

継手塑性ヒンジによる鋼梁の高剛性化に関する実験的研究

中村 亮太*・山西 央朗**・小松 真吾***・松田 頼征****

(令和 4 年10月28日受付)

Experiment study on push up stiffness for steel beam by means of Joint-Plastic-Hinge

Ryota NAKAMURA, Teruaki YAMANISHI, Shingo KOMATSU and Yoriyuki MATSUDA

(Received Oct. 28, 2022)

Abstract

In practice, plastic-hinge is evaluated by perfect elastoplasticity type shown in Figure 1 (c). But in fact, the stress increases while bearing gentle slope after expressing full plastic endurance. And if we use FA rank members which satisfy limitation of width-thickness-ratio, local buckling will occur by accumulating plastic deformation. Under the circumstances, we propose Beam-Joint-Plastic-Hinge and aim for improving the evaluation precision of plastic-hinge. In this study, we focus on keeping base materials elastic when we introduce Beam-Joint-Plastic-Hinge and explain the possibility loosens limitation of width-thickness-ratio. We design the FC rank test specimen which is introduced Beam-Joint-Plastic-Hinge is introduced. Next, we compare FA rank test specimen and FC rank test specimen.

Key Words: plastic hinge, friction joint, hysteresis of restoring force characteristic, width-thickness-ratio

1. はじめに

建築構造物における地震時曲げ応力分布より、部材端部から塑性化領域が拡がり (図 1 (a) 参照)、塑性ヒンジが形成されるとみなす (以下、母材損傷型と記す)。これに対し、実務設計では部材端部に一般化塑性ヒンジを配置し、完全弾塑性で評価する¹⁾ (図 1 (b)、図 1 (c) 参照)。

また、幅厚比制限値によって、部材の塑性変形能力を簡便に評価し、局部座屈による耐力劣化を抑制している。一般的に、梁降伏型の崩壊機構を目指すので、梁部材には塑性変形能力が保障されている FA ランクを使用する。一方、FC ランク部材は全塑性耐力は期待できるが、塑性変形能力が保障されていないため、曲げ強度・剛性は高いも

の地震による繰返し塑性変形を想定する日本の構造部材には利用し難い。

次に、上述した一般化塑性ヒンジと母材損傷型の挙動 (強度、履歴形状) は乖離する。具体的には、幅厚比制限を満足していても局部座屈による耐力劣化が表れる (図 1 (c) 参照)。さらに、塑性ヒンジ形成位置は柱フェイス位置とは限らず、精確に形成位置を評価することは難しい。著者等は、塑性ヒンジ評価精度の向上に向けて図 2 に示す、高力ボルト摩擦接合梁継手の滑り挙動を利用した回転機構 (以下、梁継手塑性ヒンジと記す。) を提案している²⁾。

本論文では、梁継手塑性ヒンジの導入により、母材を弾性に留められる点に着目し、母材に FC ランク部材を用い

* 広島工業大学大学院建設工学専攻

** 広島工業大学建築工学科 准教授

*** 鳥根大学建築デザイン学科 助教

**** 工学院大学建築学科 助教

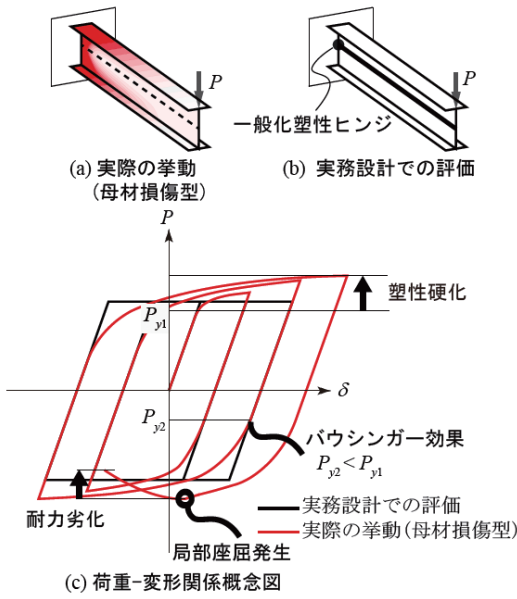


図1 実際の弾塑性挙動と評価

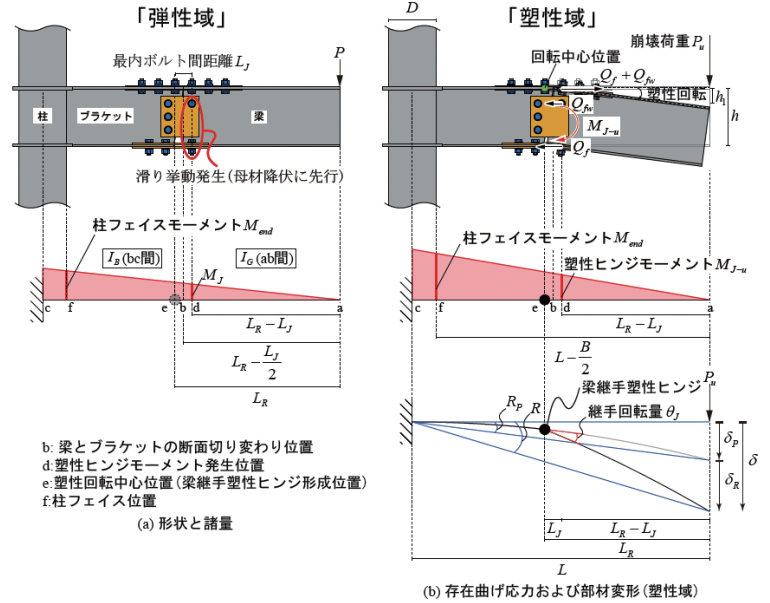


図2 梁継手塑性ヒンジ

でも局部座屈を回避し、かつ軽量で高剛性化が可能であることを静的部分架構載荷実験により示す。実験結果から、FC ランク梁を用いてもシステムとして十分な塑性変形能力が得られることを示す。また、梁継手塑性ヒンジのせん断力-部材角関係で表れる二次勾配（上フランジ添板曲げ剛性）を追跡するため、上フランジのみ接合した試験体で載荷実験を実施する。

2. 評価式

2.1 塑性ヒンジモーメント評価式

図2 (b) に示す、梁継手塑性ヒンジが形成された時（以下、崩壊時と記す。）の滑り位置における曲げ応力を塑性ヒンジモーメント M_{J-u} と定義し、次の式で表すことができる。

$$M_{J-u} = n_w \cdot m \cdot \mu \cdot T_0 \cdot h_1 + n_f \cdot m \cdot \mu \cdot T_0 \cdot h \quad (1)$$

ここに、 n_w, n_f ：ウェブおよびフランジのボルト本数、 m ：摩擦面数（= 2）、 μ ：滑り係数、 T_0 ：初期ボルト張力、 h_1, h ：上フランジ中心から各ボルトまでの距離である。

2.2 弾性剛性評価式

図2 (a) に示す片持ち梁モデルについて、弾性剛性 K は次の式であらわされる。尚、添板の付加、ボルト貫通孔による断面欠損は無視している。

$$K = \frac{3 \cdot E}{\left(\frac{L_R - L_J}{2}\right)^3 + \frac{L^3 - \left(\frac{L_R - L_J}{2}\right)^3}{I_G + I_B}} \quad (2)$$

ここに、 L ：載荷点から柱梁節点までの距離（=

1625mm）、 L_R ：載荷点から継手回転中心位置までの距離（= 1070mm）、 L_J ：継手最内ボルト間距離（= 70mm）、 I_G ：梁断面二次モーメント、 I_B ：ブラケット断面二次モーメントである。

2.3 継手回転量評価式

図2 (b) に示すように、塑性域における鉛直変位 δ は、母材の弾性曲げ変形による鉛直変位 δ_p と継手回転量による鉛直変位 δ_R の累加である。継手位置で剛塑性として回転すると仮定した場合、継手回転量と部材角の関係は次の式となる。

$$\theta_J = \frac{L}{L_R} \cdot (R - R_p) \quad (3)$$

$$R_p = \frac{M_{J-u}}{K \cdot L \cdot (L_R - L_J)} \quad (4)$$

ここに、 R ：部材角（ $|R_p| < |R|$ ）、 R_p ：崩壊時部材角である。なお、(3)式の適合条件は塑性域（ $M_J = M_{J-u}$ ）である（図3参照）。

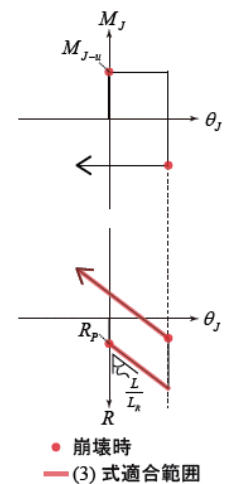


図3 (3)式適合条件

3. 静的部分架構載荷実験

3.1 試験体

断面積（重量）が同等な FA ランク部材（母材損傷型：H-250×125×6×9）と、梁継手塑性ヒンジを導入した FC ランク部材（Type I）の構造特性を比較する。FA ランク部材の梁断面積と同等となるように成、幅を調整して FC ランク部材の梁を設計する。梁継手塑性ヒンジにより母材を弾性に保つため、図2 (b) の曲げ応力分布に対し

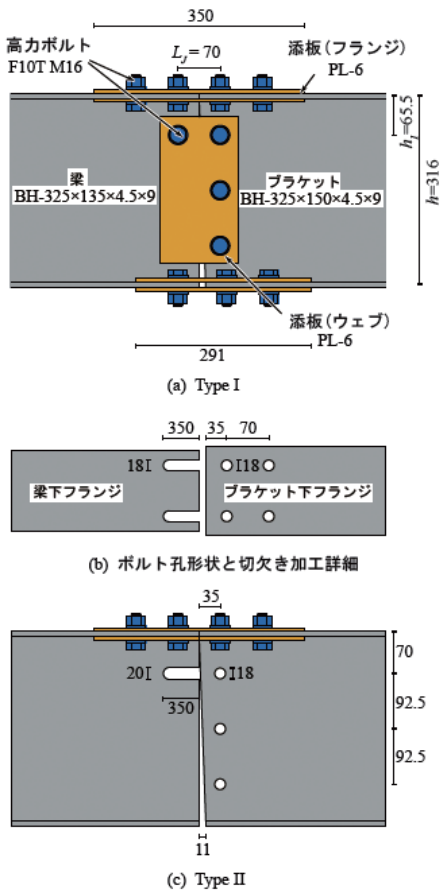


図4 FCランク試験体梁継手詳細図

て梁及びブラケットを弾性設計する。なお、ブラケットは幅を調整して存在応力に対して弾性を保持させる。

FCランク梁試験体形状および断面諸量をそれぞれ図4(a)、(b)及び表1に示す。図4(b)に示すように、ブラケットに切欠き加工し、梁滑り位置のボルト孔を長く加工することで、塑性回転による母材同士の接触及びボルト軸部とボルト孔内壁の接触を防ぐ。また、表2に構造特性を示す。弾性剛性はType Iが母材損傷型の1.96倍となった。また、塑性ヒンジモーメントは $\mu = 0.45$ として算出しており、ブラケット側の継手降伏曲げ耐力、最大曲げ耐力³⁾および全塑性耐力は、表3に示す素材特性の値を用いて算出した。また、フランジの滑り耐力比は0.67である。

FCランク梁試験体についてはそれぞれ図4(a)、図4(b)に示す、提案型であるType I及び、同試験体で上フランジのみ接合したType IIの2種類について実験を実施する。Type Iについて、既報の実験で滑り面の損耗が著しいことにより軸力が大きく低減することで曲げ耐力が減少したという結果を示している⁴⁾。損耗を防ぐことで軸力の低減を抑えられることを推測し、本実験では接触圧分布面積(図7参照)の拡大を付加座金の設置により試みている。具体的には付加座金の大きさをPL-12-50×50とし、接触圧分布面積を可能な限り大きくした。また、梁継手塑

表1 断面諸量

	断面積 A (mm ²)		断面二次モーメント I (mm ⁴)		断面係数 Z (mm ³)	
	梁	ブラケット	梁	ブラケット	梁	ブラケット
Type I	3812 (1.05)	4082	7.2×10^7 (1.84)	7.8×10^7	4.4×10^5 (1.22)	4.8×10^5
母材損傷型	3642	-	3.9×10^7	-	$Z_p = 3.6 \times 10^5$	-

(): 母材損傷型に対する比

表2 構造特性

	塑性ヒンジモーメント M_{μ} (kN·m)	継手降伏曲げ耐力 M_y (kN·m)	継手最大曲げ耐力 M_u (kN·m)	全塑性耐力 M_p (kN·m)		崩壊荷重 P_u (kN)	弾性剛性 K (kN/mm)
	梁		ブラケット				
Type I	66.5	137.8	157	164.6 (1.49)	179.0 (1.62)	66.5 (0.98)	11.0 (1.96)
母材損傷型	-	-	-	110.2	-	67.8	5.6

(): 母材損傷型に対する比

表3 素材特性

主要寸法		鋼種	σ_y (N/mm ²)	σ_u (N/mm ²)
梁 (FCランク)	BH-325×135×4.5×9	フランジ	336	468
		ウェブ	309	466
ブラケット (FCランク)	BH-325×150×4.5×9	フランジ	336	468
		ウェブ	309	466
通常梁 (FAランク)	H-250×125×6×9	SN400B	306	429
柱	□-200×12	BCR295	383	453
添板	PL-6	SN400B	343	475

ヤング係数 $E=205000$ N/mm² σ_y : 降伏応力度 σ_u : 引張り強さ

性ヒンジの履歴形状で表れる二次勾配は、Type IIの弾性剛性で評価できると考えており、継手周辺のひずみ分布を明らかにする必要がある²⁾ので、図5に示す位置にひずみゲージを設置した。

また、FCランク梁試験体の滑り位置におけるボルト孔周辺の表面粗さを、粗さ計(小型表面粗さ測定器:サーフテストSJ-210)を用いて測定した。測定位置及び、測定方向を図6に示す。粗さ規格はJIS2001とし、評価長さは12.5mmで測定した。測定した粗さパラメータは、算術平均粗さ Ra 、二乗平均粗さ Rq 、最大高さ Rz 、十点平均粗さ Rz/JIS の4つである。表4に表面粗さ測定結果を示す。

表4 粗さ試験結果(平均値)

単位 [μm]

		Ra	Rq	Rz	Rz/JIS
母材	下フランジ	10.7	13.5	75.4	58.7
	ウェブ	11.2	13.9	72.9	61.2
添板	下フランジ	9.3	11.9	70.8	56.4
	ウェブ	8.8	11.5	73.8	54.0

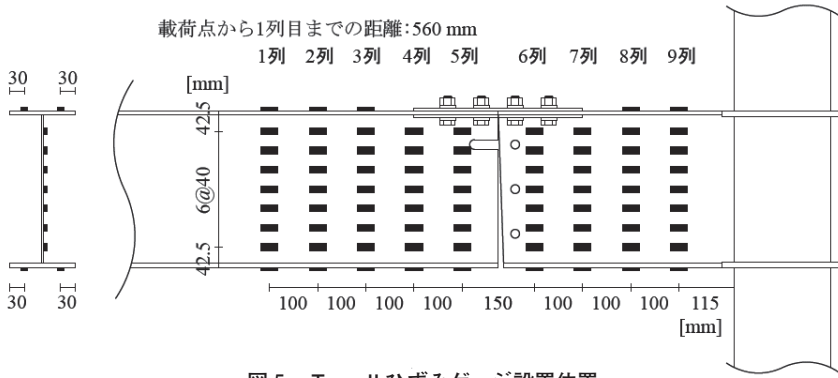


図5 Type II ひずみゲージ設置位置

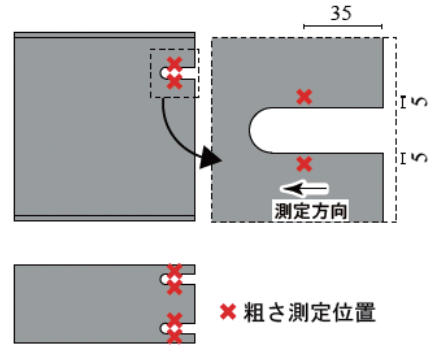


図6 表面粗さ測定位置と測定方向

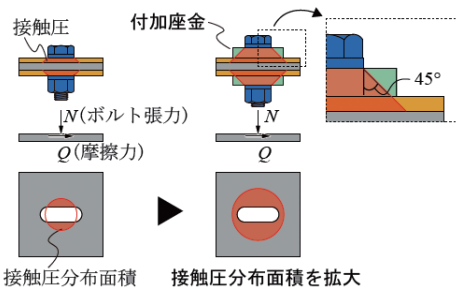


図7 接触圧分布面積

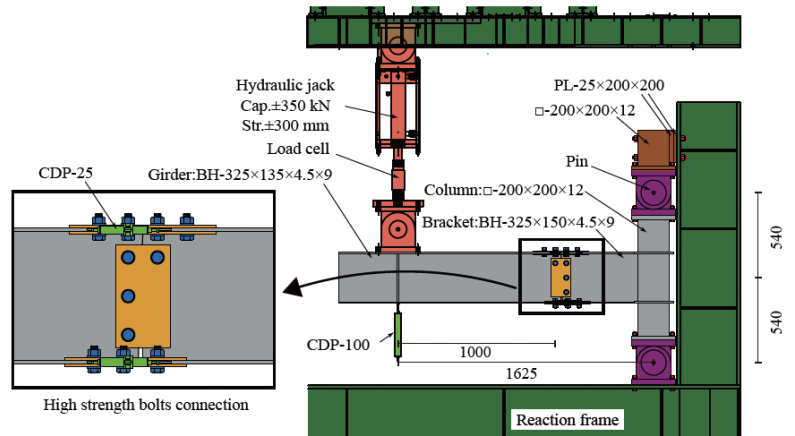


図8 セットアップ

3.2 実験方法

図8にFCランク試験体セットアップを示す。梁端部に油圧ジャッキにより荷重を加える。荷重は梁端部の鉛直変位を制御値とし、部材角 $R = 1/150, 1/100, 1/70$ をそれぞれ2サイクルずつ、 $R = 1/50\text{rad}$ を4サイクル与える正負交番繰返し荷重とした。高力ボルトの軸力は、軸部に設置したひずみゲージにより計測し、設計ボルト張力を導入した。また、図8に示すように継手位置のフランジ上下に変位計を設置し、得られた変位量から継手回転量を計測した。Type IIについては、添板中央位置に設置したひずみゲージの計測値を確認しながら、添板が降伏しない範囲で荷重した。

4. 実験結果及び考察

4.1 せん断力-部材角関係

図9(a)にせん断力-部材角関係を示す。また、一般化塑性ヒンジの曲線を青色で併記する。bi-linear型の履歴形状が得られた。実験結果弾性剛性 K_{exp} は 12.0kN/mm であり、 $K/K_{exp} = 0.92$ となり、概ね実験結果と理論値の整合はとれている。

また、繰返しの変形に対して局部座屈が生じることはなく、パウシンガー効果もみられない。表2から、継手最大

曲げ耐力は、全塑性耐力を下回り、保有耐力接合を満足しない。しかし、これらの耐力に到達する前に梁継手塑性ヒンジが形成され、脆性的破壊は生じない。結果として、累積塑性変形倍率は108.2となり、十分な塑性変形能力が得られた。

また、 $R = 1/100\text{rad}$ までは、等方硬化則に模擬される耐力の上昇がみられた。これは、写真1に示すように、下フランジ添板の滑り面で著しく状態変化が生じ、滑り面の幾何学的噛み合いによって滑り荷重が増大したためだと考えられる。写真1から、滑り面の損耗がボルト孔周辺で添板の端まで生じている。これは、図7に示す接触圧分布面積に対応していた。滑り面の応力度に着目し、安定した滑り荷重の実現条件を追跡する研究は行われていない。今後

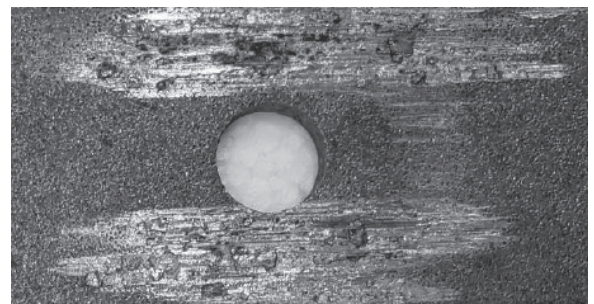


写真1 荷重後下フランジ添板の滑り面

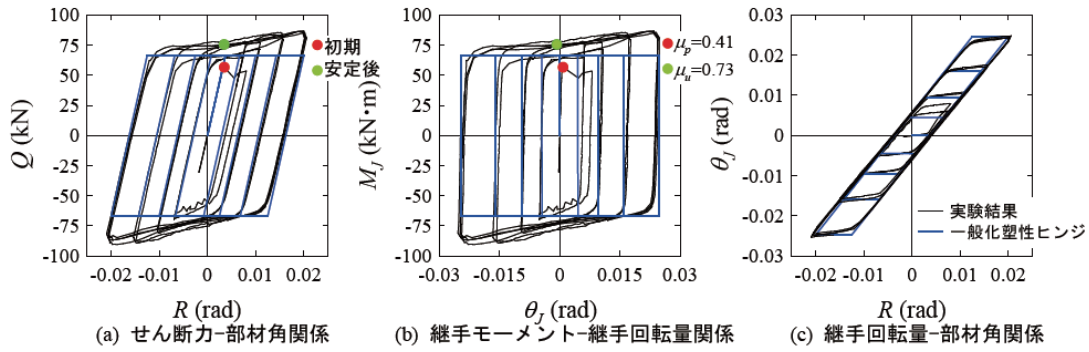


図9 実験結果 (FC ランク Type I : 梁継手塑性ヒンジ導入)

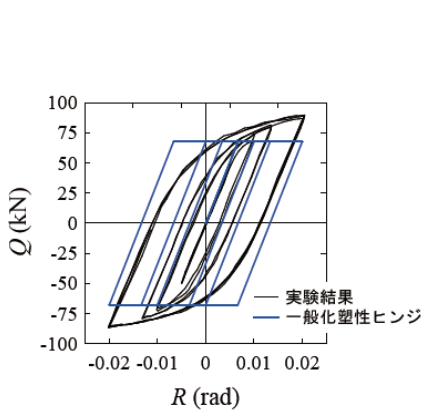


図10 実験結果 (FA ランク : 母材損傷型)

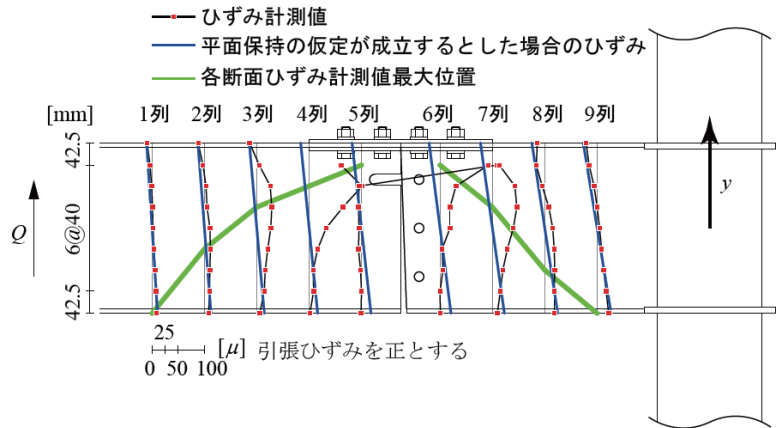


図11 継手周辺のひずみ分布 (Q = 1.7kN)

は、上記の結果を踏まえて、配置するボルトサイズを小さくする代わりに、本数を増やす等の対応で、滑り面の応力度を低減し、滑り要素実験²⁾ で得られた安定した滑り荷重の実現条件を追跡する。

一方で、表5より $R = 1/70\text{rad}$ 以降は、弾性域の幅が図9(a)で黄緑の丸で示す Q_u の2倍と概ね近い値となっている。したがって、移動硬化則のみで評価可能であり、図10に示す、母材損傷型の履歴形状よりも単純な履歴形状が得られた。しかし、図9(a)で赤色の丸で示す、初期崩壊荷重(初めて滑り挙動が発生したときの梁せん断力)は、表2に示す値よりもおよそ15%小さい結果となった。より安定した履歴形状を得ることは今後の課題である。

表5 弾性域の幅と $2Q_u$ の比較 ($R = 1/70\text{rad}$ 以降)

弾性域の幅	$2Q_u$ に対する比
kN	-
152.8	1.00
149.1	0.97
152.2	0.99
163.3	1.07
147.9	0.97
140.4	0.92
147.4	0.96
152.8	1.00
149.8	0.98
150.4	0.98
141.8	0.93
150.9	0.99

4.2 継手モーメント-継手回転量関係

図9(b)に継手モーメント-部材角関係を示す。継手モーメントが塑性ヒンジモーメントに到達するまでは、ほぼ継手回転量が生じることなく曲げ応力のみが増大し、塑

性ヒンジモーメントに到達した後に継手回転量が增大することがわかる。よって、一般化塑性ヒンジがもつ剛体として回転するという構造的な性能に対応している。

また、初期の塑性ヒンジモーメント及び、安定後の塑性ヒンジモーメントそれぞれに対して、(1)式によって得られる滑り係数を同図中に示す。

4.3 継手回転量-部材角関係

図9(c)に継手回転量-部材角関係を示す。実験結果と計算結果は概ね整合している。また、梁継手塑性ヒンジ回転中心位置は上フランジ近傍である²⁾ ので、塑性ヒンジ形成位置は図2に示す位置であることが確認できた。したがって、梁継手塑性ヒンジを導入することで、塑性ヒンジ形成位置を明確に定義することができた。さらに、継手下端変位量から幾何学的関係によって、容易に回転量を算出することができ、(3)式から部材の塑性変形を精確に評価することができる。

二次勾配を考慮していない(3)式で、実験結果を追跡できたのは継手回転量による部材角に比べて、二次勾配による曲げ応力増大に伴う部材の曲げ変形による部材角が非常に小さいからだと考えられる。

4.4 上フランジのみ接合した場合のひずみ分布

図11に、梁せん断力 $Q = 1.7\text{kN}$ のとき(断面下側に引張ひずみが発生する曲げ応力の向き)の、継手周辺に設置

したひずみゲージ（図5参照）から得た、継手周辺のひずみ分布を示す。なお、フランジのひずみは上下それぞれ2枚ずつ設置したひずみゲージの計測値の平均値としている。また、同図中に実験結果梁せん断力から算出した曲げ応力と対応する、平面保持の仮定が成立するとしたひずみ分布を青色の直線で表す。1列目と9列目では、この直線と垂直ひずみ分布は概ね対応しており、平面保持の仮定が成立していると考えられる。

また、各断面でひずみゲージ計測値の引張ひずみが最大値をとる位置を緑色の直線で結んでいる。Type IIでは継手位置で応力は上フランジ近傍に集中し、継手近傍のウェブや下フランジには応力が流れない部分があると予想していた²⁾。図11から、継手近傍でひずみ集中が生じていること、5列目と6列目の下フランジ付近でひずみが極端に小さいことから、想定していたひずみ分布に近い性状が確認できた。各断面で緑色の直線より上の領域のみに着目すると、特に1列目、2列目、3列目、8列目、9列目についてはひずみ分布は概ね線形となっている。一方で、緑色の直線より下の領域では、断面下端に向かってひずみが小さくなっていることがわかる。

以上のように、計測したひずみは離散的なデータではあるが、Type IIにおける継手周辺のひずみ分布の性状が明らかになった。今後は、継手周辺のひずみ分布を考慮し、上フランジのみ接合した場合の弾性剛性（Type Iにおける二次勾配）を追跡する。

5. まとめ

梁継手塑性ヒンジを導入したFCランク梁の載荷実験に

対する考察及び、梁端部の降伏により塑性ヒンジを形成させる母材損傷型の履歴形状と比較し、以下の知見を得た。

- (1) FCランク梁断面を用いても、梁継手塑性ヒンジを導入することで塑性変形能力を確保できる。
- (2) 試設計ではあるが、FCランク梁断面を用いることで、母材損傷型に比較して、高剛性化が可能である一事例を示した。
- (3) 梁継手塑性ヒンジを導入すれば、 $R = 1/100\text{rad}$ までは、等方硬化則に模擬される耐力の上昇がみられたが、 $R = 1/70\text{rad}$ 以上の変形下では移動硬化則のみで評価できる単純な履歴形状が得られた。
- (4) 梁継手塑性ヒンジを導入することで、塑性ヒンジ形成位置を明確に定められ、部材の塑性変形を継手回転量として精確に評価できる。

文献

- 1) 日本建築学会：鋼構造塑性設計指針，第3版第1刷，2017.2
- 2) 中村 亮太，山西 央朗，小松 真吾，松田 頼征：高力ボルト摩擦接合の滑りを利用した梁継手塑性回転について，鋼構造年次論文報告集，第29巻，pp710-724，2021.11
- 3) 日本建築学会：鋼構造接合部設計指針，第4版第1刷，2021.2
- 4) 中村 亮太，山西 央朗，小松 真吾，松田 頼征：梁継手塑性ヒンジの導入による幅厚比制限緩和の可能性について，日本建築学会中国支部研究報告集，第45巻，pp155-158，2022.3