

ムの降伏曲げ耐力算定において、ウェブプレートの曲げ耐力への寄与を無視している。高力ボルト摩擦接合部は設計用すべり係数 0.45 を用いて、梁が bM_y に達する以前にすべらない設計とした。No.2 の鋼管柱に関しては No.1 の載荷後のものを再使用した。

2.2 載荷および計測概要

図 3 に示す力学条件となるように、梁端をピンローラー支持し、円形鋼管柱の下端をピン支持、上端を油圧ジャッキにより正負交番繰返載荷する。層間変形角制御により、図の左方向を正側として弾性載荷、 $\pm 0.01\text{rad}$ 、 $\pm 0.02\text{rad}$ 、 $\pm 0.03\text{rad}$ 、 $\pm 0.04\text{rad}$ 振幅を各 2 サイクルずつ、 $\pm 0.05\text{rad}$ 振幅を 1 サイクル載荷した後、正側に 0.1rad 程度まで引き切った。図中に主要な計測項目を併記する。

3. 実験結果および考察

表 2 に試験体の鋼材の機械的性質を示す。

3.1 ト字形部分架構の全体挙動

図 6 に No.1 ～ No.5 の荷重 Q_{jack} - 層間変形角 R 関係を示す。

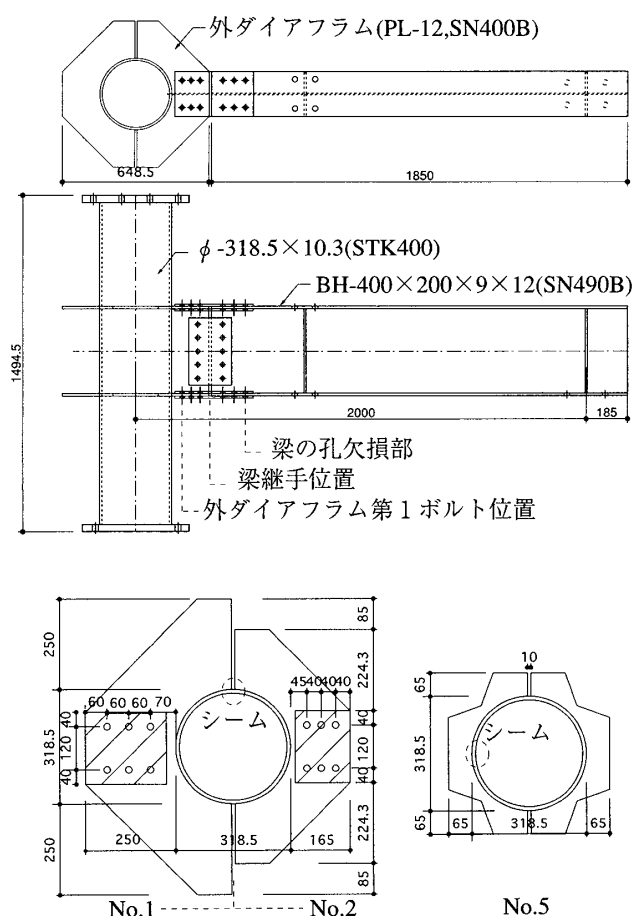


図 2 ト字形部分架構試験体 (単位: mm)

No.1 試験体 (図 4(a)): 0.02rad の正側載荷 1 サイクル目で梁フランジ - フランジ添板間にすべりが発生した ($Q_{jack}=230\text{kN}$)。 0.02rad 振幅の 2 サイクル目以降は梁フランジ - フランジ添板間および外ダイアフラム - フランジ添板間のすべりによるスリップ性状を含む履歴に移行し、大きなすべり音と耐力低下を伴いながら概ね $Q_{jack}=100 \sim 150\text{kN}$ で変形 (すべり) が進行したあと支圧状態になり前サイクルの最終到達点に向けて荷重が上昇する。 0.03rad 振幅時に外ダイアフラムに塗布したペンキにヒビが見られた。引き切り載荷時に圧縮側梁フランジと外ダイアフラムが接触することにより荷重が上昇し、フランジ添板に局部座屈が発生した。また、僅かに圧縮側外ダイアフラムに局部座屈が見られた。しかし局部座屈によって耐力が低減することはなかった。No.2 と柱を兼用しているため、パネルが塑性化し始めた時点で載荷を終了した。

No.2, No.3, No.4 は、No.1 とほぼ同様の挙動を呈し、 0.1rad 程度で外ダイアフラム近傍で円形鋼管柱の前面がせん断破断して破断面が鋼管の側面へと広がり終局となった。

No.5 試験体 (図 4(e)): 0.01rad の正側載荷 1 サイクル目で外ダイアフラムに塗布したペンキにヒビ割れが生じた。 $+0.03\text{rad}$ 振幅の 1 サイクル目で下側外ダイア

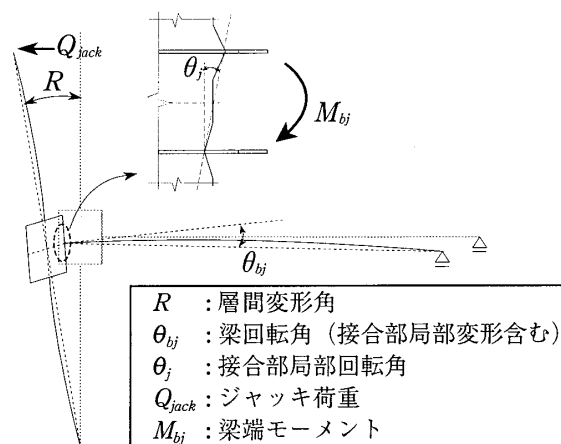
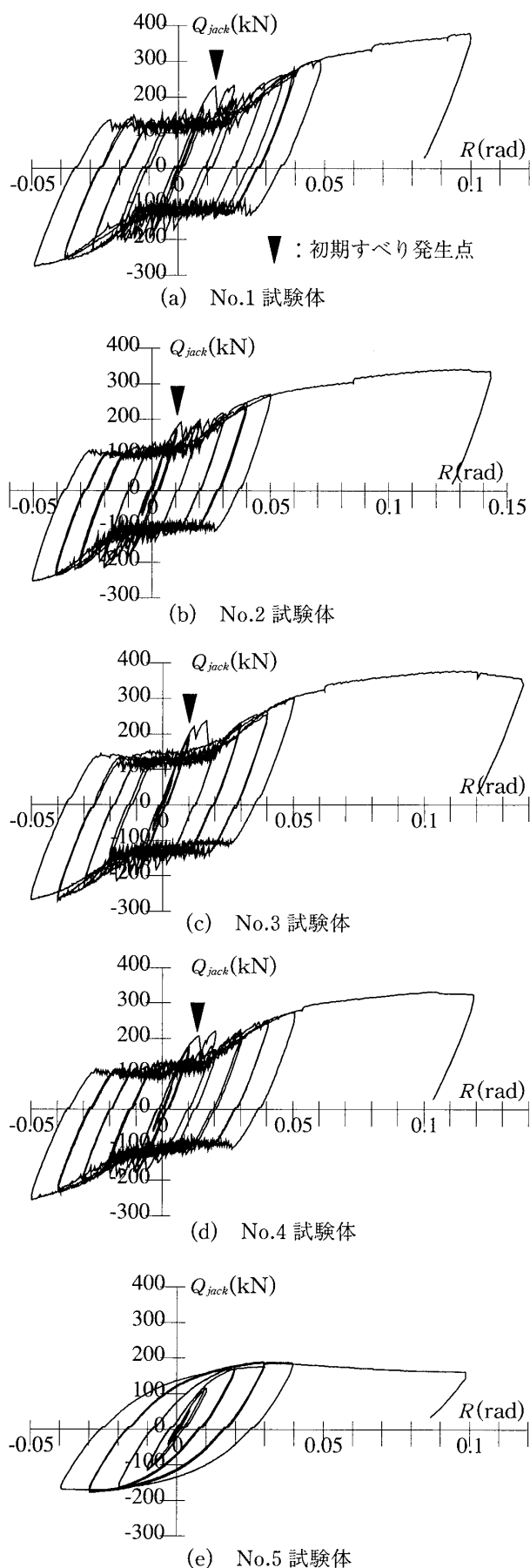


図 3 実験の載荷条件と計測項目の定義

表 2 鋼材の機械的性質

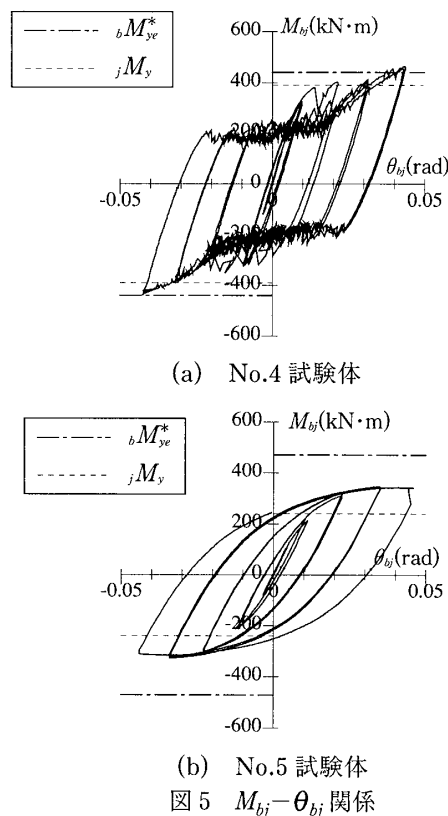
部位	鋼種	板厚 mm	降伏点 N/mm ²	引張強さ N/mm ²	破断伸び %
外ダイアフラム 梁ウェブ	SN400B	9	303	448	29.0
外ダイアフラム 梁フランジ	SN400B	12	286	427	32.0
梁ウェブ	SN490B	9	347	518	26.0
梁フランジ	SN490B	12	381	513	25.0
円形鋼管柱	STK400	10.3	394	476	39.0


図4 荷重 Q_{jack} —層間変形角 R 関係

フラムに局部座屈が発生し、 -0.03rad 振幅の1サイクル目で下側外ダイアフラムの局部座屈がなくなり、上側外ダイアフラムに局部座屈が発生した。このように 0.03rad 振幅以降は上下どちらかの外ダイアフラムに局部座屈が常に発生してほぼ一定の耐力を保ったまま変形が進行していった。引き切り載荷時に下側外ダイアフラムの局部座屈による変形が大きくなり、梁フランジと上下両側の外ダイアフラムとの溶接部周辺に亀裂が入った。また、No.2, No.3, No.4 試験体と同様に円形鋼管柱の前面がせん断破断して破断面が鋼管の側面へと広がっていった。

3.2 接合部を含む梁の弾塑性挙動

図5にNo.4, No.5の梁端モーメント M_{bj} —梁回転角 θ_{bj} 関係を示す。ここで、 M_{bj} は柱フェイス位置に作用する曲げモーメント、 θ_{bj} は接合部の局部変形を含んだ梁の回転角であり図3に示す変形に対応する。図5に ${}_bM_{ye}^*$ (一点鎖線)、 ${}_jM_y$ (破線)の算定結果を併記する。ここで、 ${}_bM_{ye}^*$ は図2に示す梁のボルト孔欠損部において孔欠損を考慮した降伏モーメントに達したときの柱フェイス位置換算モーメントである。No.5については、 ${}_bM_{ye}^*$ は図2に示す梁継手位置において降伏モーメントに達したときの柱フェイス位置換算モーメントである。No.4の ${}_jM_y$ は剛性が低下した付近の耐力を捉え、No.5の ${}_jM_y$


図5 M_{bj} — θ_{bj} 関係

は剛性が急激に低下する直前の耐力を捉えている。

図6に梁端モーメント M_{bj} — 梁回転角 θ_{bj} 関係骨格曲線を No.1, No.2 について示す。同図に初期剛性の実験値 $_{exp}K_{bj}$ (点線) と計算値 $_{cal}K_b$ (一点鎖線) を併記する。ここで, $_{cal}K_b$ は柱フェイス位置—梁継手位置(図2参照)間に梁と同じ断面の部材が存在すると仮定した場合の梁の弾性剛性計算値(曲げ変形, せん断変形を考慮)であり, 接合部の局所変形は無視している。No.1, No.2 の $_{exp}K_{bj}/_{cal}K_b$ は 0.66 ~ 0.76 であり, この差は接合部の局所変形によるものである。

3.3 耐力計算値と実験結果の比較

表3に各試験体の耐力計算値と実験値を示す。ここで, $_{exp}M_y$ は降伏耐力実験値で M_{bj} — θ_{bj} 関係骨格曲線における接線剛性が初期剛性の 1/3 になるときの耐力であり, $_{cal}M_y$ は次式で定義する降伏耐力計算値である。

$$_{cal}M_y = \min\{_{b}M_{ye}^*, _jM_y\} \quad (3)$$

ただし, No.3 についてはすべりによって降伏耐力実験値が決定したため $_{cal}M_y$ はすべり耐力 M_{slip}^* とする。ここで, M_{slip}^* は図2に示す外ダイアフラムの第1ボルト位置においてすべり耐力に達したときの柱フェイス位置換算モーメントである。

降伏耐力に関して, No.4, No.5 は設計通り外ダイアフラムの降伏により耐力が決まり, No.5 の $_{cal}M_y$ に対する $_{exp}M_y$ の比は 1.05 となり良い対応を示した。このことから文献1)で提案した耐力式は曲げとせん断が作用する梁端接合部にも適用可能であると思われる。一方, No.4 の $_{cal}M_y$ に対する $_{exp}M_y$ の比は 0.86 となり, $_{cal}M_y$ は過大評価となることがわかった。これは, 接合部の降伏耐力 $_jM_y$ は文献1)で誘導した全塑性耐力計算値 $_{cal}P_p$

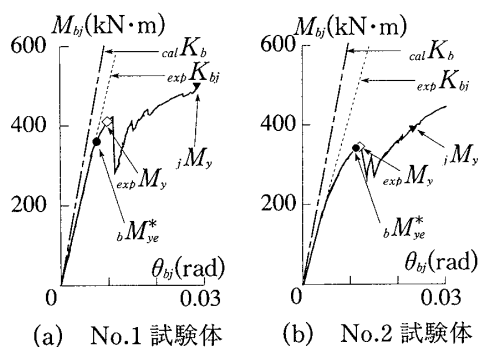


図6 M_{bj} — θ_{bj} 関係骨格曲線

表3 耐力計算値と実験値

試験体	梁降伏耐力	接合部降伏耐力	降伏耐力計算値	降伏耐力実験値	$\frac{_{exp}M_y}{_{cal}M_y}$
	$_{b}M_{ye}^*$ kN·m	$_jM_y$ kN·m	$_{cal}M_y$ kN·m	$_{exp}M_y$ kN·m	
1	358	499	358	406	1.13
2	338	390	338	341	1.01
3	454	466	339	395	1.17
4	436	390	390	342	0.86
5	467	240	240	254	1.05

から得たものであり, 全塑性耐力計算値 $_{cal}P_p$ は局部引張実験によって得られた降伏耐力実験値 $_{exp}P_y$ を 1 割程度過大評価していること, また梁との接合を高力ボルト接合とすることで鋼管壁前面の外ダイアフラムの応力伝達が文献1)で用いた塑性解析モデルと異なることが原因であると考えられる。

4. まとめ

層間変形角 0.1rad 程度まで梁の全塑性モーメント $_bM_p$ 以上の耐力を保持できる変形能力を持たせられることを確認した。

外ダイアフラムの先行降伏を意図して設計した, 梁フランジと外ダイアフラムを溶接接合した No.5 の実験結果より, 文献1)で提案した耐力式による外ダイアフラムの耐力算定が妥当であることを確認した。一方, No.4 の結果より, 高力ボルト接合した場合は過大評価となることが明らかとなった。

梁の先行降伏を意図して設計した No.1, No.2 の載荷実験より, 接合部の局所変形に起因して, 梁の初期剛性実験値は剛接合と仮定した計算値に比べて 24 ~ 34% 低下した。梁端に塑性ヒンジを形成する剛接合とするためには外ダイアフラム接合部の降伏耐力に 20% 程度の余力を持たせる必要があると考えられる。

謝辞

本研究は 2009 年度鹿島学術振興財団による研究助成を受けた。ここに記して感謝の意を表します。

【参考文献】

- 1) 中山裕貴, 佐藤篤司, 松尾真太郎, 木村慧, 吹田啓一郎: 外ダイアフラムを用いた円形鋼管柱と梁フランジ接合部の耐力評価, 日本建築学会構造系論文集, 第 656 号, pp.1917—1925, 2010.10
- 2) 日本建築学会: 鋼構造接合部設計指針, 2006.3

*1 京都大学大学院工学研究科建築学専攻 修士課程

*2 名古屋工業大学大学院創成シミュレーション工学専攻 准教授・博士(工学)

*3 京都大学大学院工学研究科建築学専攻 教授・博士(工学)

Graduate Student, Dept. of Architecture and Architectural Engineering, Kyoto Univ.

Assoc. Prof., Dept. of Scientific and Engineering Simulation, Nagoya Institute of Technology, Dr. Eng.

Prof., Dept. of Architecture and Architectural Engineering, Kyoto Univ., Dr. Eng.