アルミ合金ボールジョイントを用いた単位単層ラチスドームの
載荷試験と弾塑性解析EXPERIMENTS AND ANALYSES OF UNIT SINGLE LAYERED RETICULAR DOMES
USING ALUMINUM BALL JOINTS FOR THE CONNECTION

桒山 裕二郎*, 高島 英幸**, 飯島 俊比古***

Yujiro HIYAMA, Hideyuki TAKASHIMA and Toshihiko IJIMA

An aluminum single layered reticular dome is expected to be a suitable construction system for large span dome structures, because of characteristics such as a high strength and stiffness to weight ratio. Regarding the aluminum ball joints of single layered reticular domes, the authors have researched the bending stiffness and strength through structural testing and numerical simulation as discussed in a previous paper. As a result, this type of connection, with semi-rigidity, was confirmed to perform stable hysteresis.

This study deals with the structural behavior of the unit reticular dome, making use of aluminum ball joints. In order to clarify the buckling behavior of such a unit dome, structural testing and analyses are executed with varied parameters; the subtended half angle and the slenderness ratio. Through these structural tests and analyses, a yielding interaction formula for such aluminum ball joints is obtained, and further an effective coefficient for the bending stiffness of the connection is found in order to simulate the actual behaviors of such unit domes.

Keywords: single layered reticular dome, ball joint connection, aluminum alloy, buckling behavior, loading test, nonlinear analysis

単層ラチスドーム, ボールジョイント, アルミ合金, 座屈挙動, 載荷試験, 非線形解析

1. はじめに

アルミ合金製の単層ラチスドームは, アルミが比重に対して剛性や耐力が高いことから, 大スパンの架構に適することが予想される。一方, アルミ合金は剛性が鋼材の約1/3と構造としての変形が大きいが, 単層ラチスドームが荷重を面内力で負担することから際立った欠点とはならない。しかしながら, アルミ合金は一般に材料の降伏比が高く降伏後の耐力上昇が見込めないことから, 単層ラチスドームとして用いる場合, ドームの変形と応力状態を考慮した座屈耐力の正しい評価が必要となる。

著者らは文献[1]において, このアルミ合金製単層ラチスドームに用いるねじ込み式ボールジョイントに関して, その曲げ剛性と耐力を構造実験と数値解析により分析した。単層ラチスドームの外力に対する幾何非線形性と座屈挙動は, 接合部の曲げ剛性と耐力に大きく左右される。たとえば加藤^{15, 18)}は, ドームの座屈荷重推定法としてその無次元表示である $\eta-\xi$ 関係の中で, また, 山田¹⁴⁾は同様にドームの座屈荷重の無次元表示である $\alpha-S$ 関係を用い, ドームの座屈挙動が接合部の曲げ剛性に強く影響されることを解析的に示している。そこで文献[1]では, 当該接合部に関して, まず軸力がない場合の接合部の曲げ性能を構造実験により明らかにした。文献[1]で対象としたねじ込み式ボールジョイントは, 接合部が曲げに対して離間するため, その特性をシミュレートするた

めの数値解析手法を検討し, 実験の挙動を表現でき得ることが確認できた。さらに, 曲げ剛性と耐力を算定する近似式を提案し, 実験値との比較を踏まえ, その力学特性をほぼ把握できた。つまり, この半剛接合的な特性を持つ当該接合部は, 曲げ降伏による脆性的な破壊はなく, その曲げ挙動は比較的安定した復元力特性を有していること, また接合部を構成するカラー(図1)の断面を上げることににより曲げ剛性と耐力の上昇が期待できることが確認できた。その結果, 当該接合部は, トラス部材に対して曲げ剛性を比較的高く設定できるため, 単層ラチスドームの接合部として有効であろうことが予想される。

本研究の背景に関わる研究を列挙しておく。トラス節点に用いるねじ込み接合部に関する実験的研究については, 坂ら²⁾, 岩田ら³⁾, 谷口ら⁴⁾, 辻岡ら⁵⁾の報告があり, この種の接合部を用いた単層ラチスドームの載荷試験に基づく座屈耐力については, 斎藤ら⁶⁾, 植木ら^{7, 8)}等で議論されている。また, 鈴木ら⁹⁾, 山田ら¹⁰⁻¹²⁾, 植木ら¹³⁾は, 接合部の剛性を考慮したドームの座屈耐力の分析を進めた。さらに, ドームの座屈荷重の推定法として, 山田ら¹⁴⁾, 植木ら¹⁵⁾, 加藤ら¹⁶⁻¹⁹⁾, 藤本ら²⁰⁾, 大沢ら²¹⁾の提案がある。接合部の回転座屈については, 半谷ら^{22, 23)}の研究もある。本研究でも用いたねじ込み接合部の数値解析手法については, 高島ら^{24, 25)}の研究がある。一方, アルミ合金

* 住友軽金属工業・設計技術部

** 関東学院大学工学部建築学科 助教授・工博

*** 飯島建築事務所 工博

Sumitomo Light Metal Industries, Ltd

Assoc. Prof., Dept. of Architecture, Faculty of Eng., Kanto Gakuin Univ., Dr. Eng.

Iijima Structural Design Office, Dr. Eng.

については、はめ合い接合を用いた単層ラチスドームに関する杉崎ら^{26), 27)}の研究がある。これに対して、単層ラチスドームにアルミ合金製のねじ込み式ボールジョイントを用い、その座屈挙動を構造実験と数値解析から分析した例はない。

そこで本研究では、文献[1]に引き続き、この接合部を用いた単層ラチスドームに関して、ドームの座屈挙動に大きく影響する接合部の剛性と耐力に関する設計知見を得るため、以下の研究を進める。1) ドームの最小単位である単位ラチスドームを対象に、部材半開角、部材細長比を実験変数とした載荷試験を実施し、その崩壊形式を確認する。次に、2) 実験結果から、単位ドームの応力・変形特性を調べるとともに、3) 軸力と曲げモーメントがある場合の当該接合部の耐力を分析し、設計用の降伏関数を定義する。さらに、4) 実験モデルに対して材料および幾何非線形解析を実施し、実験結果と比較して数値解析の適用性を明らかにする。^{注1)}

2. 載荷試験

当該接合部を用いた単層ラチスドームに関して、その耐力と座屈挙動、および軸力と曲げモーメントが導入された接合部の力学特性を調べる目的で、実大の単位単層ラチスドームの骨組試験体を用い、静的な載荷試験を実施した。

2.1 供試体

載荷試験に用いた接合部は文献[1]で対象としたアルミ合金ねじ込み式ボールジョイントと同じ形状、機構である。接合部の形状と使用材料およびその規格を図1に示す。ストラットと称するトラス材は、中空円形管の材端にエンドプラグと称する金物を溶接して製作される。ストラットには高力ボルトがあらかじめ挿入されており、またこの高力ボルトは断面方向にピンが打ち込まれており、このピンがパイプ形状のカラーの溝に納まっている。このカラーを回転させ締め込むことにより高力ボルトはハブと称する中実球形体の接合金具にねじ込まれ、ストラットとハブが接合される。

ハブとエンドプラグは、アルミ合金押出し棒を切削加工して、所定の形状に製作される。ストラットとカラーはアルミ合金押出し材をそのまま用いている。アルミ合金部材は全て Al-Zn-Si 系熱処理合金 A6061 であり、高力ボルトは F8T 相当のクローム・モリブデン鋼の焼き入れ材である。アルミ合金部材の材料特性については文献[1]に詳述されているのでここではその説明を割愛する。

図1 接合部の形状と使用材料

載荷試験に用いた6種類の供試体の構成部材を表1に、構成材の素材試験結果を表2に示す。表3には供試体の形状寸法を示す。また、図2に載荷試験の概要図と計測対象点を示す。

表1において、構成部材の組み合わせは2種類である。U1からU4まではストラットが $\phi 73.03 \times 3.05t$ で、M20の高力ボルトを用いたハブの直径が101.6mmの接合部とし、U5とU6は同様に $\phi 101.6 \times 5.74t$ と M33 およびハブ径 $\phi 139.7$ の組み合わせである。それぞれのカラーの径はボルトの径の2倍である。ボルトの引張耐力およびハブへのねじ込み深さは、ストラットの引張耐力を上回るよう設定されている。

供試体はそれぞれ部材半開角 θ_0 、接合部の曲げ剛性 K_b と耐力 M_y 、部材細長比 λ_s の異なる正六角形平面の単位ラチスドームである。表3において、部材半開角 θ_0 は鋼材による単層ラチスドームの既往の研究^{7), 8), 13), 15)~19)}を参照して、 $\theta_0 = 3^\circ$ と 5° を採用した。つまり、 $\theta_0 = 3^\circ$ は接合部の剛性がドームの節点座屈に敏感に影響を与え、また、 $\theta_0 = 5^\circ$ はドームの耐力がほぼ個材の座屈と全体座屈で決定される。表4に各供試体のストラットの断面性能及び細長比 λ_s 、接合部の曲げ剛性 K_b と降伏曲げモーメント M_y 、カラーの圧縮有効断面積 A_e 、ストラット材の曲げ剛性 EI/I_0 で除した無次元化バネ定数 κ を示す。表中の細長比 λ_s は節点間を座屈長さとして計算している。また λ_s をアルミ合金の限界細長比 $\Lambda = 80$ ($\Lambda = \sqrt{\pi^2 E / 0.5 \sigma_y}$ ³³⁾) で無次元化した値は、0.73 から1.00 である。 K_b と M_y および A_e は文献[1]で実施した単純梁による曲げ試験で得られた値である。

実験の供試体は、 θ_0 、 λ_s をパラメータとして以下の比較を前提としている。つまり、部材半開角 θ_0 については、供試体U1とU2、U3とU4、細長比 λ_s についてはU1とU3、U2とU4およびU5とU6である。6体の供試体は、ストラットと接合部の組み合わせや部材の長さ、部材半開角 θ_0 が、単層ラチスドームの構造として実現可能と予想されるものとし、特に極端な組み合わせは除外している。

供試体の組み立ては、まず外周のストラット6本をハブにねじ込み、次に、接合部に面外の曲げが入らないよう、対角線上の2本のストラットを3対について順次ねじ込み組み立てた。

表1. 供試体の構成部材

Code	Strut (mm)	Bolt (mm)	Collar (mm)	Hub (mm)
U1	$\phi 73.03 \times 3.05$	M20	$\phi 40$	$\phi 101.6$
U2	$\phi 73.03 \times 3.05$	M20	$\phi 40$	$\phi 101.6$
U3	$\phi 73.03 \times 3.05$	M20	$\phi 40$	$\phi 101.6$
U4	$\phi 73.03 \times 3.05$	M20	$\phi 40$	$\phi 101.6$
U5	$\phi 101.60 \times 5.74$	M33	$\phi 66$	$\phi 139.7$
U6	$\phi 101.60 \times 5.74$	M33	$\phi 66$	$\phi 139.7$

注1) 単層ラチスドームの既往の研究では、その挙動の分析に関して、多くの場合無次元化された表現がなされており、対象とする素材が異なってもある程度の適応が可能と考えられる。本研究で対象としているアルミ合金ボールジョイントの場合も、鋼材等による既往の研究を踏まえて実施しているが、アルミ特有の素材特性が単層ラチスドームの座屈挙動、さらに振動性状に少なからず影響を与えることが予想されるため、本研究は構造実験による検証を前提に進めている。アルミ合金ボールジョイントを用いた単層ラチスドームに関して、健全な構造設計を行うためには特に以下の分析が必要であると考えられる。1) 接合部の剛性と耐力の定量化と繰返し荷重に対する劣化の分析、2) 接合部の性能を考慮したドームとしての座屈性状と振動性状の分析。また、構造設計の前提として、アルミ合金は一般に溶接により耐力が低下するため、部材の座屈軸力を溶接の引張り破断軸力以下にすることが必要であろう。本論文は1) に関する研究の過程を報告するものであり、今後、随時、研究の結果を報告していく予定である。

表 2. 構成部品の機械的性質

Component	Shape (mm)	Yield Stress σ_y (kgf/cm ²)	Tensile Strength σ_u (kgf/cm ²)	Elongation (%)
Strut	$\phi 73.03 \times 3.05$	27.5	30.5	15
	$\phi 101.60 \times 5.7$	27.2	29.7	17
Bolt	M20	84.6	94.1	-
	M33	89.8	105.6	-
Collar	$\phi 40$	27.9	31.4	17
	$\phi 66$	29.0	32.3	19
Hub, End-Plug	-	27.6	36.7	15

表 3. 供試体の形状

Code	L (mm)	D (mm)	t_0 (mm)	θ_0	H (mm)	H' (mm)	h'i	h'te
U1	1997	1700	2000	3°	104.7	105.5	0.032	0.010
U2	1992	1700	2000	5°	174.3	172.5	-0.073	-0.023
U3	1498	1200	1500	3°	78.5	77.0	-0.060	-0.019
U4	1494	1200	1500	5°	130.7	133.0	0.093	0.029
U5	1992	1700	2000	5°	174.3	175.5	0.035	0.011
U6	2740	2300	2750	5°	239.7	240.0	0.009	0.003

$$(h = (H' - H) / 10)$$

表 4. ストラットの断面性能と接合部の性能

Code	A (cm ²)	I (cm ⁴)	λ_s	$\lambda_s A$	K_b (tf·cm/rad)	M_y (tf·cm)	$c A_e$ (cm ²)	κ
U1	6.71	41.12	80.76	1.00	478.5	16.54	2.27	3.325
U2	6.71	41.12	80.76	1.00	478.5	16.54	2.27	3.325
U3	6.71	41.12	60.57	0.75	478.5	16.54	2.27	2.493
U4	6.71	41.12	60.57	0.75	478.5	16.54	2.27	2.493
U5	17.29	199.27	58.91	0.73	2250.0	76.43	6.67	3.226
U6	17.29	199.27	81.00	1.00	2250.0	76.43	6.67	4.436

($K_b, M_y, c A_e$ は文献[1]の結果である)

図 2. 単位ラチスドームの荷重試験

2. 2 試験方法

供試体の支持点の境界条件は、曲げの発生の最も大きくなる平面内ローラ支持を採用した。図 2 において、6 点の支持点は、2 枚の鋼板の間に直径 7mm の鋼球を入れた支持金具を介して支持フレーム上に設置した。供試体は、カラーの締め付けトルクを一律に 300kgf·cm としている。

荷重はテストベット上に架設された反力フレームから、20tonf オイルジャッキを用いて中央部のハブに鉛直下向きに加えた。荷重の値はハブとオイルジャッキ間に取り付けたロードセルにより検出している。載荷は、U1 から U5 は、弾性域で数回繰り返した後、引き続き最大荷重が得られるまで単調に加力した。U6 については、弾性域の繰り返しに加えて、降伏荷重と推定される荷重と最大耐力近傍でそれぞれ除荷を繰り返した。

変位の計測は、支持点のハブについて水平、放射方向に 6 点と加力点のハブの直下とした。加力点については、供試体の降伏から最大耐力に至る仮定でハブの面内外への回転・移動を考慮し、ハブの両側の対象位置 2 点で計測している。

ひずみは対角線上(稜線上)の 2 本のストラットと引張材となる外周のストラットの内の一本について計測した。ひずみゲージは、稜線上のストラットについては、部材座屈時にヒンジの形成が予想される部材中央部とエンドプラグとの溶接部近傍の、合計 6 箇所に、それぞれ断面周の 4 箇所貼り付けた。それぞれのカラーについては中央部に断面周の 4 箇所貼り付けている。また、外周のストラットについては、エンドプラグとの溶接部の近傍 2 箇所に、断面周の 4 箇所貼り付けている。

2. 3 実験結果および考察

実験に先立ち、供試体の組立て後のライズを計測した。表 3 に計測値 (H') を示すが、完全形状のライズに対する誤差の最大は、ストラットの断面二次半径に対して約 10% であり、方向は上向き下向き両方向に認められた。この誤差は、連続体シェルとしての等価板厚 (t_e 注 2) に対しては僅か 0.03 t_e であり、実験結果の分析に際して完全形状のライズを用いることで差し支えないと判断される。

図 3 に U1 と U2 について、実験から得られた荷重・変形曲線の処女載荷から線形範囲内の荷重での部材軸力と曲げモーメントの計測結果を単位加力 1 に対して換算して示す。図中の解析値はトラス材の両端を弾性の曲げバネとし、接合部をハブの直径の長さを持つ剛域とした、線材モデルによる線形計算の結果である。ここで、曲げバネの剛性は、表 4 に示す文献[1]の結果を用いている。実験値は解析値に対して、軸力は最大 1.15 倍である。曲げモーメントはモードに関してはほぼ符合しているものの、頂点と材端で 25~50%、部材中間部で 20~80% の値の差異がある。変位は約 2 割実

注 2) 下表に実験の単位ラチスドームに関して、部材を一本の連続した梁に置換した場合の A_e 、 I_e 、 λ_e 、連続体シェルに置換した場合の t_e 、 E_e の計算結果を示す。理論式は付録 1) による。

Code	A_e (cm ²)	I_e (cm ⁴)	λ_e	t_e (cm)	E_e (tf/cm ²)
U1	6.33	33.36	87.13	7.95	3.22
U2	6.33	33.36	87.13	7.95	3.22
U3	6.22	31.38	66.76	7.78	4.30
U4	6.22	31.38	66.76	7.78	4.30
U5	16.25	164.88	62.76	11.04	5.95
U6	16.25	173.03	84.94	11.21	4.33

験値が大きい。また、実験の応力の対称性は良好である。なお、曲げモーメントは単位ドームの頂点の節点で最大で、材端の節点位置は反曲してその約1/4~1/5である。この曲げモーメントが反曲する理由は、外周部材で面外の回転が拘束されているためである。

図4に実験の荷重と中央部節点変位の関係を示す。また、弾性域のみを拡大して示した。図4において、各供試体は顕著な初期すべりはなく、また弾性域での繰り返し载荷による残留変形もほとんど認められない。注3)

U1からU6の供試体は、载荷の過程において、いずれも部材には顕著な座屈現象が確認できなかった。また、接合部の面内外への急激な耐力低下によるドームの反転などは見られなかった。これは、実験の供試体が、部材の細長比が小さくドームのライズが比較的高いことによるためである。各供試体は、緩やかな幾何非線形性を示しながら、接合部の降伏に伴い、単位ドーム全体の剛性が減少し最大耐力に至っている。実験後の接合部は、単位ドーム頂点のカラーの圧縮側接合面において圧壊が確認された。最大耐力時のライズは、完全形状のライズの64%から26%まで減少し、非線形性が比較的大きい。

U6については、降伏荷重あるいは最大荷重直前からの除荷過程で、幾何学的非線形性が顕著に確認でき、降伏荷重時の残留変位は、ライズの0.8%、最大荷重時で、2.5%であった。また、最大荷重付近で、ドーム外周の引張材においてエンドブラグとストラットの溶接部で引張破断が確認された。前述の線材による線形計算では、実験の最大荷重4.6tfの軸力は周辺材、稜線材ともにほぼ7.9tfである。つまり、単位ドームの周辺部材の引張軸力と稜線部材の圧縮力はほぼ同じ値となる。3章で述べる弾塑性解析からも同様の結果が得られており、ドーム頂点の鉛直変位が10cm程度の時の周辺・稜線部材の軸力は、約14.3tfとなっている。本実験で用いたA6061-T6合金は溶接により耐力が溶接前の1/2程度となる³³⁾。仮に素材試験結果の値の1/2を溶接部の耐力とすれば、理論値は降伏軸力 N_{yw} が $N_{yw} = 1/2(\sigma_y A) = 23.15\text{tf}$ 、破断軸力 N_{br} は $N_{br} = 1/2(\sigma_u A) = 25.68\text{tf}$ となり、ドーム周辺部材の溶接部の引張破断は、実験の荷重・変形レベルでは生じないであろう事が予想される。従って、この溶接部の破断は、施工過程での不具合と考えられるが、更に実験数を増やして再現性の有無を検討する必要がある。

図5にストラット材の軸力 N と曲げモーメント M の関係を荷重とともに示す。縦軸は、計測した2本のストラットの平均軸力を降伏軸力 ${}_yN_y$ (${}_yA \cdot \sigma_y$) で無次元化している。横軸は、計測した2本のストラットの6点の各曲げモーメントから、2本のストラット材を連続した梁と見なした場合の単位ドーム頂点位置の曲げモーメントを求め、それをストラット軸部の降伏曲げモーメント ${}_yM_y$ (${}_yZ_p \cdot \sigma_y$) で無次元化している。図中にストラット軸部の降伏関数 $f = (N_y/{}_yN_y)^2 + (M_y/{}_yM_y)^2 = 1$ を示した。ここで、 ${}_yN_y$ と ${}_yM_y$ の計算に用いた降伏応力度 σ_y は、それぞれの素材試験による値を用いている。次に、接合部に関して、 M_y については文献[1]

注3) 载荷試験は、荷重・変形曲線が線形の範囲では荷重増分で、線形を外れた後は変位増分で行なった。しかし、オイルジャッキの加力コントロールがプログラム制御ではなく、任意の変位計あるいはひずみゲージをモニターすることによる手動であるため、特に線形を外れた後は荷重または変位が行き過ぎたケースがある。

図3. 弾性域の応力、変形状態

荷重・変形関係

図4. 荷重・変形関係及び初期勾配

で得られた実験による接合部の降伏曲げモーメント M_y を (以降 eM_y と表示する), N_y は同じく文献[1]で実験結果から分析されたカラーの圧縮側有効断面積 A_e を用い, $N_y = eA_e \cdot \sigma_y$ として新たに降伏関数を定義した。これをストラット軸部の降伏関数で規準化し, 接合部の降伏関数 $f' = C_n(N / sN_y)^2 + C_m(M / sM_y)$ 但し $C_n = eN_y / sN_y$, $C_m = sM_y / sM_y$ として図中に示した。なお, 部材軸力と曲げモーメントの計算は, ヤング率を一定 (700 tf/cm²) としていることから降伏関数近傍では応力を過大に評価することになる。U2 の最大荷重時の軸力と曲げモーメントはストラット軸部の降伏関数を超過しており, そのため N - M 線図のプロットはストラット軸部の降伏関数までとしている。

実験結果の単位ドームの挙動は, 部材半開角 θ_0 の影響が支配的であり, 細長比 λ_s に関しては明確な違いが確認されなかった。つまり, ストラットには部材座屈が確認されず, また細長比が変わることによる接合部の無次元ばね定数 κ の違いが, 当該実験パラメータの範囲では, 接合部の降伏挙動に明確な影響を及ぼしていない。以下に, 部材半開角 θ_0 の違いによる単位ドームの挙動を比較する。

図4の荷重-変形曲線において, U1 ($\theta_0 = 3^\circ$) と U2 ($\theta_0 = 5^\circ$) を比較すると, U2 は U1 に対して単位ドームの初期剛性が2.3倍に, 最大耐力は3倍となっている。U3 ($\theta_0 = 3^\circ$) と U4 ($\theta_0 = 5^\circ$) では, 初期剛性は2.5倍, 最大耐力は2.6倍である (表5に一覧を示す)。線形剛性に関して, 節点が剛接合の場合の理論値は, $\theta_0 = 5^\circ$ は $\theta_0 = 3^\circ$ に対して2.07倍となる。一方, 節点がピン接合の場合, 線形剛性は θ_0^3 に比例するため4.6倍 ($5^3/3^3$) となる。^{注4)} 実験の単位ドームは節点にある程度の曲げ剛性が存在するため, 剛接合の場合の理論値にほぼ符合した結果となっている。

図5において, 軸力と曲げモーメントの単純比率による曲げモーメントの負担率を比較すると, $\theta_0 = 3^\circ$ は 5° に対して約10%多い。ドームの幾何非線形性は, $\theta_0 = 3^\circ$ (U1, U3) では, 接合部の降伏関数の手前から現れ, ストラットの軸部の降伏関数に対する比が0.2から0.6と比較的低い応力レベルから確認できる。また, 接合部の降伏関数をわずかに超えて最大荷重を示している。 $\theta_0 = 5^\circ$ (U2, U4) では同様に0.6付近から生じるが, それ程明瞭ではない。また, 最大荷重は接合部の降伏関数を大きく超えてストラット軸部の降伏関数まで達している。

U1~U4 供試体のドーム頂点周辺のカラー周面で測定されたひずみを図6にプロットした。カラー上面S1での圧縮ひずみは, 部材半開角の違いによりその進展に明らかな差異が確認された。 $\theta_0 = 3^\circ$ のU1とU3は, $\theta_0 = 5^\circ$ のU2とU4の約2倍の勾配で増加している。 $\theta_0 = 3^\circ$ のS1ひずみは, U1で0.56tf, U3では0.70tfの荷重レベルから大きく増加している。また, $\theta_0 = 5^\circ$ のU2で1.70tf, U4では1.85tfから値の増加が顕著になる。(同図の矢印参照) それぞれの荷重でのカラーのひずみは, 必ずしも0.2%の永久ひずみを与えるものではないが, この初期降伏を接合部の線形の荷重限界とし接合部の降伏荷重と仮定する。次に, カラー 中立軸

注4) ピン接合周辺ローラー支持単位ドームの頂部に作用する荷重 P と鉛直変位 δ の釣り合い関係は下式で表される。²⁹⁾

$$P = 3EA\theta_0^3 \{ (\delta/H) - 3/2 \cdot (\delta/H)^2 + 1/2 \cdot (\delta/H)^3 \}$$

ここで, $-3/2 \cdot (\delta/H)^2 + 1/2 \cdot (\delta/H)^3$ が無視でき得るものとすれば, 鉛直変位 δ は θ_0^3 に比例する。

図5. 軸力と曲げ曲げモーメントの関係

のS2とS4のひずみは, U1からU4供試体いずれもS1の約1/5の勾配で圧縮ひずみが増加している。最大ひずみは1000 μ 以内である。カラー下面S3については, U1からU4いずれも引張りひずみとなっており, ひずみの増加傾向は中立軸の圧縮ひずみに対してほぼ対称形で値はやや低い。一方, 文献[1]で実施した純曲げ時の同様な分析では, カラー上面は本実験結果と同様な結果を示したが, 中立軸と下面は500~700 μ 以下の引張りひずみとなっている。これは, 単位ドームによる載荷試験が, 軸力が導入されることによりカラーの中立軸にも圧縮力が働くこと, また, いずれの場合もカラーの下面は離間して, 施工時の導入軸力が解放されることを示している。このことから軸力が存在する実際の応力状態では, 文献[1]で求めたカラーの圧縮有効断面積 A_e は増加する傾向にあると予想される。

図4の荷重・変形曲線と図5の軸力と曲げモーメントの関係に、図6のカラーのひずみから仮定した降伏荷重を図示した。図4において、この降伏荷重は、 $\theta_0 = 3^\circ$ のU1とU3については、ほぼその最大荷重となっている。 $\theta_0 = 5^\circ$ のU2とU4では、それぞれの曲線をBi-linearとした場合、その二次勾配の線上にある。また、図5においてこの降伏荷重は、 $\theta_0 = 3^\circ$ では接合部の降伏関数の手前にあり、一方 $\theta_0 = 5^\circ$ では、接合部の降伏関数とストラット軸部の降伏関数の間にある。つまり、ドーム頂点の節点はカラーの圧縮側が軸圧縮を付加されて曲げ降伏し、単位ドームの節点座屈を誘発する。 $\theta_0 = 5^\circ$ の降伏荷重が接合部の降伏関数を上回っているのは、軸力が比較的卓越していることにより、カラーの圧縮側有効断面積 A_e が増加傾向にあるためと考えられる。一方、 $\theta_0 = 3^\circ$ の場合が接合部の降伏関数を下回っているのは、 $\theta_0 = 3^\circ$ は形状の非線形性が大きいことにより曲げモーメントが卓越し、またこの有効断面積 A_e が、荷重の増加とともに減少傾向にあるためと推定される。

当該実験ケースからは、接合部の降伏は本節で定義した接合部の降伏関数に、 $\theta_0 = 3^\circ$ については0.65から0.85、 $\theta_0 = 5^\circ$ は1.1から1.3を係数として用いることが妥当と考えられる。

表5. 実験結果一覧

Code	Initial Stiffness (tf/cm)	Collar Yielding Load (tf)	Maximum Load (tf)	Maximum deflection (mm)
U1	0.20	0.56	0.58	68.3(0.65)
U2	0.49	1.70	1.80	94.1(0.55)
U3	0.29	0.70	0.73	57.3(0.74)
U4	0.70	1.85	1.92	48.4(0.36)
U5	1.24	4.42	4.60	67.5(0.38)
U6	0.98	4.43	4.60	93.0(0.39)

注) 最大変形の () 内はライズに対する比を示す

図6. カラーの圧縮ひずみ

3. 数値解析

本章では、各々の実験ケースに対して、文献[1]で採用した数値解析法を用いて、荷重・変形曲線を追跡した結果について述べる。

3.1 接合部の解析モデル

接合部の解析モデルは、文献[1]ですでに紹介しているため、ここでは概略の説明にとどめる。接合部は、構造物の節点となるボールに、部材となるストラットを鋼製のボルトで取り付け形式の

もので、ボルトの外側に円筒状のカラーが付されている（第2.1節参照）。これを図7のようにモデル化し、ボルトの応力・ひずみ関係に図8に示す、ねじの緩みを考慮した関数を、また、カラーの要素には、同じく図8にあるように、引張応力が作用する領域では応力が発生しないようなメカニズムを仮定した応力・ひずみ関係を採用している。また、カラー要素に曲げ剛性有効係数 α を導入している。これは、解析で用いたカラーの断面二次モーメントを I_e 、実際のカラーの断面二次モーメントを I_c とすれば、 $I_e = \alpha \cdot I_c$ という関係を仮定しての係数である。^{注5)}

弾塑性シミュレーションは、ボルトの緩みの大きさを、 $d_s = 0.015\text{cm}$ とし、 $\alpha = 0.2, 0.4, 0.6, 0.8, 1.0$ と変化させて実行され、実験で得られた荷重・変形曲線と照査しながらその傾向と構造挙動を分析した。

図7. 数値解析モデル

図8. 部材の応力・ひずみ関係

3.2 解析結果および考察

図9にU3とU6の荷重・変形曲線を示す。また、表6に荷重・変形曲線の初期剛性 K_e 、降伏後の二次勾配 K_p 、最大荷重 P_e の実験値との比較を示す。 K_e と K_p については、実験を最もシミュレートできるパラメータ α の値を示した。最大荷重はその α を採用した場合の実験との差異である。

すべてのケースを通して、カラーの断面二次モーメントの影響を表す係数 α は、0.4程度を採用することで、実験対象の単位ドームの初期剛性を解析上に反映できることが確認できた。文献[1]の梁

注5) α はあくまで実験の弾塑性挙動を含めた全体の挙動の同定パラメータである。本来は1で固定されるべきものであるが、実験挙動を非線形領域まで追跡する場合、カラーの離間、接触の程度は曖昧で定量化し難いものであり、それは前報の結果からも予想された。そのため、本数値解析においても、現実にもっともモデル化しにくいと考えられるカラーの離間、接触の程度を補正係数 α を用いることにより表現し、軸力の影響がある場合の実験挙動を追跡することとした。

図9 荷重・変形曲線

表6. 実験結果との比較

models			parameter- α		P_{cr} (Ana./Exper.)
code	θ_0	λ_s/Λ	Ke	Kp	
U1	3°	1.00	0.6~0.8	0.6	0.55/0.58=0.95
U2	5°	1.00	0.4	0.2	1.93/1.80=1.07
U3	3°	0.75	0.4	0.4	0.70/0.73=0.96
U4	5°	0.75	0.2~0.4	0.2	2.12/1.92=1.10
U5	5°	0.73	0.2	0.2	5.5/4.6=1.20
U6	5°	1.00	0.4	0.2	5.2/4.6=1.13

部材によるシミュレーションでは α は0.3~0.6を採用することで実験挙動をシミュレートできており、本解析の結果とも符合している。しかし、曲げの影響の出やすいむくり（部材半開角）が小さく、さらに λ/Λ が1付近の範囲では $\alpha=0.6\sim0.8$ がもっとも実験結果に追従するケースもある。また、全てのケースについて弾性域では α の影響が比較的少ないが、部材半開角が小さいモデルでは弾塑性領域で α の影響が大きく現れており、 α の取り方で単位ドームの耐力が左右されることになる。これは2.3章で実験結果を分析する際に

定義した接合部の降伏関数 f' が、部材半開角が小さい範囲でその耐力をほぼ決定していることとも傾向が符合している。しかしながら、カラーを含めた接合部の詳細挙動の分析にはさらに細部にわたる実験と解析が必要とされるであろう。

また、解析と実験間に最大荷重の隔たりが1割程度生ずる場合が多かったが、これは、解析がドームの頂点につながる6本の部材が同時に同じ過程で塑性化して行くのに対して、実験では、1本の部材が集中的に破壊して最大荷重に達していることに起因していると考えられる。

4. まとめ

本研究では、ねじ込み式ボールジョイントを用いた単位単層ラチスドームの載荷試験と数値解析を通して、その剛性と耐力および崩壊挙動を確認した。以下に本研究で得られた結論を要約する。

(1) 構造実験において、実験対象の単位ラチスドームは、いづれ

も接合部が曲げ降伏し塑性化していく過程で最大耐力を示した。部材半開角 $\theta_0=3^\circ$ の試験体では接合部の降伏、 $\theta_0=5^\circ$ ではストラットの部材座屈を想定した形状ではあったが、当該実験対象が、支持点の境界条件をローラー支持とした単位ドームであることによる曲げ挙動の卓越と、接合部の挙動との複合により、実挙動では、接合部の曲げ降伏によって耐力に至ったと考えられる。

(2) 軸力と曲げモーメントが導入された場合の接合部の降伏挙動は、文献[1]で得られた接合部の降伏曲げモーメントとカラーの圧縮有効断面積 A_c に対する降伏軸力を用いた降伏関数によりほぼ表現可能である。この降伏関数を構造設計に用いる際の補正係数は、本研究で対象とした、部材細長比が約60~80、接合部の無次元ばね定数が約2~5の範囲では、部材半開角 $\theta_0=5^\circ$ については約1.2、 $\theta_0=3^\circ$ では約0.7が妥当であろう。なお、部材細長比と無次元ばね定数が大きく異なる場合について、さらに詳細な分析が必要と考えられる。

(3) 実験結果の単位ドームの挙動は、部材半開角 θ_0 の影響が支配的であり、接合部で降伏したこともあり、細長比に関しては明確な違いが確認されなかった。実験対象の $\theta_0=5^\circ$ は $\theta_0=3^\circ$ に対して、その剛性と耐力が約2.5倍から3倍に上昇した。また応力の非線形性は、 $\theta_0=5^\circ$ はストラット材の降伏関数までほぼ生じていないが、 $\theta_0=3^\circ$ は接合部の降伏関数付近から生じた。すなわち、 θ_0 が小さい場合は、実用的な設計レベルでも幾何非線形を考慮した分析が必要であろう。

(4) 数値解析において、カラーの曲げ剛性有効係数 α を導入し、実験対象の単位ドームの荷重-変形履歴を追跡した結果、 $\alpha=0.4$ 程度の値を取ることで、挙動の追跡ができるであろうと思われる結果となっている。この α の値は文献[1]で実施した単純梁による同様な数値解析結果の $\alpha=0.3\sim0.6$ とも符合している。しかし、弾塑性域まで丁寧に追跡するには0.2~0.8までの値も取り得り、実験サンプル数を増やすことで、精度を上げていく必要があろう。

今後は、本研究で得られた接合部の特性を用い、実規模の単層ラチスドームの静的および動的座屈解析から、当該接合部を用いた単層ラチスドームの座屈耐力と崩壊挙動の分析を進める予定である。

謝辞

本研究を進めるにあたり、包括的なご教示をいただきました豊橋技術科学大学教授・加藤史郎博士、構造実験に関してご指導いただきました住友軽金属工業の山口進吾氏、実験に多大なご協力をいただきました同・技術研究所の水越秀雄氏に深く感謝いたします。

参考文献

- 1) 松山裕二郎, 高島英幸, 飯島俊比古: アルミ合金単層ラチスドームに用いるボールジョイントの載荷実験及び弾塑性解析, 日本建築学会構造系論文集, 第502号, pp.85~92, 1997.12
- 2) 坂寿二, 日置興一郎: ねじ込み接合で組み立てた立体トラスの座屈挙動, 日本建築学会論文報告集, 第331号, pp.1~9, 昭和58年9月
- 3) 岩田衛, 和田章, 白井貴志: 太径ボルトを用いたシステムトラスの疲労試験, 日本建築学会構造系論文報告集(報告), pp.123~134, 1991.4
- 4) 谷口与史也, 坂壽二: ねじ込み接合システムトラスの実験的研究, 日本建築学会構造系論文報告集, No.408, pp.91~99, 1995.2
- 5) 辻岡静夫, 山田義智, 安井信行, 今井克彦, 脇山広三: 立体トラス接合部の疲労特性に関する実験的研究, 日本建築学会構造系論文報告集, No.490, pp.223~228, 1996.12
- 6) 斉藤公男, 黒木二三夫, 谷口尚範, 戸田郁也, 奥原剛彦: 単層スペースフレーム(EXPO'85 南ゲートドーム)の載荷実験, 日本建築学会大会学術講演梗概集(北海道), pp.281~282, 1986.8
- 7) 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報告集, 第421号, pp.117~128, 1991.3
- 8) 植木隆司, 松榮泰男, 加藤史郎, 山田聖志: 単位単層ラチスドームの載荷試験および弾塑性座屈荷重, 日本建築学会構造系論文報告集, 第452号, pp.67~76, 1993.10
- 9) 鈴木敏郎, 小河利行, 久保寺勲, 五十嵐規矩夫, ボール接合単層ラチスドームの座屈実験及び弾塑性座屈解析-中央集中荷重を受ける部分球形ドームについて-, 日本建築学会構造系論文報告集, 第444号, pp.53~62, 1993.2
- 10) 山田大彦, 山本博志, 王麗: 単層ラチスドームの変形・応力並びに座屈特性に対する接合部剛性と荷重条件の影響に関する研究-その1.変形・応力伝達特性について, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 関東, pp.1427~1428, 昭和63年10月
- 11) 山田大彦, 山本博志, 王麗: 単層ラチスドームの変形・応力並びに座屈特性に対する接合部剛性と荷重条件の影響に関する研究-その2.座屈耐力について, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 関東, pp.1429~1430, 昭和63年10月
- 12) 有山伸之, 王麗, 鄭煥穆, 山田大彦: 単層ラチスドームの座屈特性における接合部回転剛性と荷重条件の影響に関する研究, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 九州, pp.1245~1246, 1989.10
- 13) 植木隆司, 加藤史郎, 向山洋一, 松榮泰男: 両端に回転ばねのある部材で構成される単層ラチスドームの弾塑性座屈荷重, 日本建築学会構造系論文報告集, 第448号, pp.47~58, 1993.6
- 14) YAMADA, M., UCHIYAMA, K., YAMADA, S., ISHIKAWA, T.: Theoretical and Experimental Study on the Buckling of Rigidly Jointed Single Layer Latticed Spherical Shells under External Pressure, IASS Symposium, OSAKA, 1986, Vol.3
- 15) 植木隆司, 向山洋一, 加藤史郎: 両端に回転ばねのある部材で構成される単層ラチスドームの線形および弾性座屈荷重-矩形平面形状をした裁断球殻状ドームについて-, 日本建築学会構造系論文報告集, 第441号, pp.117~129, 1990.5
- 16) 加藤史郎, 山田聖志, 高島英幸, 柴田良一: 剛接合単層ラチスドームの座屈応力度に関する研究, 日本建築学会構造系論文報告集, 第428号, pp.97~105, 1991.10
- 17) 加藤史郎, 柴田良一, 植木隆司: 剛接合単層ラチスドームの座屈荷重推定法~部材の座屈応力度を用いる方法~, 日本建築学会構造系論文報告集, 第436号, pp.91~103, 1992.6
- 18) 加藤史郎, 庄村昌明: 接合部の曲げ剛性が円形平面状の単層ラチスドームの座屈荷重に与える影響~部材の座屈応力度曲線の表現について~, 日本建築学会構造系論文報告集, 第465号, pp.97~107, 1994.11
- 19) 柴田良一, 加藤史郎, 植木隆司: きわめて偏平な剛接合単層ラチスドームの弾塑性座屈荷重~等分布荷重を受ける周辺ピン支持六角形平面ドームの座屈応力度曲線について~, 日本建築学会構造系論文報告集, 第449号, pp.143~153, 1993.7
- 20) Fujimoto, M., Imai, K. and Saka, T.: Buckling of Single Layer Latticed Dome under Uniform Gravity Load, SPATIAL, LATTICE, and TENSION STRUCTURE, Proceedings of the IASS-ASCE International Symposium, Atlanta, pp.509~518, 1994.4
- 21) Ohsawa, K. and Yamada, M.: Estimation of Ultimate Structure of Rigidly Jointed Single-Layer Latticed Domes Subjected to Distributed Load, IASS, Beijing, pp.366~373, 1996.5
- 22) 半谷裕彦, 小田憲史, 西田明美: 単層ラチスシェルの飛移座屈と接合部振れ座屈の相関 その1~現象と解析モデル~, 日本建築学会学術講演梗概集(東北), 構造1, pp.1247~1248, 1991.9
- 23) 半谷裕彦, 小田憲史, 西田明美: 単層ラチスシェルの飛移座屈と接合部振れ座屈の相関 その2~基礎方程式と数値解析~, 日本建築学会学術講演梗概集(東北), 構造1, pp.1249~1250, 1991.9
- 24) 高島英幸, 柴田良一, 加藤史郎: スペースフレーム接合部の数値シミュレーション法, 日本建築学会構造系論文報告集, 第455号, pp.105~111, 1994.1
- 25) 高島英幸, 加藤史郎: 緩みのある接合特性を有する単層ラチスドームの弾塑性挙動シミュレーション法, 日本建築学会構造系論文集, 第498号, pp.91~97, 1997.8
- 26) 杉崎健一, 河村繁, 半谷裕彦: アルミニウム単層トラスの構造挙動に関する実験的研究, 日本建築学会構造系論文集, 第480号, pp.113~122, 1996.2
- 27) 杉崎健一, 河村繁, 半谷裕彦: はめあい接合部を有するアルミニウム単層トラスの解析, 日本建築学会構造系論文集, 第488号, pp.97~106, 1996.10
- 28) 武藤至, 庄村昌明, 加藤史郎: 半剛接合単層ラチスドームの座屈耐力の一評価法について, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 関東, pp.1341~1342, 1993.9
- 29) 日本建築学会: 単層ラチスドームの安定解析(その現状と問題点), 1989
- 30) 日置興一郎, 剛節: ピン節理想単層ラチスドームの全体座屈・個材座屈・節点座屈の表示法について-境界条件の悪影響を受けない場合-, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 関東, pp.1337~1338, 1993.9
- 31) 日本建築学会シェル空間構造運営委員会: 空間骨組構造 形態・性能・生産, 日本建築学会, 1995.12
- 32) Douglas T. Wright: Membrane Forces and Buckling in Reticulated Shells, ASCE, 1965.2
- 33) 建設省建築研究所: アルミニウム合金利用技術指針, 1996.12

付録1) 等価断面積 A_e , 等価断面二次モーメント I_e は, 接合部の半剛接合的な特性を考慮し, 次式により算出している。²⁹⁾

$$A_e = A_p / \gamma_2, \quad \gamma_2 = \{1 - 2\lambda_1 - 2\lambda_2\} + 2\lambda_2 E_p A_p / E_s A_s$$

$$I_e = I_p / \gamma_1, \quad \gamma_1 = \{1 - 2\lambda_1 - 2\lambda_2\} + 2\lambda_2 E_p I_p / E_s I_s$$

ここで, $E_s A_s$ はカラーのみの軸剛性を, $E_p I_p$ は実験で求めた接合部の曲げ剛性¹⁾を用いている。等価細長比 λ_e , 連続体シェル置換した場合の等価シェル厚 t_e , 等価ヤング係数 E_e は, それぞれ次式により計算される。

$$\lambda_e = \frac{l}{r_e}, \quad (\text{但し } r_e = \sqrt{\frac{I_e}{A_e}}), \quad t_e = 2\sqrt{3} \cdot r_e, \quad E_e = \frac{E A_e}{3 I_e}$$

(1998年5月20日原稿受理, 1998年11月9日採用決定)