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EXPERIMENTS AND ANALYSIS OF BALL JOINTS FOR ALUMINUM SINGLE
LAYERED RETICULAR DOMES

檜山 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 one of the most efficient structures because of the characteristics of a low specific gravity, a high strength to weight ratio and because of the possibility of high quality manufacturing. Such a reticular dome has a high in-plane stiffness through membrane actions which can make the structures thin and light. On the contrary such a thin shell-like dome is subjected to buckling and this buckling gives rise to an essential problem in structural design. The bending stiffness in connections of such domes is already recognized as one of the key factors for prevention of buckling.

The present paper investigates the structural characteristics of ball type joints which are to be utilized to connect one members to another ones in the aluminum reticular dome. The first part of the paper concerns beam bending tests, through which the bending stiffness and strength were obtained, the second part compares the experimental results with the simulated ones, and the third part discusses an estimation method to calculate the bending stiffness and strength for designing such an aluminum reticular dome.

Keywords: single layered reticular dome, ball joint connection, aluminum alloy,
bending 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, 曲げ挙動, 載荷試験, 非線形解析

1. はじめに

構造用アルミ合金は、ヤング率に対する比重が、鋼材とほぼ同じで他の構造材料よりも低く、かつ、比重の割には強度が高い¹⁾。つまり、構造用アルミ合金は、剛性や強度の割には軽量であるため、自重が支配的な大スパンの架構に適する材料のひとつと言えよう。したがって、すでに実現されている鋼製の単層ラチスドームの構造的な効率性を考えれば、アルミ合金による単層ラチスドームの実現も構造的に可能であることは十分に予測できる。また鋼製の単層ラチスドームに関する従来の研究から、座屈特性の分析が重要であること、特に、接合部の曲げ剛性と耐力が、その座屈性状に大きく影響することがすでに明らかにされている⁴⁻¹⁴⁾。よって、アルミ合金製部材を用いた単層ラチスドームにおいても、接合部の曲げ剛性と耐力の定量的把握が必要であることは明らかである。そこで、本研究では、アルミ合金製の単層ラチスドームの開発・実現を目的として、接合部の曲げ試験、及び数値解析を行い、その結果を報告し、単層ラチスドームとしての接合部特性について考察する。ここで対象とする接合部は、少数の実績を有するにとどまるが、従来からアルミ合金製の複層トラスで用いられているねじ込み式ボールジョイ

ントである。複層トラスではこの接合部をピン接合として扱っているが、本来、曲げ剛性が期待できる機構を有していることから、接合部の曲げ特性を明らかにすることで、単層型のラチスドームへの適用性を検討していくこととした²⁾。

ねじ込み式ボールジョイントの力学特性に着目した研究としては、谷口ら¹⁾による実験の精度を考慮した接合部の特性分析、岩田ら²⁾、辻岡ら³⁾による軸方向の疲労挙動の報告、などがある。このねじ込み式ボールジョイントをトラス節点とした鋼製の単層ラチスドームに関しては、斎藤ら⁵⁾、鈴木ら⁶⁾、植木ら⁷⁻⁹⁾、高島ら¹⁰⁾、加藤ら^{11,12)}、柴田ら¹³⁾、藤本ら¹⁴⁾、の研究がある。また、木質系のものに関しては、松野ら¹⁵⁾、接合部の回転座屈については、半谷ら^{16,17)}、の研究がある。さらに、単層ラチスドームの座屈耐力を、連続体シェルとの類似度を表す係数で取り扱った山田ら¹⁸⁾の研究もある。これらの研究は、接合部の力学特性を調べる性能試験、実大あるいは模型によるドームの耐力実験、接合部の特性を考慮した数値解析、などを実施している。さらにその中で、接合部の曲げばねの特性、部材半開角、部材の細長比、部材の降伏強度等の変化がドームの耐力に与える影響についても分析しており、相当の成果の蓄積がある。これ

* 住友軽金属工業㈱・設計技術部

** 豊橋技術科学大学建設工学系 助手・工博

*** ㈱飯島建築事務所 工博

Sumitomo Light Metal Industries, Ltd.

Department of Architecture and Civil Engineering, Toyohashi University of Technology, Dr. Eng.

Iijima Structural Design Office, Dr. Eng.

らの成果から、現在では、単層ラチスドームの静的な座屈特性がほぼ把握されつつあると言えよう。

一方、アルミ合金部材を用いた単層ラチスドームについては、杉崎らの研究^{19, 20)}がある。採用した接合部は、はめ合い式であり、材端を押しつぶしたアルミの管材を、アルミ押出し材で製作した接合部にはめ込む形で連結する形式のものである。この接合形式の単層ラチスドームを対象として、接合部の基本性能試験を実施している。また、この接合部は、ドームの面内方向が弱軸となっており、その破壊性状の確認を目的として、縮小モデルについて、ライズ／スパン比、荷重モードを変数とした載荷試験を実施した。さらに、接合部の評価を弾塑性有限要素解析により進めている。これに対して、アルミ合金によるねじ込み式ボールジョイントを採用した単層ラチスドームに関する研究は類例を見ない。ねじ込み式ボールジョイントは、材軸回りに対称な形状のため、面内には弱軸回りの節点座屈を防ぐことができ、面外には曲げによるピン接合的座屈を生じさせないことが期待できる。そこで本研究では、アルミ合金製単層ラチスドームに、このねじ込み式ボールジョイントを採用することとし、この接合部に関する以下のような検討を進める。

- 1) 接合部の単純曲げ試験を実施し、接合部の回転バネ定数、降伏曲げモーメント、降伏回転角等の基本性能を確認する。
- 2) 接合部の曲げに対する幾何学的および材料非線形解析を実施する。その結果を実験より求めた諸性能と比較検討し、実挙動をシミュレートするための解析手法の適用性を明らかにする。
- 3) 実験及び数値解析の考察を踏まえ、接合部の力学的特性を明らかにし、接合部の曲げに対する剛性と耐力を算定する近似式を誘導する。

2. 接合部形状及び使用材料

2. 1 接合部形状

図1に本研究で用いたアルミ合金製のトラス接合部の形状を示す。トラス部材であるストラットと称する中空円形管は、その端部にエンドプラグと称する円錐形の金物を溶接している。

そのエンドプラグの断面中心のボルト貫入孔には、高力ボルトがあらかじめ挿入されている。ストラットは、高力ボルトがハブと称する中実球形体の接合金具にねじ込まれることにより接合される。高力ボルトの断面方向には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。つまり、このカラーを回転させ締め込むことにより高力ボルトがねじ込まれ、ストラットとハブが接合される仕組みを採用している。

ハブは、アルミ合金押出し棒の外表面を切削加工することで球状にした後、カラーとの接合面の面取切削加工を行って、製作される。エンドプラグは、アルミ合金押出し棒を内外面とも所定の形状に切削加工して製作される。エンドプラグ中心のボルト貫入孔の孔径は、(ボルト軸径+1 mm)と設定されている。ハブのねじ切り位置の精度は $\pm 0.25^\circ$ である。ボルトとカラー内径のクリアランスは0.5mmとしている。また、カラーの長さはボルト径の約3倍である。

2. 2 使用材料

ストラット、ハブ、カラー、エンドプラグはすべてアルミ合金押し材(A6061-T6)である。また、ボルトはクロムモリブテン鋼のSCM435を焼き入れ後、約425℃で焼戻して、JIS強度区分8.8とし

た高力ボルトを用いている。表1に構成部品の規格、種別を示す。展伸材であるA6061合金はAl-Zn-Si系熱処理合金であり、所定の強度を得るため、約500℃で溶体化処理後170～180℃で約8時間時効硬化処理している。

アルミ合金の応力-ひずみ曲線は、ラウンド型となり、一般には明瞭な降伏点が現れない。JIS規格では、0.2%の永久ひずみを生じる点の応力度を耐力 $\sigma_{0.2}$ と定め、鋼材の降伏点と対応するものとしている。そこで、本研究ではこのアルミ合金の耐力 $\sigma_{0.2}$ を降伏応力度として扱う。A6061合金の降伏比(降伏応力度/引張強さ)は約0.9と高く、また、比例限は0.8である。一方、溶接による軟化域が生じると、溶接部の降伏応力度は溶接前に比べて約1/2に低下するが、再度熱処理を行うことにより降伏応力度を上昇させることが可能である。

A6061合金は熱処理型の合金であり、降伏後の耐力の上昇は期待できないが降伏応力度が高く、降伏応力度付近まで線形で安定な材料特性を持っている。さらにA6061合金は耐食性に優れ、ある程度押出成形性も良好な合金であることから、建築構造用アルミ合金として広く用いられている。

図1. 接合部の形状、使用材料

表1. 構成部材の規格

	Code	Materials
Aluminum	JIS H4000	A6061-T6
High Tension Bolt	JIS B1180	SCM435
	JIS B1051	
	JIS G4105	

2. 3 構成部品の基本的な設計

接合部の軸力は、おおまかに、圧縮時は、ストラット、エンドプラグ、カラー、ハブの順に伝達し、引張時は、ストラット、エンドプラグ、高力ボルト、ハブの順になる。接合部の各部品は、軸力に対して、ストラットの許容軸力よりボルト及びカラーの許容軸力の方が大きくなるように、組合せが決定されている。ボルトのねじ込み長さは、ストラットの許容引張力に達する迄は、ハブのねじ山耐力が十分確保できるように設定している。具体的には、ボルトのねじ込み長さは、ハブのねじ山せん断耐力から計算される必要なボルトのねじ山数に安全率2を乗じて設定している。

3. 接合部の曲げ試験

3. 1 試験の目的

接合部の曲げ剛性、耐力等基本的性能、ならびにカラーの断面の違いが、接合部の性能に与える影響を調べるため、単純梁による単調載荷の曲げ試験を実施した。

3. 2 試験体

表2に試験体の構成部材を示す。ストラットは、 $\phi 73.03 \times 3.05t$, $\phi 101.6 \times 5.74t$, $\phi 141.15 \times 12.7t$ の3種類である。高力ボルトは

表2. 接合部曲げ試験供試体

TYPE	STRUT	BOLT	COLLAR	HUB
C20N	$\phi 73.03 \times 3.05t$	$\phi 20$	$\phi 40$	$\phi 101.6$
C20H	$\phi 73.03 \times 3.05t$	$\phi 20$	$\phi 50$	$\phi 101.6$
C33N	$\phi 101.60 \times 5.74t$	$\phi 33$	$\phi 66$	$\phi 139.7$
C33H	$\phi 101.60 \times 5.74t$	$\phi 33$	$\phi 79$	$\phi 152.4$
C45N	$\phi 141.15 \times 12.70t$	$\phi 45$	$\phi 90$	$\phi 177.8$
C45H	$\phi 141.15 \times 12.70t$	$\phi 45$	$\phi 105$	$\phi 190.5$

表3. 構成部品の機械的性質

Component	Shape	σ_y	σ_u	Elongation
STRUT	$\phi 73.03 \times 3.05$	27.5	30.5	15
	$\phi 101.60 \times 5.74$	27.2	29.7	17
	$\phi 141.15 \times 12.70$	25.3	28.4	18
BOLT	M20	84.6	94.1	—
	M33	89.8	105.6	—
	M45	88.7	102.4	—
COLLAR	$\phi 40, \phi 50$	27.9	31.4	17
	$\phi 66, \phi 79$	29.0	32.3	19
	$\phi 90, \phi 105$	28.6	32.0	16
HUB, END-PLUG	—	27.6	36.7	15

Unit (kgf/mm²)

図3. 曲げ試験の概要、計測の状況

TYPE	L	L1	L2
C20N	1000	252	112
C20H	1000	260	110
C33N	1000	340	90
C33H	1000	348	88
C45N	1500	472	182
C45H	1500	480	180

Unit (mm)

3種類のストラットに対応してM20, M33, M45である。カラーは各ボルトに対して2種類とし、試験体タイプNは外径がボルト径の2倍、タイプHはNの全塑性モーメントをほぼ2倍とした断面形状である。

試験体は3種類のストラットにボルトを1対1で対応させ、さらにそれぞれ2種類のカラーを組み合わせ合計6種類である。表3に構成部材の機械的性質を示す。図2には、6種類の接合部形状を示す。

ハブの直径は、1) 同一断面のトラス部材がトラス構面内に60°の角度で接合した場合を想定して、2) 前述したボルトのねじ込み深さにより計算されたねじ先端のクリアランスをねじピッチの3倍とし、3) またカラーのクリアランスを約5mmとして、決定している。カラーは、タイプHのカラーを外周切削加工してタイプNを製作している。また、ハブとエンドプラグは、同一ロッドのアルミ押出し棒より切削加工して製作している。

3. 3 試験方法

図3に曲げ試験の概要図、及び計測の状況を示す。カラーの締付トルクは一律に300kgf・cmとしている。支点間の距離は、試験体に応じて、100cmあるいは150cmとしている。トラス部材の支持点は、試験体の端部にアルミプレートに溶接して補剛し、棒鋼とナイフエッジの支持金具により片側をヒンジ、他端をローラ支持としている。また、無負荷時に接合部とみなす試験体中央部で、自重による曲げモーメントが0になるよう、試験体の材端に重りを吊り下げている。試験体が支持点間距離の10%変位した場合、重りによる曲げモーメントは約2%減少する程度である。

TYPE	a	b	c	d	e	f
C20N	43.54	52.5	55	18.75	13.1	29.25
C20H	46.48	52.5	55	18.75	13.1	29.25
C33N	61.29	78.7	70	31.5	18	26.2
C33H	65.01	78.7	70	31.5	18	26.2
C45N	76.37	103	92	54	20	26
C45H	79.14	103	92	54	20	26

Unit (mm)

図2. 供試体の接合部形状

変位の計測は、加力点のハブ下面、及びストラットとエンドプラグの左右の接合部の3ヶ所（図3中D1, D2, D3）である。ひずみは、ストラット6ヶ所（A～F）、カラー2ヶ所（G～H）で材軸方向にそれぞれ断面の4カ所（S1～S4）測定している。荷重は20tonf オイルジャッキによりハブ中央に鉛直下向きに与え、値はハブとオイルジャッキ間のロードセルにより検出している。載荷は次のように進めた。試験体の中央位置の曲げモーメントが、カラーだけの降伏モーメントの1/2となる荷重を、3回繰り返して載荷し、引き続き、最大荷重が得られるまで単調載荷した。

3. 4 試験結果

図4に試験体中央部位置の曲げモーメント M と接合部回転角 ϕ の関係を（ $M-\phi$ 曲線）、試験体タイプNとHを比較して示す。曲げモーメントは、荷重と支点間距離で単純計算した値 $M = PL/4$ である。接合部の回転角 ϕ は、次のように算出している。

- 1) ストラットが支点間に連続してある（接合部がない）と仮定した場合、ストラットの中央部変位を線形弾性理論から求める。
- 2) この値を計測した中央部変位から差し引く。
- 3) 2) で求められた変位を接合部回転角に換算する。

ストラットと接合部の耐力を比較するため、図中にストラットの降伏モーメント $swMp$ の計算値を示す。この $swMp$ はストラット軸部とエンドプラグの溶接接合位置の値である。したがって、 $swMp$ は、 $swMp = \sigma_{0.2} \cdot Z_p$ として計算される。ここで溶接部の降伏応力度 $\sigma_{0.2}$ は、A6061-T6 合金の素材試験結果の降伏応力度の1/2の値を用いている。また Z_p はストラット断面の塑性断面係数である。

表4に、各接合部の $M-\phi$ 曲線を Bi-linear 型にモデル化した場合における弾性の回転バネ定数 K_b 、降伏モーメント M_y 、降伏時回転角 ϕ_y を示す。図5には、C33NとC33Hのカラーのひずみ測定結果をプロットした。ひずみはカラー締め付けによる初期導入ひずみを差し引いている。図5中に表4の接合部の降伏モーメント M_y を示した。

3. 5 接合部の挙動

接合部には、各荷重レベルで特に顕著な局所的な破壊は見られなかった。M- ϕ 曲線において、各供試体は平均0.003rad程度の初期すべりが見られる。これは降伏時の回転角の7から9%である。ボルトが、カラーおよびエンドプラグのクリアランスを単純に移動したと仮定して計算した回転角は、約0.004radであり、実験の初期すべり量を上回っている。これは、ボルトに引張り力が働くことによるボルトヘッドとエンドプラグ接触面の摩擦力や、幾何学的にボルトがクリアランス量を全て移動出来ないことによるためと考えられる。つまり、M- ϕ 曲線における初期すべりは、カラーおよびエンドプラグのクリアランスとボルトのオーバータップ(0.01cm)によるものを加算したものと現われると推定される。

M- ϕ 曲線は、線形の立上り後、カラーの上側（ハブとの接合面）が降伏することによる非線形性を示す。降伏後の2次勾配は、初期剛性に対してタイプNで平均1/10、タイプHで平均1/15、で安定して上昇し最大耐力に達している。最大耐力の近傍で、カラーの接合面の圧壊が顕著に見られるが、急激な耐力の低下はない。最大耐力時の回転角は、半開角で約0.12rad近くに達している。

表4. 接合部試験結果

Specimen	Bending stiffness K_b (tf·cm/rad)	Yield moment M_y (tf·cm)	Yield rota. angle ϕ_y (rad)
C20N	478.53	16.542	0.0438
C20H	975.60	23.125	0.0344
C33N	2250.00	76.425	0.0382
C33H	4956.00	102.68	0.0283
C45N	6219.90	234.53	0.0438
C45H	8961.10	314.70	0.0436

図4. 曲げモーメントと回転角の関係

弾性の回転バネ定数 K_b は、タイプHはタイプNに比較して1.5～2倍となっている。同様に降伏モーメント M_y は1.3～1.5倍となっている。降伏後の2次勾配は、タイプNとタイプHにほとんど差がない。

図5よりカラー上側の圧縮ひずみ (S1) は、線形に上昇し、 $M-\phi$ 曲線より求めた接合部の降伏モーメントに達した後、さらに増加傾向が顕著になる。カラーの下側 (S2)、及び中立軸 (Sn) のひずみは、まず、カラーの締付により導入された断面に一樣な圧縮ひずみが開放される。その後、このS2およびSnのひずみは、荷重の増加に対してほとんど変化していない。

実験後の試験体を写真1に示す。試験体はカラーの圧縮側の上側から管厚付近までが圧壊している。ボルトには曲げによる塑性変形が確認できる。ハブは、カラーとの接合面、およびボルトのねじ込み部に顕著な破壊は確認できなかった。ストラットの溶接部の降伏モーメント $_{sw} M_p$ (図4中に表示) は、接合部の降伏モーメント M_y (表4参照) と接近している。しかし、この溶接部は、接合部が降伏して最大荷重に至るまで、局部的な破壊はなく、また急激なひずみの増加も確認できなかった。

図5. カラーのひずみ

写真1. 実験後の試験体

4. 数値解析

本節では、構造実験のモデルに対して数値解析(幾何学的および材料非線形解析)を実施し、構造実験で得られた接合部の挙動を、数値解析により追跡する手法について述べる。

4.1 解析モデル

構造実験のトラス部材をモデル化するために、図6に示す部材モデルを用いる。すなわち、部材モデルは、1) 部材両端にハブを表した球形剛体要素、2) ストラットを表わす5つの梁要素、3) その両端に接合部を表わす2要素の、9つの要素からなる。

ストラット、接合部の要素は幾何学的非線形性を考慮した梁要素であり、ハッチされた部分では降伏過程も表現できるように、材料非線形性も加味される。また、接合部は図7に示すように、ストラット端部に溶接されたエンドプラグも含めてモデル化した。

接合部ではカラーとボルトの各々の応力分担特性を表現するために、断面を図8dに示すように微小ファイバー要素に分割する。同様に、ストラット中央、両端断面の弾塑性要素も微小ファイバー要素に分割されている。

構造実験では、 $M-\phi$ 曲線において初期載荷時に微小なすべりが生じ、これは前述したが、カラーおよびエンドプラグのクリアランスとボルトのオーバータップ (0.01cm) によるものと考えられる。そこで、この緩みを表現するため、図8aに示したボルト要素の応力-ひずみ関係において、初期勾配 E_r を定義した。この E_r は、その緩みを表すひずみ ϵ_r が解消された後に本来の材料定数 E_b を發揮する関数となっている。また、カラー要素については、その引張領域において、ハブ、ストラットから離開してしまい、応力伝達不能となる特性を表すため、圧縮領域においてのみ応力を受け持てる材料非線形性を設定した(図8. b)。ストラット要素の材料非線形性は図8cのようなBi-linear型の応力-ひずみ関係を用いた。なお、それぞれの材料特性を表す係数は、表5のように仮定した。表中 σ_y はストラット両端の溶接部を考慮した降伏応力度であり、ストラット両端の弾塑性要素に適用される。また、数値解析における材料の降伏応力度は、表3に示される機械的性質の値をそのまま採用している。

4.2 解析手法と解析パラメータ

数値解析手法については、文献[10]等に掲載されているので、ここではその説明を割愛する。解析のパラメータとしては、ボルトの緩み量 dr とカラーの曲げ剛性有効係数 α を取り上げた。この係数 α は、実際のカラーの断面2次モーメントを I_c として、解析で仮定したカラー要素の断面2次モーメントを I_e としたとき、 $I_e = \alpha \cdot I_c$ となるものである。これは、接合部の初期曲げ剛性を、実験で観測された初期剛性と比べて調整を行うための係数である。つ

図6. 数値解析の部材モデル

図7. 接合部の有限要素モデル化

まり、実挙動において、カラーの曲げ抵抗への寄与を当該解析モデルに反映させるために導入したものであり、材料降伏が進展する間の曲げ剛性の低減度合にも影響を与える^{注3)}。一方、 dr は、 $dr = l_c \cdot \varepsilon_r$ であり、 l_c はカラーの長さである(図7参照)。 dr の値は、ボルトのねじの公差である $dr = 0.01\text{cm}$ の近辺で、

$$dr = 0.0, 0.01, 0.015\text{cm}$$

を採用して解析を行った。

図8. 微小ファイバー要素に適用される応力—ひずみ関係

表5. 数値解析において仮定した諸係数

E	E_r	E_p	σ_y^w
700tf/cm^2	$E/10$	$E/100$	1.1tf/cm^2

4. 3 解析結果および考察

数値解析は、全試験体を対象に実行されたが、ここでは、実際の構造物に多用されるであろう、実験の試験体タイプの C33N, C33H を取り上げる。以下に解析結果を通して、接合部の挙動の分析を行う。

数値解析により得られた曲げモーメント—回転角の関係を実験結果と併せて、図9に示す。実験結果は、C33N の場合は、 $\alpha = 0.3$ 、 $dr = 0.015\text{cm}$ 、カラー径が2割程度大きくなる C33H の場合は、 $\alpha = 0.5$ 、 $dr = 0.01\text{cm}$ を採用した解析結果に比較的符合している。全試験体について行った解析結果から、 α は大体 $0.3 \sim 0.6$ の値を取ると、当該解析モデルが実験値を反映できることが判った。

図9中に数値解析におけるカラーの上側要素の初期降伏荷重を示す。降伏荷重は C33N で $45\text{tf} \cdot \text{cm}$ 、C33H で $64\text{tf} \cdot \text{cm}$ であり、いずれも実験の $M-\phi$ 曲線のほぼ比例限と一致しており、カラーの降伏の進展に伴い、接合部が降伏する過程が確認できる。

図10は、ボルトの軸力と曲げモーメントの変化を降伏関数と共に示したものである。カラー径が増すことによって幾分、軸力を負担することが確認できる。載荷過程が図9に示されたものと同じであることから、回転角 $\phi = 0.12\text{rad}$ に至っても、ボルトは全降伏に至っていない。

図11は、載荷された曲げモーメント $Mo = PL/4$ に対して、ボルトがどの程度曲げを負担しているのかを追跡したグラフである。 M_y は実験より得られた接合部降伏モーメントであり、 M_b が解析から算出したボルトの曲げモーメントである。曲線は、緩みが解消されて立ち上がり、C33N の場合で Mo のおよそ4~5割、C33H の場合で2~3割を負担している。カラー径が2割増す、C33H の場合はカラーで負担する割合が大きいたことが再確認できる。

図9. 接合部の荷重—変位曲線

図10. ボルトの軸力と曲げモーメントの関係

図11. ボルトの曲げモーメント負担率

5. 接合部の曲げ剛性, 降伏モーメントの近似式

本節では, 前節までの実験及び数値解析により明らかにされた, 当該接合部の曲げに対する力学的挙動を考察し, その剛性と耐力に関する近似式を誘導する。

接合部を構成する高力ボルトは, 初期導入軸力を実用的に小さくしているため, カラーの引張側は曲げの初期段階においてハブから離間する。その後, 接合部は, カラーとボルトそれぞれ単体の曲げ剛性と, それらの合成断面の曲げ剛性で抵抗する。この合成断面の曲げ剛性は, カラーの有効断面とボルト断面を応力中心間距離とした, 平面保持による曲げ剛性である。本研究で用いた接合部は, 曲げ圧縮破壊の挙動を示し, カラーの圧縮縁が降伏ひずみに達し, 降伏域の進展により接合部は降伏モーメント M_y に至る。しかし, ボルトの引張耐力が, カラーの圧縮側有効断面に対して十分に大きいため, カラーの圧縮側が降伏することによる脆性的な破壊はない。したがって, カラーの降伏後は, ボルト単体の曲げ剛性と耐力で接合部の性能を表現できる。既往の研究⁷⁾より接合部に曲げとともに圧縮力が作用した場合, その曲げ剛性の微少な上昇が期待できることが明らかにされている。しかし, ここでは定式化を単純にするため, 接合部の挙動は, 圧縮力には依存しないことと仮定する。

5. 1 接合部の曲げ剛性

接合部をカラーとボルトで構成される組立断面として評価し, その応力状態の履歴を分析するため, 曲げ剛性 EI を次式で表現する。

$$EI_i = {}_B E {}_B I_i + {}_C E {}_C A_i \left[\frac{{}_C E {}_C A_i}{{}_B E {}_B A_i + {}_C E {}_C A_i} \cdot e_i \right]^2 + {}_C E {}_C I_i + {}_C E {}_C A_i \left[\frac{{}_B E {}_B A_i}{{}_B E {}_B A_i + {}_C E {}_C A_i} \cdot e_i \right]^2 \quad \dots (1)$$

添字 B, C : ボルト, カラーを表す。

添字 i : 応力状態を表す。 $i=1 \sim 7$

E : ヤング率, I : 断面 2 次モーメント

e : ボルトとカラーの応力中心間距離

各応力状態(添字 i)の接合部の挙動は, 次のように説明できる。

1) ボルトに初期引張力が導入され, 2) カラーとハブが離間せず, カラー, ボルトの全断面が弾性挙動を示す。次にカラーとハブが離間し, 3) カラー, ボルトともに弾性範囲で, 接合部は弾性の曲げ剛性を示す, 4) カラーの圧縮縁が降伏してカラーの有効断面の減少とともに, 平面保持による曲げ剛性が低下し, 接合部は降伏モーメントに至る, 5) カラーの有効断面が全塑性となり, カラーの曲げ剛性は消滅し, 接合部はボルトの弾性の曲げ剛性で抵抗する, 6) ボルトの降伏に伴い剛性が低下し, 7) 全断面降伏することにより接合部としての最大耐力を示す。

以下に, カラーとハブが離間した後(応力状態 3)の弾性のバネ定数 K_b を導く。接合部を下図のように自由端に曲げモーメントを与えた片持ち梁と仮定すると, 回転角 θ は, $\theta = M l_c' / EI_3$ である。また, 曲げモーメントは $M = K_b \theta$ で表されることから, バネ定数 K_b は次式で近似できる。

$$K_b = \frac{EI_3}{l_c' \times 2} \quad \dots (2)$$

l_c' : カラーの長さ

次に(2)式の EI_3 は, (1)式を用いて算出できる。(1)式において, カラーの有効断面の ${}_C A_3$ と ${}_C I_3$, 及びボルトとの応力中心間距離 e_3 は, ボルトとカラーの力の釣り合いにより求められる。つまり, ボルトの引張力と, カラーの有効断面の圧縮合力が, ${}_B E {}_B A_3 = {}_C E {}_C A_3$ として釣り合うことより順次求められる。ここでボルトの軸剛性は, ねじ込み部の剛性に比べて十分に大きいため, 左

辺の ${}_B E {}_B A_3$ は, 次式のハブのねじのせん断力の合計となる。

$${}_B E {}_B A_3 = n {}_H G \cdot \pi {}_B D \cdot \beta \quad \dots (3)$$

n : 有効ねじ山数, ${}_H G$: ハブのせん断剛性

${}_B D$: ボルトの径, β : ねじのせん断抵抗面長さ

$\beta = 0.875 \times$ ねじのピッチ

5. 2 接合部の降伏モーメント

接合部の降伏モーメント M_y を, カラーの有効断面が全断面降伏した状態とし, 次式で近似する。

$$M_y = {}_C \sigma_y \cdot {}_C A_3 \cdot e_3 \left(1 + \frac{{}_B EI}{{}_C EI} \right) \quad \dots (4)$$

${}_C \sigma_y$: カラーの降伏応力度

(4)式は以下の仮定に基づいている。1) ${}_C \sigma_y \cdot {}_C A_3 \cdot e_3$ は, カラーの有効断面の降伏モーメントである。ここで e_3 は, カラーの降伏に伴い, 接合部の剛心がボルトの重心に近づくことから, ボルトとカラー有効断面の応力中心間距離を用いている。また, 2) ボルトは, 曲げモーメントを, カラーの有効断面に対するボルト全断面の曲げ剛性の比で負担することとしている。

以上の近似式を用い, 全試験体について, 弾性のバネ定数 K_b と降伏曲げモーメント M_y を算出した。表 6 に計算結果, 並びに, 実験値との比較を一括して示す。バネ定数 K_b は, C20H と C33H でやや低くなっているが, その他はほぼ実験値に近似している。降伏モーメント M_y は, 実験値に対して 1~2 割の差異で算出が可能である。

表 6. 接合部の剛性及び耐力の近似式による値

TYPE	EI_3 (tf·cm ²)	K_b (tf·cm/rad)	K_b / K_b'	M_y (tf·cm)	M_y / M_y'
C20N	4406.52	419.67	0.88	17.93	1.08
C20H	6781.30	645.84	0.66	20.53	0.89
C33N	33185.82	2108.37	0.94	88.83	1.16
C33H	46677.43	2965.53	0.60	98.96	0.96
C45N	119204.97	5786.65	0.93	275.65	1.18
C45H	167305.77	8121.64	0.91	315.73	1.00

K_b', M_y' : Experimental value

6. まとめ

本研究は, アルミ合金単層ラチスドームの節点に用いる, ねじ込み式ボールジョイントについて, 曲げ剛性と耐力に関する構造実験および数値解析を通して, その力学的特性を明らかにした。さらに, 接合部の剛性と耐力に関する近似式を誘導し, 実挙動をほぼ表現できていることを確認した。以下に, 本研究で得られた結論を要約する。

- (1) 接合部の剛性と耐力は, カラーとボルトの組合せで決定される。カラーの断面サイズを上げることにより, 接合部の曲げ剛性と耐力の上昇が期待できる。その結果, 単層ラチスドームの節点に用いた場合, ドームの座屈耐力の上昇が見込める。
- (2) 接合部の弾性の曲げ剛性に有効なカラーの断面は, 本研究で用いたボルトとカラーの組合せにおいては, ボルトの断面力との釣り合いにより評価できる。接合部の降伏モーメントは, このカラーの有効断面に関する降伏モーメントと, 剛性比例によるボルトの部材モーメントを加えた値である。
- (3) 実験結果から, カラーの断面サイズを上げても, 接合部の弾塑性の曲げ剛性が変化しないことが確認できたことから, カラーの降伏後はボルトが曲げを負担し, 接合部の弾塑性の曲げ剛性はボルトの曲げ剛性で評価できる。さらに, 接合部の最大耐力は, カラーの有効断面の降伏モーメントと, ボルトの降伏モーメントを加えた値で評価できよう。
- (4) 数値解析において, ボルトの緩み量とカラーの曲げ剛性有効係数を導入することにより, 当該接合部の挙動をシミュレートで

きることが確認できた。

- (5) 本研究で提案した接合部の曲げ剛性と耐力に関する近似式は、実挙動をほぼ表現できたことから、接合形式が同じであれば、構成部品が素材の異なる接合部にも適用が可能であろう。

本研究では、当該接合部の曲げ挙動が、安定した復元力特性を有していることが確認できた。今後は、この接合部を用いたアルミ合金製単層ラチスドームの座屈挙動に関する研究を進める予定である注1)。

謝辞

本研究を進めるにあたり、ラチスシェルの構造的特性について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、アルミ合金の取り扱いに関して助言をいただきました住友軽金属工業の小川三郎氏、並びに構造実験に際し、ご指導いただきました山口進吾氏に深く感謝いたします。

参考文献

- 1) 谷口与史也, 坂森二: 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
- 2) 岩田衛, 和田章, 白井貴志: 大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
- 3) 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
- 4) 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
- 5) 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
- 6) 鈴木敏郎, 小河利行, 久保寺薫, 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, 日本建築学会構造系論文報告集, 第 444 号, pp. 53~62, 1993. 2
- 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, 松柴泰男, 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) 植木隆司, 加藤史郎, 向山洋一, 松柴泰男: 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
- 10) 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
- 11) 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
- 12) 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
- 13) 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 6 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
- 14) 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
- 15) 松野浩一, 青木繁: 木材のめり込み挙動を考慮した木造単層スペースフレームの応力・変形性状に関する実験的研究, 日本建築学会構造系論文報告集, 第 473 号, pp. 117~126, 1995. 7

- 16) 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

- 17) 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

- 18) 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

- 19) 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

- 20) 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

注

- 1) アルミ合金は硬度、ヤング率、靱性が低く、一般に降伏比も高いことから建築構造材として用いられた例はそれほど多くはない。しかしアルミ合金は材質、調質により異なるが、普通鋼に比適する強度を有する。また、加工の容易さからトラス部材として高い製作精度が得られ、プレファブ化も容易である。さらに、鋼材に対して比重が約 1/3 と軽量なことから自重が支配的となる空間構造に有益となろう。
- 2) 当該アルミボールジョイントの外径は、軸力に対して雌ネジのせん断力の合計により決定され、また、ネジの特性から、ボルトはねじ込みの深さよりは径を太くする方が有効である。そのため、当該接合部は、同様な接合形式の鋼製ボールジョイントと比較して、ボルト径はやや太くなっている。また、ボルトは鋼製の高力ボルトであるため、トラス部材に対する相対的な接合部の曲げ剛性が高くなっている。その結果、アルミ合金製の当該接合部は、主に単層のラチスドームの接合部に有効であることが予想される。
- 3) α はカラーがハブ、エンドプラグと接触することでどれだけの曲げ剛性があるに働くのかを見る、数値解析モデルにおいて仮定された係数である。数値解析においてエンドプラグなど必ずしも完全にモデル化できない部分を含めて、カラーの実挙動における曲げ剛性の寄与を表現するために α を用いた。つまり今回の簡易的な解析モデルでは α を用いることにより実験挙動を本解析モデルで追跡した場合のカラーの初期曲げ剛性として表されることになる。
- 4) 単層ラチスドームの応力状態は、ドームの形状と構成部材の剛性により変化する。つまり、接合部に生じる曲げモーメントと軸力の比率は、ほぼ単層ラチスドームのスパン・ライズ比、部材半開角に依存する。また、トラス部材に対する接合部の曲げ剛性によっても、少量ではあるが変化する。本研究では、まず軸力がない場合の接合部の性能を構造実験により明らかにした。さらに、接合部が曲げに対して離間する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ることが確認できた。つまり、当該数値解析手法を用いた接合部の性能は、軸力と曲げモーメント、またドームの応力状態の非線形性に依存して変化し得ることが予想できる。今後単層ラチスドームの座屈性状等を分析する上での当該接合部の性能の精度を評価するため軸力が作用する場合の接合部の剛性と耐力について、単位ドームの載荷試験を実施し、当該数値解析手法を用いた分析を行い、合わせて近似式の適用性の評価、補正を行う予定である。

(1997年2月18日原稿受理, 1997年7月30日採用決定)