

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

金多 潔・甲津 功夫・吹田啓一郎
平川 恭章・稲岡 真也

EXPERIMENTAL STUDY ON TUBULAR SPACE TRUSS TOWERS SUBJECTED TO HORIZONTAL FORCES

By Kiyoshi KANETA, Isao KOHZU, Keiichiro SUITA,
Kiyooki HIRAKAWA and Shinya INAOKA

Synopsis

This paper deals with an experimental investigation with respect to buckling behavior and hysteresis characteristic of the subassemblages of typical double-warren truss towers composed of cylindrical hollow sections, subjected to monotonic and cyclic horizontal forces. Four types of subassemblages of the typical tower structures, which were designed and fabricated with and without slant and horizontal struts, were prepared for the experiment. Effect of the connecting method of the elements on buckling strength and restoring force characteristic of the structure has also been examined.

Slippage of the bolted connection causes reduction of shear stiffness of the structure and buckling strength of the compressive members, although the structure possesses fairly well energy absorbing capacity.

1. 序

建築構造物は一般的に質量の大半が床面に集中すると考えられ、地震を受けたときの構造物の動的な挙動は、その層数と同数の質点から成るせん断形又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り評価できることがこれまでの研究により明らかにされている。現行の建築基準法・同施行令に定められるいわゆる新耐震設計法ではこのような考えに基いて構造物の設計用地震力や層せん断力係数の分布を定めている。しかしながら、無線鉄塔・送電鉄塔・観覧塔などのように一般的に塔状構造物と呼ばれるものには床に相当するものがない。このような構造物は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・配置の異なる附属物（例えばアンテナ、架渉線、展望台など）から構成されており、その組合せの違いによって質量や剛性の高さ方向の分布形状は多岐にわたる。したがって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¹⁾。

構造物の動的特性を把握するにはその剛性・復元力特性などの基本的性質が明らかでなければならないが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、前述の塔状構造物特有の質量・剛性分布の不均一性と共に、その耐震設計を行なう上で考慮すべき重要な点である。

既に鈴木²⁾、五十嵐³⁾らによる鋼管あるいは形鋼立体トラスの模型を用いた水平力載荷実験が報告されて

いるが、本研究では、塔状構造物の塔体部に用いられる構造形式として一般的な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、溶接あるいはボルトによる接合方法の違い、主柱材の開角の有無、水平材の有無に着目した静的載荷実験を行ない、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いて評価する際に基本的な資料となる力学的性質を調べた。

2. 実験概要

2.1 試験体

本研究の対象とする構造形式は、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なる塔状立体トラス鋼造である。試験体寸法は塔高数十mの鉄塔を1/5程度縮尺したもののから塔体部の2パネルを取り出したものを想定して、Fig. 1 に示す形状・寸法とした。

試験体の形状は3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120cm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°の角度で取付くものをAタイプ (Fig. 1) とする。また、タイプAを基本に柱脚部の主柱材材軸間距離を1.2m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。さらにタイプBのパネル中間に水平材を加えたものをタイプC (Fig. 3) 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貫通させもう一方の斜材はガセットプレートを紹介して貫通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SS41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、主柱材ではタイプAで $\lambda=58.25$ 、タイプB及びCで $\lambda=59.22$ 、斜材ではタイプAで $\lambda=96.42$ 、タイプB及びCの最も大きいもので $\lambda=102.27$ 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。

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3.2mmの鋼板

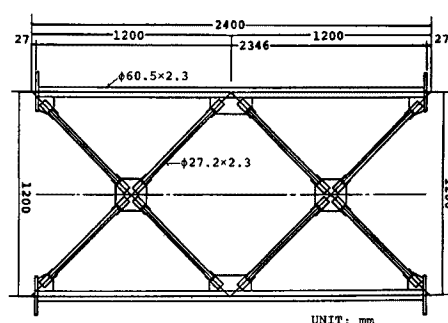


Fig. 1. Test specimen (TYPE A)

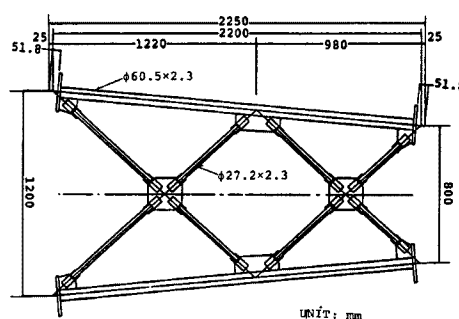


Fig. 2. Test specimen (TYPE B)

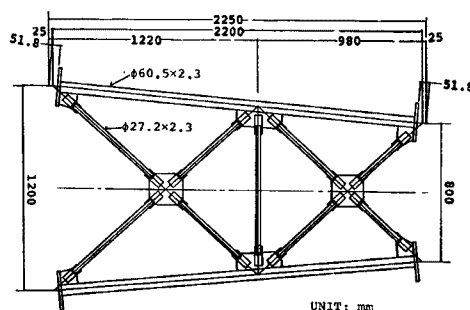


Fig. 3. Test specimen (TYPE C)

を用いたU字継手を設け、これを板厚 6.0 mm のガセットプレートに接合した。ガセットプレートとの接合は、隅肉溶接によるもの (Fig. 4)、M12 亜鉛メッキ普通ボルト 2 本によるもの (Fig. 5) の 2 種類である。継手、ガセットプレート及び溶接部又は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。なお、接合部に普通ボルトを用いた試験体は全部材に溶融亜鉛めっきを施した。

使用した鋼材は鋼管が STK41、接合部のプレートが SS41 である。JISZ2201 規格11号及び12号試験片を用いた引張試験による鋼素材の機械的性質を Table 1 に示す。

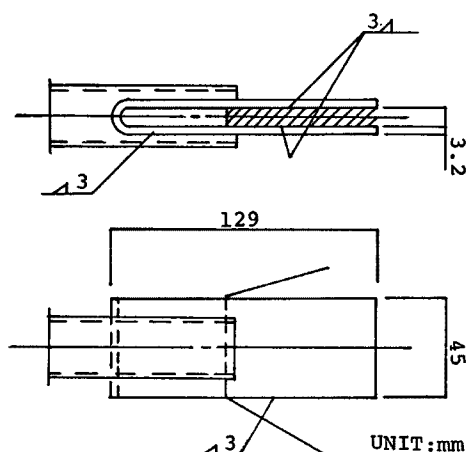


Fig. 4. Detail of welded connection

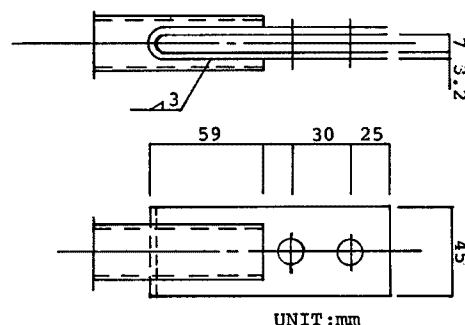


Fig. 5. Detail of bolted connection

実験に用いた試験体は Table 2 に示す 7 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, C の各タイプを示し、主柱材開角の有無と水平材の有無を示す。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

Table 1 Mechanical properties of materials

Section	Yield Point (kg/mm ²)	Ultimate Strength (kg/mm ²)
$\phi 27.2 \times 2.3$	44.8	46.9
$\phi 27.2 \times 2.3$ (Galvanized)	42.8	47.1
$\phi 60.5 \times 2.3$	37.4	44.2
$\phi 60.5 \times 2.3$ (Galvanized)	39.4	46.2

Table 2 Summary of test specimens

No.	Designation	Slant of Chord	Connection	Loading Condition
1	AWM	0	weld	monotonic
2	AWC	0	weld	cyclic
3	ABM	0	bolt	monotonic
4	ABC	0	bolt	cyclic
5	BBM	1/11.25	bolt	monotonic
6	BBC	1/11.25	bolt	cyclic
7	CBC	1/11.25	bolt	cyclic

文字目は載荷方法の違いを示し、単調載荷をM、正負交番繰返し載荷したものをCで示す。

2.2 載 荷 方 法

実験に用いた載荷装置にタイプAの試験体をセットした状態を Fig. 6 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、試験体支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 Fig. 7 に示す球面軸受を用い、あらゆる方向の回転に対する拘束を取除いてある。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、柱脚部で座屈後の挙動が拘束されるのを防ぐためである。

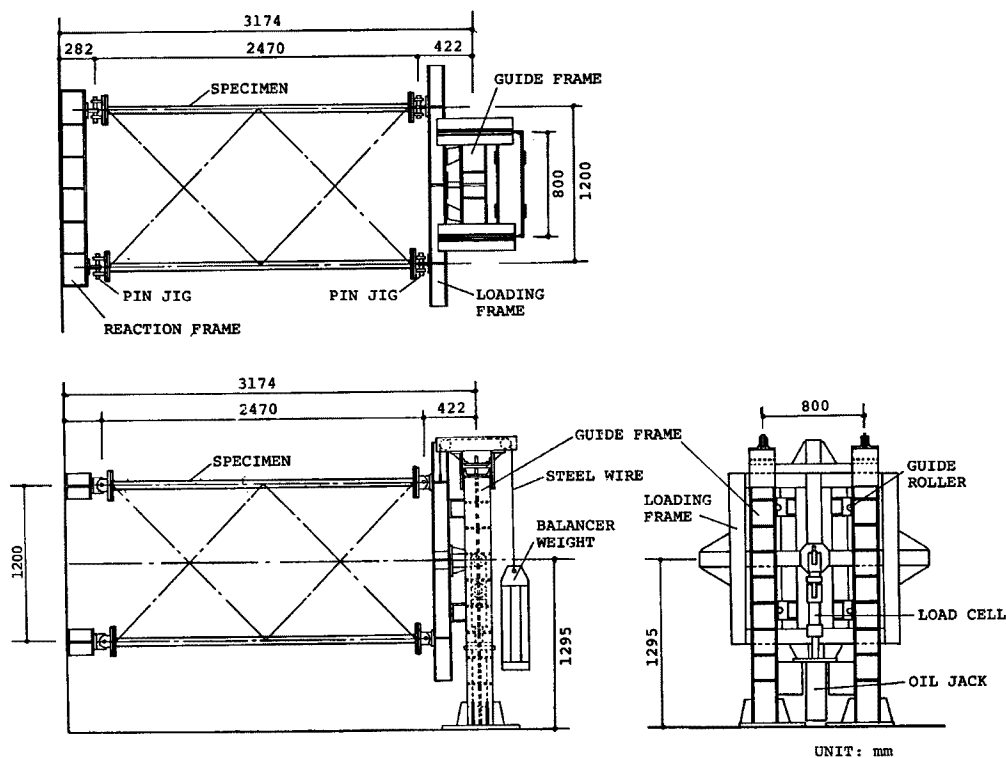


Fig. 6. Loading apparatus

る。また、支持点に集まる支柱材・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、支持側と同様の支柱材端部に取付くピン治具を介して載荷フレームが取付けられている。載荷にはストローク 30 cm の 100 ton 油圧ジャッキを用い、載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せる。載荷フレームに取付けた4個のガイドローラーとこれをはさむガイドフレームにより、載荷フレームの横振れを防止し、試験体には振り力が作用しないようにされている。試験体の変形に対する拘束は支持側、載荷側各4点のピン支持部だけで、その他の拘束は一切行っていない。

なお、カンチレバー形式で支持した試験体の自由端側に

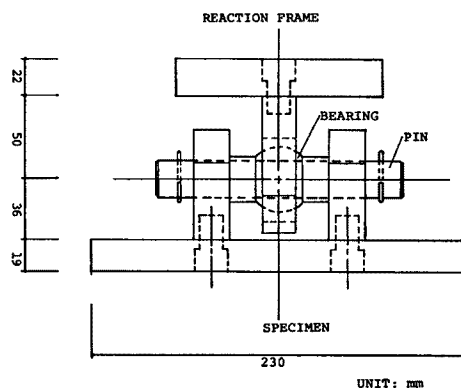


Fig. 7. Detail of pinned support

載荷フレームの重量が水平力として作用するのを防ぐため、載荷フレームと同重量のおもりをワイヤーで連結し、ガイドフレーム上端部の滑車に懸けて両者をバランスさせている。従って、載荷前の試験体には約 100 kg の自重だけが作用することになるが、試験体の剛性・強度から考えて、ほとんど無視して差支えないと考えられる。

タイプ C を除く各試験体に単調載荷、正負交番載荷をそれぞれ崩壊に至るまで行なった。交番載荷では最危険部材の座屈が予想される荷重の 1/4 程度の荷重を正負繰返して第 1 サイクルとし、第 2 サイクル以後は順次第 1 サイクルの整数倍の変位に達するまで繰返した。本論文中では油圧ジャッキの鉛直上向きの載荷を正載荷、反対方向を負載荷と称することとし、最初の座屈は正載荷時に発生させ、座屈発生後、復元力の上昇が見られなくなる状態で載荷を終了した。

2.3 測定方法

(1) 載荷荷重

油圧ジャッキと載荷フレームの間にピンを介して取付けたロードセルにより載荷荷重を測定した。

(2) 試験体変位

試験体全体の変形状態を把握するため、Fig. 8 に示す点に変位計を取り付け、図中の矢印に示す方向の変位を計測した。①で載荷点の載荷方向変位を、②で載荷フレームの回転角を、③は各主柱材の上下パネル中間部での水平方向に相当する変位を測定した。

(3) 部材変形及び歪

下パネルの主柱材及び斜材で正載荷時に最も早く座屈発生が予想される部材について、Fig. 9 に示す治具を取付けて標点間の材軸方向の変位を測定した。また全部材の長さ方向中間部に抵抗線歪ゲージを貼付して歪量を測定した。特に座屈発生が予想される部材については、断面の周長を 4 等分する位置に 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

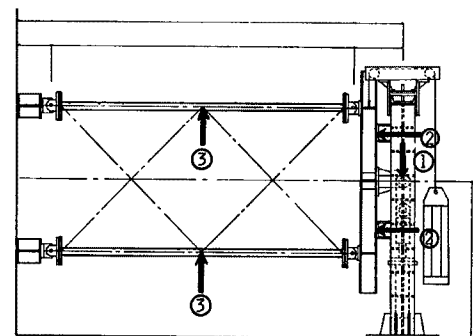


Fig. 8. Disposition of displacement transducer

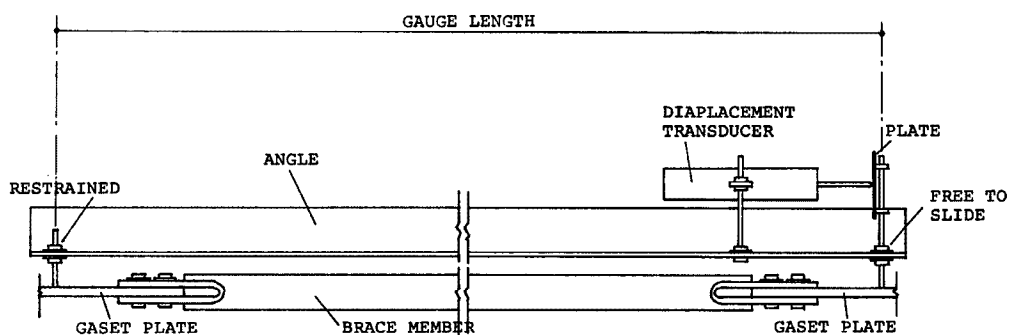


Fig. 9. Installation of Extensometers

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なって載荷した。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集録した。

3. 実験結果の概要

実験から得た載荷荷重と載荷点水平方向変位の関係を Fig. 10~16 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記す。なお、試験体には2本の主柱材とそれにはさまれる斜材からなる構面が4面あるが、これをA~Dの名称で示す。構面A及び構面Cは載荷方向に平行する2構面で、構面Bは正載荷時に引張側、構面Dは圧縮側となる構面である。また、図中の○で囲んだ数字は座屈発生順序と座屈した部材を示す。

3.1 主柱材開角なし・溶接接合タイプ (AWM, AWC)

Fig. 10 に示す試験体 AWM は、まず①で構面C下パネル圧縮側主柱材の座屈、続いて②で構面A下パネル圧縮側主柱材及びA、C両構面下パネルの斜材の座屈発生の兆候が、それぞれ部材に貼付した歪ゲージの値から観察された。これ以後剛性は徐々に低下し、最大荷重点付近で座屈が顕著になり復元力は低下する。なお、この試験体は載荷装置の不良により数回の載荷・除荷を加えた後の結果であり、剛性及び破壊過程は他の試験体と比較することはできない。

Fig. 11 に示す試験体 AWC では、①でA・C両構面下パネルの斜材の座屈開始が歪ゲージ値から読取れ、②でA構面側斜材の座屈が顕著となり、この点が最大荷重となる。ここで一度低下した復元力はわずかに上昇するが③でC構面側斜材の座屈が顕著となり、復元力は低下する。次のサイクルで再び正方向載荷したとき④でC構面上パネルの斜材が座屈し、ここで復元力は急激に低下する。更にこのサイクルで負方向載荷時、⑤でA・C両構面下パネルの圧縮側主柱材・斜材がほぼ同時に座屈し負載荷側での復元力も低下する。

荷重正負反転時に変位で約4mmの滑りが見られるが、試験体は溶接接合されているため試験体の変形に起因するものとは考え難く、載荷装置のピン治具部のずれによるものと思われる。

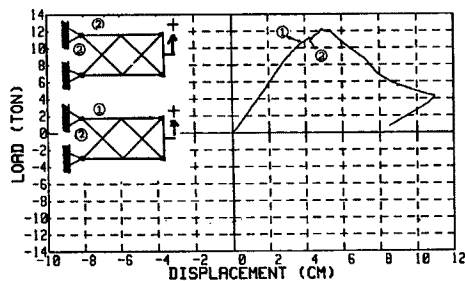


Fig. 10. Load-displacement diagrams (SPEC. AWM)

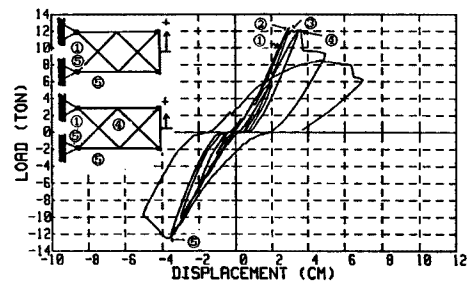


Fig. 11. Load-displacement diagrams (SPEC. AWC)

3.2 主柱材開角なし・ボルト接合タイプ (ABM, ABC)

Fig. 12 に試験体 ABM の結果を示す。先の溶接タイプと異なり、載荷荷重4~8 tonの間でボルト接合部のずれにより、履歴曲線の一部が階段状になり、全体の剛性が低下したのと同様の効果が現われている。

①でまずA構面上パネル斜材で歪ゲージ値により座屈の兆候が見られ、②でA構面上下パネルの斜材が顕著に座屈して復元力は急激な低下を示す。その後、再び復元力は上昇するが、③でC構面下パネル斜材に座屈が始まり④で完全に座屈し、以後復元力は低下するのみである。

Fig. 13 に試験体 ABC の結果を示す。単調載荷の試験体 ABM と同様に荷重±8 ton 程度の間でボルト接合部の滑りにより履歴曲線には細かな凹凸が見られ、剛性は溶接タイプの試験体 AWR と比較すれば小さくなる。しかしながら座屈発生までの正負繰返しによる履歴ループを見ると、荷重0付近の滑りのうち溶接接合タイプの試験体に見られたピン治具のガタと考えられる成分を差引くと、ほぼ紡錘形の良い性状を示し、履歴による吸収エネルギーは大きくなると考えられる。

①でA構面上パネル斜材, ②で同構面下パネル斜材にそれぞれ歪ゲージ値から座屈発生の兆候が認められ, ③で両部材共に顕著に座屈して復元力は急激に低下し, ここが最大耐力点となる。次のサイクルでは剛性は相当低くなり, ④でC構面上パネル斜材の座屈発生が歪計測値から認められ, 更に, 次の負方向載荷時の⑤でC構面上下パネル斜材がほぼ同時に顕著な座屈を起し, 復元力は急激に低下する。次サイクル正方向載荷時にC構面下パネル斜材が座屈して再び復元力は低下し, ⑦でC構面下パネル斜材がもう一本座屈して更に復元力の低下を示す。

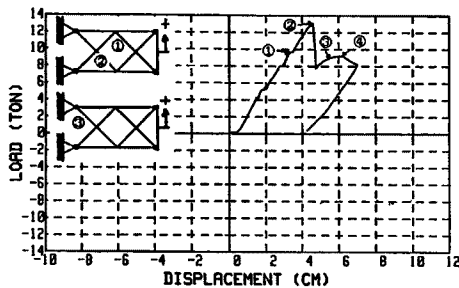


Fig. 12. Load-displacement diagrams (SPEC. ABM)

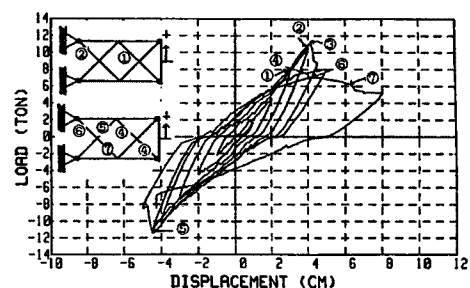


Fig. 13. Load-displacement diagrams (SPEC. ABC)

3.3 主柱材開角あり・ボルト接合タイプ (BBM, BBC)

ボルト接合部の滑りが剛性に与える影響は先の主柱材開角がある場合と同様である。

Fig. 14 に試験体 BBM の結果を示す。①において A・C 両構面の下パネル斜材及び C 構面の下パネル圧縮側主柱材において歪ゲージ値より座屈開始が認められ, ②でその主柱材に顕著な座屈が発生し, 以後復元力が低下する。更に③において斜材の座屈が顕著となる。

Fig. 15 に試験体 BBC の結果を示す。①において A・C 両構面下パネル斜材, ②において A 構面下パネル圧縮側主柱材に, それぞれ歪ゲージ値から座屈発生が認められた。剛性はやや低下するが復元力は上昇し, ③において C 構面下パネルの圧縮側主柱材が座屈すると共に座屈の兆候を示していた斜材も顕著に座屈し, 復元力は急激に低下した。

前述の主柱材に開角がない試験体 (ABM 及び ABR) と比較すると, 主柱材に開角がある場合は下パネルの斜材の材長が上パネルよりも長く, 従って座屈長さも長いので座屈耐力は低く, また, 開角の影響により主柱材軸力が大きくなり下パネルの主柱材の座屈が比較的早く発生する。このため, 主柱材開角がない場合に見られたように, 斜材が座屈しても主柱材が健全であるために復元力がわずかに再上昇するような傾向は見られなかった。

また, 主柱材に開角がない場合の溶接接合タイプに見られた主柱材の座屈は, A・C 構面内での, 載荷方

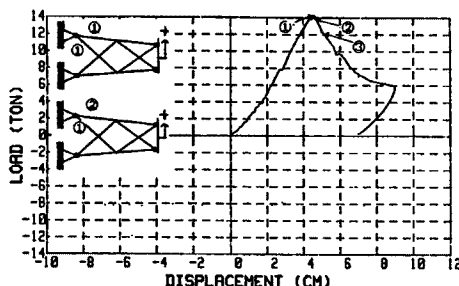


Fig. 14. Load-displacement diagrams (SPEC. BBM)

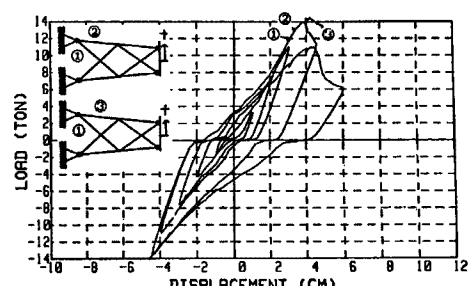


Fig. 15. Load-displacement diagrams (SPEC. BBC)

向と平行な面内での座屈しか見られなかったが、主柱材に開角がある場合には構面外への座屈を必ず伴った形で主柱材の座屈が発生し、これに伴って B・C 構面の載荷方向と直交する構面の斜材にも曲げ変形を生じさせるような崩壊性状を示した。

3.4 主柱材開角あり・ボルト接合・水平材あり (CBC)

Fig. 16 に試験体 CBC の結果を示す。①において C 構面下パネル斜材に座屈の兆候が見られ、②において A・C 両構面下パネルの圧縮側主柱材及び A 構面下パネル斜材にも座屈の兆候が歪ゲージ値から見られた。そして③において両構面下パネル斜材の座屈が顕著となり復元力は低下しはじめる。そのサイクルの負方向載荷時に④において A・C 両構面下パネル主柱材が座屈し負荷側の復元力も低下する。更に次サイクルの負方向載荷時に⑤で A・C 両構面下パネル斜材の座屈の兆候が見られ、⑥で顕著な座屈を示して崩壊に至る。

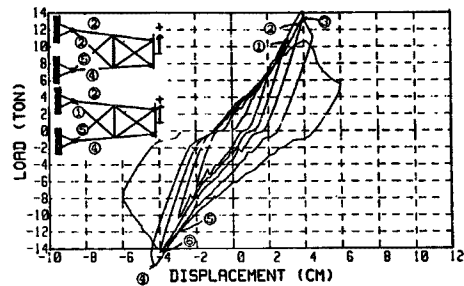


Fig. 16. Load-displacement diagrams (SPEC. CBC)

文献 3 では、面内水平力を受ける平面トラス及び構面に対して 45° 方向に水平力を受ける立体トラスについて実験を行ない、水平材が最大耐力及び座屈後挙動に及ぼす影響を調べている。ここでは、斜材の座屈後に応力の再配分が行なわれて主柱材が座屈するまでは急激な耐力の低下をきたさず、水平材が存在することにより最大耐力が若干増加することが報告されている。本実験で試験体 BBR と CBR の結果を比較してみると、水平材のある CBR の方がわずかに最大耐力が高い。しかし斜材に座屈の兆候が見られた後、明瞭な座屈波形を示す以前に主柱材に座屈が始まったため、両試験結果の間で顕著な座屈後挙動の差異は認められない。

4. 初期剛性

4.1 ボルト接合部の滑り

主柱材開角のない試験体 AWC (溶接接合タイプ) ABC (ボルト接合タイプ) の結果を比較しボルト接合部の滑りが架構の剛性に与える影響を考察してみる。

Fig. 17, 18 に、両試験体の A 構面下パネル斜材のうち、正方向載荷時に圧縮となる部材の軸方向変形量と載荷荷重との関係を示す。各図の(a)は斜材両端の接合部を含めた材長を標点距離として、部材に平行に取付けた変位計から計測した軸方向変形量を標点距離で除した値の百分率、(b)は材長中間部の部材周囲に貼付した 4 枚の歪ゲージから計測した歪値の平均をとり、部材中間部の軸方向歪、をそれぞれ横軸にとってある。従って(a)は接合部を含めた軸方向変形量を示し、(b)は接合部を除いた一様断面部分の軸方向変形量を示す。

Fig. 17 に示す溶接接合タイプでは(a)、(b)とも座屈発生までは比較的線形に近い。(b)図で線形のまま圧縮側にシフトしているのは、最初の座屈による軽微な変形が残留していると考えられる。一方、**Fig. 18** に示すボルト接合タイプでは、(a)図に示すようにボルトの滑りによる変形が、正方向載荷時ならば載荷荷重がおおよそ 2 ton, 4 ton のところで階段状の曲線を描いて、明瞭に現われる。(b)図による部材の変形量は座屈発生までほとんど完全な線形であるから、座屈発生までの間でもボルト滑りによる接合部の変形が極めて大きいことがわかる。

Fig. 19, 20 には、この 2 つの試験体の架構全体の変形量と載荷荷重の関係を示す。各図の(a)は塔体の載荷点側での曲げ変形による回転角を横軸にとり、(b)は上下 2 パネル分の水平変位角を横軸にとったものである。(a)に示す曲げ変形は主柱材の軸方向変形に起因するもので、斜材の変形の影響を受けないと考えられる。一方(b)には塔体の曲げ変形とせん断変形が表わされており、(a)、(b)両図の差が斜材の軸方向変形に起因するせん断変形の性状を示す。**Fig. 19** の溶接接合タイプでは、(a)、(b)ともほぼ線形に近いのに対し、**Fig. 20** に示すボルト接合タイプでは、曲げ変形が主柱材座屈の発生まではほぼ線形であるのに対し、(b)図の方では

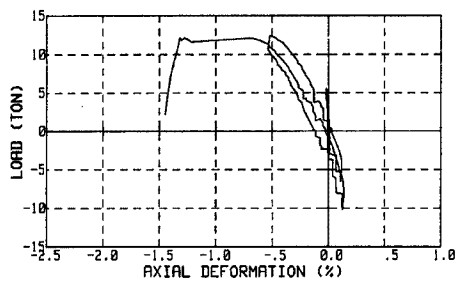


Fig. 17(a). Axial deformation of brace member (SPEC. AWC)

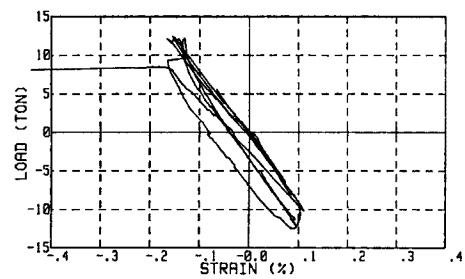


Fig. 17(b).

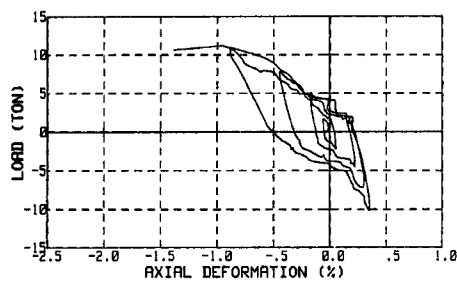


Fig. 18(a). Axial deformation of brace member (SPEC. ABC)

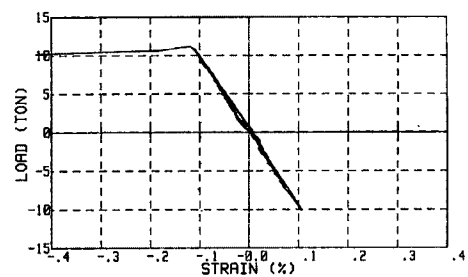


Fig. 18(b).

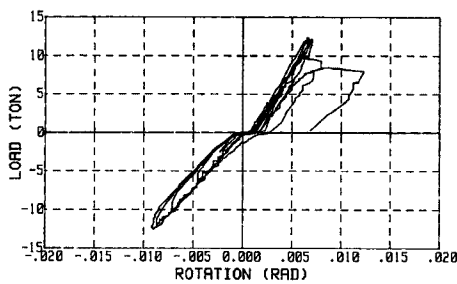


Fig. 19(a). Load-bending deformation relationship (SPEC. AWC)

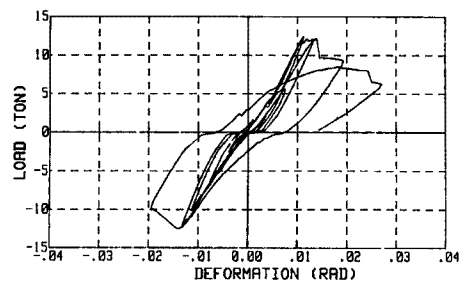


Fig. 19(b). Load-displacement relationship (SPEC. AWC)

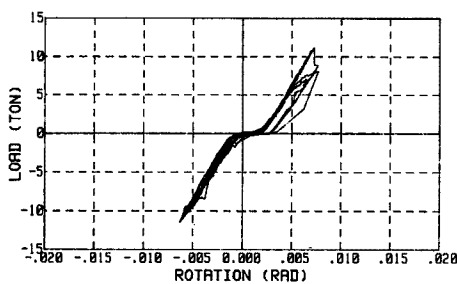


Fig. 20(a). Load-bending deformation relationship (SPEC. ABC)

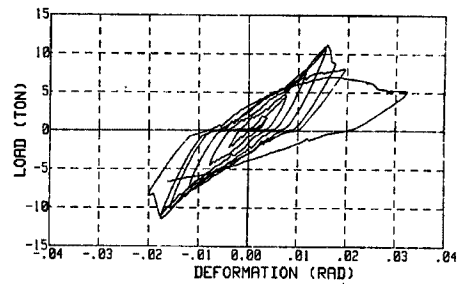


Fig. 20(b). Load-displacement relationship (SPEC. ABC)

先に示した斜材軸方向変形に及ぼすボルト接合部の滑りの影響が反映され、細かい凹凸のある紡錘形のループを描く。従って、普通ボルト接合による立体トラス架構の座屈発生以前の剛性は線形な曲げ変形成分とボルト滑りによる非線形性を伴ったせん断変形成分とが合成されたものであると考えられ、その影響は剛性を評価する上で無視できない程度に大きい。

4.2 初期 剛 性

方方向の載荷荷重をそのとき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わし、座屈が発生するまでの載荷初期の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、ボルト接合タイプの試験体ではボルトの滑りが発生する以前の値であり、ボルトの滑りによる剛性低下したときの剛性を(b)欄に示す。

主柱材に開角のないAタイプの試験体について比較すると、ボルト滑りが発生する以前は接合形式による差はないと考えられるが、ボルト滑りが発生すると(b)欄に示すように大巾な剛性の低下を招く。

また、主柱材に開角のあるB、Cタイプで水平材の影響をみると、(a)欄の値では水平材のあるCタイプが若干剛性が高いが、ボルト滑り発生後の(b)欄の値では共に剛性が大きく低下し、その差はほとんどなくなる傾向にある。

Table 3 Horizontal stiffness of specimens

unit: ton/cm

Specimen	Lower Panel		Upper Panel	
	(a)	(b)	(a)	(b)
A W C	11.55	—	5.65	—
A B N	12.15	8.11	7.35	5.17
A B C	12.05	8.47	6.42	5.82
B B M	9.23	7.89	7.46	5.47
B B C	12.38	9.44	9.98	7.95
C B C	13.05	9.16	10.35	7.55

5. 圧縮部材の座屈

5.1 座 屈 荷 重

試験体の座屈発生が予想される部材には、それぞれ材長を二等分する箇所と断面の周長を四等分する位置に4枚の1軸歪ゲージを貼付しており、実験から得た歪量により座屈発生時の応力を調べた。一例として **Fig. 21** に試験体 **BBM** のA構面下パネル斜材で得られた4点の歪と載荷荷重の関係を **Fig. 21** に示す。座屈発生以前の載荷初期の段階から4つの歪量をプロットした線の勾配は一致していない。これは、斜材端部の接合部にはU字継手を用いているため偏心はほとんどないと考えられるものの、試験体の初期不整などの要因で付加曲げが生じた結果であると考えられる。

1つのパネルの各構面の2本の斜材は、互いに交叉し合う中間点で接合されるため各々2等分されており、2等分された各々が最終的に座屈する。しかし、実験中の観察からは、最終的座屈に至るよりも低い荷重において、連続する2本の斜材全長を座屈区間とする座屈

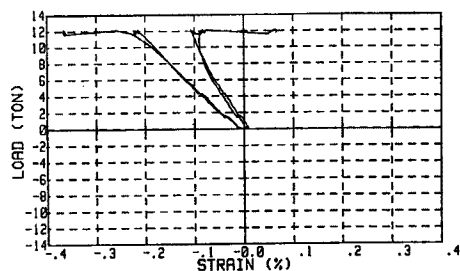


Fig. 21. A sample of load-strain relationship of brace member

により、斜材が僅かに構面外へ湾曲するのが見られた。Fig. 21で載荷荷重が約 7 ton のところで各歪値の勾配が変化するのは、この座屈モードによる部材の曲げ変形が現れたものと思われる。しかし、交叉点で接続される引張を受ける斜材による拘束のため、このモードでの座屈は進展しない。そして載荷荷重 10.7 ton で圧縮歪が増加するものと逆に減少するものに別れることから、この点が最終的なモードでの座屈発生点と考えられる。載荷荷重 12 ton の最大荷重に近いところでは歪量は急激な変化を示し、この状態は顕著な座屈波形が観察される程に座屈が進展している。

このようにして明らかとなった座屈発生点での歪量から、部材断面内の応力を中心圧縮成分と曲げ成分とに分離して材料特性より求め、文献 4 に規定される下式(1)の条件で座屈が発生するものと仮定する。

$$\frac{\sigma_c}{\sigma_{cr}} + \frac{e\sigma_b}{\sigma_y} = 1 \quad \dots\dots\dots(1)$$

ここから曲げによる応力成分 $e\sigma_b$ を取除き、中心圧縮応力成分により実験値を評価するため次式(2)の値を求めた。

$$\frac{\sigma_c/\sigma_{cr}}{1-(e\sigma_b/\sigma_y)} \quad \dots\dots\dots(2)$$

実験により顕著な座屈の見られた試験体の各部材について求めた(2)式の値を Table 4 に示す。

但し、表中の座屈荷重の計算値は文献 4 に規定される座屈応力度計算式において安全率を 1.0 として計算した値である。また、計算に用いた座屈長さ及び支持条件は以下に記す通りで、表中の番号でこれを示す。

(1) 斜 材

① 両端接合部のガセットプレートの、斜材材軸に沿った長さの中間点の間の距離を座屈長さとし、両端ピン支持とみなして座屈長さ係数を 1.0 とした。

② 部材両端の U 字継手プレートの内法間寸法を座屈長さとし、両端固定とみなして座屈長さ係数を 0.5 とした。

(2) 主 柱 材

③ 支持側ピン治具中心と、上下パネル中間点との間の距離を座屈長さとし、両端ピン支持とみなして座屈長さ係数を 1.0 とした。

④ 座屈長さを③と同じにとり、一端固定他端ピン支持とみなして座屈長さ係数を 0.7 とした。

各部材について、斜材は①、②、主柱材は③、④の条件でそれぞれ計算した結果を表に示す。(2)式の値が 1 に等しいとき座屈が発生するものと考え、実験から得た値は①又は③の条件で 1 より大きく、②又は④の条件で 1 より小さい部材が多く、座屈条件はこれらの中間にあると考えられる。また、斜材について接合形式の違いを比較すると、溶接接合は固定支持に近く、ボルト接合はピン支持に近い傾向が見られる。

一部の部材ではいずれの条件でも 1 を越えたり逆に 1 に満たないものがあるが、これらの部材には、Fig. 21 に示すような歪履歴から座屈発生点が顕著に現れない場合や、歪ゲージ貼付位置と座屈による部材の折曲り点とが離れている場合、繰返し載荷の場合にボルトの滑りによる衝撃や他部材の座屈が引き金となって座屈が発生した場合、などがあり、適当な評価がなされていないと考えられる。

5.2 座屈長さ係数

前項で求めた実験結果による座屈発生時の曲げ応力を用いて次式により(2)式の値が 1 と等しくなるような座屈応力度 σ_{cr}^{exp} を求める。

$$\sigma_{cr}^{exp} = \frac{\sigma_c}{1-(e\sigma_b/\sigma_y)} \quad \dots\dots\dots(3)$$

(3)式による値が座屈応力度となるような細長比 λ^{exp} を(4)式により求め、この値を各部材の断面 2 次半径で除して有効座屈長さを得る。そして、一般的にトラス架構設計時に用いられる、部材材軸交点間の距離を座屈区間長にとり、この長さに対する座屈長さ係数を計算した結果を Table 5 に示す。但し、前節(2)式の値が比較的 1 に近い部材についてのみに示した。

$$\lambda^{\text{exp}} = \lambda \sqrt{\frac{1}{0.4} (1 - \sigma_{\text{cr}}^{\text{exp}} / \sigma_y)} \dots\dots\dots (4)$$

斜材では、ボルト接合タイプの大半が0.6～0.8の値を示し、溶接接合タイプはこれよりも両端の固定度が高いことがうかがえる。また、主柱材では0.7～0.9程度の値が多い。接合部の継手形式・接合部が部材長に占める割合・接合部の断面寸法等が変われば斜材に対する値は変化し、また主柱材については、試験体に用いたピン支持部のような固定条件が現実にはありえないためこの値をそのまま設計に用いることはできないが、前節での評価を裏付ける傾向を示すものと考えられる。

Table 4 Buckling stresses

Specimen	Member	Boundary Condition	Buckling Length (cm)	Slenderness ratio λ	σ_{cr} (ton/cm ²)	σ_c (ton/cm ²)	$1 - \frac{\sigma_b}{\sigma_y}$	Eq. (2)
A W C	brace	1 2	68.0 22.5	77.65 25.69	3.060 4.325	2.863	0.6911	1.354 0.959
	brace	1 2	68.0 22.5	77.65 25.69	3.060 4.325	2.649	0.6934	1.248 0.884
	chord	3 4	120.0 84.0	58.36 40.86	3.678 4.087	2.353	0.6307	1.014 0.913
	chord	3 4	120.0 84.0	58.36 40.86	3.678 4.087	2.560	0.7512	0.941 0.847
A B M	brace	1 2	68.0 22.5	77.06 25.50	2.972 4.137	2.657	0.8079	1.107 0.794
	brace	1 2	68.6 23.2	77.74 26.29	2.949 4.128	1.621	0.9270	0.593 0.424
A B C	brace	1 2	68.0 22.5	77.06 25.50	2.972 4.137	2.318	0.6632	1.177 0.844
	brace	1 2	68.6 23.2	77.74 26.29	2.949 4.128	2.100	0.6314	1.128 0.805
	brace	1 2	68.6 23.2	77.74 26.29	2.949 4.128	2.081	0.8169	0.864 0.583
B B M	brace	1 2	71.0 25.0	80.46 28.33	2.855 4.103	2.467	0.7082	1.222 0.850
	brace	1 2	71.0 25.0	80.46 28.33	2.855 4.103	2.483	0.8457	1.030 0.716
	chord	3 4	123.0 86.1	59.96 41.97	3.488 3.892	2.864	0.8535	0.962 0.862
	chord	3 4	123.0 86.1	59.96 41.97	3.488 3.892	2.473	0.7117	0.996 0.893
B B C	brace	1 2	71.0 25.0	80.46 28.33	2.855 4.103	2.012	0.7018	1.006 0.699
	brace	1 2	71.0 25.0	80.46 28.33	2.855 4.103	1.943	0.7152	0.953 0.662
	chord	3 4	123.0 86.1	59.96 41.97	3.488 3.892	2.879	0.7493	1.102 0.987

CBC	chord	3 4	123.0 86.1	59.96 41.97	3.488 3.892	2.783	0.7226	1.104 0.990
	brace	1 2	71.0 25.0	80.46 28.33	2.855 4.103	2.355	0.6206	1.332 0.926
	brace	1 2	71.0 25.0	80.46 28.33	2.855 4.103	2.094	0.7555	0.973 0.673
	chord	3 4	123.0 86.1	59.96 41.97	3.427 3.862	2.917	0.8000	1.045 0.937
	chord	3 4	123.0 86.1	59.96 41.97	3.427 3.862	2.138	0.7583	0.808 0.724

Table 5. Buckling length coefficients

Member	Specimen	Buckling Length (cm)	Buckling Length Coefficient
Brace	A W C	85.0	0.390
	A W C	85.0	0.546
	A B M	85.0	0.696
	A B C	85.0	0.620
	A B C	85.0	0.683
	A B C	85.0	0.661
	B B M	90.5	0.592
	B B M	90.5	0.762
	B B C	90.5	0.781
	C B C	90.5	0.457
	C B C	90.5	0.601
	A W C	120.0	0.967
Chord	B B C	123.0	0.743
	B B C	123.0	0.735
	C B C	123.0	0.895

6. ま と め

鋼管部材で構成される塔状立体トラス構造物が水平力を受けたときの塔体部の力学的挙動を明らかにするための基礎的研究として、塔体部2パネルを取出した形の模型実験を行ない、その特徴について調べた。その結果、

(1) 斜材の接合方法が溶接によるものと普通ボルトによるものについて座屈発生前の剛性を比較すると、普通ボルト接合によるものはボルト滑りによりせん断剛性の低下をきたす。

(2) 主柱材に開角がない場合、斜材は構面外、主柱材は構面内に座屈する傾向があるが、開角がある場合に主柱材の座屈変形を起す方向は一樣に定まらない傾向が見られた。しかしながら座屈荷重等に関しては主柱材開角の有無による顕著な差異はみられない。

(3) 圧縮を受ける斜材・主柱材は完全な中心圧縮状態ではなく、若干の曲げを伴うため、座屈発生時の応力は中心圧縮柱として求まる座屈荷重よりも小さい。曲げによる座屈荷重の低下を考慮した上で、圧縮部材の境界条件を検討すると、一般的に設計時に用いられる両端ビン支持よりも固定度が高い状態にあり、普

通ボルト接合よりも溶接接合にその傾向が強い。

と考えられる。今後更に、構面と平行でない方向の水平力を受ける場合、あるいは重力による鉛直方向力と水平力を同時に受ける場合などの挙動を明らかにする必要がある。

参 考 文 献

- 1) 金多潔・甲津功夫・吹田啓一郎・平川恭章：塔状構造物の耐震性評価に関する基礎的研究，日本建築学会大会学術講演梗概集（北海道），1986年8月，pp. 779～780.
- 2) 鈴木敏郎・小河利行他：形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10月，pp. 2035～2038.
- 3) 五十嵐定義・脇山広三・井上一郎他：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），1983年9月，pp. 1323～1328.
- 4) 日本建築学会：鋼構造設計規準.

付 録

記 号

- σ_c 平均圧縮応力度
 σ_{cb} 圧縮曲げ応力度
 σ_{cr} 座屈応力度
 σ_y 降伏応力度
 λ 細長比
 A 限界細長比