

コンクリートを充填したパイプトラス格点構造の 補強効果に関する実験的研究

Static Loading Test on Concrete Filled and Reinforced Tubular K-Joints of Truss Girder

光木香^{*}, 保坂鐵矢^{**}, 市川篤司^{***}, 磯江暁^{****}, 酒井吉永^{*****}

Kaoru Mitsuki, Tetsuya Hosaka, Atsushi Ichikawa, Akira Isoe, Yoshinaga Sakai

^{*}工修 日本鉄道建設公団 企画室 (〒100-0014 東京都千代田区永田町 2-14-2)

^{**}工博 (株) レールウェイエンジニアリング (前日本鉄道建設公団) (〒100-0014 東京都千代田区永田町 2-14-2)

^{***}工博 (財) 鉄道総合技術研究所 (前東京工業大学) (〒185-8540 東京都国分寺市光町 2-8-38)

^{****}工博 川崎重工業 (株) (前関東技術研究所) (〒278-8585 千葉県野田市ニツ塚 118)

^{*****}工博 トビー工業 (株) 技術研究所 (〒441-8510 愛知県豊橋市明海町 1)

This paper presents the experimental study on the ultimate strength and the elastic behavior of concrete filled and additional reinforced tubular K-joints of truss girder.

Six different types of specimens, such as concrete non-filled, concrete filled and reinforced, were tested.

The experimental results indicated that the ultimate load resistance of the concrete filled specimen was about twice that of the concrete non-filled specimen, also localized stress at the welded toe of the joint was reduced by the reinforcement.

Key Words : tubular K-joint, concrete filled, truss, ultimate strength

キーワード : 鋼管分岐継手, コンクリート充填, トラス, 最大耐力

1. はじめに

パイプ構造は骨組が美しく、座屈抵抗が大きいため、多くの鋼構造物に適用されている。建築構造や水路橋、送電線の鉄塔などに多く見られる。しかし、土木構造物では、車両や列車が供用する橋梁への適用例は少なく、鉄道橋への使用例は筆者らの研究¹⁾・実用化した北陸新幹線北陸道架道橋のコンクリート充填鋼管と床版を合成した複合橋梁のみである²⁾。

道路橋では平成 10 年に角鋼管を用いた上路ダブルワーレントラス形式の滝下橋³⁾、平成 12 年田中賞作品部門の宇品橋⁴⁾のアーチリブにパイプを用いた例が見られる。

国外においてはスイスのルーリー橋⁵⁾の例があり、ディクトラス形式の合成桁が用いられトラス骨組部材がすべて鋼管 (最大径 $\phi 508$) で、継手はすべて溶接構造となっている。そして、中国ではすでに鋼管にコンクリートを充填したアーチ橋⁶⁾が多数用いられている。

鋼管同士を溶接により結合した格点部の基本的な強度についてはすでに多くの研究がなされており、それらの成果は文献 7), 8) などに反映されている。

しかし、これらの既設構造物の内トラスやアーチそしてラーメン構造のように鋼管を突合せ継手以外の鋼管トラス分岐継手 (以下鋼管継手) 例えば、T 型や K 型、あるいは Y 型継手タイプを有する構造に活荷重が作用する継手強度について応力の伝達機構が明確にされていないのが現状である。建築構造物等で用いられている鋼管に補強材を設けて連結する補強に関する研究には文献 9) ~ 12) などがある。Thandavamoorthy ら⁹⁾や吉田ら¹⁰⁾は鋼管トラス T 型継手部の主管内側をリングスチフナで補強する方法を、秋山らは¹¹⁾各種鋼管継手に対して外側にリングスチフナを付ける補強、主管の一部を厚板化する方法などについて述べている。堀川ら¹²⁾は海洋構造物に用いられる補強方法を調査している。

これらはいずれも鋼材による補強であり、補強箇所を特定して用いれば効果的であるが、反面応力の集中箇所が生じるので、補強効果の見極めが重要である。応力を適度に分散するには補強材を細かく配置する必要があるが、構造が煩雑になる欠点がある。

本研究で対象としている鋼管トラスは丸型鋼管を用いることにより製作工数の低減によるコストミニマムと上弦材等からの落雪やつらら防止等の雪害防止に効果

¹³⁾を有することからの列車走行安全確保とメンテナンスミニマムに寄与できる構造である。この鋼管トラスは前述したようにトラス格点部は斜材と弦材との連結構造によるその応力伝達挙動、特に応力集中度いいわゆるホットスポット応力を把握し、最適構造を推定する必要がある。このため格点部にコンクリートを充填し、コンファインド効果による耐荷力の向上、ひいては応力分散効果を研究することとした。また筆者らも本研究の一環として同鋼管格点モデルによる疲労耐力に関する研究¹⁴⁾を三木らとともに報告している。そして中澤ら¹⁵⁾菊池ら¹⁶⁾の研究がありY型トラス格点部の主管内部にコンクリートを充填した場合の強度が調査されている。

本研究は、箱形断面トラスである信濃川橋梁を例にとり、同橋梁の上下弦材（以下主管）と斜材（以下支管）を断面積の等しいパイプトラスに置き換えた場合の強度を静的載荷試験により検討した。

試験体は、パイプトラス格点部内部を補強しない場合の静的耐力がどの程度あるかを調べ、そして、鋼管内部にコンクリートを充填する方法、および鋼管内の補強を加える方法の効果について比較検討した。

試験は支管－主管の軸力伝達機能に着目し、片方の支管断面力が圧縮力、他方の支管断面力が引張力で両者は等価異符号、主管にはこれらと釣り合う軸力が作用するような載荷状態とした。

2. 静的載荷試験

2.1 試験体

試験体は対象とした橋梁の断面の1/2の大きさとした。その寸法を図-1および表-1に示す。主管は $d=318.5\text{mm}$ 、 $t=6.9\text{mm}$ 、径厚比 $d/t=37$ 、支管には $d=216.3\text{mm}$ 、 $t=5.8\text{mm}$ 、径厚比 $d/t=46$ の鋼管を使用した。この鋼管は鋼板を成形ローラーあるいはプレスにより円筒形に曲げ加工し、シーム部をアーク溶接して製作される既製の鋼管を使用することを想定したものである。主管と支管の接合は支管にレ形開先を取り溶接した。各試験体はトラスの格点部を想定し、部材端部がダイヤフラム等で仕切られた部分に着目する。また、支管端部と主管端部は載荷用の厚板($t=70\text{mm}$)を設け、この板と固定治具をボルトで固定する。

試験体は全部で6体試験をした。試験体のコンクリートの充填状況および補強方法の違いを図-2に示す。コンクリートは主管あるいは支管のダイヤフラムなど区切られた箇所へ充填することを想定している。ただし、コンクリートと鋼との合成は考慮していないが、ジベルを入れたものについてはその効果を調べた。①K-1はコンクリートを充填していない基本的なモデルである。通常格点部にはダイヤフラムや環状の補剛材が必要と考えられるが、どのような補強が適切であるかを検討するため、このモデルを比較として用いた。②K-2AおよびK-2Bは、

それぞれコンクリートを主管のみおよび主管、支管の両者に充填したケースであり、コンクリートの充填効果を見るために実施している。コンクリートは支管および主管は両端部にダイヤフラム等で仕切られたところに充填した。③K-3Aは主管および支管の内部に孔開き板ジベルを設置した後コンクリートを充填したケースであり、ジベルの効果を確認するために行った。ジベルは板厚 12mm の鋼板に直径 40mm の孔を 80mm ピッチであけたものをすみ肉溶接で取り付け、K-3Bは、モデルK-3Aの支管内部のジベルを除去したものである。これは、支管内部ジベルは工作が困難であり、またこのジベルの溶接部応力集中緩和への寄与が不明であったことから、除去した場合のケースを試験したものである。④K-4は実橋における下弦材の横桁が格点に取付くことを想定したモデルで、ガセットがK-3A、K-3Bの補強材との鋼管分岐継手（主管－支管交差部）の応力集中緩和への寄与について比較することとした。なお、ガセットは図-2に示すように2枚設けて上部にフタ板をすみ肉溶接で取り付け内部にコンクリートを充填した。主管、支管はそれぞれ端部を上にして上から充填し、その上部の一部を除いてほぼ完全に充填できた。充填した早強コンクリートの強度試験結果を表-2に示す。

2.2 載荷方法

載荷方法を写真-1に示す。主管の片端および両支管の端部をピン支持し、主管のピン支持した側に 2MN のジャッキを取り付け、このジャッキにより主管軸方向に載荷した。荷重の載荷手順はすべての試験体で共通とし、表-3に示す手順で4回に分けて載荷した。計測点を図-3に示す。支管および主管の公称応力を求めるため、単軸ゲージを配置し、支管と主管の溶接部には、溶接止端部から 5mm の位置に溶接線方向およびその直角方向の歪を求めるため2軸ゲージを貼り付けた。特に主管側の溶接止端部には、周方向 90° のピッチで応力集中測定用ゲージを貼り付けた。この応力集中測定用ゲージを用いて、図-3の拡大図に示すように、溶接線直角方向のひずみを5ヶ所測定し、そのひずみ分布を求めた。

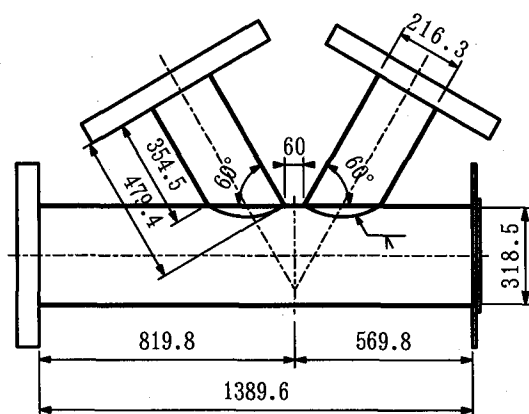


図-1 試験体寸法

表-1 試験体の緒元

	主管	支管	主管/支管比
直径 d(mm)	318.6	216.3	1.5
板厚 t(mm)	6.9	5.8	1.2
径厚比 d/t	46.2	37.3	-
断面積 a(mm ²)	6755	3836	1.8

表-2 コンクリートの強度試験結果

材 齢	14 日
スランプ	13.0cm
空 気 量	5.0%
強 度	31.0N/mm ²
養生方法	標準養生

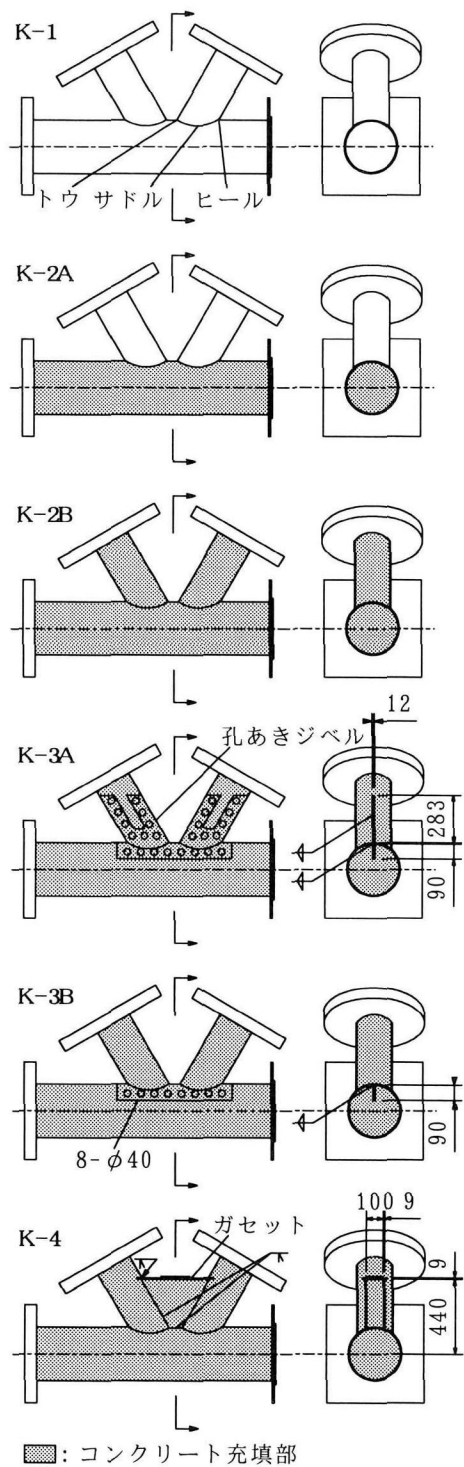


図-2 コンクリートの充填状況および補強方法

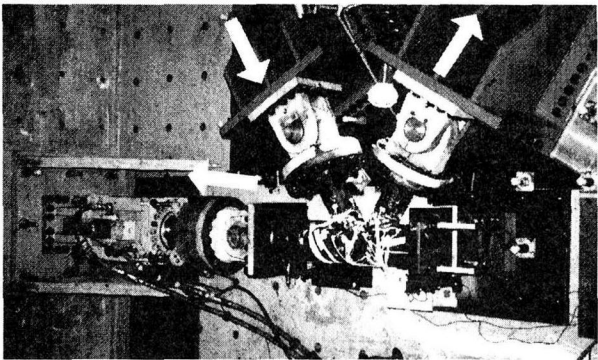


写真-1 荷重方法

表-3 荷重の手順

	荷重の履歴
第 1 回目荷重	0→100kN→0
第 2 回目荷重	0→200kN→0
第 3 回目荷重	0→300kN→0
第 4 回目荷重	0→最終強度状態

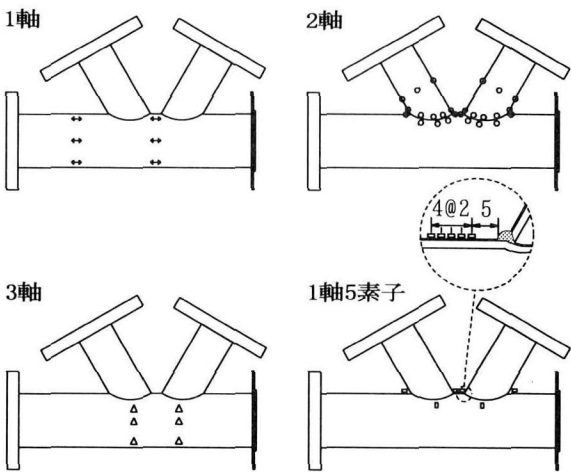


図-3 計測点

3. 試験結果

3.1 最大耐力

格点の静的な耐力を調べるため、主管に作用させた荷重とその方向の変位を求めた。荷重試験により得られた

荷重-変位曲線を図-4 に示す．最大耐力は，コンクリート非充填の試験体 K-1 が最も低く 680kN，次に主管のみコンクリートを充填した K-2A，主管と支管の両方にコンクリートを充填した試験体 K-2B，主管の中央面に孔空きジベルを設けてコンクリートを充填した試験体 K-3B の順になった．そして支管と主管にジベルを付けコンクリートを全充填した K-3A，と支管にガセットを取り付け，主管，支管，ガセットにコンクリートを充填した試験体 K-4 の耐力が最も高くなった．

鋼管にコンクリートを充填した場合は，主管にのみコンクリートを充填した試験体でも設計荷重（約 325kN）の 4 倍以上の荷重を支持しており，いずれも耐力は十分高いと考えられる．この設計荷重は，スパン 68m で 3 径間連続の箱断面トラスを断面積の等しいパイプトラスに置き換えた場合の列車通過時に作用する荷重を骨組解析で求めたものである．各試験体の最大耐力と破壊モードを表-4 にまとめて示す．また，表-5 には建築学会の鋼管構造設計・施工指針⁷⁾の計算値を示す．計算値はコンクリート非充填の試験体 K-1 に相当するもので，許容荷重 $N_a=170\text{kN}$ は，図-4 の荷重-変位曲線の線形の領域にあり，最大強さ $N_u=360\text{kN}$ は荷重-変位曲線が非線形の領域に入る荷重に相当している．また，パンチングシア $N_p=1130\text{kN}$ は，支管の溶接部に沿って一周する破断面を主管の管壁に想定して，この面でせん断破壊するときの設計用耐力を与えており，試験体 K-1 は引張側主管溶接線が破断する前に主管で座屈が生じているため，最大耐力は N_p より小さい．支管と主管の溶接部で破断した試験体 K-3B の最大耐力は 1430kN であり N_p を上まわっている．試験体 K-3B は主管と支管にコンクリートが充填されているため変形が拘束され計算値に近い値になったと考えられる．

3.2 終局状態

試験終了後の状況を写真-2，またそのスケッチを図-5 に示す．載荷試験終了後，鋼管をガウジングにより解体して，内部に充填したコンクリートの割れ状況を観察した．また，各試験体の格点部の主要な位置の歪の挙動を見るため，支管の一般部の歪を図-6，支管と主管の溶接止端部の歪を図-7 に示す．

以降，試験体ごとに考察する．

(1) K-1（コンクリート非充填） 破壊状況は，載荷荷重が 400kN あたりから変形が大きくなり，600kN あたりで圧縮側の支管の取り付け部で主管の塑性変形が大きくなり，写真-2 のように主管が陥没した．その後引張側の主管溶接止端部から亀裂が発生して破壊した．

破壊までの歪の挙動についてみると，図-7(a) の εE の値より圧縮側支管のトウ部付近で載荷荷重 150kN の時 1250μ を示しており，塑性化が始まる．その後，図-7(b) の εF の値から 250kN あたりで引張側支管のトウ部においても塑性化が開始する．

載荷荷重 400kN あたりから主管の圧縮側支管付近の変形が大きくなり，溶接止端部の歪は急に増加している．この鋼管継手について，建築学会の鋼管構造設計・施工指針による許容荷重 N_a は 170kN，最大強さ N_u は 360kN であり， N_a ， N_u は格点部の引張側支管および圧縮側支管が非線形挙動を開始する時点とよく対応している．

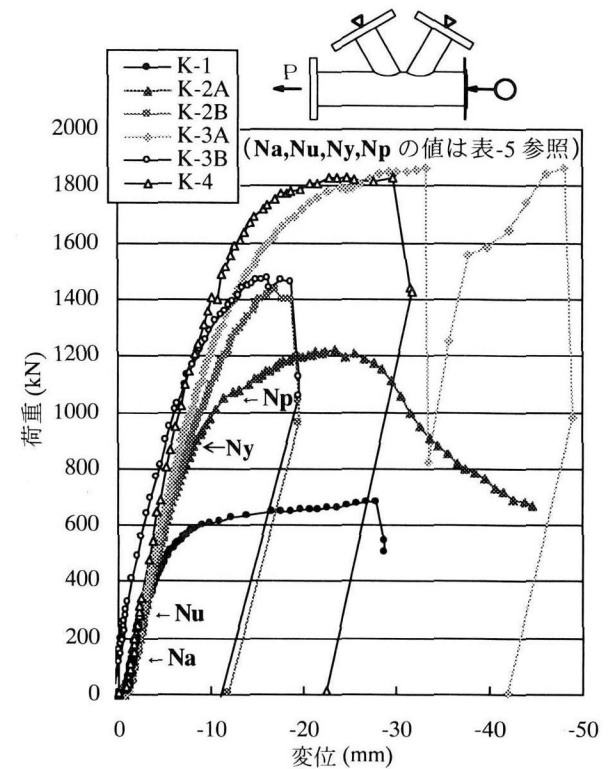


図-4 荷重-変位曲線

表-4 各試験体の最大耐力と破壊モード

モデル	最大耐力		崩 壊 モ ー ド
	(kN)	比	
K-1	680	1.0	主管陥没，引張側主管溶接線破断
K-2A	1,220	1.79	圧縮側支管座屈
K-2B	1,430	2.10	引張側支管溶接線破断
K-3A	1,860	2.75	内部コンクリートのジベル部割れ
K-3B	1,470	2.16	引張側支管溶接線破断
K-4	1,830	2.69	支管ガセット上部の座屈，破断

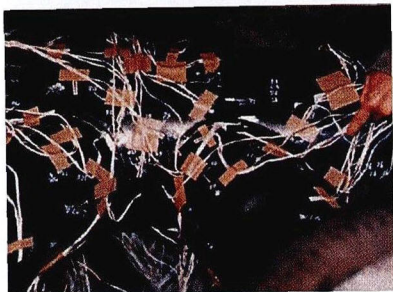
表-5 強度計算値⁷⁾

場 合 の 強 度	非 充 填 コン クリ ー ト	許容荷重	$N_a=170\text{kN}$
		最大強さ	$N_u=360\text{kN}$
		降伏荷重（支管）	$N_y=920\text{kN}$
		パンチングシア	$N_p=1130\text{kN}$

K - 1



K-2A



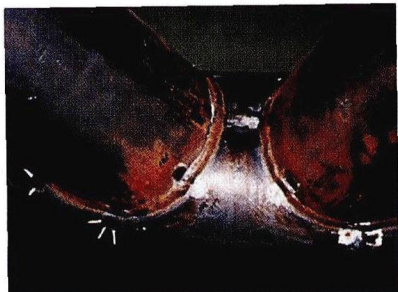
K-2B



K-3A



K-3B



K - 4

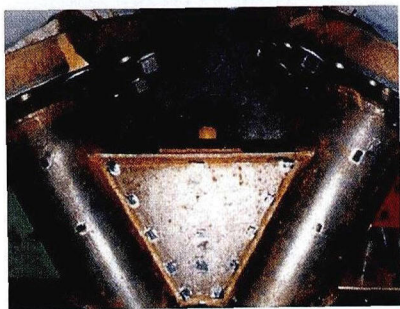


写真-2 破壊状況

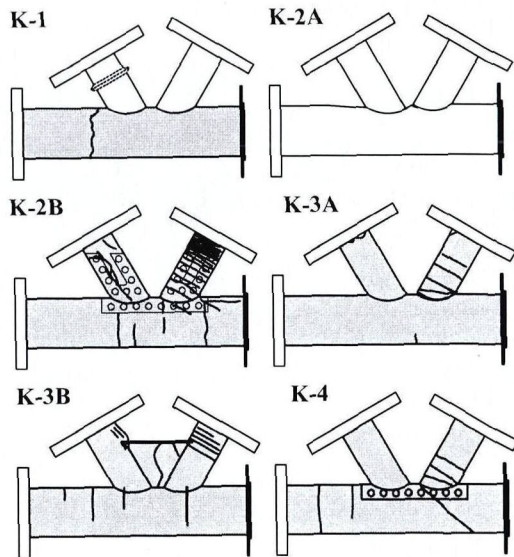
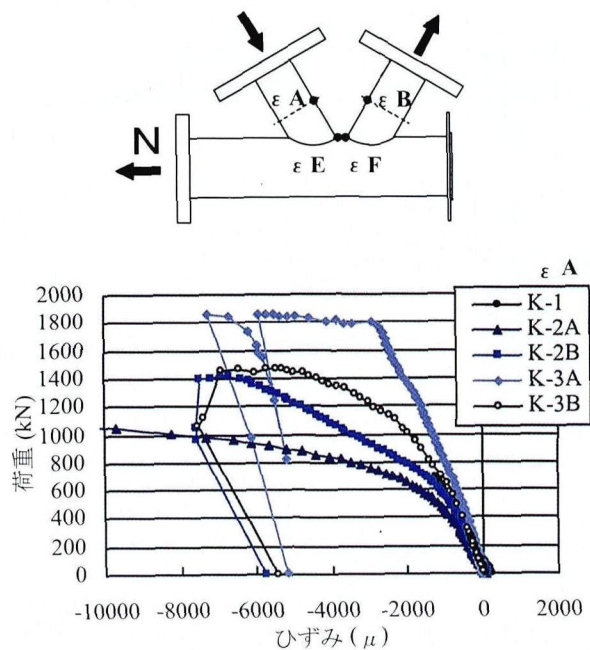
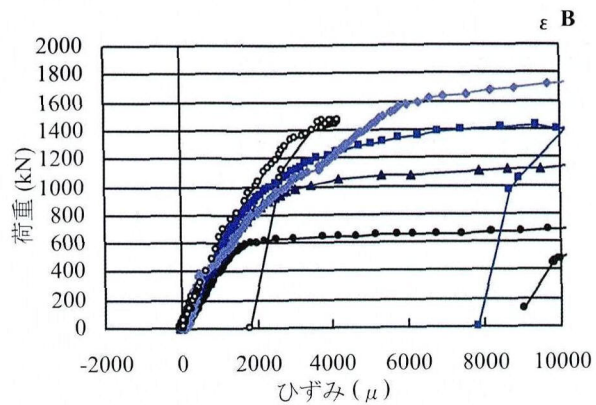


図-5 破壊状況

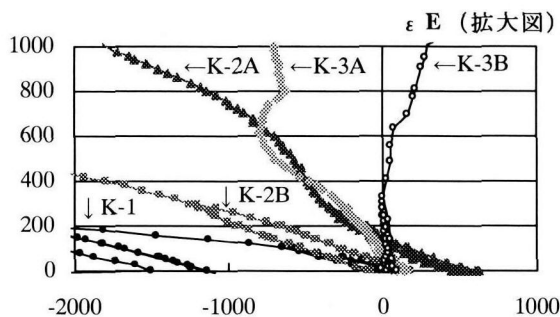
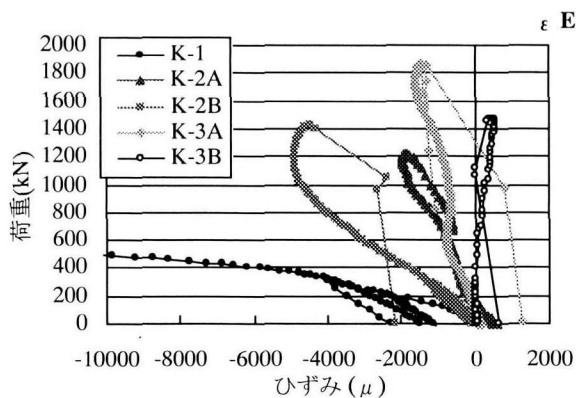


(a)圧縮側支管のひずみ

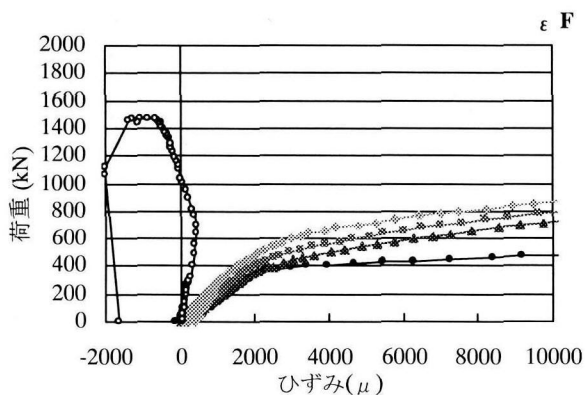


(b)引張側支管のひずみ

図-6 支管の歪挙動



(a) 圧縮側支管の溶接部の歪



(b) 引張側支管の溶接部の歪

図-7 支管と主管の溶接部の歪挙動

(2) K-2A (主管にコンクリート充填) 主管にコンクリートを充填したことにより、試験体 K-2A は K-1 の最大耐力である荷重レベル 680kN ではほとんど目立った変化が無く、荷重増加に伴い、圧縮側の支管の変形が徐々に顕著となり、荷重が 1200kN に達した時点で写真-2 のように変形が明らかになり、提灯座屈することにより破壊した。実際の降伏点が少し高いことを考慮すると支管の降伏荷重 $N_y=920\text{kN}$ とよく対応している。この時、支管-主管の溶接部にクラックは認められなかった。内部のコンクリートには、割れが認められた。

歪の挙動は図-7(b)に示されるように載荷荷重 400kN あたりから引張側支管のトウ部で歪 ϵ_F の値が急に増加し、

載荷荷重 1000kN 以降では変位 (図-4)、支管一般部の歪 (図-6) も急増し、圧縮側引張側支管で広範囲に渡って塑性化が起こっている。

(3) K-2B (主管および支管にコンクリート充填) 主管に加え支管にもコンクリートを充填したことにより、載荷荷重が 1200kN でも支管の塑性座屈は生じず、1430kN で引張側支管の溶接線が破断することによって破壊した。建築学会の鋼管構造設計・施工指針によるパンチングシア N_p は 1130kN であるが、コンクリート充填により座屈が防止され、最大耐力は N_p を上回っている。

破断は溶接線の支管側止端部で起こっており、トウよりもサドル付近から始まっている。支管に沿った溶接線直角方向の応力分布はトウの部分で高くなり、サドル、ヒール部にかけて低くなる傾向を示しておりこの部分から破断が始まっている。また、載荷試験後、鋼管を取り除いてコンクリートを観察したところ、引張側の支管内部のコンクリートに多くの割れが認められた。

歪の挙動は載荷荷重 500kN あたりから引張側支管のトウ部で急増し、載荷荷重 1000kN 以降では変位が増大するとともに圧縮側、引張側支管で塑性が進行していく。

(4) K-3A (主管および支管に孔空きジベルとコンクリート充填) 図-4 の荷重-変位曲線に示すように、荷重が 1600kN を超えたところで変位が大きくなり、1800kN に達した時点で低い音とともに荷重が 800kN に低下し破壊した。外観からは鋼管に割れ等の異常は認められなかった。破壊以降もジャッキで引張ると再度荷重を支持し、1800kN に達した時点で載荷していた荷重が抜けた。このときに引張側支管の上部に亀裂が認められた。そこで、内部のコンクリートを観察したところ、孔空きジベルに沿った割れが認められ、最初に荷重が 1800kN に達した時に主管内部のジベルとコンクリートがせん断分離することにより破壊したと考えられる。

支管と主管にコンクリートが充填されることにより、支管と主管の座屈変形を拘束し、さらに支管と主管の中にジベルが溶接で取り付けられることによって力が伝達され、支管と主管の溶接部からの破断を防ぎ、耐力は最も高くなった。溶接止端部の歪の挙動は、載荷荷重が約 500kN を超えるところで引張側支管と主管溶接部が塑性化し始めている。

(5) K-3B (主管および支管にコンクリート充填、主管に孔空きジベル) K-2B とほぼ同じ挙動を示し、1400kN で引張側支管の溶接線が破断することによって破壊した。主管内部のコンクリートの割れは K-2B よりも多く認められた。

(6) K-4 (支管の間にガセットを取り付け、主管、支管、ガセットにコンクリート充填) 支管の間にガセットが取り付けられることによって、載荷荷重が増加しても主管と支管の取付け部には過大な歪は生じなかった。1800kN 頃から圧縮側の支管に局部座屈が認められたが、最終的には 1830kN に達した時引張側の支管が破断して

破壊した。従って、格点部の耐力は支管の最大耐力以上となった。また、載荷試験の後、鋼管をはがして内部を観察したところ、ガセットに充填したコンクリートの中央部に割れが認められた。

3.3 弾性域の挙動

本試験では荷重を表-3(0→100→0→200→0→300→0→最終)のようにサイクリックに負荷しているが、図-8および図-9では表-3の載荷履歴のうち、荷重のパラッキの少なかった300kN載荷状態から100kN載荷状態へと除荷した際の歪の変動から、200kNの荷重に対する歪を求めた。試験体 K-3A を除くと、0～300kN の範囲でほぼ線形に応答しているが、K-3A だけは載荷の初期から塑性化しており、塑性経験後は線形の関係を示した。この現象はジベルを溶接したときの残留応力の影響が考えられ、また、鋼-コンクリートが一体となって挙動するには若干の塑性変形によるなじみが必要であることが示される。(ただし、荷重 N の増加方向を正とし、歪増分も正方向の値を示した。) 図-8 には、支管および主管に生じる歪の周方向分布を示している。試験体 K-1 が他の試験体に比べて大きい。試験体 K-2A と K-2B を比較すると、圧縮側の支管の歪みは引張側に比べて小さく、充填したコンクリートの影響と考えられる。試験体 K-3A、K-3B はジベルにより、図-8 の③に示されるように主管の応力集中が低下した。しかし、②に示されるように支管の応力集中は高い。各試験体の周方向の歪分布から圧縮側、引張側ともに $\theta=0^\circ$ の位置の歪が高くなっている。

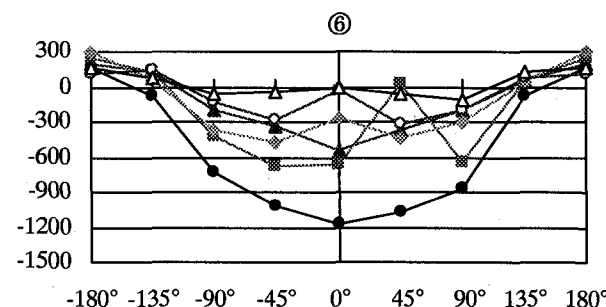
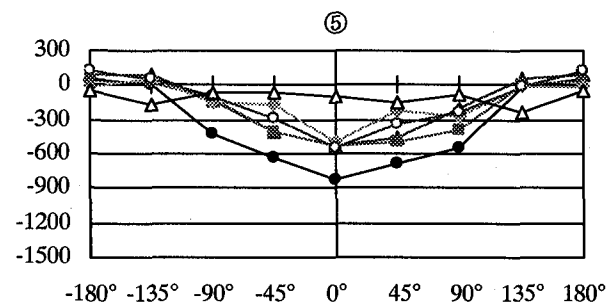
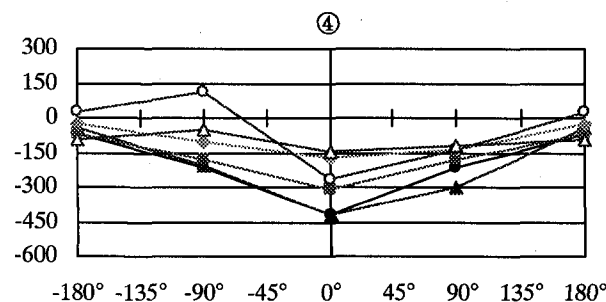
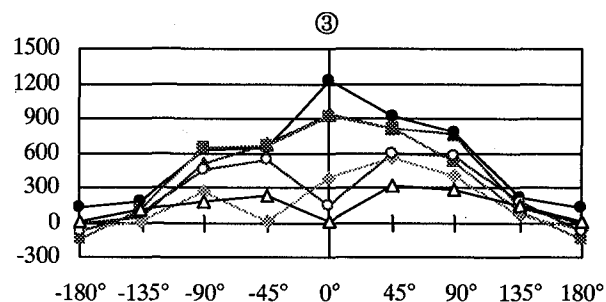
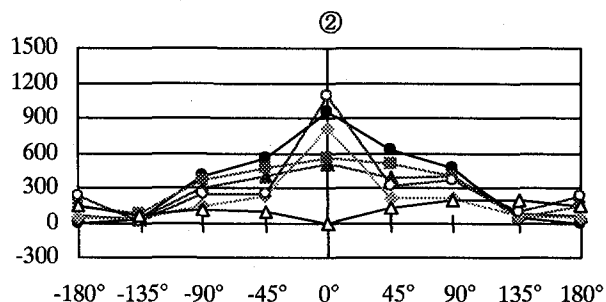
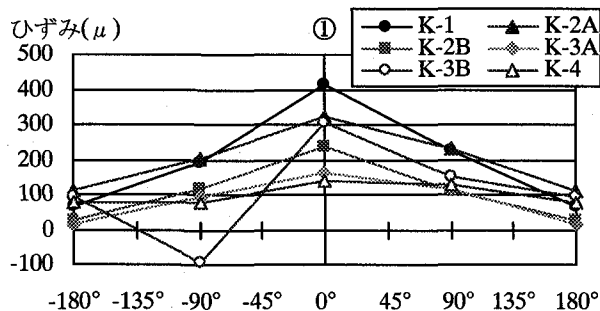
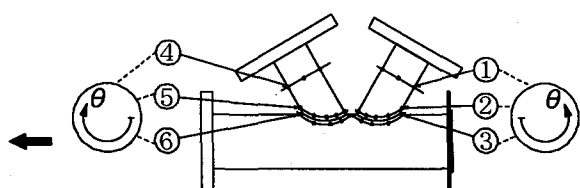


図-8 歪の周方向分布

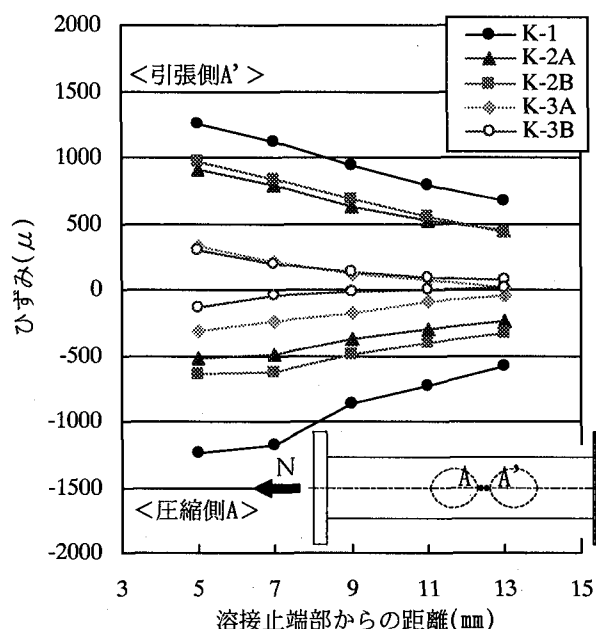


図-9 溶接止端部の歪分布

3.4 溶接部の応力集中

図-9は試験体5体の主管トウ部における、主管側の溶接止端部の溶接線直角方向の歪を、応力集中測定用ゲージにより測定し、その値を示した。測定値からホットスポットひずみを求め、これを支管の平均歪で割ったものを応力集中係数としてその値を表-6に示す。

(1) **K-1** 図-8の③、⑥に見られるように、支管－主管溶接部の主管側ビード止端に応力が集中する。主管トウ部の歪の分布は図-9のように圧縮側、引張側がほぼ対称となっている。応力集中係数は5.95となり各種の提案式による値 Marsh all & Kellog 6.23, Kung & Maddox 7.42, Wordsworth & Smedly 7.38¹⁷⁾と良い対応を示している。

(2) **K-2A** 主管にコンクリートを充填したことにより、圧縮側支管が主管に陥没しないため、圧縮側の歪がかなり小さくなり、応力集中係数はK-1に比べて約1/2になる。また、引張側においても、充填されたコンクリートにより主管の変形が拘束され、応力集中係数は圧縮側ほどではないが約2割減少した。

(3) **K-2B** 主管のみならず支管にコンクリートを充填したもので、支管の応力低下で座屈がなくなるが、引張側溶接止端部の応力緩和の効果は低い。溶接止端部の歪分布はK-2Aとほぼ同じである。

(4) **K-3A** 管内部に孔開き板ジベルを溶接により設置したため、K-2Bに比べて主管側の応力集中が低下した。

(5) **K-3B** K-2Bと比べて主管にジベルが配置されることにより、主管側の応力集中は1/2以下となり、ジベルのコンクリートとのずれ止めとしての効果と主管の局部変形を拘束する補剛材としての効果と考えられる。また、K-3Aと比べて支管内部のジベルを省略したものである。溶接線に沿った分布として図-8をみると、主管側の応力

はさらに緩和するものの、支管側の応力は増加した。これは、主管側にジベルが設置されることにより、その部分の剛性が高くなることによって支管側の応力集中が高くなったと考えられる。

K-3Aと比べて支管内部のジベルを省略しているが、結果として主管側の応力がさらに緩和するものの、図-8の②のように支管側応力は増加した。

以上の挙動を溶接線に沿った分布として見ると、図-8のようになる。ジベルは主管側の応力改善には有効だが、支管側には不利になる。

表-6 溶接止端部の応力集中係数

試験体	引張側	圧縮側
K-1	5.95	5.33
K-2A	4.74	2.58
K-2B	5.09	3.35
K-3A	2.51	1.85
K-3B	2.10	1.15

4. 解析

4.1 解析方法

解析では鋼の材料特性の非線形性、コンクリート圧縮時の材料特性の非線形性は考慮しているが、鋼材の亀裂、溶接による残留応力およびコンクリートに引張が作用した場合の割れやそれに伴う強度劣化は考慮していない。そのため、最終的な破壊形態として溶接部で破壊した試験体や大きな座屈変形により破壊した試験体は実験値と解析値に差が見られた。

解析対象とした各試験体のモデルと鋼およびコンクリートの材料特性を表-7に示す。コンクリートの充填による補強効果を比較したK-1, K-2Aは鋼を完全弾塑性モデルとし、材料特性値はミルシートの値を用いた。またK-2Aのコンクリートは弾性モデルとした。他のモデルは鋼とコンクリートを弾塑性モデルとし、材料試験から求めた材料特性値を用いている。なお、ジベルは鋼板として考慮した。また鋼－コンクリートの付着率は100%として扱っている。ただし、K-2B-1, 2の2モデルはコンクリート要素と主管要素をロッド要素（長さは主管板厚の1/2）を介して結合し、まずK-2B-1として解析を行い、その結果から引張側支管と主管の結合部付近でロッド要素に引張応力が生じたものを除去し、モデルK-2B-2として解析を行った。これは完全に剥離挙動をシミュレーションできる方法ではないが、主管とコンクリートの間の剥離がトウ部の応力集中に及ぼす影響を簡易的に見ることができる。

表-7 解析ケース（解析モデル）と材料特性

モデル	材 料 特 性		
K-1	鋼	完 全 弾塑性	$E_s=206,000\text{MPa}$ $\sigma_y=363\text{MPa}$
K-2A	鋼	完 全 弾塑性	$E_s=206,000\text{MPa}$ $\sigma_y=363\text{MPa}$
	コンクリート	弾 性	$E_c=20,600\text{MPa}$
K-3B K-4	鋼 $\phi 216 \times 5.8$	弾塑性	$E_s=195,000\text{MPa}$ $\sigma_y=340\text{MPa}$ $\sigma_u=402\text{MPa}$
	鋼 $\phi 318 \times 6.9$	弾塑性	$E_s=257,000\text{MPa}$ $\sigma_y=330\text{MPa}$ $\sigma_u=436\text{MPa}$
	コンクリート	弾塑性	$E_c=17,400\text{MPa}$ $\sigma_u=35\text{MPa}$
K-2B-1	K-3B,K-4 と同じ		
K-2B-2	K-3B,K-4 と同じ,但し主管-支管の剥離考慮		

4.2 全体挙動

(1) 最大耐力

解析により得られた荷重-変位曲線を図-10 に示す。モデル K-1 はコンクリートの充填していないケースであり、解析による最大耐力は 580kN で、実験結果（図-4,7,8）とよく対応している。図-11 に変形モードを示すが、圧縮側支管部の主管がへしやげ、逆に引張側支管部の断面が縦長の変形をしており、実験結果とよく対応している。

モデル K-2A は主管にのみコンクリートを充填したケースであるが、図-11 に見られるように解析でも圧縮側支管の付け根が面外変形することにより耐力が低下する。しかし鋼材を完全弾塑性としたため、K-1 と本ケースは耐力を低めに評価している。実験では支管が完全に圧壊するまで耐力上昇があったが（写真-2 参照）、このような変形の大きい挙動の場合は解析の前提とした板理論の範囲からは完全にはずれている。

モデル K-3B（主管内部にジベル設置）の場合、解析による最大耐力は 2,500kN（実験結果：1,470kN）、モデル K-4（支管間にガセット設置）の場合で 2,800kN（実験結果：1,830kN）であり、実験結果よりかなり高い値となった。これは鋼およびコンクリートが共に塑性化し耐力が頭打ちになった場合でも解析では亀裂が発生せず、また鋼-コンクリート間の剥離もないとしていることが一つの原因である。

モデル K-2B-1 は主管、支管の両者にコンクリートを充填した場合で、鋼とコンクリートが密着していると考えているが、最大耐力はモデル K-3B に比べて低い値となった。これらモデル間の強度の順序は、解析結果も実験結果と同じである。引張側支管付近の剥離を考慮した

モデル K-2B-2 はモデル K-2B-1 に比べ、強度がかなり低下し実験結果に近づいている。解析による最大耐力を表-8 に示す。

(2) 各部の応力

図-12,13 および図-14 に K-1, K-3B, K-2B-1, K-2B-2 の 4 ケースの応力分布を示す。K-1 は初期載荷段階では支管-主管溶接部に応力が集中するが、載荷を続けると管の変形が増加するとともに、主管載荷側から引張側支管を通じて応力の高い帯が現れる。モデル K-3B は初期ステップですでに支管-主管結合部の一部が塑性化している。この時の最大応力：339MPa から支管材料の破断応力（402MPa）に到達する荷重を線形に外挿してみると 1,100kN であり、解析で破断挙動が考慮できたとしたら 1,100kN 当たりから耐力が低下したと考えられる。主管は、充填コンクリートやジベルの影響により支管との交差部付近の応力が高くなるが、その他の部分の応力は低い。図-14 は、モデル K-2B-1 と K-2B-2 の応力分布を比較している。2 ケースの比較から、主管がコンクリートから剥離すると、支管-主管溶接部に大きな応力集中が生じることが分かる。

(3) 実験値と解析値の比較

図-15 には、モデル K-3B の支管-主管溶接部付近の歪について実験結果と解析結果の比較を示した。ただし、解析結果は、支管と主管を結合する線分に接している要素中心の歪を繋いだものであり、溶接止端部からの距離に換算すると、トウ部（ $\theta=0^\circ$ ）で 3mm、ヒール部（ $\theta=180^\circ$ ）で 14mm に相当する。実験データの溶接止端部からの距離は、5mm である。モデル K-3B の解析では、トウ部付近（ $\theta=0$ 度付近）において主管側では応力緩和、支管側では応力集中の傾向がでており、実験結果と同じ傾向にあり、主管内部ジベルの影響が現れている。しかし、特に引張側において実験結果の方が支管部の応力集中が大きい。これは前述したように鋼板がコンクリートから剥離する影響だと判断される。図-16 にはモデル K-3B について、トウ部付近の応力集中の様子を図化した。実験結果における応力集中が解析結果に比べて高いことが分かる。

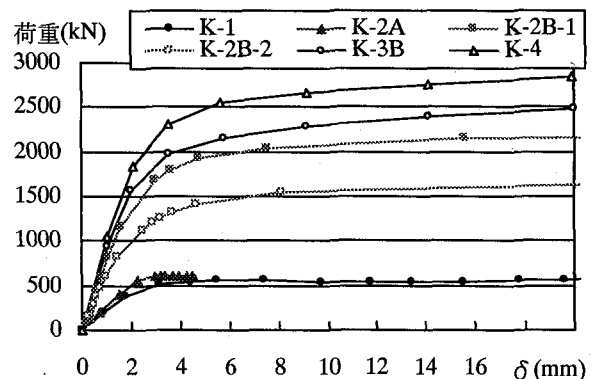
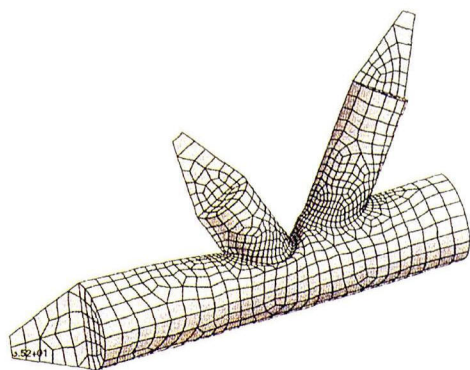
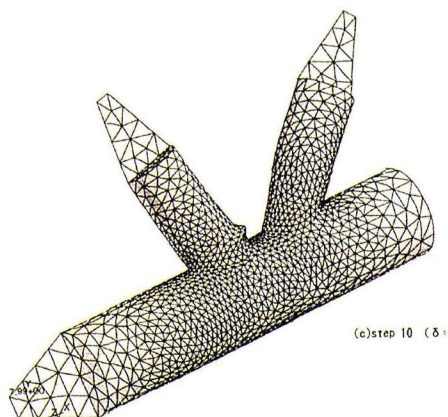


図-10 荷重-変位曲線

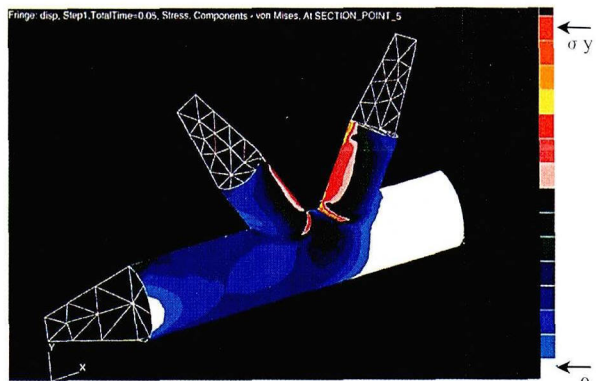


K-1

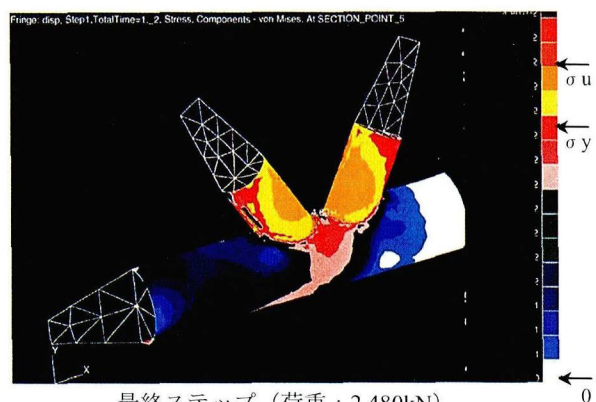


K-2A

図-11 最終ステップにおける変形モード（解析）

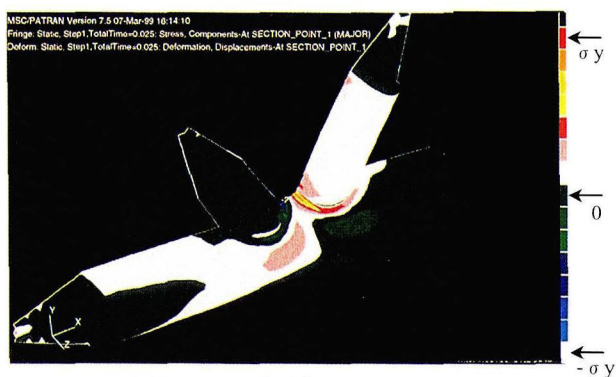


初期ステップ（荷重：940kN）

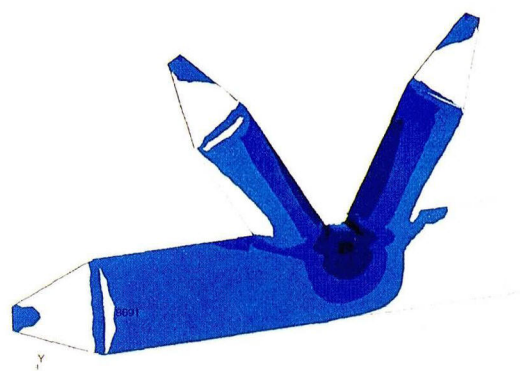


最終ステップ（荷重：2,480kN）

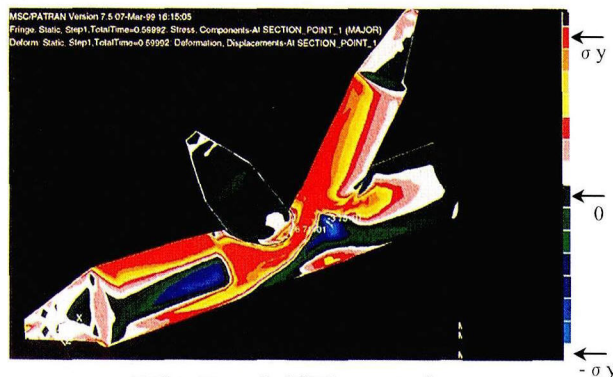
図-13 K-3B（ミーゼス応力）



初期ステップ（荷重：200kN）



K-2B-1（鋼－コンクリート密着）



最終ステップ（荷重：580kN）

図-12 K-1（最大主応力）



K-2B-2（鋼－コンクリート一部剥離）

図-14 ミーゼス応力分布（荷重：300kN）

表-8 解析結果

	解析値 (kN)	実験値 (kN)
K-1	580	680
K-2A	610	1220
K-2B-1	1800	1430
K-2B-2	2300	
K-3B	2500	1470
K-4	2800	1830

備考 (破壊状況) K-1 : 圧縮側の支管と主管の陥没

K-2A : 圧縮側支管の付け根の変形

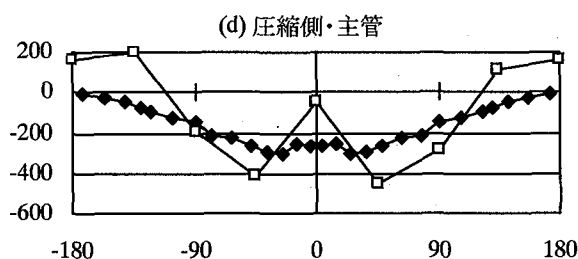
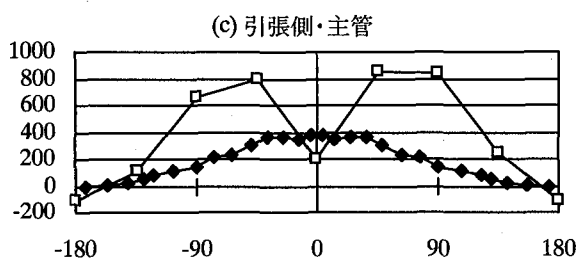
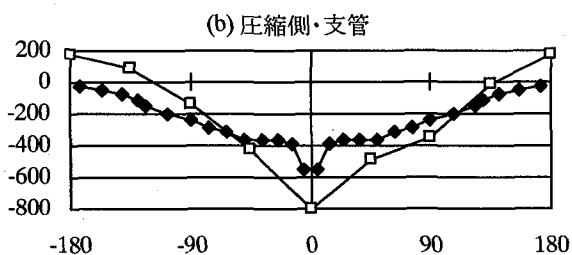
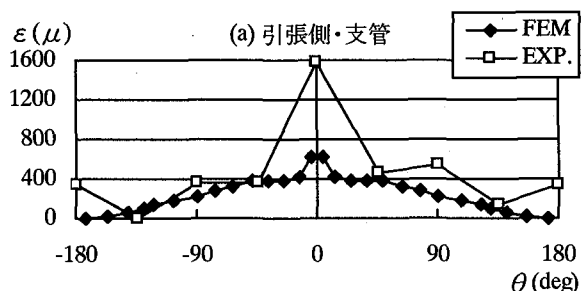
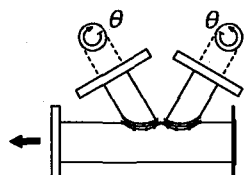


図-15 支管-主管外面溶接直角方向の歪分布
(K-3B 荷重: 300kN)

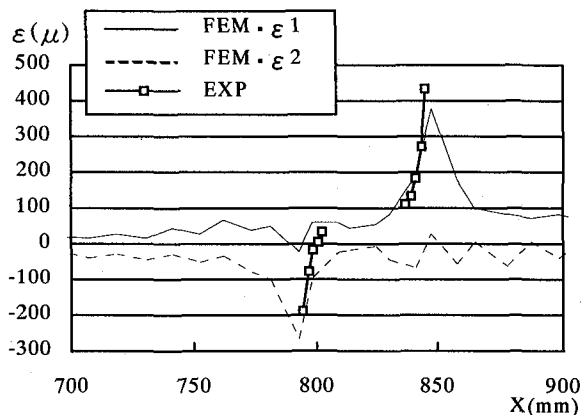
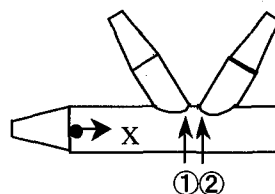


図-16 主管外面トウ部の歪の分布
(K-3B 荷重: 300kN)

5. 結論

パイプトラスの格点構造として K 形トラスの補強方法の効果を静的荷重試験及び FEM 解析により検討した。

試験体及び解析モデルは鋼管内部のコンクリートの充填の有無および補強の違いにより 6 体用いた。

静的荷重試験は支管と主管の軸力伝達機能に着目し、片方の支管断面力が圧縮力、他方が引張力、そして主管にはこれらとつり合う軸力を載荷する方法で行った。本検討より得られた知見を以下に示す。

- (1) 各試験体の最大耐力は補強の度合いに見合ったものとなった。非充填の試験体が最も低く 680kN、次に主管にコンクリートを充填した試験体 1220kN、主管と支管にコンクリートを充填した試験体 1430kN、主管にジベルを付けてコンクリートを充填した試験体 1470kN となり、主管と支管にジベルを付けコンクリートを充填した試験体 1870kN あるいは支管にガセットを取り付けコンクリート充填した試験体 1830kN が最も高くなった。解析結果においても耐荷力の大小は実験と同様であった。
- (2) 補強しない試験体 (試験体 K-1) の応力集中係数 (SCF) は、荷重試験から約 5.95 となり各種の提案式とよい対応を示した。また、最大耐力は実験値 680kN に対して解析値は近い値 580kN が得られた。これと箱断面トラスを断面積の等しいパイプに置き換えた場合に列車通過時に作用する荷重 325kN と比較すると十分であるが変形が大きい。
- (3) 実験値の主管トウ部の歪は、主管にコンクリートを充填することにより圧縮側の支管と主管の溶接部の歪

は非充填のものに比べ半分程度に減少した。引張側については鋼管とコンクリートとの剥離が考えられるがジベルにより一体化を検討した。ジベルを付けた試験体（試験体 K-3A, K-3B）では引張側の支管と主管の溶接部の歪はコンクリート非充填に比べて低下した。各モデルの応力集中は解析値に比べて実験値は引張側で高めの値となった。モデル K-2B は鋼・コンクリート間の剥離の影響を簡易的に検討したが、剥離により溶接止端部の応力集中が増加することが確認された。

謝辞

本研究を行うにあたっては、東京工業大学 工学部 土木工学科 三木千壽教授にご指導を頂きました。ここに記して厚く感謝の意を表します。

参考文献

- 1) 保坂鐵矢, 西海健二, 中村俊一, 圧縮強度ならびにヤング係数の異なるコンクリート系材料で充填した鋼管の曲げ性能に関する実験的研究, 構造工学論文集, Vol.44A, pp.1565~1573, 1998.3
- 2) 保坂鐵矢, 杉本一朗, 鉄道における最近の鋼・コンクリート複合橋梁, 橋梁と基礎, pp.31~40, 2000.7
- 3) 川尻克利, 梅津靖男, 滝下橋の計画・設計—角形鋼管によるデッキトラス橋—, 橋梁と基礎, pp.2~8, 1998.3
- 4) 高山茂, 向井博之, 水川広雅也, 宇品橋 G4 桁の設計と施工, 橋梁と基礎, pp.2~10, 2001.3
- 5) Jean-Paul Lebet (訳) 橋吉宏, 長井正嗣, スイスにおける合成桁橋, 橋梁と基礎, pp.37~46, 2000.3
- 6) 劉玉擎, 陳宝春, 彦坂熙, 中国における鋼管コンクリート合成アーチ橋および水平旋回架設工法の発展, 橋梁と基礎, pp.41~44, 1999.2
- 7) 日本建築学会, 鋼管構造設計施工指針同解説, 丸善株式会社, 1980.2
- 8) 日本鋼構造協会, 鋼構造物の疲労設計指針同解説
- 9) T.S.Thandavamoorthy, A.G.Madhava Rao, and A.R.Santhakumar, Behavior of Internally Ring-Stiffened Joints of Offshore Platforms, Joints of Offshore Platforms, Journal of Structural Engineering, 1999.11
- 10) 吉田宏一郎, 榎本一夫, 鈴木隆, 海洋構造物用補強継手における力の伝達と補強効率, 日本造船学会秋季講演会, 1988.11
- 11) 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
- 12) 堀川浩甫他 (技術委員会 生産性分科会, 工作基準小委員会海洋鉄鋼工作研究班), 海洋鋼構造物の格点部の構造・材料・工作に関する工作の立場から見た二・三の考察, JSSC, Vol.17, NO.186, 1981.11
- 13) 鈴木喜弥, 鈴木恒男, 河島克久, 飯倉茂弘, 模型試験体によるパイプトラスの冠雪害防止機能の評価, 土木学会第 54 回年次学術講演概要集, 1999.9
- 14) Pison Udomworarat, Chitoshi Miki, Atsushi Ichikawa, Eiichi Sasaki, Takuya Sakamoto, Tetuya Hosaka, Fatigue and Ultimate Strengths of Concrete Filled Tubular K-Joints on Truss Girder, Journal of Structural Engineering, Vol.46A, pp.1627~1635, 2000.3
- 15) 中澤哲也, 鈴木敏郎, 五十嵐規矩夫, 金子洋文, 樋口満, 平出亨, 李成大, 円形鋼管トラス分岐継手部の性状について(その 1 主管の充填コンクリート効果), 日本建築学会大会学術講演梗概集(九州), 1998.9
- 16) 菊地岳史, 鈴木敏郎, 五十嵐規矩夫, 金子洋文, 樋口満, 平出亨, 李成大, 円形鋼管トラス分岐継手部の性状について(その 2 コンクリート充填タイプの管径比, 径厚比, 軸力の影響), 日本建築学会大会学術講演梗概集(九州), 1998.9
- 17) Wordsworth A.C., Stress concentration factors at K and KT tubular joints, Fatigue in Offshore Structural Steels, Proc. Of a Conf. Organized by the Institute of Civil Engineers, London, U.K., pp.59~66, 1981

(2001 年 9 月 14 日受付)