

中空円筒型単層格子シェル接合部の剛性および耐力

STIFFNESS AND STRENGTH OF HOLLOW-CYLINDRICAL CONNECTIONS FOR SINGLE-LAYER LATTICE SHELL ROOFS

竹内 徹 —— * 1 林 裕真 —— * 2
 林 賢一 —— * 3 小島浩士 —— * 4

Toru TAKEUCHI —— * 1 Yuma HAYASHI —— * 2
 Kenichi HAYASHI —— * 3 Hiroshi KOJIMA —— * 4

キーワード：
 単層格子シェル, 接合部, 回転剛性, 曲げ耐力, 静的載荷試験

Keywords:
 Single-layer lattice shells, Connection, Rotation stiffness, Strength, Static loading test

Recently various kinds of free-formed single-layer latticed shell structures with glass surface are realized in Europe for covering public open spaces. The connection system for such structure requires out-of-plane strength and stiffness, and the buckling stability of such structures is affected by the stiffness of the connections. In this report, simple connection system composed of hollow-cylindrical nodes and tension bolts is proposed. The stiffness and strength of proposed connections against out-of-plane bending, in-plane bending, compression, and tension forces are confirmed by experiments, and the effects on the buckling strength of sample structure are discussed.

1. 序

近年、欧米を中心に単層格子シェルで構成された自由形状のガラス屋根が多く建設されている。中には直交格子グリッドを用いたものも多く見られ、軽快で透明感の高い空間を実現している。単層格子シェル構造物を構成するに当たっては、面外方向の曲げモーメントを伝達可能な接合部の実用化が必須であり、その接合部の剛性・耐力評価が変形、座屈荷重、動的特性に与える影響は顕著となる。

単層格子シェルの耐力に関する研究は数多く行われており、その多くは三角形格子に関するものであるが、直交格子シェルに関する研究も少なくない。例えば加藤¹⁾は単層格子ドームの座屈耐力に関し、接合部の回転剛性を考慮した研究および座屈耐力式の提案を行っている。また、大規模単層格子ドーム用の鋳鋼接合部など、特定建物を対象とした接合部の実験が、加藤²⁾、小野³⁾により行われている。しかしながら、ガラス屋根用単層格子シェルのシステム開発は我が国ではあまり行われておらず、このための接合部実験も限られている。

本研究では、図1, 2に示すような中空円筒型の接合部ノードを2本ボルトで梁材と連結する最も単純な単層格子シェル用の接合部を対象に実大実験を実施し、その面外曲げ、面内曲げ、圧縮、引張に対する剛性・耐力を確認する。更に接合部の有限要素法解析により実験結果を再現し、各方向の剛性・耐力評価式の提案を行う。また、同接合部を想定した単層直交格子ドームの試設計を行い、得られた接合部剛性が単層格子シェルの座屈荷重に及ぼす影響を検討する。

2. 接合部の単調載荷実験

2.1 実験概要

提案した接合部の各方向の剛性および耐力を、実大載荷実験によ

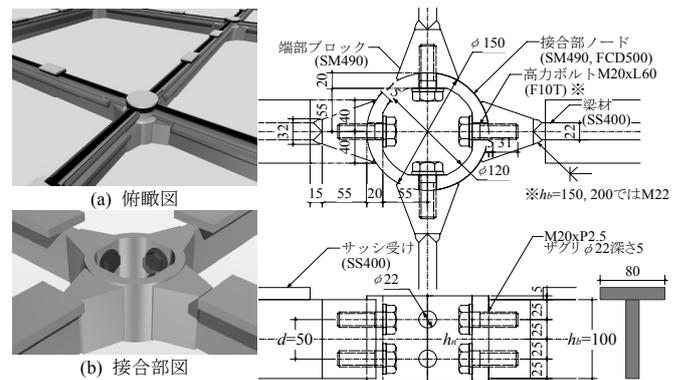


図1 中空円筒型単層格子シェル模式図 図2 接合部詳細図($h_b=100\text{mm}$ 試験体)

表1 試験項目・試験体名称

梁せい h_b [mm] (ボルト間距離 d [mm])	接合部 材質	面外曲げ		面内曲げ (W)	圧縮 (C)	引張 (T)
		$l_b=750\text{mm}$ (S)	$l_b=1500\text{mm}$ (L)			
100 (50)	SM490A	S100S	S100L	S100W	S100C	S100T
	FCD500	D100S	D100L	D100W	D100C	D100T
150 (100)	SM490A	S150S	—	S150W	—	—
200 (150)	SM490A	S200S	S200L	S200W	S200C	S200T
	FCD500	D200S	D200L	D200W	D200C	D200T
仕上げ付 $h_b=100$ ($d=50$)	SM490A	—	ガラス付 S100G	—	—	—
		—	ガラス無 S100NG	—	—	—

※ $h_b=100\text{mm}$ の試験体にはM20, その他の試験体にはM22のボルトを用いた

S100S		表2 鋼材の機械的性質 [N/mm ²]		
ノード材質	実験種類	材料	ヤング率	降伏応力
S:鋼材	D:鋳鉄	鋼材(SM490A)	2.09×10^5	338
梁せい h_b (表1)		鋳鉄(FCD500)	1.75×10^5	353

¹⁾ 東京工業大学大学院理工学研究科建築学専攻 教授・博士 (工学)
 (〒152-8550 東京都目黒区大岡山2-12-1, M1-29)

²⁾ 東京工業大学建築学専攻 大学院生

³⁾ 新日鉄エンジニアリング(株)

⁴⁾ AGC 硝子建材(株)

¹⁾ Prof., Dept. of Arch. and Building Eng., Tokyo Institute of Technology, Dr. Eng.

²⁾ Graduate Student, Dept. of Arch. and Build. Eng., Tokyo Institute of Technology

³⁾ Nippon Steel Engineering Co., Ltd.

⁴⁾ AGC Glass Kenzai CO. LTD.

り明らかにする。

試験体は同一断面で、せいのみを変化させた表1の3種を準備し、実験は図3に示すセットアップで、面外曲げ・面内曲げ・圧縮・引張について行う。面外曲げ試験では、仕上げガラス付きの試験体についても载荷を行い、仕上げが剛性・耐力に与える影響を調査する。接合部ノードには、表2に示す構造用鋼材 SM490 ($\sigma_y = 338\text{N/mm}^2$) またはダクタイル鋳鉄 FCD500 ($\sigma_y = 353\text{N/mm}^2$) を使用する。

2.2 面外曲げ試験

図3(a)の面外曲げ試験の結果得られた曲げモーメント—接合部回転角関係($M-\theta_c$ 関係)を図4に、その内試験体 S100L 各部の曲げモーメント—歪関係を図5に示す。各試験体の $M-\theta_c$ 関係は概ね弾塑性型の挙動を示し、梁せいごとに同程度の剛性・耐力を示した。図5に示すように、接合部全体の降伏はノードへの歪の集中とほぼ同時に発生し、変形もノードに集中しており(写真2)、ノードの耐力が接合部全体の耐力を決定していることがわかる。ボルトは早期に離間するものの、降伏・破断には至らなかった。鋼材ノードは十分な変形性能を示す一方、鋳鉄ノードでは梁せい $h_b=200\text{mm}$ の試験体において、 $\theta_c=0.05\text{rad}$ 前後で写真3に見るような亀裂を発生し、耐力低下を生じた。梁材長さ l_b による剛性・耐力の差異は微小であり、面外せん断に対する影響は小さいと考えられる。また、ガラスはシール部で変形したため、発生応力は微小であり、仕上げの剛性・耐力への寄与は小さい。写真4に見るように、仕上げガラスは $\theta_c=0.11\text{rad}$ まで破壊せず追従した。

得られた $M-\theta_c$ 関係に、General-Yield 法(以下 GY 法)を援用し、図6、表3に示す過程でトリリニア型の折れ線でモデル化し、一次剛性 K_{el} および二次剛性 K_{pl} を算出した。以降、第一折れ点での M の値を降伏曲げモーメント M_y とし、第二折れ点での M の値を終局曲げモーメント M_p と定義する。得られた剛性・耐力を表4に示す。

次に、鋼材ノードを対象として有限要素法⁴⁾による実験の再現解析を行う。解析モデルは、後述するリング式との比較に用いる単純化した中空円筒単体に加力する円筒モデルと、実際のノード形状を正確に再現したノードモデル、実験同様端部ブロックや梁材まで含めた接合部モデルを設定する(図8)。

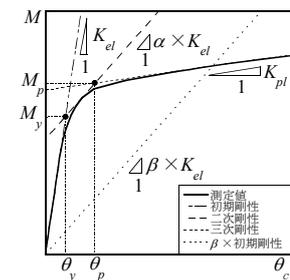


図6 降伏点の決定方法

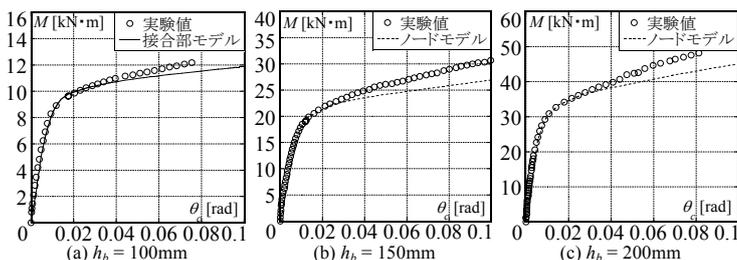


図7 面外曲げ試験の実験値と解析値 ($M-\theta_c$ 関係)

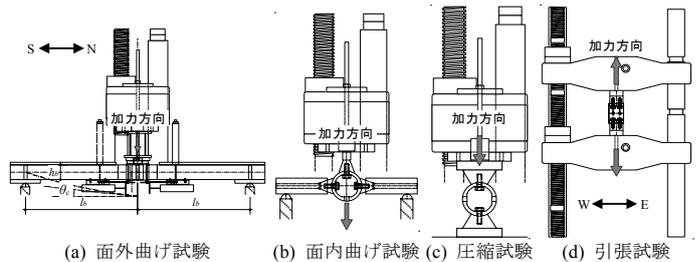


図3 各種試験の試験体セットアップ図

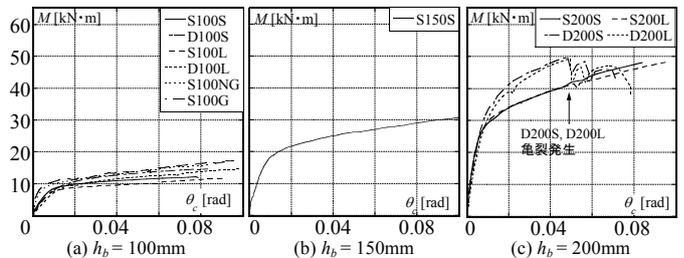


図4 面外曲げ試験体の $M-\theta_c$ 関係

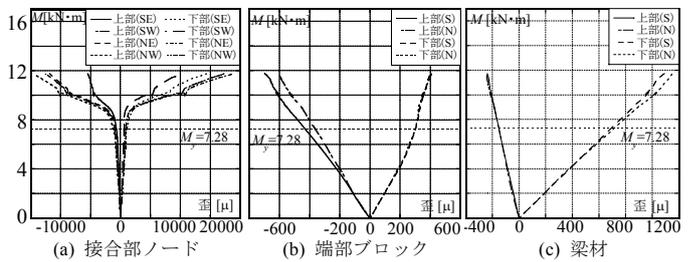


図5 S100L 各部の曲げモーメント—歪関係

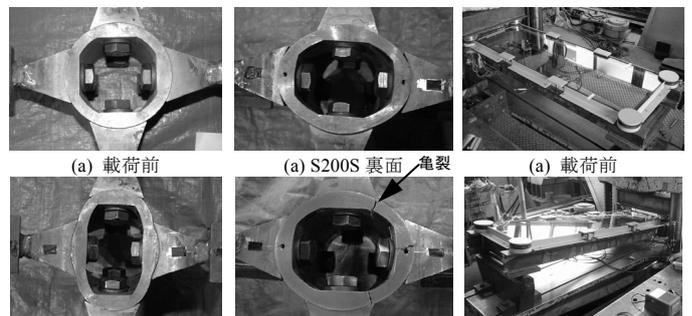


写真2 載荷前後の接合部ノード(S150S) 写真3 ノード鋼材による差異(除荷後) 写真4 載荷前後のガラス付試験体(S100G)

表4 面外曲げ試験体の剛性および耐力

試験体名	h_b [mm] (d [mm])	K_{el} [kN·m/rad]	K_{pl} [kN·m/rad]	M_y [kN·m]	M_p [kN·m]
S100S	100(50)	1210	31.2	7.92	10.4
D100S	100(50)	968	72.3	8.96	11.8
S150S	150(100)	2530	107	17.0	22.8
S200S	200(150)	5060	230	25.1	32.4
D200S	200(150)	4590	356	31.2	42.0
S100L	100(50)	984	34.0	7.28	8.78
D100L	100(50)	799	56.1	8.67	10.9
S200L	200(150)	5070	173	25.4	35.6
D200L	200(150)	4350	400	30.1	40.0
S100NG	100(50)	2520	110	7.74	10.1
S100G	100(50)	3190	92.5	8.17	10.3

※S100NG, S100G は2列, その他の試験体は1列

図7に実験値と解析値の $M-\theta_c$ 関係の比較を、表5にGY法により求めた解析モデルの剛性および耐力を示す。S100Sを模擬した接合部モデルは、実験の $M-\theta_c$ 関係をほぼ模擬できていることがわかる。また、図8に示すように接合部ノードの降伏が先行し、実験結果とよい対応を示している。ノードモデルの K_{el} や M_{y0} は実験値に近い値をとり、降伏時までの挙動は実験結果とよく整合しているが、二次剛性は、実験値や接合部モデルより小さい値となっており、端部ブロックによる拘束が影響しているものと思われる。

接合部の設計用回転剛性・耐力を求めるために、円筒モデルに基づく簡単な力学モデルによる表現を試みる。図9に示すリング式を用い、面外曲げでは、偶力が支圧としてボルト位置に作用すると仮定する。式(1a)、(1b)および図9中の各式により円筒モデルの一次剛性 K_{el0} 、降伏曲げモーメント M_{y0} の評価を行う。

$$K_{el0} = \alpha \frac{M}{\delta/d} \dots\dots(1a) \quad M_{y0} = \beta \frac{A_{eq} \sigma_y d}{K} \dots\dots(1b)$$

$$\left[A_{eq} = \frac{t \cdot h_n}{2}, \quad \alpha = \frac{1850}{h_n \sqrt{d}}, \quad \beta = \frac{130}{h_n}, \quad \phi = 71.95^\circ (\text{ボルト縁}) \right]$$

上評価式と実験・解析の比較を図10に示す。ボルト間距離 d について整理すると、 K_{el0} は d の概ね1.5乗に比例し、 M_{y0} は d にほぼ比例する。リング式の K_{el0} 、 M_{y0} は円筒モデルの解析値とほぼ一致するが、実験値の K_{el} 、 M_y はノード形状および端部ブロックの拘束効果によりそれぞれほぼ一定の割合で増加する。以上より接合部の面外曲げに対する K_{el} および M_y の評価式を式(2)、(3)で定める。

$$K_{el} = 2.1 \times K_{el0} \dots\dots(2a) \quad M_y = 1.3 \times M_{y0} \dots\dots(3a)$$

(薄型ノード ($h_b=100\text{mm}$)・M20)

$$K_{el} = 2.4 \times K_{el0} \dots\dots(2b) \quad M_y = 1.5 \times M_{y0} \dots\dots(3b)$$

(厚型ノード ($h_b=150, 200\text{mm}$)・M22)

2.3 面内曲げ試験

図3(b)の面内曲げ試験の結果得られた $M-\theta_c$ 関係を図11に、試験体 S100W 各部の曲げモーメント-歪関係を図12に、載荷前後の接合部を写真5に示す。各試験体とも、 $M=4\sim 5\text{kN}\cdot\text{m}$ 程度で剛性の低下を生じた。その際、図12(c)のように端部ブロック下部の歪増加も停止しており、ノードと端部ブロックに離間が生じたことがわかる。接合部降伏後はノードと端部ブロック上部に歪が集中するが、どの試験体も最大耐力後 $\theta_c=0.15\text{rad}$ 前後でボルト破断で終局状態に至った。 $h_b=300\text{mm}$ と短い試験体においてもノードの曲げ降伏が先行していることから、面内せん断に対する影響は小さいと考えられる。

面外曲げ試験同様、GY法を援用し剛性および耐力の算出を行う。面内曲げ試験においては、図12(c)に見るように、ボルトの離間後に挙動が大きく変化するため、第一折れ点での値を離間曲げモーメント M_s 、第二折れ点での値を降伏曲げモーメント M_y とする。得られた結果を表6に示す。

面内曲げについても、有限要素法による解析を行う。解析は、ボ

表6 面内曲げ実験結果の剛性および耐力

試験体名	h_b [mm] (d [mm])	K_{el} [kN·m/rad]	K_{pl} [kN·m/rad]	M_s [kN·m]	M_y [kN·m]
S100W	100(50)	612	31.2	4.37	10.5
D100W	100(50)	714	16.9	5.03	13.2
S150W	150(100)	624	28.2	6.58	16.1
S200W	200(150)	547	55.9	4.34	16.3
D200W	200(150)	551	21.5	6.19	17.0

※ K_{el} は一次剛性と二次剛性の平均値

表5 解析の剛性・耐力(面外曲げ)

	h_b [mm] (d [mm])	K_{el} [kN·m/rad]		M_y [kN·m]	
		解析値	解析実験	解析値	解析実験
円筒	100(50)	394	0.32	6.14	0.78
	150(100)	1130	0.44	12.4	0.72
	200(150)	2180	0.43	18.1	0.72
ノード	100(50)	543	0.44	7.72	0.97
	150(100)	2240	0.89	18.4	1.08
	200(150)	4620	0.91	27.5	1.09
接合部	100(50)	1040	0.86	8.34	1.05

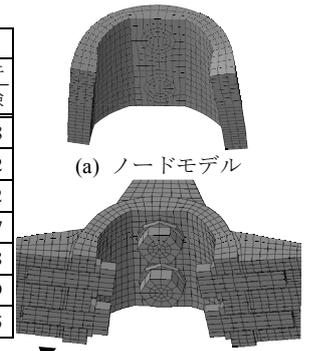


図8 面外曲げノード変形図

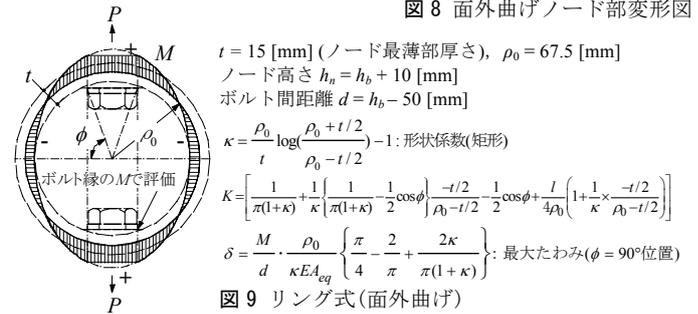


図9 リング式(面外曲げ)

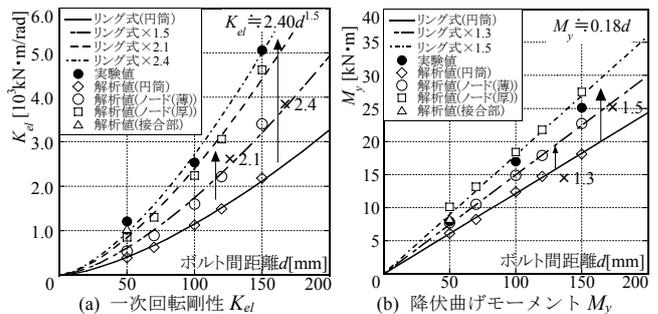


図10 一次回転剛性および降伏曲げモーメントの推定

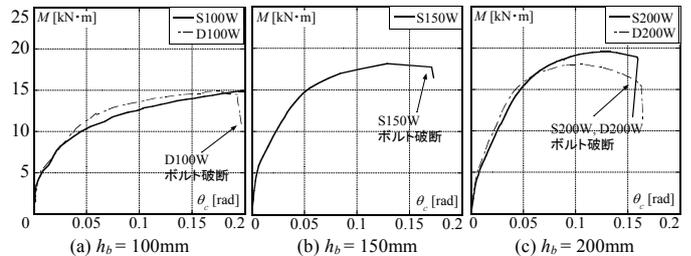


図11 面内曲げ試験体の $M-\theta_c$ 関係

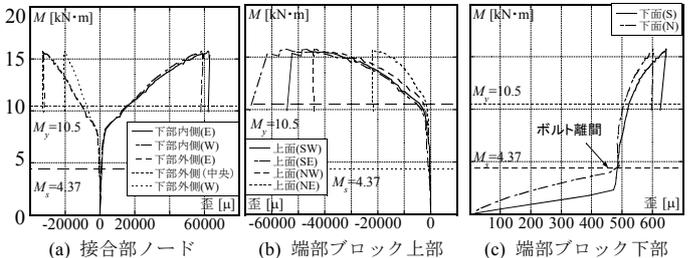


図12 S100W 各部の曲げモーメント-歪関係

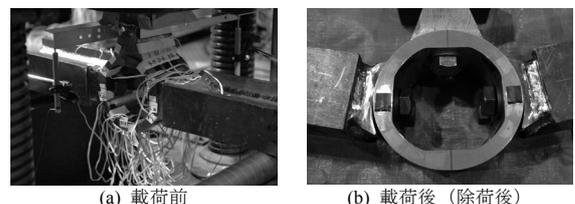


写真5 載荷前後の試験体(D100W)

ルトの影響を加味する必要から、接合部モデルについてのみ行った。図13に実験値と解析値の $M-\theta_c$ 関係の比較を、表7にGY法により求めた解析モデルの剛性および耐力を示す。各梁せいごとの接合部モデルにより、ボルト離間による剛性低下は再現できないものの、実験の $M-\theta_c$ 関係をおおよそ再現できている。図14に示すように、 $h_b=100\text{mm}$ のモデルでは接合部ノードの降伏が先行し、 $h_b=200\text{mm}$ のモデルではボルトの降伏が先行する。

面内曲げについても、リング式による回転剛性および耐力の算定を試みる。図15に示すように、ノードは梁材との連結位置でモーメントを受けるものとし、ボルトは、てこ反力として端部ブロックの先端とボルト位置に発生する偶力と、せん断力を受けるものと仮定する。但し、回転剛性 K_{el} については、接合部モデル(薄)の解析値を最小二乗法により線形近似して算出する。

ここでは、式(4)、(5)および図15中の各式により接合部モデルの一次剛性 K_{el} 、降伏曲げモーメント M_y の評価を行う。

$$K_{el} = 0.91d + 420 \quad (4) \quad M_y = \min \left\{ \beta \frac{\pi \rho_0 A_{eq} \sigma_y}{K}, \frac{A_s f_t d_l (l_b - l_n)}{\sqrt{3d_l + l_b - l_n}} \right\} \quad (5)$$

$$\left[A_{eq} = t \cdot d, \quad \beta = \frac{26}{d^{0.25}} \right]$$

上評価式と実験・解析の比較を図16に示す。解析値の K_{el} は、実験値の一次剛性と二次剛性の平均値と概ねよい対応を示す。ボルト間距離 d について整理すると、ノードの M_y は d の概ね0.75乗に比例し、ボルトの M_y で頭打ちになる。ボルト径 M22 を用いた厚型の接合部の M_y は、ノード形状・ボルト径の違いにより、ノードでは薄型の概ね1.1倍、ボルトでは1.2倍となる。以上より接合部の面内曲げに対する K_{el} と M_y を式(4)、(5)で評価する。

2.4 圧縮試験

図3(c)の圧縮試験の結果得られた軸力-変位関係($P-\delta$ 関係)を図17に、試験体 S100C 接合部ノードの軸力-歪関係を図18に示す。接合部の降伏とほぼ同時に接合部ノードの歪が急増しており、接合部の耐力はノードで決定される。接合部ノードの降伏後には荷重が頭打ちとなり、写真6に見るように接合部ノードの変形が増大していく。鋼材ノードは十分な変形性能を示したが、鋳鉄のノード D100C、D200C は、変形 8~10mm で写真7に見るような亀裂がノードに発生し耐力低下を生じた。

GY法により、剛性および耐力を算出する。圧縮試験においては、第一折れ点での値を降伏耐力 P_y とし、第二折れ点での値を終局耐力 P_p とした。得られた結果を表8に示す。

圧縮試験についても、面外曲げと同様の3つのモデルを用い、有限要素法による解析を行う。図19に、実験値と解析値の $P-\delta$ 関係の比較を、表9にGY法により求めた解析モデルの剛性・耐力を示す。圧縮でも、S100C は接合部モデルにより、実験の $P-\delta$ 関係を模擬できた。図20に示すように、圧縮でもノードに歪が集中することがわかる。一方、S200C では、ノードモデルの K_{el} は実験値に近

表8 圧縮試験体の剛性および耐力

試験体名	h_b [mm] (d [mm])	K_{el} [kN/mm]	K_{pl} [kN/mm]	P_y [kN]	P_p [kN]
S100C	100(50)	265	12.7	201	250
D100C	100(50)	205	14.4	251	346
S200C	200(150)	648	22.3	670	843
D200C	200(150)	531	30.7	581	774

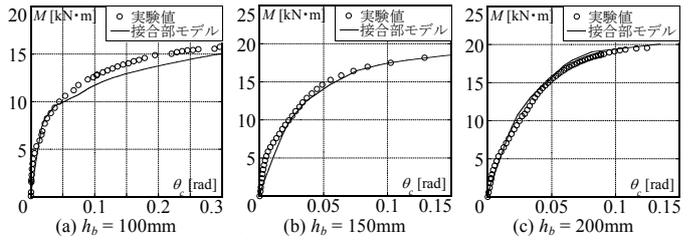


図13 面内曲げ試験の解析値と実験値 ($M-\theta_c$ 関係)

表7 解析の剛性・耐力(面内曲げ)

	h_b [mm] (d [mm])	K_{el} [kN·m/rad]		M_y [kN·m]	
		解析値	実験値	解析値	実験値
接合部(薄)	100(50)	453	0.74	8.87	0.84
	150(100)	517	0.82	13.8	0.86
	200(150)	547	1.00	15.7	0.96
接合部(厚)	100(50)	474	0.77	10.5	1.00
	150(100)	497	0.80	16.4	1.02
	200(150)	529	0.97	17.9	1.09

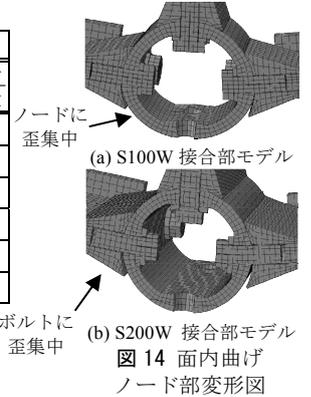


図14 面内曲げノード変形図

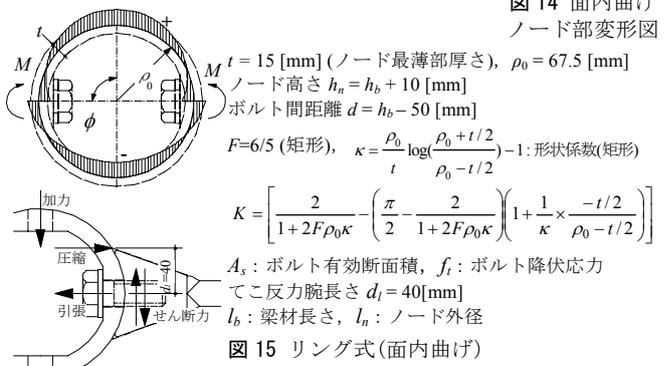


図15 リング式(面内曲げ)

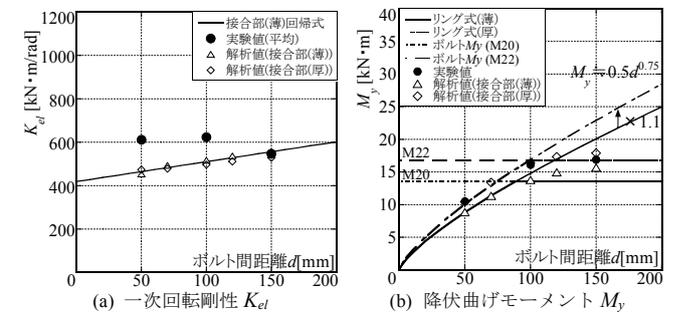


図16 一次回転剛性および降伏曲げモーメントの推定

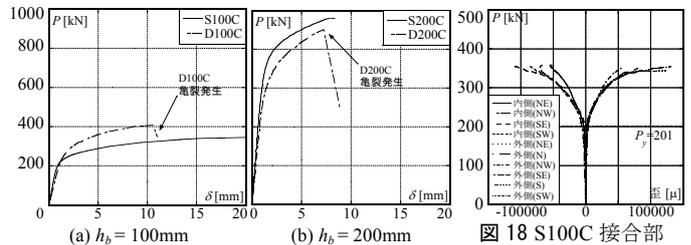


図17 圧縮試験体の $P-\delta$ 関係

図18 S100C 接合部ノードの軸力-歪関係



写真6 試験前後の接合部ノード(S100C) 写真7 圧縮試験体 D200C 亀裂

い値をとったが、 P_y は実験値より小さい値をとった。これは、端部ブロックの拘束効果をモデル化していないことによるものと考えられる。

圧縮試験についても、リングモデルによる剛性および耐力の評価を試みる。圧縮試験では、端部ブロックとノードの接触部分に分布力が作用するものと仮定し、式(6a)、(6b)および図9中の各式により円筒モデルの一次剛性 K_{e0} 、降伏軸力 P_{y0} の評価を行う。

$$K_{e0} = \alpha \frac{M}{\delta/d} \dots\dots(6a) \quad P_{y0} = \beta \frac{A\sigma_y}{K} \dots\dots(6b)$$

$$[A_{eq} = t \cdot h_n, \quad \alpha = \beta = 1.13, \quad \phi = 77.96^\circ (\text{端部ブロック端})]$$

上評価式と実験・解析の比較を図21に示す。ノード高さ h_n について整理すると、 K_{e0} 、 P_{y0} はともに h_n にほぼ比例していることがわかる。リング式の K_{e0} 、 P_{y0} は円筒モデルの解析値とほぼ一致する。実験値の K_{el} 、 P_y はノード形状の効果により、それぞれほぼ一定の割合で増加している。以上より接合部の圧縮に対する K_{el} および P_y の評価式を式(7)、(8)で定める。 $h_b=200\text{mm}$ での P_y 評価値は実験値に比べ小さいが、安全側となる。

$$K_{el} = 1.7 \times K_{e0} \dots\dots(7a) \quad P_y = 1.7 \times P_{y0} \dots\dots(8a)$$

(薄型ノード($h_b=100\text{mm}$)・M20)

$$K_{el} = 2.0 \times K_{e0} \dots\dots(7b) \quad P_y = 2.0 \times P_{y0} \dots\dots(8b)$$

(厚型ノード($h_b=150, 200\text{mm}$)・M22)

2.5 引張試験

図3(d)の引張試験の結果得られた $P-\delta$ 関係を図22に、試験体S100T各部の軸力-歪関係を図23に示す。引張試験体はノードの降伏後も一定の剛性を持って荷重が増大した。写真8、図23に見るように、変形は接合部ノードに集中し、ここでもノードが接合部の降伏耐力を決定している。鋳鉄ノードD100Tはノードに亀裂が発生することにより耐力が低下し、他の試験体はボルトの最大軸力に到達した後、写真9に見るように、ボルトが破断することにより終局状態に達した。

ボルトおよび梁材の伸びを考慮し、GY法を援用して接合部の剛性および耐力を算出する。引張試験においても、第一折れ点での値を降伏耐力 P_y とし、第二折れ点での値を終局耐力 P_p とした。得られた結果を表10に示す。

引張試験についても、面外曲げと同様の3モデルを用い、有限要素法による解析を行う。図24に、実験値と解析値の $P-\delta$ 関係の比較を、表11にGY法により求めた各解析モデルの剛性および耐力を示す。引張では、図24に見るように、S100Tを模擬した接合部モデルにより、実験の $P-\delta$ 関係はほぼ模擬できる。図25に見るように、降伏時にはノードに歪が集中し、実験と対応する。ノードモデルでの K_{el} や P_y は実験値に近い値をとり、降伏時までの挙動を十分模擬できている。

引張試験について、リングモデルによる剛性および耐力の評価を試みる。引張試験ではボルト軸部に分布力が作用するものと仮定する。式(9a)、(9b)および図9中の各式により円筒モデルの一次剛性

表10 引張実験結果の剛性および耐力

試験体名	h_b [mm] (d [mm])	K_{el} [kN/mm]	K_{pl} [kN/mm]	P_y [kN]	P_p [kN]
S100T	100(50)	221	9.38	151	179
D100T	100(50)	244	11.4	180	241
S200T	200(150)	428	12.7	441	518
D200T	200(150)	292	11.7	424	501

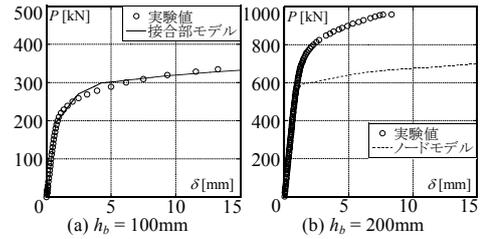


図19 圧縮試験の解析値と実験値 ($P-\delta$ 関係)

表9 解析の剛性・耐力(圧縮)

	h_b [mm] (d [mm])	K_{el} [kN/mm]		P_y [kN]	
		解析値	解析実験	解析値	解析実験
円筒	100(50)	145	0.55	132	0.66
	200(150)	294	0.45	288	0.43
ノード	100(50)	249	0.94	244	1.21
	200(150)	603	0.93	548	0.82
接合部	100(50)	276	1.04	195	0.97

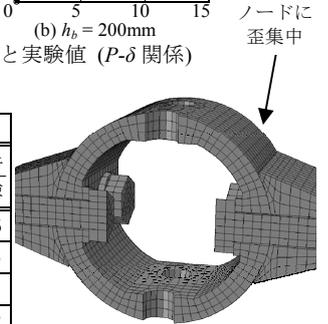


図20 圧縮ノード部変形図 (接合部モデル)

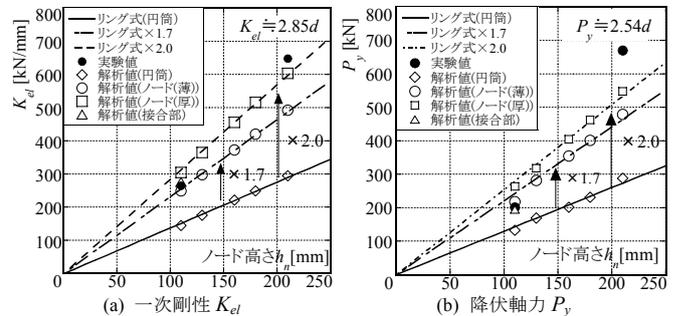


図21 一次剛性および降伏軸力の推定

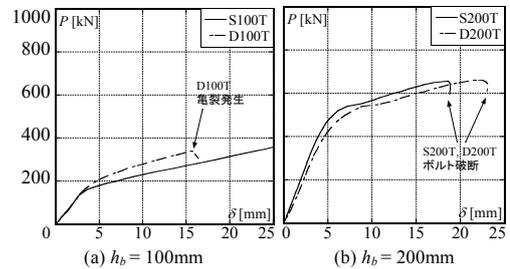


図22 引張試験体の $P-\delta$ 関係

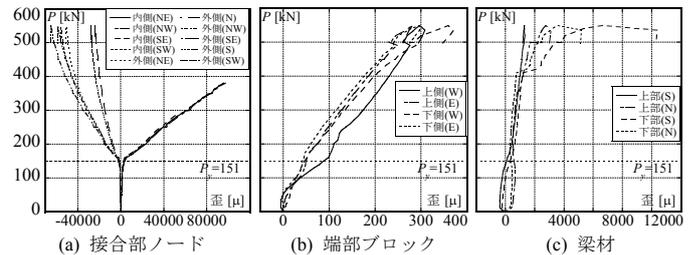


図23 S100T各部の曲げモーメント-歪関係

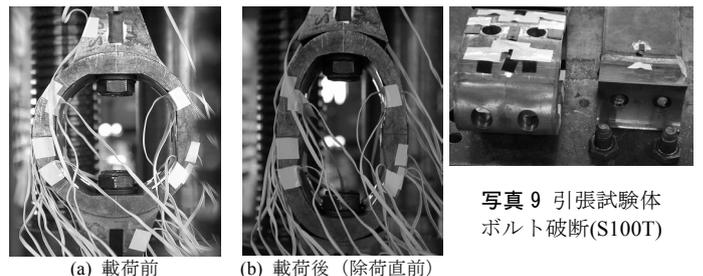


写真8 荷重前後の接合部ノード(S100T)

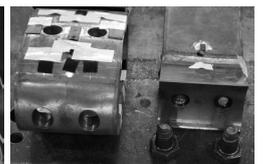


写真9 引張試験体ボルト破断(S100T)

K_{el0} , 降伏軸力 P_{y0} の評価を行う。

$$K_{el0} = \alpha \frac{M}{\delta/d} \dots\dots(9a) \quad P_{y0} = \beta \frac{A\sigma_y}{K} \dots\dots(9b)$$

$$\left[A_{eq} = t \cdot d, \quad \alpha = \sqrt{\frac{336}{d}}, \quad \beta = \sqrt{\frac{183}{d}}, \quad \phi = 81.57^\circ (\text{ボルト軸部}) \right]$$

上評価式と実験・解析の比較を図 26 に示す。ボルト間距離 d について整理すると, K_{el0} , P_{y0} はともに d の概ね 0.5 乗に比例する。リング式の K_{el0} , P_{y0} は円筒モデルの解析値とほぼ一致し, 実験値の K_{el} , P_y はノード形状の効果により, それぞれほぼ一定の割合で増加している。以上より接合部の引張に対する K_{el} および P_y の評価式を式(10), (11)で定める。

$$K_{el} = 1.7 \times K_{el0} \dots\dots(10a) \quad P_y = 1.7 \times P_{y0} \dots\dots(11a)$$

(薄型ノード($h_b=100\text{mm}$)・M20)

$$K_{el} = 2.0 \times K_{el0} \dots\dots(10b) \quad P_y = 2.0 \times P_{y0} \dots\dots(11b)$$

(厚型ノード($h_b=150, 200\text{mm}$)・M22)

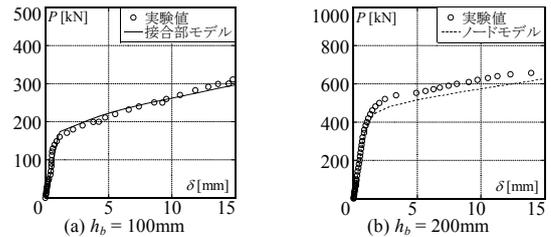


図 24 引張試験の解析値と実験値 (P - δ 関係)

表 11 解析の剛性・耐力(引張)

	h_b [mm] (d [mm])	K_{el} [kN/mm]		P_y [kN]	
		解析値	解析 実験	解析値	解析 実験
円筒	100(50)	116	0.52	105	0.70
	200(150)	207	0.48	192	0.44
ノード	100(50)	204	0.92	169	1.12
	200(150)	407	0.95	348	0.79
接合部	100(50)	187	0.85	166	1.10

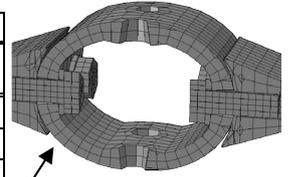


図 25 引張ノード部変形図 (接合部モデル)

3. 中空円筒型接合部を用いたドームの試設計

最後に, 以上の実験・解析で評価した中空円筒型接合部を用いて構成される単層直交格子シェル構造物を例題とし, 得られた接合部剛性がシェル構造物全体の座屈荷重に与える影響を検討する。

対象とする構造物は, 図 27 に示す, スパン $L=20\text{m}$, 半開角 $\theta=30^\circ$ の単層直交格子ドームであり, 表 12 の部材および $h_b=100\text{mm}$ の中空円筒型接合部により構成する。格子はガラスを受けるために部材長 l_0 が 1500mm 以下となるように分割する。この単層直交格子ドームに対して, 接合部を剛接合として計算したモデルと, 中空円筒型接合部の使用を想定し式(2a)で得た面外回転剛性を持つ半剛接合としたモデルについて, 自重相当の鉛直荷重($P_0=1.18\text{kN/m}^2$)に対する線形固有値解析により線形座屈荷重 P_{cr}^{lin} を算出する。また, 得られた値を加藤ら¹⁾の線形座屈荷重の推定式(12)と比較する。

$$P_{cr}^{lin}(\kappa) = \zeta(\kappa) C_{reduct} EA \frac{\theta_{0x}^2 + \theta_{0y}^2}{\lambda_{0c}^2} \dots\dots(12)$$

解析結果を図 28 および表 13 に示す。半剛接モデルの座屈荷重は剛接モデルに対して解析値で 0.40 倍, 推定式で 0.47 倍程度となり, 回転剛性が座屈荷重に与える影響が大きいことがわかる。ただし, 接合部剛性を考慮しても, 本モデルの線形座屈荷重は自重に対し 10 倍程度の余裕を持った値となる。推定式(12)は解析値と同様の傾向を示し, ほぼ妥当な結果が得られている。

4. 結

中空円筒型の単層直交格子シェル用接合部を設定し, 各方向に対する剛性・耐力を実大単調載荷実験および有限要素法解析により求めた。得られた結果を以下に要約する。

- 1) 面外曲げ, 面内曲げ, 圧縮, 引張共に, 円筒型ノードの塑性化が先行し, 塑性変形性能に富んだ荷重-変形関係が得られた。
なお, 面内曲げ, 引張荷重下の最終荷重はボルト破断となった。
- 2) 各方向の剛性・耐力は接合部を模擬した有限要素法解析で概ね再現でき, リング式を元にそれぞれ単純な近似式で表現できた。
- 3) 同接合部を用いた 20m 級ドームの試設計を行い, 接合部剛性が単層格子シェルの座屈耐力に与える影響を確認した。面外曲げ接合部剛性によるドームの線形座屈荷重の低下率は約 0.4~0.5 倍程度であった。

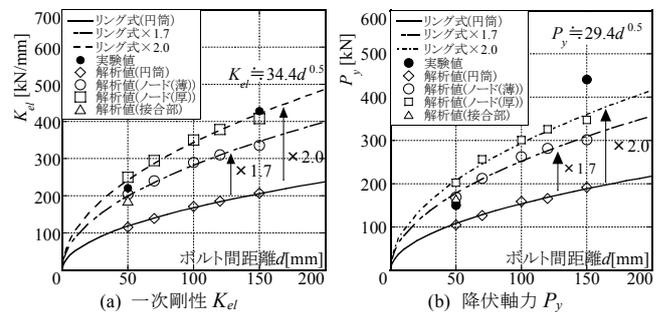


図 26 一次剛性および降伏軸力の推定

表 12 解析部材断面諸元

断面 ($h_b=100\text{mm}$)	断面積 A [mm^2]	断面二次 モーメント I [mm^4]	断面二次 半径 i [mm]	部材 細長比 λ_0
T-116x80x22x16	3480	4.58×10^6	36.28	41.35

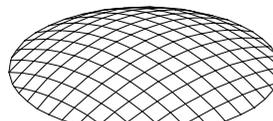


図 27 解析モデル形状

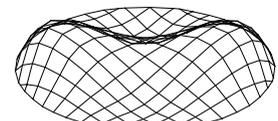


図 28 半剛接モデル一次座屈モード

表 13 推定式と解析値の接合部剛性による座屈荷重の比較

	剛接		半剛接		$P_{cr}^{lin}(\kappa) / P_{cr}^{lin}(\infty)$
	$P_{cr}^{lin}(\infty)$ [kN]	$\lambda_{cr}^{lin}(\infty)$	$P_{cr}^{lin}(\kappa)$ [kN]	$\lambda_{cr}^{lin}(\kappa)$	
解析値	71.9	27.24	28.8	10.91	0.401
推定式(12)	55.8	21.13	26.4	10.01	0.473
解析値/推定式	1.29		1.09		

θ_0 : 部材半開角 θ : 半開角 λ_0 : 部材細長比 λ_{cr}^{lin} : 線形座屈固有値 l_0 : 部材長
 $C_{reduct} = \frac{3660}{n+56} - 0.45 \times \frac{180}{\pi} \{ \max(\theta_x, \theta_y) - 0.349 \}$ $\kappa = K_e \frac{l_0}{EI}$: 無次元化回転剛性
 $\zeta(\kappa) = 0.47 \log_{10}(\kappa) + 0.34$ ($1 < \kappa < 10$); $\kappa = 1.93$ として計算した
 剛接合のときは $\zeta(\kappa) = 1$ とする。

参考文献

- 1) 加藤史郎, 今野岳, 山下哲郎: 単層直交格子ドームの座屈荷重に関する研究, 日本建築学会構造系論文集, No.636, pp.305-312, 2009.2
- 2) 植木隆司, 向山洋一, 庄村昌明, 加藤史郎: 単層ラチスドームの載荷試験および弾塑性座屈解析, 日本建築学会構造系論文集, No.421, pp.117-128, 1991.3
- 3) 小野徹郎, 石田和人, 岡村潔ほか: 大規模単層ラチスドームの開発(その1~3), 日本建築学会大会学術講演梗概集(東海), pp.1857-1862, 1994.9
- 4) ABAQUS/Standard.ver.6.8

[2010年10月20日原稿受理 2011年1月7日採用決定]