

鉛直力と水平力を同時に受ける鋼管塔状立体 トラス構造物の力学的挙動について

金 亨 潔・甲 津 功 夫・吹 田 啓 一 郎
稲 岡 真 也・山 田 直 人

LOAD CARRYING CAPACITY OF SPACE TUBULAR TOWER STRUCTURES SUBJECTED TO HORIZONTAL AND VERTICAL LOADS

By Kiyoshi KANETA, Isao KOHZU, Keiichiro SUITA
Shinya INAOKA, Naoto YAMADA

Synopsis

Load carrying capacity of ordinary double-Warren truss structures under horizontal and vertical loads were examined by experimental investigations. The experimental results are compared with the results obtained from the past experiment by using identical specimens subjected to the horizontal loading. Also, the stiffness of frames is analytically evaluated regarding slippage of bolt connections.

1. 序

昭和55年7月14日に公布され、昭和56年6月1日に施行された建築基準法及び同施行令では、特に耐震基準が抜本的に改正され、いわゆる新耐震設計基準が設けられた。この新耐震基準では、家屋などのようにその重量がほとんど床面に集中すると考えられる建築物を対象としており、地震を受けた時の構造物の動的な挙動が、その層数と同数の質点から成るせん断形振動系モデル（または曲げせん断形振動系モデル）に置き換えて応答解析をすることによって評価できるという既往の研究に基づいて、構造物の設計地震力や層せん断力係数の分布が定められている。しかしながら、実際の構造物の中には、送電鉄塔、テレビ塔、ラジオ塔、マイクロウェーブ塔、照明塔、観覧塔などのような高層の構造物、高さ方向の質量分布が不均一な構造物、或いは高層建築物の屋上等に設けられる無線鉄塔などの塔状構造物も存在する。このような構造物は床スラブに相当するものが存在しないために、その質量が高さ方向に連続して分布するとみなせる塔体部と、用途によって重量・配置の異なる付属物（例えば、レーダー、アンテナ、照明器具、展望塔など）から構成されており、その組み合わせの違いによって質量・剛性の分布形状は多岐にわたる。このような塔状構造物に関しては設計基準が明確に示されておらず、昭和55年10月に刊行された日本建築学会「塔状鋼構造設計指針」が適用されているのが現状である。しかし、この指針では設計用地震力の定め方として塔状鋼構造物の構造的特徴を踏まえた方法が示されているわけではなく、これらの塔状鋼構造物に対して現在施行されている新耐震設計基準の概念をそのまま適用することが妥当であるか否かは疑問である。一般に塔状鋼構造物の架構形式として採用されているものには立体トラス架構が多く、トラス構成圧縮部材の座屈に起因する剛性や変

形能力の低下が耐震安全上大きな問題とされる場合が多く、上述の塔状鋼構造物特有の質量・剛性分布の不均一性と共に、その耐震設計を行う上で考慮すべき重要な点である。

前報(1), (2)までに、塔状構造物の塔体部に用いられる一般的な構造形式である鋼管立体トラス形式に関して、塔体の一部を取り出した形の試験体を使い、溶接或いはボルトによる接合方法の違い、主柱材の開角の有無、水平材の有無、載荷方向の違いなどをパラメータとした静的載荷実験を行い、塔状鋼構造物の耐震安全性を構成部材や架構の弾塑性変形挙動の特徴に基づいて評価する際に基本的な資料となる力学的性質を明らかにした。本研究ではさらに水平方向荷重と鉛直方向荷重を同時に加えた静的載荷実験を行い、これまでの実験結果と併せて鋼管立体トラス形式の塔状鋼構造物の力学的性質について考察し、各荷重条件下における剛性、変形能力などの問題点を明らかにした。また、このような構造形式では主要な構造部材の座屈により構造物の耐力が決まり、最大耐力到達後の変形性能を期待しにくい場合が多いが、この変形性能を改善するための構造形式の改良案を提案し、その効果について実験的に明らかにした。

2. 実験概要

2.1 試験体

本研究の対象とする構造形式は、現在、無線鉄塔・送電鉄塔の中でも比較的規模の大きいものに多く採用されており、最も基本的な形式の一つと考えられる、鋼管を用いた4本の主柱材とダブルワレン形式の斜材から成る塔状立体トラス構造である。試験体寸法は塔高数十メートルの鉄塔を1/5程度に縮尺したものから塔体部の2パネルを取り出したものを想定し、Fig. 1~2に示す形状・寸法とした。

試験体の形状は2種類ある。まず1パネルの高さ及び主柱材材軸間距離をいずれも120 cmとし、主柱材の開角がなく、斜材のブレースが主柱材に対して45°の角度で取り付けられているものをタイプA (Fig. 1) とする。またAタイプを基本に柱脚側の主柱材材軸間距離を120 cmとし、主柱材に1/11.25の勾配の開角を持たせたものをタイプB (Fig. 2) とする。いずれのタイプにおいても、各接合部に集まる部材の材軸は1点で交叉するようにした。また斜材同志が交叉する箇所では、現実の設計では一方の斜材を優先させ、もう一方の斜材はガセットプレートを通じて優先する斜材に接合されるような接合形式が一般的であるが、各斜材の材端における境界条件を同一にするため、4本の斜材が集中する箇所では1枚のガセットプレートにそれぞれ同一形式の継手により斜材が接合されている。

部材断面の選定は、想定する規模の鉄塔の実設計でSTK41級鋼材を用いたときの限界細長比 $\lambda=120$ に対して各部材の細長比が主柱材で $\lambda=30\sim60$ 、斜材で $\lambda=50\sim110$ 程度となっているものが多いことから、試験体の主柱材に $\phi 60.5 \times 2.3$ 、斜材に $\phi 27.2 \times 2.3$ の鋼管を用いた。試験体各部材の細長比を節点間距離を座屈長さにとり公称断面寸法から計算すると、両タイプとも主柱材では $\lambda=59.22$ 、斜材では最も大きいもので $\lambda=102.27$ となっている。各節点でピン接合されたトラス架構と考えて柱頭に水平力を作用させたときの応力を計算すると、主柱材よりも斜材の座屈が先行する設計となっている。

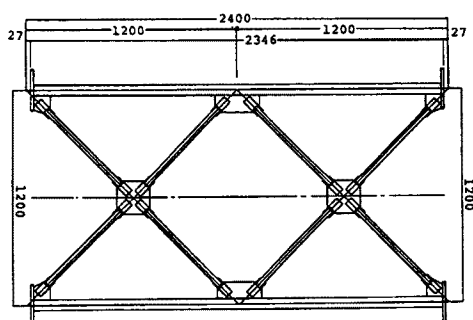


Fig. 1. Test specimen (Type A)

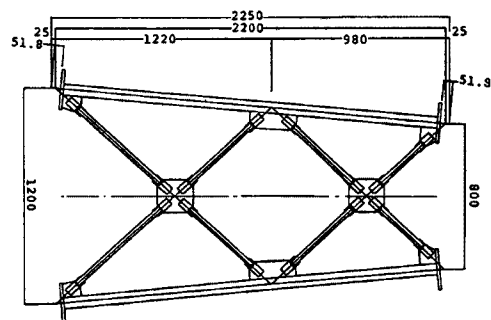


Fig. 2. Test specimen (Type B)

Table 1. Mechanical properties of materials

Specimen	Slant of Chord	Connection	Axial Load	Load direction	*
AWM4A0	0	weld	0.4	0°	M
AWC4A0	0	weld	0.4	0°	C
ABM4A0	0	bolt	0.4	0°	M
ABC4A0	0	bolt	0.4	0°	C
BBM4A0	1/11.25	bolt	0.4	0°	M
BBC4A0	1/11.25	bolt	0.4	0°	C
BBM2A0	1/11.25	bolt	0.2	0°	M
BBC2A0	1/11.25	bolt	0.2	0°	C
BBM4A45	1/11.25	bolt	0.4	45°	M
BBC4A45	1/11.25	bolt	0.4	45°	C
BBM2A45	1/11.25	bolt	0.2	45°	M
BBC2A45	1/11.25	bolt	0.2	45°	C

* Loading Condition

C: Cyclic Loading

M: Monotonic Loading

斜材と主柱材及び斜材同志の交点における接合部は、部材材軸の偏心を避けるため斜材端部に板厚 3.2 mm の鋼板を用いた U 字継手を設け、これを板厚 6.0 mm ガセットプレートに接合した。ガセットプレートと部材の接合は、隅肉溶接によるものと M12 亜鉛メッキ普通ボルト 2 本によって接合したものの 2 種類である。継手、ガセットプレート及びボルトは斜材の引張降伏に先行して降伏しないよう設計した。尚、接合部に普通ボルトを使用した試験体については全部材に溶融亜鉛メッキを施した。

実験に用いた試験体は Table 1 に示す 12 体で、各試験体は構造形式と载荷方法を区別するため英字 3 文字で次のような名称を付けた。1 文字目に前述の A, B の各タイプを示し、開角の有無を示す。2 文字目に部材の接合方法を示し、溶接によるものを W, ボルトによるものを B で示す。3 文字目は载荷方法の違いを示し、単調载荷を M, 正負交番繰返し载荷を C で示す。以上 3 文字のあとに鉛直方向载荷荷重の大きさを示し、末尾に载荷方向の区別を示した。鉛直荷重の大きさは軸力比、すなわち主柱材の降伏荷重に対する比で示し、0A は軸力なし、2A は軸力比 0.2, 4A は軸力比 0.4 をそれぞれ示す。また载荷方向は、試験体平面において構面に対して平行に载荷する場合を 0° 方向载荷、構面に対して 45° の角度で载荷する場合を 45° 方向载荷と呼び、末尾に 0 または 45 で示した。

2.2 载荷方法

実験に用いた载荷装置にタイプ B の試験体をセットした状態を Fig. 3 に示す。反力壁に設置された反力フレームの上にピン治具を取付け、試験体主柱材端部に溶接したベースプレートとピン治具を高力ボルトで取付けることにより、試験体は横向きのカンチレバー形式で支持されている。試験体支持部のピン治具には球面軸受を用い、あらゆる方向の回転に対する拘束を取り除いてある。これは、本実験の目的が塔状構造物の塔体部の挙動を調べることにあり、柱脚部で座屈後の変形が拘束されるのを防ぐためである。また、支持点に集まる主柱材・斜材の材軸はピン軸内の一点で交叉させている。試験体他端には、支持側と同様の主柱材端部に取付くピン治具を介して载荷フレームが取付けられている。载荷にはストローク 30 cm の 100 ton 油圧ジャッキを用い、载荷フレーム中央部のピン治具に荷重をかけ、試験体には水平力に相当する力を作用さ

に4枚のゲージを貼付して、曲げ変形による歪も検出できるようにした。

ロードセル及び載荷点の変位計からの出力は動歪計を介し、比例弁を用いた変位制御型電動油圧ユニットのコントローラーに入力し、油圧ジャッキの制御を行って載荷した。他の変位及び歪は多点式デジタル静歪計測器に出力した。油圧ユニットのコントローラー及び計測器は全てマイクロコンピュータにより制御し、全てのデータはデジタル量にてコンピュータの外部記憶装置に収録した。

3. 実験結果の概要

3.1 材料試験結果

試験体を使用した材料の引張試験片を JISZ2201 に基づいて製作し、圧縮試験片は全体座屈が生じず、かつ残留応力が解放されないように、その長さが径の5倍程度であればよいとされているのでそのように製作し、容量が30tの万能試験機を用いて引張試験及び圧縮試験を行った。試験結果を Table. 2 に示す。

3.2 ボルト接合部引張試験結果

後述(4.1-(2))するように、ボルト接合の試験体と溶接接合の試験体とではボルト接合のほうが結平力に対する剛性が低くなっており、その一因としてボルト接合部のすべりの影響が考えられる。ボルト接合部の滑りを定量的に把握する必要性から Fig. 6 に示す試験体を作製し、容量が30tの万能試験機を用いて引張試験を行い、図に示す標点間の距離を変位計で測定した。その結果を Fig. 7 に示す。

3.3 各種試験体の力学的挙動の特徴

実験より得られた水平方向載荷荷重と載荷点水平方向変位の関係を Fig. 8～Fig. 15 に示し、観察された座屈の発生から崩壊に至るまでの状況を以下に示す。尚、試験体には2本の支柱材とそれにはさまれる斜材と

Table 2. Mechanical properties of materials

Section	Young's modulus (t/cm ²)	Yield stress tens. (t/cm ²)	Yield strain tens. (%)	Yield stress comp. (t/cm ²)	Yield strain comp. (%)
φ60.5×2.3	2283.0	3.812	0.167	3.603	0.158
φ60.5×2.3 galvanized	2285.0	4.127	0.181	4.285	0.188
φ27.2×2.3	2035.1	4.017	0.197	3.043	0.150
φ27.2×2.3 galvanized	2234.8	4.477	0.200	3.572	0.160

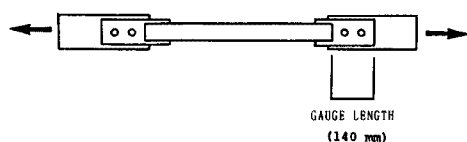


Fig. 6. Tension test specimen of bolted connection

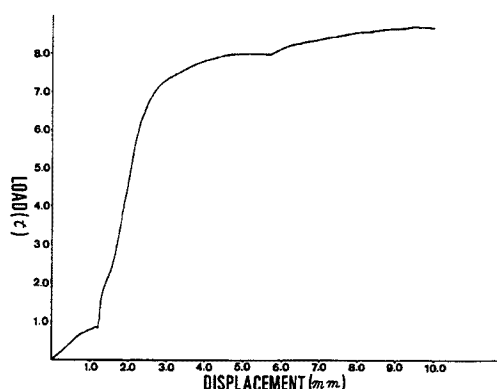


Fig. 7. Monotonic load-displacement relation of bolted connection

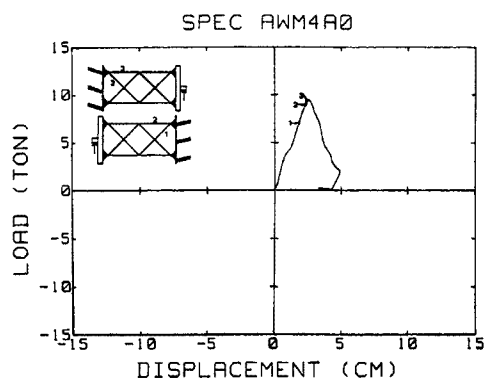


Fig. 8. Load-displacement diagrams (SPEC. AWM4A0)

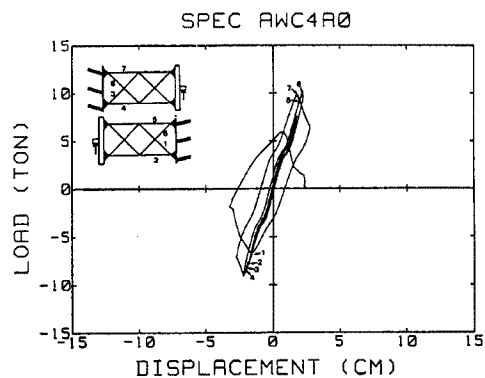


Fig. 9. Load-displacement diagrams (SPEC. AWC4A0)

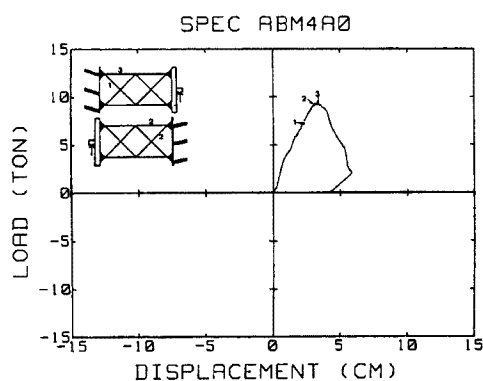


Fig. 10. Load-displacement diagrams (SPEC. ABM4A0)

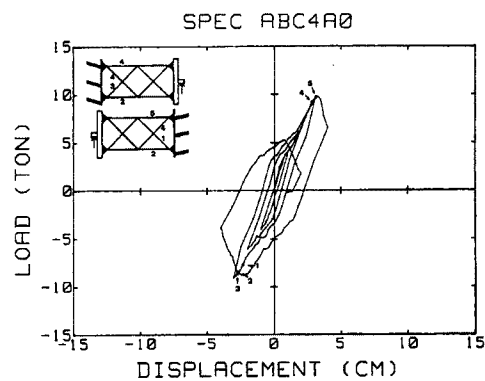


Fig. 11. Load-displacement diagrams (SPEC. ABC4A0)

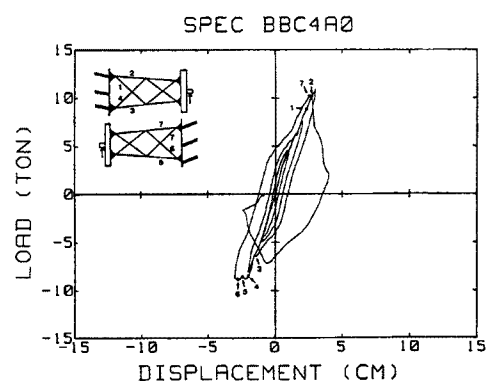


Fig. 12. Load-displacement diagrams (SPEC. BBC4A0)

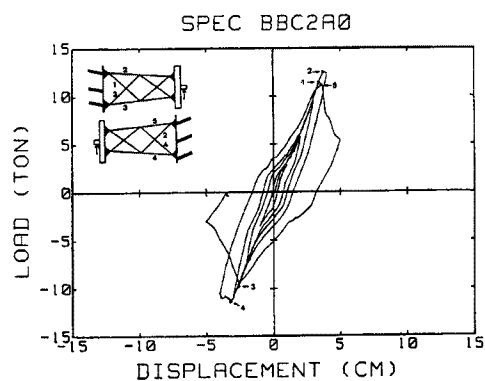


Fig. 13. Load-displacement diagrams (SPEC. BBC2A0)

からなる構面が4面あるが、これをA～Dの名称で示す。構面A及び構面Dは正載荷時に圧縮側、構面B及び構面Cは引張側となる面である。図中の○で囲んだ数字は座屈発生の順序と座屈した部材を示す。

3.3.1 AWM4A0, AWC4A0

(Aタイプ、溶接接合、軸力比0.4、0°方向載荷)

(1) AWM4A0

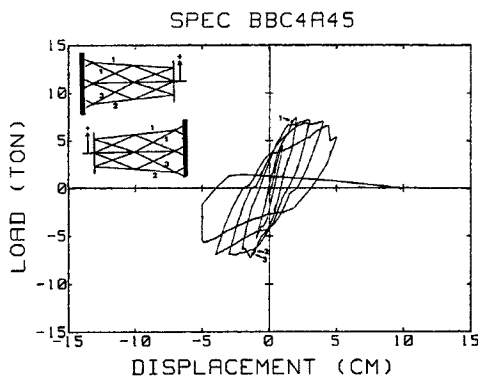


Fig. 14. Load-displacement diagrams
(SPEC. BBC4A45)

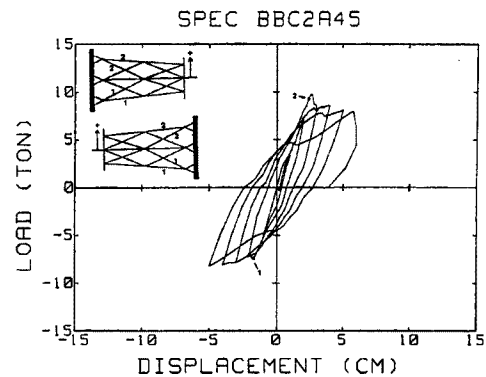


Fig. 15. Load-displacement diagrams
(SPEC. BBC2A45)

①付近において構面 A の下パネルの斜材, ②付近において下パネル圧縮側主柱材および構面 C の斜材, ③付近においてさらに下パネル圧縮側主柱材の座屈が起こり, その後 0.3 t 程度耐力は上昇し最大耐力 9.46 t に達した。以後復元力は低下した。

(2) AWC4A0

①付近において構面 A の下パネルの斜材, ②付近において下パネル圧縮側主柱材, ③付近において構面 C の斜材, ④付近においてさらに下パネル圧縮側主柱材の座屈が起こり, その後 0.3 t 程度耐力は上昇し以後復元力は低下した。次のループの正方向載荷時に⑤付近において下パネル圧縮側主柱材, ⑥付近において構面 A および C の下パネルの斜材の座屈が起こり, その後 0.3 t 程度耐力は上昇し最大耐力 9.90 t に達した。次の負方向載荷時には, 耐力はほぼ前ループの耐力まで上昇し, その後復元力は低下した。次のループの正方向載荷時に⑦付近において下パネル圧縮側主柱材の座屈が起こり, 以後復元力は低下した。次の負方向載荷時には耐力は 75% に低下し, 次のループの正方向載荷時には耐力は 60% に低下した。

3.2.2 ABM4A0, ABC4A0

(A タイプ, ボルト接合, 軸力比 0.4, 0° 方向載荷)

(1) ABM4A0 (単調載荷)

①付近において構面 C の下パネルの斜材, ②付近において下パネル圧縮側主柱材, 構面 A の下パネルの斜材, ③付近においてさらに下パネル圧縮側主柱材の座屈が起こり, その後 0.3 t 程度耐力は上昇し最大耐力 9.26 t に達した。以後復元力は低下した。

(2) ABC4A0 (繰返し載荷)

①付近において構面 A の下パネルの斜材, ②付近において 2 本の下パネル圧縮側主柱材, ③付近において構面 C の下パネルの斜材の座屈が起こり, その後 0.6 t 程度耐力は上昇した。次のループの正方向載荷時に④付近において下パネル圧縮側主柱材, 構面 A および C の斜材, ⑤付近において 4 本目の下パネル圧縮側主柱材の座屈が起こり, その後 0.3 t 程度耐力は上昇し最大耐力 9.75 t に達した。以後復元力は低下した。次の負方向載荷時には耐力は 95% 程度に低下しており, 次のループの正方向載荷時には耐力は 55% 程度に低下した。

3.3.3 BBC4A0, BBC2A0

(B タイプ, ボルト接合, 0° 方向繰返し載荷)

(1) BBC4A0 (軸力比 0.4 の場合)

①付近において構面 C の斜材, ②付近において下パネル圧縮側主柱材の座屈が発生した。その後耐力は更に 0.8 t 程度上昇し最大耐力 10.88 t に達した。次の負方向載荷時に③付近において下パネル圧縮側主柱材, ④付近において構面 C の下パネルの斜材, ⑤付近においてさらに下パネル圧縮側主柱材の座屈が発生した。そ

の後耐力は横這い状態になり⑥付近において構面 A の下パネルの斜材の座屈が起こり、以後復元力は低下する兆しを見せる。次のループの正方向載荷時には耐力は 95%程度に低下しており、⑦付近において下パネル圧縮側主柱材および 2 本目の構面 A の下パネルの斜材が座屈し、復元力は低下する。次の負方向載荷時には、耐力は 80%程度に低下した。

(2) BBC2A0 (軸力比0.2の場合)

①付近において構面 C の斜材、②付近において下パネル圧縮側主柱材および構面 A の下パネルの斜材の座屈が起こり最大耐力 12.49 t に達した。その後耐力はほぼ横這い状態になる。次の負方向載荷時に③付近において下パネル圧縮側主柱材および構面 C の下パネルの斜材、④付近において下パネル圧縮側主柱材および構面 A の下パネルの斜材の座屈が起こるが、あまり耐力は低下せずほぼ横這い状態になる。次のループの正方向載荷時には耐力は 90%程度に低下しており、⑤付近において下パネル圧縮側主柱材の座屈が起こり以後復元力は低下した。次の負方向載荷時には耐力は 80%程度に低下した。

3.3.4 BBC4A45, BBC2A45

(B タイプ, ボルト 接合, 45° 方向繰返し載荷)

(1) BBC4A45 (軸力比0.4の場合)

①付近において下パネル圧縮側主柱材の座屈が起こり、その変形に伴い構面 A 及び D の下パネルの斜材が強制的な曲げを受けた。その後耐力は更に 0.5 t 程度上昇し最大耐力 7.41 t に達した。次の負方向載荷時に②付近においてさらに下パネル圧縮側主柱材の座屈が起こり、③付近において構面 B 及び C の下パネルの斜材がその変形にともない強制的な曲げを受けた。その後耐力は更に 0.3 t 程度上昇した。以後の各ループにおいて耐力はほとんど低下することなく変形し続けるが、最終ループでは①および②で 2 本の主柱材が座屈したため耐力がほとんど無くなり、鉛直方向荷重により鉛直方向の変形が急激に進展し、完全な崩壊に到った。

(2) BBC2A45 (軸力比0.2の場合)

①付近において下パネル圧縮側主柱材の座屈が起こり、その変形に伴い主柱材に接合されている構面 A 及び D の下パネルの斜材が強制的な曲げを受けた。その後耐力は更に 0.2 t 程度上昇した。次のループの正方向載荷時に②付近においてさらに下パネル圧縮側主柱材が座屈し、その変形に伴い主柱材に接合されている構面 A 及び D の下パネルの斜材が強制的な曲げを受けたが、耐力は更に 0.6 t 程度上昇し最大耐力 9.79 t に達した。以後のループでは正方向載荷時に 85%程度の耐力を維持し続けたが、負方向載荷時には再び耐力が上昇し始め、最終ループで最大の 8.22 t に達した。

3.4 初期剛性

水平方向の載荷荷重をその時の上下各パネル毎の層間変位で除した値で塔体部の水平剛性を表し、座屈が発生するまでの載荷初期段階での各試験体の水平剛性を実験結果から計算した値を Table 3 に示す。各パネルの(a)欄の値はボルトの滑りが発生する以前の値であり、ボルトの滑りによって剛性低下した時の剛性を(b)欄に示す。尚、本報で紹介した12体の他に前報で報告した11体も併せて示した。

4. 考 察

4.1 崩壊過程の比較

(1) 軸力の有無, 軸力比の違いによる比較

ここでは、主柱材に軸力を加えなかった場合と軸力比が0.2及び0.4の軸力を加えた場合の力学的挙動の違いについて考察する。

(a) B タイプ, ボルト 接合, 0° 方向繰返し載荷で軸力比を 0, 0.2, 0.4 の 3 通りに変えた場合の比較

軸力比 0 の場合 (BBC0A0) の水平方向載荷荷重と載荷点水平方向変位の関係を Fig. 16 に示し、Fig. 12 (BBC4A0: 軸力比0.4), Fig. 13 (BBC2A0: 軸力比0.2), Fig. 16 (BBC0A0: 軸力比 0) を比較すると軸力を加えた試験体は軸力を加えていない試験体よりも初期剛性が高い。これは初期に軸力を付加したことによって主柱材が変形しようとするのを斜材が拘束するため、斜材に軸力が加わり、水平方向載荷前に斜材の

Table 3. Summary of test specimens

Specimen	Lower Panel		Upper Panel	
	(a)	(b)	(a)	(b)
AMW4A0	6.08	—	6.73	—
AWC4A0	11.65	—	5.67	—
ABM0A0	12.69	7.95	7.50	6.24
ABC0A0	11.19	6.39	5.94	5.18
BBM0A0	9.31	7.10	7.50	6.24
BBC0A0	14.65	9.31	9.67	7.50
CBC0A0	12.15	8.72	9.99	7.50
BBM0A45	14.55	10.33	8.05	5.54
BBC0A45	13.04	8.04	7.17	6.65
CBM0A45	13.23	9.56	9.68	5.98
BCB0A45	14.23	9.65	9.03	7.83
AWM4A0	18.52	—	8.27	—
AWC4A0	16.32	—	8.20	—
ABM4A0	21.37	7.09	8.08	4.49
ACB4A0	13.14	9.57	4.91	4.04
BBM4A0	18.52	8.88	8.67	5.59
BBC4A0	23.79	10.35	6.95	5.91
BBM2A0	18.52	11.26	10.08	6.66
BBC2A0	15.11	8.67	5.91	3.90
BBM4A45	19.38	10.64	7.24	6.15
BBC4A45	21.37	10.35	6.53	4.82
BBM2A45	19.38	10.94	10.35	7.24
BBC2A45	17.73	9.33	9.57	5.48

ボルト接合部で滑りが生じてしまうので、水平力により逆方向の軸力が発生するまでボルトの滑りが生じないためである。従って軸力比0.2のほうが軸力比0.4よりも水平力が低い段階で剛性が低下している。最大耐力について、軸力無の場合より、軸力比0.4の場合は20% (3.5 t) 程度、軸力比0.2の場合は10% (1.8 t) 程度低下している。座屈後の挙動について、軸力有りの場合はどちらも急激に復元力が低下しており、エネルギー消散能力は軸力無の場合より劣っている。

(b) Bタイプ、ボルト接合、45°方向繰返し載荷で軸力比を0, 0.2, 0.4の3通りに変えた場合の比較

Fig. 17 (BBC0A45: 軸力比0), **Fig. 15** (BBC2A45: 軸力比0.2), **Fig. 14** (BBC4A45: 軸力比0.4) を比較した。

この場合は(a)の場合と同様に軸力を付加していない試験体 (0A) が荷重の低い段階で剛性が低い。しかし、最大耐力に関しては(a)と異なっており、軸力比0.4の場合で40% (4.5 t) 程度、軸力比0.2の場合で20% (2.3 t) 程度低下している。また、軸力を付加した場合の崩壊過程の特徴として、最終ループで荷重がほとんど

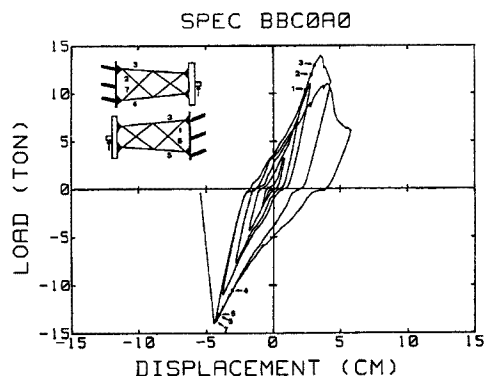


Fig. 16. Load-displacement diagrams
(SPEC. BBC0A0)

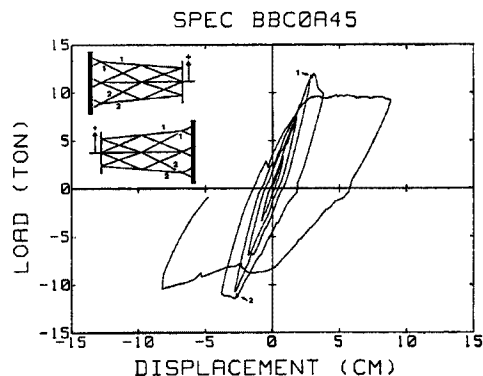


Fig. 17. Load-displacement diagrams
(SPEC. BBC0A45)

ど上昇せずに変位が急激に進展することが上げられる。

(2) 接合方法の違いによる比較

ここでは接合方法の違い（溶接接合，ボルト接合）が架構の力学的挙動に及ぼす影響について考察する。

(a) A タイプ， 0° 方向単調荷重，軸力比0.4での比較

Fig. 8 と Fig. 10 を比較すると 6 t まではボルト接合（ABM4A0）のほうにボルトの滑りが見られず，溶接接合（AWM4A0）と剛性はほぼ一致している。6 t を過ぎるとボルトの滑りが現れ，ABM4A0 の剛性は AWM4A0 に比べて低くなった。これは軸力を付加したことによって主柱材が変形しようとするのを斜材が拘束するため，斜材に軸力が加わり，水平荷重前に斜材のボルト接合部の滑りが起こってしまうので，水平力が加わることによって逆方向の軸力が発生するまでボルトの滑りが起こらないためである。破壊過程，最大耐力に関して，顕著な違いは見られないが，ボルトの滑りによってエネルギー消散能力は ABM4A0 のほうが優れていると言える。

(3) 開角の有無による比較

ここでは，主柱材に開角が無い場合と $1/11$ 程度の開角を有する場合の架構の力学的挙動の違いについて考察する。

(a) ABC4A0 と BBC4A0（A タイプと B タイプの比較）

Fig. 11 と Fig. 12 を比較すると，開角のない ABM4A0 の斜材が先行して座屈しているが，開角を有する BBM4A0 のほうは主柱材と斜材がほぼ同時に座屈している。これは，開角を有するために主柱材の負担する軸力が大きくなったためであると考えられる。剛性はほぼ一致しており，座屈後は両タイプとも復元力が急激に低下しており顕著な違いは見られない。

4.2 変形性能

Fig. 18 に各試験体で最初に部材が座屈した時の荷重を P_y ，その時の変位を D_y とし荷重を P_y ，水平方向変位量を D_y で除して無次元化した荷重—変形曲線を示す。これを見ると 0° 方向荷重時では，斜材の座屈が先行した A タイプは最初の部材が座屈した後も荷重，変位共に大きくなるが，主柱材が座屈してしまうと急激に復元力が低下してしまう。また，主柱材の座屈が先行した B タイプ，C タイプでは最初の部材（主柱材）が座屈した時点で復元力が低下してしまう。それ故， 0° 方向荷重では主柱材座屈後の復元力は期待できないと言える。一方 45° 方向荷重では，主柱材座屈後も若干耐力が低下するもののほぼ一定の値を維持しながら変形が進んでいくので変形性能は良好であると言える。これは 0° 方向荷重の場合，座屈する主柱材は荷重方向に対して垂直な構面（A 面又は D 面）であるから一旦座屈が起こると荷重方向に変形が進行してしまうのに対して， 45° 方向荷重の場合は座屈する主柱材が荷重方向に対して平行な面に含まれており，その面と垂直な面に含まれる主柱材 2 本が健全であるが故，復元力が維持される。

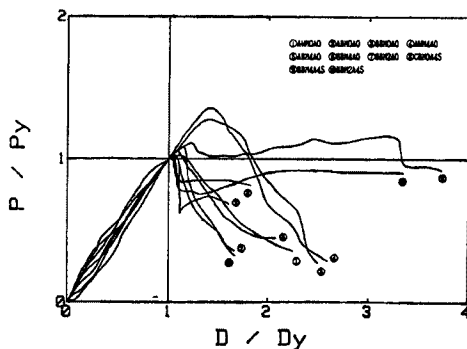


Fig. 18. Envelopes of load-displacement relations

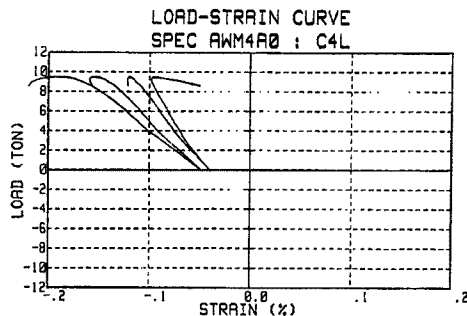


Fig. 19. Load-strain curve (SPEC. AWM4A0)

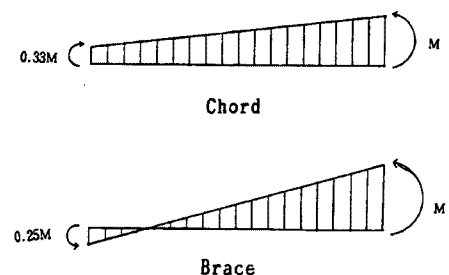


Fig. 20. Bending moment diagrams of chord and brace members

と一致していなかったため、脚部でモーメントが発生したものと思われる。載荷荷重 9.26 t で圧縮歪が急に増加するものと、逆に減少するものに分かれることから、この点を座屈発生点とした。そこで部材断面に生じる応力を圧縮力によるものと曲げモーメントによるものとに分離した。座屈した部材の変形形状及び、先に記した柱脚部に発生する曲げモーメントを定量的に把握するため、試験体の主柱材および構面 A、D の下パネルの斜材数本には部材中央部と柱脚部付近の 2 箇所に W.S.G. を貼付し、モーメント勾配を調べ、平均値をとった結果、Fig. 20 に示すモーメント勾配を有していると推測される。

(2) 曲げ—軸力相関関係

(1) で記したように、試験体の各部材は軸力と共に曲げモーメントも受けていることがわかった。そこで、各部材がどのような応力状態で座屈しているのかを調べるために、(1) で求めた軸力と曲げモーメントを式(1)～(3)の 3 種類の曲げモーメント—軸力相関関係式のグラフ上にプロットした結果を Fig. 21～Fig. 30 に示す。(1) は弾性限界耐力式であり、断面の最大圧縮応力が降伏応力に達するときを材の限界状態としている。(2) は経験耐力式であり、作用する軸力と曲げモーメントの組み合わせの限界を材の限界状態としている。(3) は鋼管断面において全断面が塑性化したときを材の限界状態としている。

$$\frac{N}{N_y} + \frac{C_m M}{M_y(1 - N/N_E)} = 1 \quad (1)$$

$$\frac{N}{N_{cr}} + \frac{C_m M}{M_u(1 - N/N_E)} = 1 \quad (2)$$

$$\frac{M}{M_u} = \cos \frac{\pi N}{2N_y} \quad (3)$$

ここで

$$C_m = 1 - 0.5(1 - \alpha)(N/N_E)^{1/2}$$

$$N_E = \frac{\pi^2 EI}{l^2} \quad \text{である。}$$

(a) 主柱材の曲げモーメントー軸力相関関係

Fig. 29 を見ると、主柱材は比較的、全断面塑性状態時の曲げー軸力相関関係式(3)上に分布しており、軸力

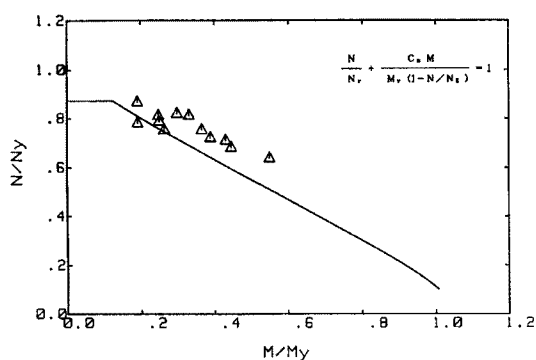


Fig. 21. M-N Interaction relation Chord (Type A)

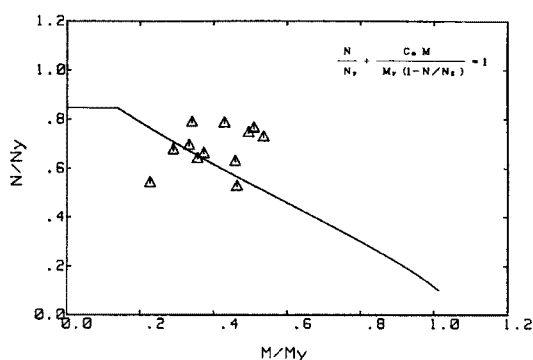


Fig. 22. M-N Interaction relation Chord (Type A galvanized)

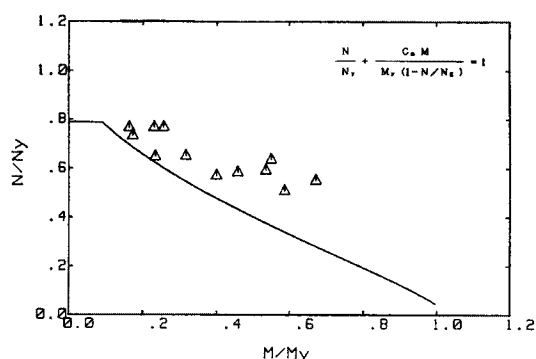


Fig. 23. M-N Interaction relation Brace (Type A)

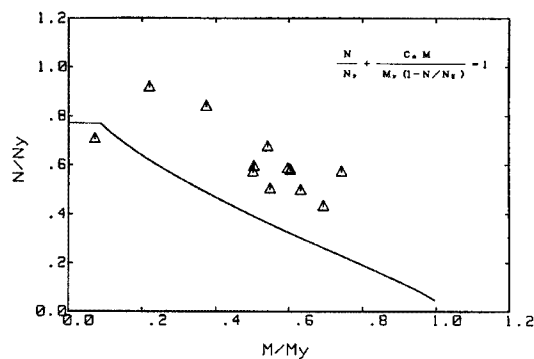


Fig. 24. M-N Interaction relation Brace (Type A galvanized)

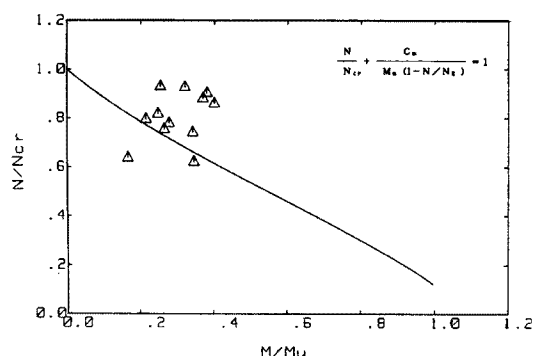


Fig. 25. M-N Interaction relation Chord (Type A galvanized)

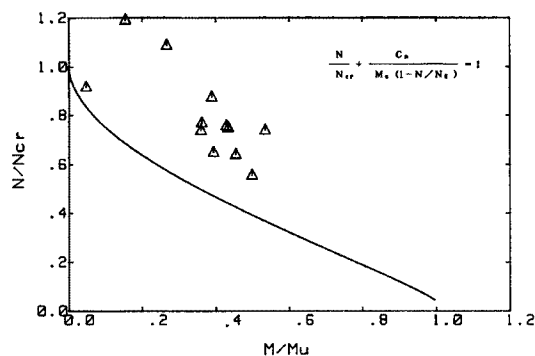


Fig. 26. M-N Interaction relation Brace (Type A galvanized)

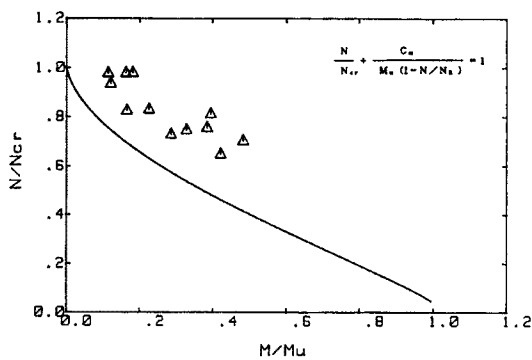


Fig. 27. M-N Interaction relation Brace (Type A)

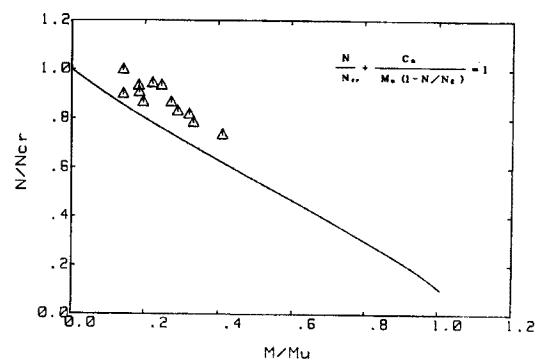


Fig. 28. M-N Interaction relation Chord (Type A)

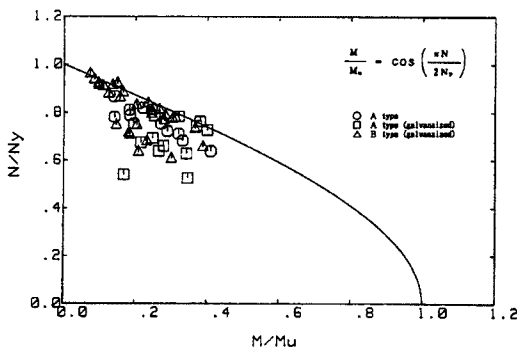


Fig. 29. M-N Interaction relation Chord

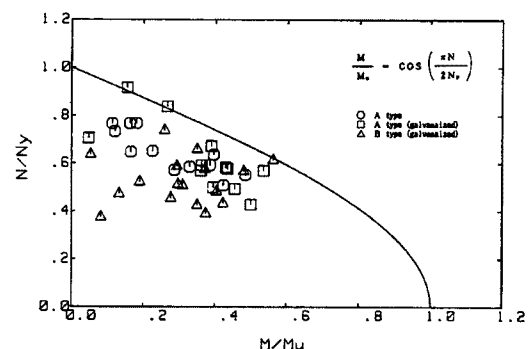


Fig. 30. M-N Interaction relation Brace

による曲げモーメントの低下を考えずに、境界条件を両端ピン支持とした中心圧縮柱として取り扱ってよいものと思われる。これは材の細長比が比較的小さく、その座屈応力度が降伏応力度の0.84～0.87倍程度で、部材の座屈と降伏の違いが明確に現れないためである。既存の塔状鋼構造物では支柱材の細長比が本実験の場合よりも小さいものがほとんどで、今後も同様の構造形式にするならば境界条件を両端ピン支持とした中心圧縮柱として設計すればよいものと考えられる。

(b) 斜材の曲げモーメント—軸力相関関係

Fig. 23, 24, 26, 27を見ると、斜材はかなりばらつきがあるが、比較的弾性限曲げモーメント—軸力相関関係式(1)に近く、境界条件が両端ピン支持のビームカラムとして考えなければならないと思われる。また、斜材設計時には部材の降伏曲げモーメントに対するガセットプレートの降伏曲げモーメントの比を考慮しなければならず、本実験の場合ではその値が0.75程度であるので、ガセットプレートの降伏曲げモーメントを考慮すればよかった。しかるに一方、既存の塔状鋼構造物では斜材の細長比は多岐にわたっており、本実験の試験体のそれは平均的な値であると言える。従って、本実験の結果を既存の塔状鋼構造物に当てはめることはできない。今後は、細長比をパラメータとした実験を行い、曲げモーメント—軸力相関関係を明らかにする必要がある。

4.4 ボルト接合部のモデル化

ボルト接合部を有する立体トラス架構の静的弾塑性解析を行った場合、実験値の剛性よりも解析値のそれの方が高くなることがあるが、その原因の一つとして解析を行う際にボルト接合部の滑りを考慮していないことが上げられる。本実験の場合でもボルト接合部の滑りは顕著に現れ、ボルト接合タイプの試験体は溶接接合タイプの試験体よりも水平方向変位が大きくなっており、また3.2で示したボルト接合部の引張試験の結

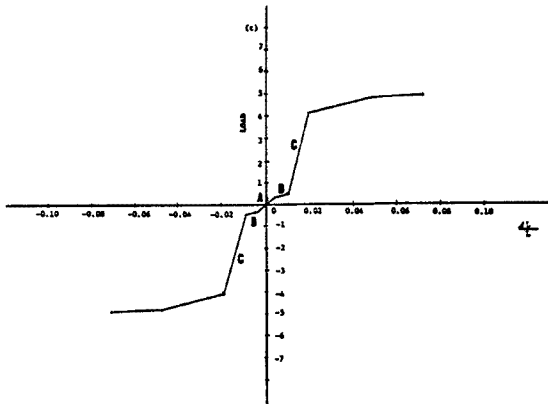


Fig. 31. Load-strain diagrams (bolted connection)

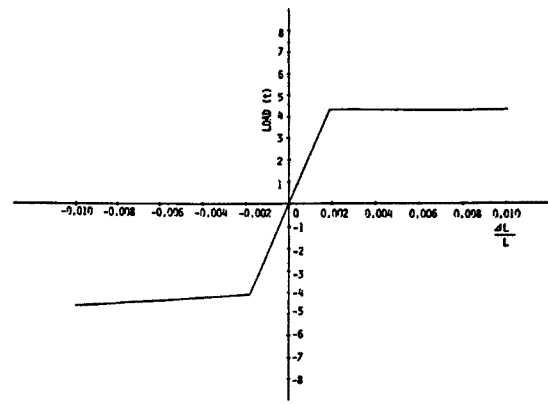


Fig. 32. Load-strain diagrams (Chord)

果 (Fig. 7) を見ても、荷重の低い段階では剛性が低く、ボルト接合部の滑りが顕著に現れている。従ってボルト接合部の滑りを考慮した解析を行う必要がある。

そこで接合部の引張試験の結果をもとに、ボルト接合部の応力-歪関係のモデル化を行い、その結果を Fig. 31 に示す。最初の傾きの小さい領域 A は接合部の摩擦力により制御される部分で、次のさらに傾きが小さくなっている領域 B がボルト接合部の滑りによるものである。領域 C は接合部を構成する構造材の剛性により定まる部分である。また、接合部以外の要素の応力-歪関係のモデル化も材料試験の結果をもとに行い、主柱材は Fig. 32, 斜材は Fig. 33 に示す。

解析には汎用構造解析プログラム MSC/NASTRAN を用いて材料及び幾何学的非線形を考慮した増分解析を行い、構面方向水平力に対する剛性の評価を試みた。実験では構面に対して垂直な面にはほとんど応力が生じていないことから、解析は 1 構面の 1 パネル部分を対象に行った。

4.5 解析結果

Fig. 34 に解析結果より得た水平荷重-柱頭水平変位曲線を示す。図中の①線は実験値、②線はボルト接合部の滑りを考慮しなかった場合の解析値、③線は Fig. 31 の応力-歪関係を用いてボルト接合部の滑りを考慮した場合の解析値である。これを見ればモデル化した接合部の応力-歪関係を解析に用いた方が実験値に近くなっているのが明らかであり、ボルト接合部の滑りを適切に評価することが、全体の剛性を評価する上

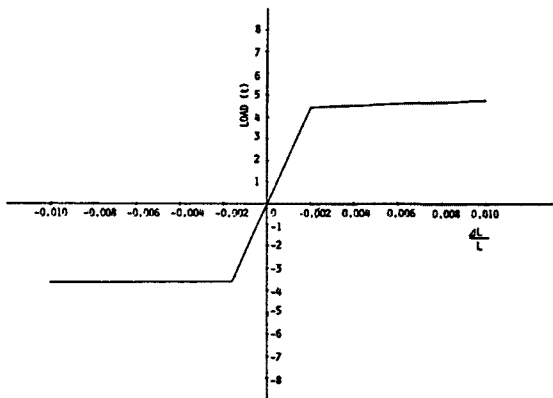


Fig. 33. Load-strain diagrams (Brace)

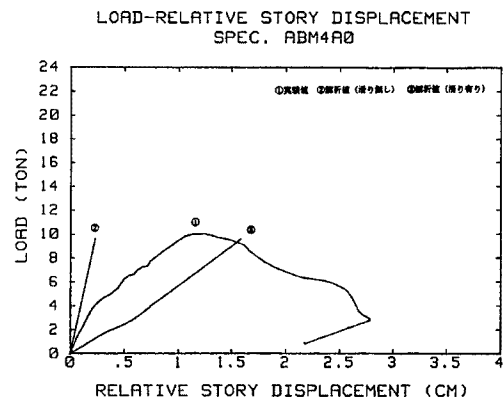


Fig. 34. Load-relative displacement (SPEC. ABM4A0)

で重要であることがわかる。

5. まとめ

本報では鋼管部材で構成される塔状立体トラス構造物に対して、軸力の有無をパラメータとした静的載荷実験を行い、破壊過程及び座屈後挙動の特徴、部材座屈時にその断面に作用する曲げモーメントと軸力の相関関係を検討し、さらにボルト接合部の滑りを考慮した解析による剛性評価などを行った結果、以下の結論を得た。

(1) 軸力の有無および軸力比の違いによる比較をすれば、 0° 方向載荷では軸力無しの場合に比べて、軸力比0.4の場合は最大耐力が20%程度低下し、軸力比0.2の場合では0~10%程度の低下が見られた。また、座屈後の復元力の低下は軸力を付加したほうが急激である。 45° 方向載荷時で軸力比0.4の場合、最大耐力は軸力無しの場合に比べて40%程度低下し、軸力比0.2の場合でも15%程度の低下が見られた。

(2) 最初の座屈発生を架構の崩壊と見なせば、構面方向水平力に対して崩壊以後の変形性能は期待できない。構面对角方向の耐力は小さいが、変形性能は大きい。

(3) 既存の構造形式で塔状鋼構造物を設計する場合、支柱材は境界条件が両端ピン支持の中心圧縮柱として取り扱ってよいが、斜材は両端ピンのビーム-カラムとして取り扱わなければならない場合もある。

(4) 普通ボルトを用いた場合、解析において座屈発生前の初期剛性を評価する際にボルトの滑りを考慮しなければならないと考えられる。

参 考 文 献

- 1) 金多潔・甲津功夫・吹田啓一郎・平川恭章・稲岡真也：鋼管を用いた塔状立体トラス構造物の力学的挙動について、京都大学防災研究所年報，1987年4月。
- 2) 金多潔・甲津功夫・吹田啓一郎・稲岡真也：対角方向水平力を受ける鋼管塔状立体トラス構造物の力学的挙動について、京都大学防災研究所年報，1988年4月。
- 3) 五十嵐定義・脇山広三・井上一朗他：鋼管トラス鉄塔の座屈耐力並びに座屈後挙動に関する実験的研究（その1~3），日本建築学会大会学術講演梗概集（北陸），1982年9月。
- 4) 鈴木敏郎・小河利行他：型鋼トラス鉄塔架構の繰返し加力実験（その1，2）日本建築学会大会学術講演梗概集（東北），1982年9月。
- 5) 日本建築学会：鋼構造設計基準
- 6) 日本建築学会：鋼構造塑性設計指針
- 7) 日本建築学会：塔状鋼構造設計指針・同解説

付録

記号

- α : 材端モーメント比
 C_m : 等価曲げモーメント係数
 M : 部材の曲げモーメント
 M_y : 部材の降伏モーメント
 M_u : 部材の曲げ耐力
 N : 部材の軸力
 N_{cr} : 座屈荷重
 N_E : オイラー座屈荷重
 N_y : 部材の降伏軸力