

### 3. 鉄骨造建築物を対象とした方杖型摩擦ダンパーによる制振補強工法の開発

#### — その2 実大の柱梁接合部試験体による構造実験 —

#### Development of Seismic Damping Reinforcement Method using Knee-Brace Friction Dampers for Steel Buildings

#### — Part 2 Experiments using Full-Scale Column-Beam Frame Specimens —

山内 豊英\*1 森 浩二\*1

#### 要 旨

鉄骨造建築物を対象とした制振補強工法「フェールセーフ機構付き方杖型摩擦ダンパー」について、実際の建築物における有効性を検討するため、実大の柱梁接合部試験体による構造実験を行った。構造実験の結果、摩擦ダンパーを設置することにより、試験体の架構の剛性および最大荷重が増加するとともに、梁フランジ端溶接部が破断した後安定した履歴挙動を示し、継続したエネルギー吸収が可能であることがわかった。また、構造実験の試験体および載荷条件に基づいた FEM 解析を実施し、構造実験の荷重-変形関係を精度よく評価できることを確認した。

キーワード：鉄骨造建築物／方杖／摩擦ダンパー／柱梁接合部／構造実験

#### 1. はじめに

既存の鉄骨造建築物を対象とした制振補強工法として、既報<sup>1)</sup>において図-1に示す「フェールセーフ（以下、FSと称す）機構付き方杖型摩擦ダンパー」を提案した。既存鉄骨造建築物の中でも、特に旧耐震設計基準の1981年以前に設計した建築物では、本来完全溶込み溶接とするべき梁端フランジ接合部が脚長の小さい隅肉溶接となっている事例が少なくない。本ダンパーは、このような接合部の不具合への対策、並びに、工場製作および現場での施工性を考慮した以下の特長を有している。

- ①方杖型とすることにより、柱梁接合部に生じる曲げモーメントを低減できる。
- ②梁フランジ溶接部が破断しても梁が脱落することなく、破断後も摩擦ダンパーにより地震エネルギーを吸収できる。
- ③鋼板、摩擦材および高力ボルトによるシンプルな構成とし、現場においては溶接作業を伴わない。

既報<sup>1)</sup>においては、地震応答解析による応答低減効果の確認に加え、要素実験によりダンパーで使用する摩擦材の各種特性を定量的に評価し、安定した摩擦特性を有する摩擦材の選定を行った。

本報では、実大の柱梁接合部試験体による構造実験により、実際の建築物における本ダンパーの有効性について検討した結果を示す。さらに、今後の詳細な構造特性の分析を目的とし、構造実験の試験体および載荷条件に基づいた FEM 解析を行い、構造実験との比較を行った結果について示す。

#### 2. 構造実験概要

##### 2.1 試験体

試験体の概要を図-2に示し、試験体一覧を表-1に示す。試験体は計4体の実大のト字形柱梁接合部試験体とし、試験体パラメータは、柱の断面形状、摩擦ダンパーの有無とした。柱は角形鋼管柱およびH形鋼柱の2種類とした。

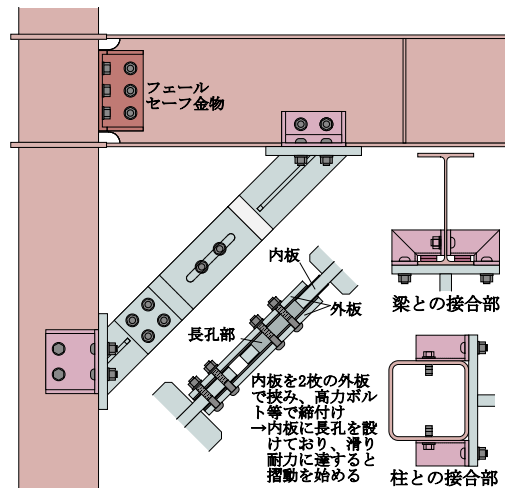


図-1 FS機構付き方杖型摩擦ダンパー

表-1 試験体一覧

試験体名	柱		梁		ダンパー 有無
	鋼種	断面	鋼種	断面	
BC-0	BCR295	□-250×250×12	SS400	H-350×175×7×11	無
HC-0	SS400	H-250×250×9×14			
BC-D	BCR295	□-250×250×12			有
HC-D	SS400	H-250×250×9×14			

\*1 技術研究所建築構造研究グループ

摩擦ダンパーは、内板を2枚の外板で挟み、M20の高力ボルトで締付けている。内板摺動部に長孔を設けて±52mmの摺動が可能となっている。内板には幅150mm、板厚36mmの鋼板（SS400）を用い、外板には幅150mm、板厚19mmの鋼板（SS400）を用いた。外板の摩擦面には板厚5mmの摩擦材、内板の摩擦面には板厚3mmの#150仕上げのステンレス鋼板（SUS304）をエポキシ樹脂系接着剤により貼付した。接着剤の量は、既報の検討結果に基づき、少量の点付け程度とした<sup>2)4)</sup>。摩擦材には、産業用機械等に使用される成形品を用いており、既報<sup>1)4)</sup>において最も安定した挙動を示した摩擦材 B1 ( $\mu=0.2$ 程度)を用いた。摩擦ダンパーと柱および梁との接合には、図-1と同様に高力ボルトのみを用いて接合した。なお、角形鋼管柱との接合にはワンサイドボルト<sup>5)</sup>を使用した。

梁フランジ端接合部は全周隅肉溶接とし、載荷中に梁フ

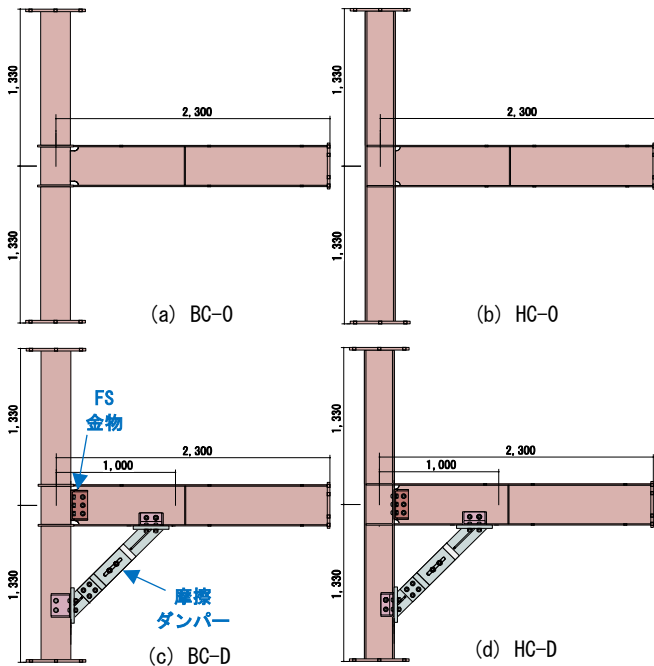


図-2 ト字形柱梁接合部試験体

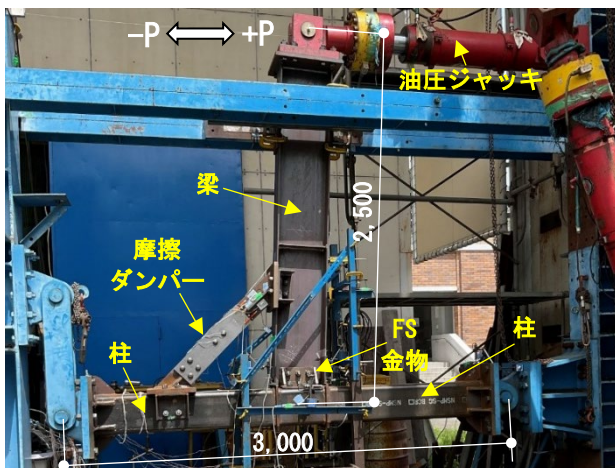


図-3 載荷装置

ランジ端で破断するように計画した。H形鋼柱では、隅肉サイズを5mmとし、角形鋼管柱ではダイアフラムとの板厚差より隅肉サイズを2~3mmとした。隅肉溶接の施工は、1981年以前に設計した建築物を想定して被覆アーク溶接（E4303）により行った。

梁端のウェブ接合部には、L字形の金物（フェールセーフ金物）を用いて梁ウェブと柱を高力ボルトで接合した。この接合は、梁フランジ端溶接部が破断した際に梁が脱落せずにせん断力を伝達できることを意図している。

## 2.2 載荷方法

載荷装置を図-3に示す。構造実験は神戸大学の構造実験施設で実施した。柱の一端をピン治具に、他端をピン・ローラー治具に接合し、梁先端に取り付けた油圧ジャッキにより正負交番繰返し載荷を行った。層間変形角  $R=\pm 1/400\text{rad}$ 、 $\pm 1/200\text{rad}$ 、 $\pm 1/100\text{rad}$  および  $\pm 1/50\text{rad}$  で2回ずつ繰返した後、正方向に最大  $1/25\text{rad}$  まで単調載荷する計画とした。

## 3. 試験体の剛性および最大耐力の計算

鋼材の引張試験結果を表-2に示す。また、試験結果に基づいて計算した試験体の計算剛性、各種耐力により決定した水平荷重を表-3に示す。無補強試験体の剛性は、梁および柱については曲げ変形とせん断変形を考慮し、接合部パネルについてはせん断変形を考慮して算定した。表-3中の  $K^c$  は計算剛性、 ${}_b P_p^c$ 、 ${}_c P_p^c$  および  ${}_p P_p^c$  は、それぞれ、梁が全塑性曲げ耐力、柱が全塑性曲げ耐力および接合部パネルが全塑性せん断耐力に到達する時の水平荷重である。無補強試験体の BC-0 では  ${}_b P_p^c$  が最小値となり、HC-0 では  ${}_p P_p^c$  が最小値となった。

表-2 材料の機械的性質

部位		鋼種	$\sigma_y$ [N/mm <sup>2</sup> ]	$\sigma_u$ [N/mm <sup>2</sup> ]	YR [%]	EL [%]
梁	H形鋼 フランジ	SS400	318	442	72	44
	H形鋼 ウェブ		380	479	79	34
柱	H形鋼 フランジ	SS400	301	460	65	44
	H形鋼 ウェブ		330	473	70	40
	角形鋼管	BCR295	367	438	84	44

$\sigma_y$ : 降伏点,  $\sigma_u$ : 引張強さ, YR: 降伏比, EL: 伸び

表-3 剛性および耐力の計算値

試験体名	$K^c$ [kN/mm]	${}_b P_p^c$ [kN]	${}_c P_p^c$ [kN]	${}_p P_p^c$ [kN]	${}_D P_s^c$ [kN]	${}_D P_u^c$ [kN]
BC-0	3.61	111	319	196	-	-
HC-0	2.94	111	251	63.6	-	-
BC-D	6.33	145	319	220	51.8	62.5
HC-D	5.98	145	251	87.5	54.8	62.5

補強試験体については、図-4(a)に示す線材モデルより剛性および各部材の断面力を算定した。梁および柱については曲げ変形とせん断変形を考慮し、摩擦ダンパーについては、軸方向変形を考慮した。滑り係数を $\mu=0.2$ と仮定し、設計ボルト張力を用いて摩擦ダンパーの滑り耐力を求め、摩擦ダンパーが摺動を開始する時の水平荷重 $D P_s^c$ を算定した。図-4(b)に試験体HC-Dの $D P_s^c$ 時における曲げモーメント図を示す。表-3中の $b P_p^c$ 、 $c P_p^c$ および $p P_p^c$ は、摩擦ダンパーが滑り耐力に到達した後、梁端が破断しないと仮定した場合にそれぞれの部材が全塑性耐力に到達する時の荷重を示す。図-4(c)に試験体HC-Dの接合部パネルが全塑性せん断耐力に到達する時の曲げモーメント図を示す。図-4(d)には、梁端が破断した後、梁端モーメントをウェブの全塑性モーメントと仮定した場合のモーメント図を示す。この状態における荷重 $D P_u^c$ は62.5(kN)となる。

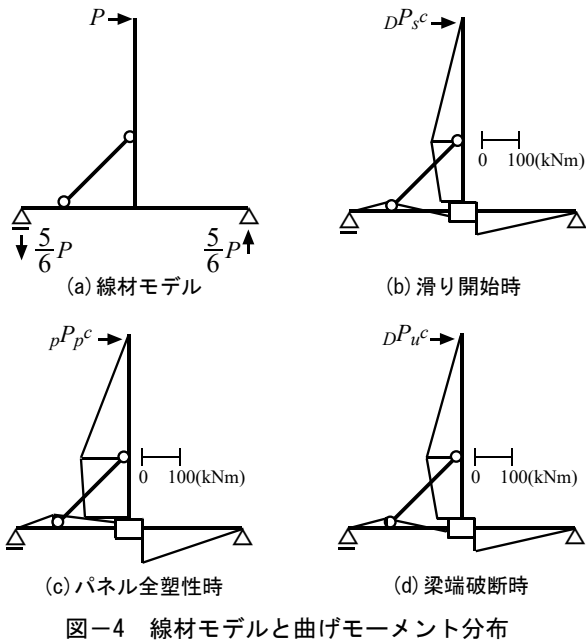
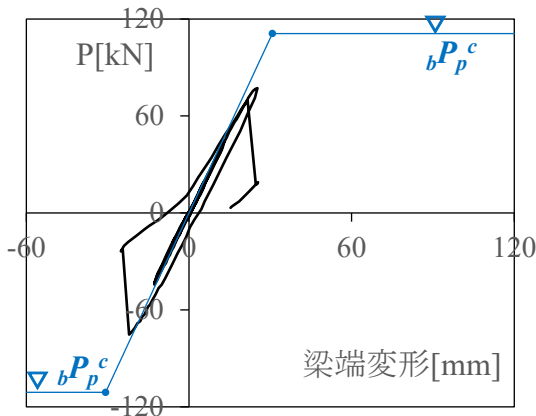
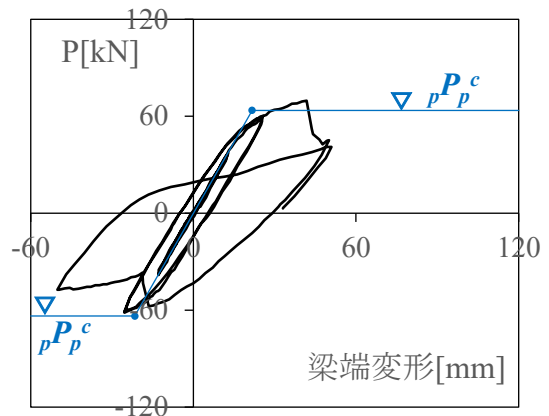


図-4 線材モデルと曲げモーメント分布



(a) BC-0



(b) HC-0

図-5 荷重-変形関係 (ダンパー補強無し)

#### 4. 構造実験結果

##### 4.1 荷重-変形関係および実験経過

各試験体の荷重-変形関係を図-5 および図-6 に示し、実験結果の一覧を表-4 に示す。図には、表-3 に示した剛性および耐力の計算結果を青線、 $D P_s^c$  を赤破線で示す。表-4 の $K^e$ 、 $P_{max}$ および $D P_s^e$ は、それぞれ実験剛性、実験最大荷重および摩擦ダンパーが摺動を開始した時の荷重を示す。 $W_p$ については5章において後述する。

##### (1) 試験体 BC-0 : 図-5(a)

角形鋼管柱・補強無しの試験体 BC-0 では、 $R=1/100\text{rad}$  (25mm) の1回目負荷荷時に引張側フランジの隅肉溶接が破断し、2回目正載荷時にもう一方のフランジの隅肉溶接が破断し、実験を終了した。最大荷重 $P_{max}$ は、計算値 $b P_p^c$ の70%であり、概ね弾性範囲で破断している。

##### (2) 試験体 HC-0 : 図-5(b)

H形鋼管柱・補強無しの試験体 HC-0 では、 $R=1/100\text{rad}$  (25mm) のサイクル時に接合部パネルのせん断降伏が観察され、剛性が低下した。その後、 $R=1/50\text{rad}$  (50mm) の1回目正載荷時に引張側フランジの隅肉溶接が破断し、負荷荷時にもう一方のフランジの隅肉溶接が破断した。最大荷重 $P_{max}$ は、計算値 $p P_p^c$ の1.09倍であるが、試験体 BC-0 に比べて隅肉サイズが大きいにも関わらず最大荷重は BC-0 に比べて小さい。この原因は、接合部パネルのせん断降伏に伴い生じる梁フランジの2次曲げによる影響と考えられる。

表-4 実験結果一覧

試験体名	$K^e$ [kN/mm]	$P_{max}$ [kN]	$D P_s^e$ [kN]	梁端破断 サイクル	$W_p$ [kNm]
BC-0	3.36	77.2	-	-1/100 (1回目)	0.61
HC-0	2.83	69.6	-	+1/50 (1回目)	3.35
BC-D	5.42	108	54.2	+1/100 (2回目)	14.3
HC-D	4.92	99.0	53.2	-1/50 (1回目)	21.2

(3) 試験体 BC-D : 図-6 (a)

角形鋼管柱・補強有りの試験体 BC-D では、 $R=1/200\text{rad}$  (12.5mm) のサイクルから摩擦ダンパーの摺動が開始したが、この段階では滑り量が小さく、試験体の挙動は弾性的である。 $R=1/100\text{rad}$  (25mm) のサイクルでは、摩擦ダンパーの滑りが明確となり、試験体の剛性が低下した。その後、 $R=1/100\text{rad}$  (25mm) の 2 回目正載荷時に引張側フランジの隅肉溶接が破断し、 $R=1/50\text{rad}$  (50mm) の 1 回目負載荷時にもう一方のフランジの隅肉溶接が破断した。破断前後の荷重の低下は、40kN 程度である。その後の載荷においては、顕著な耐力低下のない安定した履歴挙動を示しており、梁端フランジ溶接部が破断しても摩擦ダンパーによるエネルギー吸収が可能であることが分かる。

(4) 試験体 HC-D : 図-6 (b)

H 形断面柱・補強有りの試験体 HC-D では、試験体 BC-D と同様に、 $R=1/200\text{rad}$  (12.5mm) のサイクルから摩擦ダ

ンパーの摺動が開始し、 $R=1/100\text{rad}$  (25mm) のサイクルから摩擦ダンパーの滑りが明確となり、剛性が低下した。 $R=1/50\text{rad}$  (50mm) の 1 回目サイクルにおいて、接合部パネルのせん断降伏が観察された。 $R=1/50\text{rad}$  (50mm) の 1 回目負載荷時および 2 回目正載荷時に、引張側フランジの隅肉溶接が破断し、荷重が低下した。その後の載荷においては、安定した履歴挙動を示している。

4.2 摩擦ダンパーの軸力-滑り量関係

摩擦ダンパーに作用する軸力  $N$  を摩擦ダンパーの梁側固定ブラケットに貼付した歪ゲージより算出し、ブラケットと外板の相対変位 (滑り量  $\delta_s$ ) を変位計により測定した。 $N$  と  $\delta_s$  との関係を図-7 に示す。試験体 BC-D では破断時に瞬間的な軸力の変動が見られたが、摩擦ダンパー摺動開始後は安定した履歴挙動を示し、一定の滑り耐力が得られている。同図に、滑り係数を  $\mu=0.2$  と仮定し、設計ボルト張力を用いて計算した滑り耐力の計算値  $\delta N_s^c$  を赤破線で示す。計算値と実験値は概ね良く整合している。

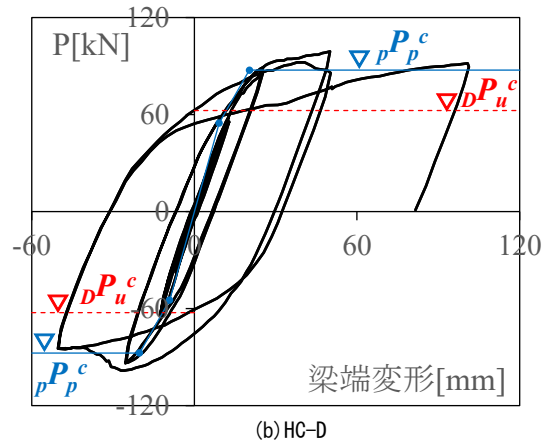
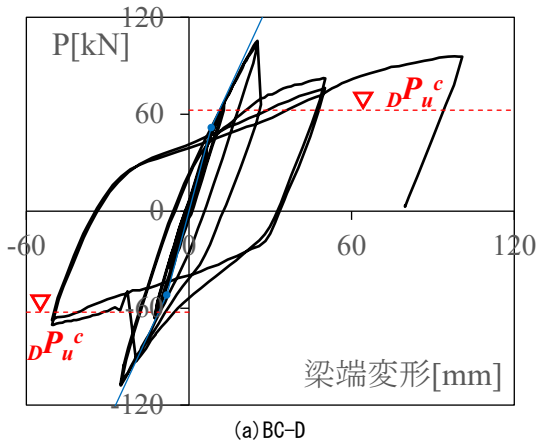


図-6 荷重-変形関係 (ダンパー補強有り)

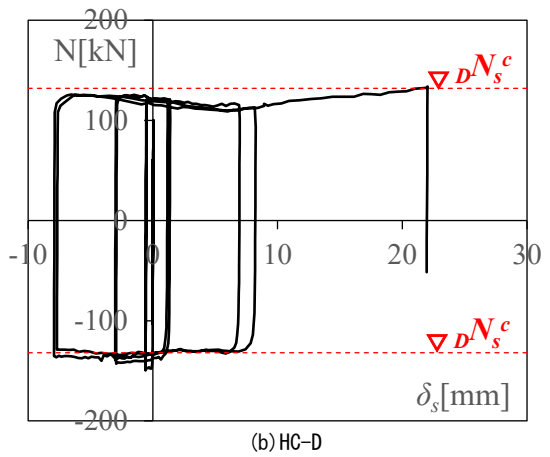
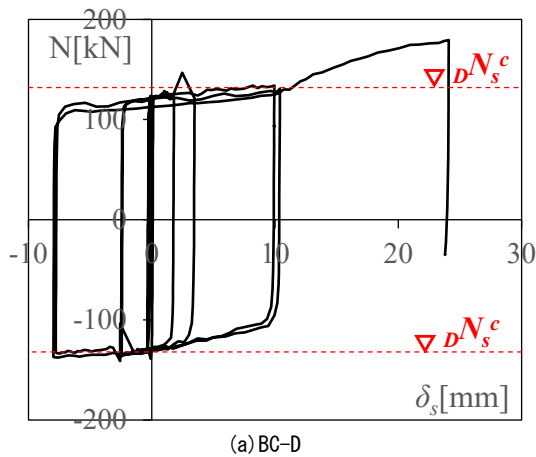


図-7 摩擦ダンパー部分の軸力-滑り量関係

## 5. 摩擦ダンパーによる補強効果

### 5.1 剛性および各種耐力

補強試験体と無補強試験体の実験剛性  $K^e$  を比較する。試験体 BC-D の  $K^e$  と試験体 BC-0 の  $K^e$  の比は 1.6、試験体 HC-D の  $K^e$  と試験体 HC-0 の  $K^e$  の比は 1.7 であり、摩擦ダンパーを設けることにより架構剛性が増加している。

摺動を開始する荷重  $dP_s^e$  は、仮定した滑り耐力より算定した荷重  $dP_s^c$  と良く一致しており、簡単な線材モデルにより摺動を開始する時の荷重を推定することができる。

補強試験体と無補強試験体の実験最大荷重  $P_{max}$  を比較する。補強試験体の  $P_{max}$  と無補強試験体の  $P_{max}$  の比は、角形鋼管柱および H 形断面柱ともに 1.4 であり、梁端曲げモーメントの低減効果により最大荷重が 1.4 倍に増加している。なお、補強試験体および無補強試験体ともに接合部パネルにせん断降伏が生じた H 形鋼柱の試験体では、試験体 HC-D の計算値  $pP_p^c$  は、試験体 HC-0 の  $pP_p^c$  の 1.4 倍であり、実験結果と整合している。

### 5.2 梁フランジ破断後の挙動

補強試験体の 1/50rad (50mm) 時の荷重は、梁端の曲げモーメントを梁ウェブの全塑性モーメントと仮定した計算値  $dP_u^c$  を上回る。なお、試験体 HC-D の履歴ループは試験体 BC-D のものを上回っているが、この原因は、柱断面形状の相違による梁ウェブモーメントの伝達効率の差によるものと考えられる。両試験体とも 1/25rad (100mm) とする最終サイクルでは  $dP_u^c$  を大きく上回る履歴挙動を示した。これは、一度破断した梁フランジ端が圧縮側になった時に亀裂を閉じ、圧縮応力を伝達したためと考えられる。

### 5.3 ダンパーの累積吸収エネルギー

図-5 および図-6 の履歴曲線より求めた累積塑性歪エネルギー  $W_p$  を表-4 に示す。 $W_p$  は、無補強試験体については 1 回目の破断までの累積値であり、補強試験体については、1/50rad (50mm) のサイクル終了までの累積値である。特に弾性範囲で梁フランジ端が破断した試験体 BC-0 に対して、試験体 BC-D の  $W_p$  は 23 倍となっており、提案工法による制振補強が有効であることがわかる。

## 6. FEM 解析による検討

構造実験により FS 機構付き方杖型摩擦ダンパーを設置した柱梁接合部の各種構造特性について検討を行ったが、様々な設計条件に対応するためには、柱および梁、ダンパーの寸法や構成、接合部ディテール等、各種パラメータに応じた特性について分析を行う必要がある。そのような検

討を合理的に行う方法として FEM 解析が考えられる。

FEM 解析による検討の第一段階として、構造実験で用いた T 字形柱梁接合部試験体の評価を行った結果を示す。

### 6.1 解析モデル概要

FEM 解析モデルの一例として、試験体 BC-D の解析モデルを図-8 に示す。解析プログラムには MSC Marc を使用した。試験体の構面中心で対称とした 3 次元ソリッドモデルとした。鋼材部分には完全弾塑性型の非線形特性を与え、von Mises の降伏条件に従うこととし、降伏点は表-2 の値とした。高力ボルトには Marc に実装されるボルトによる締付けを評価できる要素 (ボルト要素) を使用し、摺動部のボルトには実験で測定した初期軸力を与えた。

接触する要素間には接触条件として摩擦係数を与えた。ダンパー接合部や FS 金物との摩擦接合部には 0.45、摩擦接合部を除く鋼材間の接触面には 0.20、鋼材およびボルト要素間には 0.10、摩擦ダンパーの摺動面には、実験で得られた平均的な動摩擦係数として、試験体 BC-D には 0.185、試験体 HC-D には 0.189 の摩擦係数を設定した。

境界条件は、構面中心の面外変位を拘束し、実験と同様に、柱の一端をピン、他端をピン・ローラー支持、梁の端部に実験と同条件の正負交番繰返し変位を与えた。

なお、FEM 解析において梁フランジ端の破断の評価が困難であることから、梁フランジ端と通しダイアフラムの接触面における節点を共有した溶接接合モデル (WJ) と、それぞれの節点を共有しないメタルタッチモデル (MT) の 2 ケースでモデル化した。

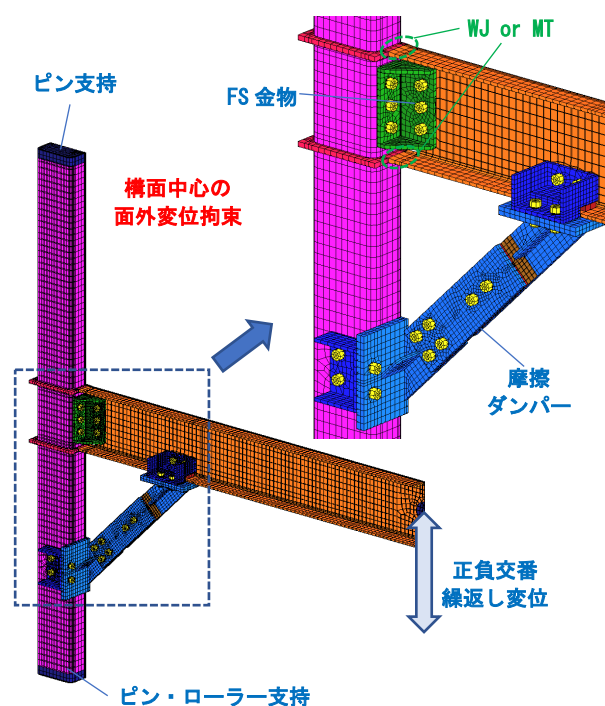
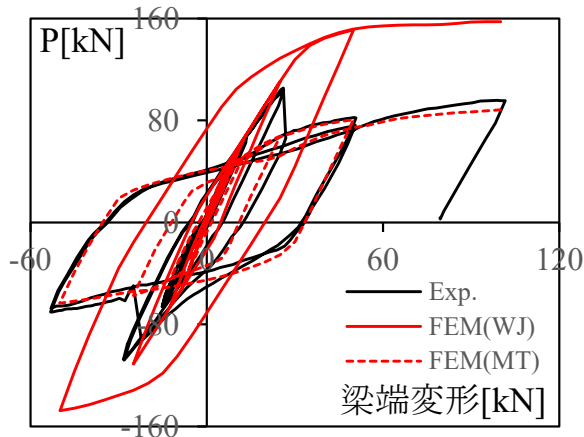


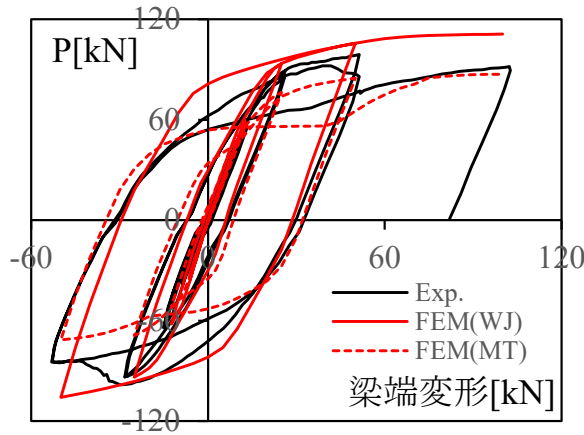
図-8 FEM 解析のモデル (試験体 BC-D)

6.2 解析結果

荷重-変形関係について、実験と FEM 解析の関係を図-9 に示す。試験体 BC-D および試験体 HC-D のいずれにおいても、梁フランジ破断前は FEM の溶接接合モデル (WJ)、梁フランジ破断後は FEM のメタルタッチモデル (MT) が実験結果と整合しており、FEM 解析のモデル化方針は概ね妥当と判断できる。今後、同様の解析条件に基づいた FEM 解析により詳細な分析を実施する予定である。



(a) BC-D



(b) HC-D

図-9 荷重-変形関係における実験と FEM 解析の比

7. まとめ

本報では、FS 機構付き方杖型摩擦ダンパーの制振補強効果を明らかにすることを目的として、ト字形柱梁接合部試験体を対象に摩擦ダンパーの有無を実験パラメータとした正負漸増交番繰り返し载荷を行った。実験より以下の知見が得られた。

- 1) 摩擦ダンパーを設置することにより、試験体の剛性および最大荷重が増加した。

- 2) 梁フランジ端溶接部が破断した後も補強試験体は、安定した履歴挙動を示しており、摩擦ダンパーによるエネルギー吸収が可能である。
- 3) 摩擦ダンパーの軸力-滑り量関係は安定した履歴挙動を示した。
- 4) 構造実験の試験体および载荷条件に基づいて FEM 解析を行った結果、構造実験の荷重-変形関係を精度よく評価できることを確認した。

[謝辞]

本研究において多くのご指導をいただいた大手前大学 (当時、神戸大学) の田中剛教授に深く感謝申し上げます。また、神戸大学・大学院生の澤田陽菜氏には構造実験およびデータ分析等で多大なご協力を賜りました。構造実験にご協力いただいた他の学生の皆様も含め、ここに深く感謝申し上げます。

[参考文献]

- 1) 山内豊英, 森浩二, 田中剛: 鉄骨造建築物を対象とした方杖型摩擦ダンパーによる制振補強に関する研究 その1 地震応答解析による方杖型摩擦ダンパーの応答低減効果の検討, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造Ⅲ, pp.1351-1352, 2024.8
- 2) 老藤慎也, 山内豊英, 森浩二, 田中剛: 鉄骨造建築物を対象とした方杖型摩擦ダンパーによる制振補強に関する研究 その2 種々の摩擦材による要素実験および結果概要, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造Ⅲ, pp.1353-1354, 2024.8
- 3) 森浩二, 山内豊英, 田中剛: 鉄骨造建築物を対象とした方杖型摩擦ダンパーによる制振補強に関する研究 その3 摩擦材における動摩擦係数の各種依存性, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造Ⅲ, pp.1355-1356, 2024.8
- 4) 山内豊英, 森浩二: 鉄骨造建築物を対象とした方杖型摩擦ダンパーによる制振補強工法の開発 その1 地震応答解析による検討および摩擦材の要素実験, 浅沼組技術研究報告, No.36, pp.3-1-3-8, 2024
- 5) 宇佐見建造, 金谷弘, 脇山広三, 田淵基嗣, 田中剛, 太田耕司, 村山稔: ワンサイドボルトを用いたスプリットティー形式接合部に関する研究: その1 ワンサイドボルトのメカニズム, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造Ⅱ, pp.1411-1412, 1993.7