

Reprinted from  
JOURNAL OF  
THE SOCIETY OF MATERIALS SCIENCE  
JAPAN  
vol. 23, No. 252, pp. 789~795  
Sep. 1974,

材 料 別 冊

第 23 卷 第 252 号

789 ~ 795 ページ

昭和 49 年 9 月

超高压厚肉円筒の内圧疲労挙動\*

山 口 喜 弘\*\* 服 部 重 夫\*\*\* 柳 井 博\*\*\*\*

Fatigue Strength of Thick Wall Cylinders Subjected to  
Very High Internal Pressures

by

Yoshihiro YAMAGUCHI, Shigeo HATTORI  
(Central Research Laboratory, Kobe Steel, Ltd., Kobe)  
and Hiroshi YANAI  
(Structural Engineering Laboratory, Kobe Steel, Ltd., Amagasaki)

## 超高压厚肉円筒の内圧疲労挙動\*

山口 喜 弘\*\* 服 部 重 夫\*\*\* 柳 井 博\*\*\*\*

Fatigue Strength of Thick Wall Cylinders Subjected to  
Very High Internal Pressures

by

Yoshihiro YAMAGUCHI, Shigeo HATTORI  
(Central Research Laboratory, Kobe Steel, Ltd., Kobe)  
and Hiroshi YANAI  
(Structural Engineering Laboratory, Kobe Steel, Ltd., Amagasaki)

Recently, very high fluid pressure is being used in some chemical and metal working processes. The fatigue design of a very high pressure container is one of the most important works for applying these processes to industrial fields.

The object of the present work is to study experimentally the effects of cylinder material, diameter ratio, inner bore protection and mean hoop stress on the fatigue behaviour of elastic open-ended thick wall cylinders subjected to very high internal pressures. Cylinders with the diameter ratio from 1.4 to 1.8 made from 0.4% C-Ni-Cr-Mo steel (SNCM8), 18 Ni maraging steel (KMS18-17) and 1.5% C-12% Cr tool steel (SKD11) were tested. The inner bores of some monobloc cylinders were protected by an elastmer film. The compressive mean hoop stress was applied by autofrettaging and static fluid supporting.

From the viewpoint of hoop stress at inner bore, the fatigue strength of the monobloc cylinders decreases with the diameter ratio. The protection of the bore surface with the elastmer film is effective to improve the fatigue life of the cylinders because the elastmer prevents the penetration of high pressure liquid into the fatigue crack. It seems, however, that long fatigue lives cannot be achieved with simple monobloc cylinders made from any kind of high strength material under very high cyclic internal pressure. On this point of view, prestressing is a powerful means for obtaining long life. The test results show that the fatigue life of the cylinder is significantly improved with the compressive mean hoop stress. The effect of the mean hoop stress on fatigue life becomes larger as the static strength of the cylinder materials increases.

The autofrettaged cylinder has long fatigue life in comparison with nonautofrettaged one, but the effect of autofrettage is far less than that of fluid supporting. This trend may be caused by the redistribution of residual stress of the autofrettaged cylinder during pressure cycling.

When the cylinders made from the hard tool steel are sufficiently strengthened in hoop direction, axial tensile stress at sealing position of inner bore causes a circumferential cracking of the cylinders.

(Received Apr. 11, 1974)

## 1 緒 言

近年、高圧化学の分野のみならず、超高压流体を用いた塑性加工や粉体成形、超高压水ジェット加工等に超高压容器が利用されつつあり、その疲労設計が望まれるが、繰返し内圧をうける超高压厚肉円筒の内圧疲

勞挙動については不明の点が多く残されている。特に 10 000 kg/cm<sup>2</sup> を越える繰返し内圧を受ける円筒の疲労に関しては公表された研究は皆無に近い。厚肉円筒の内圧疲労は基本的には多軸応力下のそれであり、かつ疲労の平均応力依存性、異方性のほかに圧力媒体の効果を考慮する必要があり、そのような複雑さが厚肉円筒の内圧疲労現象の究明を困難にしているものと思われる。

\* 原稿受理 昭和49年4月11日

\*\* 正 会 員 (株)神戸製鋼所中央研究所 神戸市葦合区脇浜町

\*\*\* (株)神戸製鋼所中央研究所 神戸市葦合区脇浜町

\*\*\*\* (株)神戸製鋼所構造研究所 尼崎市道竜町

Table I. Chemical composition and heat treatment of steels tested.

Steels	Chemical composition (%)											Heat treatment	
	C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Mo	V	Co	Ti		Al
JIS SNCM 8	0.40	0.20	0.70	0.015	0.015	1.80	0.80	0.20	—	—	—	0.030	Oil-hardened from 850°C Tempered at 625°C
KMS 18-17*	0.01	0.10	0.10	0.007	0.005	18.0	—	5.0	—	8.0	0.40	0.10	Solution annealed at 815°C Age-hardened at 500°C
JIS SKD 11	1.55	0.36	0.38	0.023	0.008	0.11	11.54	0.83	0.26	—	—	—	Air-cooled from 1020°C Tempered at 575°C

\* Kobe Maraging Steel 250 ksi grade

ここでは上記内圧疲労現象の究明を目的として試作した実験装置およびそれから得られたいくつかの実験結果を中心とし、厚肉円筒の疲労挙動を検討する。

## 2 実 験

### 2.1 供試材

円筒構成材料として、高張力鋼 SNCM 8, 超高張力鋼 KMS 18-17 マルエージング鋼, 工具鋼 SKD 11 の3種の高強度鋼を選択し、実験に供した。Table I にそれらの化学成分を、Table II に機械的性質を示す。この中で SKD 11 の耐力については圧縮側の値を示している。

Table II. Mechanical properties of steels tested.

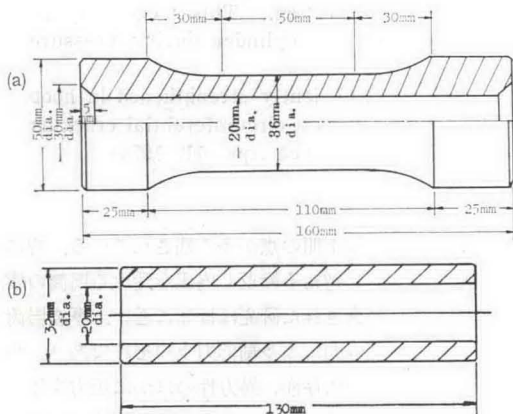
Steels	Ultimate tensile strength $\sigma_B$ (kg/mm <sup>2</sup> )	0.2 per cent proof stress $\sigma_{0.2}$ (kg/mm <sup>2</sup> )	Reduction in area $\phi$ (%)	Vickers hardness number $H_V$
SNCM 8	121.0	112.3	59.4	360
KMS 18-17	176.1	171.0	59.8	550
SKD 11	—	240.0	—	750

### 2.2 試験円筒および装置

内圧疲労試験は繰返し内圧だけを負荷する単体円筒と、外壁側にも静外圧を与える外壁液圧支持円筒の兩者をとりあげ、主として平均応力の影響について検討した。単体円筒の形状は Fig. 1(a) に示す外径内径比

( $K$ 値) 1.8の円筒と、同一内径で $K$ 値1.4の円筒を用い、一方、外壁液圧支持円筒として Fig. 1(b) に示す $K$ 値1.6の円筒を使用した。なお兩者とも内外壁は平滑とし、なかでも内壁の表面あらさは $R_{max}1.5\mu$ 以内に仕上げた。

Fig. 2 および 3 は試作した内圧疲労試験治具の概念図で、Fig. 2 は単体円筒試験用、Fig. 3 は外壁液圧支持円筒の試験治具である。繰返し内圧は島津サーボバルサ EH-20 疲労試験機を使用し、ステムを介して円筒内に与えられる。繰返し速度は 15~20 cpm とし、内圧用圧力媒体にはひまし油を使用した。一方支持圧は外部増圧機から送られる低圧を、治具内におかれてある環状プランジヤで増圧し円筒外壁に与えられる。なお支持圧は試験中一定値を保つ必要があり、漏洩を防ぐため圧力媒体として常温で粘調な性質を有するラード(牛脂)を使用した。シールは内壁部のステム摺動部のみ多段Vパッキンを用い、他の固定部はOリング、テフロンおよび銅合金製バックアップリングを組み合わせ、最高内圧 15 000 kg/cm<sup>2</sup> までの試験に供した。Fig. 4 はこのV型パッキンの摩擦損失を示すもので、静的負荷、動的負荷の兩者とも約10%の摩擦損失がみられる。また Fig. 5 は本実験中に得られた摺動



(a) Monobloc cylinder (diameter ratio 1.8)  
(b) Fluid supported cylinder (diameter ratio 1.6)

Fig. 1. Test cylinders.

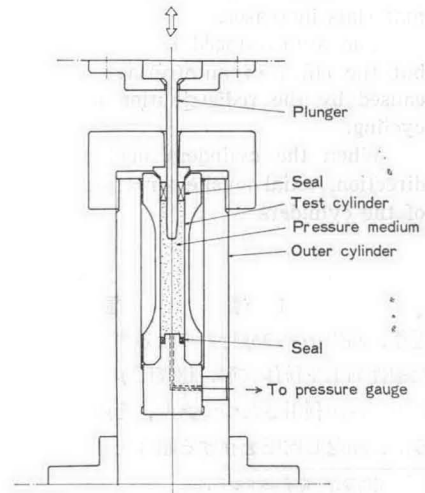


Fig. 2. Schematic diagram of fatigue test rig for monobloc cylinders.

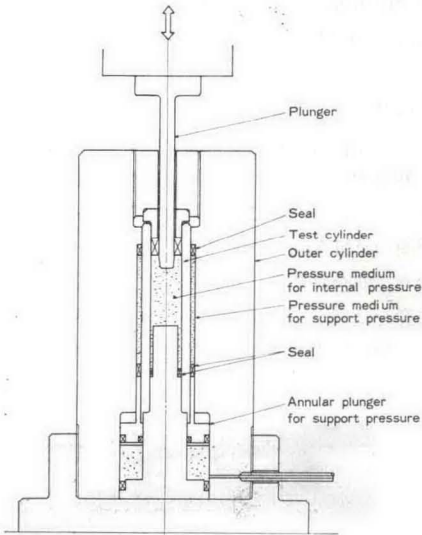


Fig. 3. Schematic diagram of fatigue test rig for fluid supported cylinders.

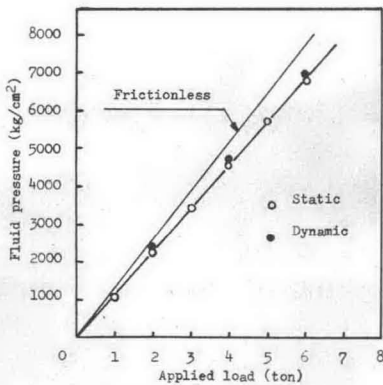


Fig. 4. Applied load-pressure diagram.

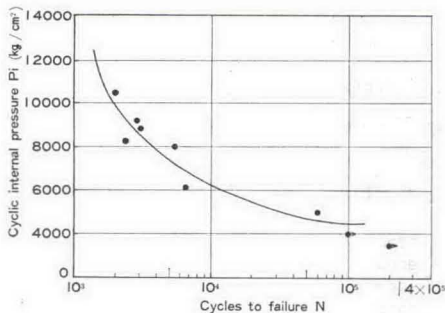


Fig. 5. Life of high pressure seals.

部Vパッキンの寿命-圧力線図を示す。

圧力測定は分銅式親標準で校正した抵抗線ひずみゲージ利用の神鋼式圧力計を用いた。

2.3 実験条件

単体円筒の実験として、 $K$ 値1.4と1.8の円筒で外

径内径比の影響を、また $K$ 値1.8の自緊円筒を用いて自緊残留応力の効果を、さらに SNCM 8 製円筒の内壁にフッソゴムを基材としたエラストマペイント（引張強度  $20 \text{ kg/cm}^2$ 、伸び  $100\sim 200\%$ ）を塗布し、圧力媒体の接触による劣化効果を検討した。なお、SKD 11 については引張りに対しきわめてもろく不安定であり、単体円筒として使用されることもないと思われるので、ここでは除いた。

一方、外壁液圧支持円筒では $K$ 値1.6一定とし、支持圧を数水準として平均応力の効果を検討した。Fig. 6 は内壁に作用する円周方向応力および最大せん断応力の繰返し応力状態を示す模式図である。すなわち、繰返し内圧一定の条件下においての、支持圧の増大に伴う各応力水準（平均応力）の変化と、ある支持圧のもとでの各応力の時間変化を示している。

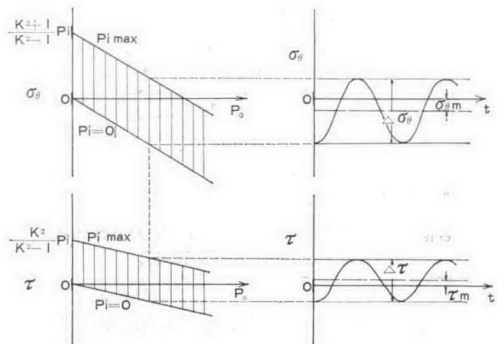


Fig. 6. Stress changes in the bore of a thick wall cylinders subjected to internal pressure between 0 and  $P_{i \max}$ .

ここで記号の説明をまとめておく。

$K$  : 外径内径比

$P_i$  : 繰返し内圧

$P_{i \max}$  : 繰返し内圧の最大値

$P_0$  : 支持圧

$\sigma_\theta$  : 円周方向応力（ここでは特に内壁部応力をさす）

$\tau$  : 最大せん断応力（ここでは特に内壁部応力をさす）

$\Delta\sigma_\theta$  : 内壁における円周方向応力範囲

$\Delta\tau$  : 内壁における最大せん断応力範囲

$\sigma_{\theta m}$  : 内壁における平均円周方向応力

$\tau_m$  : 内壁における平均せん断応力

なお、両円筒とも両端開放円筒で、主に弾性範囲内での実験を行なった。

3 結果および考察

3.1 単体円筒の内圧疲労

先の実験条件をもとに行なった内圧疲労試験結果を Fig. 7 (SNCM 8), Fig. 8 (KMS 18-17) に示す。

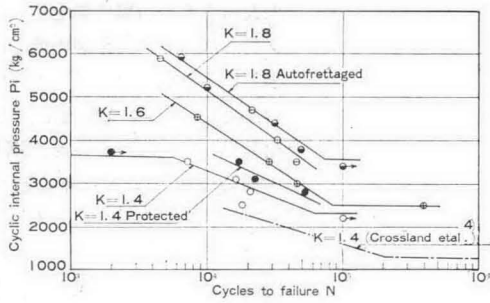


Fig. 7. Cyclic internal pressure tests on monobloc cylinders made from SNCM 8.

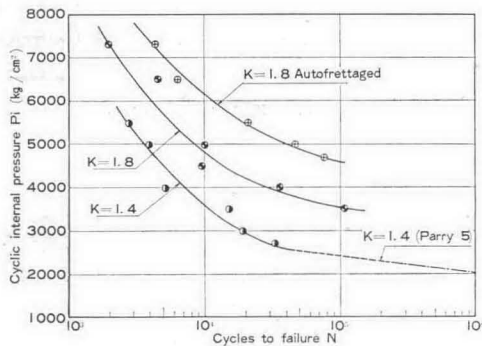


Fig. 8. Cyclic internal pressure tests on monobloc cylinders made from KMS 18-17.

この両図より得られた結果は次の3点に要約される。

(1)  $K$  値の効果

内壁部の円周方向応力および最大せん断応力は次式で与えられる。

$$\sigma_{\theta} = \frac{K^2 + 1}{K^2 - 1} P_i$$

$$\tau = \frac{\sigma_{\theta} - \sigma_r}{2} = \frac{K^2}{K^2 - 1} P_i$$

したがって、 $K$  値が 1.4 から 1.8 に増大すれば、同一圧力でも内壁部作用応力は減少するため見掛け上の疲労強度は増加する。

一方、円筒の内圧疲労を支配する応力基準についての研究は Crossland<sup>4)6)</sup>らを中心に広く行なわれ、単体円筒の疲労強度に対しては最大せん断応力説が有力とされているが、本実験の範囲内では明確でない。

(2) 内壁保護の効果

Fig. 7 中に内壁保護の効果が示されており、この方法が寿命改善にかなり有効であることがわかる。ただ、保護用ペイントは円筒破壊前に破損を生じるため、定量的な評価は困難なようである。

(3) 自緊の効果

自緊の効果は両鋼種とも明確であるが、特に KMS 18-17 において顕著である。なお、この自緊は両者ともあらかじめ肉厚の 80% 塑性域を目標とし、得られた

内壁部円周方向残留応力は SNCM 8 製円筒で  $-70 \text{ kg/mm}^2$ 、KMS 18-17 製円筒で  $-110 \text{ kg/mm}^2$  程度であった。

Fig. 9, 10 (a) は単体円筒の代表的な破壊形態を示している。比較的低強度の SNCM 8 製円筒では疲労き裂が外壁まで到達し、不安定ぜい性破壊を生じる前に漏れているのに対して、高強度の KMS 18-17 では試験円筒のほぼ全長にわたって不安定ぜい性破壊を伴っており、安全設計上、材料の選択、円筒構成法に十分な注意をはらう必要がある。Fig. 10(b) は KMS 18-17 製円筒の破面で典型的な疲労破壊を呈している。

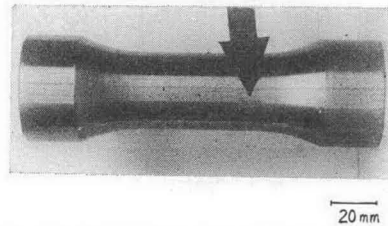


Fig. 9. Typical failure of monobloc cylinder made from SNCM 8.

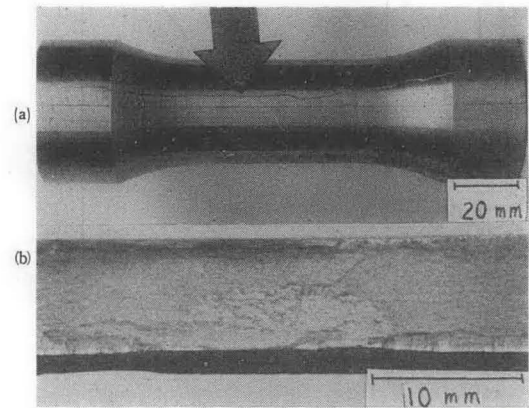


Fig. 10. Typical failure of monobloc cylinder made from KMS 18-17.

3・2 外壁液圧支持円筒の内圧疲労

Fig. 11~13 に外壁液圧支持円筒の内圧疲労試験結果を示す。パラメータとして内壁部の最大円周方向応力を取り、Fig. 11 (SNCM 8)、Fig. 12 (KMS 18-17)

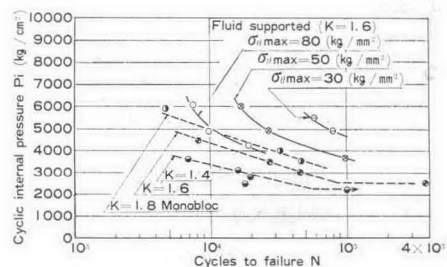


Fig. 11. Cyclic internal pressure tests on fluid supported cylinders made from SNCM 8.

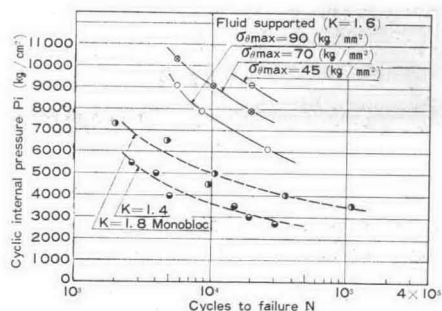


Fig. 12. Cyclic internal pressure tests on fluid supported cylinders made from KMS 18-17.

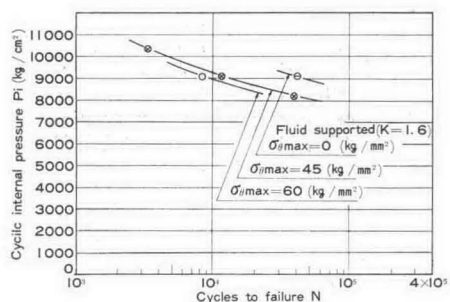


Fig. 13. Cyclic internal pressure tests on fluid supported cylinders made from SKD 11.

中には単体円筒の結果も破線で併記した。これらの図から明らかのように、支持圧を高くするほど、すなわち最大円周方向応力を小さくするほど疲労強度は増大することがわかる。さらに支持圧の効果を平均応力の効果として明確にするために繰返し数 $N$ をパラメータとし、一例として縦軸に内壁における円周方向応力範囲を、横軸にその平均応力を用いて整理したのがFig. 14~16である。これらの図より内圧疲労に及ぼす平均応力の効果は明りょうであるが、この整理法では単体円筒における $K$ 値依存性について若干問題を残しているようである。図中破線で示した静的降伏限界は $K$ 値1.6の円筒について、Trescaの降伏基準に基づい

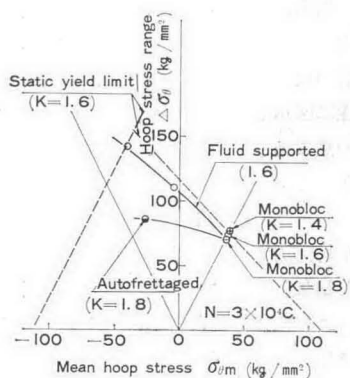


Fig. 14.  $\sigma_{\theta m} - \Delta\sigma_{\theta}$  diagram of cylinders made from SNCM 8.

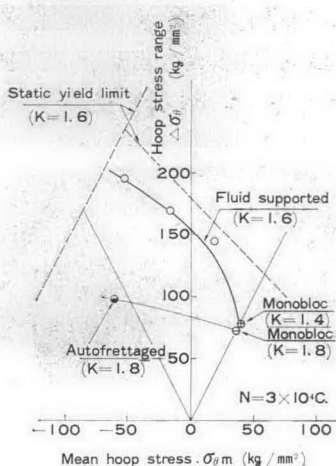


Fig. 15.  $\sigma_{\theta m} - \Delta\sigma_{\theta}$  diagram of cylinders made from KMS 18-17.

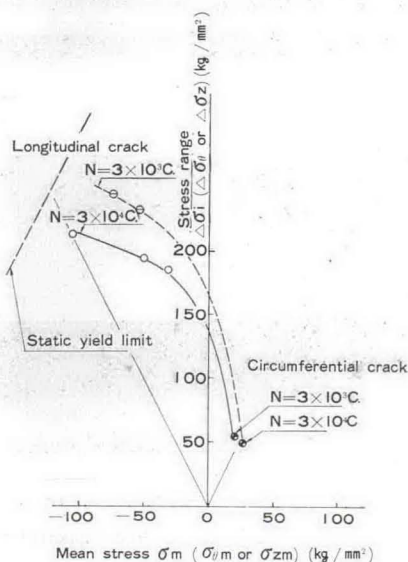


Fig. 16.  $\sigma_{\theta m} - \Delta\sigma_{\theta}$  diagram of cylinders made from SKD 11.

て計算した結果である。なお、Fig. 14 (SNCM 8), Fig. 15 (KMS 18-17) 中には自緊円筒の結果も図示されているが、初期残留応力が平均応力として寄与するとした結果では外壁液圧支持円筒の結果と大きな差を生じ、危険側の推定を与えることになる。

Fig. 17, 18 は KMS 18-17 と SKD 11 製外壁液圧支持円筒の破壊形態および破面を示すが、特に KMS 18-17 では単体円筒と異なり、疲労き裂が外壁まで貫通し、かつ、内壁部にき裂のほかにも多数のき裂がみられており、き裂進展速度に対し平均応力の効果が大きいことがわかる。一方、SKD 11 においては非常に硬くてもろいため破面全体がなめらかで、疲労の起点も不明りょうである。

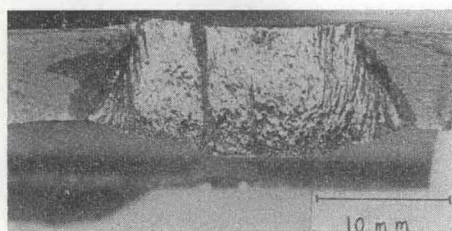
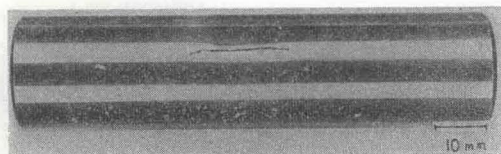


Fig. 17. Typical failure of fluid supported cylinder made from KMS 18-17.

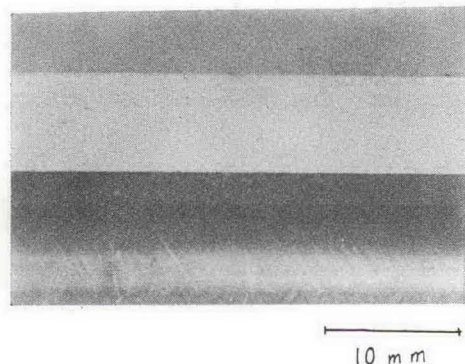
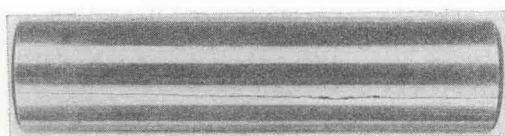


Fig. 18. Typical failure of fluid supported cylinder made from SKD 11.

以上は軸方向に平行な割れ形態を示す場合の結果であるが、本実験中 SKD 11 製円筒に支持圧を大きく負荷し平均応力を圧縮側にもちきたすと、ある条件のもとで割れの方向が軸方向から円周方向に変化することが認められた。この円周方向割れの例が Fig. 19 である。この原因は従来の平面応力の解では考えられなかったが、有限長さの円筒に有限幅の圧力が作用する場合の軸対称問題として解かれた結果、圧力境に軸方向引張力が生じており、これによって支配されているものと考えられる。Fig. 20 は試験円筒内壁に作用する各方向応力の軸方向分布を示す計算結果で(a)は内圧のみ、(b)は外圧のみ、(c)は円筒内壁の円周方向応力が 0 となる内外圧を受けた場合の応力分布を示す。なお、(a)図中破線で示した分布は有限要素法による解で、解

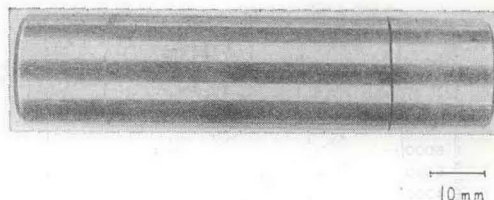


Fig. 19. Circumferential cracking of fluid supported cylinder made from SKD 11.

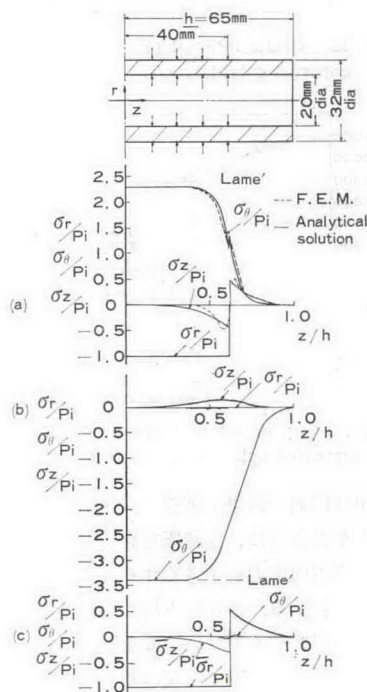


Fig. 20. Stress distribution of an open ended cylinder with finite length.

析解とよい対応を示している。これらから明らかのように、内圧だけを受ける場合にも軸方向引張応力が発生しているが、円周方向応力に比して充分小さいため一般には問題とならない。ところが、これに外圧を負荷して円周方向応力を低減していくと軸方向引張応力の方が大きくなり、破壊形態を支配することになる。この場合の疲労試験結果を円周方向応力が支配する場合と同様に図示したのが Fig. 16 中の Circumferential crack の点であり、最大主応力の条件下で同様に表示できるようである。

#### 4 結 言

各種平均応力下における厚肉円筒の内圧疲労試験を行なった結果、内圧疲労挙動に関するいくつかの知見を得た。これにより単体円筒はもちろん、焼ばめ、力ばめ、液圧支持等各種圧力容器構成法への疲労設計概念の導入の可能性が示された。今後は厚肉円筒の内圧疲労を支配する基準を明確にするとともに、自緊円筒

の内圧疲労挙動の適格な把握が必要であらう。

終わりに本研究を実施するにあたりご助言いただいた神戸製鋼顧問西原正夫博士をはじめ研究に協力いただいた諸氏に謝意を表します。

(昭和48年11月22日 シンポジウム「疲労における最近の諸問題」にて講演)

#### 参 考 文 献

- 1) 山口喜弘ら, 第50期日本機械学会講演論文集, No. 730-1, 157 (1973).
- 2) 山口喜弘ら, 第50期日本機械学会講演論文集, No. 730-1, 101 (1973).
- 3) 山口喜弘ら, 「最近の疲労における諸問題」日本材料学会シンポジウム (1973).
- 4) Morrison, J.L.M., and B. Crossland, *et al.*, Proc. IME, **170**, 697 (1956).
- 5) Parry, J.S.C., Proc. IME, **180-16**, 387 (1965-66).
- 6) Morrison, J.L.M., and B. Crossland, *et al.*, Proc. IME, **174**, 95 (1960).
- 7) 紫原正雄, 尾田十八, 機械学会論文集, **34-259**, 388 (1968).

