

種々の摩擦材を用いた摩擦ダンパーの力学特性および制振効果

MECHANICAL CHARACTERISTICS AND RESPONSE CONTROL EFFECTS OF FRICTION DAMPERS WITH VARIOUS FRICTION MATERIALS

松崎 亮太^{*1}, 松井 良太^{*2}, 吉川 徹^{*3}, 蓑和 健太郎^{*4}, 竹内 徹^{*5}

*Ryota MATSUZAKI, Ryota MATSUI, Toru YOSHIKAWA,
Kentaro MINOWA and Toru TAKEUCHI*

A friction damper is one of useful displacement-depending energy dissipation devices; however, it is necessary to obtain the mechanical characteristics of each friction material through various experiments. Also the conventional design methods obtaining the optimal damper stiffness distribution to adjust response story drift angle to target values is inconvenient for friction dampers. In this paper, dynamic loading tests for friction dampers with different kinds of materials are conducted, and characteristics of each material are compared. Further, an alternative method to design the response-controlled structures with optimal friction damper distributions based on the strength index is proposed, and their validity is confirmed.

Keywords: *Friction damper, Friction material, Response controlled structures, Equivalent linearization, Rigid-plastic, Response Control*

摩擦ダンパー, 摩擦材, 制振構造, 等価線形化法, 剛塑性, 制振設計

1. 序

摩擦ダンパーは鋼材ダンパーと並ぶ変位依存型のダンパーとして1980年代に開発されて以来, 多くの研究が実施されてきた^{1)~9)}。鋼材ダンパーと比較して摩擦ダンパーは, 小さな変形で制振効果を発揮し, 低サイクル疲労破壊の心配がない点が利点であり, 高層建築物のみならず, 既存建築物の耐震改修¹⁰⁾, 学校体育館の鉄骨屋根支承部¹¹⁾, 制振型橋梁¹²⁾等に適用されている。特に佐野らは実験に基づく摩擦ダンパーの研究を展開し, 多くの適用例に至っている^{5)~10)}。

摩擦現象では Amontons-Coulomb の法則, 通称 Coulomb の法則が広く知られているが, その後 Bowden-Tabor らの一連の研究¹³⁾を経て, 摩擦面の速度や面圧に対する依存性に着目した研究が行われてきた。現在, 摩擦ダンパーを実用化するにあたっても使用する摩擦材ごとにその履歴特性、振幅・振動数(速度)依存性、温度依存性等を確認することが一般的となっている。

一方, 摩擦ダンパーを多質点系の制振構造に使用する場合, 笠井ら¹⁴⁾が提案した最適ダンパー量設計手法を用いる方法が知られている。この手法は弾塑性型の履歴特性を有する構造システムにおいて, 最大変形時の割線剛性に基づく等価線形化法の考え方をもとにしており, 弾塑性ダンパーの初期剛性と塑性率をパラメータとして各層の必要ダンパー量を算出するものである。これ以前の提案^{15), 16)}は, 仮定したダンパー量を有する制振構造の応答を予測し, その結果を目標応答と比べて試行錯誤的にダンパー量を決めていくものであり, 設計というよりは応答評価の意味合いが強かったが, 文献 14)の手

法を用いれば解析に依存した試行錯誤を回避することができ, 直接的な設計が可能となる。しかし, 文献 14)では弾塑性型のダンパーに対して設計手法を構成しているため, 剛塑性型の履歴特性を示す摩擦ダンパーに直接適用することはできない。文献 14)の手法に修正を施し剛塑性型のダンパーでも適用することができれば, より簡易に摩擦ダンパーを組み込んだ制振建物を設計できる。

本研究ではまず摩擦ダンパーに用いる異なる摩擦材の力学特性を把握するため, 14種の候補より抽出した有機系ブレーキ材2種類と金属系焼結ブレーキ材1種類の摩擦材を用いた摩擦ダンパーの性能を動的載荷実験により検証することで, 各摩擦材の力学特性や各種依存性について分析し, 履歴特性のモデル化を試みる。さらに, 等価線形化法の考え方に基づき, 剛塑性履歴のダンパーを有する制振構造の最適ダンパー量設計手法を誘導し, 時刻歴応答解析より分析することで提案手法の精度検証および実験に用いた摩擦ダンパーの制振効果について検討する。

2. 種々の摩擦材を用いた摩擦ダンパーの動的載荷実験

安定した滑り係数の確保と発生音の抑制を両立できる材料を求め, まずオートグラフを用いた縮小試験体実験にて14種の摩擦材料を実験し, その中で比較的安定した滑り係数と発生音の抑制を実現できた有機系ブレーキ材2種類(有機系A, 有機系B)と金属系焼結ブレーキ材1種類(金属系C)の摩擦材を抽出した。なお, 有機系ブレーキ材は粒子・繊維等を熱硬化樹脂で結着させた成形体, 金属

^{*1} 元 東京工業大学建築学系 大学院生・修士(工学)

^{*2} 北海道大学大学院工学研究院 准教授・博士(工学)

^{*3} 日立化成先端技術研究開発センタ 修士(工学)

^{*4} 日鉄エンジニアリング(株)設計技術部 修士(工学)

^{*5} 東京工業大学建築学系 教授・博士(工学)

Former Grad. Student, Dept. of Arch. and Build. Eng., Tokyo Institute of Technology, M.Eng. Assoc. Prof., Grad. School of Eng., Hokkaido University, Dr.Eng.

Advanced Technology Research & Development Center, Hitachi Chemical Co., Ltd., M.Eng. Design & Eng. Dept., Nippon Steel Engineering Co., Ltd., M.Eng.

Prof., Dept. of Arch. and Build. Eng., Tokyo Institute of Technology, Dr.Eng.

系焼結ブレーキ材は無機系粒子を含有させた金属粒子焼結体である。また、有機系 B は有機系 A より柔軟化成分量が少ない。これらの摩擦材を対象に摩擦ダンパーの動的荷重実験を行い、各摩擦材の特性や各種依存性を分析し、履歴特性を定義する。

2.1 試験体概要

Fig. 1 に試験体を示す。佐野らの研究^{5)~10)}を参照し、Fig. 1 (a), (b)に示す摺動板と外板で試験体を構成する。摺動板には SUS プレートに TIG 溶接で取付け、±65mm のルーズホールを設けた。外板には摩擦材が接着された厚さ 4.5mm の鋼板を溶接している。同図(c)のように、2 枚の外板で摺動板を挟み込み、5 枚並列重ねの皿ばね（外径 100mm、内径 51mm、厚さ 6mm）と強度区分(10.9)、呼び径 M27 の中ボルト（以後、皿ばねボルト）を用いて締め付けることで摩擦力を発生させる機構とする。前述の通り、摩擦材は有機系 A、有機系 B、金属系 C の 3 種類とし、試験体は各摩擦材で 2 体ずつ計 6 体用意した。

2.2 計測、载荷計画

試験体は Fig. 2 のように摺動板を振動台側に、外板を反力梁側に固定し、振動台の水平変位を制御することで载荷する。反力梁側に固定したロードセルにより滑り荷重を、試験体に取付けたレーザー変位計によりスタッドボルト間の相対変位を計測する。载荷中の皿ばねボルト導入軸力は Fig. 1 中の摩擦部ロードセル（Nb1, Nb2）により計測し、摺動板の側面に取付けた熱電対により試験体温度を測定する。皿ばねボルトの初期導入軸力は 1 本当たり 166.6kN とし、摩擦材の平均面圧は約 9.7MPa となる。なお、载荷に伴い皿ばねボルト軸力が低下しても、軸力を入れ直していない。

载荷プログラムを Table 1 に示す。試験体 1 体目に対してはプログラム 1-1 を行い、振幅、速度依存性、連続载荷における耐久性を確認する。試験体 2 体目に対してはプログラム 2-1、2-2 を行い、連続载荷や累積変位の影響と温度依存性を確認する。なお、0.3Hz 以上の入力波形は Fig. 3 に示すように立上り部 1 波、定常部、減衰部

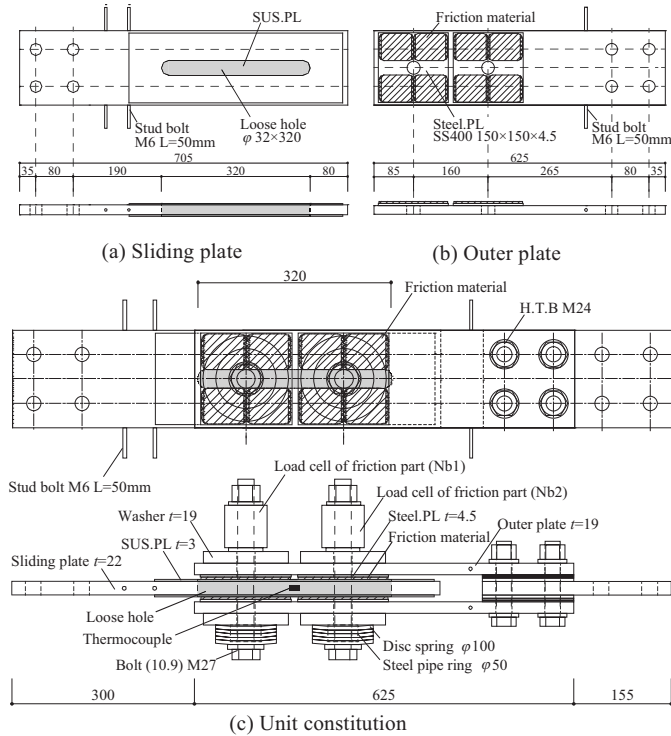


Fig. 1 Friction damper Specimen

1 波の構成とした。载荷方向は Fig. 2 中の x 軸方向を正とする。

試験体の摩擦熱によって摺動板の温度が上昇した場合は適宜インターバルを設けており、常温の条件下（およそ 20℃~40℃の範囲）で各プログラムを実施する。ただし、プログラム 2-1 の連続载荷後の標準载荷（Loading No.9）は高温の条件下で行い、プログラム 2-2 では Loading No.1 の条件で試験体を摺動させることで、Table 1 中の値に試験体温度を管理して载荷を行った。

2.3 実験結果

2.3.1 各摩擦材の履歴特性

Fig. 4 に一例として各摩擦材における試験体 1 体目の標準载荷（Program 1-1, Loading No.1）、片振幅 40mm、振動数 0.7Hz における滑り荷重-相対変位、滑り係数-相対変位関係を示す。ただし、滑り係数 (Slip coefficient) は滑り荷重を皿ばねボルト導入軸力とせん断面数(2 面)で除して算出し、符号は滑り荷重の作用している方向を示している。

標準载荷では滑り始めの滑り荷重、滑り係数は小さく、その後徐々に

Table 1 Loading program

(a) Program 1-1					
Loading No.	Amplitude (mm)	Frequency (Hz)	Input waveform	Cycles	Temperature (°C)
1 (Standard)	50	Quasi static	Sine wave	2	Ordinary
2-6	20	Quasi static/0.3/0.5/0.7/1.0	Sine wave	4	Ordinary
7-12	40	Quasi static/0.05/0.3/0.5/0.7/1.0			
13-17	55	Quasi static/0.05/0.3/0.5/0.7			
18-19	20/40	0.7			
20 (Standard)	50	Quasi static	Sine wave	2	Ordinary
21 (Continuous)	20	0.5	Sine wave	100	Ordinary
(b) Program 2-1					
Loading No.	Amplitude (mm)	Frequency (Hz)	Input waveform	Cycles	Temperature (°C)
1 (Standard)	50	Quasi static	Sine wave	2	Ordinary
2-7	40	Quasi static/0.05/0.3/0.5/0.7/1.0	Sine wave	4	Ordinary
8 (Continuous)	20	0.5	Sine wave	100	Ordinary
9 (Standard)	50	Quasi static	Sine wave	2	High
10-14	55	Quasi static/0.05/0.3/0.5/0.7	Sine wave	4	Ordinary
15-19	20	Quasi static/0.3/0.5/0.7/1.0			
20-21	20/40	0.7	Triangular wave	4	Ordinary
22 (Standard)	50	Quasi static	Sine wave	2	Ordinary
(c) Program 2-2					
Loading No.	Amplitude (mm)	Frequency (Hz)	Input waveform	Cycles	Temperature (°C)
1	20	0.5	Sine wave	-	Ordinary→Target
2-21	20	1.0/0.7/0.5/0.3/Quasi static	Sine wave	4	200/150/100/50

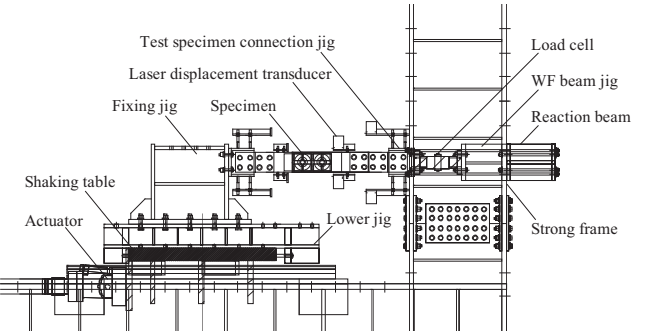


Fig. 2 Test setup

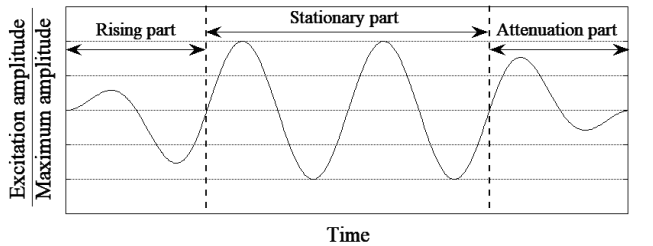


Fig. 3 Excitation wave of test

に上昇する傾向が3種類の摩擦材に共通して確認された。有機系 B は2サイクル目から履歴が小刻みに震えているが、これはスティックスリップ現象が生じたためと考えられる。

次に Fig. 4 中の 0.7Hz の動的载荷履歴特性（黒線）に着目する。動的試験では試験体の相対変位はアクチュエータで制御目標の片振幅よりもやや小さくなっている。有機系 A の場合、滑り荷重 300kN、滑り係数 0.50 程度で剛塑性の履歴を描くが、2 サイクル目以降では1 サイクル目の履歴をやや下回る曲線を描く。有機系 B では初期1 サイクルの滑り荷重、滑り係数が大きくなるが、2 サイクル以降は静摩擦領域において上昇し、動摩擦領域でやや低下する鼓形の履歴を描いた。金属系 C は滑り荷重 250kN、滑り係数 0.45 程度であり、3 種類の中では最も安定した剛塑性の履歴を描く。

2.3.2 連続载荷における滑り係数の変動

Fig. 5 (a)~(c) に 100 サイクル連続载荷における滑り荷重-相対変位、滑り係数-相対変位、皿ばねボルト軸力の推移を示す。有機系の2種類では滑り荷重 200~300kN、滑り係数 0.30~0.50 の範囲で、金属系 C は滑り荷重 250~280kN、滑り係数 0.40~0.50 の範囲で履歴を描いている。皿ばねボルト導入軸力は载荷開始時点で初期導入時の 166.6kN からは低下している。これは連続载荷を行う前のプログラムを経験したことで軸力が低下したこと、各プログラムで軸力の入れ直しを行っていないことによるものである。しかし、連続载荷中は軸力が上昇していく傾向が確認された。Fig. 5 (d) に各サイクルの滑り係数 μ_i の変動を、同図(e) に試験体温度の推移を示す。 μ_i は Fig. 6 に示すように、各サイクルの滑り係数-相対変位の履歴で囲まれた面積を滑動距離で除することで算出した。有機系 A、B では μ_i が金属

系 C に比して大きく低下しており、試験体温度は 200℃ 前後まで上昇している。Fig. 5 (d) に見るように、特に 20 サイクル程度の範囲では滑り係数は急激に、20 サイクル以降よりも大きく低下している。金属系 C でも試験体温度は 200℃ 付近まで上昇しているが、 μ_i は有機系 A、B と比較すると安定しており、多数回の繰返しに対しても優れた安定性を有することを確認した。

2.3.3 载荷後の摩擦材表面

Photo 1 に载荷後の摩擦材表面の様子を示す。有機系 A は摩擦材全体が黒ずんでおり、摩擦材が高温になったことで溶融し、その後冷えて固まったと考えられる形跡が確認された。また、表面には少量の摩耗粉が付着していた。有機系 B も有機系 A 同様に全体的に黒ずんでいるが、摩擦材が溶融したような形跡は確認されず、表面には多量の摩耗粉が付着していた。有機系 A、B の2種類は皿ばねボルト孔の中心付近は摩擦材が激しく消耗した様子が確認され、摩擦

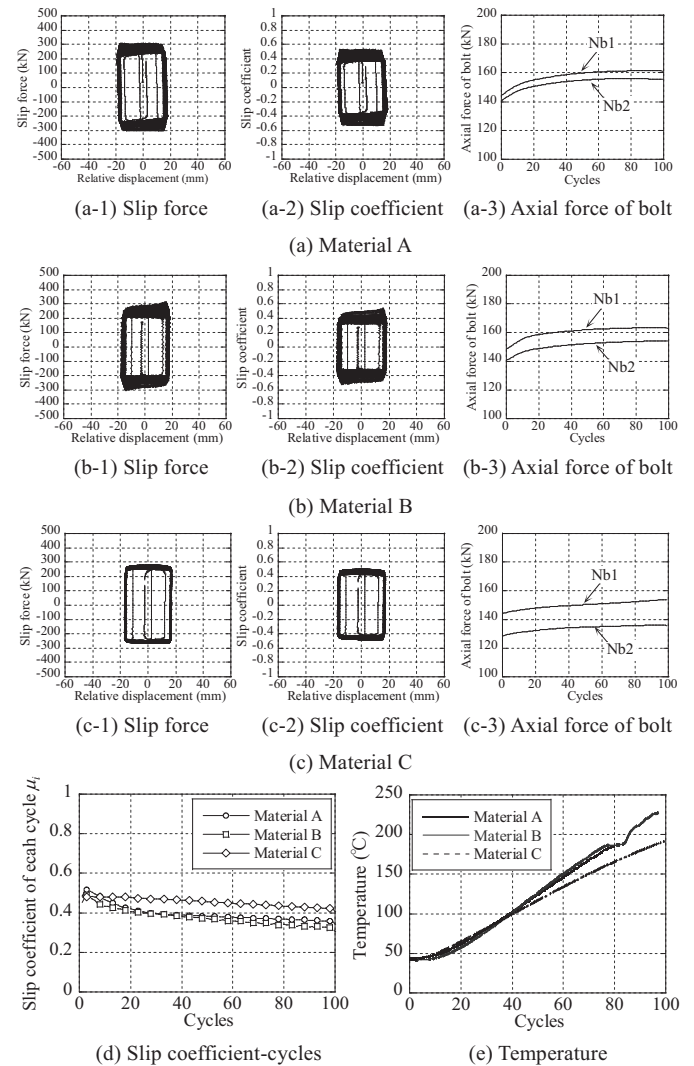


Fig. 5 Results of continuous loading tests (± 20 mm, 0.5Hz)

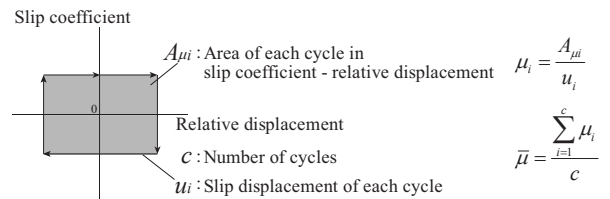


Fig. 6 Calculation of average slip coefficient

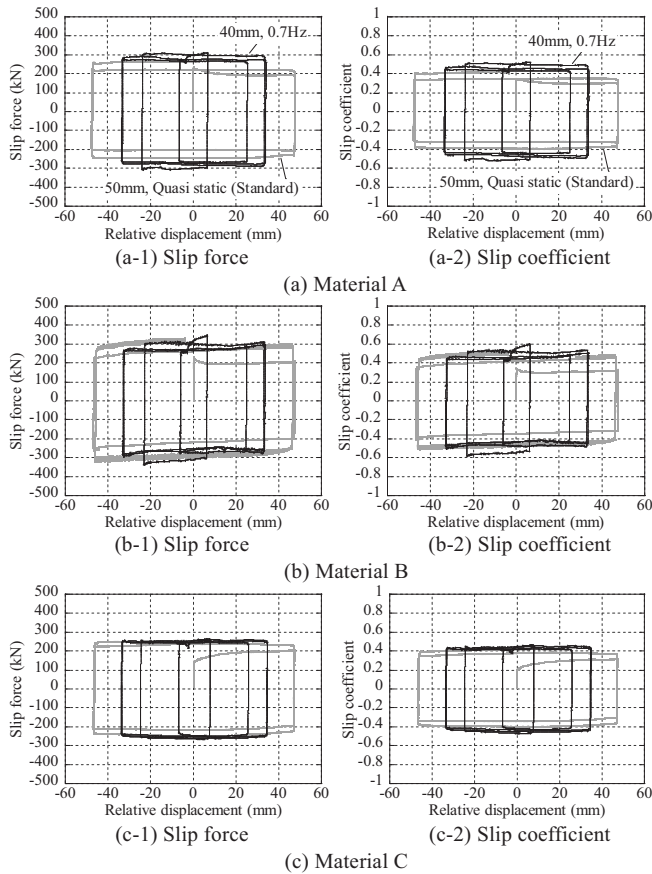


Fig. 4 Results of dynamic loading tests (± 50 mm, Quasi static / ± 40 mm, 0.7Hz)

材全面に渡って均等に面圧がかからずに局所的に高くなっていたと考えられる。金属系 C では表面に強く引っ掻いたような形跡が見られるが、ボルト孔の中心付近に消耗が集中している様子は見られない。表面には少量の摩耗粉が付着していたが、摩擦材と摺動板が接触していない領域が確認され、摩擦材表面と摺動板が全面均等に接触していなかったと考えられる。ただしそれがそのまま履歴特性には影響しないことが確認された。

2.4 平均滑り係数の各種依存性

動的載荷実験の結果から各摩擦材の平均滑り係数 $\bar{\mu}$ の各種依存性について検討を行う。 $\bar{\mu}$ は Fig. 6 に示すように、各サイクルの滑り係数 μ_i の平均をとって算出した。

2.4.1 平均滑り係数の変動

まず Fig. 7 に全載荷プログラムにおける平均滑り係数 $\bar{\mu}$ とその基準値および基準値から $\pm 10\%$ の範囲を示す。滑り係数の基準値は摩擦材ごとに平均的な滑り係数で定めている。ただし、地震応答時は高温領域に達することはないと考えられるため、試験体温度が高温の場合は考慮していない。

有機系 A は標準載荷、連続載荷、試験体温度が高温の場合を除けば、実用的な滑り係数の性能管理範囲である基準値 $\pm 10\%$ の範囲に収まっている。有機系 B では常温の条件下でも基準値 $\pm 10\%$ を外れる条件が比較的多く見られ、 $\bar{\mu}$ にばらつきがある。金属系 C は標準載荷で基準値 -10% を下回る場合が見られるが、試験体温度が高温の状態でも概ね基準値 $\pm 10\%$ の範囲に収まっている。

2.4.2 振幅依存性

Fig. 8 に試験体 1 体目における各摩擦材の平均滑り係数 $\bar{\mu}$ - 片振幅関係を示す。有機系 A では準静的の場合は片振幅が増加するにつれ、 $\bar{\mu}$ も大きくなるが、振動数 0.3Hz 以上では振幅依存性はほとんど確認されなかった。有機系 B の場合、片振幅 40mm、準静的の条件では $\bar{\mu}$ が非常に大きくなっており、片振幅 55mm の条件では 40mm と比較すると小さくなっている。金属系 C では $\bar{\mu}$ はほぼ一定であり、

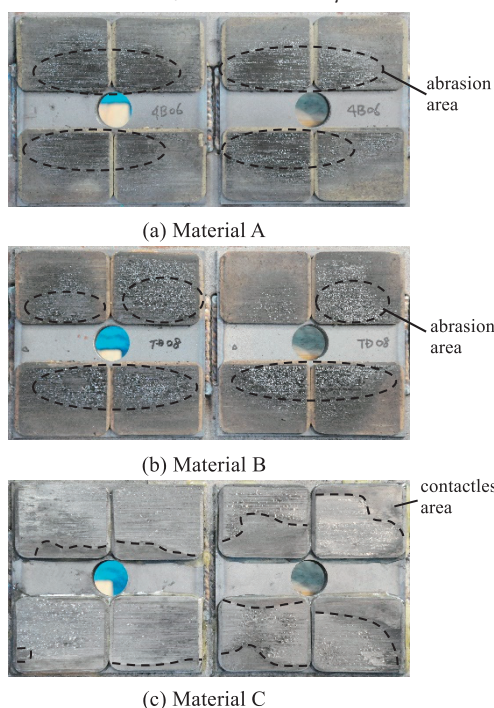


Photo 1 Specimens after loading tests

振幅依存性はほとんど確認されなかった。

2.4.3 速度依存性

Fig. 9 に試験体 1 体目における各摩擦材の平均滑り係数 $\bar{\mu}$ - 最大速度関係を示す。最大速度 V_{max} は片振幅 d と振動数 f の関係から以下の式(1)によって導出した。

$$V_{max} = 2\pi \cdot d \cdot f \quad (1)$$

有機系 A は片振幅 40mm、55mm の条件下で最大速度が遅い範囲では $\bar{\mu}$ が大きい、100mm/s を超える範囲では速度依存性は見られない。有機系 B では最大速度が速くなると $\bar{\mu}$ も小さくなり、片振幅が大きくなるほど速度依存性の影響が顕著に現れている。金属系 C

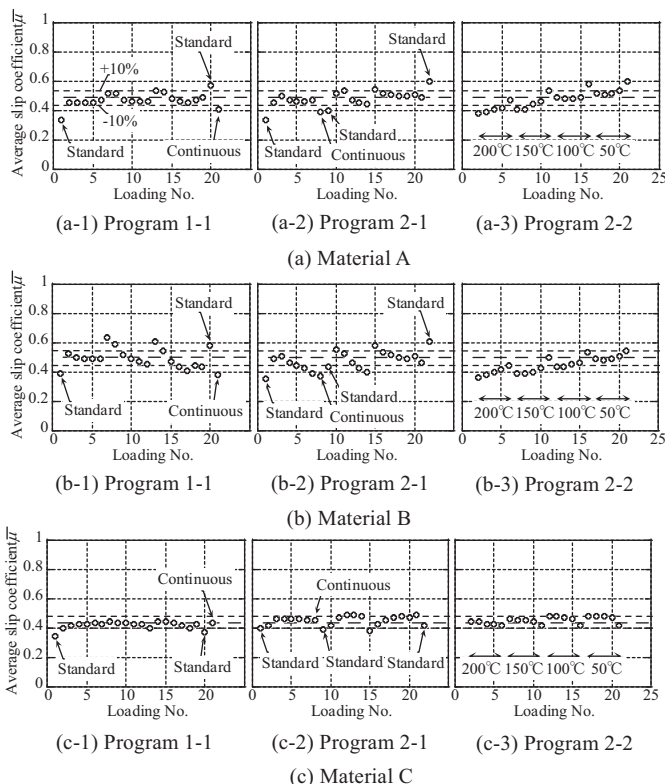


Fig. 7 Variation of average slip coefficients

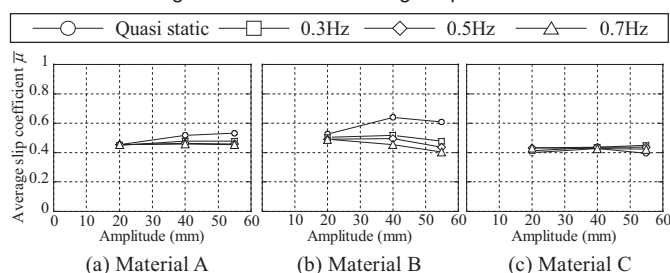


Fig. 8 Average slip coefficient - amplitude relationships

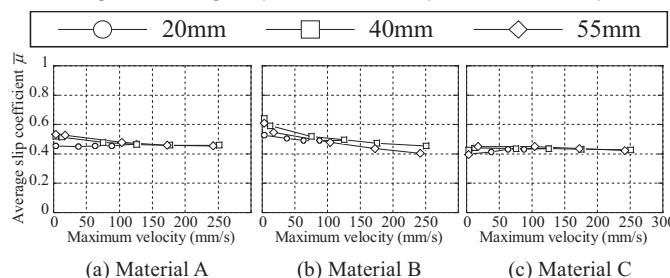


Fig. 9 Average slip coefficient - maximum velocity relationships

では $\bar{\mu}$ の速度依存性はほとんど確認されなかった。

2.4.4 累積変位による影響

Fig. 10 に試験体 2 体目における各摩擦材の滑り係数-累積変位関係を示す。有機系 A, B の 2 種類では連続載荷を行うと滑り係数が低下するが、時間を置いて常温まで冷却して載荷すると、連続載荷前よりも値が大きくなった。これは、冷却により摩擦材が硬化したためと考えられる。金属系 C は連続載荷中の滑り係数の変動は小さく、連続載荷後も有機系 A, B の 2 種類の値と比較すると大きく上昇してはいない。

Fig. 11 には Fig. 10 から準静的の場合のみを抽出した関係を示す。有機系 A, B の 2 種類は累積変位が大きくなると滑り係数が上昇している傾向が見て取れる。金属系 C は累積変位を重ねても滑り係数は概ね一定値で安定している。

2.4.5 温度依存性

Fig. 12 には試験体 2 体目における各摩擦材の平均滑り係数 $\bar{\mu}$ - 試験体温度関係を示す。有機系 A, B では試験体温度が上昇すると $\bar{\mu}$ もほぼ線形的に低下している。また、同試験体温度帯でも準静的の

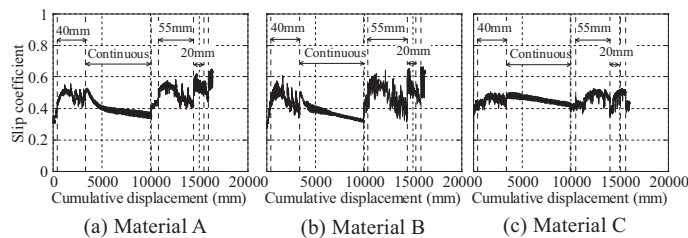


Fig. 10 Slip coefficient - cumulative displacement relationships

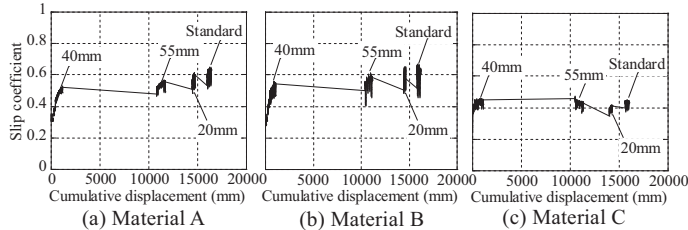


Fig. 11 Slip coefficient - cumulative displacement relationships (Quasi static loading tests)

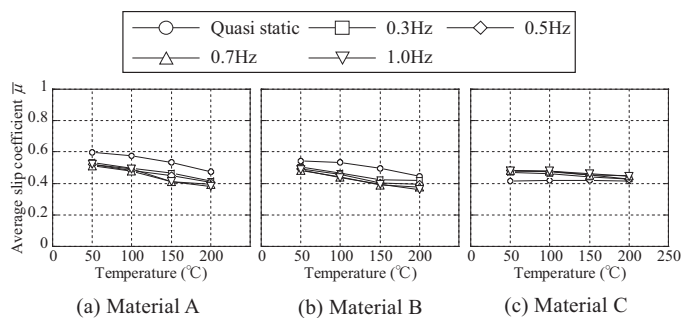


Fig. 12 Average slip coefficient - temperature relationships

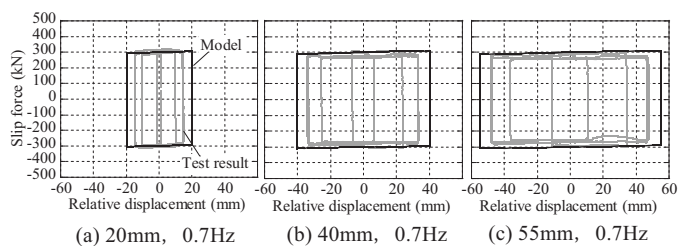


Fig. 13 Correspondence between tests and hysteresis model

場合の $\bar{\mu}$ は大きくなっており、試験体温度によらず速度依存性が現れることが確認された。金属系 C では振動数 0.3Hz 以上の条件ではやや温度依存性が見られるが、有機系の 2 種類と比較すると温度依存性の影響は小さい。

2.5 各摩擦材の特性と履歴特性のモデル化

前節まで各摩擦材の履歴特性や滑り係数の各種依存性について検討を行ってきた。有機系 A の滑り係数の基準値は 0.50 程度で常温条件下では $\pm 10\%$ の範囲に収まっている。有機系 B の基準値も 0.50 程度だが、基準値 $\pm 10\%$ を外れる条件が比較的多く確認された。金属系 C は高温条件下でも滑り係数は基準値 $\pm 10\%$ の範囲に概ね収まっているが、基準値は 0.44 と有機系 A, B と比較すると小さい。

3 種類の摩擦材の中で滑り係数が大きく、各載荷プログラムで比較的安定している有機系 A を摩擦ダンパーに用いることを想定し、履歴特性のモデル化を行う。Fig. 13 に示すように、初期剛性は無限大、滑り荷重 300kN、二次剛性 0.20kN/mm のバイリニア型でモデル化すると、実験結果の履歴特性と概ね一致させることができる。ただし、ルーズホール長を超えた際の接触は考慮しないものとする。

3. 剛塑性履歴を有するダンパーの最適設計手法

弾塑性ダンパーを有する構造では付加系の弾性剛性 K_a は Fig. 14 に示すように、ダンパー剛性 K_d と取付け部材剛性 K_b を直列結合した形で表される。この場合ダンパーの履歴特性が剛塑性型であっても、ダンパー取付け部剛性を考慮することで付加系としては弾塑性履歴として扱われる。しかし、摩擦ダンパーの剛性 K_d は非常に高いため、 K_a は K_b に支配されることになり、ダンパー諸元を直接設計指標とすることができない。そこで本章では、取付け部材変形を無視することで付加系を剛塑性履歴と見なし、付加系耐力 Q_a に基づく指標及び設計手法を提案する。

3.1 割線剛性比の設定

Fig. 14 (a) に示すように、付加系 (added component) が弾塑性履歴 (以後、EP モデル) を有する場合、文献 17) では付加系弾性剛性比 K_a/K_f と塑性率 μ の 2 つをパラメータとした制振構造の最適ダンパー量設計手法が提案されている。しかし、同図 (b) のように付加系を剛塑性履歴 (以後、RP モデル) でモデル化した場合、付加系弾性剛性 K_a の値が無限大となり、塑性率が定義できないため、弾性剛性比と塑性率に代わる指標が必要となる。そこで、摩擦ダンパーの滑り荷重 Q_a を最大変形 u_m で除した割線剛性 Q_a/u_m を主架構の弾性剛性 K_f

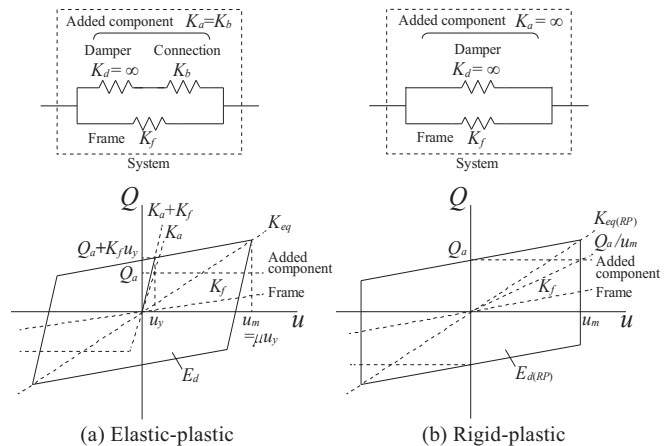


Fig. 14 Hysteresis model of systems

で無次元化した割線剛性比 $Q_a/K_f u_m$ を新たに設定する。

3.2 等価剛性、等価減衰定数の評価

EP モデルの場合、構造全体の等価剛性 K_{eq} は履歴の最大変形時の割線剛性で定義されており、塑性率をパラメータに含む。これに倣い、RP モデルの等価剛性 $K_{eq(RP)}$ を式(2)のように表現する。

$$K_{eq(RP)} = K_f + \frac{Q_a}{u_m} \quad (2)$$

次に等価減衰定数の評価を行う。まず、最大変形時にダンパーが吸収するエネルギー $E_{d(RP)}$ は Fig. 14 (b) の履歴で囲まれた面積と等しく、式(3)のように表すことができる。

$$E_{d(RP)} = 4Q_a u_m \quad (3)$$

この履歴で囲まれた面積を等価履歴減衰として評価すると、等価減衰定数 $h'_{eq(RP)}$ は割線剛性比 $Q_a/K_f u_m$ を用いて式(4)のように表すことができる。

$$h'_{eq(RP)} = \frac{E_{d(RP)}}{2\pi K_{eq(RP)} u_m^2} = \frac{2}{\pi \left(1 + \frac{Q_a}{K_f u_m}\right)} \frac{Q_a}{K_f u_m} \quad (4)$$

ただし、大小サイクルを含む地震応答では各サイクルの変形は 0 から最大値 u_m まで様々である。まず Newmark-Rosenblueth の考え方^{18),19)}に倣い、0 から最大変形の積分平均値として式(5)のように評価する。

$$h_{eq(RP)} = \frac{1}{u_m} \int_0^{u_m} h'_{eq(RP)} du = \frac{2}{\pi} \frac{Q_a}{K_f u_m} \ln \left(\frac{K_f u_m}{Q_a} + 1 \right) \quad (5)$$

ここで、Fig. 15 に $h'_{eq(RP)}$ と $h_{eq(RP)}$ を比較した一例を示す。剛塑性型履歴では式(5)のように積分平均値の値として評価すると、式(4)で表される評価式よりも値が大きくなり、減衰を過大評価してしまう。そのため、本手法では、積分平均値ではなく、同図に併せて示すように等価減衰定数の値を一律で低減する方法（減衰低減法）を採用し、式(6)のように表すこととする。

$$h_{eq(RP)} = \alpha h'_{eq(RP)} \quad (6)$$

ここで α は低減率であり、付録 1 に示す検討より 0.7 の値をとる。

3.3 多質点系における必要付加系耐力分布

文献 17) では任意の質量・剛性分布をもつ主架構（層番号 $i=1 \sim N$ における層高 h_i 、質量 m_i 、主架構の弾性剛性 k_{β} ）に対し、地震時の最大層間変形角を各層一様に満たすために各層の必要付加系弾性剛性 k_{ai} を 1 質点系の付加系剛性比 K_a/K_f と塑性率 μ を用いて式(7)によって算出している。

$$k_{ai} = \frac{B_i}{h_i} \frac{\sum_{j=1}^N (k_{\beta} h_j^2)}{\sum_{j=1}^N (B_j h_j)} \left(\mu + \frac{K_a}{K_f} \right) - \mu k_{\beta} \quad (k_{ai} \geq 0) \quad (7)$$

ここで、 B_i : A_i 分布に基づく静的な層せん断力分布である。式(7)の両辺にダンパー滑り出し変位 u_y を乗じることで各層の必要付加系

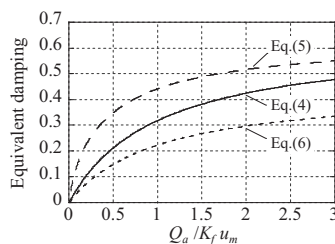


Fig. 15 Equivalent damping of RP model

耐力 Q_{ai} は 1 質点系の割線剛性比 $Q_a/K_f u_m$ を用いて式(8)で表現することができる。

$$Q_{ai} = \frac{B_i}{h_i} \frac{\sum_{j=1}^N (k_{\beta} h_j^2)}{\sum_{j=1}^N (B_j h_j)} \left(1 + \frac{Q_a}{K_f u_m} \right) u_m - u_m k_{\beta} \quad (Q_{ai} \geq 0) \quad (8)$$

式(8)では付加系弾性剛性比 K_a/K_f と塑性率 μ が含まれていないため、RP モデルでも各層の必要付加系耐力 Q_{ai} を最大変形 u_m と割線剛性比 $Q_a/K_f u_m$ の値から算出することが可能となる。なお、 Q_{ai} が負となる場合は主架構の耐力が過剰であることを示しており、本手法ではその層にダンパーを配置しないこととする。また、全てのケースにおいて高次モードの影響を考慮し、文献 14) に基づき各層の必要ダンパー量を補正する。

4. 時刻歴応答解析による提案手法の精度と制振効果の検証

本章では時刻歴応答解析によって、3 章で提案した手法の精度検証を行うと同時に、2 章の実験で得られた有機系 A の履歴特性をモデル化した摩擦ダンパーの制振効果について検討を行う。

4.1 制振構造骨組のモデル化および解析方法

モデル概要は Table 2, Fig. 16 に示すような実建物より抽出した 15 層モデルであり、1 次固有周期が約 2 秒となっている。振動モデル

Table 2 Dimension properties of frame model

Story	Mass (t)	Stiffness (kN/mm)	Height (m)	Column (type: BCP325)	Beam (type: SS400)
15	581	258	54.8	C1 : □-550×22	G1 : H-550×200×9×16
14	430	298	51.2		G1 : H-550×200×9×16
13	430	327	47.6		G2 : H-600×200×10×18
12	430	337	44.0		
11	430	350	40.4	C1 : □-550×22	
10	430	356	36.8	C2 : □-550×25	
9	434	362	33.2		
8	438	376	29.6		
7	438	418	26.0		G2 : H-600×200×10×18
6	438	465	22.4		G2 : H-600×200×12×22
5	438	482	18.8		
4	438	493	15.2		
3	438	513	11.6		
2	480	594	8.0	C2 : □-550×25	G3 : H-650×200×12×22
1	480	600	4.4	C3 : □-550×32	G4 : H-700×200×13×24

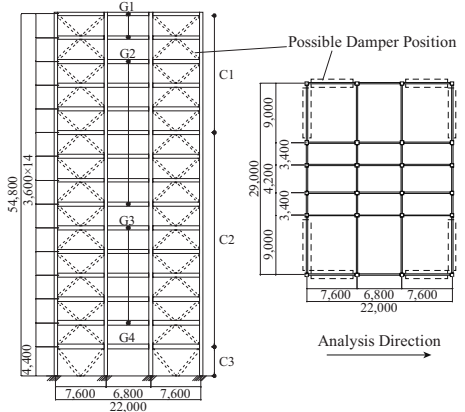


Fig. 16 Studied frame model

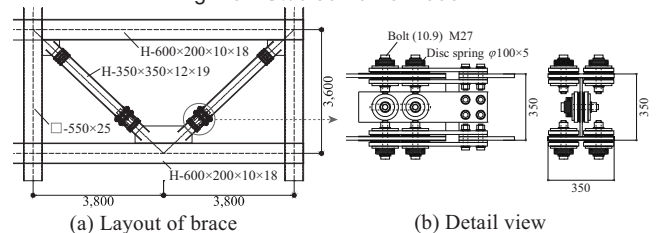


Fig. 17 Brace type friction damper

は等価せん断型、主架構は弾性範囲とし、構造減衰は $h_1=h_2=0.02$ の Rayleigh 型とした。解析時間刻みは 0.01 s とし、数値積分には Newmark- β 法 ($\beta = 1/4$) を用いる。各層の復元力特性はダンパー滑り出し (降伏) 変位時の荷重を折れ点とするバイリニア型でモデル化する。

4.2 制振部材の諸元

制振部材として使用する摩擦ダンパー (以後、FD) はプレースタイプを想定し、Fig. 17 に示すような構成とする。動的載荷実験の試験体を 1 セットと定義すると、H 形鋼の上下フランジに 2 セットずつ、ウェブに 1 セット配置し、計 5 セットとしている。2.5 節で 1 セットの滑り荷重を 300 kN と定義すると、プレース 1 本の軸方向の滑り荷重は $300\text{ kN} \times 5 \text{ セット} = 1500\text{ kN}$ となる。また、FD と併せ、制振部材として広く用いられている座屈拘束ブレース (以後、BRB) を使用したモデルを別途設計し比較する。BRB の軸方向降伏荷重は FD と同様に 1500 kN とし、降伏層間変形角は $1/750\text{ rad}$ とする。Table 3 に各制振部材の水平方向の諸元を示す。

上記の多層モデルを対象に文献 [17] に従い、各層の必要ダンパー量を算出する。なお、等価減衰定数の評価には式(6)を用いる。FD は RP モデルと直列ブレースの初期剛性を用いた EP モデルを、BRB は EP モデルのみを設計に用いる。各層の目標層間変形角は $\theta=1/100$, $1/150$, $1/200\text{ rad}$ の 3 種類とする。Fig. 18 に解析モデル名称を示す。

4.3 入力地震波

Fig. 19 に示す通り、入力地震波は人工地震波 BCJ-L2 に加え、位相特性を変化させず振幅特性を目標スペクトル BRI-L2²⁰⁾ に調整した El Centro_NS 波、JMA-Kobe_NS 波、Hachinohe_NS 波、Taft_EW 波の計 5 波とする。

4.4 提案手法の精度検証および有機系 A の制振効果

Fig. 20 に提案した RP モデルと従来の EP モデルの手法による各層のダンパー量、Fig. 21 に最大層間変形角を示す。FD-RP series と FD-EP series に着目すると、各地震波に対して最大応答値が目標層間変形角近傍に制御され、従来手法と共に提案手法の有効性が確認できる。本事例では BRB は目標層間変形角 θ を小さく設定すると FD とのダンパー量の差が増加しており、FD を用いた方が各層のダンパー量を減らして目標値に最大応答を制御することが可能となっている。

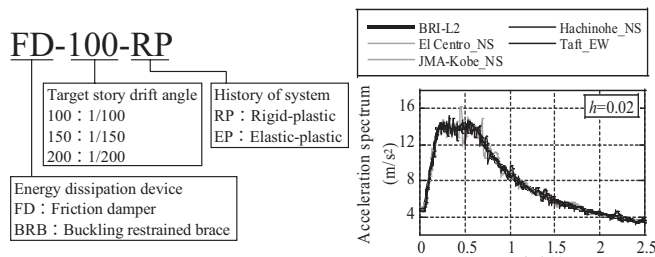


Fig. 18 Label of analysis case

Fig. 19 Acceleration spectrum

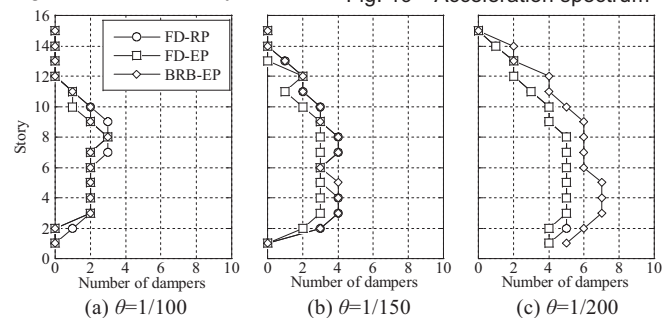


Fig. 20 Number of dampers

5. 結

本論文では種々の摩擦材を有する摩擦ダンパーの動的載荷実験を行い、各摩擦材の力学特性について分析し、履歴特性を定義した。さらに、剛塑性履歴を有する摩擦ダンパーの滑り荷重を指標とした各層の最適ダンパー量設計手法を提案し、時刻歴応答解析によって精度検証を行うとともに、摩擦ダンパーの制振効果について検討した。以下に得られた知見を示す。

- 1) 有機系ブレーキ材 A は比較的安定した剛塑性の履歴を描き、試験体温度が高温になると平均滑り係数は低下するが、常温の条件下では基準値 $\pm 10\%$ の範囲に概ね収まっている。
- 2) 有機系ブレーキ材 B は鼓形の履歴特性を描き、平均滑り係数は最大速度、温度の影響を大きく受ける。
- 3) 金属系焼結ブレーキ材 C は安定した剛塑性の履歴を描き、多数

Table 3 Horizontal dimensions of dampers

Energy dissipation device	Horizontal stiffness k_a (kN/mm)	Slip (Yield) force Q_a (kN)	Slip (Yield) displacement u_y (mm)
FD	352	1089	3.10
BRB	227	1089	4.80

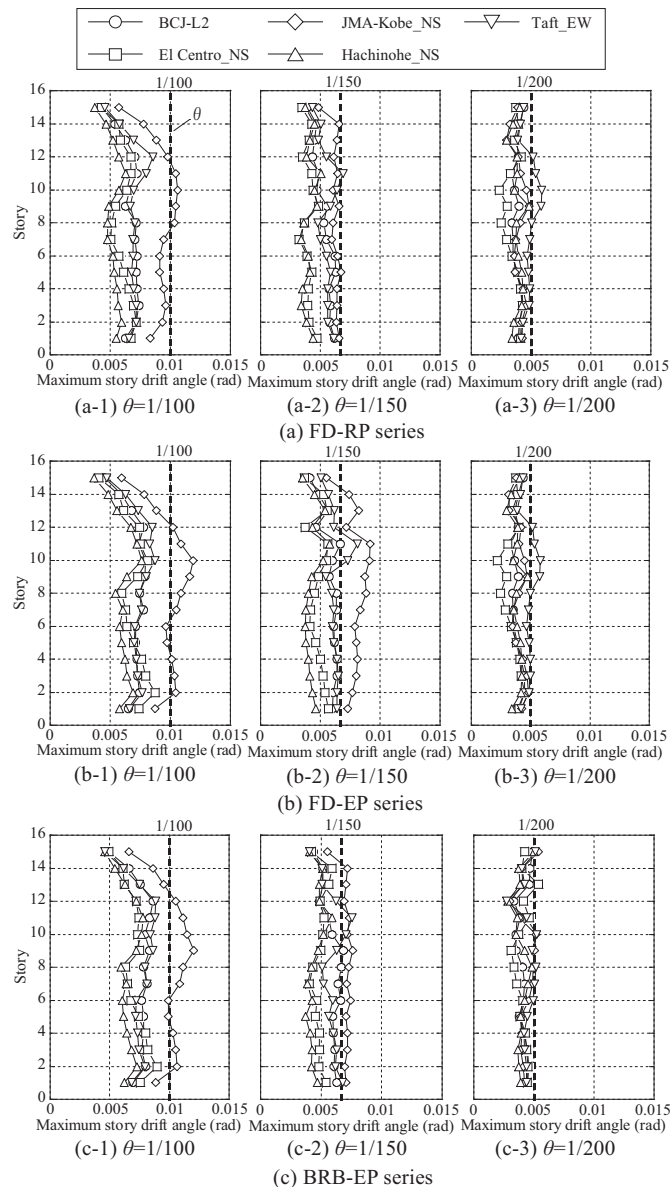


Fig. 21 Maximum story drift angle

回の繰返しに対しても優れた安定性を示す。また、高温条件下でも平均滑り係数は基準値 $\pm 10\%$ の範囲で安定している。

- 4) 摩擦ダンパーの滑り荷重を指標とした各層の最適ダンパー量設計手法を提案し、時刻歴応答解析により精度検証を行ったところ、減衰低減法を用いることで従来手法と同等の精度で最大応答値を目標層間変形角に制御できることがわかった。

謝辞

本研究の実験にあたり、日鉄エンジニアリング：渡辺厚氏、日立化成：工藤茂氏、海野光朗氏のご助力を頂きました。深謝致します。

参考文献

- Pall A.S. and Marsh C. : Seismic Response of Friction Damped Braced Frame, Journal of Structural Division, ASCE, Vol.108, No.ST6, pp.1313-1323, 1982
- Teramoto, T. et al : Application of friction damper to highrise steel building (Part1-3), Summaries of Technical Papers of Annual Meeting, Architectural Institute of Japan, Structure-1, pp.873-878, 1987.7 (in Japanese)
寺本隆幸ほか：摩擦ダンパーの超高層建物への適用（その 1～その 3），日本建築学会大会学術講演梗概集，B-1, pp.873-878, 1987.7
- Katayama, N. et al : Application of friction damper to highrise steel building (Part4-5), Summaries of Technical Papers of Annual Meeting, Architectural Institute of Japan, Structure-1, pp.665-668, 1989.7 (in Japanese)
片山尚人ほか：摩擦ダンパーの超高層建物への適用（その 4～その 5），日本建築学会大会学術講演梗概集，B-1, pp.665-668, 1989.7
- Gregorian, C.E. et al. : Slotted Bolted Connection Energy Dissipaters, Earthquake Spectra, Vol.9, FD1-3, pp.491-504, 1993
- Sano, T., Suzui, Y., Hino, Y., Takahashi, Y. : Development of Friction Slip Damper using High Tension Bolts, Report of Obayashi Corporation Technical Research Institute, No.62, pp.13-20, 2001 (in Japanese)
佐野剛志，鈴井康正，日野康成，高橋康彦：高力ボルト摩擦接合滑りダンパー（ブレーキダンパー）の開発，大林組技術研究所報，No.62, pp.13-20, 2001
- Sano, T., Nomura, J. : Development of Friction Slip Damper using High Tension Bolts (Part2), Report of Obayashi Corporation Technical Research Institute, No.70, pp.1-6, 2006 (in Japanese)
佐野剛志，野村潤：高力ボルト摩擦接合滑りダンパー（ブレーキダンパー）の開発（その 2），大林組技術研究所報，No.70, pp.1-6, 2006
- Suzui, Y., Sano, T., Nomura, J., Utsumi, Y. : Development of Advanced Brake Damper, Report of Obayashi Corporation Technical Research Institute, No.73, pp.1-6, 2009 (in Japanese)
鈴井康正，佐野剛志，野村潤，内海良和：改良型ブレーキダンパーの開発，大林組技術研究所報，No.73, pp.1-6, 2009
- Suzui, Y., Sano, T., Nomura, J., Utsumi, Y. : Development and Practical Application of a Brake Damper with Four-fold Shear Faces, Report of Obayashi Corporation Technical Research Institute, No.75, pp.1-6, 2011 (in Japanese)
鈴井康正，佐野剛志，野村潤，内海良和：4面摩擦「ブレーキダンパー」の開発と実用化，大林組技術研究所報，No.75, pp.1-6, 2011
- Shirai, K., Sano, T., Suzui, Y., Kageyama, M., Kikuchi, M. : Development of Friction Damper with Displacement Dependent Variable Damping Force Characteristics, AIJ Journal of Technology and Design, Vol.18, No.38, pp.85-90, 2012.2 (in Japanese)
白井和貴，佐野剛志，鈴井康正，蔭山満，菊地優：変位依存型の可変減衰力特性を有する摩擦ダンパーの開発，日本建築学会技術報告集，Vol.18, No.38, pp.85-90, 2012.2
- Sano, T., Katsumata, H., Nomura, J. : Development of Seismic Retrofitting Method with Brake Damper for RC Building, Report of Obayashi Corporation Technical Research Institute, No.71, pp.1-6, 2007 (in Japanese)
佐野剛志，勝俣英雄，野村潤：ブレーキダンパー®を用いた鉄筋コンクリート建物の耐震補強工法の開発，大林組技術研究所報，No.71, pp.1-6, 2007
- Narita, K., Terazawa, Y., Maehara, K. et al. : Dynamic Loading Tests and Response Evaluation of Steel Roof Bearings with Friction Dampers, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), No.717, pp.1715-1725, 2015.11 (in Japanese)

- Takeda, A., Ina, Y., Niikura, I. et al. : Development of Damping Bridge System with Brake Damper, Report of Obayashi Corporation Technical Research Institute, No.75, pp.1-10, 2011 (in Japanese)
武田篤史，伊奈義直，新倉一郎他：「ブレーキダンパー®」を用いた制震型橋梁の開発，大林組技術研究所報，No.75, pp.1-10, 2011
- Bowden, F., Tabor, D. : The Friction and Lubrication of Solids, Soda, N., Trans., Maruzen Co., Ltd, 1961
Bowden, F., Tabor, D. : 固体の摩擦と潤滑，曾田範宗訳，1961
- Kasai, K., Ito, H. : Passive Control Design Method based on Tuning of Stiffness, Yield Strength, and Ductility of Elasto-Plastic Damper, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), No.595, pp.45-55, 2005.9 (in Japanese)
- FEMA : NERHP Guidelines for the Seismic Rehabilitation of Buildings 1997 (FEMA273) Chapter9, Washington D.C., 1996
- FEMA : NERHP recommended Provisions for Seismic Regulation for New Buildings and Other Structures 2000 Edition (FEMA368) Appendix to Chapter13, Washington D.C., 2000
- Japan Society of Seismic Isolation : Manual for Design and Construction of Passively-Controlled Buildings 2nd Edition, Daioh Co., Ltd, 2005 (in Japanese)
日本免震構造協会：パッシブ制振構造設計・施工マニュアル，第2版，2005
- Newmark, N.M. and Rosenblueth, E. "Fundamental of Earthquake Engineering." Prentice-Hall Inc, 1971
- Iwan, W.D. "Estimating Earthquake Response of Simple Hysteretic Structures" Journal of the Earthquake Mechanics Division, ASCE, pp.391-405, 1979
- BRI : Evaluation of Design Earthquake Ground Motion for Buildings, Building Research data, No.83, 1994.11
建築研究所：設計用入力地震動作成手法，建築研究資料，No.83, 1994.11

付録1 等価減衰定数の低減率の検討

RPモデルの等価減衰定数の低減率に関する検討例を以下に示す。 α の値を1.0から徐々に低下させて各層のダンパー量を算出し、時刻歴応答解析を行った。その結果の一部をFig. A-1に示す。なお、ここでは簡略のため、高次モードの影響は考慮していない。 $\alpha=1.0$ の場合、 $\theta=1/100, 1/150\text{rad}$ では、最大応答値はJMA-Kobe NS波を除き、目標値より小さく制御できているが、 $\theta=1/200\text{rad}$ では、目標層間変形角を超える層が多く見られる。 $\alpha=0.7$ でダンパー量を算出し、時刻歴解析を行った場合、 $\theta=1/200\text{rad}$ でも最大応答値を概ね目標値付近に制御できることがわかる。

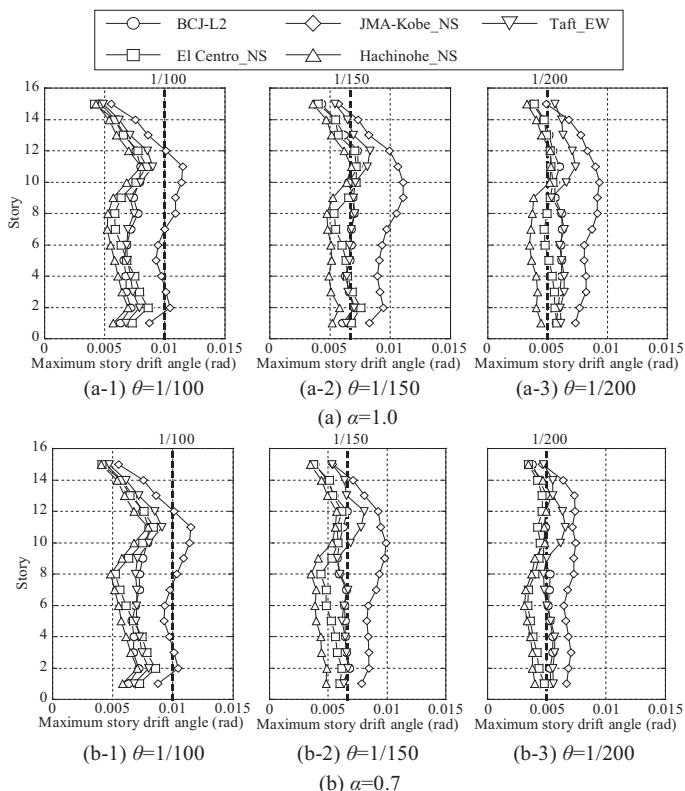


Fig. A-1 Maximum story drift angle ($\alpha=1.0, 0.7$)

MECHANICAL CHARACTERISTICS AND RESPONSE CONTROL EFFECTS OF FRICTION DAMPERS WITH VARIOUS FRICTION MATERIALS

*Ryota MATSUZAKI^{*1}, Ryota MATSUI^{*2}, Toru YOSHIKAWA^{*3},
Kentaro MINOWA^{*4} and Toru TAKEUCHI^{*5}*

^{*1} Former Grad. Student, Dept. of Arch. and Build. Eng., Tokyo Institute of Technology, M.Eng.

^{*2} Assoc. Prof., Grad. School of Eng., Hokkaido University, Dr.Eng.

^{*3} Advanced Technology Research & Development Center, Hitachi Chemical Co., Ltd., M.Eng.

^{*4} Design & Eng. Dept., Nippon Steel Engineering Co., Ltd., M.Eng.

^{*5} Prof., Dept. of Arch. and Build. Eng., Tokyo Institute of Technology, Dr.Eng.

1. Introduction

A friction damper is one of displacement-depending energy dissipation devices and used for a wide range of structures. For the micro friction mechanism is not completely explained, it is necessary to obtain the mechanical characteristics of each friction material through various experiments for practical use. Also previously researchers proposed design methods obtaining the optimal damper stiffness distribution to adjust story drift angle of response-controlled structures to target values. However, it is inconvenient to apply this method to simulate the behavior of friction dampers because their amount is defined by slip force. In this paper, dynamic loading tests for friction dampers with two kinds of organic brake materials and one metallic sintered brake material are carried out, and characteristics of each material are compared and their hysteresis are modeled. Further, an alternative method to design the response-controlled structures with optimal friction damper distributions based on strength index is proposed, and their validity is confirmed.

2. Dynamic Loading Tests of Friction Dampers with Various Materials

Dynamic loading tests for friction dampers with materials A, B and C are carried out. From the test results, each material showed rigid-plastic hysteresis. Slip coefficient of material A is about 0.5, and affected by cumulative displacement and temperature. Material B is greatly affected by maximum velocity, cumulative displacement and temperature and value of slip coefficient is also about 0.5. Material C has excellent durability against many repetitions, and it is less affected by amplitude, maximum velocity, cumulative displacement and temperature. Further, representing among these materials, the hysteresis curve of material A is modeled by bi-linear model for the frame study.

3. Optimal Damper Distribution Design Method for Rigid-Plastic Hysteresis

Next, a new index of rigid-plastic hysteresis, $Q_a/K_f u_m$ is proposed as a ratio of Q_a/u_m to $K_f (Q_a/u_m$: secant rigidity at maximum deformation, K_f : elastic stiffness of frame). Using $Q_a/K_f u_m$, equivalent stiffness: $K_{eq(RP)}$, equivalent damping factor: $h_{eq(RP)}$ and optimal damper distribution method can be redefined.

4. Verification of Passive Control Effectiveness and Proposed Design Method by Time History Analysis

The amount of damper in each story is derived using the proposed strength-based method and conventional stiffness-based method for 15-story steel frame. The damper distribution by proposed method gave even response story drift angle distributions close to the target, and confirmed its validity.

5. Conclusions

- 1) Material A showed relatively stable rigid-plastic hysteresis with the high average slip coefficient. However, it decreases when the temperature increases. However, the average slip coefficient is generally within the range of the reference value $\pm 10\%$ under the condition of ordinary temperature.
- 2) Material B showed hourglass hysteresis curve, and averaged slip coefficient was greatly influenced by maximum velocity and temperature.
- 3) Material C showed hysteresis of stable rigid-plastic and excellent durability against many repetitions while its average slip coefficient is relatively low. The average slip coefficient is stable within the range of the reference value $\pm 10\%$ even under high temperature conditions.
- 4) The proposed optimal damper distribution design method based on strength index for response control structures with rigid-plastic hysteresis gave the response where the maximum story drift angle being successfully controlled at the target story drift angle, confirming its validity.

(2019年2月9日原稿受理, 2019年6月5日採用決定)