

円弧板を用いた鋼管トラス接合部の力学性状に関する研究

—その1 T型継手の終局耐力評価—

A STUDY ON STRUCTURAL BEHAVIOR OF TUBULAR TRUSS JOINT
WITH USING AN ARC PLATE

—Part 1 Ultimate strength evaluation on T-Joint—

鈴木 達人^{*1}, 竹内 徹^{*2}, 岩田 衛^{*3}

Tatsuto SUZUKI, Tooru TAKEUCHI and Mamoru IWATA

The unstiffened tubular joint has been the most common method for the connection between CHS members at the node of truss structures. Recently, a new space truss connection detail is devised for better productivity, simple quality control and hence its structural reliability. The axial force from brace member is transferred through an arc plate to the chord member. The arc plate, attached on surface of the chord, is deemed to act with chord as one body. This paper reports a basic strength study for the connection, through parametric T-Joint test.

Keywords: Tubular truss, Connection, Arc plate, T-Joint, Ultimate strength

鋼管トラス、接合部、円弧板、T型継手、終局耐力

1. 序

接合部中核に球型鋼製部品を用い、各部材をボルト1本で結合するシステムトラスは、鋼管立体トラスの一つの形式として広く使用されてきた¹⁾²⁾。システムトラスは屋根等の任意形状の面的架構を離散化することにより、限られた種類の部材で自由な形態を構築できる点や、分解・リユースが容易である点に大きな意義を有している。

これらのシステムトラスにおいては、構成部品とその構造特性は異なっているが、部材軸力が鋼管から接合部を介して再び鋼管へと伝播する経路は以下のように共通に表現することができる(図1)。

鋼管→端部金物→接合機構(引張力の場合;ボルト、圧縮力の場合;ワッシャー)→接合部中核(球形ノードなど)→接合機構→端部金物→鋼管

システムトラスでは架構中の全ての接合部でこれが繰り返されるため、数多くの部品が応力の伝播に直列に関与していることになる。例えば、荷重の伝達方向が一方に近しい屋根架構においては、主部材である弦材の軸力が接合部毎に分断される現象が生じ、経済的合理性を損なう要因となる傾向がある。

他方、弦材を連続させたトラスの接合方式としては、分岐継手やガセットプレートを用いたものなどが挙げられる。この場合、接合部における主管軸力の流れはスムーズである。この内分岐継手は、主管壁の局所的な曲げ変形が接合部の耐力性状に深く関わっており、膨大な実験的、解析的研究成果にもとづく知見の上に成立している継手工法といえる。即ち、継手の因子をパラメトリックに変化させ

た各種実験・解析データの分析から導かれた継手耐力式が牧野、黒羽らにより精力的に研究され、一般の使用に供されている³⁾⁴⁾⁵⁾。

立体トラスにおける立体分岐継手は、平面分岐継手耐力に実験及び有限要素解析の成果から得られた修正係数を乗じることにより、許容力や最大強さが与えられている⁶⁾。この修正係数は、対称荷重、逆対称荷重ともに仕口部の構面外ギャップを g 、主管径を D とすると破壊モードが急激に変化する $g/D=0.215$ を境に異なる関数で与えられており、さらに直線補間にて4方向から集合する斜材力に対する接合部短期許容力を得ることで、実務設計者にとってわかりやすい形にまとめられている。

このような立体分岐継手は、立体トラス節点をダイヤフラムあるいはリブ等で補強する割込みガセットプレート形式に対し合理的で優れた接合部といえ、構造物全般に広く用いられている。しかし一方で加工・現場施工面に眼を転じると、次のような課題が浮かび上がってくる。即ち分岐継手で鋼管立体トラスを形成する場合、継手部を現場溶接とすると、開先ギャップ管理が困難で溶接部及びその近傍の品質確保が難しく、接合部品質・性能の再現性が課題となる。一方これを工場溶接とした場合、現場への鉄骨運搬効率を低下せしめ、結果として工事コスト高を招くことになる。さらに構造物の再利用を考えた場合、分解・運搬が容易で、再組立てに対応した工法であることが望ましい。

著者らは鋼管立体トラスの生産の合理性を向上させる見地から、円形鋼管を対象とした、斜材と弦材の接合に円弧板を用いた新しい

^{*1} 新日本製鐵建築事業部

^{*2} 東京工業大学大学院建築学専攻 助教授・博士(工学)

^{*3} 神奈川大学工学部建築学科 教授・工博

Technology Development Gr., Building Construction Div., Nippon Steel Co. Assoc. Prof., Tokyo Institute of Technology, Dr. Eng.

Prof., Dept. of Architecture and Building Engineering, Kanagawa Univ., Dr. Eng.

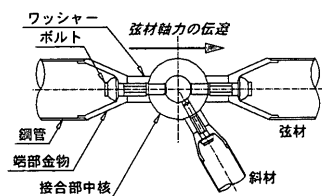
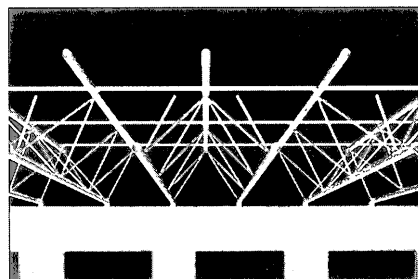
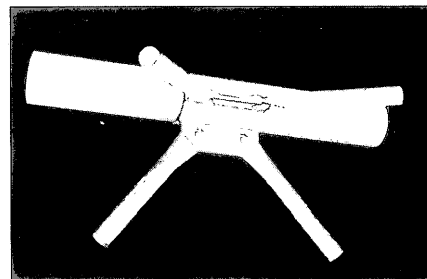


図1 システムトラス接合部の構成例

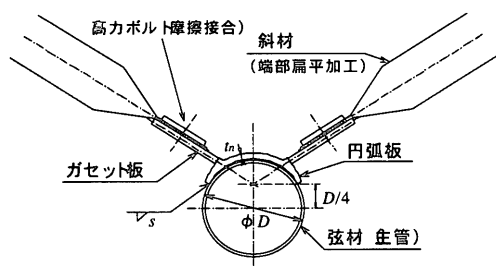


(a) : 架構イメージ

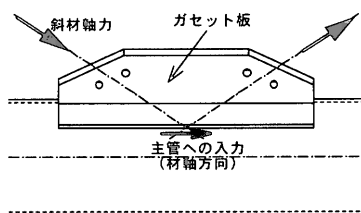


(b) : 斜材接合部

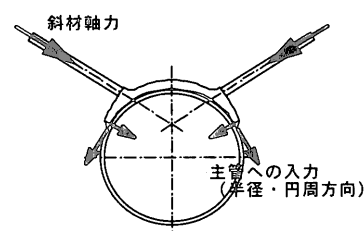
図2 接合部に円弧板を用いた鋼管トラス構造



(a) : 断面図



(b) : 見附



(c) : 断面

図3 接合部詳細

立体トラスシステムの成立に向けて取り組んだ。この構造は図2に示すように、弦材鋼管が連続しており、斜材との各接合部において2枚のガセット板を取り付けた円弧板が鋼管表面にすみ肉溶接にて取り付けられている。このガセット板に、端部を扁平に冷間加工した斜材鋼管を、工事現場にて高力ボルト摩擦接合するものである。この円弧板形状は弦材鋼管サイズ毎に1～2サイズに集約し、ガセット板の角度の変化に対応できるようなものとして標準化し、設計・生産の利便を図る。

円弧板を用いた鋼管接合部の力学性状に関する研究としては、例えば主管管厚を局部的に増大させることで耐力増強を図った分岐継手形式についての研究がある⁷⁾。しかし、円弧板を付加して両端にて主管と接続するヴォールトとして作用させ、かつ生産手段の合理化を狙って斜材の接合をプレートを経た接合とした、このような鋼管トラス接合部の既往の研究は見当たらない。

今回の研究は、本接合部で円弧板を介して主管に力が伝達される機構を把握し、耐力や崩壊性状についての知見を得ることを目的とする。そこでまず、最も基本的な力学性状を把握するため、T型加力試験を行った。本論では、試験体のモデル化、試験結果の考察、さらに有限要素法による検証について順次述べる。

ところで、鋼管の端部扁平プレス加工については⁵⁾に一般的な記述がある。この、鋼管端部を扁平加工した摩擦接合部に関しては、塑性加工による耐力への影響、摩擦面密着度のボルトすべり係数への影響の確認を今後の課題とし、本論では、円弧板と主管間の応力伝達機構に限定して論じることとする。

2. 試験体のモデル化

2.1 応力伝達機構

今回取り組んだ接合部(図3)は、円弧板を直接主管の肉厚補強の目的で用いるのではなく、両端で主管表面と接続するヴォールトととらえ、かつこれに斜材をボルト接合するための2枚のガセット板を有したものである。円弧板はガセット板からの入力にヴォールト形状で耐え、円弧板から主管への入力は主管表面の2本の線で行われる。この入力は主管の材軸方向(図3(b))、主管断面の半径方向並びに円周方向(図3(c))に分解できるが、このうち半径方向成分が主管の局部耐力にとって最も厳しい。よって、この半径方向成分入力ができるだけ小さくなるようにヴォールトの円周角を設定することで、主管にダイヤフラム等の補強をすることなく優れた局部耐力性状を生み出すことを目標とする。また、円弧板と主管の間にはヴォールトとしての性状を明確にするため初期隙間を与える。尚、以降では円弧板とガセット板を一体化したものをノードブロックと呼称する。

2.2 T型加力試験方法

前述した応力伝達機構を踏まえて、本接合部の2次元モデル化を行い、それによって設定された試験体に対してT型加力試験を行う。2次元化した接合部とは、4方向から斜材が取付く本接合部の開角を極限に小さくした形状と位置付けられ、円弧板を介した主管と斜材との接合部の弾性・弾塑性の基本的な力学性状を見る目的を満足すると共に円弧板にとって最も過酷な条件となる。

試験体(図4)は、一般構造用炭素鋼鋼管(STK490)の左右端にエンドプレート、中央にノードブロックが付いたものである。ノードブロックは鋳鋼(SCW480)製で、円弧両端からエンドプレートまでの距離は既往の研究⁸⁾を参考に1.0Dに統一する。またベースプレート下にテフロンシートを敷いて主管に変形に伴う軸力が入るのを避ける。ノードブロックの主管への取付けは円弧板肉厚の2/3ののど厚

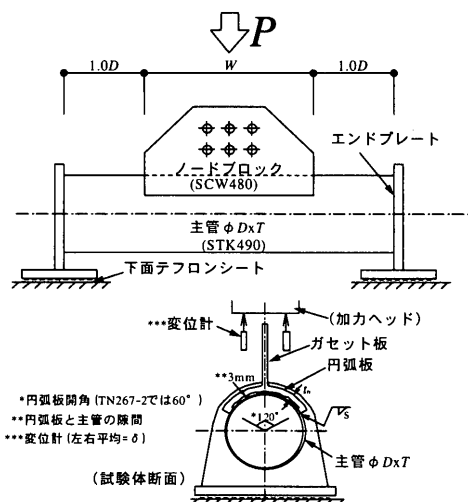


図4 T型加力試験 試験体

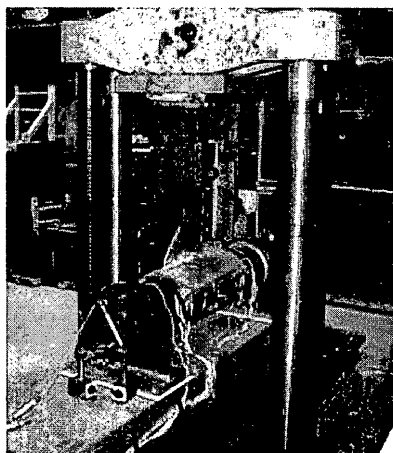
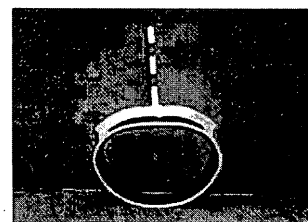
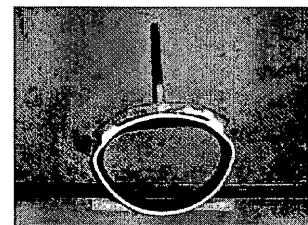


写真1 試験体加力風景



(a) : 試験体中央部



(b) : ノードブロック両端部

写真2 載荷後試験体 切断面 (TN216-1)

表1 試験体バリエーション

名称	主管			ノードブロック W (mm)	円弧板 * t_n (mm)	主管軸力 (kN)	特記	試験結果
	D (mm)	T (mm)	D/T					最大耐力 (kN)
TN165	165.2	4.5	37	400	20	0	標準試験体	510
TN216-1	216.3	5.8	37	450	20(19)			780
TN216-2		8.2	26		20(19)			1050
TN267-1	267.4	6.6	41	500	20			830
TN267-2					20(19)	0.3AFyc	円周角60°	650
TA165	165.2	4.5	37	400	20			450
TA216	216.3	5.8	37	450	20			740
TA267	267.4	6.6	41	500	20			780
TS216-1	216.3	5.8	37	450	10	0		520
TS216-2					15(14)			670
TS216-3				350	20			680
TS216-4				550	20			820

* : 呼び厚を示す。但し、製作誤差を有するものについては()に実測値を示す。

表2 試験体素材の機械的性質

	試験体箇所		試験片 規格	LYP(0.2%) (N/mm ²)	TS (N/mm ²)	EL (%)	備考
	D x T	材質					
鋼材	φ165.2 x 4.5	STK490	JIS12B	447	561	29.6	3体平均
	φ216.3 x 5.8	STK490	JIS12B	507	560	30.9	12体平均
	φ216.3 x 8.2	STK490	JIS12B	487	533	34.6	3体平均
	φ267.4 x 6.6	STK490	JIS12B	460	524	34.8	3体平均
ノードブロック	ガセット板部*1	SCW480	JIS12B	305	503	42.6	2体平均
	円弧板部*2	SCW480	JIS5	307	520	59.0	2体平均

*1 : 試験片は中央上下部から水平方向に採取した。

*2 : 試験片は両側頂部から軸方向に採取した。

を有するすみ肉溶接を管軸に平行に施す。円弧板の円周角は一体を除き120°に設定し、また前述の応力伝達機構を明確にするため円弧板と主管表面との間には約3mmの隙間を設ける。

試験体のパラメーターの内訳は、表1に示すように主管サイズφ216.3x5.8を中心とし、主管径・厚を変えたもの(TN)、主管に軸力を導入したもの(TA)、円弧板の肉厚・長さのバリエーション(TS)とする。

素材引張試験による主管とノードブロックの機械的性質を表2に示す。主管の降伏点Fycに対し、ノードブロックに使用した鋼材の降伏応力度はおよそ6割程度となっている。

載荷は、アムスラー加力装置を用いた静的漸増加力とする。

3. 試験の結果

3.1 崩壊性状

T型加力試験終了後の試験体をスパンの中央部およびノードブロック両端で切断した断面形状例を写真2に示す。載荷終了後の試験体の崩壊形状を観察すると、円弧板は中央(頂点)で折れ曲がりながら、軸方向に一樣に開いている。また主管は時計方位で3、9時の位置で「く」の字状に曲がり、同時に11-1時の部分が平面状となって潰れている。加力の進展に伴い、円弧板両側と主管壁の結合部が一体となって回転しながら広がっていったものと見られる。また、主管左右端の境界の影響でノードブロック両端からエンドプレートにかけて主管壁がしわを伴い大きく塑性変形しており、ノードブロック両端付近の11-1時の部分がスパン中央部に比べ多少上にとがった形となっている。最大荷重付近においてこの頂点で円弧板

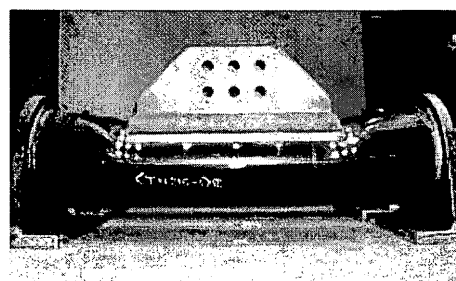


写真3 載荷後 試験体 (TN216-1)



写真4 載荷後 試験体 (TN267-2)

に接触したことが目視で確認された。

3. 2 系の荷重変位応答と主管径の影響

主管径 D 毎の代表的な荷重－変形関係を図5に示す。TN216-1 (径厚比 37) と TN267 (径厚比 41) はほぼ同様の荷重－変形関係を有しているが、TN165 (径厚比 37) では最大耐力がそれらの6割程度となっている。全般的な系の静的応答としては、弾塑性域に入った後緩やかに耐力上昇の勾配が低下し、最大耐力到達後高い荷重を保持したまま変形が主管径の10%程度まで進展しており、長い降伏棚を有したのとなっている。

試験体ノードブロックの円弧板自体は管軸方向に均一な変形をした。よって軸方向の効果を無視し、円弧板頂点が曲げ応力によって塑性ヒンジを形成する時の荷重 P_{un} を、両端が水平バネで拘束され、頂点に集中荷重を受ける2次元アーチにモデル化し、(1)式のように設定する。

$$P_{un} = k \frac{F_{yn} Z_{pn}}{2r \cos(\pi/6)} \quad (1)$$

円弧板の両端支持部水平バネの強さを表す係数: k 、 $4.0 \leq k \leq 14.8$

円弧板の長さ、肉厚: W , t_n

円弧板の曲率半径: $r = D/2 + t_n/2 + 3mm$

円弧板の降伏強度: F_{yn}

円弧板の塑性断面係数: $Z_{pn} = \frac{1}{4} W t_n^2$

(1)式は主管による円弧板アーチの両端の拡がり拘束する効果を弾性バネとおいた時の塑性ヒンジ形成モデルである。 k は仮想仕事法により、水平バネがゼロの場合 $k=4.0$ 、水平移動拘束とした場合 $k=14.8$ と求まる。また、 $k=4.0$ のとき (1) 式は円弧板耐力の下限を与え、 $k > 4.0$ の場合塑性ヒンジができてすぐには崩壊しないため、円弧板が耐える最大荷重は P_{un} を超える。これによると標準試験体 (TN216-1) で $P_{un}=260 \sim 970kN$ となる。参考までに試験で得た最大荷重 $780kN$ をあてはめると、 $k=12$ となる。

3. 3 各パラメータの影響

1) 円弧板肉厚の影響

円弧板の肉厚を変化させた3ケース (TN216-1 と TS216-1, -2) の荷重－変位関係を図6に示す。これらの違いを比較すると、初期剛性、およびその弾性限、最大耐力のいずれも円弧板の剛性が高いほど値が大きくなっている。このうち、初期剛性については、鉛直変位量に円弧板の剛性が直列で寄与する点が差異の主な理由と考える。また、円弧板の肉厚の薄い試験体では円弧板が低加力域から塑性ヒンジ化を開始し、比較的早い段階でノードブロック端部付近において3点押し状態となって、以後、ノードブロックの塑性化とともに主管壁の塑性化がこの部分から順次進んでいったものとする。

2) 円弧板の長さによる影響

円弧板の長さを変化させた TN216-1, TS216-3, TS216-4 の荷重－変形関係を図7に示す。これらの結果については、初期勾配については変化が無く、降伏後に差が現れ、円弧板が短い試験体 (TS216-3) においては最大耐力が低下し、標準試験体より長くする (TS216-4) と若干ではあるが上昇する。これより、今回の試験範囲では円弧板の長さが主管径の2倍程度以上であれば構造的に大きく作用しない。

3) 軸力の影響

主管の軸力の影響を観察するため、センターホールジャッキを用

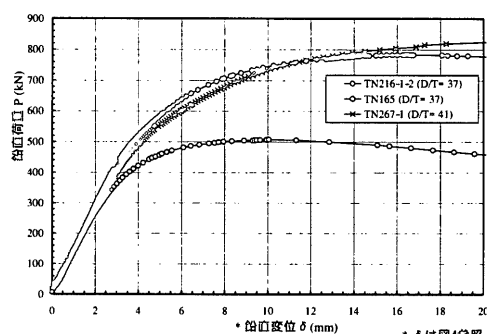


図5 荷重－変位曲線 (比較因子: D , D/T)

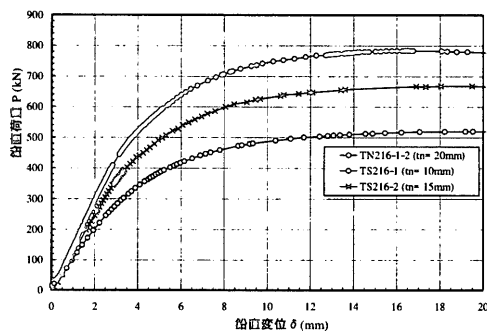


図6 荷重－変位曲線 (比較因子: t_n)

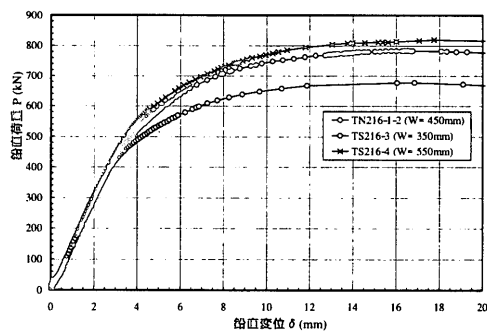


図7 荷重－変位曲線 (比較因子: W)

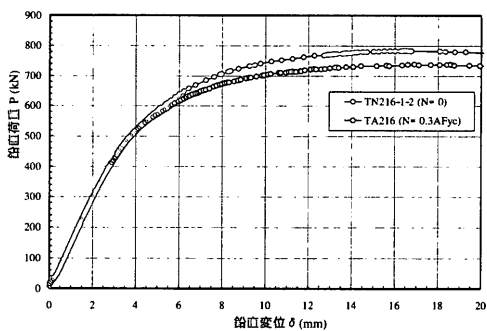


図8 荷重－変位曲線 (比較因子: 軸力有無)

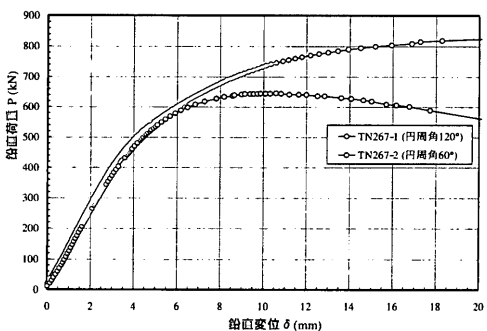


図9 荷重－変位曲線 (比較因子: 円弧板円周角)

いて軸力を入れたケース (TA165, 216, 267) を、それぞれの主管径 D につき 1 体ずつ行った。導入軸力は、スパン 30～40m、せい 1.2～2.0m 程度の一般的な平板立体トラス架構が面外分布荷重を受ける際を想定して主管降伏軸力の約 30% とし、これを目視にて保持しつつ T 型加力を行った。試験の結果、最大耐力の低下量は約 5～6% となっている (図 8)。この結果から、T 型加力における耐力に対しては円弧板だけではなく主管の軸応力が若干寄与していることが分かる。ただし、軸力比 30% 程度では、その影響は小さい。

4) 円弧板の幅が狭いケース

特殊なケースとして、円弧板の円周角を標準の半分の 60° とした試験体 (TN267-2) の加力を行った。荷重－変形関係を図 9 に、載荷後の様子を写真 4 に示す。このケースは円弧板の幅が狭く、主管との接合位置が頂上により近い場合、円弧板両端から伝達される反力の主管半径方向成分がより大きい。

結果を円周角 120° の標準試験体と比較すると、最大耐力が低くなっているほか、最大耐力到達後の耐力低下が著しい。加力終了後の形状を見ると、主管上部が平らに押し潰れるかたちで崩壊に至っていることが分かる。これより、円周角が小さくなるにつれ、主管のシェル効果による耐力が低下し、崩壊形式がノードブロック円弧板から主管面外曲げに移行していることがわかる。

4. 有限要素法解析による検証

4. 1 解析の前提と全体性状

本接合部の T 型加力時の破壊性状に関して解析を行い、崩壊メカニズムの検証を試みる。解析にあたり、ノードブロックと主管とが円弧部両端の接触部において軸断面につき複数の要素節点を共有した有限要素モデルを用いて、系の弾塑性挙動を追跡する。

有限要素法解析には汎用プログラム MARC2000 を用い、対称性から試験体半分をモデル化する。板厚方向の分割数は、主管とノード円弧板ともに 3 とした。試験体ではエンドプレートで管を封鎖することで強制的に管端断面を円形に保持しているのに対し、有限要素モデルでは主管両端面の節点を管軸直交方向に変位拘束、管軸方向に解放することで簡略化した境界条件を得る。素材特性は JIS 引張り試験結果からノードブロックと主管それぞれをトリリニアで近似する。その他の解析条件をまとめて表 3 に示す。

表 3 解析条件

解析プログラム	MARC2000
解法など	・微小歪大変形問題 ・アップデート・ラグランジェ法 ・弧長法にて求解
節点数 (合計)	21000
要素タイプ	8 節点アイソパラメトリック要素
要素数	主管 ; 8200 ノード ; 6300
要素特性	・フォン・ミーゼス降伏条件 ・等方硬化則 ・素材引張り試験からトリリニア近似
ヤング係数 降伏点	205GPa (ポアソン比 0.3) 主管 ; 306MPa ノード ; 510MPa

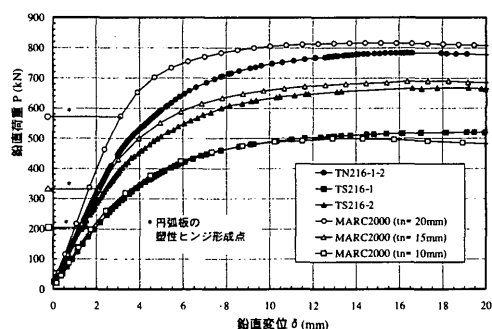


図 10 有限要素法解析による荷重－変位曲線

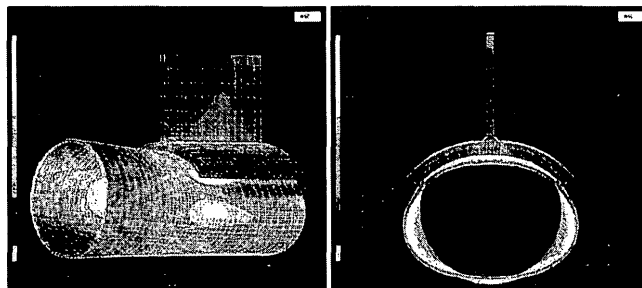


図 11 ミーゼス応力コンター図 ($t_n=20\text{mm}$, $P=570\text{kN}$ 付近)

4. 2 解析結果

1) 荷重－変位関係

図 10 に試験と解析で得られた荷重－変位関係を比較する。同図に示すように、最大耐力では一致するものの、弾性域での剛性が解析では若干高めに示されている。剛性の解析精度に関しては、主管端部境界条件の簡略化の影響あるいは板厚方向の分割数に起因している可能性があるが、本解析手法を改善することにより系の弾塑性挙動の傾向を把握できると考えられる。

2) 円弧板の応力と変形

系の von-mises (ミーゼス) 応力コンターを図 11 に示す。円弧板の中で最初に全塑性化が進行するのは、円弧板頂点近く、つまりガセット付根から少し外側の部位となっている。この部位の荷重増加に伴う応力度の推移を調べると、円弧板の塑性ヒンジ形成開始は i) 円弧板の肉厚 $t_n=20\text{mm}$ のとき $P=570\text{kN}$ 付近、ii) $t_n=15\text{mm}$ のとき $P=330\text{kN}$ 付近、iii) $t_n=10\text{mm}$ のとき $P=200\text{kN}$ 付近と見ることができ、全体の荷重－変位関係の中で、見かけの弾性域にほぼ対応している (図 10)。解析結果から、円弧板を主管の水平バネで支持された 2 次元アーチモデルとして以下に説明する。すなわち、上記 P 付近において円弧板頂部が局部的に全塑性状態に達した後、耐荷の主体が徐々に主管に移り、主管が塑性化しつつも円弧板両端の変形拘束効果により頂部の塑性領域が拡大しつつ荷重が上昇を続け、最終的に円弧板と主管双方から成る系全体の最大耐力に至ったと解釈できる。換言すると、円弧板の崩壊が系の最大耐力を与える一方で、円弧板の耐力を左右する支持条件に主管耐力が関与しているといえる。

次に、円弧板と主管表面の変形による隙間の接触に着目する。ほとんどの試験体において、スパン中央部では円弧板と主管との接触は最後まで起こらない。一方、ノードブロックの試験体両端に近い終端部においては、当初主管との隙間 3mm をほぼ保持しつつ荷重が上昇していき、前記 P 付近に達すると円弧板の変形が速まり徐々に

隙間が縮まっていく。続いて最大耐力に到達した後に円弧板が管壁に接触する解析結果となる。因みに、本解析は接触問題とはしていないため、接触後（最大耐力後）の挙動は現実とは一致しない。しかし標準試験体（ $t_n=20\text{mm}$ ）の場合、この接触面積は試験と同様最大耐力発揮時近傍では極めて小さく、局部的な箇所に限られている。

3) 主管の局部応力

主管のミーゼス応力度を観察すると、ノード角部近傍の局部応力度が高い。モデルのスパン中央部においては頂上付近の11-1時及び3.9時、次いで下半分の広範囲な部位が徐々に高応力状態となる。 $t_n=20\text{mm}$ の場合、 $P=460\text{kN}$ 付近において主管が局部的な降伏を開始し、続いて下半分において降伏領域が拡大しつつ全体が耐力上昇を続けた後に最大耐力に至ることが分かった。以上の結果は試験における各試験体の挙動を裏付けており、本T型接合部の静的耐力並びに系の弾性限を、有限要素法解析により推定することが可能であると考えられる。

4. 3 評価式の提案

試験および解析により明らかになった崩壊性状より、(1)式で仮定した水平バネ支持アーチモデルを修正して、円弧板アーチ及び主管が並列した機構と考え、(2)式の形で評価する。Cは後に示す耐力上昇係数で、(1)式の k とは意味が異なる。

$$P_u = C \frac{F_{yn}Z_{pn} + F_{yc}Z_{pc}}{D \cos(\pi/6)} \quad (2)$$

主管の降伏強度： F_{yc}

主管の塑性断面係数： $Z_{pc} = \frac{1}{4}WT^2$

C値は、試験結果から逆算すると、7～18程度である。また、円弧板厚 t_n に対して主管厚 T が大きいほどC値は大きい。Cは、主管で局部応力の高い11-1時、また3.9時において降伏ヒンジが形成された後も、鋼管下半分で塑性領域が徐々に広がっていくことによる耐力上昇を表す係数であり、これに主管支持部の2次元応力の拡がりや幾何変形に伴う耐力上昇の影響も加わっていると考えられる。そこで、Cを主管と円弧板の肉厚比 T/t_n の関数として、本パラメトリック試験結果から実験的に(3)式を設定する。(3)式は、主管による円弧板の支持部拘束効果による耐力上昇係数と考えることができる。

$$C = 32T/t_n \quad (0.23 \leq T/t_n \leq 0.58) \quad (3)$$

(2)、(3)式と試験で得た最大耐力の比較を図12に示す。円弧板と主管の耐力和から成る本接合部の全体耐力が主管と円弧板の肉厚比 T/t_n に正比例するとした単純なモデルであるが、今回の試験体の耐力を±15%程度の精度で評価できている。

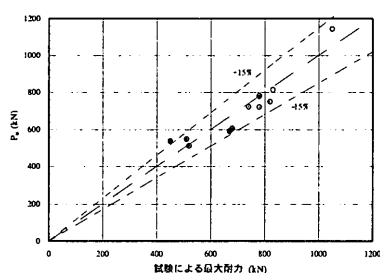


図12 T型接合部 簡易耐力式

5. 結

接合部を通過する弦材の力の流れに着目し、斜材と弦材の接合に円弧板を用いた新しい立体鋼管トラス接合部を提案した。また、主管軸に直交な単純圧縮耐力について、実大加力試験および有限要素解析を行い、以下の知見を得た。

1. 主管径厚比26～41、主管厚/円弧板厚比0.23～0.58、主管径165～267mmの範囲の各試験体では、いずれも弾性限後2倍程度まで耐力が上昇し、安定した荷重-変位関係が得られた。また、最大耐力に達した後も荷重を保持したまま塑性変形が続き、降伏直後の急激な耐力低下は見られない。
2. 有限要素法解析による検討を行った結果、試験で得られた本接合部の耐力を再現することができ、崩壊メカニズムおよび耐力の評価がほぼ可能であることが確認された。
3. 試験・解析によって得られた崩壊過程を総合すると、各試験体において、円弧板の剛性ならびに降伏耐力と主管のそれらとが互いに関連し合って接合部全体の弾性・弾塑性挙動が決定されている。円弧板と主管を並列した機構モデルにより最大耐力をある程度の精度で推定できると考えられる。

以上、本接合部の提案とT型加力試験下における特性について述べた。今後、本接合方式から成る構造システムの実用化に取り組む上で、下記に示した点が課題となる。

- a. K型継手における接合部の挙動の解明
- b. 2次元化しない本接合部、すなわち円弧板が2方向から加力を受ける際の挙動の解明
- c. 構造システムとしての適用性の検討

謝辞

実験においては、神奈川大学建築学科技官・村井正敏氏、岩田研究室学生の方々の多大な尽力を頂きました。ここに感謝します。

参考文献

- 1) 岩田衛：はじめてのシステムトラス、建築技術、1996
- 2) 岩田衛、竹内徹、藤田正則：建築鋼構造のシステム化、鋼構造出版、2001
- 3) Makino, Y., Kurobane, Y., Ochi K., Vegte van der, G.J., and Wilmshurst, S.: Database of Test and Numerical Analysis Results for Unstiffened Tubular Joints, IIW Doc. XV-E-96-220, Vol.24, 1996
- 4) 牧野雄二、黒羽啓明、越智健之：支管が引張力を受ける場合の円形鋼管X、T形分岐継手の耐力と設計式、日本建築学会論文報告集、第344号、pp.43-53、1984.10
- 5) 鋼管トラス構造設計施工指針・同解説、日本建築学会、2002
- 6) Kurobane, Y.: Static Behavior and earthquake resistant design of welded tubular structures, Mechanics and Design of Tubular Structures, Farkas and Jarmai, eds., pp.53-116, Springer-Verlag, 1998
- 7) 西田芳弘、坂元傑、大竹章夫、箕島伸男：鋼管トラス節点の補強法（主管管壁部分増厚の最適補強範囲の検討）、日本建築学会大会学術講演梗概集、pp.2397-2398、1978.9
- 8) 金谷弘：鋼管接合部の局部変形に関する実験的研究（その1、2）、日本建築学会論文報告集 第108、109号、pp.31-39、1965.2.3
- 9) 秋山成興、矢島基臣、秋山宏、大竹章夫：鋼管構造格点の耐力に関する実験報告、JSSC Vol.10, No.102, pp.37-68、1974.6

(2003年2月7日原稿受理、2003年9月4日採用決定)