試験体も加振開始から約 4 秒後までは類似の値を示している。その後、塑性化の進行を意味する加速度応答倍率の減少および変位応答倍率の上昇により、倒壊に至ったことがわ

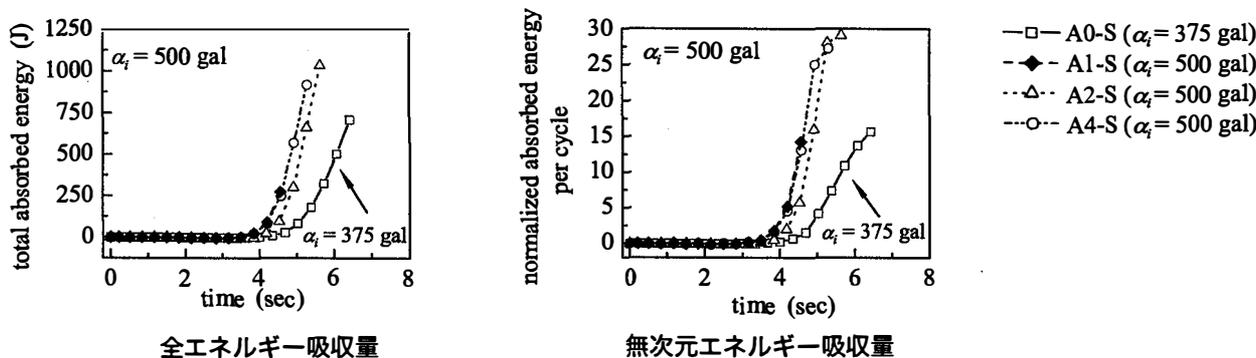
かる。なお、倒壊に至るまでの過程に着目すると、加振開始約 5 秒後において、特に変位応答倍率に大きな差異がみられる。すなわち、シート高さ 125 mm の A1-S 試験体では、急激に変位応答倍率が上昇しているのに対し、他の 2 試験体は緩やかに上昇している。これは、A1-S 試験体の場合には、シート巻き付け高さが不足しているため、シート巻き付け範囲より上方の鋼管部に局部座屈が発生し、モードが他の試験体と異なっていることに起因しているものと考えられる。

3.5 エネルギー吸収量

図-8 には、繰り返し加振および単一加振実験における各試験体のエネルギー吸収量の時間的推移を比較して示している。エネルギー吸収量は、鉛塊重心位置における応答加速度 α_d に鉛塊質量 m を乗じた換算水平荷重（慣性力） H_d と応答変位 δ_d のなす履歴ループ曲線の面積から算定している。また、(a)、(b) 図はそれぞれ繰り返し加振実験 ($\alpha_i = 375 \text{ gal}$) および単一加振実験結果 ($\alpha_i = 500 \text{ gal}$) を、1) 全エネルギー吸収量および 2) 1 サイクル当たりの無次元吸収エネルギーの 2 種類について示している。ただし、図-7 (b) と同様、単一加振実験における A0-S 試験体は入力加速度 $\alpha_i = 375 \text{ gal}$ の結果である。なお、無次元エネルギー吸収量は、1 サイクル当たり



(a) 繰り返し加振実験 ($\alpha_i = 375 \text{ gal}$)



(b) 単一加振実験

図-8 エネルギー吸収量の時間的推移

のエネルギー吸収量を弾性エネルギー $H_y \delta_{yE} / 2$ で除すことによって算出している。ここで、 H_y は弾性梁理論に基づき、基部最外縁が降伏するときの水平荷重 ($H_y = 5.25 \text{ kN}$) であり、 δ_{yE} は別途実施した静的単調載荷実験より得られる無補強試験体の降伏水平変位 ($\delta_{yE} = 4.898 \text{ mm}$) である。また、全エネルギー吸収量は試験体が倒壊に至る場合には鉛塊重心位置における応答変位振幅の中心が一方に偏する直前までとし、試験体が倒壊に至らない場合には加振時間 (8 秒間) における値である。なお、2.3 でも述べたように A2-I 試験体 ($\alpha_i = 375 \text{ gal}$) の場合には、加振時間が約 9.5 秒間となっている。しかしながら、他の試験体と整合を取るため、ここでは 8 秒間におけるエネルギー吸収量の時間的推移について検討を行うこととする。

(a) 図の繰り返し加振実験における全エネルギー吸収量に着目すると、いずれの試験体においても、加振開始から約 4 秒まではエネルギー吸収量がほぼ零となっており、弾性的な挙動を示していることがわかる。その後、無補強の A0-I 試験体では基部近傍に発生した局部座屈の影響により、急激にエネルギー吸収量が増加し倒壊に至っていることがわかる。一方、シート補強試験体 (A1 ~ A4-I) の場合には、無補強試験体と比較して若干遅れて増加している。また、その増加傾向は無補強試験体と比較して

緩やかであり、かつシート巻き付け範囲が高いほど緩やかな傾向を示している。ただし、シート高さ 285 mm の A2-I 試験体と 500 mm の A4-I 試験体を比較すると、ほぼ同様な分布特性を示していることから、シート高さを 285 mm 以上としてもエネルギー吸収特性は顕著に向上しないものと考えられる。また、1 サイクル当たりの無次元エネルギー吸収量についても全エネルギー吸収量と同様な分布特性が見られる。

以上より、鋼製橋脚にシート巻き付け接着することにより、無補強試験体と比較して大きなエネルギー吸収効果が期待できることがわかる。

次に、(b) 図の単一加振実験結果について検討すると、シート補強試験体の場合には、繰り返し加振実験の場合と同様に、加振開始から 4 秒後にエネルギー吸収量が増大していることがわかる。しかしながら、繰り返し加振実験の場合とは異なり、エネルギー吸収量はその時点から急激に増加している。また、シート補強試験体の最大全エネルギー吸収量に着目すると、A2-S および A4-S 試験体では、1,000 J 程度を示しているのに対し、A1-S 試験体では 250 J と 1/4 程度となっている。これは、図-5 から明らかのように、A1-S 試験体ではシート巻き付け範囲より上方の鋼管部で局部座屈が発生し倒壊に至ったためと考えられる。

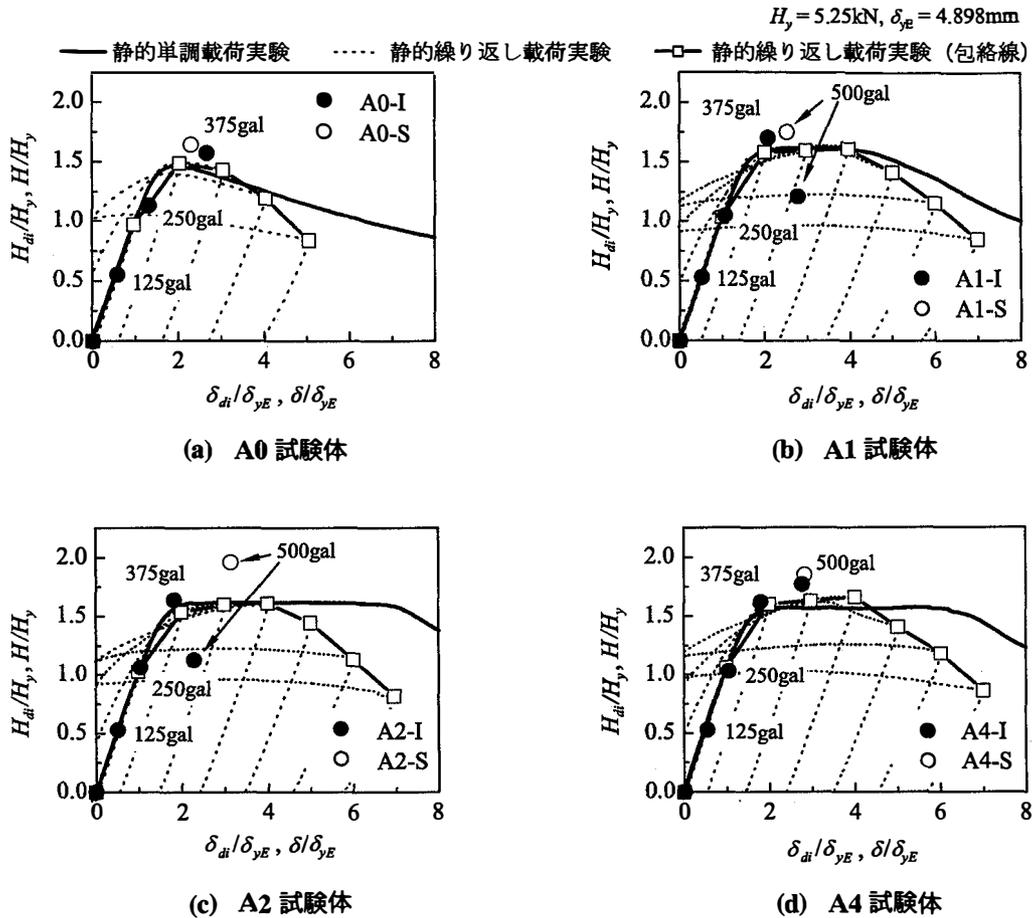


図-9 基部加振実験と静的荷重実験における換算水平荷重-応答変位曲線

また、1 サイクル当たりの無次元エネルギー吸収量を比較すると、全エネルギー吸収量の場合と同様、A2-S および A4-S 試験体ではほぼ類似の分布特性を示している。一方、シート巻き付け上端近傍部において局部座屈が発生した A1-S 試験体の場合には、無次元最大エネルギー吸収量が無補強の A0-S 試験体の場合とほぼ等しく約 15 となっている。これらの結果より、A2-S および A4-S 試験体のエネルギー吸収特性はほぼ類似していることから、単一加振の場合にも繰り返し加振の場合と同様、シート高さを 285 mm 以上としても、鋼製橋脚の耐震性能は著しく向上しないことがわかる

3.6 基部加振実験と静的荷重実験の比較

図-9 には、各入力加速度 α_i における換算水平荷重 H_d とその時の応答変位 δ_d の関係を示している。図は、それぞれ降伏水平荷重 H_y および降伏水平変位 δ_{yE} で無次元化している。なお、図中には、同一試験体における静的荷重実験結果も併せて示している。

(a) 図より、無補強である A0 試験体における繰り返し加振実験結果に着目すると、弾性応答領域と考えられる無次元換算荷重 H_{di}/H_y が 1 程度以下の場合 ($\alpha_i = 125, 250 \text{ gal}$ 入力時) には、無次元換算水平荷重 H_{di}/H_y は静的荷重実験結果から得られる水平荷重-水平変位関係と

ほぼ一致していることがわかる。また、入力加速度 $\alpha_i = 375 \text{ gal}$ の場合には、換算水平荷重が静的最大耐力より若干大きめの値を示している。単一加振実験における A0-S 試験体の最大換算水平荷重は、繰り返し加振実験の A0-I 試験体の場合よりも若干大きく示されている。

次に、シート補強試験体 (b~d 図) について検討する。図より、繰り返し加振時の $\alpha_i \leq 375 \text{ gal}$ における換算水平荷重 H_{di}/H_y は、いずれの試験体も類似の分布性状を示し、かつ静的水平荷重-水平変位関係とほぼ一致していることがわかる。また、 $\alpha_i = 375 \text{ gal}$ 時の H_{di}/H_y は静的最大耐力より若干大きめの値を示している。

一方、 $\alpha_i = 500 \text{ gal}$ 加振時の場合には、シート高さ 500 mm の A4-I 試験体を除いて、無次元水平荷重 H_{di}/H_y は減少していることがわかる。これは、A4-I 試験体を除き $\alpha_i = 375 \text{ gal}$ 加振時に試験体の基部近傍に発生した局部座屈による影響であるものと考えられる。ただし、シート高さ 285 mm の A2-I 試験体に関しては、前述のように $\alpha_i = 375 \text{ gal}$ の加振時間が約 9.5 秒間となっており、A4-I 試験体と比較して塑性化の進行が大きいことによるものと考えられる。事実、加振終了後には約 8 mm の残留変位を確認している。これより、前節 3.4 および 3.5 で述べたように、加振開始から 8 秒間の応答倍率およびエネルギー吸収量の時間的推移等を見ると、A2-I と A4-I 試

験体はほぼ同様な分布特性を示していることから、両試験体はほぼ等しい耐震性能を有しているものと考えられる。また、単一加振における無次元最大換算水平荷重は、無補強試験体の場合と同様、静的最大耐力よりも若干大きい。

以上より、AFRP シートを巻き付け接着した鋼製橋脚の動的耐荷力（最大換算水平荷重）は、静的載荷実験結果から得られる静的最大耐力を用いることにより、設計的に安全側で評価可能であることがわかる。

4. まとめ

本研究では、新素材繊維シート巻き付けによる円形鋼製橋脚の耐震性向上効果を確認するとともに、その効率的な補強法の確立を目的として、小型鋼管橋脚模型に AFRP シートを巻き付け接着した試験体を対象に基部加振実験を行った。ここでは、AFRP シート巻き付け補強の有無や巻き付け高さが鋼管橋脚模型の耐震性能に与える影響に着目して検討を行った。なお、本研究ではシート巻き付け量をその単位幅当たりの引張耐力が鋼管の単位幅当たりの一軸降伏荷重の 60% 程度となるように設定している。本実験内で得られた結果を要約すると、

- 1) 無補強試験体の場合には、基部近傍に象の脚型の局部座屈が発生し倒壊に至るのに対し、AFRP シート巻き付け補強することにより、座屈モードは象の脚型からダイヤモンド型に移行する。
- 2) AFRP シートを巻き付け補強することにより、試験体の塑性化の進行を遅延させる効果がある。また、無補強試験体と比較してエネルギー吸収量は向上する。
- 3) AFRP シート巻き付け補強した試験体の動的耐荷力（最大換算水平荷重）は静的載荷実験から得られた最大耐力より大きい。すなわち、AFRP シート補強鋼管模型の動的耐荷力は静的載荷実験結果より得られる静的最大耐力を用いることにより、設計的に安全側で評価可能である。

本結論は、直径が $D = 96 \text{ mm}$ で径厚比パラメータ $R_t = 0.086$ の鋼管橋脚模型に対して、上述のようにシートの巻き付け量を単位幅当たりの引張耐力が鋼管の単位幅当たりの一軸降伏荷重の 60% に設定して得られた結果で

ある。今後は、径厚比、シート巻き付け量等を変化させ、種々検討を行いたいと考えている。

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にご指導を頂いた。また、同大学院建設システム工学専攻の渡部将行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。

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) 井浦雅司, 熊谷洋司, 小牧 理: 横力と一定軸力を受ける円筒シェルの終局状態に関する研究, 土木学会論文集, No. 556/I-38, pp. 107-118, 1997.1
- 5) 林 正拳, 山口栄輝, 後藤芳顕, 南野能克, 久保喜延: 鋼製 R 付箱形断面橋脚の耐震性について, 第 3 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. 63-68, 2000.1
- 6) 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
- 7) 安波博道, 寺田昌弘, 青木徹彦, 山田将樹: 高張力鋼 (SM570Q) 鋼管柱の繰り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
- 8) 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
- 9) 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
- 10) 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
- 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, 鋼構造年次論文報告集, Vol. 9, pp. 505-512, 2001.11

(2001 年 9 月 14 日受付)