端部に高力ボルト重ね継手を有する H 形鋼梁の塑性変形性状

INELASTIC BEHAVIOR OF H-SHAPED BEAMS WITH LAP JOINTS

千田 光*, 鈴木敏郎**, 小河利行**

Hikaru SENDA, Toshiro SUZUKI and Toshiyuki OGAWA

A series of loading tests on H-shaped beams with lap joints is conducted in order to investigate the effect of these joints on inelastic behavior of the beams. Results indicate that deformation capacity of such beams is greater than prediction based on the assumption that the joint area is completely rigid. A non-linear analytical method for calculating the load-deformation relationship of the beams is developed based on the equilibrium and compatibility relationships between stub and strip elements divided at the location of bolts. The theory and test results are in good agreement and it is shown that the ratio of joint deformation to total deformation is considerably large when the beam is short.

keywords : T-stub, high-strength bolt, lap joint, inelastic behavior, non-linear analysis
スプリットティー, 高力ボルト, 重ね継手, 塑性変形性状, 非線形解析

1. 序

スプリットティー形式の柱梁接合部の特徴は, エンドプレート形式の柱梁接合部やブラケット形式の梁継手と異なり, 曲げモーメントの最大となる梁の端部が高力ボルト摩擦接合部になっていることである。このため, 摩擦接合部が梁の復元力特性に与える影響はかなり大きいと予想される。田中ら¹⁾はスプライス・プレート形式による高力ボルト接合継手を有する梁の復元力特性について総合的な実験を行っている。また, 梁端部に1面せん断の重ね継手を有する場合についての研究^{2)~4)}もいくつかあるが, それらは滑り耐力および最大耐力と滑り変形の検討に主眼が置かれ, 滑りが生じて以降の塑性変形性状についての検討は不十分である。

通常, 高力ボルト摩擦接合部は, その摩擦耐力がボルト孔欠損を考慮した母材の降伏耐力をやや上回るように設計される。梁が全塑性モーメントに達して塑性変形を始める時には, 接合部にはすでに滑りが生じており, 高力ボルトと板は支圧の状態になっていると考えられる。Fisher^{5), 6)}は接合部の各構成要素のモデル化された荷重-

変形関係をもとに, 高力ボルト支圧接合部の弾塑性性状と終局耐力を求める解析法を提案した。ただし, その解析対象は引張力を受ける鋼板の2面せん断の突合せ継手であるので, これを曲げを受けるH形鋼梁の接合部全体に対してそのまま適用することはできない。1面せん断の場合および圧縮力を受ける場合の継手の挙動, 梁として見た場合のウェブの応力伝達, さらにモーメント勾配の影響を考慮する必要がある。

本研究は, 端部にスプリットティー接合に代表される高力ボルト重ね継手を有するH形鋼梁の塑性変形性状を梁の長さ, ボルト本数等を変数とした実験によって明らかにするとともに, 接合部の荷重-変形関係を予測する非線形解析法を提案することを目的とするものである。

2. 実験概要

2.1 試験体

表-1に試験体の一覧を, 図-1に試験体の詳細を示す。また, 鋼材の機械的性質を表-2に示す。試験体は細幅H形鋼を想定して高力ボルトを2列配置としたSシ

* 住友金属工業

** 東京工業大学 教授・工博

Sumitomo Metal Industries Co., Ltd.

Prof., Tokyo Institute of Technology, Dr. Eng.

リーズと中幅を想定して千鳥配置としたMシリーズに分かれる。Sシリーズでは梁の長さおよびボルト径を、Mシリーズではボルト本数を実験変数とした。また、両シリーズについて、比較のために溶接接合形式の試験体を1体ずつ用意した。さらに、繰り返し载荷の影響を見るために、S170-10と全く同じ試験体をS170-10Cとして用意した。ボルトの孔径は、M16でボルト径+1mm, M20でボルト径+1.5mmとした。スプリットティーと梁フランジの摩擦面は黒皮をサンダーで除去して赤さびを発生させた。高力ボルトの締め付けは、標準ボルト張力(M16は11.7tf, M20は18.2tf)を目標としてトルクコントロール法により締め付けた。

2.2 载荷・測定方法

図-2に示すように、試験体のスプリットティーを载荷ビームのエンドプレートに高力ボルトで接合し、両端をピンローラーで支持した単純梁形式で载荷を行った。繰り返し载荷の試験体の载荷パターンは、部材角で正負

図-1 試験体の形状・寸法

図-2 载荷方法と測定位置

とも0.01radから0.04radまで0.01radピッチで1回ずつ繰り返し、その後最大荷重まで载荷した。

変位の測定は载荷ビームの端部と試験体の支持部の鉛直変位および上下のスプリットティーのフランジ中央間の回転変位について行った。これらの鉛直変位と回転変位から図-3で定義される部材角を計算する。なお、回転量測定治具はスプリットティーの両切断面のフランジ心とウェブ心の交点に取り付けてあるので、部材角には引張ボルトとティーフランジの変形の影響は含まれない。また、梁のフランジ先端の小口面とウェブ面のひずみをW.S.G.で測定した。

2.3 実験結果

(1) 単調载荷の試験体の耐力と変形能力

単調载荷の各試験体の端部(スプリットティー接合の場合はティーフランジ面、溶接接合の場合は溶接位置)の曲げモーメント M とその位置から測った部材角 θ との関係を図-4に示す。また、曲げモーメントの最大値 M_{max} とそのときの部材角 θ_{max} を表-3に示す。最大耐力はS170-6を除いて梁の圧縮フランジの局部座屈によって決定した。S170-6については梁の引張フランジ側の最

表-1 試験体の一覧

名称	梁サイズ	L (mm)	高力ボルト	载荷	S.T. No.
S170W	BH-350×150 ×9×12 (SS400)	1700	(溶接)	単調	
S100-10		1000	10-M16	単調	ST1
S130-10		1300	10-M16	単調	ST1
S170-10		1700	10-M16	単調	ST1
S250-10		2500	10-M16	単調	ST1
S170-6		1700	6-M20	単調	ST2
S170-10C		1700	10-M16	繰り返し	ST1
M170W	BH-350×200 ×9×12 (SS400)	1700	(溶接)	単調	
M170-10		1700	10-M16, 千鳥	単調	ST3
M170-14		1700	14-M16, 千鳥	単調	ST4

名称の意味: S: 梁フランジ幅150, M: 梁フランジ幅200
100~250: 梁の長さ(cm) / -6~-14: 高力ボルト本数
W: 溶接タイプ / C: 繰り返し载荷

表-2 材料の機械的性質

材料	鋼種	σ_y (tf/cm ²)	σ_u (tf/cm ²)	E_{st} (tf/cm ²)	ϵ_{st} (μ)	伸び (%)
PL-9	SS400	3.10	4.66	33.0	22700	30.0
PL-12	SS400	2.73	4.63	42.2	17400	29.2
PL-16	SM490A	3.74	5.13	34.9	20700	27.8
HTB M16	F10T	9.34	10.12			17.8
HTB M20	F10T	9.45	10.04			16.8

図-3 部材角の定義

内端のボルト破断によって終了した。この原因は、この位置で梁の引張フランジが大きな曲率で面外に曲げられ、ボルトに強制引張力とせん断力が同時に作用したためと考えられる。

同じ梁長さで比べると、スプリットティー形式の方が溶接形式と比べて全般的に高い耐力を示している。また、梁の長さに対するスプリットティーの長さの比が大きくなるほど耐力が上昇している。そこで、図-6に示すようにスプリットティーの部分が剛域であると仮定して、最内端のボルト位置の曲げモーメントが全塑性モーメントに達するときの全体の曲げモーメント M_{pj} とそれに対応する弾性部材角 θ_{pj} で実験結果を無次元化すると

表-3 曲げモーメントと部材角の関係

試験体名	M_{max} (tf·m)	θ_{max} (1/100rad)	M_{pj} (tf·m)	θ_{pj} (1/100rad)	M_{max}/M_{pj}	θ_{max}/θ_{pj}	E_{max} (100tf·m)	η^*
S170W	35.3	7.62	24.5	0.512	1.443	14.9	234	18.7
S100-10	47.1	8.26	33.1	0.164	1.423	50.4	340	62.6
S130-10	45.1	9.23	30.6	0.249	1.475	37.1	366	47.9
S170-10	10.4	7.86	28.9	0.366	1.400	21.5	280	26.4
S250-10	38.0	10.11	27.3	0.605	1.392	16.7	331	20.0
S170-6	38.0	9.92	27.6	0.404	1.377	24.6	316	28.3
S170-10C	41.9	5.16	28.9	0.366	1.450	14.1		
M170W	39.5	5.90	30.1	0.498	1.310	11.9	209	13.9
M170-10	42.9	6.96	34.2	0.387	1.254	18.0	228	17.2
M170-14	46.2	5.99	35.6	0.356	1.299	16.8	246	19.3

図-4 曲げモーメントと部材角の関係

図-5 無次元化曲げモーメントと無次元化部材角の関係

図-5および表-3のようになる。ただし、 M_{pj} に対するせん断力の影響は考慮していない。

これによれば、梁のサイズが同じならば、上記の方法で無次元化したスプリットティー形式の梁の全塑性耐力と最大耐力は、溶接形式の梁とほぼ同じになることがわかる。このことは、ボルトが千鳥配置の場合についてもいえることである。したがって、スプリットティー形式の梁の耐力に関してはスプリットティー部分を剛域と考えてよいと言える。

一方、変形能力について見ると、スプリットティー形式の梁の方が溶接形式と比べて無次元化最大部材角が大きくなっている。また、溶接形式の梁の曲げ剛性がほぼ M_{pj} に至るまで一定であるのに対し、スプリットティー形式の梁の場合は M_{pj} の0.6~0.8 倍の付近から曲げ剛性が低下し始めている。これは、塑性ヒンジを仮定した位置におけるフランジのボルト孔欠損の影響と考えられる。しかし、剛性の低下の度合いは M_{pj} 以降と比べるとわずかであり、部材全体のエネルギー吸収能力に与える影響は小さいため、この位置での全塑性モーメントは全断面有効と評価してよいと思われる。ただし、骨組み全体として見ると、剛性の低下による他部材への応力の再配分について考慮する必要がある。

摩擦面の滑りによる変形はあまり明確ではないが、下のフランジがそれぞれ平均してボルト孔のクリアランス

の半分だけ滑るとすると、ボルト径がM16 のとき0.29/100rad となり、全体の変形の高々5% 程度である。

荷重-変形曲線形状が異なることを考慮して塑性変形能力を

図-6 耐力評価モデル

図-7 等価塑性変形倍率

図-8 荷重-変形関係 (S170-10C)

図-9 骨格曲線 (S170-10C)

図-10 梁のひずみ分布の例 (S170-10)

評価するために、各試験体が最大耐力に達するまで吸収したエネルギー E_{max} と、これを M_{pj} と θ_{pj} の積で除した等価塑性変形倍率 η^* を表-3に示す。同じ長さの梁の場合で比較すると、スプリットティー形式の方が溶接形式と比べて E_{max} が大きいことがわかる。また、図-7に示すようにスプリットティーの長さの梁の長さに対する比 l_j/L が大きくなるほど η^* も大きくなる傾向にある。溶接形式の場合の塑性変形倍率が梁の長さによって変わらないとすれば、このことは、スプリットティー形式の梁の塑性変形能力はスプリットティー部を剛域と仮定して予測される値よりもかなり大きくなり、 l_j/L が大きくなるほどそれが顕著になることを示している。

(2) 繰り返し载荷の影響

図-8に試験体 S170-10C の曲げモーメントと部材角の関係を示す。最初の正側のサイクルでは摩擦面の滑りによる変形は $0.2/100\text{rad}$ 程度であり、滑り音もなかったが、それ以降の負側のサイクルからは明確な滑り音を発して滑り変形が増加し、最終的には $1.5/100\text{rad}$ 程度の滑り変形を生じた。また、滑り耐力は田中らの実験¹⁾と同様に数サイクルで初期滑りの半分程度に低下し、以後は安定する。

正側と負側の各サイクルについて新たな荷重域に対応する骨格部を変形の進展にしたがって順次つなぎ合わせ

ると、図-9に示す骨格曲線が得られる⁶⁾。また、点線で同じ形状の試験体 (S170-10) の単調载荷の結果を示す。これから、繰り返し载荷時の荷重-変形関係の骨格曲線は単調载荷時の荷重-変形関係とほぼ等価であるといえる。一方、バウシンガー部については、滑り荷重と滑り量の履歴則を評価することが重要となるが、検討は今後の課題とする。

(3) ひずみ分布

図-10に代表的な試験体 S170-10 の梁のひずみ分布の例を示す。フランジのひずみゲージは高力ボルトとの干渉を避けるため、接合部から外れた位置も含めて全て端部の小口に貼ってある。また、材軸方向のひずみ分布を見るために局部座屈の影響のない引張フランジ側の測定点を多めにしている。ボルトおよびボルト孔が存在するためフランジのひずみは断面の各所で一様ではないが、材軸方向の分布としては最内端ボルト位置の内側にひずみが集中していることがわかる。これは、ボルト穴欠損部の塑性化が進行した後、ひずみ硬化により周辺部へも塑性化が進展するためであろう。また、引張側のひずみが圧縮側の2倍程度になっている。これに対応して、ウェブのひずみも引張側の方が大きくなっており、中立軸が圧縮側に寄っている。

3. 解析

3.1 解析方針

スプリットティー接合された梁が逆対称の曲げモーメントを受けるときの曲げモーメントと梁の変形角の関係を、モデル化された要素の荷重-変形関係をもとに解析する。スプリットティーと梁の接合部を図-11のようにモデル化する。ティーウェブと梁を各ボルト位置で材軸と直角に切断し、それぞれの要素間の力の釣り合いと変形の適合を検討する。さらに、梁全体としての変形を求めるために、梁の母材部を適当な長さで要素に分割してそれぞれの要素の曲率と中立軸位置を求める。ただし、梁の内端ボルト近傍の1個の要素については要素の長さをフランジ幅の $1/4$ とし、要素片端のボルト孔欠損の影響を考慮する。ここで、解析に際し以下の仮定を設ける。

- (1) 梁の断面は平面を保持する。
- (2) 梁のせん断変形は考慮しない。
- (3) 梁とティーウェブとのすべりは考慮しない。

3.2 解析方法

引張側および圧縮側の i 番目のボルト2本が負担するせん断力をそれぞれ、 R_{ti} 、 R_{ci} とすると、ボルトのせん

図-11 解析モデル

断力の釣り合い条件より、次式が成り立つ。

$$\sum_{i=1}^n R_{ii} = R_0 \quad \dots\dots\dots (1)$$

$$\sum_{i=1}^n R_{ci} = R_0 \quad \dots\dots\dots (2)$$

ここで、 R_0 は次式で計算されるスプリットティーの根元に作用する引張または圧縮力の絶対値である。

$$R_0 = \frac{(L-f)M}{Lh_s} \quad \dots\dots\dots (3)$$

ただし、 M はティーフランジ面における梁の曲げモーメント、 L はティーフランジ面からの片持ち梁としての長さ、 f はティーフランジ面から第1ボルトまでの距離、 h_s は上下のティーウェブの中心間の距離である。

次に、 i 番目のティーウェブと梁要素に作用する断面力を考える。引張側のティーウェブの引張力 T_{si} および圧縮側のティーウェブの引張力 C_{si} は次式で与えられる。

$$T_{si} = R_0 - \sum_{j=1}^i R_{ij} \quad \dots\dots\dots (4)$$

$$C_{si} = R_0 - \sum_{j=1}^i R_{cj} \quad \dots\dots\dots (5)$$

i 要素の梁の平均曲率を ϕ_i 、中立軸の断面中央からの距離を x_{ei} とすると、梁の引張フランジの引張力 T_{fi} および圧縮フランジの圧縮力 C_{fi} は次式で与えられる。

$$T_{fi} = A_{fe} \Psi_{ei} [\phi_i (h_f/2 + x_{ei})] \quad \dots\dots\dots (6)$$

$$C_{fi} = A_{fe} \Psi_{ec} [\phi_i (h_f/2 - x_{ei})] \quad \dots\dots\dots (7)$$

また、梁ウェブの中立軸より引張側の引張力 T_{wi} および圧縮側の圧縮力 C_{wi} は次式で与えられる。

$$T_{wi} = \int_0^{h_w/2 + x_{ei}} \Psi_t(\phi_i x) t_w dx \quad \dots\dots\dots (8)$$

$$C_{wi} = \int_0^{h_w/2 - x_{ei}} \Psi_c(\phi_i x) t_w dx \quad \dots\dots\dots (9)$$

ここで、 A_{fe} は梁フランジのボルト孔を控除した断面積、 h_f は梁フランジの中心間の距離、 h_w は梁ウェブの高さ、 t_w は梁ウェブの厚さである。
 $\sigma_e = \Psi_{ei}(\bar{\epsilon})$ および $\sigma_e = \Psi_{ec}(\bar{\epsilon})$ はそれぞれ引張側と圧縮側の梁フランジ要素の平均ひずみ $\bar{\epsilon}$ とボルト孔欠損断面についての有効応力 σ_e の関係を近似する関数、また、 $\sigma = \Psi_t(\epsilon)$ および $\sigma = \Psi_c(\epsilon)$ はそれぞれ梁ウェブの引張および圧縮についてのひずみと応力の関係を近似する関数であり、詳細は次節で述べる。

梁全体の軸力は0なので、力の釣り合いより次式が成り立つ。

$$T_{si} + T_{fi} + T_{wi} = C_{si} + C_{fi} + C_{wi} \quad \dots\dots\dots (10)$$

一方、中立軸回りの曲げモーメントの釣り合い条件より次式が成り立つ。

$$T_{si}(h_s/2 + x_{ei}) + C_{si}(h_s/2 - x_{ei}) + T_{fi}(h_f/2 + x_{ei}) + C_{fi}(h_f/2 - x_{ei}) + M_{wi} = M_i \quad \dots\dots\dots (11)$$

ここで、 M_{wi} は梁ウェブの曲げモーメントで、次式で計算される。

$$M_{wi} = \int_0^{h_w/2 + x_{ei}} \Psi_t(\phi_i x) x t_w dx + \int_0^{h_w/2 - x_{ei}} \Psi_c(\phi_i x) x t_w dx \quad \dots\dots\dots (12)$$

また、 M_i は次式で与えられる。

$$M_i = M \{L - f - (i-1)p\}/L \quad \dots\dots\dots (13)$$

次に、 i 要素の変形の適合を考える。梁フランジの圧縮側の伸び e_{ci} と引張側の縮み e_{ci} は次式で与えられる。

$$e_{ii} = p \phi_i (h_f/2 + x_{ei}) \quad \dots\dots\dots (14)$$

$$e_{ci} = p \phi_i (h_f/2 - x_{ei}) \quad \dots\dots\dots (15)$$

また、ティーウェブの引張側の縮み e'_{ii} と圧縮側の伸び e'_{ci} は次式で表すことができる。

$$e'_{ii} = p \Psi'_{ei}^{-1}(T_{si}/A_{se}) \quad \dots\dots\dots (16)$$

$$e'_{ci} = p \Psi'_{ec}^{-1}(C_{si}/A_{se}) \quad \dots\dots\dots (17)$$

ここで、 p はボルトピッチ、 A_{se} はティーウェブのボルト孔を控除した断面積である。また、 $\bar{\epsilon} = \Psi'_{ei}^{-1}(\sigma_e)$ および $\bar{\epsilon} = \Psi'_{ec}^{-1}(\sigma_e)$ はそれぞれ引張側と圧縮側のティーウェブ要素の有効応力と平均ひずみの関係を近似する関数で

図-12 接合部の解析の流れ図

ある。さらに、引張および圧縮フランジの高力ボルトの支圧変形量 Δ_{ii} と Δ_{ci} をせん断力の関数として次式で表す。

$$\Delta_{ii} = \Omega(R_{ii}) \quad \dots\dots\dots (18)$$

$$\Delta_{ci} = \Omega(R_{ci}) \quad \dots\dots\dots (19)$$

引張側および圧縮側それぞれについて、梁フランジとティーウェブの変形の適合条件から次式が導かれる。

$$e_{ii} + \Delta_{ii} = e'_{ii} + \Delta_{ii+1} \quad \dots\dots\dots (20)$$

$$-e_{ci} + \Delta_{ci+1} = -e'_{ci} + \Delta_{ci} \quad \dots\dots\dots (21)$$

この式は(18), (19)式を使って次式のように書き換えることができる。

$$R_{ii+1} = \Omega^{-1}(e_{ii} - e'_{ii} + \Delta_{ii}) \quad \dots\dots\dots (22)$$

$$R_{ci+1} = \Omega^{-1}(e_{ci} - e'_{ci} + \Delta_{ci}) \quad \dots\dots\dots (23)$$

ここで、 Ω^{-1} は Ω の逆関数である。これは、 i 要素の変形が分かれば $(i+1)$ 番目の高力ボルトのせん断力が求まる

ことを示している。

(10), (11)式の釣り合い条件式および(20), (21)式の適合条件式は、それぞれ $(n-1)$ 個の要素について成り立つ。さらに、(1), (2)式の釣り合い条件式を加えると、 $(4n-2)$ 個の連立方程式が得られる。一方、未知数は R_{ii} , R_{ci} がそれぞれ n 個、 ϕ_i , x_{ei} がそれぞれ $(n-1)$ 個であるので、これらについて解くことができる。

各要素の変形特性が非線形なため、与えられた曲げモーメントに対する接合部の変形を求めるためには、図-12に示す流れ図に従って反復計算を行う。解が得られたら、接合部の変形による梁の部材角は次式で計算される。

$$\theta = \frac{f_e \Psi_{ei}^{-1}(R_0/A_{se}) + f_e \Psi_{ec}^{-1}(R_0/A_{se})}{h_s} \frac{(L-f)}{L} + \frac{\Delta_{i1} + \Delta_{c1}}{D} \frac{(L-f)}{L} + \sum_{i=1}^{n-1} \frac{\phi_i p(L-f-i p)}{L} \quad \dots\dots\dots (24)$$

梁の接合部以外の要素についても同様の解析を行う。

3.3 要素の変形特性

解析モデルを構成する各要素の変形特性を以下のようにモデル化する。

(1) 板要素の応力-ひずみ関係

孔の明いていない鋼板の引張応力と引張ひずみの関係については種々の数式モデルが提案されているが^{8), 9)}、数学的取り扱いの便利さから以下に示す指数関数モデルを採用する。

$$\left. \begin{aligned} \sigma &= \Psi_f(\varepsilon) \\ 0 \leq \varepsilon < \varepsilon_y &: \Psi_f(\varepsilon) = E \varepsilon \\ \varepsilon_y \leq \varepsilon < \varepsilon_{st} &: \Psi_f(\varepsilon) = \sigma_y \\ \varepsilon_{st} \leq \varepsilon &: \Psi_f(\varepsilon) = \sigma_y c_0 (\varepsilon/\varepsilon_y)^n \end{aligned} \right\} \quad \dots\dots\dots (25)$$

ここで、 $\varepsilon_y = \sigma_y/E$, $\varepsilon_{st} = (1/c_0)^{1/n} \varepsilon_y$, σ_y は降伏応力、 E はヤング率、 c_0 と n はひずみ硬化領域の曲線形状を決める材料定数である。本実験の素材試験によれば、図-13に示すようにPL-9(SS400), PL-12(SS400)ともに $c_0 = 0.54$, $n = 0.24$ が適当である。

圧縮応力と圧縮ひずみの関係も(25)式と同様に表すことができる。ただし、鋼素材の応力とひずみを真応力と

図-13 素材の応力-ひずみ関係のモデル化 (引張時)

図-14 素材の応力-ひずみ関係のモデル化 (圧縮時)

図-15 有孔板の引張試験片の形状と測定方法

表-4 有孔板の引張試験片の一覧 (単位: mm)

試験体 名称	材質	板幅 w	板厚 t_f	孔径 d	孔配置	標点間距離 p_g, q
A1	SS400	150	12	17	2列	45, 37.5
A2	SS400	150	12	21.5	2列	55, 37.5
A3	SM490A	200	16	17	2列	45, 37.5
A4	SS400	200	12	17	千鳥	90, 50

対数ひずみで表せば引張応力下と圧縮応力下の応力-ひずみ関係は一致するが、公称応力と公称ひずみで表すと圧縮時の応力の方が大きくなる。そこで、確認のため図-17に示すような十字断面の短柱圧縮試験を行った。その結果を近似する材料定数として、図-14に示すようにSS400の場合に $c_0 = 0.60$, $n = 0.25$ を得た。なお、参考のため、同じ材料の引張時の応力-ひずみ関係と、それから真応力と対数ひずみを経由して換算した圧縮時の応力-ひずみ関係をあわせて示す。また、SM490Aの場合は短柱圧縮試験は行っていないが、引張試験結果からの同様の換算により、 $c_0 = 0.70$, $n = 0.20$ とする。

(2) 有孔板の引張時の応力-ひずみ関係

Fisher⁶⁾によれば、有孔板の隣り合う孔の間の平均ひずみ $\bar{\epsilon}$ と孔を控除した断面についての有効応力 σ_e との関係は次式で近似できる。

$$\left. \begin{aligned} \sigma_e &= \Psi_{el}(\bar{\epsilon}) \\ 0 \leq \bar{\epsilon} < \bar{\epsilon}_y : \Psi_{el}(\bar{\epsilon}) &= \frac{A_e}{A_e} E \bar{\epsilon} \\ \bar{\epsilon}_y \leq \bar{\epsilon} : \Psi_{el}(\bar{\epsilon}) &= \sigma_y + (\sigma_u - \sigma_y) \\ &\quad \cdot \left[1 - \exp \left\{ -\alpha (\sigma_u - \sigma_y) \frac{A}{A_e} (\bar{\epsilon} - \bar{\epsilon}_y) \right\} \right]^{\frac{2}{3}} \end{aligned} \right\} \dots \dots \dots (26)$$

図-16 有孔板の応力-ひずみ関係のモデル化 (引張時)

ここで、 $\bar{\epsilon}_y = A_e / A \cdot \sigma_y / E$, A は板の全断面積, A_e は孔を控除した断面積, σ_u は引張強さ, α は実験定数である。また、上式の逆関係は次式となる。

$$\left. \begin{aligned} \bar{\epsilon} &= \Psi_{el}^{-1}(\sigma_e) \\ 0 \leq \sigma_e < \sigma_y : \Psi_{el}^{-1}(\sigma_e) &= \frac{A_e}{A} \frac{\sigma_e}{E} \\ \sigma_y \leq \sigma_e : \Psi_{el}^{-1}(\sigma_e) &= \frac{A_e}{A} \frac{\sigma_e}{E} - \frac{A_e}{A \alpha (\sigma_u - \sigma_y)} \\ &\quad \cdot \ln \left\{ 1 - \left(\frac{\sigma_e - \sigma_y}{\sigma_u - \sigma_y} \right)^{\frac{2}{3}} \right\} \end{aligned} \right\} (27)$$

Fisher は、ASTMのA7とA440の鋼材について行った有孔板の引張試験より $\alpha = 1.0 \text{ in}^2/\text{kips} = 14.2 \text{ cm}^2/\text{tf}$ としているが、JIS鋼材の場合および孔が千鳥配置の場合についての適用性を確認する必要がある。また、ひずみの最も集中する梁の内端ボルト孔近傍部の応力-ひずみ関係も知る必要がある。

そこで、図-15と表-4に示す試験体について引張試験を行った。孔と孔の間の部分(M部)および孔の隣の部分(A部)について標点間の伸びを測定し、有効応力と平均ひずみの関係を求めた。A部の評点距離のとり方は、加藤ら¹⁰⁾のFEM解析結果を参考にして、孔の中心から45°の範囲に塑性域が集中すると仮定し、板幅の1/4とした。その結果、図-16に示すように、孔が2列配置の場合および千鳥配置の場合ともに、 $\alpha = 10.0 \text{ cm}^2/\text{tf}$ とすれば(26)式はM部についての実験結果をよく近似することがわかった。なお、孔が千鳥配置の場合の有効断面積の計算は「鋼構造設計規準」¹¹⁾の方法によった。また、A部についてもM部と同じ式が適用できることがわかった。

(3) 有孔板の圧縮時の応力-ひずみ関係

有孔板が圧縮される場合の平均ひずみと有効応力との関係は、ひずみが小さい範囲では引張の場合と同じと考えられる。しかし、孔がある程度変形すると孔の縁が高力ボルトの軸部に接触して、孔のない板と同じ挙動を示すようになると考えられる。そこで、図-17に示すように高力ボルトを入れた状態で十字断面の短柱圧縮試験を行った。その結果、図-18に示すような応力-ひずみ関係が得られたので、これを次式で近似する。

$$\left. \begin{aligned} \sigma_e &= \Psi_{ec}(\bar{\epsilon}) \\ 0 \leq \bar{\epsilon} < \bar{\epsilon}_y &: \Psi_{ec}(\bar{\epsilon}) = \frac{A}{A_e} E \bar{\epsilon} \\ \bar{\epsilon}_y \leq \bar{\epsilon} < \bar{\epsilon}_c &: \Psi_{ec}(\bar{\epsilon}) = \sigma_y + (\sigma_u - \sigma_y) \\ &\quad \cdot \left[1 - \exp \left\{ -\alpha (\sigma_u - \sigma_y) \frac{A}{A_e} (\bar{\epsilon} - \bar{\epsilon}_y) \right\} \right]^{\frac{2}{n}} \\ \bar{\epsilon}_c \leq \bar{\epsilon} &: \Psi_{ec}(\bar{\epsilon}) = \frac{A}{A_e} \sigma_y c_0 \left(\frac{\bar{\epsilon} - \bar{\epsilon}_c + \bar{\epsilon}_s}{\bar{\epsilon}_s} \right)^n \end{aligned} \right\} \quad \cdots (28)$$

ここで、 $\bar{\epsilon}_c$ はボルトの軸部が孔に接触するときのひずみであり、 $\bar{\epsilon}_s$ は次式で与えられるひずみである。

$$\bar{\epsilon}_s = \left(\frac{A_e \Psi_{el}(\bar{\epsilon})}{A \sigma_y c_0} \right)^{\frac{1}{n}} \epsilon_y \quad \cdots (29)$$

図-17 短柱圧縮試験体と荷重方法

図-18 有孔板の応力-ひずみ関係のモデル化 (圧縮時)

図-18の実線で示すように、 c_0 と n を孔のない板要素の値と同じとし、 $\alpha=20.0$ 、ボルト孔のクリアランスが1.0mmのとき $\bar{\epsilon}_c=2.0\%$ 、1.5mmのとき $\bar{\epsilon}_c=3.0\%$ とすると実験結果とよく一致する。

(4) 高力ボルトのせん断力と支圧変形量の関係

Fisher⁶⁾によれば、高力ボルトのせん断力 R と支圧変形量 Δ の関係は次式によって近似できる。

$$\Delta = \Omega(R) = \frac{-1}{\mu} \ln \left\{ 1 - \left(\frac{R}{R_{ult}} \right)^{\frac{1}{\lambda}} \right\} \quad \cdots (30)$$

$$R = \Omega^{-1}(\Delta) = R_{ult} \{ 1 - \exp(-\mu \Delta) \}^{\lambda} \quad \cdots (31)$$

ここで、 R_{ult} は高力ボルトの最大せん断耐力、 μ と λ はボルト径と鋼板の材質によって決まる定数である。

Fisher⁵⁾は種々のボルトと鋼板の組合せについて引張せん断と圧縮せん断の実験を行い、組合せに応じた μ と λ を求めている。しかし、それらはASTMの規格による鋼材を使用した2面せん断試験によるものなので、本実

図-19 高力ボルトのせん断試験体

図-20 高力ボルトのせん断力-支圧変形関係のモデル化

験の解析には適用できない。そこで、図-19に示すような1面せん断の試験を行った。摩擦力の影響を考慮するため、試験体の摩擦面はサンダーがけとし、高力ボルトは標準ボルト張力で締め付けた。実験結果を図-20に示す。ただし、滑り変位のばらつきを排除するために、支圧状態に入ったときの変位がほぼ一致するようにグラフの横軸を移動している。鋼板の厚さや材質によって多少差があるが、図中に実線で示すようにM16のとき $\mu=10.0$, $\lambda=0.5$, M20のとき $\mu=10.0$, $\lambda=1.5$ とすれば実験結果を近似できる。

4. 解析結果

3章で提示した解析方法で各試験体の変形を計算し、実験結果との比較を行った。なお、梁母材部の分割長さは40mmとした。

まず、先に図-10で梁のひずみ分布の測定結果を示し

図-21 解析による梁のひずみ分布の例 (S170-10)

たS170-10について本解析で得られたひずみ分布を図-21に示す。測定値が梁フランジ先端の局部的なひずみを示しているのに対し、解析値は各要素の平均的なひずみを示しているため、それらの値は必ずしも同じにはならないが、ひずみ分布に関しては解析結果は実験結果に対応していると言える。

図-22に代表的な試験体についての曲げモーメント-部材角関係を示す。中線、細線、破線はそれぞれ梁母材部、内端ボルト孔近傍部、ボルト接合部のみが変形すると考えたときの全体の部材角を示し、それらの和を太線で示す。S170-6の試験体ではボルト孔のクリアランスが大きくボルトの滑り変形が大きいため、解析値と実験値の差が大きい部分があるが、その他の点では本解析は実験の曲げモーメント-部材角関係を良く捕えているといえる。

解析による各部の変形性状を詳細に見ると、梁母材部は当然のことながら溶接タイプの梁と良く似た曲線を描いている。これに対して内端ボルト孔近傍部は、内端ボルト位置が全塑性モーメントに達する荷重 M_{pj} の80%程度まではほとんど変形しないが、それ以後は急激に変形が増加している。また、ボルト接合部は最初から荷重に比例して若干の変形をしているが、 M_{pj} の付近から増加の度合いを強めている。ただし、実際には摩擦が切れて滑りが生ずるまではボルトの支圧変形は生じないので、それまでの変形はもっと小さくなると考えられる。

各部の変形量が全体に占める比率は荷重のレベルによって異なるので、実験の最大耐力よりも $0.1 M_{pj}$ 程度小さい荷重での変形量で比較する。これは、本解析が梁の局部座屈を考慮していないので、最大耐力付近では解

図-22 解析と実験の比較例 (曲げモーメント-部材角関係)

図-23 解析による各部の変形比率と実験値の比較

析と実験との間に大きな差が生じることが避けられないためである。S シリーズの方がフランジの幅厚比が小さいので耐力上昇率が高くなっていることも考慮し、ここでは、S シリーズの試験体については $1.3 M_{pj}$ 、M シリーズについては $1.2 M_{pj}$ のレベルにおける変形を取り、全ての試験体についてその比率を図-23 に示す。これによれば、内端ボルト孔近傍部とボルト接合部の変形は同程度であり、スパンが短くなるほど全体の変形にそれらの占める割合が大きくなり、50% 以上になる場合もあることがわかる。

さらに同じ荷重レベルにおける全体の変形についての解析値に対する実験値の比を同じ図-23 に●印で示す。実験値はS100-10を除いて、解析値よりも2割程度小さくなっている。このことは溶接タイプの2体の試験体についても言えることなので、本論で示した接合部の解析法と言うよりはむしろ梁母材部の解析法にそのような傾向が存在すると考えられる。また、S100-10とS170-6だけが他と比べて実験値の比率が高くなっている理由としては、前者については解析においてせん断力による全塑性モーメントの低下を無視していること、後者については摩擦面の滑り量が大きいことが考えられる。

5. 結論

本論文では、端部に高力ボルト重ね継手を有するH形鋼梁の塑性変形性状を調べるために、スプリットティー形式の接合部を持つ梁の荷重実験を行い、以下の知見を得た。

(1) スプリットティー接合された梁の全塑性曲げ耐力と最大曲げ耐力は、梁の内端のボルト位置までのスプリットティー部を剛域と仮定することで評価できる。

(2) スプリットティー接合された梁の塑性変形能力は接合部を剛域と仮定して予測される値よりも大きくなり、その傾向はスパンが短くなるほど顕著になる。

(3) スプリットティー接合された梁に繰り返し荷重したときの荷重-変形関係の骨格曲線は、単調荷重時の荷

重-変形関係とほぼ一致する。

つぎに、スプリットティーと梁との接合部をボルト位置で材軸方向に分割し、それらの要素の釣り合い条件式と適合条件式から接合部全体の弾塑性変形を求める解析法を提案するとともに、解析の基礎となる有孔板の引張・圧縮変形性状と高力ボルトの支圧変形性状を実験をもとにモデル化した。

さらに、本解析法によって実験結果の検討を行い、以下の結果を得た。

(1) 本解析法によるスプリットティー接合された梁の荷重-変形関係は実験結果と良く対応する。

(2) 全塑性モーメントの1.2~1.3倍の荷重レベルでの高力ボルト接合部と梁の内端ボルト孔近傍部の変形は同程度である。

(3) 梁のスパンが短いほど上記の変形の和が全体の変形に占める比率が高くなり、50%以上になる場合もある。

参考文献

- 1) 田中淳夫, 高梨晃一: 保有接合された高力ボルト接合はり継手の挙動, 日本建築学会論文報告集, 第346号, pp.101~110, 昭和59年12月
- 2) 加藤 勉, 田中淳夫: 高力ボルト引張接合に関する実験的研究(その三) 柱はり接合部としての性状, 日本建築学会論文報告集, 第151号, pp.31~38, 昭和43年9月
- 3) 舟橋功男, 小林昌一, 沖本 弘: 支圧型高力ボルトを用いた柱-接合の実験研究, 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.939~940, 昭和45年9月
- 4) Douty, R. T., and McGuire, W.: High Strength Bolted Moment Connections, Jour. of the Struct. Div., Proc. of the ASCE, pp.101~128, 1965-4
- 5) Fisher, J. W., and Rumpf, J. L.: Analysis of Bolted Butt Joints, Jour. of the Struct. Div., Proc. of the ASCE, pp.181~203, 1965-10
- 6) Fisher, J. W.: Behavior of Fasteners and Plates with Holes, Jour. of the Struct. Div., Proc. of the ASCE, pp.265~286, 1965-6
- 7) 加藤 勉, 秋山 宏: 鋼構造部材の耐力(その4), 日本建築学会論文報告集, 第151号, pp.15~20, 昭和43年9月
- 8) 青木博文, 加藤 勉, 丁 峰: 高炉厚板鋼板の機械的性質と応力-ひずみ関係の数式表示, 日本建築学会構造系論文報告集, 第398号, pp.73~85, 1989年4月
- 9) 青木博文, 笠 振宇: 構造用鋼材の力学的特性のばらつきが梁部材の曲げモーメントと材端回転角の係に及ぼす影響, 鋼構造年次論文報告集, 第1巻, pp.233~240, 1993年7月
- 10) 加藤 勉, 青木博文: 応力集中を有する変断面材の伸び能力と降伏比, 日本建築学会論文報告集, 第159号, pp.25~30, 昭和44年5月
- 11) 日本建築学会: 鋼構造設計規準, 1973年

(1995年1月10日原稿受理, 1995年4月20日採用決定)