高強度材料を用いたコンクリート充てん角形鋼管柱・ 鉄骨ばりの内部補強形式仕口に関する研究

—局部の弾塑性性状—

CONNECTION BETWEEN HIGH-STRENGTH CONCRETE-FILLED SQUARE TUBULAR STEEL COLUMN AND STEEL BEAM, REINFORCED WITH INTERNAL DIAPHRAGM

—Local elasto-plastic behavior of the connection—

福元 敏之*, 小林 創*

Toshiyuki FUKUMOTO and Hajime KOBAYASHI

Tensile loading tests have been carried out to determine the local behavior of a connection between high-strength concrete-filled square tubular steel column and steel beam, reinforced with an internal diaphragm. The diaphragm has a large polygonal opening to improve concrete placement into the connection. Test results show that the diaphragm functions as a load-resisting mechanism like a brace, and that the connection's strength vary with opening shape and beam width. The load-displacement relationships can be approximated by an analysis that assumes a tri-linear-type model for the steel tube and the diaphragm.

Keywords : beam to column connection, concrete-filled square steel tubular column, steel beam, high strength steel, high strength concrete, load-displacement relationship
柱はり仕口、コンクリート充てん角形鋼管柱、鉄骨ばり、高張力鋼、高強度コンクリート、荷重-変形関係

1 はじめに

コンクリート充てん鋼管柱(以下、CFT柱と呼ぶ)は、鋼管がコンクリートを拘束し、コンクリートが鋼管の座屈を抑制するため、高耐力、高靱性が期待できる。さらに、鋼管およびコンクリートに高強度材料を使用することによって、高耐力な柱が実現でき、超高層建物などの大規模構造物への合理的な適用が可能になると考えられる。この高強度CFT柱と鉄骨ばり仕口において、粘性が高くなる高強度コンクリートの充てんには、細心の注意が必要である。

そこで、著者らは、高強度CFT柱(鋼管: 590N/mm^2 鋼、 780N/mm^2 鋼、コンクリート: $60\sim 120\text{MPa}$)と鉄骨ばり仕口において、コンクリートの充てん性を良好にするため、図1に示す内ダイヤフラムに多角形の大開口を有する仕口を考案した。当仕口は、内ダイヤフラムの板厚を増し開口を大きくするとともに、力学的取り扱いが容易な線材に置換できること(図16参照)を想定し、開口

図1 柱はり仕口の概要

当論文の一部は、文献11)において発表している。

* 鹿島技術研究所

Kajima Technical Research Institute

表1 試験体・実験結果一覧

試験体名 ¹⁾			O-9-1/2-FC-H6	O-14-1/2-FC-H6	R-9-1/2-FC-H6	O-9-1/3-FC-H6	O-9-1/2-FA-H6	O-9-1/2-FC-H8
特性	ダイヤフラム	開口形状	八角形	八角形	四角形	八角形	八角形	八角形
	板厚 ²⁾	板厚 ²⁾	9	14	9	9	9	9
	鋼管	幅厚比 ²⁾	33(FCクラス)	33(FCクラス)	33(FCクラス)	33(FCクラス)	22(FAクラス)	29(FCクラス)
	材種	材種	SA440	SA440	SA440	SA440	SA440	SHY685NS
実験結果	はり幅B/柱幅D		1/2	1/2	1/2	1/3	1/2	1/2
	ダイヤフラム降伏	荷重(kN)	335	518	422	291	375	357
	変形(mm)	変形(mm)	0.93	1.21	0.66	1.07	0.56	0.57
	鋼管降伏	荷重(kN)	449	670	659	414	583	629
結果	変形(mm)	変形(mm)	3.08	4.08	4.59	4.67	2.14	3.56
	はり端溶接	荷重(kN)	652	705	754	598	819	785
	止端部亀裂	変形(mm)	13.19	5.54	9.10	15.11	9.53	8.39
	降伏 ⁴⁾	荷重(kN)	315	470	437	257	417	392
結果	耐力	変形(mm)	0.70	0.71	0.72	0.73	0.74	0.71
	全塑性 ⁴⁾	荷重(kN)	423	596	564	341	572	596
	耐力	変形(mm)	2.45	2.34	1.96	2.04	2.00	2.83
	最大耐力	荷重(kN)	652	854	842	598	857	958
	変形(mm)	変形(mm)	13.19	12.80	13.05	15.11	11.92	15.82

注 1): 試験体名

内ダイヤフラムの開口形状 O: 八角形、R: 四角形
 内ダイヤフラム板厚²⁾ (mm)
 はり幅B/柱幅D
 柱鋼管幅厚比クラス
 柱鋼管の材種 H6: SA440、H8: SHY685NS

4): 降伏耐力実験値は0.2%オフセットによる値、全塑性耐力実験値は森田の定額による値 (図4参照)

2): 柱鋼管幅厚比のクラス分けは無次元化幅厚比(α)により、従来鋼のクラス分けに従った。

$$\alpha = D/t_c \cdot \sqrt{(\sigma_y/E_s)}$$

FAクラス $\alpha < 1.10$ FCクラス $1.26 < \alpha < 1.62$ D: 鋼管径、 σ_y : 降伏点、 E_s : ヤング率

3): ひずみゲージの値が降伏値に達した時点

形状を多角形にすることによって、従来の円形より開口面積を大きくするものである。

ところで、日本建築学会「鉄骨鉄筋コンクリート構造計算規準・同解説」¹⁾では、鋼材の材種がSM520、コンクリート強度が36MPaまでを範囲としており、当研究が対象としている材料強度を包括していない。また、高張力鋼を用いたCFT柱と鉄骨ばりの仕口に関する研究は、森田等が780N/mm²鋼を用いたCFT柱の仕口について、従来の円形開口を有する内ダイヤフラム形式²⁾、十字縦形内ダイヤフラム形式³⁾およびノンダイヤフラム形式⁴⁾の仕口局部に関して、降伏線理論によって全塑性耐力および最大耐力の評価法を提案している。

有孔内ダイヤフラム仕口形式の研究は、松井⁵⁾が、円形開口を有する内ダイヤフラム形式の仕口局部の設計式を検討している。森田等⁶⁾は、円形、四角形の開口を有する内ダイヤフラム形式の仕口局部の全塑性耐力および最大耐力を降伏線理論より評価している。また、時野谷等⁷⁾は、従来の円形孔を大きくした内ダイヤフラム形式について、長期荷重を想定した実験を行い、ダイヤフラムの性状を調べている。しかし、当仕口は、上記研究の仕口と内ダイヤフラム形状が異なるため、既往の研究からその性状を推定することは難しく、高強度材料の使用に関してはデータの蓄積が必要である。

そこで、当研究は、高強度材料を用いたCFT柱と鉄骨ばりの接合部を多角形の大開口を有する内ダイヤフラムで補強した仕口について、はりフランジの引張力による局部性状を把握するため引張実験を行った。また、この

種の仕口の研究では、耐力評価については行われているものの、当仕口に適用できる荷重－変形解析の研究は見られないため、仕口局部の荷重－変形関係を解析的に評価することを試みた。

2 試験体

試験体一覧を表1に、試験体形状を図2に示す。試験体は、内ダイヤフラムの板厚、開口形状、柱鋼管の幅厚比、鋼管の材種および柱幅とはり幅の比を実験パラメータとした6体である。

内ダイヤフラムの板厚は、開口を大きくするため、柱鋼管の板厚より厚くなるのが予想されるので、柱鋼管の板厚の1.5倍程度(O-9-1/2-FC-H6試験体)と2.3倍程度(O-14-1/2-FC-H6試験体)の2水準を設定した。内ダイヤフラムの開口形状は開口率の大きな八角形(O-9-1/2-FC-H6試験体)と開口率の小さい四角形(R-9-1/2-FC-H6試験体)を比較検討することとした。また、柱鋼管の幅厚比は、鋼構造で一般的に用いられている構造種別FAクラス⁸⁾(O-9-1/2-FA-H6試験体)とCFT柱の場合鋼管幅厚比を大きくできることを勘案してFCクラス(O-9-1/2-FC-H6試験体)の2種類を選定した。柱鋼管の材種は、高張力鋼として、現状実用化段階にある590N/mm²鋼(O-9-1/2-FC-H6試験体)と実用化段階になりつつある780N/mm²鋼(O-9-1/2-FC-H8試験体)を比較検討することとした。はり幅Bと柱幅Dの比は、実際の建物でB/D=1/3～1/2程度と想定されるので、B/D=1/3(O-9-1/3-FC-H6試験体)とB/D=1/2(O-9-1/2-FC-H6試験体)の2水準を設定した。

注：() 内はO-9-1/3-FC-H6
八角形開口の試験体

四角形開口の試験体 (R-9-1/2-FC-H6)

注：ダイヤフラム開口の角部はアール(10R)をつけた。

試験体	柱鋼管 板厚t _c (mm)	材種	内ダイヤフラム 板厚t _d (mm)	材種	はり端溶接部 Br(mm)	tr(mm)
O-9-1/2-FC-H6	6	590N/mm ² 鋼	9	590N/mm ² 鋼	121	39
O-14-1/2-FC-H6	6	590N/mm ² 鋼	14	590N/mm ² 鋼	120	39
R-9-1/2-FC-H6	6	590N/mm ² 鋼	9	590N/mm ² 鋼	121	38
O-9-1/3-FC-H6	6	590N/mm ² 鋼	9	590N/mm ² 鋼	89	39
O-9-1/2-FA-H6	9	590N/mm ² 鋼	9	590N/mm ² 鋼	121	41
O-9-1/2-FC-H8	7	780N/mm ² 鋼	9	590N/mm ² 鋼	120	40

図2 試験体形状

試験体は、CFT柱に引張はりフランジを接合した形状である。また、仕口局部が最大耐力(内ダイヤフラムと鋼管の面外抵抗の累加耐力)に達するまで、はりフランジは、降伏しないように設計した。鋼管柱は溶接組み立て箱形断面柱とした。試験体に使用する鋼材の材種は、590N/mm²鋼が、文献9)で規定している建築構造用590N/mm²高性能鋼SA440とし、780N/mm²鋼は、溶接構造用高降伏点鋼板SHY685NS(JIS G 3128)とした。コンクリートは、全ての試験体に設計基準強度60MPaの高強度コンクリートを使用した。鋼材、コンクリートの機械的性質を各々表2、表3に示す。

3 実験方法

加力は、はりフランジを両引きし、最大耐力以後、破壊形式が確認できるまで単調で行った。

変位の計測は、図3に示すように、接合部の局部変形について行った。ひずみの計測は、柱鋼管、内ダイヤフラムの主要点について行った。

表2 鋼材の機械的性質

材種	板厚 (mm)	降伏点 σ_y (MPa)	引張強さ σ_B (MPa)	降伏比 σ_y/σ_B (%)	降伏ひずみ ($\times 10^{-3}$)	伸び (%)	剛性低下率 $\alpha^{3)}$
SA440	5.6	533 ²⁾	689	77	2588	25.0	0.0067
	8.4	527	691	76	2559	27.7	0.0067
	13.4	572	716	80	2777	35.5	0.0070
	17.4	524	686	76	2544	39.8	0.0058
SHY685NS	7.0	836 ²⁾	859	97	4059	24.9	0.0018

注 1): JIS Z 2201 5号試験片使用 2): 0.2%オフセットによる値
3): 降伏点と引張強さを直線で結んだ勾配を第二剛性(E_2)として、
弾性剛性(E)との比より、 $\alpha = E_2/E$ と求めた。

表3 コンクリートの機械的性質

材令(日)	圧縮強度 (MPa)	ヤング率 (GPa)
28	57.7	34.5

図3 変位計測方法

(a) 0.2%オフセット降伏耐力 (b) 森田の全塑性耐力

図4 降伏耐力と全塑性耐力

4 実験結果

4.1 実験経過

実験結果一覧を表1に、代表的な試験体の破壊状態を写真1に示す。

いずれの試験体もまず内ダイヤフラムが降伏し、次いで、柱鋼管フランジが面外に降伏した。その後、はりフランジ溶接止端部の柱鋼管フランジに亀裂が発生し、変形の増加とともに、亀裂が進展し最大耐力に達し、以後急激に耐力低下した。また、荷重-変形曲線より求めた0.2%オフセットによる降伏耐力(図4a参照)は、内ダイヤフラムの降伏荷重とほぼ同一の値を示している(表1参照)。なお、柱鋼管フランジの亀裂は内ダイヤフラムまで進展し、終局状態では鋼管角部近傍のダイヤフラムも柱鋼管の強制変形によって変形している様相を示している(写真1参照)。

4.2 荷重-変形関係

各パラメータ毎の荷重-変形関係の比較を図5に示す。

(a) 内ダイヤフラム(図5a,b参照)

内ダイヤフラムの板厚 t_d が異なるO-9-1/2-FC-H6

写真1 試験体の終局状態状況

(a) 内ダイヤフラム板厚

(b) 内ダイヤフラムの開口形状

(c) 柱鋼管幅厚比

(d) 柱鋼管の材質

(e) はり幅と柱幅の比

図5 荷重－変形関係

($t_d=9\text{mm}$)とO-14-1/2-FC-H6($t_d=14\text{mm}$)を、また、開口形状が八角形(O-9-1/2-FC-H6)と四角形(R-9-1/2-FC-H6)を比較すると、内ダイヤフラムの板厚が厚い程、また、開口率が小さい程、降伏耐力、最大耐力ともに高い値を示している。特に、開口形状に関して、次節の内ダイヤフラムのひずみ分布で述べるが、内ダイヤフラムが火打材の挙動を示し、八角形開口に比べ、四角形開口の方が火打材の有効幅が大きくなり、耐力が高くなっていると考えられる。

(b) 柱鋼管(図5c,d参照)

柱鋼管の幅厚比(板厚)が異なるO-9-1/2-FC-H6(FCクラス、 $t_c=6\text{mm}$)とO-9-1/2-FA-H6(FAクラス、 $t_c=9\text{mm}$)

を、また、材種が異なるO-9-1/2-FC-H6(590N/mm²鋼)とO-9-1/2-FC-H8(780N/mm²鋼)を比較すると、鋼管の幅厚比が小さい程、また、材料強度が高い程、降伏耐力、最大耐力は高くなる傾向にある。

限界変形を最大耐力時の変形とし、塑性率 μ (最大耐力時の変形/降伏時の変形)を柱鋼管の幅厚比、材種について比較すると、FCクラスが $\mu=19$ に対して、FAクラスが $\mu=16$ 、また、590N/mm²鋼が $\mu=19$ に対して、780N/mm²鋼が $\mu=22$ と柱鋼管の幅厚比、材種の違いによる変形性能の差異はほとんどないと言える。

(c) 柱幅とはり幅の比(図5e参照)

柱幅 D とはり幅 B の比(B/D)が異なるO-9-1/2-FC-H6($B/D=1/2$)とO-9-1/3-FC-H6($B/D=1/3$)を比較すると、 $B/D=1/3$ の方が降伏耐力、最大耐力ともに15%程度低い値を示している。これは、はり幅の違いによる鋼管の面外抵抗のスパン長の差異、および内ダイヤフラムの火打材の有効幅が異なるためと考えられる。

4.3 ひずみ分布

内ダイヤフラムの主ひずみ分布を終局時まで計測されたO-9-1/2-FC-H8試験体について図6に示す。また、内ダイヤフラムひずみ分布状態を詳細に把握するため、内ダイヤフラムの開口形状が八角形と四角形の場合について図7の解析モデルによる弾性有限要素法解析を行い、その解析結果を図8に示す。なお、解析モデルは鋼管、ダイヤフラムおよびはりフランジからなる平面的に1/4モデルとし、実験と同様にはりフランジに引張力を加えた。柱鋼管のウェブの境界条件は加力方向にローラーのピンローラーとした。

内ダイヤフラムの主ひずみ方向は、降伏耐力時、最大耐力時ともに、45度方向となっている。降伏耐力時のひずみ値は、a、b点が降伏値に達しているのに対して、鋼管角部近傍のc点は降伏値に達していない。なお、最大耐力時には、a、b、c点それぞれ、7~13%のひずみ値に達しており、かなりの塑性域に達している。(図6参照) また、有限要素法解析結果によれば、弾性域において八角形、四角形開口ともに、主ひずみの方向は45度方向であり、鋼管角部近傍のひずみ値は、他の部分に比較して小さな値となっている(図8参照)。これらより、内ダイヤフラムは、45度方向の火打材として抵抗し、降伏レベルで、開口よりある有効幅を持って抵抗しているが、最大耐力時に、柱鋼管角部近傍は十分塑性域に入っており、角部近傍も有効に抵抗しているものと考えられる。

図9に示す柱鋼管フランジのひずみ分布は、はりフランジ近傍で引張の値を示し、それより鋼管材軸方向にはりフランジより離れていくと、ひずみ値が圧縮側の値に変化していき、柱鋼管フランジの面外曲げ抵抗の様相を示唆している。

図6 内ダイヤフラムの主ひずみ(0-9-1/2-FC-H8)

図7 弾性有限要素法解析モデル

図8 内ダイヤフラムの弾性有限要素法解析結果

図9 柱鋼管フランジのひずみ分布

5 荷重－変形関係解析

ここでは、骨組の荷重－変形関係の予測に用いる仕口局部の荷重－変形関係解析法を検討した。当解析ははりフランジからの引張力に対して、柱鋼管および内ダイヤフラム各要素の荷重－変形関係をbi-linear型またはtri-linear型にモデル化し、同一変形時の各要素の荷重を累加して仕口局部の荷重－変形関係を求めるものである。

5.1 柱鋼管の荷重－変形関係

柱鋼管の面外抵抗については、森田等⁶⁾がCFT柱と鉄骨はり仕口において、はりフランジからの引張力による鋼管の面外抵抗を降伏線理論より2種類の降伏線モデルを求めており、その内、当実験の範囲では降伏線モデルとして図10aのモデルが小さな値を示し、その全塑性耐力は(1)式によって得られている。また、面材の荷重－変形関係を簡易に解析する近似的方法として、面材を格子ばりに置換する方法が考えられる。そこで、当解析では、柱鋼管の面外抵抗による荷重－変形関係を求めるため、柱鋼管を図10bに示すように格子ばりに置換した。

格子ばりのモデル化は、個々のはりを図11に示す逆対称ばりとし、はり長さは、森田等の降伏線理論のモデルによる(2)式により、また、はりの有効幅は、全塑性耐力が降伏線理論と同一になるように決定した(図10参照)。なお、はりフランジが取りつく中央部は、溶接の余盛りも含め剛域(図10中 $B_r \times t_r$)とした。

格子ばりの変形は、鋼管板厚がスパンに対して小さくになると考えられるので、曲げ変形のみを考慮し、図12に示す曲げモーメント(M)－曲率関係(ϕ)をもとに、(3)式より得られる。曲げモーメント－曲率関係は、降伏(M_y)、全塑性(M_p)および最大モーメント(M_m)のtri-linear型にモデル化し、各点のモーメントは(4)式によって与えられる。全塑性時の曲率(ϕ_p)は、図13に示すように、文献10)の理論値が全塑性モーメントにほぼ収束する曲率とし、降伏時の曲率(ϕ_y)の10倍とした。全塑性から最大に至る第三剛性は、鋼管素材の応力度－ひずみ度関係をbi-linear型にモデル化すると、図12に示すように鋼管素材の剛性低下率(α 、表2参照)によって与えられる。これらより、各区間の曲げモーメント－曲率関係は(5)式～(7)式で与え

図10 柱鋼管の解析モデル

られる。

図11に示す一方の格子ばり(はり2本分)の耐力、変形を降伏耐力(P_{by}, δ_{by})、全塑性耐力(P_{bp}, δ_{bp})および最大耐力時(P_{bm}, δ_{bm})について、上記の曲げモーメント－曲率関係より求めると(8)式～(12)式が得られる。

これらの柱鋼管材軸方向および幅方向の各折れ点を用いて荷重－変形関係をモデル化すると6折れ点と複雑になるため、当解析では、最大耐力まで図14に示すtri-linear型モデルに簡略化し、その後仕口局部の最大耐力までその耐力を保持するとした。降伏耐力(P_{cy})は、どちらか一方のはりが降伏した時、すなわち、短スパンのはりが降伏した時の変形(δ_{cy})における両方向のはりの耐力を累加とした。また、全塑性耐力(P_{cp})は、両方向のはりの全塑性耐力の累加とし、変形(δ_{cp})は、全塑性時の変形が大きくなる長スパンのはりが全塑性に達するときとした。最大耐力時の折れ点(P_{cm}, δ_{cm})は、全塑性と同様の考えで設定した。これらの折れ点は、(8)式～(12)式より、(13)式～(18)式と得られる。なお、両方向のはりの折れ点を用いた精算モデルと上記のtri-linear型モデルの比較を図15に示す。これより、両者はほぼ一致していることが分かる。

$$P_{cp} = 2t_c^2 \sigma_{cy} \frac{2\sqrt{(D-t_c)(D-B-2t_c)} + t_r}{D-B-2t_c} \quad \dots\dots (1)$$

$$l_x = \frac{D-B-t_c}{2}, \quad l_y = \sqrt{\frac{l_x(D-t_c)}{2}} \quad \dots\dots (2)$$

$$\delta = \int \phi(M(x))x \cdot dx \quad \dots\dots (3)$$

$$M_y = \frac{b \cdot t_c^2}{6} \sigma_{cy}, \quad M_p = \frac{b \cdot t_c^2}{4} \sigma_{cy}, \quad M_m = \frac{b \cdot t_c^2}{4} \frac{\sigma_{cy}}{Y} \quad \dots\dots (4)$$

$$\phi(M) = \frac{\phi_y}{M_y} M \quad M \leq M_y \quad \dots\dots\dots (5)$$

$$\phi(M) = \frac{\phi_y}{C} \left\{ \frac{M}{M_y} + (C-1) \right\} \quad M_y < M \leq M_p \quad \dots\dots\dots (6)$$

$$\phi(M) = \frac{\phi_y}{\alpha} \left\{ \frac{M}{M_y} + (\alpha n - 1.5) \right\} \quad M_p < M \leq M_m \quad (7)$$

$$P_{by} = \frac{2}{3} \frac{b \cdot t_c^2 \cdot \sigma_{cy}}{\ell} \quad \delta_{by} = \frac{\sigma_{cy} \cdot \ell^2}{3 \cdot t_c \cdot E} \quad \dots\dots\dots (8)$$

$$P_{bp} = \frac{b \cdot t_c^2 \cdot \sigma_{cy}}{\ell} \quad \delta_{bp} = a_p \cdot \delta_{by} \quad \dots\dots\dots (9)$$

$$a_p = \frac{8n+15}{18} \quad \dots\dots\dots (10)$$

$$P_{bm} = \frac{b \cdot t_c^2 \cdot \sigma_{cy}}{Y \cdot \ell} \quad \delta_{bm} = a_m \cdot \delta_{by} \quad \dots\dots\dots (11)$$

$$a_m = \frac{1}{18\alpha} \left[\left\{ \frac{27}{2} - (19n-15)\alpha \right\} Y^2 + 27 \left(\frac{1}{Y} + \alpha n - 1.5 \right) \right] \quad \dots\dots\dots (12)$$

[降伏耐力]

$$P_{cy} = \frac{2}{3} t_c^2 \cdot \sigma_{cy} \left(\frac{b_1}{\ell_1} + \frac{b_2 \cdot \ell_1^2}{\ell_2^3} \right) \quad \dots\dots\dots (13)$$

$$\delta_{by} = \frac{\sigma_{cy} \cdot \ell_1^2}{3 \cdot t_c \cdot E} \quad \dots\dots\dots (14)$$

[全塑性耐力]

$$P_{cp} = t_c^2 \cdot \sigma_{cy} \left(\frac{b_1}{\ell_1} + \frac{b_2}{\ell_2} \right) \quad \dots\dots\dots (15)$$

$$\delta_{cp} = a_p \frac{\sigma_{cy} \cdot \ell_2^2}{3 \cdot t_c \cdot E} \quad \dots\dots\dots (16)$$

[最大耐力]

$$P_{cm} = \frac{t_c^2 \cdot \sigma_{cy}}{Y} \left(\frac{b_1}{\ell_1} + \frac{b_2}{\ell_2} \right) \quad \dots\dots\dots (17)$$

$$\delta_{cm} = a_m \frac{\sigma_{cy} \cdot \ell_2^2}{3 \cdot t_c \cdot E} \quad \dots\dots\dots (18)$$

B: はりフランジ幅 $C=0.5/(n-1)$ D: 柱鋼管幅 E : 材料のヤング率 b, b_1, b_2 : 格子ばりの幅、添字は ℓ_1, ℓ_2 に対応する ℓ_x, ℓ_y : 図10参照 ℓ, ℓ_1, ℓ_2 : 格子ばりスパン、添字は2方向の内、1が短スパン側とする $n = \phi_p / \phi_y$ 、図13参照 t_c : 柱鋼管板厚

図12 逆対称変形ばりのモーメント・曲率関係

図13 全塑性時の曲率

図14 柱鋼管の荷重-変形関係

図15 柱鋼管の荷重-変形関係モデルの比較

 t_c : 溶接余盛りを含むはりフランジ板厚、図10参照 Y : 材料の降伏比

(a) O-9-1/2-FC-H6

(b) O-14-1/2-FC-H6

(c) R-9-1/2-FC-H6

(d) O-9-1/3-FC-H6

(e) O-9-1/2-FA-H6

(f) O-9-1/2-FC-H8

図18 荷重－変形関係解析結果

れる。この点は、今後の課題である。

解析結果の内ダイヤフラム降伏、柱鋼管全塑性時の耐力は、それぞれ実験結果の降伏耐力、全塑性耐力に対応しており、実験結果では、内ダイヤフラム降伏が荷重－変形関係の降伏耐力に対応していたが、解析でも同様の結果となった。なお、これら降伏耐力、全塑性耐力および最大耐力における実験値と計算値の比較は、実験値/計算値＝0.88～1.21(平均値0.99、変動計数0.088)と、両者の対応は比較的良好である(図18、表4参照)。これらより、当解析は、仕口局部の荷重－変形関係を、最大耐力まで、概ね推定しており、当実験の範囲で適用可能であると考えられる。

解析結果において、内ダイヤフラム板厚(t_d)が鋼管板厚(t_c)の2.3倍(O-14-1/2-FC-H6)、1.5倍(O-9-1/2-FC-H6)

および1.0倍(O-9-1/2-FA-H6)の柱鋼管の耐力負担割合を比較すると、内ダイヤフラム降伏時に、各々14%、22%、42%、また、最大耐力時に、各々20%、30%、51%となっており、最大耐力時の方が鋼管の負担は幾分大きく、鋼管の負担割合は、 $t_d/t_c=2.3$ で1～2割と小さいが、 $t_d/t_c=1.0$ では4～5割程度と大きく、この場合には適切に鋼管の面外抵抗を評価する必要がある。

5.4 耐力評価

ここでは、耐力のみに着目し、上記荷重－変形解析より簡便化を図り、柱鋼管と内ダイヤフラムの諸耐力の単純累加耐力計算値と実験値の対応について検討する。

降伏耐力(cP_y)は(13)式と(19)式の累加で、全塑性耐力(cP_p)は森田の降伏線理論(1)式と(19)式の累加とした。ま

表4 耐力実験値と計算値の比較

試 験 体	降伏耐力(kN)					全塑性耐力(kN)					最大耐力(kN)						
	実験値 (ePy)	解析値 (aPy)	ePy aPy	計算値 (cPy)	ePy cPy	実験値 (ePp)	解析値 (aPp)	ePp aPp	計算値 (cPp)	ePp cPp	実験値 (ePm)	解析値 (aPm)	ePm aPm	計算値1 (cPm1)	ePm cPm1	計算値2 (cPm2)	ePm cPm2
O-9-1/2-FC-H6	315	336	0.94	330	0.95	423	432	0.98	408	1.04	652	609	1.07	613	1.06	532	1.23
O-14-1/2-FC-H6	470	532	0.88	527	0.89	596	651	0.92	603	0.99	854	893	0.96	897	0.95	760	1.12
R-9-1/2-FC-H6	437	474	0.92	468	0.93	564	576	0.98	545	1.03	842	789	1.07	792	1.06	712	1.18
O-9-1/3-FC-H6	257	249	1.03	253	1.02	341	350	0.98	309	1.11	598	530	1.13	533	1.12	403	1.49
O-9-1/2-FA-H6	417	439	0.95	411	1.01	572	603	0.95	598	0.96	857	850	1.01	864	0.99	796	1.08
O-9-1/2-FC-H8	392	444	0.88	431	0.91	596	680	0.88	636	0.94	958	793	1.21	803	1.19	729	1.32

注 1): 降伏耐力実験値は0.2%オフセットによる値、全塑性耐力実験値は森田の定義による値

た、最大耐力は、柱鋼管について、森田^{2),6)}と同様に(1)式の降伏点(σ_y)を引張強さ(σ_B)に置き換えた値と、内ダイヤフラムに関して、(21)式を累加した cP_{m1} および内ダイヤフラムのA部分のみの耐力とした(21)式の第一項の値を累加した cP_{m2} を考えた。これらの計算結果と実験値の比較を表4に示す。なお、上記解析の鋼管部は、森田の降伏線理論をもとに格子ばりにモデル化されているため、全塑性、最大耐力の両計算法の差は2、3%である。

計算値(cP)に対する実験値(eP)は、降伏耐力(cP_y)に関して $eP_y/cP_y=0.89\sim1.02$ 、全塑性(cP_p)に関して $eP_p/cP_p=0.94\sim1.11$ と、計算値と実験値の対応は、上記荷重-変形解析結果と同様に、比較的良好である。また、最大耐力に関しては、内ダイヤフラムのA部分、B部分を考慮した cP_{m1} が $eP_m/cP_{m1}=0.95\sim1.19$ と良い対応を示し、内ダイヤフラムのA部分のみを考慮した cP_{m2} が $eP_m/cP_{m2}=1.08\sim1.49$ と全ての試験体で、計算値は安全側の評価となっているが、特に、はり幅の小さいO-9-1/3-FC-H6で安全率は1.5倍と大きく、内ダイヤフラムのB部分を適切に評価する必要があると考えられる。

6 まとめ

高強度材料を用いたCFT柱と鉄骨ばりの仕口において、大開口を有する内ダイヤフラムで補強した仕口の局部性状を把握するため引張実験を行った。また、解析による仕口局部の荷重-変形関係の評価を試みた。以下に、当研究で得られた主要な成果を示す。

- 内ダイヤフラムの主ひずみは、はり材軸に対して45度方向で、火打材のような抵抗機構を示し、耐力は、開口形状、はり幅によって差異が見られた。
- 柱鋼管の幅厚比(FA、FCクラス)および材種(590N/mm²鋼、780N/mm²鋼)の差異による変形性能への影響は見られず、耐力は、幅厚比、材種に依存する。
- 仕口局部の荷重-変形関係は、柱鋼管を格子ばりに、内ダイヤフラムを簡単な引張線材に置換し、各荷重-変形関係を各々tri-linear型、bi-linear型にモデル化し、それらを累加した解析によって、最大耐力まで概ね推定でき、柱鋼管の耐力負担割合を把握

した。

- 柱鋼管、内ダイヤフラムの降伏、全塑性および最大耐力を単純累加した計算値は、仕口局部の各耐力実験値と比較的良好に対応した。

今後は、当仕口の弾塑性性状について、パネル性状を検討する予定である。

謝 辞

当実験に際して、高張力鋼を支給して頂いた新日本製鐵並びに有限要素法解析を実施して頂いた鹿島・二村有則氏に感謝の意を表します。

参考文献

- 日本建築学会：鉄骨鉄筋コンクリート構造計算規準・同解説、第4版、1987年6月20日
- 森田耕次ほか4名：高張力鋼を用いたコンクリート充てん角形鋼管柱-鉄骨はり接合部の力学的挙動に関する研究、日本建築学会構造系論文報告集、第446号、pp.127～136、1993年4月
- 森田耕次ほか3名：高張力鋼を用いたコンクリート充填角形鋼管柱・鉄骨梁接合部の力学的挙動、鋼構造年次論報告集、第1巻、pp.85～92、1993年7月
- 森田耕次ほか3名：ノンダイヤフラム形式コンクリート充填角形鋼管柱・鉄骨梁接合部の力学的挙動に関する実験的研究（その1 実験計画及び実験結果の概要）（その2 実験結果の検討）、日本建築学会大会学術講演梗概集(関東)・構造Ⅱ、pp.1803～1806、1993年9月
- 松井千秋：コンクリート充填角形鋼管構造接合部スチフナーの設計式について、日本建築学会中国・九州支部研究報告集、第5号、pp.317～320、1981年3月
- 森田耕次ほか3名：コンクリート充てん角形鋼管柱-鉄骨はり接合部の内ダイヤフラム補強に関する研究、日本建築学会構造系論文報告集、第422号、pp.85～96、1991年4月
- 時野谷浩良ほか2名：コンクリート充てん角形鋼管柱における有孔内ダイヤフラムに関する実験的研究、鋼構造年次論報告集、第1巻、pp.123～130、1993年7月
- 日本建築センター：構造計算指針・同解説、pp.21、1991年7月1日
- 建設省建築研究所：建設省総合技術開発プロジェクト・建設事業への新素材・新材料利用技術の開発報告書、No.H4-2 金属系分科会、1993年3月
- 田中 尚：骨組の塑性力学、コロナ社、pp.15～19、1963年6月
- 福元敏之、小林創ほか3名：高強度材料を用いたコンクリート充てん角形鋼管柱-鉄骨はり仕口の実験的研究、鋼構造年次論報告集、第2巻、pp.299～306、1994年11月

(1995年7月10日原稿受理、1995年9月6日採用決定)