

鋼管立体トラスはり構造の力学性状について

正 会 員 鈴 木 敏 郎*
正 会 員 小 河 利 行**
正 会 員 竹 内 徹***

§1. 序

大スパン空間を覆う鋼構造屋根は現在、平面トラス (lattice truss) によるはり構造、または立体トラス (Space truss) によるシェル、平版構造等の構造形式が一般的である¹⁾。本報告は、これらに対し、立体トラスで構成されたはり (beam-like lattice truss) によって一方向大スパンのはり構造を形成する大屋根構造形式を取り上げ、基本的な研究を行うものである。

本構造形式は、力学性能の優れた鋼管立体トラス大はりによってそれぞれ単独に最大スパンを架構し、その間を通常の小はりによって連結した形をとっており、力の伝達経路、部材の役割が明確に分離しているのが特徴である。このため、構造部位に差がなく連続的に構築される立体トラス構造、スペースフレームに要求される複雑な構造解析を必要とせず、生産性、施工性、平面計画の自由度等の面でも優れた性質を有している (Fig. 1)。

立体トラスで構成されたはりとは平面トラスばりに比べ、横座屈に対しては極めて有利なため、小ばりは横補剛としての性格を要求されず、はり単位で自由な設計を行うことが可能となる。Fig. 2 に後に設定する立体トラスばりおよび平面トラスばりの弾性横座屈強度を示す。ここに縦軸 σ は純曲げ横座屈を生じる主材応力度であり、横軸 L/h ははりせいに対するスパン長比である。立体トラスばりは平面トラスばりに比べ、横補剛なしで極めて大きなスパンを架構しうる。ここで問題となるのは、小ばりより伝達される鉛直荷重が不均等であったり、片側のみに加わる場合、あるいは地震、風荷重等により構造物全体にせん断荷重が加わる際の大ばりにかかるねじり荷重に対する設計である。特に大スパンを架構する長いはりにおいてはねじり荷重がはりの変形、耐力に及ぼす影響が顕著であるため、ねじりに対する力学性状を把握することは立体トラスばりの設計において不可欠で

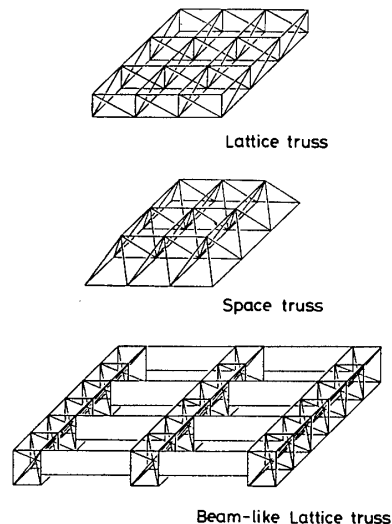


Fig. 1 Several Types of Wide-span structures.

ある。この問題は、実際的にははりの腹材をいかに配置すべきかという問題に集約される。立体トラス構造物のねじりおよび曲げねじりに関する研究は、主に鉄塔、橋梁の分野で数多く見られる。その手法は、立体トラスとして数値計算により解析したもの²⁾、連続体に置換して薄肉断面理論を適用したもの^{3)~7)}等さまざまであるが、いずれも箱型に腹材を組んだ断面を対象としており、断面内に任意の腹材配置をした場合の性状に関して論じた研究はほとんど見られない。以上のような背景より、本論文では鋼管立体トラスばりを対象としたねじり実験、曲げねじり実験および任意の腹材配置形式に対応できる連続体置換の手法により、その基本的なねじり、曲げね

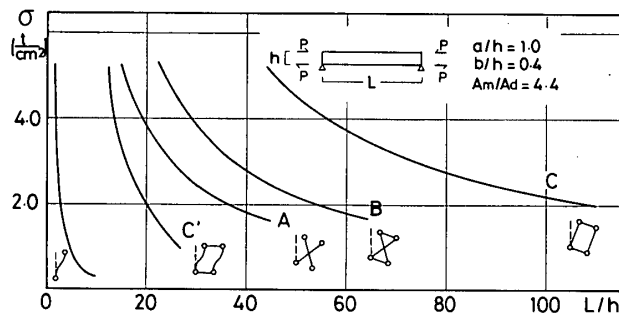


Fig. 2 Lateral Buckling Strength of Lattice Beams

本論文の一部は、文献 10, 11 において発表した。

* 東京工業大学 教授・工博

** 東京工科大学 助手・工博

*** 東京工業大学 大学院生・工修 (現新日本製鉄)

(昭和 59 年 11 月 5 日原稿受理日、昭和 60 年 3 月 8 日改訂原稿受理日、討論期限昭和 60 年 10 月末日)

じり挙動を明らかにし、立体トラスばりによる大スパン構造設計の基本方針を論じている。

§2. 鋼管立体トラスばりのねじり性状

2.1 連続体理論によるねじり挙動の把握

一般的に立体トラスばりのねじり性状は、はりを構成する各構面をせん断板と考えることにより把握することができる。例えば、Fig. 3 に示すトラス構面のもつせん断剛性は次式で表せる。

$$g_i = a / (d_i^3 / A_d \cdot b_i^2 / A_b + a^3 / A_m \cdot b_i) \cdots (2.1)$$

g_i にヤング率 E を乗じた $E \cdot g_i$ は連続板の $G \cdot t$ に相当する。ここに、 a 、 d_i 、 b_i は図中に示す各構成部材の長さ、 A_m は主材の断面積、 A_d 、 A_b は腹材の断面積である。これらの構面によって形成される立体トラスばりの単純ねじり剛性 C_s 、主材の反り量 φ_i 、曲げねじり剛性 C_w および単位ねじりモーメント M_T により腹材に生じる軸力 p_i は (2.1) 式を薄肉連続体理論^{(12),(13)}に適用することにより、それぞれ次式となる (付1 参照)。

$$C_s = E \cdot \frac{4 F^2}{\sum (b_i / g_i)} + \sum C_{mi} \cdots (2.2)$$

$$\varphi_i = \varphi_0 + \frac{2 F}{\sum (b_i / g_i)} \cdot \frac{b_i}{g_i} - r_i b_i \cdots (2.3)$$

$$C_w = E \cdot \sum \varphi_i^2 A_{mi} + E \cdot \sum I_{mi} r_{mi}^2 \cdots (2.4)$$

$$p_i = \frac{d_i}{2 F} \cdot M_T \cdots (2.5)$$

ここに、 F は閉断面内の面積、 C_{mi} は弦材自身のねじり剛性、 I_{mi} は弦材の断面 2 次モーメントである。(2.2) 式～(2.4) 式は $F=0$ と置くことより断面の閉じていないトラスばりにも適用できる。以降、Fig. 3 に示したようなトラス構面によって囲まれた閉領域の存在するはりを閉断面トラスばり、存在しないものを開断面トラスばりと呼ぶことにする。薄肉連続体のねじりにおいては、開断面と閉断面でねじりに伴うせん断流が大きく異なることが知られているが、立体トラスばりにおいても同様の性状が成り立つものと考えられる。薄肉閉断面において板面に沿って一様に流れるせん断流は、トラス構面の斜め腹材軸力に相当し、(2.5) 式はこれを示したものである。一方、薄肉開断面にみられる板厚内で循環するせん断流は、トラス構面では各主材自身のねじり応力に相

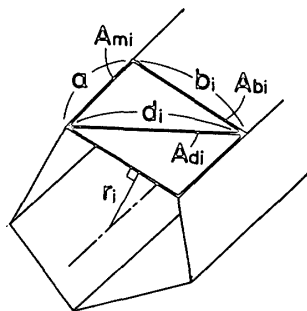


Fig. 3 Shear Stiffness of One Panel

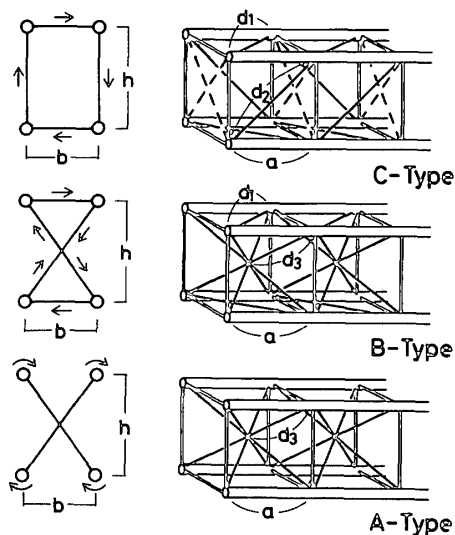


Fig. 4 Models of Lattice Beams

Table 1 Effective stiffness of Lattice Beams

	C_s	C_w	M_{Ty}
C	$\frac{2bhqE}{(d_1^3 + d_2^3)/A_d + (h^3 + b^3)/A_b + 2a^3/A_m}$	$\frac{EA_m(d_1^3 + d_2^3 - bh^2)}{4(d_1^3 + d_2^3)}$	$\frac{2bh}{d_2} A_m \gamma$
B	$\frac{bhqE/2}{(d_1^3 + 4d_2^3)/A_d + b^3/A_b + 2a^3/A_m}$	$\frac{EA_m(d_1^3 + 4d_2^3 - bh^2)}{4(d_1^3 + 4d_2^3)}$	$\frac{bh}{d_1} A_m \gamma$
A	$4C_m$	$4EI_{mi} r_{mi}^2$	$(8m_y b + 4m_{yd}) \frac{\theta}{\theta_m}$

当する。構面の開いたトラスばりではねじりによって腹材に軸力は生じず、各主材自身のねじり応力でねじり外力に抵抗する。これは開断面トラスばりはねじりに関しトラス的には不安定であるということにほかならない。したがって、その安定性を得るためには、接合部を剛接合とし、またねじりに対する剛性は、弦材に鋼管等、部材自身が高いねじり剛性を有するものを使用することにより確保するという考え方が成り立つ。この応力状態の違いから、閉断面ばりではせん断流れによって生じる軸力による腹材の座屈または破断が先行し、開断面ばりでは弦材のねじり破断またはその反力による腹材の曲げ破断が先行することが予想される。したがって純ねじり耐力は、閉断面ばりについては (2.5) 式より求められる。開断面ばりについては腹材曲げ破断が先行するものとして次式で表しうる。

$$M_{Ty} = \sum m_b \cdot (\theta_m / \theta) \cdots (2.6)$$

m_b は腹材の全塑性曲げモーメント、 θ / θ_m は加力点断面での全体のねじれ回転角と弦材自身のねじれ回転角との比で、腹材の曲げ剛性と弦材のねじり剛性比より求めることができる (付2 参照)。

以上述べた性状を検討するため、Fig. 4 に示すボックス型の立体トラス梁モデルを設定する。Ctype はいわゆる箱形断面トラスばりで橋梁等によく用いられる形状である。通常は連立する 2 面の平面トラスとして設計さ

れ、立体トラスとしての特長を生かすには断面に補剛構面を入れ、はり全体を一体化する必要がある。Btypeは側面の腹材を各ユニットの中央に集中させることにより断面補剛構面を兼ねたもので、腹材量を節約するとともに、腹材座屈長さを短くすることで座屈耐力の向上を図ったものである。AtypeはBtypeの上下構面内の腹材も廃し、ユニット中央に集まる腹材によって強軸、弱軸方向せん断に対する構面および断面補剛構面をすべて兼ねたもので、この省略により腹材量は同量の各方向せん断剛性をもつCtypeのほりに比べて約1/3となる。先述した定義によればC、Btypeが構面の閉じたり、Atypeが構面の開いたりであり、これらのほりのねじり剛性、曲げねじり剛性およびねじり耐力は(2.1)式～(2.6)式よりTable 1のように簡単な式で表現できる。なお、C、Btypeでは(2.2)式・(2.4)式中の第2項を省略し、耐力式は(2.5)式によっている。一方、Atypeは(2.2)式～(2.4)式において、 $F=0$ とおき、耐力式は(2.6)式によった。同表中、 Y は腹材の座屈応力度を示す。

2.2 ねじり実験

前節において設定したはりの実際のねじり性状を把握するため、3ユニットからなるA、B、C、3typeのほりを製作し、一端反り拘束ねじり実験を行った。試験体の形状寸法をFig. 5に、鋼材の機械的性質をTable 2に示す。鋼材はSTK 41を用い、継手はすべて溶接による分岐継手とした。A、Btypeの各ユニットの中央接点には径140 mmの球継手を用いて接合した。載荷装置をFig. 6に示す。試験体の一端を各弦材ごとに剛な板に固定し、他端は球軸受を用いて各弦材の軸方向変位および全方向回転を許す条件で回転板に取り付け、これに油圧ジャッキで偶力を加えた。したがって加力端部においては反りは拘束されないが、はりの断面形状は保持されて

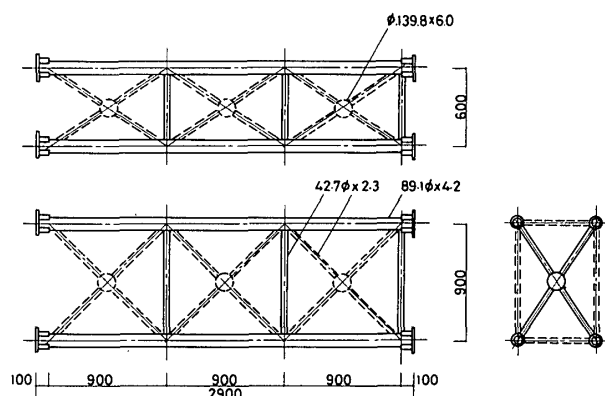


Fig. 5 Specimen of Torsional Experiment

Table 2 Mechanical Properties (Torsional Experiment)

	$E(t/cm^2)$	$\sigma_y(t/cm^2)$	$\sigma_b(t/cm^2)$	$\epsilon_u(\%)$
89.1 ϕ x 4.2	2067	3.90	4.48	29.9
42.7 ϕ x 2.3	2293	3.50	3.95	24.2

※JIS 12号試験片に拠る

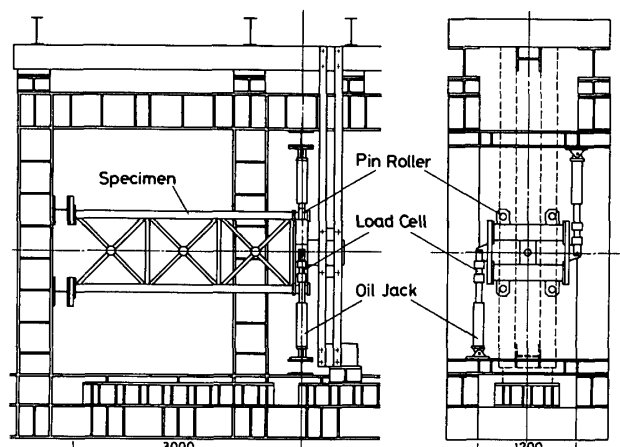


Fig. 6 Set Up of Model Experiment under Torsion

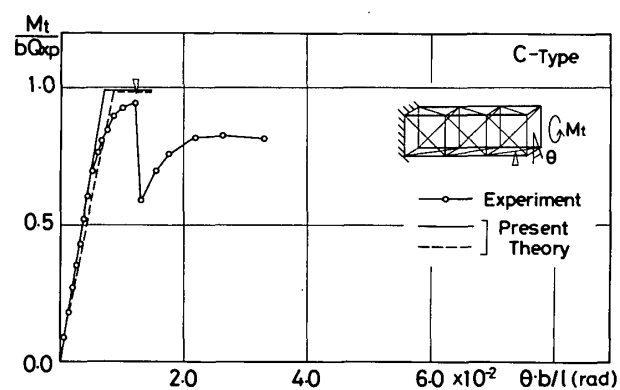


Fig. 7 a) Torsional Moment v.s. Torsional Angle Relationship

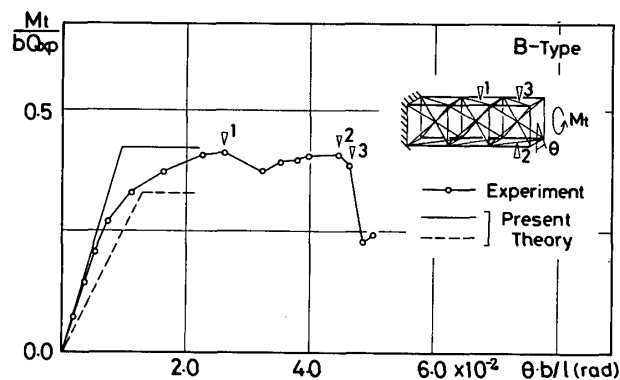


Fig. 7 b) Torsional Moment v.s. Torsional Angle Relationship

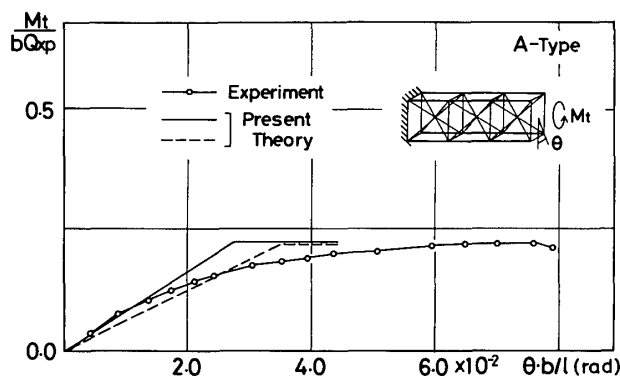


Fig. 7 c) Torsional Moment v.s. Torsional Angle Relationship

いる。測定は変位計により各節の回転量および断面のゆがみを、ひずみゲージにより主要な部材の軸ひずみを測定した。また、2.1節で導いた理論および実験を検証する意味で有限要素法を用いて、試験体と同じモデルのねじり荷重下における変形および軸ひずみ分布を求めた。用いた有限要素モデルは3次までの高次関数で軸方向変形、曲げ変形を近似した1次元要素である⁸⁾。これを一つのトラス構成部材として試験体と同じ形状の剛接立体トラスばりを構成し、実験と同じ境界条件のもとに自由端節点変位に強制ねじり変位を与え、ねじり外力および各部材応力を計算した。

2.3 鋼管立体トラスばりのねじり挙動

実験より得られた各 type のはりのねじりモーメント-全体回転角関係を Fig. 7 a)~7 c) に示す。各図とも縦軸がねじりモーメント、横軸が回転角であり、偏心曲げを意識して、それぞれ $b \cdot Q_{xp}$ および l/b で無次元化している。 b , l , Q_{xp} ははり幅、はり長およびはりの強軸方向せん断耐力である(付3参照)。(2.1)~(2.6)式より得られるはりの剛性および耐力を図中に実線で示す。なお、図中破線は反り拘束の影響を無視した値である。箱形閉断面 Ctype のはりには最大耐力近傍まで線形な荷重-変形関係を示し、その後部材が塑性化し、自由端の下構面の腹材の破断を伴い、耐力が急激に低下した。8字形閉断面 Btype においても腹材破断により耐力が規定されている。ただし、Btype のはりでは上下2つの構面が閉じているため、第一の腹材破断後も急激な耐力低下は生じなかった。Btype のはりの剛性および耐力は Ctype の約半分程度であり、これは閉断面内面積の違いによるものである。これら2種類のはりとは異なり、開断面 Atype のはりでは腹材破断が生じず、自由端近傍の腹材の曲げにより緩やかなカーブで塑性化が進展し、最大耐力に至った。そのねじり剛性は Ctype の1/10、耐力は1/4程度にとどまった。Atype のねじり性状は、これに上下構面斜腹材を加えただけの Btype と著しく異なっており、この違いはトラスとしての安定性の違い、

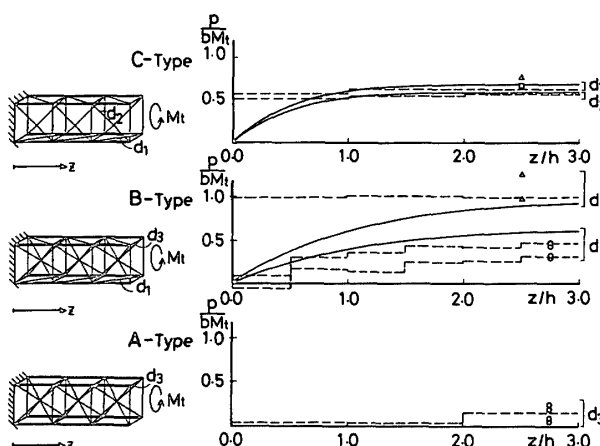


Fig. 8 Axial Forces on Diagonal Members

すなわち構面の開閉により生じるものと考えられる。

Fig. 8は単位ねじりモーメントを受けるはりの腹材の軸力分布を各 type ごとに示したものである。縦軸が軸力、横軸が固定端からの距離であり、それぞれはりのプロポーシオンで無次元化してある。図中、 Δ $\circ$ $\square$ 印が実験測定値、破線がFEM解析法、実線が連続体理論値である。Ctype, Btypeの閉断面ははりがねじりに対して腹材の軸力をもって抵抗しているのに対し、開断面のAtypeでは振りにより腹材にほとんど軸力が生じていないことが解る。

以上の結果より、ねじりを受ける立体トラスばりの応力分布および破壊形式は構面の開閉に大きく左右される。また、その力学性状は連続体理論により良く捉えられていると思われる。

§3. 鋼管立体トラスはりの曲げねじり性状

3.1 破壊条件

本節では、ねじり荷重に加え、曲げ荷重が加わった時のはりの挙動について考察を行う。この問題は Fig. 9に示すような偏心曲げを受けるはりの挙動で代表させることができる⁹⁾。偏心曲げによって腹材に生じる応力は、はり断面の回転による弱軸曲げまで考慮すれば、強軸方向せん断耐力、弱軸方向せん断耐力、およびねじりモーメントによって腹材に生じる応力をたし合わせることで得られ、この応力が一腹材の最大応力に等しくなる条件より破壊条件を設定した。ここでは、先程設定した立体トラスばりの内、閉断面、開断面のはりとして典型的なねじり性状を持つ Ctype および Atype のはりについて破壊条件を検討する。両 type のはりについて仮定された破壊条件を Fig. 10 に示す。 Q_x/Q_{xp} , Q_y/Q_{yp} および M_z/bQ_{xp} の3軸はそれぞれ偏心のない時の強軸方向せん断耐力 Q_{xp} で無次元化された強軸、弱軸方向せん断耐力およびねじりモーメントの値であり、これらの外力条件が図中の破壊面に達した時点ではりが破壊することを意味する。閉断面の Ctype ではねじりによりせん断耐力を受け持つ腹材に軸力が生じるため、強軸方向せん断耐力がねじり耐力と線形に連成している。これに対し開断面の Atype では、せん断耐力に抵抗する腹材にはねじ

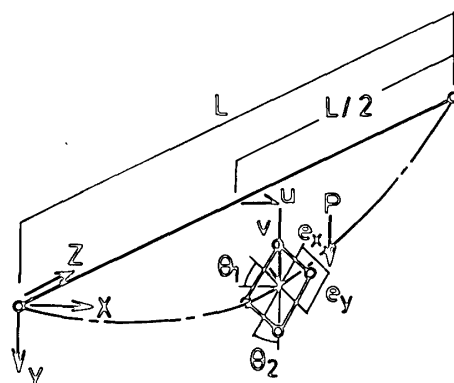


Fig. 9 Lattice Beam under Eccentric Load

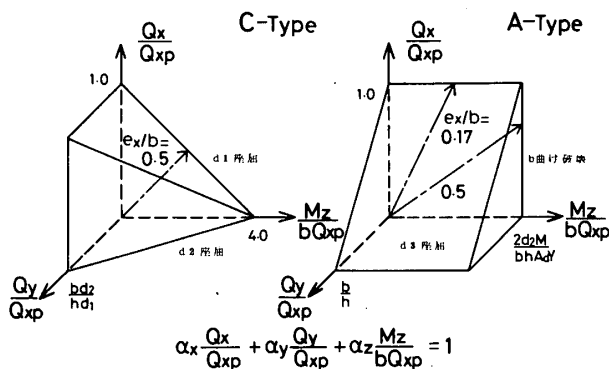


Fig. 10 Failure Criteria of Lattice Beams

りによる軸力は生じず、また、ねじりによる応力を受ける腹材にもせん断による軸力は生じないため、せん断耐力とねじり耐力は独立に分離している。偏心曲げ下でのはりの応力は図中矢印の経路をたどり、曲げおよびねじり荷重下の開断面ばりの破壊条件は開断面ばりに比べ有利であると考えられる。ここでは、これらの破壊条件をもとに、Fig. 9 に示すような単純指示されたはりの中央に偏心荷重が加わる場合について、その耐力を求める。偏心荷重による耐力は文献 9 と同様の手法により、はり断面回転による荷重変化を考慮して次のように表現できる (付 4 参照)。

$$\frac{Q_x}{Q_{xp}} = \frac{2}{K_e + (K_e + K_\theta)^{1/2}} \quad (3.1)$$

ここに、 K_e 、 K_θ はそれぞれはりの破壊条件および断面回転の影響を意味する係数で、Fig. 10 中に示した破壊平面式の係数 α_x 、 α_y 、 α_z を次式に代入することにより求まる。

$$K_e = \alpha_x + \alpha_z(e_x/b) \quad (3.2)$$

$$K_\theta = \frac{Q_{xp} \cdot b \cdot l}{2 C_s} [\alpha_y + \alpha_z(e_y/b)] (e_x/b) \quad (3.3)$$

3.2 曲げねじり実験

立体トラスばりにおける実際の曲げねじり性状をみるため 6 ユニットからなる Ctype および Atype のはりを製作し、Fig. 9 と同じ環境条件で偏心曲げ実験を行った。水平方向偏心量 e_x は Ctype では、 $e_x/b=0.5$ 、Atype については $e_x/b=0.17$ および 0.5 の 2 種類とし、垂直方向偏心量 e_y/b はすべて 1.0 とした。これははりの上面に偏心荷重がかかる条件を意味する。試験体の形状寸法および材料の機械的性質を Fig. 11, Table 3 に示す。鋼材および継手方法はすべてねじり実験試験体と同じである。載荷装置を Fig. 12 に示す。偏心荷重は油圧ジャッキを水平方向に自動的にスライドさせることにより常に荷重点に鉛直荷重が加わるようにしている。変位計により中央断面ねじり回転角および水平、垂直方向たわみ量を、また、ひずみゲージにより主要な材の軸ひずみを測定した。

3.3 鋼管立体トラスばりの曲げねじり性状

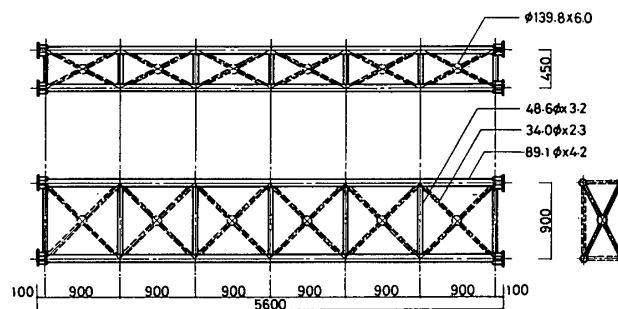


Fig. 11 Specimen of Torsional and Bending Experiment

Table 3 Mechanical Properties (Torsional and Bending Experiment)

	$E(t/cm^2)$	$\sigma_y(t/cm^2)$	$\sigma_b(t/cm^2)$	$\epsilon_u(\%)$
89.1φ x 4.2	2200	4.45	5.06	27.4
48.6φ x 3.2	2300	4.13	4.64	30.7
34.0φ x 2.3	2150	3.90	4.48	25.8

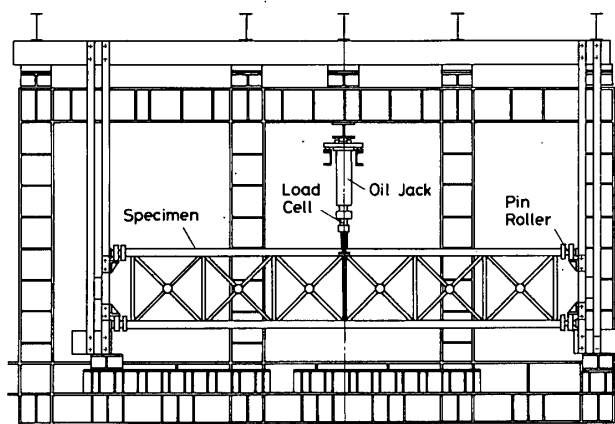


Fig. 12 Set Up of Model Experiment under Torsion and Bending

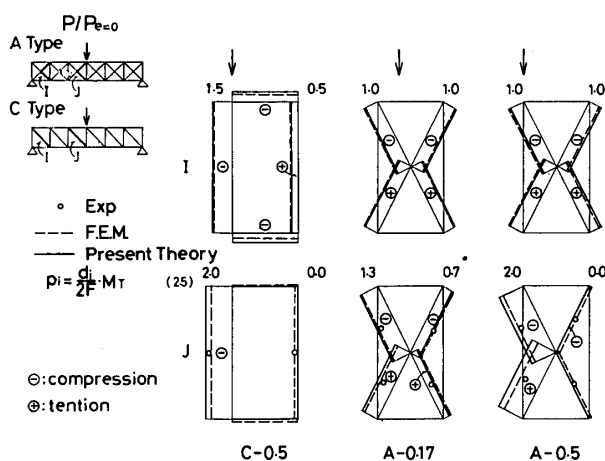


Fig. 13 Axial Forces on Diagonal Members

Fig. 13 は偏心荷重下における荷重点および荷重点より 2 ユニット離れた断面に接続する斜め腹材の軸力分布を示したものであり、Fig. 14 は同様に荷重点および 2 ユニット離れた断面内の水平垂直腹材に生じる曲げモーメント分布を示したものである。軸力および曲げモーメントはそれぞれ偏心の無い時の同荷重下の軸力 $P_{e=0}$ および $P_{e=0} \cdot b$ で無次元化してある。図中、○印が実験測

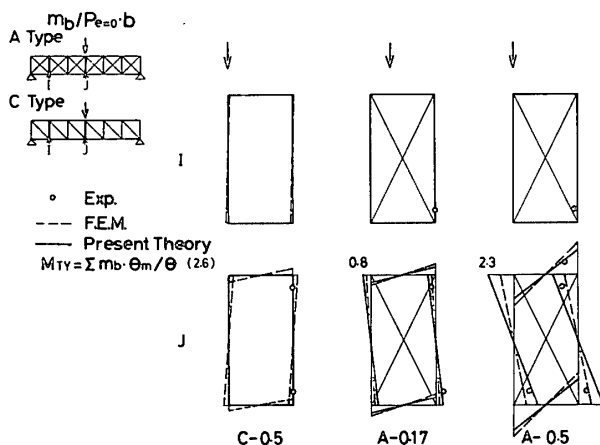
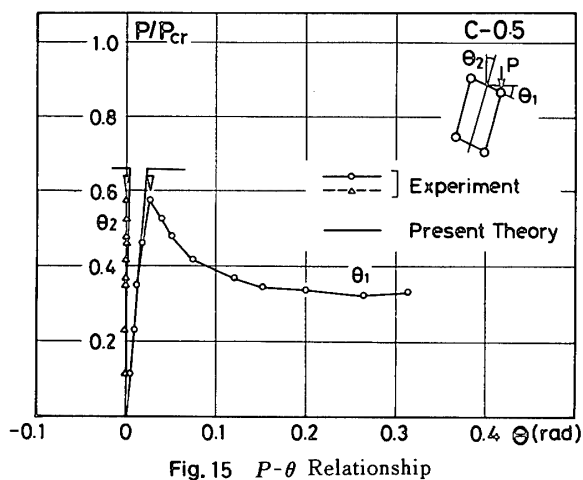
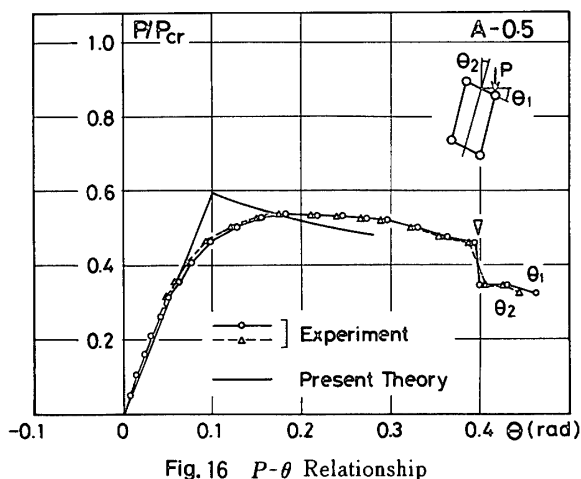


Fig. 14 Bending Moments on Diagonal Members

Fig. 15 P- θ RelationshipFig. 16 P- θ Relationship

定値、破線が FEM 解析値であり、実線が 3.1 節で仮定した応力分布である。腹材軸力 p は強軸方向せん断力による軸力と (2.5) 式による軸力より、腹材の曲げモーメントは (2.6) 式より求めた。本実験の試験体は断面に対し傾補剛を行っていないため、荷重点で応力分布が乱れているが、2 ユニット離れた断面においては、閉断面 Ctype が斜腹材の軸力によりねじれとせん断の相方に抵抗しているのに対し、開断面 Atype は斜腹材の軸力をもってせん断、周囲腹材の曲げをもってねじりに

抵抗し、役割の分担が行われている様子を明確にみる事ができる。実験より得られた荷重-変形関係の内、Ctype ($e_x/b=0.5$) および Atype ($e_x/b=0.5$) の荷重-断面回転角関係をそれぞれ Fig. 15, Fig. 16 に示す。荷重は偏心の無い時の最大荷重 $P_{cr}=2Q_{xp}$ で無次元化されている。図中の実線は (3.1) 式による耐力値である。Ctype のはりは $P/P_{cr}=0.55$ で荷重点近くの腹材が座屈し、耐力が急激に低下した。ここでは示していないが、荷重-たわみ関係もほぼ同様の傾向を示しており、これらの性状は個材の座屈性状がそのまま全体に表れているものと考えられる。一方の Atype はねじり実験と同様に周囲腹材の曲げにより徐々に塑性化し、変形が進行した後、腹材端部の破断により崩壊した。最大耐力は $P/P_{cr}=0.52$ 程度で、ねじりのみの荷重下では Ctype に比べて耐力が大幅に低かったにもかかわらず、ここでは同程度の耐力を得ている。これは、せん断とねじりに対する腹材の応力分担のためと考えられる。また、腹材の曲げによる破壊であるため、急激な耐力低下は生じず、安定した変形性状を有している。以上の性状はねじりに対し不安定である構面の開いたはりに普遍的に存在する特徴と考えられる。

§ 4. 結

本論文では、連続体理論により立体トラスばりのねじり性状を把握し、ねじり実験を行ってその性状に関する考察を行った。次に、これより得られた結果を用いて曲げねじりを受けるはりの性状を把握し、曲げねじり実験を行ってこれらの性状に関する考察を行った。これより、一般的な鋼管立体トラスばりのねじり性状、曲げねじり性状およびこれらと腹材配置形式との関係について次の結論が得られた。

(1) 立体トラスばりのねじり性状は反り拘束の影響も含めて連続体理論により精度良く、簡便に近似できる。これによると、はりのねじり性状はトラス構面の開閉により大きく異なる。構面の閉じたはりは一般に高いねじり剛性を持ち、腹材の軸力によってねじりに抵抗するため、ねじり耐力は腹材の部材耐力により決定される。これに対し、構面の開いたはりはねじりに対しトラス的に不安定であり、弦材自身がねじりに抵抗するため腹材には軸力が生じず、ねじり耐力は弦材自身のねじり耐力または腹材の曲げ耐力により決定される。

(2) 偏心曲げ荷重による耐力は、原則としてせん断力による応力およびねじりに対する応力をたし合わせることにより求められる。構面の開いた立体トラスばりは、一般にせん断力による応力およびねじりモーメントによる応力が分離しているため、両者が連成している閉断面ばりに比べて曲げねじり荷重に対し有利な破壊条件を有している。また、開断面トラスばりは腹材の曲げにより破壊させた場合、腹材座屈により破壊する閉断面トラス

ばりに対し安定した破壊性状を有する。

以上の性質を利用することにより、経済的でかつ性能の優れた立体トラスばり設計を行うことができる。具体例として本論文で設定した Btype および Atype のはり、意匠上の面においても効果的なものであると思われる。

後 記

本実験は(株)日建設大阪本社副代表、青柳司氏、同構造部副部長、鶴岡邦夫氏および住友金属工業(株)鉄骨技術部長、西田芳弘氏、同開発推進室主任部員、加藤征宏氏との共同開発により行われものである。

参考文献

- 1) Z. S. Makowski : Analysis, Design and Construction of Double-Layer Grids, Applied Science Publishers 1981
- 2) 成岡昌美, 中野哲也: トラス柱体に関するねじり応力計算式の検討について, 日本建築学会論文報告集, 第 105 号, 昭和 39 年 11 月, pp. 28-32
- 3) 岡村隆夫, 片岡敏: 吊橋補剛トラスの断面変形を考慮したねじり解析, 土木学会論文報告集, 第 231 号, 1974 年 11 月, pp. 31-43
- 4) 小松定夫, 西村宣男: 吊構造の横断面変形を考慮した吊橋の立体解析, 土木学会論文報告集, 第 236 号, 1975 年 4 月, pp. 15-29
- 5) 小松定夫, 西村宣男, 他: 連続体に換算した箱形トラスの捩り剛性について, 土木学会関西支部年次学術演説概要集, I-5, 1971
- 6) 小松定夫, 西村宣男: 薄肉弾性ばり理論によるトラスの立体解析, 土木学会論文報告集, 第 238 号, 1975 年 6 月, pp. 1-12
- 7) A. K. Noor and C. M. Anderson : Analysis of Beam-Like Lattice Trusses, Computer Meth in Applied Mechanics and Eng., Vol. 20, 1979, pp. 53-70
- 8) 鈴木敏郎, 小河利行: 屋根型円筒トラスシェルの座屈解析, 日本建築学会論文報告集, 第 288 号, 昭和 55 年 2 月
- 9) 鈴木敏郎, 木村衛: 偏心横力を受ける鉄骨ばりの挙動, 日本建築学会論文報告集, 第 243 号, 昭和 51 年 5 月
- 10) 鈴木敏郎, 竹内徹: 立体トラス梁の捩れ及び横座屈性状について, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 昭和 58 年 9 月
- 11) 鈴木敏郎, 小河利行, 竹内徹, 他: 鋼管立体トラス梁の捩れ及び曲げ捩り挙動, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 昭和 59 年 10 月
- 12) Vlasov V. Z. (奥村敏恵他訳): 薄肉弾性ばりの理論, 技報堂, 1967
- 13) 高岡宣善: 構造部材のねじり解析, 共立出版, 1974
- 14) 日本建築学会: 鋼管構造設計施工指針・同解説, 技報堂, 1980

Appendix

付 1. (2.2)~(2.5) 式の誘導

文献 13 に示される薄肉断面に対するねじり剛性, そり量, 曲げねじり剛性の各式において $G = E g_i / t$ の関係を代入すれば

$$C_s = \frac{4 F^2}{\int \frac{dS}{G t}} + G J_{ts} = E \frac{4 F^2}{\sum \frac{b_i}{g_i}} + \sum C_{m_i} \quad (\text{A } 1)$$

$$\begin{aligned} \varphi_i &= \varphi_0 + \frac{2 F}{\int \frac{dS}{t}} \int_0^s \frac{dS}{dt} - \int_0^s \tau_s dS \\ &= \varphi_0 + \frac{2 F}{\sum \frac{b_i}{g_i}} \sum \frac{b_i}{g_i} - \sum r_i b_i \quad (\text{A } 2) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} C_w &= E \int_A [\varphi]^2 dA \\ &= E \sum \varphi_i^2 A_m + E \sum I_{m_i} r^{m_i} \quad (\text{A } 3) \end{aligned}$$

また単純ねじりモーメント M_T を受けた際のせん断流 τ によって腹材に生ずる軸力は

$$p_i = \tau t d_i = \frac{d_i}{2 F} M_T \quad (\text{A } 4)$$

付 2. θ と θ_m の不一致について

本論文では θ と θ_m との不一致は加力点および反力点より一ユニット内に限られるものと仮定し, Atype については次のような式より θ / θ_m を求めた。

$$\frac{\theta}{\theta_m} = \left(1 + \frac{C_m / a}{3 E I_b \left(\frac{1}{h} + \frac{1}{b} \right) + 4 E I_a \frac{1}{d_s}} \right) \quad (\text{A } 5)$$

ここに, I_b , I_a はそれぞれ水平垂直腹材および斜め腹材の断面 2 次モーメントである。

付 3. Q_{xp} の表示

各タイプの Q_{xp} の値は次式に拠った。

$$\left. \begin{aligned} \text{Ctype} \quad Q_{xp} &= (d_s / 2 h) p_y \\ \text{A, Btype} \quad Q_{xp} &= (d_s / 4 h) p_y \end{aligned} \right\} \quad (\text{A } 6)$$

ここに, p_y は斜め腹材の圧縮耐力である。付図 θ , θ_m の定義

付 4. (3.1) 式の誘導

荷重点の断面変形を Fig. 9 のように仮定すると, 中央点における強軸, 弱軸せん断力 Q_x , Q_y , ねじりモーメント M_z は

$$\left\{ \begin{aligned} Q_x &= (P/2) \cos \theta^2 \div P/2 \\ Q_y &= (P/2) \sin \theta_2 \div Q_x \theta_2 \\ M_z &= (P e_x / 2) [\cos \theta_1 + (e_y / e_x) \sin \theta_2] \\ &= Q_x e_x [1 + (e_y / e_x) Q_y] \end{aligned} \right. \quad (\text{A } 7)$$

回転角 θ_2 は $M_z l / 2 C_s = Q_y$ より

$$\theta_2 = \frac{e_y}{C_s} \frac{l}{2} Q_x / \left(1 - \frac{e_y}{C_s} \frac{l}{2} Q_x \right) \quad (\text{A } 8)$$

これを (A 7) に代入して

$$\left\{ \begin{aligned} Q_y &= \frac{e_y}{C_s} \frac{l}{2} Q_x^2 / \left(1 - \frac{e_y}{C_s} \frac{l}{2} Q_x \right) \\ M_z &= Q_x e_x + \frac{e_x e_y}{C_s} \frac{l}{2} Q_x^2 / \left(1 - \frac{e_y}{C_s} \frac{l}{2} Q_x \right) \end{aligned} \right. \quad (\text{A } 9)$$

今, Q_x , Q_y , M_z によって対象とする腹材に次のような軸応力が生じるとする。

$$\sigma_x = a'_x Q_x \quad \sigma_y = a'_y Q_y \quad \sigma_z = \frac{a'_z}{b} M_z \quad (\text{A } 10)$$

腹材の座屈耐力を Y_{cr} とすると, 座屈条件式は

$$\sigma_x + \sigma_y + \sigma_z = Y_{cr} \quad (\text{A } 11)$$

a'_x , a'_y , a'_z を Q_{xp} / Y_{cr} で無次元化して a_x , a_y , a_z とし, (A 11) に (A 9), (A 10) を代入して整理すると次式が得られる。

$$K_e \left(\frac{Q_x}{Q_{xp}} \right) + K_g \left(\frac{Q_x}{Q_{xp}} \right)^2 / \left[1 - K_d \left(\frac{Q_x}{Q_{xp}} \right) \right] = 1 \quad (\text{A } 12)$$

ここに, K_e , K_g は本文中に示したものであり,

$$K_d = \frac{Q_{xp} \cdot b \cdot l}{2 C_s} (e_y / b) \text{ である。}$$

(A 10) を解き, 微小項 K_d を省略すると (3.1) 式が得られる。

SYNOPSIS

UDC : 624. 014. 27 : 624. 072. 22 : 624. 072. 2. 014. 27

DYNAMIC PROPERTIES OF BEAM-LIKE LATTICE TRUSSES COMPOSED OF STEEL TUBES

by Dr. TOSHIRO SUZUKI, Prof. of Tokyo Institute of Technology, Dr. TOSHIYUKI OGAWA, Research Associate of Tokyo Institute of Technology, and TOORU TAKEUCHI, Graduate Student of Tokyo Institute of Technology, Members of A. I. J.

The present paper aims at developing a new design method for steel roof structures to cover large spans. At present, convenient and temporary structures for covering large scale roofs are plane lattice trusses or space frames. As a method contrary to this, we develop a new design method of structures using long beams constituted with three dimensional trusses in one direction. The members constituting the truss beams are steel tubes.

In this paper, we discuss the dynamic properties of the three dimensional truss beams which will be necessary for designing and make it clear by analysis and experiments. These properties are proved to be well explained by continuous theory.