

無溶接接合による耐震補強工法の開発

富田 祐介* 植木 理枝子**

要 旨

鋼構造建物の耐震補強として、ブレースなどの補強部材の接合を行う場合、稼働中の工場などでは火気を避けるため溶接等の作業が困難あるいは不可となる。筆者らの提案する接合方法では、母材および母材の両側に設置したスペーサを上下から添板で挟み込み、高力ボルトまたは超高力ボルトで締め付けることによって補強部材を接合するため、稼働中の工場にも適用できる。本報では、補強部材が水平ブレースである場合について、本接合方法の適用可能性を検討するために実施した要素実験および構造実験について述べる。要素実験では、加力方向、摩擦面処理によらず、すべり係数 $\mu = 0.157$ ですべり耐力を安全側に評価できることがわかった。構造実験では、母材端部の塑性ヒンジの有無に関わらず、 $\mu = 0.125$ ですべり耐力を安全側に評価できることがわかった。

1. はじめに

鋼構造建物の耐震補強を行う際、ブレース、方杖および火打ちといった補強部材の接合方法として高力ボルトによる摩擦接合あるいは溶接接合が一般的に用いられている。しかし、稼働中の工場などでは火気を避けるため溶接が困難あるいは不可であったり、摩擦接合の場合にはボルト孔開けによる断面欠損が生じるなどの問題点がある。このような背景から、筆者らは、母材に対してボルト孔開けおよび溶接が不要な接合技術の開発を進めている¹⁾。本接合方法では母材および母材の両側に設置したスペーサを上下から添板で挟み込み、高力ボルトまたは超高力ボルトで締め付けることによって補強部材を接合する。これまでに補強部材が方杖および火打ちである場合について各種実験を行い、接合部のすべり性状およびすべり耐力等を確認している²⁾。

本研究では、補強部材が水平ブレースである場合について、文献^{1,2)}に示す接合方法の適用可能性を検討するために、要素実験および構造実験を実施した。要素実験においては、水平ブレースの接合部に作用する直交2方向のせん断力をそれぞれ模擬している。また、構造実験においては塑性ヒンジの有無をパラメーターとし、梁端部のフランジの塑性化が本接合方法により得られるすべりの性状および耐力に及ぼす影響について検討している。本報では、これら実験の概要および結果について報告する。

水平ブレースとの接合部を実大スケールで模擬したものである。母材は $t=19\text{mm}$ のフランジと $t=9\text{mm}$ のウェブから構成されるH形鋼で、上下添板はフランジと同じ板厚 19mm とした。水平ブレースの接合部には直交2方向(大梁方向、小梁方向)のせん断力が作用するため、各方向に対応した2種類の形状の試験体を作成した。大梁方向加力は梁材軸と平行な方向の荷重が作用する場合で、小梁方向加力は材軸と直交方向に荷重が作用する場合である。試験体のパラメーターはそのほかに、摩擦面処理(黒皮面、塗料塗布面)、ボルト本数(2本~6本)とした。摩擦面処理については汚れや浮き錆を除去した黒皮状態のもの、ショットブラスト後ジンクリッチペイントを 75μ 程度の膜厚で塗布した塗装面の2種類とした。ボルトは超高力ボルトS14Tを使用し、シヤーレンチを用いて設計張力を導入した。

表-1 試験体一覧(要素実験)

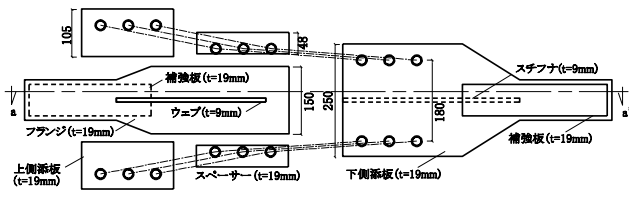
試験体名	加力方向	摩擦面処理	ボルト本数
NNG2	大梁	黒皮	4
NNG3			6
GGG2		塗装面	4
GGG3			6
NNB1	小梁	黒皮	2
NNB2			4
GGB1		塗装面	2
GGB2			4

表-2 材料試験結果(要素実験)

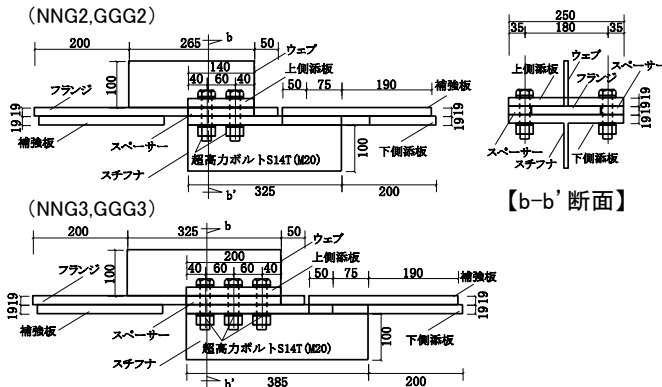
鋼材	使用部位	降伏応力度 (N/mm^2)	引張応力度 (N/mm^2)	伸び (%)
SM490	下側添板、上側添板	399	562	42.4
SS400	母材フランジ、スペーサー	303	453	45.2

*技術研究所 建築技術開発部

**建築本部 建築設計部

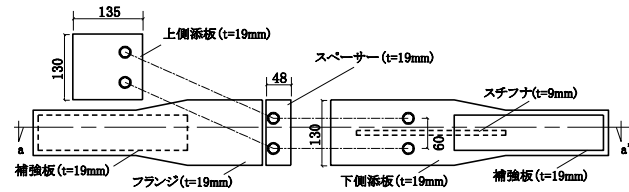


【部材構成図(梁上部からの見下げ)】

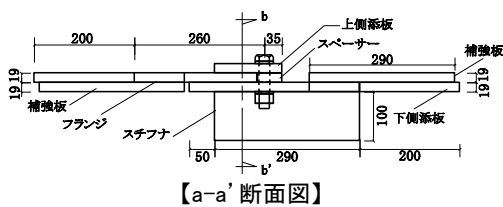


【a-a' 断面図】

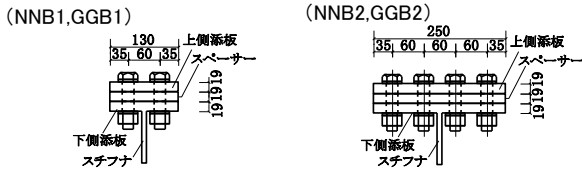
図-1 試験体形状:大梁方向加力(NNG,GGG シリーズ)



【部材構成図(梁上部からの見下げ)】



【a-a' 断面図】



【b-b' 断面図】

図-2 試験体形状:小梁方向加力(NNB,GGB シリーズ)

2.2 加力方法および測定方法

加力状況を写真-1に示す。2000kN万能試験機に試験体両端を固定し、すべり荷重の低下またはすべり変位の急増が生じるまで単調引張載荷を行った。変位計測位置を図-3に示す。母材フランジに固定した治具に変位計を設置し、下

側添板との相対変位を板の両側で測定し、その平均値をすべり変位とした。また、全数のボルトにひずみゲージを貼付し、導入軸力を測定した。

2.3 実験結果

2.3.1 破壊性状

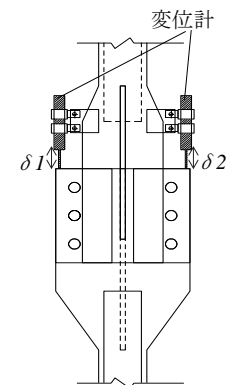
いずれの試験体においても各板部材には目立った変形や損傷は発生せず、最大耐力はボルト接合部のすべりで決まっている。大梁方向加力の試験体(NNGシリーズ、GGGシリーズ)ではいずれも明瞭な主すべり³⁾が見られず、すべり変位の増大とともに荷重も緩やかに増加し続け、ほぼ一定の荷重を維持したまま変位が急増した時点で加力を終了した。一方、小梁方向加力の試験体(NNBシリーズ、GGBシリーズ)では主すべりが発生した後、荷重が低下し始めるとともにすべり変位が急増した。摩擦面処理による違いでは、黒皮状態としたNNB1の結果において、初期剛性が他3ケースと比べて低く、最大耐力は大きくなる傾向があるものの、各ケース間に顕著な違いは見られなかった。

2.3.2 荷重変形関係

各試験体のすべり変位とボルト1本あたりの負担荷重の関係の一例を図-4に示す。パラメーターによるばらつきは多少あるが、概ね同様の挙動を示している。



写真-1 加力状況



$$\text{すべり量} = (\delta 1 + \delta 2) / 2$$

図-3 変位計測位置

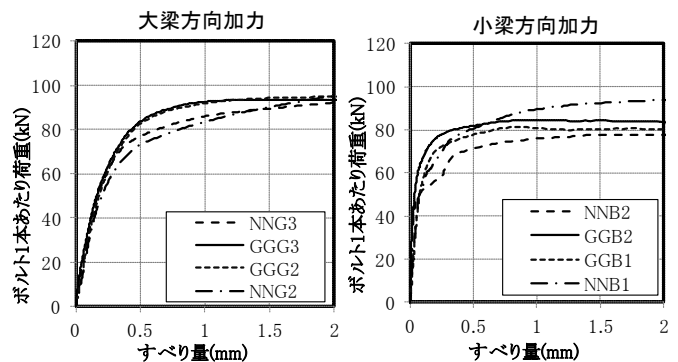


図-4 荷重変形関係

2.3.3 すべり係数

各実験結果について、すべり係数 μ を式(1)より求めた。接合部のすべり耐力およびすべり係数を表-3に示す。

$$\mu = \text{すべり耐力} / (2 \times \sum N_i) \quad (1)$$

N_i : 個々のボルトの初期導入軸力(kN)(計測値)

すべり耐力は AISC⁴⁾で明瞭な主すべりが生じない場合のすべり変形として定義される 0.5mm に対応する荷重とした。なお、主すべりが確認された小梁方向加力の試験体(NNB、GGB シリーズ)においても同じ条件で評価するため、すべり変形 0.5mm 時の荷重を用いて算出しているが、主すべり時の変位と荷重から求められるすべり係数も()で併記した。すべり係数は 0.16~0.20 の範囲に分布しており、黒皮状態とした大梁方向加力の試験体 NNG2 が示す最小のすべり係数 $\mu = 0.157$ により、すべり耐力を安全側に評価できる。

表-3 すべり耐力およびすべり係数

試験体名	すべり耐力(kN)*	すべり係数*
NNG2	286.3	0.157
NNG3	444.6	0.158
GGG2	335.4	0.192
GGG3	525.8	0.198
NNB1	163.5 (191.0)	0.182 (0.212)
NNB2	283.4 (335.7)	0.160 (0.189)
GGB1	155.6 (164.3)	0.173 (0.183)
GGB2	315.6 (323.3)	0.179 (0.183)

*()は主すべり時の荷重とすべり係数

3. 構造実験

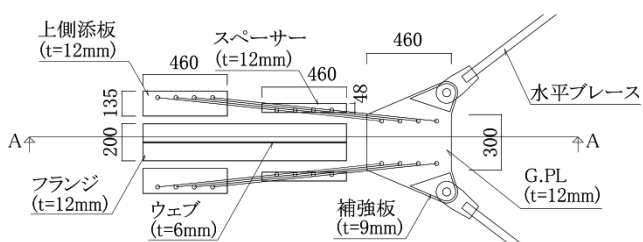
筆者らが提案する、補強部材が水平ブレースである場合の接合方法を図-5に示す。同図に示すように、梁端部のフランジを上側添板とガセットプレートで挟み込むことによって、接合部にせん断力を伝達させる。このため、本接合方法により得られるすべりの性状および耐力に対して、梁端部におけるフランジの塑性化が及ぼす影響を無視できないものと考えられる。そこで、塑性ヒンジの有無をパラメータとし、実大サイズの2/3倍の梁を用いて本接合部の引張実験を行う。以下、3.1節では、梁端部に塑性ヒンジを設けるため実施した梁の曲げ実験について、3.2節では本接合部の引張実験について述べる。

3.1 梁の曲げ実験

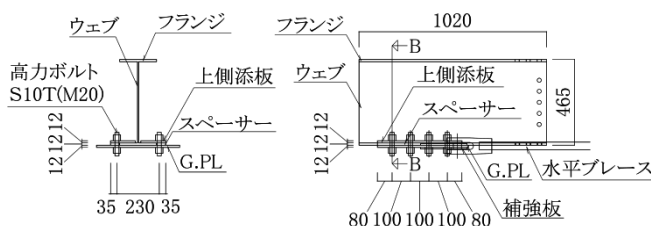
3.1.1 実験概要

試験体形状および加力状況を図-6に示す。試験体の断面はBH-465×200×6×12(SS400)であり、有効長さは2490mmである。なお、降伏応力度はフランジ・ウェブともに310~320N/mm²であった。同図に示すように、片持ち形式の

梁の先端に正負交番の鉛直荷重を加え、梁端部に塑性ヒンジが形成されるまで加力を行う。加力は変位制御とし、図-7に示す加力サイクルにより実施した。本接合部の詳細は図-5に示した通りである。上側添板とスペーサおよびガセットプレートは高力ボルトで接合されており、高力ボルトにひずみゲージを貼付して、導入軸力および加力中の軸力変動を測定した。高力ボルトはS10T-M20を計8本(=2列×4本)使用し、導入軸力は平均で約170kNとなった。上側添板およびガセットプレートは母材フランジと同じ板厚12mmとした。摩擦面処理については、ショットブラスト後ジンクリッチペイントを75 μ 程度の膜厚で塗布している。



【部材構成図(梁上部からの見下げ)】



【B-B 断面図】

【A-A 断面図】

図-5 水平ブレース接合部

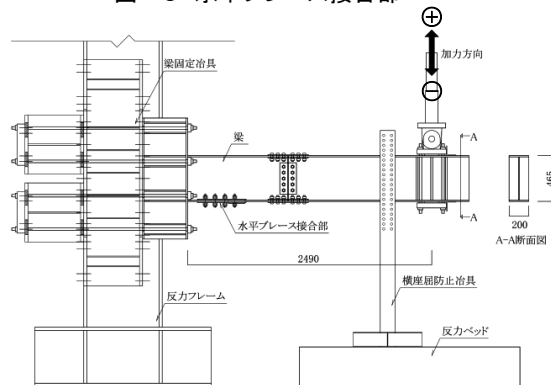


図-6 試験体形状および加力状況(曲げ実験)

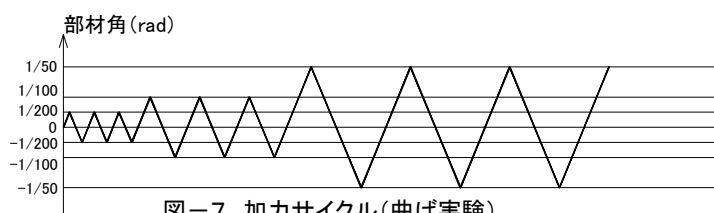


図-7 加力サイクル(曲げ実験)

3. 1. 2 実験結果および考察

(1)破壊性状および荷重変形関係

R=1/50rad(3 回目)のとき、梁フェイス側の上フランジに局部座屈が発生した。その後、R=1/50rad(4 回目)のときウェブにも局部座屈が発生し、フランジの局部座屈も進行した。梁せん断力 Q-部材角 R 関係を図-8 に示す。同図には、曲げ降伏時および全塑性時における梁せん断力の計算値を併せて示している。なお、前者は断面係数を $Z_y=1244\text{cm}^3$ 、後者は全塑性断面係数を $Z_p=1379\text{cm}^3$ として算出している。実験値の最大耐力はいずれの計算値も上回っており、梁は全断面降伏の状態にあったと考えられる。

(2)梁端部の塑性域

図-9 に示す位置において、フランジおよびウェブのひずみを測定した。a~c 断面それぞれにおける R=1/200rad(1 回目)、R=1/100rad(1 回目)、R=1/50rad(1 回目)のときのひずみを図-10 に示す。図-10 において、R=1/50rad(1 回目)のとき、梁端部から 90mm までの領域(a 断面、b 断面)はほぼ全断面降伏しており、水平ブレース接合部の端部(c 断面)の力学状態は弾性限界にある。すなわち、本接合部の区間において、母材の力学状態は全断面降伏から弾性限界の中間にある。後述する 3. 2 節において、本試験体は塑性ヒンジを有する試験体としている。

(3)高力ボルトの軸力低下率

高力ボルトの位置および名称を図-11 に、各変形時における高力ボルトの軸力低下率を図-12 に示す。なお、軸力

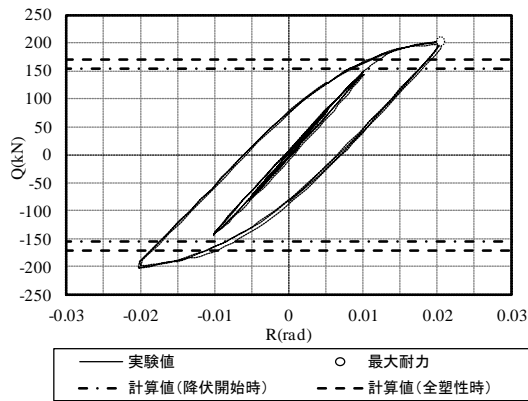


図-8 梁せん断力 Q-部材角 R 関係

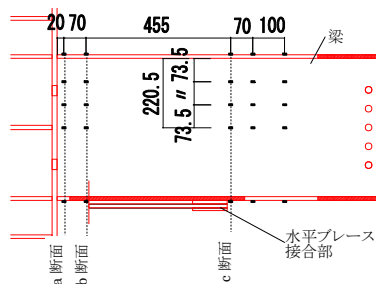


図-9 ひずみ測定位置

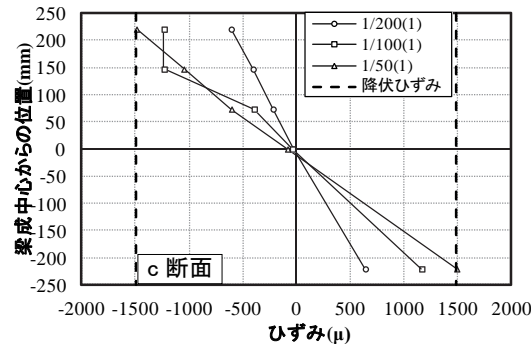
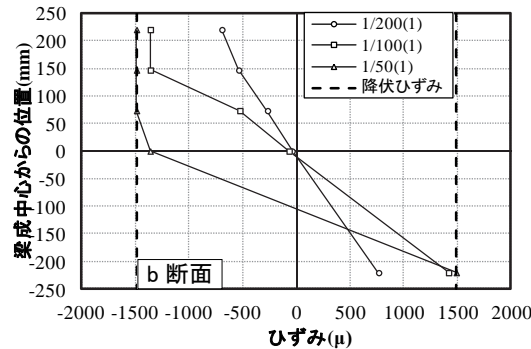
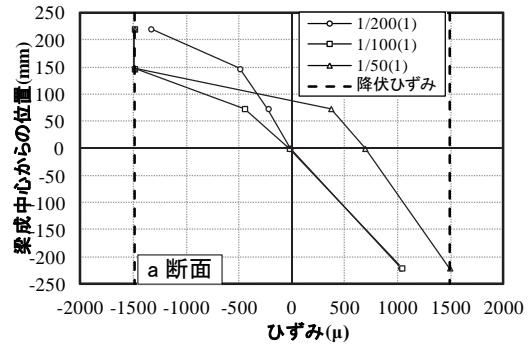


図-10 ひずみ分布

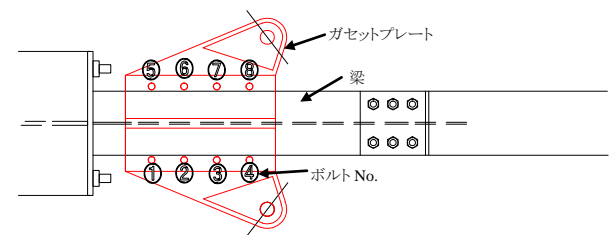


図-11 高力ボルトの位置および名称

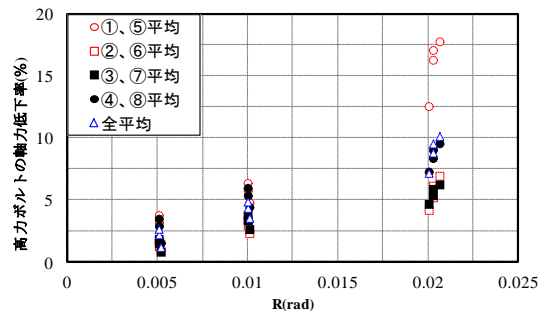


図-12 高力ボルトの軸力低下率

低下率は、ボルト軸力の変動量の導入軸力に対する比率(%)で表している。図-12において、部材角Rの増大に伴い高力ボルトの軸力は低下しており、R=1/50rad(4回目)のときには、平均で10%程度の軸力低下が確認された。特に、梁端部側のボルト(①および⑤)の軸力低下が顕著であり、最大で18%程度の軸力低下が確認された。その次に軸力低下が顕著であるのはボルト④および⑧であることから、端部のボルトは中央のボルトよりも母材の塑性化の影響を受けやすいと考えられる。

3.2 接合部の引張実験

3.2.1 実験概要

試験体一覧を表-4に、使用した材料の試験結果を表-5に示す。表-4において、3.1節で実施した梁の曲げ実験により梁端部に塑性ヒンジを設けた試験体の名称をG12Y、梁端部に塑性ヒンジを設けない試験体の名称をG12Eとしている。なお、G12Eの断面、水平ブレース接合部の詳細および母材接合面における摩擦面の処理はG12Yと同一である。また、G12Eにおける高力ボルトの導入軸力は平均で約165kNとなった。

試験体形状および加力状況を図-13に示す。梁端部に取り付けられたガセットプレートに対して、これと接合するタイロッドの材軸方向に引張荷重を加え、接合部にすべり荷重を作用させる。なお、タイロッドに作用する引張荷重は、タイロッド固定治具を介して梁材軸方向の引張荷重へと変換される。加力は、すべり耐力の推定値 P_u を基準として算出した荷重増分を、図-14に示す加力サイクルで与えた後、変位制御により最大耐力に達するまで実施した。 P_u は式(2)より求めた。なお、すべり係数は、2.3節で述べた要素実験の結果のばらつきを考慮して、過去に筆者らが実施した実験と同様 $\mu=0.125^{2)}$ とした。式(2)より、 $P_u=330\text{kN}$ となる。

$$\text{すべり耐力推定値 } P_u = 2 \times \mu \times \Sigma N_0 \quad (2)$$

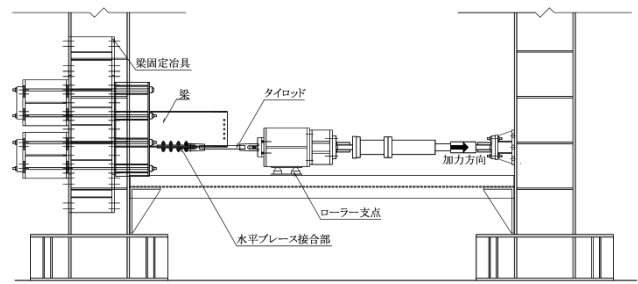
N_0 : 設計ボルト張力の合計(kN)(=165kN×8本)

表-4 試験体一覧(構造実験)

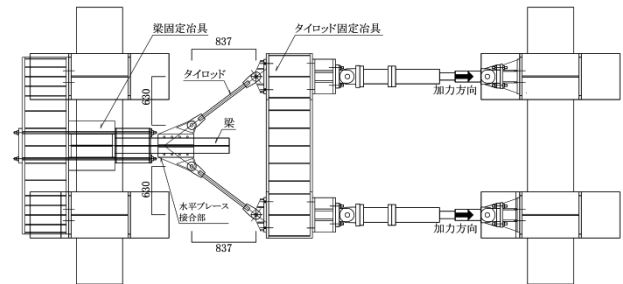
試験体名	塑性ヒンジの有無	ディテール				
		高力ボルト	摩擦面	上側添板	スパーサー	GPL
G12E	無	S10T-M20 8本	黒皮除去後 塗料塗布	PL-12	PL-12	PL-12
G12Y	有					

表-5 材料試験結果(構造実験)

断面	鋼材	使用部位	降伏応力度(N/mm ²)	引張応力度(N/mm ²)	伸び(%)
PL-6	SS400	母材WEB	320.3	464.1	34.7
PL-9	SM490A	補強PL	393.1	546.2	39.2
PL-12	SS400	母材FL、スパーサー	313.5	463.7	39.9
PL-12	SM490A	G.PL、上側添板	375.6	556.1	35.5



(a) 立面図



(b) 平面図

図-13 試験体形状および加力状況(引張実験)

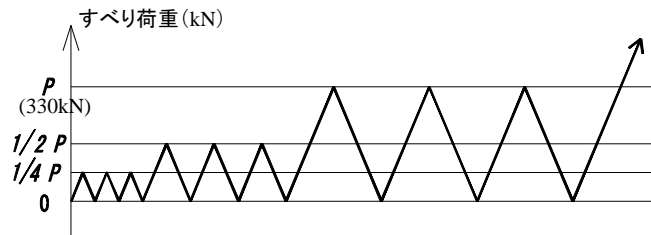


図-14 加力サイクル(引張実験)

変位計測位置を写真-2に示す。梁の下フランジとガセットプレート間に π ゲージを2列貼付し、その平均値をすべり変位とした。

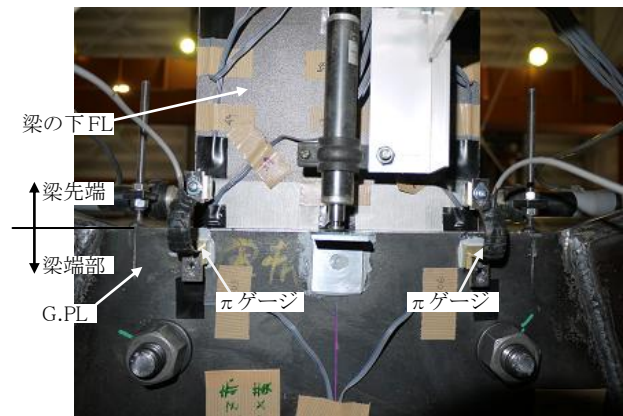


写真-2 変位計測位置(引張実験)

3. 2. 2 実験結果および考察

G12E および G12Y より得られたすべり荷重 P —すべり変位 S 関係を図-15に、各実験におけるすべり耐力および最大耐力を表-6に示す。以下、G12E および G12Y の結果についてそれぞれ述べる。

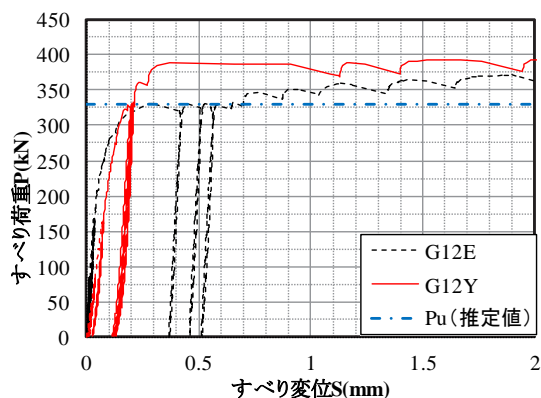


図-15 すべり荷重 P —すべり変位 S 関係(引張実験)

表-6 すべり耐力および最大耐力(引張実験)

試験体名	実験値		推定値
	すべり耐力 (kN)	最大耐力 (kN)	すべり耐力 (kN)
G12E	330	378.4	330
G12Y	388.7	395.3	

(1) G12E

$P \leq 1/2P_u$ においては、微小な残留変形が見られるものの、ほぼ弾性的な挙動を示している。荷重増分が $P=P_u$ となる加力サイクルでは、1回目の加力で $S=0.31\text{mm}$ まですべり変位が単調に増加し、その後すべり変位は急増した。2、3回目の加力においては、 $P \approx P_u$ のときにすべり変位が急増した。4回目の加力においても同様に、 $P \approx P_u$ のときすべり変位が急増し、その後はすべり変位の増加に伴って若干の荷重増加が見られた。

$S=0.31\text{mm}$ のとき、実験開始から初めて主すべりが生じたため、このときのすべり荷重 P をすべり耐力とみなした。この値は 330kN であり、その推定値である $P_u=330\text{kN}$ とほぼ一致している。したがって、すべり係数 $\mu=0.125$ はすべり耐力をよい精度で評価することがわかった。

(2) G12Y

$P \leq 1/2P_u$ においては、微小な残留変形が見られるものの、ほぼ弾性的な挙動を示している。荷重増分が $P=P_u$ となる加力サイクルでは、1回目の加力で $S=0.2\text{mm}$ まですべり変位が単調に増加しており、2、3回目の加力においてはほぼ弾性的な挙動を示している。4回目の加力のとき、 $S=0.37\text{mm}$ まですべり変位は単調に増加し、その後すべり変位は急増して、荷重はほぼ最大値を維持した。

$S=0.37\text{mm}$ のとき、実験開始から初めて主すべりが生じたため、このときのすべり荷重 P をすべり耐力とみなし、その値は 388.7kN であった。3.1節で述べたように、本接合部の区間において母材の力学状態は全断面降伏から弾性限界の中間にあり、高力ボルトの軸力低下率が平均で10%程度であったことから、G12Yのすべり耐力はG12Eよりも低下すると予想されたが、結果として約1.2倍大きくなった。フランジには局部座屈が生じていたことから、接合部の区間内においてフランジ表面に不陸が生じていたなどの理由により、上側添板およびガセットプレートとフランジ間のすべり係数が増大していることが一因として推測される。このことに関しては、今後更なる検証が必要である。また、梁端部に塑性ヒンジを設けた場合であっても、 $\mu=0.125$ によりすべり耐力を安全側に評価できることがわかった。

4. まとめ

- 1) 水平プレースの接合部に作用する直交2方向のせん断力をそれぞれ模擬した要素実験では、加力方向によってすべり挙動が多少異なるものの、ボルト1本あたりのすべり耐力は概ね全試験体で同程度であった。また、すべり量が 0.5mm のときの荷重をすべり耐力と定義した場合、加力方向、摩擦面処理によらず、すべり係数 $\mu=0.157$ ですべり耐力を安全側に評価できることがわかった。
- 2) 梁の曲げ実験では、部材角 $R=1/50\text{rad}$ (4回目) のとき、接合部の区間において母材の力学状態は全断面降伏から弾性限界の中間にあり、高力ボルトの軸力低下率は平均で10%程度であった。
- 3) 接合部の引張実験では、梁端部に塑性ヒンジを設けない場合、すべり耐力がその推定値とほぼ一致した。推定値にはすべり係数として $\mu=0.125^{2)}$ を採用しており、本すべり係数がすべり耐力をよい精度で評価することがわかった。
- 4) 梁端部に塑性ヒンジを設けた場合は、前述2)で述べた、すべり耐力の低下を生じさせる要因があったにも拘わらず、塑性ヒンジを設けない場合と比べてすべり耐力が約1.2倍大きくなった。この原因に関しては、今後更なる検証が必要である。また、 $\mu=0.125^{2)}$ により、すべり耐力を安全側に評価できることがわかった。

【参考文献】

- 1) 無溶接工法による鋼構造物の耐震補強に関する実験的研究その1およびその2, 日本建築学会研究報告 九州支部第48号 pp.341-348, 2009年3月
- 2) 無溶接工法による鋼構造物の耐震補強に関する実験的研究, 西洋建設技術年報 vol.43, 2013年11月
- 3) 鋼構造接合部設計指針, 日本建築学会, 2001年
- 4) AISC-Research Council on Structural Connections: Load and Resistance Factor Design Specification for Structural Joints Using ASTM A325 or A490 Bolts, Jun. 1994