

論文 鉄骨仕口部を角形鋼管とした RC 柱 S 梁接合部架構の耐震性能

福原 武史^{*1}・石川 裕次^{*1}・樋口 満^{*2}・上村 昌之^{*3}

要旨：RC 柱 S 梁のハイブリッド架構において、鉄骨仕口部に角形鋼管を用いた十字形接合部実験を行い、S 梁を RC 柱に貫通させた接合部とのディテールの差異および、梁の段差による接合部支圧耐力への影響を検討した。加えて、仕口部の鋼管の面外降伏が先行する場合の接合部耐力への影響も確認した。この結果、仕口部に鋼管を用いた接合部では RC 柱に S 梁を貫通させた接合部と比べて接合部支圧耐力が大きくなること、本実験で検討した梁段差（実寸で 100mm 相当）であれば接合部支圧耐力への影響が小さいこと、および仕口部の角形鋼管が先行して面外変形する場合には鋼管の面外耐力で接合部耐力が決定することが確認された。

キーワード：RC 柱, S 梁, 合成混合構造, 十字型接合部, 梁段差

1. はじめに

RC 柱 S 梁架構は、材料特性が有効に活用されるように、主に軸力を負担する柱には鉄筋コンクリートが、曲げ応力を負担する梁には鉄骨が用いられた合理的な架構（図-1(a)参照）であり、倉庫や工場、駐車場などを中心に適用実績が増加傾向にある。しかしながら、この RC 柱 S 梁架構は、左右あるいは直交方向に取り付く梁の段差がある場合には、鉄骨仕口部の形状が複雑になるという課題があった。直交梁の段差が小さい場合においては、交差する梁のフランジが干渉することで、溶接が困難になる場合も見られた。

本論ではこの課題を抜本的かつシンプルに解決するため、図-1(b)に示すように S 梁を角形の仕口鋼管に溶接するディテールを提案する。この接合部だけ取り出すと、SRC（充填被覆鋼管コンクリート）造や CFT 造のディテールに類似しており、接合部せん断力についてはこれらの一連の研究結果が参考になると考えられる。一方、本工法は SRC 造や CFT 造と異なり、柱と梁が鉄骨で直

接接続されていないことから、鉄骨の回転により生ずるてこ応力による接合部支圧耐力について確認する必要がある。このため、本論では、特に接合部支圧破壊モードを対象とした十字形架構実験を行い、仕口鋼管接合形式の接合部の支圧耐力を検証することとした。

2. 実験概要

2.1 試験体

試験体詳細を図-2に示す。試験体は、RC 柱 S 梁架構の接合部を模擬した約 1/2 スケール縮尺モデルで、外径 400×400mm の RC 柱の内部に S 梁の一部および仕口鋼管が埋め込まれることで接合部が形成されている。また、鉄骨の仕口部は、鋼構造接合部指針¹⁾に示されるノンダイアフラム形式の面外耐力の検討における降伏線高さを確保するため、仕口鋼管の端部を梁フランジから柱側に 50mm まで突き出したディテールとしている。

表-1には試験体一覧を示す。試験体は計4体で、試験体 J30 は一般的な RC 柱貫通形式を、試験体 JT01、試

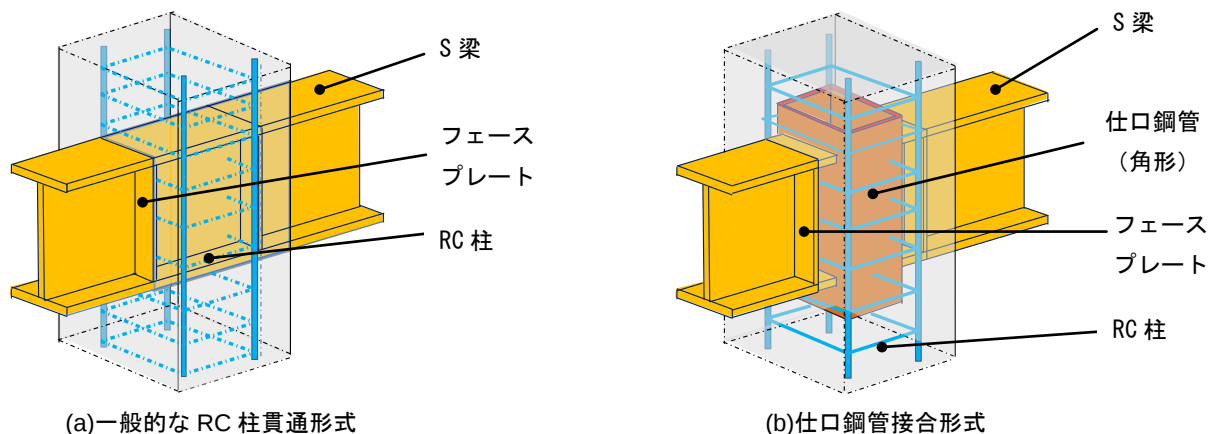


図-1 RC 柱 S 梁接合部のイメージ

*1 竹中工務店 技術研究所 工博（正会員）

*2 竹中工務店 東京本店 設計部

*3 竹中工務店 東京本店 設計部 工修

験体 JT02 および試験体 JT03 は仕口鋼管接合形式を模擬している。試験体 JT01 は仕口鋼管接合形式とし、試験体 J30 と比較することで、RC 柱貫通形式と仕口鋼管接合形式のディテールの差異を確認する。試験体 JT02 は梁に段差（実大で 100mm を想定）のあるディテールとしており、試験体 JT01 と比較することで梁段差がある場合の影響を確認する。試験体 JT03 は仕口鋼管を試験体 JT02 よりも薄肉に設定しており、鋼管の板厚の影響を確認することとした。なお、JT03 を除いた試験体はいずれも接合部支圧破壊モードとなるように設計し、JT03 のみ仕口鋼管の面外降伏となるように設計した。また、いずれの試験体も鋼管以外のディテールは同一としたが、試験体 J30 については先行して実施した実験であったため、確

実に支圧破壊となるように梁フランジを厚く設定している。ただし、梁フランジの厚み方向は鉄骨からコンクリートへの支圧応力の伝達方向では無いことから、接合部支圧耐力にはほとんど影響しないと考えられる。

表-2 にはコンクリートの材料試験結果を、表-3 には鋼材の機械的性質を示す。なお、試験体 J30 のみ先行して製作したことから、使用された材料は 2 ロットに分かれている。

2.2 加力装置および加力方法

加力装置を図-3 に示す。また、加力プログラムを図-4 に示す。加力は、柱に一定軸力（軸力比 $n=N/(B \cdot D \cdot \sigma_c)=0.2$ ）を与えて一定とし、梁に繰り返しせん断力を加えることで、地震力を模擬した。

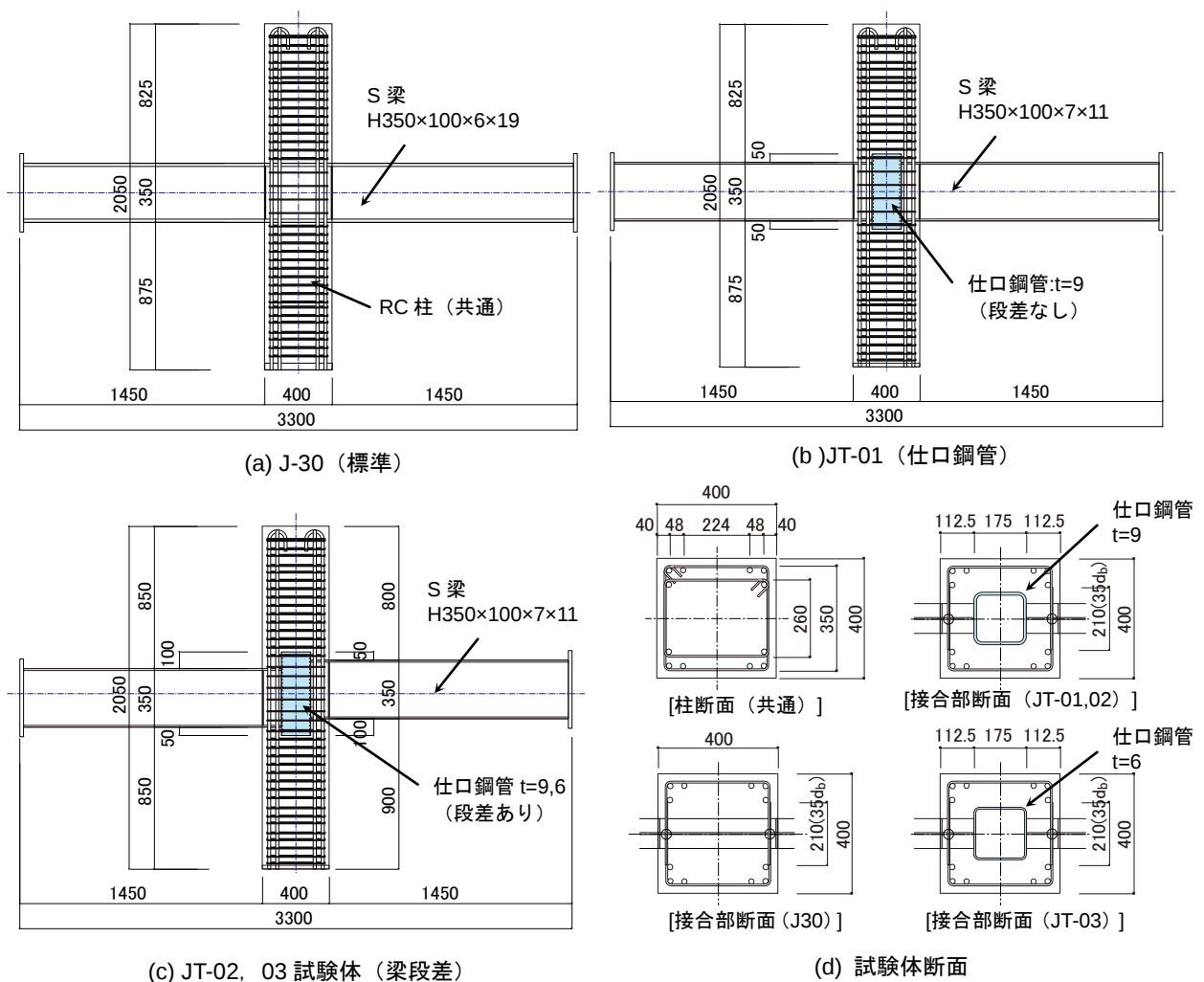


図-2 試験体詳細 (単位:mm)

表-1 試験体一覧

	試験体の特徴	柱	梁	仕口鋼管
J-30	基準 (柱貫通形式)	目標コンクリート強度: 30(N/mm ²) 断面: B×D = 400×400mm(Fc30) 主筋: 12-D16 $p_g = 1.49\%$ (SD345) 帯筋: 4-D6@50 $p_w = 0.64\%$ (SD295) 接合部帯筋: 2-D6@80 $p_w = 0.20\%$ (SD295)	BH-350×100×6×19 (SN490)	無し
JT-01	仕口鋼管形式		BH-350×100×7×11 (SN490)	□-175×175×9 (STKR400)
JT-02	仕口鋼管+梁段差			□-175×175×6 (STKR400)
JT-03	薄肉鋼管仕口 (梁段差)			□-175×175×6 (STKR400)

3. 実験結果

3.1 試験体状況

写真－1 には、層間変形角 $R = 10/1000\text{rad}$ および $R = 20/1000\text{rad}$ における試験体の状況を示す。写真より分かるように、 $R=10/1000\text{rad}$ においては、いずれの試験体も鉄骨フランジからコンクリートへの支圧力に起因する放射上のひび割れ（支圧ひび割れ）が多数生じたが、接合部にせん断ひび割れはほとんど生じていない。また、支圧ひび割れ幅は、試験体 JT-01 および試験体 JT-02 は、架構の層間変形角 $R=10/1000\text{rad}$ 時の残留ひび割れ幅が $0.04\sim0.08\text{mm}$ であり、試験体 J-30 と同程度の結果であった。一方、鋼管を薄肉とした試験体 JT03 の $R=10/1000\text{rad}$ 時の残留ひび割れ幅は 0.25mm であり、試験体 JT-02 と比較して大きい結果であった。これは、試験体 JT-02 と比べて鋼管が薄く、鋼管の面外変形が大きくなることにより、コンクリートのひび割れ幅を押し広げたと考えられる。

3.2 荷重変形関係

図－5 には、架構の層間変形角-梁せん断力の関係を示す。なお、架構の層間変形角は、加力側の梁端部に取り付けられた変位計の測定値を梁部材長さ（接点距離）で除することにより得た。また梁せん断力は、左右の梁の

せん断力の平均値で示している。

まず、接合部のディテールの違いによる影響を検証するため、試験体 J-30（RC 柱貫通形式）と JT-01（仕口鋼管接合形式）を比較する。図より分かるように、試験体 J-30 は $20/1000\text{rad}$ で最大耐力に達しているのに対し、JT-01 では $15/1000\text{rad}$ 時に最大耐力に達しており、JT-01 のほうが最大耐力に早期に達している。これは、仕口鋼管がコンクリートとの間の機械的な定着としても働き、一体性が高いからであると考えられる。また、最大耐力に関しては、仕口鋼管接合形式では、梁フランジの支圧面積が RC 柱貫通形式と比べて鋼管分だけ欠損することから、支圧耐力が低下することが予想されたが、両試験体とも最大耐力は概ね同程度であった。これは、梁フランジの支圧面の欠損分は仕口鋼管の支圧抵抗により補われていたことを示唆している。

次いで、梁の段差の影響を検証するため、試験体 JT-01（梁段差なし）と JT-02（梁段差あり）を比較する。図より分かるように、正加力時では試験体 JT-02 の最大耐力は試験体 JT-01 と比べて 10% 大きい結果であり、また負加力時における荷重変形関係はほぼ同一であった。正加力時において試験体 JT-02 の最大耐力が大きい結果であったのは、試験体 JT-02 の正加力時のほうが鋼管の柱側

表－2 コンクリート材料試験結果

試験体	σ_c (N/mm^2)	E_c (N/mm^2)
J30	33.6	31200
JT01	29.2	26100
JT02	30.0	26300
JT03	30.2	26200

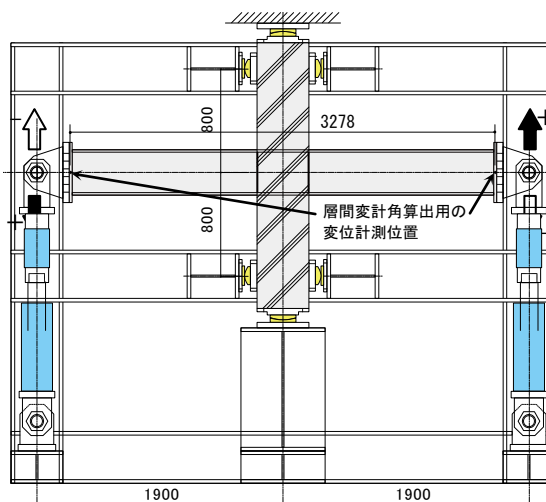
σ_c :圧縮強度, E_c :ヤング係数

表－3 鋼材の機械的性質

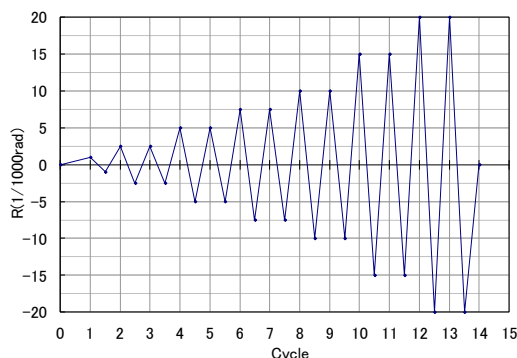
	σ_y (N/mm^2)	E_s (N/mm^2)	σ_u (N/mm^2)	ϕ (%)
D6-1(hoop)*	361	195000	517	18.8
D6-2(hoop)	362	194000	519	11.9
D16-1(bar) *	362	188000	565	16.9
D16-2(bar)	361	188000	526	20.7
PL-19(flange) *	382	204000	512	29.2
PL-11(flange)	418	193000	553	37.9
PL-6-1(web) *	379	202000	529	25.5
PL-7(web)	490	199000	588	16.8
PL-9(tube)	395	200000	476	19.7
PL-6-2(tube)	376	200000	480	31.3

σ_y :降伏強度, E_s :ヤング係数, σ_u :引張強度, ϕ :伸び率

*試験体 J30 に使用された材料



図－3 加力装置(単位:mm)

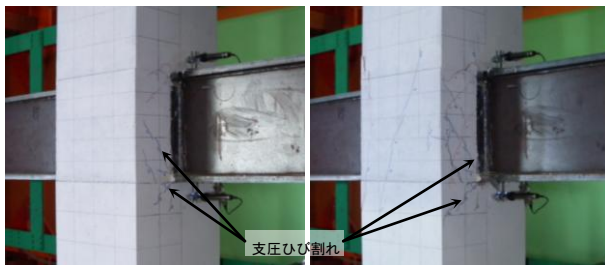


図－4 予定した加力プログラム

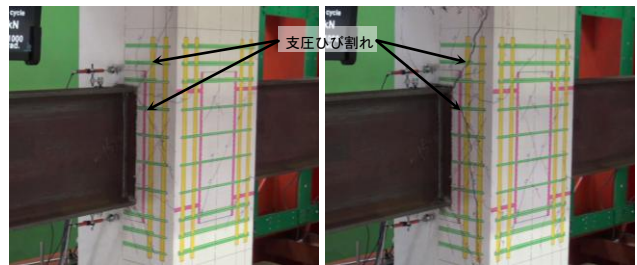
への突き出しが大きく、支圧力を受ける面積が広がっていることが一因に挙げられる。

最後に、仕口鋼管の板厚の影響を検証するため、試験

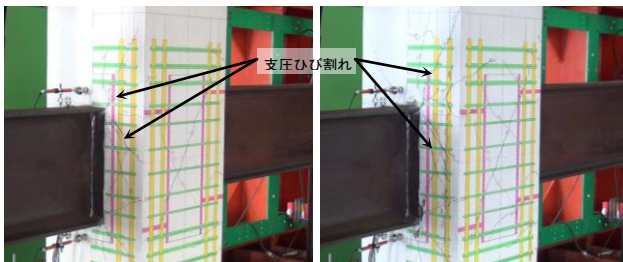
体 JT-02（鋼管の面外耐力を確保）と試験体 JT-03（鋼管の面外耐力が不足）を比較する。図より分かるように、試験体 JT-03 は明確に試験体 JT-02 よりも耐力が小さいこ



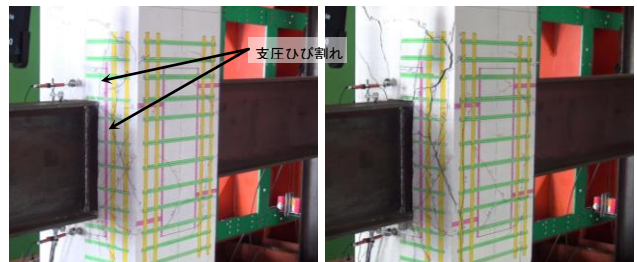
(a) J30 (左 : 10/1000rad.時, 右 : 20/1000rad.時)



(b) JT-01 (左 : 10/1000rad.時, 右 : 20/1000rad.時)

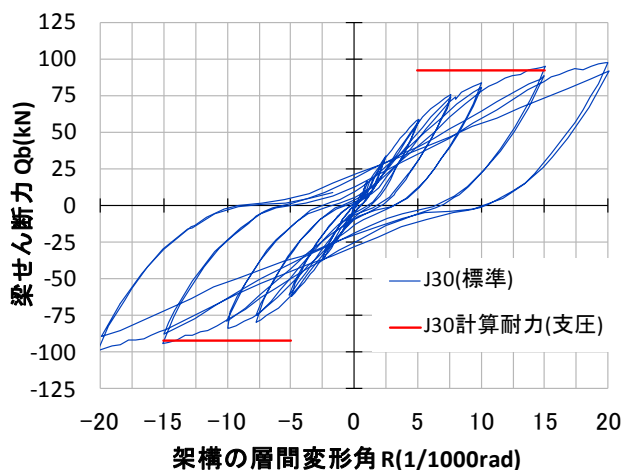


(c) JT-02 (左 : 10/1000rad.時, 右 : 20/1000rad.時)

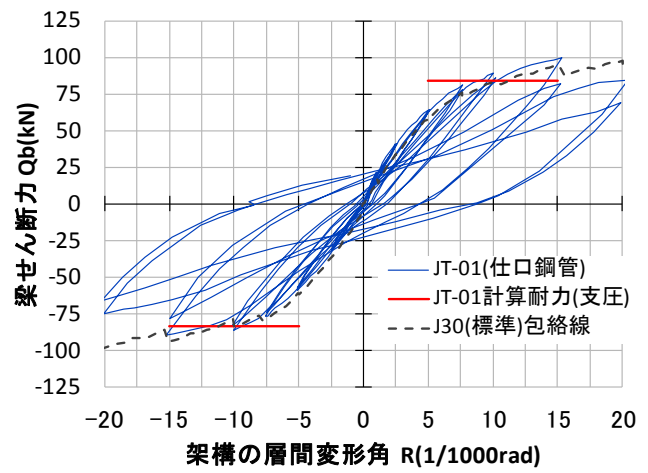


(d) JT-03 (左 : 10/1000rad.時, 右 : 20/1000rad.時)

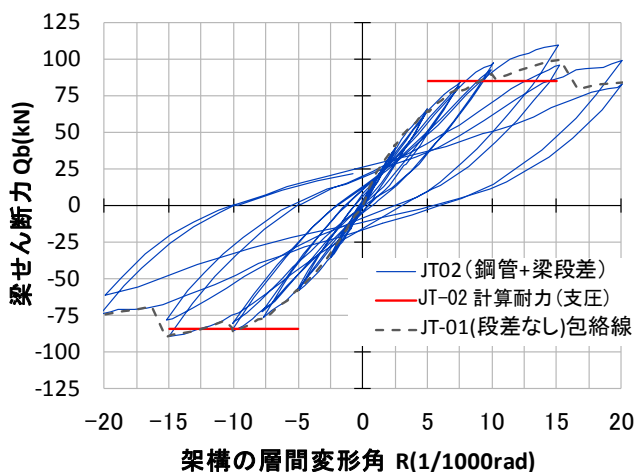
写真-1 試験体状況



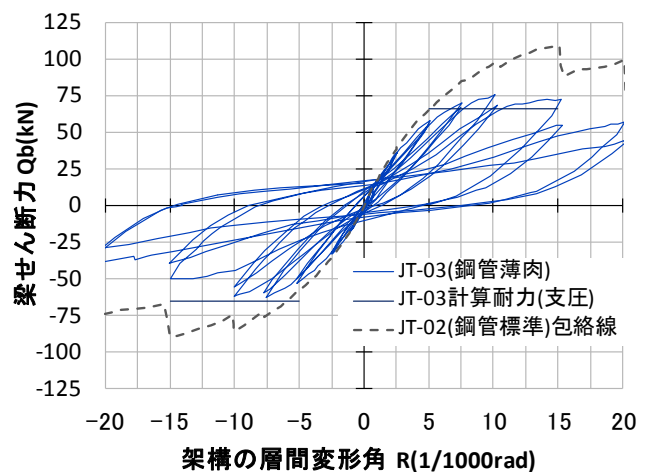
(a) J30 試験体 (標準タイプの基準試験体)



(b) JT-01 試験体 (仕口形式の検討)



(c) JT-02 試験体 (段差の影響の検討)



(d) JT-03 試験体 (鋼管厚の影響の検討)

図-5 荷重変形関係

とが分かる。これは、鋼管が薄いことで接合部支圧耐力に達する前に鋼管面外耐力に達したためである。

3.3 フランジひずみ状況

図-6には、鉄骨フランジに貼付したひずみゲージの測定結果より、層間変形角ごとの梁フランジのひずみ分布状況を示す。フランジ引張側に着目すると、接合部がRC柱貫通形式(J-30)と仕口鋼管接合形式(JT-02)いずれも分布形状は類似しており、層間変形角 $R=2.5/1000\text{rad.}$ ではRC柱中央に向かっておよそ線形的に引張ひずみが小さくなっていく傾向が見られる。また、層間変形角 $R=10/1000\text{rad.}$ では、梁フランジ位置の引張ひずみと比べて柱フェース位置から40mm入り込んだ位置の引張ひずみは一定(J-30)あるいはやや大きくなる(JT-02)結果であったが、さらに柱中央側で計測されたひずみは柱フェース位置から40mm入り込んだ位置の引張ひずみと比較すると小さくなっていることが確認できる。柱中央部に向かってフランジの引張ひずみが小さくなるのは、接合部内部ではフランジはコンクリートから支圧力を受け、梁のモーメントが逆方向に押し戻されているからである。なお、大変形になるに従って、柱から少し入り込んだ位置で引張ひずみが大きい結果となった要因としては、試験体損傷状況からは支圧力に起因するひび割れによる柱フェース付近の支圧方向の剛性の低下が考えられるほか、鉄骨フランジに接するコンクリート面における支圧応力の分布形状の推移(弾性的な挙動をする小さい変形角では三角形分布、終局耐力に近づくに従い矩形分布に近い

分布になる)により、支圧抵抗機構の重心位置が接合部中央方向に移動することも挙げられる。

3.4 鋼管せん断ひずみ状況

図-7には、仕口鋼管接合形式の試験体 JT-01 および JT-02 の仕口鋼管のウェブ面に貼付したひずみゲージで計測されたせん断ひずみの状況を示す。まず、鋼管中央で計測されたせん断ひずみ(計測位置 W1)は、いずれの試験体も変形が進むにつれて増加していることが分かる。この結果より、仕口鋼管は接合部パネルとして一体となりせん断力を負担していることが確認された。次に、鋼管の柱側で計測されたせん断ひずみ(W3)は、いずれの試験体も鋼管中央(W1)で測定されたせん断ひずみと逆方向であった。これは、鋼管側面からのコンクリートの支圧力の方向と一致する。これより、鋼管の柱側への突き出し部分は支圧抵抗を負担していると考えられる。

3.5 等価粘性減衰定数

図-8には、実験で得られた荷重変形関係より、架構の等価粘性減衰定数を変形サイクルごとに示している。また、図中には参考としてRC造骨組みの履歴特性モデルが検討された柱梁接合部実験²⁾における等価粘性減衰定数を併記している。図より分かるように、いずれの試験体も概ねRC造と近い傾向にあることが分かる。これは、試験体はいずれもコンクリートの支圧破壊により耐力が決定する支圧破壊モードで設計しており、コンクリートの損傷によるエネルギー吸収が支配的であるためと考えられる。

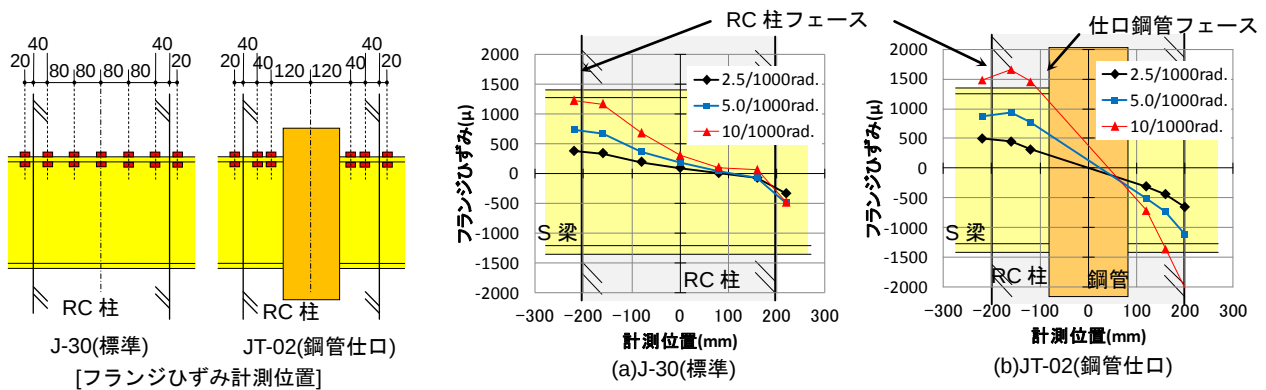


図-6 接合部内部の鉄骨フランジのひずみ分布

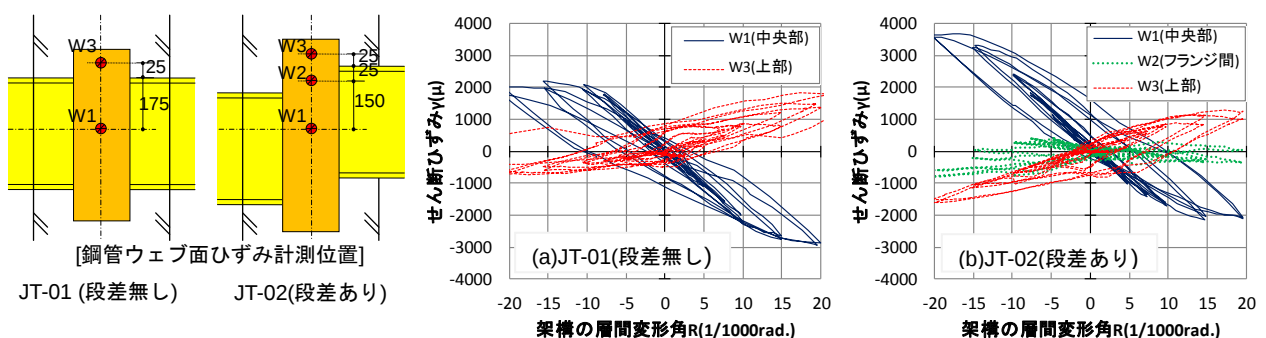


図-7 仕口鋼管のせん断ひずみ分布

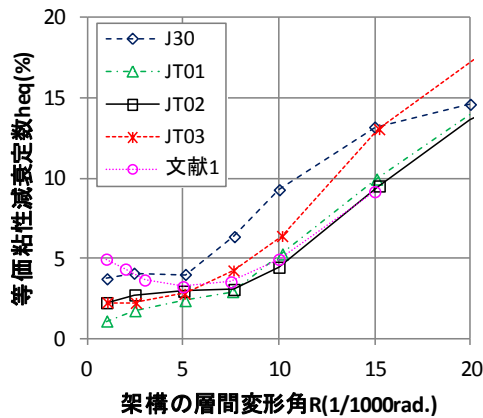


図-8 等価粘性減衰定数

表-4 接合部耐力の実験値および計算結果

試験体	V_{b_exp} (kN)	$calV_{bu}$ (kN)	$calV_{bu}'$ (kN)	$V_{b_exp} / calV_{bu}$	$V_{b_exp} / calV_{bu}'$	備考
J30	100.4	92.3	-	1.09	-	標準
JT01	94.8	83.5	103	1.13	0.92	鋼管
JT02	99.5	84.5	103	1.18	0.97	鋼管, 梁段差
JT03	69.4	85.1	69.0	0.82	1.01	薄肉鋼管, 梁段差

V_{b_exp} : 実験結果の最大耐力時梁せん断力の正負平均値

$calV_{bu}$: 接合部支圧終局計算耐力¹⁾時の梁せん断力で、 M_u を梁の加力点距離(3.8m)で除した値

$calV_{bu}'$: 鋼管面外終局耐力計算値時の梁せん断力で、 M'_{u1} と M'_{u2} のうち小さい値を加力点からRC柱フェースまでの距離(1.7m)で除した値

4. 実験結果の評価

表-4には、接合部耐力の実験値および計算結果を示す。接合部支圧耐力は、文献3において提案されている柱RC梁S接合部の接合部支圧耐力(めり込み強度) M_u の算定手法を参考とした。なお、本実験ではアンカー筋を用いていないことから、この効果の項を除いた式(1)を用いて、てこ作用に抵抗できるモーメントを算出し、これを梁せん断力に換算することで実験結果と比較した。

$$M_u = M_{ul}(f) + M_{ul}(e) \quad (1)$$

$$M_{ul}(f) = \alpha_f \cdot B_{ef} \cdot (D_e/2)^2 \cdot \alpha_c \cdot \sigma_B \quad (2)$$

$$M_{ul}(e) = B_{ee} \cdot (H_{se}/2)^2 \cdot \alpha_c \cdot \sigma_B \quad (3)$$

ここに、 $M_{ul}(f)$: 梁フランジによる抵抗力、 $M_{ul}(e)$: フェース(エンド)プレートによる抵抗力、 α_f : フランジ有効係数でここでは $\alpha_f=2$ (フランジ上下)、 B_{ef} : フランジ有効幅、 D_e : 梁の埋込み長さでここでは柱せい、 α_c : コンクリート有効係数で1.0、 σ_B : コンクリート圧縮強度、 B_{ee} : エンドプレート幅、 H_{se} : エンドプレートのせい

なお、計算が望ましいが、本検討では(1)式の適用性を検討するという観点から、いずれの試験体も(1)式での計算結果を示している。また、鋼管の面外降伏耐力は、鋼構造接合部指針¹⁾により計算される終局時のモード(step2)を仮定した面外降伏耐力 M'_{u1} と、(4)式により計算される梁フランジの鋼管接合部からのパンチング耐力より計算した耐力 M'_{u2} のうち小さい値とした。なお、計算耐力は、いずれも材料試験結果より算出している。

$$M'_{u2} = s_b \cdot d \cdot t_{cw} \cdot 2(t_f + B_{ef}) \cdot \tau_{sc} \quad (4)$$

ここに、 $s_b d$: 梁フランジの重心間距離、 t_{cw} : 鋼管厚さ、 t_f : 梁フランジ厚さ、 τ_{sc} : 鋼管のせん断降伏強度

表より分かるように、材料試験結果による材料強度を用いた計算結果から想定される破壊モードは、いずれの試験体も当初計画した破壊モードと同じである。また、接合部支圧破壊モードとなる計算結果となる試験体J-30、JT-01およびJT-02については、実験結果と計算値の比は

1.09~1.18であり、(1)式により比較的精度よく且つ安全側の評価が可能であることが確認された。なお、仕口鋼管が長いほど実験結果と計算値の比は安全側となる結果であることから、本ディテールに近い形状であれば問題ないが、汎用性を考えると今後詳細な計算方法の提案が課題である。次に、仕口鋼管の面外降伏モードとなる試験体JT-03については、実験結果が計算結果とほぼ一致していることから、本評価法で適切な評価が可能であることが確認された。

5. まとめ

RC柱S梁のハイブリッド架構において、RC柱貫通形式および鉄骨仕口部に角型鋼管を用いた形式の十字形接合部実験を行ったところ、以下のことが明らかになった。

- 1) 鉄骨仕口部に角型鋼管を用いたディテールとすると、同等の梁断面を用いたRC柱貫通形式と比べて接合部支圧耐力が大きくなる。
- 2) 本実験で確認された段差(実寸で100mm相当)程度であれば、梁段差が接合部支圧耐力へ及ぼす影響は小さい。
- 3) 仕口鋼管接合形式の接合部支圧耐力は、本実験のディテールおよび段差レベルであれば、RC柱貫通形式の接合部支圧耐力を評価する(1)式を用いて安全側に評価可能である。
- 4) 仕口鋼管の面外耐力が確保されない場合には、仕口鋼管の面外耐力により接合部耐力が決定する。

参考文献

- 1) 日本建築学会：鋼構造接合部設計指針，2012年3月
- 2) 石川裕次，木村秀樹，山本正幸，角 彰：RC造骨組み架構の履歴特性モデル，コンクリート工学年次論文報告集，Vol.27，No.2，pp.25-30，2005
- 3) 毛井崇博，東端泰夫，杉山 靖，藤村 勝：柱RC梁S接合部の力学性状，コンクリート工学年次論文報告集，Vol.14，No.2，pp.747-752，1992