鋼管異材溶接継手の内圧クリープ破断強度*

山 本 俊 二** 太 田 定 雄*** 亀 井 文 治***

The Internal Creep Rupture Strength of Joints of Steel Tubes Welded with Dissimilar Metals

by

Shunji YAMAMOTO, Sadao OHTA and Bunji KAMEI

(Central Research Laboratory, Kobe Steel Ltd., Kobe)

Hereunder is given an account of the uniaxial tension and internal pressure creep rupture tests conducted of the joints of 2. 25 Cr-1 Mo, 5 Cr-O. 5 Mo, 9 Cr-1 Mo low alloy steel tubes, and of 18-8 Mo, 18-8 Ti, 18-8 Nb stainless steel tubes, welded with dissimilar metals, to investigate the effect of the weld defects, and of the decarburized layer, on the internal pressure creep rupture strength of the welded joints, as well as the relationship between the uniaxial and the internal pressure creep rupture strength.

The results are summarized as follows :

(1) When poor penetration is formed at the welded joints, fracture often occurs in the welded metal under the internal pressure, and leaves the internal pressure creep rupture strength poor.

At sound joints, fracture always occurs in the base metal in the internal pressure test, and the strength of the welded joints is equal to that of plain tubes.

(2) A decarburized layer is formed at all dissimilar metal joints, regardless of electrodes, stainless steels or Inconel alloys.

At the joints of 2.25 Cr-1 Mo and stainless steels with 24 Cr-13 Ni stainless steel electrode, fracture occurs in the decarburized layer in uniaxial tests lasting for a longer time than 700~2000 hours, but in the internal pressure tests, fracture occurs in the base metal even after a longer duration. At other joints, fracture always occurs in the base metal both in the uniaxial and the internal pressure tests.

Thus it is evident that the internal pressure creep rupture strength of joints with dissimilar metals is not affected by the formation of a decarburized layer.

(3) The uniaxial and internal creep rupture data of the plain tubes and the welded joints which fractured in the base metal, are analyzed by the statistical method to determine the relationship between the uniaxial and the internal creep rupture strength.

The mean diameter formula is fairly applicable to the result of 2.25 Cr-1 Mo tubes, and of 9 Cr-1 Mo tubes, either in the received condition or in the stress relieved condition, while the ASME or the Tresca formula is applicable to the result of 5 Cr-O. 5 Mo steel tubes.

(Received Dec. 3, 1969)

1 緒 言

各種の鋼管材料の単軸引張クリープ破断強度と内圧クリープ破断強度との関連については、すでに多くの研究が行なわれ、適当な相当応力計算式を用いると、単軸引張クリープ破断試験結果から内圧クリープ破断強度を推定できることが示されている^{1)~7)}。

一方、鋼管は実用状態ではほとんどの場合溶接継手を伴っている。従来、溶接継手の強度は専ら単軸引張

クリープ試験によって求められているが、鋼管の溶接継手は、形状的には裏波、余盛り、溶接欠陥などによる断面変化があり、材質的にも母材、熱影響部、溶着金属と異なった部分からなり、さらに低合金鋼とステンレス鋼との異材溶接継手では脱炭層の生成があり、複雑な因子が関連するので、上のような単軸引張クリープ破断強度と内圧クリープ破断強度の対応がそのまま成立するとは限らない。また、鋼管の使用上の事故は溶接継手で発生することが多く、鋼管溶接継手の内圧クリープ挙動をしらべることは実用上も非常に重要であるが、この種の研究は比較的少ない^{8)~11)}。

* 原稿受理 昭和44年12月3日

** 正 会 員 (株)神戸製鋼所中央研究所 神戸市葺合区脇浜町

*** (株)神戸製鋼所中央研究所 神戸市葺合区脇浜町

Table I. Chemical composition, heat treatment and size of tubes.

Steel	Chemical composition (%)											Heat treatment	Size (mm) (O.D. × t)
	C	Si	Mn	P	S	Cu	Cr	Ni	Mo	Ti	Nb		
18-8 Mo	0.04	0.78	1.65	0.028	0.022	0.19	16.68	13.20	2.43	—	—	1100°C W.Q.	50.8×8.8
18-8 Ti (1)	0.07	0.47	1.59	0.023	0.015	0.08	18.82	12.46	0.08	0.66	—	1130°C. W.Q.	50.8×8.8
18-8 Ti (2)	0.05	0.45	1.57	0.032	0.020	0.17	17.94	10.84	—	0.33	—	1130°C. W.Q.	55.0×9.3
18-8 Nb	0.04	0.42	1.47	0.019	0.019	0.14	18.30	12.43	—	—	0.77	1100°C. W.Q.	55.0×9.3
2.25Cr-1Mo	0.13	0.27	0.49	0.019	0.018	0.04	2.29	—	0.97	—	—	920°C→720°C iso thermal transformation	50.8×8.8
5Cr-0.5Mo	0.07	0.40	0.45	0.019	0.013	0.13	4.86	0.10	0.52	—	—	900°C→730°C iso thermal transformation	55.0×9.3
9Cr-1Mo	0.07	0.42	0.50	0.017	0.014	0.20	9.26	0.24	1.02	—	—	900°C→730°C iso thermal transformation	55.0×9.3

本研究では、以上の観点から、2.25 Cr-1 Mo, 5 Cr-0.5 Mo, 9 Cr-1 Mo 低合金鋼、鋼管の同材およびこれらの低合金鋼管と 18-8 Mo, 18-8 Ti, 18-Nb ステンレス鋼鋼管の異材突合せ溶接部について単軸クリープ破断試験および内圧クリープ破断試験を行ない、鋼管溶接継手の内圧クリープ破断強度に及ぼす溶接欠陥、脱炭層の影響、および単軸クリープ破断強度と内圧クリープ破断強度との関連について検討した。

2 方 法

2・1 試験材

本研究に用いた鋼管の化学成分、熱処理、寸法を

Table II. Welding of tubes.

Tube (A)	Welding electrode	Tube (B)	Preheating	Stress relief
2.25Cr-1Mo	2.25Cr-1Mo	2.25Cr-1Mo	200°C	720°C 1 h F.C.
"	"	"	"	"
2.25Cr-1Mo	24Cr-13Ni	18-8Mo	"	720°C 1 h F.C.
"	"	"	"	"
"	15Cr-70NiNb-D*	"	"	720°C 1 h F.C.
"	"	"	"	"
2.25Cr-1Mo	24Cr-13Ni	18-8Ti (1)	"	720°C 1 h F.C.
"	"	"	"	"
"	15Cr-70NiNb-D	"	"	720°C 1 h F.C.
"	"	"	"	"
5Cr-0.5Mo	5Cr-0.5Mo	5Cr-0.5Mo	250°C	750°C 1 h F.C.
5Cr-0.5Mo	2.25Cr-1Mo	2.25Cr-1Mo	"	"
5Cr-0.5Mo	9Cr-1Mo	9Cr-1Mo	"	"
5Cr-0.5Mo	15Cr-50Ni	18-8 Ti (2)	"	"
5Cr-0.5Mo	15Cr-70NiNb-D	18-8 Nb	"	"
"	15Cr-70NiNb**	"	"	"
9Cr-1Mo	9Cr-1Mo	9Cr-1Mo	"	"
9Cr-1Mo	2.25Cr-1Mo	2.25Cr-1Mo	"	"
9Cr-1Mo	15Cr-50Ni	18-8 Ti (2)	"	"
9Cr-1Mo	15Cr-70NiNb-D	18-8 Nb	"	"
"	15Cr-70NiNb	"	"	"

* For direct current welding

** For alternating current welding

Table I に示す。これらの鋼管はいずれも熱間押し一冷間引抜き工程によって製造され、熱処理は連続炉で行なわれた。

2・2 溶接方法

試験を行なった溶接部について、材料の組合せ、溶接棒、予熱、応力除去焼なましを Table II に示す。

2.25 Cr-1 Mo 鋼の同材溶接には共金溶接棒を用い、ステンレス鋼との異材溶接では、24 Cr-13 Ni ステンレス系溶接棒および 15 Cr-70 NiNb インコネル系溶接棒を用い、溶着金属の性質の影響を検討し、また応力除去焼なましの有無についても検討している。5 Cr-0.5 Mo, 9 Cr-1 Mo 鋼では、同材溶接および他の低合金鋼との異材溶接には共金溶接棒を用いたが、ステンレス鋼との異材溶接には 15 Cr-50 Ni, 15 Cr-70 NiNb インコネル系溶接棒を用いた。

なお、2.25 Cr-1 Mo 鋼の同材溶接継手、2.25 Cr-1 Mo 鋼と 18-8 Mo, 18-8 Ti 鋼との異材溶接継手の一部には、溶接の際に溶込み不良部を残し、そのまま内圧クリープ破断試験を行なって溶接欠陥の影響を検討した。

2・3 単軸および内圧クリープ破断試験

内圧クリープ破断試験片を Fig. 1 に示す。内圧クリープ破断試験では、実用状態を考慮して、ビード余盛をつけたまま試験を行なった。

単軸クリープ破断試験は、同じ溶接継手の図に示した位置から平行部の径 6 mm、標点距離 30 mm の試験片を切出して行なった。

内圧クリープ破断試験装置の概略を Fig. 2 に示す。

(a) Butted welded tubular specimen (b) Plain tubular specimen

Fig. 1. Tubular specimens.

Fig. 2. Internal pressure creep rupture testing apparatus.

この装置では、増圧機によって水圧を発生し、これを蓄圧器で Ar のガス圧に変換し、これが高圧パルプをへて、平列に10個並んだ試験片のおおのに加えられる。圧力は抵抗線ひずみゲージを利用した KS 型高圧力計（神戸製鋼所製）およびブルドン管圧力計によって測定される。

3 結 果

3・1 2.25 Cr-1 Mo 鋼鋼管溶接継手

3・1・1 同材溶接継手 (Fig. 3) 単軸クリープ破断試験では、1 例を除き、破断は母材で起きている。強度は溶接のままの場合は素管とほとんど変わらないが、応力除去焼なましを行なったものはやや低くなる。

内圧クリープ破断試験では、健全溶接継手は、溶接のままおよび応力除去焼なましを行なったものともに

母材で破断する。溶込み不良のある場合は、溶接のままでは 1 例を除き溶着金属で破断し、この場合には強度が著しく低い。応力除去焼なましを行なうと母材で破断ようになるが、溶接のままの健全溶接継手に比べると強度が低下している。

3・1・2 異材溶接継手 (Fig. 4~7, 9) 18-8 Mo 鋼との異材溶接継手のうち、ステンレス系溶接棒を用いた場合は、単軸クリープ破断試験において 1000 h までの短時間では 2.25 Cr-1 Mo 鋼母材で破断するが、約 2000 h 以上の長時間では、2.25 Cr-1 Mo 鋼側の熱影響部に発生する脱炭層で破断ようになる。内圧クリープ破断試験では、健全溶接継手はいずれも 2.25 Cr-1 Mo 鋼母材で破断するが、溶込み不良のある場合は 1 例を除き、溶着金属で破断し、強度が低い。

一方、インコネル系溶接棒を用いた場合には単軸クリープ破断試験でも熱影響部での破断はみられず、すべて母材で破断する。内圧クリープ破断試験では、健全溶接継手は母材で破断するが、溶込み不良のあるものは、溶着金属で破断するものがみられる。

18-8 Ti 鋼との異材溶接継手では、ステンレス系溶接棒を用いた場合は、単軸クリープ破断試験において約 700 h 以上で脱炭層での破断がみられるが、内圧クリープ破断試験機においては、溶込み不良のある場合も含めて破断はすべて 2.25 Cr-1 Mo 鋼の母材で起きている。

インコネル系溶接棒を用いた場合には、単軸、内圧

Fig. 3. Tensile and internal pressure creep rupture strength of 2.25 Cr-1 Mo tube and its welds at 550°C.

Fig. 4. Tensile and internal pressure creep rupture strength of welded joints of 2.25 Cr-1 Mo and 18-8 Mo tubes at 550°C (24 Cr-13 Ni electrode).

Fig. 5. Tensile and internal pressure creep rupture strength of welded joints of 2.25 Cr-1 Mo and 18-8 Mo tubes at 550°C (15 Cr-70 Ni Nb-D electrode).

Fig. 6. Tensile and internal pressure creep rupture strength of welded joints of 2.25 Cr-1 Mo and 18-8 Ti tubes at 250°C (24 Cr-13 Ni electrode).

Fig. 7. Tensile and internal creep rupture strength of welded joints of 2.25 Cr-1 Mo and 18-8 Ti tubes at 550°C (15 Cr-70 Ni Nb electrode).

クリープ破断試験とも、破断はすべて 2.25 Cr-1 Mo 鋼の母材で起きている。

なお、ステンレス鋼との異材溶接継手の場合にも、応力除去焼なましを行なったものは、溶接のままのものに比べて、単軸、内圧クリープ破断強度ともやや低い。

3.2 5 Cr-0.5 Mo, 9 Cr-1 Mo 鋼鋼管溶接継手 (Fig.

で破断が起きている。

4 考 察

4.1 溶込み不良の影響

内圧クリープ破断試験において、2.25 Cr-1 Mo 鋼同材溶接継手、2.25 Cr-1 Mo 鋼と 18-8 Mo, 18-8 Ti 鋼との異材溶接継手で溶込み不良のある場合には、溶

8~10)

5 Cr-0.5 Mo, 9 Cr-1 Mo 鋼を含む同材および異材溶接継手はいずれも健全溶接継手であり、また溶接後、応力除去焼なましを行なっている。

5 Cr-0.5 Mo 鋼の同材溶接継手、2.25 Cr-1 Mo, 9 Cr-1 Mo 低合金鋼との異材溶接継手、18-8 Ti, 18-8 Nb ステンレス鋼との異材溶接継手とも、単軸クリープ破断試験、内圧クリープ破断試験、いずれにおいても 5 Cr-0.5 Mo 鋼の母材で破断し、溶接継手の種類によって大きな差はみられない。

9 Cr-1 Mo 鋼の同材溶接継手、2.25 Cr-1 Mo, 18-8 Ti, 18-8 Nb 鋼との異材溶接継手の場合も、単軸クリープ破断試験、内圧クリープ破断試験いずれにおいても 9 Cr-1 Mo 鋼の母材

Fig. 8. Tensile and internal pressure rupture strength of welded joints of 5 Cr-0.5 Mo and alloy steel tubes at 600°C.

Fig. 9. Tensile and internal pressure creep rupture strength of welded joints of 5 Cr-0.5 Mo and stainless steel tubes at 600°C.

Fig. 10. Tensile and internal pressure rupture strength of welded joints containing 9 Cr-1 Mo steel at 600°C.

着金属で破断するものがみられ、この場合には一般に母材で破断するものに比べ低い強度を示している。溶着金属で破断したものの例を Fig. 11 に示す。クラックは溶込み不良部の先端から発生し、溶着金属の中央部を外周に向かって伝ばしている。

溶込み不良部の形状を Fig. 12 のように考え、溶込み不良部の先端の半径を 0.1, 0.5, 1.0 mm とした場合に、内圧による長手方向応力によって、先端に生ずる応力集中を Neuber の計算図表から求め、内圧を 650, 700 kg/mm² とした場合に、先端に生ずる応力を求めると Table III のようになる。先端の半径が実際に近いと考えられる 0.1~0.3 mm 程度では、たとえば平均径の式によって計算した相当応力より、先端の長手方向の応力が高くなっているものと考えられ、溶込み不良があるためその先端でクラックを発生し、溶着金属中を伝ばして破断することが説明される。

溶込み不良部の先端の応力は、溶込み不良部の形状によって変わるが、同じ溶接方法による試験片で溶込み不良があっても溶着金属で破断するものと母材で破断するものがあるのは、溶込み不良部の形状の差によるものと考えられる。

また、共金溶接棒を用いた 2.25 Cr-1 Mo 鋼の同材溶接継手で溶込み不良のある場合、溶接のままでは溶着金属で破断するが、応力除去焼なましを行なうと母

Fig. 11. Fracture in a weld with the poor penetration (2.25 Cr-1 Mo steel tubeweld, $\times 4 \times \frac{1}{2}$).

Fig. 12. Model of poor penetration.

Table III. Longitudinal stress at tip of poor penetration.

$\frac{r}{p}$	α			Perfect penetration	Equivalent stress by mean dia. formula
	0.2 mm	0.5 mm	1.0 mm		
	5.0	3.2	2.6	1	
600 kg/cm ²	23.7	15.2	12.4	4.8	15.5
700 kg/cm ²	25.5	16.3	13.2	5.1	16.7

r ; Radius of poor penetration tip

α ; Stress concentration factor

p ; Internal pressure

材で破断する。溶着金属の硬度は溶接のままではビッカースかたさで約 320 であるが、応力除去焼なましを行なうとビッカースかたさで約 210 に低下する。この場合には溶接のままでは溶着金属の硬度が高く延性が劣るため切欠き感受性が高くなり、溶着金属で破断が起こるが、応力除去焼なましを行なうと溶着金属が軟化するにともない延性を回復し、切欠き感受性が低下するため溶着金属での破断が起こらなくなるものと考えられる。

このように溶込み不良の影響には、溶込み不良の形状の他、溶着金属の切欠き感受性も関係するものと考えられる。

4・2 脱炭層の影響

2.25 Cr-1 Mo 鋼と 18-8 Mo, 18-8 Ti 鋼との異材溶接継手の単軸クリーブ破断試験において、ステンレス系溶接棒を用いた場合には、短時間側では 2.25 Cr-1 Mo 鋼の母材で破断するが、長時間では 2.25 Cr-1 Mo 鋼の熱影響部で破断する。この場合には 2.25 Cr-1 Mo 鋼中の C がステンレス鋼溶着金属に拡散するため熱影響部に脱炭層を生じ、長時間ではここで破断する。この例を Fig. 13 (a) に示す。

(a) (b)

(a) Weld of 2.25 Cr-1 Mo and 18-8 Ti tubes with 24 Cr-13 Ni electrode, fracture in decarburized zone after 681 hr at 550°C under tensile stress of 14 kg/mm²

(b) Weld of 5 Cr-0.5 Mo and 18-8 Nb tubes with 15 Cr-70 Ni Nb electrode, fractured in 5 Cr-0.5 Mo base metal after 480 hr at 600°C under tensile stress of 7.5 kg/mm²

Fig. 13. Decarburized zone ($\times 100 \times \frac{1}{2}$).

このような脱炭層は上の場合の他、5 Cr-0.5 Mo, 9 Cr-1 Mo 鋼とステンレス鋼の異材溶接継手では、ステンレス系溶接棒、インコネル系溶接棒のいずれを用いた場合にも、その幅に差があるが常にみとめられる。この例を Fig. 13 (b) に示す。また、Cr 含有量の異なる 2.25 Cr-1 Mo, 5 Cr-0.5 Mo, 9 Cr-1 Mo 低合金鋼管の異材溶接継手でもみられる。しかし、これらの溶接継手では単軸クリーブ破断試験でも強度の低い方の低合金鋼の母材で破断し、脱炭層での破断はみられない。

これは脱炭層の幅が小さい場合には、脱炭層が両側の強度の高い溶着金属と脱炭していない母材に拘束され、強度の低い脱炭層のみが変形することができず、ここでクラックが発生することがないためと考えられ

る。この場合、破断が脱炭層で起こるか否かは脱炭層の幅および脱炭層と他の部分との強度の比に関係するものと考えられる。

一方、内圧クリープ破断試験では、単軸クリープ破断試験で脱炭層破断した 2.25 Cr-1 Mo 鋼と 18-8 Mo, 18-8 Ti 鋼との異材溶接継手でも脱炭層での破断はみられない。単軸クリープ破断試験と内圧クリープ破断試験では最大主応力の方向が異なっており、管状試験片では脱炭層で最大主応力の接線方向への変形が両側の溶着金属および母材によって、単軸クリープ破断試験の場合より強く拘束されるためと考えられる。脱炭層の幅がさらに大きくなれば拘束度が低下するので脱炭層から破断する可能性もあるが、これについてはさらに長時間試験を行なって検討する必要がある。

以上のように内圧クリープ破断試験では、母材より強度の低い脱炭層がある場合にも、その変形が両側の母材あるいは溶着金属によって拘束されるため、ここで破断することはなく、したがって内圧クリープ破断強度に影響しない。内圧クリープ破断強度には、むしろ溶込み不良の効果が大きく、単軸クリープ破断試験では母材で破断する場合でも、溶込み不良があると溶着金属で破断し、内圧クリープ破断強度が低下するので注意する必要がある。

4.3 単軸クリープ破断強度と内圧クリープ破断強度の関係

2.25 Cr-1 Mo 鋼管の素管および溶接のままの溶接

継手の単軸クリープ破断試験で母材で破断したものについて応力-破断時間の関係を示す回帰直線とその信頼限界を求めると Fig. 14 の鎖線および点線のようになる。一方、2.25 Cr-1 Mo 鋼の素管および溶接のままの溶接継手の内圧クリープ破断試験で母材で破断したもののデータについて、平均径の式

$$\sigma_e = P_i \cdot (K+1)/2(K-1)$$

(σ_e ; 相当応力, P_i ; 内圧, K =内径/外径)

によって相当応力を求め、これにプロットし、また、その場合の相当応力-破断時間の関係を示す回帰直線を求めると Fig. 14 に示すようになる。この図には、また、同じ内圧クリープ破断試験データについて、下の各式によって相当応力を計算して得られた、相当応力-破断時間の関係を示す回帰直線も示されている。

外径公式 $\sigma_e = P_i \cdot K/(K-1)$

Lamé の修正式 $\sigma_e = P_i \cdot [K/(K-1) - 0.4]$

Tresca の式 $\sigma_e = P_i \cdot 1/\ln K$

ASME の式 $\sigma_e = P_i \cdot [K/(K-1) - 0.7]$

Mises の式 $\sigma_e = P_i \cdot \sqrt{3}/2 \cdot 1/\ln K$

内径公式 $\sigma_e = P_i \cdot 1/(K-1)$

この結果から、データのバラツキも考慮した場合にも平均径の式による回帰直線が単軸クリープ破断試験のそれとよく一致し、他の式による回帰直線は単軸クリープ破断試験結果と合わないことがわかる。

Fig. 15 は 2.25 Cr-1 Mo 鋼管の溶接継手で後熱処理を行なった場合、母材で破断したものについて、

Fig. 14. Relationship between uniaxial and internal creep rupture data for 2.24Cr-1 Mo steel tube, as received (550°C).

Fig. 15. Relationship between uniaxial and internal pressure creep rupture data for 2.25 Cr-1 Mo steel tube, stress relieved (550°C).

Fig. 16. Relationship between uniaxial and internal pressure creep rupture data for 5 Cr-0.5 Mo steel (600°C).

Fig. 17. Relationship between uniaxial and internal pressure creep rupture data for 9 Cr-1 Mo steel tube (600°C).

Fig. 14 と同じように求めた結果であるが、この場合にも平均径の式による回帰直線が単軸クリーブ破断試験結果とよい一致を示している。

2.25 Cr-1 Mo 鋼管において単軸クリーブ破断強度と内圧クリーブ破断強度との関係が平均径の式でよく表わされることは、篠田ら、Carlson⁹⁾らおよび Chitty⁵⁾らの結果と一致している。

Fig. 16, 17 には単軸、内圧クリーブ破断試験とも全部母材で破断した 5 Cr-0.5 Mo, 9 Cr-1 Mo 鋼管の場合について同じようにして求めた結果を示す。9 Cr-1 Mo 鋼管では、平均径の式による回帰直線が単軸クリーブ破断試験の結果とよく一致しているが、5 Cr-0.5 Mo 鋼管では、平均径の式による回帰直線は単軸クリーブ破断試験の結果と一致せず、むしろ ASME の式あるいは Tresca の式による回帰直線が合っている。5 Cr-0.5 Mo 鋼管では単軸クリーブ破断試験の応力-破断時間の関係を示す回帰直線と内圧クリーブ破断試験の相当応力-破断時間の関係を示す回帰直線のこう配の差が他の鋼種の場合より大きくなっているが、これについてはさらに多くの試験を系統的に行なって検討する必要があるものと考えられる。

5 結 論

2.25 Cr-1 Mo, 5 Cr-0.5 Mo, 9 Cr-1 Mo 鋼管の同材溶接継手およびこれらの低合金鋼管と 18-8 Mo, 18-8 Ti, 18-8 Nb 鋼管との異材溶接継手について単軸クリーブ破断試験および内圧クリーブ破断試験を行ない、鋼管の溶接継手の内圧クリーブ破断強度に及ぼす溶込み不良の存在、脱炭層の発生の影響、単軸クリーブ破断強度と内圧クリーブ破断強度との関係を検討し、次の結果を得た。

(1) 溶込み不良は溶接継手の内圧クリーブ破断強度に大きな影響をもち、2.25 Cr-1 Mo 鋼管の同材溶接継手および 18-8 Mo, 18-8 Ti 鋼管と 2.25 Cr-1 Mo 鋼管の異材溶接継手で溶込み不良がある場合には、単軸クリーブ破断試験で母材で破断するものでも、内圧クリーブ破断試験では溶着金属で破断が起こることがあり、この場合には母材で破断する場合に比べ強度が低くなる。溶込み不良の影響は、溶込み不良部の形状の他、溶着金属の切欠き感受性が関係するものと考えられる。

溶込み不良のない健全溶接継手では、単軸クリーブ破断試験で溶着金属で破断するものでも内圧クリーブ破断試験では母材で破断し、内圧クリーブ破断強度は

溶接部のない場合と変わらない。

(2) 2.25 Cr-1 Mo 鋼管と 18-8 Mo, 18-8 Ti 鋼管との異材溶接継手で 24 Cr-13 Ni ステンレス溶接棒を用いた場合には、単軸クリーブ破断試験において長時間側で 2.25 Cr-1 Mo 鋼管の熱影響部の脱炭層で破断するが、内圧クリーブ破断試験では溶込み不良のない限り破断はすべて母材で起こり、脱炭層の発生による強度の低下はない。

脱炭層は、他の低合金鋼とステンレス鋼との異材溶接継手でも、また溶接棒にインコネルを用いた場合にも、さらに、Cr 含有量の異なる低合金鋼管の間の異材溶接継手でも発生するが、この場合には単軸、内圧クリーブ破断試験とも、脱炭層での破断はなく、強度低下はない。

(3) 低合金鋼管およびその溶接継手において単軸、内圧クリーブ破断試験とも母材で破断する場合について、単軸クリーブ破断強度と内圧クリーブ破断強度の関係を、データのバラツキを統計的に考慮して検討すると、2.25 Cr-1 Mo, 9 Cr-1 Mo 鋼では平均径の式、5 Cr-0.5 Mo 鋼管では、ASME の式あるいは Tresca の式で表わされることが示された。

(昭和44年10月22日 第9回高温強度シンポジウムにて講演)

参 考 文 献

- 1) Burrows, W. R., R. Michel, and A. W. Rankin, Trans. ASME, **54**, 427 (1954).
- 2) Tucker, J. T., E. E. Coulter, and L. F. Kooistra, Trans. ASME, Ser. D, **82**, 465 (1960).
- 3) Ohnamu, M., and Y. Awaya, Proc. 6th Japan Cong. Test. Mat., **61** (1962).
- 4) Carlson, W. B., and D. Duval, Engineering, **193**, 829 (1962).
- 5) Chitty, A., and D. Duval, Joint International Conference on Creep, **4-1** (1963), Inst. Mech. Engrs.,
- 6) Taira, S., R. Koterazawa, and R. Ohtani, Proc. 8th Japan Cong. Test. Mat., **53** (1965).
- 7) 平 修二, 大谷隆一, 日本機械学会誌, **68**, 1560(1965).
- 8) 池島俊雄, 丸岡秀俊, 材料試験, **11**, 165 (1962).
- 9) 篠田 暲, 玉田 公, 井上靖介, 第7回高温強度シンポジウム資料, **98** (1963) 日本材料学会
- 10) Mantle, K. G., and M. G. Gemmill, High Temperature Properties of Steels (ISI. Pub. No.97), 495 (1966) Iron and Steel Inst.
- 11) 耳野 亨, 村瀬貞彦, 橋田勝行, 日本鋼管技報, No.44, 355 (1968).