

圧縮応力作用下にあるパイプ柱への溶接

WELDING TO PIPE COLUMN UNDER AXIAL COMPRESSIVE LOAD

鈴木博之*・堀川浩甫**

By Hiroyuki SUZUKI and Kohsuke HORIKAWA

In the case of strengthening the existing structures by welding under loading, compressive members may buckle during welding because welding heat input decreases Young's modulus and yield strength. Even though buckling does not occur during strengthening works, load carrying capacity of the members may decrease less than that of members welded without loading, as welding under compressive load causes larger deformation and introduces additional residual stress in the members.

In this paper, pipes were welded under axial compressive loading to study the stability during welding. Next, load carrying capacity of those pipes which were stable during welding were examined.

1. はじめに

既設構造物の耐荷力の減少や作用荷重の増大に対処する方法としては、耐荷力の減少や作用荷重の増加が著しい場合には新規の構造物への建て替え、そうでない場合には既設構造物の補強がある。近年の傾向としては補強によることが多い¹⁾。

補強作業を行う場合、荷重作用下で補強作業を行うことができれば荷重を除去あるいは軽減することが不要となる。さらに、荷重作用下の補強作業において部材の連結に溶接継手を使用することができれば孔明、断面欠損の補強などが不要となる。しかし、荷重が作用したままという条件下における溶接のデータは必ずしも十分ではないので、溶接継手の使用はいまだに一般的ではなく、多くの場合ボルト継手が用いられている²⁾。

荷重作用下の部材に溶接を行うとき、以下のことに付いて検討する必要がある。

- ① 作業中の安全性…溶接の熱が加えられるので、ヤング率や降伏点の低い高温領域が広がる。したがっ

て、一時的に構造物の剛性や耐荷力が減少する。

- ② 作業後の耐荷力…溶接により大きな変形や新たな残留応力を生じ、これが作業後の耐荷力を損なう可能性がある。

また、作用荷重の種類によっても構造物に与える影響は異なり、引張荷重が作用している部材では溶接部に割れが発生する、圧縮荷重が作用している部材では座屈する、というようなことが考えられる³⁾。

そこで、本研究では圧縮部材の代表として柱を取り上げ、軸圧縮荷重が作用しているパイプに溶接を施し、施工中および施工後の部材の挙動および耐荷力を実験的に検討した。

2. 実験方法

(1) 試験体

試験体は一般構造用炭素鋼鋼管 STK 41 である。柱としての挙動を考える場合、短柱と長柱ではその挙動に大きな違いがあるので、本研究では短柱の代表として $216.3 \phi \times 5.8 t \times 1600 l$ の B タイプ試験体、長柱の代表として $48.6 \phi \times 2.4 t \times 1600 l$ の C タイプ試験体を使用した。有効座屈長を 1600 mm としたときの l/r はそれぞれ 21.5, 97.7 である。なお、これらのほかに 508ϕ の A タイプ試験体を用いて溶接作業による温度分

* 正会員 工修 大阪大学溶接工学研究所助手
(〒567 茨木市美穂ヶ丘 11-1)

** 正会員 工博 大阪大学溶接工学研究所助教授
(同上)

Table 3 Welding position and leg.

	GL		GR	
B-type	Vertical up	5mm	Vertical up	5mm
C-type	Vertical down	4mm	Vertical down	4mm
	RU		RL	
	Horizontal	5mm	Overhead	5mm
	Horizontal	4mm	Overhead	4mm

Table 4 Welding conditions.

Specimen	Current (A)	Voltage (V)	Weld speed (cm/min)	Heat input (kJ/cm)
B-1	135~140	23~25	7~9	21~29
B-2	155~180	25	10~14	17~24
C-1	150~160	25~27	30~43	6~8
C-2	120~130	22~25	12~19	9~14

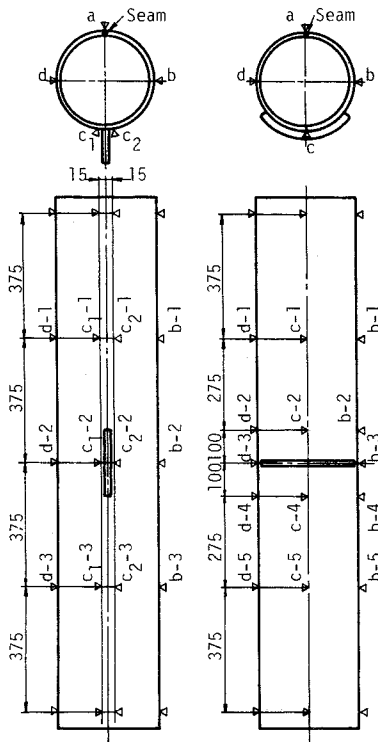


Fig. 3 Locations of deformation measurement.

試験体は電縫鋼管であるのでシームを有している。本実験ではガセットあるいはリングスティフナーの取り付け位置の反対側(Fig. 3のa)にシームがくるように統一した。

(3) 耐荷力試験

2.(2)でガセットあるいはリングスティフナーを溶接された試験体について耐荷力試験を行った。

Bタイプ試験体では平押しで耐荷力試験を行うことになるので、載荷点近傍においてちょうちん状の局部座屈を示す可能性がある。この変形を防止するためにスリーブと称する器具を試験体に挿入した。このスリーブ

と載荷板の間にはテフロン板を置いた。この条件は両端固定の条件に相当する。したがって、 l/r は $21.5/2=10.8$ となる。

Cタイプ試験体では2.(2)と同様、球座を用いて載荷した。これは両端ピンの条件に相当する。

3. 実験結果および考察

(1) 溶接中および溶接熱の伝導過程中的変形挙動

Bタイプ試験体では $\sigma_n=240$ MPaの応力が作用した状態でも溶接中および溶接後除荷するまで安定であったが、Cタイプ試験体では3体が溶接中あるいは溶接後に不安定となった。不安定となったのは、

- ① C-2-A; RU 溶接中
- ② C-2-S; RL 溶接中
- ③ C-1-A; GL 溶接後, GR 溶接前

であった。

これらの試験体について解析的検討を行う。

1) C-2-A 試験体

C-2-A 試験体は $\sigma_n=160$ MPaの圧縮応力が作用した状態でRU溶接線を約40 mm溶接したとき不安定となった。はらみ出した方向はFig. 4に示す方向であった。簡単のため溶接長はy軸に対称に38 mmとし、リングスティフナーの剛性を無視する。また、溶接部は熔融あるいは高温状態にあるので剛性を失っている。したがって、溶接部を断面欠損と考える。このように考えるとFig. 4に示すような断面を中央部に有する柱のセカント公式による座屈荷重を求め、作用荷重と比較検討すればよいことになる。

まず偏心量eを求める。断面一次モーメントを G_x 、断面積をAとすると、

$$e = \frac{G_x}{A} = \frac{2\sqrt{2}}{9\pi} \cdot \frac{D^2 + D \cdot d + d^2}{D + d}$$

を得る。Dは外径、dは内径である。C-2-A試験体の場合、 $e=7.0$ mmとなる。この偏心量eを用いるとセカント公式から座屈荷重が求められる。

セカント公式は

$$\sigma = \frac{P}{A} \left(1 + \frac{e}{k} \sec \frac{l}{2r} \sqrt{\frac{P}{EA}} \right) \dots \dots \dots (1)$$

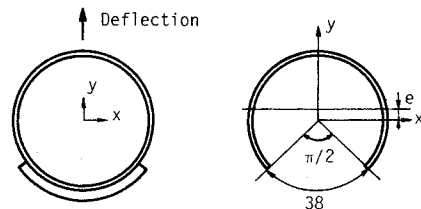


Fig. 4 Direction of deflection and analytical model of C-2-A and C-2-S specimens.

である。ここに、 P は荷重、 A は断面積、 e は偏心量、 k' は核半径、 l は座屈長、 r は回転半径、 E はヤング率である。式 (1) に、 $|\sec \theta| \geq 1$ の条件を適用し、 $\sigma = \sigma_y$ のときに座屈すると考えると、

$$P \leq \frac{\sigma_y \cdot A}{\frac{e}{k'} + 1} \dots\dots\dots (2)$$

となり、作用荷重が式 (2) で与えられる荷重以上であれば座屈することになる。

式 (2) に C-2-A 試験体に関する諸量 $\sigma_y = 410 \text{ MPa}$ 、 $A = 251 \text{ mm}^2$ 、 $e = 7.0 \text{ mm}$ 、 $k' = 6.7 \text{ mm}$ を代入すると、 $P \leq 50 \text{ kN}$ を得る。一方、作用荷重は 56 kN であるので、C-2-A 試験体は不安定になったものと考えられる。したがって、圧縮応力作用下での溶接における溶接中の安全性は溶接部を断面欠損と考えて評価することが可能であると思われる。

2) C-2-S 試験体

C-2-S 試験体は RL 溶接線溶接中に不安定となった。このときの溶接長は約 35 mm 、はらみ出した方向は Fig. 4 に示す方向であった。作用応力は $\sigma_n = 100 \text{ MPa}$ であった。C-2-A 試験体と同じようにモデル化を行うと、偏心量および座屈荷重は $e = 7.0 \text{ mm}$ 、 $P_{cr} = 50 \text{ kN}$ となる。ところが、作用荷重は 34 kN であり、これは前述の座屈荷重の約 70% である。これは RU 溶接線が溶接された際に溶接部に与えられた熱が非溶接部分に伝導したために非溶接部分の降伏応力度、ヤング率が低下したためであると考えられる。

そこで、不安定になったときの試験体の温度を求めるための追加実験を行った。この実験は無負荷状態で行った。溶接条件および熱電対取り付け位置を Table 5, Fig. 5 に示す。得られた温度の経時変化を Fig. 6 に示す。図中に一点鎖線で示されるところが C-2-S 試験体が不安定となったときにほぼ対応する。このとき、No. 1~3 は約 170°C 、No. 4~6 は約 100°C であるが、以下の議論を簡単にするため、試験体中央部の温度は 150°C 一定であるとす。

別途行った高温引張試験の結果によれば 150°C において、ヤング率は室温のその約 85% まで低下し、降伏点は明確でなかったので比例限度をもつて降伏点の代用とすれば約 75% まで低下することがわかってい

Table 5 Welding conditions in the experiment of temperature distribution measurement.

Specimen (Weld line)	Current (A)	Voltage (V)	Weld speed (cm/min)	Heat input (kJ/cm)
C-1 (GL)	135	25	31	6.5
(GR)	135	25	33	6.1
C-2 (RU)	140	25	23	9.1
(RL)	140	25	21	9.8

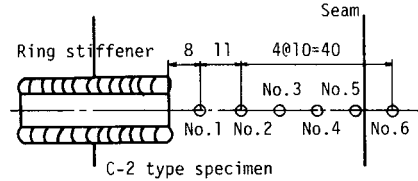
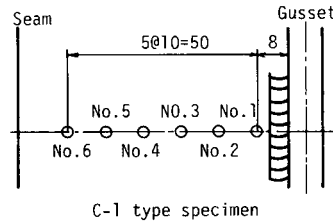


Fig. 5 Locations of temperature measurement.

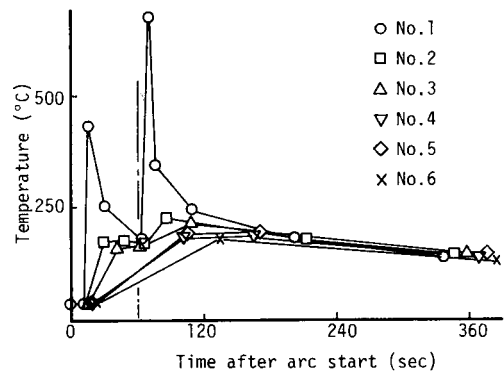


Fig. 6 Temperature of C-2 type specimen.

る (Appendix).

セカント公式より得られた式 (2) にはヤング率が含まれていないので、ヤング率の低下を断面剛性 EA を仲介として断面積の減少に置き換える。すなわち、 $EA = \text{一定}$ とし、 $(0.85 E) \cdot A = E \cdot (0.85 A)$ とする。したがって、式 (2) は

$$P \leq \frac{(0.75 \sigma_y) \cdot (0.85 A)}{e/k' + 1}$$

となる。上式に C-2-S 試験体に関する諸量を代入すると、 $P \leq 32 \text{ kN}$ を得る。作用荷重は 34 kN であるので、C-2-S 試験体は断面欠損による偏心および熱による降伏応力度、ヤング率の低下により試験体の耐力が減少し、不安定になったものと推察される。

3) C-1-A 試験体

$\sigma_n = 160 \text{ MPa}$ の圧縮応力が作用した状態で GL 溶接線溶接後約 15 秒経過したときに C-1-A 試験体は不安定となった。はらみ出した方向は Fig. 7 に示す方向であった。

$\sigma_n = 160 \text{ MPa}$ を作用させた状態のひずみゲージの出力から偏心量をセカント公式を用いて求めると

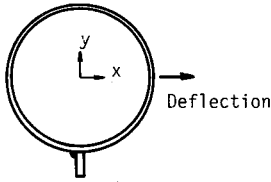


Fig. 7 Direction of deflection of C-1-A specimen.

$e=0.36\text{ mm}$

となるが、これは試験体の代表寸法と考えられる外径 $D=48.6\text{ mm}$ に比べて十分小さい。したがって、この試験体については偏心を無視しても問題はないと思われる。

この試験体においても熱の影響による降伏応力度およびヤング率の低下が考えられるので、C-2-S 試験体同様温度測定を行った。溶接条件および熱電対取り付け位置は Table 5, Fig. 5 に示すとおりである。結果を Fig. 8 に示す。図中に一点鎖線で示すところが C-1-A 試験体が不安定となったときにほぼ対応する。このときの温度は場所により $220\sim 70^\circ\text{C}$ にわたっているが、 150°C 一定であるとする。

前述のように偏心を無視すると座屈荷重はオイラーの公式により求められる。ここで、ヤング率の低下を考慮し、 $E'=0.85E$ とする。

$$P_{cr} = \frac{\pi^2 E' I}{l^2} = 0.85 \times \frac{\pi^2 EI}{l^2}$$

上式に C-1-A 試験体に関する諸量を代入すると、 $P_{cr} = 62\text{ kN}$ を得る。なお、この計算においてはガセットの剛性は無視した。 $P_{cr} = 62\text{ kN}$ は作用荷重 $P = 56\text{ kN}$ の 1.1 倍である。この違いは偏心を無視したこと、温度分布を 150°C 一定としたことあるいは溶接による熱ひずみを無視したことなどによるものであると考えられる。

以上より、C-1-A 試験体は溶接熱によりヤング率が低下したために不安定になったものと考えてよいと思われる。

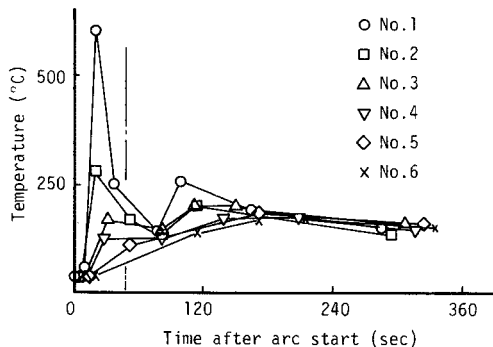


Fig. 8 Temperature of C-1 type specimen.

(2) 溶接後の耐荷力

耐荷力試験には付加物を取り付けていない B-0-0 試験体を追加した。

応力作用下で溶接したときに不安定にならなかった試験体について溶接後の変形をスキマゲージあるいはノギスを用いて測定した。測定結果を耐荷力と一緒に Table 6 に示す。表中の変位は B-1 および C-1 試験体については Fig. 3 に示す C_1-2 と C_2-2 の平均、B-2 および C-2 試験体については C-2 と C-4 の平均である。ここに示す耐荷力試験前の変形は溶接前の試験体の変形と溶接による変形の和であり、へこみを正とした。また、Fig. 3 に示す変形の測定線 a に沿った溶接後の変形の例を Fig. 9 に示す。

作用応力の増加に伴い、変形の増加が明らかである。特に管径の小さい C タイプ試験体では変形の増加が著しい。また、管径が同じ場合にはガセットを溶接した場合より、リングスティフナーを溶接した場合の方が変形が大きい。これは荷重軸直角方向にリングスティフナーが溶接されるので、断面内の溶接長が長いためである。

Table 6 によれば初期変形が極端に異なる C-2 タイプ試験体には初期変形の影響によると考えられる耐荷力の違いが認められるが、他の試験体では初期変形の大きさによらず耐荷力はほぼ一定であり、有意な差は認められない。

Table 6 Initial imperfection and maximum load.

Specimen No.	Initial imperfection	Maximum load
B-0-0	<0.1mm	1430kN
B-1-0	0.5	1410
B-1-A	1.8	1400
B-1-Y	3.0	1450
B-2-0	1.4	1390
B-2-A	3.4	1370
B-2-Y	4.4	1420
C-1-0	1.7	57
C-1-H	2.9	56
C-1-S	3.8	58
C-2-0	2.1	60
C-2-H	6.1	50

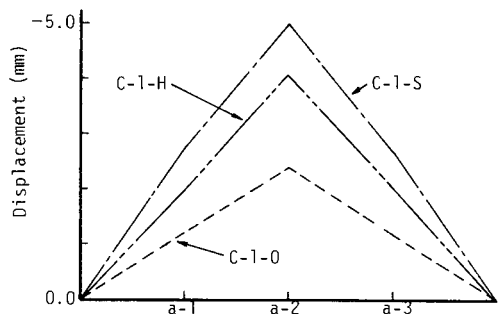


Fig. 9 Deformation of C-1 type specimen after welding under loading.

a) Bタイプ試験体

Bタイプ試験体の耐力試験の荷重-変位曲線を Fig. 10, 11 に示す。いずれの試験体を比較しても有意差は認められず、1200 kN で圧縮剛性が変化し、1370~1450 kN で最大荷重を示している。偏心およびガセットあるいはリングスティフナーの剛性を無視すると、降伏荷重は

$$P_f = \sigma_f \cdot A = 390 \times 3836 = 1500 \text{ kN}$$

で与えられる。ここに $\sigma_f = 390 \text{ MPa}$ は Bタイプ試験体から切り出した試験片による引張試験から得られたものである。付加物を取り付けていない B-0-0 試験体の最大荷重もこの降伏荷重を下回っているのは、原板の引張降伏応力度と部材の圧縮降伏応力度の違い、製管の過程で導入された残留応力の影響、パウジンガー効果などによるものと思われる。また、ガセットあるいはリングスティフナーを荷重下で溶接された試験体も、無荷重で溶接された試験体も新たに残留応力が導入されているにもかかわらず、その荷重-変位曲線は B-0-0 試験体とはほぼ等しい。したがって、 $l/r = 10.8$ 、 216.3ϕ のパイプに長さ 200 mm のガセットあるいは長さ 230 mm のリングスティフナーを応力作用下で溶接し、その部材の残留応力分布が一部変わったとしても無応力下で溶接された部材の耐力に比べて、その耐力は低下することはなく、付加物を取り付けられていない部材の耐力に比べても低下することはないと考えられる。また、公称降伏応力

度を用いたときの降伏荷重は 920 kN であり、これに対して各試験体は 1.5~1.6 倍の耐力を有していた。

b) Cタイプ試験体

圧縮応力作用下で溶接したときに不安定とならなかった試験体の耐力試験の荷重-変位曲線を Fig. 12 に示す。C-1タイプの耐力は溶接時の作用応力によらず約 56 kN であり、有意な差は認められない。不安定となったときにははらみ出した方向は Fig. 13 のとおりである。

Table 6 および Fig. 9 に示すように無荷重状態で溶接された C-1-0 試験体においても少なからざる変形を示しているが、荷重作用下で溶接された C-1-H および C-1-S 試験体では C-1-0 試験体の約 2 倍の変形を示している。この大きな変形のためにガセットの剛性を考慮したときの弱軸まわりにはらみ出さなかったものと考えられる。

この C-1 タイプ試験体の座屈荷重を求める。はらみ出した方向の載荷前の変形量とは必ずしも一致しないが、試験体の変形量の代表値として Fig. 9 に示す a-2 点の変位を用いることにする。a-2 点の変位は各試験体において次のとおりであった。

C-1-0 試験体——2.4 mm

C-1-H 試験体——4.1 mm

C-1-S 試験体——5.0 mm

部分的に補剛された柱であるが、ガセットの長さ部材の長さの比は約 0.1 であるので、以下においてはガ

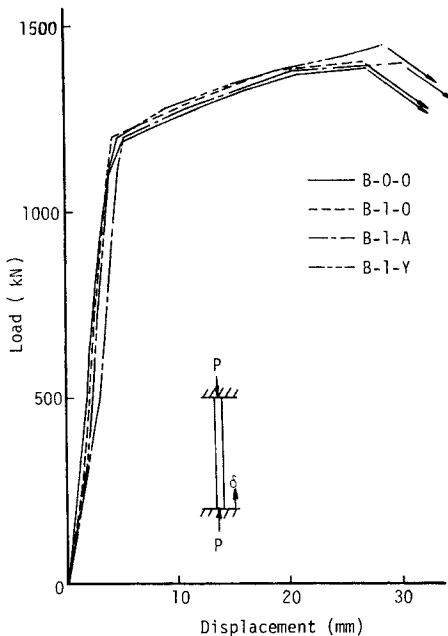


Fig. 10 Load-displacement curves of B-0-0, B-1-0, B-1-A and B-1-Y specimens.

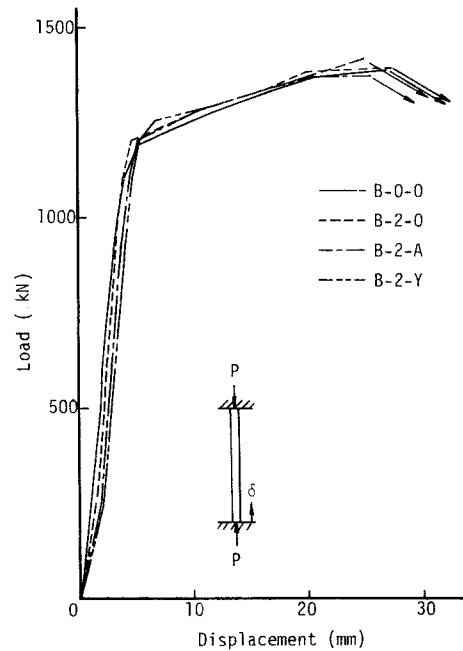


Fig. 11 Load-displacement curves of B-0-0, B-2-0, B-2-A and B-2-Y specimens.

セットの剛性は無視する。Fig. 9より初期たわみ波形はほぼ三角波であるが、簡単のために sin 波であると仮定する。すなわち、初期たわみ波形を

$$v_0 = a \cdot \sin \frac{\pi x}{l}$$

とすると、荷重に伴う付加たわみ波形は

$$v = \frac{P}{P_e} \times \frac{a \cdot \sin(\pi x/l)}{1 - P/P_e}$$

ただし、 $P_e = \pi^2 EI/l^2$

となるので、荷重 P が作用したときの偏心量は次式となる。

$$e = v_0 + v = \frac{P_e}{P_e - P} \times a \times \sin \frac{\pi x}{l} \dots \dots \dots (3)$$

このときの曲げモーメント分布は

$$M = P \cdot e = \frac{P \cdot a \cdot \sin(\pi x/l)}{1 - P/P_e}$$

であるので、試験体中央部 ($x/l=1/2$) の縁応力は

$$\sigma = \frac{P}{A} + \frac{M}{I} y = \frac{P}{A} \left(1 + \frac{e}{k'} \right) \dots \dots \dots (4)$$

となる。 $\sigma = \sigma_y$ で座屈すると仮定すると、セカント公式から得られた式 (2) と一致する。

式 (4) に式 (3) で与えられる試験体中央部 ($x/l=1/2$) の偏心量を代入すると座屈荷重が求められる。

C-1-0 試験体の場合、 $\sigma_y = 410 \text{ MPa}$, $A = 335 \text{ mm}^2$, $k' = 11.1 \text{ mm}$, $I = 89\,900 \text{ mm}^4$, $l = 1\,600 \text{ mm}$, $E = 2.1 \times 10^5 \text{ MPa}$, $a = 2.4 \text{ mm}$ を代入し、荷重の増加に伴う偏

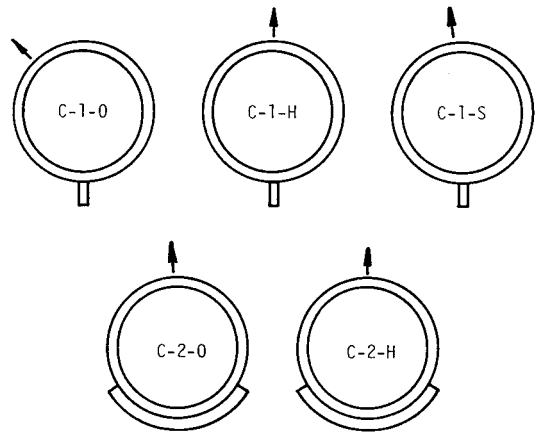
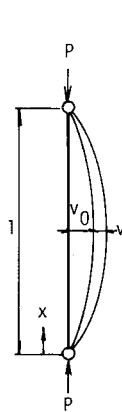


Fig. 13 Direction of deflection.

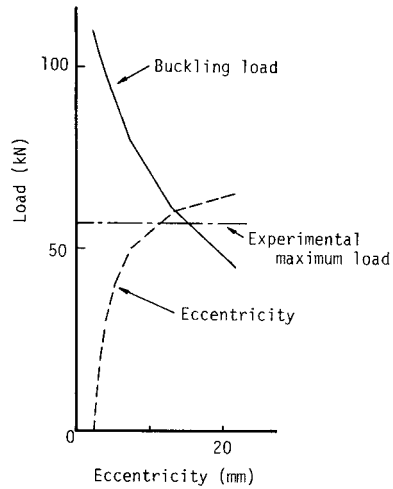


Fig. 14 Comparison between experimental maximum load and buckling load of C-1-0 specimen.

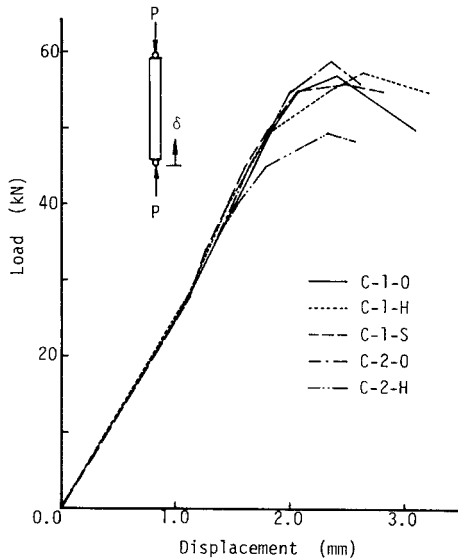


Fig. 12 Load-displacement curves of C-1 and C-2 type specimens.

心量の増加を式 (3) を用いて求めると Fig. 14 の破線のようになり、その偏心量を式 (4) に代入して座屈荷重を求めると Fig. 14 の実線になる。実線と破線の交点が耐力試験の座屈荷重であり、実験における最大荷重 (一点鎖線) とよい一致を示している。実験値の方が理論値よりわずかに低い値を示しているが、これは理論値の計算に用いた初期変形とはらみ出した方向の初期変形が一致しないこと、初期波形を sin 波に仮定したことなどによるものと思われる。同様の方法によって求めた座屈荷重と実験における最大荷重を Table 7 に示す。この表からわかるように C-1-0, C-1-H および C-1-S 試験体の理論値にも有意差は認められず、 $\sigma_n = 100 \text{ MPa}$ の圧縮応力作用下で溶接長 150 mm のガセットを溶接した $l/r = 97.7$, 48.6ϕ のパイプの耐力は無負荷で溶接されたパイプの耐力にほぼ等しいといえる。

Table 7 Comparison between maximum load in experiment and buckling load.

Specimen No.	Maximum load	Buckling load
C-1-0	57 kN	60 kN
C-1-H	56	54
C-1-S	58	52
C-2-0	60	61
C-2-H	50	48

C-2タイプ試験体においては Fig. 12 に示すように最大荷重に約 10 kN の違いがあった。はらみ出した方向は Fig. 13 に示す方向であった。C-1タイプ試験体同様初期変形の代表値として a-3 点を用いると、初期変形は、
C-2-0 試験体——2.2 mm
C-2-H 試験体——7.0 mm
であり、この初期変形の違いにより耐荷力に差が生じたものと考えられる。

これらについて式 (4) を用いて座屈荷重を求めると、Table 7 のように C-2-0、C-2-H 試験体に対してそれぞれ 61 kN、48 kN となり、実験の最大荷重とよい対応を示している。この理論値においても 13 kN の違いがあり、これは初期変形すなわち圧縮応力作用下で溶接したことによる影響である。以上より、 $\sigma_n=80$ MPa の圧縮応力作用下でリングスティフナーを溶接された $l/r=97.7$ 、48.6 ϕ のパイプの耐荷力は無負荷状態で溶接されたパイプの耐荷力の約 80 % に低下するといえる。

4. ま と め

216.3 ϕ と 48.6 ϕ のパイプに圧縮応力作用下でガセットあるいはリングスティフナーを溶接し、作業中の安定を確かめ、作業中安定であったものについて、その後の耐荷力を求めた。216.3 ϕ のパイプは非弾性座屈をする柱であり、48.6 ϕ のパイプは弾性座屈をする柱であった。結論は以下のとおりである。

(I) 作業中の安定について

(1) 216.3 ϕ のパイプでは $\sigma_n=240$ MPa (公称降伏応力度) 以下の圧縮応力が作用した状態で長さ 200 mm のガセットあるいは長さ 230 mm のリングスティフナーを溶接することは可能であった。

(2) 48.6 ϕ のパイプに長さ 150 mm のガセットを溶接する場合、 $\sigma_n=100$ MPa 以下の圧縮応力が作用している状態では溶接可能であったが、 $\sigma_n=160$ MPa (基本許容応力度) では溶接中に不安定になった。また、長さ 50 mm のリングスティフナーを溶接する際には $\sigma_n=80$ MPa 以下では溶接可能であったが、 $\sigma_n=100$ MPa 以上では溶接中に不安定となった。したがって、このような場合には入熱量を低くする、溶接長を分割して施工するあるいは作用荷重を低減する等の方法が必要である。

(3) 本実験において溶接中に不安定となった試験体に対して熱によるヤング率、降伏応力度の低下と溶接部を断面欠損として取り扱うことの両方あるいはいずれか一方を考慮した解析を行い、一次近似としては妥当であることを示した。

(II) 作業後の耐荷力

(4) 216.3 ϕ のパイプでは最大 4.4 mm の初期変形があったにもかかわらず耐荷力に有意差はなく、ほぼ素材の耐荷力に等しかった。したがって、216.3 ϕ のパイプでは $\sigma_n=240$ MPa 以下の圧縮応力作用下で長さ 200 mm 以下のガセットあるいは長さ 230 mm 以下のリングスティフナーを溶接したとしても無応力下で溶接されたパイプの耐荷力はもちろん素材のパイプの耐荷力を下回ることはないといえる。

(5) 48.6 ϕ のパイプでは $\sigma_n=100$ MPa 以下で長さ 150 mm のガセットを溶接したパイプの耐荷力に有意な差はなく、無応力下で溶接されたパイプの耐荷力にほぼ等しかった。また、 $\sigma_n=80$ MPa で長さ 50 mm のリングスティフナーを溶接した試験体では無応力下で溶接した試験体の耐荷力の約 80 % に低下した。したがって、このような場合には、作用荷重を低減する、荷重作用下での溶接により生じた変形を矯正する等の手段を講じる必要があると思われる。

謝 辞：本研究を実施するにあたり、本研究所技官中辻義弘氏ならびに日本橋梁 (株) の山中俊太郎氏をはじめとする多くの方々のご協力を得た。記して謝意とする。

Appendix SS 41 材の高温引張試験

SS 41 材の高温における材料特性を求めめるために高温引張試験を行った。試験片を Fig. 15 に示す。試験機は熱源にニクロム線を使用した割形管状炉を有するインストロン型引張試験機である。試験方法は JIS G 0567 に準拠した。

実験結果を Fig. 16, 17 に示す。Fig. 16 より明らかのように 100°C 以上の高温においては降伏点が明瞭でないで、0.2 % 耐力と比例応力度の両方を求めている (Fig. 17)。

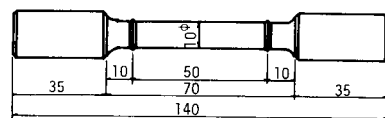


Fig. 15 Specimen configuration.

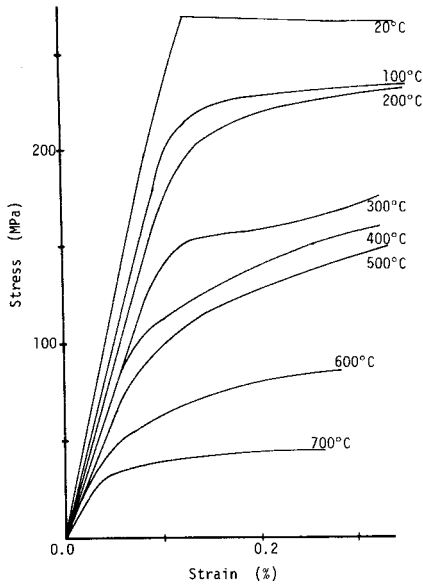


Fig. 16 Stress-strain curves.

参考文献

- 1) 橋梁と基礎：橋梁・今日の課題 補修と補強特集，建設図書，Vol. 17, No. 8, 1983.
- 2) 阪神高速道路公団：道路構造物の補修標準（鋼構造物編），昭和 59 年 4 月。
- 3) 鈴木博之・堀川浩甫：応力作用下で溶接された平板の変形挙動，土木学会論文集，No. 350/ I -2, pp. 237~242, 1984-10.
- 4) 電気学会：送電用支持物設計標準，JEC-127-1979.
- 5) 日本鋼構造協会標準委員会鋼管 JIS 小委員会実験班：塑

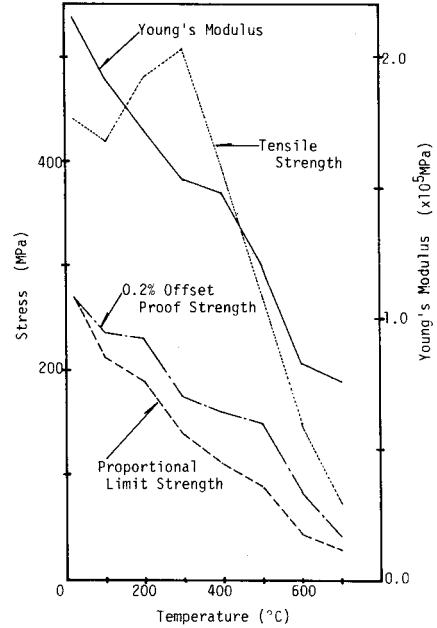


Fig. 17 Mechanical properties in high temperature.

- 性加工を受けた鋼材の機械的性質——STK 41 の引張ならびに圧縮に対する機械的性質——，JSSC, Vol. 6, No. 53, pp. 1~34, 1970.
- 6) 日本鋼構造協会技術委員会安全性分科会座屈小委員会溶接形鋼力学班：残留応力と座屈，JSSC, Vol. 3, No. 16, pp. 16~22, 44~48, 1967.
 - 7) 土木学会編：構造力学公式集。

(1984. 9. 5・受付)