

本資料は 年 月 日付で登録区分、  
変更する。

分置

01.11.30  
[技術情報室]

# 高速炉用燃料被覆管のクリープ試験

## (第12次クリープ試験)

1983年12月

動力炉・核燃料開発事業団  
FBR. 材料専門委員会  
クリープサブグループ

この資料は動燃事業団の開発業務を進めるため、限られた関係者だけに配布する

本資料の全部または一部を複写・複製・転載する場合は、下記にお問い合わせください。

〒319-1184 茨城県那珂郡東海村大字村松4番地49  
核燃料サイクル開発機構  
技術展開部 技術協力課

Inquiries about copyright and reproduction should be addressed to:  
Technical Cooperation Section,  
Technology Management Division,  
Japan Nuclear Cycle Development Institute  
4-49 Muramatsu, Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki, 319-1184  
Japan

© 核燃料サイクル開発機構 (Japan Nuclear Cycle Development Institute)

1983年12月

## 高速炉用燃料被覆管のクリープ試験

(第12次クリープ試験)

### 要旨

第12次試験では昭和55年度試作の成分仕様にもとづき昭和56年度に大量製作した「常陽」MK-II第2次取替用炉心燃料被覆管56JK, 56JSについて引張試験、バースト試験、内圧クリープ破断試験、金属組織観察及び硬さ試験を行った。本試験結果に基づき、仕様の評価を行ない、また「もんじゅ」初装荷用炉心燃料被覆管の設計データを得た。さらに昭和55年度に試作された高速原型炉「もんじゅ」用炉心燃料被覆管のうち55MSについて、単軸クリープ破断試験、単軸クリープ試験、内圧クリープ試験を行った。

試験結果をまとめると以下のとおりである。

- (1) 引張試験及びバースト試験結果では、56JKと56JSの間に顕著な差は認められなかつた。また56JK, 56JSは55MK, 55MSと同程度の強度及び伸びを示した。
- (2) 内圧クリープ破断試験結果では、56JKと56JSは同程度の強度を有していることがわかった。今回の内圧クリープ破断試験結果と第1次から第11次までの結果とを比べると、56JKと56JSの破断強度の長時間推定値( $650^{\circ}\text{C} \times 7,560\text{ h}$ ,  $675^{\circ}\text{C} \times 17,760\text{ h}$ )は、昭和54年度及び昭和55年度試作材と同程度の値を示しており、大量製作された場合においても被覆管の内圧クリープ破断強度はR&D試作被覆管のそれと同程度の高い値を示すことが確認された。
- (3) 内圧クリープ試験では、各試験機関の間にデータの差異がみられた。しかし、外径の連続測定により得られたクリープ曲線は単軸クリープ曲線とほぼ対応し、外径の断続測定よりも良好であると考えられる。
- (4) 試験温度 $750^{\circ}\text{C}$ での単軸クリープ破断強度は、内圧クリープ破断強度より若干低い値を示した。単軸クリープ試験の結果、最小クリープ速度は55MSと55MKで同程度であった。

(5) 昭和 55 年度試作の仕様に基づいて、約 9,000 本という大量に製作された被覆管について、内圧クリープ破断試験を主とした各種試験を行った結果、量産化された被覆管の諸性質は、安定した品質のもとに供給され得るものと思われる。

## Creep Test for FBR Fuel Cladding Tubes (XII)

### Abstract

In regard to "Joyo" MK-II reload fuel cladding tubes, 56JK and 56JS, which were domestically produced on a large scale with specifications set in fiscal year 1980, many kinds of test such as tensile test, burst test, creep rupture test under internal pressure, as well as metallurgical microstructure observation and hardness test, were conducted.

From these test data, the specifications for fuel cladding tubes were evaluated and design data were obtained for "Monju" initial core fuel cladding tubes. In addition, as for "Monju" fuel cladding tube, 55MS, domestically trial-manufactured in fiscal year 1980, high temperature characteristic data were also obtained by conducting creep and creep rupture test under uniaxial tension and internal creep test.

Results obtained are:

- (1) There are little differences in tensile and burst test results between 56JK and 56JS. They show almost same strengths and elongations as 55MK and 55MS.
- (2) There are little differences in creep rupture test results under internal pressure between 56JK and 56JS. Compared with cladding tube creep rupture test results under internal pressure, which were performed in the first to 11th test, the results of this time have the same level of creep rupture strength ( $650^{\circ}\text{C} \times 7,560\text{h}$ ,  $675^{\circ}\text{C} \times 17,760\text{h}$ ) as both 54M and 55M. This result shows that creep rupture strength under internal pressure of cladding tubes in large scale production (56JK and 56JS) is the highest as the one in trial-manufacturing (54M and 55M).
- (3) There is scattering of data in creep rupture test under internal pressure among each one of the member institutions. But there is little difference between creep

curves obtained from continuous measurement of an outside diameter and creep test method under uniaxial tension. This means that continuous measurement of an outside diameter is better than off-and on-measurement of an outside diameter.

- (4) Creep rupture strength under uniaxial tension at test temperature 750°C is smaller than the one under internal pressure.

As the result of creep test under uniaxial tension, there are little differences in the minimum creep rate between 55MS and 55MK.

- (5) In regard to about 9,000 pieces of fuel cladding tubes which were produced on a large scale with specifications set in fiscal year 1980, high temperature characteristic data have been obtained by conducting several tests such as creep rupture under internal pressure.

These characteristic data show that the fuel cladding tubes in large scale production are able to be supplied in stable and high quality condition by manufacturers.

## FBR材料専門委員会クリープサブグループ

(主　　査)	田　中　千　秋	(金属材料技術研究所)
	八　木　晃　一	(金属材料技術研究所)
	大　場　敏　夫	(金属材料技術研究所)
	寺　西　洋　志	(住友金属工業)
	上　野　憲　市　郎	(住友金属工業)
	太　田　定　雄	(神戸製鋼所)
	内　田　博　幸	(神戸製鋼所)
	原　　照　雄	(日立製作所)
	土　肥　英　司	(日立製作所)
	八　木　隆　雄	(動燃事業団)
	藤　原　優　行	(動燃事業団)
	池　永　慶　章	(動燃事業団)
	神　谷　和　明	(動燃事業団)
	小　幡　真　一	(動燃事業団)
	吉　田　英　一	(動燃事業団)
(兼取まとめ担当)	柚　原　俊　一	(動燃事業団)
(　　々　　)	小　山　真　弘	(動燃事業団)
(　　々　　)	佐　藤　義　則	(動燃事業団)

## 目 次

1. まえがき .....	1
2. 供試材 .....	2
3. 試験方法 .....	3
3.1 内圧クリープ破断試験方法 .....	3
3.2 内圧クリープ試験方法 .....	3
3.3 単軸クリープ及び単軸クリープ破断試験方法 .....	3
4. 試験結果 .....	4
4.1 内圧クリープ破断試験結果 .....	4
4.2 内圧クリープ試験結果 .....	4
4.3 単軸クリープ及び単軸クリープ破断試験結果 .....	5
5. 試験結果の整理 .....	7
5.1 内圧クリープ破断 .....	7
5.2 単軸クリープ .....	11
5.3 単軸クリープ破断 .....	11
6. まとめ .....	12
7. 参考文献 .....	13
8. あとがき .....	16
9. 付録 .....	65
重回帰分析による内圧クリープ破断強度推定値に及ぼす要因効果の検討 .....	65

## 表 の リ ス ト

Table 1. 被覆管の化学成分

2. 製 造 条 件
3. 各試験機関で測定した結晶粒度
4. 各試験機関で測定した硬さ
5. 引張試験結果 ( 56 J K )
6. 引張試験結果 ( 56 J S )
7. バースト試験結果
8. 内圧クリープ破断試験条件
9. 内圧クリープ試験条件
10. 単軸クリープ破断及び単軸クリープ試験条件
11. 内圧クリープ破断試験結果 ( 56 J K )
12. 内圧クリープ破断試験結果 ( 56 J S )
13. 内圧クリープ試験結果
14. 単軸クリープ破断及び単軸クリープ試験結果
15. 1 次～12 次被覆管のクリープ破断強度推定値

## 図 の リ ス ト

- Fig. 1 (a) 56 JK の横断面と縦断面の顕微鏡組織  
1 (b) 56 JS の横断面と縦断面の顕微鏡組織  
2. 56 MS の横断面と縦断面の顕微鏡組織  
3. 試験温度と引張強さとの関係 (56 JK, 56 JS)  
4. 試験温度と 0.2% 耐力との関係 (56 JK, 56 JS)  
5. 試験温度と破断伸びとの関係 (56 JK, 56 JS)  
6. 試験温度とバースト圧力との関係 (56 JK, 56 JS)  
7. 試験温度とバーストフープ応力との関係 (56 JK, 56 JS)  
8. 内圧クリープ破断及び内圧クリープ試験の試験片形状  
9. 単軸クリープ破断及び単軸クリープ試験の試験片形状  
10. 内圧クリープ破断試験の試験圧力と破断時間との関係 (56 JK, 56 JS)  
11. 内圧クリープ破断試験のフープ応力と破断時間との関係 (56 JK, 56 JS)  
12. フープ応力と破断時間との関係 (56 JK と 55 MK, 55 MS との比較)  
13. フープ応力と破断時間との関係 (56 JS と 55 MS, 55 MK との比較)  
14(a), (b) 内圧クリープ試験のクリープ曲線 (55 MS)  
15(a), (b) 内圧クリープ曲線と単軸クリープ曲線との比較 (55 MS)  
16. 内圧クリープ試験のフープ応力と最小クリープ速度との関係  
17(a), (b) 55 MS と 55 MK の内圧クリープ曲線の比較  
18. 内圧クリープ破断試験のフープ応力と破断時間との関係 (55 MK, 55 MS)  
19. 単軸クリープ及び内圧クリープの応力と最小クリープ速度との関係  
20. 55 MS と 55 MK の単軸クリープ曲線の比較  
21(a), (b), (c), (d) 内圧クリープ試験のフープ応力と LMP の関係 (56 JK)  
22. 内圧クリープ試験のフープ応力と LMP の関係 (56 JS)  
23. 1 次～12 次被覆管の製造条件, 化学成分と, 長時間推定破断時間との関係  
24. 単軸クリープ破断試験の応力と LMP との関係  
25. 単軸及び内圧クリープ破断試験のフープ応力と LMP との関係  
26. FBR の 316 鋼燃料被覆管の開発概要  
27. 316 鋼燃料被覆管のクリープ破断強度の改善

## 1. まえがき

動力炉・核燃料開発事業団では、昭和43年以来高速実験炉「常陽」及び高速原型炉「もんじゅ」用の燃料被覆管の研究開発を進めてきた。現在までに実施した11回の試験結果<sup>1)~12)</sup>及び太田ら<sup>13)~15)</sup>、行俊ら<sup>16), 17)</sup>、近藤ら<sup>18)</sup>の研究結果から、SUS316被覆管のクリープ破断強度はおもにBとPの量、結晶粒度、冷間加工度及び溶体化処理温度に影響されることが明らかになってきた。昭和53年度試作の「もんじゅ」用被覆管では、これらの点に留意するほか、おもにTiを微量添加することにより、更に優れたクリープ破断強度が得られ、昭和54年度試作の「もんじゅ」用被覆管ではTiの他にNbの微量添加またはBの增量によって、より高いクリープ破断強度が得られた。続いて昭和55年度試作の「もんじゅ」用被覆管ではこれらTi, Nb, Bの添加量を若干修正することにより最高のクリープ破断強度が得られた。

第12次試験では昭和55年度試作の成分仕様を適用して、約9,000本という大量製作された「常陽」MK-II第2次取替用炉心燃料被覆管について、仕様の評価ならびに「もんじゅ」初装荷用炉心燃料被覆管の設計データを得るために、高温引張試験及び内圧クリープ破断試験を実施し、更に、昭和55年度試作の「もんじゅ」用炉心燃料被覆管のS材について、単軸クリープ及び単軸クリープ破断試験、内圧クリープ試験を実施した。なお昭和55年度試作の「もんじゅ」用被覆管のK材の単軸クリープ及び単軸クリープ破断試験、内圧クリープ試験は第11次クリープ試験で実施済みである。本試験は金属材料技術研究所、神戸製鋼所、住友金属工業、日立製作所、動力炉・核燃料開発事業団大洗工学センター及び東海事業所の6機関で実施されたもので、各機関における試験結果については既に個々に報告されている。<sup>19)~24)</sup>本報告はこれらの試験結果をまとめ、総合的な検討をえたものである。

## 2. 供 試 材

試験に用いた材料は、国内2社で昭和56年度に大量製作された「常陽」MK-II第2次取替用被覆管(56JK及び56JS)，及びS社で昭和55年度に試作された「もんじゅ」用被覆管(55MS)である。いずれもSUS316ステンレス鋼であり、公称寸法は次に示すとおりである。

	56JK 及び 56JS	55MS
外 径	5.50 mm	6.50 mm
内 径	4.80 mm	5.56 mm
肉 厚	0.35 mm	0.47 mm
長 さ	1439 mm	3000 mm

ミルシートに記載された化学成分をTable 1に示す。各鋼種ともTi及びNbが微量添加されているのが特徴であり、56JKではTiが0.065%，Nbが0.047%，56JSではTiが0.097%，Nbが0.063%，また55MSではTiが0.097%，Nbが0.070%含まれている。B及びPについては、56JKではBが0.0040%，Pが0.026%，56JSではBが0.0032%，Pが0.025%，また55MSではBが0.0039%，Pが0.030%含まれている。

Table 2にミルシートから採った各被覆管の製作条件を示す。溶体化処理温度は56JKが1050°C，56JSが1080°C，55MSが1085°Cである。冷間加工度は56JKが19.4%，56JSが21.4%，55MSが19.2%である。

Fig.1(a), 1(b)及びFig.2にそれぞれ56JK, 56JS及び55MSの横断面と縦断面の顕微鏡組織<sup>21)</sup>を示す。

Table 3及びTable 4に各試験機関で測定した結晶粒度(ASTM No.)及びビックカース硬さを示す。<sup>19)～23)</sup> 粒径は56JKと55MSがほぼ同じ大きさで、56JSがこれらよりも若干小さい。また硬さは硬い方から56JS, 56JK, 55MSの順になっている。

Table 5及びTable 6に56JK及び56JSの引張試験結果を示す。Fig.3, Fig.4及びFig.5にはそれぞれ引張強さ、0.2%耐力及び全伸びと試験温度の関係を示す。56JKの引張特性と56JSのそれとの間に差は認められない。またこれらを55MK, 55MSと比較した場合にも差は認められない。

Table 7に56JK及び56JSのバースト試験結果を示す。Fig.6及びFig.7にはそれぞれバースト圧力及びバーストフープ応力と試験温度との関係を示す。56JKと56JSとの間にはバ

ースト強度の差は認められない。また、Fig.6より56JK, 56JSのバースト圧力は55MS, 55MSのそれより小さくなっているが、Fig.7よりバーストフープ応力で比較すると56JK, 56JSと55MK, 55MSとの間に差のないことがわかる。

### 3. 試験方法

#### 3.1 内圧クリープ破断試験方法

Table 8に内圧クリープ破断試験計画を示す。Fig.8には試験片の形状と寸法を示す。試験片は56JK及び56JSである。試験片、試験装置、試験方法の詳細は、「高速炉燃料被覆管の内圧クリープ破断試験要領」<sup>26)</sup>及び各試験機関の報告書<sup>19)~24)</sup>に記述されている。

#### 3.2 内圧クリープ試験方法

Table 9に内圧クリープ試験計画を示す。試験片の形状と寸法はFig.8に示すとおりである。試験片は55MSである。試験片、試験装置、試験方法の詳細については「断続内圧クリープ試験による高速炉燃料被覆管外径寸法の測定要領」<sup>27)</sup>及び各試験機関の報告書<sup>19)~24)</sup>に記述されている。試験時間は2000時間程度を目標とし、伸び測定間隔は約200時間とする。なお、ひずみ測定方法は神鋼、住金、金材技研の各試験機関では断続法であり、動燃東海及び動燃大洗の各試験機関では連続法である。

#### 3.3 単軸クリープ及び単軸クリープ破断試験方法

Table 10に単軸クリープ及び単軸クリープ破断試験計画を示す。試験片は55MSである。Fig.9には試験片の形状と寸法を示す。

被覆管の全長は115mmで、破断伸び測定用のGLは100mmである。試験方法はJIS Z 2271に準拠して行った。試験装置の詳細は、各試験機関の報告書に記述されている。

## 4. 試験結果

### 4.1. 内圧クリープ破断試験結果

「常陽」 MK-II 第2次取替用被覆管 56JK 及び 56JS の内圧クリープ破断試験結果をそれぞれ Table 11 及び Table 12 に示す。試験圧力からフープ応力への換算は、次の平均径の式を用いて行った。

$$\sigma = \left( \frac{D_o}{2t} - 0.5 \right) P \times \frac{1}{100}$$

ただし

$\sigma$  ( kgf/mm<sup>2</sup> ) : フープ応力

$D_o$  ( mm ) : 外 径 ( 5.5 mm )

$t$  ( mm ) : 肉 厚 ( 0.35 mm )

$P$  ( kgf/cm<sup>2</sup> ) : 試験圧力

Fig.10 に試験圧力と破断時間との関係を、 Fig.11 にフープ応力と破断時間との関係を示す。 56JK と 56JS を比較すると、各試験温度において、ほぼ同程度の破断強度を示している。

次に、第11次で実施した「もんじゅ」用被覆管 55MK 及び 55MS のクリープ破断試験結果<sup>12)</sup>と今回の試験結果とを比較した。フープ応力と破断時間との関係を 56JK と 55MK, 55MS とを比較して Fig.12 に、 56JS と 55MK, 55MS とを比較して Fig.13 に示す。 56JK は 55MK, 55MS に比べていずれの試験温度においてもほぼ同程度の破断強度を示している。 56JS に関しても同様に破断強度は 55MK, 55MS とほぼ同程度であった。

### 4.2. 内圧クリープ試験結果

内圧クリープ試験により求めたクリープ曲線を、試験温度 650°C については Fig.14 (a) に、試験温度 700°C については Fig.14 (b) に示す。それぞれの測定時間におけるひずみは各測定箇所のひずみの最大値をとった。 Table 13 には、試験結果をまとめて示す。なお、試験温度 700°C, フープ応力 5.0 kgf/mm<sup>2</sup> ( $D_o = 6.5 \text{ mm}$ ,  $t = 0.47 \text{ mm}$  で計算) の試験 (Table 9 参照) はデータのはらつきが大きく、整理できなかった。

Fig. 14 (a) 及び (b) の試験結果からわかるように、各試験機関のデータの間に大きな差が認められる。また一本のクリープ曲線についてもデータのばらつきは非常に大きい。更に、外径を断続的に測定して得られたクリープひずみ (KOBE, SUMITOMO, NRIMによる) は外径を連続的に測定して得られたクリープひずみ (PNC-TOKAI, PNC-OARAIによる) より大きくなっている。

内圧クリープ曲線を後に述べる単軸クリープ曲線と比較して、試験温度 650°C について Fig. 15 (a) に、試験温度 700°C について Fig. 15 (b) に示す。外径を連続的に測定して得られたクリープ曲線 (実線, PNC-TOKAI, PNC-OARAI) は、各試験温度のそれぞれの試験応力での単軸クリープ曲線 (点線) と比較的良い一致を示している。

Fig. 16 にフープ応力と最小クリープ速度との関係を示す。外径を断続的に測定したクリープ曲線より最小クリープ速度を求める作業は、クリープ曲線が滑らかではないため困難であった。したがって同図は外径連続測定法によって得られたデータのみを示す。

前回の第11次試験では試験圧力が低く、ひずみ量が小さく精度よいひずみの測定が困難であったため妥当と思われる結果が得られなかった。そこで今回の第12次試験では試験圧力を高いため、外径断続測定法では妥当と思われる結果が得られなかった。外径断続測定による内圧クリープ試験には問題があるようと思われる。Fig. 17 (a) 及び (b) にそれぞれ試験温度 650°C 及び 700°C における 55 MK (第11次試験), 55 MS の内圧クリープ曲線を示す。

#### 4.3 単軸クリープ破断及び単軸クリープ試験結果

55 MS の単軸クリープ破断及び単軸クリープ試験結果を Table 14 に示す。また応力と破断時間との関係を Fig. 18 に示す。同図には比較のため 55 MS の内圧クリープ破断結果及び 55 MK の単軸クリープ破断結果も示した。同図より 55 MS の単軸クリープ破断試験による応力と破断時間との関係は 55 MK のそれとほぼ一致している。750°C における単軸クリープ破断結果と内圧クリープ破断結果の比較では、単軸クリープ破断強度が若干低くなっている。

Fig. 19 に試験応力と最小クリープ速度との関係を示す。55 MS と 55 MK との間では、各試験温度とも、応力と最小クリープ速度との関係に大きな違いは認められない。また 55 MS, 55 MK と 50 MS, 50 MK (第7次試験材) とを比べると、試験温度 700°C では同一応力において 55 MS, 55 MK の最小クリープ速度は 50 MS, 50 MK のそれより小さい。

同図には連続測定内圧クリープの結果も同時に示す。連続測定内圧クリープ試験により得られた応力と最小クリープ速度との関係は、単軸クリープ試験によって得られたものとほぼ一致する。

55 MS のクリープ曲線を 55 MK のものと比較して、試験温度 650°C については Fig. 20 (a) に、試験温度 700°C については Fig. 20 (b) に、試験温度 750°C については Fig. 20 (c) にそれぞれ示す。また Fig. 20 (d) に、Fig. 20 (c) の曲線の短時間側を拡大したものを示す。今回の 55 MS のクリープ曲線については、試験温度 650°C のクリープ曲線 (Fig. 20 (a)) と、試験温度 700°C のクリープ曲線 (Fig. 20 (b)) についてはまだ第 3 期クリープの開始は認められない。また、Fig. 20 (c) の応力  $10.0 \text{ kg f/mm}^2$  と  $14.0 \text{ kg f/mm}^2$  のそれぞれ試験機関の異なる 2 本ずつのクリープ曲線を比較すると、クリープひずみに大きな違いが見られる。

55 MS のクリープ曲線を 55 MK のそれと比較すると、試験温度 650°C では応力  $14.0 \text{ kg f/mm}^2$  以下において両者はよい一致を示しているが、 $18.0 \text{ kg f/mm}^2$  では 55 MK の方がひずみが若干大きい。試験温度 700°C では各応力とも 55 MK の方がひずみが大きくなっている。試験温度 750°C の場合は、はっきりした差異は認められない。

## 5. 試験結果の整理

### 5.1 内圧クリープ破断

第1～11次クリープ試験で行ったと同様に、長時間データを推定するために、フープ応力と破断時間との関係を Larson-Miller パラメータ (LMP)

$$LMP = T (C + \log t_R)$$

ただし  $T$  : 試験温度 (K)

$C$  : パラメータ定数

$t_R$  : 破断時間 (h)

で整理した。フープ応力と破断時間との両対数関係に対して、多項式による曲線のあてはめを統計的手法により行った。なお、パラメータ定数  $C$  の値は実測値と推定値の残差平方和が最小になるようなものを採用し、かつ、最適な回帰次数は不偏分散比の F 検定（危険率 5%）及び閾与率より選択した。

フープ応力と LMP との関係に対して選択された回帰次数及びパラメータ定数に対する回帰線と信頼度 95%における信頼区間を、56JK については Fig. 21 に、56JS については Fig. 22 にそれぞれ示す。得られたフープ応力と破断時間との関係は次のとおりである。

$$56JK : T (15.860 + \log t_R) \times 10^{-3} = 51.039 - 71.392 \log \sigma + 54.673 (\log \sigma)^2 - 14.710 (\log \sigma)^3$$

$$56JS : T (17.140 + \log t_R) \times 10^{-3} = 42.280 - 46.963 \log \sigma + 35.557 (\log \sigma)^2 - 98.141 (\log \sigma)^3$$

95%信頼限界は上式の右辺に COE  $\sqrt{1+D}$  を加減することにより得られる。

COE は定数であり、D は次式で与えられる。

$$D = C_0 + C_1 \log \sigma + C_2 (\log \sigma)^2 + C_3 (\log \sigma)^3 + C_4 (\log \sigma)^4 + C_5 (\log \sigma)^5 + C_6 (\log \sigma)^6$$

56JK, 56JS に対する各定数は次のとおりである。

	56JK	56JS
COE	0.31339383	0.29601931
C <sub>0</sub>	$0.47556894 \times 10^4$	$0.19267320 \times 10^4$
C <sub>1</sub>	$-0.21412325 \times 10^5$	$-0.90015936 \times 10^4$
C <sub>2</sub>	$0.40028838 \times 10^5$	$0.17441842 \times 10^5$
C <sub>3</sub>	$-0.39768098 \times 10^5$	$-0.17938336 \times 10^5$
C <sub>4</sub>	$0.22145060 \times 10^5$	$0.10327341 \times 10^5$
C <sub>5</sub>	$-0.65537576 \times 10^4$	$-0.31556435 \times 10^4$
C <sub>6</sub>	$0.80536031 \times 10^3$	$0.39984484 \times 10^3$

これらの式を用いて、 $650^\circ\text{C} \times 7,560\text{ h}$ （「常陽」MK-II用被覆管の設計炉内温度と滞在時間）、 $675^\circ\text{C} \times 11,808\text{ h}$ （「もんじゅ」における初期炉心被覆管の設計炉内温度と滞在時間）及び $675^\circ\text{C} \times 17,760\text{ h}$ （「もんじゅ」用被覆管の設計炉内温度と滞在時間）でのクリープ破断強度を推定すると、56JK及び56JSについてそれぞれ、 $650^\circ\text{C} \times 7,560\text{ h}$ では $21.0\text{kgf/mm}^2$ 及び $21.1\text{kgf/mm}^2$ 、 $675^\circ\text{C} \times 11,808\text{ h}$ では $13.9\text{kgf/mm}^2$ 及び $14.1\text{kgf/mm}^2$ 、 $675^\circ\text{C} \times 17,760\text{ h}$ では $12.7\text{kgf/mm}^2$ 及び $12.9\text{kgf/mm}^2$ となる。

次に、第1次より第11次までのクリープ破断結果をLarson-Millerパラメータで整理した式を示す。ただし、第8次試験結果は被覆管製造会社別で最も強度の高かった「もんじゅ」用被覆管51MK及び52MSを用いている。

(1) 第1次試験<sup>1)</sup>

$$43JK : T(16.93 + \log t_R) \times 10^{-3} = 20.455 + 3.432 \log \sigma - 3.767 (\log \sigma)^2$$

$$43JS : T(13.01 + \log t_R) \times 10^{-3} = 23.310 - 14.912 \log \sigma + 11.560 (\log \sigma)^2 - 4.072 (\log \sigma)^3$$

(2) 第2次試験<sup>2)</sup>

$$44JK : T(19.40 + \log t_R) \times 10^{-3} = 28.067 - 15.112 \log \sigma + 15.362 (\log \sigma)^2 - 6.252 (\log \sigma)^3$$

$$44JS : T(13.36 + \log t_R) \times 10^{-3} = 21.226 - 10.724 \log \sigma + 10.041 (\log \sigma)^2 - 4.280 (\log \sigma)^3$$

(3) 第3次試験<sup>3)</sup>

$$46JK : T(20.12 + \log t_R) \times 10^{-3} = 23.993 + 2.312 \log \sigma$$

$$-3.415 (\log \sigma)^2$$

$$46JS : T(15.94 + \log t_R) \times 10^{-3} = 19.786 + 0.075 \log \sigma$$

$$-1.859 (\log \sigma)^2$$

(4) 第4次試験<sup>4)</sup>

$$47MK : T(10.80 + \log t_R) \times 10^{-3} = 15.720 - 2.631 \log \sigma$$

$$47MS : T(10.44 + \log t_R) \times 10^{-3} = 16.320 - 7.582 \log \sigma$$
$$+ 6.778 (\log \sigma)^2 - 2.799 (\log \sigma)^3$$

(5) 第5次試験<sup>5)</sup>

$$48K : T(10.65 + \log t_R) \times 10^{-3} = 15.639 - 2.749 \log \sigma$$

$$48S : T(13.35 + \log t_R) \times 10^{-3} = 18.062 - 0.291 \log \sigma$$
$$- 1.583 (\log \sigma)^2$$

(6) 第6次試験<sup>6)</sup>

$$49MK 材 : T(14.74 + \log t_R) \times 10^{-3} = 21.324 - 3.715 \log \sigma$$

$$49MS 材 : T(14.02 + \log t_R) \times 10^{-3} = 19.376 - 1.586 \log \sigma$$
$$- 0.962 (\log \sigma)^2$$

(7) 第7次試験<sup>7)</sup>

$$50MK : T(15.610 + \log t_R) \times 10^{-3} = 20.550 - 0.618 \log \sigma$$
$$- 1.318 (\log \sigma)^2$$

$$50MS : T(15.390 + \log t_R) \times 10^{-3} = 20.968 - 0.822 \log \sigma$$
$$- 1.354 (\log \sigma)^2$$

(8) 第8次試験<sup>8)</sup>

$$51MK : T(18.640 + \log t_R) \times 10^{-3} = 31.610 - 23.197 \log \sigma$$
$$+ 18.848 (\log \sigma)^2 - 5.937 (\log \sigma)^3$$

$$52MS : T(20.480 + \log t_R) \times 10^{-3} = 37.029 - 33.864 \log \sigma$$
$$+ 29.302 (\log \sigma)^2 - 9.276 (\log \sigma)^3$$

(9) 第9次試験<sup>9)</sup>

$$53MK : T(16.180 + \log t_R) \times 10^{-3} = 45.713 - 57.273 \log \sigma$$
$$+ 42.602 (\log \sigma)^2 - 11.326 (\log \sigma)^3$$

$$53MS : T(15.500 + \log t_R) \times 10^{-3} = 45.586 - 61.634 \log \sigma$$
$$+ 48.416 (\log \sigma)^2 - 13.390 (\log \sigma)^3$$

(10) 第10次試験<sup>11)</sup>

$$54\text{MK} : T (14.910 + \log t_R) \times 10^{-3} = 28.095 - 22.088 \log \sigma + 18.488 \\ + 18.488 (\log \sigma)^2 - 5.945 (\log \sigma)^3$$

$$54\text{MS} : T (16.380 + \log t_R) \times 10^{-3} = 28.588 - 18.565 \log \sigma + 14.703 \\ + 14.703 (\log \sigma)^2 - 4.740 (\log \sigma)^3$$

(11) 第11次試験<sup>12)</sup>

$$55\text{MK} : T (18.360 + \log t_R) \times 10^{-3} = 46.868 - 57.265 \log \sigma + 45.135 \\ + 45.135 (\log \sigma)^2 - 12.675 (\log \sigma)^3$$

$$55\text{MS} : T (16.880 + \log t_R) \times 10^{-3} = 44.993 - 56.248 \log \sigma + 44.093 \\ + 44.093 (\log \sigma)^2 - 12.281 (\log \sigma)^3$$

(12) 第12次試験

$$56\text{JK} : T (15.86 + \log t_R) \times 10^{-3} = 51.039 - 71.392 \log \sigma \\ + 54.673 (\log \sigma)^2 - 14.710 (\log \sigma)^3$$

$$56\text{JS} : T (17.41 + \log t_R) \times 10^{-3} = 42.280 - 46.963 \log \sigma \\ + 35.557 (\log \sigma)^2 - 9.8141 (\log \sigma)^3$$

これらの式を用いて計算した  $650^{\circ}\text{C} \times 7,650\text{h}$ （「常陽」 MK-II 用被覆管の設計炉内温度と滞在時間）， $675^{\circ}\text{C} \times 11,808\text{h}$ （「もんじゅ」における初期炉心被覆管の設計炉内温度と滞在時間）及び $675^{\circ}\text{C} \times 17,760\text{h}$ （「もんじゅ」用被覆管の設計炉内温度と滞在時間）でのクリープ破断強度を Table 15 に示す。また、これらの結果とそれぞれの被覆管の溶体化処理条件、冷間加工度、結晶粒度、B 含有量、P 含有量、Ti 含有量及びNb 含有量との関係を Fig. 23 に示す。

Table 15 及び Fig. 23 より、今回試験した「常陽」 MK-II 第2次取替用被覆管 56JK, 56JS は  $650^{\circ}\text{C} \times 7,560\text{h}$ ,  $675^{\circ}\text{C} \times 11,808\text{h}$  及び  $675^{\circ}\text{C} \times 17,760\text{h}$  の全条件で、昭和 55 年度試作材 55MK, 55MS 及び昭和 54 年度試作材 54MK, 54MS に次いで高いクリープ破断推定強度を示している。昭和 53 年度以前の試作材よりクリープ破断強度が高い理由は、それまでの段階で B, P 及び Ti の微量添加、結晶粒度の調整によりクリープ破断強度が大幅に改善されていることがあげられる。<sup>9)</sup> なお、昭和 54, 55 年度試作材に比べて 56JK では溶体化処理温度がやや低く、かつ Nb もやや少なく、また 56JS では B 添加量がやや少ない。

## 5.2 単軸クリープ

各温度における応力と最小クリープ速度との関係を Larson-Miller パラメータ ( LMP )

$$LMP = T ( C - \log \dot{\epsilon}_{min} )$$

ただし  $T$  : 試験温度 ( K )

$C$  : パラメータ定数

$\dot{\epsilon}_{min}$  : 最小クリープ速度 ( %/h )

で整理した。応力と最小クリープ速度の両対数関係に対して、多項式による曲線のあてはめを統計的手法により行った。方法は、内圧クリープ破断試験のフープ応力と破断時間との関係を LMP で整理したのと同様である。応力と LMP との関係に対して選択された回帰次数及びパラメータ定数に対する回帰線と信頼度 95% における信頼区間を Fig. 24 に示す。得られた応力と最小クリープ速度との関係は次のとおりである。

$$T ( 14.06 - \log \dot{\epsilon}_{min} ) \times 10^{-3} = 20.935 - 3.647 \log \sigma$$

## 5.3 単軸クリープ破断

単軸クリープ破断試験における応力と破断時間との関係を、内圧クリープ破断結果とともに Larson-Miller パラメータで整理した。その方法は内圧クリープ破断結果の整理方法と同様である。応力と LMP との関係に対して選択された回帰次数及びパラメータ定数に対する回帰線と信頼度 95% における信頼区間を Fig. 25 に示す。得られた応力と破断時間との関係は次のとおりである。

$$T ( 18.04 + \log t_R ) \times 10^{-3} = 39.361 - 41.510 \log \sigma$$

$$+ 33.545 (\log \sigma)^2 - 9.817 (\log \sigma)^3$$

## 6. まとめ

昭和56年度に大量製作された「常陽」MK-II第2次取替用被覆管56JK, 56JSについて引張, バースト, 内圧クリープ破断, 金相, 硬さの各試験を行った。また昭和55年度試作「もんじゅ」用被覆管55MSについて, 単軸クリープ及びクリープ破断, 内圧クリープの各試験を行った。以下におもな試験結果を述べる。

- (1) 引張試験結果及びバースト試験結果では, 56JKと56JSの間に顕著な差はみられなかった。また56JK, 56JSは55MK, 55MSと同程度の引張特性, 伸び及びバースト強度を示した。
- (2) 内圧クリープ破断試験結果では, 56JKと56JSは同程度の強度を有していることがわかった。

56JK, 56JSの内圧クリープ破断強度の長時間推定値(650°C×7,560h, 675°C×17,760h)は, 54MK, 54MS及び55MK, 55MSと同程度の値を示し, 大量製作された場合においても被覆管は試作被覆管と同程度の高いクリープ破断強度を示すことが確認された。

- (3) 内圧クリープ試験では, 外径の断続測定の場合, 55MSの各内圧クリープ曲線にデータの大きなばらつきがみられ, また各試験機関の間にデータの差異がみられた。しかし, 外径の連続測定の場合, 内圧クリープ曲線は単軸クリープ曲線とほぼ対応した。
- (4) 試験温度750°Cの単軸クリープ破断試験結果では, 55MSは55MKと同程度の破断強度を示したが, 内圧クリープ破断強度との比較では単軸クリープ破断強度は若干低い値を示した。
- (5) 昭和55年度試作の仕様に基づいて, 約9,000本という大量に製作された被覆管について, 内圧クリープ破断試験を中心とした各種試験を行った結果, 量産化された被覆管の諸性質は, 安定した品質のもとに供給され得るものと思われる。

## 7. 参 考 文 献

- 1) 吉田ら, “高速実験炉用燃料被覆管のクリープ試験, (第1次試験)”, SN241 71-55, 動力炉・核燃料開発事業団, FBR材料専門委員会, 構造設計委員会, クリープサブグループ, 昭和46年11月。
- 2) 吉田ら, “高速実験炉用燃料被覆管のクリープ試験”(第2次試験), SN241 72-43, 動力炉・核燃料開発事業団, FBR材料専門委員会, 構造設計委員会, クリープサブグループ, 昭和47年11月。
- 3) 吉田ら, “高速実験炉用燃料被覆管のクリープ試験, (第3次試験)”, SN241 74-22, 動力炉・核燃料開発事業団, FBR核燃料・材料合同専門委員会, クリープサブグループ, 昭和49年5月。
- 4) 吉田ら, “高速炉用燃料被覆管のクリープ試験, (第4次試験)”, SN241 75-10, 動力炉・核燃料開発事業団, FBR核燃料・材料合同専門委員会, クリープサブグループ, 昭和50年4月。
- 5) 吉田ら, “高速炉用燃料被覆管のクリープ試験, (第5次試験)”, SN241 77-23, 動力炉・核燃料開発事業団, FBR核燃料・材料合同専門委員会, クリープサブグループ, 昭和52年8月。
- 6) 田中ら, “高速炉用燃料被覆管のクリープ試験, (第6次試験)”, SN241 78-13, 動力炉・核燃料開発事業団, FBR核燃料・材料合同専門委員会, クリープサブグループ, 昭和53年1月。
- 7) 田中ら, “高速炉用燃料被覆管のクリープ試験, (第7次試験)”, SN241 79-29, 動力炉・核燃料開発事業団, FBR核燃料・材料合同専門委員会, クリープサブグループ, 昭和54年9月。
- 8) 田中ら, “高速炉用燃料被覆管のクリープ試験, (第8次試験)”, SN241 80-07, 動力炉・核燃料開発事業団, FBR核燃料・材料合同専門委員会, クリープサブグループ, 昭和55年6月。
- 9) 田中ら, “高速炉用燃料被覆管のクリープ試験, (第9次試験)”, SN241 81-08, 動力炉・核燃料開発事業団, FBR材料専門委員会, クリープサブグループ, 昭和56年2月。
- 10) 田中ら, “高速炉用燃料被覆管のクリープ試験, (第9次試験)(2)一冷間加工度の影響”, SN241 81-15, 動力炉・核燃料開発事業団, FBR材料専門委員会, クリープサブグループ

プ，昭和56年5月。

- 11) 田中ら，“高速炉用燃料被覆管のクリープ試験，(第10次クリープ試験)”，SN241 81-31，動力炉・核燃料開発事業団，FBR材料専門委員会，クリープサブグループ，1981年12月。
- 12) 田中ら，“高速炉用燃料被覆管のクリープ試験，(第11次クリープ試験)”，SN241 82-24，動力炉・核燃料開発事業団，FBR材料専門委員会，クリープサブグループ，1982年12月。
- 13) 太田，藤原，内田，“高速炉燃料被覆管の高温強度(I)，化学成分の影響”，日本原子力学会年会，P25，昭和51年3月。
- 14) 太田，藤原，内田，“18-8-Moステンレス鋼燃料被覆材の高温特性に及ぼす結晶粒度の影響”，日本学術振興会，耐熱金属材料研究第123委員会，研究報告，Vol. 15, No. 3, p. 243, 昭和49年12月。
- 15) 太田，藤原，内田，“18-8-Mo鋼燃料被覆管の高温特性におよぼす冷間加工の影響”，日本学術振興会，耐熱金属材料研究第123委員会，研究報告，Vol. 14, No. 1, p. 7, 昭和48年3月。
- 16) 行俊，吉川，“オーステナイトステンレス鋼の高温強度に及ぼす微量元素の影響”，日本学術振興会，耐熱金属材料研究第123委員会，研究報告，Vol. 14, No. 1, p. 19, 昭和48年3月。
- 17) 行俊，吉川，上野，神山，“高速炉用SUS316燃料被覆管の研究(第2報)”，日本原子力学会，昭和50年秋の分科会予稿集，p. 75，昭和50年11月。
- 18) Y. Kondo et al., "The effects of metallurgical variables on creep of Type 316 stainless steels", Proceedings of the international conference on radiation effects in breeder reactor structural materials, Scottsdale, Arizona, June 19-23, 1977.
- 19) 田中，大場，久保，“高速炉燃料被覆管のクリープ試験(第12次)”，SJ255 83-03，金属材料技術研究所，昭和58年3月。
- 20) 高島，小織，内田，“高速炉燃料被覆管のクリープ試験(XII)(A)”，SJ216 82-03，神戸製鋼所，1983年3月。
- 21) 寺西，岡本，上野，“高速炉用燃料被覆管のクリープ試験(XII)-B-”，SJ209 83-02，住友金属工業，昭和58年3月。

- 22) 原, 土肥, 園部, 兵頭, 山中, “高速炉用燃料被覆管のクリープ試験(Ⅲ) C”, SJ 202  
83-03, 日立製作所, 1983年3月。
- 23) 小幡, “第12次クリープ試験”, クリープサブグループ資料 C12-6, PNC 東海事業所  
プル燃部設計開発課, 1983年6月。
- 24) 吉田ら, “大気中内圧クリープ試験結果”, クリープサブグループ資料 C12-7, PNC 大  
洗工学センターナトリウム材料開発室, 1983年6月。
- 25) 田中ら, “高速炉用燃料被覆管の硬さおよび内圧クリープ破断データのバラツキに関する調査”, SN241 81-14, 動力炉・核燃料開発事業団, FBR 材料専門委員会, クリープサ  
ブグループ, 1981年5月。
- 26) “高速炉燃料被覆管の内圧クリープ破断試験要領”, N252 80-02, 動燃事業団, FBR 開  
発本部, 1980年8月。
- 27) “断続内圧クリープ試験による高速炉燃料被覆管外径寸法の測定要領”, N252 81-01,  
動燃事業団, FBR 開発本部, 1981年6月。

## 8. あとがき

高速炉の燃料被覆管の候補材料として、当初、高温強度の優れた316ステンレス鋼冷間加工材（耐スエーリング性改善と強度、寸法精度の確保のため、最終熱処理後、冷間加工を施した状態で使用する）が、海外高速炉での選定例にもならない、わが国でも選定された。動燃事業団では、昭和43年より高速実験炉「常陽」および高速原型炉「もんじゅ」への適用を目指し、316ステンレス鋼燃料被覆管の開発を、Fig. 26の経過概略に示すごとく、被覆管の試作とそれに対するクリープを中心とした高温強度試験、炉内照射試験等の評価試験を行い、その成果を次期試作の仕様に反映させることにより進めてきた。

FBR材料専門委員会クリープサブグループでは、試作された被覆管についてクリープを中心とした高温強度試験を実施し、高温強度特性の評価ならびに設計に必要なデータ収集を行ってきた。これまで、高速実験炉「常陽」増殖炉心用、照射炉心用及び高速原型炉「もんじゅ」用の316相当ステンレス鋼燃料被覆管について、クリープ強度に及ぼす冷間加工率の影響、熱処理条件（結晶粒度）の影響及び化学成分（特に、JIS規格では不純物元素と考えられているB, P, Ti, Nb）の影響を評価し、その成果が仕様に反映された結果、Fig. 27に示すごとく、最終的に「もんじゅ」燃料設計で必要とされる目標値を超える優れたクリープ破断強度を有する被覆管を得ることができた。開発当初の20%冷間加工316ステンレス鋼に比べ、「もんじゅ」設計条件（675°C × 17,760h）で3倍以上の高いクリープ破断強度を有しており、世界に誇り得るsuper 316ステンレス鋼といっても過言ではない。また、本報告書で明らかにしたごとく、量産化された場合にも、この強度が確保できる見通しを得た。この被覆管は、原型炉「もんじゅ」の初期炉心に適用される予定である。

この他、クリープサブグループでは、被覆管のような薄肉細径管の高温引張試験、バースト試験、内圧クリープ及びクリープ破断試験、単軸引張クリープ試験の方法、ならびに内圧クリープと単軸引張クリープの関連を検討し、それらの技術を確立した。

本報告の第12次クリープ試験で、316相当ステンレス鋼を中心とした試験は終了し、今後は、原型炉、実証炉で更に高性能が要求される場合に備え、316相当ステンレス鋼より更に強度ならびに耐スエーリング性の向上が期待できる新材料被覆管の開発のためのクリープ試験に移行する。

本報告書は、これまでのクリープサブグループの活動の、一つの区切りとなるものである。

Table 1 Chemical composition of cladding tube (wt%)\*.

	C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Mo	Co	B	N	Cu	Ti	V	Nb+Ta	As	Al	Zr	O
Spec.	0.04 2 0.08	<1.00 2 1.00	<2.00 2 2.00	<0.040 2 0.040	<0.010 2 0.010	13.00 2 14.00	16.00 2 18.00	2.00 2 3.00	<0.10 2 0.10	<0.0100 2 0.0100	<0.010 2 0.010	<0.20 2 0.20	<0.10 2 0.10	<0.20 2 0.20	<0.10 2 0.10	<0.010 2 0.010	<0.050 2 0.050	<0.10 2 0.10	to be re- ported
56JK	0.058 2 0.058	0.79 2 0.82	1.53 2 1.59	0.026 2 0.026	0.006 2 0.007	13.65 2 13.64	16.65 2 16.64	2.39 2 2.45	0.02 2 0.02	0.0040 2 0.0040	0.004 2 0.005	0.01 2 0.01	0.060 2 0.070	<0.01 2 <0.01	0.048 2 0.045	0.002 2 0.002	0.018 2 0.018	<0.01 2 <0.01	0.0007 2 0.0007
56JS	0.053 2 0.054	0.82 2 0.81	1.82 2 1.82	0.025 2 0.025	0.004 2 0.004	13.84 2 13.96	16.30 2 16.30	2.53 2 2.50	0.01 2 0.01	0.0032 2 0.0032	0.005 2 0.005	0.01 2 0.01	0.097 2 0.097	<0.01 2 <0.01	0.064 2 0.062	<0.002 2 <0.002	0.022 2 0.023	<0.01 2 <0.01	0.0021 2 0.0022
55MS	0.047	0.92	1.74	0.030	0.004	13.74	16.50	2.50	0.005	0.0039	0.0077	0.002	0.097	0.002	0.070	0.002	0.040	0.005	0.0018

\* Data from the mill sheets.

Table 2 Fabrication conditions and properties of cladding tube\*.

Cladding	Heat No.	Mill sheet No.	Lot No.	Cladding No.	Solution treatment	Cold work level	Grain size (ASTM No.)	Hardness (HV 500g)
56JK	CA0269	S-82-1	K015	K15001 ~ K15325	1050°Cx2min	19.4%	(T) ** 8.5 (L) ** 8.0	(T) 279 (L) 283
56JS	V2206	JS-MK-II-014	S570	S15001 ~ S15441	1080°Cx1min	21.4%	(T) 9.0 (L) 8.5	(T) 287 (L) 281
55MS	V2159	MS-RD-0017	S554	S10201 ~ S10672	1085°Cx1min	19.2%	(T) 8.8 (L) 8.3	(T) 245 (L) 259

\* Data from the mill sheets.

\*\* (T) : Transverse, (L) : Longitudinal.

Table 3 Grain size of cladding tube (ASTM No.).

Institutes	56JK	56JS	55MS
KOBE	(T) ** 8.0	(T) 8.7	8.5
	(L) ** 7.5	(L) 8.5	
HITACHI	(T) 8.4	(T) 9.2	(T) 8.0
	(L) 8.5	(L) 9.4	(L) 7.7
PNC-TOKAI	(T) 8.5	(T) 9.0	(T) 8.5
	(L) 8.0	(L) 8.5	(L) 8.0
Mean	(T) 8.3	(T) 9.0	(T) 8.3*
	(L) 8.0	(L) 8.8	(L) 7.9*

\* Calculated with the data of HITACHI and PNC-TOKAI.

\*\*(T) : Transverse.

\*\*(L) : Longitudinal.

Table 4 Vickers hardness of claddings measured by various institutes (HV 500g load).

Institutes	56JK		56JS		55MS	
	Trans.	Longi.	Trans.	Longi.	Trans.	Longi.
KOBE	266	276	282	291	273	269
SUMITOMO	276	287	287	296	270	270
HITACHI	273	276	274	275	253	252
NRIM	276	-	283	-	264	-
PNC-TOKAI	274	282	283	289	265	285
Mean	273	280	282	290	265	269

Table 5 Tensile properties of "JOYO" cladding tube 56JK.

Test temp. (°C)	No. of specimen	Tensile strength (kgf/mm <sup>2</sup> )	0.2% Proof stress (kgf/mm <sup>2</sup> )	Elongation (%)	Institute
RT	K 15002-1	81.1	67.8	10.0	SUMITOMO
	K 15011-1	82.9	69.5	17.6	KOBE
	K 15022-2	81.4	69.5	17.4	HITACHI
	K 15001-5	82.4	66.7	17.0	PNC-TOKAI
	K 15002-5	83.5	69.0	16.0	PNC-TOKAI
400	K 15018-5	68.1	57.9	5.0	PNC-TOKAI
	K 15020-5	68.9	57.3	5.0	PNC-TOKAI
500	K 15004-1	63.5	54.2	6.4	SUMITOMO
	K 15015-1	66.4	55.3	5.0	KOBE
	K 15021-4	65.0	55.2	8.7	HITACHI
	K 15024-2	64.9	54.7	8.0	PNC-TOKAI
	K 15024-4	65.4	55.2	7.0	PNC-TOKAI
600	K 15006-1	59.0	51.8	4.6	SUMITOMO
	K 15003-1	60.7	51.1	- *	KOBE
	K 15013-4	59.8	49.4	9.1	HITACHI
	K 15007-5	60.3	49.5	10.0	PNC-TOKAI
	K 15008-5	60.0	49.7	9.0	PNC-TOKAI
650	K 15021-1	54.2	43.9	9.8	SUMITOMO
	K 15005-1	56.4	46.6	6.2	KOBE
	K 15014-4	53.4	45.0	10.1	HITACHI
	K 15009-5	53.8	44.9	13.0	PNC-TOKAI
	K 15010-5	54.1	44.5	8.0	PNC-TOKAI
700	K 15010-1	47.7	39.0	4.2	SUMITOMO
	K 15001-1	49.4	40.5	11.0	KOBE
	K 15020-4	44.7	35.1	20.5	HITACHI
	K 15011-5	45.6	37.1	18.0	PNC-TOKAI
	K 15012-5	44.9	36.6	20.0	PNC-TOKAI
750	K 15014-1	39.5	31.1	13.4	SUMITOMO
	K 15007-1	39.4	32.9	17.4	KOBE
	K 15016-4	36.7	29.5	28.1	HITACHI
	K 15013-5	37.2	29.9	30.0	PNC-TOKAI
	K 15024-5	36.7	29.3	36.0	PNC-TOKAI
800	K 15019-1	30.3	23.1	7.2	SUMITOMO
	K 15018-1	32.7	26.5	27.8	KOBE
	K 15018-4	28.7	22.2	31.8	HITACHI
	K 15015-5	29.5	23.5	47.0	PNC-TOKAI
	K 15016-5	29.6	23.2	29.0	PNC-TOKAI

\* Screw type rupture.

Table 6 Tensile properties of "JOYO" cladding tube 56JS.

Test temp. (°C)	No. of specimen	Tensile strength (kgf/mm <sup>2</sup> )	0.2% Proof stress (kgf/mm <sup>2</sup> )	Elongation (%)	Institute
RT	S 15002-1	84.4	73.6	14.4	SUMITOMO
	S 15016-1	85.9	71.9	14.8	KOBE
	S 15012-4	84.5	72.2	16.6	HITACHI
	S 15001-5	86.0	76.5	15.0	PNC-TOKAI
	S 15002-5	85.8	75.4	17.0	PNC-TOKAI
400	S 15003-5	70.3	63.1	4.0	PNC-TOKAI
	S 15004-5	71.0	62.4	4.0	PNC-TOKAI
500	S 15004-1	71.6	61.2	3.4	SUMITOMO
	S 15020-1	69.4	59.6	4.4	KOBE
	S 15020-4	64.6	56.3	7.0	HITACHI
	S 15020-5	67.6	58.7	7.0	PNC-TOKAI
	S 15021-5	68.0	61.0	5.0	PNC-TOKAI
600	S 15006-1	62.2	54.0	8.0	SUMITOMO
	S 15005-1	61.9	54.5	- *	KOBE
	S 15014-4	61.7	55.3	8.2	HITACHI
	S 15007-5	62.2	54.8	8.0	PNC-TOKAI
	S 15009-5	62.6	55.3	8.0	PNC-TOKAI
650	S 15019-1	57.1	48.5	8.6	SUMITOMO
	S 15014-1	58.5	49.6	6.4	KOBE
	S 15015-4	55.5	46.8	11.2	HITACHI
	S 15010-5	55.7	47.7	12.0	PNC-TOKAI
	S 15011-5	57.1	49.7	11.0	PNC-TOKAI
700	S 15011-1	50.1	40.2	15.8	SUMITOMO
	S 15001-1	52.2	45.0	9.0	KOBE
	S 15021-4	46.8	37.1	22.1	HITACHI
	S 15012-5	46.9	37.9	27.0	PNC-TOKAI
	S 15013-5	46.9	38.3	28.0	PNC-TOKAI
750	S 15021-1	40.0	32.7	21.6	SUMITOMO
	S 15007-1	42.7	35.9	17.0	KOBE
	S 15017-4	36.6	29.4	25.3	HITACHI
	S 15014-5	38.4	29.8	41.0	PNC-TOKAI
	S 15022-7	38.4	30.8	35.0	PNC-TOKAI
800	S 15015-1	26.6	22.9	- **	SUMITOMO
	S 15018-1	35.8	29.3	20.0	KOBE
	S 15018-4	29.0	22.3	29.0	HITACHI
	S 15023-1	30.6	24.3	39.0	PNC-TOKAI
	S 15023-3	30.8	23.9	50.0	PNC-TOKAI

\* Screw type rupture.

\*\* Rupture without the range of gage length.

Table 7 Burst strength of cladding tubes 56JK and 56JS.

56JK				56JS		
Temp. (°C)	Specimen number	Pressure (kgf/cm <sup>2</sup> )	Hoop stress (kgf/mm <sup>2</sup> )	Specimen number	Pressure (kgf/cm <sup>2</sup> )	Hoop stress (kgf/mm <sup>2</sup> )
RT	K 15001-6	1388	102.5	S 15001-6	1514	111.0
	K 15002-6	1430	105.9	S 15002-6	1487	109.4
400	K 15003-6	1166	86.1	S 15003-6	1212	89.4
	K 15004-6	1118	82.3	S 15018-6	1186	87.2
500	K 15005-6	1120	83.0	S 15005-6	1135	83.2
	K 15006-6	1101	81.8	S 15006-6	1166	86.0
600	K 15007-6	1000	74.1	S 15007-6	1074	79.2
	K 15008-6	992	73.5	S 15009-6	1075	79.3
650	K 15009-6	946	70.3	S 15010-6	1007	74.1
	K 15010-6	946	70.1	S 15011-6	1028	75.6
700	K 15011-6	839	62.2	S 15012-6	850	62.3
	K 15012-6	818	60.6	S 15013-6	863	63.5
750	K 15013-6	714	53.0	S 15014-6	739	54.2
	K 15014-6	714	52.6	S 15015-6	730	53.9
800	K 15015-6	585	43.5	S 15016-6	570	41.8
	K 15016-6	573	42.3	S 15017-6	598	44.0

Table 8 Plan of creep rupture test under internal pressure.

Test temp. (°C)	Aimed rupture time (h)					Institute
	100	300	1,000	3,000	10,000	
600	56JK 56JS	56JK 56JS	56JK 56JS	-	-	HITACHI
650	56JK 56JS	56JK 56JS	56JK 56JS	56JK 56JS	-	NRIM
	56JK 56JS	56JK 56JS	56JK 56JS	56JK 56JS	-	KOBE
700	56JK 56JS	56JK 56JS	56JK 56JS	56JK 56JS	-	SUMITOMO
	56JK 56JS	56JK 56JS	56JK 56JS	56JK 56JS	56JK 56JS	PNC-TOKAI
750	56JK 56JS	56JK 56JS	56JK 56JS	-	-	KOBE
	56JK 56JS	56JK 56JS	56JK 56JS	-	-	SUMITOMO
	56JK 56JS	56JK 56JS	56JK 56JS	-	-	NRIM
	56JK 56JS	56JK 56JS	56JK 56JS	56JK 56JS	-	PNC-TOKAI

Table 9 Plan of creep test under internal pressure.

Test temperature (°C)	Hoop stress (kgf/mm <sup>2</sup> ) (Internal pressure (kgf/cm <sup>2</sup> ))						Institute	Strain measuring method
	22 (343)	18 (281)	14 (218)	10 (156)	7 (109)	5 (78)		
650	-	55MS	-	55MS	-	-	KOBE	Interrupted
	55MS	-	55MS	-	-	-	SUMITOMO	Interrupted
	-	55MS	55MS	-	-	-	PNC-TOKAI	Continuous
700	-	-	-	55MS	55MS	-	NRIM	Interrupted
	-	-	55MS	55MS	55MS	55MS	PNC-OARAI	Continuous

Table 10 Plan of uniaxial creep and creep rupture tests.

Test temperature (°C)	Stress (kgf/mm <sup>2</sup> )					Institute
	18	14	10	7	5	
650	55MS	55MS	55MS	55MS	-	KOBE
700	-	55MS	55MS	55MS	55MS	SUMITOMO
750	-	* 55MS	* 55MS	-	-	HITACHI
	* 55MS	* 55MS	* 55MS	55MS	55MS	PNC-TOKAI

\* Creep rupture test.

Table 11 Results of creep rupture test under internal pressure for "JOYO" cladding tube 56JK.

Temp. (°C)	Pressure (kgf/cm <sup>2</sup> )	Hoop stress (kgf/mm <sup>2</sup> )	Time to rupture (h)	Rupture type*	Specimen No.	Institute
600	680.0	50.1	72.5	V	K 15002-2	HITACHI
	610.0	44.9	154.9	V	K 15003-4	
	560.0	41.1	275.8	V	K 15005-3	
	530.0	38.9	791.3	V	K 15007-2	
	490.0	36.1	3,224.0	P	K 15008-4	
650	500.0	36.8	256.6	V	K 15006-4	NRIM
	390.0	28.7	1,191.6	V	K 15010-2	
	360.0	26.5	2,667.0	F	K 15005-2	
	530.0	39.0	208.0	V	K 15011-2	KOBE
	500.0	36.8	374.0	V	K 15016-2	
	450.0	33.1	981.0	V	K 15004-3	
	350.0	25.7	3,057.0	F	K 15009-3	
700	435.0	32.0	64.6	V	K 15001-3	SUMITOMO
	365.0	26.9	333.8	V	K 15016-3	
	285.0	21.0	677.5	V	K 15004-4	
	230.0	16.9	1,359.8	F	K 15006-3	
	435.0	32.0	85.9	V	K 15005-4	PNC-TOKAI
	367.0	27.0	270.6	V	K 15009-2	
	284.0	21.0	609.7	F	K 15010-3	
	224.0	16.5	2,785.2	P	K 15013-2	
750	250.0	18.4	104.0	F	K 15013-3	KOBE
	200.0	14.7	220.0	F	K 15019-3	
	150.0	11.0	892.0	F	K 15001-2	
	245.0	18.0	230.8	F	K 15020-2	SUMITOMO
	190.0	14.0	339.2	V	K 15009-4	
	150.0	11.0	897.9	F	K 15011-3	
	350.0	25.8	19.9	V	K 15018-2	NRIM
	260.0	19.1	128.3	F	K 15008-3	
	220.0	16.2	253.3	F	K 15020-3	
	165.0	12.1	838.5	F	K 15003-3	
	286.0	21.0	74.9	V	K 15002-3	PNC-TOKAI
	238.0	17.5	228.5	F	K 15007-3	
	163.0	12.0	1,591.0	P	K 15012-3	
	117.0	8.6	6,575.0	P	K 15015-2	

\* V: Violent type, F: Fissure type, P: Pin hole type.

Table 12 Results of creep rupture test under internal pressure for "JOYO" cladding tube 56JS.

Temp. (°C)	Pressure (kgf/cm <sup>2</sup> )	Hoop stress (kgf/mm <sup>2</sup> )	Time to rupture (h)	Rupture type*	Specimen No.	Institute
600	680.0	49.9	141.9	V	K 15002-2	HITACHI
	610.0	44.7	381.5	V	K 15003-4	
	560.0	41.1	558.5	V	K 15005-3	
	530.0	39.0	2,171.2	F	K 15007-2	
650	500.0	36.8	185.3	V	S 15005-2	NRIM
	400.0	29.4	1,056.4	V	S 15009-3	
	350.0	25.8	2,516.4	V	S 15020-3	
	530.0	38.9	126.0	V	S 15007-4	
	490.0	36.1	474.0	F	S 15014-3	KOBE
	450.0	33.0	725.0	V	S 15002-4	
	350.0	25.6	2,501.0	F	S 15019-3	
	435.0	32.0	53.0	V	S 15001-3	SUMITOMO
700	365.0	26.9	151.5	V	S 15003-2	
	285.0	21.0	589.3	V	S 15004-4	
	230.0	16.9	1,327.2	V	S 15006-3	
	435.0	32.0	76.7	V	S 15005-4	PNC-TOKAI
	367.0	27.0	241.7	V	S 15010-2	
	284.0	21.0	710.0	V	S 15011-3	
	224.0	16.5	2,311.0	F	S 15014-2	
750	250.0	18.2	68.0	F	S 15004-3	KOBE
	200.0	14.6	226.0	F	S 15006-2	
	150.0	11.0	471.0	P	S 15012-2	
	130.0	9.6	1,721.0	F	S 15001-2	
	245.0	18.0	110.8	F	S 15009-2	SUMITOMO
	190.0	14.0	295.7	F	S 15010-4	
	150.0	11.0	571.4	F	S 15012-3	
	320.0	23.6	30.8	V	S 15013-2	NRIM
	260.0	19.1	82.0	V	S 15015-3	
	200.0	14.7	433.5	F	S 15011-2	
	170.0	12.5	854.9	F	S 15001-4	
	286.0	21.0	66.9	V	S 15002-3	PNC-TOKAI
	238.0	17.5	174.5	F	S 15007-3	
	163.5	12.0	1,192.8	F	S 15013-3	
	117.0	8.6	4,293.3	P	S 15016-2	

Table 13 Results of creep test under internal pressure of cladding tube 55MS.

Test temp. (°C)	Pressure (kgf/cm <sup>2</sup> )	Stress (kgf/mm <sup>2</sup> )	Specimen No.	Minimum creep rate (%/h)	Tested time (h)	Maximum strain (%)	Institute	Strain measuring method
650	343	22.0	S10494-2	-	1400	0.80	SUMITOMO	Interrupted
	280	18.0	S10494-2	-	2072	0.89	KOBE	Interrupted
			S10495-4	$9.0 \times 10^{-5}$	1839	0.38	PNC-TOKAI	Continuous
	218	14.0	S10495-1	-	1600	0.59	SUMITOMO	Interrupted
			S10495-6	$3.3 \times 10^{-5}$	2952	0.30	PNC-TOKAI	Continuous
700	154	10.0	S10494-2	-	2072	0.74	KOBE	Interrupted
	218	14.0	S10202-9	$2.2 \times 10^{-5}$	2000	0.67	PNC-OARAI	Continuous
	156	10.0	S10494-6	-	2012	1.25	NRIM	Interrupted
			S10205-7	$7.9 \times 10^{-5}$	1980	0.24	PNC-OARAI	Continuous
	109	7.0	S10495-5	-	2010	0.74	NRIM	Interrupted
			S10202-8	$6.3 \times 10^{-5}$	1860	0.20	PNC-OARAI	Continuous

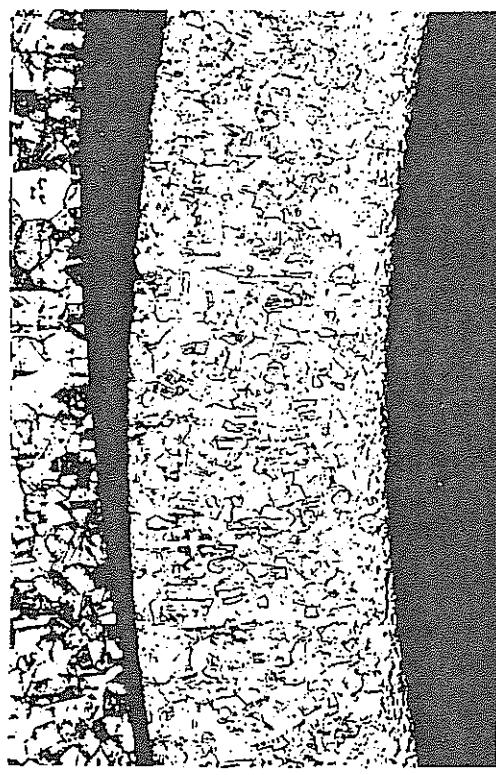
Table 14 Results of creep rupture and creep tests under uniaxial tension for cladding tube 55MS.

Temp. (°C)	Stress (kgf/mm <sup>2</sup> )	Specimen No.	Time for total strain (h)				Minimum creep rate (%/h)	Tested time (h)	Rupture elongation (%)	
			0.5%	1.0%	2.0%	5.0%				
650	18	S10495-13	-	-	-	-	$9.0 \times 10^{-5}$	2016	-	KOBE
	14	S10494-14	-	-	-	-	$8.5 \times 10^{-5}$	2015	-	
	10	S10494-12	-	-	-	-	$4.0 \times 10^{-5}$	2015	-	
	7	S10495-1	-	-	-	-	$2.2 \times 10^{-5}$	2041	-	
700	14	S10494-11	1420	-	-	-	$1.71 \times 10^{-4}$	2063	-	SUMITOMO
	10	S10494-13	-	-	-	-	$8.09 \times 10^{-5}$	2057	-	
	7	S10494-15	-	-	-	-	$3.85 \times 10^{-5}$	2015	-	
	5	S10495-10	-	-	-	-	$2.00 \times 10^{-5}$	2022	-	
750	18	S10494-17	10.0	19.6	27.8	-	$3.50 \times 10^{-2}$	37.3(R)*	12.5	PNC-TOKAI
	14	S10494-19	40.6	73.8	104	-	$9.10 \times 10^{-3}$	136.9(R)	12.0	
		S10494-18	68.0	114	162	207	$5.7 \times 10^{-3}$	241.4(R)	30.8	HITACHI
	10	S10494-20	149	291	461	665	$2.76 \times 10^{-3}$	747.3(R)	11.3	PNC-TOKAI
		S10494-16	188	374	590	860	$1.7 \times 10^{-3}$	1124.2(R)	39.9	HITACHI
	7	S10495-16	728	1407	2134	3263	$4.5 \times 10^{-4}$	3947.1(R)	11.9	PNC-TOKAI
	5	S10495-18	3305	-	-	-	$7.6 \times 10^{-5}$	3660 (D)	-	

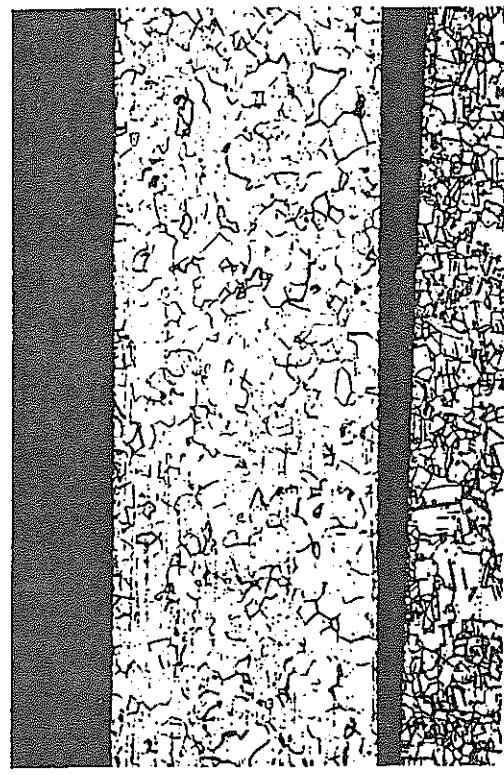
\* (R) : Ruptured, (D) : Discontinued.

Table 15 Creep rupture strength of "MONJU" and "JOYO" MK-II cladding tubes under the design conditions in "MONJU" and "JOYO" MK-II cores.

Creep program	Cladding name	Hoop stress to rupture (kgf/mm <sup>2</sup> )		
		650°C		675°C
		7,560 h	11,808 h	17,760 h
1st	43JK	15.4	11.2	10.2
	43JS	11.9	8.4	7.6
2nd	44JK	14.2	8.6	7.5
	44JS	10.6	6.7	5.9
3rd	46JK	14.1	9.8	9.0
	46JS	8.2	4.8	4.0
4th	47MK	6.6	4.1	3.5
	47MS	5.9	3.3	3.3
5th	48K	6.5	4.1	3.5
	48S	12.0	7.9	7.0
6th	49MK	13.0	8.7	7.8
	49MS	12.2	8.0	7.1
7th	50MK	15.1	9.7	8.5
	50MS	13.7	8.9	7.9
8th	51MK	14.6	8.7	7.8
	52MS	16.6	9.4	8.4
9th	53MK	18.4	12.5	11.6
	53MS	18.5	11.8	10.8
10th	54MK	22.4	15.3	13.5
	54MS	22.0	14.9	13.4
11th	55MK	23.6	15.6	14.1
	55MS	22.9	14.9	13.3
12th	56JK	21.0	13.9	12.7
	56JS	21.1	14.1	12.9



x 100



x 100



Trans.

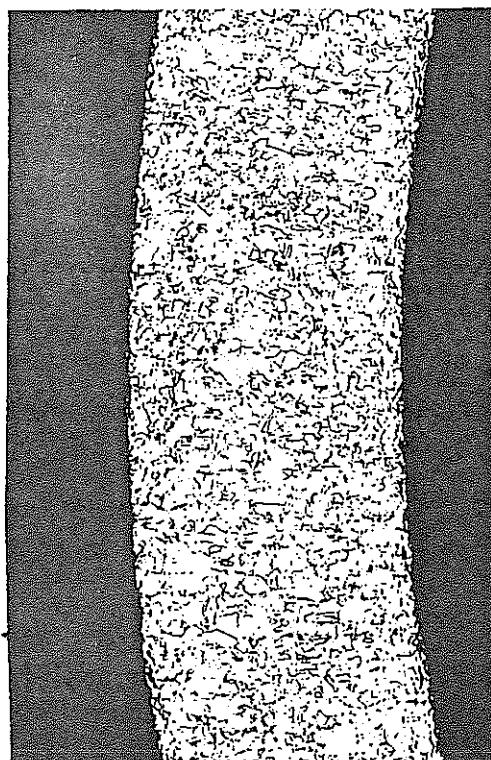
x 500



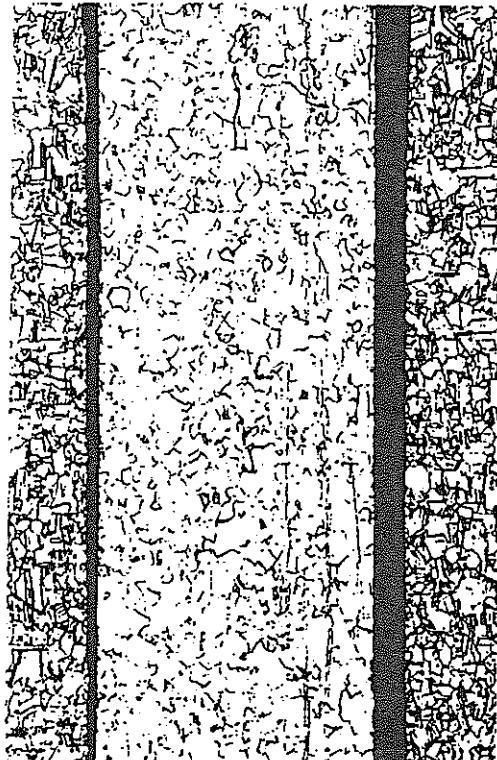
Longi.

x 500

Fig. 1(a) Micrographs of as-received "JOYO" cladding tube 56JK.



x 100



x 100



Trans.

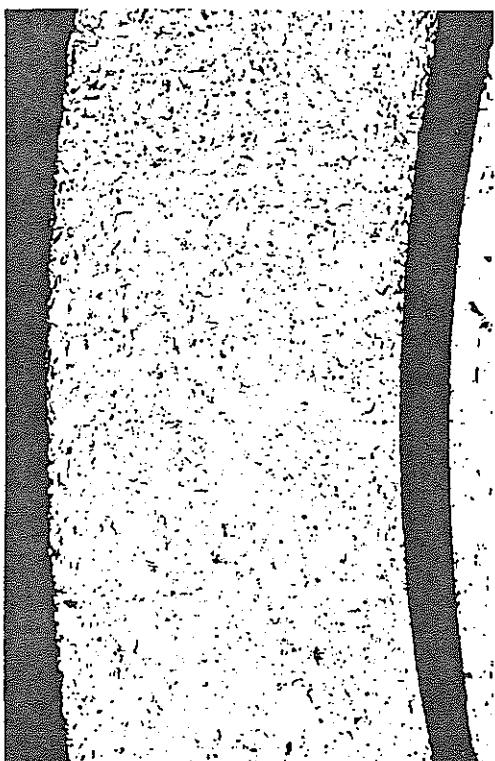
x 500



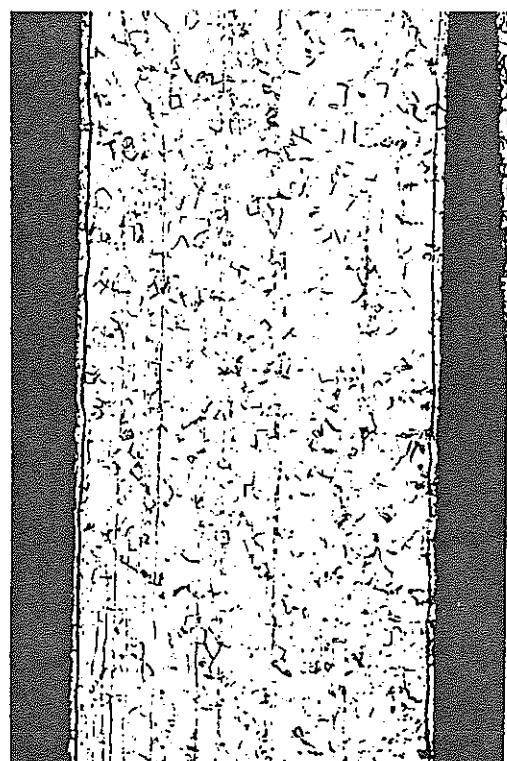
Longi.

x 500

Fig. 1(b) Micrographs of as-received "JOYO" cladding tube 56JS.



x 100



x 100



Trans. x 500



Longi. x 500

Fig. 2 Micrographs of as-received "MONJU" cladding tube 55MS.

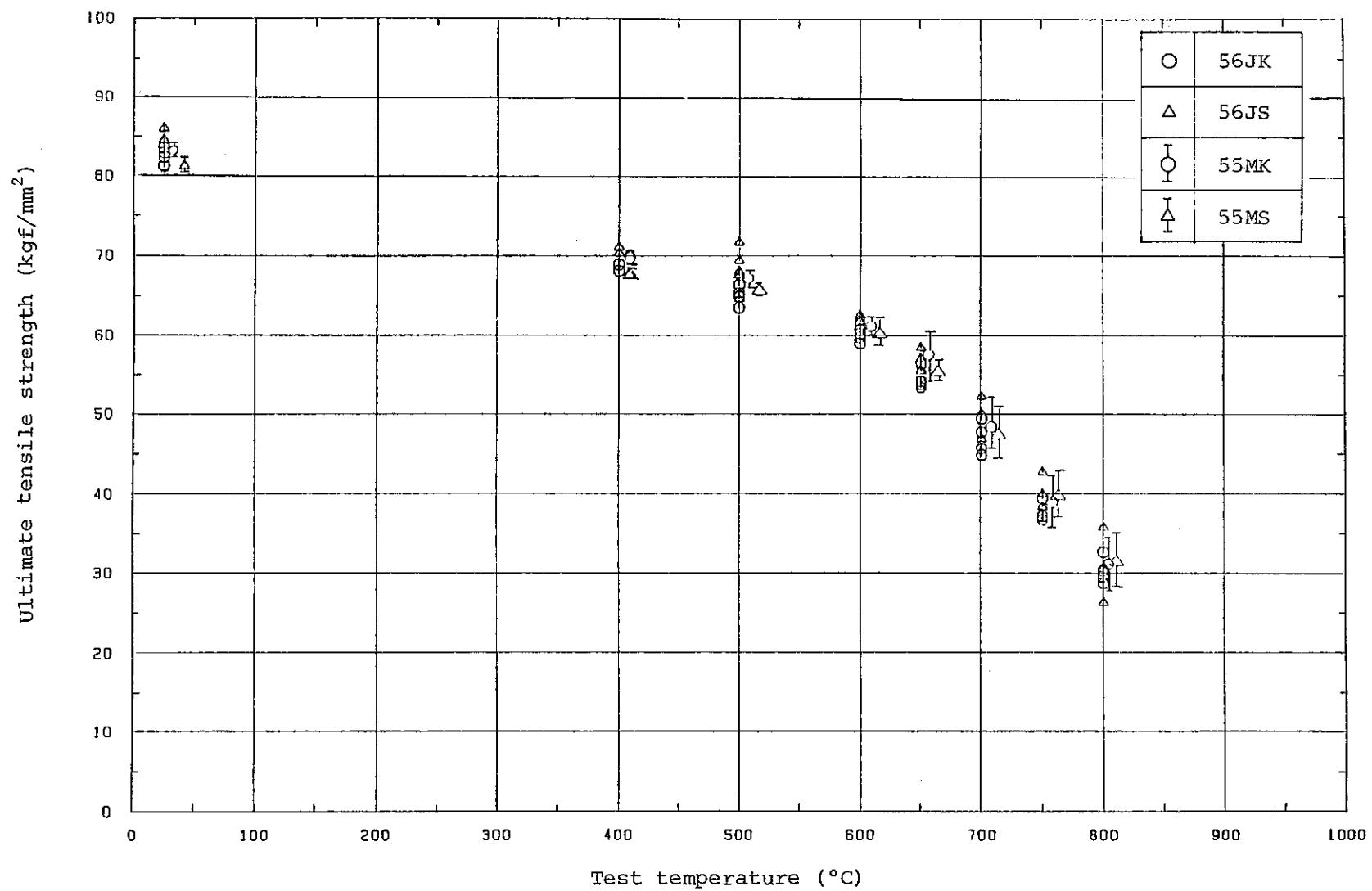


Fig. 3 Ultimated tensile strength of cladding tubes 56JK and 56JS compared with cladding tubes 55MK and 55MS.

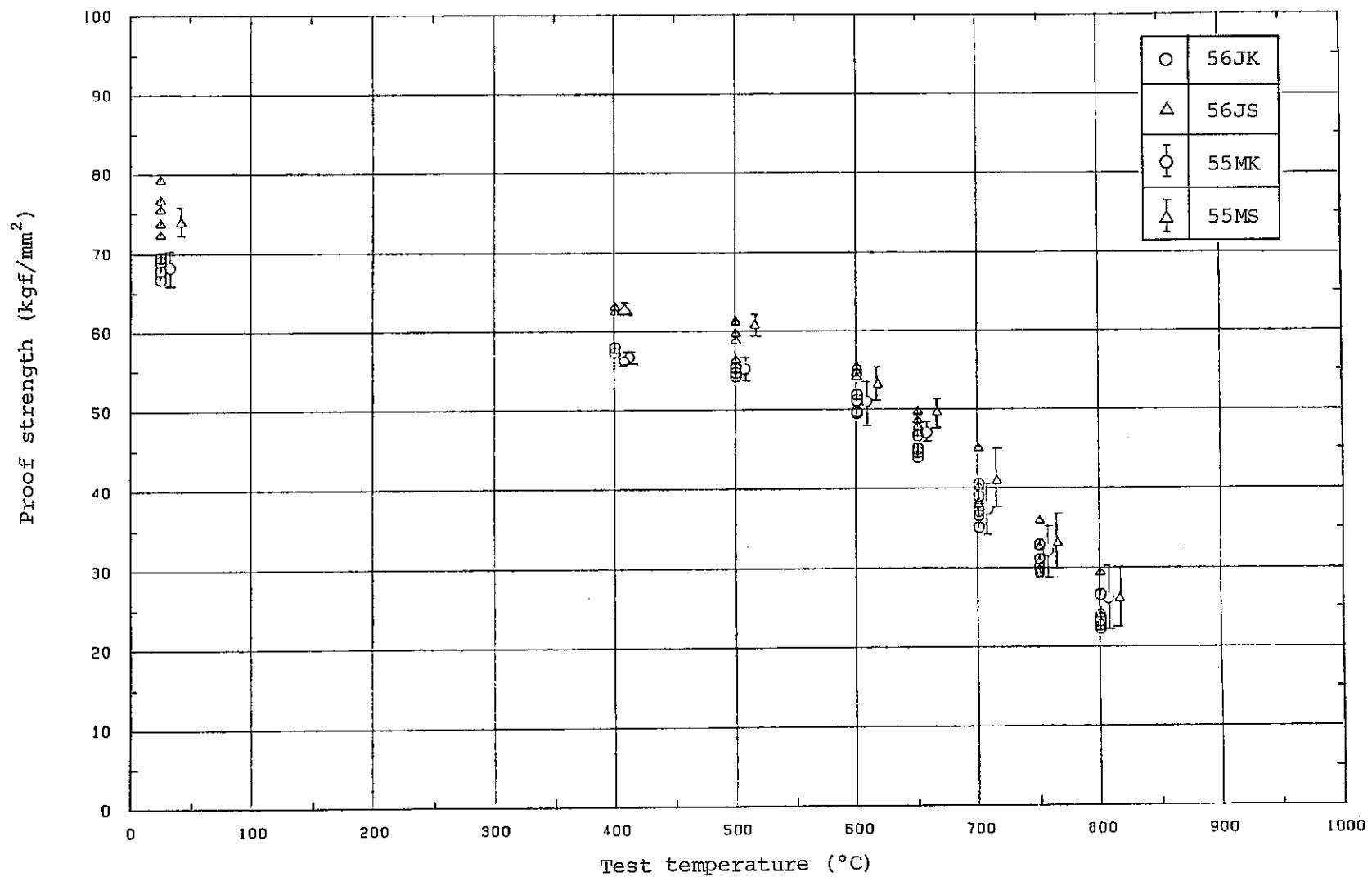


Fig. 4 0.2% proof strength of cladding tubes 56JK and 56JS compared with cladding tubes 55MK and 55MS.

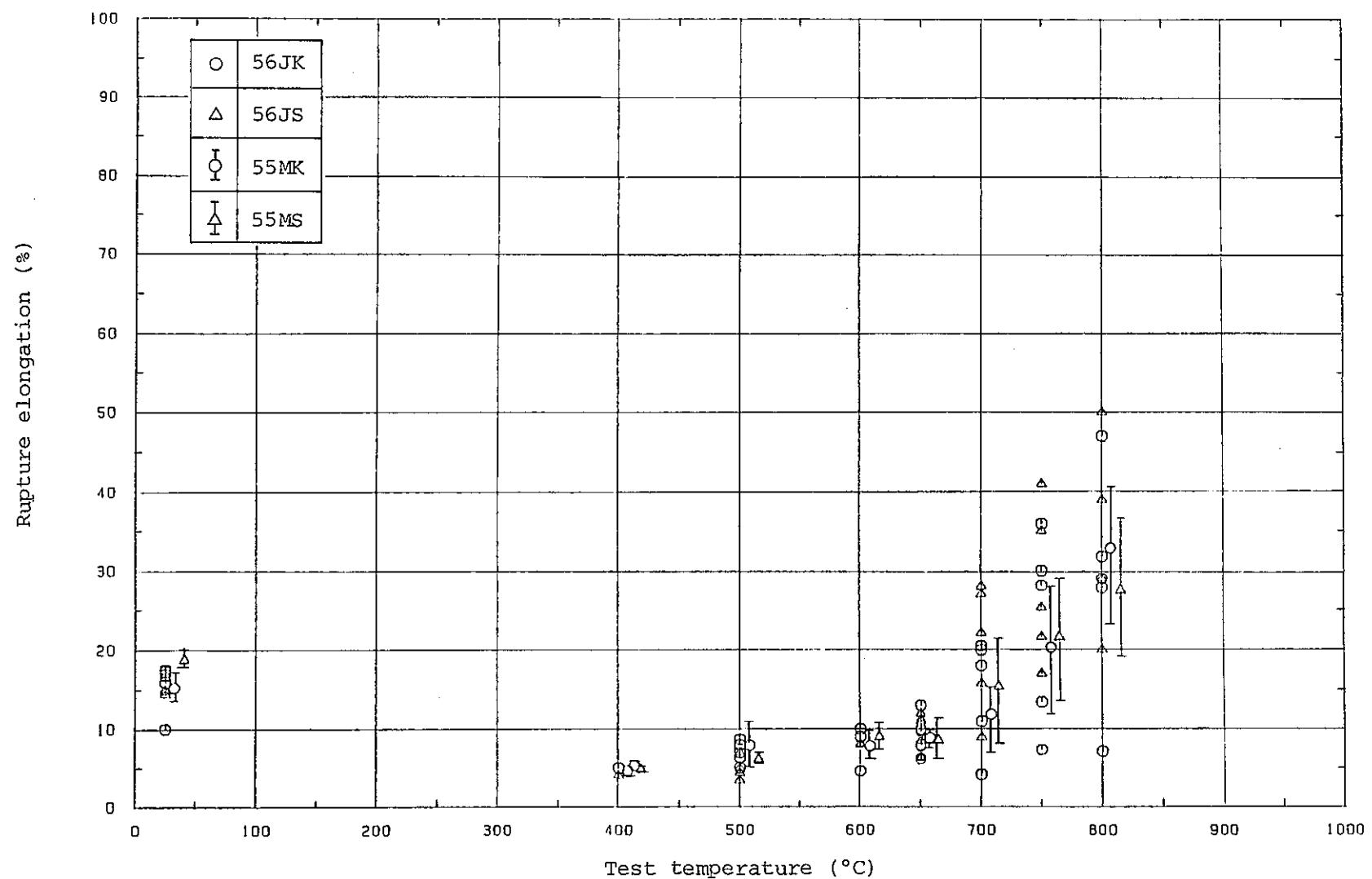


Fig. 5 Rupture elongation of cladding tubes 56JK and 56JS compared with cladding tubes 55MK and 55MS.

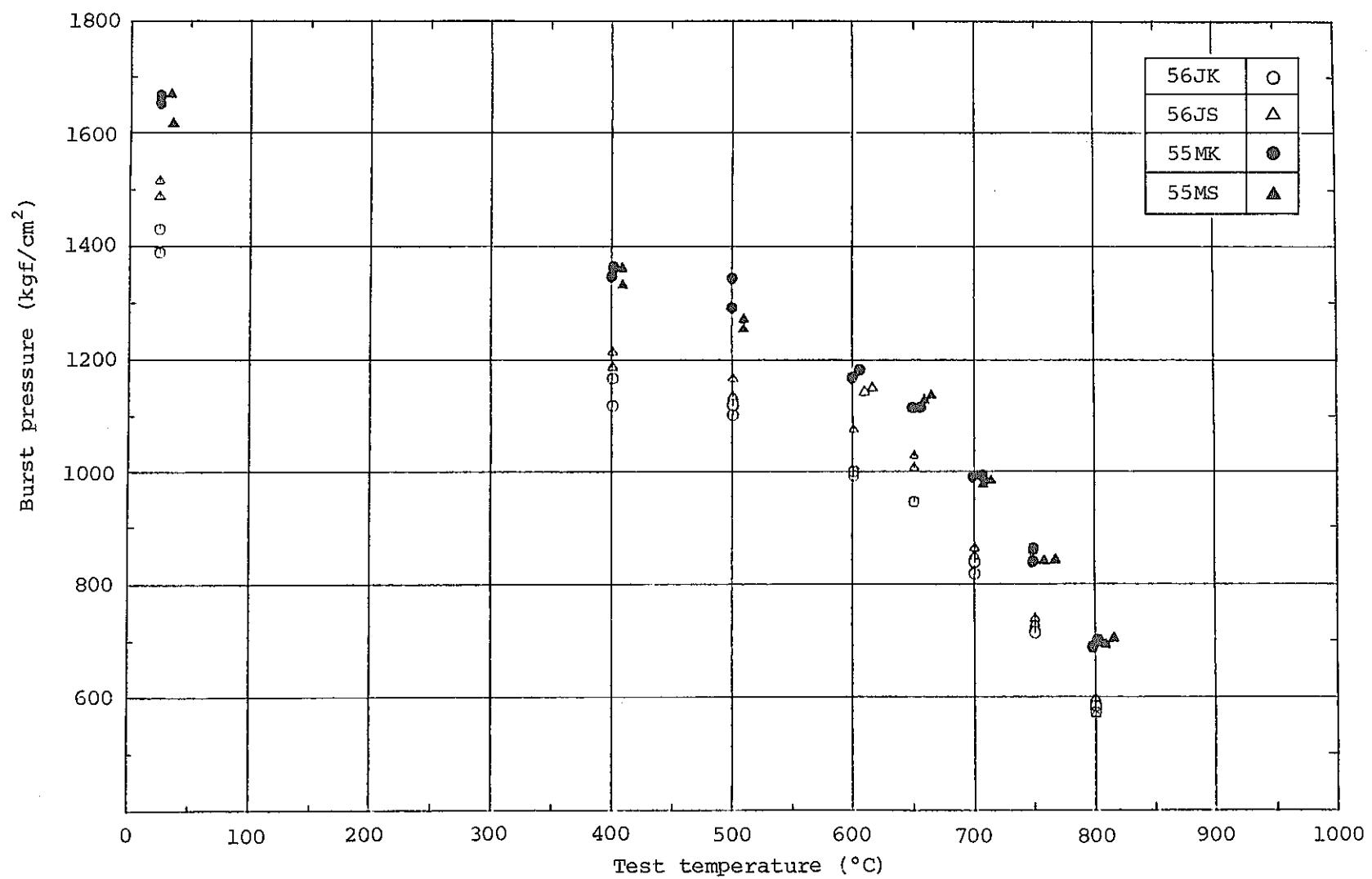


Fig. 6 Burst pressure of cladding tubes 56JK and 56JS compared with cladding tubes 55MK and 55MS.

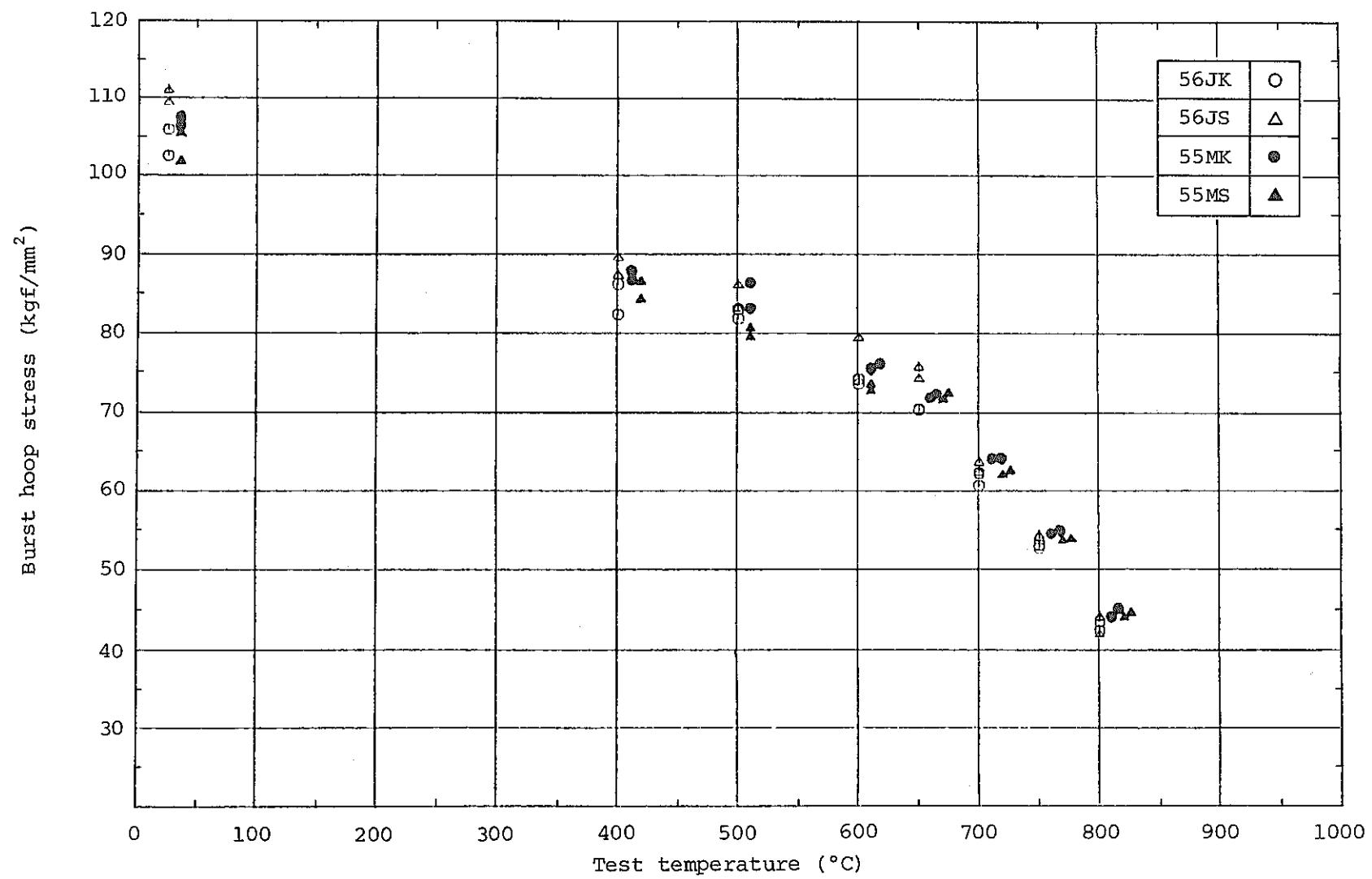


Fig. 7 Burst hoop stress of cladding tubes 56JK and 56JS compared with cladding tubes 55MK and 55MS.

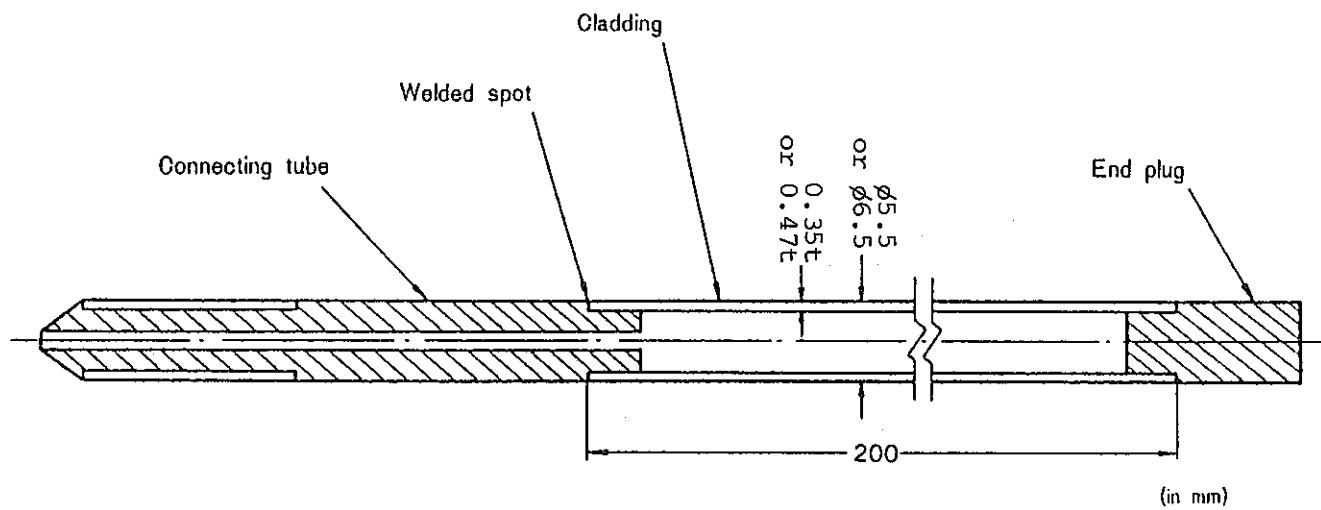


Fig. 8 Tubular creep-rupture and creep specimen under internal pressure.

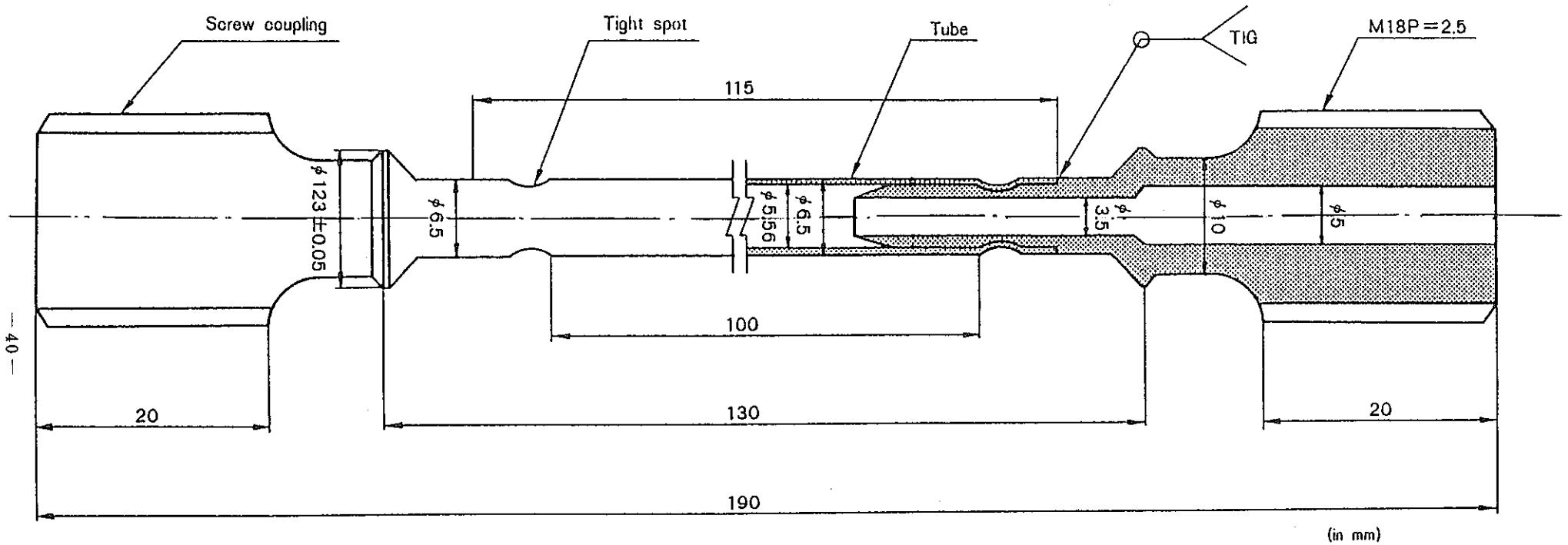


Fig. 9 Uniaxial tension creep rupture and creep specimen.

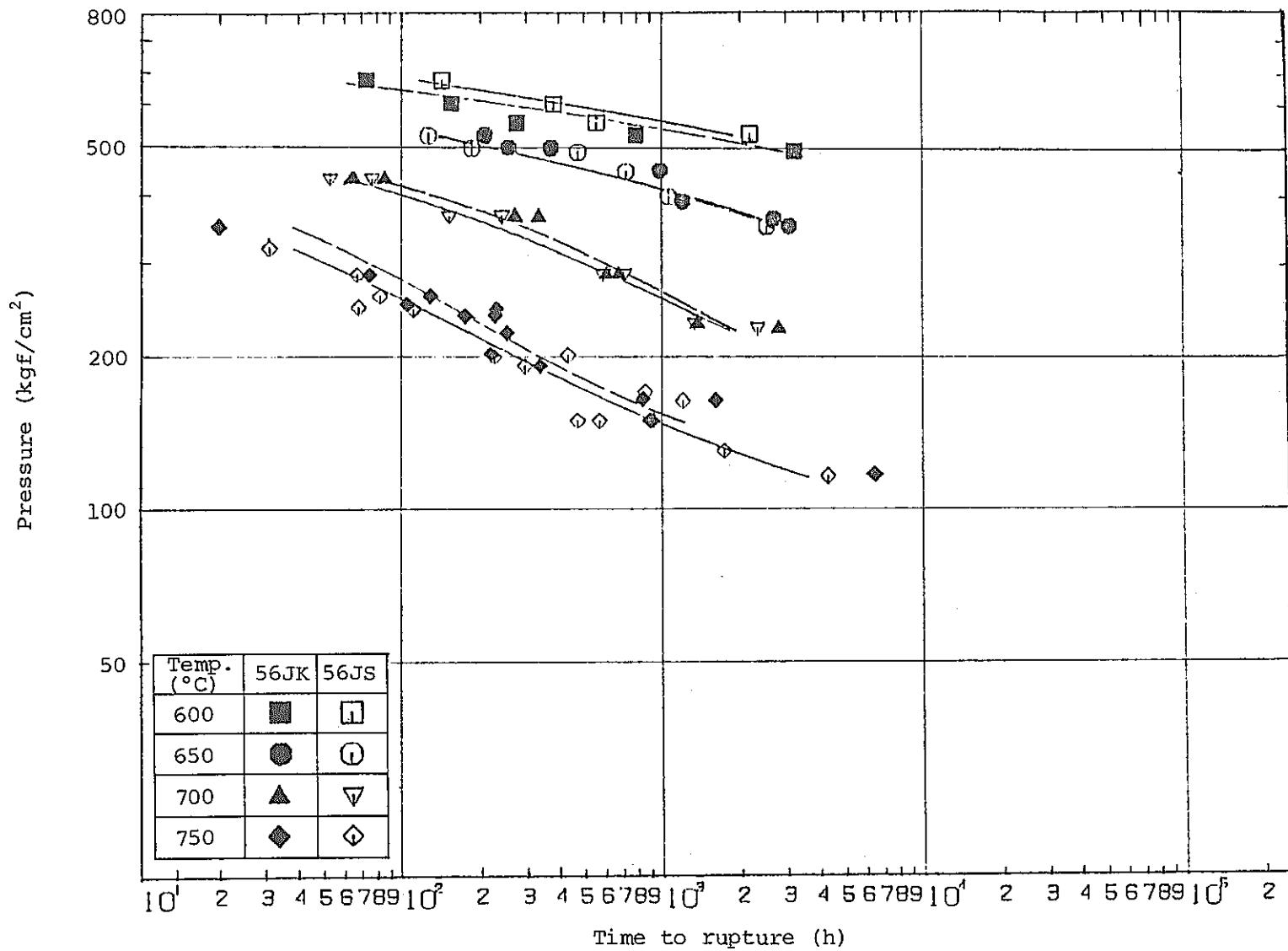


Fig. 10 Creep rupture curves of cladding tubes 56JK and 56JS under internal pressure.

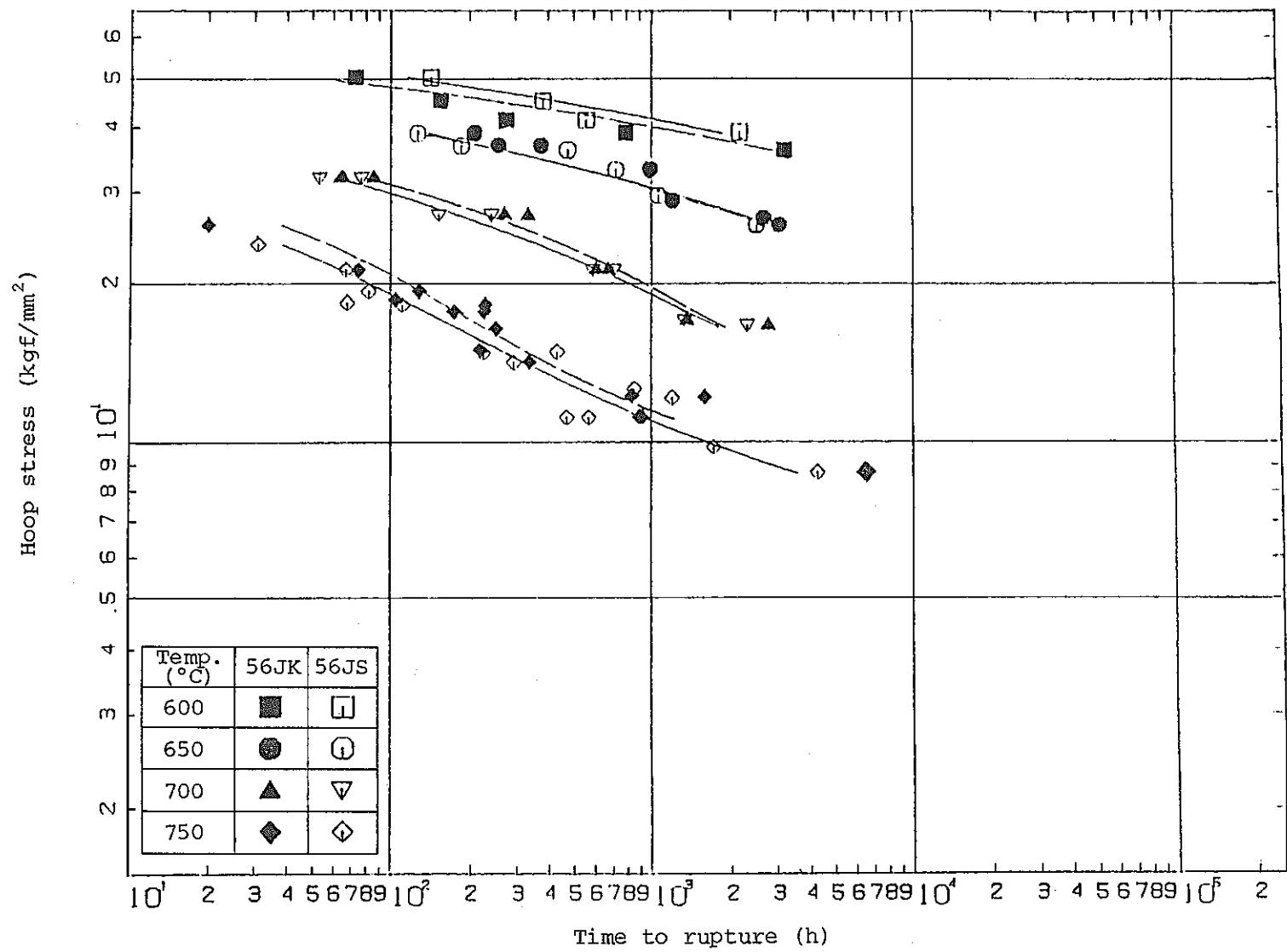


Fig. 11 Creep rupture curves of cladding tubes 56JK and 56JS under internal pressure.

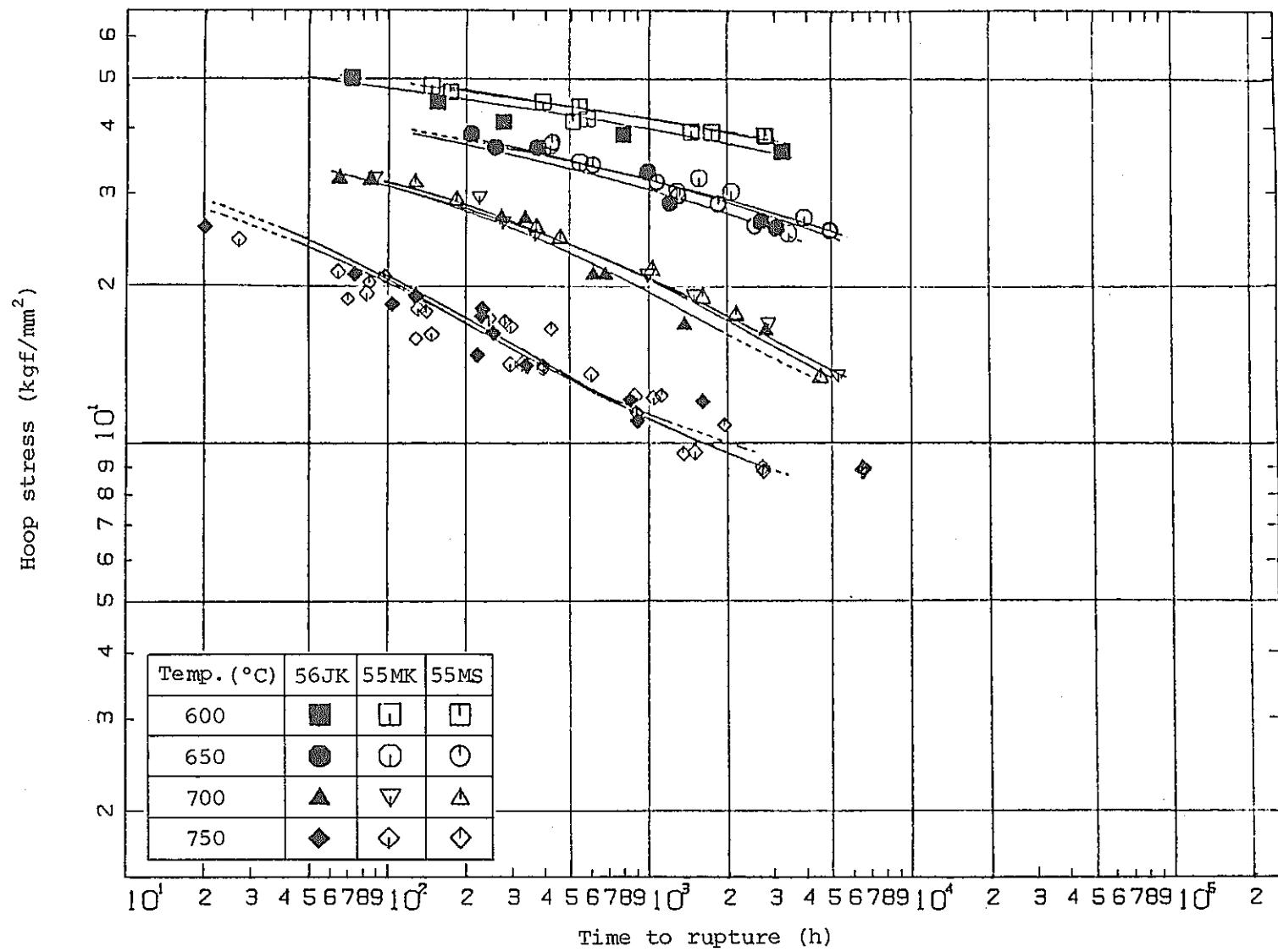


Fig. 12 Creep rupture curves of cladding tube 56JK under internal pressure compared with cladding tubes 55MK and 55MS.

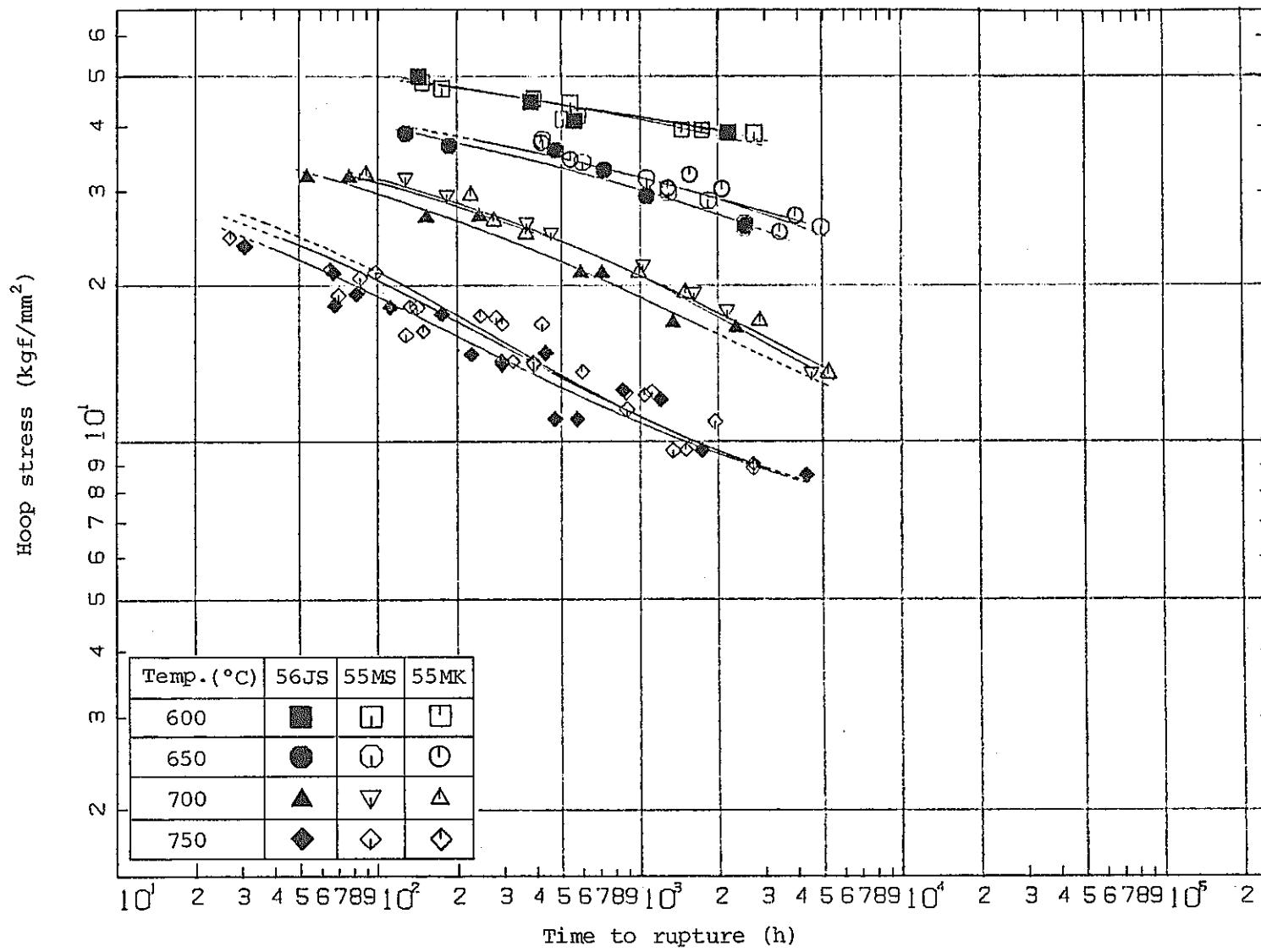


Fig. 13 Creep rupture curves of cladding tube 56JS under internal pressure compared with cladding tubes 55MS and 55MK.

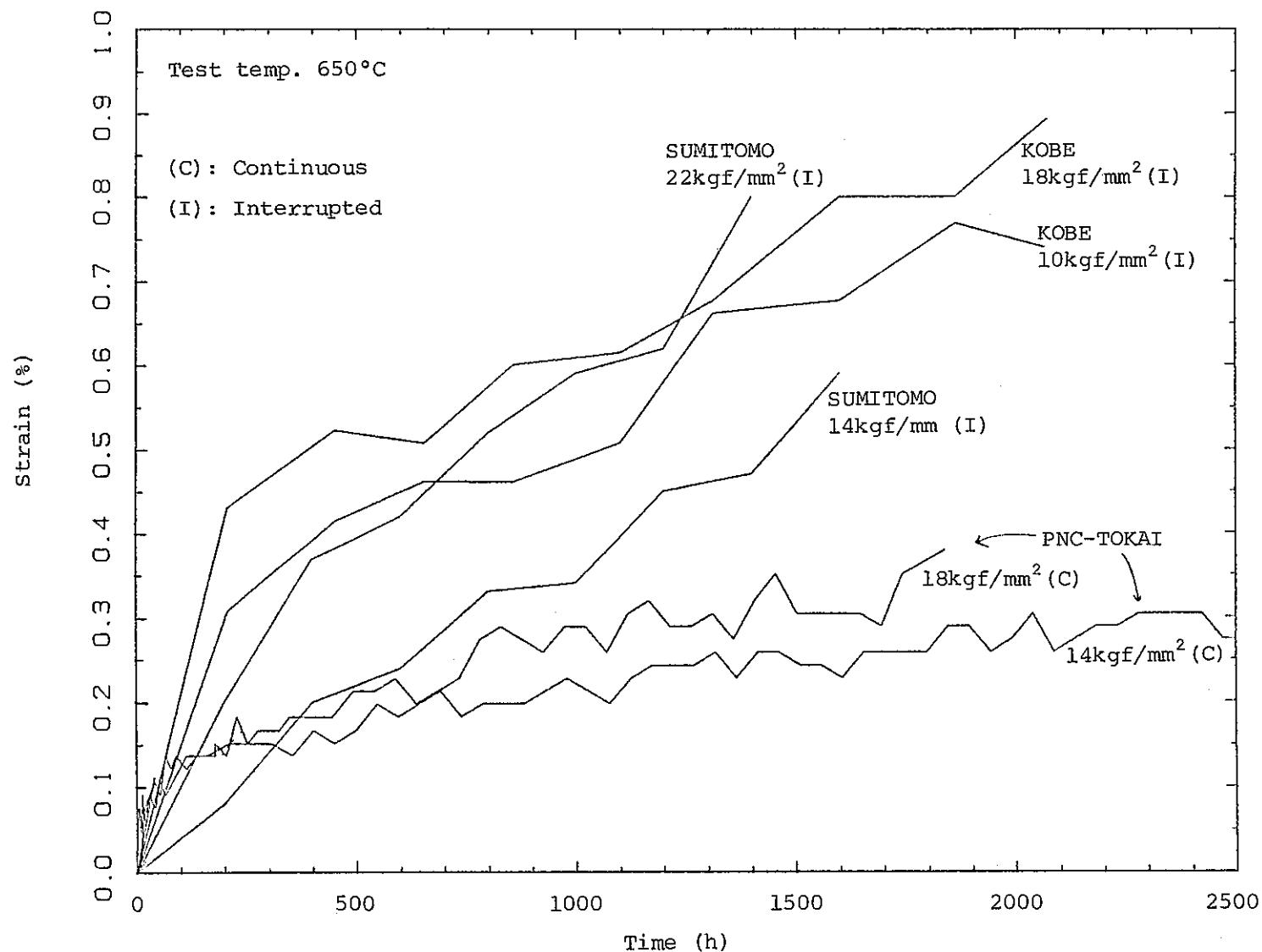


Fig. 14(a) Creep curves of cladding tube 55MS under internal pressure at 650°C.

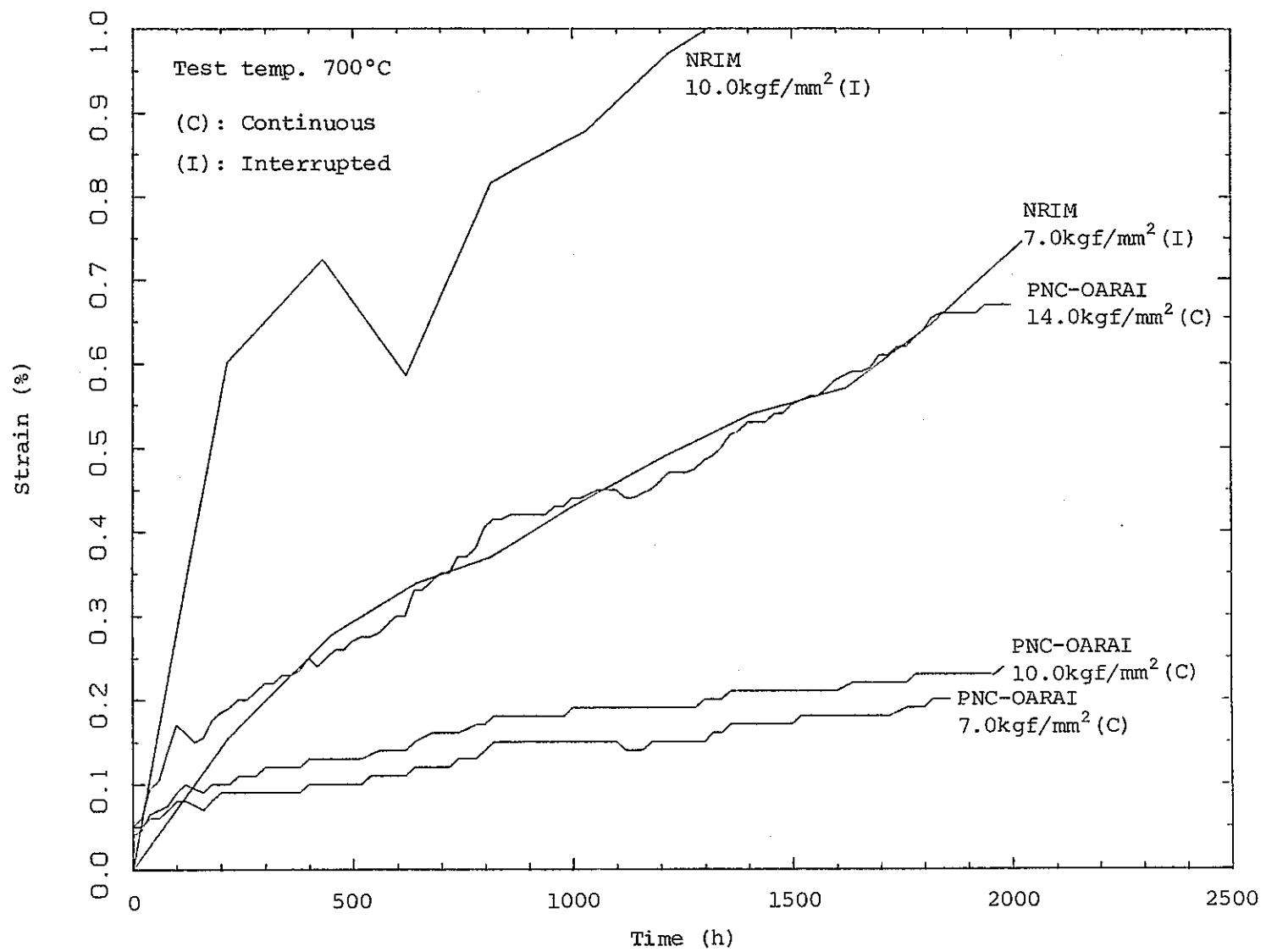


Fig. 14(b) Creep curves of cladding tube 55MS under internal pressure at 700°C.

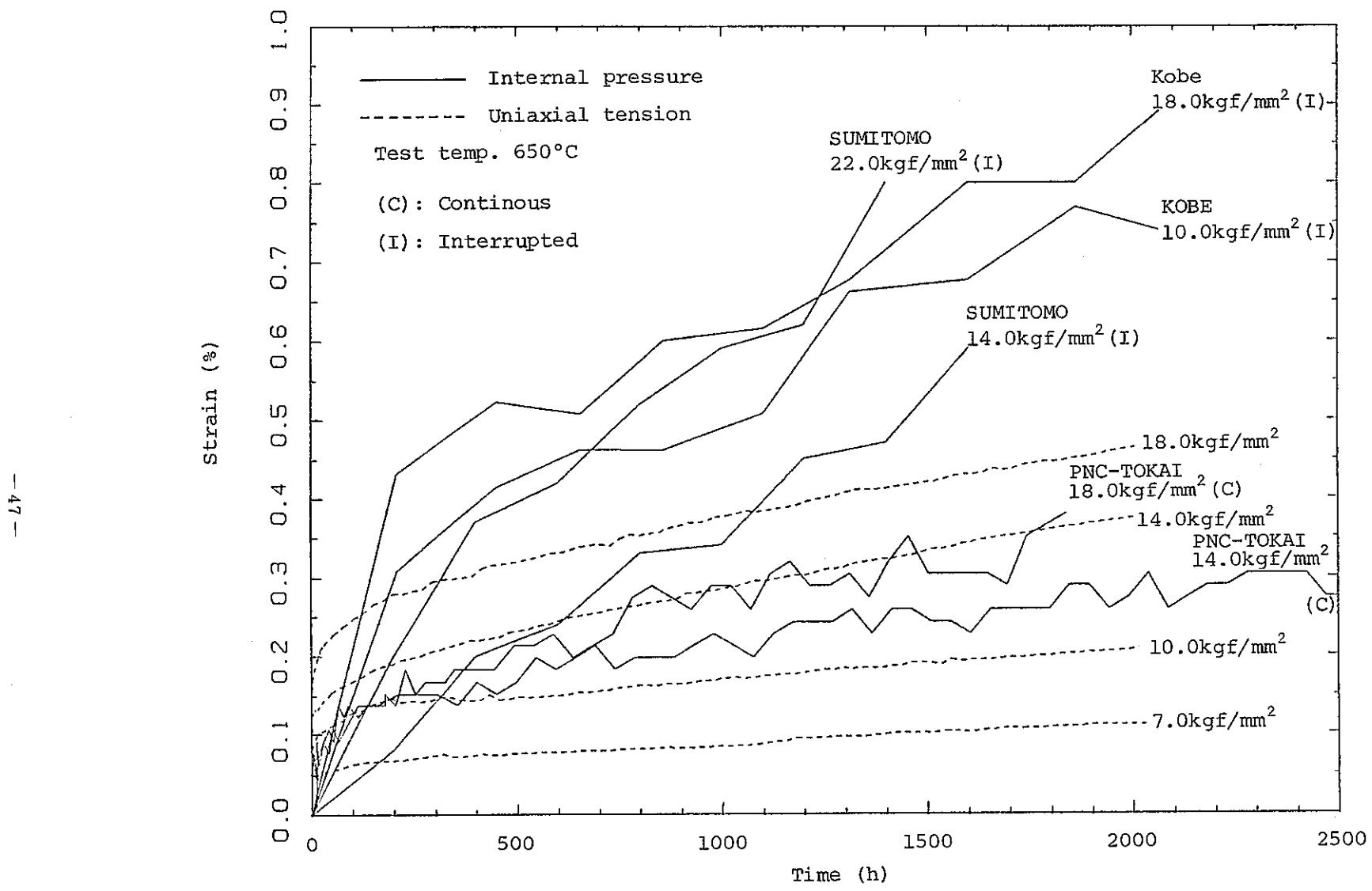


Fig. 15(a) Creep curves of cladding tube 55MS under internal pressure and uniaxial tension at 650°C.

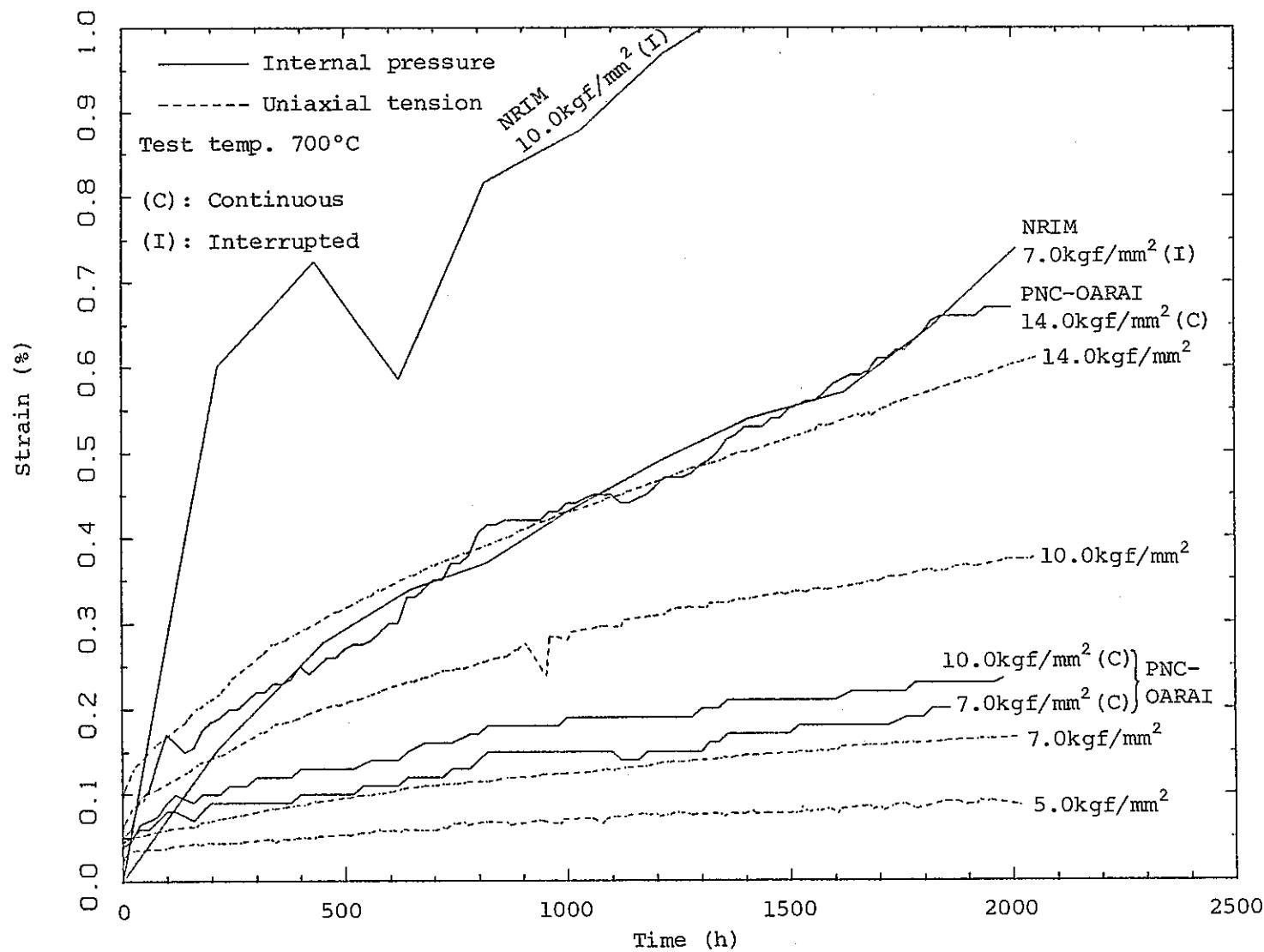


Fig. 15(b) Creep curves of cladding tube 55MS under internal pressure and uniaxial tension at 700°C.

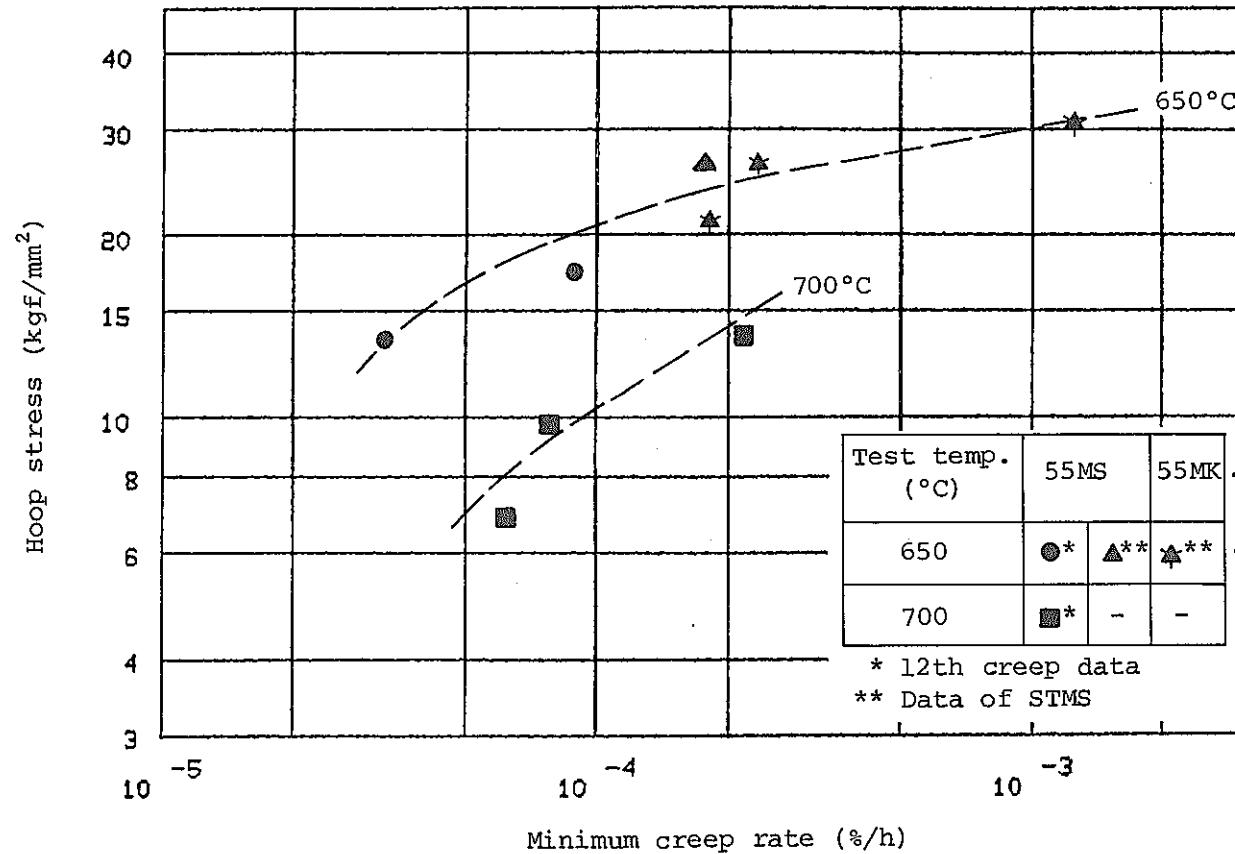


Fig. 16 Relation between hoop stress and minimum creep rate under internal pressure for 55MS.

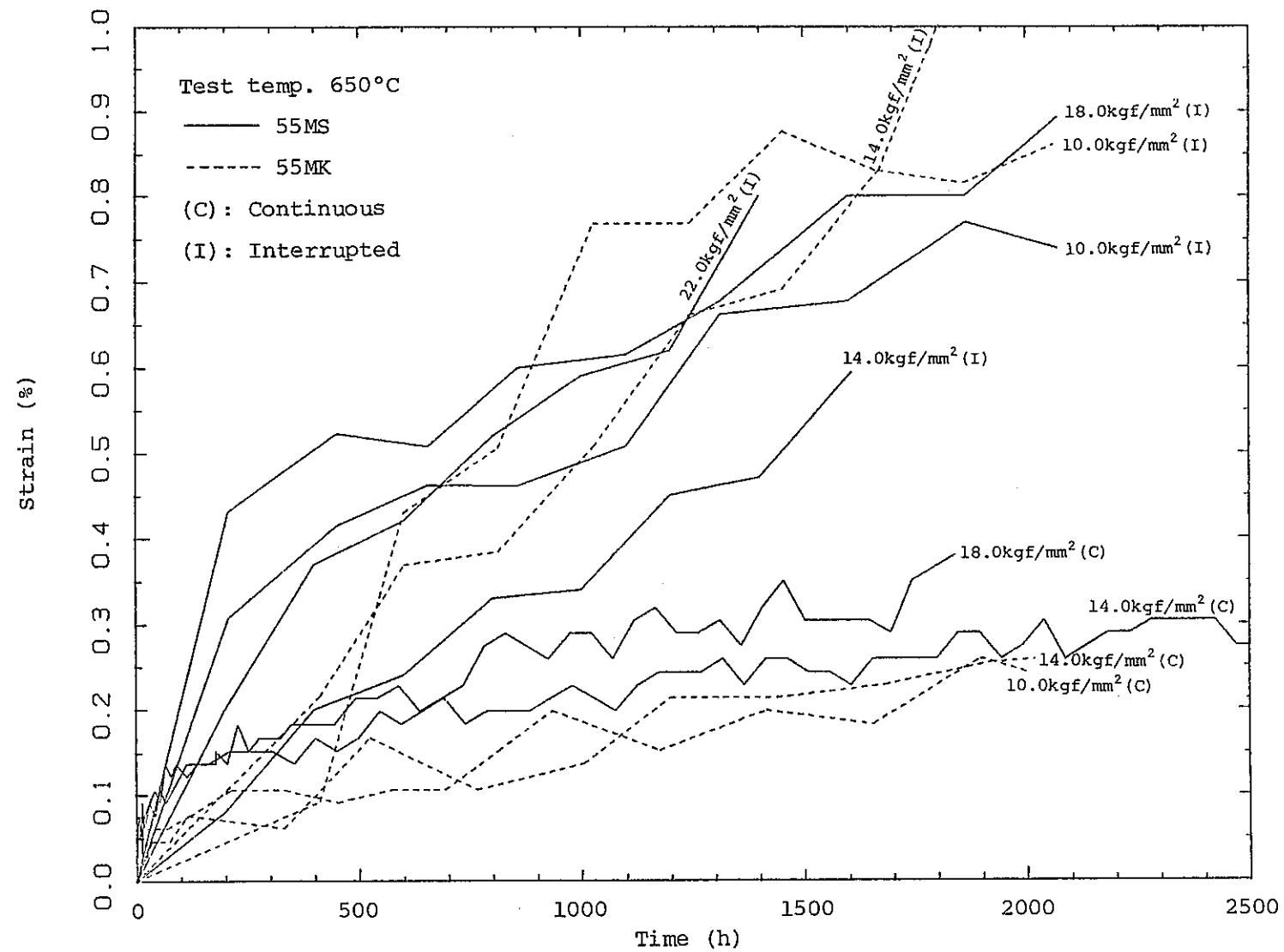


Fig. 17(a) Creep curves of cladding tubes 55MS and 55MK under internal pressure at 650°C.

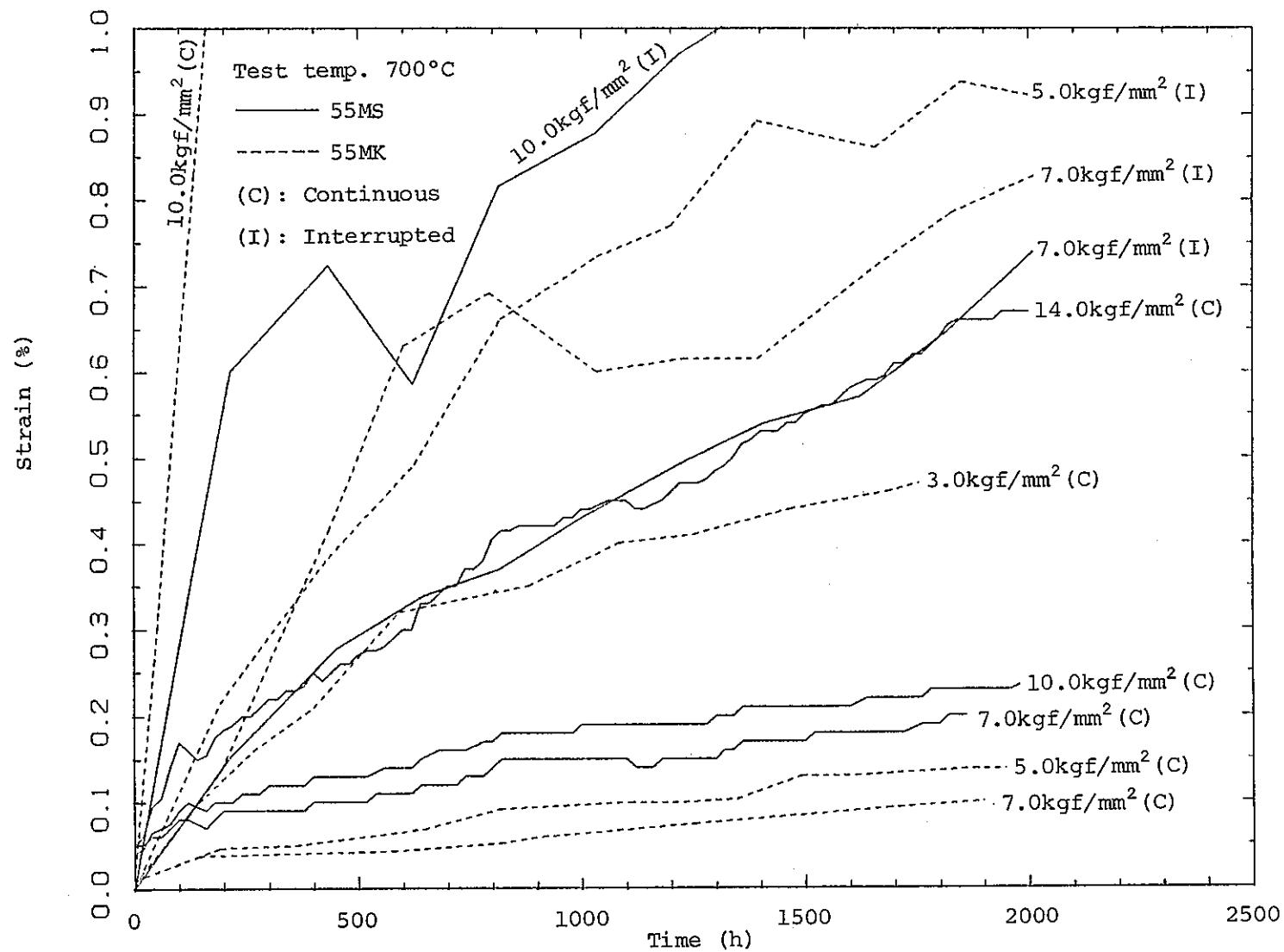


Fig. 17(b) Creep curves of cladding tubes 55MS and 55MK under internal pressure at 700°C.

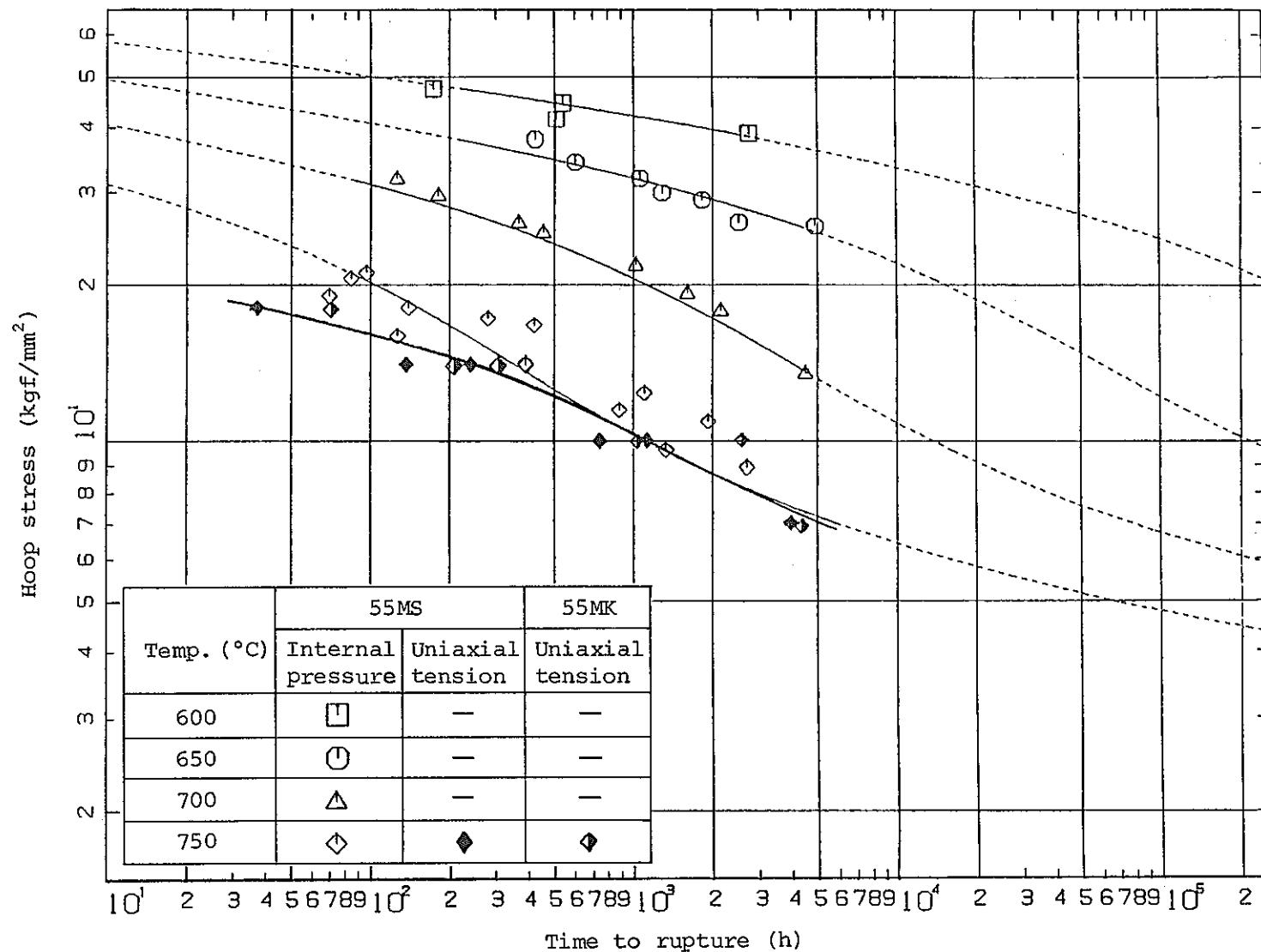


Fig. 18 Relation of stress and time to rupture of cladding tubes 55MS and 55MK under uniaxial tension and internal pressure.

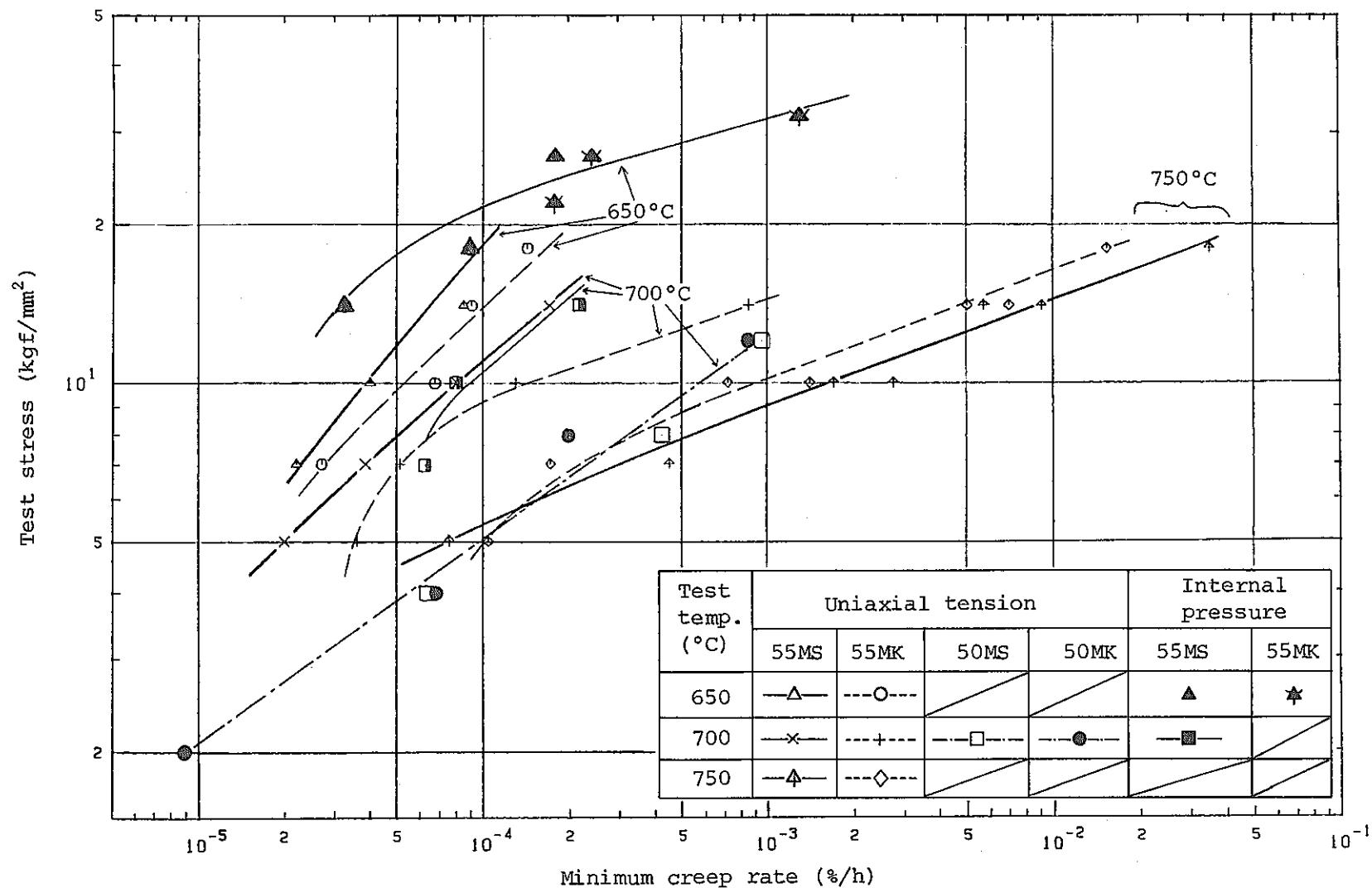


Fig. 19 Relation of stress and minimum creep rate under uniaxial tension for cladding tubes 55MS, 55MK, 50MS and 50MK.

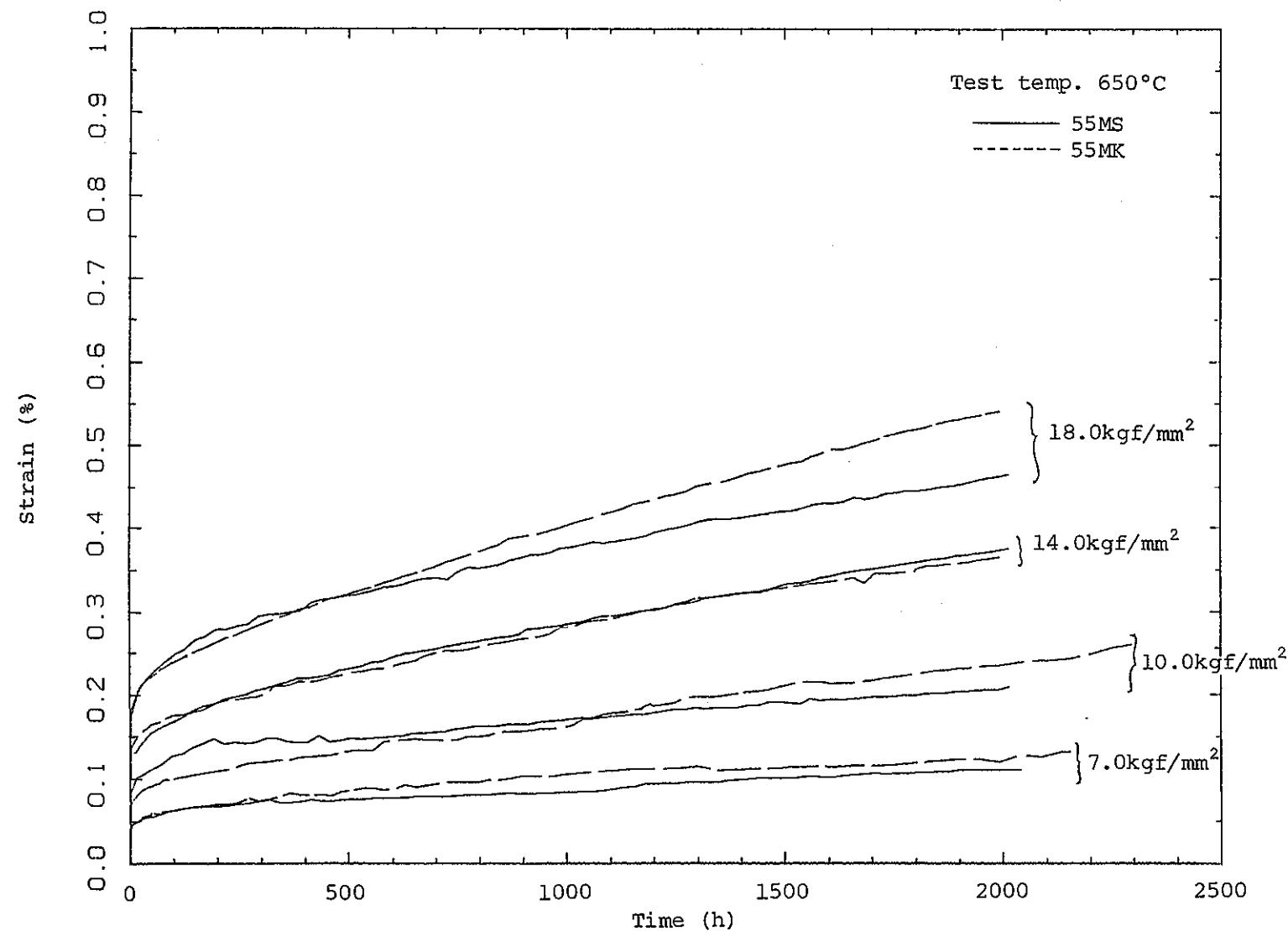


Fig. 20(a) Creep curves of cladding tubes 55MS and 55MK under uniaxial tension at 650°C.

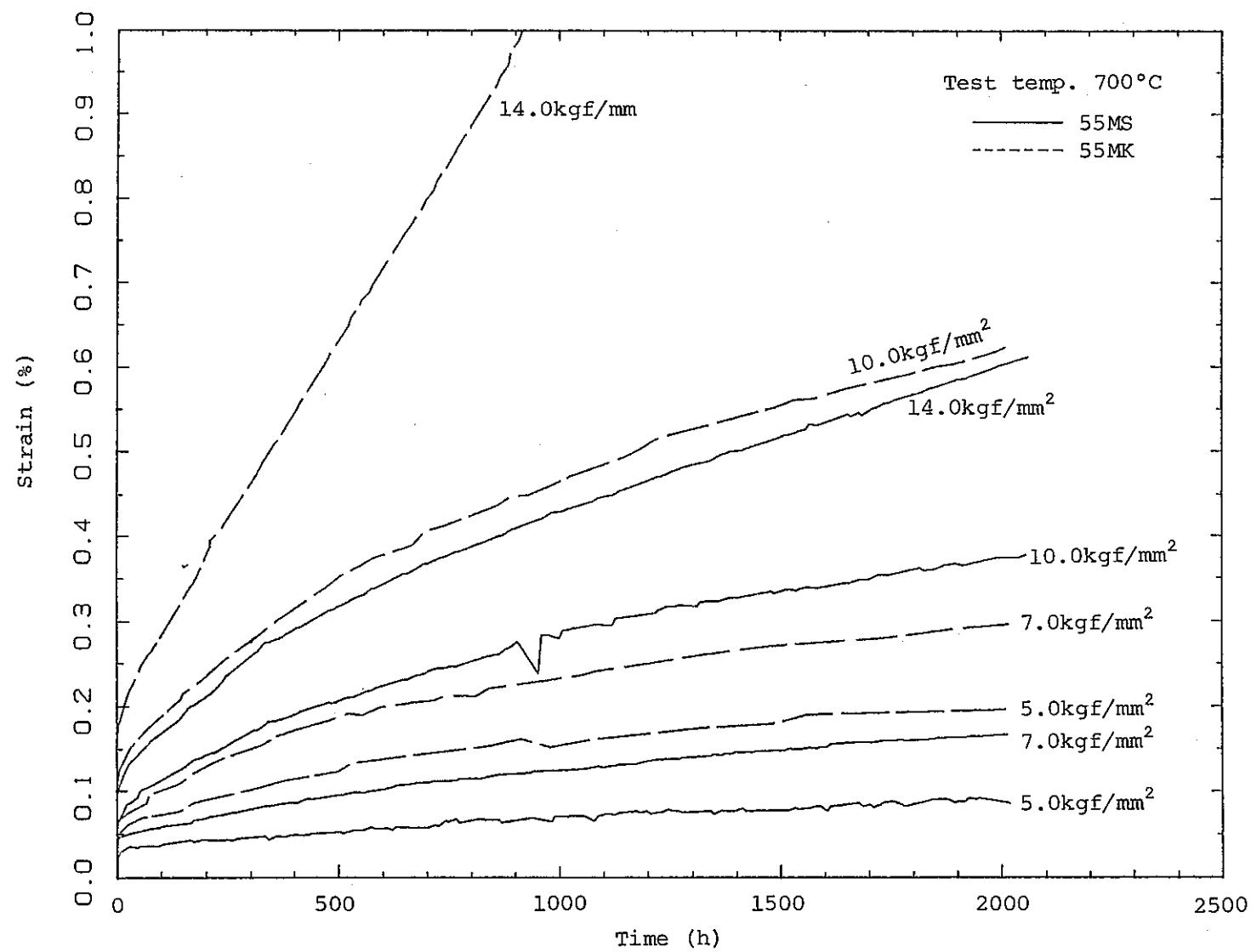


Fig. 20(b) Creep curves of cladding tubes 55MS and 55MK under uniaxial tension at 700°C.

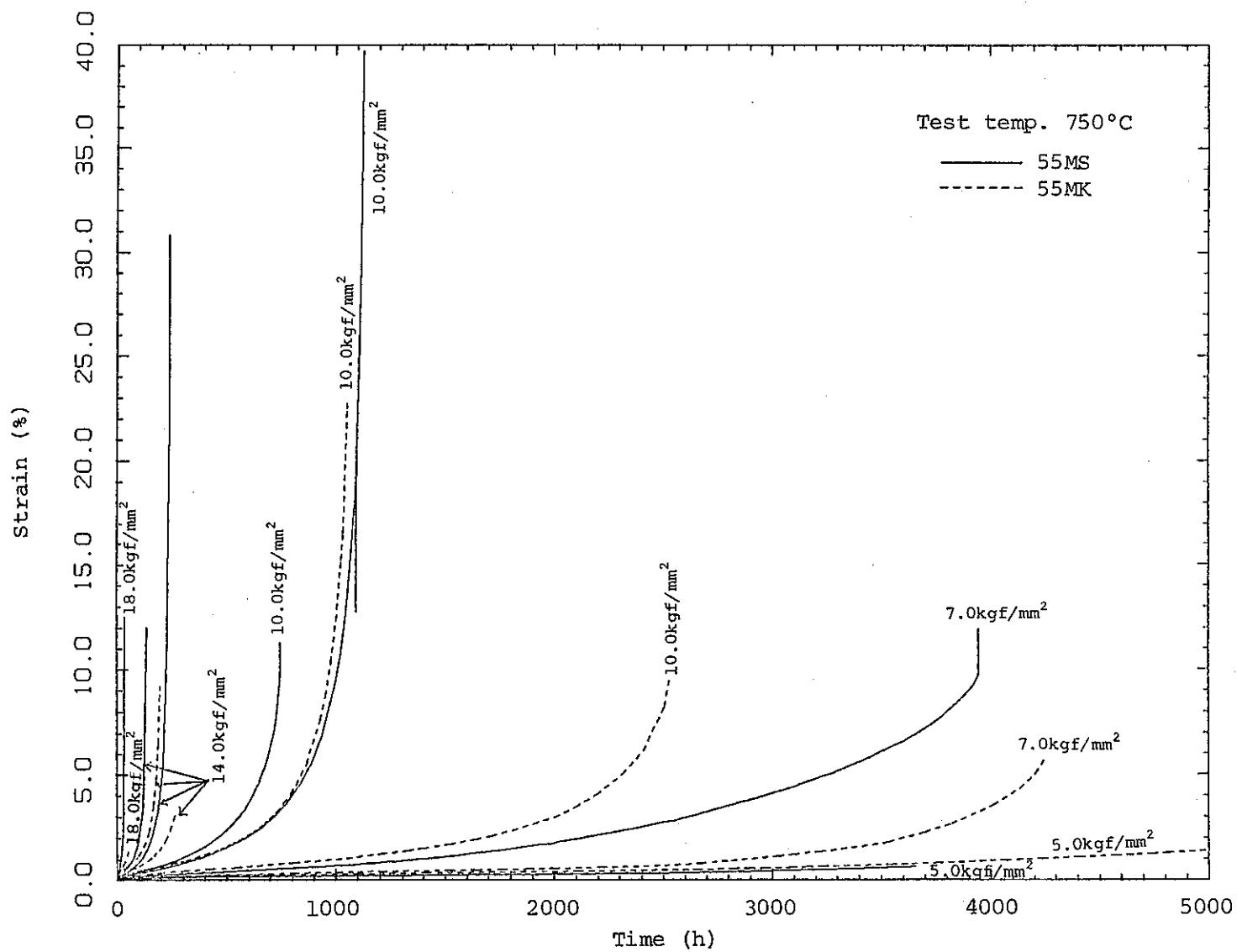


Fig. 20(c) Creep curves of cladding tubes 55MS and 55MK under uniaxial tension at 750°C.

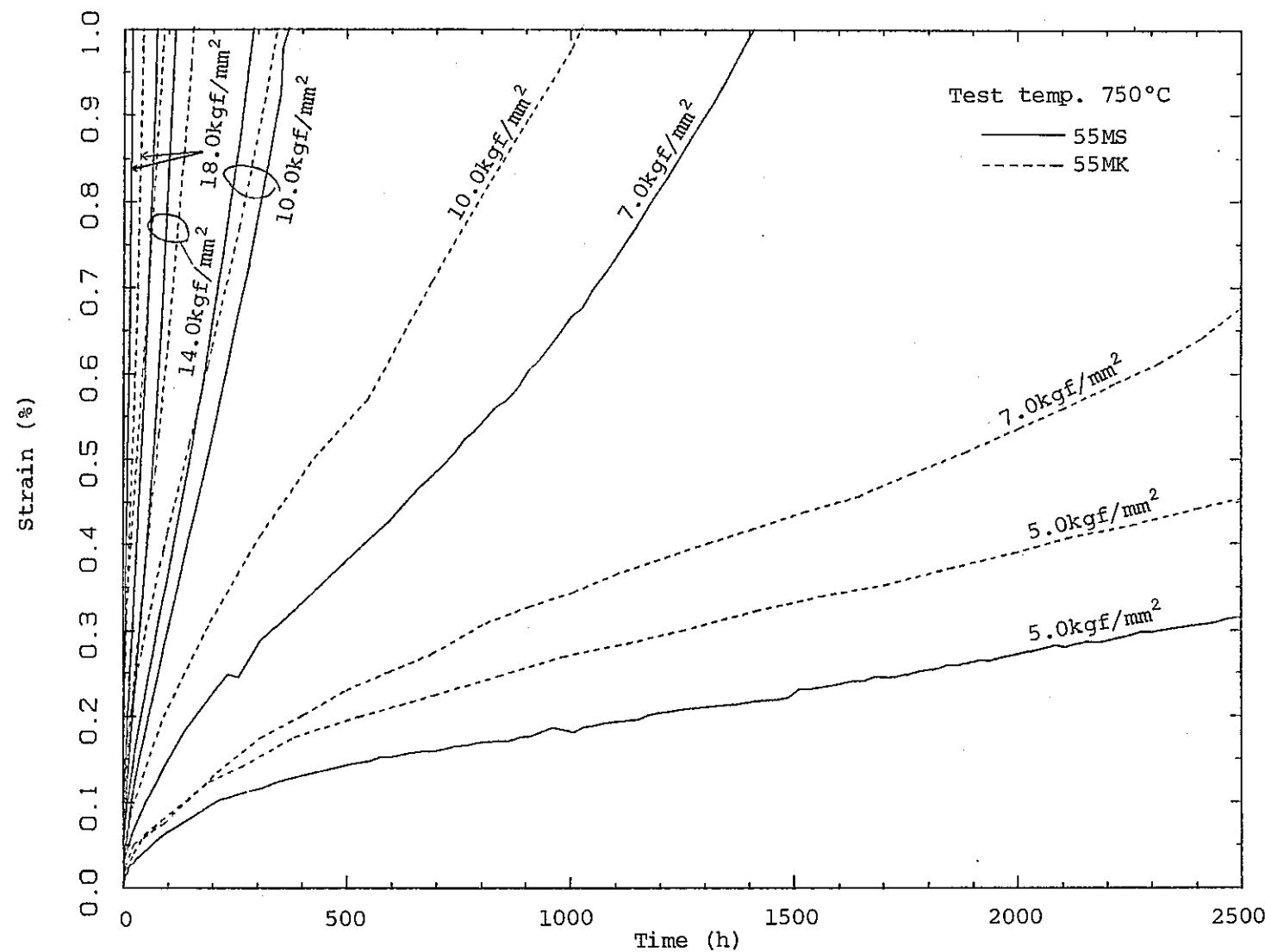


Fig. 20(d) Creep curves of cladding tubes 55MS and 55MK under uniaxial tension at 750°C. This figure is the magnified graph of Fig. 19(c).

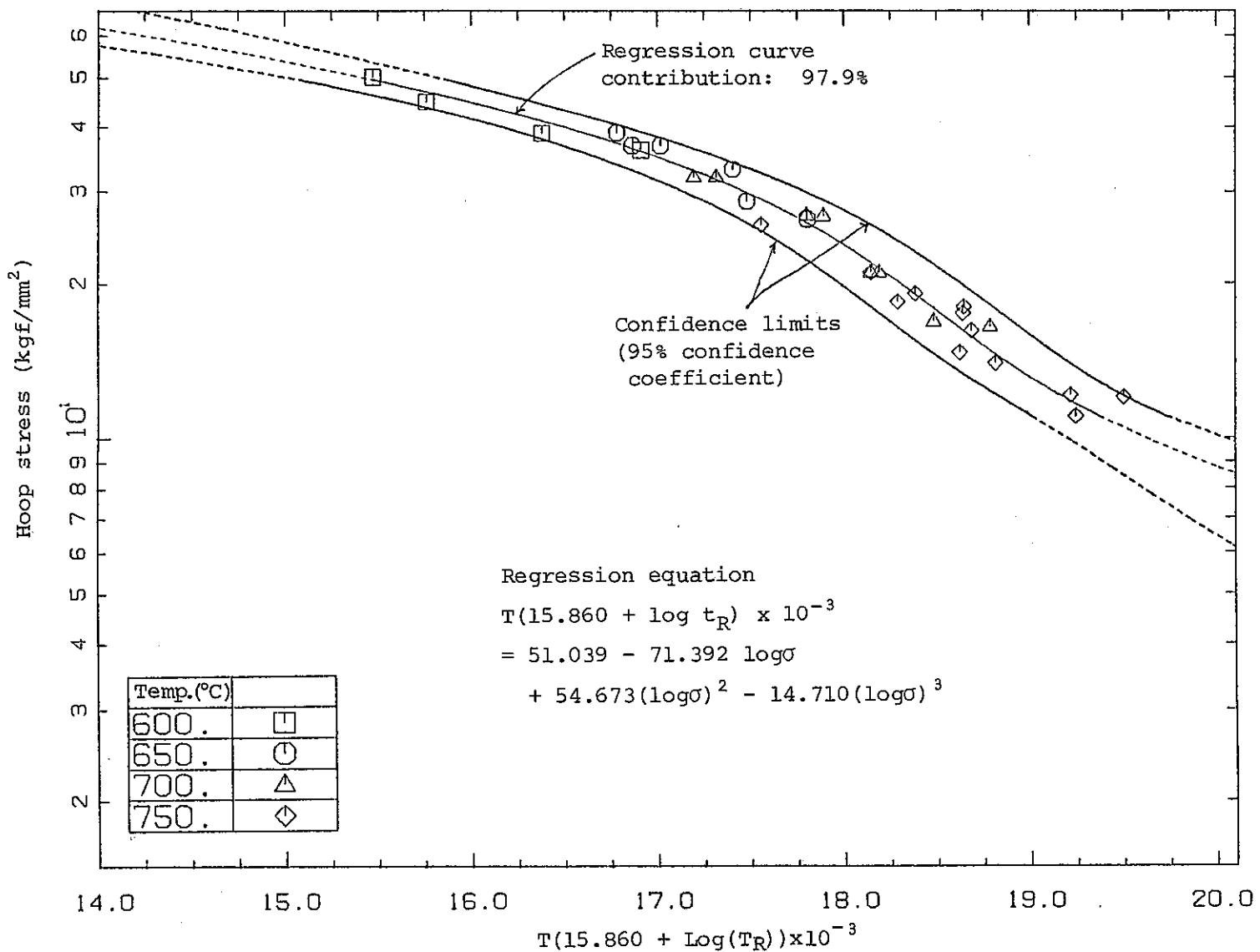


Fig. 21 Regression curve and confidence interval on master rupture data under internal pressure for 56JK.

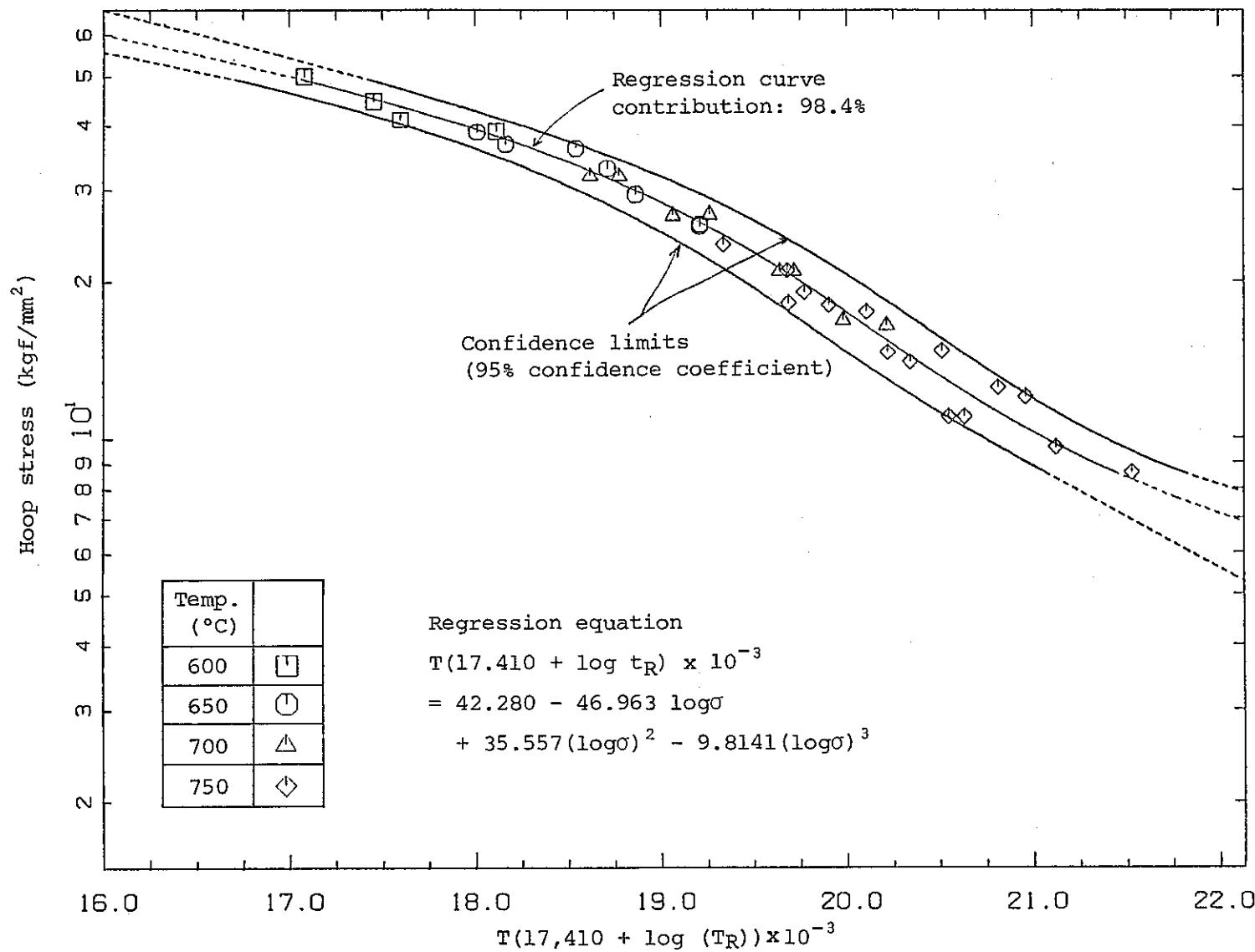


Fig. 22 Regression curve and confidence interval on master rupture data under internal pressure for 56JS.

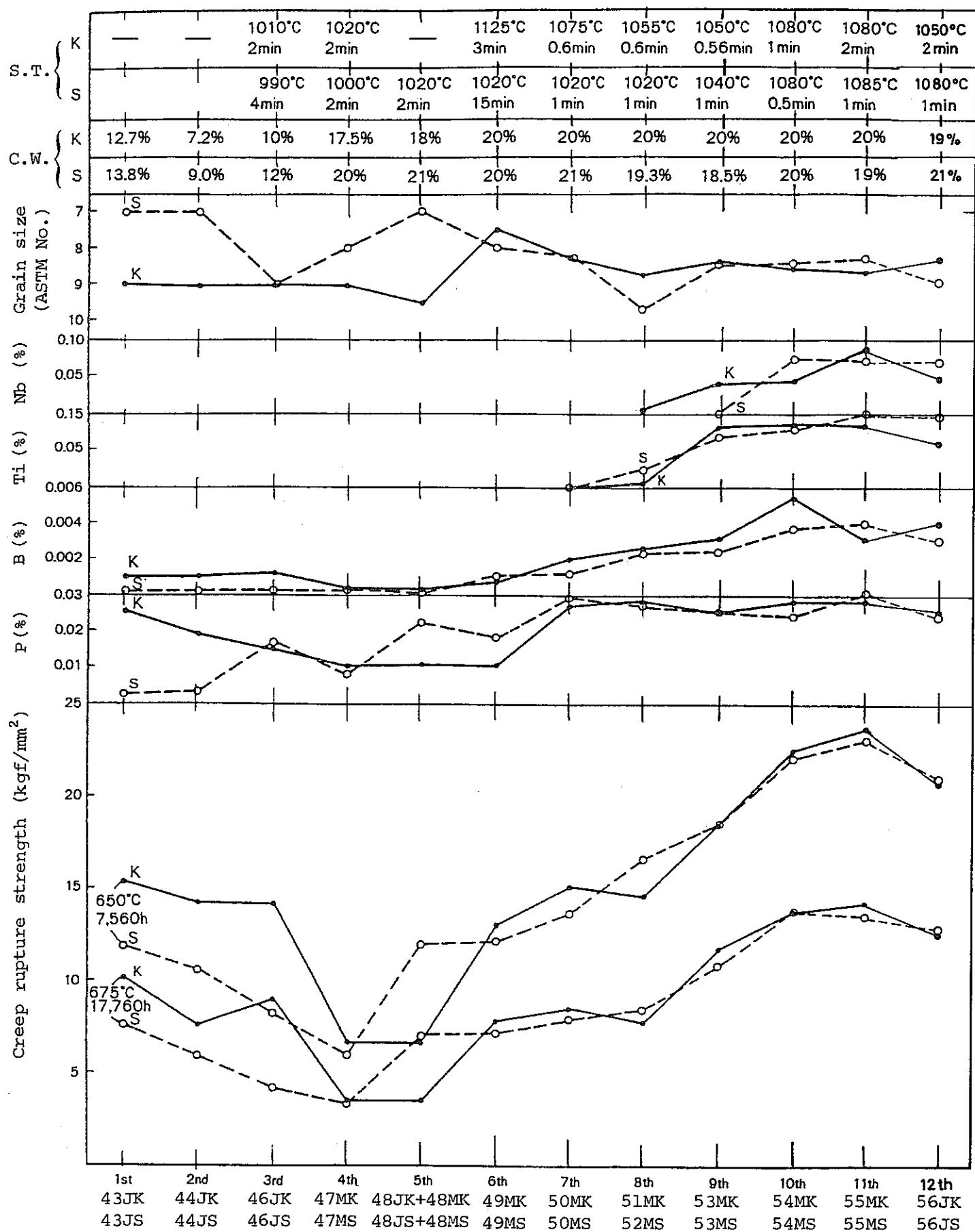


Fig. 23 Creep rupture strength and metallurgical conditions of claddings under the service conditions in Monju and Joyo MK-II cores, conducted from first to twelfth creep test programs.

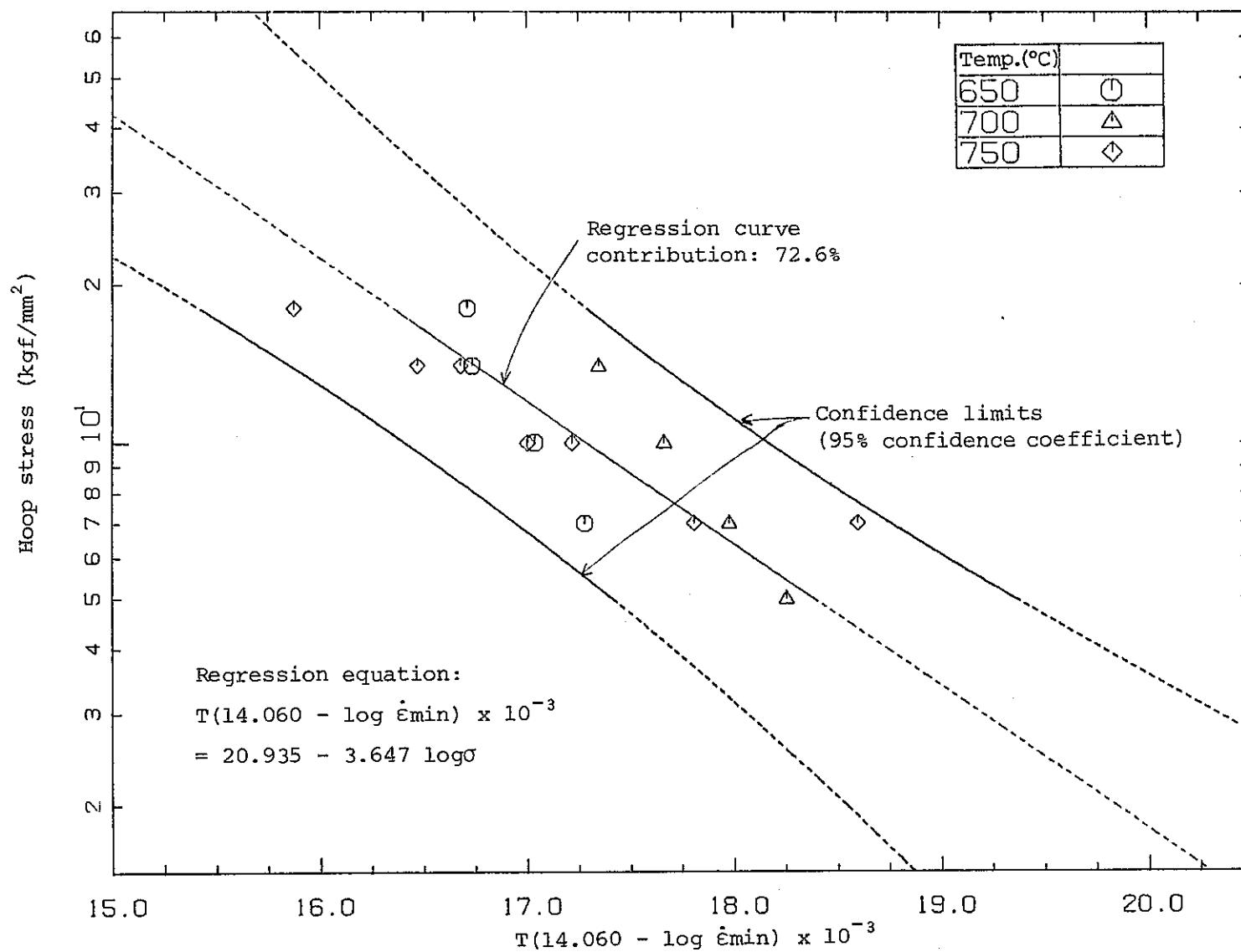


Fig. 24 Regression curve and confidence interval on master minimum creep rate data under uniaxial tension for 55MS.

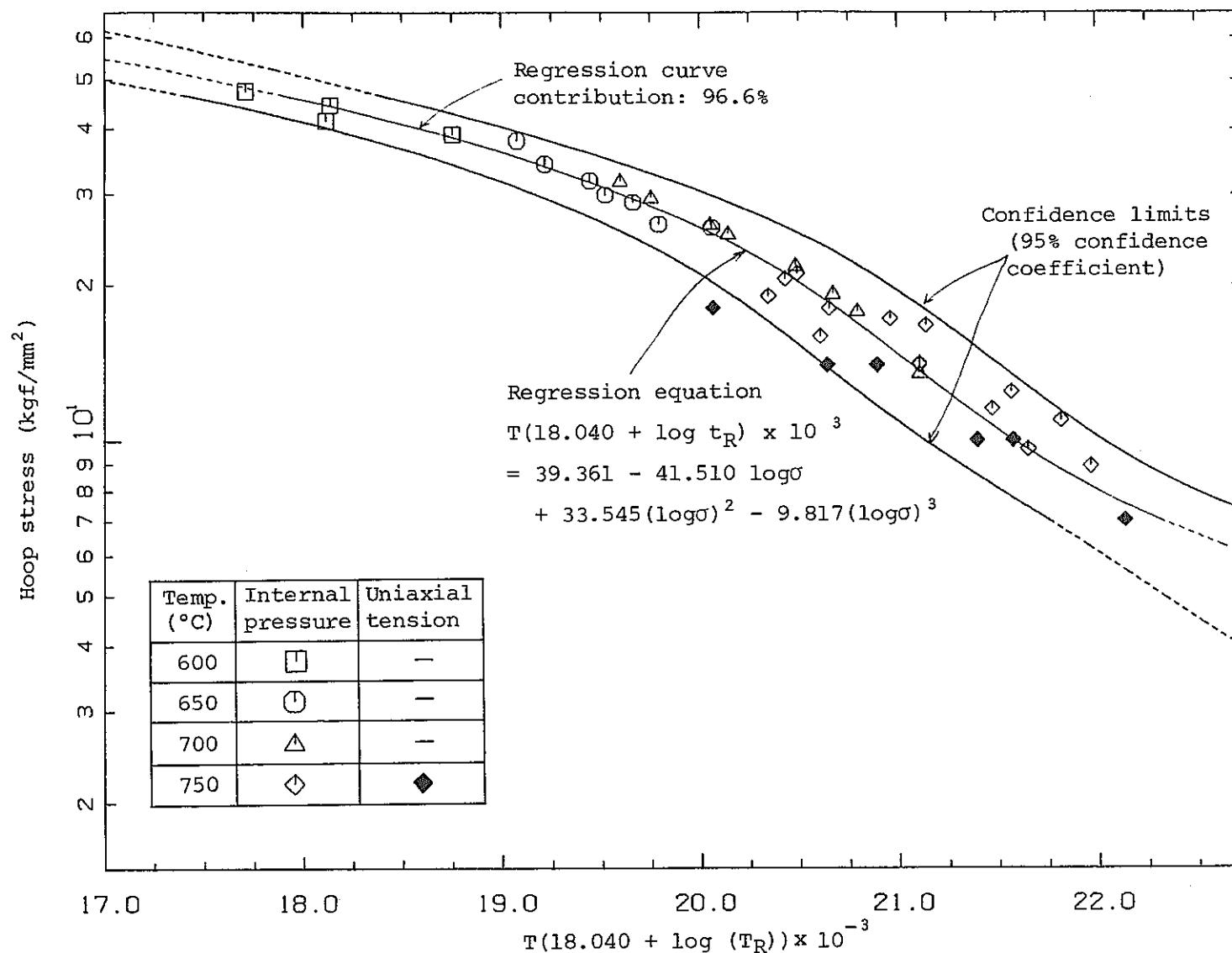


Fig. 25 Regression curve and confidence interval on creep rupture data under uniaxial tension and internal pressure for 55MS.

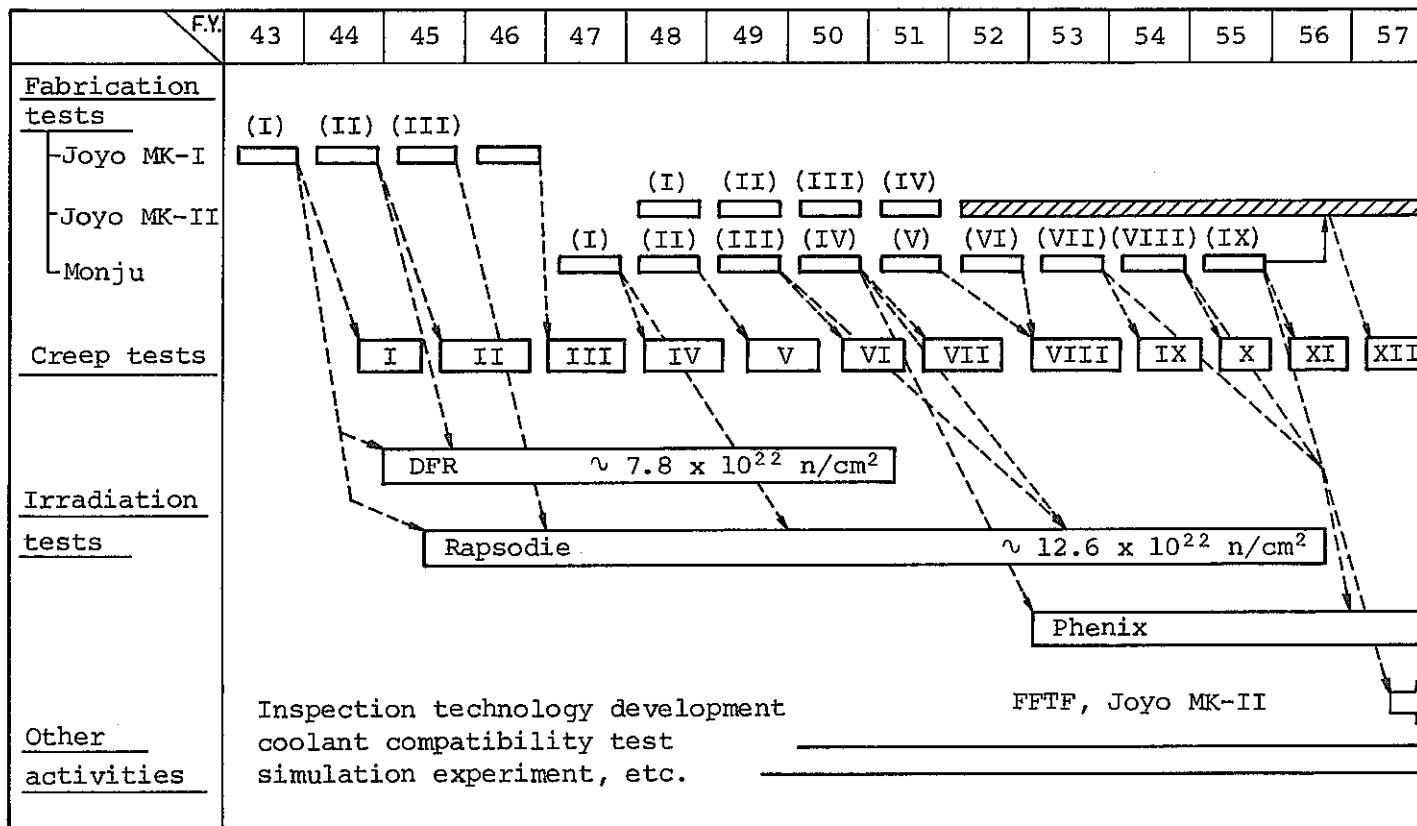


Fig. 26 Development of type 316 SS fuel cladding tube for FBR

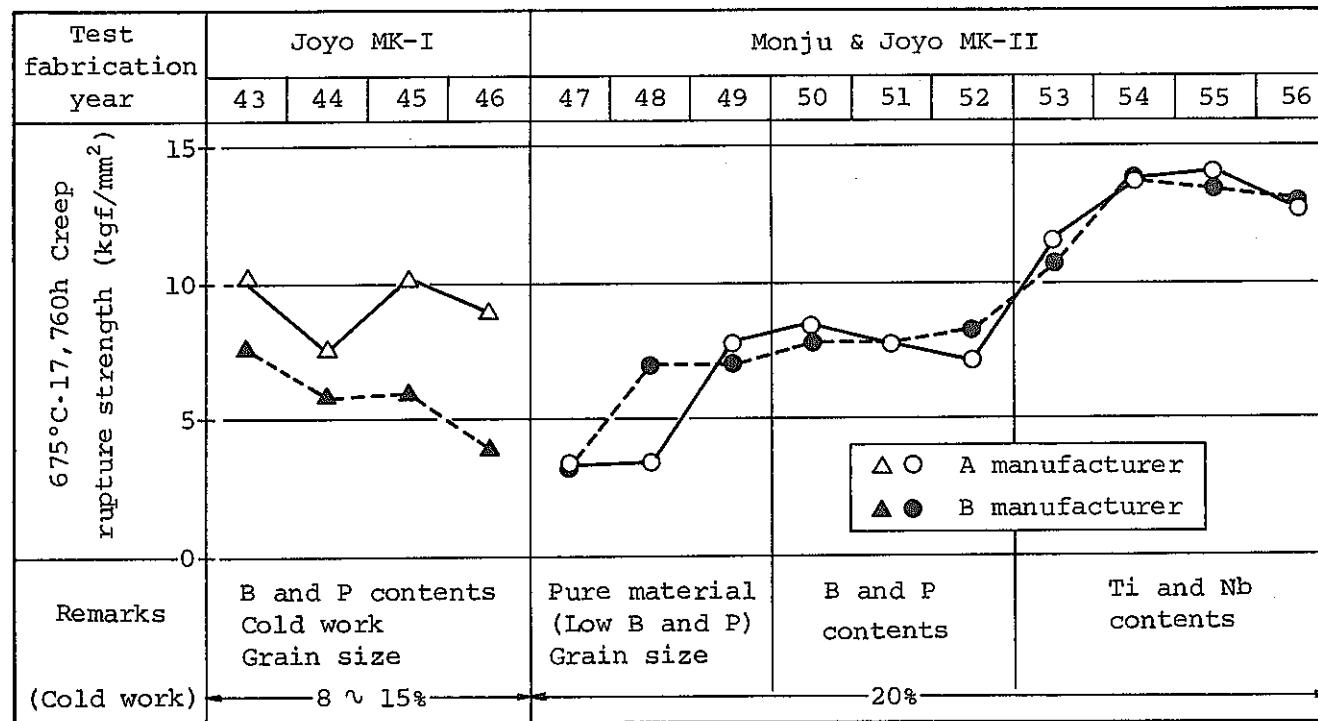


Fig. 27 Progress of creep rupture strength for type 316 SS fuel cladding tube

## 付 錄

### 9. 重回帰分析による内圧クリープ破断強度 推定値に及ぼす要因効果の検討

#### 1. はじめに

燃料被覆管の内圧クリープ破断強度推定値（ $650^{\circ}\text{C} \times 7,560\text{h}$ ,  $675^{\circ}\text{C} \times 17,760\text{h}$ の強度）に及ぼす要因の影響を明らかにすることを目的として重回帰分析による検討を第6次～12次材について行った。SUS316 鋼のクリープ強度に影響を及ぼす要因は化学成分（C, B, P, Ti, Nb, Nなど）<sup>1)～4)</sup>, 結晶粒度<sup>5), 6)</sup>, 冷間加工度<sup>7)～11)</sup>, 溶体化処理温度などが考えられる。先に第1次～8次材の一部のデータを用いて重回帰分析が行われた。<sup>12)</sup> その結果によると、燃料被覆管に関する各種要因の中で、B含有量, P含有量, 冷間加工度, 結晶粒度の4要因により内圧クリープ破断強度はおおよそ説明された。第9次材以降の材料には強度改善等のためにTi, Nbが微量添加されている。<sup>13)</sup> Nb添加は結晶粒を微細化し, 溶体化処理温度を上げる。<sup>14)</sup> そこで、これらの要因を含めて重回帰分析を行った。

#### 2. 入力データ

本分析においては、P, B, Ti, Nbの化学成分, 冷間加工度, 溶体化処理温度, 結晶粒度について検討することとした。第1次から第12次までの各要因のデータを表1に示す。これらの説明変数及び被説明変数としてのデータは動燃報告書<sup>15)～19)</sup>から得た。

重回帰分析する際にデータの入力のし方に若干の工夫をこらした。

化学成分のPとBについてみると、Pの添加量の方が約10倍多い。化学成分量そのままで重回帰分析を行うと有効な数などの関係から十分な重回帰分析を行えない場合がある。そこで、データの有効数字を入力するようにした。すなわち、次のようにデータを加工して、入力データとした。

P 含 有 量 :	$\times 10^2$
B 含 有 量 :	$\times 10^3$
Ti 含 有 量 :	$\times 10^2$
Nb 含 有 量 :	$\times 10^2$
冷 間 加 工 度 :	$\times 10^{-1}$
溶体化処理条件 :	$(T + 273)(20 + \log t)/10^3$
T :	溶体化処理温度 ( $^{\circ}\text{C}$ )

$t$  : 溶体化処理時間 (min)

結晶粒度 :  $\times 1$

内圧クリープ破断強度 :  $\times 1$

溶体化処理温度を説明変数に取り込む際には若干の検討を行った。溶体化処理温度を ( $T - 1,000$ ) として入力し、重回帰分析を行うと溶体化処理温度の有意性は評価できず、標準誤差は大きかった。そして、実測値と重回帰分析から求めた回帰式による推定値との差について検討した結果、溶体化処理時間を導入した方が良いことが示唆された。そこで、Larson-Miller パラメータを用いて温度と時間を含んだ溶体化処理条件を変数にすることとした。重回帰分析に用いた説明変数としての各要因の変動範囲は下記のとおりである。

化学成分 (wt %)	P	$XP \cdot 10^{-2} = 0.010 \sim 0.030$
	B	$XB \cdot 10^{-3} = 0.0008 \sim 0.0054$
	Ti	$XT \cdot 10^{-2} = 0.002 \sim 0.097$
	Nb	$XN \cdot 10^{-2} = 0.002 \sim 0.079$

冷間加工率 (%)  $XR \cdot 10 = 0 \sim 21.4$

溶体化処理条件  $((T+273)(20 + \log t)/10^3)$ ,  $XS = 25.743 \sim 28.627$

$T$  (°C) = 1020 ~ 1125

$t$  (min) = 0.48 ~ 3

結晶粒度 (No.)  $XG = 7.4 \sim 9.7$

### 3. 方 法

重回帰分析を行う場合にあてはめるべき回帰式は次式のようである。

$$Y = b_0 + b_1 \cdot XP + b_2 \cdot XB + b_3 \cdot XT + b_4 \cdot XN + b_5 \cdot XR + b_6 \cdot XS + b_7 \cdot XG \quad (1)$$

ここで、 $b_0$  は定数,  $b_1 \sim b_7$  は回帰係数,  $Y$  は内圧クリープ破断強度推定値,  $XP$ ,  $XB$ ,  $XT$ ,  $XN$ ,  $XR$ ,  $XS$ ,  $XG$  は各要因の変数である。本分析では説明変数どうしを積にするなどしての各要因間の相互作用の検討は行わなかった。重回帰分析による回帰式の変数の選択<sup>20)</sup>は変数増加法と減少法を組合せた計算プログラムによって行った。すなわち、あらかじめ設定した  $F_0$  値に対して計算された回帰式の回帰係数の  $F$  検定を行い、変数の選択を行った。ここで用いた  $F_0$  値は 1 と 2.5 である。 $F_0 = 1$  はかなりゆるやかな基準であり、 $F_0 = 2.5$  は基準をやや厳しくした場合である。

重回帰分析は表 1 に示すように第 6 次 ~ 12 次材について行ったが、冷間加工度の影響につい

て検討した場合のデータ(第9次)<sup>18)</sup>を含めない場合と含めた場合の2種類について行った。含めない場合には試料数は14である、含めた場合には19である。

## 4. 結 果

### 4.1 重回帰分析結果

表2は650°C, 7,560hの内圧クリープ破断強度推定値に対して冷間加工度の影響を除いた14試料について重回帰分析を行い、回帰係数の検定を行った結果と回帰係数の値を示す。 $F_0 = 1$ と基準をゆるくした場合には内圧クリープ破断強度に対しては、P含有量、B含有量、Ti含有量、Nb含有量及び溶体化処理条件が有意な説明変数となっているが、 $F_0 = 2.5$ と基準を厳しくすると関与する要因の数は減り、内圧クリープ破断強度はB含有量、Ti含有量、Nb含有量によって説明できる。しかし、変数が減るので回帰式の標準誤差は若干増加している。表3は675°C, 17,760hの14試料についての結果、表4は冷間加工度の影響に関するデータも追加した19試料についての650°C, 7,560hの場合の結果、表5は675°C, 17,760hの場合の結果である。 $F_0 = 2.5$ の場合に有効であると認められた要因について調べてみると、650°C, 7,560hの内圧クリープ破断強度に対しては、14試料の場合にB含有量、Ti含有量、Nb含有量が有意な説明変数であり、19試料の場合にB含有量、Ti含有量、冷間加工度が有意な説明変数である。675°C, 17,760hの内圧クリープ破断強度に対しては、14試料の場合にはB含有量、Ti含有量、Nb含有量であり、19試料の場合にはB含有量、Ti含有量、結晶粒度である。14試料の場合と19試料との場合で有意な要因にやや違いはあるが、本分析で検討した要因の変動範囲内では、おおよそ650°C, 7,560hの内圧クリープ破断強度はB含有量、Ti含有量、Nb含有量及び冷間加工度で説明できそうであり、675°C, 17,760hの内圧クリープ破断強度はB含有量、Ti含有量、Nb含有量、結晶粒度で説明できそうである。本分析結果からはP含有量の効果がみられなかったが、これは6次材以降の本分析に用いた入力データのP含有量にほとんど変動がないためであると思われる。

### 4.2 回帰誤差の検討

回帰の誤差について若干の検討を行った。図1～4に実測値と回帰式から求められた推定値の差と、推定値との関係を示す。 $F_0 = 1$ の場合と $F_0 = 2.5$ の場合について○印と△印で示している。650°Cの場合に $F_0 = 2.5$ の方が若干ばらついているが両者の違いは小さい。○印及び△印に添えた数字は表1の試料名を示す。650°C, 14試料の場合、9次53MK材

と 11 次 55MK 材については実測値と推定値の差が他のものに比べて大きく、得られた回帰式の要因以外にまだ取り込んでいない要因があるらしいことを示している（図 1）。  
675°C, 14 試料の場合は内圧クリープ破断強度全体に渡って等しいばらつきを示しており、良好な回帰が行われたことを示している（図 2）。しかし、冷間加工度の影響を加えた 19 試料について重回帰分析すると、本分析で用いたモデル式(1)では冷間加工度の効果を十分には吸収できないようで、かなりのばらつきを示し（図 3 及び 4），14 試料の場合に比べて回帰式の標準誤差が大きい（表 2～5）。

図 5～8 は、回帰式から求められた推定値と実測値との関係を示している。14 試料について得られた回帰式はかなり良好である（図 5 及び 6）。しかし、冷間加工度の影響を加えた 19 試料について得られた回帰式では高強度材で回帰が十分とは言えない（図 7 及び 8）。本分析で用いた回帰モデル式(1)は高強度側での要因を十分にとらえていないようである。検討した要因が不足していたのか、要因に対する回帰式の形が不合理であったか等については明らかでない。内圧クリープ破断強度に対する各要因の関係が定量的に明らかになれば、更に良好な回帰式が得られると想像される。

## 5. まとめ

第 6 次～12 次の燃料被覆管の内圧クリープ破断強度推定値に及ぼす要因の影響を明らかにすることを目的として重回帰分析による検討を行った。その結果、650°C, 7,560h の内圧クリープ破断強度は B 含有量、Ti 含有量、Nb 含有量及び冷間加工度で、675°C, 17,760h の内圧クリープ破断強度は B 含有量、Ti 含有量、Nb 含有量及び結晶粒度で説明できることがわかった。なお、本分析においては内圧クリープ破断強度に影響すると思われる要因（P 含有量など）の効果がみられなかったが、これはこれら要因の入力データの変動が小さかったためと思われる。

## 参考文献

- 1) J. K. Lai, CERL internal memorandum, (1978).
- 2) 藤原ら, 鉄と鋼, 60(1974), S247.
- 3) 行俊ら, 耐熱金属材料研究委員会報告, 14(1973), 19.
- 4) 太田ら, 鉄と鋼, 61(1975), S227.
- 5) 内田ら, 同, 60(1974), S246.
- 6) 太田ら, 耐熱金属材料研究委員会報告, 15(1974), 243.
- 7) 行俊ら, 同, 9(1968), 139.
- 8) 古田ら, 鉄と鋼, 59(1973), 949.
- 9) 太田ら, 耐熱金属材料研究委員会報告, 13(1972), 127.
- 10) 太田ら, 鉄と鋼, 58(1972), S530.
- 11) 太田ら, 耐熱金属材料研究委員会報告, 14(1973), 7
- 12) 依田, 田中, 八木, 久保, 大場, 金材技研受託研究報告書, “高速炉燃料被覆管のクリープ試験(第8次)”, (SJ255 79-01).
- 13) 田中ら, 動燃報告書, “高速炉用燃料被覆管のクリープ試験(第9次クリープ試験)”, (SN241 81-08).
- 14) 田中ら, 同, (第10次クリープ試験), (SN241 81-31).
- 15) 田中ら, 同, (第6次クリープ試験), (SN-241-78-13).
- 16) 田中ら, 同, (第7次クリープ試験), (SN-241-79-29).
- 17) 田中ら, 同, (第8次クリープ試験), (SN 241 80-07).
- 18) 田中ら, 同, (第9次クリープ試験)(2)——冷間加工度の影響  
——, (SN241 81-15).
- 19) 田中ら, 同, (第11次クリープ試験), (PNC SN241 82-24).
- 20) 芳賀敏郎, 橋本茂司, “回帰分析と主成分分析”, (1980)日科技連。

表1 重回帰分析のための説明変数と被説明変数としての入力データ

試作管		説 明 変 数						被 説 明 変 数		
		主要化学成分 (wt%)				冷間加工度 (%)	溶体化処理温度 (°C)	結晶粒度 (No.)	内圧クリープ破断強度の推定値 (kgf/mm²)	
次	管名	P	B	Ti	Nb				650°C, 7,560h	675°C, 17,760h
1	A	0.026	0.0010	—	—	12.7	—	9.0	15.4	10.2
	B	0.002	0.0002	—	—	13.8	—	7.0	11.9	7.6
2	A	0.019	0.0010	—	—	7.2	—	9.0	14.2	7.5
	B	0.003	0.0002	—	—	9.0	—	7.0	10.6	5.9
3	A	0.018	0.0013	—	—	10.0	1,010°C×2min	9.0	14.1	9.0
	B	0.019	0.0002	—	—	12.0	990°C×4min	9.0	8.2	4.0
4	A	0.010	0.0004	—	—	17.5	1,020°C×2min	9.0	6.6	3.5
	B	0.008	0.0002	—	—	20.0	1,000°C×2min	8.0	5.9	3.3
5	MK	0.011	0.0003	—	—	18.0	—	9.5	6.5	3.5
	MS 1·2	0.022	0.0001	—	—	21.0	1,020°C×2min	7.0	12.0	7.0
6	MK 1	0.010	0.0008	0.005	0.010	20.0	1,125°C×3min	7.5	13.0	7.8
	MS 3	0.018	0.0010	0.002	0.002	20.0	1,020°C×1.5min	8.0	12.2	7.1
7	MK	0.027	0.0020	0.003	0.005	20.0	1,075°C×0.6min	8.3	15.1	8.5
	MS	0.029	0.0012	0.003	0.002	21.0	1,020°C×1min	8.3	13.7	7.9
8	51MK	0.028	0.0026	0.004	≤0.005	20.0	1,055°C×0.6min	8.8	14.6	7.8
	52MS	0.027	0.0023	0.024	0.002	19.3	1,020°C×1min	9.7	16.6	8.4

表1の続き(1)

試作管		説明変数							被説明変数	
		主要化学成分 (tw%)				冷間加工度 (%)	溶体化処理温度 (°C)	結晶粒度 (No.)	内圧クリープ破断強度の推定値 (kgf/mm²)	
次	管名	P	B	Ti	Nb				650°C, 7,560h	675°C, 17,760h
9	53 MK	0.025	0.0031	0.080	0.040	2.0.0	1,050°C×0.56min	8.5	18.4	11.6
	53 MS	0.025	0.0024	0.067	<0.002	18.6	1,040°C×1min	8.4	18.5	10.8
10	54 MK	0.028	0.0054	0.084	0.042	2.0.0	1,080°C×1min	8.6	22.4	13.5
	54 MS	0.024	0.0037	0.078	0.073	2.0.0	1,080°C×0.5min	8.5	22.0	13.4
11	55 MK	0.028	0.0031	0.080	0.079	2.0.0	1,080°C×2min	8.9	23.6	14.1
	55 MS	0.030	0.0039	0.097	0.070	19.2	1,085°C×1min	8.3	22.9	13.3
12	56 JK	0.026	0.0040	0.065	0.047	19.4	1,050°C×2min	8.3	21.0	12.7
	56 JS	0.025	0.0032	0.097	0.063	21.4	1,080°C×1min	9.0	21.1	12.9
9*	K 30	0.023	0.0031	0.010	<0.005	0	1,035°C×0.54min	8.8	11.0	8.0
	K 315	0.024	0.0032	0.012	<0.005	16.5	1,035°C×0.48min	8.5	16.4	10.5
	K 3b	0.024	0.0032	0.011	<0.005	2.0.0	1,035°C×0.56min	8.3	16.1	9.5
	S 30	0.026	0.0028	0.056	0.002	0	1,060°C×1min	7.4	16.8	11.5
	S 315	0.026	0.0029	0.055	0.002	16.0	1,060°C×1min	7.6	21.7	13.6

\* 冷間加工度の影響について特に検討した。

表2. 回帰式を  $Y_1 = b_0 + b_1 \cdot XP + b_2 \cdot XB + b_3 \cdot XT + b_4 \cdot XN + b_5 \cdot XS + b_6 \cdot XG$  ( $Y_1 : 650^{\circ}\text{C}, 7,560\text{h}$  の内圧クリープ  
破断強度の推定値)とした場合の回帰係数の検定結果 — 冷間加工度の影響を除いた場合。

$F_o$	回 帰 係 数 <sup>*</sup>							回帰式の標準誤差
	$b_0$ (定数)	$b_1$ (P)	$b$ (B)	$b_3$ (TL)	$b_4$ (Nb)	$b_5$ (溶体化処理条件)	$b_6$ (結晶粒度)	
1.0	-12.011	$1.736 \times 10^2$	$0.631 \times 10^3$	$0.453 \times 10^2$	$0.331 \times 10^2$	0.781	0**	0.998
2.5	-12.058	0**	$1.038 \times 10^3$	$0.390 \times 10^2$	$0.436 \times 10^2$	0**	0**	1.092

\* : 回帰係数の値は、変数データを加工して計算したことがわかるような表現で示した。

\*\* : 回帰係数のF分布の値 <  $F_o$ 。

表3. 回帰式を  $Y_2 = b_0 + b_1 \cdot XP + b_2 \cdot B + b_3 \cdot XT + b_4 \cdot XN + b_5 \cdot XS + b_6 \cdot XG$  ( $Y_2 : 675^{\circ}\text{C}, 17,760\text{ h}$  の内圧クリープ破断強度の推定値)とした場合の回帰係数の検定結果 — 冷間加工度の影響を除いた場合。

F <sub>o</sub>	回 帰 係 数*							回帰式の標準誤差
	b <sub>0</sub> (定数)	b <sub>1</sub> (P)	b (B)	b <sub>3</sub> (Nb)	b <sub>4</sub> (Nb)	b <sub>5</sub> (溶体化処理条件)	b <sub>6</sub> (結晶粒度)	
1.0	6.889	0**	$0.465 \times 10^3$	$0.306 \times 10^2$	$0.322 \times 10^2$	0**	0**	0.550
2.5	6.889	0**	$0.465 \times 10^3$	$0.306 \times 10^2$	$0.322 \times 10^2$	0**	0**	0.550

\* : 回帰係数の値は、変数データを加工して計算したことがわかるような表現で示した。

\*\* : 回帰係数の F 分布の値 < F<sub>o</sub>。

表 4. 回帰式を  $Y_1 = b_0 + b_1 \cdot XP + b_2 \cdot XB + b_3 \cdot XT + b_4 \cdot XN + b_5 \cdot XR + b_6 \cdot XS + b_7 \cdot XG$  ( $Y_1 : 650^{\circ}\text{C}, 7,560\text{ h}$  の内圧クリープ破断強度の推定値)とした場合の回帰係数の検定結果 - 冷却加工度の影響に関する検討のデータも加えた場合。

$F_0$	回 帰 係 数 *								回帰式の標準誤差
	$b_0$ (定 数)	$b_1$ (P)	$b_2$ (B)	$b_3$ (Ti)	$b_4$ (Nb)	$b_5$ (冷間加工度)	$b_6$ (溶 化 処理 条件)	$b_7$ (結晶粒度)	
1.0	-12.061	$2.130 \times 10^2$	$0.860 \times 10^3$	$0.607 \times 10^2$	0 **	$1.558 \times 10^{-1}$	0.870	-0.763	1.453
2.5	9.178	0 **	$0.926 \times 10^3$	$0.738 \times 10^2$	0 **	$1.549 \times 10^{-1}$	0 **	0 **	1.547

\* : 回帰係数の値は、変数データを加工して計算したことがわかるような表現で示した。

\*\* : 回帰係数の F 分布の値 <  $F_0$  。

表5. 回帰式を  $Y_2 = b_0 + b_1 \cdot XP + b_2 \cdot XB + b_3 \cdot XT + b_4 \cdot XN + b_5 \cdot XR + b_6 \cdot XS + b_7 \cdot XG$  (YZ : 675°C, 17,760 h の内圧クリープ破断強度の推定値)とした場合の回帰係数の検定結果 - 冷間加工度の影響に関する検討データも加えた場合。

$F_0$	回 帰 係 数 *								回帰式の標準誤差
	$b_0$ (定 数)	$b_1$ (P)	$b_2$ (B)	$b_3$ (Ti)	$b_4$ (Nb)	$b_5$ (冷間加工度)	$b_6$ (溶 処理 条件化)	$b_7$ (結晶粒度)	
1.0	13.177	0 **	$0.686 \times 10^3$	$0.483 \times 10^2$	0 **	0 **	0 **	-0.781	0.918
2.5	13.177	0 **	$0.686 \times 10^3$	$0.483 \times 10^2$	0 **	0 **	0 **	-0.781	0.918

\* : 回帰係数の値は、変数データを加工して計算したことがわかるような表現で示した。

\*\* : 回帰係数のF分布の値 <  $F_0$ 。

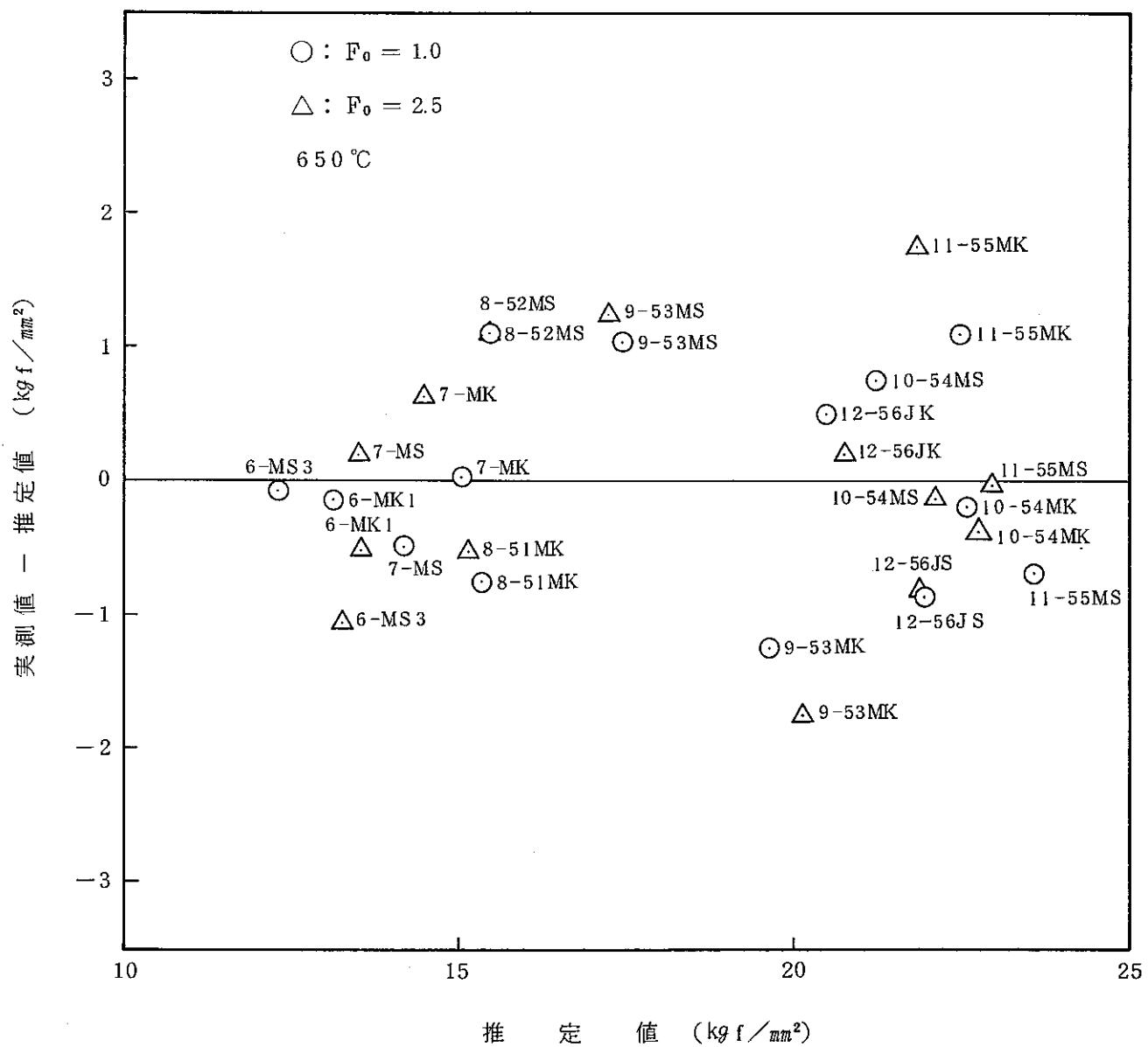


図 1. 実測値と回帰式から求められた推定値の差と推定値の関係 —

650 °C, 7560 h で冷間加工度の影響を除いた 14 試料の場合。

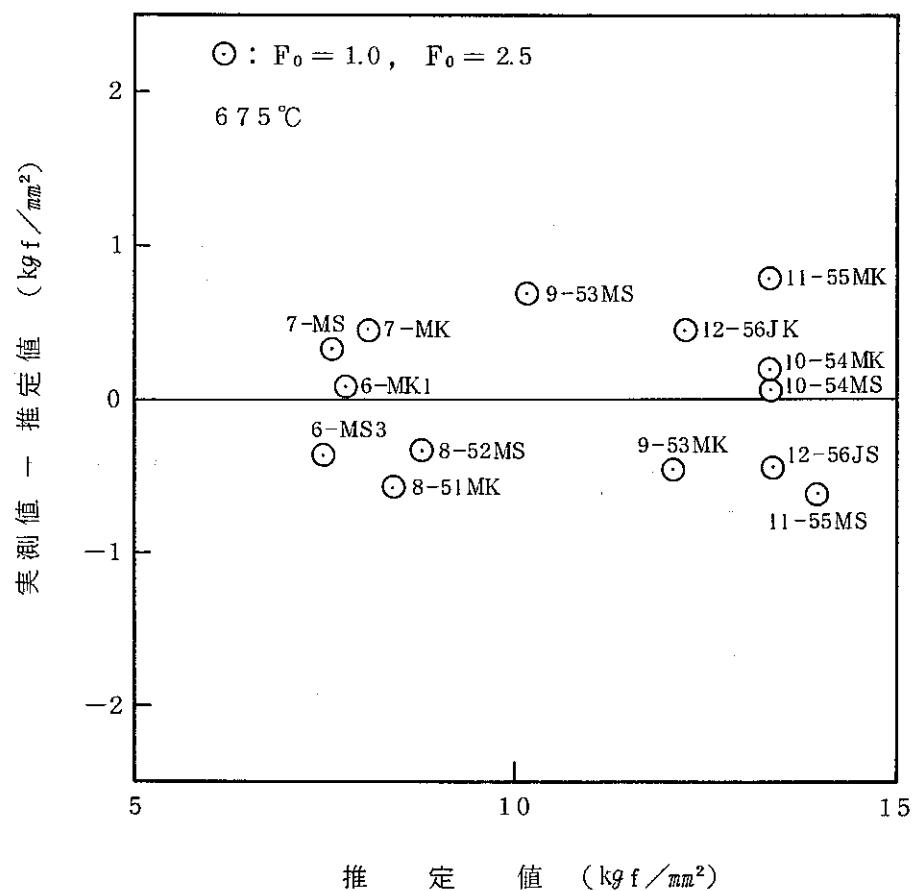


図2. 実測値と回帰式から求められた推定値の差と推定値との関係——  
675 °C, 17760 h で冷間加工度の影響を除いた 14 試料の場合。

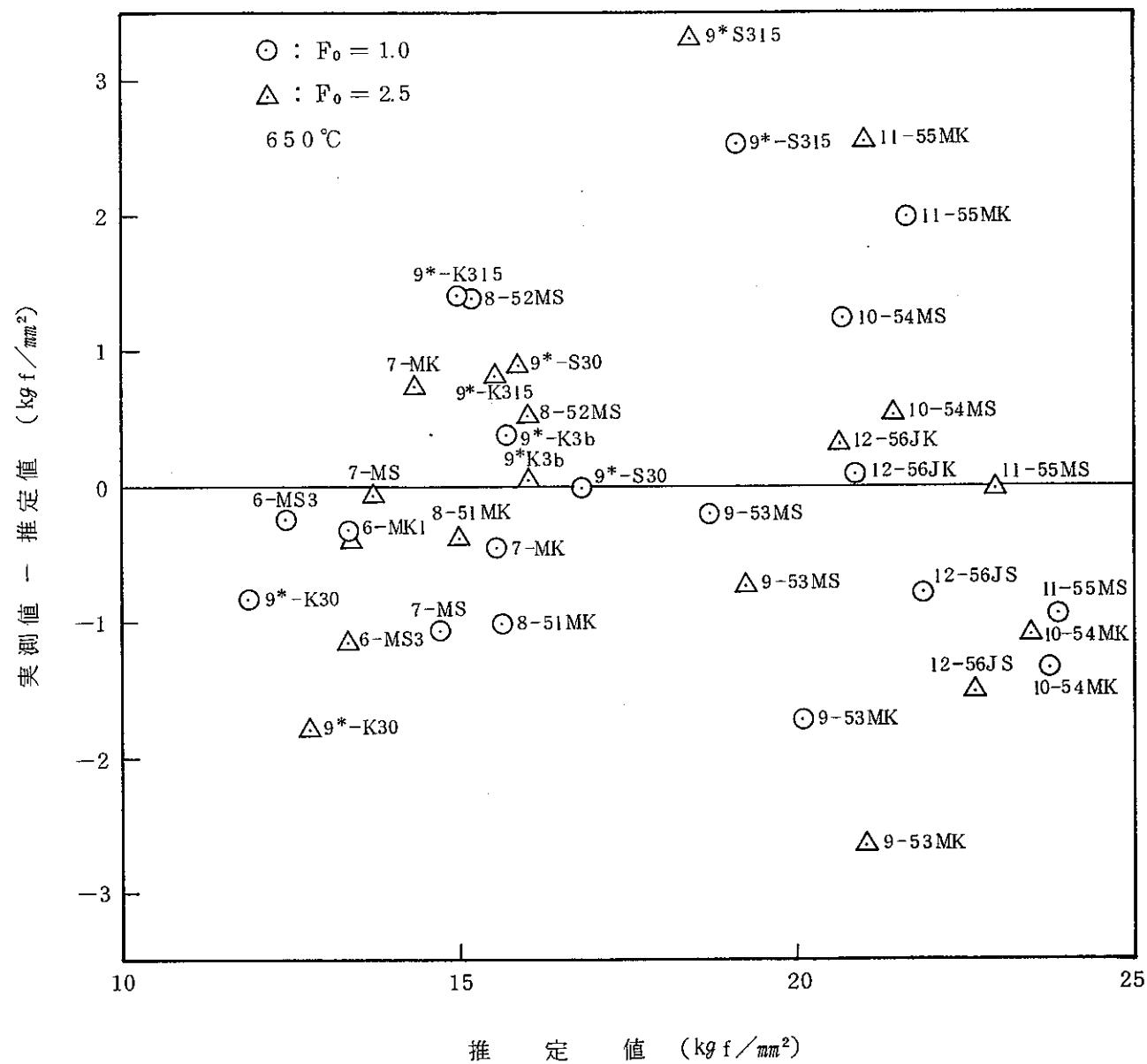
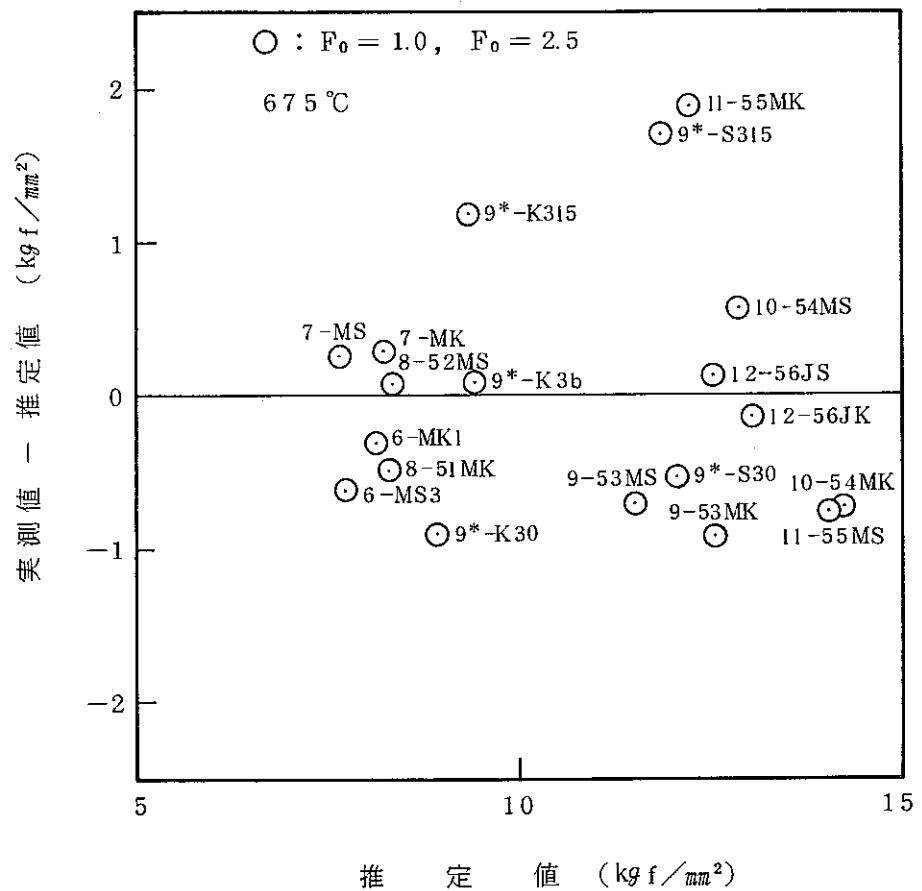


図3. 実測値と回帰式から求められた推定値の差と推定値との関係――

650 °C, 7560 h で冷間加工度の影響を加えた 19 試料の場合。



$$Y_1 = 12.058 + 1.038 \times (10^3 \cdot X_B) + 0.390 \times (10^2 \cdot X_T) + 0.436 \times (10^2 \cdot X_N)$$

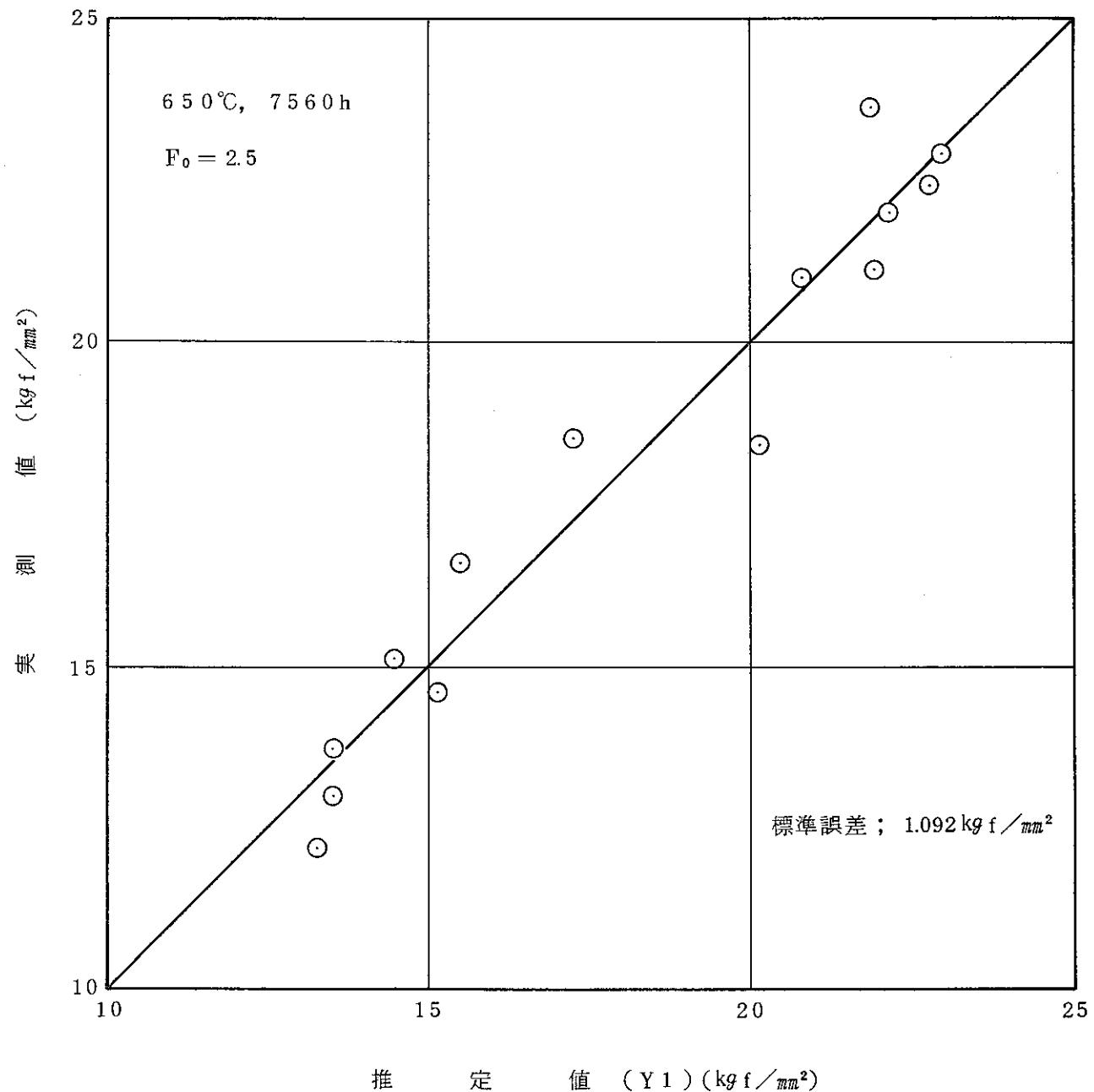


図 5. 650°C, 7560 h の内圧クリープ破断強度に関して得られた回帰式の推定値と実測値との関係 —— 冷間加工度の影響を除いた 14 試料の場合。

$$Y_2 = 6.889 + 0.465 \times (10^3 \cdot X_B) + 0.306 \times (10^2 \cdot X_T) + 0.322 \times (10^2 \cdot X_N)$$

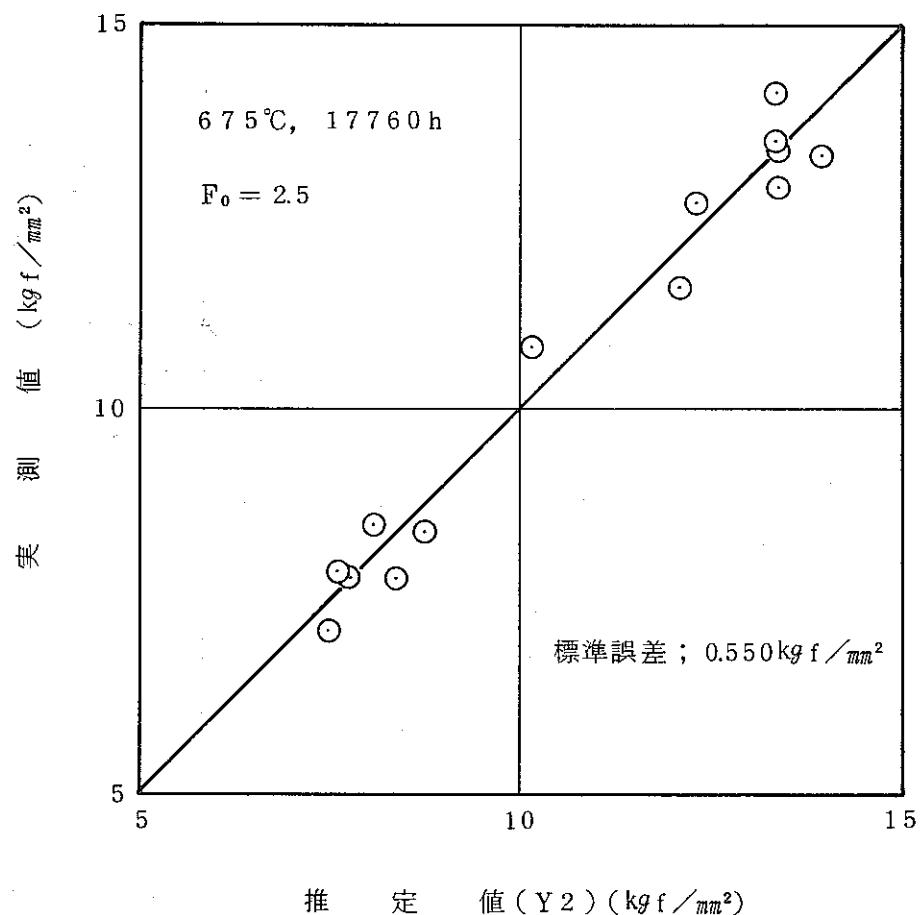


図6. 675°C, 17760 h の内圧クリープ破断強度に関して得られた回帰式の推定値と実測値との関係 —— 冷間加工度の影響を除いた 14 試料の場合。

$$Y_1 = 9.178 + 0.926 \times (10^3 \cdot XB) + 0.738 \times (10^2 \cdot XT) + 1.549 \times (10^{-1} \cdot XR)$$

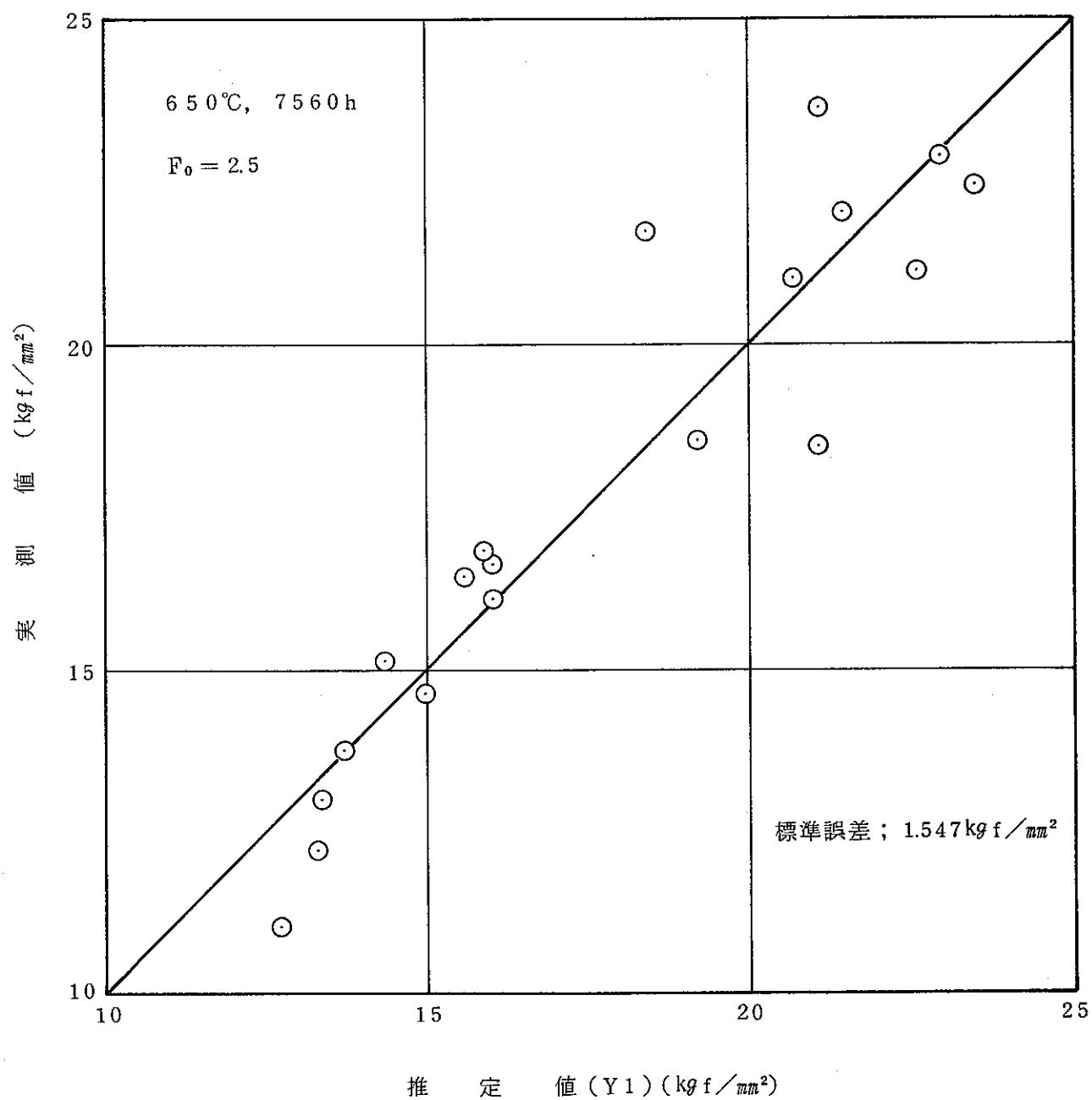


図 7. 650°C, 7560 h の内圧クリープ破断強度に関して得られた回帰式の推定値と実測値との関係——冷間加工度の影響を加えた 19 試料の場合。

$$Y_2 = 13.177 + 0.686 \times (10^3 \cdot XB) + 0.483 \times (10^2 \cdot XT) - 0.781 \cdot XG$$

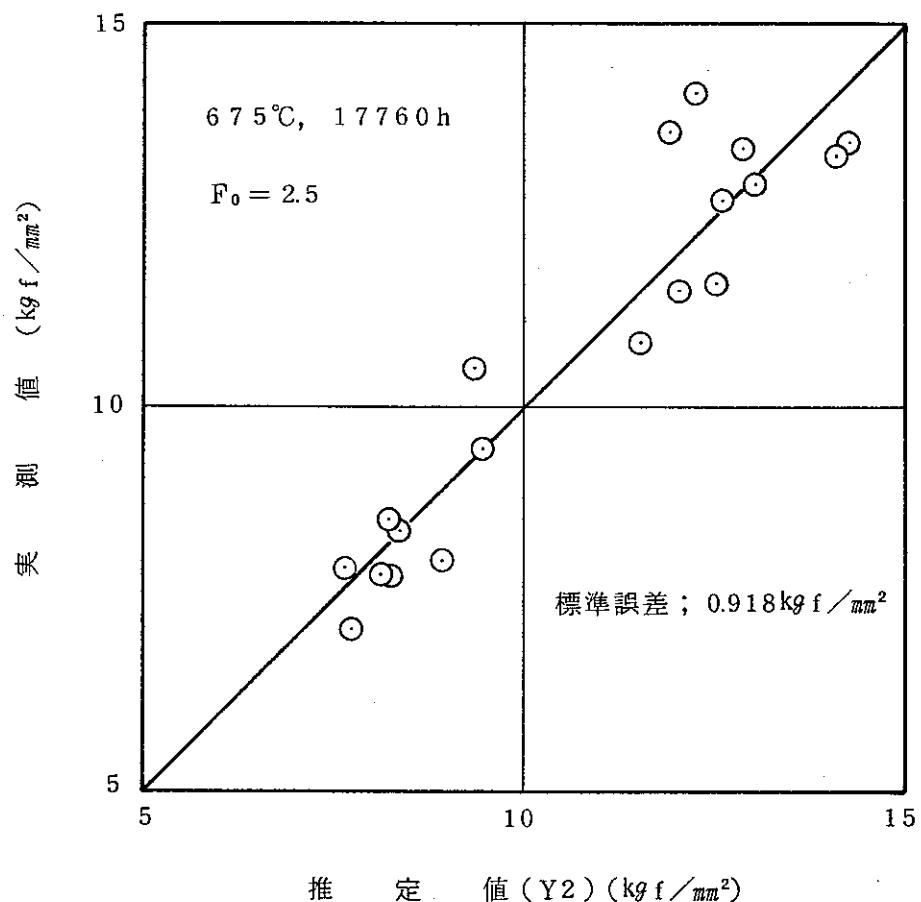


図 8. 675°C, 17760 h の内圧クリープ破断強度に関して得られた回帰式の推定値と実測値との関係 —— 冷間加工度の影響を加えた 19 試料の場合。