

摩擦型パッシブ負剛性ダンパーの開発と 振動台実験による検証

豊岡 亮洋¹・河内山 修²・家村 浩和³

¹正会員 博(工) (財)鉄道総合技術研究所 構造物技術研究部 (〒185-8540 東京都国分寺市光町2-8-38)

²正会員 博(工) オイレス工業(株) 免制震事業部 技術開発部 (〒326-0327 栃木県足利市羽刈町1000番地)

³フェロー 工博 近畿職業能力開発大学校校長 (〒596-0103 大阪府岸和田市稲葉町1778)

1. はじめに

近年、地震力によるエネルギーが構造物に伝わらないようにする免震・制震技術が土木および建築構造物の設計に積極的に導入されている。これらの振動制御技術の基本的な考え方は、構造系の長周期化により絶対加速度応答の低減を図るとともに、エネルギー吸収装置等を導入することにより地震エネルギーを効率的に逸散、減衰させることにある。こうした機能を実現する振動制御手法としてはアクティブ、セミアクティブ、パッシブ制御など^{1,2)}、振動制御装置としては免震装置やアクチュエータ、ダンパー装置など数多くのものが提案され、実用化されているものも多い³⁻⁵⁾。

こうした制震技術の中で、著者らは負剛性制御と称する制御手法を提案している。これは、振動制御デバイスを、変形に対してこれを助長するように制御力を与える手法である。すなわち、制御力は負の剛性と変形の積で与えられる。この負の剛性を構造系に導入することにより、構造系が有している正の剛性が見かけ上低減されるため、系の固有周期を長周期化することが可能となる。免震構造の原理に従えば、一般的には系を長周期化させることにより絶対加速度応答を低減させることが可能であり、これが負剛性制御の基本的な考え方である。

負剛性は、LQ制御やスカイフック制御など、アクティブ制御理論から導出される最適制御力において一般的に発現することが理論的に知られており⁶⁾、既往の研究では、長大橋など実構造を対象とした数値解析的検討がいくつか行われており、通常の粘性ダンパーと比較した負剛性制御ダンパーの優位性が示されている⁷⁾。

しかし、負剛性とは、物理的には変形をより増大させる方向に荷重を生じさせる作用を有するため、この負剛性制御を実構造へ適用する場合、通常アクチュエー

タのようなアクティブ装置により実現する必要がある。この場合、外部からのエネルギー供給に加え、制御回路や制御装置、センサーなどが必要となり、アクティブ制御自体の信頼性の問題もあり実構造への適用は難しいと考えられる。また、減衰力を実時間で可変とするバリアブル粘性ダンパーを用い、セミアクティブ制御によりこうした負剛性を発現させる試みも行われているが⁸⁾、アクティブ制御と同様に制御装置や制御則、センサー等を必要とするため初期導入コスト、長期信頼性などの面で現実的ではないと考えられる。

そこで、本研究では、外部からのエネルギー供給および制御装置を必要とせず、装置自体の物理的作用により負剛性を発揮させる、パッシブ型負剛性摩擦ダンパーの開発を行った。また、装置の模型を製作して振動台実験を行い、提案したダンパーの地震時動特性を実験的に検証した。

2. パッシブ負剛性摩擦ダンパーの概要

(1) 提案する装置の概要

図-1に、提案するパッシブ負剛性摩擦ダンパーの概要を示す。このダンパーは、支承部のように桁と橋脚の間に設置することを想定しており、桁に設置する部分としては逆凸形状の治具にステンレスすべり板を取り付けたものを用いる。これに対して、橋脚側はPTFEの小片を貼り付けた受け材を有する構造となっている。これは、建築構造物などで用いられる振り子型摩擦支承(FPS)⁹⁾とほぼ同様の構造および材料となっている。ただし、ステンレスすべり板に通常のFPSとは逆の負の曲率を付けることで、重力の作用により変形を増大する方向に反力を発生させ、負剛性を有する制御力を容易に発揮させることができる。また、受け材の基部はピボットとし、上部すべり板の形状に合わせて回

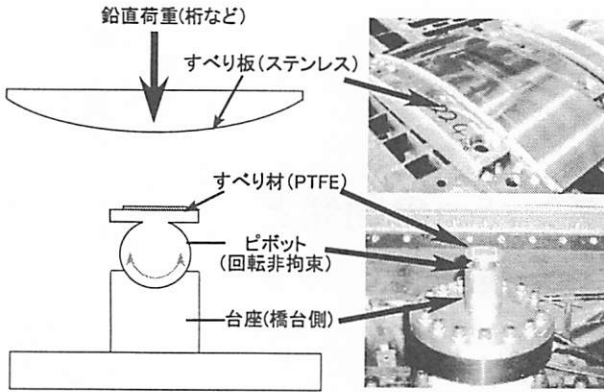


図-1 提案するパッシブ負剛性摩擦ダンパーの概要

表-1 大型振動台諸元

寸法	5.0 × 3.0 m
最大上載荷重	150 kN
有効ストローク	x 軸 (長手) ± 300 mm
	y 軸 (短辺) ± 250 mm
	z 軸 (鉛直) ± 200 mm
最大加振加速度	x,y,z ± 1.0 G
周波数範囲	DC~50Hz

転することで常にほぼ一定の支圧面積を確保する構造としている。この機構により、すべり板と PTFE の摩擦による安定したエネルギー吸収を行うことができる。

負剛性摩擦ダンパーに重量 W が上載した場合、すべり板の曲率を R 、すべりによる摩擦力を F_f とすれば、提案するダンパーの荷重は幾何形状より次式のように与えられ¹⁰⁾、作用鉛直力および曲率半径を制御することによりパッシブに負剛性を発現することが可能である。

$$F(x, \dot{x}) = -\frac{W}{R} \cdot x + F_f \cdot \text{sgn}(\dot{x}) \quad (1)$$

$$= Kx + F_f \cdot \text{sgn}(\dot{x}) \quad (K < 0) \quad (2)$$

3. 振動台実験の概要

提案したパッシブ負剛性摩擦ダンパーの動的特性を把握するため、ダンパーの模型を製作し、桁を模した供試体およびゴム支承とともに振動台で加振を行った。実験を行う振動台としては、京都大学防災研究所の強震応答実験施設に存する大型振動台を用いた。振動台の諸元を表-1 に示す。

(1) 試験体の概要

実験供試体としては、図-2 に示すように、重量約 100kN の桁模型を用い、これを試作した負剛性摩擦デバ

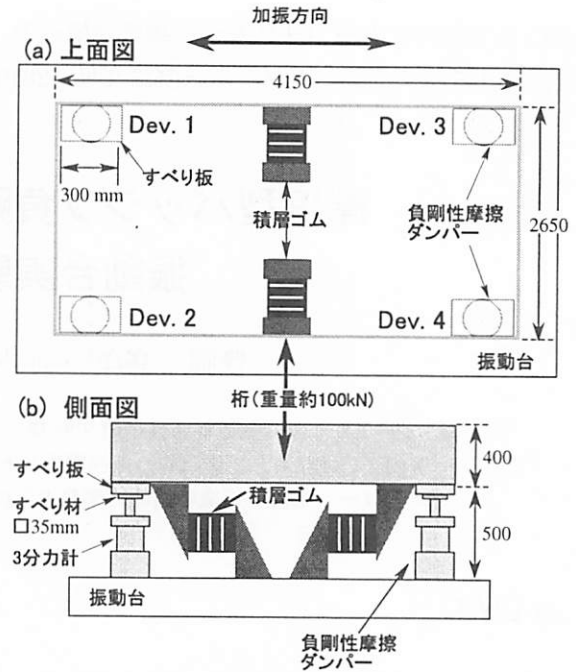


図-2 試験体の概要

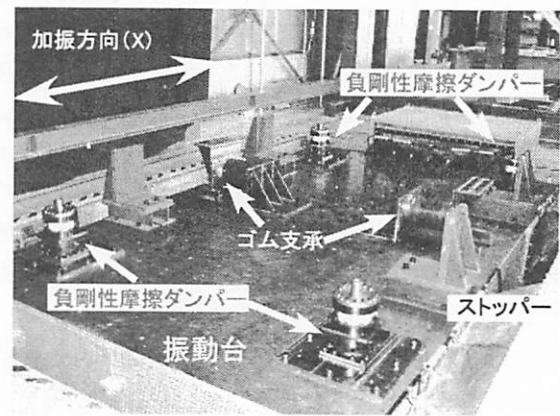


写真-1 桁設置前における振動台への各要素の配置

イス 4 基およびゴム支承 2 基により支える構造とした。振動台上への各装置の配置状況を写真-1 に示す。ゴム支承は円形の天然ゴム支承を用い、桁の鉛直変動を吸収するため図-2 正面図のように水平に設置した。ゴム支承の剛性は一基あたり 127 kN/m である。これより、負剛性摩擦ダンパーを設置しない場合の試験体の固有周期は約 1.25 sec となる。負剛性摩擦デバイスの設計は、これらの諸元および入力地震動の特性に基づいて行った。その詳細については次章で述べる。なお、本実験は負剛性摩擦ダンパーの動特性を把握するための要素実験を目的としているため、今回用いた桁模型および固有周期は必ずしも実際の構造系の縮小モデルとはなっていない。

計測としては、桁および振動台の絶対加速度、絶対変位を中心に測定を行った。また、負剛性摩擦ダンパーの基部にはそれぞれ 3 分力計を設置し、個々のダンパー

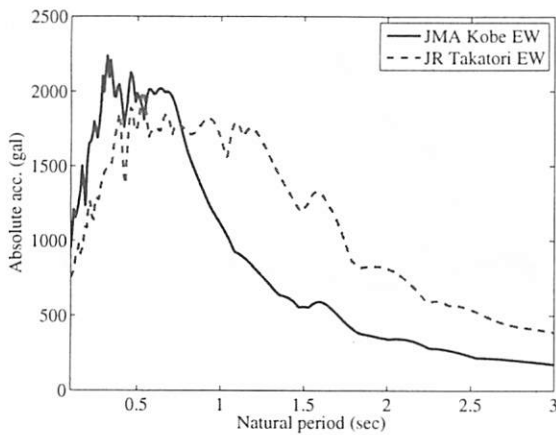


図-3 絶対加速度応答スペクトル (5%減衰)

が発揮する水平荷重および鉛直支持力を直接計測した。なお、鉛直支持力については、桁の重量を4基のダンパーでほぼ均等に支持するように、試験ごとに作用鉛直力の計測を行い、桁設置位置の微調整を行った。

(2) 振動台への入力地震動

振動台への入力には、兵庫県南部地震(1995)における神戸海洋気象台記録のEW成分波(以下、Kobe EW)、およびJR鷹取駅観測波(以下、JR鷹取EW)の2種類の実地震加速度をスペクトル調整した波形を用いた。これらの入力地震動の5%減衰下における絶対加速度応答スペクトルを図-3に示す。このように、Kobe EWは比較的短周期側に、JR鷹取EWは短周期から比較的長周期側に成分を有する地震動となっている。

4. パッシブ負剛性摩擦ダンパーの設計

(1) 設計方針

実験で用いる試験体特性および試験条件をもとに、本実験で試験を行う負剛性摩擦ダンパーの設計を行った。設計に際して考慮した主要な条件は以下の通りである。

- (a) 安定した支圧の確保、実験の安全性の観点から、ダンパーの最大応答変位を50~100 mm程度とする
- (b) ダンパーの作用面圧は実際の橋梁での使用条件に近いものとする
- (c) 性能比較のため、負剛性の値の異なる2種類のダンパーを製作する。また、曲面をつけない通常の平面すべり摩擦ダンパーについても試験を行う

このうち、(a),(c)については数値解析により検討を行った。また(b)については、1支承あたりの作用鉛直力が約25 kNであることから、受け材のPTFEの寸法を35 mm程度にすることで面圧20 MPaを確保した。

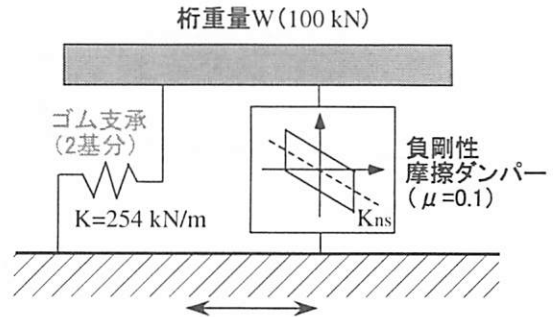


図-4 負剛性パラメータ決定のための解析モデル

(2) 数値解析による検討

試作する負剛性摩擦ダンパーに与える負剛性の設計値を決定するため、事前に実験供試体を模した数値解析を行った。解析に用いたモデルを図-4に示す。このように、実験で用いる重量 $W=100$ kNの桁、および線形剛性を有するゴム支承モデルにより構成される一自由度振動系に対して、負剛性および摩擦履歴を有するモデルを組み込み、この負剛性をパラメータとして、最大絶対応答加速度、および振動台と桁との最大相対応答変位を求めた。

負剛性摩擦ダンパーのモデル化については、図-2で示したようにダンパーは桁に4基設置するが、解析においてはこの4基がすべて同じ挙動をすると仮定し、4基分の特性を一つのモデルで表現した。また、摩擦力についても桁の鉛直荷重がダンパーに均等に作用し、かつ摩擦係数の速度依存性の影響は小さいと仮定した。以上のことから、負剛性摩擦ダンパー4基分の合計特性を表すモデルとして式(3)を用いた。

$$F(x, \dot{x}) = -k_{ns} \cdot x + \mu \cdot W \cdot \text{sgn}(\dot{x}) \quad (3)$$

ここに、 μ はPTFEとステンレスの動摩擦係数として0.1を設定している。解析は、式(3)における $-k_{ns}$ をパラメータとして行った。なお、本実験で用いるゴム支承の剛性は254 kN/mであるため、パラメータ解析においては構造全体の剛性が解析上負の値もしくは過度に小さな値とならないよう、付与する負剛性の上限を-200 kN/mとした。なお、解析はNewmark- β 法($\beta=1/4$)により行い、構造減衰は0とした。

図-5(a)には、入力地震動のレベルを元波形の0.4倍にスケールした場合の、桁変位応答の最大値を示す。このように、負剛性を増加させた場合、負剛性0(平面すべり支承)と比較してそれほど大きな変位の増加はみられない。これは、長周期化により系の固有周期が入力地震動の卓越周期を外れること、およびデバイスの履歴減衰の影響が考えられる。

図-5(b)には、絶対加速度応答の最大値の推移を示す。ダンパーの最大変位応答は負剛性によりほとんど変化しないことから、負剛性の付加による系全体の剛性低

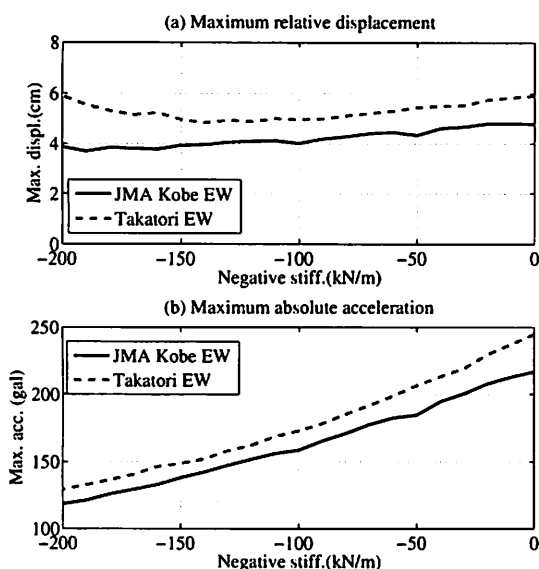


図-5 負剛性の変化に伴う最大応答の推移

表-2 試作したダンパーの特性

	曲率半径	負剛性 (4 基計)
デバイス A	828 mm	-118.4 kN/m
デバイス B	497 mm	-205.9 kN/m
平面すべり	∞	—

下が直接最大慣性力、すなわち絶対加速度応答の低減として現れ、絶対加速度が負剛性の増加に伴いほぼ単調減少していることが分かる。このように、本解析で想定した負剛性が実際に発現した場合、平面すべり支承を用いた場合と比較して絶対加速度応答すなわち桁慣性力の低減が期待できることが分かる。

以上の解析結果をもとに、実験において負剛性の効果すなわち絶対加速度応答の低減効果が明確に現れると想定される-200 kN/m 程度（以下、デバイス B）、および比較のためこの半分の-100 kN/m 程度（以下、デバイス A）に負剛性を設定した 2 種類の供試体を製作することとした。なお、比較のため曲率をつけない平面すべり支承（以下、図中では Flat）についても製作した。実際に製作した供試体の特性を表-2 に示す。なお、デバイス A および B を用いた場合の固有周期はそれぞれ 1.74 sec、および 2.76 sec に変化すると想定される。

5. 正弦波加振実験結果と考察

地震波加振試験に先立って、周波数を変化させた正弦波加速度を入力し、振動台の加速度と桁の絶対加速度の比、すなわち加速度伝達特性を求めることにより、負剛性を導入することによる共振点の変化を計測した。

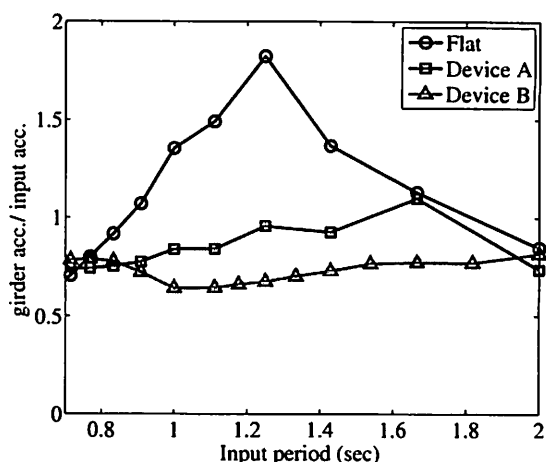


図-6 入出力伝達特性（正弦波入力、絶対加速度）

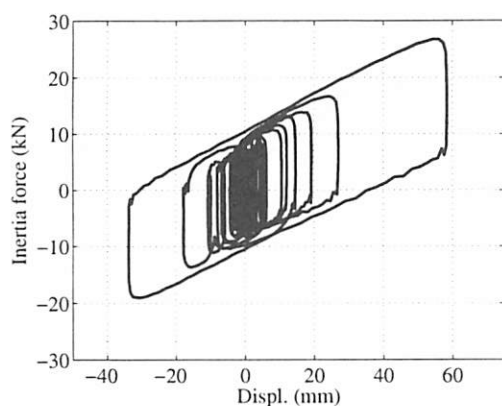
振動台への加振指令振幅は、予備加振の結果を基にダンパーが動摩擦に移行しある程度ストロークを持って振動する 120 gal とし、周波数は 0.5Hz から 2Hz までの間で設定した。

平面すべり、デバイス A、デバイス B それぞれについて、定常振幅により計算した桁絶対加速度～振動台加速度の伝達特性を図-6 に示す。この図から、平面すべりの場合は桁重量とゴム支承の特性から予測される 1.26 sec 付近にピークが観察されるが、負剛性ダンパーを導入することにより、この周期帯においてピーク値が減少している。これは、系の長周期化により、平面すべり支承を有する系のピーク付近で変位応答が減少し、これと負剛性の導入による系全体の剛性低下が相まって慣性力が低下したものと考えられる。また、デバイス A においては、1.7 sec 付近で応答が増大する傾向がみられ、負剛性の付与により固有周期が長周期側に移動したものと考えられる。デバイス B については、振動台の加振変位の制約からの共振付近での加振を行うことはできなかったが、デバイス A と比較すると 1.7sec 付近で応答が抑制されていることがわかる。負剛性を有する粘性ダンパーを対象とした既往の数値解析においては、負剛性を導入することにより定常応答のピークが減少し、かつ応答が広帯域に分布する傾向が指摘されているが⁶⁾、本研究で提案する摩擦型のデバイスにおいても、同様の傾向を実験的に確認できた。

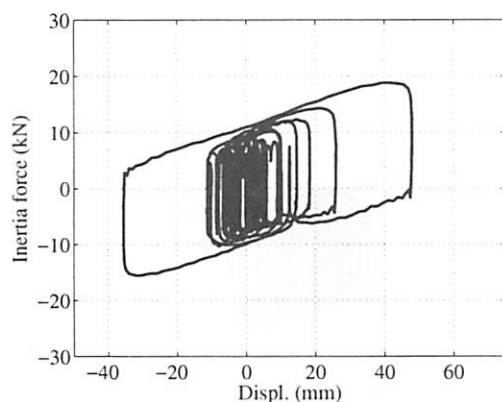
6. 地震波加振実験結果と考察

(1) 応答低減効果

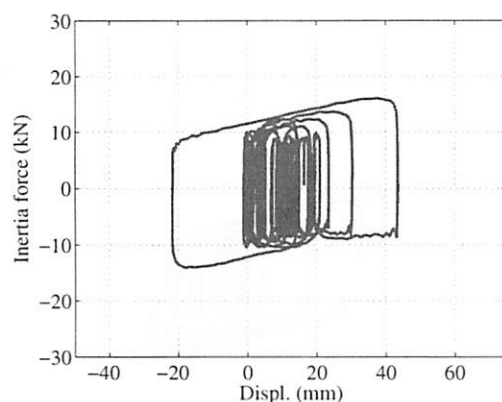
次に、地震波加振試験によりダンパーの動特性を検証した。図-7 には、元波形を 0.4 倍にスケールした Kobe EW 地震動を入力した場合について、桁慣性力と桁～振動台相対変位の履歴を示す。図では、平面すべり



(a) 平面すべり+ゴム支承



(b) デバイス A + ゴム支承

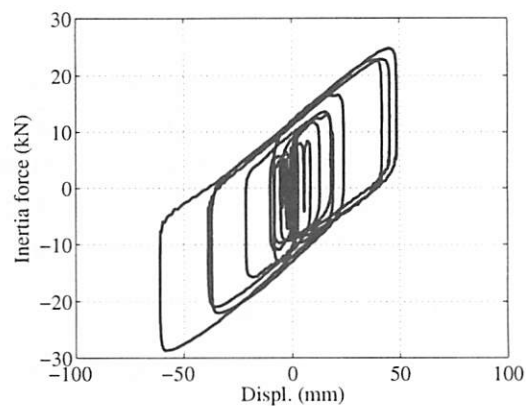


(c) デバイス B + ゴム支承

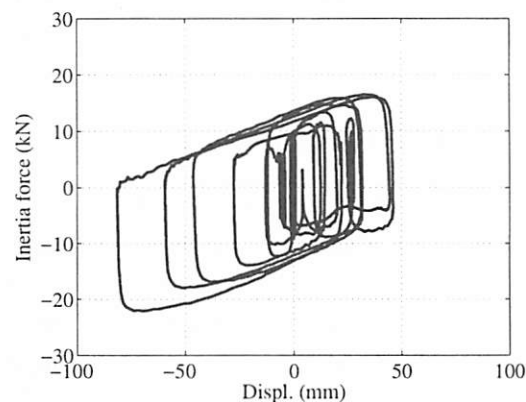
図-7 桁慣性力-桁～振動台相対変位履歴 (Kobe EW)

支承を用いた場合および負剛性摩擦デバイス A,B を用いた場合それぞれについて比較を行っている。図-8 は、同じく 0.4 倍にスケーリングした JR 鷹取 EW 地震動を入力した場合についての同様の比較である。

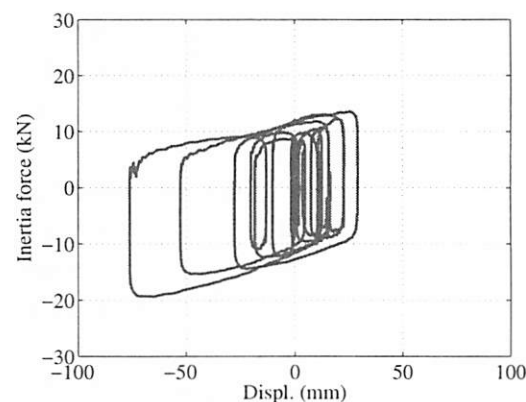
このように、実験で用いた 2 つの地震動いずれに対しても、負剛性を導入することにより、平面すべり支承を用いた場合と比較して慣性力履歴の傾きが減少している。これは、負剛性摩擦ダンパーの導入により構造系のみかけの剛性が低下したためである。これに伴い、最大慣性力は平面すべり支承の場合と比較して大幅に低減されていることが分かる。正側および負側の応答それぞれについて、ダンパーごとの最大慣性力の



(a) 平面すべり+ゴム支承



(b) デバイス A + ゴム支承



(c) デバイス B + ゴム支承

図-8 桁慣性力-桁～振動台相対変位履歴 (JR 鷹取 EW)

比較を表-3 に、最大絶対変位および最大相対変位応答の比較を表-4, 表-5 に示す。ここで、最大絶対変位は振動台変位を含めた桁の応答であり、この応答が小さいほど構造物は地面に対して静止した状態に近くなるため、特に鉄道構造物において構造物間を連続的に接続する軌道構造の安全性等を評価する際に重要な指標となる。

図-7, 図-8 およびこれらの表において、ダンパーの相対変位応答に着目すると、JR 鷹取 EW 入力時においては、事前の数値解析により予想されたように、負剛性の導入により相対変位が若干増大する傾向を示している。一方で、Kobe EW 入力の場合は、変位応答につ

表-3 最大慣性力比較 (± 側, kN)

	平面すべり	デバイス A	デバイス B
Kobe EW	26.79 -19.01	18.81 -15.59	16.07 -14.05
JR 鷹取 EW	24.84 -28.73	16.48 -22.09	13.57 -19.39

表-4 最大絶対変位比較 (± 側, mm)

	平面すべり	デバイス A	デバイス B
Kobe EW	45.79 -50.49	44.07 -42.30	50.39 -36.41
JR 鷹取 EW	116.3 -117.8	101.4 -120.7	67.55 -118.7

表-5 最大相対変位比較 (± 側, mm)

	平面すべり	デバイス A	デバイス B
Kobe EW	58.46 -33.81	47.99 -35.52	43.51 -21.73
JR 鷹取 EW	48.59 -60.96	46.05 -81.43	29.16 -76.06

いては平面すべり支承の場合と比較して大幅な増加はみられない。この地震波による応答の差異を説明するため、図-4 のモデルにおいて、摩擦係数として 0.1 を設定した上で、系全体の剛性を変化させることで系の固有周期をパラメトリックに変化させ、地震波別に相対変位応答スペクトルを計算した。この結果を図-9 に示す。この図から、Kobe EW 入力では系の長周期化に伴い最大変位応答がほぼ一定になるが、JR 鷹取 EW 入力では長周期側では応答が増加する傾向が確認できる。この原因の一つとしては、JR 鷹取 EW 入力では入力地震動が比較的長周期側においても成分を有しているため、負剛性発現による構造系の長周期化により応答変位が増大したものと考えられる。

また、応答スペクトルを計算する過程で時刻歴変位応答の変化を確認したところ、Kobe EW 入力では、波の性質上、最大応答変位が振動初期のほぼ 1 波で決定されるのに対し、JR 鷹取 EW 入力では、最大応答に至るまでに何度か波の繰り返しがあるため、系が長周期化することによる剛性の低下と相まって、変位応答が一方に累積し応答が増加する傾向がみられた。こうした入力波の特性による影響も両者の応答の違いの要因と考えられる。

なお、絶対変位応答については、絶対加速度応答が負剛性摩擦ダンパーの導入より低減したとしても、地震波の卓越周期によっては必ずしも同様に低減しない

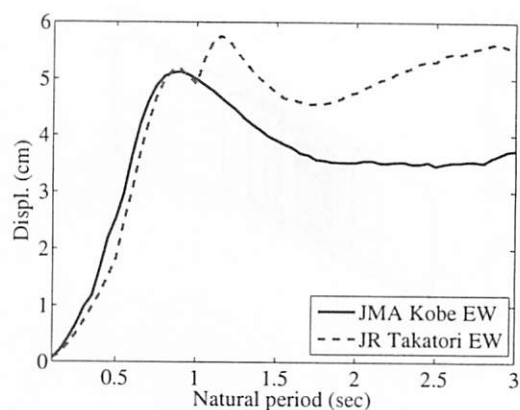


図-9 変位応答スペクトル比較

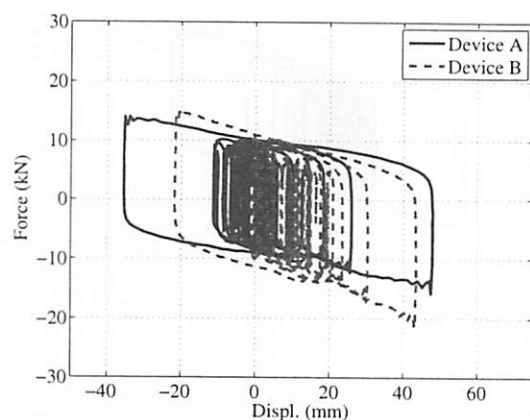


図-10 負剛性ダンパー 4 基分の荷重変位関係 (Kobe EW)

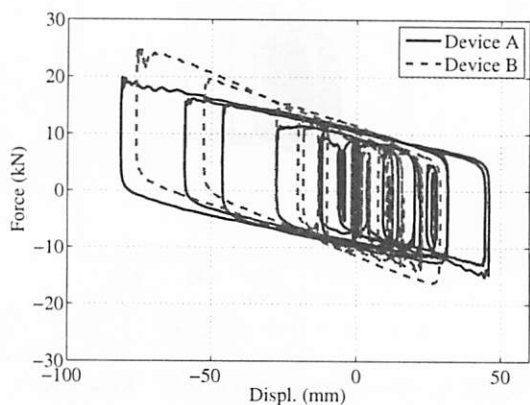


図-11 負剛性ダンパー 4 基分の荷重変位関係 (JR 鷹取 EW)

可能性があるが、表-4 より平面すべり支承と比較してそれほど大きな変化は見られず、今回の実験においては負剛性の導入により大幅に絶対変位応答が増加する結果とはなっていないことがわかる。

(2) 発現した負剛性およびエネルギー吸収性能の評価

次に、4 基設置した負剛性ダンパーの挙動について検討する。図-10 におよび図-11 には、Kobe EW 入力および JR 鷹取 EW 入力それぞれの場合について、ダンパー 4 基分の計測荷重を合計した総荷重と桁の相対変位応答

の履歴を示す。

これらの図から、4基のダンパーの特性を合計した全体挙動としては、比較的安定した負剛性および摩擦履歴が発現しており、デバイスBではデバイスAと比較してより大きな負剛性を発揮していることがわかる。

そこで、図-10および図-11において観察された負剛性の値を同定することで、提案するダンパーにより発現された負剛性を定量的に評価する。まず実験で得られたダンパー4基分の動特性が、負剛性と摩擦履歴の和として次式で表されると仮定する。

$$F(x, \dot{x}) = Kx + \mu \cdot W \cdot \text{sgn}(\dot{x}, v_y) \quad (4)$$

ここに、 W は桁重量であり、 $x, \dot{x}$ は実験において計測された桁の変位および速度応答である。また、 $\text{sgn}(\dot{x}, v_y)$ は次式で表される関数である。

$$\text{sgn}(\dot{x}, v_y) = \begin{cases} 1.0 & (\dot{x} \geq v_y > 0) \\ \dot{x}/v_y & (|\dot{x}| < v_y) \\ -1.0 & (\dot{x} \leq -v_y < 0) \end{cases} \quad (5)$$

ここで、既往の材料試験結果等によれば、今回提案したダンパーのようにステンレスすべり板とPTFEを用いた摩擦型の装置は、低い速度領域では静止摩擦係数を下限として動摩擦係数が上昇し、ある速度以上になると動摩擦係数がほぼ一定値に落ち着く、速度依存性を有することが知られている¹¹⁾。また、PTFEなどのテフロン系材料とステンレスのすべり材料の静止摩擦係数は、低速度域における動摩擦係数と大差ないことが指摘されており¹²⁾、図-10および図-11でも明確な静止摩擦の影響は観察されなかった。以上および既往研究のモデル化¹³⁾などをふまえ、本実験の結果を用いて摩擦特性の非線形性を簡易に表現するモデルとして、式(5)のように、摩擦係数は速度の上昇に伴い徐々に増大し、速度 v_y 以上で動摩擦係数が一定となるモデルを仮定した。以下ではこの v_y を、動摩擦係数が一定値に移行する速度という意味で遷移速度と称する。

式(4)のモデルには負剛性 K 、動摩擦係数 μ 、遷移速度 v_y の3つのパラメータが必要となるが、これは式(4)によるダンパーの荷重 F と、実験で計測した荷重 F_m (図-10および図-11)との差により表される式(6)の評価関数を最小とするように、非線形最小二乗法により同定した。

$$E = \frac{1}{T} \int_0^T (|F(t) \cdot x(t)| - |F_m(t) \cdot x(t)|)^2 dt \quad (6)$$

T は計測データの時間長である。ここで、変位の大きな領域においてモデルと実験結果とをより整合させ

表-6 ダンパーモデル(式(4))の同定パラメータ

デバイス	入力	K (kN/m)	v_y (kine)	μ
A	Kobe EW	-128.06	3.00	0.089
	JR 鷹取 EW	-126.37	2.95	0.093
B	Kobe EW	-226.86	3.32	0.103
	JR 鷹取 EW	-200.66	2.35	0.105

表-7 モデルの推定精度

デバイス	入力	Kerr (%)	Eerr (%)	Fperr (%)	Fmerr (%)
A	Kobe EW	5.58	-0.78	-6.01	-5.59
	JR 鷹取 EW	4.31	1.38	-2.35	-2.06
B	Kobe EW	11.31	2.06	-0.13	-7.43
	JR 鷹取 EW	-0.27	-4.98	1.44	-2.27

るために、評価関数において変位 x を荷重に乗じている。なお、同定においては、ダンパー4基に作用する鉛直軸力 W を100kNと固定して K, μ, v_y を求めた。

表-6には、同定された K, μ, v_y を入力地震動およびダンパー別に示す。この同定したモデルの精度を確認するため、実験において計測された桁の変位 x および速度応答 $\dot{x}$ を用いて荷重 F_m およびエネルギー吸収量 E_m を計算し、これらについて実験から得られた荷重 F_e およびエネルギー吸収量 E_e と比較する。また、負剛性については、表-2に示す設計値 K_d と同定された K との差を求めた。以上の比較を表-7に示す。なお、この表中における評価指標は式(7)～式(10)の定義によった。

$$\text{Kerr} = 100 \cdot \left(\frac{K_d - K}{K} \right) \quad (7)$$

$$\text{Eerr} = 100 \cdot \left(\frac{E_e(T) - E_m(T)}{E_m(T)} \right) \quad (8)$$

$$\text{Fperr} = 100 \cdot \left(\frac{\max(F_e) - \max(F_m)}{\max(F_m)} \right) \quad (9)$$

$$\text{Fmerr} = 100 \cdot \left(\frac{\min(F_e) - \min(F_m)}{\min(F_m)} \right) \quad (10)$$

表-7より、Kobe EW入力におけるデバイスBの負剛性の値が、若干設計値に対して差を生じているが、これは図-10から、変位正側の最大荷重にみられる若干のパルス的な荷重増加、変位の正側最大から反転する場合の摩擦力の増加、正側と負側の履歴形状の差などにより、剛性の同定結果がやや大きな値を示したものと考えられる。ただし、全体としては表-6の同定パラメータを用いた場合、負剛性の値はおおむね設計で想定し

た値を示しており、エネルギー吸収量および最大荷重ともに良好な精度で再現できていると考えられる。このことから、提案する負剛性摩擦ダンパーの機構により所定の負剛性を発揮させることが可能であるとともに、その動特性は式(4)のような簡易なモデルにより表現可能であると考えられる。

なお、鉛直軸力の変動を考慮した場合についても同定を行っているが¹⁰⁾、モデルの再現精度の大幅な向上はみられず、今回実験で対象とした供試体においては、鉛直軸力の変動がダンパーの挙動に与える影響はそれほど大きくないと考えられる。

7. 結論

本研究では、構造物の絶対応答の低減に効果を有するとされる負剛性制御を、センサーや制御装置を用いないパッシブ装置により実現することが可能な負剛性摩擦ダンパーを開発するとともに、振動台および桁模型を用いて、提案したダンパーの動的加振試験を行い、その性能を確認した。本研究で得られた知見は以下の通りである。

- (a) 振り子型摩擦支承の原理を応用して重力的作用により負剛性を発現するパッシブダンパーを開発した。
- (b) 桁模型およびゴム支承を有する振動系を振動台上に構築し、提案する負剛性摩擦ダンパーの模型を設置の正弦波加振試験を行った。その結果、負剛性摩擦ダンパーが構造系の見かけの剛性を低下させることで、負剛性を有しない平面すべり支承でみられた系の卓越周期が変化するとともに、定常応答のピークが大幅に減少することを確認した。
- (c) 周波数特性の異なる2種類の地震波を用いた加振試験により、提案するダンパーが非定常振動下においても安定した負剛性を発現することを確認した。これにより、桁の絶対加速度応答を大幅に低減可能であることを実験的に明らかにした。
- (d) ダンパーが発現した負剛性および動摩擦係数を同定した結果、供試体レベルにおいては提案する機構により安定した負剛性および摩擦エネルギー吸収性能を発現することを確認するとともに、その動特性が負剛性と摩擦履歴の和で簡易に表現できることを示した。

謝辞：本研究は、鉄道・運輸機構 基礎研究制度に基づく助成金「鉄道施設の高耐震性能化と走行性向上のための免震・制震システムの開発」(平成17～19年度)により実施した。ダンパーの試作および実験の遂行にあたっては、オイレス工業の宮崎充氏、仲村崇仁氏、京都大学防災研究所の市川信夫技官、(有)野村重機、京都

大学工学研究科の徳岡真司氏(現：阪神電気鉄道(株))、森本慎二氏(現：東日本旅客鉄道(株))をはじめとする諸氏にご指導・ご協力を頂いた。ここに記して謝意を示す次第である。

参考文献

- 1) 小堀鐸二：制震構造—理論と実際、鹿島出版会、1993。
- 2) Nishitani, A. and Nitta, Y. : Next Generation of Smart Structures with Control and Monitoring Integrated, *International Symposium on Earthquake Engineering Commemorating Tenth Anniversary of the 1995 Kobe Earthquake (ISEE Kobe 2005)*, 2005.
- 3) Gavin, H. and Aldemir, U. : Optimal Control of Earthquake Response Using Semiactive Isolation, *Journal of Engineering Mechanics*, 2005.
- 4) 遠藤和男, 岡田太賀雄, 運上茂樹：すべり系支承を有する免震橋梁の振動台実験, 土木学会論文集 A Vol.63 No.3, 396-410, 2007.
- 5) 土木学会地震工学委員会減震・免震・制震小委員会：減震・免震・制震構造設計法ガイドライン(案), 2002.
- 6) 五十嵐晃, 樋口匡輝, 家村浩和：スカイフック制御との対応関係に着目した負剛性制御の最適調整法, 土木学会論文集 A Vol.65 No.3, 814-824, 2009.
- 7) Iemura, H. and Pradono, M. H. : Passive and Semi-Active Seismic Response Control of a Cable-Stayed Bridge, *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, Vol. 9, pp. 189-204, 2007.
- 8) Iemura, H., Igarashi, A. and Nakata, N. : Full-scale Verification Tests of Semi-active Control of Structures Using Variable Joint Damper System, *Proceedings of the 3rd World Conference on Structural Control*, 2002.
- 9) Fenz, D. M. and Constantinou, M. C. : Behaviour of the double concave Friction Pendulum bearing, *Earthq. Engg. and Str. Dyn.*, Vol. 35, pp. 1403-1424, 2006.
- 10) 豊岡亮洋, 河内山修, 家村浩和, 池田学, 下田郁夫：パッシブ型負剛性摩擦ダンパーの開発と振動台実験による制震性能の検証, 土木学会論文集 A(印刷中), 2010.
- 11) 姫野岳彦, 運上茂樹：支承部における摩擦特性のモデル化とその評価式に関する検討, 土木学会地震工学論文集 Vol.27, 2003.
- 12) 岡本晋, 藤井俊二, 尾崎大輔, M.C.Constantinou, P.C.Tsopelas : すべり方式免震システムを有する橋梁の動特性に関する実験的研究, 土木学会論文集 No.507/I-30, p.p.167-177, 1995.
- 13) 岡本晋, 深沢泰晴, 藤井俊二, 尾崎大輔：すべり方式免震システムを有する橋梁の地震時挙動特性, 土木学会論文集 No.513/I-31, p.p.191-200, 1995.
- 14) Iemura, H., Kouchiyama, O., Toyooka, A. and Shimoda, I. : Development of the Friction-Based Passive Negative Stiffness Damper and Its Verification Tests Using Shaking Table, *Proc. of the 14th World Conference on Earthquake Engineering*, Vol. 12-01-0219, Beijing, China, 2008.
- 15) 日本道路協会：道路橋示方書・同解説 V 耐震設計編, 2002.